

REPUBLIQUE ALGERIENNE DÉMOCRATIQUE ET POPULAIRE

وزارة التعليم العالي و البحث العلمي

MINISTÈRE DE L'ENSEIGNEMENT SUPÉRIEUR ET DE LA RECHERCHE SCIENTIFIQUE

جامعة غليزان

UNIVERSITE DE RELIZANE

FACULTÉ DES SCIENCES ET TECHNOLOGIES

DÉPARTEMENT DE GÉNIE MÉCANIQUE



THESE DE DOCTORAT LMD 3^{ème} cycle

Filière : Génie mécanique

Spécialité : génie des matériaux

Présentée par ;

M^{elle} **BENZINEB Hayet**

Titre de la thèse :

Analyse de l'endommagement de l'adhésif d'une plaque corrodée et réparée sous chargement thermomécanique

Les membres des jurys :

Président	CHAOUCH DJAMEL	MCA	Univ. de Relizane
Examineur	MEDJDOUB SIDI MOHAMED	MCA	Univ. de Sidi Belabbes
Examineur	GHAZI ABDELKADER	MCA	Univ. de Mascara
Examinatrice	MAAROUF HAFIDA	MCA	Univ. d'Ain Timouchent
Directeur de thèse	BERRAHOU MOHAMED	MCA	Univ. de Relizane

Année universitaire : 2022/2023

Remerciements

Au bon Dieu ;

Mes parents ;

Ma famille ;

Mes amis ;

*Spécial remerciements aux jurys : Mr D. Chaouch autant que président,
Mr S. M. Medjdoub, Mr A. Ghazi et Mme H. Maarouf autant qu'examineurs.
Spécial remerciement à Mr M. Berrahou pour ses conseils et orientation tout long
l'établissement de ce travail*

Spécial remerciements aux enseignants de département de génie mécanique.

Et à toute personne avait un effet positif dans ma vie.

Abstract

This study highlights the analysis of corrosion shape effects under thermo-mechanical loading on the development of damage in adhesive layer in the thermo elasto viscoplastic state. This study is divided into two parts, numerical analytical part and laboratory experimental part. In the first part, a simulation was performed to compare the effect of the corrosion geometry on adhesive damage and the repair process in general, a three-dimensional method (FEM) was used to simulate the cracked and corroded AL 2024 T3 plate with V-notch under thermo-mechanical loads. In the first place, an analysis of the optimal effects of the repair was made by choosing the optimal type and shape of the composite patch for the repair, as well as, the analysis of the colony effects of defects on the damaged areas on the adhesive layer of three composite materials (boron/epoxy, glass/epoxy and graphite/epoxy) in the thermo-viscoelastic state using the variation study of the stress intensity factor for the different forms of corrosion and crack depths. The second part was an experimental study of the shape of corrosion on the ultimate resistance of damage to aluminum plates repaired by boron/epoxy composite patches. The obtained results, whether in the numerical or experimental study, indicate that the effect of the circular shape of corrosion is minor compared to the square shape, as well as, the helical shape (encompassing two corrosions) has more intense effect than the two distinct circular corrosions, and the rectangular patch in boron/ epoxy has proven its optimal effect on the repair.

Key words: Composite repair; Corrosion; Crack; Stress intensity factor (SIF); Thermo mechanical Loadings; Damaged area ratio (D_R); J integral; ultimate strength σ_u .

المخلص

هذه الدراسة تسلط الضوء على تأثيرات الشكل الهندسي للتآكل المحمل ميكانيكيًا وحراريًا على مظهر التلف في طبقة المادة اللاصقة في حالة المرونة الحرارية للزجة. تنقسم هذه الدراسة إلى جزأين، جزء المحاكاة العددية والجزء التجريبي. في الجزء الأول، تم إجراء تحليل لمقارنة تأثير هندسة التآكل على المادة اللاصقة خاصة وعملية الإصلاح عامة، وهي طريقة ثلاثية الأبعاد (FEM) تم استخدامها لمحاكاة سبيكة الألومنيوم T3 2024 المتصدعة والمتآكلة مع وجود شرخعلي شكل V تحت الأحمال الميكانيكية والحرارية، في المقام الأول، تم إجراء تحليل للتأثيرات المثلى للإصلاح من خلال اختيار النوع والشكل الأمثل للرقعة المركبة للإصلاح وكذلك تحليل تأثيرات التلف على المناطق المتضررة على الطبقة اللاصقة من ثلاث مواد مركبة (بورون/إيبوكسي، زجاج/إيبوكسي، جرافيت/إيبوكسي) في الحالة المرونة الحرارية للزجة بدراسة التغيرات في عامل شدة الإجهاد لأشكال التآكل المختلفة وأعماق التشققات. كان الجزء الثاني عبارة عن دراسة تجريبية لشكل التآكل على المقاومة النهائية للتلف الذي لحق بألواح الألومنيوم التي تم إصلاحها بواسطة المادة المركبة البورون/الإيبوكسي. أشارت النتائج التي تم الحصول عليها، سواء في الدراسة العددية أو التجريبية، إلى أن تأثير الشكل الدائري للتآكل صغير مقارنة بالشكل المربع وكذلك الشكل الحلزوني له تأثير أكبر من الشكل الدائري المضاعف مع مسافة امان، وكذلك الشكل المستطيل للمادة المركبة البورون/الإيبوكسي أثبتت جودتها المثلى على الإصلاح.

الكلمات المفتاحية: إصلاح بالمواد المركبة؛ التآكل؛ شقوق؛ معامل شدة الإجهاد؛ التحميل الميكانيكي الحراري؛ معدل المساحة المتضررة (DR)؛ التكامل J؛ القوة القصوى σ »

Résumé

Cette étude mis en évidence l'analyse des effets de la forme géométrique de la corrosion sous chargement thermomécanique sur l'endommagement de la couche adhésive dans les assemblages collés dans l'état thermo elasto-viscoplastique. Cette étude est divisée en deux parties, la partie de simulation numérique et la partie expérimentale de laboratoire. Dans la 1ere partie, une analyse a été effectuée pour comparer l'effet de la géométrie de corrosion sur l'endommagement de l'adhésif, une méthode tridimensionnelle (FEM) a été utilisée pour simuler la plaque en Alliage d'aluminium 2024 T3 fissurée et corrodée avec une entaille en V sous des chargements thermomécaniques, dans le premier lieu, une analyse des effets optimales de la réparation a été faite on choisissant le type et la forme optimales du patch composite pour la réparation ainsi que l'analyse des effets de colonie de défauts sur les zones endommagées de la couche adhésive de trois matériaux composites (boron/époxy, glass/époxy et graphite/époxy) dans l'état thermo viscoélastique, on étudiant les variations du facteur d'intensité de contrainte pour les différentes formes de corrosion et profondeurs de fissures. Ensuite, l'étude des effets de colonie de défauts sur la réparation en état thermo elasto viscoplastique on analysant les variations de l'intégral de contour J. Dans la deuxième partie, des essais expérimentale ont été faites sur les modèles étudiés en simulation pour analyser les effets de la forme géométriques de la corrosion sur la résistance ultime aux plaques d'aluminium réparés par patches en composite de type boron/époxy. Les résultats obtenus, que ce soit dans l'étude numérique ou expérimentale, ont indiqué que l'effet de la forme circulaire de la corrosion a des effets faibles par rapport à la forme carrée ainsi que la forme hélicoïdale a un effet élevé que les deux corrosion circulaires distinctes avec une distance de stabilité de contraintes, ainsi que le patch rectangulaire en boron / époxy a prouvé son effet optimal sur la réparation.

Les mots clés : Réparation par composite; Corrosion; Fissure; Facteur d'intensité de contrainte (FIS); Chargement thermomécaniques; Taux de la zone endommagée (DR); intégrale J; résistance ultime σ_u

Liste des figures

Chapitre I

Figure I.1 : Traitement thermomécanique des alliages d'aluminium.....	06
Figure I.2 : Photomicrographies MEB. Particules intermétalliques de l'alliage 2024.....	07
Figure I.3 : Diagramme de Pourbaix de l'aluminium pur dans l'eau à 25°C.....	09
Figure I.4: couche et phénomène d'absorption du film de passivation.....	10
Figure I.5 : corrosion généralisée	11
Figure I.6: corrosion localisée	12
Figure I.7 : Corrosion par piqûres de l'alliage 7075 T7351, après 2 h d'immersion dans une solution de Na ₂ SO ₄ + NaCl.....	12
Figure I.8 : Types de forme de piqure (a) cavité profonde (b) cavité caverneuse (c) hémisphérique.	13
Figure I.9 : Schéma représentatif d'une corrosion galvanique.....	14
Figure I.10 : Corrosion intergranulaire de l'alliage 2024 T351, après 24 h d'immersion dans une solution 0,1 M de Na ₂ SO ₄ + 0,1 M de NaCl.....	15
Figure I.11 : Profondeur de pénétration de la corrosion selon les directions principales d'une plaque de 2024-T3 en Milieu NaCl 1M, échantillons polarisés à -580 mV/ ECS	16
Figure I.12 : Photomicrographie MEB d'un alliage 2024 T351 développant de la corrosion feuilletant.....	17
Figure I.13 : Fractographie MEB montrant le site de nucléation primaire d'une éprouvette d'un alliage 2024-T3 (6 h d'exposition).....	17
Figure I.14 : corrosion filiforme.....	18
Figure I.15 : Effets des éléments d'additions sur la résistance à la corrosion et à la fatigue des alliages.....	19
Figure I.16 : Effet de la vitesse de trempe sur la sensibilité à la corrosion localisée.....	20
Figure I.17 : schéma de propagation d'une fissure.	22
Figure I.18 : fissure dans un milieu continu.....	23
Figure I.19 : Illustration de l'irréversibilité de glissement.....	24
Figure I.20 : Courbe de Paris.....	25

Figure I.21 : Facies de rupture d'un éprouvette pré fissuré rompue part traction en milieu inerte.....	25
Figure I.22 modes de fissuration : (a) mode d'ouverture, (b) mode de glissement plan, (c) mode de glissement anti plan.....	26
Figure I.23 : Effet des concentrations de contraintes : a) l'arrêt de fissures amorcées par une forte concentration de contrainte « étude de Frost », b) diagramme da/dN en fonction de ΔK	28
Figure I.24 : une fissure dans un milieu infini	29
Figure I.25 comparaison entre les critères de Von Mises et de Tresca.....	31
Figure I.26 : comparaison entre les critères de Von Mises et de Tresca	33
Figure I.27 :L'effet de l'entaille et la différence entre les contraintes globales, nominales et maximales	34
Figure I.28 : fissure en mode I dans une plaque infinie	34
Figure I.29 Distribution des contraintes inter-laminaire de $\frac{1}{2}(45=45=90=0)$ s sous température ΔT (a) 45/-45, (b) 45/90 and (c) 90/0 interface	35

Chapitre II

Figure II.1 : Effet des sollicitations mécaniques et environnementales sur la diminution relative au temps de la résistance d'un joint collé selon l'essai de cisaillement.....	38
Figure II.2 : Comparaison entre le facteur d'intensité de contrainte d'une structure fissurée réparée et un autre non réparée	38
Figure II.3 : les différentes sollicitations appliquées aux assemblages collés	39
Figure II.4 : les différents états d'un polymère	40
Figure II.5 :Types de rupture au sein d'un joint collé après sollicitation mécanique	40
Figure II.6 Observation de la microstructure de la colle FM 73 : (a) vue en section parallèle à l'interface par micro-tomographie, (b) vue de coupe transverse MEB.....	42
Figure II.7 La courbe de la contrainte de cisaillement de la colle FM 73.....	43
Figure II.8 Réponses à la déformation de fluage sous une température linéaire variante et une contrainte fixe.....	43
Figure II.9 Réponses contrainte-déformation sous chargement thermomécanique	44
Figure II.10 les modèles rhéologiques élémentaires :(a) Modèle de Kelvin, (b) modèle de Maxwell, (c) modèle de Poynting-Thomson, (d) modèle de Burgers.....	44

Figure II.11 Schéma rhéologique de Maxwell généralisé avec $\alpha_i = \frac{G_i}{\eta_i}$	45
Figure II.12 model d'adhésif étudié en thermo-viscoélastique (G_i variable).....	46
Figure II.13 Schéma de l'assemblage colle soumis à un chargement thermomécanique	47
Figure II.14(a) analyse de Volkersen (b) le rapport de contrainte σ_{xy}/σ_y sur la longueur	48
Figure II.15 Contraintes résiduelles après réticulation.....	50
Figure II.16 Effets des dilatations différentielles sur le joint adhésif	51
Figure II.17 Courbe de contraintes déformation de l'adhésif FM73.....	53
Figure II.18 : zone endommagée pour un patch de forme rectangulaire (a) =100 MPa ,(b) =200MPa et (c) =300 MPa	53
Figure II.19 : zone endommagée pour un patch de forme rectangulaire (a) $e_a = 0.05\text{mm}$, (b) $e_a = 0.25\text{mm}$ et (c) $e_a = 0.5\text{mm}$	54
Figure II.20 : zone endommagée pour un patch de forme rectangulaire (a) $G_a = 200\text{MPa}$, (b) $G_a = 800\text{MPa}$ et (c) $G_a = 1400\text{MPa}$	54
Figure II.21 : Nuage de points sur la surface de l'échantillon pour un défaut de parallélisme hors Plan.....	55
Figure II.22 : Comportement mécanique de l'assemblage, avec et sans défaut de collage.....	56

Chapitre III

Figure III.1 : la forme de la plaque en AL en étude et les formes de corrosions simulées.....	59
Figure III.2 : Les formes de patches utilisés	60
Figure III.3 : le maillage de la plaque et les contraintes de Von Mises	61
Figure III.4: Les variations du SIF en fonction de la température «modèle sans réparation »	62
Figure III.5 : Les variations de SIF en fonction des variations thermique (ΔT) « forme de patch ».....	63
Figure III.6 : les variations de SIF en fonction des variations thermiques (ΔT) « type de patch ».....	65
Figure III.7 : variation du SIF en fonction de la température (ΔT) « forme de la corrosion ».....	66

Figure III.8 : variation des contraintes de Von-Mises en fonction d'une distance normalisée le long de path horizontal.....	67
Figure III.9 : Les variations des contraintes de Von-Mises en fonction d'une distance normalisée le long de path vertical	68
Figure III.10: la déformation de la couche adhésive.....	68
Figure III.11 les variations des contraintes de cisaillement τ_{YZ} en fonction de la taille de la fissure.....	69
Figure III.12 : Variation des contraintes de cisaillement τ_{YZ} en fonction de la forme de corrosion pour $a= 40\text{mm}$	70
Figure III.13 Variation de contraintes nominales σ_{xx} pour le patch pour les deux modèles (corrosion de forme carrée et de forme circulaire).....	70
Figure III.14. La zone endommagée dans l'adhésive pour fissure de taille $a = 5 \text{ mm}$	72
Figure III.15. La zone endommagée dans l'adhésive pour fissure de taille $a = 15\text{mm}$	73
Figure III.16. La zone endommagée dans l'adhésive pour fissure de taille $a = 40\text{mm}$	74
Figure III.17. Les variations du DR en fonction de la taille de la fissure pour les différentes formes de patches.....	75

Chapitre IV

Figure IV.1 : la forme des défauts de corrosion par piqure sur la plaque d'étude (a) coupe longitudinale de la plaque et (b) la face de la plaque avec le positionnement des défauts de corrosion	78
Figure IV.2 : la la forme géométrique de la plaque et de patch en composite	78
Figure IV.3 : La forme de maillage de la plaque avec ses défauts	79
Figure IV.4 : la réparation de la corrosion selon AC43 13 1B (pas de mesures de la distance de l'interaction entre corrosions)	80
Figure IV.5 la distance de l'interaction entre deux défauts de corrosion.....	80
Figure IV.6 : variation des contraintes de Von Mises et les contraintes principales en fonction de la distance dt	82
Figure IV.7 : les variations de SIF en fonction de la distance dt	83
Figure IV.8 : les variations de SIF en fonction de la température (a)sans réparation (b) avec réparation	84

Figure IV.9 Variations des contraintes de cisaillement τ_{YZ} en fonction de la Température dans le bord de l'adhésif	85
Figure IV.10 Variations des contraintes σ_{YY} du patch en fonction de la Température.....	86
Figure IV.11 variation du D_R en fonction de la distance dt	87
Figure IV.12 variation du D_R en fonction de la température	87
Figure IV.13 : l'endommagement de l'adhésif en fonction de la distance dt	88
Figure IV.14 la forme géométrique de la plaque	89
Figure IV.15 : le maillage de la plaque	90
Figure IV.16 : variations de SIF en fonction de la température (a) sans réparation (b) avec réparation par patch en composite en un seul coté.....	91
Figure IV.17 : l'importance du facteur ah/b pour la forme hélicoïdale de corrosion sur la distribution des contraintes	91
Figure IV.18 : les variations des contraintes de cisaillements τ_{YZ} de la couche adhésive en fonction de la température($ah/b=1.26$).....	92
Figure IV.19 : les variations des contraintes σ_{yy} pour le patch en fonction de la température ($ah/b=1.26$)	93
Figure IV.20 : les variations du D_R en fonction de la température.....	94
Figure IV.21 : l'endommagement de l'adhésif en fonction de la distance b de la forme hélicoïdale à $T= 100^\circ\text{C}$	95
Figure IV.22 : la zone plastifié au front de la fissure de taille $a= 40$ mm sur la face non réparée pour le modèle avec 2corrosions ou $dt =3t$	96
Figure IV.23 : la zone plastifié au front de la fissure de taille $a= 40$ mm sur la face réparée pour le modèle avec 2corrosions ou $dt =3t$	97
Figure IV.24 la zone plastifié au front de la fissure de taille $a= 40$ mm sur la face non réparée pour le modèle avec corrosion hélicoïdale ou $ah/b=1.26$	97
Figure IV.25 la zone plastifié au front de la fissure de taille $a= 40$ mm sur la face réparée pour le modèle avec corrosion hélicoïdale ou $ah/b=1.26$	98
Figure IV.26 La zone plastifié dans une plaque réparée sous une température de 100°C et à un chargement mécanique de 350MPa	98

Figure IV.27 variation de l'intégrale J en fonction de la température pour (a)Pour le cas de deux corrosions distinctes. (b)Pour le cas d'une corrosion hélicoïdale ($ah/b= 1.26$).....	99
Figure IV.28 : Les variations de l'intégral J en fonction de la charge appliquée pour tous les modèles réparés.....	100
Figure IV.29 : les contraintes S12 dans la colle à température de 100°C et à un chargement mécanique de 350MPa pour le model hélicoïdal	101
Figure IV.30 : les contraintes τ_{yz} dans la colle à température de 100°C dans les bords de la colle.....	101
Figure IV.31 variation du Dr en fonction de la charge appliquée pour les deux modèles.....	102
Figure IV.32 : l'endommagement de l'adhésif en fonction de la charge appliquée pour le 1er modèle.....	103
Figure IV.33 : l'endommagement de l'adhésif en fonction de la charge appliquée pour le modèle avec corrosion hélicoïdale ($ah/b=1.26$).....	104
Figure IV.34 :Schéma d'évaluation des défaillances (FAD) pour les modèles étudiées avec colonie de défaut en état thermo elasto viscoplastique.....	105

Chapitre V

Figure V.1 Courbe contrainte déformation de l'Aluminium 2024-T3 sans défaut.....	108
Figure V.2 plaque sans défauts.....	109
Figure V.3 Les formes de réparation de corrosion	110
Figure V.4 le processus de la réparation de la forme de corrosion.....	110
Figure V.5 préparation de surface avant réparation.....	110
Figure V.6 la Géométrie l'assemblage réparé	111
Figure V.7 Courbes contraintes - déformations de plusieurs modèles sans et avec réparation à température ambiante.....	112
Figure V.8 Courbes contraintes - déformations des modèles avec réparation sous température $T=100^{\circ}\text{C}$	113
Figure V.9 Les variations des contraintes ultimes de plusieurs modèles sans et avec réparation à 25°C	114
Figure V.10 Les variations des contraintes ultimes de plusieurs modèles sans et avec réparation à 100°C	114

Figure V.11 variations des contraintes élastiques des mêmes modèles sans et avec réparation à 25 °C.....115

Figure V.12 : Variations des contraintes élastiques des mêmes modèles sans et avec réparation à 100 °C.....115

Figure V.13 : Variations du coefficient de striction A (%) pour tous les modèles.....116

Liste des tableaux

Chapitre I

Tableau I.1 : descriptif des principaux traitements thermomécaniques utilisés pour les alliages à durcissement structural	06
Tableau I.2 : composition chimique en (%) de l'alliage 2024 T3.....	08

Chapitre II

Tableau II.1 : présente les principales propriétés de ces polymères	39
Tableau II.2: de notations utilisées	47

Chapitre III

Tableau III.1 : Valeurs des différents paramètres de l'équation (III.4) obtenues par ajustement de courbe	58
Tableau III.2: les propriétés thermomécaniques des matériaux utilisés.....	60

Chapitre IV

Tableau IV.1 : la comparaison entre les codes d'interactions des lois.....	81
Tableau IV.2 : la comparaison entre les codes d'interactions des lois et les résultats numériques.....	82

Chapitre V

Tableau V.1. Composition chimique de l'Aluminium 2024-T3.	107
--	-----

Table des matières

Remerciement	
Abstract	
ملخص	
Résumé	
Liste des figures	
Liste des tableaux	
Introduction générale	1
Chapitre II l'alliage de l'aluminium 2024 T3 et ses défauts.....	5
I.1 Introduction.....	5
I.2 Traitement thermiques des alliages d'aluminium	5
I.2.1 Précipités générales de la série 2xxx	6
I.3 Corrosion de l'aluminium et ses alliages	8
I.3.1 Comportement à la corrosion des alliages d'aluminium	8
I.3.2 Types de réactions	10
I.3.2.1 Corrosion chimique	10
I.3.2.2 Bio-corrosion	11
I.3.2.3 Corrosion métalo-physique	11
I.3.2.4 Corrosion électrochimique	11
I.3.3 Les différentes formes de corrosion	11
I.3.3.1 Forme uniforme ou généralisée	11
I.3.3.2 Corrosion localisée.....	12
I.3.3.2.1 corrosion par piqure	12
I.3.3.2.2 corrosions galvaniques	14
I.3.3.2.3 corrosion intergranulaire	15
I.3.3.2.4 corrosions cavernueuses	16
I.3.3.2.5 corrosions exfoliantes	16
I.3.3.2.6 Corrosion sous contraintes	17
I.3.3.2.7 Corrosion filiforme	18
I.3.3.3 Influence des éléments d'alliages sur la corrosion de l'aluminium	18
I.3.3.4 Fragilisation par l'hydrogène dans les alliages d'aluminium	19

I.3.3.5	Influence du vieillissement sur le comportement à la corrosion	20
I.4	Notions sur la fissuration des plaques en alliage d'aluminium	21
I.4.1	Fissuration des plaques en alliage d'aluminium	21
I.4.1.1	Géométrie de la fissure	22
I.4.1.2	fissuration par fatigue	23
I.4.1.3	loi des paris	24
I.4.1.4	Fissuration sous contraintes	25
I.4.1.5	Plasticité dans les zones aigues.....	26
I.4.1.6	Le facteur d'intensité de contraintes « FIC »	26
I.4.1.7	Le critère de G ou le taux de restitution d'énergie	27
I.4.1.8	La zone plastique en entaille et au front de la fissure.....	28
I.4.1.9	Le facteur de concentration de contraintes	28
I.4.1.10	L'intégral J	29
I.4.1.11	Le critère de plasticité	30
I.4.1.11.1	Critère de Von Mises	31
I.4.1.11.2	Critère de Tresca	32
I.4.1.12	L'effet de l'entaille	33
I.4.1.13	Effets des bords libres dans les plaques	35
I.5	Conclusion.....	36
Chapitre II comportement des adhésifs et les assemblages collés.....		37
II.1	Introduction.....	37
II.2	La technique du collage par patch en composite : durabilité des structures collées.....	37
II.2.1	Procédures de réparation	38
II.2.2	Les types de sollicitations des assemblages collés	39
II.3	Les polymères	41
II.3.1	Les colles époxydes	41
II.3.1.1	La colle FM73.....	41
II.3.1.2	Caractérisation et modélisation du comportement des colles époxydes	44
II.4	Comportement thermo-viscoélastique de la colle	45
II.4.1	Modélisation du comportement d'un assemblage collé	46
II.4.2	Modèle thermo-viscoélastique	47
II.4.2.1	Loi de comportement	47

II.4.3 Essais de caractérisation du comportement de l'adhésif (essais à simple recouvrement).....	48
II.5 Les contraintes thermiques	49
II.5.1 Le Coefficient Thermique d'Expansion (CTE).....	49
II.5.2 Le retrait de l'adhésif	51
II.6 La théorie de l'endommagement de l'adhésif	52
II.7 Identification des défauts de collage lors des essais mécaniques.....	55
II.8 Conclusion.....	56
Chapitre III Etude de l'effet de la forme de la corrosion localisée sur une plaque fissurée et réparée en état thermo-viscoélastique.....	57
III.1 Introduction.....	57
III.2 Modèle constitutif viscoélastique.....	57
III.2.1 Module de relaxation des contraintes.....	57
III.2.2 Temps de relaxation des contraintes	58
III.3 La forme géométrique et le modèle d'éléments finie.....	59
III.4 Résultats et discussions	61
III.4.1 Les variations de SIF (K1) en fonction de la température variation (ΔT) sans réparation	62
III.4.2 Etude des variations de SIF en fonction des variations thermiques (ΔT) avec réparation « forme de patch »	62
III.4.3 Variations du SIF (K1) en fonction des variations de la température (ΔT) avec réparation « types de patchs »	64
III.4.4 Variation de SIF en fonction des variations thermiques (ΔT) « forme géométrique de la corrosion »	65
III.4.5 Variations des contraintes de Von Mises en fonction de la distance normalisée de path horizontal	66
III.4.6 Les variations des contraintes de Von Mises en fonction de la distance normalisée de path verticale	67
III.4.7 Les contraintes de cisaillements pour la colle et le patch à 100°C	68
III.4.8 Analyse du taux de la zone endommagée D_R	71
III.4.9 Analyse de l'endommagement de l'adhésif FM73.....	71
III.4.10 Les variations du taux de la zone endommagée D_R en fonction de la profondeur de la fissure	75
III.5 Conclusion.....	75

Chapitre IV L'analyse de l'effet de l'interaction de plusieurs défauts en état thermo elasto-viscoplastique.....	77
IV.1 Introduction.....	77
IV.2 Partie A : état thermo viscoélastique.....	77
IV.2.1 Le 1 ^{er} Cas : deux défauts de corrosions distinctes sans et avec réparation.....	77
IV.2.1.1 Le modèle géométrique pour une plaque contenant plusieurs défauts	77
IV.2.1.2Modèle d'éléments fini (3D).....	78
IV.2.2 Résultats et discussions.....	79
IV.2.2.1 Le 1 ^{er} Cas : deux défauts de corrosions distinctes sans réparation.....	81
IV.2.2.1.1 Les contraintes de Von Mises et les contraintes principales en fonction de la distance longitudinale entre les deux corrosions.....	81
IV.2.2.1.2 Le facteur d'intensité de contraintes « SIF » en fonction de la distance d_i sans réparation.....	82
IV.2.2.2 analyse de deux défauts de corrosions distinctes avec réparation.....	83
IV.2.2.2.1 Variations du SIF en fonction de la température(ΔT)	83
IV.2.2.2.2 Les variations des contraintes de cisaillements dans la couche adhésive et le patch en composite	84
IV.2.2.2.3 Variations du taux d'endommagement D_r en fonction de la distance d_t	86
IV.2.2.2.4 Variations du taux d'endommagement D_R en fonction des variations thermiques (ΔT)	87
IV.2.2.2.5 L'endommagement de l'adhésif en fonction de la distance d_t	88
IV.2.2.3. Le 2eme cas : deux corrosions en un seul défaut	89
IV.2.2.3.1 Modèle géométrique et éléments finis 3D	89
IV.2.2.3.2 Les valeurs de SIF en fonction des variations de la température.....	90
IV.2.2.3.3 Les contraintes de cisaillements dans la couche de l'adhésif	91
IV.2.2.3.4L'analyse de l'endommagement de l'adhésif D_r en fonction de la température	93
IV.3 Partie B : état thermo elasto-viscoplastique	96
IV.3.1La zone plastifiée au front de la fissure	96
IV.3.2L'intégrale J en fonction de la température pour les deux modèles	98
IV.3.3 Intégrale J en fonction de la charge appliquée pour différentes distances d_t	99
IV.3.4 Les contraintes de cisaillements en thermo elasto viscoplasticité	100
IV.3.5 les variations du D_R de l'adhésif en fonction de la charge appliquée	101

IV.3.6 L'endommagement de l'adhésif en fonction de la charge appliquée	102
IV.3.7 Schéma d'évaluation des défaillances « FAD »	104
IV.4 Conclusion.....	106
Chapitre V Partie expérimentale.....	107
V.1 Introduction.....	107
V.2 Propriétés des matériaux.....	107
V.2.1 Propriétés mécaniques de l'alliage d'Aluminium 2024-T3.....	107
V.2.2 Propriétés mécaniques du Boron/ epoxy	108
V.2.3 Propriétés mécaniques de l'adhésif FM73	108
V.3 La partie expérimentale	109
V.3.1 Les procédures de réparation des plaques corrodées.....	110
V.4 Résultats et discussions	111
V.4.1 Les variations de contraintes en fonctions de la déformation.....	111
V.4.2 Les variations des résistancesultimes et élastiques.....	113
V.4.3 Variations du coefficient de striction	115
V.5 Conclusion.....	116
Conclusion générale	118
Bibliographie	121

Nomenclatures

K_I, K_{II}, K_{III}	Facteur d'intensité de contraintes en mode I, II et III
$K_{1xx}^S(x, t_j)$	Facteur d'intensité de contraintes du substrat suivant le plan x en fonction de la température
K_C	Valeur critique du facteur d'intensité de contraintes Ténacité
K_t	Facteur de concentration de contraintes
K_{max}	Facteur d'intensité de contraintes maximale
K_{min}	Facteur d'intensité de contraintes minimale
G	Taux de restitution d'énergie
a	Longueur de la fissure
ΔK	Amplitude de facteur d'intensité de contraintes nominal
E	Module de Young
J	Intégrale de contour J
R	Rapport de charge
R_e	Limite d'élasticité
R_m	Résistance à la traction
r_y	Rayon de la zone plastique
C, m	Exposant de la loi <i>Paris</i> qui dépendent du matériau
r, θ	Coordonnées polaires
Y	Facteur de correction pour le calcul du facteur d'intensité de contraintes
θ	angle d'inclinaison de la fissure
dt	Distance entre les defaults sur la plaque

Γ	Contour d'intégration entourant le front de la fissure
w	Densité d'énergie de déformation
\vec{T}	Vecteur contrainte
s	L'abscisse curviligne
T	Température
ds	Elément d'arc du chemin d'intégration Γ
ε_{ij}	Tenseur des déformations
M_e	Moment élastique
ρ	Rayon de courbure au sommet du trou elliptique (rayon en fond d'entaille)
σ_{app}	Contrainte appliquée dans la plaque
σ_{nom}	Contrainte nominale
σ_e	Contrainte élastique
n	le coefficient d'écroutissage
ν	Coefficient de Poisson
α	Coefficient d'expansion thermique
b	longueur du ligament
η	fonction dépendant de la géométrie
λ	Conductivité
ρ	Densité
τ	Résistance au cisaillement
σ_0	Contrainte uniforme de traction appliquée dans le plan de la plaque
σ_{max}	Contrainte maximale.
u, v, w	Déplacement suivant x, y et z
G	Module de cisaillement
ε_e	Déformation élastique
ε_p	Déformation plastique
$\Delta\varepsilon_p$	Résistance à la déformation plastique
$\Delta\varepsilon_e$	Résistance à la déformation élastique
$\Delta\varepsilon_t$	Résistance à la déformation totale
$\Delta\sigma$	Amplitude du chargement global
ec, ea et es	Les épaisseurs du patch composite, de la colle et du substrat
Lx	La longueur de la zone renforcée
$\{Gi(T), i\}$	Le comportement de la colle est modélisé par une loi de Maxwell généralisée,

définie par les paramètres $\{G_i(T),_i\}$

σ_{xx}^c et σ_{xx}^s	Les contraintes longitudinales dans le patch composite et dans le substrat
$E(\xi)$	Le module de relaxation
T_{g0}	la température de transition du verre de la résine non durcie
T_g	température de transition du verre du matériau entièrement durci
$k1$	Le module d'élasticité isostatique
D_R	Taux d'endommagement de la colle
D_{RC}	Taux d'endommagement critique de la colle
A_i	la surface sur laquelle la déformation équivalente est supérieure à 7,87% de la surface totale de l'adhésif
w	Largeur de la plaque
R	Rayon de la corrosion de la forme circulaire
F	Effort de traction
ε_{max}	Déformation local
ε_N	Déformation nominal
E_q	Equivalent
N	Nominal
D	Diameter de la corrosion de la forme carrée
Kr	La force d'entraînement de la fissure non dimensionnelle
K_{app}	Facteur d'intensité de contrainte de la contrainte appliquée
Lr	Le rapport de la contrainte brute par la contrainte d'écoulement
σ_g	Contrainte brute
$3D$	Tridimensionnel
ASTM	American Society for Testing and Materials
FIC- SIF	Facteur d'intensité de contraintes
MEF	Méthode des éléments finis
COD	Crack Opening Displacement
MEB	Microscope électronique à balayage
SDB	Slide Diamond Burnishing
FAD	Schéma d'évaluation des défaillances
Max	Maximal

Introduction générale

Introduction générale

Dans le domaine aéronautique, l'aluminium est souvent utilisé pour sa faible masse volumique, permettant ainsi, la réduction de la masse de la structure des avions qui un grand avantage pour les aéronefs. Cependant, afin de résister aux efforts appliqués sur la structure d'un avion, l'aluminium est allié avec d'autres éléments afin d'augmenter ses caractéristiques mécaniques. L'alliage le plus utilisé dans le secteur aéronautique est l'alliage d'aluminium à durcissement structural 2024. Cependant, du fait de la présence de cuivre et de magnésium reliée à la formation de particules intermétalliques diverses, des hétérogénéités de réactivité chimique et/ou électrochimique apparaissent au sein de l'alliage, induisant ainsi une augmentation de la sensibilité à la corrosion, et plus particulièrement à la corrosion localisée.

Des codes comme AC 43 13B1 et ASME B13 sont faits pour mieux maîtriser la réparation des corrosions dans les structures métalliques, ils ont spécifiés des formes comme la forme circulaire, hélicoïdale ou rectangulaire, seulement pour choisir la forme optimale pour la réparation d'une plaque en alliage d'aluminium 2024 T3 avec une épaisseur de 2mm est à étudier pour des corrosions par piqure. Non seulement l'épaisseur est minimale, en plus la colonie des défauts comme entaille, fissure ainsi que de la corrosion localisé jouent un rôle fragilisant de la structure d'un taux considérable.

Afin de protéger ses structures de phénomène de corrosion, des traitements de surface sont appliqués tels que des conversions chimiques ou électrochimiques et des revêtements de surface. En effet, certains appareils présentent des signes de criques de fatigue au niveau des endroits spécifiques comme l'encastrement de la voilure qui, lorsqu'elles sont de dimensions significatives, provoquent la mise hors service de cette voilure, ce qui va être couteux. Pour prolonger la durabilité de ces structures, la réparation par patch en composites est un moyen très efficace pour les réparations de ce genre, on optimisant la forme géométrique de la réparation de la corrosion, ainsi que la forme géométrique du patch, et en plus, le type de composite optimal.

L'une des problématiques soulevées par l'assemblage d'un matériau composites dans une structure métallique, généralement en aluminium, est liée à la différence du comportement de ces deux matériaux face aux variations thermiques. Les structures étudiées ici sont soumises à

des températures pouvant aller de -40°C en vol jusqu'à 80°C au sol de désert mais on a augmenté la température jusqu'à 100°C (cas le plus défavorable). La colle, qui assure le lien en transmettant les efforts entre les matériaux, est le principal point faible de ces assemblages collés, car elle est soumise à de fortes contraintes de cisaillement. Ces contraintes peuvent mener au décollement ou à la rupture du patch. C'est ce dernier point qui fait l'objet des analyses présentées dans cette thèse.

Le critère de la zone endommagée a été bien étudié dans la littérature, Ce critère présume que le matériau se détériore lorsque la contrainte résultante dépasse la résistance ultime du matériau. Cette zone est définie par une surface, où les déformations de Von Mises dépassent la déformation maximale admissible. Mais la plus parts de ces études ont analysés l'endommagement de l'adhésif dans le domaine élastique. Il a été prouvé que le comportement des adhésifs est instable dans ce domaine. Alors dans ce travail, le joint de l'adhésif est étudié dans les domaines thermo viscoélastique et thermo viscoplastique selon le cas de chargement. Ce qui rapproche du comportement réel d'un adhésif.

Les principales préoccupations de cette étude sont basés sur l'étude du comportement d'un joint colle lorsqu'il est soumis à des variations thermomécaniques : dans l'existence d'une colonie de défauts, comment évoluent les contraintes dans les éléments assemblés ? Les contraintes de cisaillement dans la colle sont-elles tolérables lors d'une variation thermomécanique sous l'effet d'une colonie de défauts ? Qu'elle est la forme géométrique optimale des patches de réparation pour réduire les contraintes au niveau de l'assemblage collé ? Quelle est la forme géométrique optimale des corrosions pour réduire l'endommagement et assurer la durée de vie des métaux ?

Une étude bibliographique a été menée pour répondre à ces questions, en plus, elle sert à être un point de départ aux travaux de cette thèse.

Le présent travail se propose de faire l'étude par la méthode des éléments finis tridimensionnelle de l'effet de la forme géométrique de la corrosion localisée sur le niveau de l'énergie de rupture et le taux de l'endommagement de l'adhésif en thermo elasto- viscoplasticité. La thèse est structurée en cinq chapitres : Les deux premiers ont pour objet l'étude bibliographique. Le chapitre I s'intéresse à l'alliage de l'aluminium 2024 T3 et ces défauts. Le second chapitre passe en revue une synthèse bibliographique sur l'adhésif et le comportement des assemblages collés en thermo viscoélasticité. Le troisième chapitre est consacré à la modélisation numérique par la méthode des éléments finis tridimensionnelle, d'une plaque fissurée, corrodée et réparée par

patch en composite en mode I. L'analyse porte sur l'influence des propriétés mécaniques de la plaque, du patch et de l'adhésif ainsi que la forme géométrique de la corrosion localisée sur les variations du facteur d'intensité de contrainte en pointe de fissure, en plus, le comportement de la zone endommagée et le rapport de la zone endommagée dans la couche adhésive. Le quatrième chapitre traite la colonie de défauts en doublant les défauts de telle façon la corrosion localisée soit doublée et on étudie l'interaction entre ces défauts, on optimisant la distance de l'interaction qui stabilise les contraintes de Von Mises. Et on termine cette analyse par une étude comparative dans les domaines viscoélastique et viscoplastique pour optimiser la forme géométrique de la corrosion localiser pour réduire les contraintes au niveau de l'assemblage collé, ainsi qu'on étudiant la distribution des contraintes de cisaillement dans la couche adhésive. Nous mettons en évidence l'effet de température et les chargements appliqués sur le niveau de ces contraintes ainsi que leur étude comparative dans les domaines thermo elasto viscoplastique. Le chapitre cinq est un moyen pour valider les chapitres précédant par des essais mécaniques expérimentale, on récapitulant les modèles étudiés en simulation pour les analysés par des essais de traction.

Chapitre I

L'alliage de l'aluminium 2024 T3 et ces défauts

Chapitre I : l'alliage de l'aluminium 2024 T3 et ses défauts

I.1 Introduction :

L'aluminium et ses alliages sont devenus métal de choix pour différents domaines industriels surtout l'aéronautique pour ses propriétés physico-chimiques et surtout sa faible masse volumique qui a révolutionné le domaine de la consommation énergétique des aéronefs.

Les caractéristiques critiques dépendent de la nature de l'alliage et de l'état métallurgique, néanmoins pour une grande partie des alliages d'aluminium, les éléments d'addition n'ont pas une grande influence sur le module de Young, ainsi, l'aluminium et ses alliages manifestent une bonne ductilité à toutes températures.

L'alliage le plus utilisé dans le secteur aéronautique est l'alliage Al 2024. Cependant, la présence des quantités de cuivre permet la formation de précipité intermétallique qui conduit à un durcissement structural, augmentant ainsi les propriétés mécaniques du matériau. Malheureusement, cet élément d'addition génère ainsi une diminution de la tenue à la corrosion. Par exemple, la corrosion galvanique est souvent observée dans la série 2xxx. Ce qui nous oblige de trouver une solution adéquate.

I.2 Traitement thermiques des alliages d'aluminium :

De nombreux traitements sont appliqués sur les alliages d'aluminium, le principal est celui de traitement thermomécanique, qui entraîne à un durcissement structural.

La figure I.1 résume les différents traitements thermomécaniques qui sont appliqués sur les alliages d'aluminium

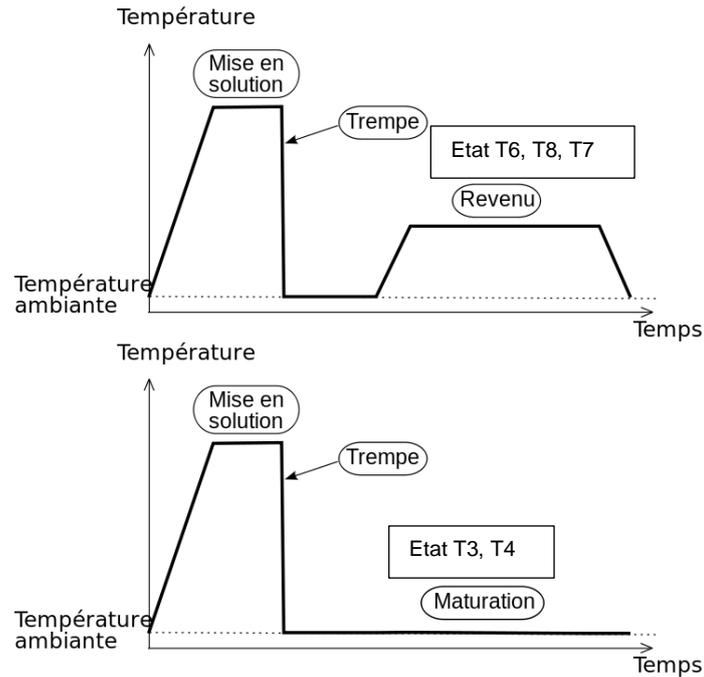


Figure I.1 : Traitement thermomécanique des alliages d'aluminium [1]

- La mise en solution : à l'aide d'une température élevée.
- La trempe : le refroidissement rapide du matériau pour garder l'équilibre atomique.
- La maturation ou le revenu : maintenance du matériau à une température ambiante pendant une durée définie, sinon on parle de revenu.

Tableau I.1 : Descriptif des principaux traitements thermomécaniques utilisés pour les alliages à durcissement structural.

T3	Mise en solution, trempe, écrouissage, maturation
T4	Mise en solution, trempe, maturation
T6	Mise en solution, trempe, revenu
T7	Mise en solution, trempe, sur-revenu
T8	Mise en solution, trempe, écrouissage, revenu
T9	Mise en solution, trempe, revenu, écrouissage

I.2.1 Précipités générales de la série 2xxx :

Les caractéristiques de la série 2xxx des alliages d'aluminium forment une gamme qui se définit par :

- Résistance mécanique élevée à l'état trempé revenu ;
- Une bonne tenue à chaud ;
- Une aptitude au soudage mauvaise selon les procédés traditionnels ;
- Une résistance à la corrosion relativement faible en atmosphère agressive.

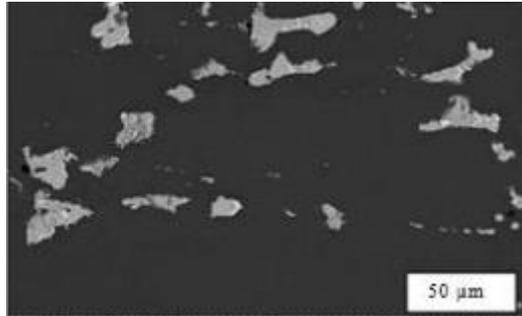


Figure I.2 : Photomicrographies MEB. Particules intermétalliques de l'alliage 2024 [2]

Les alliages d'aluminium-cuivre sont classés en 4 catégories selon leurs utilisations industrielles.

- 1- Les alliages pour structure à résistance mécanique élevée (là où la tenue en cuivre est 4%)
- 2- Les alliages pour résistance à chaud : l'alliage d'aluminium 2617 les pièces matricées de réacteurs de véhicules.
- 3- Les alliages pour décolletage : qui donnent des copeaux courts et cassants à l'usinage permettant le décolletage à grande vitesse ;
- 4- Les alliages pour déformation plastique : comme l'alliage 2117 qui possède une bonne résistance à la corrosion plus une mise en forme par emboutissage et au soudage (carrosserie).

L'alliage 2024 T3 (l'alliage de l'étude) est constitué de :

Tableau I.2 : Composition chimique en (%) de l'alliage 2024 T3

	Al	Cu	Cr	Mg	Mn	Fe	Si	Ti	Zn	Autres composants
% massique	base	3.8~4.9	0.1	1.2~1.8	0.3~0.9	0.5	0.5	0.15	0.25	0.15

L'alliage 2024 T3 a subi une mise en solution, trempe, maturation :

- La mise en solution à 495°C (+/- 5°C)
- Trempe à l'eau là ou l'allongement par traction à environ 1-2%
- Maturation (revenu à 25°C de 4 jours)

I.3. Corrosion de l'aluminium et ses alliages :

L'alumine est un film passif qui protège l'aluminium et ses alliages et leur donnent une excellente résistance à la corrosion pour de nombreuses applications industrielles variées. Ce film est un résultat chimique d'oxydation de l'aluminium avec l'oxygène, ce qui favorise l'apparition de ce film d'oxyde (~ 0.5µm), compacte et protectrice dans une gamme de PH comprise entre (4.5 et 8), cependant, ce film d'oxyde sera dessous par la plupart des acides forts. Mais dans le domaine de la pratique, on trouve que l'aluminium et ses alliages se corrodent sous certaines conditions.

Le cuivre est un élément qui augmente les propriétés de l'alliage, mais qui joue un rôle qui entraine la diminution de la résistance à la corrosion.

I.3.1 Comportement à la corrosion des alliages d'aluminium :

L'aluminium se trouve dans la nature sous la forme d'oxyde (bauxite), là où l'extrait de l'aluminium se fait par une électrolyse ignée (sels fondus). L'aluminium possède un caractère amphotère puisqu'il peut être corrodé en milieu basique comme en milieu acide (Figure I.3).

