

## MODELE D'INTERFACE ENDOMMAGEABLE POUR LES ASSEMBLAGES COLLES

Silvio Romero DE BARROS<sup>1</sup>

**Résumé :** Les collages sont de plus en plus employés dans l'industrie. Le manque d'outils numériques fiables et efficaces pour la prédiction de la capacité de charge de ce type d'assemblage limite encore leur application. Le modèle d'interface endommageable proposé par L. Champany et N. Valoroso permet la modélisation de la dégradation du collage pendant toute la phase de chargement. Ce modèle a été implanté dans le code de calcul industriel CAST3M. La difficulté, en utilisant ce type de modèle, est justement l'identification des paramètres mécaniques de l'interface. L'un des objectifs du travail réalisé est l'identification de ces paramètres. Cette identification est basée sur des mesures acoustiques non destructives des caractéristiques initiales du collage (raideurs) et sur des mesures mécaniques destructives (énergies critiques). L'objectif final de cette étude est d'avoir un outil numérique capable d'apporter la fiabilité et l'efficacité dont l'industrie a besoin pour développer davantage l'utilisation du collage comme méthode d'assemblage structural.

**Mots clés :** collage, interface, endommagement, identification.

**Resumo :** A colagem tem sido cada vez utilizada na industria. A falta de ferramentas numéricas confiáveis e eficazes para a previsão do capacidade de carga desse tipo de uniao é um fator que limita ainda a sua aplicação. O modelo de interface com dano proposto por L. Champany e N. Valoroso permite a modelização da degradação da cola durante todo o carregamento. Esse modelo foi implementado no software de elementos finitos CAST3M. A dificuldade, quando se utiliza esse tipo de modelo, esta na identificação dos parametros mecanicos da interface. Um dos objetivos do trabalho realizado foi a identificação desses parametros. Essa identificação é baseada em medições acusticas nao-destrutivas das características iniciais da colagem (rigidez de interface) e em medidas mecanicas destrutivas (energias criticas). O objetivo final deste estudo é chegar a uma ferramenta numérica capaz de trazer a confiança e eficacia de que a industria precisa para desenvolver ainda mais a utilização da colagem como técnica de uniao estrutural

**Palavras-chave :** colagem, interface, dano, identificação.

---

<sup>1</sup>Silvio de Barros est docteur en Mécanique, il a obtenu ce titre à l'Université de Versailles. Actuellement, il effectue un post-doctorat à l'Université Fédérale de Paraíba au Brésil, au sein du Laboratoire de Solidification Rapide(LSR).

## I. INTRODUCTION

Depuis longtemps, l'homme réalise des assemblages par collage pour créer des objets utilitaires ou décoratifs. Au cours de l'histoire, l'adhésif a subi diverses transformations jusqu'à la conception aujourd'hui de résines synthétiques, qui sont largement employées dans de nombreux processus de fabrication. Ces résines offrent, entre autres, la possibilité de rassembler des matériaux qui étaient jusqu'alors considérés comme impossible d'être collés. A partir du milieu du vingtième siècle, les avancées dans le domaine des sciences des matériaux et la constante nécessité de disposer de structures plus performantes, plus légères, plus résistantes et plus fiables, ont motivé le développement de nouvelles méthodes d'assemblage structural. L'assemblage par collage semble être une technique prometteuse avec des avantages comme la réduction du poids, la possibilité de rassembler différents matériaux, une bonne résistance à la fatigue, l'atténuation du choc et la facilité pour rassembler les formes les plus complexes [13].

Les collages sont de plus en plus employés dans l'industrie aussi bien pour les liaisons entre pièces métalliques qu'entre pièces composites. Les assemblages collés sont parfois plus intéressants que les méthodes classiques car les concentrations de contraintes dues aux trous et les éléments de liaison, comme rivets et vis, n'y sont pas présentes. Les tensions sur les extrémités sont aussi réduites car la colle remplit tout l'espace entre les deux éléments rassemblés, ce qui favorise la répartition des efforts. Dans l'industrie aérospatiale, l'utilisation de plaques de matériaux composites collées à structures métalliques, afin de renforcer ou de réparer ces structures, est déjà reconnue comme une technique efficace. Dans l'industrie automobile, quatre à cinq kilogrammes de colle interviennent actuellement dans l'assemblage des différents éléments d'une voiture de tourisme et il faut s'attendre à voir croître cette masse de colle [5].

Les mécanismes d'adhésion, de même que les mécanismes de vieillissement dans les collages, restent encore mal connus. Le manque d'outils numériques fiables et efficaces pour la prédiction de la capacité de charge de ce type d'assemblage limite encore son application. Pour essayer de comprendre ces mécanismes, il existe beaucoup de modèles qui permettent d'expliquer certains des comportements observés, mais nous sommes encore loin de voir paraître une théorie unifiée de l'adhésion et du collage.

## II. MODELE D'INTERFACE ENDOMMAGEABLE

La dégradation de la couche de colle pendant le chargement peut être traduite par la diminution de la raideur de la couche jusqu'à la perte du contact entre les parties. L'idée d'endommagement comme variable responsable pour cette réduction de la raideur est adoptée ici. L'endommagement doit être capable de représenter la dégradation de la colle jusqu'à la perte totale du contact entre les parties. Lorsque deux corps collés sont soumis à compression, ils ne perdent jamais le contact, même si la colle est complètement dégradée. Il est donc raisonnable d'adopter l'hypothèse de ne pas définir l'endommagement en compression. Les joints collés sont alors considérés comme étant des corps unis par une couche adhésive dont l'épaisseur est négligeable par rapport aux dimensions des corps rassemblés [Figure1]. L'interface assure donc le transfert des efforts entre les deux corps. Les équations constitutives du modèle d'endommagement sont écrites en

fonction du saut de déplacement  $[\mathbf{u}] = \mathbf{u}^+ - \mathbf{u}^-$ . Les modèles d'interface endommageables ont été largement employés dans l'étude de la dégradation entre les multiples couches d'un matériau composite [1, 3, 9, 14]. Ces modèles ont aussi été adaptés à l'étude du comportement des assemblages collés [7, 11, 12]. Le modèle utilisé ici est celui proposé par Champaney-Valoroso [17].

