

REPUBLIQUE ALGERIENNE DEMOCRATIQUE ET POPULAIRE
MINISTERE DE L'ENSEIGNEMENT SUPERIEUR ET DE LA RECHERCHE SCIENTIFIQUE

UNIVERSITE DJILLALI LIABES DE SIDI BEL-ABBES

Faculté des Sciences de l'Ingénieur

Département de Génie Mécanique

THESE

Pour l'obtention du Diplôme de Doctorat

Spécialité : Mécanique

Option : Sciences des Matériaux

Présenté par Monsieur

SAHNOUN Mohamed

MODELISATION PAR ELEMENTS FINIS DU COMPORTEMENT EN RUPTURE DES COQUES METALLIQUES RENFORCEES PAR UN MATERIAU COMPOSITE

Soutenue le 21 Octobre 2012 devant le **JURY** :

Président	: Mr B. Serier	Professeur	(UDL. Sidi Bel Abbés)
Examineur	: Mr A. Hebbar	Professeur	(UMAB Mostaganem)
Examineur	: Mr B. B.Bouiadjra	Professeur	(UDL. Sidi Bel Abbés)
Examineur	: Mr B. OudChikh	M.C.A	(UMS Mascara)
Encadreur	: Mr D. Ouinas	Professeur	(UMAB .Mostaganem)
Co-encadreur	: Mr M. Belhouari	Professeur	(UDL. Sidi Bel Abbés)

REMERCIEMENTS

Ce travail a été réalisé au sein du laboratoire de Modélisation Numérique et Expérimentale des Phénomènes Mécaniques, à l'université Abdelhamid Ibn Badis de Mostaganem.

Tout d'abord, j'aimerais remercier Messieurs Djamel OUNAS Professeur à l'Université de Mostaganem, mon directeur de thèse et Mohamed BELHOUARI, Professeur à l'Université Djillali Liabbes de Sidi Belabbes, mon co-directeur de thèse pour l'attention continue qu'ils ont porté à mon travail durant ces années.

Mes remerciements vont également à Monsieur Boualem SERIER Président du jury, Professeur à l'Université Djillali Liabbes de Sidi Belabbes, pour l'intérêt qu'il a porté à ce travail et le temps consacré à la lecture de ce document.

Mes remerciements vont également au professeur Ahmed HEBBAR de l'université Abdelhamid Ibn Badis de Mostaganem, au professeur Belabbes BACHIR BOUIADJRA de l'Université Djillali Liabbes de Sidi Belabbes et à Mr B. OULDCHIKH, Maître de conférences de l'Université de Mascara, pour avoir accepté de juger mon travail.



RESUME DE THESE DE DOCTORAT

Nom & Prénom(s)	SAHNOUN Mohamed
E-mail (obligatoire)	m.sahnoun@netcourrier.com
Spécialité	Génie mécanique
Titre	Modélisation par éléments finis du comportement en rupture des coques métalliques renforcées par un matériau composite
Date de soutenance	20/10/2012
Nom, prénom(s) et grade de l'encadreur	Pr. OUINAS Djamel (Encadreur) Pr. BELHOUARI Mohamed (Co-encadreur)

Résumé

Récemment, l'utilisation des adhésifs est acceptée comme un processus de réparation des structures pour augmenter la durée de vie des composants endommagés. Le patch permet la redistribution alternative de contraintes; ainsi, la distribution de contraintes originales est transférée au renfort par attachement. La durée vie de fatigue et les contraintes résiduelles de la tôle réparée dépendent de l'efficacité de l'attachement. L'avantage principal de l'adhésif sur les autres méthodes d'attachement telles que les rivets ou les boulons, entraîne une distribution plus uniforme de la charge par une réduction maximale des concentrations de contraintes.

Notre étude porte sur la méthode de réparation en employant des pièces semi-circulaires, adhésivement collées sur une plaque fissurée à l'extrémité de la plaque. La méthode des éléments finis est utilisée pour analyser le comportement d'une fissure au bord réparée par un renfort en composite. La connaissance de la distribution des contraintes au voisinage des fissures a une importance pour leur analyse en fonction de la géométrie du patch. Les effets des propriétés mécaniques et géométriques du patch sur la variation du FIC à la pointe de la fissure avec et sans présence du décollement en mode I ont été mis en évidence.

Une étude comparative du comportement d'une fissure émanant de deux types d'entaille (circulaire et semi-circulaire latérale) dans des structures de à simple et double chevauchement. On fait la comparaison entre les différents matériaux des substrats. Le chargement excentrique peut aboutir aux fléchissements de l'assemblage à simple recouvrement et les variations de contraintes locales près des fins de la région de chevauchement sont caractérisées par de hauts gradients.

Une intéressante étude réalisée entre les défauts géométriques de surface et l'orientation des fibres de plaque stratifiée ainsi que les propriétés mécaniques du matériau pour résister à la naissance de fissure. Nous étudierons la répartition des contraintes et la variation du facteur de concentration de contraintes au fond d'une entaille circulaire dans une plaque et dans une coque circulaire de rayon R dans la seconde partie. Le stratifié est constitué de plusieurs plis orientés dans l'ordre de séquence $[\theta / -\theta]$.

Les résultats obtenus montrent que la bonne orientation des fibres possédant les hautes propriétés mécaniques par rapport à l'avancée de la fissure influe d'une manière considérable sur la réduction du FIC. Pour le boron/époxy de fibre 0° en y-direction par rapport à un patch de fibres en x-direction est de l'ordre 50%. Les propriétés adhésives doivent être optimisées pour augmenter la performance de la réparation de pièce par le renfort. La réduction du FIC prend de l'importance lorsque l'épaisseur de l'adhésif diminue.



RESUME DE THESE DE DOCTORAT

Un comportement inverse se produit pour une épaisseur importante du patch, l'augmentation de celle-ci diminue l'effet négatif du décollement.

Les résultats obtenus montrent que la réduction du FIC augmente avec l'augmentation de l'épaisseur du patch pour des hauteurs de disbond supérieures à la taille de la fissure. Un comportement inverse se produit lorsque la longueur de la fissure dépasse la hauteur de FW disbond. Lorsqu'une hauteur du FW disbond est supérieure à la longueur de la fissure $H_d \geq a$, la réduction du patch dépasse 50% lorsque l'épaisseur du patch est supérieure à 1mm.

Mots clés : Décollement, Patch en composite, Fissure, Facteur d'intensité de contraintes, Stratifié, MEF

Abstract

Recently, the use of adhesives is accepted as a repair process structures to increase the service life of damaged components. The patch enables the redistribution of alternative stress, so the original stress distribution is transferred to the reinforcement by attachment. The duration of fatigue life and residual stress of the plate repaired on the efficiency of attachment. The main advantage of the adhesive over other methods of attachment such as rivets or bolts, resulting in more uniform distribution of load by minimizing stress concentrations.

Our study focuses on the repair method employing semi-circular pieces, adhesively bonded to a cracked plate at the plate end. The finite element method is used to analyze the behavior of a crack along a repaired composite reinforcement. Knowing the stress distribution in the cracks vicinity has importance for the analysis based on the patch geometry. The effects of mechanical and geometrical properties of the patch on the variation of SIF at the crack tip with and without the presence of delamination in mode I have been highlighted.

A comparative study of the behavior of a crack emanating from two types of notch (circular and semicircular side) in structures with single and double overlap. Comparison is made between the different materials of the substrates. The eccentric loading can lead to downturns in the assembly simple recovery and changes in local stresses near the ends of the overlap region are characterized by high gradients

An interesting study carried out between the geometrical surface defects and fiber orientation of laminated plate and the mechanical properties of the material to resist the rise of crack. We will study the stress distribution and variation of the stress concentration factor at the circular notch root in a plate and a circular shell of radius R in the second part. The laminate consists of several layers oriented in the order of sequence

The results obtained show that the correct orientation of the fibers with high mechanical properties compared to the advance of the crack affects a considerable way in reducing the FIC. For boron/epoxy 0 ° fiber in y-direction with respect to a patch fiber in x-direction is about 50%. The adhesive properties must be optimized to increase the performance of the repair part of the reinforcement. SIF reduction becomes important when the adhesive thickness decreases. An opposite behavior occurs for a large patch thickness, increasing it decreases the negative effect of detachment.

RESUME DE THESE DE DOCTORAT

The results show that reducing the SIF increases with increasing the patch thickness for heights disbond greater than the crack size. An opposite behavior occurs when the crack length exceeds the height of FW disbond. When the height disbond FW is greater than the crack length, the reduction of patch exceeds 50% when the patch thickness is greater than 1 mm.

Keywords : Disbond, composite patch, crack, stress intensity factor, laminate, FEM.

ملخص

في الآونة الأخيرة، من المقبول استخدام مواد لاصقة باعتبارها عملية إصلاح الهياكل لزيادة خدمة الحياة من المكونات النالفة. تمكن قطعة التصليح من إعادة توزيع القيود، لذلك يتم نقل وتوزيع الضغط الأصلي إلى تعزيز عن طريق الحجز. مدة حياة التعب والإجهاد المتبقية لإصلاح لوحة على كفاءة المرفق. والميزة الرئيسية لهذا اللاصق على وسائل أخرى للمرفق مثل مسامير أو براغي، مما يؤدي إلى توزيع أكثر تجانساً من الثقل عن طريق تقليل تركيز الإجهاد. دراستنا تركز على طريقة إصلاح توظف قطعاً نصف دائرية، الملصقة على لوحة مشققة في نهايتها. تم استخدام طريقة العناصر المحددة لتحليل سلوك وجود صدع على الحافة مصلحة بقطعة التصليح. معرفة توزيع الضغط على مقربة من الشقوق له أهمية بالنسبة للتحليل استناداً إلى معرفة هندسة قطعة التصحيح وأثار الخواص الميكانيكية والهندسية من التصحيح على تغيرات **FIC** مع وبدون وجود التبتين.

دراسة مقارنة لسلوك وجود صدع المنبثقة عن نوعين من الشقوق (دائرية ونصف دائرية) في هياكل أحادية ومزدوجة التداخل. يتم المقارنة بين مواد مختلفة من الركائز. يؤدي التحميل إلى انحناء التركيبة البسيطة التغليف كما أن التغيرات في الضغوط المحلية قرب نهاية منطقة التداخل معروفة بالتدرجات العالية.

دراسة مثيرة للاهتمام أجريت بين عيوب الأسطح الهندسية وتوجه الألياف للوحة مغلقة والخواص الميكانيكية للمواد لمقاومة صعود الشق سندرس توزيع التوتر وتغير عامل تركيز الضغط في طرف الشق الدائري في لوحة وهيكلاً دائري نصف قطره **R** في الجزء الثاني. يتكون الصفح من عدة طيات موجهة في ترتيب تسلسل $[\theta/-\theta]$.

النتائج التي حصلنا عليها تشير إلى أن الاتجاه الصحيح للألياف ذات الخصائص الميكانيكية العالية بالنسبة للشق يؤثر بطريقة كبيرة في التقليل من **FIC**. بالنسبة لألياف لالبورون / الايبوكسي 0 درجة في اتجاه ص فيما يتعلق بقطع التصحيح في اتجاه **x** هو حوالي 50%. يجب تحسين خصائص المواد اللاصقة لزيادة أداء جزء إصلاح التعزيز. تخفيض **FIC** يصبح من المهم عندما يكون سمك اللاصق ضئيلاً. سلوك العكس يحدث لقطع التصحيح ذات السمك الكبير، وزيادة هذا يقلل من التأثير السلبي للانفصال.

فقد بينت النتائج المحصلة أن نقص **FIC** يتزايد مع زيادة سماكة **disbond** لارتفاعات قطع التصحيح الأكبر من حجم الشق. سلوك العكس يحدث عندما يتجاوز طول الشق ارتفاع **disbond**. عند ارتفاع **disbond** أكبر من طول الشق، الحد من رقعة التصليح تتجاوز 50% عندما يكون سمك التصحيح أكبر من 1 ملم.

كلمات مفتاحية

Décollement, Patch en composite, Fissure, Facteur d'intensité de contraintes, Stratifié, MEF

Sommaire

SOMMAIRE

INTRODUCTION GENERALE

Chapitre I

Notions sur la mécanique de la rupture

I.1. Introduction	1
I.2. Description générale	2
I.2-a. Zone d'élaboration (Process zone)	3
I.2-b. Zone singulière	3
I.2-c. Zone extérieure	4
I.3. Modes élémentaires de fissuration	4
Mode I	5
Mode II	5
Mode III	5
I.4. Etats de contraintes	6
I.4.1. Contraintes planes	6
I.4.2. Déformations planes	7
I.5. Facteurs d'intensité de contraintes	8
I.6. Contraintes et déplacements au voisinage du front de fissure	9
I.7. Critère de ruine d'une structure en mode I et mixte	14
I.8. Forme de la zone plastique au voisinage de la fissure	16

Chapitre II

Adhésion et adhésifs

II.1. Introduction au collage structural	20
II.2 Adhésion et adhérence	20
II.2.1. Approche physique	21
II.2.1.1. La théorie mécanique	21
II.2.1.2. La théorie électrostatique	21
II.2.1.3. La théorie de la diffusion	22
II.2.1.4. La théorie de Bekerman	22

II.2.1.5. <i>La théorie de l'adsorption thermodynamique</i>	23
II.2.1.6. <i>La théorie de la liaison chimique</i>	23
II.2.2. Approche thermodynamique (énergie l'adhésion de Dupré)	23
II.2.3 Le modèle du facteur dissipatif	25
II.3. Essais de caractérisation mécanique du collage	26
II-4. Traitements mécaniques	27
II.4.1. L'abrasion	27
II.4.2. Le sablage	27
II.4.3. Ultrasons	28
II-5. Mécanique de la rupture, application aux joints collés	28
II-5.1. Différents aspects d'une fissure	29
II.6. L'adhérence	29
II.6.1. Assemblages collés	31
II.6.2. Durabilité des joints collés	33
II.6.3. Hygro thermo mécanique de l'adhésif	33
II.6.4. Endommagement de l'assemblage collé en service	34
II.6.5. Préparation de surface avant collage	34
II.7. Défauts dans les assemblages collés	35
II.8. Principales sollicitations des assemblages collés	36

Chapitre III

Etude du comportement des assemblages collés

III.1. Introduction	38
III.2. Contraintes dans l'assemblage à simple recouvrement	38
III.3. Influence de la longueur de recouvrement	40
III.4. Influence de l'épaisseur de l'adhésif	41
III.5. Influence de la raideur des substrats	43
III.6. Influence du module de cisaillement de l'adhésif	44
III.7. Contraintes dans l'assemblage à double joint de colle	45
III.8. Contraintes dans l'assemblage à simple recouvrement en présence d'entaille	46
III.8.1. Effet d'entaille sur la variation de la contrainte de cisaillement τ_{YZ}	47
III.8.2. Effet de fissure émanant d'entaille sur la variation de la contrainte de cisaillement maximale	48

III.8.3. Facteur de concentration de contraintes	51
III.8.4. Facteur d'intensité de contraintes	52
III.9. Effet de décollement	54
III.10. Conclusions	57

Chapitre IV

Influence du décollement sur la variation du FIC

IV.1. Introduction	60
IV.2. Modèle géométrique	61
IV.3. Modélisation par éléments finis	63
IV.4. Facteur de concentration de contraintes du patch	64
IV.5. Influence du module de cisaillement de l'adhésif sur le facteur K_t du patch	65
IV.6. Effet de l'orientation des fibres du patch sur le FIC	67
IV.7. Étude du décollement le long de la ligne centrale du patch	69
IV.8. Influence de la hauteur du décollement sur le FIC K_d	70
IV.9. Influence de l'épaisseur de l'adhésif	71
IV.10. Influence de l'épaisseur du patch	72
IV.11. Influence du rapport $2a/d_R$	73
IV.12. Conclusion	74

Chapitre V

FCC, Intégrale J plaque en composite

V.1. Introduction	76
A- Plaque contenant une entaille circulaire	77
V.2. Modélisation par éléments finis	77
V. 3. Facteur de concentration de contraintes	79
B- Coque contenant une entaille circulaire	84
V.4. Modélisation par éléments finis	84
V.5. Facteur de concentration de contraintes	84
C- Plaque contenant une fissure émanant d'entaille circulaire	89
V.6. Modèle et maillage de la plaque stratifiée	89

V.7. Variation de l'intégrale J en fonction de la taille de la fissure	91
V.8. Effet du déplacement longitudinal de la fissure	96
V.9. Effet du déplacement transversal de la fissure	97
V.10. Influence de l'orientation des fibres sur J	98
D- Plaque contenant une entaille circulaire	106
E- Coque contenant une entaille circulaire	107
F- Plaque contenant une fissure émanant d'entaille circulaire	107

Chapitre VI

Comportement du stratifié en composite adhésivement collé

VI. 1. Introduction	109
VI.2. Modèle géométrique	110
VI.3. Cas de deux couches	111
VI.3.1. Facteur de concentration de contraintes au fond d'entaille	111
VI.3.2. Effet du module de cisaillement de l'adhésif	113
VI.3.3. Effet de l'épaisseur de l'adhésif	114
VI.3.4. Effet de l'épaisseur de la plaque	115
VI.3.5. Facteur d'intensité de contraintes d'une fissure émanant d'entaille	116
VI.3.6. Effet du module de cisaillement de l'adhésif sur le FIC	117
VI.3.7. Effet de l'épaisseur de l'adhésif sur la variation du FIC	118
VI.4. Cas de trois couches	119
VI.4. 1. Stress concentration factor at the notch root	119
VI.4.1.2 Première et deuxième configuration	119
VI.4. 3. Variation du facteur d'intensité de contraintes	112
VI. 5. Conclusion	125

CONCLUSION GENERALE

REFERENCES

ANNEX

Notations

NOTATIONS

Majuscules latines

E	: Module d'élasticité
E_a	: Module de l'adhésif à l'état caoutchoutique
E_r	: Module de Young du renfort
K	: Facteur d'intensité de contraintes
K_c	: Valeur critique du facteur d'intensité de contraintes
K_I, K_{II}, K_{III}	: Facteur d'intensité de contraintes en mode I, II et III.
K_t	: Facteur de concentration de contraintes
L_1 et L_2	: Largeurs des substrats (1) et (2) respectives.
W	: Largeur d'une éprouvette de rupture
W_a	: Travail d'adhésion

Minuscules latines

a	: dimension déterminante d'une fissure
a_{eff}	: longueur de fissure effective ou corrigée
a	: demi-longueur d'une fissure
a	: demi-axe d'un trou elliptique
a_c	: dimension critique d'une fissure
a	: profondeur initiale d'une fissure
a_p	: la sommation du rayon d'entaille et la longueur de la fissure a
e	: épaisseur
e_s	: épaisseur du substrat
e_a	: épaisseur de l'adhésif
r_y	: dimension de la zone plastifiée
r_{cp}	: dimension de la zone plastifiée en contraintes planes
r_{DP}	: dimension de la zone plastifiée en déformations planes
u	: déplacements dans la direction x

Majuscules grecques

ΔK : différence des facteurs d'intensité de contraintes

Minuscules grecques

r, θ : coordonnées polaires

α : facteur de correction pour le calcul du facteur d'intensité de contraintes

ρ_{ent} : rayon de l'entaille semi-circulaire

θ : angle d'inclinaison de la fissure

γ : l'énergie libre de surface (tension superficielle)

ϕ : facteur de dissipation irréversible en volume

γ_{SV} : tension superficielle du solide

γ_{LV} : tension superficielle du liquide

θ_{SL} : angle de contact solide/liquide

γ_{SL} : tension superficielle d'interaction solide/liquide

γ_e : déformation élastique de cisaillement de l'adhésif

γ_p : déformation plastique de cisaillement de l'adhésif

μ : module de cisaillement

ν : coefficient de Poisson

ρ : rayon de courbure au sommet d'un trou elliptique (rayon en fond d'entaille)

σ : contrainte appliquée dans la plaque

σ_N : contrainte nominale

ν : coefficient de Poisson

τ : contrainte de cisaillement

τ_m : contrainte de cisaillement moyenne

τ_{max} : contrainte de cisaillement maximale

σ_y : contrainte dans la direction y

σ_{max} : contrainte maximale.

$\tau_{xy}, \tau_{xz}, \tau_{yz}$: composantes de la contrainte de cisaillement dans les plan xy, xz et yz

ϵ_e : déformation élastique.

ϵ_p : déformation plastique.

$\gamma_{xy}, \gamma_{xz}, \gamma_{yz}$: déformations transversales ou distorsion

Divers

2D : bidimensionnel

3D : tridimensionnel

Abréviations

ASTM : American Society for Testing and Materials

FIC : facteur d'intensité de contraintes

MEF : méthode des éléments finis

MELR : mécanique élastique linéaire de la rupture

Introduction générale

INTRODUCTION GENERALE

La technique d'assemblage par collage joue actuellement un rôle prépondérant dans de nombreux domaines tels que l'industrie aéronautique, la construction automobile, la construction navale, ...etc.

L'apparition et le développement des adhésifs structuraux, une très ancienne technique d'assemblage permettent au collage, de trouver sa place dans les industries de pointe grâce aux efforts réalisés dans l'aéronautique. De nos jours, la technique d'assemblage par collage est encore appelée à un large développement dans de nombreux domaines de l'industrie vu les progrès constants réalisés en sciences des matériaux, en particulier dans l'industrie des matériaux composites. Grâce à ses nombreux avantages, le collage remplace souvent les procédés traditionnels d'assemblage tels que le boulonnage, le rivetage, le vissage, l'agrafage ou bien même le soudage.

Cependant, dans le but de comprendre et de modéliser le comportement réel d'éléments de structures tels que les plaques entaillées, par exemple, il est indispensable de connaître le comportement mécanique des joints de colle.

Le travail présenté ici est orienté particulièrement vers les caractéristiques mécaniques du matériau. Les deux premiers chapitres sont consacrés à l'étude bibliographique, le premier comporte des notions sur la mécanique de la rupture ; le deuxième sur l'adhésion et les adhésifs. Les autres chapitres consistent en une étude de simulation. Le plan de notre travail se présente comme suit :

Le premier chapitre porte sur les phénomènes « fissuration et rupture ». Pour cela, nous avons considéré les différents aspects de la mécanique de la rupture. Il donne en particulier une introduction à la mécanique de la rupture et aux critères de rupture.

Le second chapitre présente un aperçu des *connaissances théoriques* des phénomènes d'adhésion et leurs mécanismes élémentaires. Cela relève de la plus grande importance car une adhésion optimale entre l'adhésif et son substrat est nécessaire à un collage.

Les autres chapitres sont consacrés à l'étude de la réduction de concentrations de contraintes le long des bords de l'adhésif, au niveau des entailles et à la pointe de la fissure pour empêcher l'échec prématuré du joint collé. Cependant, la détermination des champs de contraintes et de déformations dans des assemblages par recouvrement présente des difficultés résultant de la géométrie et des propriétés des matériaux. La structure réparée par patch et les variations de contraintes locales près des fins de la région de chevauchement sont

caractérisées par de très hauts gradients. Les gradients des composants de contraintes dépendent des propriétés élastiques de l'adhérent et de l'adhésif et de la géométrie commune.

Le troisième chapitre porte sur une étude comparative du comportement d'une fissure émanant de deux types d'entaille (circulaire et semi-circulaire latérale) dans des structures de à simple et double chevauchement. On fait la comparaison entre les différents matériaux des substrats. Le chargement excentrique peut aboutir aux fléchissements de l'assemblage à simple recouvrement ; les variations de contraintes locales près des fins de la région de chevauchement sont caractérisées par de hauts gradients.

La quatrième partie consiste à mettre en place la méthode de réparation par l'emploi des pièces semi-circulaires adhésivement collées sur une plaque fissurée au bord. Dans ce chapitre, la méthode des éléments finis est appliquée dans l'analyse le comportement d'une fissure réparée par un renfort avec et sans présence du décollement. Les effets des propriétés mécaniques et géométriques sur la variation du facteur d'intensité de contraintes à la pointe de la fissure en mode I ont été mis en évidence.

Une intéressante étude réalisée entre les défauts géométriques de surface et l'orientation des fibres de plaque stratifiée ainsi que les propriétés mécaniques du matériau pour résister à la naissance de fissure. Nous étudierons la répartition des contraintes et la variation du facteur de concentration de contraintes au fond d'une entaille circulaire dans une plaque et dans une coque circulaire de rayon R dans la seconde partie. Le stratifié est constitué de plusieurs plis orientés dans l'ordre de séquence $[\theta/-\theta]$.

Le sixième chapitre, deux cas ont été analysés : le premier consiste à faire une analyse de deux couches en composite adhésivement collés et le second, comprend trois couches dont la couche du milieu est en alliage d'aluminium. Dans cette analyse, l'effet d'entaille, l'évolution du facteur de concentration de contraintes et la variation du facteur d'intensité de contraintes d'une fissure émanant d'entaille sont mis en évidence. Le défaut géométrique est caractérisé par la concentration de contraintes qui favorise la naissance et la propagation de la fissure. A cet effet, l'influence de l'orientation des fibres du matériau composite, le module de cisaillement de l'adhésif, l'épaisseur du l'adhésif et l'épaisseur du stratifiée sur les variations du FCC et du FIC sont examinés en utilisant la méthode des éléments finis.

Nous terminons ce travail par une conclusion générale.

Chapitre I

Notions sur la Mécanique de la Rupture

I.1. Introduction

Les concepts de mécanique de la rupture linéaire élastique ont été développés dans les années 1970. Le problème résidait et réside toujours dans une certaine mesure dans la détermination des caractéristiques des matériaux. La rupture d'une pièce mécanique peut s'interpréter avant tout comme une interruption de la continuité de la pièce (ruine). Dans ce cas, l'application se heurte à une singularité due à la présence de fissures dans la pièce.

Les pièces qui rompent en service n'entraînent pas toujours des catastrophes comme celle de Tchernobyl, mais à coup sûr des coûts d'immobilisation, de remplacement, de réparation qui sont loin d'être négligeables. La fiabilité des constructions est de plus en plus recherchée non seulement parce qu'elle a un impact sur la compétitivité ainsi que sur la productivité, mais par la protection de l'environnement (la rupture d'une cuve de réacteur nucléaire, un pétrolier géant, d'un avion, etc.) est le souci de tous. Les structures réelles sont composées de formes géométriques complexes contenant de nombreuses zones de concentrations de contraintes.

Les variations de contraintes provoquent des endommagements qui peuvent conduire à l'amorçage de fissures ou à la progression de fissures préexistantes qui conduisent à des ruptures. L'amorçage d'une fissure se fait généralement au voisinage des défauts dus à la conception de la structure (exemple : discontinuités géométriques) ou à l'exécution de celle-ci ou encore à des travaux de soudure, etc. Ces défauts créent localement des contraintes élevées favorisant l'amorçage de fissures sans que les contraintes généralisées ne dépassent la limite élastique du matériau.

La mécanique de la rupture suppose l'existence d'une fissure initiale dans la structure étudiée. Cette discontinuité géométrique introduit une singularité des champs de contraintes et de déformations à la pointe de la fissure. L'analyse des contraintes et des déformations au voisinage des fonds de fissures constitue une base nécessaire à la compréhension du comportement de ces dernières.

Une augmentation de l'épaisseur du matériau, a aussi plusieurs conséquences sur la rupture. L'épaisseur peut avoir une certaine influence en ce qui concerne les contraintes résiduelles ou la propagation des fissures de fatigue par exemple. Elle est également directement liée à la ténacité, d'une part par le fait que la distribution des défauts dans une section épaisse est différente de celle que l'on peut trouver dans une section mince, mais

surtout, du fait de l'état de triaxialité des contraintes qui est différent dans une section épaisse et dans une section mince.

Plusieurs chercheurs se sont penchés sur le problème de la rupture associée à la propagation de fissures. Des progrès remarquables suivront les travaux d'Irwin (1957). Celui-ci montra que la singularité de la contrainte en pointe de fissure pouvait être décrite à l'aide d'un paramètre, qui est le facteur d'intensité de contraintes K . Suite à l'apparition de la Mécanique Élastique Linéaire de la Rupture (MELR), ce facteur a connu une large utilisation pour caractériser la propagation. Lorsque la zone plastique est peu étendue, un facteur d'intensité de contraintes équivalent remplace le facteur d'intensité de contraintes.

Les facteurs qui influencent le comportement à la rupture par fissuration des matériaux sont de deux natures : métallurgique et mécanique. Les facteurs mécaniques concernent l'état des déplacements, déformations et contraintes, les conditions d'environnement comme la température. Quant aux facteurs métallurgiques, on parle des impuretés, de taille de grains, états de surface, etc. Dans notre étude on ne traitera que de l'influence des facteurs mécaniques.

Au cours des dernières décennies, l'usage des aciers et des alliages en général s'est considérablement développé. Avec cet essor, de nombreux accidents ont conduit à la rupture des pièces en service. Certains de ces accidents étaient dus à un mauvais dimensionnement ou à une mauvaise conception, mais d'autres étaient également dus à la présence de défauts initiaux qui avaient permis l'initiation de fissures. La présence des fissures naissant sur des défauts métallurgiques ou parfois mécaniques se propageant à une vitesse conditionnée par l'environnement et le chargement propices.

Ce Chapitre présente quelques notions fondamentales de la mécanique de la rupture linéaire élastique (phases de propagation d'une fissure, modes de rupture, états de contraintes, etc.) et la mécanique de la rupture élastique.

La théorie de l'élasticité linéaire n'avait pas réussi à expliquer l'énigme des accidents ; l'ambiguïté qui les entourait restait sans éclaircissement jusqu'à l'aboutissement de la création d'une nouvelle discipline : la mécanique de la rupture. Celle-ci a permis de décrire la propagation d'une fissure et la rupture d'un élément fissuré.

I.2. Description générale

La mécanique de la rupture étudie la fissure, son évolution dans le temps et son interaction avec le milieu continu. Schématiquement, on peut distinguer dans un milieu fissuré trois zones successives (Figure I.1) :

I.2.a. Zone d'élaboration (Process zone)

Elle se trouve autour de la pointe de la fissure et dans le sillage laissé par la fissure au cours de sa propagation. La taille de cette zone est généralement très petite, de l'ordre de quelques cristaux. Le caractère discontinu du processus physique de la rupture dans cette zone rend son étude très difficile, parce que la frontière entre le microscopique et le macroscopique est mal définie. La mécanique de la rupture ne traite pas cette zone.

I.2.b. Zone singulière

La zone dans laquelle les champs de déplacements, déformations et contraintes sont connues et possèdent une formulation indépendante de la géométrie lointaine de la structure. Cette zone est petite vis-à-vis du solide, mais grande par rapport aux cristaux.

Lemaitre [2] démontre que les composantes du champ de contraintes sont infinies au voisinage du front de fissure ($r \rightarrow 0$), et plus exactement, la singularité est en $r^{-1/2}$ en milieu élastique linéaire d'où le nom de la zone singulière ou zone fine. Ainsi la singularité en $r^{-1/2}$, ne sera pas valable en dessous d'un certain rayon dit plastique (r_p) [3]. Les valeurs de r_p autour de la pointe de fissure déterminent la forme de zone plastique qui, en fonction de sa taille, l'on dira que la rupture est fragile ou ductile.

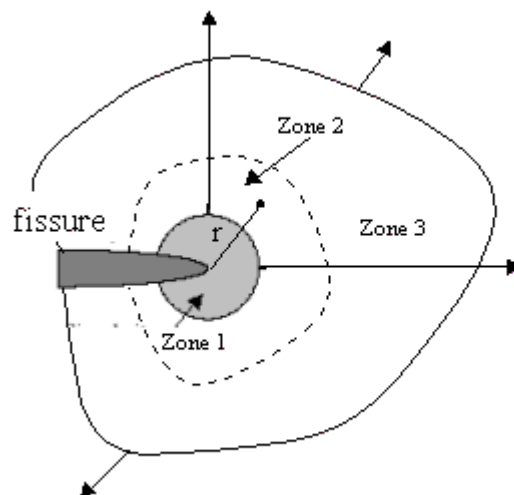


Figure I.1. Zones au voisinage d'une pointe de fissure

I.2.c. Zone extérieure

Les champs lointains se raccordent à la zone singulière et aux conditions aux limites en charges et en déplacements. Dans cette zone, les champs de déplacements, déformations et contraintes varient peu.

L'objectif de la mécanique de la rupture est de caractériser le comportement à la fissuration des structures à l'aide de paramètres quantifiables, qui peuvent être facilement identifiés par l'ingénieur et qui dépendent de la contrainte appliquée à l'infini, de la longueur de la fissure et de la résistance à la fissuration du matériau.

Diverses méthodes d'analyse permettent d'étudier les champs de déplacement, déformations et contraintes au voisinage d'une fissure ; approches directes et approches énergétiques. Les premières sont fondées sur l'utilisation des fonctions d'Airy (Westergaard, Expansions polynomiales de Williams et Maskelishvelli) ; elles résolvent des problèmes plans et font appel à la détermination de fonctions analytiques. Les secondes sont basées sur l'analyse énergétique du milieu continu contenant une fissure. Il s'agit d'un bilan énergétique global intégrant le taux de restitution d'énergie due à la propagation virtuel de la fissure.

I.3. Modes élémentaires de fissuration

Une fissure est définie comme la surface séparant localement un solide en deux parties. Le champ de déplacement est alors discontinu à travers cette surface et les trois composantes vectorielles de cette discontinuité forment les trois modes de rupture [1, 4-,6] schématisés sur la Figure I.2.

- *mode I* : mode d'ouverture de la fissure, où les déplacements aux lèvres de la fissure sont perpendiculaires à la direction de propagation,
- *mode II* : mode de cisaillement dans le plan, où les déplacements aux lèvres de la fissure sont parallèles à la direction de propagation,
- *mode III* : mode de cisaillement hors du plan, où les déplacements aux lèvres de la fissure sont parallèles au fond de la fissure

L'objet de la mécanique de la rupture est l'étude des évolutions de cette surface, c'est-à-dire la propagation de la fissure en fonction des chargements appliqués et des caractéristiques du matériau constituant le solide.

Prévoir le comportement de la fissure dans le milieu fissuré s'apparente à prévoir sa propagation dans un critère de ruine. Tout paramètre ou toute valeur issue de plusieurs paramètres caractérisant la propagation d'une fissure, comparé à sa valeur critique (mesurée expérimentalement), peut servir de critère de ruine à condition de déterminer la valeur critique du chargement qui déclenche la croissance de la fissure et la direction selon laquelle la fissure se propagera. Un critère de ruine permet de connaître le comportement de la fissure à un instant donné. Cependant, certaines fissures se propagent à une certaine vitesse jusqu'à la ruine. Dans ce cas, la connaissance de la vitesse de propagation s'avère primordiale.

Deux mécanismes physiques de la rupture par fissuration, qui sont la rupture fragile et la rupture ductile, peuvent intervenir selon deux types de fissuration [1,4] :

- la fissuration brutale : pour les matériaux à très haute résistance, les contraintes de travail sont très élevées. Une énergie potentielle est ainsi créée. La présence de petites fissures peut alors conduire à une rupture brutale qui souvent ne s'accompagne pas de déformation plastique macroscopique par suite de la très faible ductilité du matériau au voisinage de la fissure,
- la fissuration successive : il s'agit en l'occurrence d'une succession de mécanismes (fragile-ductile) qui, sous contraintes répétées, entraîne la fissuration successive, appelée habituellement la rupture par fatigue. Cette fissuration peut intervenir sans déformation appréciable avec un grand nombre de variations de cycles de contraintes, ou elle peut s'accompagner de grandes déformations plastiques et intervenir à petit nombre de cycles. On parle alors de fatigue «oligocyclique».

Les facteurs qui influencent le comportement à la rupture par fissuration des matériaux sont de deux natures : mécaniques et métallurgiques. Les facteurs mécaniques concernent l'état de déplacements, de déformations et de contraintes, les conditions d'environnement telles que la température. Les facteurs métallurgiques concernent les impuretés, les tailles de grains, les états de surface...

Sur le plan industriel, la rupture brutale intervient de façon exceptionnelle, mais néanmoins catastrophique. Dans le cas de la rupture par fissuration successive, la plupart des structures, soumises aux charges répétées, est vulnérable à ce phénomène. Bien que de nombreux facteurs mécaniques et métallurgiques influencent la fissuration, les développements de la

mécanique de la rupture ont montré que trois facteurs majeurs contrôlent le comportement de la structure à la fissuration :

- la résistance à la rupture du matériau : il s'agit d'une grandeur intrinsèque au matériau qui peut être définie comme étant l'aptitude du matériau à résister à une singularité (fissure) existante au sein du matériau. Plusieurs valeurs expérimentales peuvent décrire cette résistance,
- la taille de la fissure existante : la fissuration à partir de discontinuités. Ces discontinuités sont représentées par des fissures dont les dimensions géométriques sont d'une extrême importance vis-à-vis du comportement de la fissuration,
- la trajectoire de charge appliquée à la structure : le niveau des contraintes et le niveau de leurs variations sont étroitement liés au comportement de la fissuration, ainsi qu'au type de celle-ci.

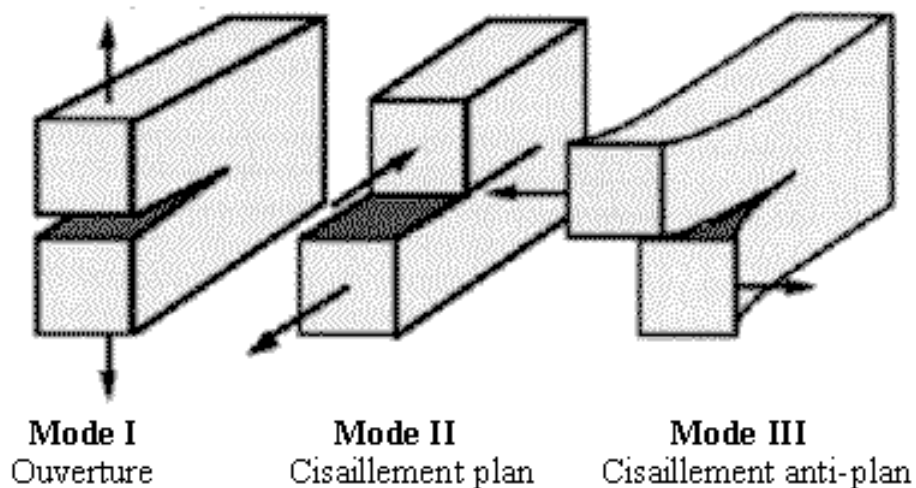


Figure I.2. Modes de rupture

Ces trois facteurs peuvent être mis respectivement sous les étiquettes : critère de ruine, de géométrie et de conditions limites. Ils ne sont pas exclusifs.