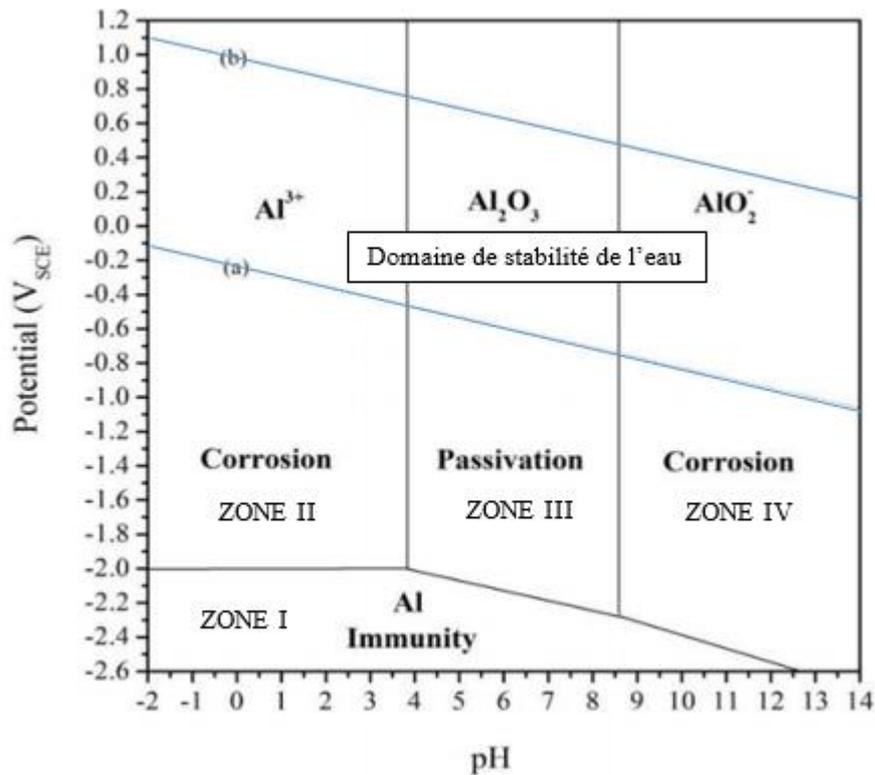


Figure I.3 : Diagramme de Pourbaix de l'aluminium pur dans l'eau à 25°C [3]

Zone 1 Immunité : zone de stabilité thermodynamique du métal Al, donc immunité thermodynamique.

Zone 2 corrosion : l'élément aluminium est sous forme d'ion (Al^{3+}) en solution donc corrosion.

Zone 3 passivation : l'élément aluminium est sous forme d'oxyde $\text{Al}_2\text{O}_3(\text{s})$ protecteur du métal, donc passivation.

Zone 4 corrosion : l'élément aluminium est sous forme d'ion (AlO_2^-) en solution donc corrosion.

Pour des PH <4, l'aluminium s'oxyde pour former l'ion (Al^{3+}), dans le cas des PH >9, l'aluminium s'oxyde au contact de l'eau pour former (AlO_2^-) et de l'hydrogène, ces deux milieux sont des domaines de corrosion de l'aluminium.

Mais dans le domaine $4 > \text{PH} > 9$, l'aluminium se couvre par un film d'oxyde (film passif d'aluminium Al_2O_3) d'une épaisseur de 10 nm.

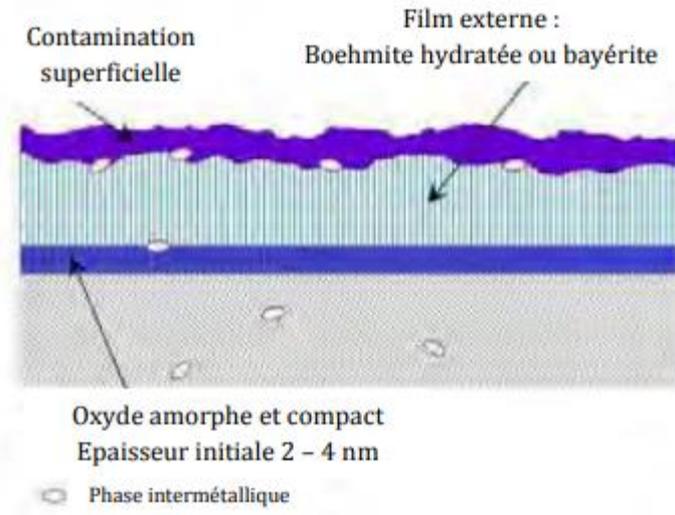
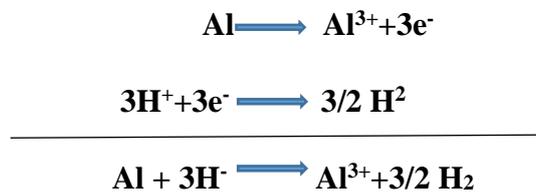


Figure I.4: couche et phénomène d'absorption du film de passivation [4]

Ce phénomène, par lequel les matériaux et les alliages subissent une attaque qui leur induit un retour à l'état d'ion métallique, puis d'oxyde...etc. Cette morphologie se traduit par des réactions d'oxydations :



I.3.2. Types de réactions :

L'interaction de l'aluminium au milieu dans lequel se trouve peut-être chimique, bactérien, métallo-physique ou électrochimique, la dernière se trouve fréquemment.

I.3.2.1 Corrosion chimique :

La corrosion chimique est un processus lié à la réaction de l'aluminium à une phase gazeuse oxydante. La réaction d'oxydation anodique pour laquelle le métal perd un ou plusieurs électrons avec formation d'ions positifs.

I.3.2.2 Bio-corrosion :

Ce processus implique les micros organismes (bactérie, champignons, micro-algues), qui se trouvent dans le milieu qui favorisent l'accélération des réactions de corrosion pour rendre le milieu environnemental plus agressif (acide sulfurique produit par certains types des bactéries).

I.3.2.3 Corrosion métallo-physique :

Pour l'aluminium, le processus de la corrosion va impliquer la diffusion de l'hydrogène aux joints de grain, ce qui va conduire à la rupture d'un composant (le cas de la fissuration assistée par hydrogène).

I.3.2.4 Corrosion électrochimique :

Est la plus couramment produite, ce phénomène est un échange électrique entre le métal et l'environnement humide. Cette interaction se fait par l'intermédiaire d'électron du métal et d'ions provenant de l'électrolyte formé par la présence d'un film d'eau et d'agents oxydants (H₂O, O₂, OH).

I.3.3. Les différentes formes de corrosion :

La corrosion de l'aluminium peut se manifester sous plusieurs formes qui sont plus ou moins visible à l'œil nue, l'intensité d'une forme de corrosion dépend d'un certain nombre de facteurs essentiels dépendant du métal, du milieu et des conditions d'emploi.

I.3.3.1 Forme uniforme ou généralisée :

Elle est définie par la répartition uniforme de la corrosion sur toute la surface (figure I.5), ce qui produit une perte d'épaisseur (mm/an ou $\mu\text{m}/\text{an}$) ou une perte de masse (mg. Dm-2.0 jour-1). La vitesse de la corrosion n'est pas linéaire, elle diminue on général dans le temps [5].

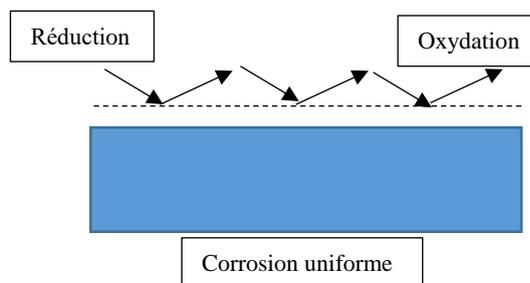


Figure I.5 : Corrosion généralisée

I.3.3.2 Corrosion localisée :

Elle est complexe et difficile à prévoir. Elle est définie par un phénomène agressant et modifiant des sites localisés d'un métal exposé à un milieu agressif, par exemple la discontinuité de surface comme la rupture locale de la couche d'oxyde ou de revêtement organique (figure I.6).

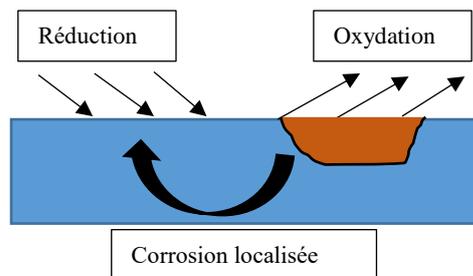


Figure I.6 : Corrosion localisée

Il existe différentes formes de corrosion localisée qui sont dues à l'hétérogénéité du matériau, l'interface milieu/matériau dépendant de la contrainte appliquée.

Les différentes formes de corrosion localisée existantes sont :

I.3.3.2.1 corrosions par piqure :

La forme la plus souvent trouvée dans le domaine aéronautique. Cette forme de corrosion commence par la phase d'amorçage au point faible (le point de piqure - figure I.7). Cette corrosion est extrêmement critique car l'endommagement perçu à la surface ne présente pas l'endommagement réel. L'accumulation des produits de corrosion en surface peut colmater l'ouverture de la piqure.



Figure I.7 : Corrosion par piqûres de l'alliage 7075 T7351, après 2 h d'immersion dans une solution de $\text{Na}_2\text{SO}_4 + \text{NaCl}$ [2]

La tenue à la piquuration dépend de la stabilité électrochimique d'une couche d'oxyde naturelle (Al_2O_3) continue à sa surface, uniforme et très peu conductrice qui bloque les réactions d'oxydo-réduction et à sa re-passivation. Le PH influe sur les propriétés de ce film ainsi que la présence des espèces chimiques dans le milieu. Pour des pH neutres, cette couche est stable mais la présence d'ions halogénures associés à des espèces oxydantes telles que les protons ou l'oxygène dissous de la solution, la formation de la corrosion est déclenchée.

La vitesse de corrosion par piqures ne peut être évaluée ni par la variation de poids ni par la mesure de l'hydrogène dégagé, contrairement à la corrosion uniforme. Généralement, la piqure est très profonde et isolée se traduit par une faible diminution de poids, alors que de très nombreuses piqures superficielles peuvent entraîner une diminution de poids considérable.

Les facteurs principaux qui caractérisent ce phénomène sont :

La vitesse de propagation, la densité de piqure par unité de surface et la probabilité de piqure.

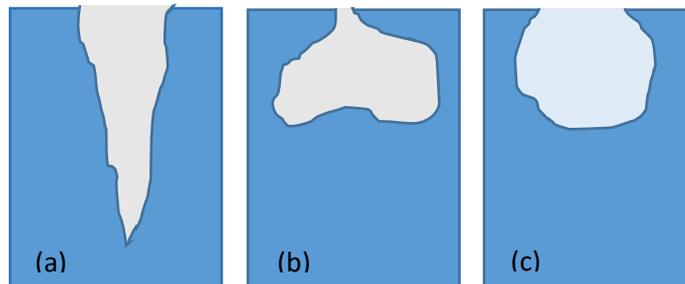


Figure I.8 : Types de forme de piqure (a) cavité profonde (b) cavité caverneuse (c) hémisphérique [6]

La figure I.8 présente trois mécanismes de corrosion les plus discutés dans la littérature [7-8].

- Mécanismes de pénétrations d'ions agressifs (a) : La pénétration se fait de façon préférentielle au niveau des imperfections du film [9], ainsi que l'accumulation de ces défauts ponctuels à l'interface métal-oxydée accrois les possibilités de la rupture préférentielle du film passive.
- Mécanisme de rupture de la passivité (b) : l'origine de cette corrosion est due à un contact de l'électrolyte avec le métal via ces défauts.
- Mécanisme d'absorption d'ions agressifs Cl^- sur la surface d'oxyde (c) qui accélère sa dissolution en présence d'un champ électrique, ces ions vont remplacer les molécules

d'hydroxyde pour former un sel avec les ions métalliques, le métal devient nu à cause de l'amincissement puis la disparition de la nouvelle couche formée [10-11].

I.3.3.2 corrosions galvaniques :

Ce phénomène se produit lorsque deux matériaux mécaniques de potentiel électrochimique dissimilaires mis en contact électrique en présence d'un électrolyte. L'aluminium joue le rôle d'anode dans la plupart des métaux mixtes usuels. Cette corrosion provoque la dissolution du métal le moins noble des deux par polarisation anodique (figure I.9)

Cette corrosion est très localisée par rapport à la corrosion par piqure. Ce processus se localise dans la zone de contact de l'aluminium avec autre métal. L'attaque est régulière, est progressive en profondeur sous forme de cavernes plus ou moins arrondie. La zone affectée par la corrosion galvanique est la plus fragile Que le reste de la surface [12-13].

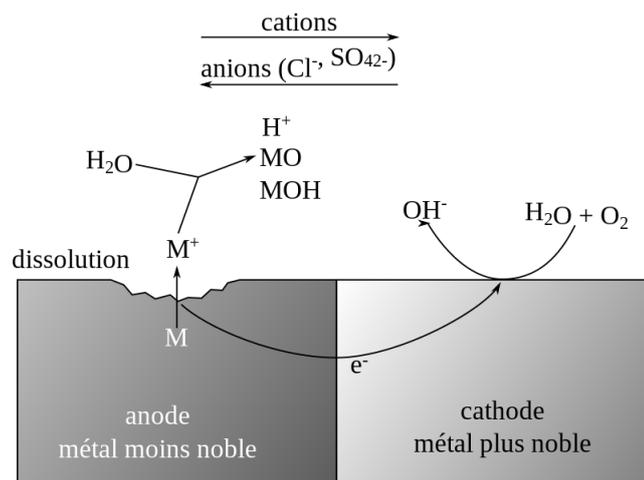


Figure I.9 : Schéma représentatif d'une corrosion galvanique [14]

L'intensité de la corrosion galvanique dépend de

- la différence de potentiel galvanique.
- La nature de l'environnement dans lequel l'assemblage est exposé.
- L'état de polarisation de chacun des métaux.
- La géométrie des sites anodiques et cathodiques.

I.3.3.2.3 corrosion intergranulaire :

Ce mode de corrosion est dû à la différence de concentration en éléments d'addition ou la présence d'impuretés entre les joints des grains.

Cette forme de corrosion se propage dans le métal en consommant les joints de grains.

Ceci est dû soit à la structure atomique et la composition chimique du joint de grain (figure I.10), soit à la présence des précipités dans le joint de grain. La série 2xxx est particulièrement sensible à ce genre de corrosion.

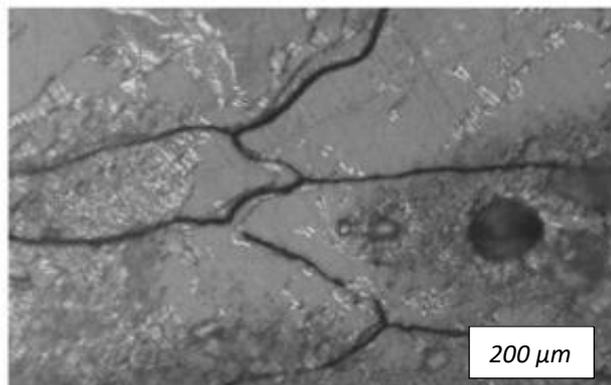


Figure I.10 : Corrosion intergranulaire de l'alliage 2024 T351, après 24 h d'immersion dans une solution 0,1 M de Na₂SO₄ + 0,1 M de NaCl [2]

La corrosion galvanique se résume alors à un couplage galvanique entre le cœur du grain et la zone anodique. Sont les alliages de l'aluminium peuvent subir de la même manière une corrosion galvanique. Le taux de laminage influence donc la corrosion intergranulaire. De même, la sensibilité à la corrosion intergranulaire d'une tôle laminée dépend de la direction considérée. En effet, Zhang et al [15] ont montré que la propagation est plus rapide dans la direction de laminage (Figure I.11)

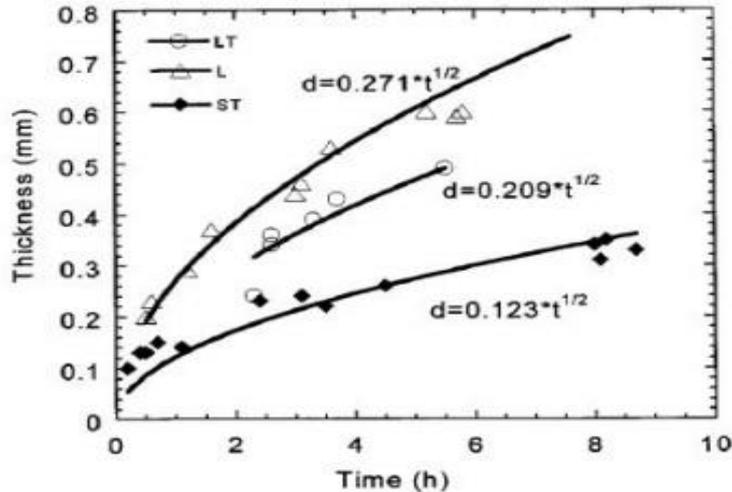


Figure I.11 : Profondeur de pénétration de la corrosion selon les directions principales d'une plaque de 2024-T3 en Milieu NaCl 1M, échantillons polarisés à -580 mV/ ECS [15]

I.3.3.2.4 corrosions cavernueuses :

Appelée aussi corrosion crevasse. Ce phénomène se développe dans des zones où le matériau est exposé à un environnement corrosif confiné. Les zones les moins accessibles à l'oxygène seront sensibles à cette corrosion. Ce phénomène est une forme particulière de la corrosion par piqure. Des piles à aération différentielles vont alors se former entre le milieu confiné et le milieu extérieur.

Le type d'alliage utilisé est un facteur important pour la cinétique de propagation de ce type de corrosion.

I.3.3.2.5 corrosions exfoliantes :

C'est le phénomène d'oxydation d'un composant de l'alliage (forme de corrosion intergranulaire), induit ainsi à la formation d'une structure métallique poreuse, cette forme de corrosion se propage suivant des plans parallèles à la direction longue des grains (plans parallèles des directions des sollicitations mécaniques lors d'un traitement thermomécanique), formant ainsi des bandes fines d'intermétalliques de type Al_6Mn , $AlFeMn$...etc (figure I.12).

Dans ce cas, des feuillettes de métal persistant vont être repoussés par le gonflement des produits de corrosion.

Les alliages 2000 et 7000 sont les plus sensibles à cette forme de corrosion.

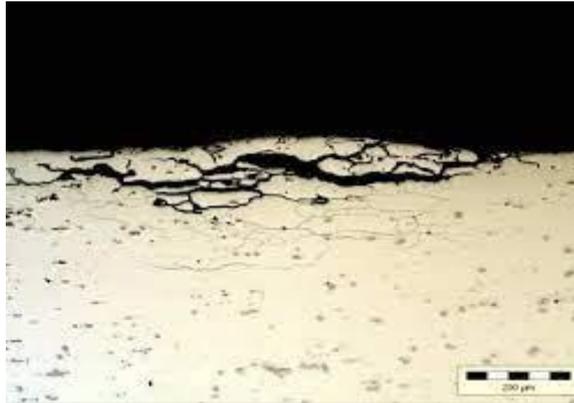


Figure I.12 : Photomicrographie MEB d'un alliage 2024 T351 développant de la corrosion feuilletant [16]

I.3.3.2.6 Corrosion sous contraintes :

C'est une forme dangereuse qui est difficile à détecter, est la résultante d'une action simultanée à des effets cumulatifs d'une tension mécanique appliquée ou résiduelle (traitement thermique), et la présence d'un milieu corrosif, formant ainsi une fissure. Si l'un des facteurs agit séparément, le métal ne s'influe pas et ne s'endommage pas.

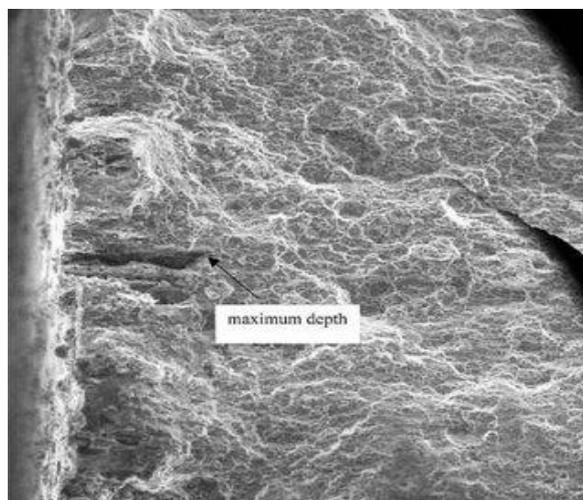


Figure I.13 : Fractographie MEB montrant le site de nucléation primaire d'une éprouvette d'un alliage 2024-T3 (6 h d'exposition) [17]

La figure I.13 présente la photomicrographie MEB d'une surface avec amorçage d'une fissure courte d'une éprouvette d'un alliage d'aluminium 2024-T3 après 6 h de corrosion. L'application répétée des contraintes conduit à la corrosion sous l'effet de la fatigue.

Cette forme s'annonce par une fissuration suite à une configuration intergranulaire et se développe à des vitesses de l'ordre 10^{-7} et 10^{-2} mm.s⁻¹. Tout alliage a un seuil ou la corrosion sous contraintes ne se produit pas, qui dépend de sa nature, malgré qu'il soit difficile à l'évaluer.

I.3.3.2.7 Corrosion filiforme :

Ce genre de corrosion s'initie dans le défaut de revêtement (peinture par exemple) puis se propage à l'interface revêtement/métal en formant un filme filament (figure I.14).



Figure I.14 : corrosion filiforme [18]

I.3.3.3 Influence des éléments d'alliages sur la corrosion de l'aluminium :

L'alumine est un correcteur possible pour le comportement électrochimique des alliages (sensible à la corrosion localisée) cependant, le classement est fait selon la tenue à la corrosion des alliages.

La figure I.15 résume schématiquement la baisse de la résistance à la corrosion des échantillons d'aluminium en milieu chloruré en fonction de la série analogue que ses propriétés mécaniques [19].

Comme il y a des échantillons qui jouent un rôle de ralentisseurs de la corrosion des matériaux, les alliages au magnésium ont d'excellentes tenues à la corrosion marine, le manganèse (série 3000) a pour effet d'améliorer les caractéristiques à la résistance à la corrosion.[20].

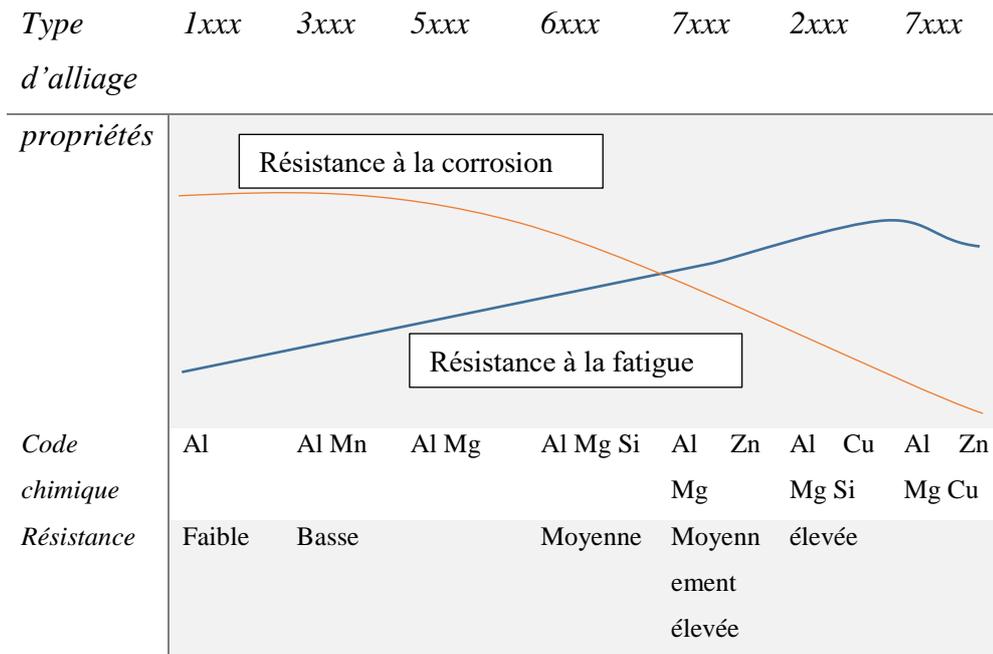


Figure I.15 : Effets des éléments d'additions sur la résistance à la corrosion et à la fatigue des alliages [21].

Seules les propriétés électrochimiques bénéfiques, il peut être retenu d'une manière générale que les éléments Cr, Mg, Mn apportent un effet bénéfique, tandis que les éléments Cu, Fe, Ni, Sn, Bp et Ca sont néfastes, alors que Si, Ti, Zn, Sb, Cd et Zr sont sans effet [22].

L'addition d'éléments d'alliages modifie ainsi fortement le potentiel de corrosion dans le sens anodique et cathodique [23], pour chacun, les principales variations sont en fonction de la teneur de l'élément dans l'alliage. Ce sont les alliages au cuivre de la série 2000 qui ont les potentiels de dissolution les moins électrochimiques.

I.3.3.4 Fragilisation par l'hydrogène dans les alliages d'aluminium :

Les recherches ont montré que les alliages de la série 2xxx sont moins sensibles à ce phénomène, mais sont importants sur les séries 6xxx et 7xxx [24].

L'origine de la présence des atomes de l'hydrogène dans les alliages d'aluminium peut être diverse, ce qui nous mène au procédé de ces atomes par :

- Processus de corrosion où l'hydrogène peut être généré lors d'une réaction cathodique ;
- Des composés hydrogénés présents dans l'environnement.

I.3.3.5 Influence du vieillissement sur le comportement à la corrosion :

Les alliages 2024 sont sensibles à la corrosion localisée, si les trempes sont rapides, il n'y aura pas d'hétérogénéité importante au niveau des joints des grains, dans ce cas, les couplages entre la matrice et les précipités grossiers seront présents et mèneront à l'apparition de pique de corrosion [25 -27].

Pour des vitesses de refroidissement intermédiaires, une légère hétérogénéité est notée au niveau interfaces. Ce qui rend l'alliage sensible à la corrosion intergranulaire et à la corrosion par piqure.

Pour des vitesses de trempe lentes, de couplage entre la matrice et les joint de grains est intense ce qui rend l'alliage très sensible à la corrosion intergranulaire uniquement (figure I.16).

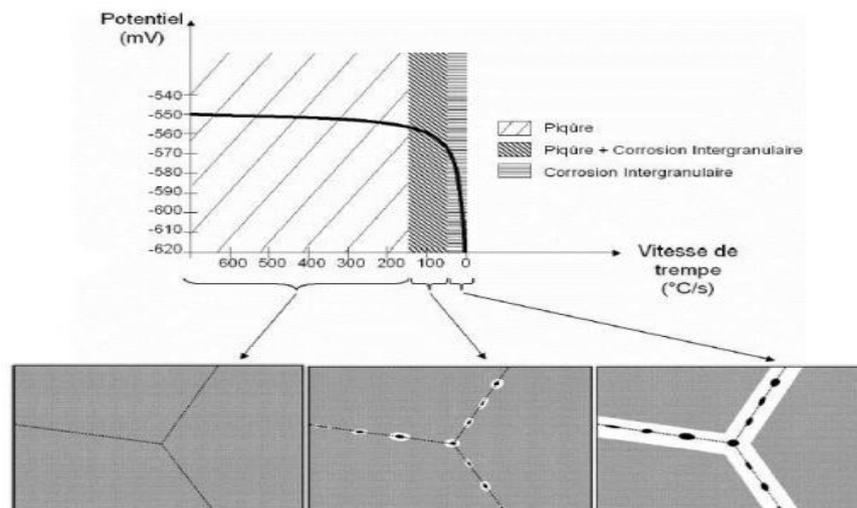


Figure I.16 : Effet de la vitesse de trempe sur la sensibilité à la corrosion localisée.[26].

Les traitements de vieillissement influent sur la microstructure de l'alliage et la sensibilité à la corrosion localisée, l'augmentation de la durée de traitement de revenu améliore la tenue en corrosion des alliages d'aluminium à durcissement structural [28].

Cependant, on doit noter l'effet négatif de l'augmentation de la durée de revenu sur la limite d'élasticité de ces alliages. Donc, en fonction de l'application de ces métaux qu'on doit faire un choix entre les propriétés mécaniques et la tenue en corrosion, il ne faut pas oublier qu'on fonction du temps, les propriétés mécaniques peuvent changer au cours du vieillissement du matériau et selon les conditions d'utilisation.

I.4. Notions sur la fissuration des plaques en alliage d'aluminium :

Les alliages de l'aluminium sont souvent utilisés dans le domaine aérospatial et les structures marines, et ces mécanismes sont souvent exposés à des conditions d'exploitation extrêmes, surcharge, fatigue et d'autres raisons en service, ce qui leurs engendrent des endommagements ou des microfissures locales. Dans ce cas, la réparation des structures endommagées devient une problématique.

Cette partie présente les phénomènes de rupture par fissuration des plaques en alliage d'aluminium et en particulier, les relations entre les propriétés mécaniques et le comportement sous des chargements différents.

Les défauts de surface caractérisent les ruptures des plaques, tels que les entailles ou les fissures qui s'amorces facilement sous contraintes ou par fatigue.

I.4.1. Fissuration des plaques en alliage d'aluminium :

A l'échelle microscopique, les contraintes mécaniques répétées génèrent des microfissures. Lorsque la taille des grains est volumineuse, l'amorçage de fissure se produit au niveau des plans cristallographiques menant ensuite à une décohésion du grain. Par conséquent, les vallées sont conçues d'où peuvent les fissures s'amorcer suite à cette décohésion.

Les fissures de l'échelle macroscopique, sont bien observables et commencent à se propager rapidement ou avec une vitesse stable suivant les contraintes appliqués (entre l'échelle 0.1mm et 0.25 mm à la fin de la phase d'initiation).

La figure représente schématiquement la propagation d'une fissure qui est décomposée en 03 phases :

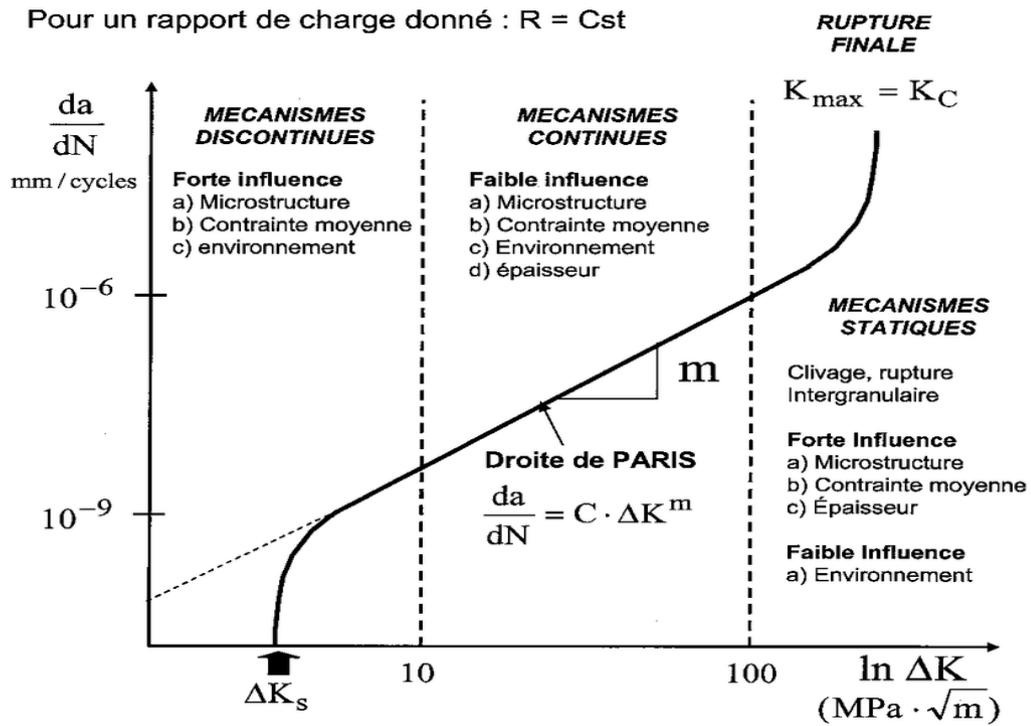


Figure I.17 : schéma de propagation d'une fissure [29].

- 1- Phase d'initiation de la fissure (A) est influencée par les différentes contraintes $\Delta\sigma$.
 - F.C.C.
 - L'environnement.
- 2- La phase de propagation stable (B) est influencée par $\Delta\sigma$
 - La géométrie de la fissure
- 3- La phase de propagation rapide est influencée par le mode de rupture, cette phase conduit à la rupture de l'élément.

I.4.1.1. Géométrie de la fissure :

Les plaques se fissurent soit par fatigue, soit sous contraintes, les fissures obtenus s'amorcent et se propagent selon le cas. La figure I.18 montre la forme de la rupture qui est caractérisée par la séparation irréversible d'un milieu continu Ω en deux parties distinctes. La définition d'une fissure est alors la surface géométrique S de séparation dans un milieu continu.

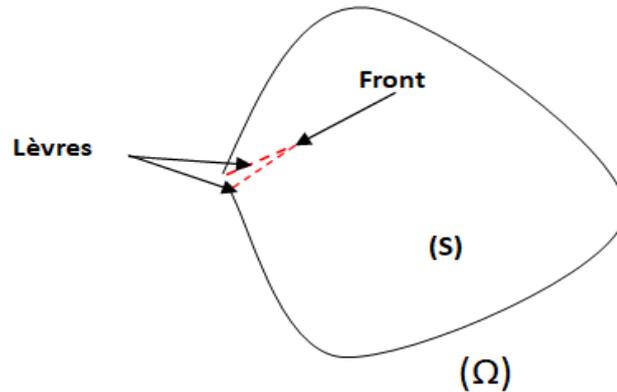


Figure I.18 : fissure dans un milieu continu

I.4.1.2. Fissuration par fatigue :

La fatigue est un phénomène cyclique pour évaluer les champs de contraintes et de déformations, on a besoin au moins 2 variables pour représenter le cycle de fatigue en cours. Dans la pratique on utilise l'amplitude du facteur d'intensité des contraintes nominal Δk et le rapport de charge :

$$R = K_{\min}/K_{\max} \quad (1)$$

Sous un chargement de fatigue, l'effet de la contrainte de cisaillement cyclique locale entraîne le mouvement des dislocations sur les plans de glissement cristallographiques au sein des différents grains du matériau. Le comportement local du matériau reste élastique tant qu'il reste réversible. Le glissement des dislocations dans un grain débouchant à la surface va provoquer l'apparition de marches à la surface par le mécanisme de création d'une paire intrusion/extrusion (voir figure I.19). Ces marches sont en vérité des bandes de glissement irréversible qui constituent des microfissures potentielles [30].

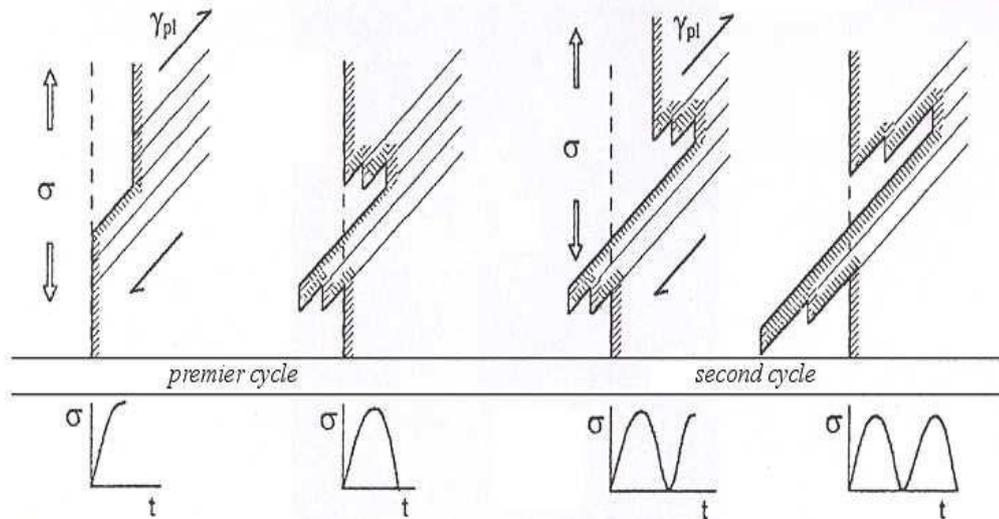


Figure I.19 : Illustration de l'irréversibilité de glissement [31].

I.4.1.3. Loi des paris :

Paris et Ordogane ont fait des séries de fissurations par fatigue qui ont mis en évidence une relation entre le taux de croissance par cycle de la fissure et la variation du facteur d'intensité de contraintes nominales.

$$da/dN = C(\Delta K)^m \quad (2)$$

Avec

$$\Delta K = K_{\max} - K_{\min} \quad (3)$$

Où ΔK est l'amplitude du FIC nominal au cours d'un cycle, C et m des constantes qui dépendent de la matière et du rapport de la charge R. N est le nombre de cycles, a est la dimension de la fissure.

La figure I.20 présente un diagramme bi algorithmique qui est divisé en 03 régimes. Le stade II dit paris, pour lequel la vitesse de fissuration est une fonction de puissance de l'amplitude du FIC, le stade III présente la vitesse de la propagation qui est supérieur à celle présumée dans le stade II par l'intervention d'autres mécanismes de rupture. Pour le stade I, la vitesse de propagation des fissures au régime de paris II dans ce cas, les vitesses de fissurations sont difficiles à détecter car elle s'unit rapidement quand ΔK diminue.

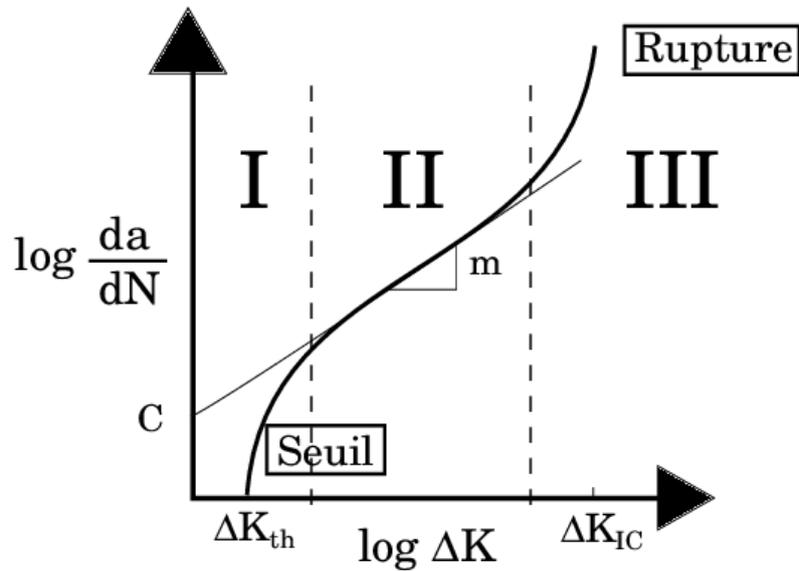


Fig.1.20 : Courbe de Paris [32].

I.4.1.4. Fissuration sous contraintes :

D'une façon générale, les fissures sous contraintes ont par amorce des discontinuités (rupture de film superficiel d'oxyde (corrosion sous contraintes ou des piqures), ces derniers apparaissent par dissolution localisée du métal au contact d'une impureté (figure I.21).

Lorsqu'une fissure courte est formée, sa propagation est conditionnée par l'existence de phénomène de dissolution (corrosion) entre les lèvres de la fissure et l'existence d'un niveau de contraintes induisant localement un dépassement de la ténacité de l'acier.

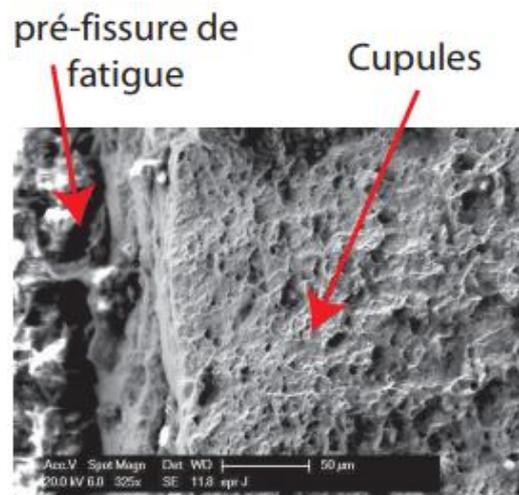


Figure I.21 : Faciès de rupture d'une éprouvette pré-fissurée rompue par traction lente en milieu inerte

[33]

I.4.1.5. Plasticité dans les zones aigues :

Les recherches ont montré que l'amorçage d'une fissure se produit soit au voisinage d'une entaille ou d'un défaut (discontinuité géométrique), soit au voisinage d'une zone dans laquelle des contraintes résiduelles existent, les concentrations des contraintes sont extrêmement élevées dans ces zones et ils affectent localement la résistance de la structure considérée.

Le Mode de rupture dans la direction macroscopique de propagation d'une fissure est généralement perpendiculaire à la contrainte qui contribue à l'ouverture de la fissure.

G. Irwin en 1957 a découvert que n'importe quel état pouvant être réduit à une combinaison de 03 modes indépendants (voir figure I.22) :

- Mode I : ouverture ou refermeture de la fissure
- Mode II : glissement plan (cisaillement plan)
- Mode III : glissement anti plan ou déchirement (cisaillement anti plan).

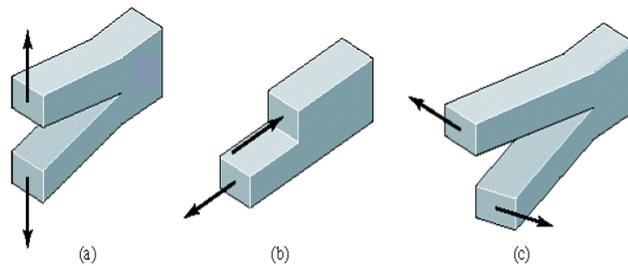


Figure I.22 : Modes de fissuration : (a) mode d'ouverture, (b) mode de glissement plan, (c) mode de glissement anti plan.

I.4.1.6. Le facteur d'intensité de contraintes « FIC » :

Le FIC est un paramètre trouvé par Irwin et ses collègues pour quantifier l'énergie en termes de contraintes asymptotiques nécessaire pour la rupture et le champ de déplacement au tour d'un front d'une fissure dans un solide linéaire.

L'intensité de contraintes dans n'importe quelle situation de mode est proportionnelle à la charge appliquée sur le matériau.

Irwin a appelé la quantité k le facteur d'intensité de contraintes, il peut être exprimé en unité de $\text{MPa.m}^{1/2}$.

$$K = \sigma\sqrt{\pi a} \quad (4)$$

$$Kc = \sqrt{EGc} \quad (\text{Pour contraintes plans}) \quad (5)$$

$$Kc = \sqrt{\frac{EGc}{1-\nu^2}} \quad (\text{Pour déformation plan}). \quad (6)$$

K est le facteur d'intensité de contraintes, Kc est la ténacité à la rupture et ν est le coefficient de poisson.

L'expression de K sera différente pour la géométrie autre que la plaque infinie fissurée au centre. Par conséquent, il est nécessaire d'introduire un facteur de correction sans dimension Y afin de caractériser la géométrie.

Ce facteur de correction appelé facteur de forme géométrique tient compte du type et la géométrie de la fissure ou de l'entaille.

$$K = Y\sigma\sqrt{\pi a} \quad (7)$$

Ou

$$Y = \frac{a}{W} = \sqrt{\sec\left(\frac{\pi a}{W}\right)} \quad (8)$$

I.4.1.7. Le critère de G ou le taux de restitution d'énergie :

Peut être calculé comme la variation de l'énergie de déformation élastique par unité de surface de croissance des fissures. Elle peut être se définir quel que soit le type de composent. Son unité est le joule/m².

$$G = \left[\frac{\partial U}{\partial a} \right]_P = - \left[\frac{\partial U}{\partial a} \right]_u \quad (9)$$

ou U est l'énergie élastique du système et a est la longueur de la fissure. P est la charge et le déplacement u sont constants.

Irwin a montré que pour une fissure de mode I (mode d'ouverture) le taux de libération d'énergie de déformation et le facteur d'intensité de contraintes sont liés par :

$$G = G_I = \begin{cases} \frac{K_I^2}{E} \\ \frac{(1-\nu^2)K_I^2}{E} \end{cases} \quad (10)$$

Où E est le module de Young, ν le coefficient de poisson et K_I est le FIC dans le mode I.

Pour un changement général, le taux de restitution d'énergie peut être exprimé en termes de 03 modes I, II et III :

$$G = G_I + G_{II} + G_{III} \tag{11}$$

I.4.1.8. La zone plastique en entaille et au front de la fissure :

Lorsque la zone plastique à l'extrémité de la fissure est petite par rapport à la longueur de la fissure. L'état de contraintes à l'extrémité de la fissure peut être caractérisée par le facteur d'intensité de contraintes k , bien que la charge sur une fissure puisse être arbitraire.

Lorsque la taille de la zone plastique en fond de fissure est trop grande, l'état de contrainte on peut utiliser l'intégral J ou le déplacement de l'ouverture de fond de fissure COTD.

I.4.1.9. Le facteur de concentration de contraintes :

Comme déjà cité auparavant, c'est un facteur qui caractérise le rapport entre la contrainte normale maximale et la contrainte à nominale au voisinage d'une entaille. Ainsi, au voisinage d'un défaut circulaire au fond d'une plaque. Le facteur de concentration de contraintes vaut :

$$K_t = \frac{\sigma_{max}}{\sigma_{nom}} \tag{12}$$

Où

$$\sigma_{nom} = F/S \tag{13}$$

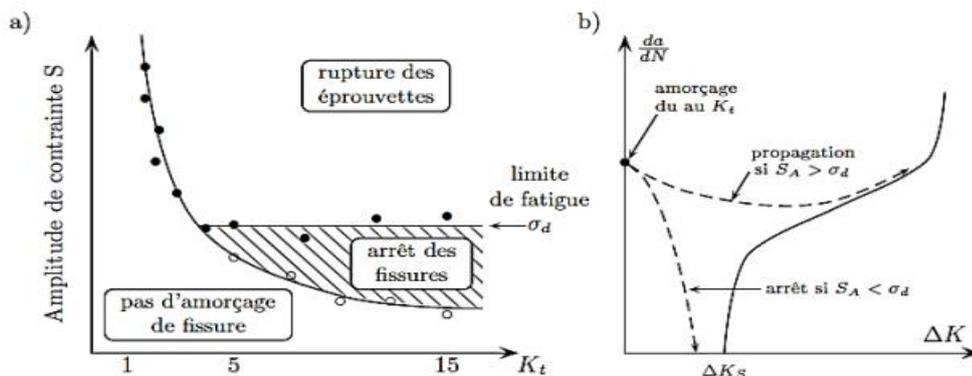


Figure I.23 : Effet des concentrations de contraintes : a) l'arrêt de fissures amorçées par une forte concentration de contrainte « étude de Frost », b) diagramme da/dN en fonction de ΔK [34].