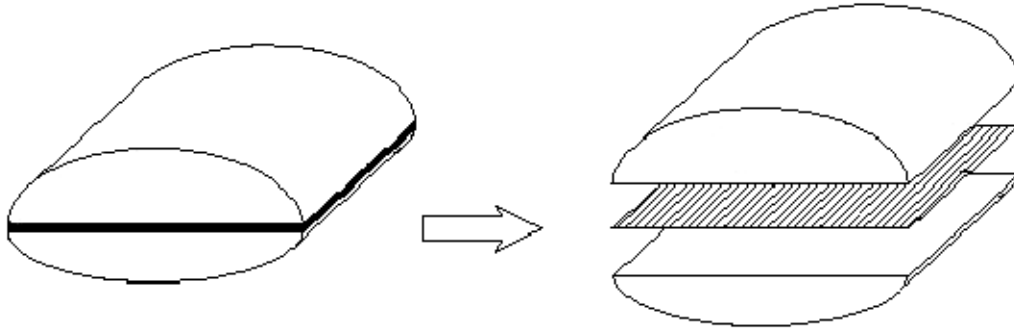


FIG. 1 – Interface

Le modèle est présenté ici dans le cas bi-dimensionnel qui représente le chargement en mode mixte. Les critères qui gouvernent le rapport entre les variables en pur mode *I* et *II* sont aussi présentés. Lorsqu'on est dans le cas d'un chargement en mode mixte, l'énergie totale utilisée dans le processus de décohésion peut être écrite comme le résultat de la contribution individuelle des chargements en mode *I* et mode *II*. L'endommagement en mode mixte est donc vu comme l'évolution simultanée des rapports traction-séparation dans les directions normale et tangentielle. L'énergie surfacique de l'interface endommagée s'écrit de la façon suivante :

$$\psi([\mathbf{u}], D) = \frac{1}{2} (1 - D) \left[ k_n^+ \langle [u_n] \rangle_+^2 + k_s [u_s]^2 \right] + \frac{1}{2} k_n^- \langle [u_n] \rangle_-^2 \quad (1)$$

où  $D \in [0, 1]$  est la variable scalaire qui représente l'endommagement,  $[u_n]$  et  $[u_s]$  représentent les composantes normales et tangentielle du vecteur de déplacement  $[u]$ .

Dans l'équation 1, les symboles  $\langle \cdot \rangle_+$  et  $\langle \cdot \rangle_-$  représentent les parties positive et négative de  $\langle \cdot \rangle$ , définies comme  $\langle x \rangle_{\pm} = 1/2 (x \pm |x|)$ . Les raideurs de l'interface non-endommagée sont représentées  $k_n$  et  $k_s$  correspondent également à la direction normale et tangentielle. La variable qui représente l'endommagement  $D$  n'intervient pas dans le calcul de l'énergie en compression, pour  $k^-$ . L'endommagement existe uniquement dans la partie de l'énergie liée à la traction, pour  $k^+$ .

Les équations constitutives s'écrivent de la façon suivante :

$$\begin{cases} \mathbf{t} = \frac{\partial \psi}{\partial [\mathbf{u}]} = (1 - D) [k_n^+ \langle [u_n] \rangle_+ \mathbf{n} + k_s [u_s] \mathbf{s}] + k_n^- \langle [u_n] \rangle_- \mathbf{n} \\ Y_m = -\frac{\partial \psi}{\partial D} = Y_I + Y_{II} \end{cases} \quad (2)$$

où  $\mathbf{n}$  est le vecteur unitaire normal extérieur et  $\mathbf{s}$  le vecteur unitaire tangent à l'interface.

La traction dans l'interface  $t$  et la force thermodynamique  $Y_m$  sont, respectivement, les variables duales du déplacement et de l'endommagement.

L'indice inférieur  $m$  représente le mode mixte et les forces thermodynamiques en mode pur  $Y_I$  et  $Y_{II}$  sont données pour :

$$\begin{cases} Y_I = \frac{1}{2} k_n^+ \langle [u_n] \rangle_+^2 \\ Y_{II} = \frac{1}{2} k_s [u_s]^2 \end{cases} \quad (3)$$

La force thermodynamique en mode mixte peut donc être écrite de la façon suivante :

$$Y_m = \frac{1}{2} k_n^+ \delta^2 \quad (4)$$

où  $\delta$  est le paramètre de déplacement équivalent d'ouverture :

$$\delta = \left( \langle [u_n] \rangle_+^2 + \alpha^2 [u_s]^2 \right)^{1/2} \quad (5)$$

avec :

$$\alpha = \sqrt{\frac{k_s}{k_n^+}} \quad (6)$$

Un paramètre de mixité  $\beta$  peut donc être défini :

$$\beta = \alpha \tan(\varphi) \quad (7)$$

$\varphi$  étant l'angle de chargement :

$$\varphi = \arctan \left[ \frac{[u_s]}{\langle [u_n] \rangle_+} \right] \in [0, +\pi/2] \quad (8)$$

Les contributions des modes purs (Equation 3) pour la force thermodynamique deviennent :

$$\begin{cases} Y_I = \frac{1}{1 + \beta^2} Y_m \\ Y_{II} = \frac{\beta^2}{1 + \beta^2} Y_m \end{cases} \quad (9)$$

en éliminant la partie qui prend en compte les problèmes d'interpénétration, le rapport cohésif peut être écrit comme :

$$t_\delta = (1 - D) k_n^+ \delta \quad (10)$$

où  $t_\delta$  est la traction équivalente :

$$t_\delta = \left( t_n^2 + \frac{1}{\alpha^2} t_s^2 \right)^{1/2} \quad (11)$$

et le composant normal  $t_n$  et le composant cisailant  $t_s$  du vecteur traction s'écrivent :

$$\begin{cases} t_n = \langle \mathbf{t} \cdot \mathbf{n} \rangle_+ = \frac{1}{(1 + \beta^2)^{1/2}} t_\delta \\ t_s = \mathbf{t} \cdot \mathbf{s} = \frac{\alpha \beta}{(1 + \beta^2)^{1/2}} t_\delta \end{cases} \quad (12)$$

Pour une dissipation maximale en endommagement, l'équation d'évolution s'écrit :

$$\dot{D} = \dot{\gamma} \frac{\partial \phi_m}{\partial Y_m} \quad (13)$$

avec un critère d'endommagement :

$$\phi_m = Y_m - Y_m^* \leq 0 \quad (14)$$

où  $Y_m^*$  représente la force thermodynamique critique en mode mixte.

Le modèle d'endommagement est caractérisé par le rapport entre cette énergie critique  $Y_m^*$  et l'endommagement  $D$ . Ceci peut être exprimé sous la forme :

$$\begin{cases} Y_m^* = Y_{mo} & \Rightarrow D = 0 \\ Y_m^* = F_m(D) & \Rightarrow D \in ]0, 1[ \\ Y_m^* = \max_{\tau \leq t} Y_m(\tau) & \Rightarrow D = 1 \end{cases} \quad (15)$$

où, pour un endommagement irréversible, la fonction  $F_m$  doit être positive, monotone non décroissant et disparaissant dans  $\mathfrak{R}_0^-$ .

Les énergies d'activation en mode pur  $G_{oI}$  et  $G_{oII}$  ne correspondent pas nécessairement au début d'endommagement pour un chargement en mode mixte. L'interface peut être endommagée en mode mixte pour une valeur d'énergie inférieure à celle d'un des seuils en mode pur. L'énergie critique de rupture en mode mixte peut également être inférieure à celles en mode pur  $G_{cI}$  et  $G_{cII}$ .