Pour résumer, quatre types de propagation de fissure [1,4] se distinguent :

- *type I* : une fissuration brutale provoquant une rupture fragile où la loi de comportement du matériau reste dans le domaine élastique linéaire (et élasto-plastique mais à petites déformations),

- *type II* : une fissuration brutale provoquant une rupture ductile où la loi de comportement du matériau est généralement élasto-plastique à grandes déformations,
- *type III* : une fissuration successive fragile (dont l'effet se cumule avec le nombre de cycles), la loi de comportement considérée est élastique linéaire, la vitesse de fissuration est lente (10^{-7} à 10^{-4} mm/cycle de chargement). Cette fissuration est constatée sous charge répétée (fatigue à grand nombre de cycles),
- *type IV* : une fissuration successive ductile, la loi de comportement considérée est élasto-plastique à petites déformations ; la vitesse de fissuration est relativement rapide. Cette fissuration est provoquée sous charge répétée (fatigue à petit nombre de cycles appelée oligocyclique).

I.4. Etats de contraintes

On peut distinguer deux états particuliers de contraintes : l'état plan de contrainte et l'état plan de déformation.

On se trouve en état plan de contrainte, par exemple, dans une tôle mince soumise à des efforts dans son plan. L'état plan de déformation peut avoir lieu au centre d'une pièce épaisse, où la triaxialité des contraintes est importante.

I.4.1. Contraintes planes

On dit qu'on est dans un état de contraintes planes si toutes les composantes selon la direction de l'axe Z (par exemple) sont nulles [7] :

$$\sigma_{zz} = \tau_{xz} = \tau_{yz} = 0 \quad \text{I.1}$$

Les autres composantes de contraintes et de déformations selon les axes X, Y sont données par la loi de Hooke par les expressions suivantes :

$$\begin{bmatrix} \sigma_{XX} \\ \sigma_{YY} \\ \tau_{XY} \end{bmatrix} = \frac{E}{(1-\nu^2)} \begin{bmatrix} 1 & \nu & 0 \\ \nu & 1 & 0 \\ 0 & 0 & \left(\frac{1-\nu}{2}\right) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varepsilon_{XX} \\ \varepsilon_{YY} \\ 2\varepsilon_{XY} \end{bmatrix} \quad \text{ou bien } \{\sigma\} = [D]\{\varepsilon\} \quad \text{I.2}$$

$$\varepsilon_{XX} = \frac{1}{E}(\sigma_{XX} - \nu\sigma_{YY}) \quad \text{I.3}$$

$$\varepsilon_{YY} = \frac{1}{E}(\sigma_{YY} - \nu\sigma_{XX}) \quad \text{I.4}$$

$$\varepsilon_{ZZ} = -\frac{\nu}{E}(\sigma_{XX} + \sigma_{YY}) \quad \text{I.5}$$

$$\gamma_{XY} = \frac{\tau_{XY}}{2\mu} = \frac{(1+\nu)}{E} \tau_{XY} \quad \text{I.6}$$

$$\gamma_{YZ} = \gamma_{ZX} = 0 \quad \text{I.7}$$

Avec : μ : Module de cisaillement ;
 ν : Coefficient de Poisson ;
 E : Module de Young.

L'état de contraintes planes se rencontre dans le cas d'une plaque mince, chargée dans son plan, d'où la dimension suivant Z est très négligeable devant les dimensions dans le plan (XY) [2].

I.4.2. Déformations planes

On dit qu'on est dans un état de déformation plane si la déformation conserve la planéité de toute section droite perpendiculaire à l'axe Z [8].

Les conditions d'un état de déformation plane sont :

$$\text{Les déformations hors plan } \varepsilon_{ZZ} = \varepsilon_{XZ} = \varepsilon_{YZ} = 0 \quad \text{I.8}$$

Les deux contraintes de cisaillement transversal au plan sont nulles

$$\tau_{XZ} = \tau_{YZ} = 0 \quad \text{I.9}$$

Les autres composantes de contraintes et de déformations selon les axes X, Y sont données par la loi de Hooke par les expressions suivantes :

$$\begin{bmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \tau_{xy} \end{bmatrix} = \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \begin{bmatrix} 1-\nu & \nu & 0 \\ \nu & 1-\nu & 0 \\ 0 & 0 & \left(\frac{1-2\nu}{2}\right) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varepsilon_{xx} \\ \varepsilon_{yy} \\ 2\varepsilon_{xy} \end{bmatrix} \text{ ou bien } \{\sigma\} = [D]\{\varepsilon\} \quad \text{I.10}$$

$$\sigma_{zz} = \nu(\sigma_{xx} + \sigma_{yy}) \quad \text{I.11}$$

$$\varepsilon_{xx} = \frac{1}{E} \left[(1-\nu^2)\sigma_{xx} - \nu(1+\nu)\sigma_{yy} \right] \quad \text{I.12}$$

$$\varepsilon_{yy} = \frac{1}{E} \left[(1-\nu^2)\sigma_{yy} - \nu(1+\nu)\sigma_{xx} \right] \quad \text{I.13}$$

$$\varepsilon_{xy} = \frac{\tau_{xy}}{2\mu} = \frac{(1+\nu)}{E} \tau_{xy} \quad \text{I.14}$$

Les hypothèses des déformations planes conviennent pour une pièce suffisamment longue pour que l'on puisse négliger la déformation longitudinale.

L'état des déformations planes se rencontre dans la zone centrale d'une plaque épaisse chargée de préférence uniformément. En effet, la rigidité des parois au cœur empêche toute déformation latérale selon l'axe Z.

On note que la solution en contraintes planes présente une incompatibilité au niveau de la composante ε_{zz} des déformations. L'hypothèse des contraintes planes entraîne $\varepsilon_{zz} = -\frac{\nu}{E}(\sigma_{xx} + \sigma_{yy})$ qui est donc singulière en $r^{-1/2}$, or les équations de compatibilité (I-8) imposent à ε_{zz} d'être linéaire en x et y donc régulière. Cette incompatibilité n'existe pas dans la solution en déformations planes.

I.5. Facteurs d'intensité de contraintes

Les fonctions K_I , K_{II} , K_{III} représentent les facteurs d'intensité de contraintes respectivement en mode I, II et III, qui traduisent l'état de contrainte au voisinage du fond de fissure. La superposition des trois modes constitue le cas général.

Ces facteurs sont des paramètres scalaires indépendants du point et qui ne varient qu'avec les sollicitations $(\sigma_{xx}, \sigma_{yy}, \sigma_{zz})$ et la demi-longueur de la fissure (\mathbf{a}). Si l'on connaît leurs

valeurs, ils permettent de déterminer complètement les champs des contraintes ou des déplacements dans la structure fissurée. Inversement, si l'on connaît les expressions de composantes non nulles des contraintes et des déplacements, on peut déterminer les facteurs d'intensité de contraintes par les expressions suivantes qui constituent leur définition pour les milieux fissurés plans.

$$K_I = \underset{r \rightarrow 0}{\text{Lim}} \left(\frac{E}{8C} \sqrt{\frac{2\pi}{r}} [u] \right) \quad \text{I.15}$$

$$K_{II} = \underset{r \rightarrow 0}{\text{Lim}} \left(\frac{E}{8C} \sqrt{\frac{2\pi}{r}} [v] \right) \quad \text{I.16}$$

$$K_{III} = \underset{r \rightarrow 0}{\text{Lim}} \left(\frac{E}{8C} \sqrt{\frac{2\pi}{r}} [w] \right) \quad \text{I.17}$$

Avec : $C=1$ en contraintes planes I.18

$C=1-\nu^2$ en déformations planes. I.19

$[u], [v], [w]$ étant respectivement, les déplacements d'ouvertures de la fissure dans les directions OX, OY, et OZ.

Le facteur d'intensité de contraintes pour une plaque infinie présentant un défaut de longueur $2a$, Muskhelishvili [9,10] présente une solution exacte pour le mode I de sollicitation. Cette expression est donnée par la relation (I.20)

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi \cdot a} \quad \text{I.20}$$

pour une plaque de dimensions finies, on aura :

$$K_I = \alpha \cdot \sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \quad \text{I-21}$$

Où α étant facteur correctif tenant compte de la géométrie de la fissure et du détail fissuré ainsi que du type de sollicitation. Ce paramètre est donné pour chaque type d'une fonction polynomiale de (a/w) , où w est la largeur de l'éprouvette.

σ est la contrainte nominale appliquée exprimée en (MPa).

Le facteur d'intensité de contraintes s'exprime en $Nm^{-3/2}$ ou en $Pa\sqrt{m}$. Le plus souvent est employé comme unité le $MPa\sqrt{m}$ (on trouve utilisé le $Ksi\sqrt{inch} = 1.12MPa\sqrt{m}$).

I.6. Contraintes et déplacements au voisinage du front de fissure

En utilisant la méthode de Westergaard [11], Irwin [12] montre que les principales composantes des contraintes dans le front de fissure, correspondant aux trois modes de déplacements, peuvent être exprimées par:

$$\begin{cases} \sigma_y = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} f_1(\theta) \\ \tau_{xy} = \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} f_2(\theta) \\ \tau_{xz} = \frac{K_{III}}{\sqrt{2\pi r}} f_3(\theta) \end{cases} \quad \text{I.22}$$

Où: r est la distance radiale à partir du front de fissure, et $f_i(\theta)$ sont des fonctions dépendantes de l'angle polaire seulement.

Il est donc clair que le champ de contraintes possède une singularité de la valeur de $r^{-1/2}$ à la pointe de la fissure ($r=0$).

Les contraintes et les déplacements aux voisinages d'une fissure ont été calculés par Irwin [13] en tenant compte de la théorie de l'élasticité et des conditions de Hooke. Ils sont exprimés par les relations (I.23 à I.31) avec les notations de la figure I.3.

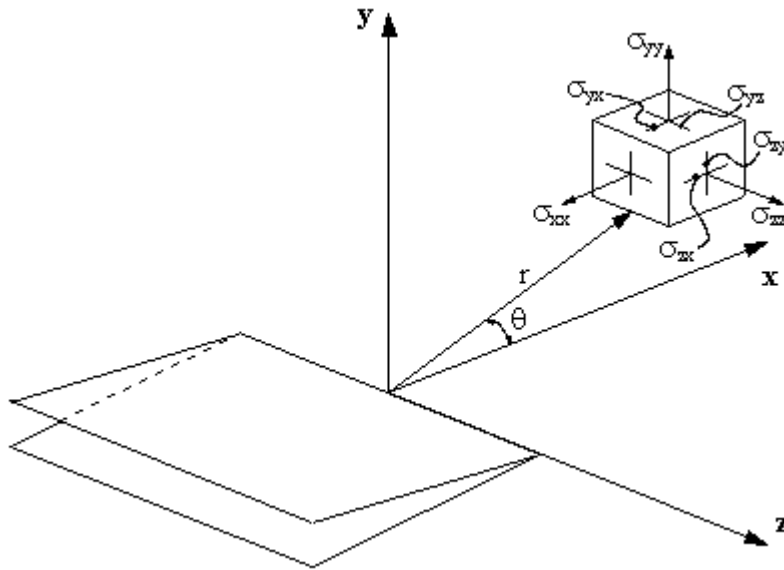


Figure I.3. Système de coordonnées au voisinage du front de la fissure

Mode I

Contraintes

Les contraintes en coordonnées cartésiennes :

$$\begin{cases} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \tau_{xy} \end{cases} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \begin{cases} 1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \\ 1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \\ \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \end{cases} \quad \text{I.23}$$

$$\sigma_{zz} = \nu(\sigma_{xx} + \sigma_{yy})$$

en déformations planes.

$$\sigma_{zz} = 0$$

en contraintes planes.

$$\tau_{xz} = \tau_{yz} = \tau_{rz} = \tau_{\theta z} = 0$$

Déplacements

$$\begin{Bmatrix} u \\ v \end{Bmatrix} = \frac{K_I}{2E} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \begin{Bmatrix} (1+\nu) \left[(2\chi-1) \cos \frac{\theta}{2} - \cos \frac{3\theta}{2} \right] \\ (1+\nu) \left[(2\chi+1) \sin \frac{\theta}{2} - \sin \frac{3\theta}{2} \right] \end{Bmatrix} \quad \text{I.24}$$

$$w = -\left(\frac{\nu z}{E}\right)(\sigma_{xx} + \sigma_{yy}) \quad \text{I.25}$$

$$\chi = 3 - 4\nu \quad \text{en déformations planes}$$

$$\chi = \frac{3-\nu}{1+\nu} \quad \text{en contraintes planes}$$

Mode II

Contraintes

Les contraintes en coordonnées cartésiennes :

$$\begin{Bmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix} = \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \begin{Bmatrix} -\sin \frac{\theta}{2} \left(1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) \\ \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \\ \cos \frac{\theta}{2} \left(1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) \end{Bmatrix} \quad \text{I.26}$$

Les contraintes en coordonnées polaires :

$$\begin{Bmatrix} \sigma_{rr} \\ \sigma_{\theta\theta} \\ \tau_{r\theta} \end{Bmatrix} = \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \begin{Bmatrix} \sin \frac{\theta}{2} \left(1 - 3\sin^3 \frac{\theta}{2} \right) \\ -3\sin \frac{\theta}{2} \cos^2 \frac{\theta}{2} \\ \cos \frac{\theta}{2} \left(1 - 3\sin^2 \frac{\theta}{2} \right) \end{Bmatrix} \quad \text{I.27}$$

$$\sigma_{zz} = \nu(\sigma_{xx} + \sigma_{yy}) \quad \text{en déformations planes.}$$

$$\sigma_{zz} = 0 \quad \text{en contraintes planes.}$$

$$\tau_{xz} = \tau_{yz} = \tau_{rz} = \tau_{\theta z} = 0$$

Déplacements

$$\begin{Bmatrix} u \\ v \end{Bmatrix} = \frac{K_{II}}{2E} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \begin{Bmatrix} (1+\nu) \left[(2\chi+3) \sin \frac{\theta}{2} + \sin \frac{3\theta}{2} \right] \\ -(1+\nu) \left[(2\chi-3) \cos \frac{\theta}{2} + \cos \frac{3\theta}{2} \right] \end{Bmatrix} \quad \text{I.28}$$

$$w = -\left(\frac{\nu z}{E}\right)(\sigma_{XX} + \sigma_{YY}) \quad \text{I.29}$$

Mode III

Contraintes

- Les contraintes en coordonnées cartésiennes :

$$\begin{Bmatrix} \tau_{XZ} \\ \tau_{YZ} \end{Bmatrix} = \frac{K_{III}}{\sqrt{2\pi r}} \begin{Bmatrix} -\sin \frac{\theta}{2} \\ \cos \frac{\theta}{2} \end{Bmatrix} \quad \text{I.30}$$

$$\sigma_{XX} = \sigma_{YY} = \tau_{rz} = \sigma_{\theta\theta} = \sigma_{ZZ} = 0$$

$$\tau_{XY} = \tau_{Y\theta} = 0$$

Déplacements

$$\{w\} = \frac{K_{III}}{2E} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \left\{ 2(1+\nu) \sin \frac{\theta}{2} \right\} \quad \text{I.31}$$

$$u = v = u_r = u_\theta = 0$$

Le coefficient de Poisson (ν) et le module de cisaillement en élasticité (μ) sont reliés au module d'Young E par la relation :

$$2\mu(1+\nu) = E \quad \text{I.32}$$

Ces contraintes et ces déplacements peuvent être résumés par les expressions de Westergaard [14].

La contrainte :

$$\sigma_{ij} = \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}(\theta) \quad \text{I.33}$$

Le déplacement :

$$u, v, w = \frac{K}{\mu} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} g_{u,v,w}(\theta) \quad \text{I.34}$$

Où : r, θ sont des coordonnées polaires du point considéré, K est le facteur d'intensité de contraintes, qui est égal à $\sigma\sqrt{\pi a}$ et contient l'information sur le niveau de chargement et sur la dimension de la fissure.

I.7. Critère de ruine d'une structure en mode I et mixte

Nous avons vu au paragraphe I.4 que l'épaisseur influence l'état de contrainte au front d'une fissure et consécutivement la valeur critique du facteur d'intensité de contraintes. Cette valeur critique est normalement notée K_c mais pour indiquer la valeur critique du facteur d'intensité de contraintes en état plan de déformation, on utilise la notation K_{Ic} . Lorsqu'on parle de la valeur critique du facteur d'intensité de contraintes en état plan de contrainte, on utilise la notation K_{Ic} (dans les deux cas, il s'agit du mode I de rupture).

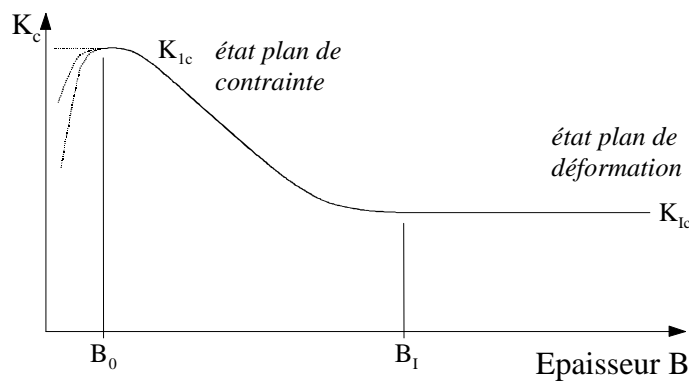


Figure I.4. Représentation schématique de l'effet de l'épaisseur sur la ténacité

La figure I.4 représente schématiquement l'effet de l'épaisseur sur la ténacité. B_0 représente l'épaisseur maximale pour avoir un état plan de contrainte, B_I représente l'épaisseur minimale pour avoir un état plan de déformation. Pour des épaisseurs supérieures à B_I , la ténacité ne dépend plus de l'épaisseur. Pour des épaisseurs inférieures à B_0 , les essais réalisés par les chercheurs donnent soit une prolongation horizontale de la courbe (ténacité identique à K_{Ic}), soit une courbe descendante (diminution de la valeur de K_c avec l'épaisseur). Entre B_0 et B_I , la ténacité K_c diminue progressivement de K_{Ic} à K_{Ic} .

Pour se trouver en état plan de contrainte, la dimension de la zone plastique doit être de l'ordre de grandeur de l'épaisseur de la plaque, c'est-à-dire que B_0 doit être égal approximativement à la dimension de la zone plastique en état plan de déformation, ce qui peut s'écrire, selon l'équation :

$$\text{épaisseur}.B_0 \cong \frac{1}{3\pi} \left(\frac{K_{Ic}}{\sigma_e} \right)^2 \quad \text{I.35}$$

Pour se trouver en état plan de déformation, la plupart des auteurs se réfèrent aux recommandations de l'ASTM pour la méthode d'essai standard de ténacité en état plan de déformation [15] :

$$\text{épaisseur}.B_I = 2.5 \cdot \left(\frac{K_{Ic}}{\sigma_e} \right)^2 \quad \text{I.36}$$

Pour garantir ces conditions, les recommandations ASTM [15 à 17] préconisent les dimensions suivantes des éprouvettes :

$$a..et..B \geq 2.5 \cdot \left(\frac{K_{Ic}}{\sigma_e} \right)^2 \quad \text{I.37}$$

- a : dimension effective de la fissure de l'éprouvette
- B : épaisseur de l'éprouvette

En effet, le respect des dimensions minimales données par la relation (I.37) conduit, pour ce type de matériaux, à respecter des dimensions parfois très importantes, comme on peut le constater dans l'exemple suivant :

Prenons par exemple un alliage d'aluminium 2024 ayant une limite d'élasticité de $56.ksi$ et une ténacité de $100.ksi\sqrt{in}$. L'essai de ténacité doit être effectué sur des éprouvettes d'épaisseur :

$$B \geq 2.5 \left(\frac{100 \cdot}{56} \right)^2 25.4$$

$$B \geq 204.mm$$

On constate que ces dimensions sont très importantes et ne correspondent plus aux dimensions que l'on attend sur des structures conventionnelles.

La mécanique de la rupture définit une valeur critique du facteur d'intensité de contraintes telle que la fissure ne se propage de façon instable que lorsque [18] :

$$K \geq K_c \quad \text{I.38}$$

Sa valeur est indépendante de la géométrie de la pièce et des conditions de chargement (il dépend uniquement du matériau).

En état de contraintes planes, on obtient le facteur critique d'intensité de contraintes de rupture fragile des tôles minces. Par contre en état de déformations planes, on obtient le facteur critique d'intensité de contraintes qui caractérise la ténacité du matériau.

Il s'ensuit que le concepteur peut théoriquement agir sur trois facteurs afin de réaliser cette intégralité :

- 1- Sélection d'un matériau ayant une meilleure résistance à la rupture, c'est-à-dire possédant un K_{IC} plus élevé à la température considérée.
- 2- Abaissement du niveau de sollicitation, soit globalement par diminution de la contrainte nominale, soit localement en évitant les concentrations de contraintes dans les régions sujettes à fissuration.
- 3- Contrôle des défauts de la structure de façon à abaisser la dimension moyenne des fissures.

I.8. Forme de la zone plastique au voisinage de la fissure

Les équations (I.33) donnent le champ de contraintes à proximité du front de la fissure pour un matériau élastique. Toutefois, si on s'approche très près du front de la fissure, c'est-à-dire lorsque r tend vers 0, le calcul théorique montre que les contraintes vont tendre vers l'infini. En fait, la résistance ne peut pas dépasser la limite d'élasticité σ_e du matériau qui va commencer à se plastifier à proximité du front de la fissure, créant ainsi une *zone plastique*.

Le champ de contraintes au voisinage de la fissure prend des valeurs importantes, donc il y aura des déformations plastiques au fond de la fissure qui seront plus ou moins étendues selon la ductilité du matériau. Le calcul de l'étendue de cette zone dépend à la fois du mode de chargement et de l'état de contrainte. Plusieurs auteurs ont tenté d'évaluer la forme et la taille de la zone plastifiée en bout de fissure en se basant sur les critères classiques d'élasticité ou par la méthode des éléments finis.

Considérons une frontière plastique écrite sous forme de critère de Von-Mises ou de critère de Tresca, on constate une zone plastique en contraintes planes plus grande qu'en déformations planes, c'est-à-dire que la taille de cette zone dépend de son état considéré.

Les critères de Tresca ou de Von Mises permettent de déterminer avec précision la forme de la zone plastique. Irwin [12], suppose que la forme de la zone plastifiée de dimension r_p est circulaire. La grandeur de cette zone peut être estimée comme la distance r_y entre le front de la fissure et le point où la contrainte dépasse la limite d'élasticité σ_e .

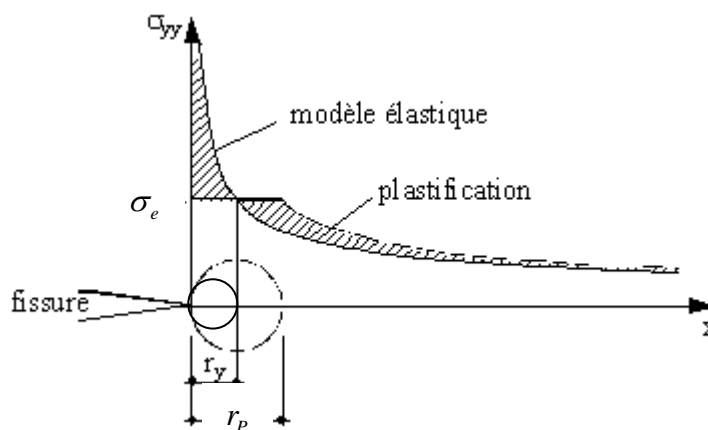


Figure I.5. Distribution des contraintes au front d'une fissure : modèle élastique et après déformation plastique (Irwin)

A partir des relations (I.33) de Westergaard [11] et dans le plan de la fissure ($\theta = 0$), on aura :

$$r_y = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{K}{\sigma_e} \right)^2 \quad \text{I-39}$$

Irwin considère l'existence d'une fissure fictive de profondeur $a+r_y$, (où a est la longueur de la fissure) qui a son extrémité au centre d'une zone plastique de rayon r_y , au bout de cette fissure fictive, et suppose un comportement élasto-plastique parfait ($\sigma_y = \sigma_e = \text{const}$) à l'intérieur de cette zone (voir figure I.5).

La correction d'Irwin est donnée par la formule suivante :

$$r_y = \frac{1}{\alpha\pi} \left(\frac{K}{\sigma_e} \right)^2 \quad \text{I.40}$$

Avec: $\alpha = 2$ en contrainte plane,
 $\alpha = 6$ en déformation plane,

La quantité r_y s'ajoute à la longueur réelle de la fissure dans le calcul du facteur d'intensité de contraintes équivalent [19].

$$K_{Ie} = \sigma \sqrt{\pi \cdot a_{eff}} \quad \text{I.41}$$

Où: $a_{eff} = a + r_y$ est la Longueur effective de la fissure.

Considérons une frontière plastique écrite sous forme de critère de Von-Mises ou de critère de Tresca, on constate une zone plastique en contraintes planes plus grande qu'en déformations planes, c'est-à-dire que la taille de cette zone dépend de son état considéré.

L'utilisation du critère de Von-Mises en mode I conduit à des contours décrits sur la figure I.6 et aux équations suivantes:

$$* \text{ En contrainte plane:} \quad r_y = \frac{K_I^2}{2\pi \sigma_e^2} \cos^2 \frac{\theta}{2} \left(1 + 3 \sin^2 \frac{\theta}{2} \right) \quad \text{I.42}$$

$$* \text{ En déformation plane:} \quad r_y = \frac{K_I^2}{2\pi \sigma_e^2} \cos^2 \frac{\theta}{2} \left((1 - 2\nu)^2 + 3 \sin^2 \frac{\theta}{2} \right) \quad \text{I.43}$$

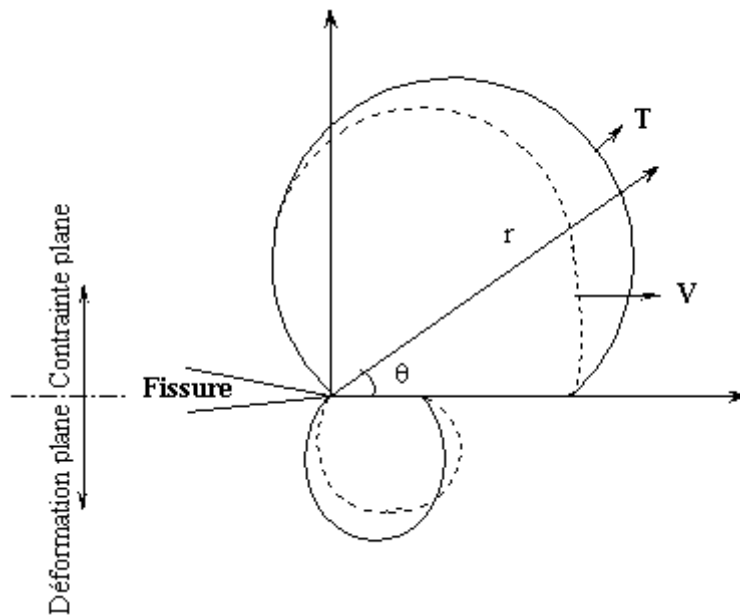


Figure I.6. Limites des zones plastifiées déterminées par les critères de Von Mises et Tresca.

Si le calcul de r_y est fondé sur le critère de Tresca, on obtient les relations suivantes dont les contours sont représentés sur la figure (I.7).

* En contrainte plane:
$$r_y = \frac{K_I^2}{2\pi \sigma_e^2} \cos^2 \frac{\theta}{2} \left(1 + \sin \frac{\theta}{2} \right)^2 \quad \text{I.44}$$

* En déformation plane:
$$r_y = \frac{K_I^2}{2\pi \sigma_e^2} \cos^2 \frac{\theta}{2} \max \left(1, \left(1 - 2\nu + \sin \frac{\theta}{2} \right)^2 \right) \quad \text{I.45}$$

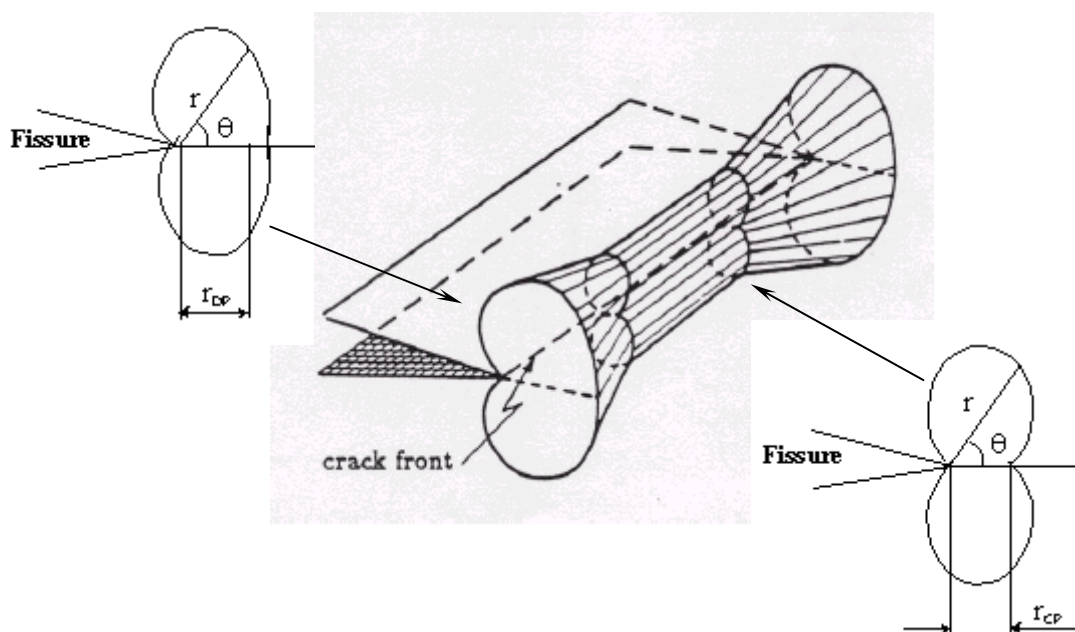


Figure I.7. Forme de la zone plastique en tête de fissure.

En cas réel, il existe deux états de sollicitations différentes : au cœur de l'éprouvette on est en présence de déformation plane et en surface en état de contrainte plane. En conséquence, la zone plastifiée doit décroître graduellement depuis la surface jusqu'au cœur. Au centre, la zone plastique est caractérisée par r_{DP} , au bord par r_{CP} (figure I.7)

Pour $\theta = 0$, on obtient r_p la profondeur de la zone plastique sera

$$r_{CP} = \frac{K_I^2}{2\pi\sigma_e^2} \text{ (contrainte plane) et } r_{DP} = \frac{K_I^2}{2\pi\sigma_e^2} (1 - 2\nu)^2 \text{ (déformation plane).}$$

Chapitre II

Adhésion et adhésifs

II.1. Introduction au collage structural

Les matériaux utilisés pour le collage structural sont essentiellement de nature métallique, céramique, composite ou verre pour les substrats et de nature polymère pour les adhésifs [20]. Les adhésifs commerciaux les plus employés sont des polymères phénoliques, acryliques, polyuréthanes, polyimides et époxydiques. Par exemple, notre étude concerne un alliage d'aluminium et un matériau composite par des fibres ; l'adhésif est une résine époxydique. La qualité du collage dépend de nombreux paramètres, comme les conditions de mise en oeuvre, de réticulation, des propriétés mécaniques et physico-chimiques de surface ou de volume de l'adhésif aussi bien que des substrats. Appréhender le phénomène d'adhésion nécessite donc de faire appel à plusieurs domaines scientifiques (chimiques, physico-chimique et mécaniques de ce problème complexe). [21].

II.2 Adhésion et adhérence

La norme NF T T6-001 de 1981 définit l'adhésion comme un phénomène chimique; physique ou physico-chimique qui produit l'adhérence. Plusieurs théories ont été émises pour mieux comprendre les mécanismes élémentaires de l'adhésion. Selon Couvrat [22], nous pouvons aborder l'adhésion en suivant principalement deux approches :

- *une approche physique* pour expliquer la nature des liaisons s'établissant entre deux surfaces de natures différentes ;
- *une approche thermodynamique* pour expliquer comment les liaisons peuvent s'établir. Ceci amène à introduire la notion de mouillabilité.

Lorsqu'on souhaite rompre les forces d'attraction (adhésion) entre deux solides, il est nécessaire de fournir une quantité d'énergie supérieure à l'énergie d'adhésion. On mesure alors le résultat de la rupture des forces d'adhésion et la dissipation d'énergie dans les solides, ce que l'on nomme adhérence [23].

II.2.1. Approche physique

L'adhésion peut être considérée comme le produit d'un ensemble de mécanismes physiques : ancrage mécanique, liaisons chimiques, forces électrostatiques, forces dipolaires, forces de Van der Waals. On expose ici les principaux mécanismes physiques responsables de l'adhésion.

II.2.1.1. La théorie mécanique

L'un des premiers modèles utilisés, dès 1925 par Mac Bain et Hoptins, pour rendre compte de l'adhésion durable entre deux solides est l'ancrage mécanique qui résulte de la pénétration par capillarité de la colle liquide dans les pores et entre les aspérités des surfaces en contact, et de la solidification ultérieure de cette colle [24].

L'augmentation de la surface réelle de contact, quantifiée par la rugosité; et l'accroissement concomitant du nombre de liaisons interfaciales permettent d'expliquer la forte adhésion constatée et l'accroissement de la résistance au cisaillement du joint dans le plan de l'interface. Encore faut-il, comme on le sait aujourd'hui que la colle « mouille » le plus parfaitement possible les surfaces à réunir afin de ne pas piéger les bulles d'air au fond des porosités. Il est toutefois utile et important de remarquer que l'évocation précoce de cette notion de mouillabilité traduit le fait que certains modèles d'adhésion sont plutôt complémentaires que contradictoires.

II.2.1.2. La théorie électrostatique

La théorie électrostatique, développée à l'initiative de Deryagin et Krotova de l'Ecole Russe à partir de 1948, rend compte du contact de deux matériaux de nature différente. Elle fut formulée suite à l'observation d'émissions d'électrons rapides lorsqu'un contact est rompu sous vide ou lors de la fracture d'un cristal. Elle conduit à un remarquable accord entre les valeurs théoriques et les valeurs mesurées mécaniquement par un test de pelage, mais ne s'applique que dans des cas très rares [24].

Cette théorie est basée sur le transfert de charges électriques lors du contact et le réajustement des niveaux de Fermi [25], processus qui conduit en général à la formation d'une double couche électrique à l'interface, laquelle peut être assimilée aux deux plaques d'un condensateur plan.

Bien que ce modèle, basé sur les attractions électrostatiques, rende parfaitement compte de la cohésion d'assemblages verre-polymère tels que verre-caoutchouc et verre-chlorure de polyvinyle, il ne s'applique pas à d'autres interfaces, toutes aussi usuelles, tels que verre-dépôts métalliques divers, de sorte que l'on a tendance aujourd'hui à considérer que les phénomènes électriques, lorsqu'ils sont observés, sont plutôt l'effet que la cause de l'adhésion constatée.

II.2.1.3. La théorie de la diffusion

Cette théorie, proposée par Voyustidf de l'Ecole Russe dans les années cinquante, permet d'expliquer les phénomènes de cicatrisation observés avec les polymères fracturés ou fissurés [24]. L'adhésion est alors expliquée comme un enchevêtrement de macromolécules de deux matériaux résultant de l'interdiffusion des couches du substrat et de la colle. La zone de transition ainsi créée est appelée interphase ou interface épaisse. Les mécanismes fondamentaux de diffusion des macromolécules ont été décrits et analysés par Pierre-Gilles de Gennes prix Nobel de physique en 1991. Il a utilisé le concept de reptation, le temps de relaxation associé à la reptation d'une chaîne variant comme le cube de la masse moléculaire du polymère. Cette théorie suppose une solubilité mutuelle des deux matériaux et ne s'applique que dans peu de cas.

II.2.1.4. La théorie de Bekerman

Dans les années soixante, l'américain Bekerman émet l'hypothèse de la formation au voisinage de l'interface d'une zone, l'interphase, caractérisée par une cohésion différente de celles des deux matériaux en présence [24].

Dans le cas d'une forte cohésion, une rupture ne peut se produire qu'à l'intérieur de l'un des solides. Au contraire; une rupture dans la zone de transition interracial traduit une faible cohésion.

Ce modèle d'interphase à forte ou faible cohésion n'a pas la prétention d'expliquer les mécanismes de l'adhésion. Par contre, il propose d'attirer une attention tout à fait particulière sur la nature de l'interface lorsque l'on affine l'échelle d'observation, du micromètre au nanomètre, c'est-à-dire à la dimension de la molécule.

II.2.1.5. La théorie de l'adsorption thermodynamique

Des forces intermoléculaires de type Van Der Waals ou liaison hydrogène [distance d'interaction de l'ordre de 3 à 5 Å] fixent l'adhésif à l'état liquide sur la surface du solide [3]. Selon cette théorie, il faut que le contact soit parfait entre le solide et l'adhésif pour avoir une bonne adhésion.

Dans une atmosphère ordinaire, l'air ambiant par exemple, les forces les plus intenses, qui sont à très court rayon d'action, sont écrantées par les films d'oxyde, les couches de molécules adsorbées ainsi que par toute contamination extérieure présente sur la surface exposée. Les forces de Van Der Waals sont de plus faible intensité mais présentent un plus grand rayon d'action. Leur contribution, dans une atmosphère ordinaire devient prépondérante. Si l'on élimine la contamination atmosphérique, les couches d'oxyde peuvent alors réagir par des liaisons polaires coordinantes, appelées aussi liaisons donneur-accepteur ou encore liaisons acide-base, ou par des liaisons ioniques plus intenses.

II.2.1.6. La théorie de la liaison chimique

Si l'interface est le siège de réactions chimiques créant des liaisons solides de types covalent ou ionique, qui confèrent à l'assemblage une grande résistance à la rupture, on parle de modèle chimique. L'efficacité d'un couplage chimique varie étroitement avec deux paramètres : le nombre des liaisons interraciales et la longueur des chaînons assurent le couplage.