Le fond d'entaille contribue à l'amorçage des fissures de fatigue. Frost a été le premier qu'à observer l'arrêt de fissures amorcées en fond d'entaille [35]. Largement confirmé depuis, ce phénomène s'explique par le déplacement de la concentration de contrainte K_t du voisinage de l'entaille au front de la fissure qui se propage suivant la valeur de la contrainte moyenne comme indiqué sur la figure I.23. Frost trace la limite de fatigue en fonction du facteur K_t et montre que ce phénomène est obtenu pour des entailles sévères. La traduction de ces observations dans un diagramme $da/dN - \Delta K$ explique les deux cas de propagation/arrêt en liaison avec la valeur de la contrainte moyenne.

I.4.1.10. L'intégral J :

Rice a proposé ce paramètre, assimile le comportement élasto-plastique à un comportement élastique non linéaire. L'intégrale de contour J est utilisée comme élément caractéristique de l'état de contrainte au front d'une fissure dans les matériaux dont le comportement est non linéaire.

Cette intégrale est définie par :

$$J = \int_{\Gamma} (w \cdot dy - \vec{T} \frac{\partial \vec{u}}{\partial x} ds) \tag{14}$$

Où : Γ est un contour fermé quelconque entourant la pointe de la fissure (Figure I.24), \vec{T} le vecteur contrainte ($T_i = \sigma_{ij} n_j$), u est le vecteur déplacement, s : l'abscisse curviligne et w : la densité d'énergie de déformation :

$$w = \int \epsilon_0 \sigma_{ij} d\epsilon_{ij} \tag{15}$$

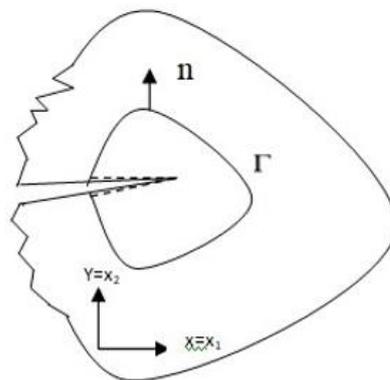


Figure I.24 : une fissure dans un milieu infini

J quantifie l'intensité des champs de contraintes et de déformations en pointe de fissure. Elle peut être reliée au facteur d'intensité de contrainte par la relation suivante :

$$J = \frac{k_I^2 + k_{II}^2}{E} + \frac{k_{III}^2}{2\mu} \quad (15)$$

Pour un matériau non linéaire dont la loi de comportement est de type Romberg- Osgood.

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} = \frac{\sigma}{\sigma_0} + \alpha \left(\frac{\sigma}{\sigma_0}\right)^n \quad (16)$$

Où : σ_0 : est la limite élastique, n : est le coefficient d'écroutissage et α : est une constante.

Pour un essai de traction sur éprouvette, Le paramètre J peut s'exprimer à partir de l'aire sous la courbe expérimentale force-déplacement. En effet, cette aire correspond à l'énergie reçue par l'éprouvette, pouvant apparaître des relations du type :

$$J = \frac{K_I^2}{E^*} + \frac{\eta U}{Bb} \quad \text{avec} \quad \left\{ \begin{array}{ll} E^* = E & \text{En contraintes planes} \\ E^* = \frac{E}{1-\nu^2} & \text{En déformations planes} \end{array} \right. \quad (17)$$

Où U est la composante plastique de l'aire sous la courbe force-ouverture des lèvres de la fissure, B : l'épaisseur, b : la longueur du ligament et K_I : le facteur d'intensité de contrainte en mode I, η : est une fonction dépendant de la géométrie.

I.4.1.11. Le critère de plasticité :

Il est important de connaître la taille de la zone plastique au fond de fissure, compte tenu des limites d'application de la mécanique linéaire de la rupture

Est la fonction scalaire $f(\vec{\sigma}, h)$ telle que : si

$$\begin{cases} f(\vec{\sigma}, h) < 0 & \text{plasticité} \\ f(\vec{\sigma}, h) = 0 & \text{l'état se situe sur la fonction du domaine} \end{cases} \quad (18)$$

Un état hors du domaine est pratiquement impossible caractériser son évolution.

Les critères les plus utilisés pour les matériaux métalliques sont : Von Mises 1910 et Tresca 1870 pour les matériaux homogènes, et isotropes.

I.4.1.11.1. Critère de Von Mises :

Ce critère est un critère énergétique, il considère que le seuil de plasticité est lié à l'énergie de la déformation élastique de cisaillement.

Les contraintes de Von Mises s'écrit comme suit :

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\frac{3}{2} \left(\frac{1}{3}\right)^2 \left[(2\sigma_{xx} - \sigma_{yy})^2 + (-\sigma_{xx} + 2\sigma_{yy})^2 + (\sigma_{xx} + \sigma_{yy})^2 \right]} \quad (19)$$

Soit :

$$\bar{\sigma} = \sqrt{(\sigma_{xx}^2 + \sigma_{yy}^2 - \sigma_{xx} \sigma_{yy})} \quad (20)$$

En traction bi-axiale, le critère de Von Mises s'écrit ainsi :

$$\bar{\sigma} = \sqrt{(\sigma_{xx}^2 + \sigma_{yy}^2 - \sigma_{xx} \sigma_{yy})} \leq Re \quad (21)$$

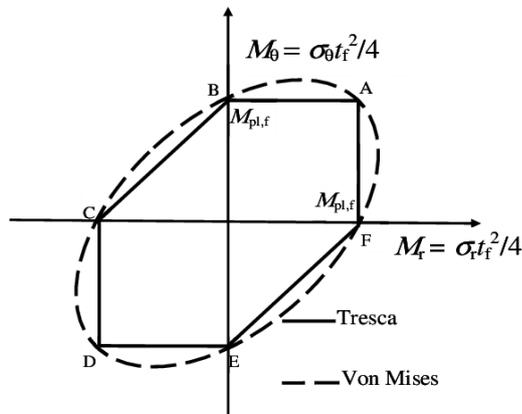


Figure I.25 : comparaison entre les critères de Von Mises et de Tresca [1]

La surface $\bar{\sigma} = Re$ est appelé frontière de plastification, en traction bi axiale, la frontière de plastification correspond à un ellipsoïde incliné de 45° (figure I.25). Par rapport aux axes de contraintes principales. Le grand axe correspond à un état de bi-traction ($\sigma_{xx} = \sigma_{yy} = Re$) ou de bi-compression. La longueur de petit axe de rayon vaut $2\sqrt{2/3} Re$.

I.4.1.11.2. Critère de Tresca :

Ce critère se base sur le critère de cisaillement maximal qui s'écrit comme suit :

$$\text{Max}||\tau|| = \frac{1}{2} |\sigma_3 - \sigma_1| \tag{22}$$

Le critère de Tresca peut s'écrire alors :

$$F(\sigma) = \sup_{i,j} |\sigma_i - \sigma_j| - \sigma_0 \tag{23}$$

De la même façon que le critère de Von Mises, le critère de Tresca est invariant par ajout d'une contrainte hydrostatique puisqu'elle basée sur le cisaillement maximal (fig.1.25). L'écart entre

les deux critères est de l'ordre de $(1 - \sqrt{\frac{3}{2}}) \sim (13\%)$

Si $\sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3$ alors le critère ne fait plus apparaitre sauf le cisaillement maximal

$$\tau_{max} = (\sigma_1 - \sigma_3)/2 \tag{24}$$

L'utilisation du critère de Von Mises en mode I conduit à des contours décrits sur la figure I.26 et aux équations suivantes :

En contraintes plane :

$$r_y = \frac{K_I^2}{2\pi\sigma_e^2} \cos^2 \frac{\theta}{2} \left(1 + 3\sin^2 \frac{\theta}{2} \right) \tag{25}$$

En déformation plane :

$$r_y = \frac{K_I^2}{2\pi\sigma_e^2} \cos^2 \frac{\theta}{2} \left((1 - 2\nu)^2 + 3\sin^2 \frac{\theta}{2} \right) \tag{26}$$

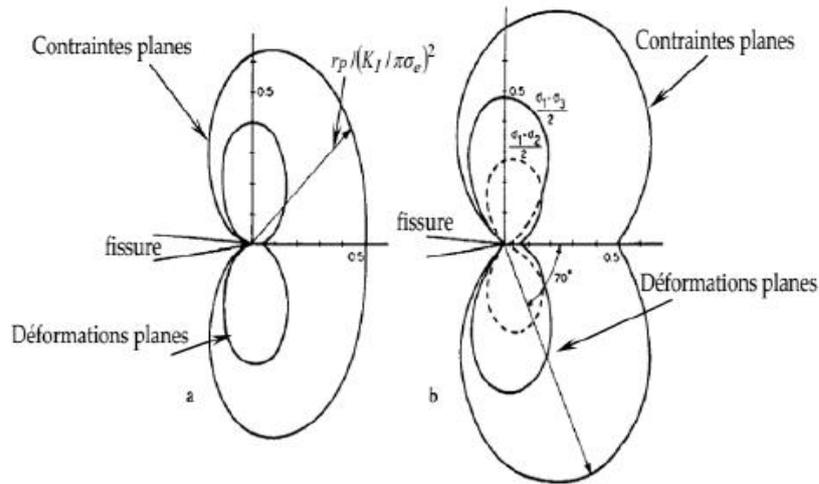


Figure I.26 : comparaison entre les critères de Von Mises et de Tresca [36]

I.4.1.12. L'effet de l'entaille :

L'entaille a un rôle très important pour favoriser l'amorçage d'une fissure de fatigue. Frost a été le premier qui a observé l'arrêt de fissures amorcés en fond d'entaille. Ce phénomène d'expliquer par la différence de concentration de contraintes au voisinage de l'entaille du fait d'une croissance rapide de la concentration de contrainte à l'intérieur du matériau (figure I.27).

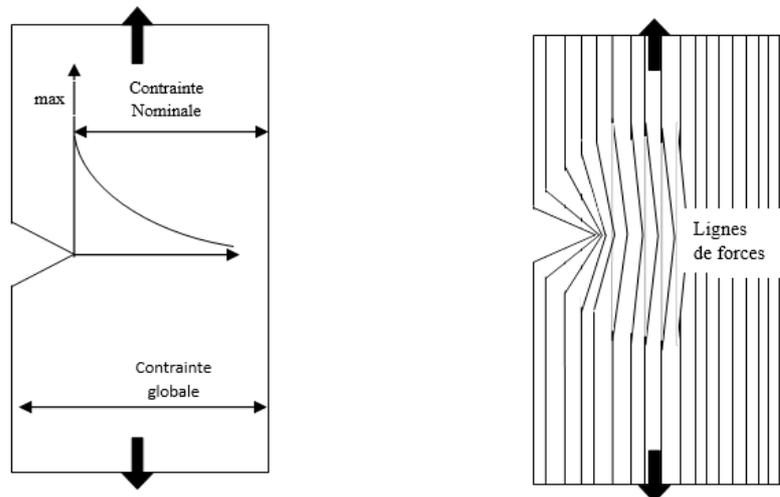


Figure I.27 : L'effet de l'entaille et la différence entre les contraintes globales, nominales et maximales.

Dans le diagramme $da/\Delta N - \Delta k$, on a placé les deux cas de propagation et arrêt de fissure en liaison avec la valeur de la contrainte moyenne.

La plupart des recherches effectués a été faite pour expliquer les fissures mécaniques courtes. En effet :

$$\sigma_{i,j} = \frac{k}{\sqrt{2\pi r}} \times f_{i,j}(\theta) \quad r \ll a \quad (27)$$

r : distance de la pointe de la fissure et le champ de contrainte.

K le facteur d'intensité de contraintes du mode considéré. (r et a sont illustré dans la figure I.28).

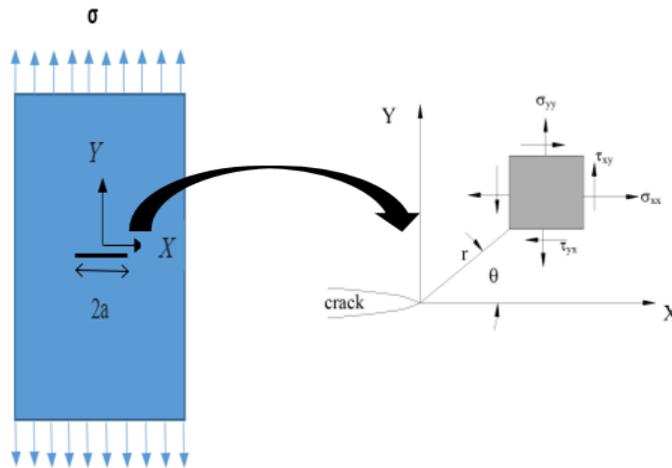


Figure I.28 : fissure en mode I dans une plaque infinie. (Définition du système de coordonnées en front de fissure)

I.4.1.13. Effets des bords libres dans les plaques :

L'effet de bord dans les plaques est un phénomène d'instabilité aux bords libres de la plaque. Bien souvent, l'étude des phénomènes se fait en négligeant l'effet de bord.

D'une manière générale, un effet de bord est l'ensemble des phénomènes qui apparaissent à proximité d'une valeur limite d'un domaine où peut s'appliquer un certain nombre de calculs (*paroi* ou *seuil*). Les limites correspondent aux domaines de validité des méthodes de calcul. Les transitions sont progressives, et il n'y a pas d'effet de bord.

La figure I.29 présente l'effet de bord dans une plaque en stratifié multidirectionnels, les effets de bord libre sont dominants dans cette plaque, entraînant des contraintes inter-laminaires très élevées qui initient prématurément un délaminage inter-couche.

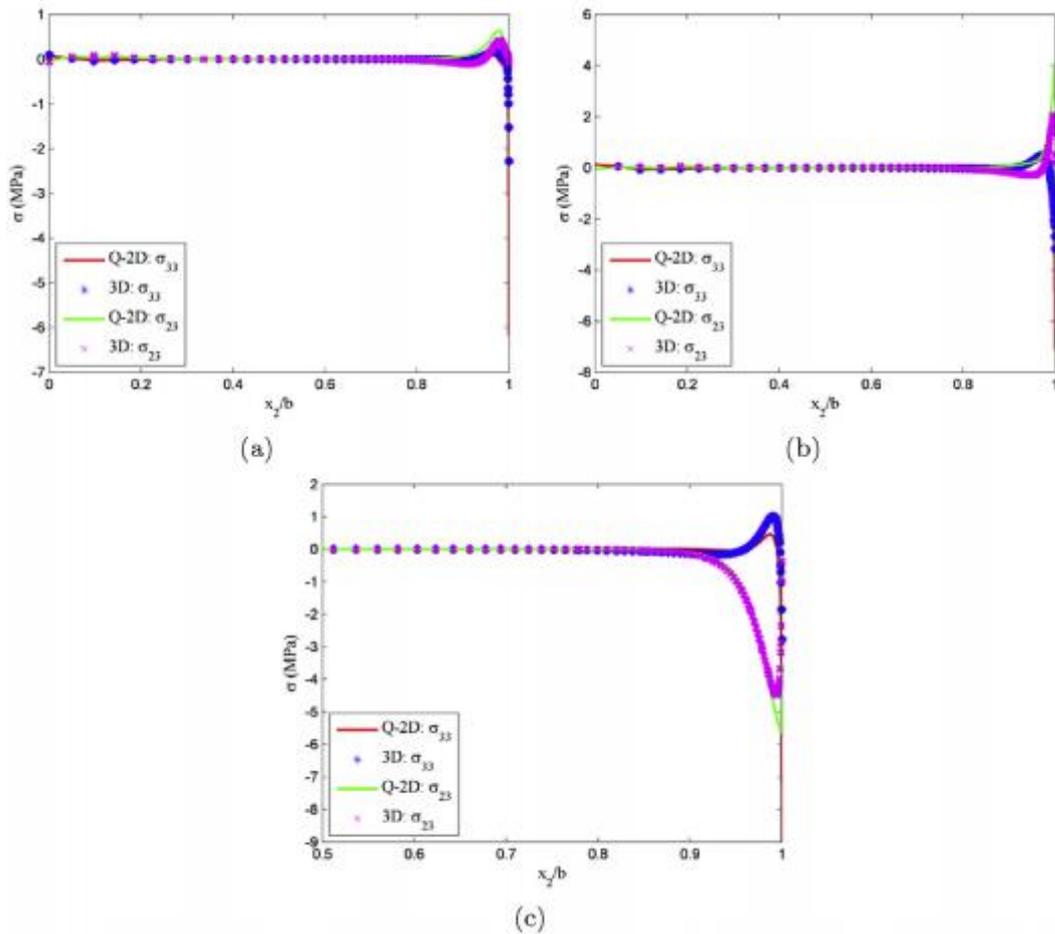


Figure I.29 Distribution des contraintes inter-laminaire de $\frac{1}{2}(45=45=90=0)$ s sous température ΔT (a) 45/-45, (b) 45/90 and (c) 90/0 interface [37].

I.5. Conclusion :

Les défauts des alliages de l'aluminium peuvent être réparés par nombreuses méthodes, plus ou moins coûteuses, seulement dans ce travail, on s'intéresse à la réparation par patches en composites pour leurs légèreté, facilité de mise en œuvre, et son coût modéré. Ainsi qu'on doit analyser les défauts de collage puisqu'ils sont le maillon faible dans les assemblages collés.

Le chapitre II définit les adhésifs et leurs comportements en état thermo viscoélastique.

Chapitre II

Comportement de l'adhésif et les assemblages collés

Chapitre II : Comportement des adhésifs et les assemblages collés

II.1 Introduction :

Pour ce qui concerne les assemblages colles, comme les métaux réparés par composites colles, des progrès ont été faits dans les méthodes de sélections de collage approprié, soit en ce qui concerne les traitements des surfaces, ou les couples substrats/adhésifs pour optimiser la géométrie de réparation. De nombreux modèles ont été proposés pour le but de prévoir un critère de rupture de l'adhésif, et de prédire la rupture. Pour les assemblages matériaux métalliques réparés par collage, l'attention se porte surtout sur la colle puisque cette dernière demeure le maillon faible de l'assemblage.

Ce chapitre consiste à analyser le comportement des adhésives et les assemblages collés dans le domaine thermo-viscoélastique selon plusieurs recherches récentes.

II.2. La technique du collage par patch en composite : durabilité des structures collées :

Après une simple réparation, la tenue mécanique d'un assemblage collé est généralement très satisfaisante. Le problème primordial est donc souvent la durabilité du joint. Les sollicitations mécaniques et environnementales (température, humidité, ... etc.) ont une grande influence sur cette durabilité comme le montre la figure II.1, qui est une analyse faite sur un adhésif : film époxy-polyamide (cyanamide FM 1000) - adhérent : alliage Al – décapage acide sulfochromique – température de réticulation : 175°C.

La force de rupture en cisaillement d'un joint collé est absolument constante durant quatre ans pour un joint maintenu en ambiance sèche et sans contraintes ; néanmoins, si le joint est soumis à une contrainte égale à 20% de la contrainte de rupture σ_r , la chute est graduellement de 50% en quatre ans. En ambiance chaude et humide, elle chute de 50% en une année et demie et une contrainte égale à 0.2 σ_r provoque sa rupture en deux ans [38].

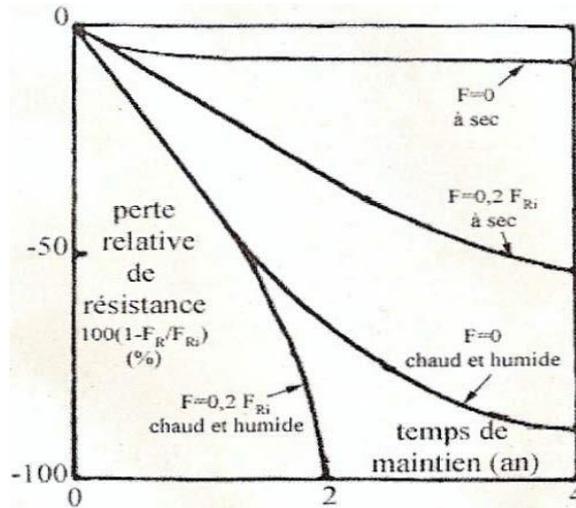


Figure II.1 : Effet des sollicitations mécaniques et environnementales sur la diminution relative au temps de la résistance d'un joint collé selon l'essai de cisaillement. [38]

II.2.1 Procédures de réparation :

Afin d'analyser l'influence du patch en composite sur la propagation de la fissure, plusieurs études numériques ont été effectuées sur des structures réparées. Parmi ces travaux, [39] a comparé entre le facteur d'intensité des contraintes « SIF » d'une structure fissurée et réparée et une autre non réparée. La figure II.2 représente la variation du facteur d'intensité de contraintes en fonction de la longueur de la fissure. Il a noté que la réparation par patch diminue fortement le SIF. L'efficacité du patch composite demeure en absorption des charges qui favorisent la propagation de la fissure et rigidifie la structure pour maintenir la durabilité [39].

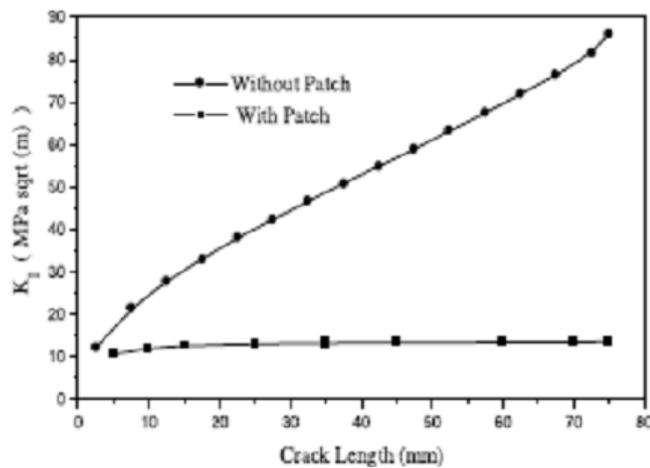


Figure II.2 : Comparaison entre le facteur d'intensité de contrainte d'une structure fissurée réparée et une autre non réparée [39].

Les propriétés de collage dépendent des sollicitations appliquées sur l'assemblage collé.

II.2.2 Les différents types de sollicitations des assemblages collés :

Les principaux modes de sollicitations d'un assemblage collé sont (voir figure II.3) :

- 1- Contraintes de traction qui sont perpendiculaires à l'interface.
- 2- Les contraintes de cisaillements qui sont parallèles à l'interface.
- 3- Les contraintes de pelage sont de contraintes de traction appliquée à un assemblage d'un matériau rigide et un autre flexible.
- 4- Le clivage qui est une contrainte de traction locale appliquée à deux matériaux déformés élastiquement.

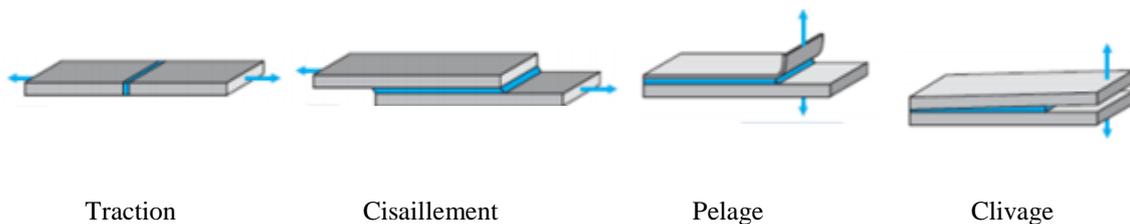


Figure II.3 : les différentes sollicitations appliquées aux assemblages collés.

II.3. Les polymères :

Sont des enchainements de groupes de modules appelés monomères. Ce dernier est une suite d'atomes de carbone liés entre eux et avec d'autres éléments comme (H, N, Si,..). Ce matériau se divise en trois grandes classes comme : les thermoplastiques, les thermodurcissables et les élastomères. A haute température, les polymères thermodurcissables et les thermoplastiques auront un comportement vitreux caoutchoutique, mais à température ambiante, ils sont un comportement vitreux.

La transition entre ces deux phases est caractérisée par la température de transition vitreux, notée Tg.

Le tableau II.1 présente les principales propriétés de ces polymères [40].

Classes de polymère	Souplesse	Résistance mécanique	Résistance thermique	Résistance aux agents chimiques
Thermodurcissables	Mauvaise	Bonne	Bonne	Bonne
Thermoplastiques	Moyenne	Médiocre	Médiocre	Bonne
Élastomères	Très bonne	Mauvaise	Variable	Médiocre

La température de transition est de l'ordre de grandeur de la température de polymérisation et elle est illustrée sur la figure II.1 [41].

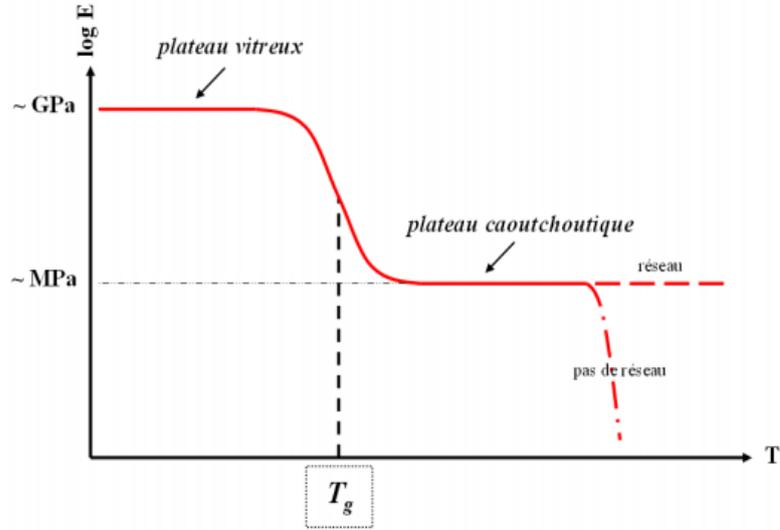


Figure II.4 : les différents états d'un polymère [41]

Pour des températures au voisinage de la T_g (figure II.4), les liaisons faibles sont brisées, ce qui provoque la mobilité des chaînes librement. Pour des températures inférieures à la T_g , les liaisons secondaires limitent la vibration des chaînes, ce qui rend le comportement du polymère vitreux. Au-delà de la T_g , le comportement du polymère devient caoutchoutique. La description de La transition vitreuse reste mystérieuse.

Dans les joints collés, plusieurs types de ruptures macroscopiques peuvent être observés après l'applications des sollicitations à un assemblage collé, la figure II.5 présente les cas de rupture qu'on peut trouver comme la rupture cohésive illustrée dans la figure (a), rupture interfaciale lorsque la rupture se produit entre la colle et le substrat, ou les deux ruptures à la fois comme présentée dans la fig. (c). Et on enfin si le joint de colle est suffisamment résistant, la rupture peut se propager au substrat collé

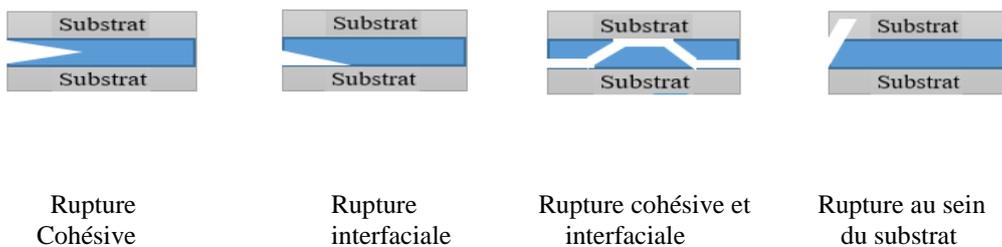


Figure II.5 : Types de rupture au sein d'un joint collé après sollicitation mécanique

II.3.1. Les colles époxydes :

Sont à base de résine thermodurcissable [42] et ils sont caractérisés par leurs résistances aux hautes températures aussi bien que basse température, ainsi qu'aux agents chimiques, leurs hauts modules de résistances leurs permettent de transmettre les efforts entre les substrats sans affecter leurs intégrités physiques.

Ses facteurs ont rendu ses époxydes des éléments de 1^{er} choix pour les assemblages des structures. Surtout leurs haut rapport résistance /poids et leurs stabilités lors des variations de températures [43].

Les époxydes sont utilisés sous deux formes principales :

- Les Colles époxydes à un composant qui sont polymérisés à chaud à partir de 120°C, sont constitué d'un durcisseur et une base dans le même composant, ils offrent une meilleure résistance mécanique et ils résistent bien à la fatigue. Les propriétés de ces colles peuvent être modifiées par adjonction d'autres résines ou des caoutchoucs : nylon, polyamide, polysulfure, silicone, etc.
- Les colles bi-composantes, qui peuvent polymériser à froid à partir de 5°C. elles se constituent d'un durcisseur et une base livrés séparément et sont résistant aussi mécaniquement et à la fatigue.

La résistance au cisaillement de la colle est un facteur essentiel pour transmettre les efforts d'un joint collé. Seulement il faut distinguer entre la résistance d'une colle et celle d'un joint collé. La zone d'interaction entre la colle et le substrat est une zone de transition appelée interphase, qui a des propriétés différentes de celle de la colle ou du substrat, à cause des réactions chimiques à cette dernière [44].

II.3.1.1. La colle FM73

Est une colle époxyde très reconnue, on utilise cette colle dite « époxy » pour verre, céramique, marbre et surtout les métaux. Ce film d'adhésif d'époxy, de couleur jaune foncé. Sa structure est visualisée en figure II.6 (a) et (b). Ce film est utilisé pour les structures d'aluminium et de composite dans le domaine aéronautique. Il présente des performances structurelles optimales dans une gamme de température de -55°C à 82 °C et en milieu humide.

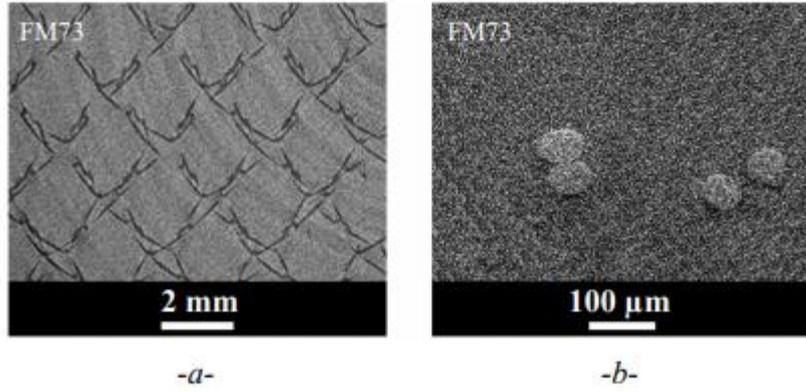


Figure II.6 Observation de la microstructure de la colle FM 73 : (a) vue en section parallèle à l'interface par micro-tomographie, (b) vue de coupe transverse MEB [45]

Peretz et Weitsman [46-47] ont analysé l'efficacité et la précision de l'algorithme récursif-itératif avec les schémas itératifs de point fixe (FP) et de Newton Raphson (NR) à l'aide des tests thermo-viscoélastiques sur l'adhésif FM73. Ils ont réalisé des tests de fluage de 15 minutes suivis de 15 minutes de récupération sur l'adhésif FM73 sous des contraintes uni-axiales variables : 10-30 MPa et températures : 30-60°C. À partir des résultats expérimentaux, ils ont remarqué que les paramètres de matériau dépendent de la contrainte et de la température non linéaires pour l'adhésif FM73, qui ont été calibrés à partir des tests de fluage-récupération, et peuvent être ajustés à l'aide des fonctions suivantes :

$$g_0 = \left(1 + 0.15 \frac{\sigma}{50}\right) \left(1 + 0.91 \frac{T-T_0}{T_0}\right) \quad (30)$$

$$g_1 = \left(1 + 1.435 \left(\frac{\sigma}{50}\right)^{24}\right) \left(\exp\left[-8.5 \frac{T-T_0}{T_0}\right]\right) \quad (31)$$

$$g_2 = \left(1 + 0.75 \left(\frac{\sigma}{50}\right)^2\right) \left(\exp\left[12.12 \frac{T-T_0}{T_0}\right]\right) \quad (32)$$

$$a = \exp\left[-1.75 \frac{\sigma}{50} - 40 \frac{T-T_0}{T_0}\right] \quad (32)$$

Où T_0 est la température de référence, qui est de 303 K ; la contrainte σ et la température T sont respectivement en MPa et Kelvin.

Au niveau matériel et structurel. Les procédures d'itération au niveau du matériau à partir des méthodes FP et NR sont suivies à deux niveaux de contrainte : 30 et 40 MPa, comme le montre la Figure II.7, ce qui illustre les réponses élastiques non linéaires sous une charge linéaire de contrainte et de rampe de température.

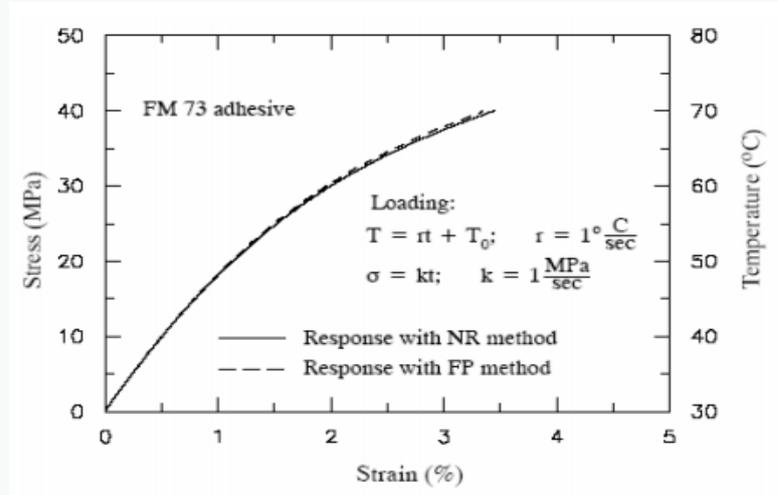


Figure II.7 La courbe de la contrainte de cisaillement de la colle FM 73 [47-48]

Les réponses obtenues sont vérifiées à l'aide des données expérimentales disponibles pour plusieurs historiques de chargement thermomécanique. Les figures II.8 et II.9 présentent les réponses au fluage et à la contrainte-déformation de l'adhésif FM73 sous chargement de contrainte et de température illustré dans les figures. Les méthodes itératives NR et FP sont utilisées et comparées aux données expérimentales.

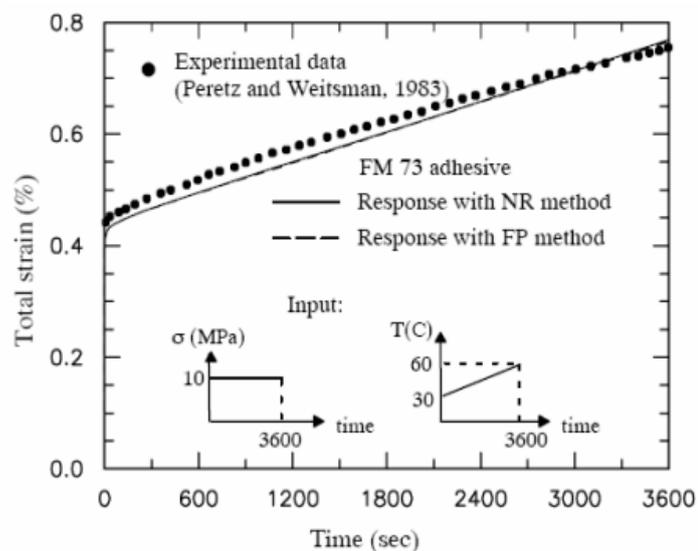


Figure II.8 Réponses à la déformation de fluage sous une température linéaire variante et une contrainte fixe [47-48]

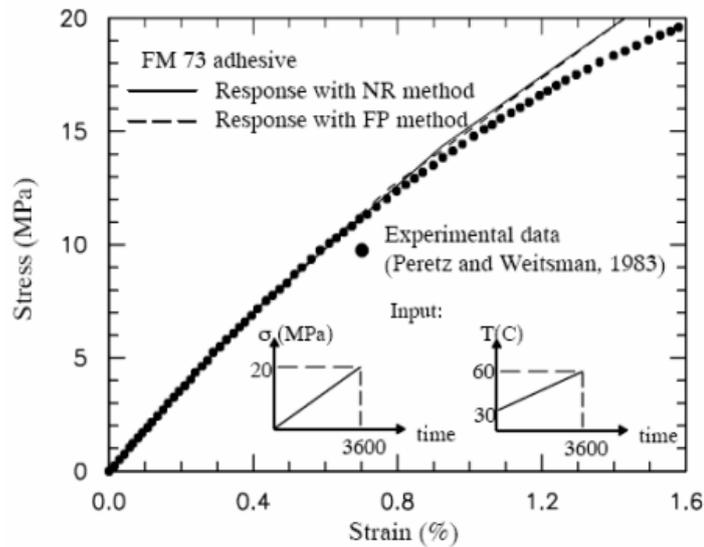


Figure II.9 Réponses contrainte-déformation sous chargement thermomécanique [47-48]

II.3.1.2. Caractérisation et modélisation du comportement des colles époxydes :

Le comportement viscoélastique a été mis en évidence par plusieurs chercheurs comme [47-49] que la température influence ce comportement puisque la rigidité de la colle chute lorsque la température augmente. Pour modéliser le comportement viscoélastique linéaire. Plusieurs modèles rhéologiques ont été obtenus en combinant des éléments ressorts et amortisseurs de différentes dispositions.

La figure II.10 présente quelques modèles courants descriptifs pour le phénomène viscoélastique.

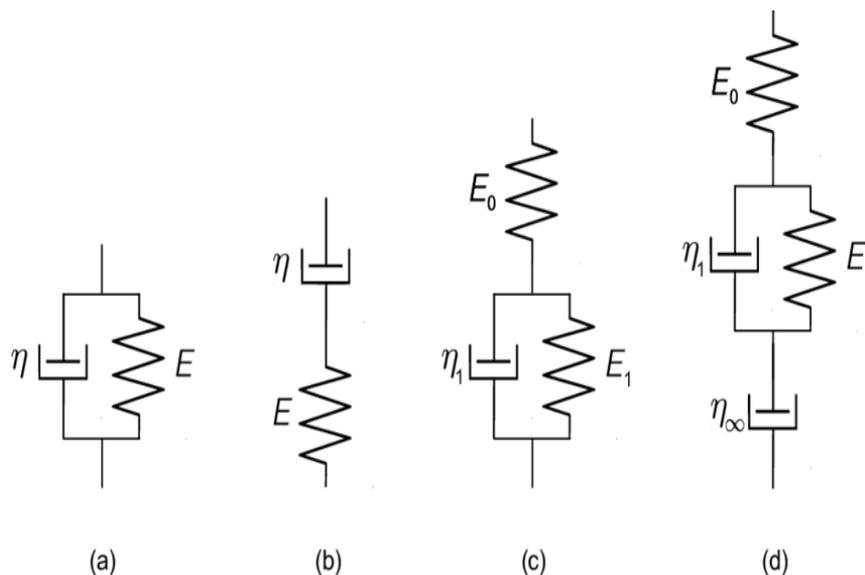


Figure II.10 les modèles rhéologiques élémentaires : (a) Modèle de Kelvin, (b) modèle de Maxwell, (c) modèle de Poynting-Thomson, (d) modèle de Burgers [50]

Les travaux présentés dans le tableau II.2 montrent uniquement le comportement linéaire, alors que le comportement réel de la colle époxyde révèle une non linéarité des paramètres rhéologiques [51-52].

Il existe un manque réel de méthodes de calculs reconnus et acceptés permettant d'analyser l'intégration du temps, température, humidité et du vieillissement sur la déformation de l'adhésif.

II.4. Comportement thermo-viscoélastique de la colle :

Deheeger [53] a développé un modèle en utilisant la loi de Maxwell généralisée (figure II.11)

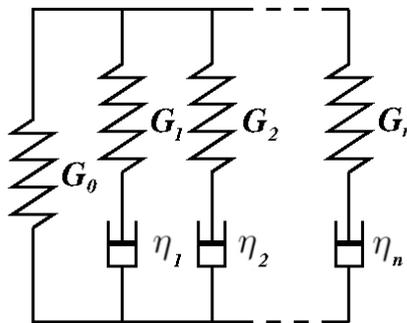


Figure II.11 Schéma rhéologique de Maxwell généralisé avec $\alpha_i = \frac{G_i}{\eta_i}$ [54]

A l'instant t_j , le cisaillement des branches viscoélastiques dans la colle s'écrit sous la formule :

$$\tau_{xz}^a(x, t_j) = \tau_{xz}^0(x, t_j) + \sum_{\mu=1}^r \tau_{xz}^\mu(x, t_j) \tag{33}$$

Le cas thermo-viscoélastique est le plus réaliste. Toutes les branches du modèle de Maxwell sont prises en compte dans l'étude, ainsi que la variation des modules $G_i(T)$. Les résultats obtenus par [53] sont illustrés sur la figure II.12. Comme pour le cas viscoélastique, seuls les résultats obtenus pour $\beta=1s, 20s$ et $180s$ sont représentés. Les résultats obtenus par [53] montrent que les variations thermiques ne sont pas semblables. Ils sont entièrement plus élevés lorsque la température diminue en raison du raidissement de la colle ; lorsque la vitesse de chargement s'accroît, le pic de cisaillement se rapproche de la borne supérieure du calcul. Néanmoins, pour des vitesses lentes et lorsque le temps augmente, la solution thermo-viscoélastique tend vers la borne inférieure.

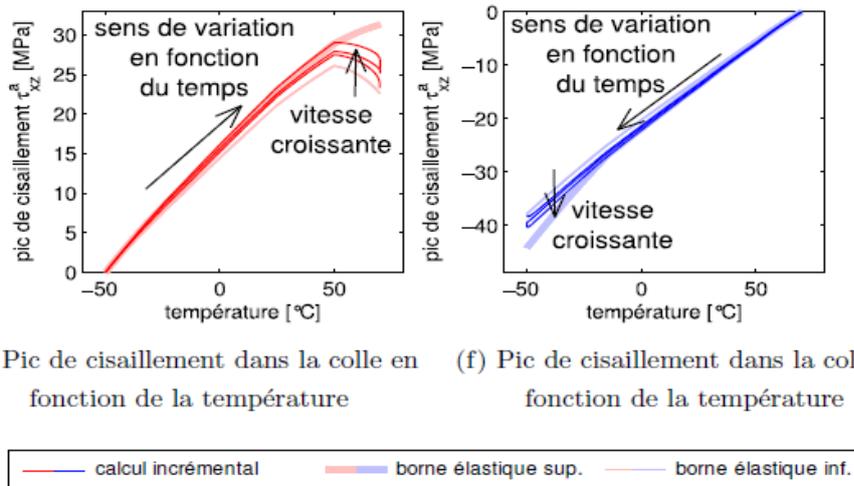


Figure II.12 Model d'adhésif étudié en thermo-viscoélastique (G_i variable) [53]

II.4.1. Modélisation du comportement d'un assemblage collé :

Quelques modèles de joints colles classiquement étudiés sont présentes sur la figure.2.13 Pour le calcul des contraintes dans la colle, l'approche fondamentale consiste à considérer qu'elle ne travaille qu'en cisaillement et que celui-ci est constant dans toute la zone de recouvrement. Toutefois, les premiers travaux élaborés sont attribués à Volkersen [55], qui a proposé un modèle de joint colle a simple recouvrement dans le cadre des hypothèses suivantes :

- le comportement élastique linéaire des matériaux ;
- les adhérents travaillent en traction/compression ;
- la colle travaille en cisaillement ;
- les contraintes sont supposées constantes suivant l'épaisseur des matériaux ;
- la flexion de l'assemblage est négligée.

Les modèles étudiés après cette recherche prévoient généralement un pic de contrainte dans la colle au niveau du bord libre et ils n'ont pas pris en considération que la condition de contrainte nulle à l'extrémité libre du joint.

II.4.2. Modèle thermo-viscoélastique :

La Figure II.13 présente le Schéma de l'assemblage soumis à ΔT et σ_{xx} constante

Ce schéma présente un assemblage collé composé d'une plaque en aluminium réparée par un patch en composite collé par l'adhésif FM73. La structure est supposée symétrique par rapport à l'axe (x) afin d'éviter toute flexion dans l'assemblage. Le patch est supposé avoir une épaisseur constante, les notations suivantes sont utilisées.

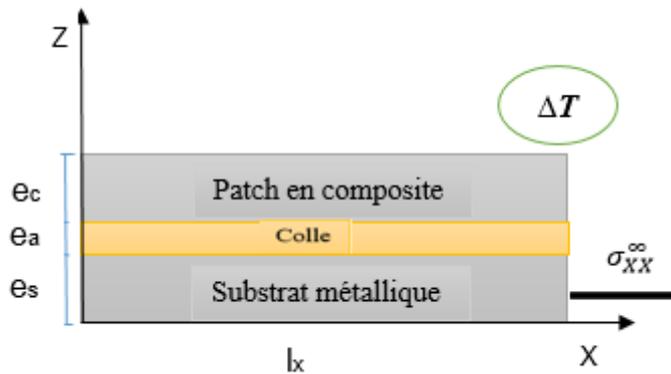


Figure II.13 Schéma de l'assemblage colle soumis à un chargement thermomécanique

Tableau II.2 de notations utilisées :

e_c, e_a et e_s	Les épaisseurs du patch composite, de la colle et du substrat
L_x	La longueur de la zone renforcée
$\{G_i(T), i\}$	Le comportement de la colle est modélisé par une loi de Maxwell généralisée, définie par les paramètres $\{G_i(T), _i\}$
E_x et E_s	Les modules d'Young du patch composite et du substrat
τ_{xz}^a	La contrainte de cisaillement dans la colle
α_s et α_c	Les coefficients de dilatation du patch composite et du substrat
σ_{xx}^c et σ_{xx}^s	Les contraintes longitudinales dans le patch composite et dans le substrat
T	L'ensemble est soumis à une variation homogène de température $T(t)$, variable en fonction du temps
σ_{xx}^∞	Le substrat est soumis à un chargement mécanique constant

II.4.4.1 Loi de comportement :

Selon [53], la loi de comportement du substrat métallique et le patch en composite sont supposés être linéaires élastiques. Leurs lois de comportement sont décrites respectivement par :

$$\begin{cases} \varepsilon_{xx}^s(x, t_j) = \frac{1}{E_s} \sigma_{xx}^s(x, t_j) + \alpha_s (T(t_j) - T(t_0)) \\ \varepsilon_{xx}^c(x, t_j) = \frac{1}{E_c} \sigma_{xx}^c(x, t_j) + \alpha_c (T(t_j) - T(t_0)) \end{cases} \quad (34)$$

Mais le comportement de la colle est déjà modélisé selon la loi de maxwell généralisée comme une loi thermo-viscoélastique et illustrée sur la figure 2.11.