Le modèle d'endommagement en mode mixte utilise donc deux paramètres,  $Y_{mo}$  et  $Y_{mf}$ , calculés à travers des paramètres en mode pur pour le début d'endommagement et pour la propagation de la décohesion. Le début d'endommagement est prévu en utilisant le critère suivant :

$$\left( \frac{Y_I}{G_{oI}} \right)^{\alpha_1} + \left( \frac{Y_{II}}{G_{oII}} \right)^{\alpha_2} = 1 \quad (16)$$

Les paramètres  $\alpha_1$  et  $\alpha_2$  sont considérés positifs (pas nécessairement entiers) et doivent être choisis en fonction de résultats expérimentaux.

Pour un angle de chargement donné (Equation 8), le seuil de début d'endommagement en mode mixte  $Y_{mo}$  est calculé à partir de l'équation 16 qui, en accord avec 9, peut être écrite :

$$c_I (Y_m)^{\alpha_1} + c_{II} (Y_m)^{\alpha_2} = 1 \quad (17)$$

$c_I$  et  $c_{II}$  sont écrits en fonction de  $\beta$  :

$$\begin{cases} c_I = \left[ \frac{1}{(1 + \beta^2) G_{oI}} \right]^{\alpha_1} \\ c_{II} = \left[ \frac{\beta^2}{(1 + \beta^2) G_{oII}} \right]^{\alpha_2} \end{cases} \quad (18)$$

Si  $\alpha_1 = \alpha_2$  l'équation 17 donne :

$$Y_{mo} = \frac{(1 + \beta^2) G_{oI} G_{oII}}{[(G_{oII})^{\alpha_1} + (\beta^2 G_{oI})^{\alpha_1}]^{1/\alpha_1}} \quad (19)$$

Le critère de propagation adopté provient d'un des critères le plus largement utilisés pour prévoir la propagation du décollement dans les matériaux composites [15]. Ce critère est un critère généralisé en forme d'ellipse.

$$\left( \frac{G_I}{G_{cI}} \right)^{\beta_1} + \left( \frac{G_{II}}{G_{cII}} \right)^{\beta_2} = 1 \quad (20)$$

où les exposants  $\beta_1$  et  $\beta_2$  sont réels et positifs et les énergies dissipées en mode  $I$  et mode  $II$  sont données pour :

$$G_i = \int_0^{+\infty} Y_i \dot{D} dt ; \quad i \in \{I, II\} \quad (21)$$

De l'équation 9, pour un chargement proportionnel, le rapport entre  $G_{II}$  et  $G_I$  est constant :

$$\frac{G_{II}}{G_I} = \beta^2 \quad (22)$$

De l'équation 20 vient l'équation non-linéaire :

$$d_I (G_T)^{\beta_1} + d_{II} (G_T)^{\beta_2} = 1 \quad (23)$$

où  $G_T$  est défini pour l'équation 24 :

$$G_T = G_I + G_{II} \quad (24)$$

et les coefficients  $d_I$  et  $d_{II}$  ont des expressions similaires à celles de  $c_I$  et  $c_{II}$  (Equations 18).

$$\begin{cases} d_I = \left[ \frac{1}{(1 + \beta^2) G_{cI}} \right]^{\beta_1} \\ d_{II} = \left[ \frac{\beta^2}{(1 + \beta^2) G_{cII}} \right]^{\beta_2} \end{cases} \quad (25)$$

Pour  $\beta_1 = \beta_2$  la propagation de la décohésion a lieu pour :

$$G_{Tc} = \frac{(1 + \beta^2) G_{cI} G_{cII}}{\left[ (G_{cII})^{\beta_1} + (\beta^2 G_{cI})^{\beta_1} \right]^{1/\beta_1}} \quad (26)$$

où  $G_{Tc}$  est calculé comme le travail total de séparation :

$$G_{Tc} = \int_0^{+\infty} Y_m^* \dot{D} dt \quad (27)$$

dont l'expression dépend de celle de la fonction  $F_m$  définissant la force critique de pilotage de l'endommagement dans le domaine  $D \in ]0, 1[$ . La fonction  $F_m$  peut être écrite de plusieurs façons différentes selon le modèle adopté. Le modèle Champaney-Valoroso, propose l'utilisation de l'expression suivante :

$$F_m(D) = Y_{mo} + (Y_{mf} - Y_{mo}) [-\log(1 - D)]^N \quad (28)$$

pour  $N > 0$  et pas nécessairement entier.

En accord avec les équations 26 et 27, la force thermodynamique en mode mixte  $Y_{mf}$  est écrit comme :

$$Y_{mf} = Y_{mo} + \frac{1}{\Gamma(N + 1)} [G_{Tc} - Y_{mo}] \quad (29)$$

où  $\Gamma$  est la fonction Gamma [4] définie par :

$$\Gamma(N + 1) = \int_0^{+\infty} x^N e^{-x} dx = N \cdot \Gamma(N) \quad (30)$$

La Figure 2 montre le rapport entre la traction équivalente  $t_\delta$  (eq. 11) et les composants du déplacement en mode pur  $[u_n]$  et  $[u_s]$ . Les surfaces sont construites en faisant varier l'angle de chargement  $\varphi$  entre 0 et  $+\pi/2$ . Les paramètres utilisés sont :  $k_n^+ = k_s = 10000$ ,  $G_{cI} = 0.125$ ,  $G_{cII} = 0.5$ ,  $\alpha_1 = \alpha_2 = \beta_1 = \beta_2 = 2$ ,  $G_{oI} = G_{oII} = 0$  et  $N = 1.7$ .

### III. SIMULATIONS NUMERIQUES

Il existe divers types d'essais selon les modes de sollicitation définis dans la mécanique de la rupture. Les essais les plus communs sont ceux qui travaillent avec les modes  $I$  et  $II$  (DCB et ENF) ou avec les combinaisons de ces deux modes (MMF), Figure 3.