II.2.2. Approche thermodynamique (énergie l'adhésion de Dupré)

La cohésion d'un corps est assurée par l'existence de forces qui agissent en son sein. Chaque molécule est soumise à des interactions avec toutes ses plus proches voisines de sorte que la résultante des interactions est nulle. Par contre; à la surface; une molécule se trouve soumise à une résultante non nulle dirigée vers l'intérieur et qui tend à réduire la surface. C'est la raison pour laquelle, lorsque l'on approche deux solides l'un de l'autre, des forces d'attraction moléculaire se manifestent avant même que le contact soit établi et augmentent jusqu'à la réalisation du contact.

Ces forces viennent s'ajouter aux efforts extérieurs; de la même manière que le champ magnétique accroît la pression d'appui d'un aimant posé sur un substrat, en fer doux.

Les forces d'attraction moléculaire ont une intensité qui dépend de la nature des liaisons assurant la cohésion des matériaux. L'énergie superficielle γ représente le travail à effectuer pour séparer, de manière isotherme et réversible, deux parties du solide suivant un plan imaginaire de surface unitaire, en coupant les liaisons rencontrées. Cette énergie s'exprime en joule par mètre carré ($J.m^{-2}$). Il n'existe aucune définition similaire pour rendre compte de la séparation de deux solides différents 1 et 2 préalablement réunis : c'est l'énergie d'adhésion de Dupré (1969), ou travail thermodynamique d'adhésion [24], noté E_D . Son calcul est simple : il faut dépenser l'énergie γ_1 pour créer un élément unitaire de surface du corps 1 et l'énergie γ_2 pour créer un élément unitaire de surface du corps 2, et l'on récupère l'énergie interraciale γ_{12} emmagasinée à l'interface lors de la mise en contact (II.1). C'est l'énergie de Dupré qui est responsable du maintien en place de deux corps réunis dans un assemblage qui assure leur contact interne.

$$E_D = \gamma_1 + \gamma_2 - \gamma_{12} \quad \text{II.1}$$

Cette énergie prend une forme légèrement différente (II.2) lorsqu'on s'intéresse à un contact liquide solide. Le critère de bonne adhésion est alors essentiellement un critère de mouillabilité. La mouillabilité est définie par l'angle de raccordement qu'une goutte de liquide posée sur une surface minérale fait avec cette surface (figure II.1).

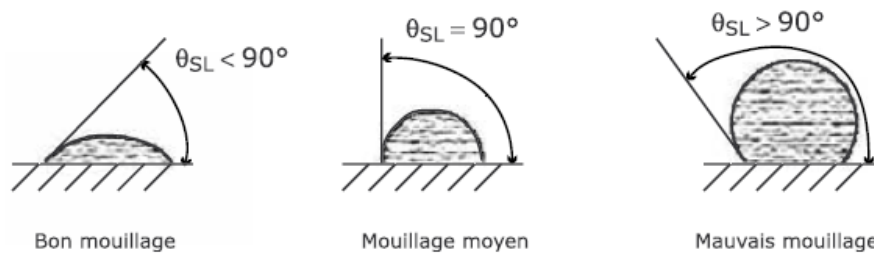


Figure II.1. Définition de l'angle de mouillage.

$$E_D = \gamma_L(1 + \cos(\theta_{SL})) \quad \text{II.2}$$

Où γ_L est la tension superficielle du liquide et θ_{SL} est l'angle de contact solide liquide ou angle de mouillage. Le calcul ou la mesure de la force d'attraction (que l'on peut appeler force d'adhésion) en fonction de la distance des solides que l'on rapproche, ne permet pas d'en déduire la force qu'il faut appliquer pour séparer les corps une fois le contact établi. On mesure le résultat de la séparation des éléments collés, ce que Maugis propose de nommer adhérence [23]. En effet, cette force de séparation dépend d'un grand nombre de comportements mécaniques et de paramètres environnementaux tels que déformations élastiques, viscoélastique ou plastique des solides en contact, vitesse de rupture, caractéristiques mécaniques de l'appareil de mesure de la force, présence de contaminants, température *et* hygrométrie ambiantes, etc.

II.2.3. Le modèle du facteur dissipatif

Ce dernier modèle, concerne plutôt l'adhérence que l'adhésion dans le sens où il fait intervenir la notion de rupture de l'assemblage collé. Il s'agit du modèle du facteur dissipatif [24]. Lorsqu'une fissure se propage dans un matériau ou à l'interface d'un joint adhésif; Le bilan des énergies mises en jeu peut être écrit sous la forme simple suivante; $G = \Gamma x \phi$, expression dans laquelle l'énergie de rupture G est égale au produit de l'énergie de surface (Γ) par le facteur de dissipation irréversible en volume (ϕ) lequel résulte essentiellement des pertes visqueuses pour les polymères.

Ce modèle permet de comprendre qu'un joint adhésif présente la même adhérence si l'adhésion (Γ) est faible avec une colle présentant une viscosité (ϕ) importante ou si l'adhésion est forte avec une viscosité peu marquée; le paramètre de contrôle étant précisément le produit $\Gamma x \phi$. Ainsi; si la pâte à modeler présente un aspect collant et légèrement poisseux au toucher; malgré sa faible adhésion, c'est, parce que la viscosité de la pâte est essentiellement responsable de la sensation tactile éprouvée [24].

Ce modèle permet également de comprendre pourquoi (par déformation de la colle ou d'un des corps en contact) il faut dépenser; pour rompre un assemblage collé, une énergie énorme au moins 10^4 fois supérieure à l'énergie correspondant aux forces attractives entre les molécules. Un autre mécanisme, qui amplifie cet effet, est mis en évidence par le français Ludwick Leibler, qui

consiste en un "effet ventouse" créé par de minuscules bulles d'air au sein de l'adhésif [26]. Ce phénomène peut être aisément visualisé avec du chewing-gum.

II.3. Essais de caractérisation mécanique du collage

Du point de vue de l'ingénieur, le dimensionnement d'une structure collée nécessite la connaissance de caractéristiques mécaniques du collage en lien avec les sollicitations auquel il est soumis : traction, compression, cisaillement, clivage (séparation des constituants rigides d'un assemblage par application d'un effort, à leur extrémité selon une direction sensiblement perpendiculaire au plan de collage) ou pelage [27] (séparation des constituants d'un assemblage, dont l'un au moins est souple, par application d'un effort à l'extrémité du support souple selon un angle compris entre 90° et 180° par rapport au plan de collage).

Dans la pratique, la résistance mécanique d'un collage est toujours évaluée dans un assemblage collé. D'après la norme NF EN ISO 10365, on distingue deux types de rupture :

Rupture de cohésion (ou cohésive) : une rupture d'assemblage qui, à l'œil nu ou à l'aide de la technique d'observation ou d'analyse appropriée, est localisée à l'intérieur du joint de colle ou au sein du substrat ;

Rupture d'adhésion (ou adhésive) : une rupture d'assemblage qui, à l'œil nu ou à l'aide de techniques d'observation ou d'analyse appropriées, est localisée à l'interface adhésif/substrat.

Généralement, on distingue [28] :

- la résistance à la traction;
- la résistance au cisaillement ;
- la résistance au cisaillement en nuage : le glissement progressif des pièces collées, l'une par rapport à l'autre, soumises à une force imposée ;
- la résistance au clivage ;
- la résistance au pelage.

II.4. Traitements mécaniques

Le traitement mécanique consiste le plus souvent à faire subir une abrasion (traitement mécanique « léger ») ou une projection de particules (traitement mécanique « dur ») à la surface du substrat.

II.4.1. L'abrasion

Ce traitement consiste à frotter manuellement ou mécaniquement un papier sablé sur la surface de collage [29,30]. L'abrasion, comme le sablage, nécessite une action comme le soufflage ou les ultrasons pour enlever les particules résiduelles inhérentes au traitement [31].

II.4.2. Le sablage

Le sablage consiste à projeter de fines particules de taille et de composition contrôlée sur la surface du substrat à une certaine pression, un angle de projection donné, une certaine distance, un certain diamètre de buse et pendant un temps donné[32]. Les particules projetées peuvent être des billes de verre ou du corindon (Al_2O_3) [33,34]. Ce procédé permet d'éliminer les couches d'oxyde fragiles et peu actives et en former d'autres par oxydation dans l'atmosphère des couches d'alliage situées sous les couches d'oxydes décapées par sablage [35,36]. Il permet aussi d'augmenter la rugosité par la déformation de la surface du substrat après impact des particules [33].

L'abrasif le plus utilisé est le corindon. Les grains, de taille variable (env. 80 à $>700 \mu m$), ont les arêtes vives et sont très durs. La granulométrie et le diamètre influencent les propriétés mécaniques des assemblages [34]. Certains auteurs minimisent cependant cette influence pour des assemblages non vieillis [32]. S'il permet d'éliminer des couches d'oxydes polluées, fragiles ou peu actives, le sablage peut aussi amener des éléments contaminants à la surface du substrat traité.

Ce sont souvent des particules ou des fragments de particules du sablage qui sont restées incrustées à la surface, contenant du silicium (Si), du calcium (Ca), du sodium (Na) [32,33]. La pollution par les particules peut aussi se faire au niveau atomique, au moment de l'impact à haute vitesse (donc avec une grande quantité d'énergie mise en jeu) propice à l'échange d'atomes [35]. La composition des particules influence donc la composition de la surface. Ainsi, les forces

dispersives et polaires à la surface vont être modifiées en fonction de la nature des atomes apportés de l'extérieur [32].

Le sablage permet d'augmenter d'environ 50 % les propriétés d'adhésion initiales par rapport à un dégraissage seul. La plus forte amélioration s'obtient par sablage au corindon. Les billes de verre augmentent aussi l'adhésion, mais dans une moindre mesure [33]. Cette augmentation peut s'expliquer principalement par l'augmentation de la surface développée due à la rugosité [32]. En effet, un substrat aluminium, à la sortie de l'usine, a une rugosité Ra d'environ $0,4\mu\text{m}$. Après sablage, Ra vaut quelques μm environ [32]. En revanche, ce traitement ne semble pas augmenter sensiblement les performances des assemblages en milieu agressif. Cependant, on peut noter que le diamètre des particules de sablage semble avoir une influence sur la durabilité. Un sablage avec des particules de faible diamètre d'un substrat d'alliage aluminium donne une meilleure durabilité des assemblages en milieu humide [32]. Le résultat inverse est trouvé pour un substrat en acier. En outre, un assemblage dont les substrats ont été sablé avec des billes de verre absorbe moins d'eau qu'un assemblage dont les substrats ont été sablé au corindon. Par ailleurs, il est déconseillé de sabler un substrat polymère renforcé par des fibres de carbone. En effet, les fibres à la surface sont dégradées, cassées et n'assurent plus leur rôle de répartition de contrainte [37].

II.4.3. Ultrasons

Cette technique utilise les vibrations haute fréquence pour séparer les particules faiblement liées au substrat. Les ultrasons sont souvent utilisés après un traitement sablage ou traitement chimique pour séparer les particules non solidaires de la surface créée après un décapage.

II.5. Mécanique de la rupture, application aux joints collés

On peut définir la rupture par la séparation de deux corps initialement solidaires, ou la séparation de parties d'un corps formant initialement une seule entité [23]. Elle est généralement amorcée à partir d'une entaille ou d'un défaut [38]. Sa vitesse de propagation dans le système et son aspect dépendent du (des) matériau(x), des contraintes internes au système et de celles exercées sur celui-ci par le milieu (température, forces appliquées...), de la géométrie du (des) solide(s) [39-41].

Les liaisons existant entre les deux parties qui se séparent se brisent les unes après les autres, on parle de fissuration [42]. L'énergie dépensée pour créer une fissuration dans un corps est appelée « énergie de cohésion ». Dans le cas de la séparation de deux corps distincts, on parle d'« énergie de décohésion interfaciale » [40] ou d'énergie d'adhésion. Il existe trois modes de fissurations (Figure II.2)

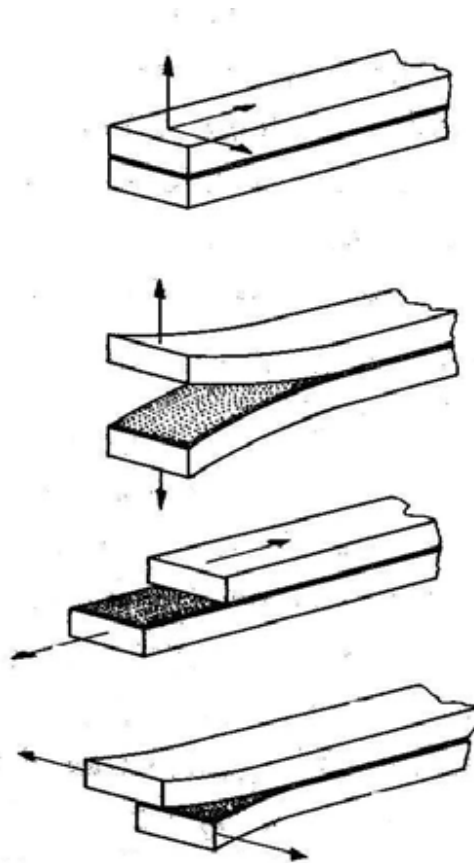


Figure II.2. Schématisation des modes de fissuration [42].

I-5.1. Différents aspects d'une fissure

On peut classer les types de rupture suivant le lieu où elle se produit (Figure II.3) [43]. Une rupture confinée au sein d'un matériau est dite « cohésive ». Une rupture sur la surface d'un matériau constituant un assemblage est dite « adhésive » ou « interfaciale ». Une rupture confinée

au sein d'un matériau est dite « cohésive ». Un troisième aspect doit être mentionné. En effet, la rupture se fait parfois non pas à l'interface *stricto sensu*, mais très proche de celle-ci [43]. On parle de rupture dans l'« interphase » car la proximité d'une interface peut être synonyme de gradient de propriétés [43,44]. La fissure peut alterner entre ces trois types de faciès au cours d'une même sollicitation de l'assemblage [45]. La localisation précise de la fissure (microanalyse X, par exemple) est très utile pour la description des mécanismes de rupture.

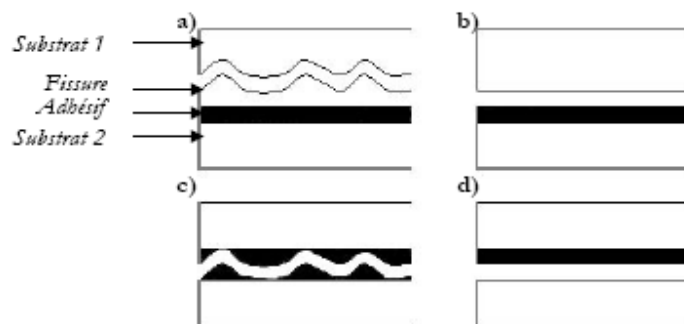


Figure II.3. Types de fissures possibles dans le cas des assemblages collés : a) et c) cohésives ; b) et d) adhésives.

II.6. L'adhérence

Les théories de l'adhésion ont pour but d'expliquer les phénomènes pouvant être à l'origine de l'adhésion entre deux matériaux mais ne permettent pas de les quantifier. Les essais mécaniques effectués sur les assemblages collés permettent de mesurer l'adhérence de l'assemblage qui dépend de divers paramètres ne résultant pas forcément d'un phénomène d'adhésion. Ainsi, l'adhérence peut être définie comme étant l'énergie dépensée pour séparer les deux parties d'un assemblage; elle représente alors la résistance de l'assemblage sous diverses sollicitations mécaniques. L'adhérence est donc mesurée par l'aire sous la courbe contrainte – déformation dans le cas de ruptures s'amorçant ou se produisant au sein de la zone interfaciale adhésif/substrat considérée [46]. Dans le cas de fissuration cohésive, ce sont les propriétés de cohésion de l'adhésif ou du substrat qui sont étudiées et on ne peut qualifier l'énergie déterminée d'adhérence.

Plusieurs paramètres peuvent avoir une influence sur l'adhérence des assemblages collés. Certains affectent directement les propriétés mécaniques, physiques et chimiques de l'interphase et d'autres agissent sans modifier l'interphase considérée mais sont susceptibles de changer les valeurs des grandeurs déterminées.

Parmi les facteurs qui affectent réellement l'adhérence, on peut citer :

- les propriétés physico – chimiques de la surface (nature chimique, rugosité).
- les propriétés physico – chimiques de la couche créée à la suite des traitements de surface du substrat.
- les propriétés physico – chimiques du polymère.
- les conditions d'application et de polymérisation de l'adhésif et les conditions de vieillissement de l'assemblage collé.
- les conditions d'essai (température, hygrométrie).

Par conséquent, l'adhérence des assemblages collés est conditionnée aussi bien par les phénomènes physico – chimiques superficiels que par les propriétés rhéologiques de l'adhésif ou des substrats, par les conditions de réticulation de l'adhésif et par les conditions de sollicitation mécaniques. Les efforts d'optimisation de l'adhérence d'un assemblage collé se portent donc naturellement sur l'optimisation physico – chimique de l'état de surface. Ces préparations sont, en outre, fortement dépendantes du type de matériau et de ses propriétés intrinsèques.

De nombreuses références relatives à ce sujet traitent des traitements de surfaces applicables à l'ensemble des matériaux que l'on souhaite assembler par collage. Cependant, une connaissance des traitements couramment utilisés pour les matériaux est nécessaire. Il existe ainsi des traitements spécifiques aux métaux [47], aux polymères [48,49] et aux matériaux composites [50], différents de par la nature et la réactivité des matériaux à assembler.

II.6.1. Assemblages collés

De nombreux types d'assemblages collés ont été étudiés afin de tester leurs propriétés mécaniques et donc la résistance des adhésifs en situation réelle. Citons par exemple les joints à simple et double recouvrement ("single and double lap joints", les joints massiques et annulaires

en torsion ("torsion butt joint and napkin ring test") et les joints massiques sollicités en traction ("butt joints"). Le choix de la géométrie utilisée correspond à un compromis entre la simplicité d'élaboration, le type de sollicitation envisagé, la nature des résultats souhaités, qualitative ou quantitative.

L'évaluation des performances et de la durabilité d'un assemblage collé s'effectue :

Soit par des *tests mécaniques destructifs*. Il s'agit alors de mesurer un paramètre de force ou de déplacement maximal à la rupture. Le paramètre mesuré sera représentatif de *l'adhérence* (force ou travail qu'il faut fournir au système pour en séparer les deux constituants) si la rupture est *adhésive*, c'est à dire si elle se produit à l'interface adhésif/substrat. Si la rupture est *cohésive*, c'est à dire qu'elle survient au sein de l'adhésif (ou du substrat), la valeur mesurée est caractéristique des propriétés intrinsèques du matériau dans lequel a eu lieu la rupture. Les principales sollicitations mécaniques sont la traction, le cisaillement, le clivage ou le pelage.

Soit par des *Contrôles Non Destructifs* (CND) qui, du fait de l'intérêt que leurs portent les industriels, se développent considérablement même s'ils ne sont pas encore totalement fiables. Citons, par exemple, la caractérisation d'assemblages collés par ultrasons [51].

Un des éléments importants de la réalisation d'assemblages collés est le traitement de surface du substrat. De nombreuses études ont été réalisées sur l'influence du traitement de surface sur la tenue mécanique des assemblages collés [52,53]. Le but des traitements est multiple, il s'agit :

- de dégraisser la surface du substrat
- d'éliminer les couches de contamination en surface qui sont faiblement adhérentes
- de changer la composition chimique superficielle pour former une couche de haute réactivité chimique
- de modifier la morphologie de la surface en augmentant la rugosité

Il ressort de ces études que le traitement de surface est primordial pour obtenir une bonne tenue mécanique. Les traitements de surface les plus couramment utilisés sont l'ablation mécanique tel le sablage, les traitements chimiques et/ou électrochimiques, les dépôts plasma ou l'utilisation de primaire d'adhérence [53].

II.6.2. Durabilité des joints collés

En optimisant les phénomènes d'adhérence lors de la conception de l'assemblage, et plus particulièrement lors des phases indispensables de préparation des surfaces, la durée de vie de l'assemblage est amplifiée. Cependant, d'autres facteurs doivent être pris en compte pour garantir à l'assemblage collé un maintien dans le temps de ses caractéristiques mécaniques, tant au niveau de sa fabrication que de son utilisation. En effet, les grandes précautions prises lors de la préparation du substrat doivent être poursuivies pour assurer une bonne cohésion de l'adhésif [54].

II.6.3. Hygro thermo mécanique de l'adhésif

Lors de la conception de l'assemblage, le comportement hygrothermo mécanique de l'adhésif peut intrinsèquement être un facteur d'endommagement. En effet, la formation de bulles d'air dans l'adhésif provient souvent de l'introduction de l'air lors du mélange et s'interprète physiquement sur la base des tensions interfaciales entre gaz et liquide. La variation de volume de l'adhésif et le retrait consécutif à sa polymérisation, souvent associé à l'évaporation d'un solvant sont aussi des facteurs d'endommagement. C'est pourquoi l'utilisation d'adhésifs époxy à faible retrait et qui dégage peu ou pas de composés volatils lors de leur polymérisation sont souvent choisis dans les assemblages structuraux. De même, les différences de coefficient de dilatation thermique entre substrat et adhésif sont aussi un facteur de microfissuration qui toutefois n'altère la durabilité du joint qu'en atmosphère humide. Les conditions de cuisson de l'adhésif à l'élaboration du joint sont autant de facteurs d'endommagement qui seront révélés lors du service à long terme. Ainsi, plus la viscosité de l'adhésif diminue avec l'augmentation de la température, moins les risques d'endommagement se manifestent : les capacités d'écoulement accrues conduisent à une meilleure mouillabilité, une limitation des porosités, une meilleure absorption, dissolution et dispersion des contaminants à la surface des substrats et meilleures interactions avec les substrats. De même, une température élevée de cuisson favorisera la réticulation de l'adhésif et par conséquent sa résistance au fluage. Le contrôle de la pression le long du joint alors que l'adhésif change de viscosité en polymérisant peut engendrer des contraintes internes qui représentent elles aussi des sources d'endommagement.

II.6.4. Endommagement de l'assemblage collé en service

Les caractéristiques mécaniques d'un assemblage collé peuvent se trouver diminuées par les conditions de service de la structure contenant l'assemblage. Les causes en sont diverses et variées et peuvent être énumérées comme suit :

- les contraintes appliquées à la structure peuvent être de trois types ; d'une part, les contraintes statiques (fluage) sont nocives aux assemblages et inhérentes à l'adhésif polymère. Des contraintes cycliques (fatigue) sont étudiées surtout dans les industries aérospatiales et automobiles et apparaissent plus néfastes aux assemblages que les contraintes statiques. Enfin, les assemblages collés dans l'industrie automobile nécessitent une bonne connaissance de la tenue aux chocs. On peut toutefois souligner que les adhésifs structuraux sont très sensibles à la vitesse de sollicitation par une diminution de leur taux de restitution d'énergie.

- la température est un facteur important car les performances mécaniques des adhésifs sont très nettement diminuées lorsque la température atteint une valeur inférieure de 25°C de leur température de transition vitreuse [55]. De même, une élévation de température active la diffusion d'eau et favorise le vieillissement humide et la dégradation interfaciale.

- d'autres facteurs peuvent modifier la durabilité des joints collés tels que les rayonnements UV [56], les passages en atmosphères particulières, les agressions chimiques [57] ou électrochimiques [58] et ne font que s'ajouter aux facteurs précédemment énoncés.

II.6.5. Préparation de surface avant collage

La théorie de l'adhésion et l'étude des phénomènes d'adhérence ont montré l'importance des traitements de surface et de toutes les étapes de préparation de l'assemblage collé. De plus, les conditions de durabilité et de vieillissement du joint de colle doivent absolument être prises en compte dans le dimensionnement de l'assemblage. Toutefois, répondre à toutes ces questions ne suffit pas pour obtenir un joint solide et adapté à ses conditions d'utilisation. Il faut, en effet, que la géométrie de l'assemblage puisse conserver les caractéristiques intrinsèques de l'adhésif. Ainsi, certaines configurations de joints collés sont à proscrire car elles sollicitent mal l'adhésif. Toute localisation des efforts dans un joint de colle pourra avoir des effets catastrophiques et la recherche d'une répartition la plus homogène possible des efforts devra toujours être le but

premier du concepteur. La rugosité et la porosité sont, sans conteste, des facteurs favorables à l'adhésion. Il existe une rugosité optimale des supports qui donnera la meilleure adhésion.

II.7. Défauts dans les assemblages collés

Lors de la réalisation d'un assemblage collé, de nombreux types de défauts sont susceptibles d'être créés. Ces défauts sont évidemment des sites préférentiels pour l'amorçage de la rupture. La figure I.5 représente les défauts typiques d'un assemblage collé [59].

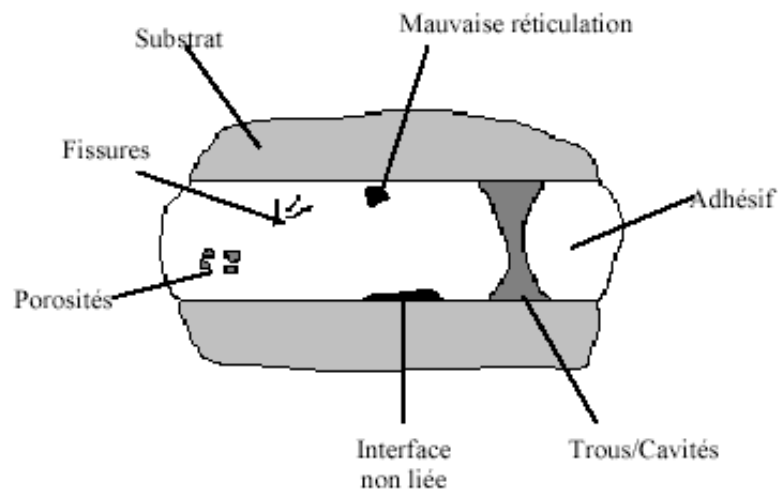


Figure II.4. Défauts typiques présents d'un assemblage collé [59].

La nature des défauts que l'on peut rencontrer dans un assemblage collé varie selon le phénomène à l'origine de ce défaut. On peut ainsi trouver :

- une **porosité** due à des gaz de polymérisation ou de l'air emprisonné pendant la fabrication de l'assemblage.
- des **micro fissures** dues à un fluage de l'adhésif, des contraintes résiduelles ou à des phénomènes de fatigue.
- des **zones de faible polymérisation** causées par exemple par un mauvais mélange de l'adhésif, un mauvais dosage des composants ou un temps de polymérisation insuffisant.
- des **cavités** dues à une mauvaise application de l'adhésif ou à des dégagements gazeux durant la polymérisation.

- des **zones de décollements** pouvant être conséquentes et provenant généralement d'une déficience de la préparation de surface du substrat, de phénomènes de condensation à l'interface, ou à la présence de contaminants lors du collage.

II.8. Principales sollicitations des assemblages collés

Les méthodes permettant d'identifier les paramètres de rupture sont les essais de séparation des substrats. Avec le choix du test, s'impose la nature des contraintes mises en jeu. On peut imposer à un joint de colle des contraintes normales au plan du joint (traction, compression), des contraintes tangentielles au plan du joint (cisaillement), des contraintes de pelage et des contraintes de clivage (arrachement).

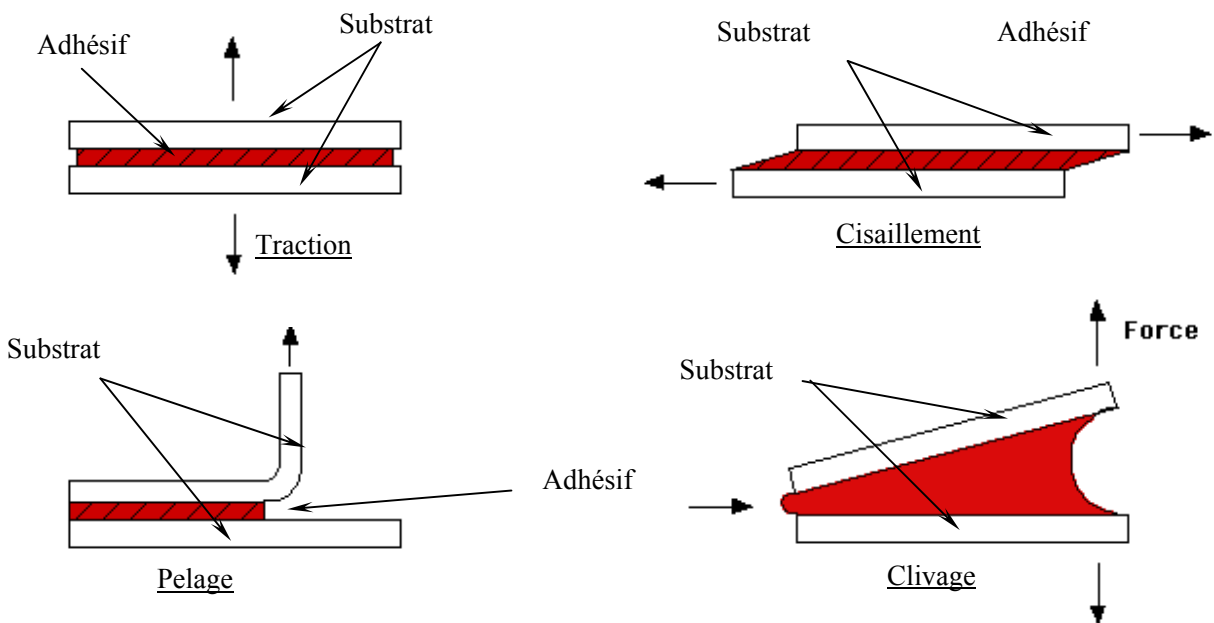


Figure II.5. Représentation des principales sollicitations que pourrait subir un assemblage collé.

Dans la réalisation d'un joint, on a vu qu'il est conseillé d'avoir une concentration de contraintes minimale et donc de répartir les charges imposées sur toute la surface du joint. Il est également préférable de favoriser les contraintes en compression ou en cisaillement et d'éviter autant que possible les contraintes de traction, de clivage ou de pelage. Les essais existants pour tester un joint adhésif sont nombreux, complexes et généralement adaptés à des applications spécifiques. Des normes [60,61] sont disponibles dans un grand nombre de domaines et

présentent l'avantage de définir un processus expérimental complet (préparation, mise en œuvre...) et de permettre la comparaison des résultats concernant les produits provenant de différents fabricants. Cependant, les résultats donnés par de tels essais s'avèrent bien souvent insuffisants pour une détermination des caractéristiques mécaniques de l'assemblage. Le but de tels essais est d'obtenir des résultats reproductibles et comparables d'une campagne d'essais à l'autre afin de pouvoir jauger équitablement divers produits. Cependant, ces essais ne permettent souvent qu'à l'accession à la force moyenne à rupture de l'assemblage et à certaines grandeurs statistiques sur le type de rupture observé. Ces essais présentent différentes configurations.

Chapitre III

*Etude du comportement des
assemblages collés*

III.1. Introduction

Bien que les joints collés soient des moyens primaires pour transférer la charge dans la construction de structures aéronautiques et maritimes, ils sont des sites d'échec potentiels en raison de la présence de discontinuités géométriques et matérielles qui causent des concentrations de contraintes élevées. Donc, la réduction des concentrations de contraintes le long des bords de l'adhésif est importante pour empêcher l'échec prématuré du joint collé. Cependant, la détermination des champs de contraintes et de déformations dans des assemblages par recouvrement présente des difficultés résultant de la géométrie et des propriétés des matériaux dissemblables. Le chargement excentrique peut aboutir aux fléchissements de l'assemblage à simple recouvrement, et les variations de contraintes locales près des fins de la région de chevauchement sont caractérisées par de très hauts gradients. Les gradients des composants de contraintes dépendent des propriétés élastiques de l'adhérent et de l'adhésif ainsi que de la géométrie commune.

III.2. Contraintes dans l'assemblage à simple recouvrement

L'assemblage à simple recouvrement est de loin le plus étudié, mais c'est aussi le plus compliqué du point de vue de son analyse mécanique car le désalignement des efforts imposés engendre une répartition des contraintes très complexe. Dans l'industrie on a le plus souvent recours à la méthode d'assemblage collé en raison des avantages qu'elle comporte : Facilement réalisable et peu encombrante.

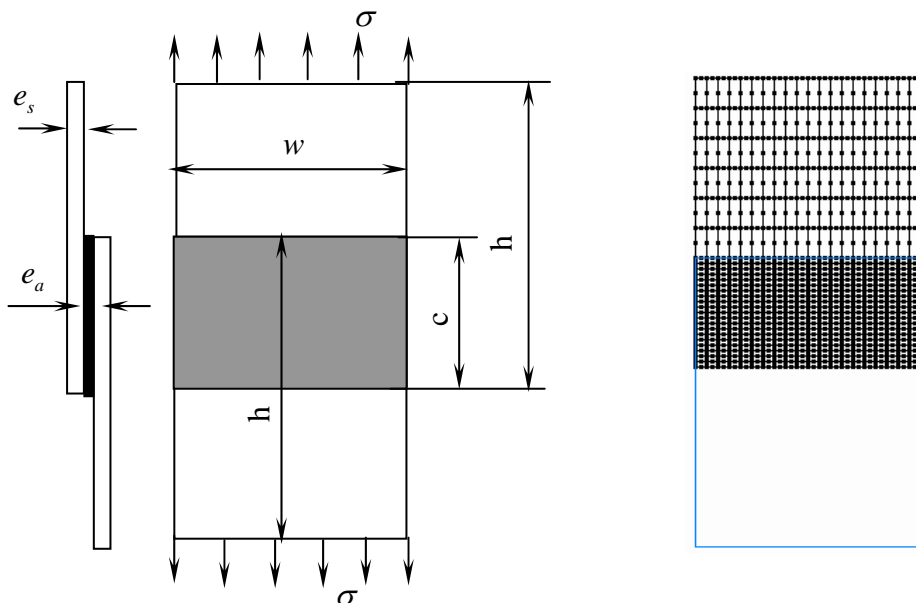


Figure III.1. Modèle géométrique et maillage typique de l'assemblage à simple recouvrement

La figure III.1 présente un assemblage collé à simple joint de recouvrement sollicité en traction uniaxiale avec une contrainte d'amplitude $\sigma = 120MPa$. Cet assemblage est constitué de deux plaques rectangulaires de mêmes dimensions, $h = 127mm$, $w = 152.4mm$ et d'épaisseur $e_s = 1mm$. Les plaques sont collées sur une longueur de recouvrement c par un adhésif de module de cisaillement $G_a = 965MPa$ et d'épaisseur $e_a = 0.127mm$. Dans les calculs réalisés nous avançons l'hypothèse simplifiée d'un comportement élastique linéaire des matériaux.

Pour expliquer le mécanisme de la rupture du joint de colle puisque celle-ci s'initie aux points où les contraintes sont maximales. Nous avons tracé la variation de ces dernières sur la longueur de recouvrement pour trois types de matériaux différents. Les caractéristiques mécaniques des matériaux sont rassemblées dans le tableau III.1.

Property	Aluminum	Boron/epoxy	Graphite/epoxy
$E_1(GPa)$	72	208.0	138.0
$E_2(GPa)$		9.7	9.7
ν_{12}	0.33	0.33	0.3
$G_{12}(GPa)$		16.6	6.9
$G_{13}(GPa)$		16.6	6.9
$G_{23}(GPa)$		14.6	3.2

Tableau III.1. Caractéristiques mécaniques des matériaux.

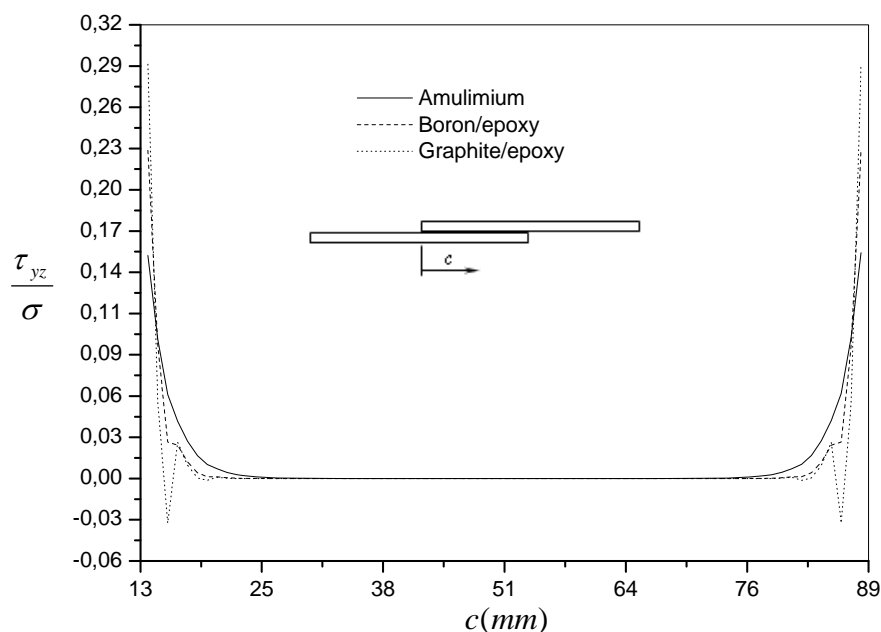


Figure III.2. Variation des contraintes tangentielles de l'adhésif τ_{yz} pour différents matériaux du substrat.

On remarque que les concentrations de contraintes de cisaillements τ_{yz} sont localisées au niveau des arrêtes libres des joints de l'adhésif produites du cumul des déplacements. On constate que l'allure de la contrainte de cisaillement est symétrique par rapport à la longueur de recouvrement. Les maxima se trouvent sur les bords des joints tandis que les minima sont situées au centre de la longueur de recouvrement, ce qui implique que la structure est équilibrée au tour de la surface collée. La bonne adhérence est donc au milieu de la structure et le risque de décollement est de plus en plus important au fur et à mesure qu'il se rapproche des joints libres de recouvrement.

Les contraintes maximales de cisaillement de l'adhésif sont surtout localisées à une distance de l'ordre de 18 % de la longueur de recouvrement et cela quelque soit le type du matériau utilisé. A partir de cette longueur les contraintes tendent à une valeur nulle. La contrainte maximale τ_{yz} diminue respectivement selon la rigidité des matériaux utilisés, graphite/époxy, boron/époxy et l'aluminium. Plus la rigidité du matériau sera élevée mieux sera le transfert des charges au adhésif et par conséquent les contraintes de cisaillement seront plus importantes. Donc toute variation dans les caractéristiques mécaniques des matériaux collés influe sur la résistance de l'adhésif.