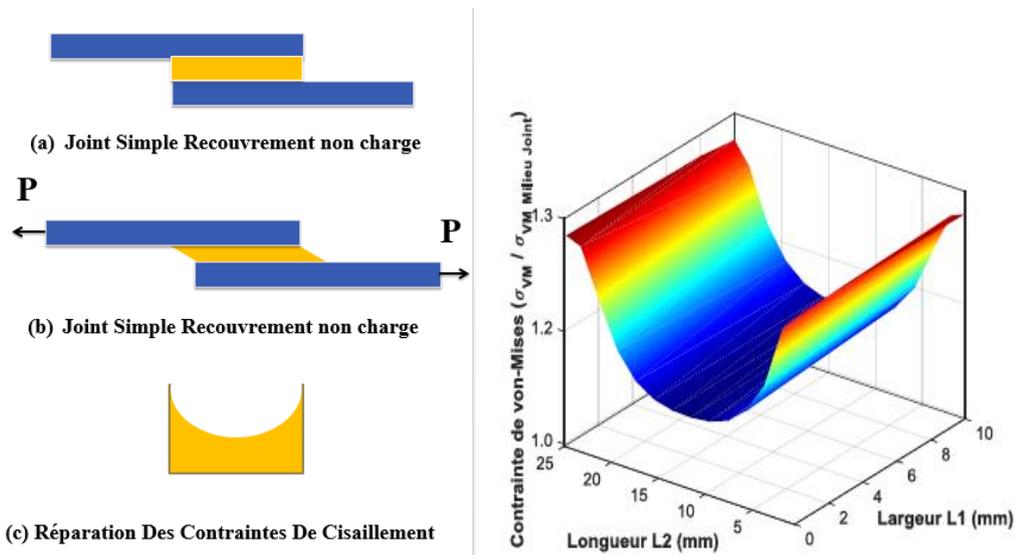
$$\tau_{xz}^a(x, t_j) = \tau_{xz}^0(x, t_j) + \sum_{\mu=1}^r \tau_{xz}^\mu(x, t_j) \quad (35)$$

En distinguant la branche élastique des branches viscoélastiques. Ces calculs s'effectuent alors comme suit :

$$\begin{cases} \tau_{xz}^0(x, t_j) = G_0(t_j) \gamma_{xz}^a(x, t_j) \\ \tau_{xz}^\mu(x, t_j) = \int_0^{t_j} G_\mu(\tau) \exp^{-\alpha(t_j-\tau)} \frac{\partial \gamma_{xz}^a(x, \tau)}{\partial \tau} d\tau, \mu = 1 \dots r \end{cases} \quad (36)$$

II.4.3. Essais de caractérisation du comportement de l'adhésif (essais à simple recouvrement) :

Cet essai est normalisé et couramment utilisé dans l'industrie pour caractériser le comportement des assemblages collé, grâce à son facilité de mise en œuvre. Le joint de la colle est sollicité sous des efforts de traction appliqués aux substrats rectangulaire comme illustré dans la figure II.14



Cependant, ce type d'essai expose quelques inconvénients tels que la distribution non-homogène de la contrainte dans le joint de colle, en plus, les effets de bord élevés, (figure II.14 (b)), qui favorisent l'apparition et la propagation de fissures au niveau de l'interface adhésif/substrats menant à la rupture précoce de l'assemblage. Afin de réduire les effets de bord

libres, plusieurs chercheurs ont proposé des géométries différentes [57]. Cependant, la sollicitation du joint de colle n'est pas purement uni-axiale, car lors de l'essai, la flexion des substrats produit des contraintes de pelage [58]. Néanmoins, cet essai reste l'essai le plus utilisé pour indiquer les performances de collage car il combine l'adhésion et l'adhérence.

II.5. Les contraintes thermiques :

Afin que le collage des structures soit optimal, un cycle de réticulation est nécessaire pour créer le réseau époxyde. Cette polymérisation nécessite un apport de chaleur. Par conséquent, des contraintes thermiques, inhérentes à la procédure de mise en œuvre, vont s'ajouter aux contraintes mécaniques déjà existantes. [59] ont consacré une étude sur les effets thermiques sur les assemblages collés. Selon eux, trois facteurs majeurs sont à l'origine des contraintes thermiques au sein d'un joint :

1. Le Coefficient Thermique d'Expansion (CTE) ;
2. Le retrait de l'adhésif ;

II.5.1. Le Coefficient Thermique d'Expansion (CTE)

Les variations thermiques engendrent inévitablement des variations des dimensions d'un matériau : dilatation pour un chauffage ou le contraire pour un refroidissement...etc. Suivant la nature des matériaux, cette variation dimensionnelle est plus ou moins marquée. Elle est quantifiée par le coefficient thermique d'expansion (CTE). L'assemblage de deux matériaux de même nature par collage génère l'apparition de contraintes thermiques à cause de la différence des CTE entre les substrats et l'adhésif. Ces contraintes internes introduites sont accrues lorsque les substrats sont de natures différentes [60-62]. Elles existent toujours même si l'assemblage n'est soumis à aucune sollicitation mécanique extérieure (figure II.15).

Les contraintes thermiques sont présentes dès la fin de la polymérisation du joint. Da Silva et Adams [63] ont pris dans leurs recherches, l'exemple d'un composite ayant un coefficient thermique d'expansion dans le sens longitudinal inférieur à celui de l'aluminium, mais supérieur à ce dernier dans le sens transversal.

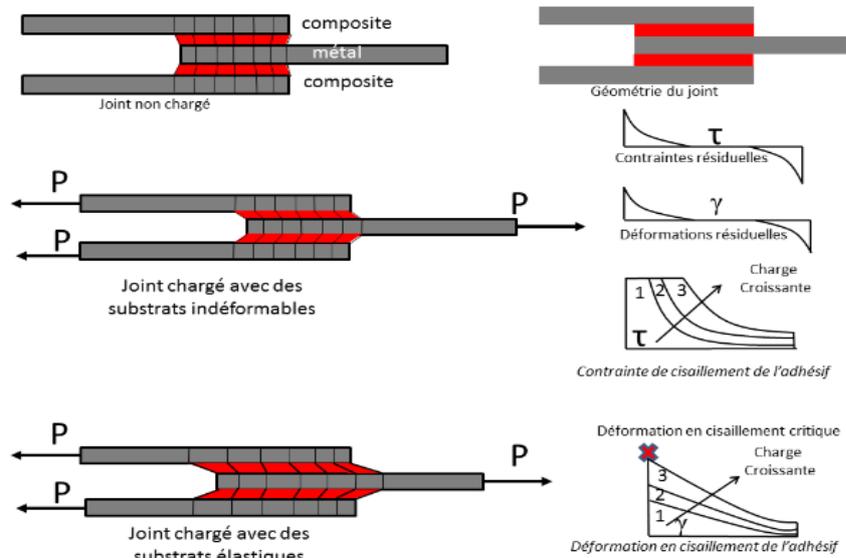


Figure II.15 Contraintes résiduelles après réticulation [63].

Ces chercheurs démontrent que la résistance du joint chute avec la différence de comportement thermique du substrat. La Figure II.16 présente les différents cas d'assemblages. Ils portent en compte de l'effet de la température et des coefficients thermiques d'expansion. Le premier système ayant des coefficients de dilatation différents pour les substrats et l'adhésif.

(Cas 1) à basses températures, la contraction du substrat inférieur, dont le coefficient est le plus élevé, contraint l'adhésif sur une de ces interfaces.

(Cas 2) à hautes températures :- Pour une température proche de la T_v du polymère, il n'est que très peu déformé. -Mais en service et pour une température de T_v plus élevé, l'adhésif est dans son état caoutchoutique ce qui lui confère la capacité de s'adapter à la déformation du substrat, sans avoir transmettre des efforts élevés.

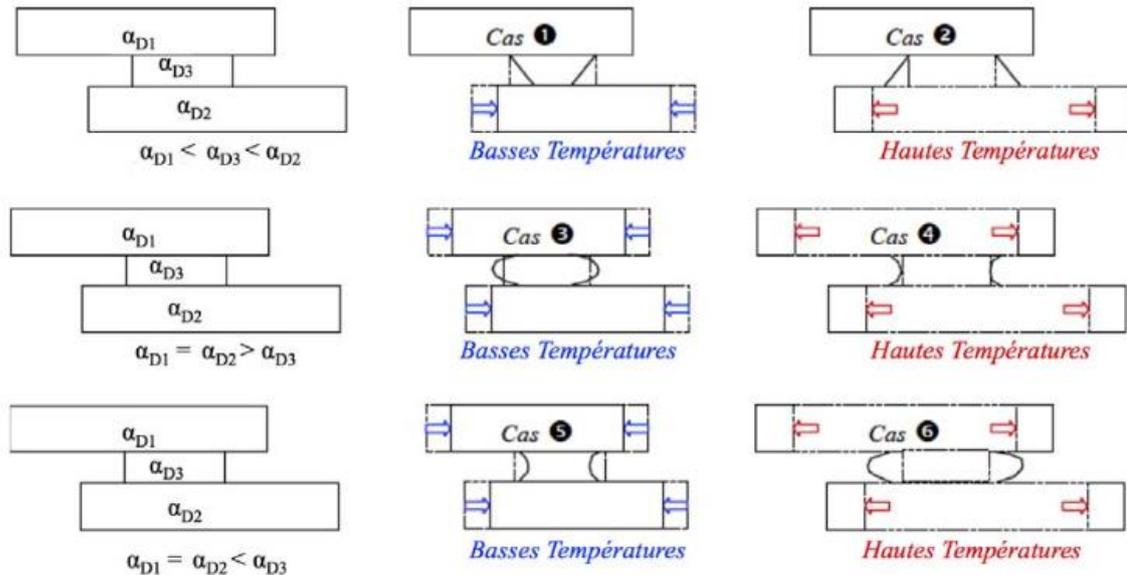


Figure II.16 Effets des dilatations différentielles sur le joint adhésif [63].

(Cas 3) ou les substrats ont le même coefficient thermique d'expansion. Dans cet exemple, les bords libres du joint se compriment d'où une diminution de l'interface.

(Cas 4) le phénomène du 3eme cas s'inverse à hautes températures.

(Cas 5) quand l'adhésif a un coefficient α_D supérieur à celui des substrats, le joint se rétracte excessivement en son centre à basses températures.

(Cas 6) montre la capacité de la colle à se dilater, et donc de suivre la dilatation des substrats à hautes températures sans se rompre.

II.5.2. Le retrait de l'adhésif :

Les résines époxydes sont très employées pour la réalisation d'un assemblage collé. Lors de la mise en forme de l'assemblage (en utilisant un cycle thermique), pendant cette procédure, un phénomène, inhérent à ce processus apparaît : le retrait post-polymérisation de l'adhésif. [64], a démontré en utilisant les éléments finis, que les contraintes internes générées sont des contraintes de tension. Elles se concentrent au centre de la surface de recouvrement et diminuent progressivement vers les bords du joint qui sont des zones de relaxation.

[64] a fini par conclure que pour des charges mécaniques élevées, les contraintes jointes au retrait sont négligeables lorsque celui-ci est de 0,5 %. Expérimentalement, sur un assemblage acier/époxyde. [66] ont mis en évidence que les contraintes se manifestent à la fois dans le substrat et dans l'adhésif qu'après réticulation à 120°C, suivie d'un refroidissement à

température ambiante. Ils ont illustré que la dilatation de ce l'acier génère des contraintes résiduelles plus importantes que celles créées par le retrait de la résine.

II.6. La théorie de l'endommagement de l'adhésif :

Le concept de cette théorie est établi après le commencement les réparations par collage des patches en composites et l'observation des zones endommagées. Sous faible chargements cycliques, les endommagements se développent aux bords du patch. Ces endommagements se produisent vu que l'influence locale des déformations est plus élevée que la déformation finale de matériau. La zone endommagée peut être définie par le critère de déformation qui est plus approprié quand l'adhésif présente une non-linéarité significative. Pour les matériaux isotropes, les critères de rupture tels que les critères de Von-Mises et Tresca peuvent être utilisés pour mieux illustrer le comportement de l'adhésif, ainsi, le critère de rupture utilisé pour les dommages de cohésion de la couche adhésive est équivalent au critère de déformation de Von Mises :

$$\varepsilon = \frac{1}{\sqrt{2(1+\nu)}} * \sqrt{(\varepsilon_{p1} - \varepsilon_{p2})^2 + (\varepsilon_{p2} - \varepsilon_{p3})^2 + (\varepsilon_{p3} - \varepsilon_{p1})^2} \quad (37)$$

Où ε est la déformation équivalent, ε_{pi} sont les déformations plastiques dans les différentes directions et ν le coefficient de Poisson.

Quand la déformation principale maximale dans le matériau atteint la déformation principale ultime, ainsi le critère est satisfait. Pour la colle époxy FM 73, la zone endommagée est définie comme un domaine dans lequel la déformation dépasse la déformation ultime de 7,87% [65]. Dans la théorie de la zone endommagée, le joint de colle est supposé décoller lorsque la zone endommagée atteint une valeur critique appelée DRc.

Le rapport de la zone endommagée est défini comme suit :

$$D_R = \sum A_i / L \cdot W \quad (38)$$

D_R est le rapport de la zone endommagée, A_i est la surface sur laquelle la déformation équivalente est supérieure à 7,87% de la surface totale de l'adhésif (figure II.17). Il a été démontré que la colle époxy FM 73 échoue lorsque le rapport D_R atteint la valeur de 0,2474 [65].

La zone endommagée dans l'adhésif est très étudiée dans la littérature, [66] ont étudié l'effet de la charge appliquée sur la variation de la zone endommagée de l'adhésif comme il est montré sur la figure II.17, Le chargement varie de 100MPa à 300MPa pour pouvoir comparer entre les formes de patch simulés Pour une longueur de fissure $a = 15$ mm et les propriétés d'adhésif (module de Young $E_{adh} = 2$ GPa, coefficient de poisson $\nu = 0.33$ et $e_a = 0.15$ mm).

La figure II.17 illustre que la zone endommagée dans l'adhésif augmente avec l'augmentation de la charge appliquée.

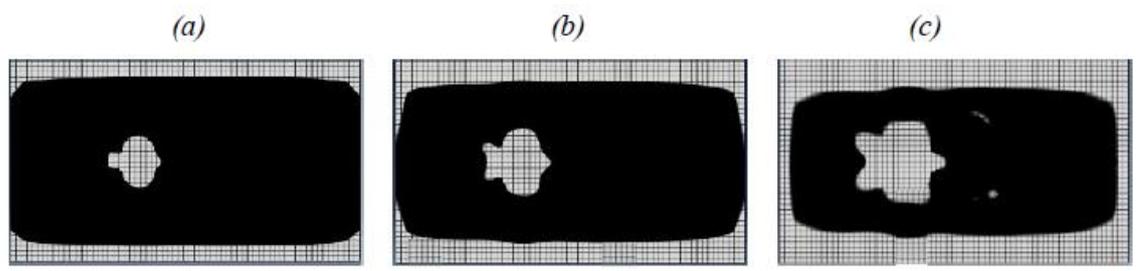


Figure II.17 : zone endommagée pour un patch de forme rectangulaire (a) =100 MPa, (b) =200MPa et (c) =300 MPa. [66]

L'étude de l'effet de l'épaisseur de l'adhésif permet d'estimer le risque de rupture dans la couche adhésive. La figure suivante illustre la localisation de la zone endommagée pour la forme rectangulaire de patch dans la couche adhésive. En fixant l'amplitude de la contrainte à $\sigma = 200$ MPa.

Il est clair que c'est une relation inversée entre augmentation de l'épaisseur de l'adhésif et la diminution de la zone endommagée.

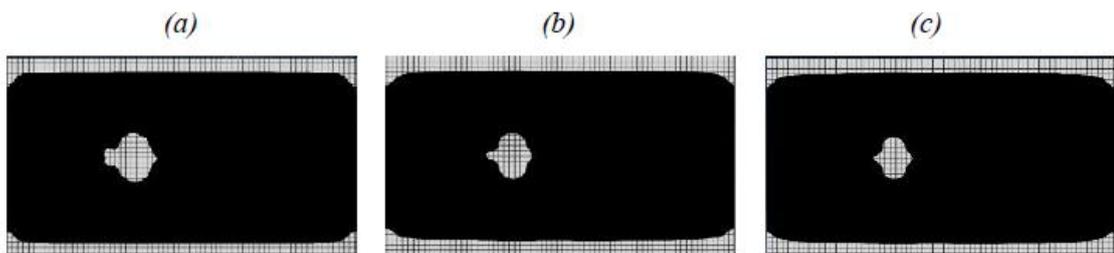


Figure II.18 : zone endommagée pour un patch de forme rectangulaire (a) $e_a = 0.05$ mm, (b)

ea=0.25mm et (c) ea =0.5mm.[66]

La figure II.19 montre l'influence du module de cisaillement de l'adhésif qui est une propriété mécanique sur la distribution des contraintes de cisaillement dans la couche d'adhésif.

Il est visible que lorsque le module de cisaillement augmente, la surface de la zone endommagée s'accroît proportionnellement.

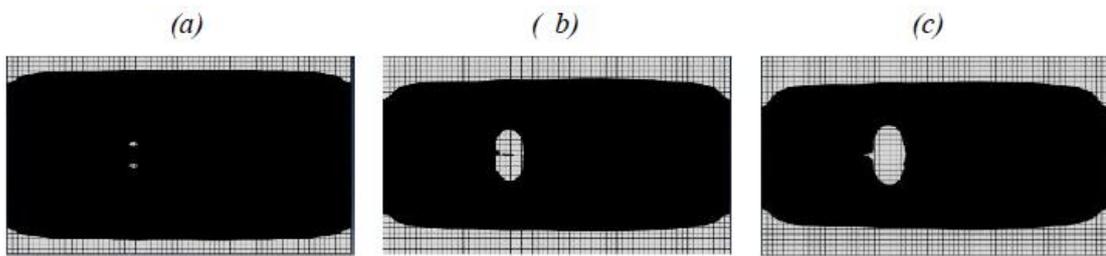


Figure II.19 : zone endommagée pour un patch de forme rectangulaire (a) $G_a=200\text{MPa}$, (b) $G_a=800\text{MPa}$ et (c) $G_a=1400\text{MPa}$. [66]

II.7. Identification des défauts de collage lors des essais mécaniques :

Les défauts de collage présentés précédemment peuvent avoir une forte influence sur la caractérisation expérimentale du comportement mécanique des adhésifs, en utilisant la technique de Stéréo corrélation d'image numérique, on peut identifier l'angle entre les substrats.

La figure II.20 illustre l'angle entre les deux substrats qui montre le défaut de parallélisme hors plan.

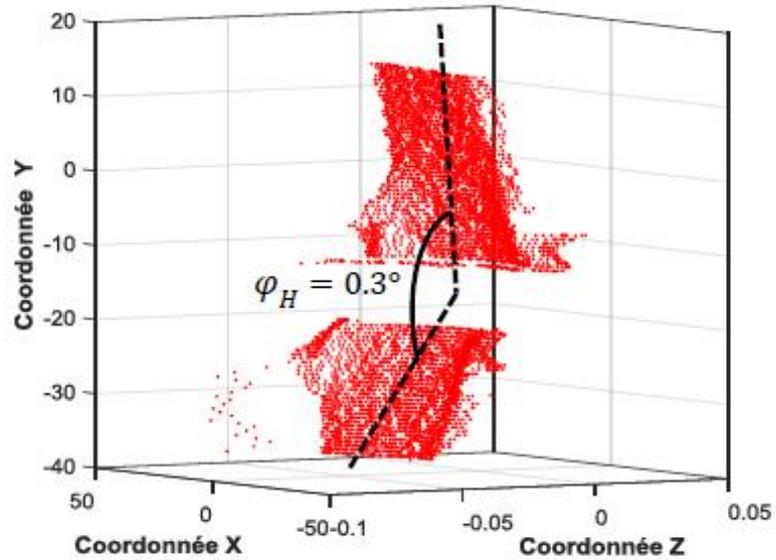


Figure II.20 Nuage de points sur la surface de l'échantillon pour un défaut de parallélisme hors plan [67].

La courbe force/déplacement relatif d'un échantillon illustre le défaut de parallélisme hors plan égal à $\varphi_H = 0.3^\circ$, est comparé directement au comportement mécanique d'une éprouvette sans défaut (figure II.21).

Les résultats obtenus confirment la baisse de la limite d'élasticité moins importante.

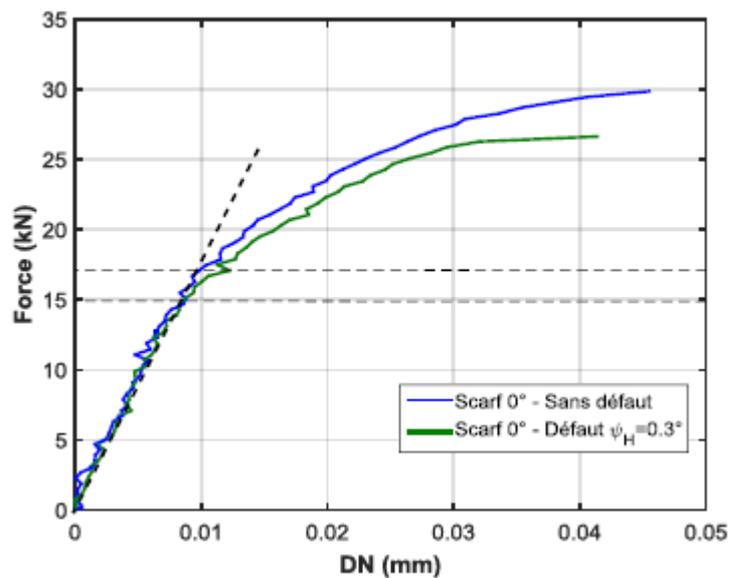


Figure II.21 : Comportement mécanique de l'assemblage, avec et sans défaut de collage [68]

II.8. Conclusion :

L'état élastique est généralement convenable pour les propriétés de l'aluminium et du patch en stabilisant les paramètres de ces matériaux, mais pas du tout pour la colle, dont les propriétés évoluent très fortement en fonction de la température et les chargements appliqués.

Les chapitres suivants consistent à caractériser le comportement non-linéaire de la colle FM73, en étudiant des modèles des assemblages collés par la méthode des éléments finis tridimensionnelle en état thermo viscoélastique et thermo élasto viscoplastique respectivement.

Chapitre III

**Etude de l'effet de la forme de la
corrosion localisée sur
l'endommagement de l'adhésif en
état thermo-viscoélastique**

Chapitre III : Etude de l'effet de la forme de la corrosion localisée sur l'endommagement de l'adhésif dans un assemblage collé sous chargement thermomécanique

III.1. Introduction :

Afin d'étudier, d'optimiser et de prolonger la durée de vie des assemblages collés, on adopte un modèle d'une plaque en aluminium 2024 T3 avec entaille en V avec une fissure émanant de l'entaille et une corrosion localisée par piqure au milieu de la plaque, et qui a été réparé par plusieurs types et formes de patches en composite collé sur le côté de la corrosion.

Dans ce travail, une analyse a été faite pour étudier l'effet de la forme géométrique de la corrosion localisée sur l'évolution des contraintes dans ces assemblages collés surtout sur l'endommagement de la couche adhésive. On étudie les variations de la taille de la fissure sur le SIF et les variations de la surface de la zone endommagée D_R de la couche adhésive sous chargements thermomécaniques en état thermo-viscoélastique.

Pour représenter les comportements thermo-viscoélastiques. Les paramètres calibrés dépendant du temps (série Prony) et les propriétés élastiques de l'adhésif FM73 on modélisant le joint de colle par le modèle maxwell généralisé.

III.2. Modèle constitutif viscoélastique

III.2.1. Module de relaxation des contraintes :

Un modèle Maxwell est fréquemment utilisé pour décrire le comportement de relaxation des contraintes des matériaux viscoélastiques [69]. Le module de relaxation (E) pour un seul élément Maxwell est donné par [69]:

$$E(\xi) = E^u \exp\left(-\frac{\xi}{\tau}\right) \quad (\text{III.1})$$

Le comportement viscoélastique des matériaux est présenté par une série d'éléments Maxwell reliés en parallèle. Le module de relaxation peut alors être exprimé par une série Prony (exponentielle) comme [70]:

$$E(\xi) = E^\infty + \sum_{\omega=1}^N E_\omega \exp\left(-\frac{\xi}{\tau_\omega}\right) \quad (\text{III.2})$$

Pour réduire le nombre de paramètres du spectre de temps de relaxation nécessitant à la forme exponentielle du module de relaxation, un modèle simple à trois paramètres composé d'une exponentielle étirée est proposé pour décrire le module de relaxation comme suit [70-71]:

$$E(\xi) = E^u \exp\left[-\left(\frac{\xi}{\tau}\right)^b\right] \quad (\text{III.3})$$

Afin d'inclure la dépendance du module de relaxation sur le degré de guérison, l'équation (III.3) peut être étendue comme suit:

$$E(\xi, \alpha) = E^u(\alpha) \exp\left[-\left(\frac{\xi(\alpha, T)}{\tau(\alpha)}\right)^{b(\alpha)}\right] \quad (\text{III.4})$$

Cette équation décrit un matériau complexe thermo-rhéologiquement en cours de cure, où b est un constant relie au matériau.

III.2.2. Temps de relaxation des contraintes :

Pour de nombreux systèmes thermodurcissables, la relation entre T_g et α peut être décrite comme étant [72] :

$$\frac{T_g(\alpha) - T_{g0}}{T_{g\infty} - T_{g0}} = \frac{\lambda\alpha}{1 - (1 - \lambda)\alpha} \quad (\text{III.5})$$

Où T_{g0} est la température de transition du verre de la résine non durcie, T_g est la température de transition du verre du matériau entièrement durci, et λ est une constante du matériau.

L'équation (III.5) a été ajustée aux données expérimentales, avec la meilleure adaptation fournie par [73] :

$$\begin{aligned} T_{g0} &= 7.8 \text{ } ^\circ\text{C} \\ T_{g\infty} &= 97.3 \text{ } ^\circ\text{C} \\ \lambda &= 0.265 \end{aligned} \quad (\text{III.6})$$

Tableau III.1 : Valeurs des différents paramètres de l'équation (III.4) obtenues par ajustement de courbe [73].

	$\alpha=0.99$	$\alpha=0.95$	$\alpha=0.87$	$\alpha=0.74$
E^u (GPa)	2.41	2.69	2.63	2.61
b	0.19	0.18	0.19	0.2
τ (min)	1.103E+5	6.478E+3	1.557E+3	6.38

Le module de cisaillement :

$$G = \frac{E}{2(1+\nu)} \quad (\text{III.7})$$

Le module d'élasticité isostatique (Bulk modulus)

$$K = \frac{E}{3(1-2\nu)} \quad (\text{III.8})$$

Dans le model étudié dans ce travail, on suppose que $\alpha=0.74$ avec $E_u = E = 2.61$ GPa pour un modèle de maxwell unique et on a pris $\tau = 6.38$ avec $g_1=0.999$ et $k_1 = 0.999$ pour le code Abaqus comme prony séries.

III.3. La forme géométrique et le modèle d'éléments finie :

La forme de la corrosion simulée est une corrosion par pique de type hémisphérique (voir chapitre I) et elle irrégulière avec une épaisseur de 0.25mm, mais dans cette étude, cette forme est simulée en deux formes régulières : circulaire avec $R= 30$ mm et carrée de dimension $L = 30$ mm.

Cette étude est menée sur une plaque en AL2024 T3 avec entaille en un seul côté de forme V avec un angle $\alpha=60^\circ$.

Les dimensions de la plaque : La longueur $H= 204$ mm, La largeur $L = 152$ mm et L'épaisseur=2mm. En suppose que la fissure émanent de l'entaille est droite sans inclinaison avec des profondeurs différentes.

La plaque est sollicitée sous traction uni-axial dans la direction verticale « y » de chargement d'amplitude $\sigma=100$ MPa, et encastrée dans le côté opposé. (Figure III.1)

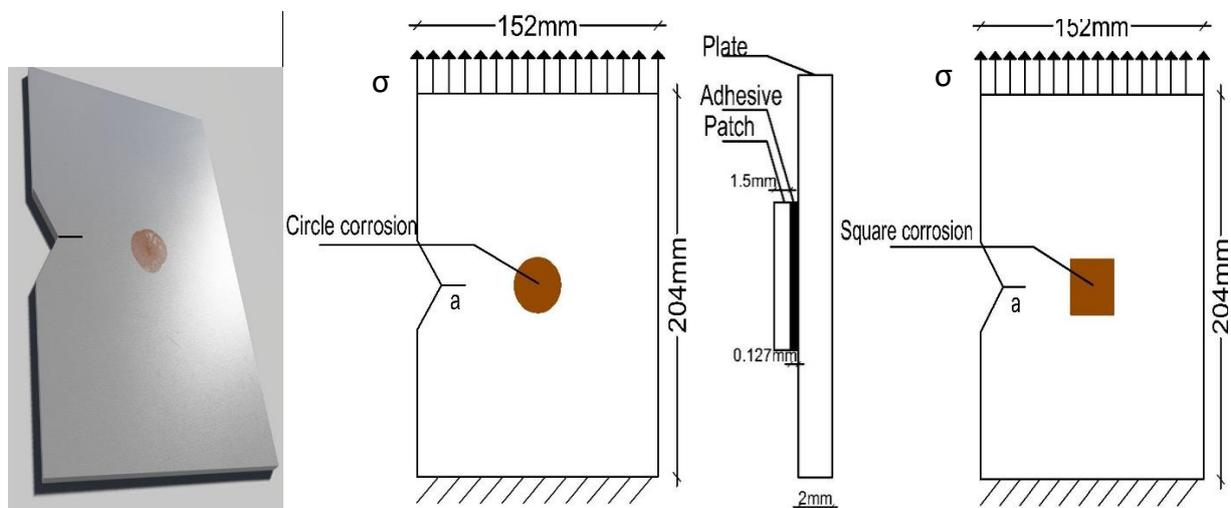


Figure III.1 : Forme de la plaque en AL en étude et les formes de corrosions simulées

La plaque est réparée par des patches en composites d'épaisseurs $e_p = 1.5\text{mm}$ et qui sont constitués de 05 plis orientés à 0° dans une direction parallèle aux chargements et sont de formes et types différents présentés en (Figure III.2), collés par l'adhésif FM73 d'une épaisseur $e_c = 0,127\text{mm}$, dont les propriétés mécaniques et thermiques sont indiquées ci-dessous dans le Tableau III.2.

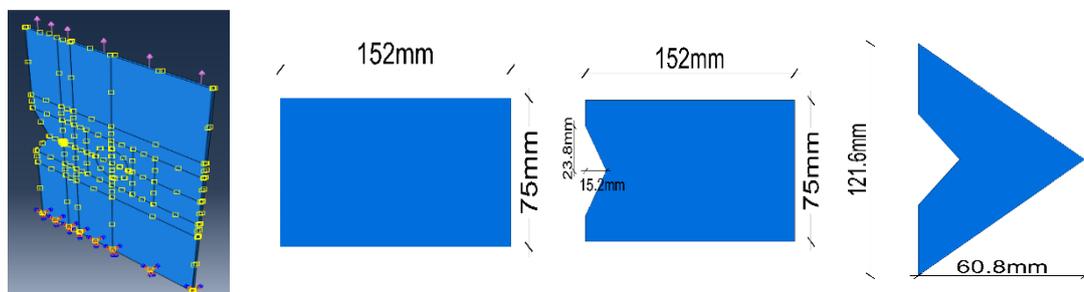


Figure III.2 : Formes des patches utilisés et les charges thermomécaniques appliqués sur la plaque

Tableau III.2: Propriétés thermomécaniques des matériaux utilisés [68]

Matériels	E1 (GPa)	E2 (GPa)	E3 (GPa)	ν_{12}	ν_{13}	ν_{23}	G12 (GPa)	G13 (GPa)	G23 (GPa)	α_{12} (10^{-6} C°)	α_{13} (10^{-6} C°)	α_{23} (10^{-6} C°)
Al 2024 T3	72			0.3						22.5		
FM73	2.61			0.32								
Boron/époxy	200	19.6	19.6	0.3	0.28	0.28	7.2	5.5	5.5	4.5	23	23
Glass/époxy	50	25	25	0.21	0.21	0.21	7.2	5.5	5.5	5.5	15	15
Graphite/époxy	127.5	9	4.8	0.342	0.342	0.38	4.8	4.8	2.55	-1.2	34	34

La méthode des éléments finis tridimensionnelle est utilisée pour analyser le model de cette étude en usant le logiciel Abaqus [72].

Le modèle des éléments finis simule la plaque, l'adhésive et le patch en composite, le maillage est automatique sur tout le modèle réparé avec des éléments de type cubiques à 8 nœuds. Les mailles ont été construites avec des effets de biais et une technique balayée utilisant le type d'élément (C3D20R) avec un nombre des éléments utilisés dans cette étude : 37 062 éléments pour la plaque en aluminium, 17024 éléments pour la couche de la colle et 17024 éléments pour la couche de patch en composite.

La figure III.3 présente le modèle plaque maillée entièrement et autour de la pointe de la fissure, le maillage est raffiné pour avoir meilleurs résultats.

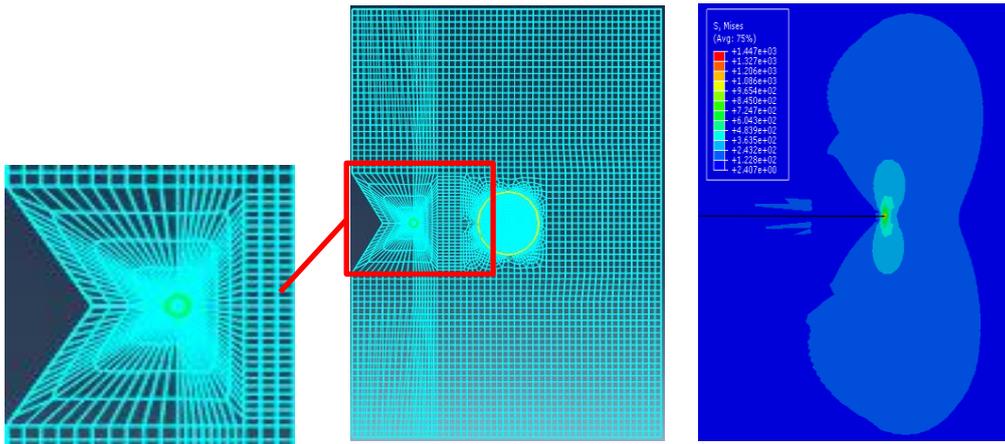


Figure III.3 : Maillage de la plaque et les contraintes de Von Mises

III.4. Résultats et discussions :

Le facteur d'intensité de contrainte « SIF » est le paramètre principal pour l'évaluation de l'intégrité des structures contenant des fissures, qui doit être calculé avec une grande précision afin d'évaluer l'évolution de la fissure sous contrainte.

Le critère de Von-Mises est introduit pour modéliser la non-linéarité matérielle de l'adhésif. Les facteurs d'intensité de contrainte à la pointe de la fissure sont calculés à l'aide de l'équation de loi de comportement (34) déjà cité au chapitre II mais suivant le plan Y.

$$\varepsilon_{yy}^s(x, t_j) = \frac{1}{E_s} \sigma_{yy}^s(x, t_j) + \alpha_s (T(t_j) - T(t_0)) \quad (\text{III.11})$$

$$\sigma_{yy}^s(x, t_j) = \frac{K_{1yy}^s}{\sqrt{\pi a}} (x, t_j) \quad (\text{III.12})$$

En introduisant dans l'équation (III.11) on trouve l'équation de facteur d'intensité de contraintes pour le substrat sur le plan Y est comme suit :

$$K_{1yy}^s(x, t_j) = \frac{\varepsilon_{yy}^s(x, t_j) E_s \sqrt{\pi a}}{\alpha_s (T(t_j) - T(t_0))} \quad (\text{III.13})$$

Même principe pour K_{1c} sauf que la contrainte doit être critique σ_c :

$$K_{1cyy}^s(x, t_j) = \frac{\varepsilon_{cyy}^s(x, t_j) E_s \sqrt{\pi a}}{\alpha_s (T(t_j) - T(t_0))} \quad (\text{III.14})$$

III.4.1 Les variations de SIF (K1) en fonction de la température (plaque sans réparation) :

La figure III.4 illustre les effets des variations thermiques ΔT sur les variations de SIF sous chargement mécanique constant de 100MPa.

Ce travail montre l'effet de la température sur le comportement de la plaque d'aluminium corrodée et fissurée avec une profondeur $a=40\text{mm}$ sans réparation en mode I en état thermo viscoélastique. Les résultats obtenus sont représentés sur la figure III.5 ; puisque la température T_0 est toujours 20°C , les courbes ont été tracés en fonction de la température T_j .

Suivant la figure III.5, il a été conclu qu'il existe une relation directe entre le facteur KI et la température T_j de sorte que les valeurs du facteur KI augmentent lorsque la température augmente. Et l'influence de la forme carrée de corrosion est importante sur l'évolution des contraintes dans la plaque que la forme circulaire. Ce qui illustre l'importance de la forme géométrique de la réparation de la corrosion localisée.

Les contraintes de SIF restent inférieures à la contrainte critique K_{Ic} , ce qui assure la sécurité de l'assemblage collé.

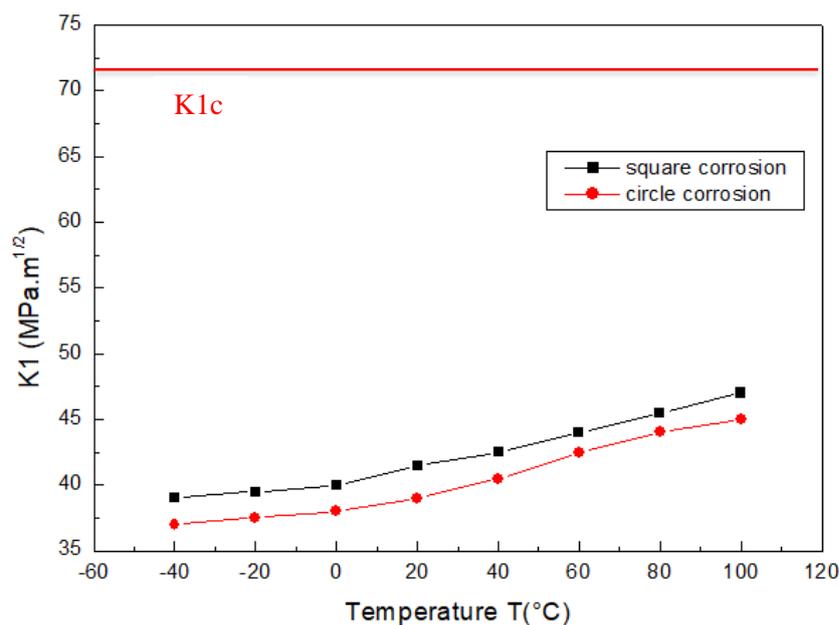


Figure III.4 : Variations de SIF en fonction de la température « modèle sans réparation »

III.4.2. Etude des variations de SIF en fonction de la température T du modèle avec réparation « forme de patch » :

La Figure III.5 présente les variations de SIF sous les mêmes chargements thermomécaniques sus cités, en utilisant plusieurs types et formes de patches en composites pour une profondeur de fissure $a=40\text{mm}$ (la taille de la fissure la plus importante).

Les graphes ont la même tendance et ils sont ascendants avec l'accroissement thermique. Les valeurs de SIF (K_1) augmentent légèrement à $T_j = [-40^\circ\text{C}, 20^\circ\text{C}]$, mais à $T_j = [40^\circ\text{C}, 100^\circ\text{C}]$, les valeurs de SIF augmentent rapidement proportionnellement à l'augmentation de la température. En ce qui concerne la forme circulaire de la corrosion. Les patches de forme rectangulaire ont les valeurs de SIF (K_1) les plus faibles par rapport aux autres formes de patches pour les deux modèles. Pour les valeurs SIF varie entre $K_1 = 7.8 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ et $K_1 = 17.3 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ pour le patch rectangulaire et $K_1 = 10.5 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ et $K_1 = 21.5 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ pour le patch en V, les deux formes en boron /époxy du premier modèle (corrosion de forme carrée), et $K_1 = 7.1 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ et $K_1 = 16.1 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ pour le patch rectangulaire ainsi que $K_1 = 9.8 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ et $K_1 = 20.6 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ de patch en V de boron/époxy du second modèle. Par conséquent, on obtient à peu près de 10% de gain d'énergie.

Il est à noter que le patch rectangulaire de boron/époxy et la forme et le type optimale pour cette réparation respectivement.

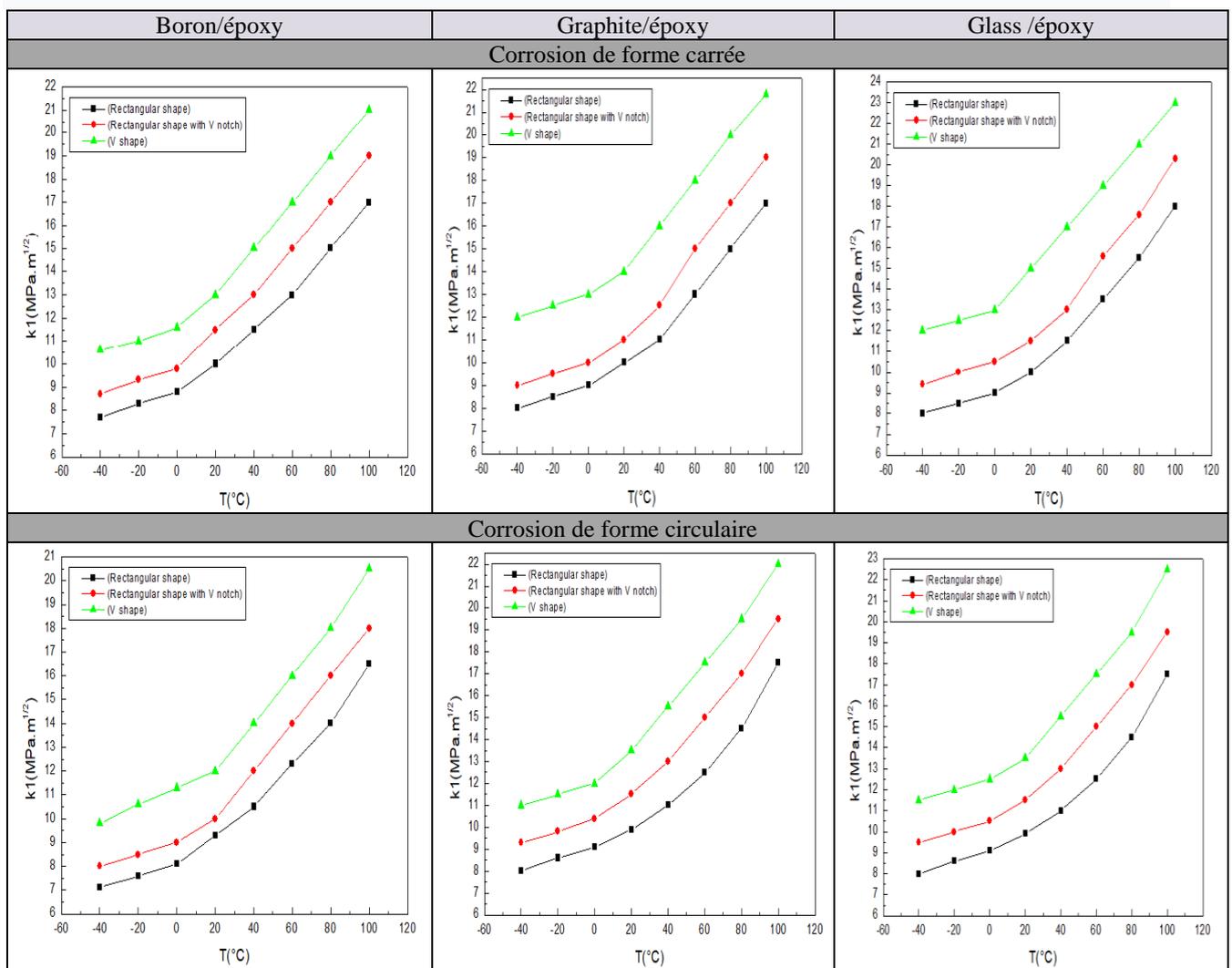


Figure III.5 : Variations de SIF en fonction de la température « forme de patch »

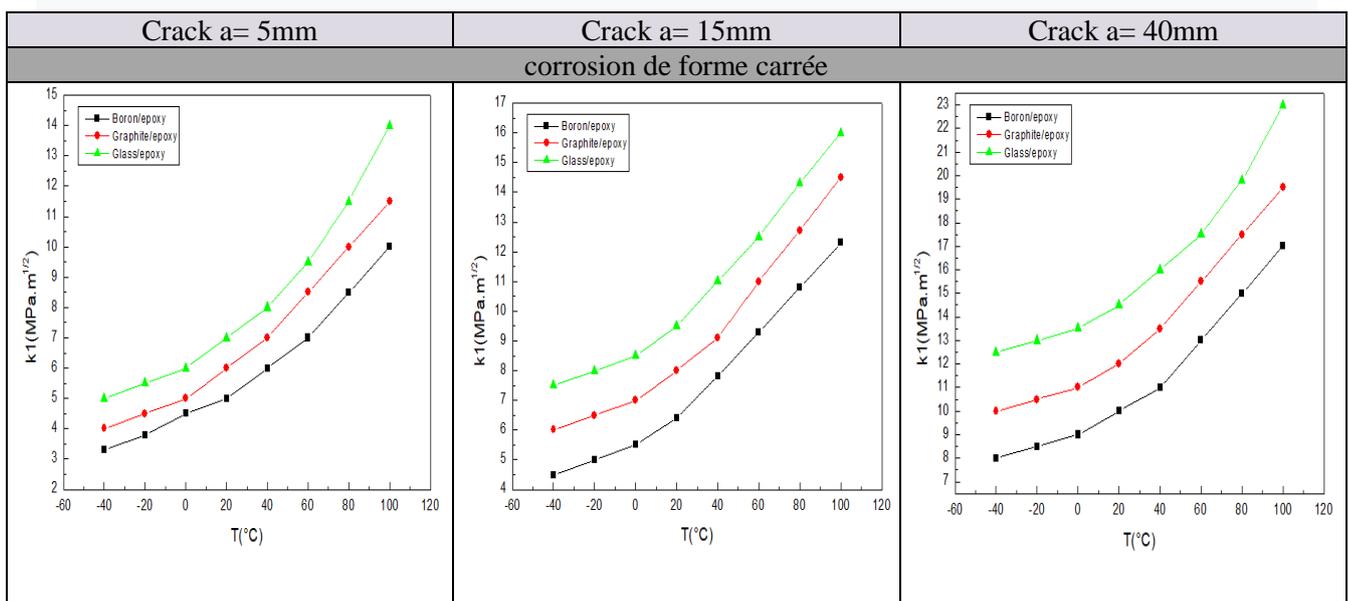
III.4.3. Variations du SIF (K1) en fonction de la température du modèle avec réparation « types de patchs » :

La figure III.6 présente les variations du SIF en fonction température ($T^{\circ}\text{C}$) sous des contraintes mécaniques de traction uni-axiales de $\sigma = 100\text{Mpa}$, en utilisant plusieurs types de patch et la forme optimale de patch la plus large (rectangulaire) pour la réparation. Les graphes sont similaires et ils augmentent avec l'augmentation de la température, ce qui influe sur le facteur d'intensité de contrainte (SIF).