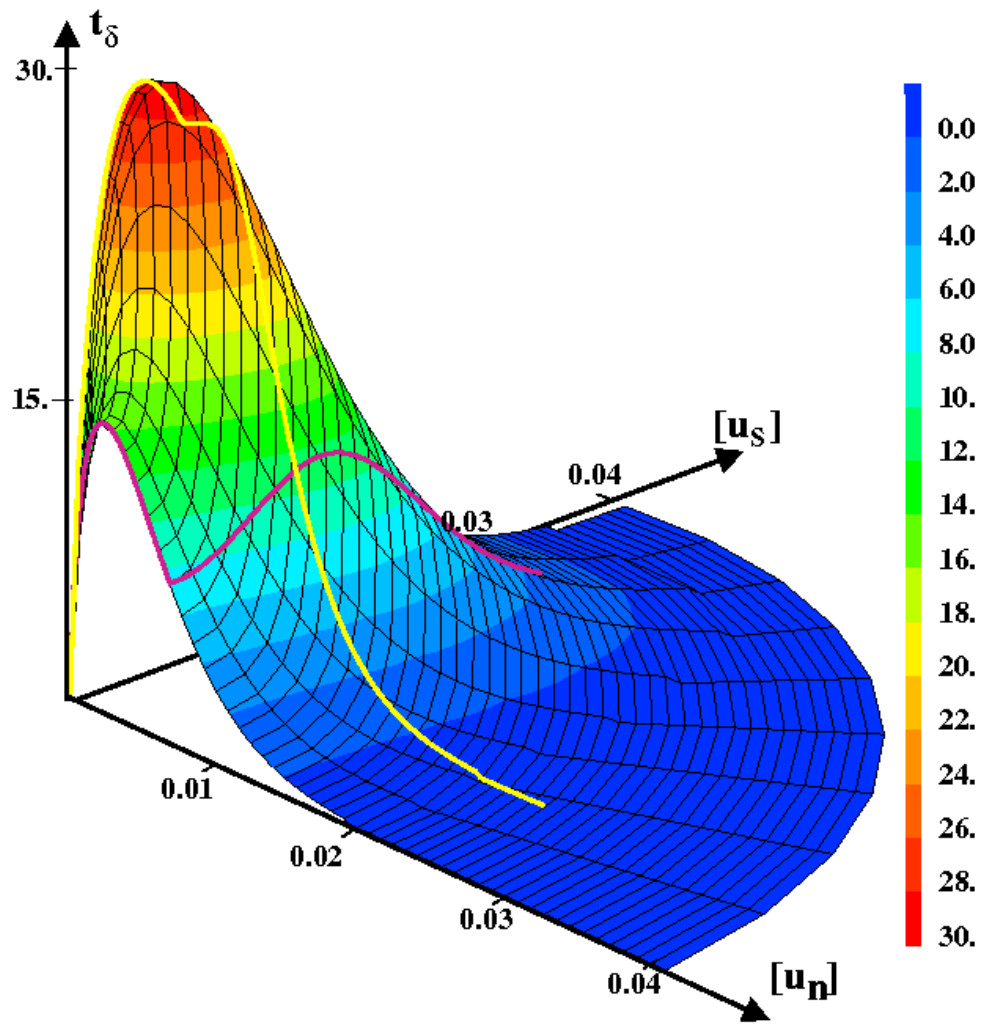


FIG. 2 – Mode mixte

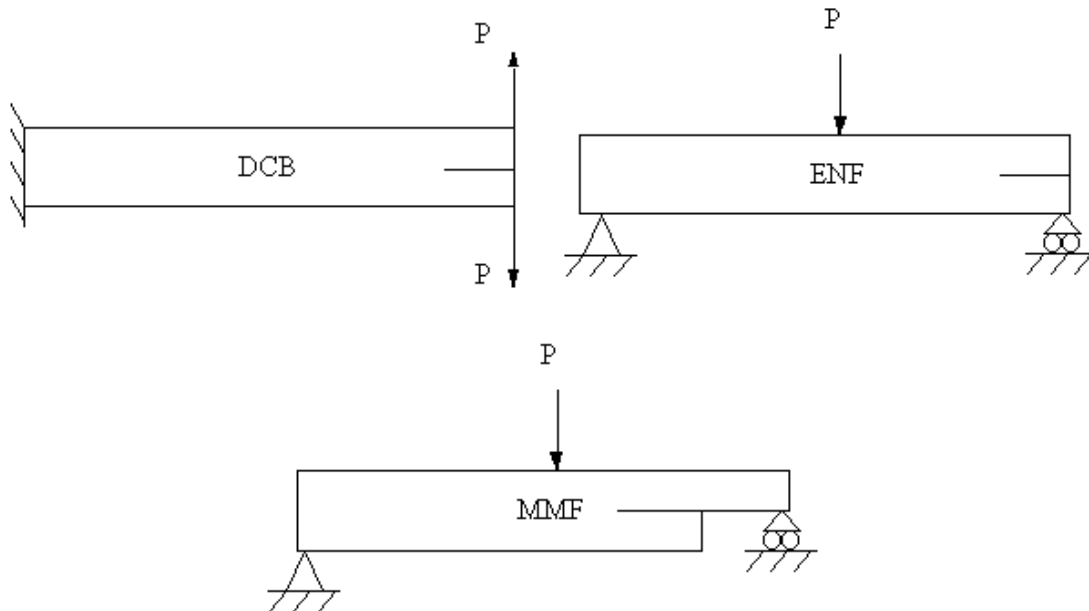


FIG. 3 – Essais de flexion

Des essais de flexion du type DCB, ENF e MMF ont été modélisés en utilisant la méthode des éléments finis dans le code de calcul industriel CAST3M. Ce logiciel a été développé par le CEA - Commissariat à l’Energie Atomique en France. Le modèle d’interface endommageable Champaney-Valoroso a été implémenté dans CAST3M. Les premières simulations ont été menées avec un pilotage classique en déplacement déjà disponible dans le logiciel.

La Figure 4 montre la configuration basique utilisée dans les simulations numériques. Les dimensions des plaques collées ainsi que les distances entre les appuis ( $l = 160 \text{ mm}$ ) et la longueur de la fissure initiale ( $a = 35 \text{ mm}$ ) ont été adoptées pour les trois types d’essais simulés. Le module de Young et le coefficient de Poisson du matériau sont respectivement  $E = 81 \text{ GPa}$  et  $\nu = 0.3$ .

Le graphique de la Figure 5 présente le comportement du modèle pour un essai ENF. Les énergies d’activation  $G_{oI}$  et  $G_{oII}$  correspondent à 60% des respectives énergies critiques  $G_{cI}$  et  $G_{cII}$ . Les résultats des essais ENF représentent toujours la force en fonction du déplacement mesuré au point d’application de cette force.

La courbe montrée dans la Figure 5 est bien caractéristique des essais ENF. La fissure se propage de façon brutale et la force chute abruptement. Alors que dans les essais du type DCB, par exemple, la fissure se propage plus doucement et la force chute de façon continue. La discontinuité de la force au moment de l’avancée de la fissure est déterminée par la longueur de fissure initiale. Lorsque cette discontinuité de la force est très importante il peut être difficile d’obtenir la convergence dans les simulations. Dans ce cas-là il faut utiliser une autre façon de piloter les