III.3. Influence de la longueur de recouvrement

Nous avons vu que la variation des caractéristiques mécaniques des substrats influe sur la résistance de l'adhésif. Pour cela nous procédons à l'étude de l'influence du dimensionnement d'un assemblage sur la distribution des contraintes dans le joint de l'adhésif.

En faisant varier la longueur de recouvrement c tout en gardant la même hauteur de l'assemblage collé, on trace la variation de la contrainte de cisaillement maximale τ_{yz} pour différents matériaux.

La figure III.3 montre clairement que la contrainte maximale de cisaillement diminue proportionnellement à l'augmentation de la longueur de recouvrement c quelque soit la résistance du matériau. L'augmentation de la résistance mécanique du joint prend de l'importance avec l'augmentation de la longueur de recouvrement et la résistance mécanique des substrats. Nous avons vu que les contraintes τ_{yz} maximales dans le joint se trouvent aux

extrémités de la surface de recouvrement, lorsque la longueur c augmente ; les τ_{yz} maxima se déplacent de plus en plus vers l'extrémité chargée, conduisant à une surface de contact plus grande. Au milieu de la distance de recouvrement c , la contrainte τ_{yz} tend à une valeur nulle. De plus la figure III.3 montre que l'augmentation de la résistance des matériaux collés et de la surface de collage, influent directement sur l'élévation de la probabilité de la rupture dans les substrats, puisque les contraintes de cisaillement maximales diminuent.

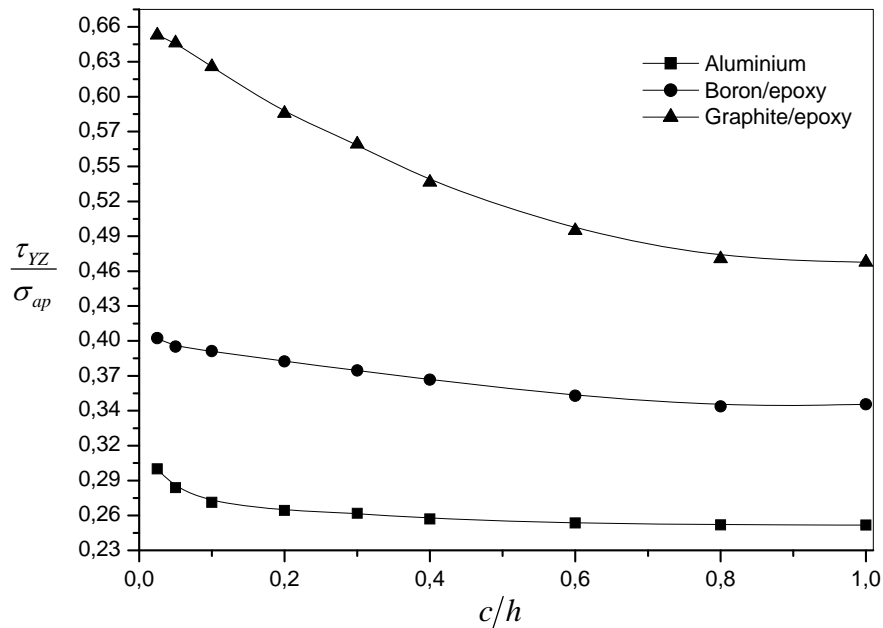


Figure III.3. Variation de la contrainte de cisaillement maximale en fonction de la longueur de recouvrement c .

Lorsqu'il y a augmentation de la longueur de recouvrement (c'est-à-dire l'augmentation de la surface de contact) ceci engendre une diminution de la contrainte moyenne et une augmentation de la charge de la rupture [62]. Cependant Schmit et Fraisse [63] ont déterminé une longueur de recouvrement critique pour un assemblage métallique correspondant au passage d'une rupture par écoulement plastique à une rupture par fissuration de la jonction.

III.4. Influence de l'épaisseur de l'adhésive

L'épaisseur de la couche d'adhésif représente un paramètre géométrique important. Giraud [64] a réalisé des essais sur les assemblages à simple recouvrement et montre que la rupture devient de plus en plus adhésive lorsque l'épaisseur adhésive augmente. Halioui [65] a étudié expérimentalement l'influence de l'épaisseur adhésive sur la résistance du joint à simple

recouvrement, et a montré qu'elle diminue lorsque l'épaisseur du film adhésif augmente. L'analyse par la méthode des éléments finis nous a permis de déterminer la variation de la contrainte maximale de cisaillement dans le joint de colle, en fonction de son épaisseur pour différents matériaux.

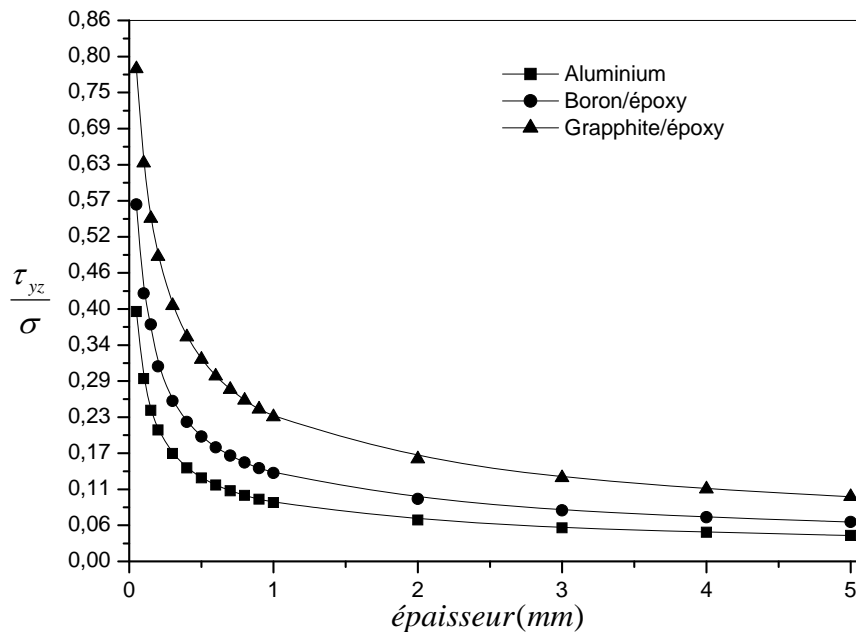


Figure III.4. Influence de l'épaisseur de l'adhésive sur la variation de la contrainte maximale de cisaillement.

On constate que la valeur de la contrainte de cisaillement diminue lorsque l'épaisseur de l'adhésif augmente. Par conséquent, l'adhésion est meilleure lorsqu'on augmente l'épaisseur de la couche de l'adhésif. Cela nous permet d'affirmer que la résistance de l'adhésif est fragile lorsqu'on utilise de faibles épaisseurs. Les faibles épaisseurs conduisent à une mauvaise adhérence.

Il est préférable d'augmenter l'épaisseur de la couche d'adhésif pour améliorer la résistance de l'adhésion. Alors si on augmente indéfiniment l'épaisseur de la couche d'adhésive, cette dernière risque de se comporter comme un troisième matériau différent dont les *propriétés mécaniques sont faibles*. De plus l'augmentation de l'épaisseur adhésive accroît le risque de sa plastification. La plastification entraîne une dégradation des propriétés mécaniques de l'adhésif, engendrant ainsi des ruptures adhésives.

L'épaisseur de l'adhésif doit être optimisée pour renforcer l'adhésion et éviter d'avoir un comportement d'un troisième matériau ayant des propriétés mécaniques de résistance faible.

Géraud [65] a déterminé l'épaisseur optimale de la couche d'adhésif à une fourchette de 0.1 et 0.2 mm.

III.5. Influence de la raideur des substrats

Dans ce paragraphe, une étude par la méthode des éléments finis a été menée sur un assemblage à simple recouvrement symétrique, avec un joint de colle d'une épaisseur variable tout en maintenant les mêmes caractéristiques mécaniques des matériaux et de l'adhésif. On prend une longueur de recouvrement $c = 76\text{mm}$. En faisant varier les modules de Young des substrats, nous avons tracé la variation des contraintes de cisaillements maximales τ_{yz} en fonction des rapports de rigidité pour trois différentes épaisseurs de l'adhésif.

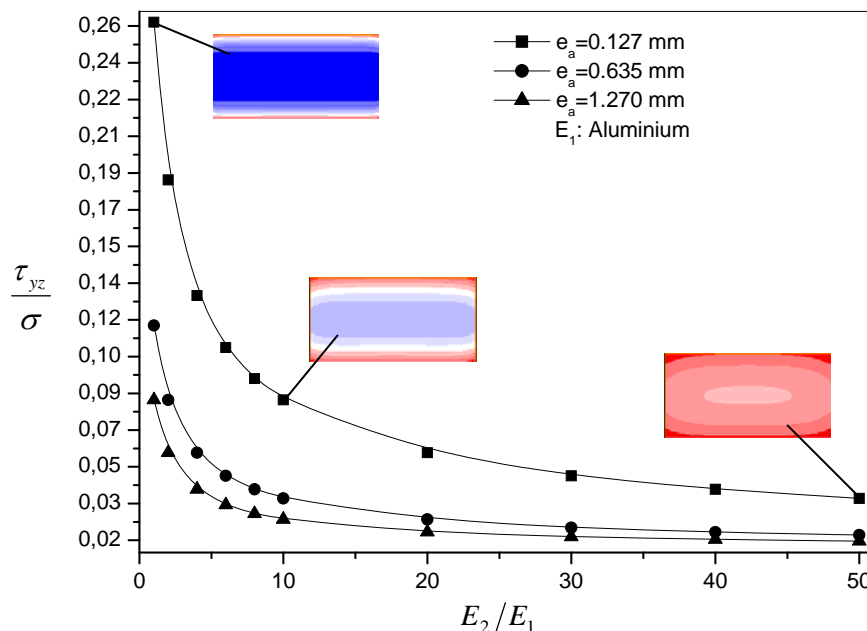


Figure III.5. Variation de la contrainte de cisaillement maximale en fonction de la raideur des substrats pour différentes épaisseurs de l'adhésif.

On remarque que la contrainte maximale de cisaillement τ_{yz} diminue proportionnellement avec l'augmentation de la rigidité des substrats. Cette diminution est beaucoup plus importante lorsque le rapport est inférieur à 20 ($E_2/E_1 \leq 20$). Pour des rapports supérieurs à ce chiffre ($E_2/E_1 > 20$) la variation est peu sensible. Les concentrations de contraintes maximales sont localisées au niveau des arrêtes libres des parties collées perpendiculairement à la direction de la contrainte appliquée. Ces concentrations de contraintes tendent à une valeur nulle au milieu de l'assemblage collé et seront localisées aux angles vifs sur le bord

extérieur de la plaque lorsque la rigidité des substrats augmente. Les contraintes maximales de cisaillement dans l'adhésif sont de plus en plus importantes avec la minimisation de son épaisseur (e_a). Donc l'augmentation de la rigidité des substrats absorbe les contraintes de cisaillement maximale dans les adhésifs. Pour mieux éclaircir ce phénomène nous avons tracé la variation de la contrainte de cisaillement sur la longueur de recouvrement ($c = 76\text{mm}$), parallèle au sens de l'application de la contrainte appliquée pour trois rigidités de substrats (figure III.6).

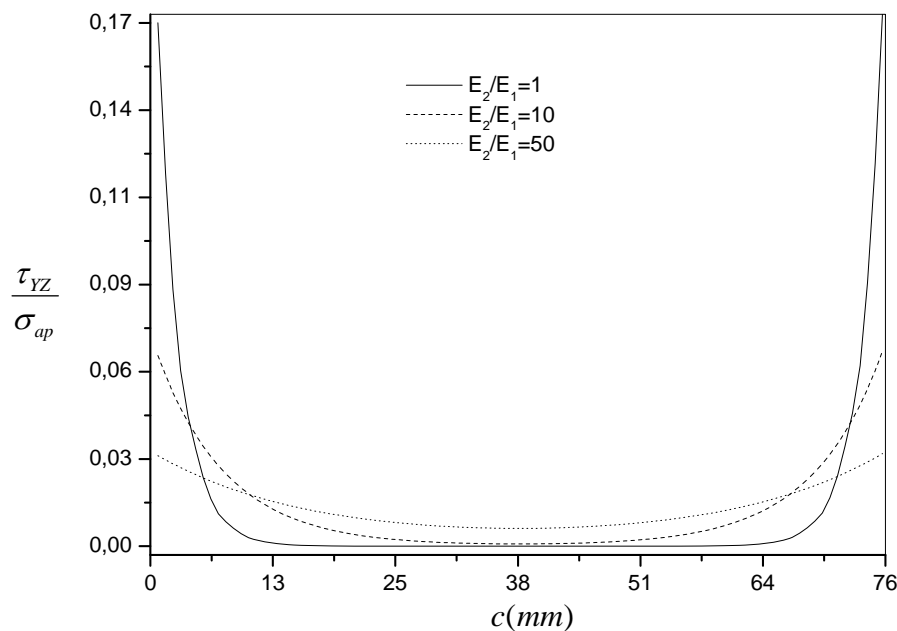


Figure III.6. Variation de la contrainte de cisaillement en fonction de la longueur de recouvrement (c) pour différentes rigidités de substrats.

Les contraintes τ_{yz} sont maximales aux extrémités pour des faibles rigidités de substrat. Les contraintes sont quasi nulles au milieu de la plaque. Alors, si les rigidités des substrats sont différentes, les concentrations de contraintes seront plus élevées du côté du matériau ayant le module de Young le plus ductile (plus faible). Ces matériaux absorbent l'énergie sous forme de déformations ; ces dernières créent des déplacements importants conduisant à des contraintes tangentielles élevées. Pour réduire ces concentrations de contraintes dans les matériaux ductiles, on doit assurer des tôles épaisses, ou bien utiliser des colles de faibles modules de cisaillement.

III.6. Influence du module de cisaillement de l'adhésif

Nous avons étudié la répartition des contraintes de cisaillement τ_{yz} dans la couche adhésive sur une ligne verticale pour différentes valeurs du module de cisaillement de l'adhésif G_a . Nous remarquons qu'un adhésif ayant un module élevé conduit à des contraintes trop importantes. Autrement dit un adhésif est moins résistant s'il présente un module de cisaillement élevé. Les recherches actuelles tentent d'améliorer cette propriété qui est une caractéristique essentielle de la résistance de l'adhésif.

Lors de la traction, le délaminage s'amorce sur les bords de la plaque en raison de la triaxialité des contraintes locales.

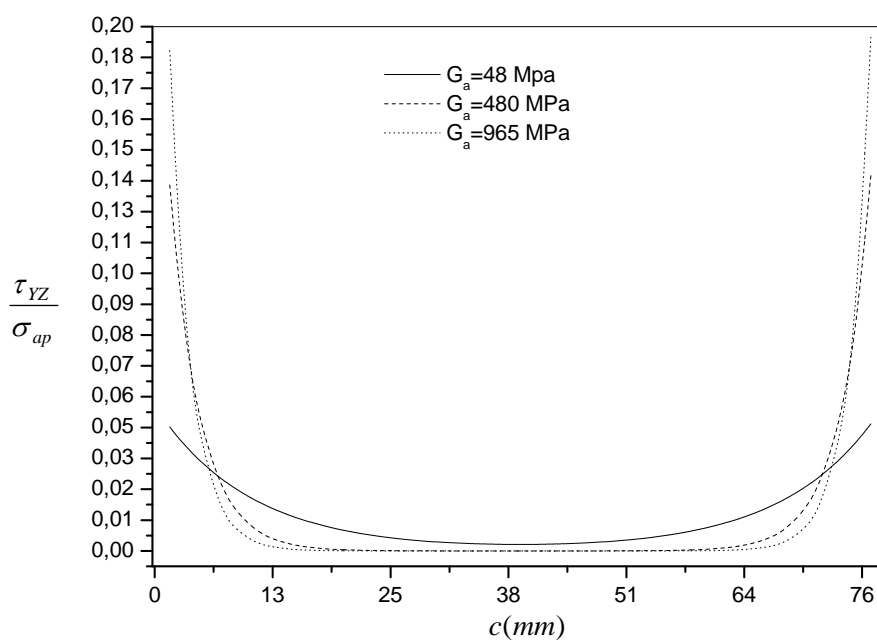


Figure III.7. Influence du module de cisaillement de l'adhésif sur la répartition des contraintes de cisaillements.

III.7. Contraintes dans l'assemblages à double joint de colle

Le joint à double recouvrement est un assemblage symétrique, souvent encombrant et cher à réaliser. L'éprouvette de l'assemblage à double recouvrement est constituée de trois plaques rectangulaires, superposées l'une sur l'autre, avec un joint de colle entre les plaques, comme montré sur la figure III.8. Les largeurs, les longueurs, et les épaisseurs sont identiques. Les trois plaques sont collées sur une longueur de recouvrement $c = 76.2$ mm. L'adhésif a une épaisseur $e_a = 0.127$ mm et un module de cisaillement $G_a = 965$ MPa.

Les distributions des contraintes de cisaillement τ_{yz} dans les deux joints de l'adhésif sont représentées sur la figure III.8. On remarque dans les arêtes des bords que la distribution des contraintes n'est pas identique pour les deux joints de l'adhésif. Cette différence est due au fait que l'éprouvette sollicitée en traction est chargée d'un côté et encastrée de l'autre, donnant un déplacement plus élevé suivant la direction du chargement ; ce qui provoque une concentration maximale du côté des déplacements élevés et donc apparition de l'effet de bord. Par contre, du côté de l'encastrement, la contrainte est plus faible.

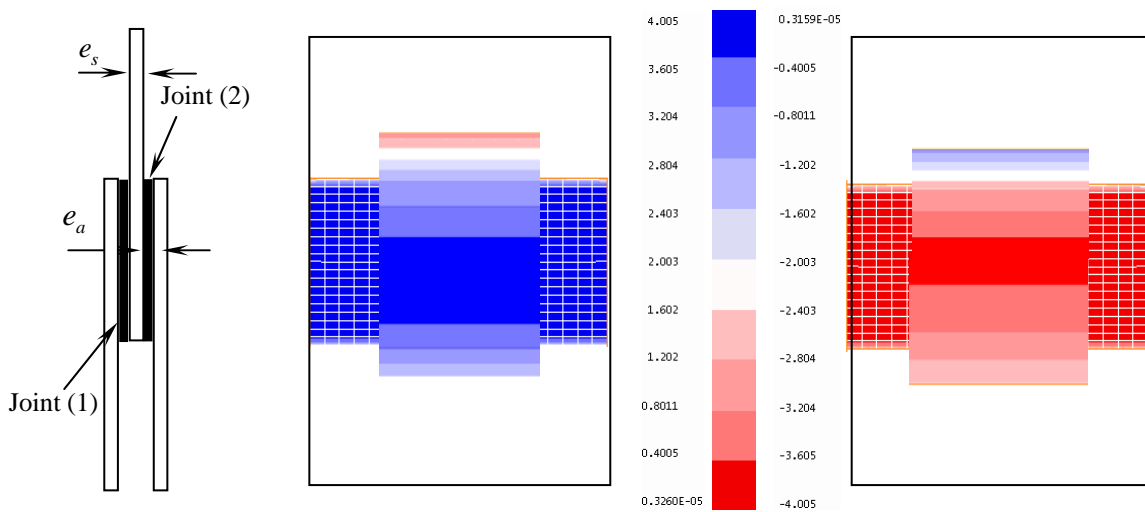


Figure III.8. Distribution du champ de contrainte de cisaillement dans l'assemblage à double recouvrement.

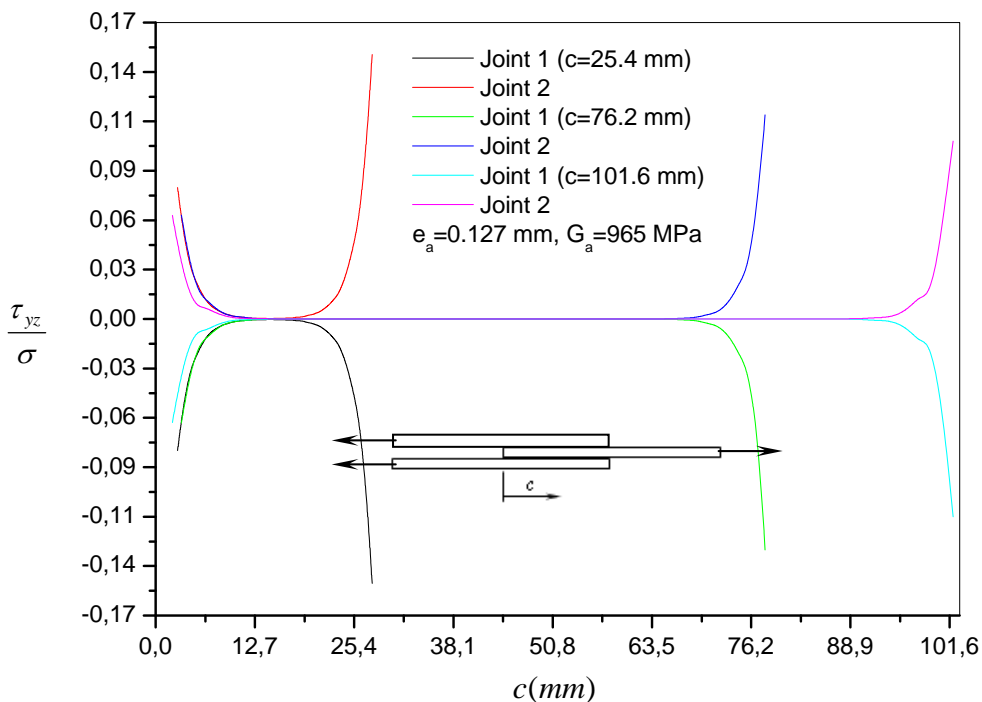


Figure III.9.- Variation des contraintes tangentielles dans les deux joints de l'adhésif.

La figure III.9 représente la variation de, la contrainte tangentielle τ_{xz} suivant une ligne parallèle au chargement. On constate que les contraintes dans les deux joints sont des signes opposés, ce qui implique que les déplacements dans les deux joints sont de sens opposés. Donc on peut conclure qu'il y a un équilibre dans la distribution des contraintes entre les deux joints de colle.

Contrairement aux assemblages à simple joint de recouvrement où la distribution des contraintes est symétrique par rapport au centre du joint, les assemblages à double joint de colle représentent une dissymétrie dans la distribution des contraintes. La concentration est maximale dans une arête puis diminue progressivement jusqu'à atteindre une valeur quasi-nulle au centre puis elle commence à plus augmenter en s'éloignant du milieu du joint. La contrainte τ_{yz} est maximale dans l'extrémité proche de la contrainte de sollicitation.

De même, la figure III.9 monte l'influence de la longueur de recouvrement sur la distribution des contraintes tangentielles dans les joints de l'adhésif de l'assemblage à double recouvrement. On signale que plus la longueur de recouvrement est importante, plus la contrainte de cisaillement maximale diminue.

III.8. Contraintes dans l'assemblage à simple recouvrement en présence d'entaille

Considérons deux plaques minces en aluminium de même configuration géométrique que celle étudiée précédemment.

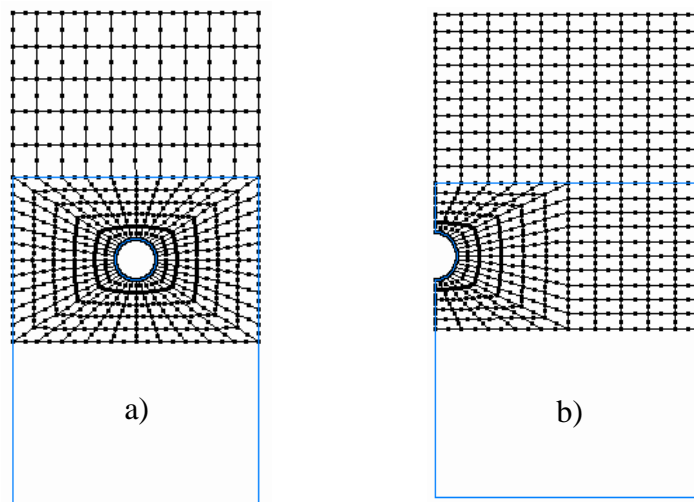


Figure III.10. Modèles géométriques des joints à simple recouvrement en présence d'entailles

a) - Entaille circulaire centrée, b) - Entaille semi-circulaire latérale.

Dans le premier cas on traite une configuration géométrique en présence d'entaille circulaire centrée ; dans le second, les plaques comportent des entailles semi-circulaires latérales non symétriques de rayon $\rho_{ent} = 12.7mm$. Les plaques sont collées par un adhésif de module de cisaillement $G_a = 965MPa$ et d'épaisseur $e_a = 0.127mm$. Après collage nous obtenons une symétrie des deux entailles par rapport à l'axe de symétrie de la couche adhésive (figure III.10). On garde les mêmes conditions aux limites.

III.8.1. Effet d'entaille sur la variation de la contrainte de cisaillement τ_{yz}

Pour illustrer cet effet nous avons étudié plusieurs tailles de l'entaille semi-circulaire caractérisées par leur rayon $\rho_{ent} = 12.7mm$. Sur les figures III.11 et III.12. Nous avons représenté la variation des contraintes de cisaillement τ_{yz} le long d'une ligne verticale traversant la couche adhésive pour l'entaille semi-circulaire et qui est centrée respectivement. Nous remarquons que l'effet de la taille de l'entaille sur ces contraintes dans l'adhésif est très significatif. L'augmentation de cette taille influe sur la variation de la contrainte maximale au niveau des extrémités des substrats. Cette variation peut atteindre le centre de la distance de recouvrement, et cela dépend du rayon de l'entaille. Ce comportement s'explique par le fait que pour des rayons élevés, l'entaille est très proche de l'arête libre de la couche adhésive (les contraintes sont élevées). Cette interaction augmente les déplacements dans les substrats ; ce qui accroît les contraintes maximales dans la couche adhésive.

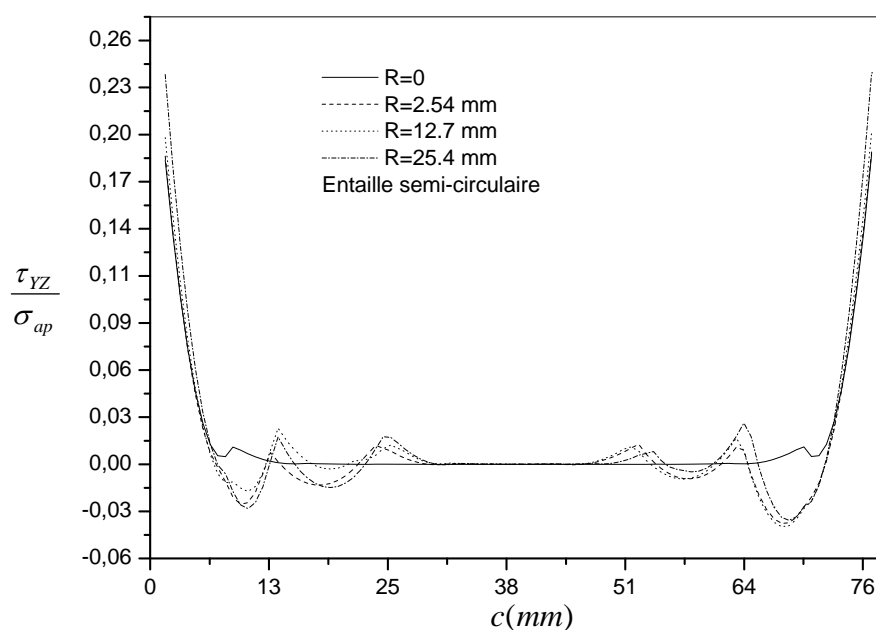


Figure III.11. Effet d'entaille sur la répartition des contraintes de cisaillements dans l'adhésif.

Nous pouvons donc conclure qu'il existe un effet d'interaction entre la présence de l'entaille et l'arête libre de la couche adhésive. Cet effet d'interaction est plus sensible lorsque le rayon de l'entaille tend à s'approcher de l'arête libre de la couche adhésive. Un comportement similaire est remarqué pour le cas de l'entaille circulaire centrée, sauf que les contraintes de cisaillement maximales sont minorées de 18% par rapport à celles de l'entaille semi-circulaire latérale.

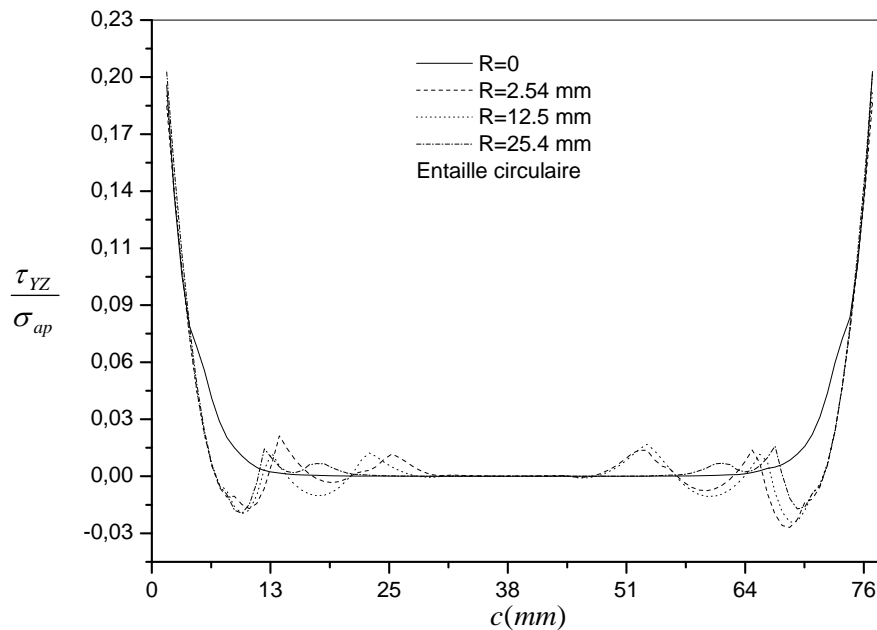


Figure III.12. Effet d'entaille circulaire sur la répartition des contraintes de cisaillement dans l'adhésif.

III.8.2. Effet de fissure émanant d'entaille sur la variation de la contrainte de cisaillement maximale

On traite l'influence de la longueur de la fissure émanant des deux types d'entaille de rayon $\rho_{ent} = 12.7\text{mm}$ sur la variation de la contrainte maximale de cisaillement τ_{yz} par la méthode des éléments finis. Les résultats obtenus sont représentés sur la figure III.13 dans le cas de la traction.

On remarque que l'augmentation de la contrainte de cisaillement est beaucoup plus marquée lorsque la longueur de la fissure émanant d'entaille est inférieure à 10mm ($a \leq 10\text{mm}$). Au dessus de cette valeur la variation est peu sensible, c'est-à-dire que la contrainte reste presque constante. On constate aussi que le rayon du champ de contrainte produit par les entailles est de l'ordre de grandeur de leurs rayons.

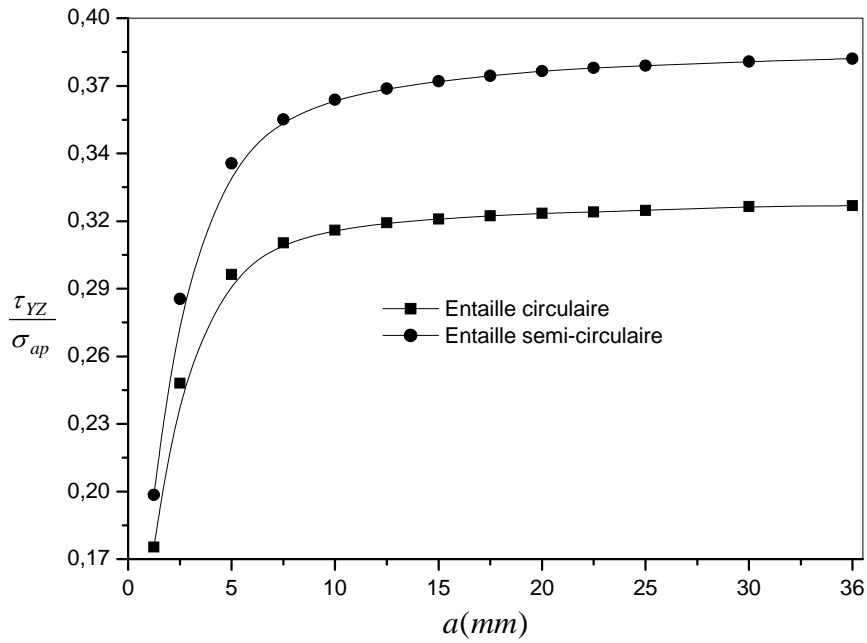


Figure III.13. Influence de la longueur de la fissure émanant d'entailles sur la répartition de la contrainte maximale de cisaillement.

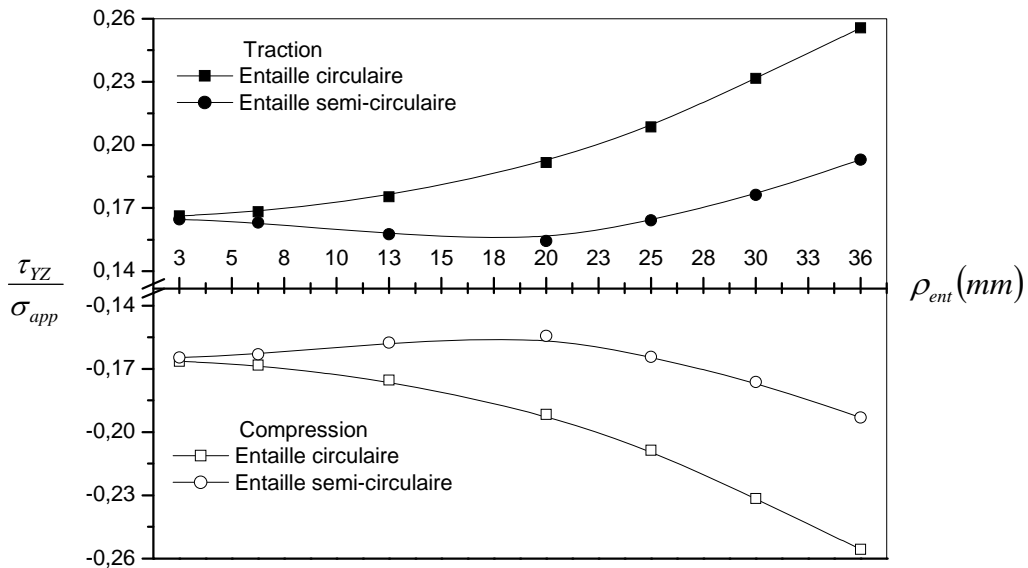


Figure III.14. Variation de la contrainte de cisaillement maximale dans la colle en fonction des rayons d'entailles.

Les contraintes de cisaillement maximales produites par l'entaille semi-circulaire latérale sont plus importantes que celles produites au niveau des entailles centrées. De plus, elles sont de plus en plus importantes avec l'accroissement des rayons des défauts géométriques (figure III.14). On remarque aussi un comportement symétrique dans le cas de la compression, sauf que les valeurs de la contrainte sont négatives.

III.8.3. Facteur de concentration de contraintes

Lorsque le matériau contient un défaut de géométrie macroscopique, la résistance à la traction diminue considérablement. Les défauts constituent des zones privilégiées où la valeur de la contrainte locale peut atteindre celle de la résistance à la traction. Autrement dit ces contraintes ont généralement une valeur plus élevée que la contrainte appliquée. Bien que la contrainte appliquée soit très faible par rapport à la limite d'écoulement à la traction du matériau, elle peut toutefois atteindre localement des valeurs beaucoup plus élevées que cette dernière, en raison de la concentration de contraintes dues à la présence de défaut superficiel (entaille).

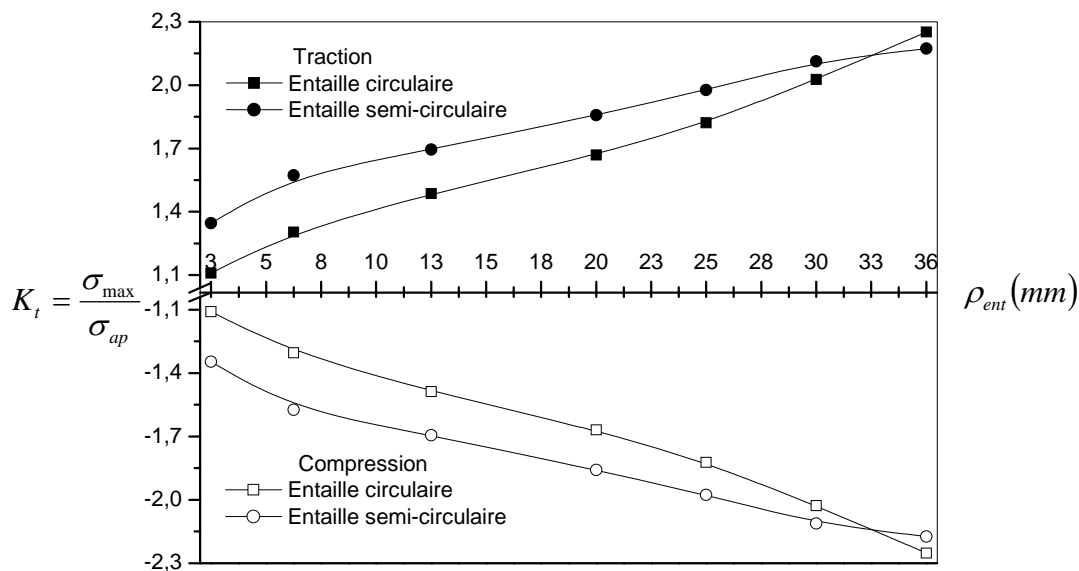


Figure III.15. Variation du facteur de concentration de contraintes en fonction des rayons d'entailles.

Lorsqu'un matériau est soumis généralement à une contrainte extérieure dont la valeur est nettement inférieure à celle de la résistance à la traction, cette contrainte peut, en certaines zones, atteindre une valeur égale à la résistance à la traction. Dans ces zones, il y aurait rupture des liaisons inter-atomiques, rupture qui se propagerait de proche en proche dans le matériau (les liaisons atomiques se rompent en cascade). Les zones où les contraintes locales peuvent atteindre et dépassent des valeurs critiques, pouvant conduire à l'amorçage et à la propagation de la fissure, et par voie de conséquence à l'endommagement du matériau. On peut citer certains chercheurs [66-73] qui se sont penchés notamment sur l'étude de l'effet d'entaille sur le comportement des matériaux.