Pour analyser l'effet de la forme carrée de la corrosion, on note qu'à l'intervalle $T_j = [-40^{\circ}\text{C}, 20^{\circ}\text{C}]$, les contraintes sont minimales et augmentent légèrement avec les variations thermiques, mais lorsque la température augmente et dépasse 20°C , les contraintes augmentent rapidement. Pour la forme circulaire de la corrosion, les graphes sont similaires et ont la même tendance que la corrosion de forme carrée. On note que les variations de SIF sont minimales pour le modèle avec la forme circulaire de la corrosion localisée que pour le modèle avec la forme carrée. Les variations de SIF de patch de type glass/époxy sont plus affectées par les changements thermiques que les autres types de composites.

Pour toutes les profondeurs de fissure, les valeurs de SIF sont maximales pour le type de patch glass/époxy pour la taille de la fissure $a = 40\text{ mm}$ à $T = 100^{\circ}\text{C}$, le SIF varie entre $K1 = 22.8\text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ pour le modèle qui porte la corrosion de forme carrée et $K1 = 22.1\text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ pour le deuxième modèle.

Il est à noter que le type de patch en boron /époxy a donné des résultats optimaux.



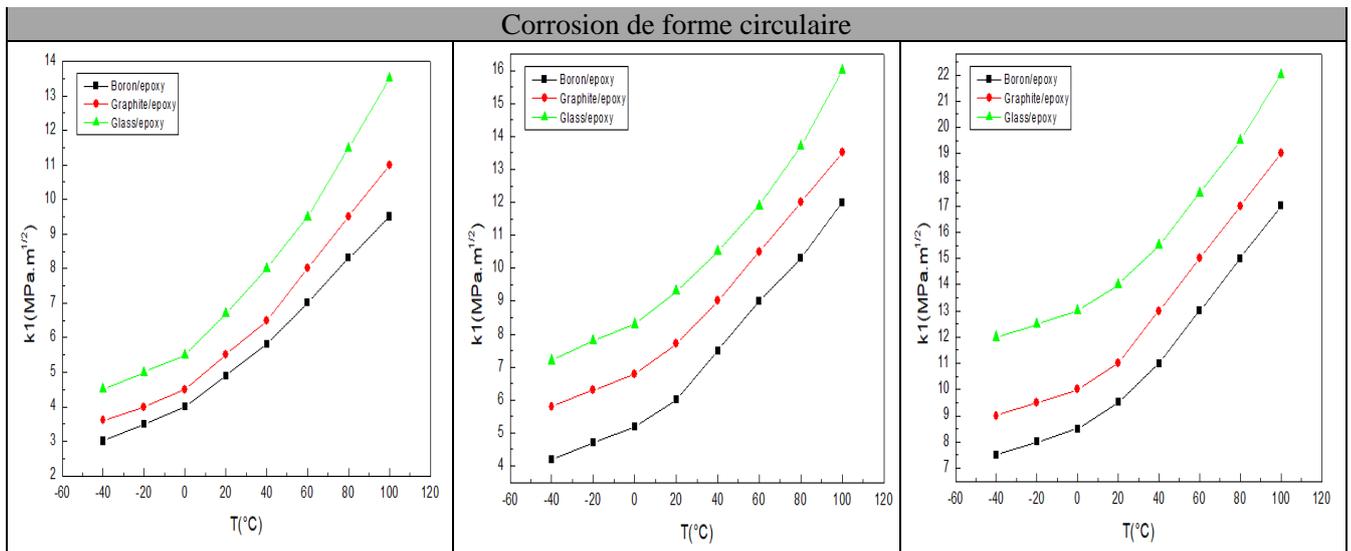


Figure III.6 : Variations de SIF en fonction de la température « type de patch »

III.4.4. Variation de SIF en fonction de la température « forme géométrique de la corrosion » :

Cette étude a été réalisée pour une profondeur de fissure $a = 40$ mm et pour une température $T=100^{\circ}\text{C}$, sous contrainte de traction $\sigma = 100\text{MPa}$, en utilisant uniquement le type de patch boron/époxy.

La figure III.7 montre que les graphes sont similaires et les valeurs de SIF augmentent avec l'augmentation de la température, les variations du facteur d'intensité de contrainte SIF en cas de corrosion de forme circulaire sont minimales par rapport à celles de la forme carrée. Cela illustre que l'influence de la forme géométrique circulaire de la corrosion est minimale que celle de la corrosion de forme carrée. Cela peut être expliqué par l'empêchement du flux des contraintes par les bouts pointus de la forme carrée, et qui augmentent les contraintes dans ces bordures.

D'après les valeurs de SIF, il est à noter que le patch en forme V est plus influencé par l'augmentation de la température que les autres formes. Par conséquent, ce type de réparation à éviter pour ce type de réparation.

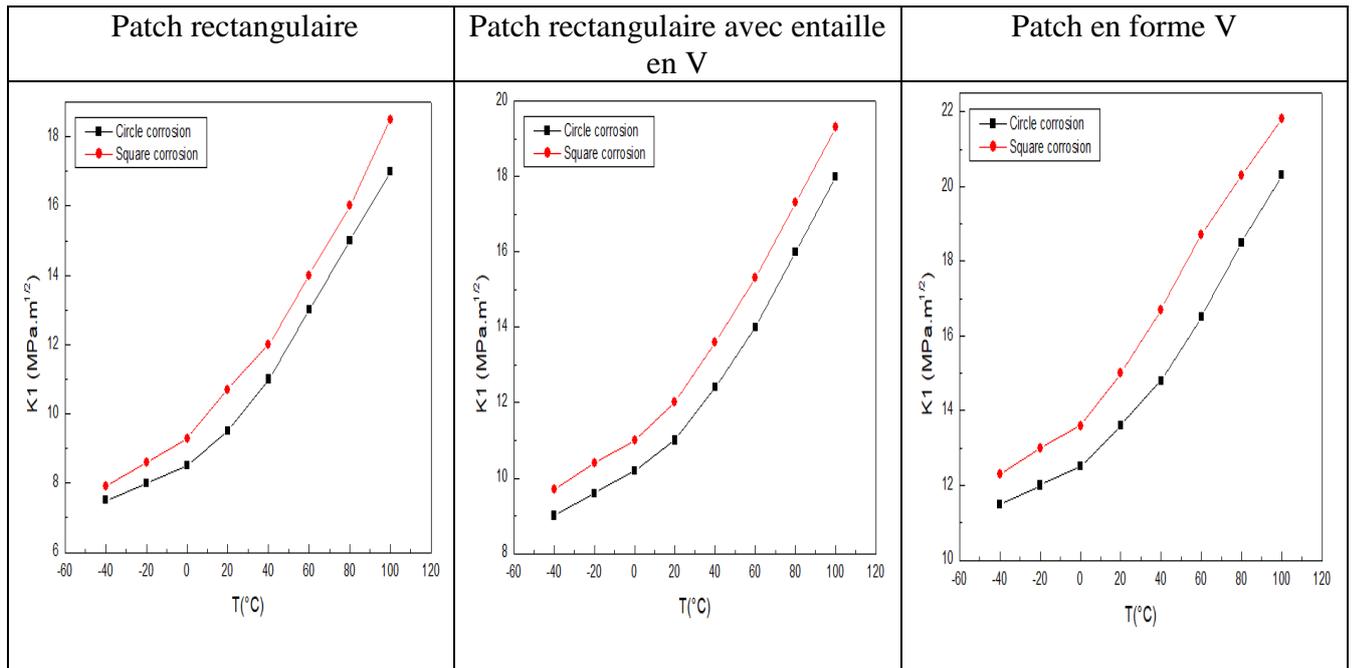


Figure III.7 : Variations du SIF en fonction de la température « forme de la corrosion »

III.4.5. Variations des contraintes de Von Mises en fonction de la distance normalisée de path horizontal :

Cette étude a été réalisée pour une profondeur de fissure $a = 40$ mm, sous une température $T = 100^{\circ}\text{C}$ pour les deux modèles qui ont les deux formes de corrosion localisée circulaire et carrée, en utilisant la forme rectangulaire du patch en boron/époxy pour la réparation. Le path est mesuré en ligne horizontale (dans la direction de la profondeur de fissure). Il est à noter que les valeurs de contraintes de Von-Mises de la figure III.8 commencent par une valeur élevée à l'extrémité de l'ouverture de la fissure lorsque $\sigma_1 = 90$ MPa pour le modèle qui contient la forme de corrosion circulaire, et $\sigma_2 = 150$ MPa pour le modèle contenant la corrosion carrée.

Les valeurs de Von Mises augmentent brusquement au front de fissure pour atteindre $\sigma_1 = 670$ MPa pour le premier modèle (corrosion circulaire) et $\sigma_2 = 810$ MPa pour le second modèle (corrosion carrée). Après cela, les graphes descendent rapidement au-delà du front de fissure ; ces contraintes sont faibles au niveau de la corrosion, ce qui illustre que les variations des contraintes de Von au niveau de corrosion sont minimales par rapport aux variations de contraintes au front de fissure, presque négligeables. Ensuite, ces contraintes descendent à $\sigma_1 = 54$ MPa au point de bord de la plaque pour la corrosion circulaire et $\sigma_2 = 73$ MPa pour la corrosion carrée, ce qui montre l'influence des contraintes thermomécaniques sur le bord de la plaque.

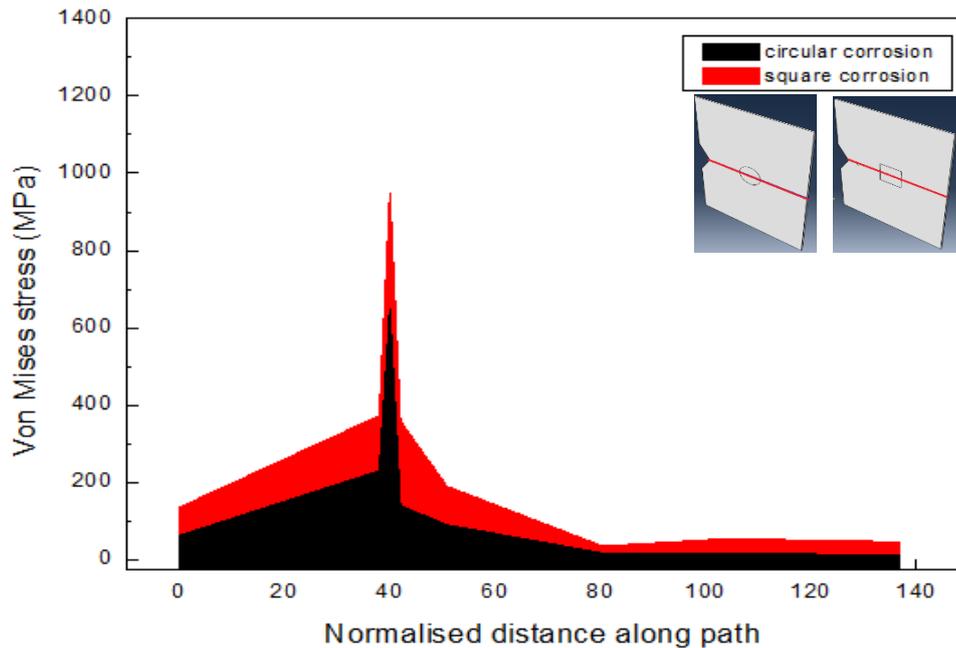


Figure III.8 : Variation des contraintes de Von-Mises en fonction d'une distance normalisée le long de path horizontal

III.4.6. Les variations des contraintes de Von Mises en fonction de la distance normalisée de path verticale :

La figure III.9 présente les variations des contraintes de Von-Mises en fonction de la distance normalisée du path vertical passant par le front de fissure dans les mêmes conditions sus cités. On note que les graphes commencent par une légère augmentation des contraintes de Von-Mises sur les points de bord supérieur et inférieur de la plaque, où les contraintes de traction sont appliquées d'un côté ainsi que l'encastrement de l'autre côté, sous des chargements thermiques.

Ensuite, ces contraintes diminuent légèrement mais au front de fissure augmentent rapidement jusqu'à un point maximal $\sigma_1=810$ MPa pour le modèle avec la forme de corrosion carrée et $\sigma_2= 670$ MPa pour la seconde (forme de corrosion circulaire). Il est à noter que les contraintes de Von-Mises dans le cas d'une forme de corrosion circulaire sont toujours minimales par rapport à celles de la forme de corrosion carrée.

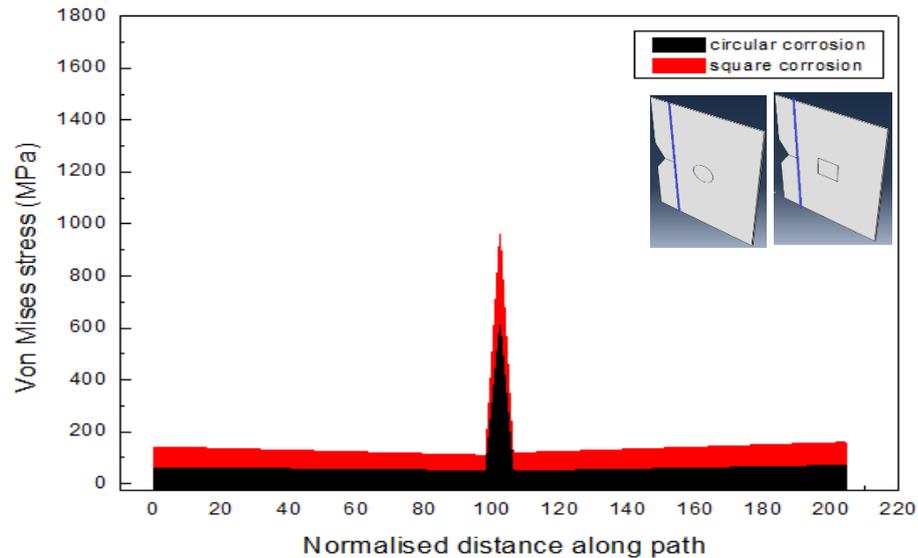


Figure III.9 : Variations des contraintes de Von-Mises en fonction d'une distance normalisée le long de path vertical

III.4.7. Les contraintes de cisaillements pour la colle et le patch à $T= 100^{\circ}\text{C}$

La figure III.10 représente les variations des contraintes de cisaillement dans la couche adhésive dans le domaine thermo-viscoélastique, on constate que les déformations maximales sont aux bords xz et yz de la couche adhésive comme le montre la figure, donc on va se concentrer sur le bord où les contraintes maximales de cisaillement se localisent.

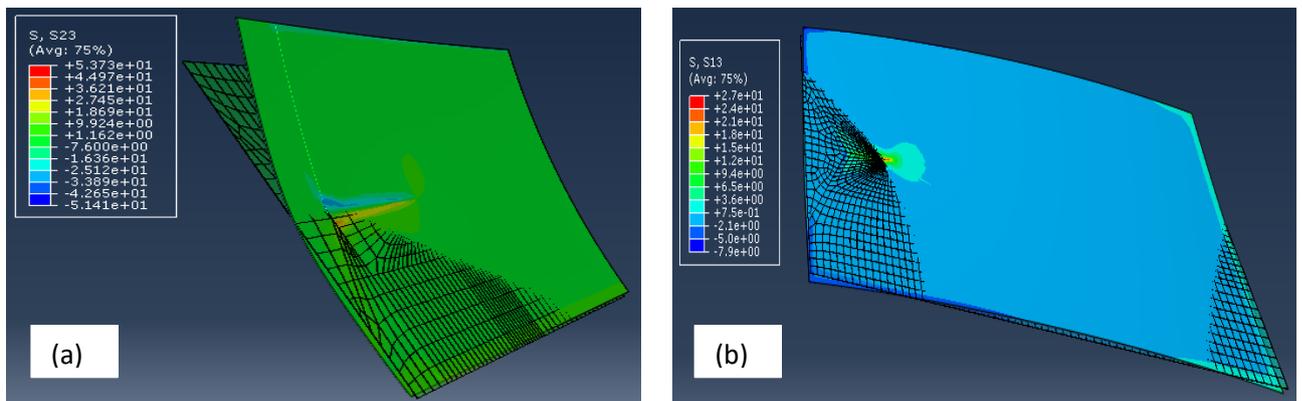


Figure III.10 : Déformation de la couche adhésive (a) τ_{YZ} (b) τ_{XZ}

La figure III.11 présente les contraintes de cisaillement (a) τ_{YZ} (b) τ_{XZ} qui sont très élevés au bord supérieur de la couche d'adhésif pour les 3 modèles avec différentes tailles de fissures mais maximal pour le model qui porte la fissure de 40mm, et qui atteint environ 32MPa pour les deux abaques. Puis ces abaques commencent à se rabaisser pour s'annuler au milieu de la couche de l'adhésif, puis ces contraintes deviennent maximales et de signe négatif au niveau du bord inférieur (les

contraintes deviennent compressibles au lieu de la traction) ou elles peuvent constituer un risque de décohésion du joint de colle pour les substrats surtout les contraintes τ_{YZ} puisque sont un peu élevés que τ_{XZ}

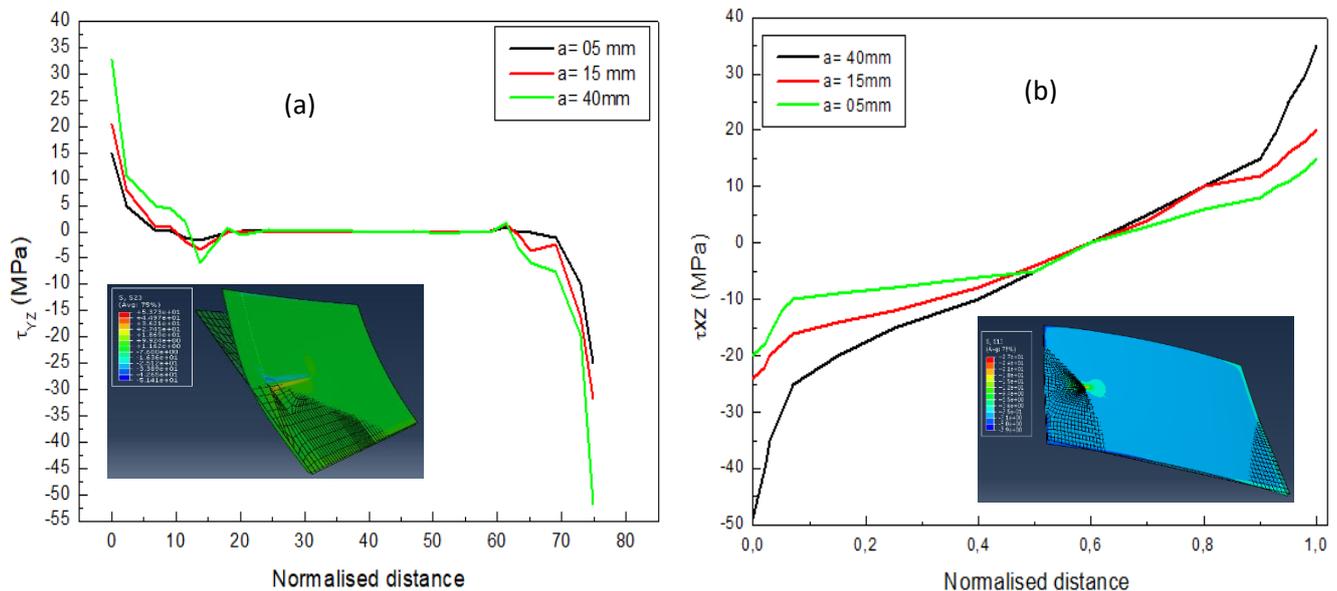


Figure III.11 : Variations des contraintes de cisaillement en fonction de la taille de la fissure (a) τ_{YZ} (b) τ_{XZ}

La figure III.12 illustre la comparaison entre les contraintes de cisaillements du model qui porte la corrosion circulaire et l'autre avec la forme carrée, sous les mêmes chargements.

Les abaques ont même allure et ils commencent par une valeur supérieure de contrainte de cisaillement au bord supérieur de la couche de l'adhésif, puis ces contraintes s'annellent au milieu de la couche de la colle, en suites s'élèvent avec des valeurs négatives à $\tau_{YZ} = -50$ MPa pour le model de la corrosion carrée et $\tau_{YZ} = -40$ MPa pour le model avec la corrosion circulaire.

Les contraintes de cisaillement sont maximales dans le model avec la corrosion de forme carré par rapport à celui avec la corrosion de forme circulaire. Ce qui prouve que la forme géométrique de la corrosion joue un rôle dans la réparation des assemblages collés.

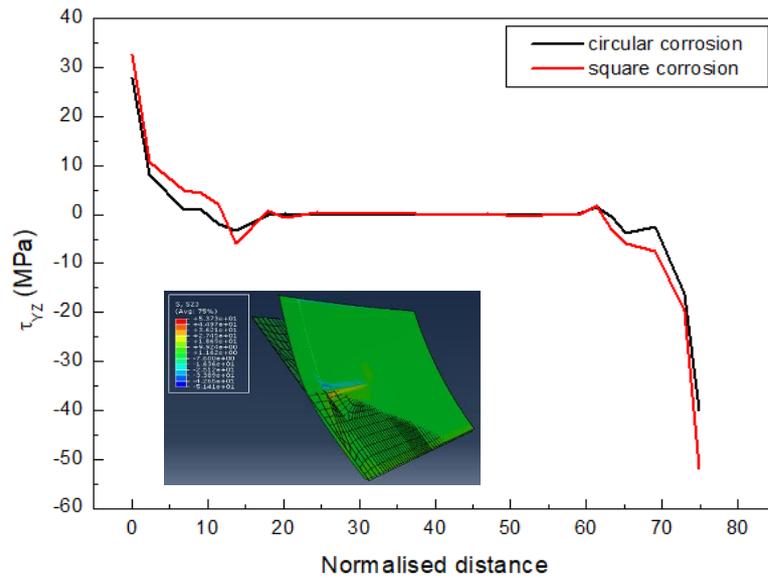


Figure III.12 : Variations des contraintes de cisaillement τ_{YZ} en fonction de la forme de corrosion pour $a=40\text{mm}$.

Pour les contraintes σ_{xx} dans le patch sont typiques et ils sont ascendant jusqu'au milieu du patch puis ils diminuent pour être minimales aux bords. Le pic des contraintes est donc au milieu du patch (au niveau des défauts de fissure et de corrosion).

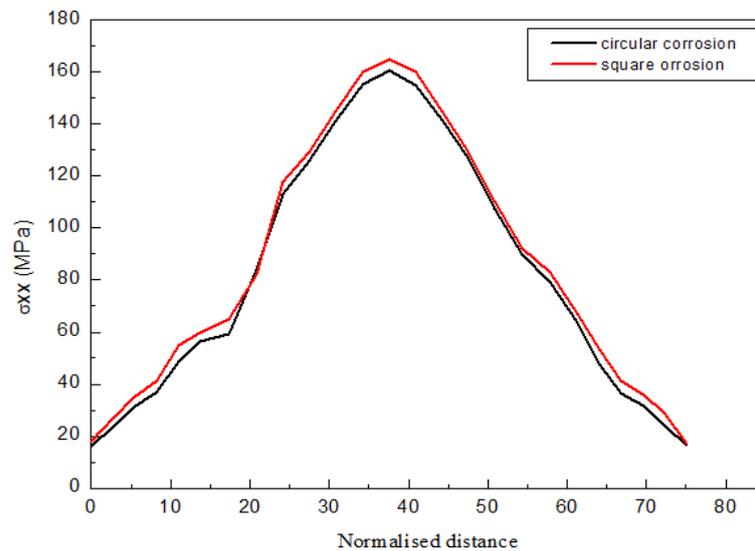


Figure III.13 : Variation de contraintes nominales σ_{xx} pour le patch pour les deux modèles (corrosion de forme carrée et de forme circulaire)

III.4.8 Analyse du taux de la zone endommagée D_R :

Cette étude a été réalisée pour déterminer l'évolution de la zone endommagée dans les joints adhésifs dans les assemblages collés en état thermo-viscoélastique. Le critère de la zone endommagée a été modifié par [65] ; Le rapport de la zone endommagée a été suggéré pour prédire la charge de défaillance du joint adhésif.

Il existe deux modes de rupture des joints adhésifs : rupture d'interface et cohésives. Dans cette partie de l'étude, on s'intéresse aux défauts de cohésions. L'adhésif décolle lorsque le critère de rupture cohésive est atteint dans le joint adhésif. Pour analyser ces dommages, l'utilisation du rapport de la surface endommagée D_R est indispensable.

Le rapport de la zone endommagée est déterminé comme suit (rappel) :

$$D_R = \sum A_i / L \cdot W \quad (\text{III.14})$$

D_R est le rapport de la zone endommagée, A_i est la surface sur laquelle la déformation équivalente est supérieure à 7,87% de la surface totale de l'adhésif.

La plaque est soumise à une tension uni-axiale de $\sigma = 100$ MPa et à des variations thermiques ($\Delta T = 60^\circ\text{C}$ de $T = -40^\circ\text{C}$ à $T = 100^\circ\text{C}$). Cette théorie est utilisée pour analyser l'effet thermomécanique sur les endommagements de la couche adhésive dans les assemblages collés.

III.4.9. L'analyse de l'endommagement de l'adhésif FM73 :

L'effet de la corrosion en matière de contraintes était négligeable par rapport à l'effet de la fissure, l'étude de taux d'endommagement D_R a été faite sur le modèle qui contient la forme géométrique carrée de la corrosion puisqu'il est le modèle le plus influencés par les chargements thermo mécaniques.

Cette étude a été réalisée dans le but d'illustrer l'évolution de la zone endommagée dans la couche adhésive dans les structures réparées par des patches en composites sous chargements thermiques et une contrainte de traction $\sigma = 100$ MP pour des profondeurs de fissure variantes.

Étant donné que les dommages de la surface de l'adhésif commencent à être apparents à des températures élevées, on compare les surfaces endommagées des adhésives uniquement à la température $T = 100^\circ\text{C}$ pour toutes les formes de réparations.

La figure III.14 présente les endommagements subits à la couche de l'adhésif pour une taille de fissure $a = 5\text{ mm}$. Les zones endommagées de la surface de l'adhésif sont très faibles et négligeables pour les types de patches boron /époxy et glass/époxy en toutes formes (patch rectangulaire, rectangulaire avec entaille en V et patch en V), mais peu notable pour toutes formes de réparations par graphite /époxy à température de 100°C .



Figure III.14 : Zone endommagée dans l'adhésive pour fissure de taille $a = 5\text{ mm}$

Pour la fissure de taille $a = 15\text{ mm}$, la zone endommagée commence à avoir être remarquable pour toutes formes et types de réparations à température élevée ($T = 100^\circ\text{C}$) comme il est présenté à la figure III.15. Mais le graphite/époxy est plus affecté que les deux autres patches en composites (boron /époxy et glass/époxy) en matière de type et forme de réparation.

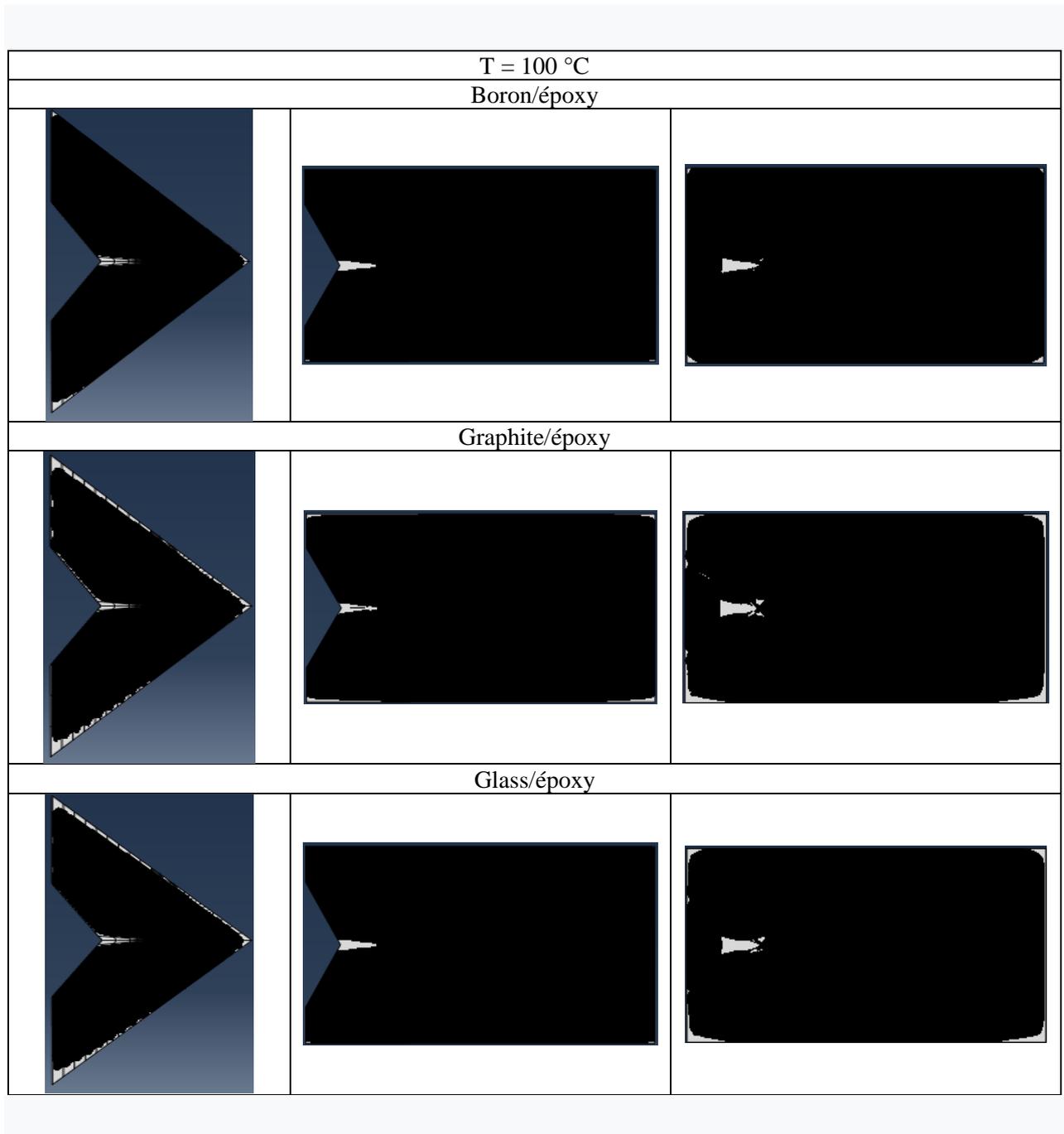


Figure III.15 : Zone endommagée dans l'adhésive pour fissure de taille $a = 15\text{mm}$

La figure III.16 montre la forme de la zone endommagée de l'adhésif pour une fissure de taille $a=40\text{mm}$. Il est à noter que la zone endommagée est située autour de la fissure pour toutes les différentes formes de couches adhésives. Pour cette taille de fissure, la zone endommagée est importante ; indiquant que les contraintes au front de fissure sont suffisantes pour causer des dommages importants à la couche adhésive. Cela nous permet de déduire que la zone endommagée de l'adhésif peut avoir un effet sur l'efficacité de la réparation et la durabilité des assemblages collés.

La surface endommagée se développe autour de la fissure et sur le bord de la couche adhésive à une température de $T = 100 \text{ }^\circ\text{C}$. Les surfaces endommagées dans le bord de la couche adhésive sont négligeables par rapport à la zone endommagée au tour de la pointe de fissure, ce qui a un impact plus important sur la réparation, et cela peut augmenter avec les variations de température.

Dans la réparation en forme de V, il est visible que la surface endommagée est plus grande que la surface rectangulaire, ce qui affecte l'assemblage réparé d'un taux considérable.

Cependant, cette forme n'est pas recommandée pour ce genre de réparation.

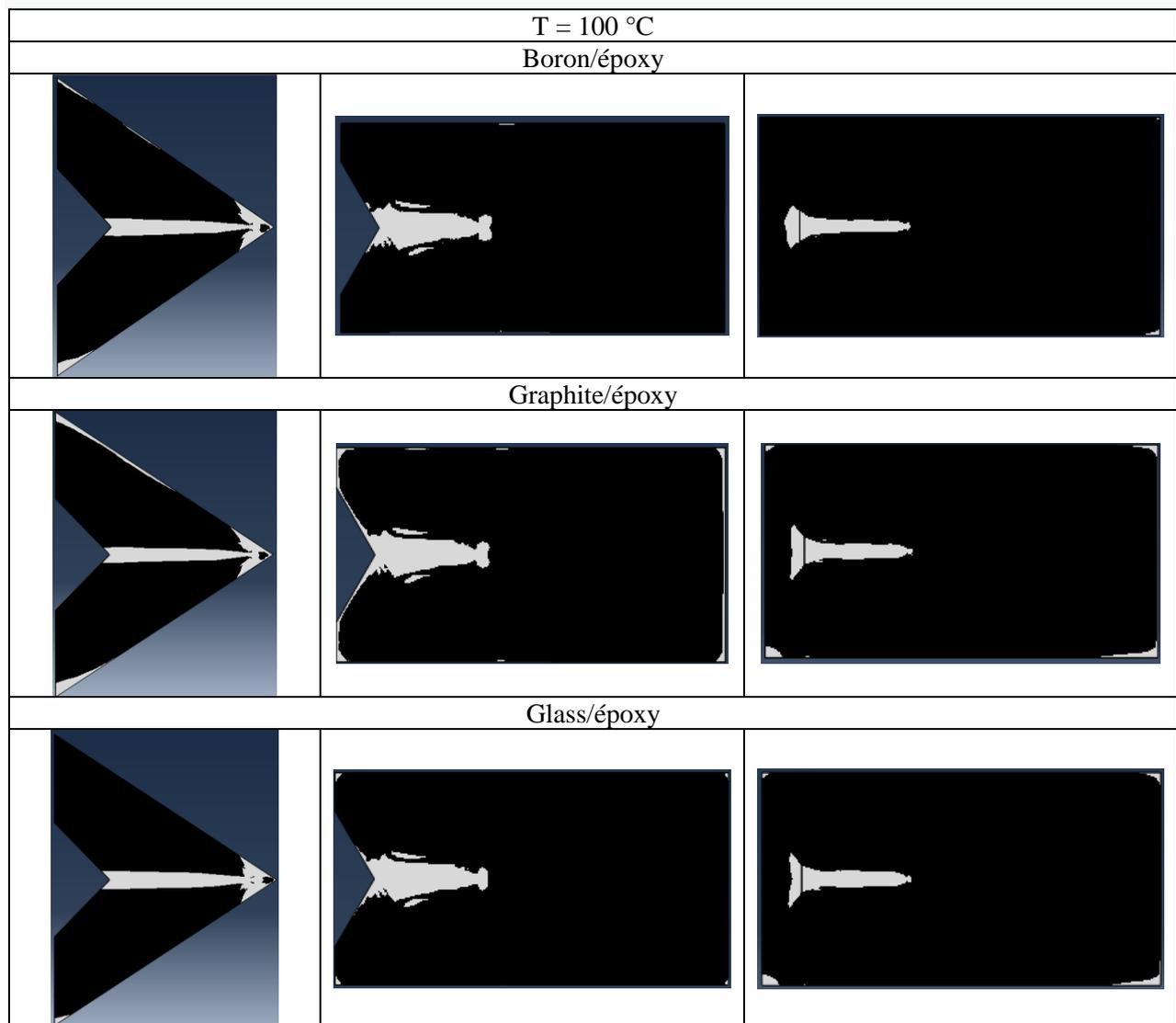


Figure III.16 : Zone endommagée dans l'adhésive pour fissure de taille $a = 40\text{mm}$

III.4.10. Les variations du taux de la zone endommagée D_R en fonction de la profondeur de la fissure :

La figure III.17 présente les variations de D_R en fonction de la profondeur de la fissure réparée par le plusieurs formes de patches en boron/époxy à température $T = 100^\circ\text{C}$ pour les deux modèles qui portent les deux formes de corrosion localisées (carrée et circulaires). Les variations du taux de la zone endommagée D_R augmentent légèrement lorsque la profondeur de la fissure est minimale $a = 5$ mm, mais à partir de la taille de la fissure $a = 15$ mm, le D_R s'accroît considérablement en fonction de l'augmentation de la profondeur de la fissure.

Il est à noter que les 03 formes de patches n'ont pas atteint le $D_{Rc} = 0,2474$ [65], la limite critique de la zone endommagée de la couche adhésive FM73, dans ce cas, tous les modèles réparés sont résistants à la défaillance à température élevée.

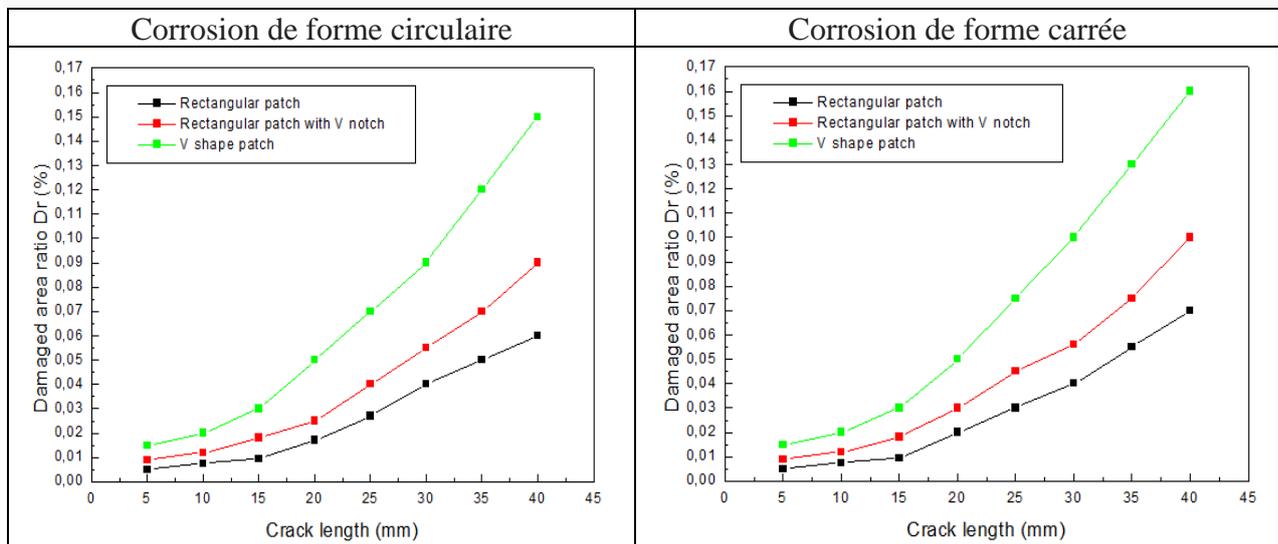


Figure III.17 : Variations du DR en fonction de la taille de la fissure pour les différentes formes de patches

III.5. Conclusion :

Les effets de la corrosion et de la fissure sont importants dans les structures métalliques aérospatiales, pour cette raison, cette étude a été faite pour analyser l'effet de la forme géométrique de la corrosion sur l'endommagement de la couche adhésive dans les assemblages collés, ainsi que l'effet de la prolongation de la fissure sous des chargements thermomécaniques en état thermo-viscoélastique.

Comme résultats analysés par la MEF tridimensionnelle, on conclut ce qui suit :

La forme géométrique de la corrosion localisée carrée a des effets significatifs par rapport aux

effets de la forme circulaire. De ce fait, la forme de la réparation de la corrosion influe sur la réparation des assemblages collés surtout la couche adhésive.

Les variations de facteurs d'intensité des contraintes et le D_R s'accroissent avec les augmentations de la température.

La forme large de patch rectangulaire en boron/époxy est la forme optimale pour la réparation des plaques avec plusieurs défauts (entaille, fissure et corrosion).

Après cette optimisation, l'étude suivante consiste à analyser les plaques avec même dimensions sous l'influence de colonie de défauts et l'effet de chargement thermomécaniques variés.

Chapitre IV

**L'analyse de l'effet de
l'interaction de plusieurs défauts
sur l'endommagement de l'adhésif
en état thermo elasto-
viscoplastique**

Chapitre IV : L'analyse de l'effet de l'interaction de plusieurs défauts sur l'endommagement de la couche adhésive en état thermo élasto-viscoplastique

IV.1 Introduction :

Cette étude consiste à analyser les effets de l'interaction des défauts contigus et l'effet d'une colonie de défauts (plusieurs corrosions et une fissure) qui se trouvent au milieu de la plaque et perpendiculairement aux chargements (le cas le plus défavorable) sur l'endommagement de la couche adhésive et de l'assemblage collé sous chargements thermomécaniques en état thermo élasto viscoplastique en utilisant la forme et le type de patch optimisé dans le chapitre III.

Puis l'étude de deux défauts de corrosions en un seul défaut de telle façon d'étudier une seule corrosion en forme hélicoïdale (un seul défaut contenant les deux corrosions) et comparer l'effet de la forme géométrique des modèles sur l'évolution des contraintes dans l'assemblage collé.

IV.2 Partie A : état thermo viscoélastique

IV.2.1 Le 1^{er} Cas : deux défauts de corrosions distinctes sans et avec réparation :

IV.2.1.1 Le modèle géométrique pour une plaque contenant plusieurs défauts :

La forme de la corrosion par pique est irrégulière sous différentes formes avec une profondeur de 0.25mm et le rapport profondeur (d) / épaisseur de la plaque (t) = 12.5 % < 50%, mais dans cette étude, on va simuler cette corrosion en deux formes circulaires régulières adjacentes avec R= 30mm et distance d'interaction dt qui en fonction de l'épaisseur de la plaque (t) (figure IV.1).

La plaque en aluminium 2024 T3 est caractérisée par les mêmes dimensions cité au chapitre 3, sa hauteur H = 204 mm, sa largeur L = 152 mm et son épaisseur ep= 2mm.

Cette plaque présente une fissure de taille a= 40 mm émanant d'une entaille d'angle $\alpha=60^\circ$ ainsi que de deux défauts de corrosion distinctes de même taille et se situent au milieu de la plaque dans la longueur longitudinal (le cas le plus défavorable).

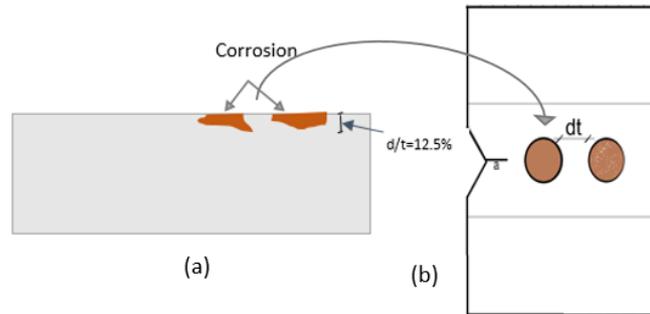


Figure IV.1 : Formes des défauts de corrosion par piqure sur la plaque d'étude (a) coupe longitudinale de la plaque et (b) la face de la plaque avec le positionnement des défauts de corrosion

Cette plaque est réparée par un patch de forme rectangulaire en boron-époxy qui est Le patch optimal dans le chapitre III de dimensions $H_p = 75$ mm, $L_p = 152$ mm et $e_p = 1.5$ mm (Figure IV.2).

Les plis du composite sont orientés à 0° , parallèle au chargement (traction). Le patch étant collé à la plaque par un adhésif FM 73 d'épaisseur $e_a = 0,127$ mm. La plaque est soumise sous les mêmes conditions aux limites cités au 3eme chapitre (un chargement mécanique d'amplitude 100 MPa dans la direction verticale « y » et encastré dans le sens opposé ainsi qu'une température variante (ΔT). Les propriétés mécaniques de la plaque, du patch, ainsi que de l'adhésif sont illustrées sur le tableau III.1. (Chapitre III).

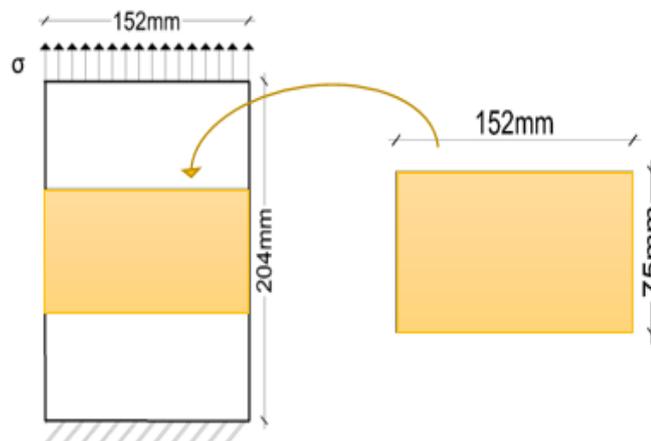


Figure IV.2 : Forme géométrique de la plaque et de patch en composite

IV.2.1.2 Modèle des éléments finis (3D)

Le maillage de la plaque utilisée dans le modèle des éléments finis 3D (code Abaqus) est représenté sur les figures IV.3. Un maillage régulier est effectué pour toute la structure. Ce maillage reste le même tout au long du calcul afin d'éviter toute influence du maillage sur les résultats. Le collage parfait est créé entre la plaque et le patch composite en fusionnant les

nœuds des éléments. La fissure centrale émanant de l'entaille au milieu de la plaque entraîne une singularité géométrique provoquant une concentration de contrainte, ainsi que les deux corrosions circulaires. Par conséquent, un maillage raffiné est effectué autour de la fissure et ces deux corrosions. Le nombre total d'éléments de la structure est égal à 42498.

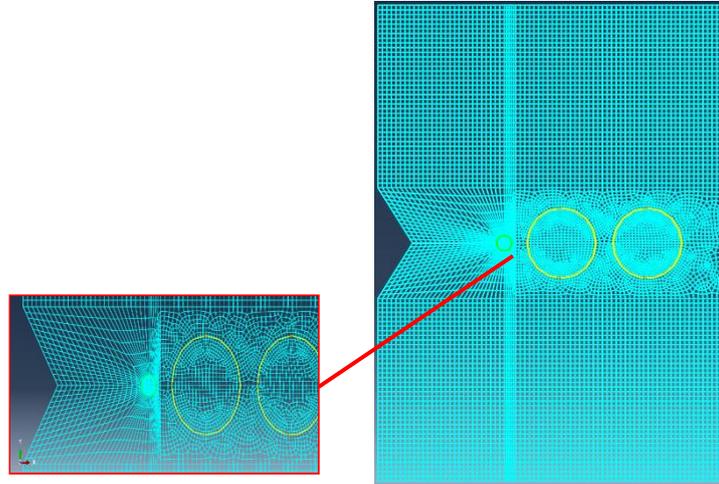


Figure IV.3 : Forme de maillage de la plaque avec ses défauts

IV.2.2 Résultats et discussions :

Les codes de conception des structures métalliques (en alliages d'aluminium) fournissent des règles pour la catégorisation des défauts dans plusieurs interactions de corrosion étroites peut être considéré comme unique pour le calcul des contraintes maximales (AC 43 .13-B)[73], bien que ce dernier n'est pas très détaillé dans ce sens. Ainsi que les interactions entre les défauts sont étudiées en utilisant la méthode des éléments finis tridimensionnelle (le code Abaqus). Les paramètres impliqués dans cette analyse sont la géométrie de la plaque métallique, le nombre de défauts de corrosion et l'espace entre ces défauts.