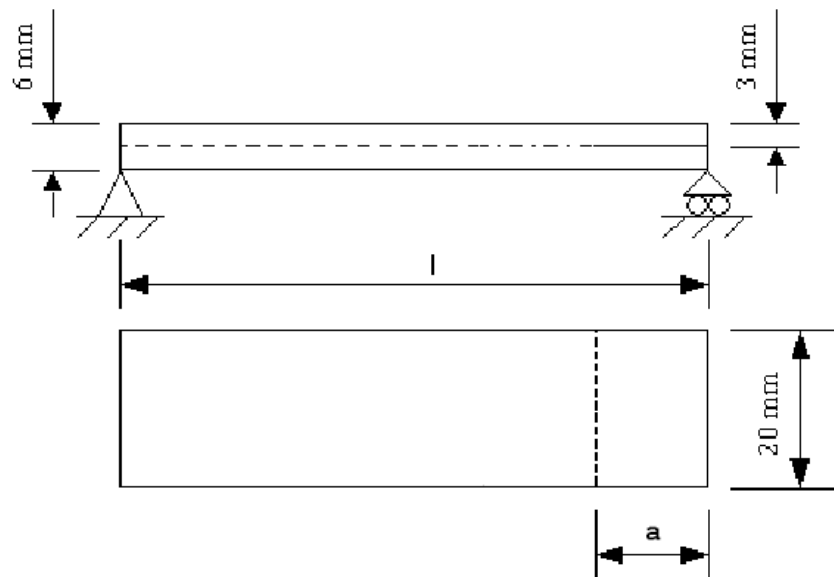


FIG. 4 – Dimensions des plaques collées

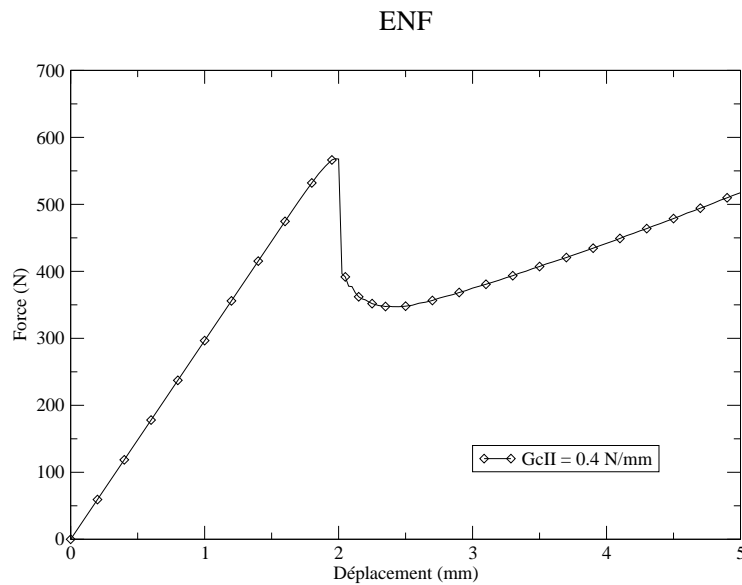


FIG. 5 – Résultat pour  $D_0 = 0$

simulations.

Les essais en mode  $I$  et en mode mixte ont aussi été simulés avec le modèle Champaney-Valoroso. La Figure 6 montre le résultat numérique de l'essai DCB. Le graphique présente la force appliquée en fonction du déplacement total, soit de l'ouverture totale correspondant. L'énergie  $G_{oI}$  correspond à 60% de l'énergie  $G_{cI}$  utilisée ( $G_{oI} = 0.6G_{cI}$ ). A la différence de l'essai ENF, il n'y a pas de discontinuité de la force au moment de l'avancée de la fissure.

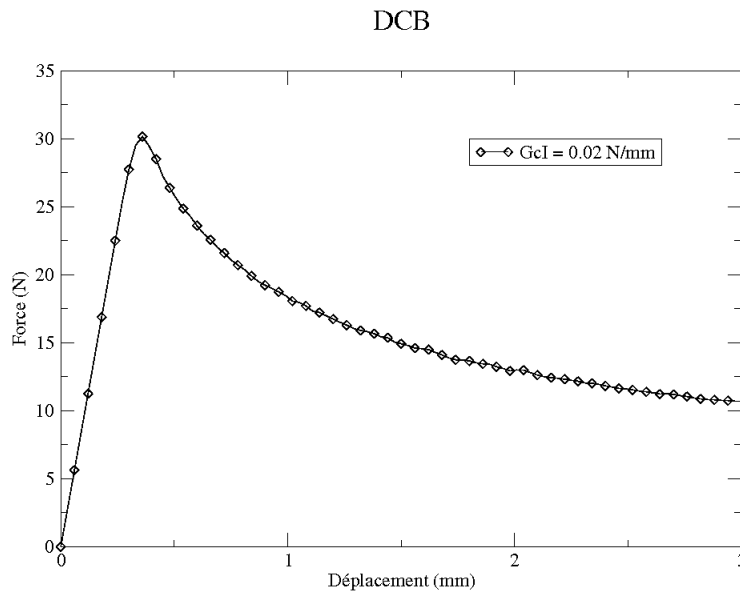


FIG. 6 – Essais DCB

Pour simuler un essai en mode mixte, le seul changement par rapport à l'essai ENF est le point d'appui du côté de la fissure. Il faut laisser libre les déplacements de la plaque inférieure de ce côté-là. De cette manière, au moment de l'application de la force sur le point P5, la fissure ira se propager à la fois en mode  $I$  d'au à l'ouverture entre les plaques, et à la fois en mode  $II$  d'au au cisaillement causé par la flexion des plaques.

La simulation numérique d'un essai MMF utilise les valeurs des énergies critique un mode pur  $G_{cI}$  et  $G_{cII}$ . La Figure 7 montre le résultat de la simulation de cet essai. Les énergies  $G_{oI}$  et  $G_{oII}$  correspondent à 60% des énergies  $G_{cI}$  et  $G_{cII}$ , respectivement ( $G_{oI} = 0.6G_{cI}$  et  $G_{oII} = 0.6G_{cII}$ ).

Pour cet essai il y a aussi une discontinuité par rapport à la force au moment de l'avancée de la fissure. L'existence de cette discontinuité suggère que, pour la géométrie adoptée, les effets de cisaillement (mode  $II$ ) sont assez importants.

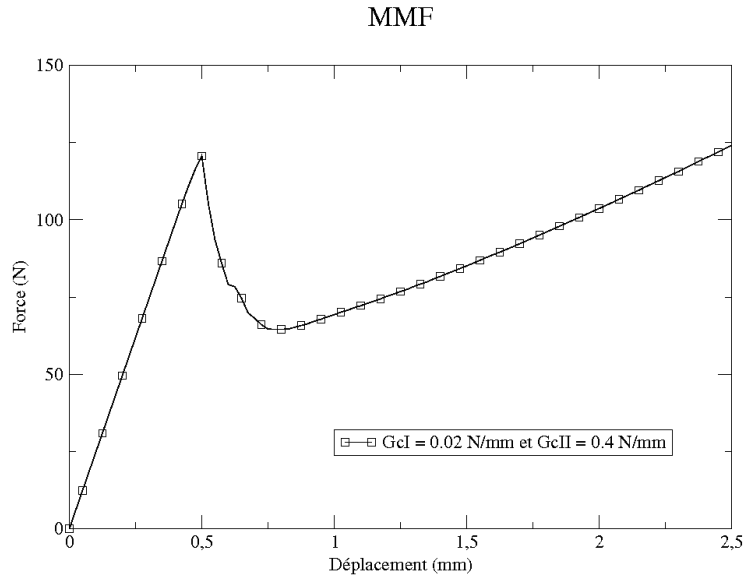


FIG. 7 – Essais MMF

Le maillage utilisé pour simuler l'essai MMF est présenté dans la Figure 8, avec les configurations avant l'essai et après la déformation superposées. Ce maillage est composé par 1920 éléments quadratiques à huit noeuds et 250 éléments d'interface.