La contrainte maximale est localisée en fond d'entaille ce qui permet de caractériser l'entaille par un facteur de concentration de contraintes défini comme étant le rapport entre la contrainte maximale et la contrainte appliquée. Ce facteur ne dépend généralement que de la géométrie de l'entaille. Pour une entaille circulaire ou semi-circulaire, le facteur de concentration de contraintes ne dépend que du rayon.

La figure III.15 représente la comparaison du facteur de concentration de contraintes K_t en fonction du rayon $\rho_{ent}(mm)$ des entailles circulaires et semi-circulaires latérales. Les plaques sont collées par un adhésif de module de cisaillement $G_a = 965MPa$ et d'épaisseur $e_a = 0.127mm$.

On remarque une symétrie des facteurs K_t que ce soit pour un chargement en traction ou en compression. Lorsque le rayon de l'entaille circulaire varie entre 2.5 et 13mm la variation du facteur de concentration de contraintes est comprise entre 2.86 et 3.016. Cette variation n'est pas très significative [74]. Par contre l'influence du rayon d'entaille semi-circulaire est plus importante du fait que le facteur de concentration de contraintes varie entre 3.068 et 3.3, lorsque le rayon de l'entaille varie entre 2,54 et 12,7mm [74].

La figure III.15 montre clairement la réduction du facteur de concentration de contraintes en présence du joint de la colle à simple recouvrement. Il est important de signaler que le facteur de concentration de contraintes pour les entailles semi-circulaires latérales est supérieur à celui des trous centraux. Les entailles semi-circulaires sont plus dangereuses et constituent plus de risques d'amorçage de fissures. On remarque bien que pour la même géométrie des éprouvettes et les mêmes valeurs des rayons d'entailles, les facteurs de concentration de contraintes pour les entailles centrées sont inférieurs à ceux des entailles latérales, ce qui signifie que les deuxièmes structures entaillées seront pré-fissurées plus facilement que les premières. Ceci nous conduit à conclure qu'une fissure émanant d'une entaille semi-circulaire latérale se propage plus rapidement qu'une fissure émanant d'une entaille centrale.

III.8.4. Facteur d'intensité de contraintes

Le facteur d'intensité de contraintes caractérise les champs de contraintes et de déplacements en tête de fissure; il est connu par son influence directe sur la vitesse de propagation de la fissure que ce soit en chargement monotone ou cyclique.

Pour comparer le comportement des fissures dues à des entailles circulaire et semi-circulaire, on trace sur la figure III.16, la variation du facteur d'intensité de contraintes normalisé en fonction de la longueur de la propagation de la fissure pour les deux types d'entailles. La variation du facteur d'intensité de contraintes émanant des fonds d'entailles avec et sans présence du joint à simple recouvrement est mise en évidence. Dans le cas du joint à simple recouvrement on suppose que la fissure existe dans un seul substrat. Le maillage au niveau des entailles et autour de la fissure est bien affiné. Les résultats obtenus sont reportés dans la figure III.16.

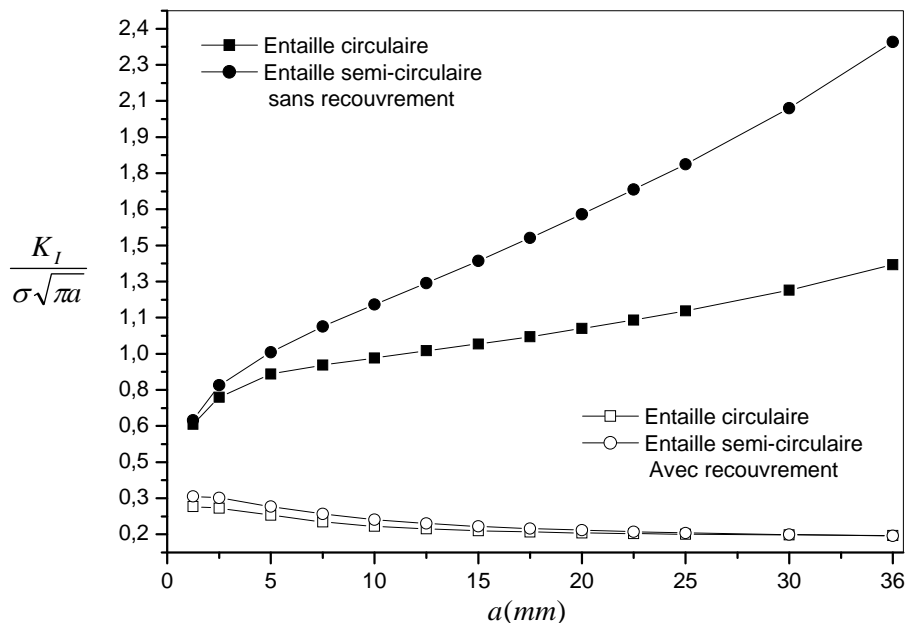


Figure III.16. Variation du facteur d'intensité de contraintes en fonction de l'avance de la fissure émanant des différents types d'entailles.

On note que le facteur d'intensité de contraintes augmente avec la longueur de la fissure. Pour de faibles longueurs de fissures, les facteurs d'intensité de contraintes issus de l'entaille circulaire et de l'entaille semi-circulaire latérale sont sensiblement les mêmes, que ce soit avec ou sans présence du joint à simple recouvrement. Ce qui montre que le comportement des fissures courtes ne dépend pas beaucoup du type de l'entaille. Par contre, lorsque la longueur de la fissure augmente, le facteur d'intensité de contraintes pour la fissure émanant d'entaille semi-circulaire latérale sans l'influence du joint de la colle est beaucoup plus important par

rapport à celui d'une entaille circulaire centrale ; leur différence augmente au fur et à mesure qu'on s'éloigne du fond des entailles. On constate qu'une fissure émanant d'une entaille semi-circulaire latérale se propage plus rapidement qu'une fissure émanant d'une entaille centrale. Dans le second cas, c'est-à-dire dans le cas de la présence du joint de la colle, le facteur d'intensité de contraintes diminue progressivement en s'éloignant des fonds d'entailles tandis que la force motrice produite des deux défauts géométriques perd toute influence.

Ouinias [74] a confronté les résultats du calcul du FIC obtenus en utilisant le code de calcul FRANC-2D/L [75] pour des fissures émanant de l'entaille centrale et de l'entaille semi-circulaire latérale avec ceux obtenus par simulation du modèle de Kujawski [70] établis pour les fissures courtes émanant des fonds d'entaille. La comparaison de ces résultats a montré une bonne coïncidence pour les fissures courtes. Dans le cas de l'entaille centrale l'écart ne dépasse pas 7 % [76] tandis que pour l'entaille semi-circulaire latérale l'écart maximal est de 10% [77].

III.9. Effet de décollement

On parle de l'effet de décollement lorsqu'il y a une région au niveau de la fissure qui n'est pas collée par suite d'un éventuel décollement [78]. Cet effet est modélisé par une distance d le long de la fissure. Comme l'entaille est caractérisée par un facteur de concentration de contraintes, on suppose que le décollement prend lieu à ce niveau. Donc on compare l'évolution du facteur d'intensité de contraintes émanant des deux types d'entailles (circulaire et semi-circulaire) en fonction de la longueur de la fissure avec et sans présence de l'effet de décollement. Les rayons des entailles circulaire et semi-circulaire sont pris de même dimension ($\rho_{ent} = 12.7mm$).

Les figures III.17 et III.18 montrent les résultats de la méthode des éléments finis. La représentation est faite pour trois distances d de décollement, $d = \rho_{ent}$, $0.5\rho_{ent}$ et $d = 0$ (sans décollement). On remarque que le comportement de la fissure est similaire pour les deux types d'entailles, sauf que le facteur d'intensité de contraintes de la fissure émanant de l'entaille semi-circulaire est plus important que celui de l'entaille centrée. L'augmentation de la distance de décollement d amplifie le facteur d'intensité de contraintes.

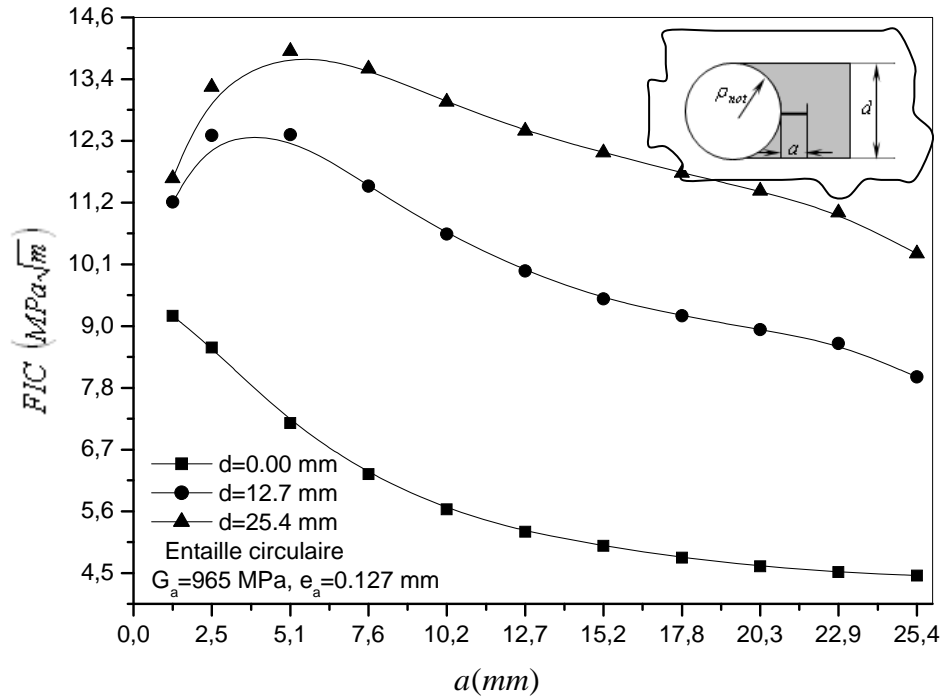


Figure III.17. Effet du disbond sur la variation du facteur d'intensité de contraintes en fonction de la longueur de la fissure émanant d'entaille circulaire centrée.

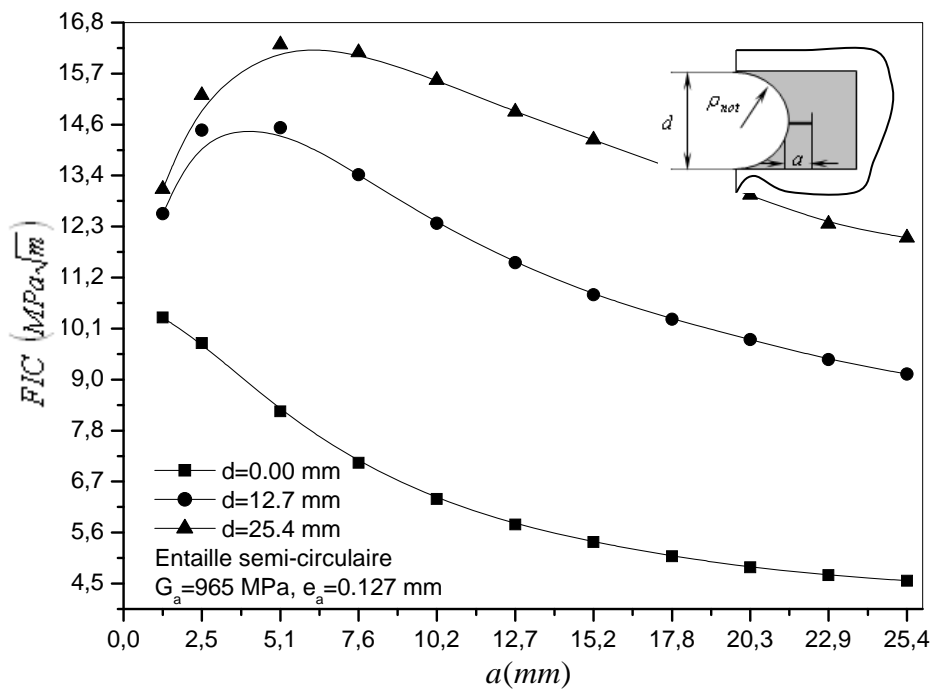


Figure III.18. Effet du disbond sur la variation du facteur d'intensité de contraintes en fonction de la longueur de la fissure émanant d'entaille semi-circulaire.

En présence de l'effet de décollement, les FIC maximales correspondent à la longueur de la fissure ($a = 5.1mm$), c'est-à-dire le deux cinquième du rayon de l'entaille. Au-delà de cette

vaux les FIC décroissent avec l'augmentation de la longueur de la fissure. Cette diminution est due en fait à l'avance de la fissure de l'emplacement décollé vers la partie collée. Donc l'avance de la fissure sera plus ou moins ralentie.

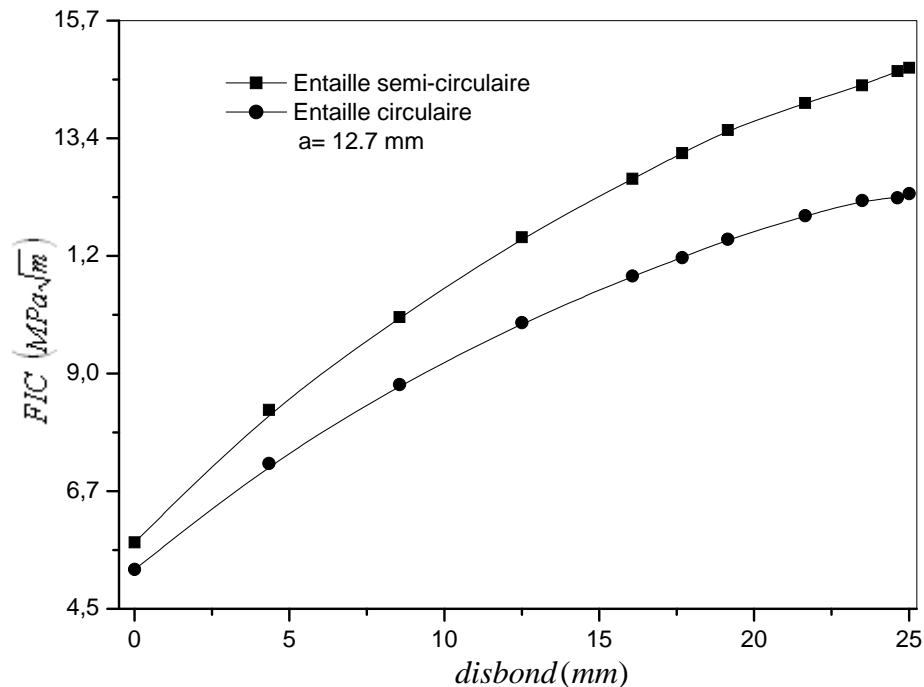


Figure III.19. Variation du facteur d'intensité de contraintes en fonction de disbond d'une fissure émanant d'entailles circulaire centrée et semi-circulaire.

Dans le cas où $d = 0$ (sans présence de l'effet de disbond) on remarque que l'allure du FIC diminue progressivement avec l'importance de la taille de la fissure.

La figure III.18 indique que la variation relative du FIC entre un décollement nul $d = 0$ et un décollement $d = 0.5\rho_{ent}$ varie dans une fourchette de 33 à 42 %. Cette variation sera majorée lorsque la longueur de la fissure $a = 2\rho_{ent}/5$ de 16%. Lorsque le décollement sera égal au rayon de l'entaille, les variations du FIC seront majorées de 18%.

La figure III.19 montre l'influence du décollement sur le facteur d'intensité de contraintes d'une fissure stationnaire émanant des entailles circulaire et semi-circulaire de rayon $\rho_{ent} = 12.7$ mm. La longueur de la fissure est du même ordre du rayon d'entaille. La figure indique que l'augmentation du décollement d affecte la variation du facteur d'intensité de

contraintes. En effet, le facteur d'intensité de contraintes augmente indéfiniment avec l'augmentation du disbond. En outre le facteur K_I n'a pas de valeur asymptotique.

Sur la figure III.20, on montre la variation du carré du facteur d'intensité de contraintes en fonction du disbond. Le décollement varie linéairement avec le K_I^2 , par contre la variation du facteur K_I avec le décollement est une relation polynomiale d'ordre deux (2).

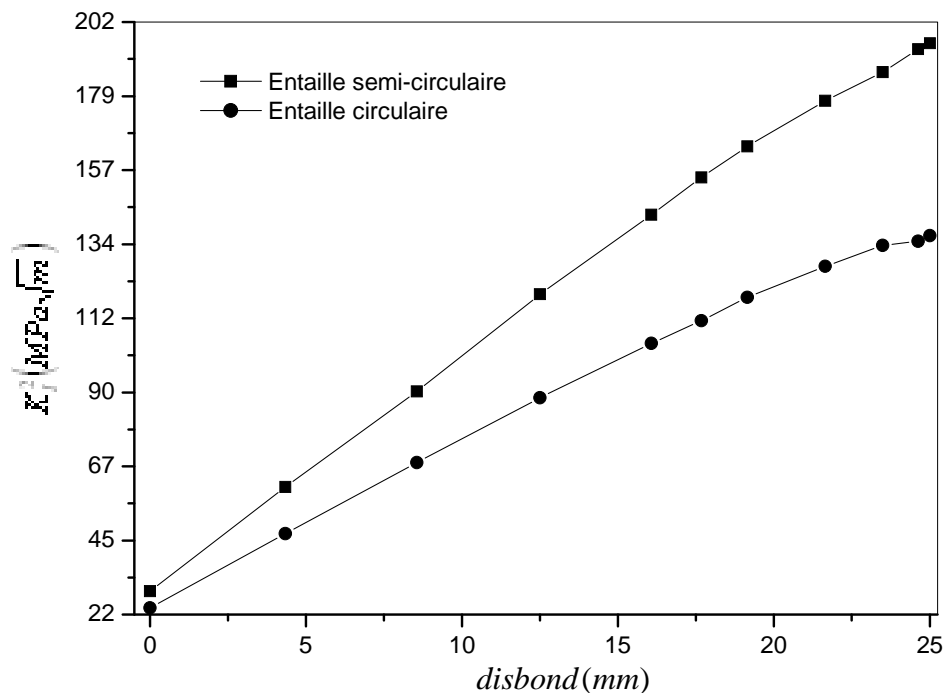


Figure III.20. Variation du carré du facteur d'intensité de contraintes en fonction de disbond d'une fissure émanant d'entailles circulaire centrée et semi-circulaire.

III.10. Conclusions

Les résultats obtenus dans ce chapitre nous permettent d'annoncer les conclusions suivantes :

- * Les contraintes longitudinales sont maximales à la surface des substrats aux extrémités du recouvrement, ceci en raison de la flexion des supports. Les contraintes de cisaillement sont maximales dans la couche adhésive à l'extrémité du recouvrement.

- * L'augmentation de la longueur de recouvrement mène à une diminution des maxima de contraintes longitudinales des substrats et de cisaillement de l'adhésif. De plus, la rigidité de l'assemblage augmente avec la longueur de recouvrement.

- * Lorsque la rigidité des substrats augmente, les contraintes d'arrachement à l'interface adhésif/substrat sont minimisées au profit du cisaillement τ_{yz} .
- * L'assemblage à simple recouvrement présente une symétrie dans la répartition des contraintes de cisaillement contrairement à l'assemblage à double joint. Ce dernier présente un équilibre des contraintes entre les joints de l'adhésif.
- * L'augmentation de l'épaisseur adhésive réduit les contraintes de cisaillement, mais le choix de cette épaisseur doit être optimisé afin d'éviter l'émergence d'un troisième matériau de faible propriétés mécaniques.
- * L'augmentation du module de cisaillement de l'adhésif diminue la résistance de l'adhésion.
- * Les assemblages à simple recouvrement présentent une symétrie dans la répartition des contraintes de cisaillement par rapport au centre du joint, contrairement aux assemblages à double recouvrement.
- * L'effet de la taille de l'entaille sur les contraintes dans l'adhésif au niveau des extrémités des substrats est très significatif. Elles sont plus importantes en présence de l'entaille semi-circulaire latérale que des entailles centrées.
- * L'augmentation de la contrainte de cisaillement est beaucoup plus marquée lorsque la longueur de la fissure émanant d'entaille est inférieure à 10mm ($a \leq 10mm$). Au dessus de cette valeur la variation est peu sensible.
- * Les résultats montrent que le facteur d'intensité de contraintes est affecté par l'effet négatif du disbond. L'augmentation de celui-ci est proportionnelle à l'augmentation du FIC.
- * La variation du K_I^2 avec le décollement a un comportement linéaire. Une relation polynomiale regroupe le décollement avec le facteur K_I .

Chapitre V

*FCC, Intégrale J dans une plaque/coque
en composites*

IV.1. Introduction

Récemment, l'utilisation des adhésifs est acceptée comme un processus de réparation des structures pour augmenter la durée de vie des composants endommagés. Les pièces métalliques ou composites sont collées à un côté ou aux deux côtés de la pièce fissurée pour étendre sa durée de vie de service [79-84]. Cette méthode a été employée pour réparer quelques composants d'avions vétustes. Les structures d'avion sont renforcées de tôles minces de métal plus dur. Quand une fissure est découverte à l'intérieur de la structure, le patch est collé sur la partie de la région fissurée. Pour appliquer cette technique à un problème pratique, on prend en considération beaucoup d'aspects tels que l'analyse de contraintes statiques et résistance à la fatigue, préparation superficielle, choix de l'adhésif, etc. Un aspect important dans le collage d'un patch consiste à prévoir des tensions, des facteurs d'intensité de contraintes et la force de cisaillement.

En employant l'approche de la mécanique de la rupture linéaire élastique, Rose [85] a montré que le facteur d'intensité de contraintes n'augmente pas infiniment avec l'augmentation de la longueur de la fissure pour une plaque contenant une fissure centrale réparée par collage d'une pièce de renforcement. Il a aussi expliqué que la raison de ce comportement asymptotique était due au mécanisme de rapprochement fissure/pièce de renforcement, telle que la charge appliquée pourrait être entièrement transmise à travers la fissure avec seulement un déplacement fini relatif entre les faces de la fissure. En attendant, le facteur d'intensité de contraintes des fissures renforcées dans des structures a été obtenu selon la supposition d'une distribution continue de contraintes agissant entre les faces de la fissure [86-87]. Quelques chercheurs ont évalué l'effet de joint, avec la croissance d'une fissure centrale soumise à une charge uniforme [88-89].

Le patch fournit la redistribution alternative de contraintes; ainsi, la distribution de contraintes originales est transférée au renfort par l'attachement. La vie de fatigue et les contraintes résiduelles de la tôle réparée dépendent de l'efficacité de l'attachement. Comment alors transférer la charge de la tôle fissurée à la pièce de réparation ? [90]. L'avantage principal de l'adhésif sur les méthodes d'attachement restantes comme les rivets ou les boulons, fournit plus d'uniformité de la redistribution de la charge en réduisant au minimum les concentrations de contraintes.

La méthode d'attachement par adhésif a été étudiée par plusieurs auteurs. Les travaux de réparation indiquent que l'épaisseur des tôles fissurées soit très petite, pour que la dimension

du problème soit plane. Ces problèmes ont été résolus en employant la théorie elasto-statique bidimensionnelle. Jones et al. [91] ont proposé une matrice de rigidité pour l'attachement adhésif-patch employée en conjonction avec la matrice de rigidité standard. Tarn et Shek [92] ont fait une modélisation de cisaillement de l'adhésif en employant la FEM et BEM pour leurs calculs. Young et al., [93] ont employé la méthode des frontières « BEM » pour la modélisation de l'adhésif liant la tôle fissurée et le patch.

Cette étude porte sur la méthode de réparation en employant des patches semi-circulaires, adhésivement collés sur une plaque fissurée sur le bord. Dans ce travail, la méthode des éléments finis est appliquée pour analyser le comportement d'une fissure réparée par un renfort. La connaissance de la distribution des contraintes au voisinage des fissures a une importance pour l'analyse de leur réparation en présence du décollement sous le patch. Les effets des propriétés mécaniques et géométriques sur la variation du facteur d'intensité de contraintes à la pointe de la fissure en mode I ont été mis en évidence.

IV.2. Modèle géométrique

Dans cette modélisation, on considère une plaque rectangulaire mince en alliage d'aluminium ayant les dimensions suivantes : longueur $H = 200\text{mm}$, largeur $w = 100\text{mm}$ et l'épaisseur $e_p = 2\text{mm}$. On suppose une fissure de longueur $a(\text{mm})$ située à l'extrémité de la plaque.

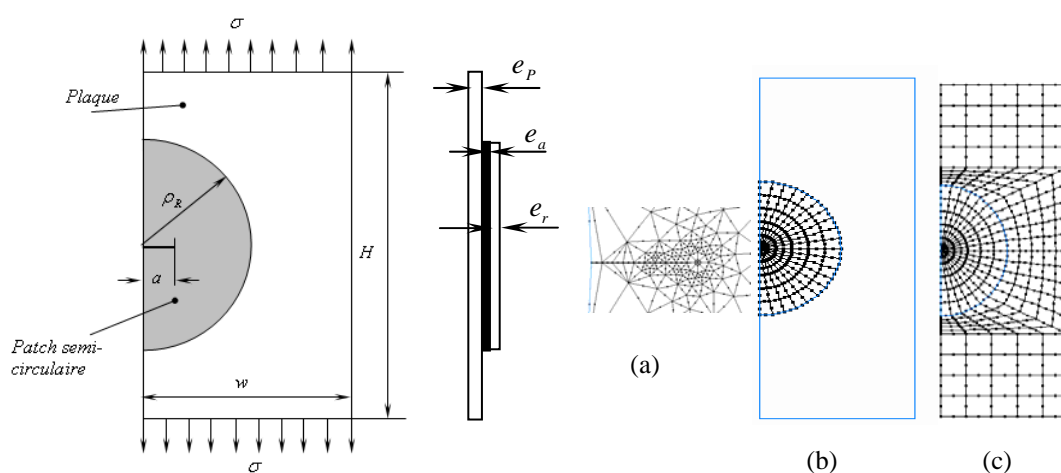


Figure IV.1. Modèle géométrique et maillage de la structure (plaque et patch), (a) Fissure à bord, (b) Patch collé sur la fissure et (c)- Plaque fissurée.

La plaque en question est sollicitée en traction uniaxiale dans la direction verticale "Y" sous la contrainte appliquée d'amplitude $\sigma = 120MPa$. Une pièce (patch) en matériau composite (bore/époxyde) est collée sur la fissure comme l'indique la Figure IV.1. La dimension de la pièce est : diamètre $d_r = 2\rho_r = 80mm$, épaisseur $e_r = 2mm$. Les propriétés du matériau du patch sont regroupées dans le tableau 1. Les propriétés adhésives sont : Le module de cisaillement G_a et l'épaisseur e_a .

Les caractéristiques mécaniques du matériau étudié sont reportées dans le tableau suivant :

Propriétés	Aluminum AlCu4Mg1Mn	Boron/époxy	Adhésif
$E_1(MPa)$	$7.2 \cdot 10^4$	$208 \cdot 10^3$	
$E_2(MPa)$		$25.4 \cdot 10^3$	
ν_{12}	0.33	0.1677	0.32
$G_{12}(MPa)$		$7.2 \cdot 10^3$	965
$G_{13}(MPa)$		$7.2 \cdot 10^3$	
$\alpha(10^{-6}C^{-1})$	22.7	4.5	50.0

Tableau IV.1. Caractéristiques mécaniques de l'assemblage.

On considère que le comportement de la fissure est instable. Les caractéristiques mécaniques et géométriques de la plaque et du patch sont notées par les indices p et r respectivement.

De nombreux matériaux présentent des hétérogénéités microstructurales importantes telles que les inclusions, les cavités et les microfissures,...etc. Le comportement élastique des matériaux est très affecté par la présence de défauts qui peuvent entraîner l'affaiblissement de la structure et provoquer sa destruction. Dans les zones à fortes concentrations de contraintes dues aux effets géométriques ou métallurgiques, des microfissures apparaissent, ces microfissures se développent et coalescent les unes avec les autres jusqu'à ce qu'elles forment une fissure de taille macroscopique qui se propage jusqu'à la ruine de la structure [94]. Puisque le rôle du patch est de recevoir les concentrations de contraintes entourées du défaut à travers l'adhésif, il est considéré par ailleurs comme un défaut géométrique (entaille).

Pour réparer la configuration instable nous employons un patch semi-circulaire et nous l'attachons soit sur un côté soit sur les deux côtés de la plaque. Le transfert de tensions et de déformations de la plaque vers le patch est assumé pour que les déplacements et les tensions à l'interface de la plaque et du patch soient continus.

Pour déterminer les contraintes locales, nous avons utilisé des éléments quadrilatéraux à 8 nœuds avec un maillage dense au voisinage de la fissure et au niveau du patch (voir Figure IV.1). La résolution a été faite en état de contraintes planes.

IV.3. Modélisation par éléments finis

Nous avons employé un code des éléments finis bidimensionnel nommé FRANC2D/L (FRacture Analysis Code) pour le travail de modélisation numérique. Ce code a été à l'origine développé à l'Université Cornell et modifié pour des multi-couches à l'Université Kansas et est basé sur la théorie de la mécanique de rupture linéaire et non-linéaire élastique [95].

Dans notre étude, des hypothèses simplificatrices sont posées pour permettre la résolution du problème. Ces hypothèses sont :

- Chaque couche est considérée comme une structure bi-dimensionnelle dans un état de contraintes planes.
- Les couches peuvent être assemblées deux à deux par une couche d'adhésif.
- La couche adhésive est homogène, linéaire, élastique et isotrope.
- L'adhésif travaille uniquement en cisaillement et la déformation est uniforme à travers l'épaisseur de l'adhésif.

Les contraintes de cisaillement dans l'adhésif sont données par la relation ci-après :

$$\tau = \frac{G_a}{e_a}(u_1 - u_2)$$

Où u_1 et u_2 représentent les déplacements de la plaque et du patch.

IV.4. Facteur de concentration de contraintes du patch

Il est connu que la concentration de contraintes de cisaillement et de décollement se produit au niveau des bords libres. La déformation maximale est atteinte à ce niveau. Pour mieux illustrer la variation du champ de contraintes dans le patch collé sur la fissure, nous avons tracé la variation du facteur de concentration de contraintes dans le patch pour différentes longueurs de la fissure émanant du bord de la plaque (Voir Figure IV.2).

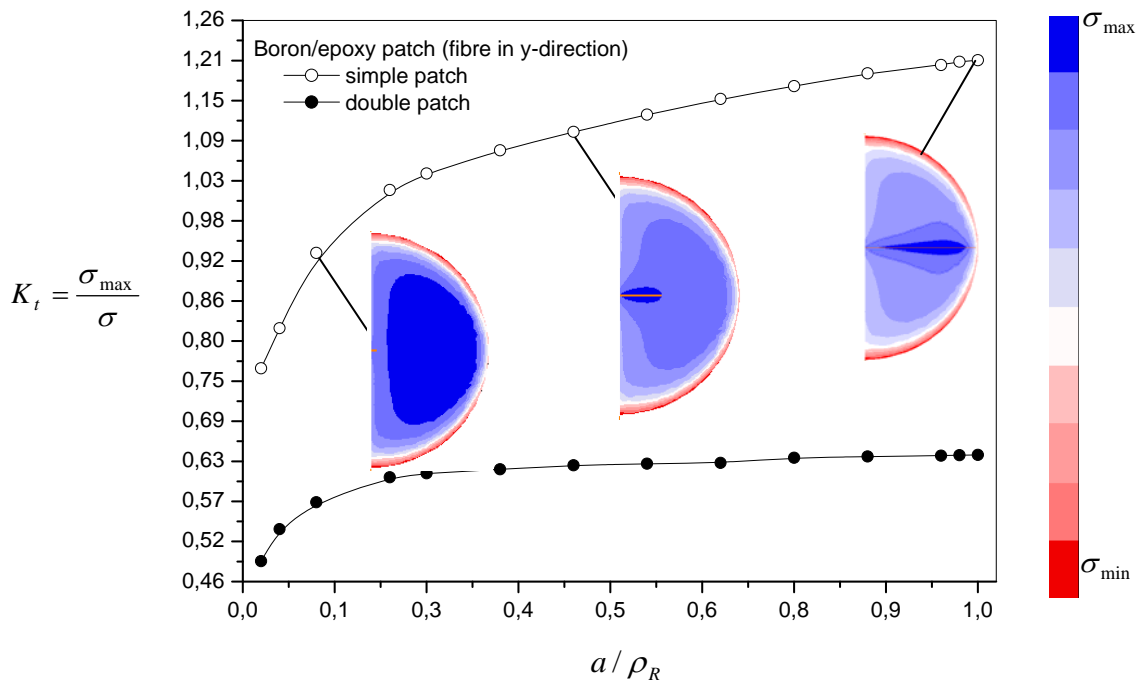


Figure IV.2. Variation du facteur de concentration de contraintes du patch en boron/époxy en fonction de la taille de la fissure centrée.

Le diamètre du patch est de $d_R = 80\text{mm}$. On constate que l'énergie de déformation créée en têtes de fissure est de plus en plus importante avec l'importance de sa longueur. Le facteur de concentration de contraintes augmente proportionnellement avec la taille de la fissure. Les contraintes maximales règnent autour de la fissure et diminuent proportionnellement en s'éloignant de celle-ci. Les contraintes minimales sont concentrées autour du bord du patch.

On remarque que les niveaux de concentrations de contraintes illustrées autour de la fissure confirment le transfert réalisé par plaque vers le patch. Les contraintes maximales se trouvent sur les lèvres de la fissure; les contraintes minimales décroissent vers la périphérie du patch. Le facteur de concentration de contraintes augmente indéfiniment avec l'augmentation de la taille de la fissure réparée par un seul patch, pour le double patch en boron/époxy la stabilisation du facteur K_t apparaît à partir du rapport $a/\rho_R = 0,3$. Ouinas [96] indique un rapport de $a/\rho_R = 0,25$ pour un renforcement d'une fissure centrale avec un patch circulaire en boron/époxy.

IV.5. Influence du module de cisaillement de l'adhésif sur le facteur K_t du patch

Le module de cisaillement de l'adhésif est une caractéristique importante influençant les propriétés mécaniques de l'assemblage ou la réparation des fissures [96]. Dans le cas de renforcement des parties faibles de la structure sans la présence de fissure, l'adhésif transmet le maximum de tensions au patch. La figure IV.3 montre l'influence du module de cisaillement de l'adhésif sur l'évolution du facteur de concentration de contraintes pour un simple et double patch. L'épaisseur de l'adhésif est de $e_a = 0.127mm$.

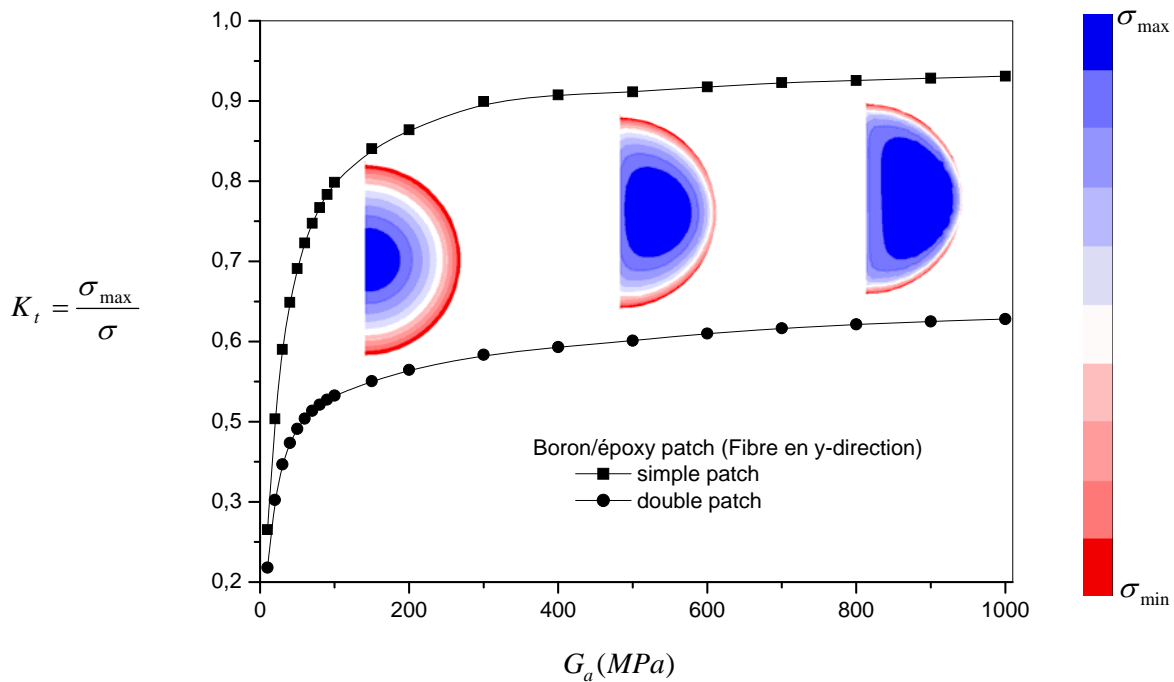


Figure IV.3. Variation du facteur de concentration de contraintes en fonction de la variation du module de cisaillement de l'adhésif G_a .

Le témoignage de la figure IV.3 indique que le facteur de concentration de contraintes est fortement dépendant du module de cisaillement de l'adhésif lorsque $G_a \leq 300MPa$. Au-delà de cette valeur du facteur K_t est stable pour le simple et double patch et la capacité d'absorption de ce dernier prend de l'importance en vue de l'élargissement de la zone maximale de contraintes. Les contraintes minimales disparaissent avec l'accroissement du module de cisaillement de l'adhésif.

IV.6. Effet de l'orientation des fibres du patch sur le FIC

Pour mettre en évidence l'effet de la direction des fibres du matériau composite du patch semi-circulaire sur la réparation de la fissure, nous avons considéré deux cas. Le premier

consiste à prendre les fibres dans la direction de la fissure (x-direction), c'est-à-dire que E_1 soit dans la direction des abscisses. Dans le second cas, ces fibres sont perpendiculaires à la fissure, E_1 soit parallèle à l'axe des ordonnées (y-direction).