Le code AC43 13 B1 corrige la forme de corrosions localisées comme suit (figure IV.4):

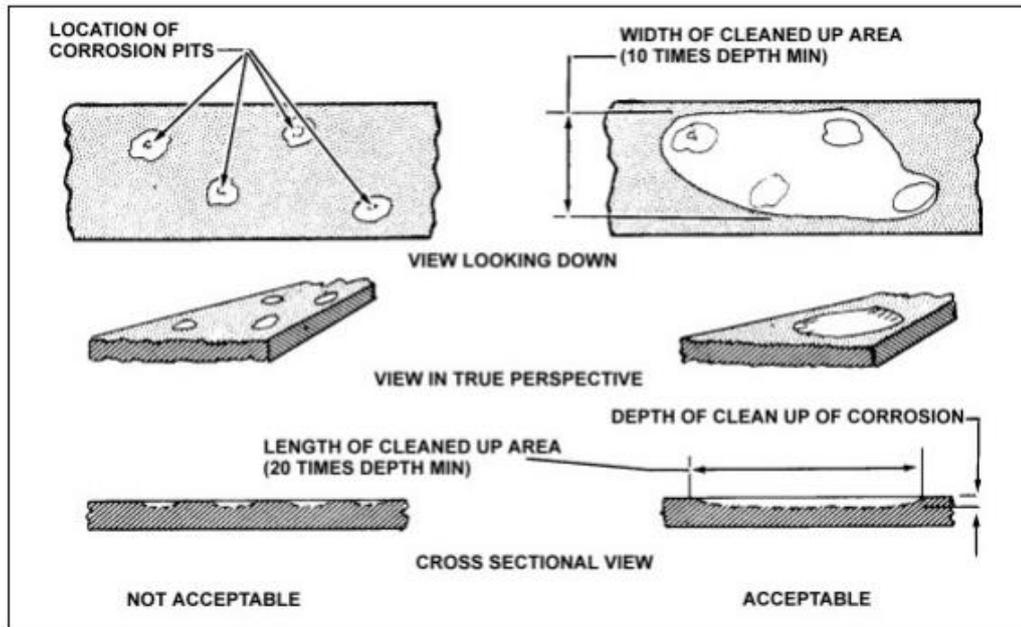


Figure IV.4 : Réparation de la corrosion selon AC43 13 1B (pas de mesures de la distance de l'interaction entre corrosions) [73]

L'effet de l'interaction des défauts adjacents dépend principalement sur la distance entre ces défauts. Le code de conception ASME B31G [74] n'est pas destiné aux études des structures aérospatiales mais il analyse parfaitement les défauts de corrosion, et ce dernier recommande une limitation d'espacement le long des directions longitudinales (S_l)_{lim} en termes d'épaisseur de la plaque et de dimensions des défauts de corrosion respectivement (figure IV.5).

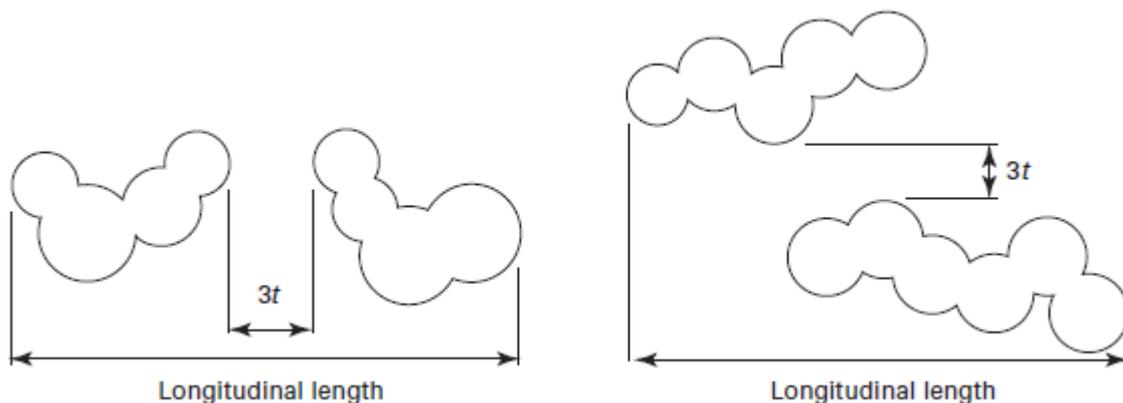


Figure IV.5 : Distance de l'interaction entre deux défauts de corrosion [74]

Tableau IV.1 : Comparaison entre les codes d'interactions des lois

Le code	La distance limite longitudinale	Critère de l'interaction
ASME B31G (2012) [1]	3t	$S_I \leq (S_I)_{lim}$
AC43 -13 B1	Non déterminée	/

IV.2.2.1 Le 1^{er} Cas : deux défauts de corrosions distinctes sans réparation :

IV.2.2.1.1 Les contraintes de Von Mises et les contraintes principales en fonction de la longueur longitudinale entre les deux corrosions :

La figure IV.6 illustre les zones de non stabilité des contraintes de Von Mises et les contraintes principales max en fonction de la distance longitudinale dt entre les deux corrosions (la zone I et la zone III) sous chargement mécanique de 100 MPa.

Zone I est la zone de l'interaction des effets des contraintes entre les deux corrosions. L'intervalle de cette zone est $[0 - 3t]$. Cette zone montre l'instabilité des contraintes avec des valeurs élevés mais descendants jusqu'à la valeur $3t$.

La zone II est la zone d'une certaine stabilité des contraintes entre les deux défauts puisque les valeurs sont minimales (environ 250 MPa).

La zone III est la zone de non stabilité vu que les effets de bord sont influant dans cette zone près des bordures de la plaque. Les variations du SIF sont ascendants tout ce dont la corrosion est proche du bord de la plaque.

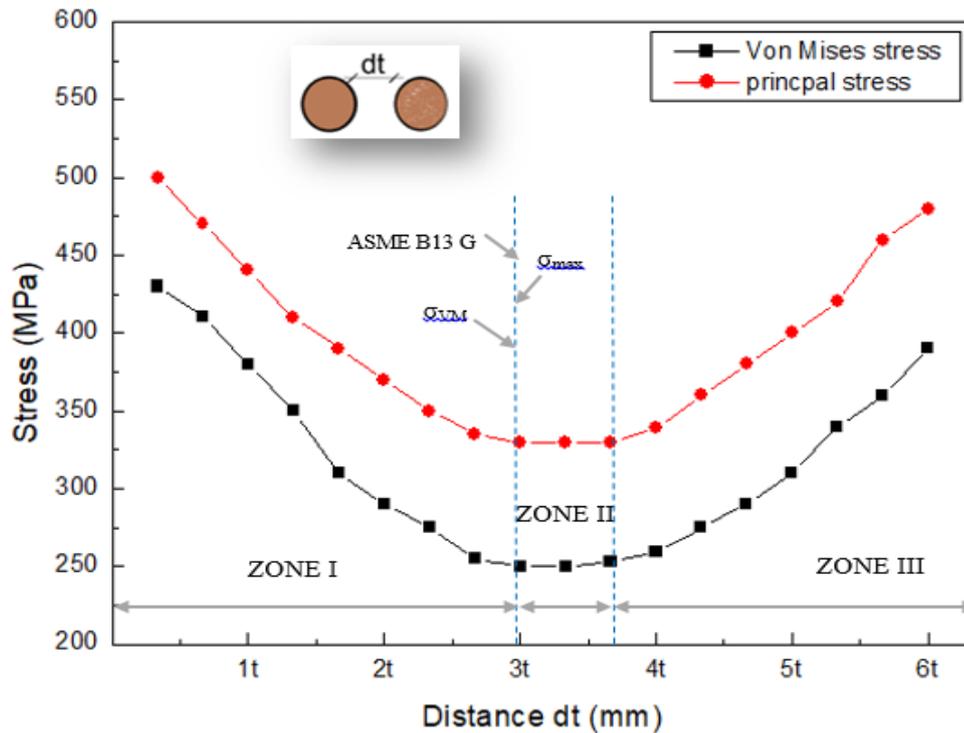


Figure IV.6 : Variations des contraintes de Von Mises et les contraintes principales en fonction de la distance dt

Le tableau 1 fournit un résumé des différents résultats concernant les critères d'espacement et d'interaction autorisés entre les défauts.

L'interaction entre les défauts est considérée lorsque $SI \leq (SI)_{lim}$ où SI est un espacement entre les défauts le long des directions longitudinales, (Figure.IV.5).

Tableau IV.2 : Comparaison entre les codes d'interactions des lois et les résultats numériques :

Le code	La distance limite longitudinale	Critère de l'interaction
ASME B31G (2012) [1]	3t	$SI \leq (SI)_{lim}$
AC43 -13 B1	Non déterminée	/
FEM -Les contraintes de Von Mises σ_{VM}	$\approx 3t$	/
FEM -Les contraintes principales σ_{max11}	$\approx 3t$	/

IV.2.2.1.2 Le facteur d'intensité de contraintes SIF en fonction de la distance dt sans réparation :

Le graphe de la figure IV.7 présente les variations du SIF en fonction de la distance longitudinale dt entre les deux corrosions sous chargement mécanique de 100 MPa.

Le diagramme ressemble à celui des contraintes de Von Mises de telle façon que dans les zones I et III, les valeurs du SIF sont élevées (environ 54.5 MPa), mais pour la zone II, les variations de SIF sont minimales environs (48.5 MPa), ce qui montre la stabilité des contraintes de Von mises dans l'intervalle $[3t-4t]$.

Les contraintes de SIF sont élevées mais restent au-dessous du niveau de la contrainte de critique K_{Ic} .

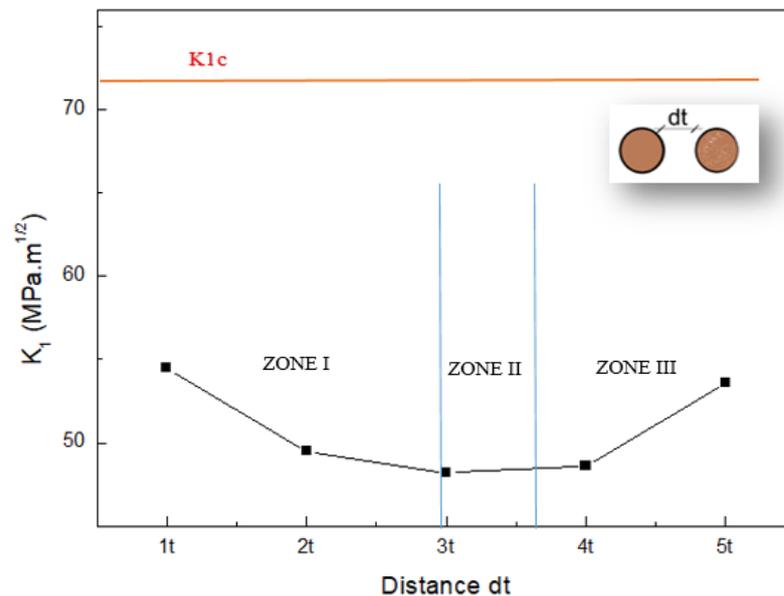


Figure IV.7 : Variations de SIF en fonction de la distance dt

IV.2.2.2 Analyses de deux défauts de corrosions distinctes avec réparation :

Les défauts de la plaque sont réparés par un patch de forme rectangulaire en boron /époxy modélisée dans la figure IV.2, d'épaisseurs $e_p = 1.5$ mm collés par la colle FM73 d'une épaisseur $e_c = 0,127$ mm. Les résultats numériques après réparation sont comme suit :

IV.2.2.2.1 Variations du SIF en fonction de la température :

La figure IV.8 présente les variations de SIF en fonction de la température d'une plaque corrodée, fissurée et réparée par un patch en boron/époxy sous chargement d'une traction $\sigma=100\text{MPa}$ et des températures T_j variées de -40°C à 100°C .

Il est à noter que les variations de SIF de la plaque réparée sont diminuées de plus de 50% par rapport aux valeurs de SIF de la plaque non réparée.

On remarque que les distances $dt = 1t$ et $5t$ entre les deux défauts de corrosions sont très influencés par les chargements thermomécaniques ou les variations de SIF sont les plus élevés.

Les variations de SIF sont ascendantes suivant les augmentations thermiques à l'exception de l'abaque de la distance $2t$. Cela peut être expliqué par la dilatation de la plaque dans les températures élevées, ce qui mène l'influence de la distance $dt= 2t$ se rapproche de celle de la distance $dt = 4t$.

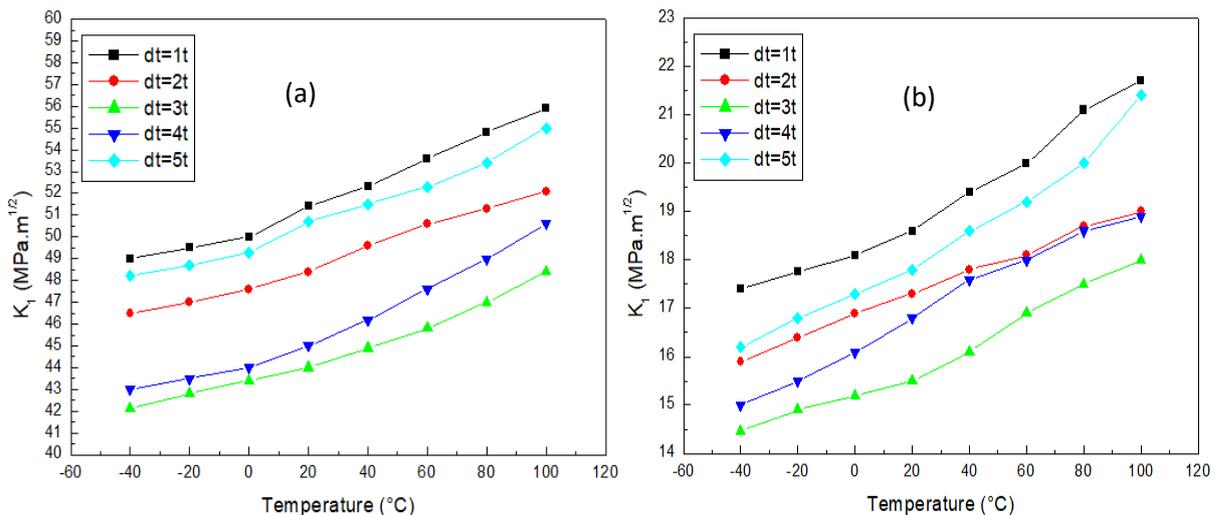


Figure IV.8 : Variations du SIF en fonction de la température T_j (a) sans réparation (b) avec réparation

IV.2.2.2.2 Les variations des contraintes de cisaillements dans la couche adhésive et le patch en composite :

Puisque l'adhésif a le rôle principal pour la durabilité de la réparation et d'assurer une bonne adhésion de l'assemblage. L'étude des variations de contraintes de cisaillement est indispensable, cette analyse est faite sur le modèle ou $dt = 3t$ (stabilité des contraintes) sous les mêmes chargements thermomécaniques suscité en état thermo viscoélastique (figure IV.9).

Les abaques des contraintes de cisaillements ont la même tendance et même allure. Les contraintes de cisaillement sont intenses dans le plan yz et ils sont localisés au bord supérieur de joint adhésif surtout pour la température $T_j = 100^\circ\text{C}$. Ces contraintes décroissent dans la couche adhésive pour s'annuler au milieu de cette couche. Par contre, les contraintes τ_{yz} deviennent plus fortes d'intensité en signe négatif, leur maximum est atteint au bord inférieur du joint colle pour une température $T_j = 100^\circ\text{C}$ (-35 MPa).

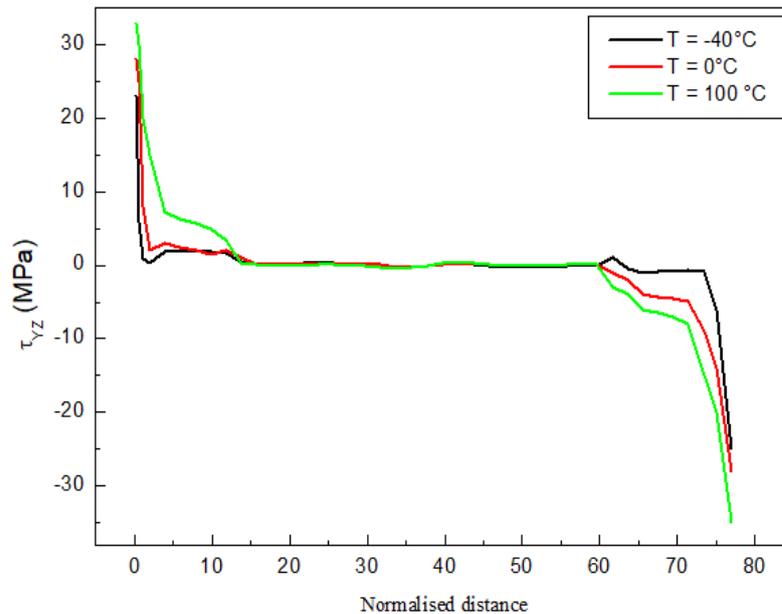


Figure IV.9 : Variations des contraintes de cisaillement τ_{yz} en fonction de la Température dans le bord de l'adhésif

Les contraintes, en particulier les contraintes de cisaillement sont transmises au patch par l'intermédiaire de la couche adhésive. L'augmentation du champ de contraintes dans la plaque provoque systématiquement une augmentation des contraintes de cisaillement dans l'adhésif. En pointe de fissure, les contraintes de cisaillement sont les plus fortement localisées, puis leur intensité diminue à mesure que l'on s'éloigne de cette pointe. La figure IV.10 présente les variations de contraintes σ_{xx} dans le patch sous des températures variantes.

Il est à noter que les contraintes dont les intensités sont les plus élevées sont localisées au front de la fissure puis au fur et à mesure qu'on s'éloigne du front, ces dernières se minimisent et s'annulent au bord libre de patch pour température $T_j = 0^\circ\text{C}$ et $T_j = -40^\circ\text{C}$, mais à $T_j = 100^\circ\text{C}$, les contraintes ne s'annulent pas systématiquement mais deviennent négatif puis s'annulent.

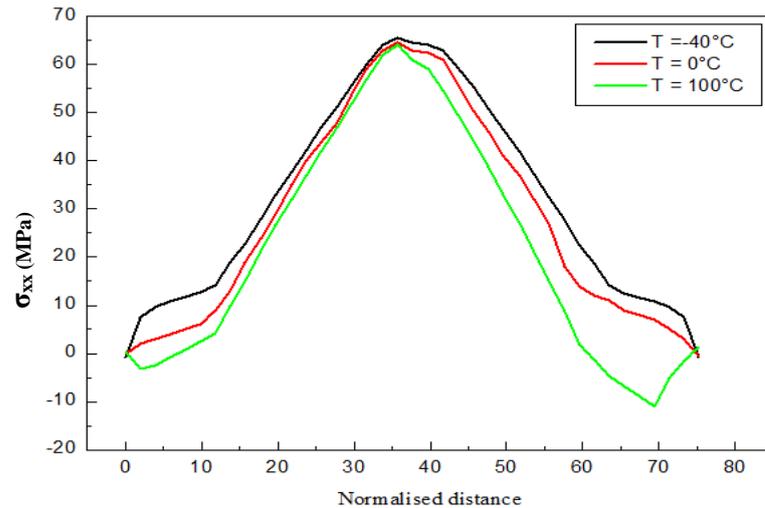


Figure IV.10 : Variations des contraintes σ_{xx} du patch en fonction de la Température

IV.2.2.2.3 Variations du taux d'endommagement D_R en fonction de la distance dt :

La figure IV.11 présente les variations de taux d'endommagement (damaged ratio) D_R en fonction de la distance de séparation entre les deux corrosions sous température $T_j = 100^\circ\text{C}$. Sous chargement mécanique de 100 MPa.

Les variations du D_R sont minimales dans l'intervalle $[3t - 4t]$ pour que ces valeurs augmentent rapidement pour le reste distances dt , où la valeur maximale est environ 0.075% pour la distance $dt = 0.5t$.

Il est à indiquer que les valeurs du D_R sont inférieures à la valeur critique du $D_R = 0.2474$, ce qui met l'adhésif dans une zone de sécurité.

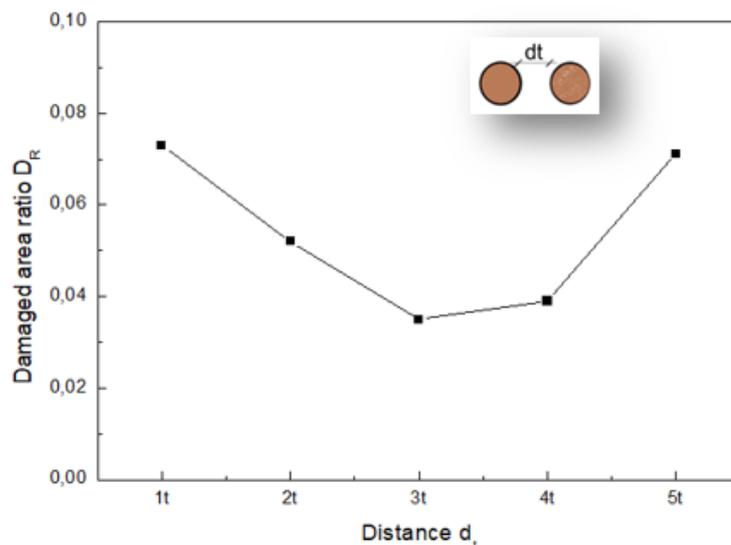


Figure IV.11 : Variations du D_R en fonction de la distance dt

IV.2.2.2.4 Variations du taux d'endommagement D_R en fonction des variations de la température T_j :

La figure IV.12 présente les variations du D_R en fonction de la température pour toutes les distances dt prises entre les deux défauts de corrosions sous le même chargement mécanique.

Le taux d'endommagement D_R est minime pour les distances $dt = 3t$ et $dt = 4t$, mais il est maximal pour les valeurs de $dt = 1t$ et $dt = 5t$ surtout pour les températures élevées. Ce qui prouve l'influence des chargements thermiques sur les assemblages collés contenant des défauts.

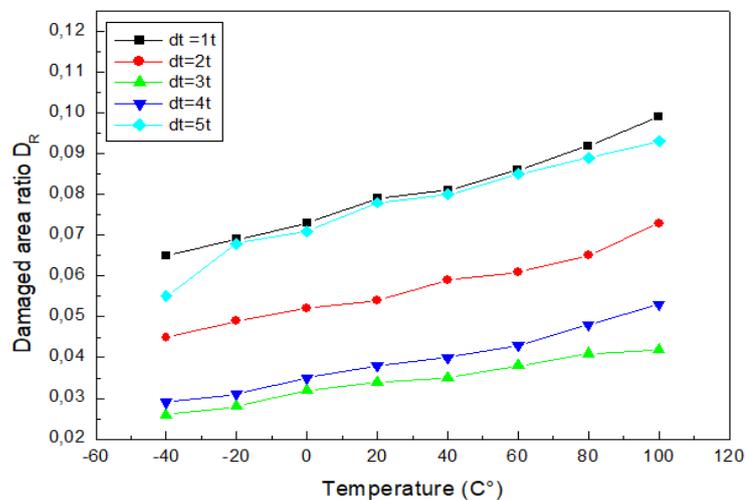


Figure IV.12 : Variation du D_R en fonction de la température

IV.2.2.2.5 L'endommagement de l'adhésif en fonction de la distance dt :

La figure IV.13 présente les parties endommagées dans la couche de l'adhésif (en gris) en fonction de la distance dt sous le chargement de 100 MPa et température $T = 100^\circ\text{C}$.

Les surfaces des zones endommagées sont considérables dans la figure pour les distances $dt = 1t$, $dt = 2t$ et $dt = 5t$, mais elles sont peu étendues pour les distances $dt = 3t$ et $dt = 4t$, là où les contraintes sont minimales.

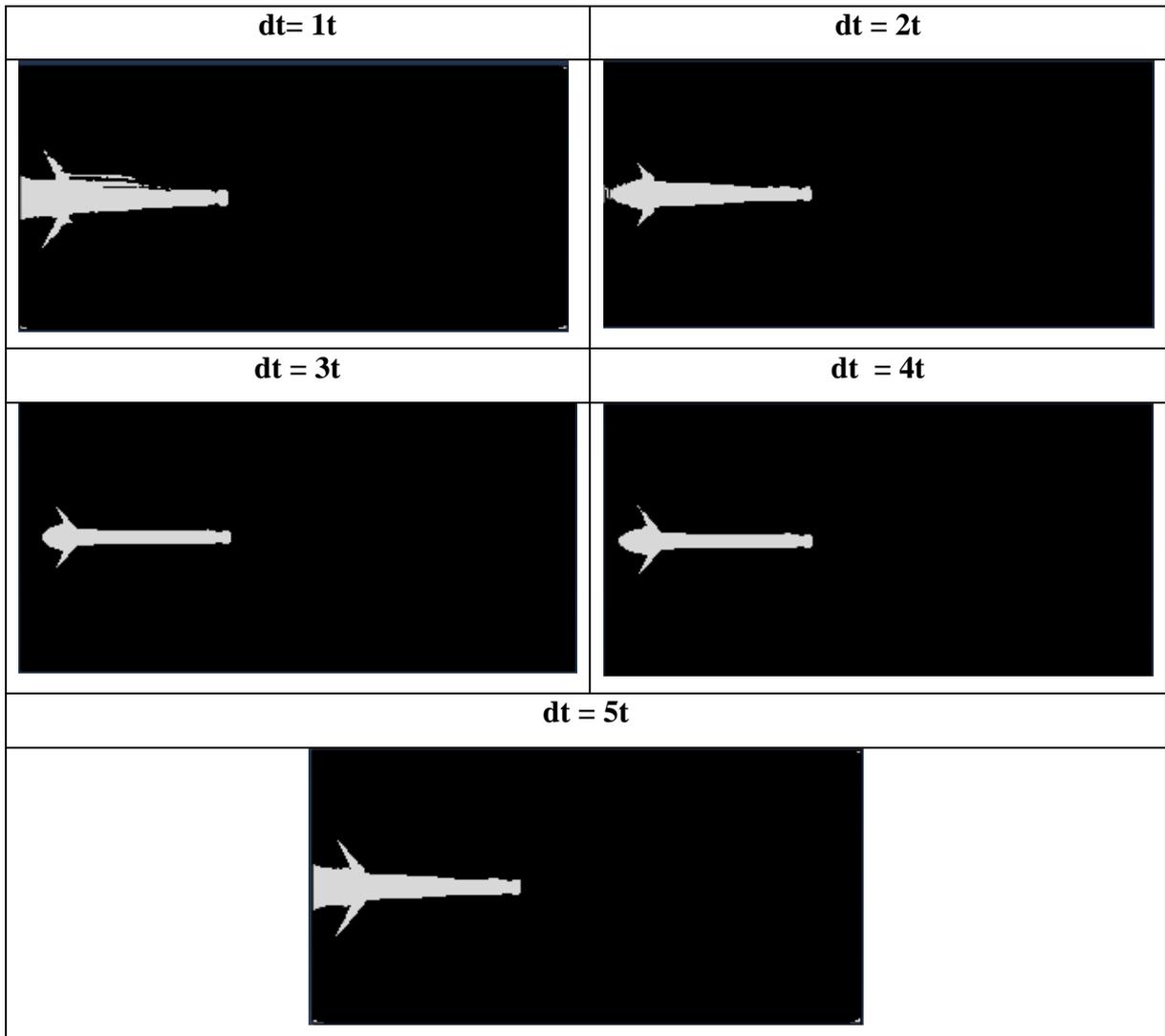


Figure IV.13 : Endommagement de l'adhésif en fonction de la distance dt

IV.2.2.3. Le 2eme cas : deux corrosions en un seul défaut :

Dans cette partie, on va analyser les deux défauts collectionnés en un seul défaut pour éviter l'interaction des contraintes dans l'intervalle $[0 - 3t]$ et évaluer les contraintes résultantes sans et avec réparation dans l'état thermo viscoélastique avec les mêmes chargements thermomécaniques suscités.

IV.2.2.3.1 Modèle géométrique et éléments finis 3D :

La présente étude consiste en une analyse numérique tridimensionnelle par éléments finis d'un modèle de plaques en alliage d'aluminium 2024 T3 avec entaille, contenant plusieurs défauts de corrosion et une fissure émanant de l'entaille de profondeur $a = 40\text{mm}$. Ces deux corrosions

sont simulées en une seule corrosion hélicoïdale avec $ah/b = (2.1, 1.57 \text{ et } 1.26)$, soumise à un chargement de traction (figure IV.14).

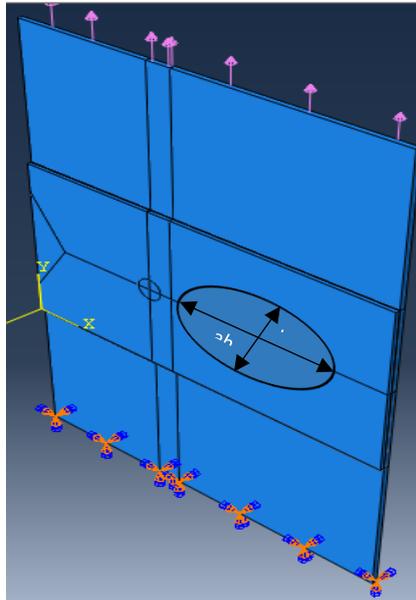


Figure IV.14 : Forme géométrique de la plaque

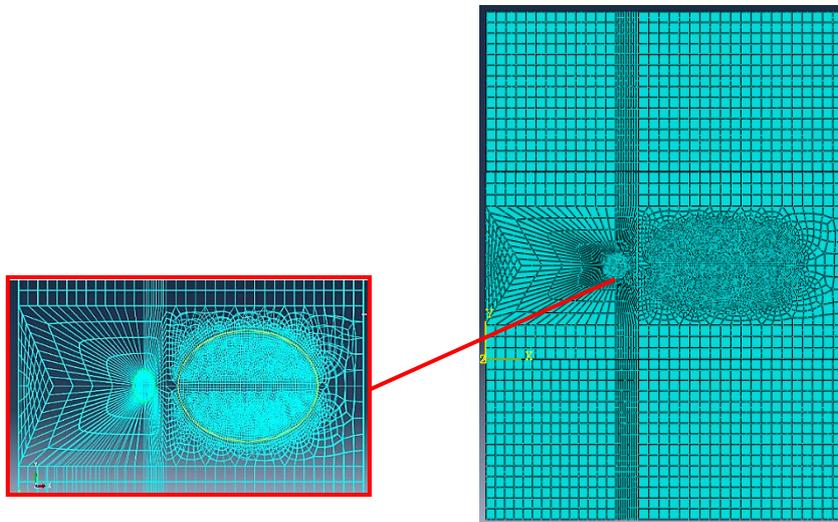


Figure IV.15 : Maillage de la plaque

IV.2.2.3.2 Les valeurs de SIF en fonction de la température :

La figure IV.16 (a) et (b) présentent les variations de SIF en fonction des variations de la température (ΔT) sous un chargement mécanique de 100 MPa Sans et avec réparation respectivement.

Dans l'intervalle [$T_j = -40^\circ\text{C}$, $T_j = 20^\circ\text{C}$], les variations de SIF sont légèrement ascendantes, par contre, dans l'intervalle [$T_j = 20^\circ\text{C}$, $T_j = 100^\circ\text{C}$], les valeurs de SIF ont augmenté rapidement en fonction des variations de la température.

La figure IV.16 (b) présente les variations de SIF en fonction de la température sous les mêmes conditions suscitées avec réparation. Le graphe est à peu près similaire à celui sans réparation, seulement les variations de SIF sont peu ascendantes dans les températures très élevés [$T_j = 60^\circ\text{C}$, $T_j = 100^\circ\text{C}$], ce qui prouve l'effet bénéfique de la réparation sur les variations des contraintes.

Il est conclu que les variations de SIF sont réduites à peu près plus de 50% par rapport aux valeurs de SIF de la plaque sans réparation. Ce qui permet de faire durer les structures réparées plus longtemps.

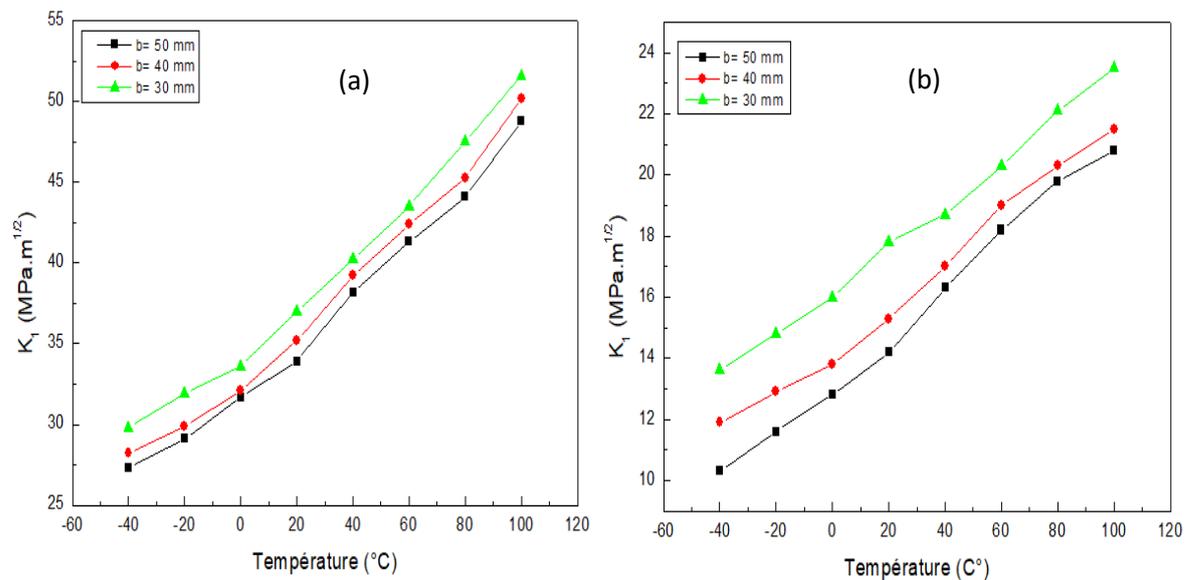


Figure IV.16 : Variations de SIF en fonction de la température T_j (a) sans réparation (b) avec réparation par patch en composite en un seul coté

Les contraintes sont importantes pour les formes hélicoïdales ou $ah/b=2.1$ et $ah/b= 1.57$ mais sont peu considérables pour la forme hélicoïdale avec $ah/b= 1.26$. Ces résultats dus à l'extrémité de la forme hélicoïdale. Tant que le facteur ah/b est grand, les contraintes sont importantes (figure IV.17).

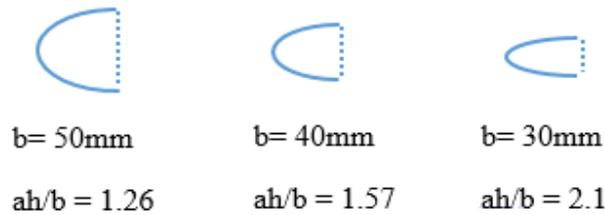


Figure IV.17 : Importance du facteur ah/b pour la forme hélicoïdale de corrosion sur la distribution des contraintes

IV.2.2.3.3 Les contraintes de cisaillements dans la couche de l'adhésif :

La figure IV.18 montre les variations de la contrainte de cisaillement dans le plan yz de la couche adhésive pour différentes températures sous chargement mécanique $\sigma = 100\text{MPa}$.

L'analyse porte sur l'effet de la forme de la corrosion sur la distribution des contraintes dans la couche adhésive, les graphes illustrent que la forme géométrique de la corrosion joue un rôle dans l'augmentation des contraintes de cisaillement pour la forme hélicoïdale vu que sa forme qui a un effet plus grand que le model portant deux corrosions distinctes, ce qui fragilise la plaque le plus souvent.

Le diagramme des contraintes de cisaillement a la même tendance que le graphe de la figure (IV.10) et ses dernières sont supérieures de 10% par rapport à ceux du 1^{er} model pour une température de $T = 100^\circ\text{C}$.

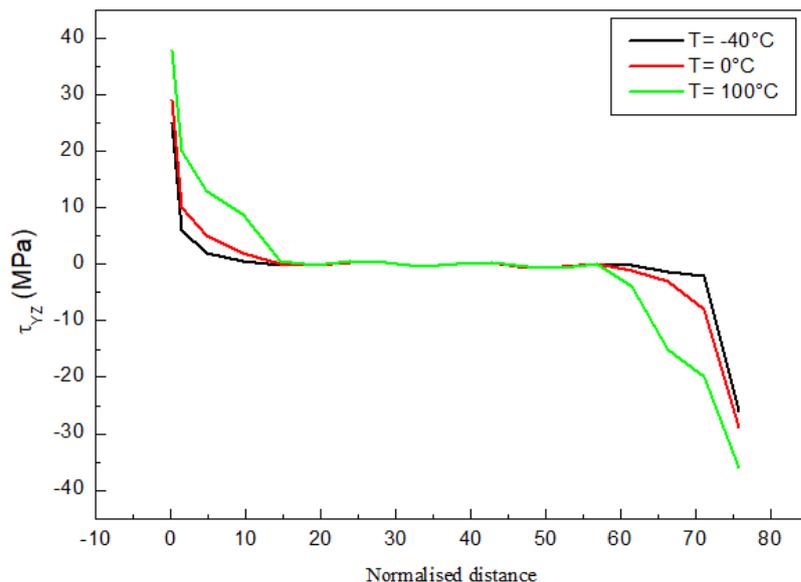


Figure IV.18 : Variations des contraintes de cisaillements τ_{xz} de la couche adhésive en fonction de la température ($ah/b=1.26$)

La figure IV.19 présente les variations de contraintes σ_{xx} dans le patch sous des températures variantes.

Le pic de contraintes est localisé au front de la fissure ou les contraintes sont maximales, puis, ces dernières se minimisent au fur et à mesure qu'on s'éloigne de la fissure jusqu'à l'annulation au bord libre du patch pour température basses, mais à $T_j = 100^\circ\text{C}$ les contraintes au bord du patch deviennent de signe négatif puis s'annulent.

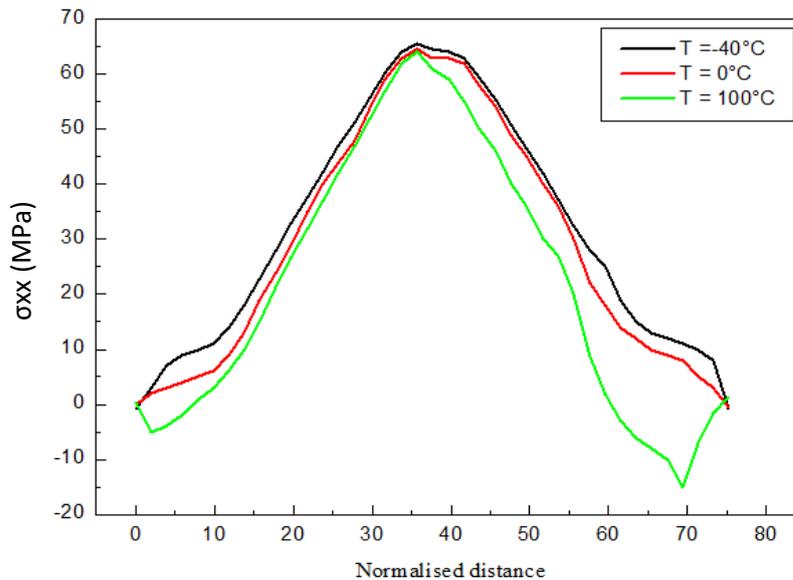
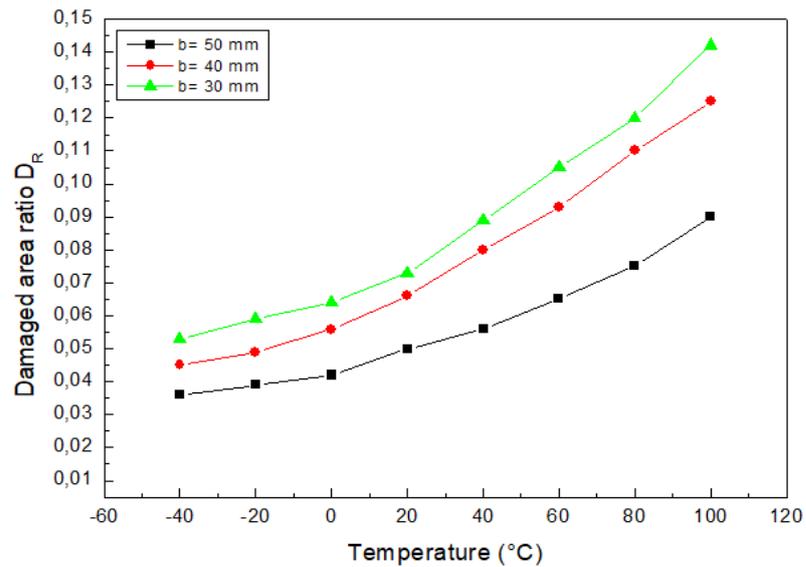


Figure IV.19 : Variations des contraintes σ_{xx} pour le patch en fonction de la température ($ah/b=1.26$)

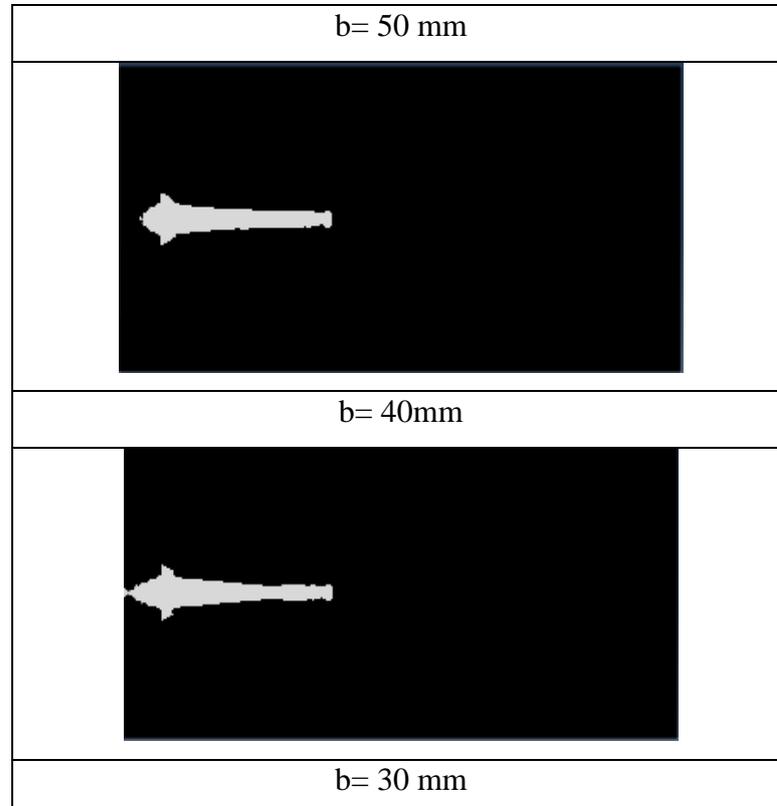
IV.2.2.3.4 L'analyse de l'endommagement de l'adhésif D_R en fonction de la température :

La figure IV.20 présente l'endommagement dans la couche de l'adhésif sous un chargement de 100 MPa et sous une température variante.

Les valeurs du D_R dans l'intervalle $[-40^\circ\text{C}, 20^\circ\text{C}]$ sont minimales (D_R moins de 0.07%) pour les 03 modèles de formes de la corrosion hélicoïdales ou la taille de la distance b est variable. Mais au-delà de $T_j=20^\circ\text{C}$, les valeurs du D_R augmentent rapidement en fonction de la température pour atteindre une valeur maximale environ $D_R=0.14$ à $T_j = 100^\circ\text{C}$ pour le modèle ou $ah/b=2.1$. Pour $ah/b=1.26$ le $D_R = 0.09\%$ à $T_j= 100^\circ\text{C}$, ce qui illustre l'effet de la courbure de la forme hélicoïdale sur les variations des contraintes ainsi que taux de l'endommagement dans la couche adhésive des modèles étudiés.

Figure IV.20 : Variations du D_R en fonction de la température

La figure IV.21 illustre les surfaces d'endommagement dans la couche de l'adhésif à $T_j=100^\circ\text{C}$. Pour $ah/b = 1.26$, La surface endommagée est visible et acceptables, mais à $ah/b = 1.57$ et $ah/b=2.1$, la surface endommagée commence à avoir une forme importante. Mais elle reste toujours dans la zone de sécurité puisque le D_R est inférieur au DR_c .



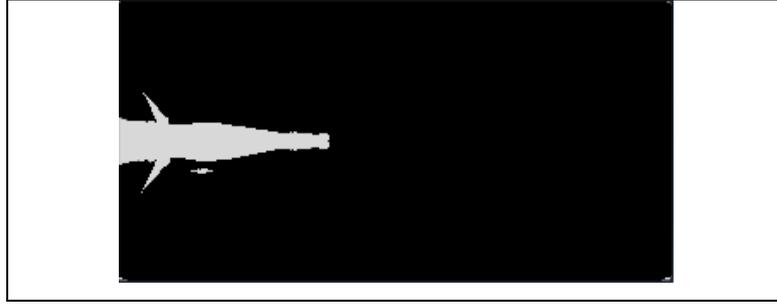


Figure IV.21 : Endommagement de l'adhésif en fonction de la distance b de la forme hélicoïdale à $T_j=100^\circ\text{C}$.

IV.3. Partie B : état thermo élasto-viscoplastique :

Cette partie de l'étude a été conduite en vue d'analyser le comportement d'une structure corrodée, fissurée et réparée par patch en composite en état thermo viscoplastiques. Plusieurs paramètres ont été mis en évidence sur la qualité de réparation à savoir les propriétés mécaniques de la plaque, du patch et de l'adhésif. Dans cette partie, on considère les mêmes modèles géométriques des plaques étudiés en partie A, les mêmes propriétés mécaniques et géométriques du patch ainsi que l'adhésif.

L'approche énergétique, de la mécanique non linéaire de la rupture fondée sur l'intégrale J de Rice est utilisée pour décrire le comportement de la plaque réparée par patch. Dans cette partie, une étude a été faite pour analyser l'influence des chargements mécaniques variables, ainsi que les chargements thermiques en état élasto viscoplastique sur les endommagements de la couche adhésive et les variations de l'énergie de rupture.

IV.3.1. La zone plastifiée au front de la fissure :

Dans le but d'estimer la performance de la réparation par patch, la forme de la zone plastique pour une plaque réparée sous chargements mécaniques variantes sous une taille de fissure $a=40\text{mm}$ a été tracée.

Les figures IV.22 et IV.23 présentent l'étendue de la zone plastique pour les deux côtés de la plaque, qui dépend fortement de la longueur de fissure dans une plaque portant deux défauts de corrosion de formes circulaire, réparée d'un seul côté. En pointe de fissure, les champs de déformation sont minimales entraînant une étendue de la zone plastique minuscule dans le coté non réparé. Dans la face réparée, la zone plastifiée est insignifiante.