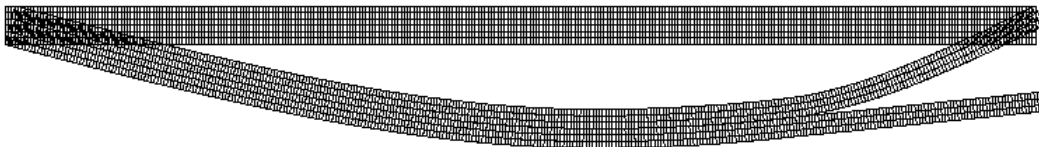


FIG. 8 – Maillage pour l'essai MMF

#### IV. ESSAIS MECANIQUES

Les éprouvettes utilisées sont du type aluminium/epoxy/aluminium. La résine epoxy a été préparée à l'Ecole Supérieure de Physique et Chimie Industrielles de Paris (ESPCI) et est composée d'une mole de diglycidylether de bisphénole A (DGEBA) et de deux moles de diamino méthane diphenylique (DDM). Ces deux solides sont mélangés et fondus ensemble. Avant d'être utilisée la colle est dégazée afin d'éliminer toutes les bulles formées pendant la préparation. La présence

de bulles dans la couche de colle peut évidemment affecter la qualité du collage.

Pour améliorer le collage des plaques d'aluminium, la littérature propose quelques traitements de surface [8, 10, 16]. Afin de vérifier l'efficacité des traitements, trois types de traitements ont été mis en oeuvre.

- Traitement acide - Une solution de 250 g d'acide sulfurique et 50 g d'acide chromique dans 1 litre d'eau distillée est utilisée dans ce traitement. Les plaques sont d'abord dégraissées avant d'être immergées dans la solution acide pendant 20 minutes. Elles sont donc lavées à l'eau courante et restent encore 5 minutes trempées dans l'eau désionisée.
- Traitement basique - La procédure est identique à celle du traitement acide sauf qu'ici les plaques restent dans une solution basique. Une solution avec une lessive ordinaire a été utilisée.
- Traitement thermique - C'est le traitement le plus simple à réaliser. Les plaques doivent seulement rester au four à 300°C pendant une heure.

Pour les trois types de traitement des surfaces, le collage doit être fait dans l'heure qui suit le traitement. Après la première heure les effets du traitement sur les conditions de la surface commencent à être perdus. Pour le traitement thermique, par exemple, la couche d'oxyde évaporée pendant le traitement sera reformée au bout de la première heure.

Les plaques utilisées ont 3 mm d'épaisseur, 200 mm de longueur et 200 mm de largeur. Les deux plaques à coller sont maintenues écartées 0.5 mm l'une de l'autre à l'aide des cales de Teflon (Figure 9). La colle est versée à l'intérieur de cet ensemble jusqu'à qu'il soit complètement rempli. L'ensemble est donc mis au four à 80°C pendant 12 heures.

Quatre types d'éprouvettes collées ont été préparés : plaques avec traitement acide (A); plaques avec traitement basique (B); plaques avec traitement thermique (T); et plaques sans aucun traitement (ST). Pour identifier la raideur de l'interface les essais acoustiques sont plus indiqués que les essais mécaniques de flexion. Dans les essais acoustiques, il est nécessaire d'avoir une surface assez large pour placer l'émetteur d'ondes. Les plaques d'aluminium, collées, de 200 mm de longueur et 200 mm de largeur, sont d'abord inspectées dans un essai acoustique. Les raideurs de l'interface sont identifiées. Ensuite, les plaques sont découpées en éprouvettes de 20 mm de largeur, utilisées dans les essais mécaniques (Figure 10).

Les éprouvettes ont été testées à l'ESPCI avec une machine de traction/compression MTS 816 avec une capacité de charge de 7500 Kgf. Les caractéristiques de l'aluminium sont  $E = 75000 \text{ MPa}$  et  $\nu = 0.3$ . Des essais du type ENF ( $l = 120 \text{ mm}$ ) ont été faits pour vérifier le succès des traitements de surface effectués. La qualité des différents collages réalisés est plus facilement démontrée dans un essai ENF car la résistance à un chargement en mode  $II$  est toujours plus élevée que celle à un chargement en mode  $I$ . La Figure 11 montre les résultats de

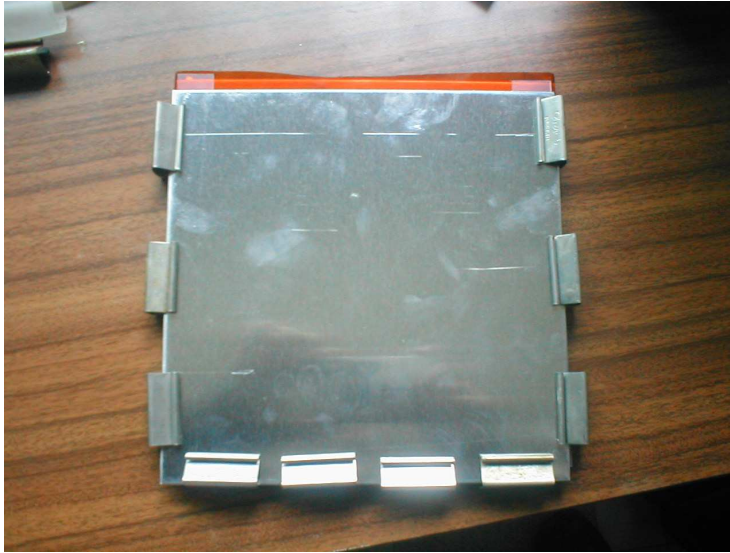


Figure 9: Preparation des collages



Figure 10: Eprouvettes

ces premiers essais ENF pour les différents traitements de surface. Afin de pouvoir comparer les résultats, des éprouvettes sans aucun traitement ont aussi été préparées.