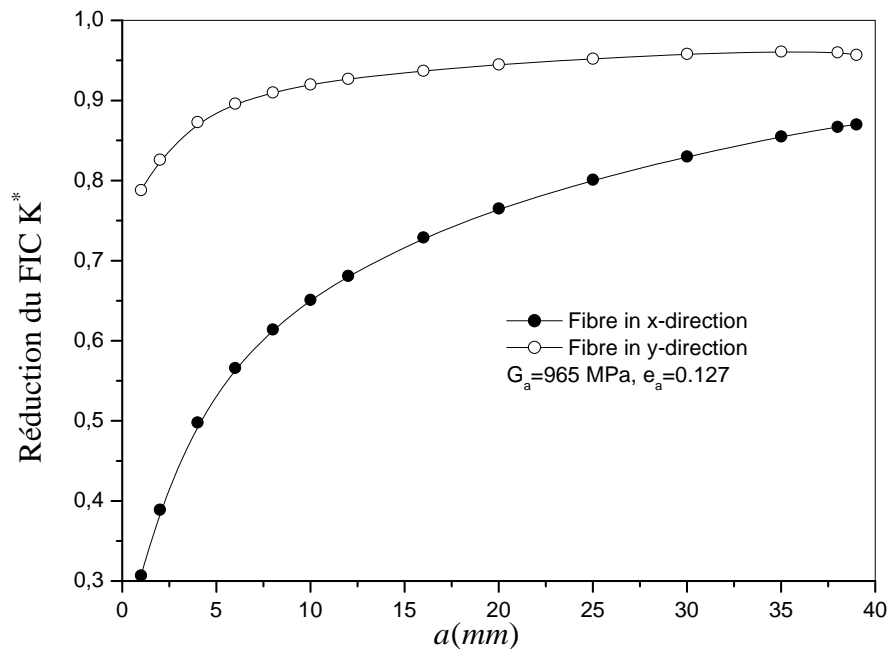


Figure IV.4. Effet de l'orientation des fibres du patch sur la réduction du FIC.

Les résultats obtenus sont représentés sur la figure IV.4. Sur cette dernière nous avons représenté la variation du facteur adimensionnel de la réduction du facteur d'intensité de contraintes en fonction de la longueur de la fissure. Le facteur de la réduction du FIC est défini par [97,98] :

$$K^* = 1 - \frac{K_{rép}}{K_{nrép}}$$

$K_{rép}$ et $K_{nrép}$ FIC d'une fissure respectivement réparée et non réparée.

On remarque que la bonne orientation des fibres du patch par rapport à la fissure dans le processus de réparation conduit à des différents FIC en pointe de fissure. L'allure du facteur d'intensité de contraintes de la fissure réparée par le patch des fibres en y-direction converge rapidement à partir de $2a \geq 10mm$ par rapport au patch en composite dont les fibres sont en x-direction. La réduction du facteur d'intensité de contraintes s'améliore à mesure que

l'orientation des fibres les plus rigides soient perpendiculaires à l'avancée de la fissure. La réduction maximale obtenue par le patch dont les fibres sont en y-direction est presque trois fois plus grande par rapport au patch en composite de fibres en x-direction.

IV.7. Étude du décollement le long de la ligne centrale du patch

Une étude [99] sur la vie en fatigue du décollement, celle du décollement de grande largeur centrale (Full-Width Disbond: FWD) a montré que ce phénomène est plus nuisible à la vie en fatigue d'une éprouvette réparée quand ce dernier est davantage en contact avec la partie réellement endommagée.

Ces résultats expérimentaux montrent que la zone la plus sensible au décollement est celle qui contient la région fissurée. Ce comportement nous a conduit à s'intéresser plus particulièrement l'étude de l'évolution du facteur d'intensité de contraintes en prenant en considération le décollement le long de la largeur centrale du patch, celle qui couvre la fissure. Ce facteur est noté K_d . Nous avons représenté sur la figure IV.5 la zone de décollement de l'éprouvette réparée.

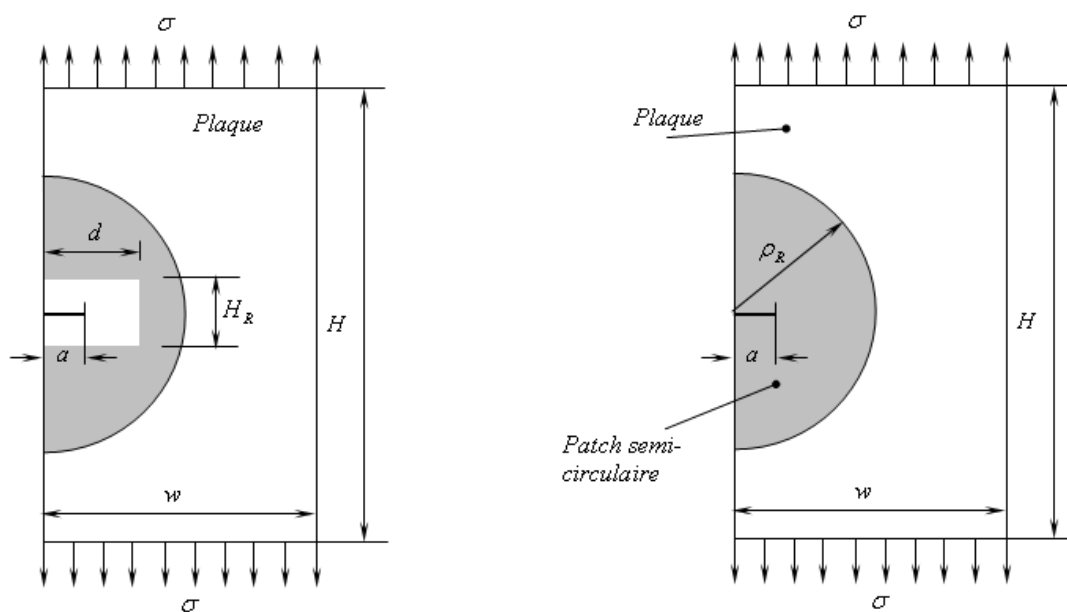


Figure IV.5. Modèle géométrique du décollement le long de la largeur centrale du patch W_r

L'étude consiste à suivre l'évolution du facteur d'intensité de contraintes K_d de la plaque réparée, lorsque la longueur de décollement (d) augmente tout en maintenant la hauteur H_d constante. Les résultats obtenus sont illustrés sur la figure IV.6, qui montre l'évolution du FIC K le long de la largeur centrale du patch pour trois longueurs de fissure.

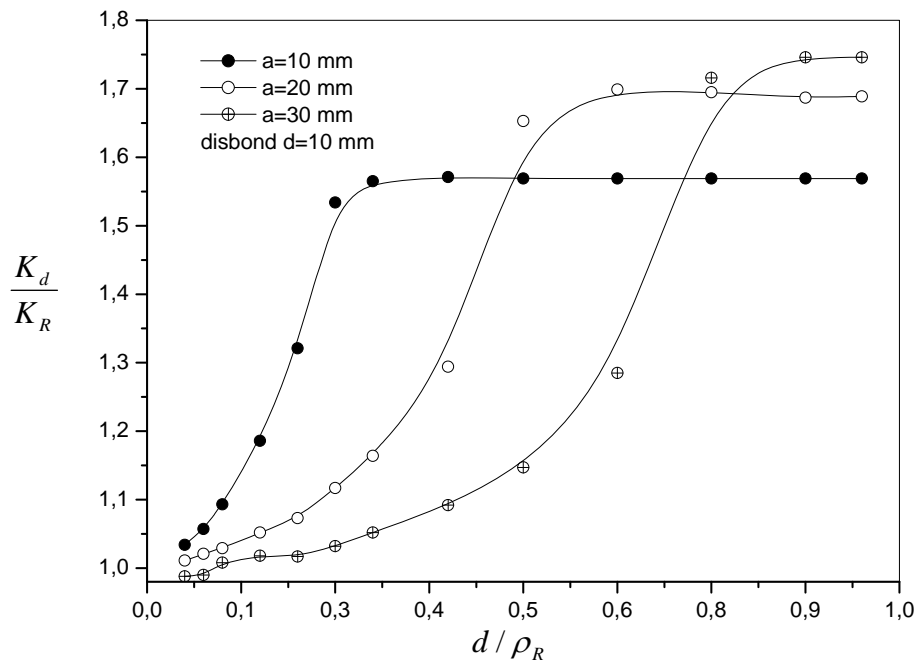


Figure IV.6. Evolution du facteur d'intensité de contraintes en fonction de la largeur du décollement pour trois longueurs de la fissure.

Nous constatons que, quelle que soit la taille de la fissure, le K_d croit progressivement au fur et à mesure que le décollement tend vers la pointe de fissure. L'optimum de K_d est atteint lorsque la distance entre la pointe de fissure et le décollement tend à une valeur nulle. Lorsque le décollement dépasse la pointe de fissure pour tendre vers la limite de la largeur du patch, le facteur K_d se stabilise. Le même comportement de K_d le long de la largeur du patch est remarqué pour les trois longueurs de la fissure. Le K_d caractérisant le décollement augmente avec la longueur de la fissure renforcée. Les décollements de grande largeur centrale ont montré une augmentation plus importante et plus significative de K_d de la plaque réparée. C'est donc la taille de la fissure et le mode de décollement qui détermine l'intensité de K_d .

Dans la suite de notre étude, on se place dans ce contexte, c'est à dire dans les conditions les plus défavorables pour le renforcement à savoir un décollement de grande largeur centrale avec les mêmes tailles de fissures.

IV.8. Influence de la hauteur du décollement sur le FIC K_d

Dans ce paragraphe, nous étudions l'effet de la hauteur du décollement sur le facteur d'intensité de contraintes K_d . Le renforcement des plaques fissurées par des patches en composite réduit la vitesse de propagation de la fissure et augmente la durée de vie de la structure endommagée [98]. Par contre le décollement est un phénomène néfaste pour la structure renforcée. Dans ce cas le facteur d'intensité de contraintes est amplifié et sa valeur dépend des caractéristiques mécaniques des matériaux [98].

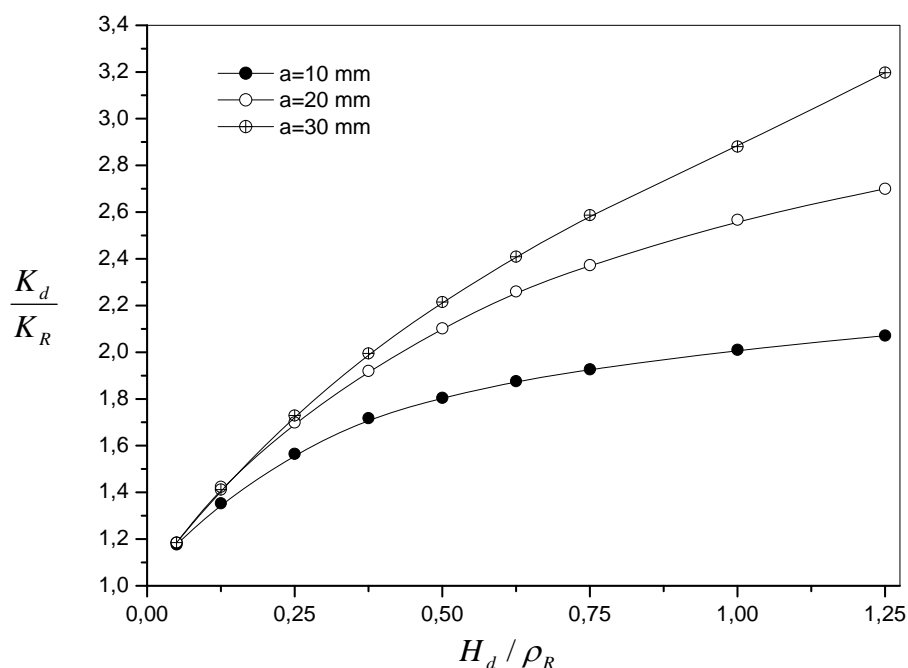


Figure IV.7. Variation du FIC en fonction de hauteur du décollement.

Sur la figure IV.7 nous avons illustré la variation de K_d en fonction de la hauteur de décollement H_d . Nous remarquons que le K_d croît avec l'augmentation de cette hauteur. Nous remarquons que le FIC K_d augmente quadratiquement avec l'augmentation de la

hauteur du décollement. En augmentant la longueur de la fissure, la relation reliant le FIC K_d avec la hauteur du décollement aura tendance à être linéaire.

IV.9. Influence de l'épaisseur de l'adhésif

Pour illustrer l'influence de la couche adhésive sur l'effet négatif du décollement nous avons représenté la variation du facteur adimensionnel de la réduction du facteur d'intensité de contraintes en fonction de l'épaisseur du film adhésif (e_a). On définit le facteur de la réduction du FIC par :

$$K_d^* = 1 - \frac{K}{K_d}$$

K_d et K FIC d'une fissure réparée avec et sans présence du décollement respectivement.

Pour montrer l'influence du décollement sur l'amplification des contraintes au niveau de la pointe de la fissure, nous avons tracé la variation du facteur de réduction du facteur d'intensité de contraintes K_d^* en fonction de l'épaisseur adhésive pour différentes hauteurs du décollement. Le diamètre du patch est égal à quatre fois la longueur de la fissure réparée (figure IV.8).

On peut voir dans cette figure qu'une réduction de l'épaisseur de l'adhésif augmente la valeur du facteur K_d^* , ce qui signifie qu'une faible épaisseur de l'adhésif est recommandée pour renforcer les fissures. On peut constater que les courbes présentent deux domaines distincts. La première partie le facteur K_d^* décroît rapidement vers l'épaisseur adhésive environ $e_a = 2mm$. Cette partie peut être décrite par la relation $K_d^* = \beta(e_a)^{-\alpha}$ tel que β et α sont des coefficients. La deuxième partie de la courbe $e_a > 2mm$, le facteur K_d^* varie linéairement en fonction de l'épaisseur adhésive.

On remarque aussi que la réduction est amplifiée en augmentant la hauteur du décollement H_d . Dans ce cas, il apparaît clairement que le décollement entraîne une amplification du

facteur d'intensité de contraintes et par conséquent l'augmentation de la cinétique de propagation de la fissure.

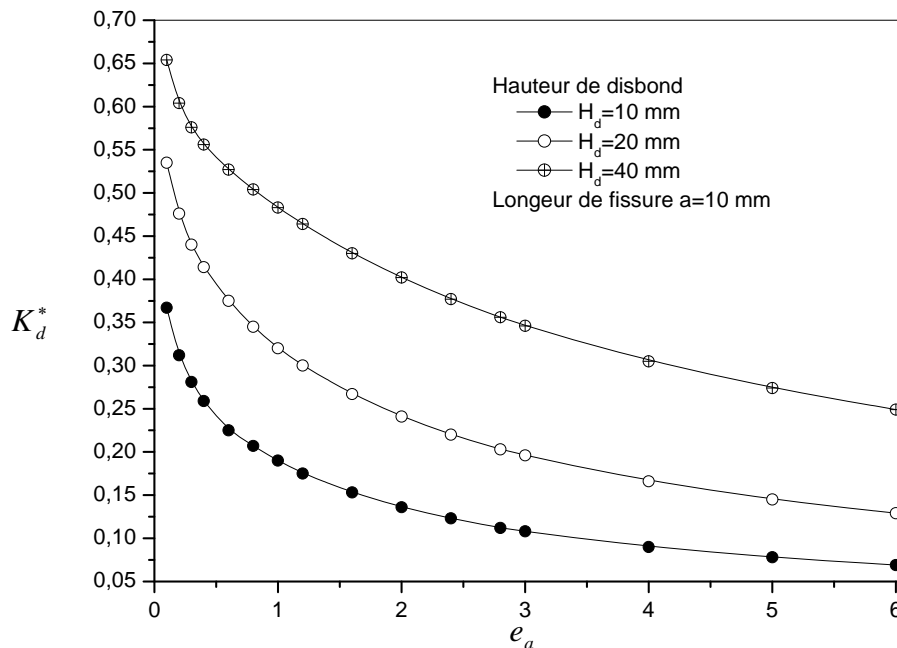


Figure IV.8. Variation du FIC en fonction de l'épaisseur adhésive e_a

On remarque que l'allure du paramètre de réduction K_d^* de la fissure réparée est inversement proportionnelle à la couche adhésive. Cet accroissement est beaucoup plus marqué lorsque l'épaisseur de l'adhésif tend à une valeur minimale.

IV.10. Influence de l'épaisseur du patch

La qualité du patch et ses propriétés mécaniques et géométriques sont essentielles dans le renforcement des structures endommagées. Pour mieux illustrer l'influence de l'épaisseur du patch de renforcement sur le comportement en rupture de la plaque fissurée, nous avons représenté sur la figure IV.9 la variation du FIC en fonction de l'épaisseur du patch semi-circulaire avec la présence du décollement. On remarque que l'augmentation de l'épaisseur du patch permet une meilleure relaxation du champ de contraintes autour de la zone endommagée et par conséquent un ralentissement de la cinétique de la fissure.

La figure IV.9 indique que la réduction du FIC augmente avec l'augmentation de l'épaisseur du patch pour des auteurs de disbond supérieurs à la taille de la fissure. Un comportement

inverse se produit lorsque la longueur de la fissure dépasse la hauteur de décollement. Pour une hauteur du FWD disbond est égale à deux et trois fois la longueur de la fissure. La réduction du patch dépasse 50% et 60% respectivement lorsque l'épaisseur du patch est supérieure à 1mm. La plus faible réduction du FIC est obtenue pour une hauteur de décollement réduite.

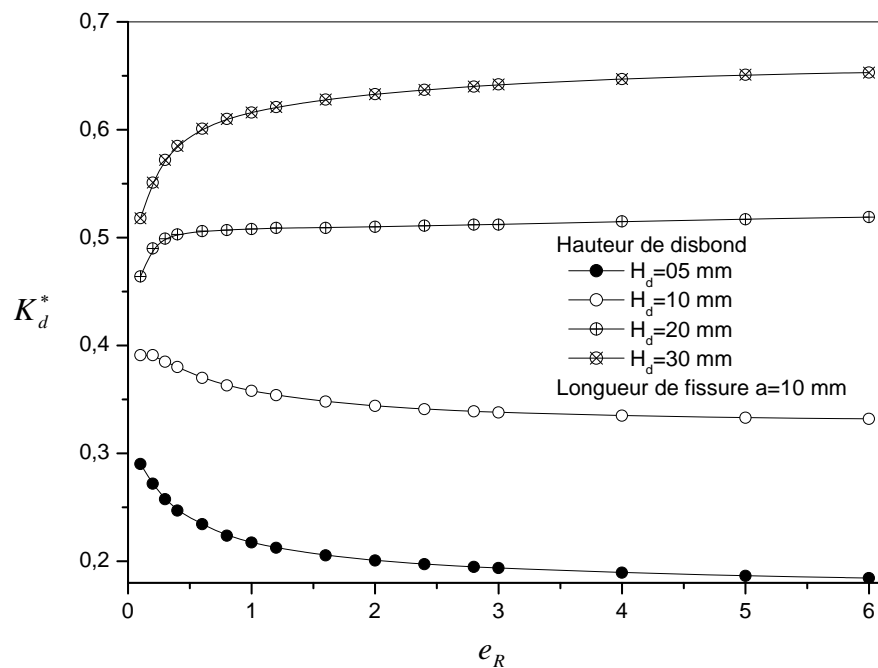


Figure IV.9. Variation du FIC en fonction de l'épaisseur du patch.

IV.11. Influence du rapport $2a/d_R$

L'influence de la largeur du patch sur l'évolution du facteur d'intensité de contraintes peut être analysée par calcul de la variation de K en fonction du rapport a/d_R pour trois valeurs de la hauteur du décollement FWD $H_d = 10, 20$ et 30 mm. Le décollement pourrait être provoqué en excédant la capacité d'absorption du patch lorsque la fissure se développe sous la pièce de renforcement. Dans ce cas on étudie l'approche de la fissure vers l'extrémité du patch collé qui peut causer un échec de l'adhésif tout en produisant un décollement total.

La figure IV.10 montre que, la variation du FIC varie selon trois stades différents (I, II et III). Dans ce cas, la longueur de la fissure augmente et la largeur du patch décroît. Pour le premier

stade ($0 < a/d_R \leq 0.12$) au cours duquel se développe une déformation importante du patch à une vitesse de propagation de la fissure continûment croissante.

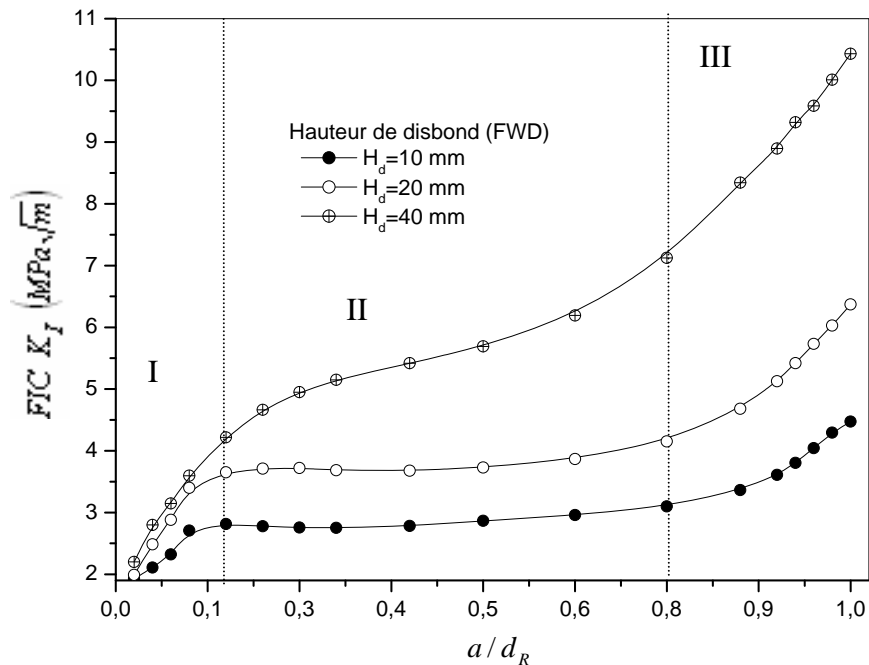


Figure IV.10. Variation du FIC en fonction du rapport $2a/d_R$.

On remarque que le FIC augmente sensiblement avec l'augmentation de la taille de la fissure. La vitesse de propagation de la fissure est importante, car elle reçoit une force motrice à partir de l'extrémité de la plaque. Dans le deuxième stade ($0.12 \leq a/d_R \leq 0.8$) on remarque qu'il y a une évolution quasi-stable regroupant du facteur d'intensité de contraintes et la taille de la fissure. Le patch influence considérablement sur la propagation de la fissure et produit sa retardation. La valeur du FIC croît avec l'accroissement de la hauteur du décollement. Lorsque la hauteur du décollement augmente, l'allure du FIC avec l'avancée de la fissure aura tendance de se transformer d'une relation constante vers une allure progressive et linéaire. Le troisième stade ($0.8 \leq 2a/d_R \leq 1$) montre le relancement et l'accélération de la fissure immaîtrisable par le patch du renforcement. Dans ce stade, le patch n'a aucune influence sur la décélération de la fissure et le facteur d'intensité de contraintes atteint sa valeur maximale et cela quelle que soit la hauteur du décollement (FWD). Ce dernier a un effet sur la redistribution de contraintes autour de la fissure et son effet est maximal sur la déformation du patch collé.

IV.12. Conclusion

Ce chapitre traite l'influence de l'orientation des fibres du matériau composite du patch semi-circulaire sur le facteur d'intensité de contraintes d'une plaque sollicitée en traction et contenant une fissure débouchante sur l'extrémité. La présence du décollement FWD à la pointe de la fissure a été mise en évidence. A cet effet, on dégage les constatations suivantes :

- La réduction du facteur d'intensité de contraintes du patch en boron/époxy de fibre 0° en y-direction par rapport à un patch de fibres en x-direction est de l'ordre 50%.
- La réduction du facteur d'intensité de contraintes prend de l'importance lorsque l'épaisseur de l'adhésif tend à une valeur nulle. Un comportement inverse se produit pour une épaisseur importante du patch, l'augmentation de celle-ci diminue l'effet négatif du décollement.
- La réduction du FIC augmente avec l'augmentation de l'épaisseur du patch pour des hauteurs de disbond supérieures à la taille de la fissure. Un comportement inverse se produit lorsque la longueur de la fissure dépasse la hauteur de FW disbond.
- Pour une hauteur du FWD disbond est supérieure à la longueur de la fissure $H_d \geq a$, la réduction du patch dépasse 50% lorsque l'épaisseur du patch est supérieure à 1mm.
- Les résultats montrent que le facteur d'intensité de contraintes est affecté par l'effet négatif du décollement. L'augmentation de celui-ci est proportionnelle à l'augmentation du FIC.
- Le patch n'a aucune influence sur la propagation de la fissure lorsque le rapport $2a/d_r$ dépasse 0.8.

Chapitre VI

*Influence du décollement du patch sur la
variation du FIC*

VI. 1. Introduction

Le matériau composite collé sur la face extérieure a été reconnu comme une méthode efficace pour réparer les fissures, et par la suite prolonger la durée de vie des structures [112-115]. La détermination du FIC en pointe de la fissure est l'un des moyens possibles pour l'analyse des performances du renforcement en matériau composite. La réparation des fissures par collage a prouvé son efficacité pour réduire l'intensité de contraintes en têtes de fissures. Cette méthode est employée pour réparer les composants d'avions vétustes.

Un avion est soumis aux charges structurales et aérodynamiques graves, qui peuvent résulter des atterrissages et décollages répétés et des dégradations dues à l'environnement tel que la corrosion sous contrainte. Ces charges peuvent causer des endommagements ou affaiblissement ou le vieillissement de la structure des avions en affectant ses capacités de supporter la charge.

De considérables recherches ont été menées pour développer la technologie de collage des patches en composite dans les structures aéronautiques [113]. Cependant, avec le développement et la puissance des ordinateurs, les tentatives ont commencé avec la modélisation numérique pour comprendre l'efficacité de la réparation et améliorer sa conception.

Le renforcement offre plusieurs avantages parmi lesquels, l'amélioration de la durée de vie en fatigue du matériau, la réduction de la corrosion et l'adaptation facile à un contour aérodynamique complexe. Plusieurs auteurs utilisent la méthode des éléments finis pour calculer le FIC en pointes de fissures renforcées [116-119]. Des études ont été réalisées sur la réparation d'une fissure émanant d'entaille semi-circulaire latérale par un patch en composite semi-circulaire en mode I et en mode II pure [120-122]. Dans ce même contexte la comparaison des résultats par la réparation des fissures avec un patch octogonal en composite de différentes hauteurs a fait l'objet d'une étude par Ouinas et al. [123].

Ouinas et al. [124,125] ont montré l'influence du disbond sur l'amplification des concentrations de contraintes aux fonds d'entailles et du FIC au niveau de pointes de fissures. Les critères de la rupture ont été appliqués à un point pour prévoir l'échec cohésif [126] et hors plan pour prévoir l'échec adhésif [127] en utilisant la méthode des éléments finis.

Dans ce chapitre, deux cas ont été analysés : le premier consiste à faire une analyse de deux couches en composite adhésivement collées et le second, comprend trois couches dont la couche du milieu est en alliage d'aluminium. Dans cette analyse, l'effet d'entaille, l'évolution du facteur de concentration de contraintes et la variation du facteur d'intensité de contraintes

d'une fissure émanant d'entaille sont mis en évidence. Le défaut géométrique est caractérisé par la concentration de contraintes qui favorise la naissance et la propagation de la fissure. A cet effet, l'influence de l'orientation des fibres du matériau composite, le module de cisaillement de l'adhésif, l'épaisseur de l'adhésif et l'épaisseur du stratifié sur les variations du FCC et du FIC sont examinés en utilisant la méthode des éléments finis.

VI.2. Modèle géométrique

Dans cette modélisation, on considère un stratifié en boron/époxy avec une entaille semi-circulaire latérale (Figure VI.1). Les dimensions de la plaque stratifiée sont : longueur $h = 280\text{mm}$, largeur $w = 180\text{mm}$ et l'épaisseur $e_s = 1\text{mm}$. L'assemblage considéré est sollicité en traction uniaxiale dans la direction verticale y sous la contrainte appliquée d'amplitude $\sigma = 100\text{MPa}$. Les plaques sont collées sur toute la hauteur de recouvrement par un adhésif FM 73 de module de cisaillement $G_a = 410\text{MPa}$ et d'épaisseur $e_a = 0.254\text{mm}$. Pour permettre d'analyser le comportement en rupture, une fissure de longueur a est supposé initiée au fond de l'entaille. Les orientations de pli sont variées afin d'analyser leur effet sur l'évolution du facteur de concentration de contraintes au fond d'entaille et le facteur d'intensité de contraintes au fond de fissure.

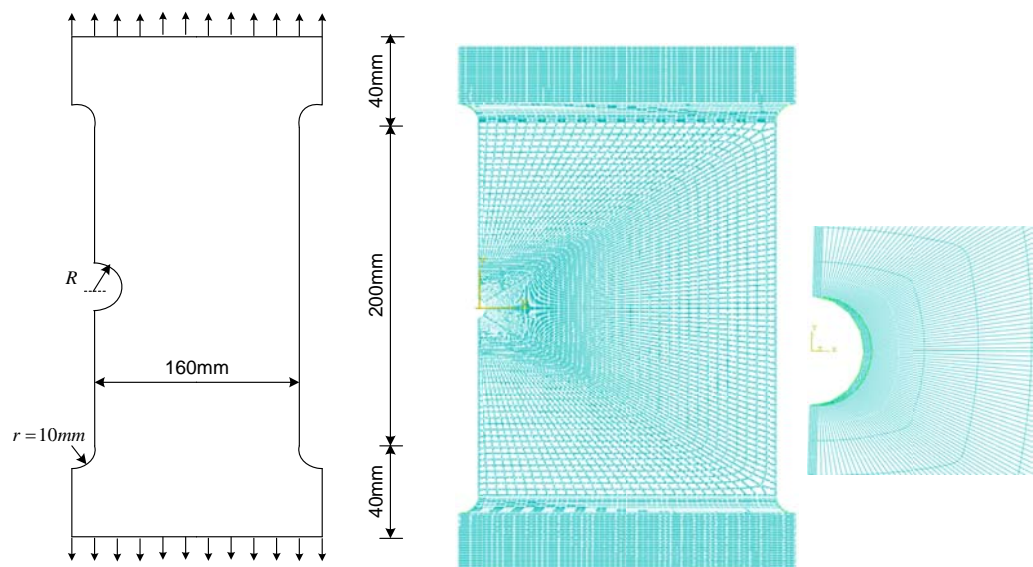


Figure VI.1. *Modèle géométrique et maillage typique de l'assemblage à simple recouvrement [128].*

Les caractéristiques mécaniques du matériau composite avec l'orientation des fibres $\theta = 0^\circ$ sont :

Module de Young longitudinal $E_1 = 200GPa$.

Module de Young transversal $E_2 = 25GPa$.

Module de cisaillement $G_{12} = 7.2GPa$.

Coefficient de Poisson $\nu_{12} = 0.21$.

Dans le calcul nous avons employé le code commercial des éléments finis ABAQUS V.6.7.1. [105]. Nous avons utilisé 42852 éléments hexahedrales quadrilatéraux et 198247 nœuds de type C3D20R avec un maillage raffiné et structuré au voisinage de l'entaille comme le montre la Fig.1. En présence de fissure principale le nombre des éléments quadrilatéraux atteint 29617 de type CPS4R et 812 éléments triangulaires de type CPS3. La singularité en tête de fissure peut être intégrée dans la solution en remplaçant les éléments en tête de fissure par des éléments spéciaux quart-point [125].

VI.3. Cas de deux couches

VI.3.1. Facteur de concentration de contraintes au fond d'entaille

Dans ce paragraphe, le facteur de concentration de contraintes au niveau de l'entaille semi-circulaire latérale dans deux couches collées est déterminé. La Figure VI.2 présente la variation du K_t au fond d'entaille dans chaque couche en fonction de la variation du rayon d'entaille. L'orientation des fibres de la première couche est $\theta = 0^\circ$ et celle de la deuxième couche est perpendiculaire à la première couche d'un angle $\theta = 90^\circ$. On peut voir que le facteur de concentration de contraintes augmente avec l'augmentation du rayon d'entaille de la deuxième couche ($\theta = 90^\circ$) et le taux d'augmentation de la première couche ($\theta = 0^\circ$) n'est pas très significatif. On note également que le facteur de concentration de contraintes est très important dans la deuxième couche où l'orientation de pli est 90° en comparaison à la première couche. Dans la première couche le facteur K_t est inférieur à 0.3 et dans la deuxième couche, il est supérieur à 2. Cela signifie qu'au fond de l'entaille de la seconde couche il y a une concentration de contraintes et dans la première couche il y a une relaxation de contraintes. Ce comportement peut être expliqué par le fait qu'il y a une absorption des contraintes par la couche la plus résistante selon la direction longitudinale où les fibres sont

parallèles à la direction de chargement. Le risque de naissance de fissure est alors plus important dans la deuxième couche.

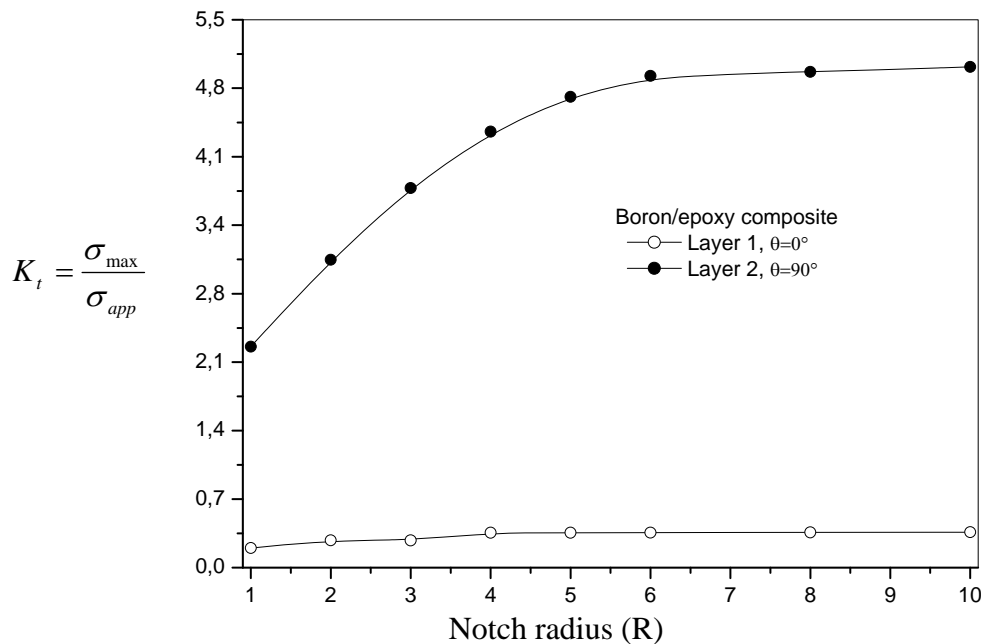


Figure VI. 2. Variation du K_t en fonction du rayon d'entaille [128].

Afin de confirmer les résultats précédents, la variation du facteur K_t de concentration de contraintes est montrée dans Figure VI.3 dans les deux couches en fonction de l'orientation des fibres de la seconde couche. L'angle θ de la première couche est maintenu constant, c'est-à-dire perpendiculaire à la direction des contraintes ($\theta = 0$). On peut noter que lorsque les deux angles d'inclinaison des fibres sont égaux à 0, le facteur K_t de concentration de contraintes pour les deux couches est identique quelque soit le rayon d'entaille. Le facteur de concentration de contraintes K_t est de l'ordre de 1.4 et 1.75 respectivement pour le rayon d'entaille $R = 2mm$ et $R = 8mm$. Ouinas et al. [119,126] indiquent que lorsque le rayon des entailles dans un matériau homogène varie entre 2.54 et 12.7mm, la variation du facteur de concentration de contraintes est comprise entre 2.86 et 3.016 pour les entailles circulaires et entre 3.068 et 3.3 pour les entailles semicirculaires.

La concentration de contraintes au fond d'entaille est plus importante dans le composite stratifié adhésivement collé par rapport à celle des matériaux isotropes si l'orientation de pli tend vers la direction de la contrainte appliquée. Elle est moins importante dans le stratifié en

comparaison avec des matériaux isotropes si l'orientation de pli est perpendiculaire à la contrainte appliquée.

On peut également voir dans la Fig. 4 que le facteur K_t dans la première couche augmente asymptotiquement à mesure que l'angle de l'orientation de fibre dans la deuxième couche diminue. La valeur asymptotique est environ 1.4 et 1.75 pour les rayons $R = 2mm$ et $R = 8mm$ respectivement. La contrainte au fond de l'entaille de la première couche (1) diminue à mesure que l'orientation de pli de la deuxième augmente. En ce qui concerne la deuxième couche, on montre sur la Figure VI.3 que le K_t augmente exponentiellement à partir de l'angle d'inclinaison des fibres $\theta = 45^\circ$ et se stabilise vers une valeur légèrement asymptotique lorsque l'angle des fibres est inférieur à 45° .

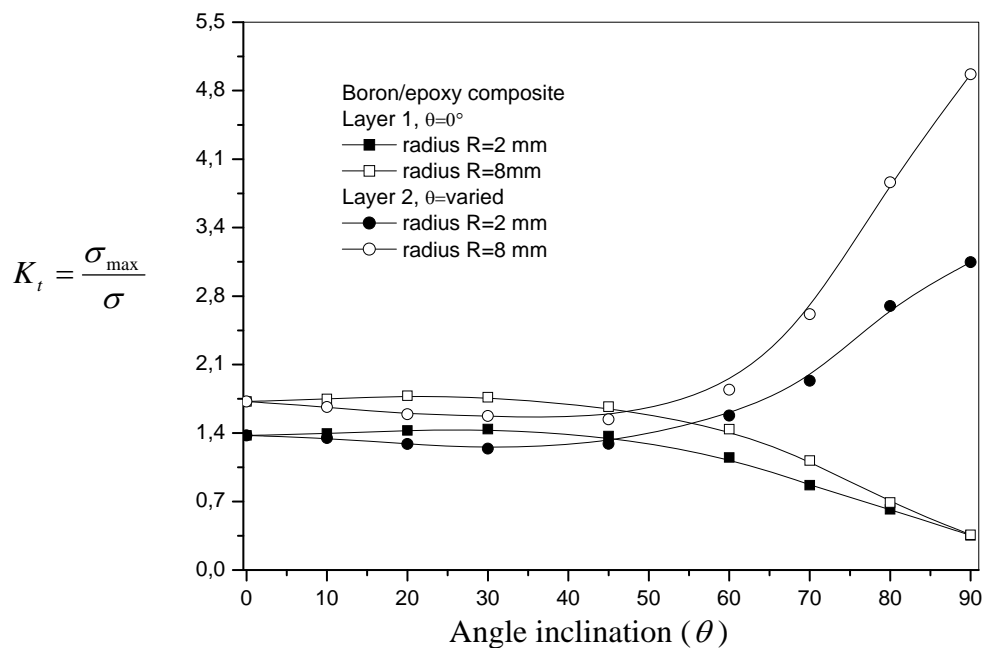


Figure VI. 3. Variation du K_t en fonction de l'angle d'orientation des fibres [128].