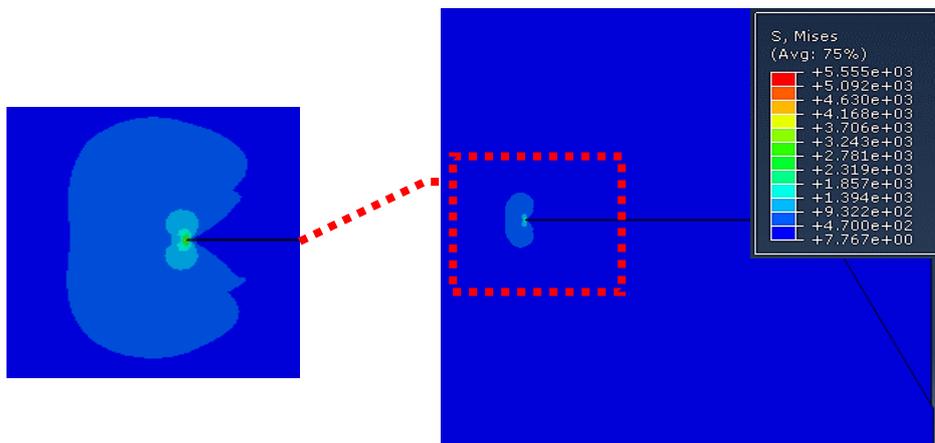


Figure IV.22 : Zone plastifiée au front de la fissure de taille $a= 40\text{ mm}$ sur la face de la plaque non réparée (le modèle qui porte deux défauts de corrosion avec $dt = 3t$)

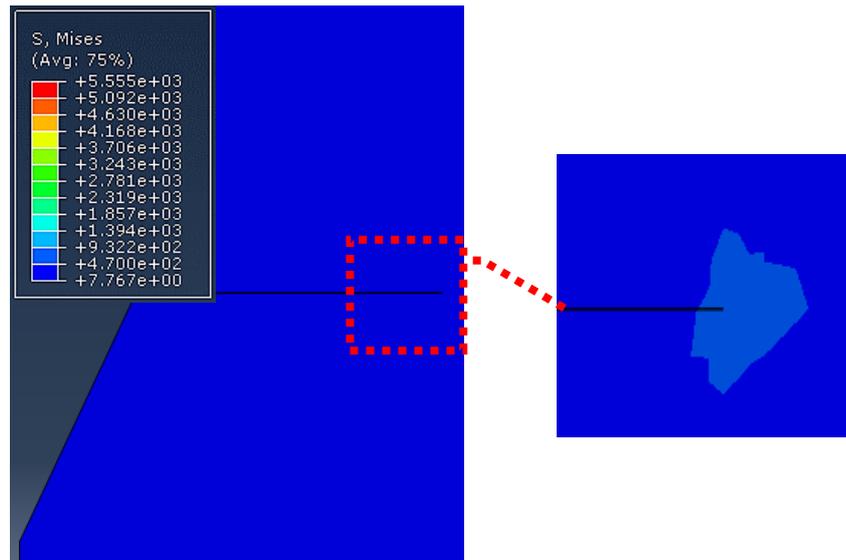


Figure IV.23 : Zone plastifié au front de la fissure de taille $a=40$ mm sur la face réparée (le modèle qui porte deux défauts de corrosion avec $dt=3t$)

Les figures IV.24 et IV.25 présentent une énergie peu élevée dans le coté non réparé conduisant à une taille visible de la zone plastique pour la plaque portant un défaut de corrosion sous forme hélicoïdale ou $ah/b=1.26$. Dans ce cas, l'énergie mécanique en tête de fissure est absorbée par le matériau sous forme de défauts. Mais dans le coté réparé, la zone plastique est négligeable.

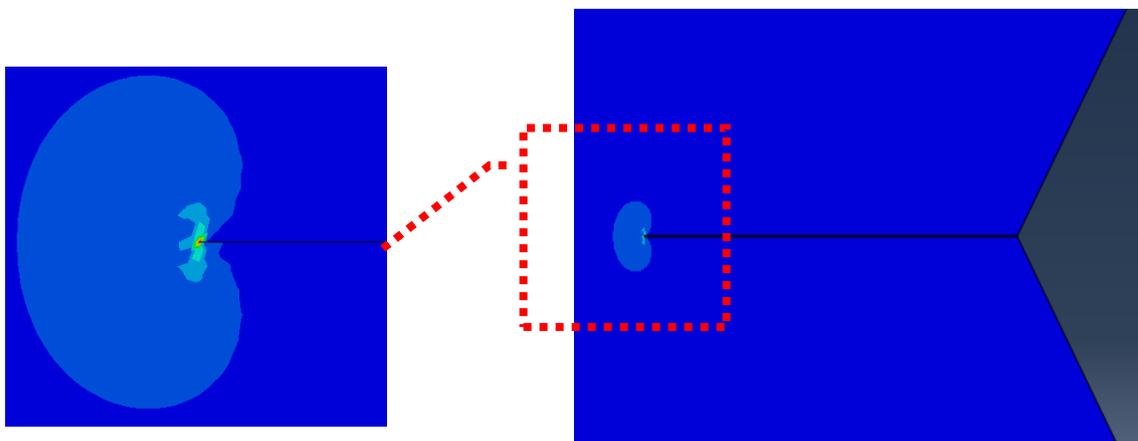


Figure IV.24 : Zone plastifié au front de la fissure de taille $a=40$ mm sur la face de la plaque non réparée (le modèle qui porte un défaut de corrosion hélicoïdale ou $ah/b=1.26$)

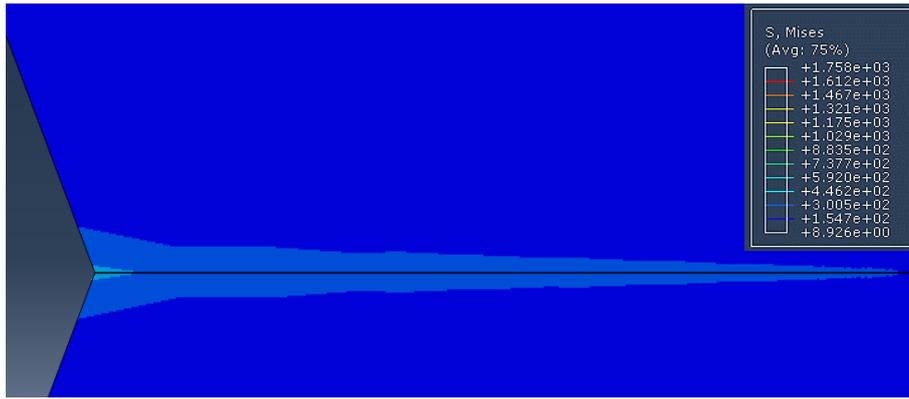


Figure IV.25 : Zone plastifié au front de la fissure de taille $a= 40$ mm sur la face d'une plaque réparée (le modèle qui porte un défaut de corrosion hélicoïdale ou $ah/b=1.26$)

Dans le cas de la figure IV.26, les tailles des zones plastifiées obtenues pour chargement thermomécanique élevé ($T= 100^{\circ}\text{C}$ et $\sigma= 350$ MPa) sont étendues sur toute la plaque et non seulement au front de la fissure. Cette augmentation de la zone plastique est due aux déformations plastiques importantes provoquées par le chargement thermomécanique élevé.

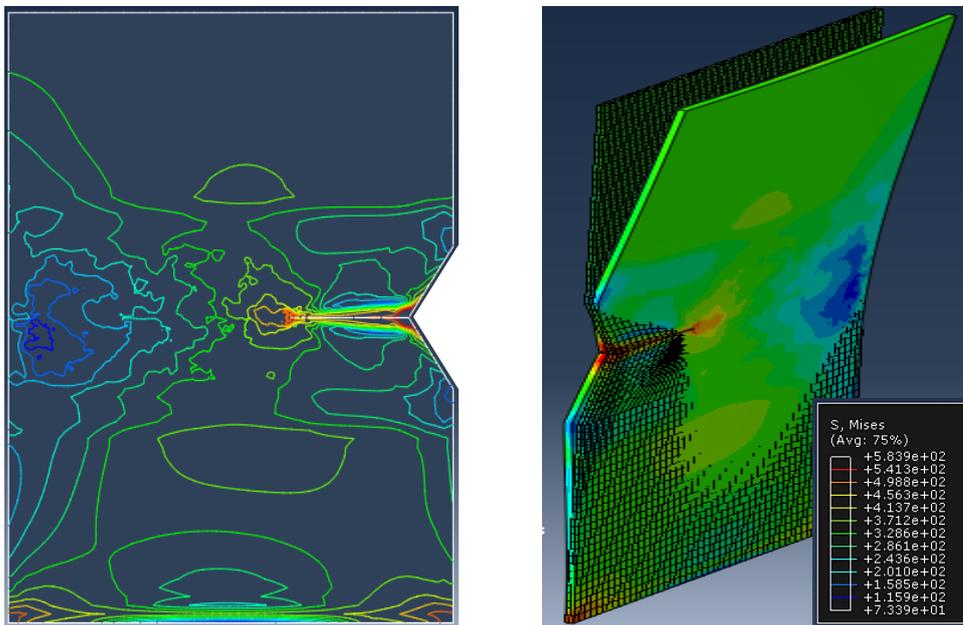


Figure IV.26 : Zone plastifié dans une plaque réparée sous une température $T_j= 100^{\circ}\text{C}$ et à un chargement mécanique de 300MPa

IV.3.2 L'intégrale J en fonction de la température pour les deux modèles :

Cette étude est faite sur le model qui porte deux corrosions distinctes avec distance $dt = 3t$ pour des chargements thermomécaniques variables ainsi que le model avec un défaut de corrosion hélicoïdale en état thermo élasto viscoplastique.

Les figures IV.27 (a) et (b) montrent les variations de la valeur de l'intégrale J dans les domaines thermo élasto viscoplastique. Cette analyse étudie l'influence de la température ainsi que les variations du chargement mécanique sur les critères de l'état élasto viscoplastique d'une plaque réparée par patch en composite. Ces figures montrent l'effet combiné du chargement thermomécanique sur l'intégrale J.

L'accroissement de la température ainsi que le chargement appliqué conduit à une augmentation de l'intégrale J. On remarque aussi que pour la charge $\sigma = 350$ MPa, l'assemblage entre dans le domaine viscoplastique ou les contraintes sont intenses et la valeur de l'intégral J est maximale pour $T_j = 100^\circ\text{C}$ (environ $J = 0.42$ MPa.m).

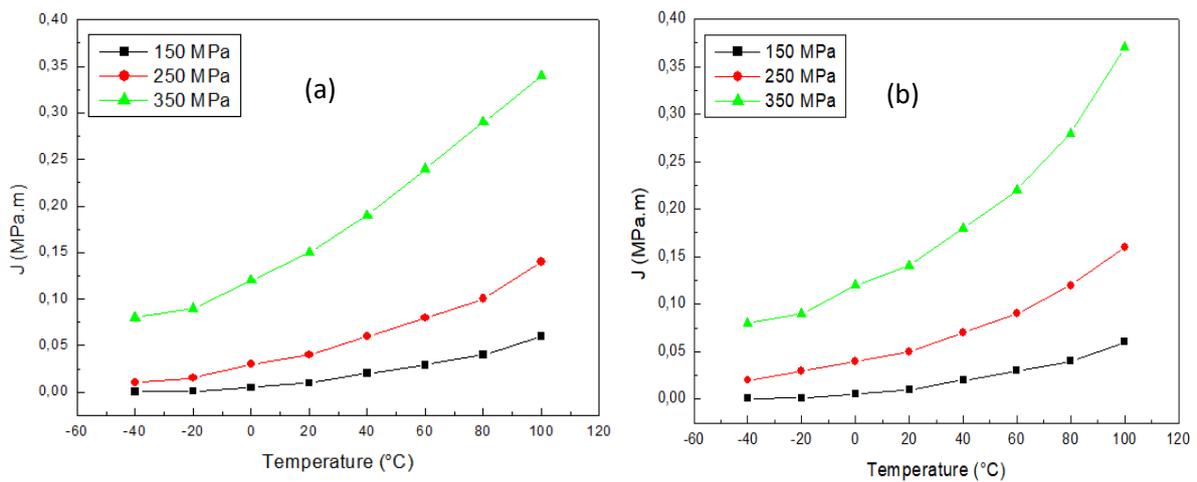


Figure IV.27 : Variation de l'intégrale J en fonction de la température T_j pour (a) Pour le cas de deux corrosions distinctes. (b) Pour le cas d'une corrosion hélicoïdale ($ah/b = 1.26$)

IV.3.3. Intégrale J en fonction de la charge appliquée pour différentes distances dt ;

La figure IV.28 présente les variations de l'intégral J en fonction de la température d'une plaque corrodée par deux formes (deux corrosions distinctes de forme circulaire et celle de forme hélicoïdale), fissurée et réparée par un patch en boron/époxy sous chargements variables de traction et de température $T_j = 100^\circ\text{C}$.

Les valeurs de l'intégral J pour les distances $dt = 1t$ et $dt = 5t$ sont très élevés surtout à partir du chargement mécanique 300 MPa. Ce qui réduit l'efficacité de la réparation allant jusqu'à la rupture de l'assemblage, mais pour le reste des distances de séparation dt , les valeurs de l'intégral J sont modérées sauf pour les pour les chargements élevés (300 MPa ou plus).

Mais pour le modèle qui porte la corrosion de forme hélicoïdale est peu similaire à celui qui porte deux défauts de corrosions avec la distance $dt = 3mm$. Donc les valeurs de l'intégral J sont stables jusqu'à atteindre le chargement 300 MPa, ou ces dernières commencent à évoluée rapidement.

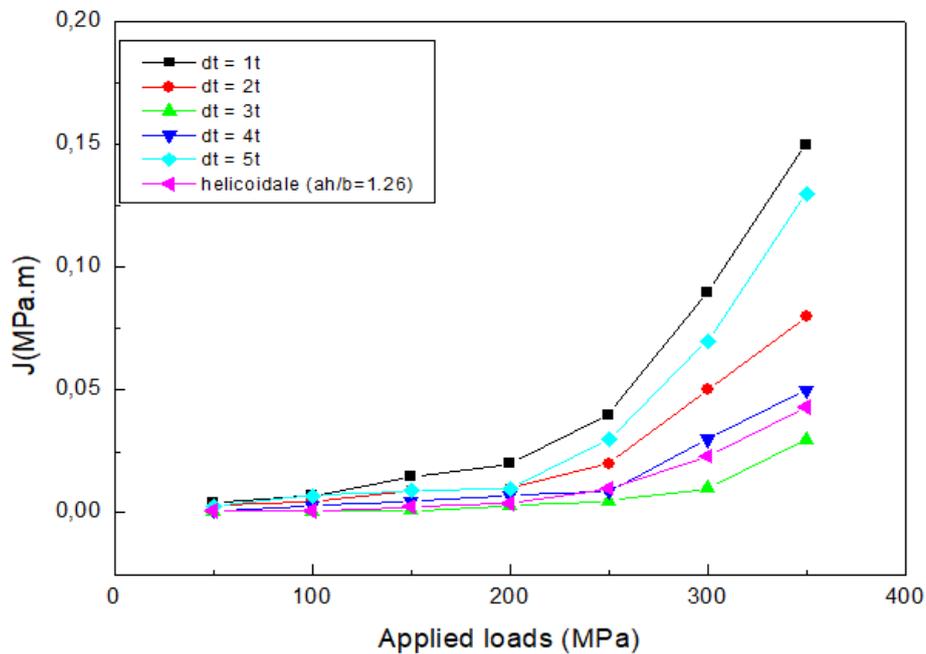


Figure IV.28 : Variations de l'intégral J en fonction de la charge appliquée pour tous les modèles réparés.

IV.3.4. Les contraintes de cisaillements et de pelage en thermo élasto viscoplasticité :

L'utilisation des adhésifs dans la réparation des structures est devenue indispensable pour son efficacité de minimiser les contraintes transmises au patch en composites et de supporter des chargements thermomécaniques important, dans ce contexte, cette analyse est faite pour étudier l'efficacité de l'adhésif FM 73 dans l'état thermo élasto viscoplastique sous une température de $T_j = 100^\circ\text{C}$ et sous des chargements mécaniques variés ainsi que l'influence des défauts sur la réparation elle-même.

La figure IV.29 présente la distribution des contraintes σ_{13} dans la couche adhésive pour le modèle qui porte la corrosion hélicoïdale. Ce qui illustre la répartition des contraintes de cisaillement dans la couche adhésive.

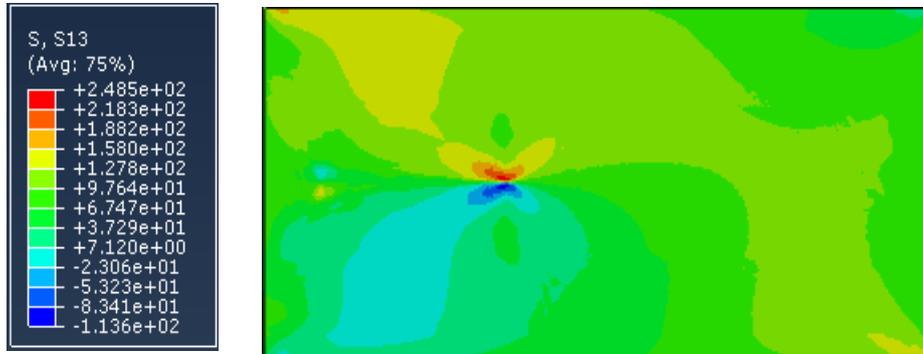
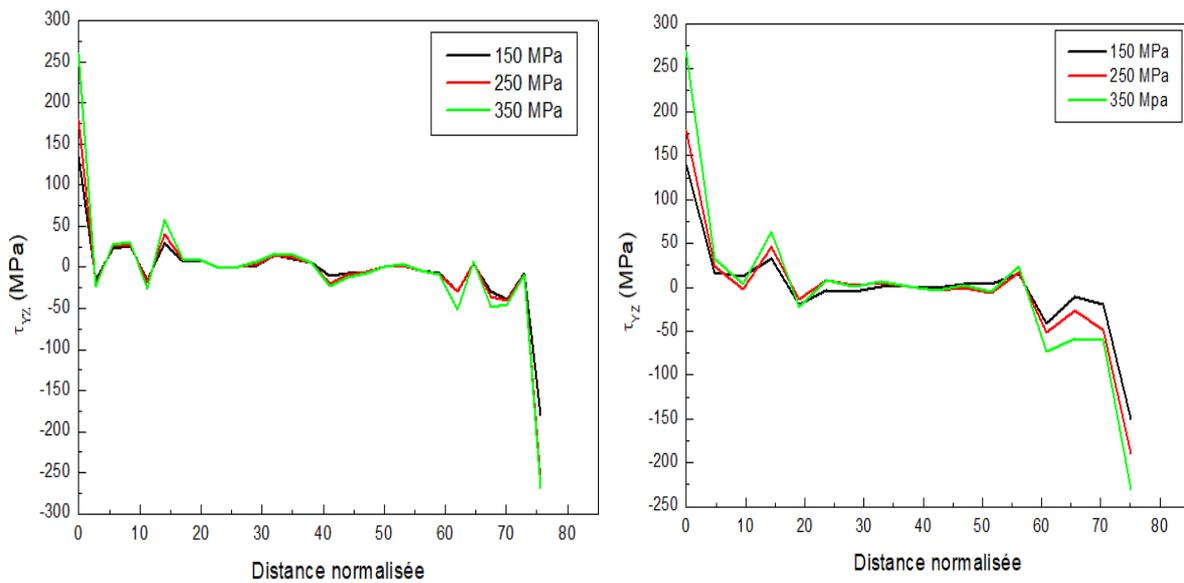


Figure IV.29 : Contraintes S13 dans la colle à température de 100°C et à un chargement mécanique de 350MPa pour le model hélicoïdal

La figure IV.30 montre Les contraintes de cisaillement τ_{yz} au bord de la colle dans le plan yz pour les deux modèles (modèle avec deux corrosions distinctes avec $dt = 3 \text{ mm}$ et le modèle qui porte la corrosion hélicoïdale avec $ah/b= 1.26$).

Il est visible que les graphes ont la même tendance et sont similaires sauf que les valeurs de τ_{yz} sont peu élevées pour le modèle hélicoïdal que le modèle avec deux corrosions distinctes ou $dt=3\text{mm}$ pour de τ_{yz} des valeurs positives ou négatives surtout pour $\sigma = 350 \text{ MPa}$.



(a) Model avec 2 corrosions ($dt = 3t$)

(b) Model avec corrosion hélicoïdal ($ah/b= 1.26$)

Figure IV.30 : Contraintes τ_{yz} dans la colle à température $T_j= 100^\circ\text{C}$ dans les bords de la colle

La figure IV.3 montre que les contraintes de pelage sont très importantes au niveau de l'entaille et la fissure que les deux extrémités ainsi que la zone de défaut de corrosion, les contraintes σ_{zz} sont minimales au niveau des bords malgré que ce phénomène commence par ces endroits. Mais dans cette étude, la déformation commence par les zones de défauts comme l'entaille et la fissure surtout sous chargement thermomécanique important.

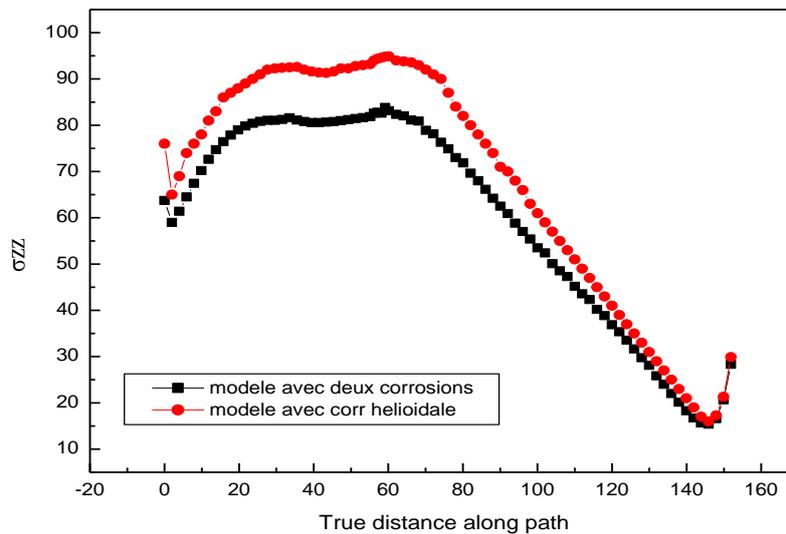


Figure IV.31 : Contraintes de pelage σ_{zz} dans la colle à température de 100°C et sous une contrainte mécanique de 300MPa dans la couche de la colle pour les deux modèles étudiés

IV.3.5. Les variations du D_R de l'adhésif en fonction de la charge appliquée :

La figure IV.31 présente le taux de la zone endommagée D_R en fonction des chargements mécaniques variables appliquées pour les deux modèles réparés (le 1^{er} m modèle qui porte deux corrosions distinctes avec $dt = 3t$ et le 2eme modèle est celui qui porte la corrosion hélicoïdale avec $ah/b = 1.26$) sous une température $T_j = 100^\circ\text{C}$ avec une taille de fissure $a = 40\text{mm}$.

On remarque que pour les charges appliquées de 150 MPa à 300 MPa, le taux de la zone endommagée est inférieur au taux critique $DR_c = 0.2474$, donc l'assemblage réparé est en sécurité pour les deux modèles. Mais au-delà de 300MPa, le taux de la zone endommagée dépasse le taux du DR_c , ce qui met en risque de rupture à cause de l'endommagement de la couche adhésive.

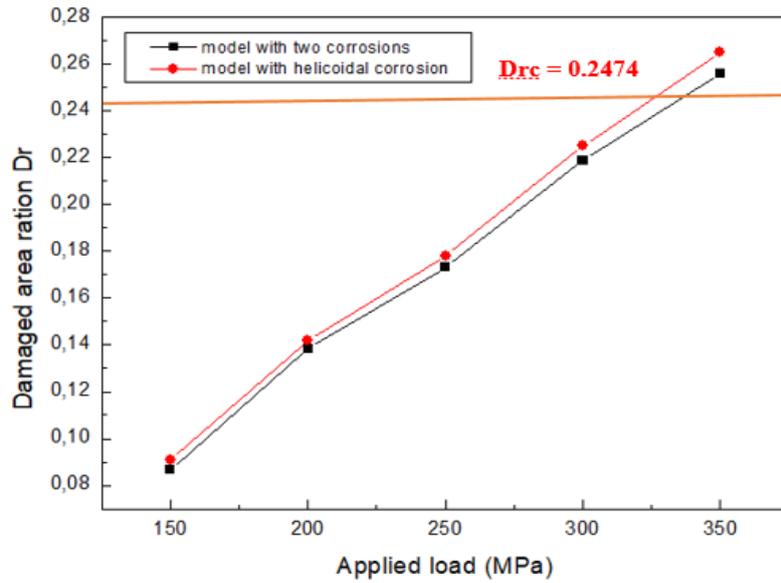


Figure IV.31 : Variation du D_r en fonction de la charge appliquée pour les deux modèles

IV.3.6. L'endommagement de l'adhésif en fonction de la charge appliquée :

Les figures IV.32 et IV.33 présentent les surfaces de la zone endommagée dans la couche de l'adhésif (en gris) pour les deux modèles étudiés à une température $T_j = 100^\circ\text{C}$.

Les surface de la zone endommagée sont bien importantes dans les figures pour l'intervalle des charges appliquées [300 – 350] MPa, ce qui réduit l'efficacité et le rôle espéré de la couche adhésive, mais elles sont moins importantes et acceptables pour les chargements [150-250] MPa.

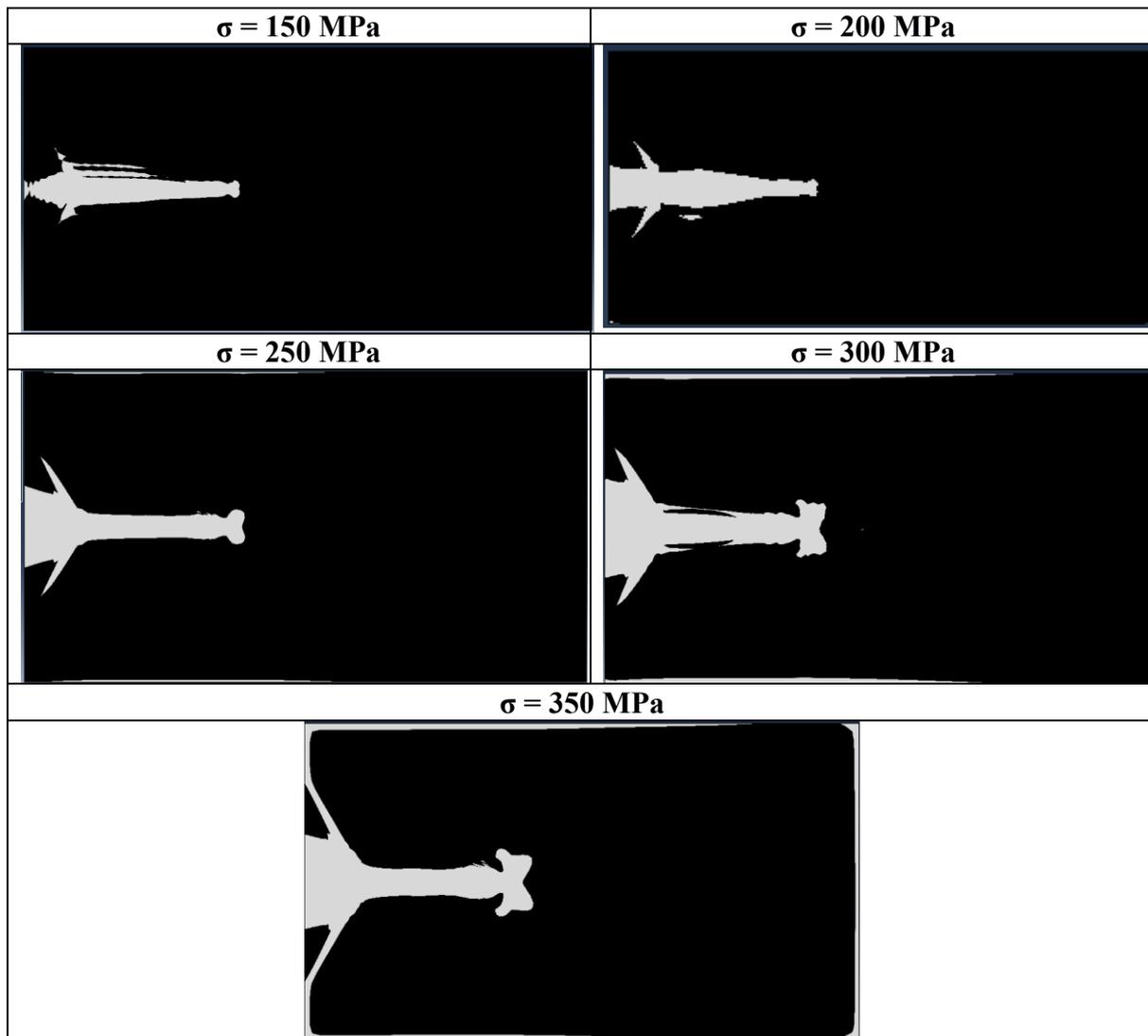


Figure IV.32 : Endommagement de l'adhésif en fonction de la charge appliquée pour le 1er modèle

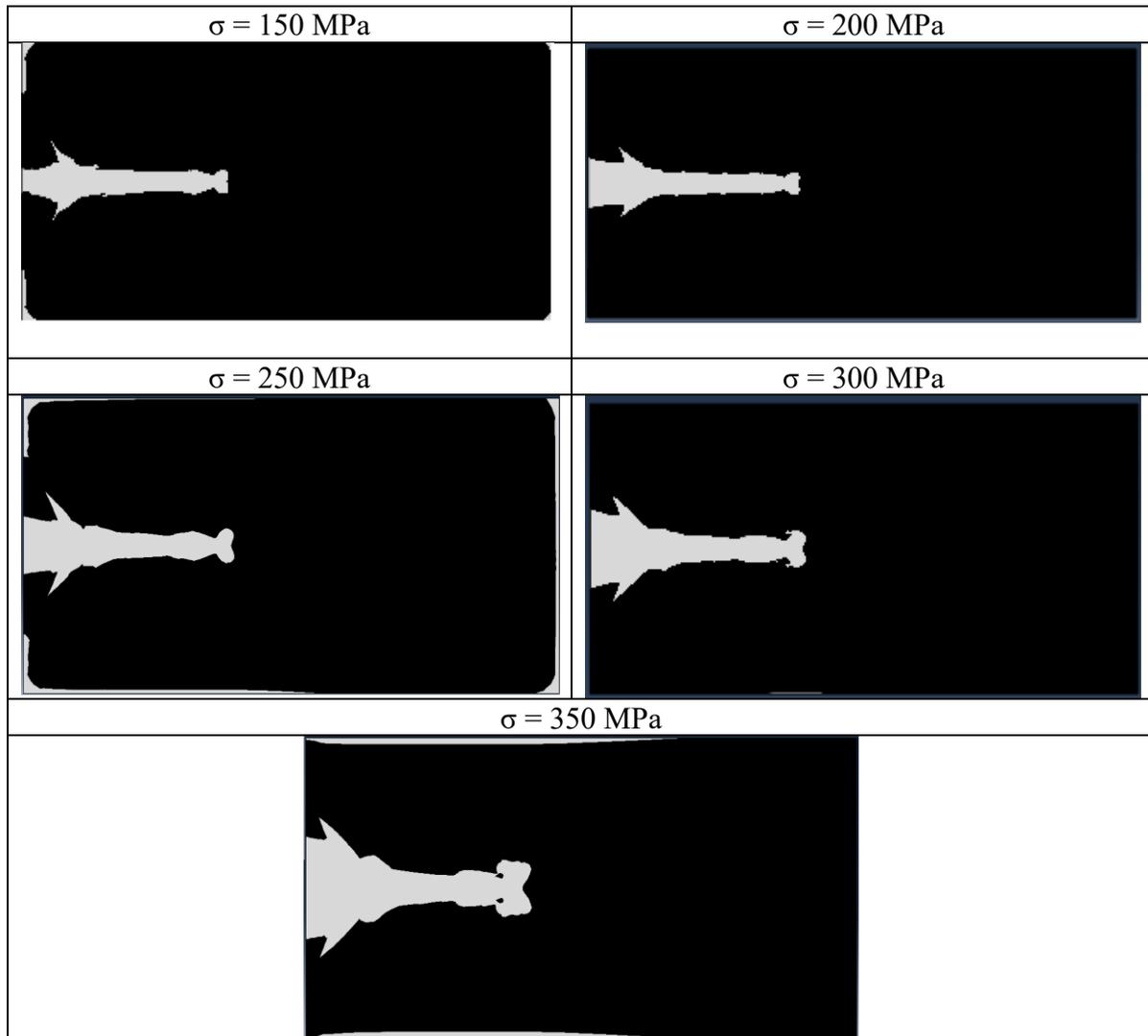


Figure IV.33 : Endommagement de l'adhésif en fonction de la charge appliquée pour le modèle avec corrosion hélicoïdale ($ah/b=1.26$)

IV.3.7. Schéma d'évaluation des défaillances « FAD » :

La méthodologie du diagramme d'évaluation des défaillances (FAD) remplace la relation des trois paramètres mécaniques de la rupture (résistance à la rupture, taille du défaut et chargement) par une relation à deux paramètres afin d'avoir une représentation plane où la force d'entraînement de la fissure non dimensionnelle Kr est la force non dimensionnelle. Les Contraintes Lr sont les coordonnées. La force d'entraînement de la fissure non dimensionnelle Kr est définie comme le rapport du facteur d'intensité de contrainte appliqué, K_{app} , à la ténacité à la rupture du matériau, K_{1c} [75].

$$Kr = \frac{K_{app}}{K_{1c}} \tag{IV.1}$$

La contrainte L_r est décrite comme le rapport de la contrainte brute σ_g sur la contrainte d'écoulement (choisie comme limite d'élasticité σ_y , contrainte ultime σ_u ou contrainte d'écoulement classique. $\sigma_0 = (\sigma_y + \sigma_u)/2$ [75]

$$L_r = \frac{\sigma_g}{\sigma_0} \tag{IV.2}$$

La valeur analytique du facteur d'intensité de contraintes critique vaut $K_{Ic} = 72.13 \text{ MPa.m}^{1/2}$

On appliquant les formules on arrive au graphe suivant (figure IV.34) :

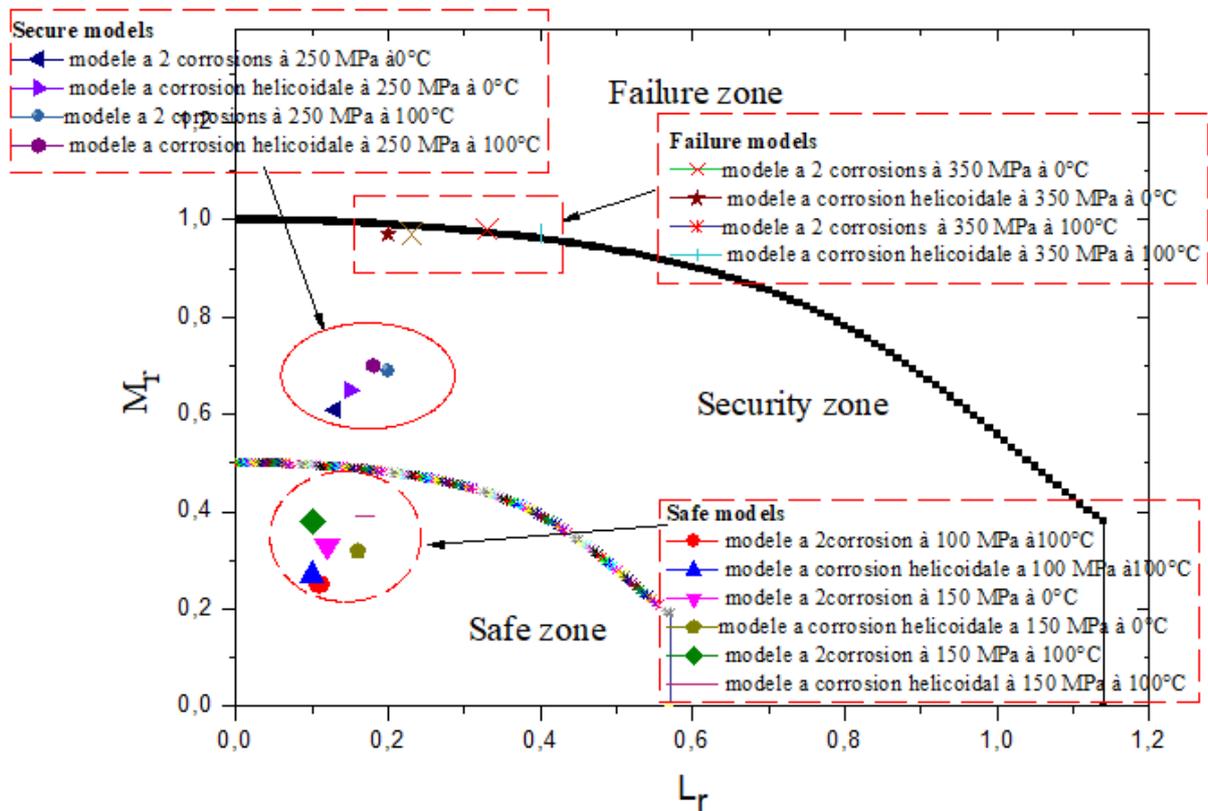


Figure IV.34 : Schéma d'évaluation des défaillances (FAD) pour les modèles étudiés avec colonie de défaut en état thermo élasto viscoplastique.

A partir de Schéma d'évaluation des défaillances (FAD), on conclut que les modèles étudiés en état thermo viscoélastique sont en sécurité, même à $T_j = 100 \text{ °C}$, mais en état thermo élasto viscoplastique, les modèles qui étaient sous chargement de 350 MPa, sont en voie de rupture. Pour les restes des modèles, sont en sécurité. Ce qui prouve l'efficacité de la réparation des structures par des patches en composites collés, en plus l'effet de la forme géométrique de la corrosion sur l'évolution des contraintes.

IV.4. Conclusion :

Les défauts de corrosions ont un effet légèrement influent par rapport à l'influence de la fissure, mais reste un effet considérable qui peut affaiblir et réduire la durabilité de la structure. Seulement les moyens de réparations ont ajusté ce problème pour réduire les contraintes résultantes de ces défauts dans l'état thermo viscoélastique.

Cette étude a été faite pour analyser les effets de la forme géométriques de la corrosion sur les structures réparées en état thermo élasto viscoplastique, ainsi que les endommagements de la couche adhésive en fonction soit de la température, soit de la charge appliquée et son rôle dans la transmission des contraintes de la plaque au patch en composite.

On conclut que la température et les chargements mécaniques appliqués ont une influence importante sur les assemblages réparés surtout en températures élevés ($T_j = 100^\circ\text{C}$).

En effet, les valeurs de l'intégrale J les plus élevées sont obtenues dans les températures élevées, dont l'augmentation peut atteindre jusqu'à 30 % par rapport aux énergies de rupture obtenues pour les températures basses.

La forme géométrique hélicoïdale ou $ah/b = 1.26$ a un effet proche à celui de deux corrosions distinctes avec $dt = 3\text{mm}$, ce qui met en évidence, l'influence de la largeur de la forme géométriques du défaut sur la résistance mécanique de la plaque et les assemblages collés en générale.

Les résultats numériques sont importants, mais sans l'expérimental, ces résultats restent sans approbation. Pour cette raison, des essais mécaniques de traction simple ont été faits pour valider les résultats numériques dans le chapitre suivant.

Chapitre V

La partie expérimentale

Chapitre V : Partie expérimentale

V.1. Introduction :

Une série d'essais de traction simple a été effectuée au laboratoire de l'usine ORSIM dans le but de contribuer à la mise au point et la validation des résultats numériques obtenus par FEM 3D. Seul le mode I a été testé puisque les modèles géométriques sont ceux étudiés en chapitre 3 et 4, sur une plaque fissurée, corrodée et réparée par patches en composites en un seul côté.

Les matériaux utilisés pour ces essais sont indiqués ci-dessus :

V.2 Propriétés des matériaux

V.2.1 Propriétés mécaniques de l'alliage d'Aluminium 2024-T3

La composition chimique de l'alliage d'aluminium 2024-T3 est résumée dans le tableau suivant :

Tableau V.1. Composition chimique de l'Aluminium 2024-T3.

Eléments	Al	Cu	Mg	Mn	Zn	Autres composants
% massique	92.42	4.91	1.98	0.59	0.008	0.092

Les propriétés mécaniques suivantes de l'Aluminium 2024T3 ont été utilisées dans ce travail :

Module de Young longitudinal $E_l = 72 \text{ GPa}$

Coefficient de Poisson longitudinal $\nu_l = 0.33$

Résistance à la traction $\sigma_m = 465 \text{ MPa}$

Limite élastique en traction $\sigma_e = 340 \text{ MPa}$

La figure V.1 présente la courbe de contrainte-déformation en traction pour l'alliage de l'aluminium 2024T3 (plaque sans défaut).

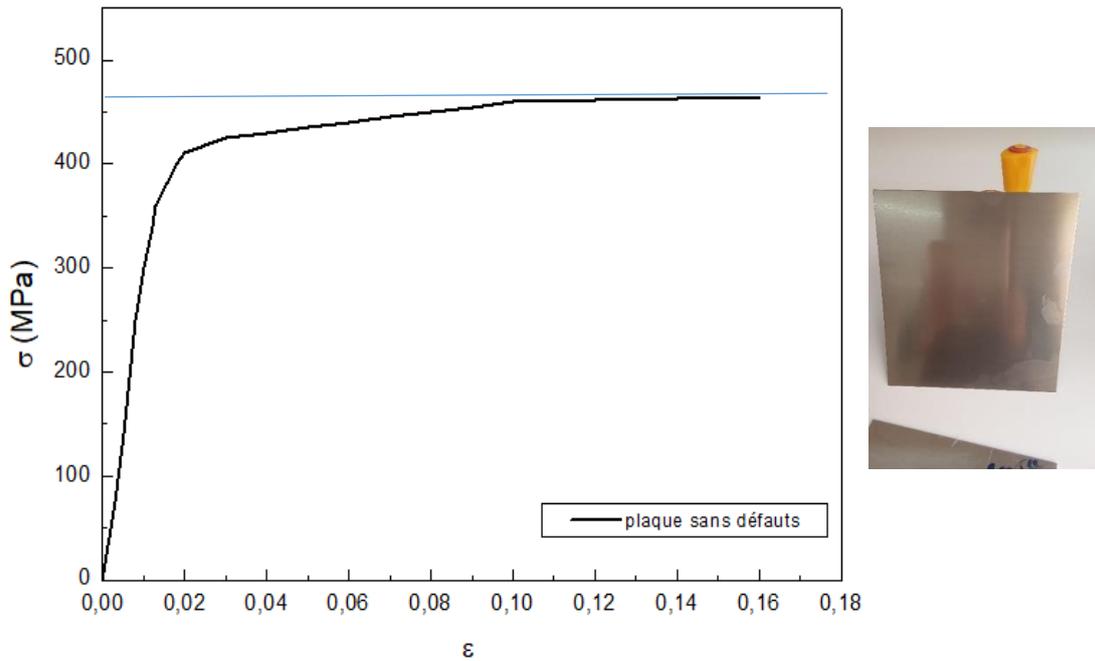


Figure V.1 Courbe contrainte déformation de l'Aluminium 2024-T3 sans défaut

V.2.2 Propriétés mécaniques du Boron/ epoxy :

Les patches en composites optimale sont ceux du boron /époxy, pour cette raison, ces essais ont été faites par ce matériau.

Les propriétés mécaniques utilisées dans ce travail pour le Boron / epoxy sont les suivantes :

- Module de Young longitudinal : E1 (GPa) 200
- Module de Young transversal : E2 (GPa) 19
- Module de Young transversal : E3 (GPa) 19
- Coefficient de Poisson longitudinal : ν_{12} 0.3
- Coefficient de Poisson transversal : ν_{13} 0.28
- Coefficient de Poisson transversal : ν_{23} 0.28
- Module de cisaillement : G12 (GPa) 7.2
- Module de cisaillement : G13 (GPa) 5.5
- Module de cisaillement : G23 (GPa) 5.5

V.2.3. Propriétés mécaniques de l'adhésif FM73 :

L'évolution des produits adhésifs a permis d'avoir des assemblages collés en feuilles minces, afin de produire des pièces légères pour le domaine aéronautique.

Dans cet essai, Les propriétés mécaniques de l'adhésives FM 73m de Solvay utilisé pour le collage de l'assemblage sont :

- Module de cisaillement : $G=0.461$ GPa
- Coefficient de Poisson : $\nu = 0.32$

V.3. La partie expérimentale :

Dans cette étude expérimentale, on a utilisé l'alliage d'aluminium AL 2024 T3 déjà coupé en éprouvettes par l'usine de fabrication. Ces échantillons ont une forme rectangulaire avec des dimensions (204x152x2) mm³.

Comme définition du défaut, la corrosion est une diminution de surface. Pour obtenir les échantillons appropriés pour l'expérience, on a opté pour réaliser des surfaces réduites localisés de dimensions étudiées par usinage comme il est demandé dans les chapitres III et IV pour produire des surfaces nettoyées selon le besoin. Ensuite on a réalisé les entailles et les défauts de fissures et de corrosions suivant les modèles étudiés. Les figures V.2 et V.3 ci-dessous montrent les étapes expérimentales terminées pour obtenir des plaques d'aluminium réparés.



Figure V.2. Plaque sans défaut



Figure V.3 : Forme de réparation de corrosion

V.3.1 Les procédures de réparation des plaques corrodées : Méthode standard pour façonner une réparation de corrosion selon le code AC 43, 13-1B:

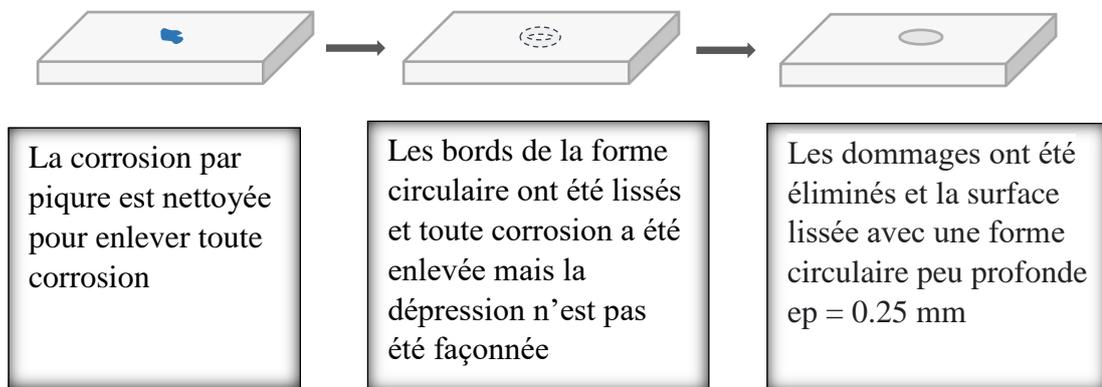


Figure V.4. Processus de la réparation de la forme de corrosion

Cette étude concentre uniquement sur la réparation structurale des structures corrodées et fissurées par l'adhésion de patches en composites et les effets de la forme géométrique de la corrosion sur la fragilisation des structures métalliques. La réparation par matériaux composites est utilisée pour arrêter la prolongation des fissures et l'étirement de la corrosion dans les plaques en alliages d'aluminium, augmenter son efficacité et restaurer ses propriétés mécaniques.