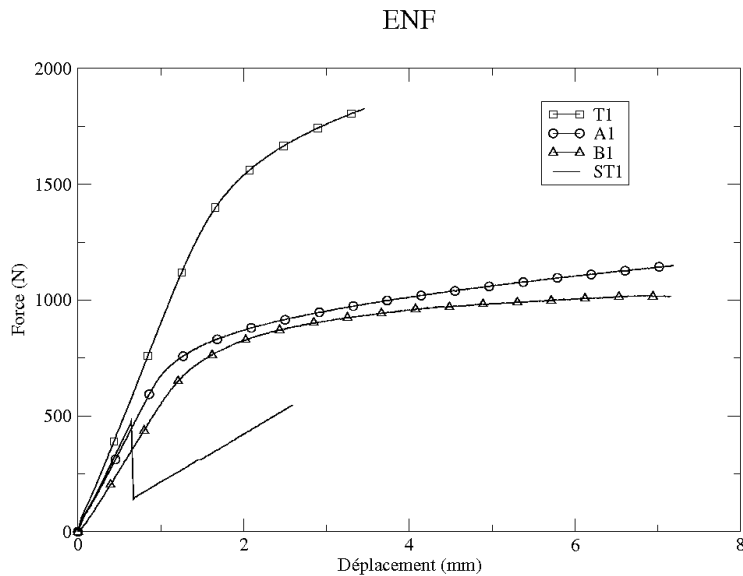


Figure 11: Résultats des essais ENF

L'éprouvette ST1 a juste été nettoyée avant le collage, sans avoir eu de traitement spécifique. L'essai avec cette éprouvette est le seul sur lequel est constaté une propagation de fissure avant la plastification des plaques. Les essais sur les éprouvettes traitées avec solution acide (A1), solution basique (B1) et traitement thermique (T1) n'ont pas présenté de propagation de la fissure. Les éprouvettes ont subi des déformations plastiques et la fissure initiale n'est pas propagée. Ces résultats démontrent l'augmentation de la qualité du collage due aux traitements des surfaces. Il est possible que, pour des éprouvettes plus rigides, les mêmes essais puissent présenter une propagation de la fissure. Par contre, le fait d'avoir observé la propagation de la fissure en cisaillement dans l'éprouvette sans traitement suffit pour démontrer l'avantage d'utiliser les traitements.

Des essais du type MMF ont été faits avec le même type d'éprouvette. L'expectative était d'observer la propagation de la fissure y compris sur les éprouvettes traitées. Le fait d'avoir une sollicitation en mode *I* combinée avec chargement en mode *II* facilite beaucoup la propagation de la fissure. Les similitudes entre les essais ENF et MMF rendent possible une adaptation rapide des éprouvettes pour passer d'un essai à l'autre. La Figure 12, montre un des essais MMF réalisés. La différence par rapport aux essais ENF est que seule la plaque supérieure est appuyée du côté de la fissure initiale.

Comme prévu, les résultats des essais MMF ont démontré que la fissure se propage en mode mixte, même dans les éprouvettes traitées. La Figure 13 compare les résultats obtenus avec les quatre types d'éprouvettes différentes. Le traitement acide présente une meilleure qual-

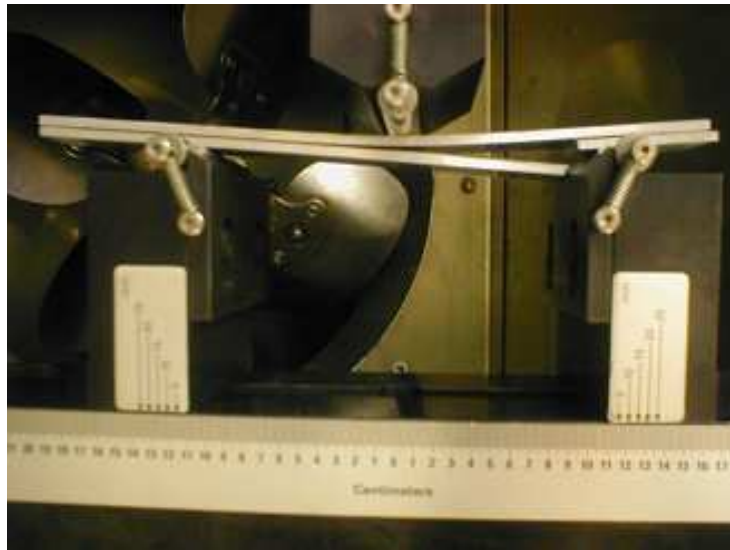


Figure 12: Essai MMF

ité d'adhésion, avec un effort plus important pour faire propager la fissure. En revanche, les traitements basique et thermique présentent des résultats équivalents. La Figure 14 présente les résultats avec des éprouvettes traitées en solution basique. Les trois courbes correspondent à des longueurs différentes de la fissure initiale  $a$ . Ces résultats confirment l'influence de la longueur de la fissure initiale sur la rigidité globale. Une série complète d'essais avec le même type d'éprouvettes, toutes préparées de la même façon serait souhaitable pour bien identifier les paramètres du modèle. Par contre, les essais du type DCB sont plus compliqués à réaliser et il est plus difficile d'avoir de bons résultats. Plusieurs tentatives ont été faites de dépasser les barrières techniques, mais les résultats obtenus pendant ce travail n'ont pas été satisfaisants. En outre, les résultats présentés dans la Figure 11 ont déjà démontré qu'avec les éprouvettes traitées, il n'y a pas de propagation de la fissure dans les essais ENF. Ce qui n'est pas intéressant pour l'identification des paramètres d'un modèle d'endommagement qui a été conçu pour prévoir le propagation du décollement. Pour cette raison, les simulations présentées ensuite prennent uniquement en compte les essais ENF et MMF sur les éprouvettes sans traitement. Les Figures 15 et 16 montrent quelques résultats utilisés dans l'identification de paramètres.

## V. IDENTIFICATION DE PARAMETRES

La réalisation d'essais mécaniques a permis l'identification de quelques paramètres qui caractérisent l'interface dans le modèle Champaney-Valoroso. Les paramètres du modèle étudié sont les raideurs de l'interface ( $k_n$  et  $k_s$ ), les énergies d'activation pour chaque mode pur ( $G_{oI}$  et  $G_{oII}$ ), les énergies critiques ( $G_{cI}$  et  $G_{cII}$ ), et les exposants du critère en mode mixte pour l'activation ( $\alpha_1$  et  $\alpha_2$ ) et pour la propagation ( $\beta_1$  et  $\beta_2$ ). Dans le critère elliptique, il est classique d'adopter une même valeur pour ces exposants :  $\alpha_1 = \alpha_2 = \beta_1 = \beta_2 = 2$ . Les énergies d'activation de