VI.3.2. Effet du module de cisaillement de l'adhésif

Le module de cisaillement de l'adhésif est une caractéristique importante influençant les propriétés mécaniques de l'assemblage. Dans le cas des structures laminées, l'adhésif transmet le maximum de tensions aux couches. La Figure VI.4. montre l'influence du module de cisaillement de l'adhésif sur l'évolution du facteur de concentration de contraintes K_t dans les deux couches collées en présence de différentes entailles semi-circulaires de rayons $R = 2mm$

et $R = 8mm$. Les orientations de fibres dans la première et deuxième couche sont respectivement $\theta = 0$ et $\theta = 90^\circ$. L'épaisseur de l'adhésif est de $e_a = 0.256mm$.

Le témoignage de la Figure VI.4 indique que le facteur de concentration de contraintes est fortement dépendant du module de cisaillement de l'adhésif lorsque $G_a \leq 200MPa$ dans les deuxièmes couches de $\theta = 90^\circ$. Au-delà de cette valeur, le facteur K_t est stable quelque soit le rayon d'entaille. On peut noter qu'il y a un effet du module de cisaillement de l'adhésif sur le facteur de concentration de contraintes au fond de l'entaille dans les deux plaques collées. Cela est dû au fait que le transfert d'effort entre les deux couches dans tout l'adhésif est important. La différence des contraintes entre les deux couches est importante avec l'importance du rayon d'entaille semi-circulaire. Dans ce cas la différence du facteur K_t est de l'ordre de 2.75 et 4.45 pour les rayons d'entailles $R = 2mm$ et $R = 8mm$ respectivement.

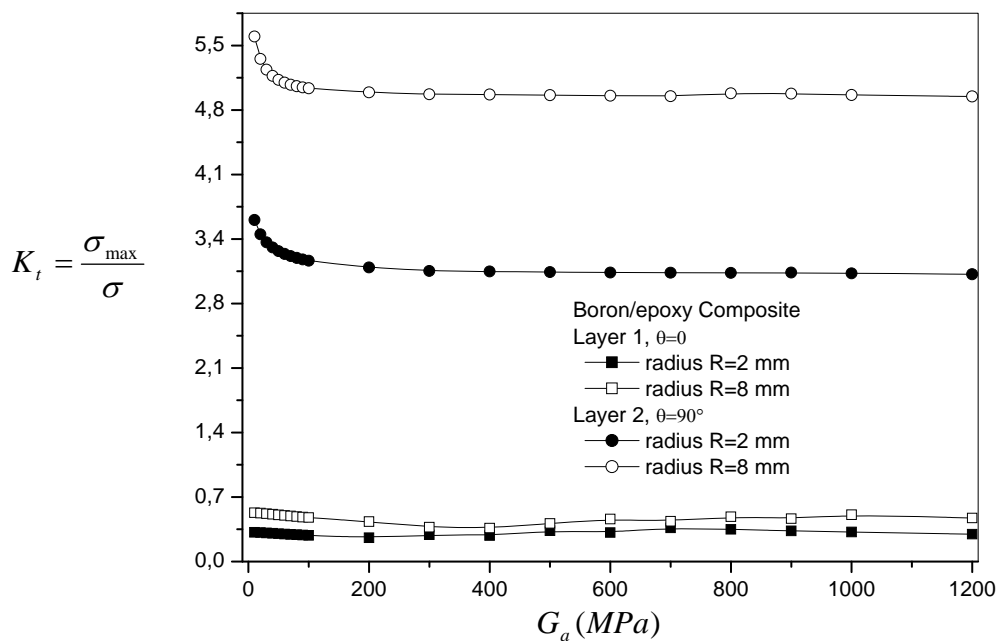


Figure VI.4. Variation du facteur de concentration de contraintes en fonction de la variation du module de cisaillement de l'adhésif G_a [128].

VI.3.3. Effet de l'épaisseur de l'adhésif

L'épaisseur de la couche d'adhésif représente un paramètre géométrique important sur la rupture des structures laminées et devient de plus en plus adhésive lorsque l'épaisseur augmente. La résistance du joint diminue lorsque l'épaisseur du film adhésif augmente.

L'analyse par la méthode des éléments finis, nous a permis de déterminer la variation de la contrainte maximale au fond d'entaille en fonction de l'épaisseur de la couche adhésive pour deux entailles semi-circulaires $R = 2\text{mm}$ et $R = 8\text{mm}$ (Figure VI.5). Egalement le facteur de concentration de contraintes est déterminé dans deux couches de l'assemblage de fibres perpendiculaires.

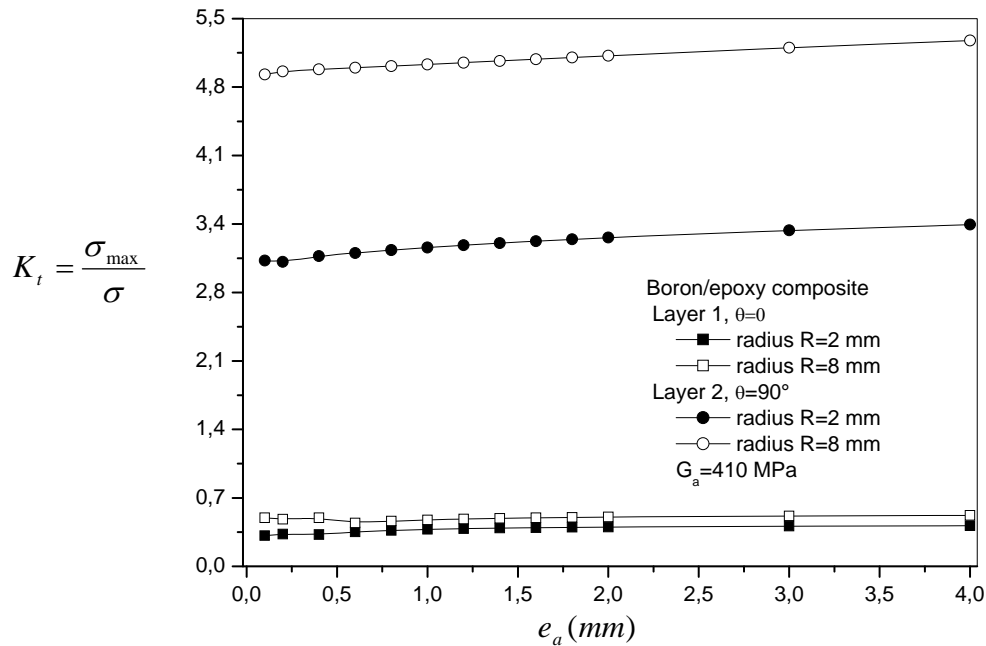


Figure VI.5. Variation du facteur de concentration de contraintes en fonction de la variation de l'épaisseur de l'adhésif e_a . [128].

On constate que le facteur de concentration de contraintes est quasi-stable lorsque l'épaisseur de l'adhésif augmente. Par conséquent, le facteur de concentration de contraintes est de plus en plus important avec l'importance du rayon d'entaille semi-circulaire surtout dans les couches dont les fibres sont parallèles à la direction de la contrainte appliquée. On peut conclure que les effets de l'épaisseur de l'adhésive sur la variation du facteur de concentration de contraintes au fond d'entaille dans les stratifiés sont négligeables. Ainsi, les facteurs obtenus pour la couche orientée à 90° sont largement supérieurs par rapport à ceux obtenus pour la couche orientée à 0° .

VI.3.4. Effet de l'épaisseur de la plaque

Cette analyse traite l'influence de l'épaisseur des plaques sur l'ampleur du facteur de concentration de contraintes. La Figure VI.6 montre l'effet de l'épaisseur des plaques en composite sur la variation du FCC avec la présence de l'effet d'entaille semi-circulaire. Le facteur de concentration de contraintes augmente exponentiellement avec la diminution de l'épaisseur des couches en composite. L'énergie élastique relâchée par la première couche entaillée ($\theta = 0$) sera absorbée par la seconde couche par le biais des caractéristiques de l'adhésif. On peut voir que l'accroissement de l'épaisseur des couches réduit le FCC au fond d'entaille de façon proportionnelle. On remarque que l'allure du facteur K_t augmente proportionnellement avec le décroissement de l'épaisseur des couches en composite quelque soit l'orientation des fibres. Cet accroissement est beaucoup plus marqué lorsque l'épaisseur des couches tend à une valeur nulle. Au-delà de l'épaisseur $e_p \geq 2$, le facteur de concentration de contraintes en présence d'entaille converge à une valeur asymptotique.

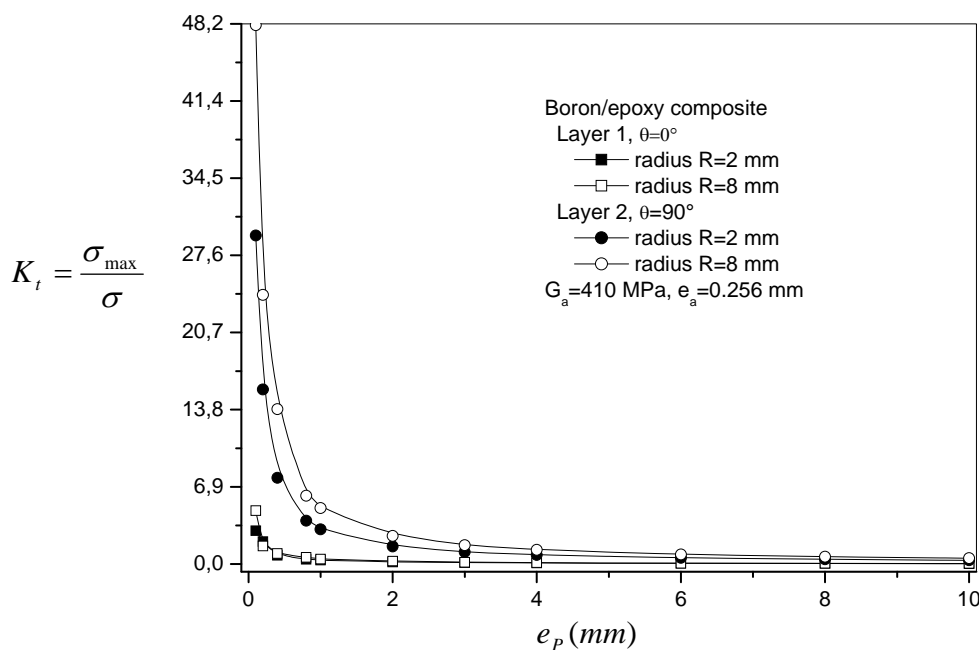


Figure VI.6. Variation du facteur de concentration de contraintes en fonction de la variation de l'épaisseur des couches du stratifié e_p . [128].

VI.3.5. Facteur d'intensité de contraintes d'une fissure émanant d'entaille

Dans ce paragraphe, on analyse le comportement d'une fissure émanant d'entaille semi-circulaire dans le stratifié en composite composé de deux couches adhésivement collées. On considère deux cas, le premier consiste à supposer que la fissure se trouve dans la première

couche du composite, c'est-à-dire l'orientation des fibres est perpendiculaire à la contrainte appliquée. Le second, la fissure se trouve dans la couche dont l'orientation des fibres est parallèle à la charge appliquée. La Figure VI.7 présente la variation du facteur d'intensité de contraintes en mode I en fonction de l'avancée de la fissure émanant de différentes entailles dans la première couche (1) où l'orientation de pli est $\theta = 0$. On constate que le facteur d'intensité de contraintes augmente exponentiellement avec la diminution de la longueur de la fissure. Le facteur K_I atteint son maximum pour la plus faible longueur de fissure. On remarque que l'effet de l'entaille disparaît à partir de la longueur de fissure $a = 20\text{mm}$ est cela quelque-soit le rayon de l'entaille semi-circulaire.

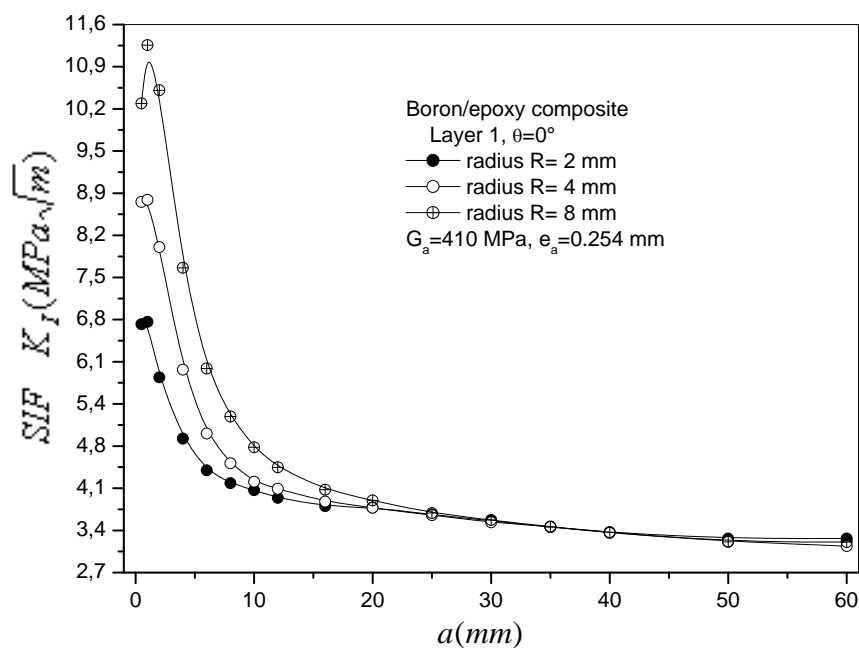


Figure VI.7. Variation du facteur d'intensité de contraintes en fonction de la longueur de la fissure émanant de l'entaille de la couche 1 ($\theta = 0$). [128].

La Figure VI.8 représente la variation du facteur d'intensité de contraintes en mode I en fonction de la propagation de la fissure émanant de différentes entailles dans la seconde couche (2) où l'orientation de pli est $\theta = 90^\circ$. La Figure montre que le facteur d'intensité de contraintes est très important dans la deuxième couche (2) en comparaison avec la première (1). Cela signifie que l'effet des propriétés mécaniques sur la variation du FIC est très significatif. Ce dernier augmente sensiblement pour les trois cas de rayon d'entaille lorsque la taille de la fissure est inférieure à 15mm. En dépassant cette valeur, le FIC diminue avec l'accroissement de la fissure. Lorsque la fissure se propage de l'entaille elle reçoit une force

motrice du champ de contraintes qui l'entoure et l'énergie est plus importante au voisinage de l'entaille. La diminution du facteur d'intensité de contraintes influence directement la cinétique de la fissure.

On observe un comportement important en examinant les résultats de la Fig. 9. C'est le fait que les facteurs d'intensité de contraintes montrent un comportement décroissant au fur et à mesure que la longueur de la fissure augmente, quelle que soit la position de la fissure dans le stratifié. Cet effet est dû à la présence de la couche adhésive. La présence de la couche adhésive conduit à une réduction du FIC à la pointe de la fissure dans les adhérents du stratifié.

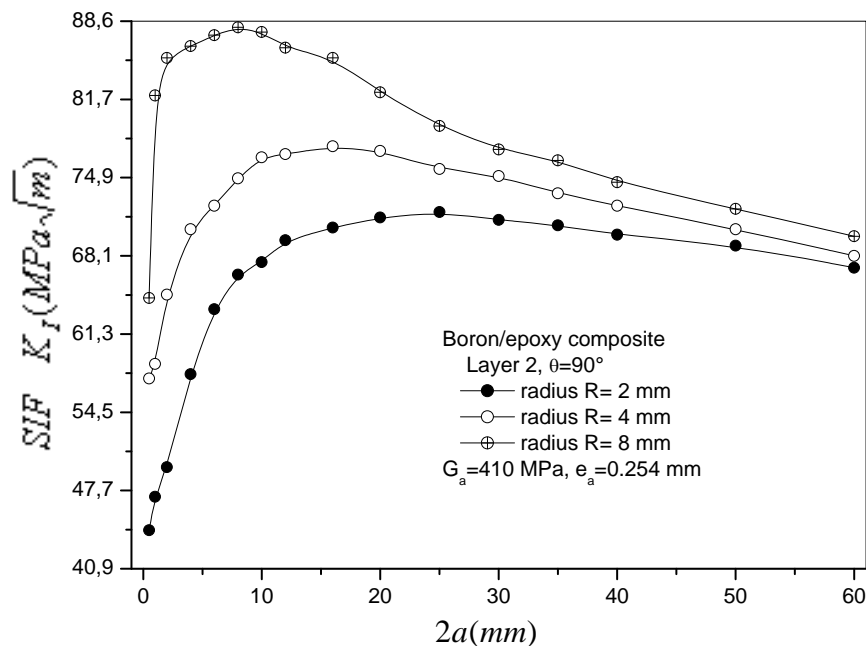


Figure VI.8. Variation du facteur d'intensité de contraintes en fonction de la longueur de la fissure émanant d'entaille de la couche 2 ($\theta = 90^\circ$). [128].

VI.3.6. Effet du module de cisaillement de l'adhésif sur le FIC

Pour analyser l'effet du module de cisaillement sur la variation du facteur d'intensité de contraintes nous avons supposé une fissure émanant d'entaille semi-circulaire de longueur $a=2\text{mm}$. Les rayons d'entaille sont respectivement $R=2$ et 8mm . L'épaisseur de l'adhésif $e_a = 0.256\text{mm}$. La Figure VI.9 montre la variation du facteur d'intensité de contraintes dans chaque couche du stratifié en fonction du module de cisaillement de l'adhésif. On observe que l'augmentation du module de cisaillement de l'adhésif mène à une réduction du facteur d'intensité de contraintes à la pointe de la fissure dans les deux couches collées. Le taux de

réduction est plus significatif dans la deuxième couche où l'orientation de fibre est de $\theta = 90^\circ$. Un effet sensible du module de cisaillement sur le facteur d'intensité de contraintes existe semblablement au facteur de concentration de contraintes au fond d'entaille. On peut conclure que des valeurs plus élevées du module de cisaillement améliore la résistance à la propagation de la fissure dans l'adhérent mais réduit cette résistance en adhésif. Donc le choix du module de cisaillement dans l'ensemble du stratifié doit être optimisé.

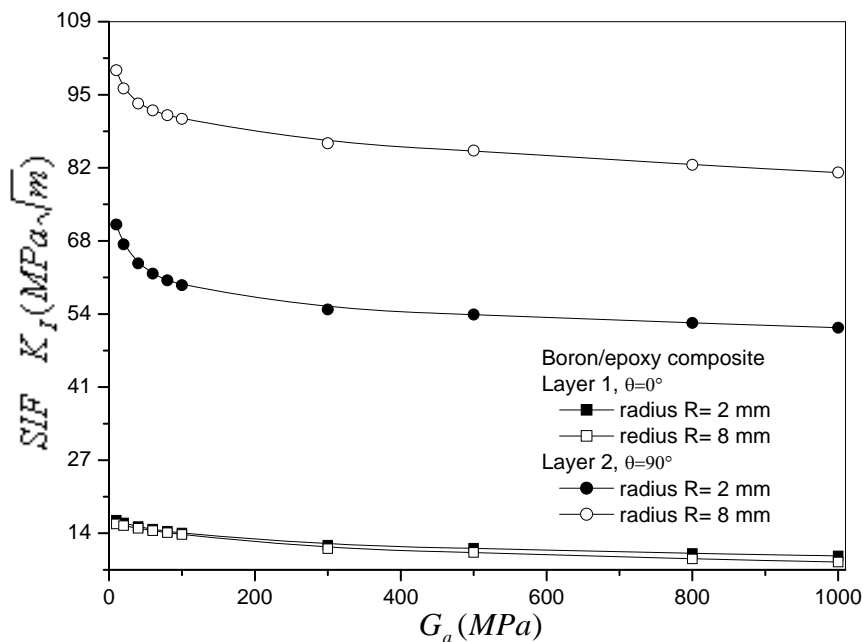


Figure VI.9. Variation du facteur d'intensité de contraintes en fonction de la variation du module de cisaillement de l'adhésif G_a . [128].

VI.3.7. Effet de l'épaisseur de l'adhésif sur la variation du FIC

Pour mettre en évidence l'effet de l'épaisseur de l'adhésif FM 73 nous avons tracé sur la Figure VI.10 la variation du SIF d'une fissure émanant de différentes entailles dans les deux couches du stratifié. On note que le FIC a un comportement inverse comparativement à son évolution en fonction du module de cisaillement. Pour la seconde couche, la variation de l'épaisseur adhésive a un effet important sur l'évolution du facteur d'intensité de contraintes. La variation du FIC n'est pas importante lorsque l'épaisseur de l'adhésif tend à une valeur double de celle des couches du stratifié. En effet, l'augmentation de l'épaisseur adhésive aboutit à un accroissement du facteur d'intensité de contraintes au fond de fissure. La réduction de l'épaisseur adhésive améliore la résistance à la propagation de fissure dans l'adhérent mais en contre partie elle réduit la résistance d'adhérence.

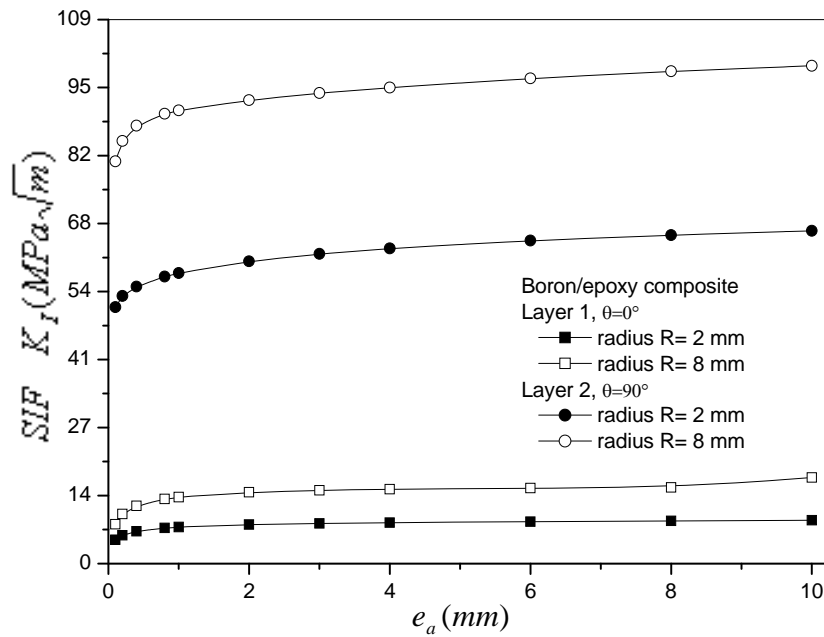


Figure VI.10. Variation du facteur d'intensité de contraintes en fonction de la variation de l'épaisseur de l'adhésif e_a . [128].

VI.4. Cas de trois couches

VI.4. 1. Stress concentration factor at the notch root

Dans ce paragraphe, le facteur de concentration de contraintes au niveau de l'entaille semi-circulaire latérale dans trois couches collées est déterminé. Les Figure VI.11 et VI.12 présentent la variation du K_I au fond d'entaille dans chaque couche en fonction de la variation du rayon d'entaille pour trois configurations suivantes :

- 1- Les fibres des couches externes sont orientées à 0°
- 2- Les fibres des couches externes sont orientées à 90°
- 3- Les fibres d'une couche externes sont fixes à 90° et les fibres de la deuxième couche externes varient de 0° à 90° .

VI.4.1.2 Première et deuxième configurations

Lorsque l'orientation des fibres de la première et la troisième couche sont à $\theta = 0^\circ$ et la deuxième couche est en alliage d'aluminium. Les résultats sont montrés sur la Figure 12. On peut voir que le facteur de concentration de contraintes augmente avec l'augmentation du rayon de l'entaille pour les trois couches et le taux d'augmentation des couches en composite

n'est pas très significatif. Dans ce cas, c'est la couche de l'aluminium qui absorbe plus de contraintes par rapport aux couches du composites.

On note également que le facteur de concentration des contraintes est largement important dans la couche métallique en comparaison avec la couche composite. Dans la première couche le facteur K_t est supérieur à 1 et plus grand que dans la deuxième couche où le facteur K_t est moins de 1. Dans le cas du rayon maximal (R=10mm), la somme des concentrations de contraintes des deux couches externes défavorablement orientées par rapport à la contraintes appliquée, est inférieure à la concentration de contraintes de la couche métallique pour le plus faible rayon d'entaille. On note aussi qu'à partir de R=6mm, nous constatons une nette stabilisation du facteur de concentration de contraintes et par conséquent une valeur asymptotique de 2 qui se traduit par la saturation d'absorption des contraintes par le matériau métallique. Le risque de naissance de fissure est plus favorable dans cette dernière.

Un comportement inverse se produit lorsque les couches en composite sont orientées favorablement à la contrainte appliquée. Les concentrations de contraintes sont supérieures à 1. Le FCC augmente quadratiquement avec le rayon d'entaille pour les matériaux composites alors que pour la couche métallique nous remarquons une stabilisation à partir du rayon R=4mm. Dans ce cas le composite continu à absorber les contraintes au fond d'entaille

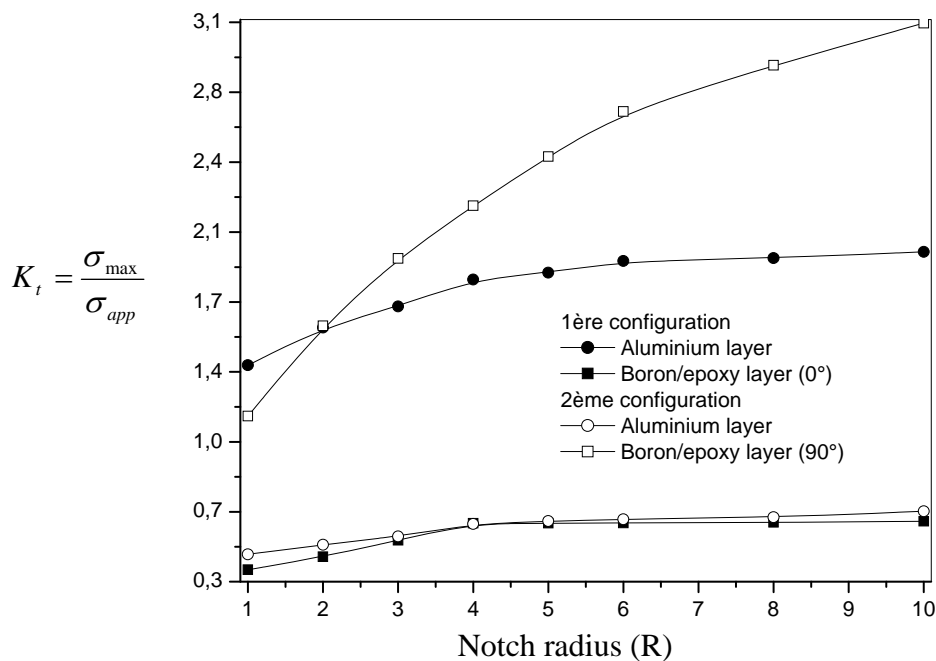


Figure VI.11. Variation du FCC en fonction du rayon d'entaille [128].

Ce comportement peut être expliqué par le fait qu'il y a une absorption d'effort par la couche plus résistante selon la direction longitudinale (où les fibres sont orientées dans la direction de chargement). Le risque de déclenchement de fissure ou de délaminage est alors plus important dans la plaque en composite.

Pour montrer l'effet de l'orientation des fibres sur la variation du FCC, nous avons fixé dans la première couche $\theta_1 = 90^\circ$ alors que la troisième couche l'orientation des fibres est variable (θ_2 variable). Les résultats du FCC sont montrés sur la figure VI.12. Il est marqué que quel que soit le rayon de l'entaille la variation du FCC est similaire pour les couches respectives d'aluminium et du composite. Le FCC obtenu pour le matériau composite augmente exponentiellement avec l'accroissement de l'angle θ_2 . L'effet de l'orientation des fibres sur l'augmentation du FCC apparaît à partir de 45° . Pour des valeurs nettement inférieures à 45° le FCC demeure stable. Un comportement inverse est marqué pour la couche d'aluminium. Le FCC est stable jusqu'à 45° et à partir de cette valeur il diminue proportionnellement avec l'augmentation de l'angle θ_2 . Cela signifie que le fond d'entaille de la couche en composite il y a une absorption des concentrations de contraintes alors que dans la couche métallique il y a une relaxation de contraintes.

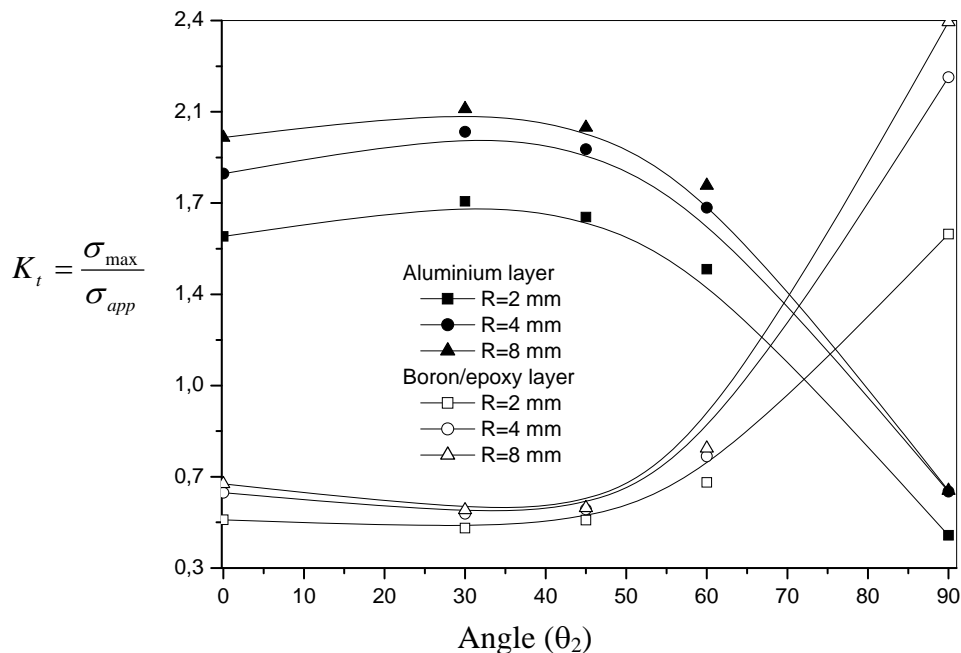


Figure VI.12. Variation du FCC en fonction du rayon d'entaille [128].

VI.4. 3. Variation du facteur d'intensité de contraintes

Dans cette partie nous étudions la variation du FIC en mode I pour deux différentes longueurs de fissures émanant d'entaille de rayon $R=8\text{mm}$ situées dans la couche métallique au milieu de deux couches en composite. Le stratifié est composé de trois couches adhésivement collées. Les longueurs de la fissure sont constantes ($a=2\text{mm}$ et $a=10\text{mm}$). L'influence de l'orientation de la seconde couche en composite est mise en évidence tout en maintenant l'angle constant de la première couche (l'angle $\theta_1=90^\circ$ et θ_2 variable). Les résultats sont montrés sur la Figure VI.13.

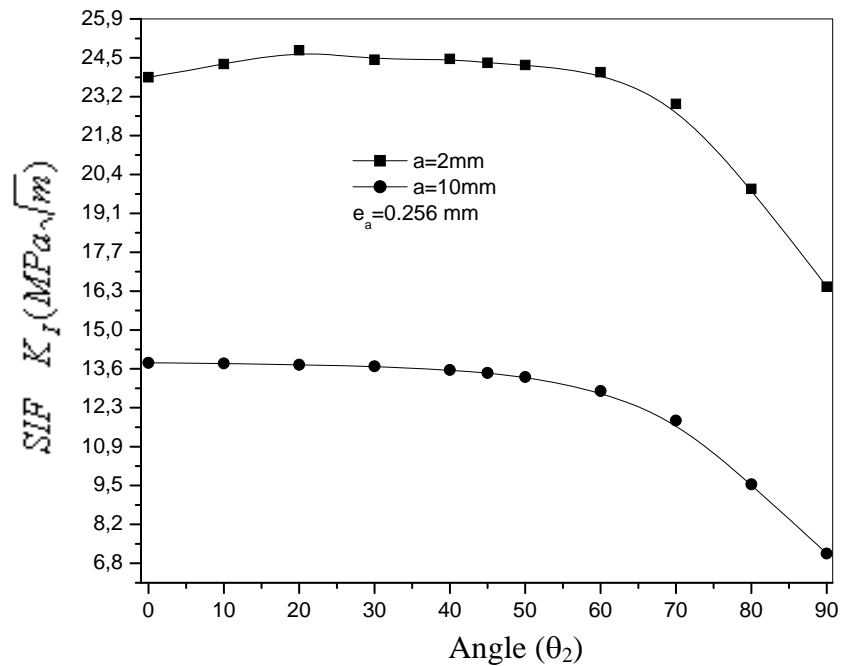


Figure VI.13. Variation du FIC en fonction du rayon de l'orientation θ_2 [128].

Il peut être noté que quelle que soit l'orientation des fibres de la seconde couche en composite, le FIC est quasiment stable jusqu'à la valeur $\theta_2=50^\circ$ à partir de laquelle nous constatons une diminution jusqu'à droit $\theta_2=90^\circ$. Donc la réduction maximale du FIC est obtenue lorsque les fibres sont orientées parallèlement à la charge appliquée. Ainsi, on signale que l'importance de réduction du FIC est fortement dépendante de la taille de la fissure. Plus la longueur de la fissure est grande plus la réduction est relativement importante. Ceci s'explique par le fait que les petites fissures sont sollicitées au champ de contraintes engendré par l'entaille semi-circulaire. Pour confirmer ces résultats, l'évolution des concentrations de contraintes dans les couches en composite est montrée sur la Figure VI.14. Il est à constater que l'évolution du facteur de concentration de contraintes au fond d'entaille des couches en composite est quasiment stable jusqu'à l'angle $\theta_2=50^\circ$ et cela quelle que soit l'orientation des fibres ($\theta_1=0^\circ$ ou $\theta_2=\text{varied}^\circ$) puis croît ou décroît avec l'augmentation de θ_2 . La couche dont

les fibres sont orientées à 90° supporte plus de charges transférées de la couche d'aluminium fissurée vers les composites à travers le film adhésif. A mesure que θ_2 tend vers 90° les contraintes prennent l'équilibre sur les deux couches du composite. Les contraintes au fond d'entaille sont équitables lorsque les fibres des deux couches sont parallèles à la contrainte appliquée ; ce qui traduit par la diminution du facteur d'intensité de contraintes à la pointe de la fissure renforcée. A $\theta_2=0$, la couche dont les fibres sont dirigées à 90° supporte 86% des concentrations de contraintes produites de la pointe de la fissure de longueur $a=10\text{mm}$. Cette proportion a tendance à augmenter pour les faibles longueurs de fissure, elle est de 90% pour $a=2\text{mm}$. Cela est dû au champ de contraintes engendré par l'effet d'entaille.

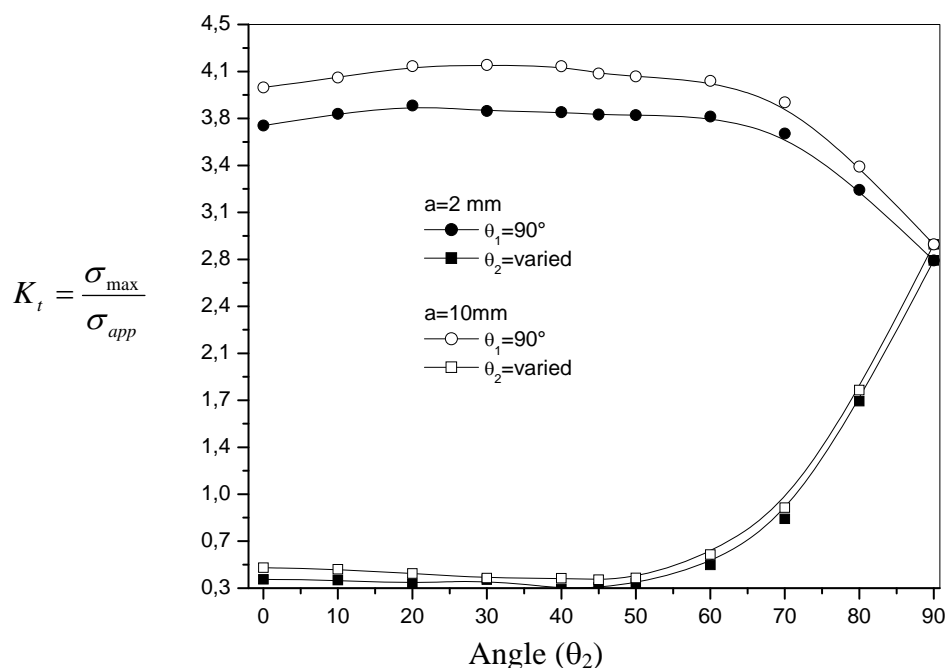


Figure VI.14. Variation du FCC en fonction du rayon de l'orientation θ_2 [128].

La Figure VI.15 indique la variation des facteurs d'intensité de contraintes en fonction de la longueur de la fissure pour plusieurs orientation des fibres du stratifiée. Le rayon d'entaille $R=8\text{mm}$ et l'épaisseur de l'adhésif $e_a = 0.256\text{mm}$. On peut voir qu'une diminution de l'angle d'orientation par rapport à la contrainte appliquée conduit au décroissement du facteur d'intensité de contraintes. La réduction est de plus en plus conséquente avec l'importance de la taille de la fissure. A partir de la longueur $a=20\text{mm}$, le FIC est pratiquement stable.