Dans cette étude expérimentale, on a utilisé la forme rectangulaire en boron / époxy pour la réparation pour ces résultats optimaux dans les études de simulation numérique, avec l'orientation des fibres dans le sens de la résistance à la traction (direction longitudinale 0°).

Le principe de ces réparations est de simuler la zone endommagée (la couche de corrosion) et de la couvrir avec un patch en composite en plusieurs étapes comme suit :

- 1- Préparation de la surface réduite : on enlève une surface déterminée de la surface laminée de tous les échantillons en frottant la couche de passivation jusqu'à atteindre la profondeur appropriée demandée, ensuite on passe au ponçage pour avoir une surface souple. (figure V.5).

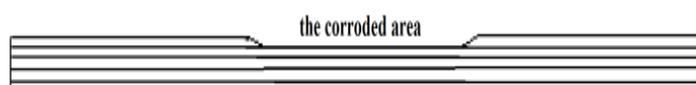


Figure V.5. Préparation de surface avant réparation

- 2- Après la préparation de la surface à réparer, une couche d'adhésion est placée sur les deux éléments à assembler, puis le laminage des différentes couches de renforts se poursuit selon la séquence de la structure à réparer.
- 3- Afin d'assurer la continuité de la pièce à réparer, une fois les deux composants à réparer assemblés, on continue par ponçage et réactivation de la surface sur laquelle les plis externes ou la colle sont déposés. La géométrie des différents repères est illustrée à la figure V.6.

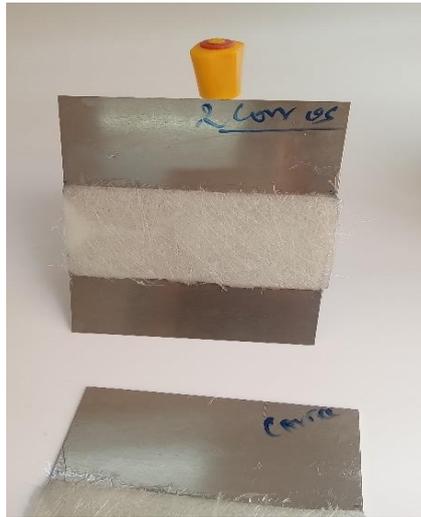


Figure V.6. Géométrie de l'assemblage réparé.

V.3.2 Le protocole d'essai :

Les essais sont réalisés sur une machine électromécanique comme il est montré sur la figure V.7.

L'objectif principal de cet essai est la détermination du comportement mécaniques. qui permet d'obtenir des informations sur le comportement élasto-plastique et le degré de résistance à la rupture d'un matériau, lorsqu'il est soumis à une sollicitation uni-axiale.

Pour les éprouvettes écrasés à température élevée, on a réchauffé le four à 105°C puis on a amené ces éprouvettes directement à la machine de traction pour l'essais ce qui permis d'une perte de 4 à 5°C de température. Donc l'essai se fait à environ $T= 100^{\circ}\text{C}$.



Figure V7. L'appareille de traction (Usine ORSIM)

À partir du déplacement u de la travée, on calcule la déformation nominale (ou conventionnelle), appelée parfois « extension » et notée ε :

$$\text{Où } \varepsilon = \frac{\Delta L}{L_0} \quad (\text{V.1})$$

- L_0 est la longueur entre repères ;
- ΔL est l'allongement de l'éprouvette ; et à partir de la force F , mesurée par un dynamomètre, on calcule la contrainte nominale

$$\sigma = \frac{F}{A_0} \quad (\text{V.2})$$

Où A_0 est l'aire de la section droite dans la partie calibrée de l'éprouvette.

V.4 Résultats et discussions :

V.4.1 Les variations de contraintes en fonctions de la déformation :

L'essai de traction peut déterminer le comportement du matériau soumis à un effort progressif fréquemment jusqu'à rupture et d'établir les caractéristiques mécaniques dans le but de connaître le comportement du matériau étudié sous des sollicitations variées. Un diagramme charge-allongement est enregistré sur la machine de traction pour donner l'ensemble des charges et allongements correspondants.

Pour illustrer clairement les résultats, la Figure V.7 présente les variations des contraintes appliquées aux éprouvettes et l'allongement pour différentes plaques d'étude où l'on peut saisir et comparer facilement les résultats de différentes plaques entaillées avec défauts avec et sans réparation sous une température $T=25^{\circ}$. On note que la présence des défauts (entaille + fissure + corrosion) réduit considérablement la résistance des plaques. Les valeurs des résistances élastiques limites, des résistances à la rupture et de l'allongement à la rupture sont considérablement diminuées avec la présence des défauts même avec réparation par rapport au modèle sans défauts.

La figure indique aussi les résultats pour une plaque sans défauts à titre de comparaison. Les caractéristiques mécaniques de résistance telle que la résistance ultime et élastique sont élevés en comparaison avec les modèles portant des défauts réparés et non réparés. Ce qui illustre les effets significatifs de différents défauts sur les assemblages collés surtout les fissures qui peuvent réduire les résistances à 50% aux chargements thermomécaniques élevés. Bien que les résistances ultimes des modèles réparés soient proches au modèle sans défauts. D'autre part, les allongements à la rupture sont réduits et leurs valeurs ne dépassent 2%.

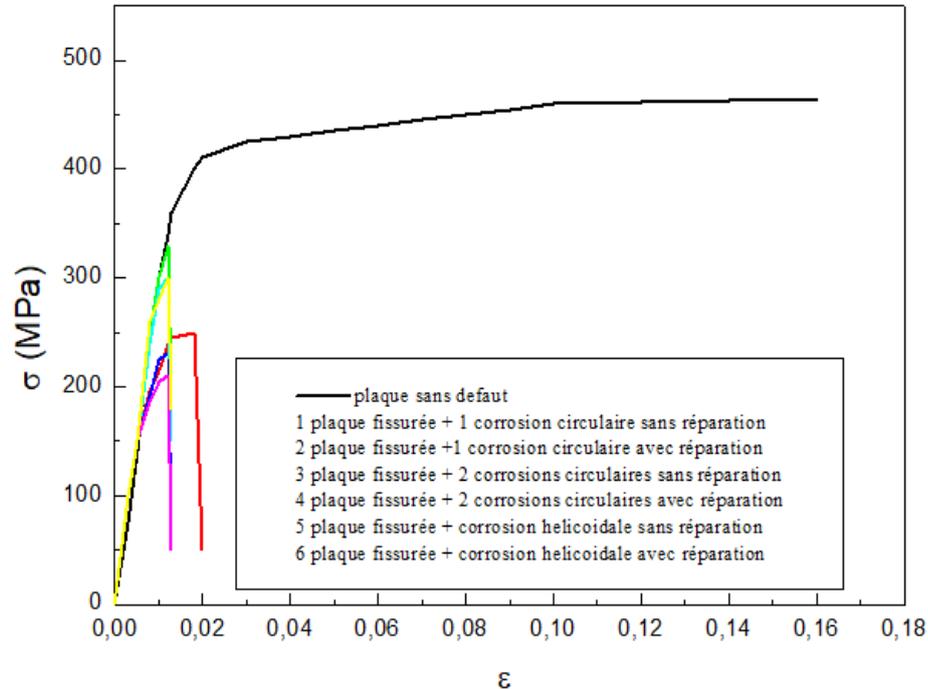


Figure V.7 : Courbes contraintes - déformations de plusieurs modèles sans et avec réparation à température ambiante.

Pour les essais de traction, la température a un effet important sur les matériaux. Dans les températures élevées, le comportement de la plupart de ces derniers est ductile, mais en présence de différents défauts (fissures, corrosions et entailles), le matériau devient plus fragile. Les résultats présentés à la figure V.8 sont très démonstratives, le modèle sans défauts à température $T=100^{\circ}\text{C}$ a une résistance ultime réduite par rapport à celui à température ambiante $T=25^{\circ}\text{C}$. Ainsi que les modèles avec défauts et réparés ont une réduction considérable qui peut aller jusqu'à 45% dans leurs résistances mécaniques à température élevée ($T=100^{\circ}\text{C}$).

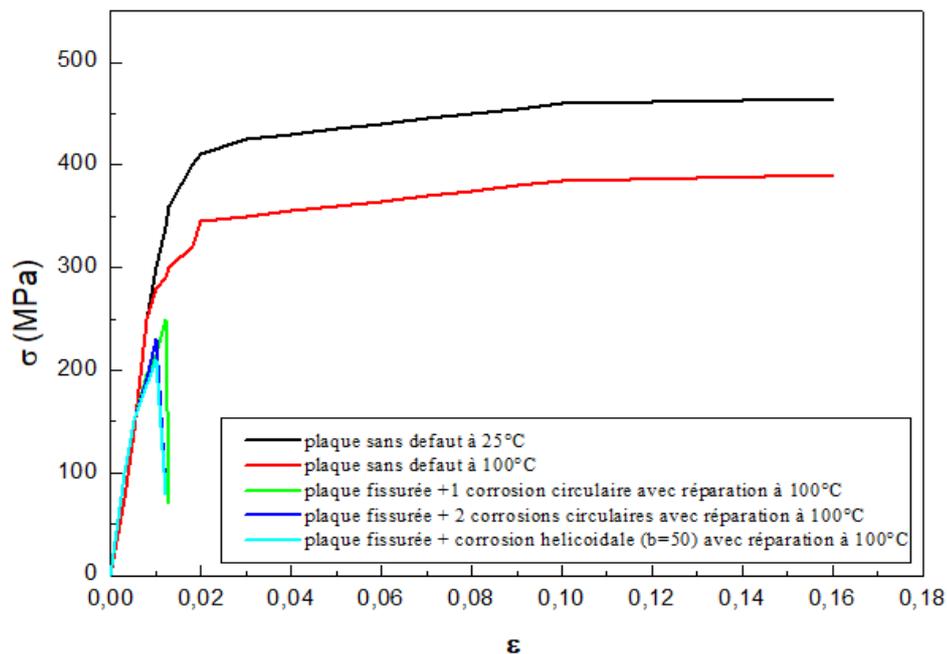


Figure V.8 : Courbes contraintes - déformations des modèles avec réparation sous température $T=100^{\circ}\text{C}$.

V.4.2. Les variations des résistances Ultimes et élastiques :

Les figures V.9 et V.10 présentent les résistances ultimes et les résistances élastiques en matière des barres graphiques sous une température ambiante $T=25^{\circ}\text{C}$ où l'on peut comparer les résultats des différentes plaques entaillées avec défauts sans et avec réparation.

Les valeurs de la résistance ultime ainsi que les résistances élastiques des éprouvettes ont été réduites par la présence des défauts de corrosion et de fissure par rapport à l'éprouvette sans défauts ainsi que les effets thermiques élevés ($T=100^{\circ}\text{C}$), bien qu'une certaine augmentation résultante de l'utilisation des patches en composites comme réparation. Les deux facteurs sus cités ont réduit la résistance ultime et la résistance élastique de manière considérable soit sans ou avec réparation comme il est indiqué sur les figures (V.9-10-11-12).

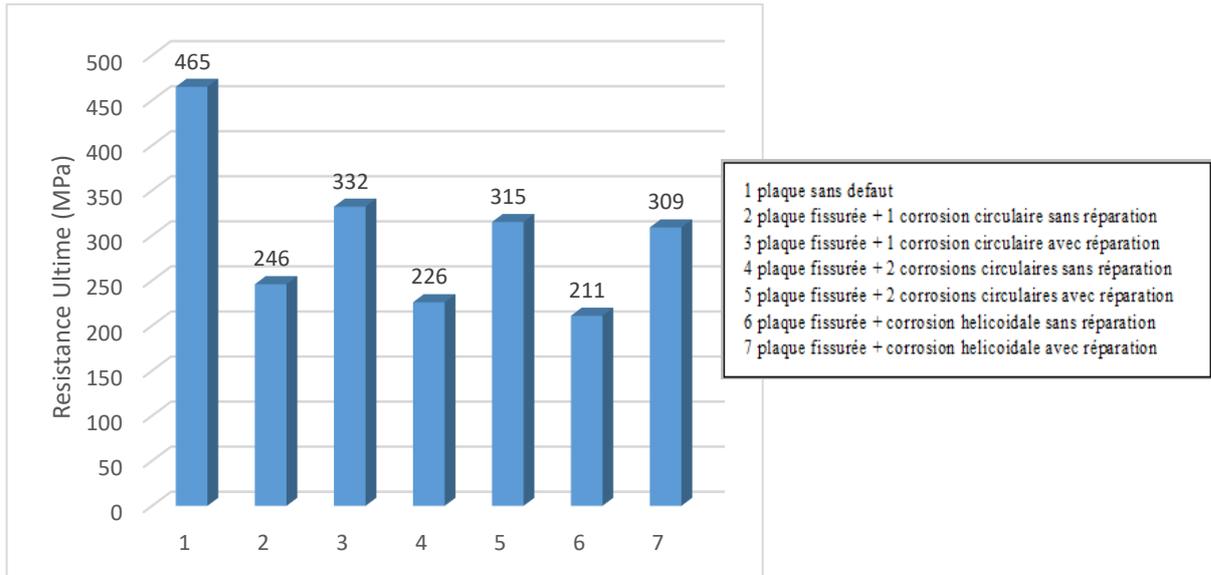


Figure V.9 : Les variations des contraintes ultimes de plusieurs modèles sans et avec réparation à 25°C

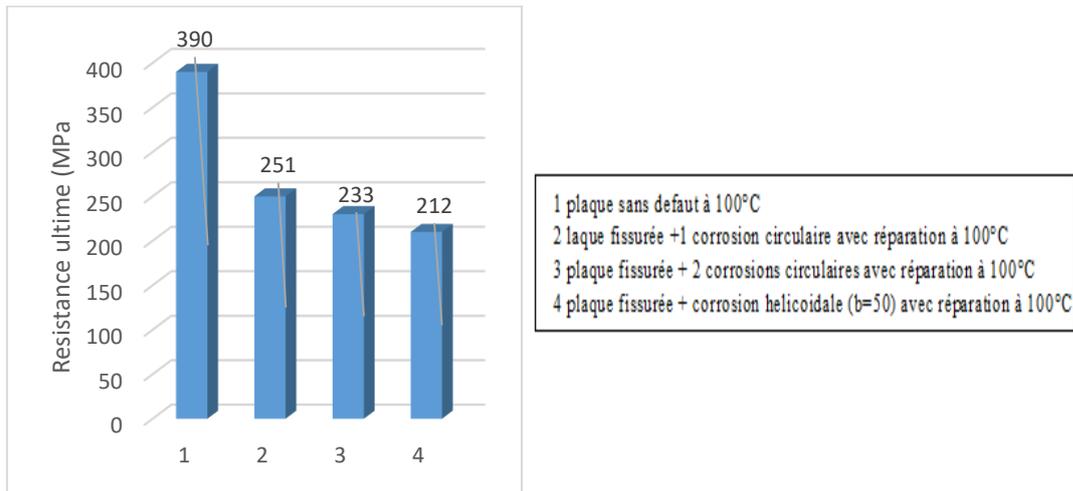


Figure V.10 : Les variations des contraintes ultimes de plusieurs modèles sans et avec réparation à 100°C

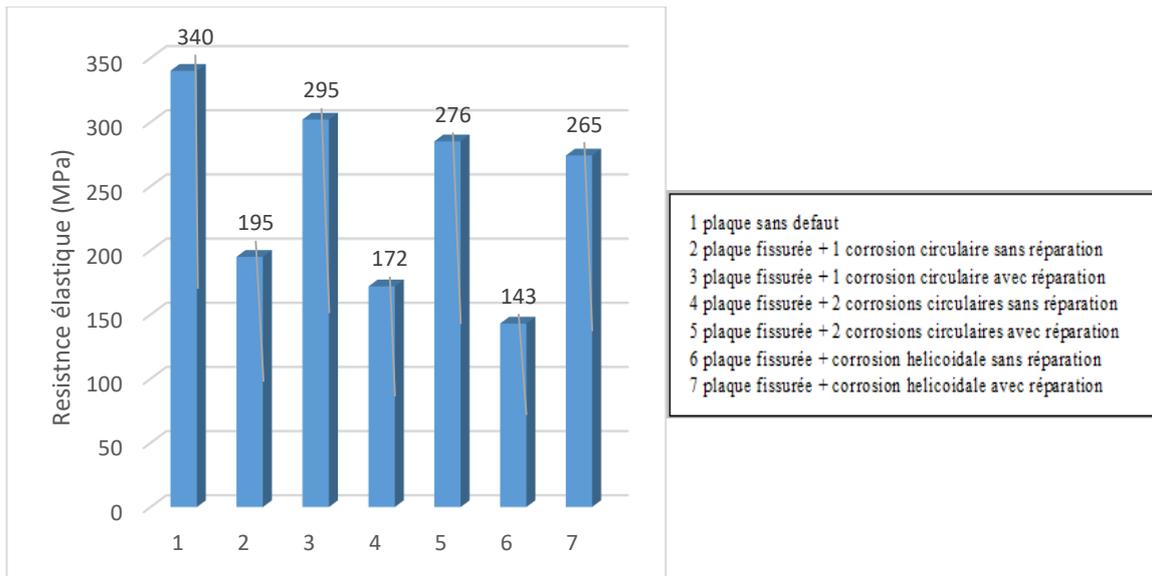


Figure V.11 : variations des contraintes élastiques des mêmes modèles sans et avec réparation à 25 °C

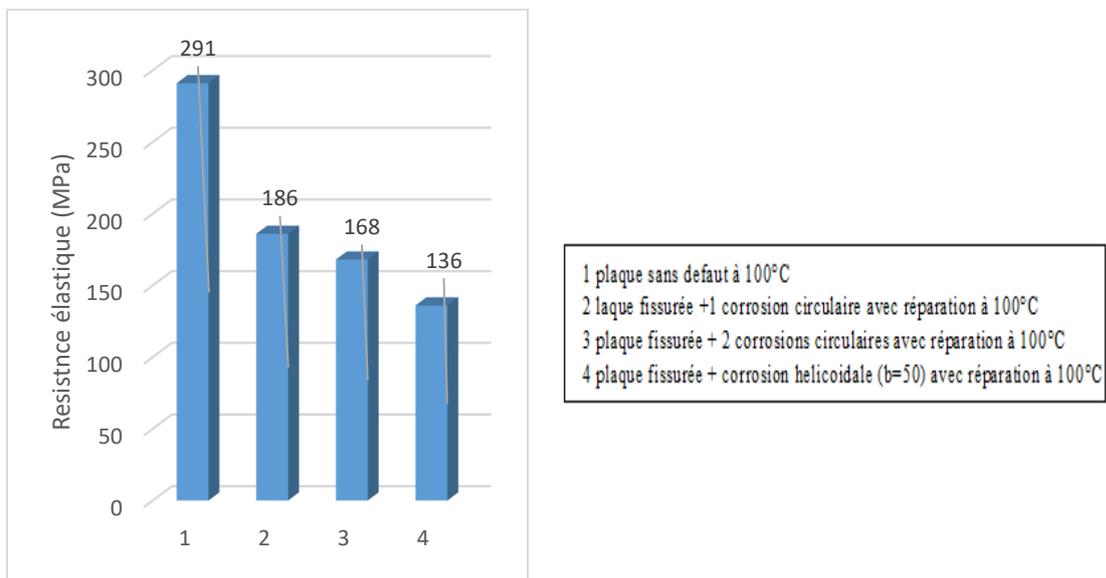


Figure V.12 : Variations des contraintes élastiques des mêmes modèles sans et avec réparation à 100 °C

V.4.3. Variations du coefficient de striction :

Ce coefficient Z (%) se déduit de la mesure de la section rompue S_u de l'éprouvette comparée à la section initiale S_0 :

$$Z (\%) = ((S_0 - S_u) / S_0) \times 100 \quad (V.3)$$

Pour un alliage de l'aluminium 2024 T3 son coefficient Z (%) est entre (1% à 20%) [76], les résultats obtenus des essais mécaniques sont comme suit :

La figure V.13 présente les résultats du coefficient de striction pour les mêmes éprouvettes étudiés, on remarque que la plaque sans défaut à température élevée ($T= 100^{\circ}\text{C}$) a donné un coefficient de striction plus élevée que celui de la plaque sans défaut à température ambiante. On plus, l'éprouvette qui a donné un bon résultat est celle de la plaque qui porte une corrosion circulaire avec réparation (5.88%), ce qui rend le matériau de cette éprouvette ductile. D'autres parts, les autres éprouvettes sont classées de matière peu ductile ($1\% < Z < 3.43\%$).

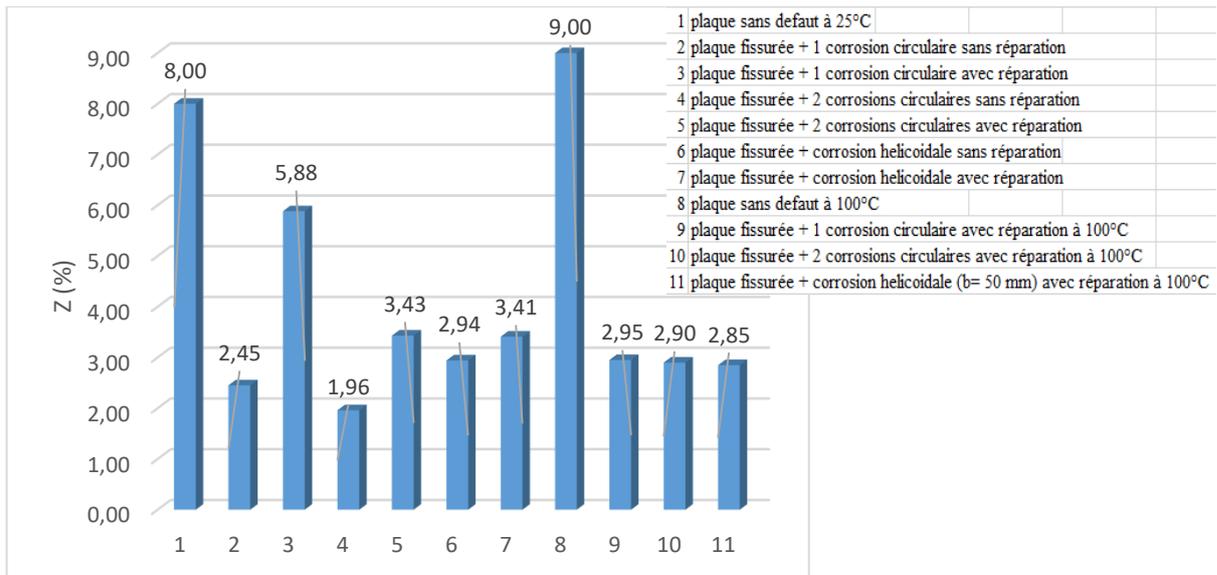


Figure V.13 : Variations du coefficient de striction Z (%) pour tous les modèles

V.5. Comparaison des résultats numériques et expérimentales :

Les figures V.14 et 15 montrent la comparaison entre les résultats numériques et expérimentales en matière de courbes contraintes-déformations des modèles étudiés.

On constate facilement que les résultats numériques sont un peu élevés en matière de la résistance ultime par rapport aux résultats expérimentaux, mais la différence est tolérable, et cela est due aux plusieurs facteurs comme l'état de machine de traction, La méthode de fonctionnement et la méthode de mesure ainsi que le changement de la température de l'assemblage collé.

Les résultats expérimentaux sont très proches des résultats numériques, ce qui approuve les résultats étudiés aux chapitres précédents.

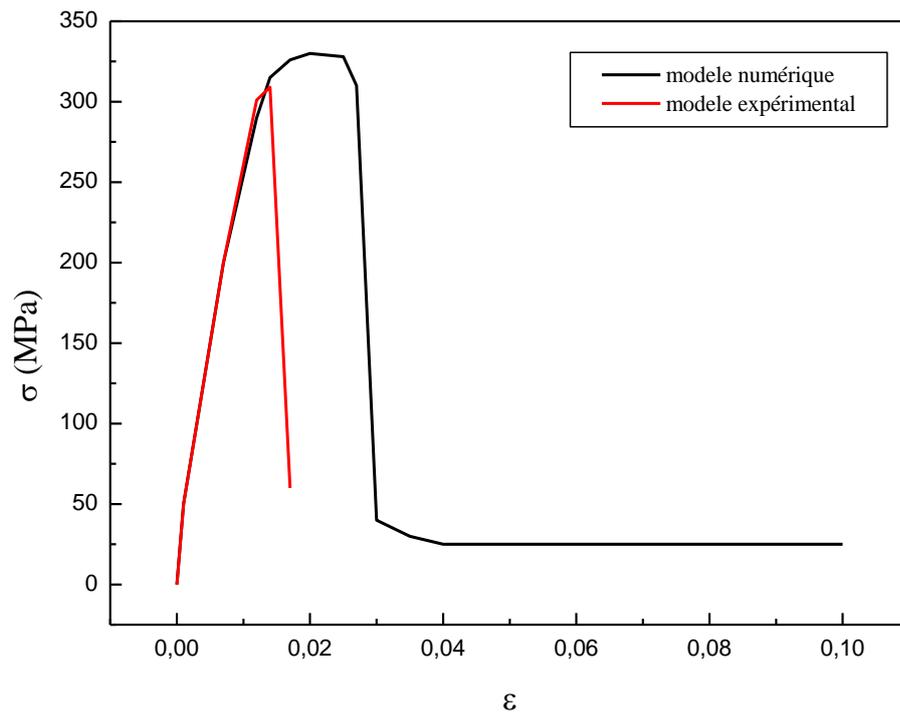


Figure V.14 : comparaison du modèle numérique et expérimental de la plaque avec un défaut de corrosion hélicoïdale avec réparation à température ambiante.

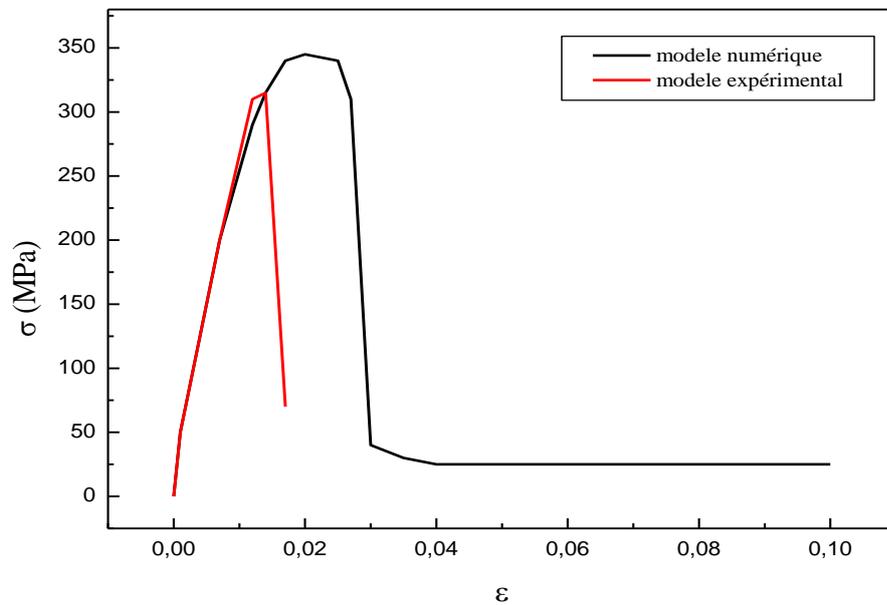


Figure V.15 : comparaison du modèle numérique et expérimental de la plaque avec un défaut de 2 corrosions circulaires avec réparation à température ambiante

V.6. Conclusion :

La corrosion et les fissures ont des effets fatals sur les structures aéronautiques, c'est pourquoi cette étude a été menée. La partie expérimentale a validé les résultats de simulation on comparaison de la résistance ultime maximale des dommages des plaques en alliage d'aluminium corrodés de plusieurs formes (colonie de défauts : circulaire, hélicoïdale et double circulaire) sans ou avec réparation par patchs en composites boron/époxy sous chargement thermomécanique.

Les résultats obtenus montrent que la température joue un rôle fragilisant de toutes les éprouvettes, ce qui conforme à l'étude de simulation des chapitres III et IV. Les résultats montrent que les résistances ultimes et élastiques se réduisent sous les effets thermiques élevés ainsi que l'effet de la forme géométrique de corrosion. Ce qui prouve leur effet important sur l'évolution des contraintes dans les assemblages collés, en plus, l'effet de la longueur des fissures sous des chargements thermomécaniques et la présence des entailles fragilisent les structures en alliages d'aluminium en réduisant leurs résistances ultimes ainsi que leurs résistances élastiques, ce qui peut engendrer la rupture de l'assemblage réparé sous chargement mécaniques peu élevés.

Les résultats expérimentaux sont approuvés les résultats numériques en matière de l'influence de la forme de la corrosion ainsi que l'influence des chargements thermiques sur la distribution des contraintes dans l'assemblage. Ainsi que la fragilisation des plaques due aux différents défauts et chargements thermomécaniques. Mais à la présence de la réparation, les résultats sont améliorés dans tous les modèles numériques et expérimentales

Conclusion générale

Conclusion générale

Généralement, Les structures sont soumises à des sollicitations mécaniques variables en service, ce qui conduit à l'apparition des défauts plus ou moins néfastes, comme des fissures provoquant leurs endommagements ainsi que l'apparition des corrosions localisée, le plus souvent sont des corrosions par pique dans les structures aéronautiques. Les patches en matériaux composites est une alternative pour réparer les structures métalliques. Cette solution permet de retarder la propagation des fissures et éliminer le défaut de corrosion, en augmentant ainsi la durabilité des structures réparées.

Dans ce travail, deux lois de comportement du matériau sont utilisées. La détermination de facteur d'intensité de contrainte « SIF » au front de fissure qui est une approche locale de la mécanique linéaire de la rupture, et pour le deuxième comportement, l'intégrale J est déterminé pour définir la non linéarité de ces structures ; ainsi que le critère de la zone endommagée pour étudier les surfaces endommagées dans la couche adhésive. Les résultats de cette étude présentent les effets de la réparation par patch en composite sur le comportement en rupture d'une structure avec colonie de défauts : entaille, fissure et corrosion, sollicitée en mode I. Les paramètres étudiés dépendent essentiellement des propriétés géométriques et mécaniques du patch, du substrat et de l'adhésif, ainsi que les conditions aux limites de l'assemblage collé sous chargement thermomécanique variables en état thermo elasto viscoplastique. Les résultats obtenus permettent de conclure les points suivants :

La forme géométrique de la corrosion localisée carrée a des effets significants par rapport aux effets de la forme circulaire. De ce fait, la forme circulaire de la corrosion est optimale pour la réparation de la corrosion ce qui réduit les contraintes issus de la forme de réparation dans les plaques ou les assemblages collés.

Le boron/époxy est le type de patch optimal pour ce genre de réparation et un patch rectangulaire et plus large est recommandé pour l'amélioration la performance de la réparation et l'augmentation de la résistance des plaques avec colonie de défauts.

Les patches en composites sont influencés par l'interaction des champs de contraintes au front de fissures et aux bords de ces patches, ce qui a conduit à l'accroissement du SIF dans ces zones et l'affaiblissement de la performance de la réparation par cette interaction bien que le rôle de ces patches a réduit ces contraintes jusqu'à un taux de 50%.

La taille de la zone plastique et la valeur de l'intégral J dépendent des propriétés mécaniques de l'adhésif et des patches de réparation ainsi que les variations thermiques et les chargements mécaniques appliqués. L'analyse des modèles étudiés a prouvé qu'il y'a une différence significative dans la taille de la zone plastique sur la face réparée et celle non réparée. Et sous chargements thermomécaniques variables. Par conséquent, la valeur de l'intégral J augmente, ce qui entraîne une évolution de l'énergie de rupture au front de fissure.

La forme géométrique de la corrosion influe fortement sur les champs de contraintes, surtout en présence d'autres défauts, pour cette raison, la forme circulaire est recommandée pour la réparation de la corrosion. En plus, pour plusieurs corrosions, la réparation de chaque corrosion individuellement est conseillée, sauf que la distance entre les défauts est minimale. Dans ce cas, la réparation par une forme hélicoïdale avec une largeur b maximale ou circulaire est favorable.

Le taux d'endommagement de l'adhésif D_R est lié proportionnellement aux chargements thermomécaniques appliqués. Lorsque ces derniers sont élevés, la décohésion de la couche adhésive provoque le détachement du patch composite, ou son endommagement. Ce qui met en danger la durée de vie d'une structure réparée est liée par le comportement mécanique de l'adhésif.

On conclut que la température et les chargements mécaniques appliqués ont une influence importante sur les assemblages réparés surtout en températures élevées [$T=60^\circ\text{C}$, $T=100^\circ\text{C}$].

Dans le dernier chapitre, on a opté pour la comparaison des modèles de calcul avec des mesures expérimentales. Les résultats obtenus pourraient facilement mettre en évidence la validité des résultats de quelques configurations analysés numériquement dans le domaine thermo elasto viscoplastique.

Perspectives :

Cette étude a été faite dans le domaine thermo elasto viscoélastique, dans ce cas l'humidité n'est pas incluse. Ce facteur doit être pris en considération dans la littérature surtout dans le domaine aéronautique.

Références

- [1] Wikipédia . Traitement thermomécanique des alliages d'aluminium0
- [2] Prieto, y. (2012). Etude comparative du comportement électrochimique des alliages d'aluminium 2024 T351 et 7075 T7351 en milieu neutre de sulfate de sodium.
- [3] Pourbaix, M. Atlas of Electrochemical Equilibrium in Aqueous Solutions. Houston: NACE International, 1974.
- [4] Vargel , C. 2004. Corrosion of aluminium. s.l. : Elsevier Science, 2004.
- [5] Classe de PTSI, Matériaux, Lycée Vauban, Brest 1992.
- [6] C. V. Di CAPRIO, "Morphology of corroded surfaces: Contribution of cellular automaton modelling. Corrosion Science 53, 418–425, 2011.
- [7] H. Böhni, Breakdown of passivity and localized corrosion processes, Langmuir, 3, 1987, pp. 924-930
- [8] P.M. Natishan, E. McCafferty, The Mechanism of Blister Formation and Rupture in the Pitting of Ion-Implanted Aluminum, Journal of the Electrochemical Society, 136, 1989, pp. 53-58.
- [9] U.R. Evans, The passivity of metals. Part I. The isolation of the protective film. Journal of the Chemical Society (Resumed), 1927, pp. 1020-1040.
- [10] Z.A. Foroulis, M.J. Thubrikar, On the kinetics of the breakdown of passivity of preanodized aluminum by chloride ions, Journal of the Electrochemical Society, 122, 1975, pp. 1296-1301.
- [11] T.H. Nguyen, R.T. Foley, On the mechanism of pitting of aluminum, Journal of the Electrochemical Society, 126, 1979, pp. 1855-1860.
- [12] [Wood J., Harris D.A., Revue de l'Aluminium, les Alliages de Fonderie Inoxydables. p. 882-893, 1968
- [13] Develay, R., Importance de l'Addition de Manganèse dans l'Aluminium et les Alliages de l'Aluminium, Revue de l'Aluminium. p.345-368, 1978
- [14] C. Dang , Travail personnel, CC BY-SA 3.0, <https://commons.wikimedia.org/w/index.php?curid=5854869>
- [15] Zhang, W. et Frenkel, G.S. 2002. Localized Corrosion Growth Kinetics in AA2024 Alloys. *Journal of the Electrochemical Society* , 149. 2002, p. B510.
- [16] Augustin , C. 2008. Prédiction des cinétiques de propagation des défauts de corrosion affectant les structures en alliage d'aluminium 2024. *Thèse de doctorat de l'université de Toulouse*, 2008.
- [17] Oldham, K.B., Galvanic corrosion resulting from rupture of a protective metallic coating. Journal of Applied electrochemistry, 1972. 2: p. 183-191.
- [18] Civil aviation authority. Corrosion and Inspection of General Aviation Aircraft. Aviation house.2017.
- [19] [33alliouali] Triki, E. Phénomènes de la corrosion, Première école maghrébine de corrosion. Hammamet, 1990.
- [20] Guillaumin, V., Mankowski, G., Localised Corrosion of 6056T6 Aluminium Alloy in Chloride Media. Corrosion Science, Vol. 42, pp.105-125, 2000
- [21] Vargel, C. Corrosion de l'aluminium, Edition. Dunod, ISBN 2-10-006569-6, 2002.
- [22] Ketcham, S.J., Shaffer, I.S., Exfoliation Corrosion of Aluminum Alloys, ASTM, STP. 516, pp.3-16, 1972.
- [23] Zelinski, A., Puiggali, E. Et Al, Effects of Tempers on Environmental-Assisted Failure on an Al-Zn-Mg-Cu Alloy, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 53, pp.491-498, 1995.
- [24] M. L. de Bonfils. Endommagement en corrosion intergranulaire de l'alliage d'aluminium 2024: mécanismes et cinétiques de propagation. These 2017. Institut National Polytechnique de Toulouse (INP Toulouse).
- [25] S.J. Ketcham, F.H. Haynie, Electrochemical behavior of aluminum alloys susceptible to intergranular corrosion. I. effect of cooling elate on structure and electrochemical behavior in 2024 Aluminum alloy. Corrosion. 19. 1963. pp . 242t-246t.
- [26] N. Radutoiu, Influence des traitements thermiques sur le comportement en corrosion à l'échelle locale de l'alliage d'aluminium en AW 2024, in, 2013.
- [27] J.R. Galvele, S.M. De Micheli, Mechanism of intergranular corrosion of Al-Cu alloys, Corrosion Science, 10, 1970, pp. 795-807.
- [28] L. Oger, Corrosion sous contrainte et fragilisation par l'hydrogène d'alliages d'aluminium de la série 7xxx (Al-Zn-Mg): identification des paramètres microstructuraux critiques pilotant l'endommagement à l'échelle locale, in, 2017.
- [29] H Proudhon. Identification des mécanismes de fissuration dans un alliage de fissuration dans un alliage d'aluminium sollicité en fretting et en fatigue. Thèse de doctorat. Ecole doctorale : Matériaux de Lyon. 2005.
- [30] H. A. Brahmi. Etude de vieillissement d'un silicone de type VMQ sous contrainte mécanique. Thèse de doctorat. mai 2022.
- [31] S. Pommier, Contribution à l'étude de la fatigue des matériaux métalliques, Habilitation à Diriger des Recherches, Paris : Ecole Centrale de Paris, 2000, 172 p. [123]F.

- [32] J. Hosdez. Fissuration par fatigue de fontes à graphite sphéroïdal et vermiculaire : caractérisation des effets de la plasticité et d'un vieillissement thermique, thèse 2011.
- [33] E. Durif. Caractérisation du couplage mécano-électrochimique en pointe de fissure lors de la fissuration assistée par corrosion sous contrainte : cas du Zircaloy-4 en milieu aqueux halogéné. Autre. INSA de Lyon, 2012. Français
- [34] S.Suresh, „Fatigue of materials“ ,Cambridge University Press, 1998, pp.1.
- [35] D. Sigler, M. Montpetit, W. L. Haworth, Metallurgy of fatigue crack initiation in an overaged high strength aluminium alloy, Metallurgica transaction, 1983, p. 931.
- [36] M. Salem. Effets des adhésifs viscoélastiques et viscoplastiques sur le comportement en rupture des assemblages collés. These de doctorat. Université de S. Belabbes. 2015.
- [37] A. Islam, P. Prabhakar Modeling framework for free edge effects in laminates under thermomechanical loading. Composites Part B 116 (2017) 89e98.
- [38] A.R. Hutchinson. Durability of Adhesive Joints. In The science of adhesion, Univ. of Surrey, may 1991.
- [39] B. Bachir Bouiadjra, M. Belhouari, B. Serier. Computation of the stress intensity factors for repaired cracks with bonded composite patch in mode I and mixed mode. Composite Structures, Volume 56, Issue 4, June 2002, Pages 401-406.
- [40] H.Monternot,D.B_enazet,andH.Ancenay.Guideducollage.CETIM,1978.
- [41] J.Cognard. Science et technologie du collage. Presses polytechniques et universitaires romandes, 2000.
- [42] M. Argoud Mécanismes de collage et de transfert de films monocristallins dans des structures à couches de polymères. These doctorale. (I-MEP²) Grenoble. 2006
- [43] A J. Kinloch. Adhesion and Adhesives New-York: Chapman & Hall, 1987.
- [44] V. Safavi. Ardebili, JK. Spelt and A N .Sinclair. Experimental investigation of the interphase in an epoxy-aluminum system. Journal of Adhesion, 62:93; 111. 2000.
- [45] Elise Gay. Comportement de composites sous choc induit par laser : Développement de l'essai d'adhérence par choc des assemblages de composites collés. These de doctorat. l'École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers, Paris. 2011.
- [46] Peretz, D. and Weitsman, Y., Non Linear Viscoelastic Characterization of FM-73 Adhesives, Journal of Rheology, 1982; 26(3):245-261.
- [47] Peretz, D. and Weitsman, Y., The Non Linear Thermo Viscoelastic Characterization of FM-73 Adhesives, Journal of Rheology, 1983; 27(2):97-114.
- [48] WK.Chiuand R.Jones. Unied constitutive model for theremoset adhesive, fm73. InternationalJournalofAdhesionandAdhesives,15(3):131{136,1995.
- [49] G. Pot. Caractérisation mécanique du bois vert au cours de sa maturation et modélisation de la réaction gravitropique de jeunes peupliers. Mécanique [physics]. Université Blaise Pascal (Clermont Ferrand 2), 2012. Français.
- [50] A D. Crocombe. Modelling and predicting the elect-softest speed on the strength of joints made with fm73adhesive. International Journal of Adhesion and Adhesives, 15:21{27, 1995.
- [51] X X. Yu, A. D. Crocombe, and G. Richardson. Material modelling for rate-dependent adhesives .International Journal of Adhesion and Adhesives, 21:179{210, 2001.
- [52] B. Jurkiewicz, J F. Destrebecq, and A. Vergne. Incremental analysis of time-dependent elects in composite structures. Computers and Structures, 73:425{435, 1999.
- [53] Antoine Deheeger. Etude des effets thermiques dans des joints collés. Application à des structures renforcées par patchs composites. Mécanique des solides [physics.class-ph]. Université Blaise Pascal - Clermont-Ferrand II, 2009. Français.
- [54] F. Detrez. Nano mécanismes de déformation des polymères semi-cristallins : étude in situ par microscopie à force atomique et modélisation. Thèse de doctorat. Université des sciences et technologie de Lile. 2008
- [55] O. Volkersen. Die niekraft in zugbeanspruchten mit konstanten laschenquerschriften. Luftfahrtforschung, 15:41{47, 1938.
- [56] J. Detsouess villa. caractérisation et modélisation des joints de colles sous sollicitations bi-axiales statiques. Thèse doctorale. Université Bretagne Loire. 2018.
- [57] Grant LDR, Adams RD, da Silva LFM. Experimental and numerical analysis of single-lap joints for the automotive industry. Int J Adhes Adhes 2009;29:405–13. doi:https://doi.org/10.1016/j.ijadhadh.2008.09.001
- [58] Cognard JY, Créac'hcadec R, Maurice J. Numerical analysis of the stress distribution in single-lap shear tests under elastic assumption—Application to the optimisation of the mechanical behaviour. Int J Adhes Adhes 2011;31:715–24. doi:https://doi.org/10.1016/j.ijadhadh.2011.07.001.

- [59] Rd Adams, J. Coppedale, V. Mallick and H. Alhamdan. The effect of temperature on the strength of adhesive joints. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, vol. 12, no3, pages 185–190, 1992.
- [60] V. Mallick. Stress analysis of metal/CFRP adhesive joints subjected to the effects of thermal stress. Thèse de doctorat, 1989.
- [61] L. J Hart-Smith. Adhesive bonded double lap joints. Technical report CR-112235, Nasa, Langley, 1973
- [62] R. Brouhous. Assemblage collés modèles à base d'adhésives nanostructures : inter diffusion entre des copolymères tri blocs et une résine époxyde. Thèse doctorale. INP Toulouse. 2013.
- [63] da Silva LFM, Öchsner A, Adams RD. *Handbook of Adhesion Technology*. vol. 53. 2013. doi:10.1017/CBO9781107415324.004
- [64] Y. Yu, I.A. Ashcroft et G. Swallowe. An experimental investigation of residual stresses in an epoxy–steel laminate. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, vol. 26, no7, pages 511–519, 2006.
- [65] B. Chang-Su, L. Young-Hwan, C. Jin-Ho and K. Jin-Hwe. Strength prediction of adhesive joints using the modified damage zone theory. *Compos Struct* 2008;86:96–100.
- [66] M. Berrahou and B. Bouiadjra. Analysis of the adhesive damage for different patch shapes in bonded composite repair of corroded aluminium plate, *Structural Engineering and mechanics*, Vol 59, No. 1 (2016) 123-132.
- [67] Nielsen L.E. and R.F. Landel, “Mechanical Properties of Polymers and Composites” second edition, Marcel Dekker Inc., New York (1994).
- [68] Brinson L.C. and T.S. Gate, “Viscoelasticity and Aging of Polymer Matrix Composite” in Volume 2. *Comprehensive Composite Materials*, Elsevier Science Ltd., (2000).
- [69] Kim Y.K. and S.R. White, “Stress Relaxation Behavior of 3501-6 Epoxy Resin During Cure” *Polymer Engineering and Science*, Vol. 36, No. 23, pp. 2852-2862 (1996).
- [70] Simon S.L., G.B. McKenna, and O. Sindt, “Modeling the Evolution of the Dynamic Mechanical Properties of a Commercial Epoxy During Cure after Gelation” *Journal of Applied Polymer Science*, Vol. 76, pp. 495-508 (2000).
- [71] Mehdi Hojjati and Andrew Johnston. Suong V. Hoa. Johanne Denault. Viscoelastic Behavior of Cytec FM73 Adhesive During Cure. February 2004. *Journal of Applied Polymer Science* 91(4):2548 – 2557.
- [72] ABAQUS/CAE Ver 6.9 User's Manual. Hibbitt, Karlsson & Sorensen, Inc; 2007.
- [73] AC 43 .13-B. advisory circular. Acceptable methods, techniques and practices. Aircraft inspection and repair.. 1998
- [74] ASME B31G; Manuel for determining the remaining Strength of corroded pipelines. Supplement to the ASME B31 code for pressure piping (2012).
- [75] M. Amara. O. Bouledroua. M. Hadj Meliani. Z. Azari. M. Tahar Abbess. G. Pluvinage. Z. Bozic. Effect of corrosion damage on a pipeline burst pressure and repairing methods. Springer Nature. 2019.
- [76] https://fr.wikipedia.org/wiki/Allongement_%C3%A0_la_rupture.