Lorsque la fissure se propage de l'entaille elle reçoit une force motrice du champ de contraintes qui l'entoure. Il traduit l'augmentation du FIC à un pic correspondant à une

longueur de fissure $a=2\text{mm}$, puis diminue progressivement vers une valeur asymptotique. La diminution du facteur d'intensité de contraintes influence directement la cinétique de la fissure.

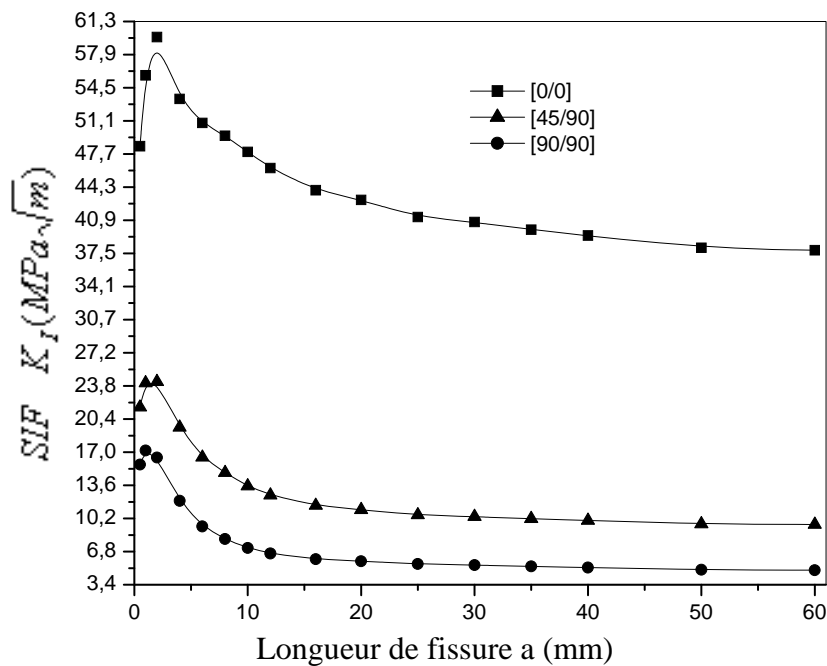


Figure VI.15. Variation du FIC en fonction de la longueur de fissure [128].

Le FIC décroît proportionnellement avec l'augmentation de la longueur de la fissure émanant de l'entaille semi-circulaire latérale. La réduction maximale du FIC K_I s'élève respectivement à 60% et 70% respectivement aux orientations de fibre à [45/90] et [90/90] en comparaison avec l'orientation [0/0].

VI. 5. Conclusion

Cet article traite l'influence de l'orientation des fibres du matériau composite du stratifié en présence d'entaille semi-circulaire sur la variation du facteur de concentration de contraintes et le facteur d'intensité de contraintes. Le module de cisaillement de l'adhésif, son épaisseur et l'épaisseur de couche du stratifié jouent un rôle essentiel sur la distribution des concentrations de contraintes aux voisinages de l'entaille et à la pointe de la fissure. A cet effet, on dégage les constatations suivantes :

- Le renforcement par composite réduit considérablement la concentration de contraintes qui entraîne un retardement de la naissance de la fissure, et contribue à l'augmentation de la durée de vie de la structure.
- Le facteur de concentration de contrainte au fond d'entaille n'est pas affecté par les propriétés de la couche adhésives, l'augmentation de celle-ci n'a pas non plus des effets significatifs.
- Les concentrations de contraintes au fond de l'entaille sont plus importantes dans la couche où l'orientation des fibres est parallèle à la charge appliquée, et vice versa, elles sont faibles lorsque les fibres sont perpendiculaires.
- Le FCC K_t augmente proportionnellement avec le décroissement de l'épaisseur du pli en composite et cela quelle que soit l'orientation des fibres. Cet accroissement est beaucoup plus marqué lorsque l'épaisseur tend à une valeur nulle. Donc, l'épaisseur du pli doit être optimisée.
- La mauvaise orientation des fibres du stratifié par rapport à l'avancée de la fissure influe sur la rentabilité de l'assemblage.
- Pour les faibles longueurs de fissure émanant d'entaille, le facteur d'intensité de contraintes est important. Cette ampleur diminue avec l'augmentation de la taille de la fissure en convergeant vers une valeur asymptotique.
- Le FIC de la fissure émanant d'entaille est réduit lorsque l'angle de l'orientation de pli augmente. Un effet inverse se produit au fond d'entaille, lorsque le facteur de concentration de contraintes augmente.
-

Conclusion générale

Conclusion Générale

Ce travail a été réalisé dans le but d'identifier les paramètres mécaniques et géométriques influençant la rupture d'un assemblage collé. La quantité de paramètres intervenant dans les caractéristiques mécaniques d'un assemblage collé, joue un rôle décisif depuis sa mise en forme jusqu'à sa rupture et induit de grandes difficultés dans l'obtention de résultats fiables. Plusieurs chercheurs dans de nombreux laboratoires de recherche s'investissent dans le domaine des assemblages par collage et dans la détermination des structures et des adhésifs les plus fiables surtout dans l'aéronautique et l'aérospatiale.

Le troisième chapitre comprend une étude sur les assemblages collés. Il a été consacré à la détermination des champs de contraintes et de déformations dans des assemblages par simple et double recouvrement résultant d'une géométrie entaillée et des propriétés des matériaux dissemblables. La synthèse des résultats tirés à partir de l'analyse numérique a permis de dégager les constatations suivantes :

- Le collage fait intervenir toutes les surfaces en regard et par conséquent, il permet d'obtenir une répartition uniforme des contraintes; cette répartition des contraintes entraîne une meilleure résistance à la fatigue et aux vibrations ou à des flexions permanentes,
- Les contraintes longitudinales sont maximales à la surface des substrats aux extrémités du recouvrement, ceci en raison de la flexion des supports. Les contraintes de cisaillement sont maximales dans la couche adhésive à l'extrémité du recouvrement.
- L'augmentation de la longueur de recouvrement mène à une diminution des maxima de contraintes longitudinales des substrats et de cisaillement de l'adhésif. De plus, la rigidité de l'assemblage augmente avec la longueur de recouvrement.
- Lorsque la rigidité des substrats augmente, les contraintes d'arrachement à l'interface adhésif/substrat sont minimisées au profit du cisaillement τ_{yz} .
- L'assemblage à simple recouvrement présente une symétrie dans la répartition des contraintes de cisaillement contrairement à l'assemblage à double joint. Ce dernier présente un équilibre des contraintes entre les joints de l'adhésif.
- L'augmentation de l'épaisseur adhésive réduit les contraintes de cisaillement, mais le choix de cette épaisseur doit être optimisé afin d'éviter l'émergence d'un troisième matériau de faibles propriétés mécaniques.
- L'augmentation du module de cisaillement de l'adhésif fait diminuer la résistance de l'adhésion.

- Les assemblages à simple recouvrement présentent une symétrie dans la répartition des contraintes de cisaillement par rapport au centre du joint, contrairement aux assemblages à double recouvrement.
- L'effet de la taille de l'entaille sur les contraintes dans l'adhésif au niveau des extrémités des substrats est très significatif. Elles sont plus importantes en présence de l'entaille semi-circulaire latérale que des entailles centrées.
- L'augmentation de la contrainte de cisaillement est beaucoup plus parquée lorsque la longueur de la fissure émanant d'entaille est inférieure à 10mm ($a \leq 10mm$). Au dessus de cette valeur la variation est peu sensible.
- Les résultats montrent que le facteur d'intensité de contraintes est affecté par l'effet négatif du disbond. L'augmentation de celui-ci est proportionnelle à l'augmentation du FIC.
- La variation du K_I^2 avec le disbond a un comportement linéaire. Une relation polynomiale regroupe le disbond avec le facteur K_I .

L'étude du chapitre 4 porte sur la méthode de réparation en employant des pièces semi-circulaires adhésivement collées sur une plaque fissurée à l'extrémité. La connaissance de la distribution des contraintes au voisinage des fissures a une importance pour leur analyse en fonction de la géométrie du patch. Les effets des propriétés mécaniques et géométriques du patch et de l'adhésive sur la variation du FIC à la pointe de la fissure en modes I avec et sans présence du décollement ont été mis en évidence. Par conséquent on dégage les constatations suivantes :

- L'aire de contact plaque/patch joue un rôle déterminant sur le niveau des contraintes au niveau de la fissure réparée. Un accroissement du diamètre du patch par rapport à la taille de la fissure permet de réduire considérablement la contrainte normale sur le ligament de la plaque. Cette réduction est plus marquée dans le cas du double patch.
- Une augmentation de la taille de la fissure entraîne un accroissement de l'énergie de déformation créée en sa tête. Les contraintes maximales sont fortement localisées autour de la fissure et diminuent proportionnellement en s'éloignant de celle-ci. Les contraintes minimales sont situées autour du bord du patch et son facteur de concentration de contraintes augmente proportionnellement à la taille de la fissure.
- La réduction du facteur d'intensité de contraintes du patch en boron/époxy de fibre 0° en y-direction par rapport à un patch de fibres en x-direction est de l'ordre 50%.

- La réduction du facteur d'intensité de contraintes prend de l'importance lorsque l'épaisseur de l'adhésif tend à une valeur nulle. Un comportement inverse se produit pour une épaisseur importante du patch, l'augmentation de celle-ci fait diminuer l'effet négatif du décollement.
- La réduction du FIC augmente avec l'augmentation de l'épaisseur du patch pour des hauteurs de disbond supérieures à la taille de la fissure. Un comportement inverse se produit lorsque la longueur de la fissure dépasse la hauteur de FW disbond.
- Pour une hauteur du FWD disbond est supérieure la longueur de la fissure $H_d \geq a$, la réduction du patch dépasse 50% lorsque l'épaisseur du patch est supérieure à 1mm.
- Les résultats montrent que le facteur d'intensité de contraintes est affecté par l'effet négatif du décollement. L'augmentation de celui-ci est proportionnelle à l'augmentation du FIC.
- Le patch n'a aucune influence sur la propagation de la fissure lorsque le rapport $2a/d_R$ dépasse 0.8.

L'étude présentée dans le cinquième chapitre a été conduite en vue de déterminer l'effet de l'orientation des fibres des plis sur l'évolution du facteur de concentration de contraintes au niveau d'une entaille circulaire. La distribution des contraintes est obtenue pour quatre rayons d'entailles. L'analyse des résultats nous permet de dégager les constatations suivantes :

A- Plaque contenant une entaille circulaire

- Le facteur de concentration de contraintes anisotrope atteint de valeurs importantes lorsque les fibres sont orientées dans un intervalle variant de 40° à 50° .
- Lorsque l'angle $\theta \leq 30^\circ$, le FCC est de l'ordre de celui du matériau homogène (stade I).
- Le troisième stade présente plus de risque que le premier, et par conséquent le facteur de concentration de contraintes est situé entre $3.33 \leq K_t \leq 6.66$.

B- Coque contenant une entaille circulaire

La seconde partie a pour objectif de déterminer l'effet de l'orientation des fibres des plis sur l'évolution du facteur de concentration de contraintes anisotropes au niveau d'une entaille circulaire au milieu de la coque. La distribution des contraintes est obtenue pour quatre différents rayons d'entaille. L'analyse des résultats nous permet de dégager les constatations suivantes :

- Lorsque les fibres sont orientées à 90° la réduction maximale du FCC normales est de

l'ordre de 91% en comparaison avec celle obtenue à 0° . La valeur maximale du FCC est de l'ordre de celui du matériau homogène.

- Le FCC anisotrope dû à σ_{xx} atteint des valeurs maximales importantes lorsque les fibres sont orientées dans un intervalle variant de 40° à 50° . Au-delà de 50° le FCC prend de l'ampleur suivant l'axe des abscisses et par conséquent les stades II et III présentent plus de risque de délaminage et les critères de la rupture sont favorables.
- Le FCC anisotrope obtenu par σ_{xx} à l'orientation des fibres à 60° est double par rapport à celui obtenu par σ_{yy} à $\theta = 0^\circ$.
- Le FCC anisotrope dû aux contraintes de cisaillement σ_{xy} est maximal lorsque $\theta = \pi/4$ et il est de trois et six fois inférieur à celui de la contrainte σ_{yy} et σ_{xx} respectivement.

C- Plaque contenant une fissure émanant d'entaille circulaire

En ce qui concerne la présence de la fissure en déplacement longitudinal et transversal en interaction avec l'entaille circulaire, nous constatons :

Déplacement longitudinal de la fissure

- Lorsque la fissure se rapproche de l'entaille, J croît exponentiellement et indépendamment de l'orientation des fibres du matériau composite. Nous notons cependant que J entraînée par la fissure perpendiculaire à contrainte appliquée est plus importante pour l'orientation $[0/0]_3$ que celle obtenue à partir des fibres orientées perpendiculairement à la fissure.
- Lorsque l'interdistance (entaille-fissure) tend vers la taille du rayon de l'entaille, l'effet d'interaction disparaît et par conséquent J n'évolue pas.
- J maximale obtenue à la pointe de la fissure proche de l'entaille est de cinq fois plus importante que celle de la seconde pointe.

Déplacement transversal de la fissure

- Lorsque $h < 6mm$ et $d=0.1mm$, J sont maximales en pointe de la fissure pour les orientations des fibres $[45/-45]$ et $[0/0]$, alors qu'elles sont faible de trois fois lorsque les fibres sont orientées à $[90/-90]$.
- Le critère de déformation maximale est évalué par la contrainte de Von-Mises est respectivement la plus grande et la plus petite des déformations principales en pointe de fissure et au fond d'entaille.

Fissure émanant d'entaille circulaire

- La présence de l'entaille engendre la réduction de la surface du ligament de la plaque et par la suite la création de la force de compression locale dans cette zone qui fait apparaître des contraintes d'arrachement pouvant provoquer l'initiation du délaminage.
- Les résultats montrent que le premier et dernier stade possèdent les plus importantes et les plus faibles valeurs de J respectivement. En revanche, le rayon de l'entaille influe proportionnellement sur les valeurs de J .

Le sixième chapitre traite l'influence de l'orientation des fibres du matériau composite du stratifié en présence d'entaille semi-circulaire sur la variation du facteur de concentration de contraintes et le facteur d'intensité de contraintes. Le module de cisaillement de l'adhésif, son épaisseur et l'épaisseur de la couche du stratifié jouent un rôle essentiel sur la distribution des concentrations de contraintes aux voisinages de l'entaille et à la pointe de la fissure. A cet effet, on dégage les constatations suivantes :

- Le renforcement par composite réduit considérablement la concentration de contraintes qui entraîne un retardement de la naissance de la fissure, et contribue à l'augmentation de la durée de vie de la structure.
- Le facteur de concentration de contrainte au fond d'entaille n'est affecté par les propriétés de la couche adhésive. L'augmentation de celle-ci n'a pas des effets significatifs.
- Les concentrations de contraintes au fond de l'entaille sont plus importantes dans la couche où l'orientation des fibres est parallèle à la charge appliquée, et vice versa, elles sont faibles lorsque les fibres sont perpendiculaires.
- Le FCC K_f augmente proportionnellement avec le décroissement de l'épaisseur du pli en composite et cela quelle que soit l'orientation des fibres. Cet accroissement est beaucoup plus marqué lorsque l'épaisseur tend à une valeur nulle. Donc, l'épaisseur du pli doit être optimisée.
- La mauvaise orientation des fibres du stratifié par rapport à l'avancée de la fissure influe sur la rentabilité de l'assemblage.
- Pour les faibles longueurs de fissure émanant d'entaille, le facteur d'intensité de contraintes est important. Cette ampleur diminue avec l'augmentation de la taille de la fissure en convergeant vers une valeur asymptotique.
- Le FIC de la fissure émanant d'entaille est réduit lorsque l'angle de l'orientation de pli augmente. Un effet inverse se produit au fond d'entaille lorsque le facteur de concentration de contraintes augmente.

Références

Références

- [1] N.Recho, Rupture par fissuration des structures « traité des Nouvelles Technologies, série Matériaux, HERMES, Paris, 1995.
- [2] J.Lemaître et L.Louis Chaboche, Mécanique des matériaux solides, Bordas, Paris, 1988 et édition Dunod 1985.
- [3] J. Massounave, C.Bathia, I.Dickson, Rupture – Contrôle - Sûreté, édite par Bathia, Bailon, maloine SA. Editeur 1983.
- [4] H.D.Bui, Mécanique de la rupture fragile, Ed. Masson, 1978.
- [5] D. François, A. Pineau , A. Zaoui Comportement mécanique des matériaux : viscoplasticité, endommagement, mécanique de la rupture, mécanique du contact – Hermès, Paris, ISBN : 2-86601-348-4, ISSN 0986-4873, 1995.
- [6] R. Labbens, Introduction à la mécanique de la rupture, Pluralis
- [7] J.Louis Batos et G.Dhatt, Modélisation des structures par éléments finis- solides élastiques, Hermes, Paris , 1990.
- [8] S.laroze et j.jaque barrau, Mécanique des structures – Solides élastiques – Plaques et coques, Ed. Masson, Paris, 1991.
- [9] G.R.Irwin, Analysis of stress and strains near the end of crack traversing a plate, journal of applied mechanics, (pp. 361-364), 1957.
- [10] H.M.Westergaad, Bearing Pressure and crack, Journal of Applied Mechanics, A1, (p.49), 1939.
- [11] N.I.Muskhelishvilli, Some basic Problems of mathematical theory of Elasticity, English translation, Noordhoff, 1957.
- [12] G.C.Sih, Application of Muskhelishvilli's Method to fracture Mecanics, Trans. Chin. Ass. Studies, 1962.
- [13] G.Pluinage, Mécanique élastoplastique de la rupture–Critère d'amorçage, Cépages Editeurs, Paris 1988.
- [14] E.Hongogen, Résistance mécanique et microstructure, Extrait de (dislocations et déformations plastiques), Ecole d'été d'Yrivals, Edition CNRS, (3 et 4 Septembre 1979).
- [15] E.Narrarosa et P.Lehr, Méthode numérique pour le traitement des données d'essais de fissuration en fatigue par traction – compression et par flexion, Rapport de recherche N°129, ENSTA, juin 1980.

- [16] O. Robouille, Mécanique de la rupture, Rapport de CNAN, Paris,
- [17] Elber, W., The Significance of Fatigue Crack Closure, Damage Tolerance in Aircraft Structure, ASTM STP 486, American Society for Testing and Materials, 1971, pp.320-242.
- [18] Newman, Jr. EP Phillips and R.A. Everett, Jr Fatigue Analysis Under Constant and Variable-Amplitude Loading Using Small Crack Theory, Mechanics of Materials Branch., NASA Langley Research Center Hampton, Virginia USA 23681, NASA/TM-1999-209329.
- [19] J.R. Rice and G.F. Rosengren, Plane strain deformation near a crack tip in a power-law hardening material', Journal of the Mechanics and Physics of Solids, Vol. 16, 1968, pp. 1-12
- [20] B. Hussey and J. Wilson, Structural Adhesives Directory and Databook; edited by Chapman and Hall, London (1996).
- [21] M. E. R. Shanahan, Rubber World, 28-36 (1991).
- [22] P. Couvrat. Le collage structural moderne, théorie et pratique. Technique et documentation. Lavoisier édition, 1992.
- [23] D. Maugis. Adhérence des solides. Aspects mécaniques. La revue de Métallurgie, CÎT / Science et Génie des Matériaux pages 655-690, 1997.
- [24] M. Barquins et K. Fadel Adhésion et collage. Découverte, 271 :31-46, 1999.
- [25] J.P. Pères, R. Carles et R. Fleckinger. Electromagnétisme : fondements et applications, volume 2eme Edition. Masson édition, 1996.
- [26] O. Fèvre. Le secret des adhésifs. Science et vie junior, pages 26-28, 1999.
- [27] A. Beghin. Apport de mesures rhéologiques et de pelage à l'analyse de la rupture de liants bitumineux. Thèse de doctorat. Université Paris VI, 2003.
- [28] J. Cognard. Les collages, pour la science, 180 :56-G2, 1992
- [29] M. E. R. Shanahan, GFP 7, 247 (1987).
- [30] B. B. Johnsen, K. Olafsen, and A. Stori, International Journal of Adhesion and Adhesives 23, 155-163 (2003).
- [31] S. G. Hong and J. Boerio, Journal of Adhesion 49, 133-149 (1995).
- [32] A. F. Harris and A. Beevers, International Journal of Adhesion and Adhesives 19, 445-452 (1999).
- [33] W. Brockmann and H. Jopp, in Effects of Mechanical Surface Pretreatment on the Durability behaviour of Bonded Mild Steel, Universität Kaiserslautern.

- [34] C. Bockenheimer, B. Valeske, and W. Possart, *International Journal of Adhesion and Adhesives* 22, 349-356 (2002).
- [35] C. Bockenheimer, B. Valeske, and W. Possart, in *The Influence of Mechanical pretreatment on the Polymer Structure of Adhesive Bonds*, 88-94 (2000).
- [36] A. Rattana, J. D. Hermes, M.-L. Abel, and J. F. Watts, *International Journal of Adhesion and Adhesives* 22, 205-218 (2002).
- [37] M. Shahid and S. A. Hashim, *Journal of Adhesion* 73, 365-384 (2000).
- [38] A. A. Griffith, *Philosophical Transactions of the Royale Society*, A221, 163-198 (1920).
- [39] S. Mostovoy, P. B. Crosley, and E. J. Ripling, *Journal of Materials* 2, 661-681 (1967).
- [40] A. J. Kinloch and S. J. Shaw, *Journal of Adhesion* 12, 59-57 (1981).
- [41] J. K. Jethwa and A. J. Kinloch, *Journal of Adhesion* 61, 71-95 (1997).
- [42] J. J. Bikerman, *Industrial Engineering Chemistry* 59, 40-44 (1967).
- [43] B. De'Nève, M. Delamar, T. T. Nguyen, and M. E. R. Shanahan, *Applied Surface Science* 134, 202-212 (1998).
- [44] L. H. Sharpe, *Journal of Adhesion* 6, 15-21 (1974).
- [45] J. Cognard, in *Science et Technologies du Collage*, edited by Presses Polytechniques et Universitaires Romandes, Lausanne, 153-158 (2000).
- [46] R. J. Morgan et E. T. Mones "The cure reactions, network structure, and mechanical response of DDS cured TGDDM epoxies", *J. Appl. Polym. Sci.*, 1987, 33, 999-1020.
- [47] P. Musto, E. Martuscelli, G. Ragosta, P. Russo et G. Scarinzi, "An interpenetrated system based on a tetrafunctional epoxy resin and a thermosetting bismaleimide : structure - properties correlation", *J. Appl. Polym. Sci.*, 1998, 69, 1029-1042.
- [48] A. N. Gent et R. P. Petrich, "Adhesion of viscoelastic materials to rigid substrates", *Proc. Roy. Soc., London*, 1969, A310, 433.
- [49] J.F.Gerard, S.J.Andrews et C. W. Macosko, "Dynamic mechanical measurement comparison between bending and torsion methods on a graphite reinforced and a rubber-modified epoxy", *Polym. Comp.*, 1992, 11 (2), 90-97.
- [50] Fraisse, 1991 "Caractérisation mécanique et ultrasonore de structures collées : cas des assemblages verre - époxy", Thèse de Doctorat de l'Université de Paris VI, 1991.
- [51] Adams, "Structural adhesive joints in engineering", R. D. Adams et W. C. Wake, 1984, Elsevier Appl. Sci. Publishers, London.
- [52] Kinloch, "Adhesion and adhesives", A. J. Kinloch, 1987, Ed. Chapman and Hall, London.

- [53] K. W. Allen et M.E.R. Shanahan, "The creep behaviour of structural adhesive joints-I", *J. Adhesion*, 1975, 7, 161-174.
- [54] K. W. Allen et M.E.R. Shanahan "The creep behaviour of structural adhesive joints-II", *J. Adhesion*, 1976, 8, 43-56.
- [55] W.Althof "Creep, recovery and relaxation of shear-loaded adhesive bondlines", *J. Reinf. Plast. Comp.*, 1982, 1, 29-39.
- [56] R.W. Bryant et W. A Dukes "The measurement of the shear strength of adhesive joints in torsion", *J. Appl. Phys.*, 1965, 16, 101-108.
- [57] De Bruyne, R. Houwink, "Adhesion and adhesives", N. A. de Bruyne, 1951, Ed. N. A. Elsevier Amsterdam.
- [58] B.deNève "Etude du vieillissement hydrothermique de joints collés adhésif époxydique/acier: relations entre l'évolution des propriétés mécaniques et les modifications physico-chimiques de l'adhésif et de l'interface", Thèse de Doctorat de l'E.N.S.M.P., Paris, 1993.
- [59] B. de Nève et M. E. R. Shanahan "Physical and chemical effects in an epoxy resin exposed to water vapour", *J. Adhesion*, 1995, 49, 165-176.
- [60] Shindel-Bidinelle E.H., *Pratique du collage industriel* Paris: Lavoisier, 1992 - 264p - (Technique et Documentation)
- [61] Williams M.L., Landel R.F., Ferry J.D., The temperature dependence of relaxation mechanisms in amorphous polymers and other glass-forming liquids. *Journal of the American Chemical Society*, 1955, 77, 14, pp 3701-3707
- [62] A.Roy., *Comportement mécanique en sollicitations monotone et cyclique d'assemblages collés compsite-composite et composite-acier*, thèse de L'université de Poitiers jan.1994.
- [63] F.Schmit, P.Fraisse., *Analyse par la mécanique de la rupture de la tenue des jonctions collées*. *Matériaux et techniques*, N°4-5, 1992, pp.55-59.
- [64] J.P. Geraud, *Quelle épaisseur de colle choisir pour un assemblage collé?*, *matériaux et techniques*, juin-juillet 1980.
- [65] M.Halioui, *Contribution à l'évolution du comportement mécanique non-linéaire d'assemblage collés de tôles minces d'acier sous sollicitations monotones ou cycliques*. Thèse de doctorat. Université de Reims, 1990.
- [66] Newman. Jr. An improved method of collocation for the stress analysis of cracked plates with various shaped boundaries, NASA TN D-6376, (1971).
- [67] Schive, J (1982), *Fatigue Engng. Mater. Struct.* 5, 77-90.

- [68] Glinka, G (1983). Engng. Fract. Mech. 22.839-845.
- [69] Sih, G.C., 1973. Handbook of Stress Intensity Factors. Lehigh University, Bethlehem, PA.
- [70] D.Kujawski, Estimations of Stress Intensity Factors for Small cracks at Notches, Fatigue Fract. Engng Mater . Struct. Vol. 14, N°10, pp 953-965, 1991
- [71] P.Lukas, 1987. Stress intensity factor for small notch-emanating cracks. Engng Fract. Mech. 26,471-473.
- [72] Usami, short crack fatigue properties and component life estimation. Current research on Fatigue cracks (Edited by T.Tanaka, M.Jono and K.Komai), 1985
- [73] Newman, Jr. Epphillips and R.A.Everell, Jr, «Fatigue Analysis Under Constant and Variable-Amplitude Loading Using Small Crack Theory », Mechanics of Materials Branch-, NASA Langley Research Center Hampton, Virginia USA 23681, NASA/TM-1999-209329.
- [74] D.Ouinas, B.Serier, B.B.Bouiadjra et T.Achour, Modélisation numérique de l'effet d'entailles dans une plaque sollicitée en traction, Journées sur les Sciences et Technologies avancées, 24 et 25 Mai 2003-Université de Guelma.
- [75] FRANC-2D/L, User's Guide a two dimensional crack propagation simulator 1998.
- [76] D.Ouinas., Modélisation du comportement en rupture des structures entaillées, Université de Sidi bel Abbés, thèse de Magister soutenue le 30 Juin 2001.
- [77] D.Ouinas, B.Serir, B.B.Bouiadjra, M.Mechmeche et T.Achour, Modélisation numérique de l'interaction Entaille-Inclusion dans une plaque sollicitée en traction, Congrès international de Mécanique-Constantine (14-16 Décembre 2002).
- [78] A. Megueni, Réparation des fissures par la technique des patches en matériaux composites dans les structures planes, Thèse doctorat es sciences, 2003, Université de Sidi-belabbès.
- [79] Baker AA, Jones R., Bonded Repair of Aircraft Structures. Martinus Nijhoff: Dordrecht, 1988.
- [80] Atluri S., Structural Integrity & Durability, Tech Science Press, Forsyth, Georgia, 1997, USA
- [81] Rose LRF., A cracked plate repaired by bonded reinforcement. Int. J. Fracture., 1982, 18: 135-144
- [82] Hart-Smith LJ., The design of repairable advanced composite structures. Douglas Paper 7550, McDonnell Douglas, 1985, Douglas Aircraft Company.

- [83] Chow WT, Atluri SN., Composite patch repairs of metal structures: adhesive nonlinearity, thermal cycling, and debonding. *AIAA J.* 35(9): 1528–1535
- [84] Lena MR, Klug JC, Sun CT (1998) Composite patches as reinforcements and crack arrestors in aircraft structures. *J. Aircraft* 35(2): 1997, 318–323.
- [85] Rose LRF., Theoretical analysis of crack patching. In: Baker AA, Jones R, editors. *Bonded repair of aircraft structures*. Martinus Nijho, Dordrecht, The Netherlands, 1988. p. 77-106 [Chapter 5].
- [86] Marshall DB, Cox BN, Evans AG. The mechanics of matrix cracking in brittle-matrix fiber composites. *Acta Metall* 1985; 33(11):2013-21.
- [87] Rose LRF. Crack reinforcement by distributed springs. *J Mech Phys Solids* 1987;35(4):383-405.
- [88] Rose LRF. Influence of debonding on the efficiency of crack patching. *Theor. Appl. Fract Mech* 1987;7:125-32.
- [89] Cox BN, Rose LRF. Time-or cycle-dependent crack bridging. *Mech Mater* 1994; 19:39-57.
- [90] Salgado N. K., Aliabadi M. H., *The Boundary Element Analysis of cracked stiffened sheets, reinforced by adhesively bonded patches*, Wessex Institute of Technology.
- [91] Jones R., Callinan R. J., *Finite Element Analysis of patched cracks*, *Journal of Struct. Mechanics*, Vol. 7(2), pp. 107–130, 1979.
- [92] Tarn J., Shek K., *Analysis of cracked plates with a bonded patch*, *Eng. Fracture Mechanics*, Vol. 40, No. 6, pp. 1055–1065, 1991.
- [93] Young A., Rooke D. P., Cartwright D. J., *Analysis of patched and stiffened cracked panels using the Boundary Element Method*, *Int. Journal of Solides and Structures*, Vol. 29, No. 17, pp. 2201–2216, 1992.
- [94] Ouinas D., Serier B et Bachir Bouiadjra B., *Modélisation numérique de l'interaction fissure émanant d'entaille-inclusion dans une plaque sollicitée en traction*, 16^{ème} Congrès Français de Mécanique, Nice, 1-5 Septembre 2003.
- [95] Swenson D, James M, *FRANC2D/L., A crack propagation simulator for plane layered Structures. Version 1.4 User guide*, 1998.
- [96] Jones R. Chiu WK., *Composite repairs to crack in metallic components*. *Compos Struct.* 1999;62:431-43.
- [97] Ouinas D., *étude du comportement en rupture des structures en bimatériaux - réparation en bimatériaux –réparation de fissure par la technique des patches*. thèse de doctorat, Université de Sidi-Belabbes, mai 2005

- [98] Ouinas D, Hebbar A et Vina J, Effet du décollement sur le comportement en rupture des assemblages collés. *Revue des composites et des matériaux avancés*. Vol 16. n°2/2006.
- [99] Ouinas D., Bachir Bouiadjra B. and Serier B., The effects of disbond on the stress intensity factor of aluminium panels repaired using composite materials. *Journal of Composite structures* 78 (2007) pp. 278-284
- [100] Peterson R.E., 1974, *Stress concentration factor*, John Wiley and Sons, New-York.
- [101] Shastry BP., Raj GV., 1977, *Effect of fibre orientation on stress concentration in a unidirectional tensile laminate of finite width with a central circular hole*. *Fibre Science and Technology*, 10:151-154
- [102] Ukadgaonker VG., Rao DKN., 2000, *A general solution for stress around holes in symmetric laminates under in-plane loading*. *Composite structure*, 49:339-354
- [103] Paul TK., Rao KM., 1993, *Finite element evaluation of stress concentration factor of thick laminated plates under transverse loading*. *Computers and Structures*, 48(2):311-317
- [104] Meguid A., 1986, *Finite element analysis of defensed hole system for the reduction of stress concentration factor in a uni-axially loaded plate with two coaxial holes*. *Engineering fracture mechanics*, 25(4):403-413.
- [105] ABAQUS, 2006, Finite Element Program, ABAQUS/Standard 6.7.1. Hibbit, Karlsson and Sorensen, Inc. Pawtucket, USA.
- [106] Peterson RE, 1959, *Notch Sensitivity, Metal Fatigue*, (Edided dy G-sines & J.Lwaisman), Me Graw Hill, New-York, pp 293-306.
- [107] Ouinas D., Hebbar A., Ramdane Z., Flitti A., Sahnoun M., 2009, Analyse du facteur de concentration de contraintes dans une plaque stratifiée en présence d'une entaille circulaire. 1^{ère} conférence internationale sur les matériaux et les structures en composites. 8-10, Novembre Oran-Alégie.
- [108] Ouinas D., Serier B., Bouiadjra BB., Achour T., 2003, *Modélisation de l'effet de l'entailles dans une plaque sollicitée en traction*, séminaire JUSTA, Université de Guelma, 24 et 25 Mai -Algérie.
- [109] Sahnoun M, Ouinas D. et R.Zenasni. Modélisation numérique du FIC d'une fissure émanant d'entaille semi-circulaire dans un composite en boron/epoxy. Conférence Nationale de Mécanique Appliquée CNMA 2011),, Oran 7-8 Décembre 2011.
- [110] Sahnoun M, Ouinas D., Numerical analysis of a crack emanating from semicircular notch with connection to a preexisting Crack. CAM 2011, 14-17 Novembre 2011 Université de Guelma

- [109] Ouinas D, Serier B, Bachir Bouiadjra B, 2005, *Revue des composites et des matériaux avancés* 15 (n°2).
- [110] Sahnoun M, Ouinas D., et Zenasni R. Analyse du FIC d'une fissure émanant d'entaille sur le comportement d'une coque circulaire stratifiée. Journées d'Etudes Nationales de Mécanique, (JENM'2011), Ouargla. 07-08 Mars, 2011
- [111] Sahnoun M. et Ouinas D., Numerical analysis of a crack emanating from semicircular notch-crack. ISMSET, 12 et 13 Novembre 2011 à l'Université de Dubai, United Arab Emirates.
- [112] Atluri SN., *Structural Integrity & Durability*, Tech Science Press, Forsyth, Georgia, USA, 1997.
- [113] Baker AA., Fatigue studies to the certification of composite crack patching for primary metallic aircraft structures. Presented at FAA-NASA Symposium on continued Airworthiness of Aircraft Structures, Atlanta, 28-30 August 1996.
- [114] Chow WT, Atluri SN., Composite patch repairs of metal structures: adhesive nonlinearity, thermal cycling, and debonding. *AIAA J.* 35(9): 1528–1535, 1997.
- [115] Lena MR, Klug JC, Sun CT., Composite patches as reinforcements and crack arrestors in aircraft structures. *J. Aircraft* 35(2): 318–323, 1998.
- [116] Ting. T., Jones R., Chiu WK., Marshal IH., & Greer JM., Composite repairs to rib Stiffened panel. *Comp. Struct.*, 47. pp. 737-743, 1999.
- [117] Jones R. Chiu WK., Composite repairs to crack in metallic components. *Comp. Struct.*; 62:431-43, 1999.
- [118] Bachir Bouiadjra B., Belhouari L., & Serier B., Computation of the stress intensity factor for repaired cracks in mode I and mixed mode. *Comp. Struct.* 54, pp.401-406, 2002.
- [119] **D.Ouinas**, B.B.Bouiadjra and B.Serier, The effects of disbond on the stress intensity factor of aluminium panels repaired using composite materials. *Journal of Composite structures* 78 (2007) 278–284.
- [120] D.Ouinas, B.Serier, B.B.Bouiadjra, The Effects of Disbonds on the pure mode II Stress Intensity Factor of Aluminium Plate reinforced with bonded Composite Materials. *Computational materials sciences.* 39, 782–787, 2007.
- [121] D. Ouinas, B.B. Bouiadjra, B. Serier, M. SaidBekkouche, Comparison of the effectiveness of boron/epoxy and graphite/epoxy patches for repaired cracks emanating from a semicircular notch edge. *Composite Structures* 80 (2007) 514–522.

- [122] D. Ouinas, A. Hebbar, B. Bachir Bouiadjra, M. Belhouari, B. Serier, [Numerical Analysis of the stress intensity factors for repaired cracks from a notch with bonded composite semicircular patch](#). *Composites Part B: Engineering*, 40 (2009) 804–810.
- [123] D. Ouinas, B. Bachir Bouiadjra, B. Achour, N. Benderdouche, Modelling of a cracked aluminium plate repaired with composite octagonal patch in mode I and mixed mode, *Materials and Design* 30 (2009) 590–59.
- [124] D. Ouinas, A. Hebbar, Full Width disbonding Effect on Repaired Cracks in Aircraft Structural Panels with Bonded Composite Patches, *Journal of Thermoplastic composite materials*, Vol. 23—July 2010
- [125] D. Ouinas, Effect of disbonding between a composite patch and a cracked aluminium plate on the stress intensity factor. *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, Vol. 29, No. 14/2010.
- [126] L. Hollaway, A. Romhi, M. Gunn, *Comp. Stuct.* 19 (1990) 125–170.
- [127] R. Long, *J. Comp. Mater.* 25 (1991) 391–415.
- [128] M. Sahnoun, **D. Ouinas**, N. Benderdouche, M. Belhouari, B. Bachir Bouiadjra. Effect of notch and crack initiating from notch on the behavior of adhesively bonded composite laminated plate. *Journal of Thermoplastic Composite Materials*. Sagepub.co.uk/journals Permissions. nav. DOI: 10.1177/0892705711425844.