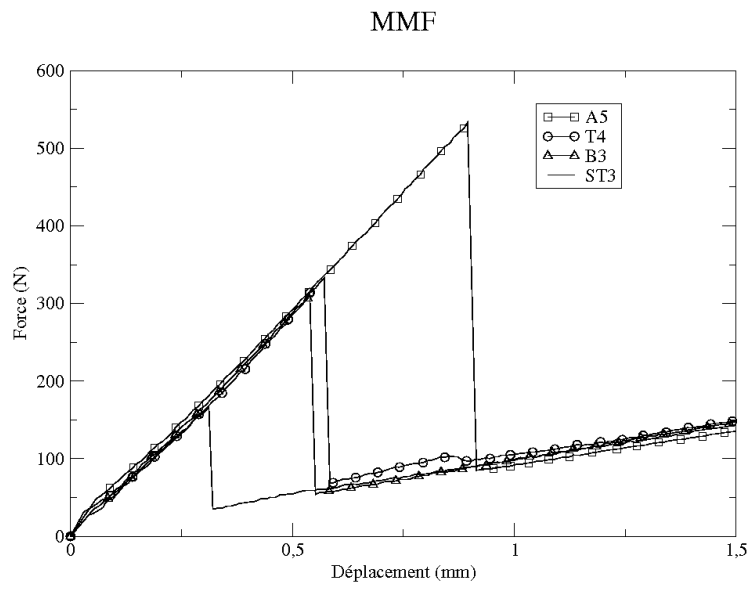


Figure 13: Résultats des essais MMF

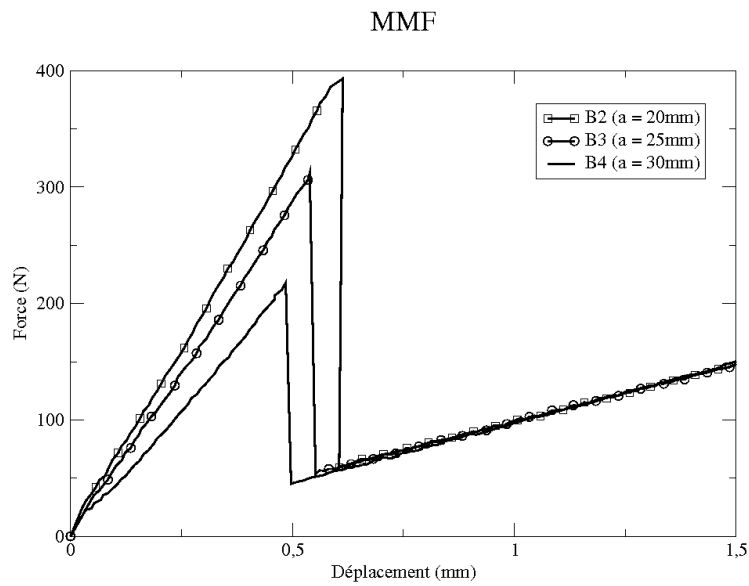


Figure 14: Résultats des essais MMF avec traitement basique

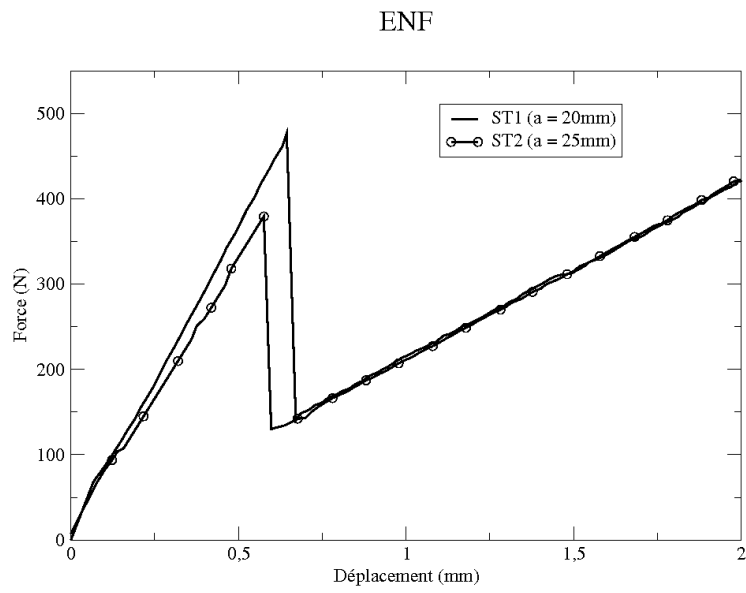


Figure 15: Résultats ENF sans traitement

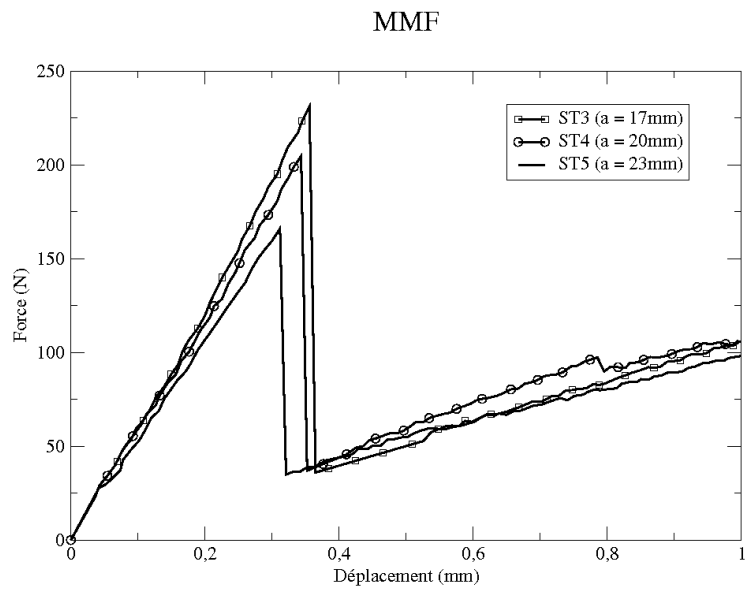


Figure 16: Résultats MMF sans traitement

l'endommagement ( $G_{oI}$  et  $G_{oII}$ ) ont une très faible influence dans le comportement global de la structure, pour les géométries d'essais ici réalisées. Dans les simulations suivantes, ces énergies ont été fixées à 40% des respectives énergies critiques. Les raideurs de l'interface ne peuvent pas être calculées directement à partir des propriétés élastiques de l'adhésif. Elles ne peuvent pas être identifiées à partir d'essais mécaniques sur l'assemblage collé, non plus. Ces paramètres sont identifiés dans des essais acoustiques [18, 6].

Les essais de propagation de fissure ont été utilisés pour obtenir les énergies critiques en mode  $I$  et mode  $II$ . La simulation numérique avec les paramètres ainsi identifiés permet d'évaluer la capacité du modèle de reproduire le résultats des essais mécaniques. Pour éviter les problèmes de convergence, les simulations ont été faites avec un pilotage sur l'avancée de la fissure et non sur le déplacement du point d'application de la force. Une méthode du type "longueur d'arc" a été utilisée [2].

La Figure 17 montre la comparaison entre la courbe expérimentale et le résultat de la simulation numérique, une fois que l'énergie  $G_{cII}$  a été identifiée. L'identification est faite sur la force au moment de la propagation de la fissure. Il y a un bon accord entre les deux courbes surtout dans la première partie qui va jusqu'au point de propagation de la fissure. Les effets de la dynamique de la propagation, qui ne sont pas prévus dans le modèle, ne permettent pas une reproduction plus précise du résultat de l'essai.

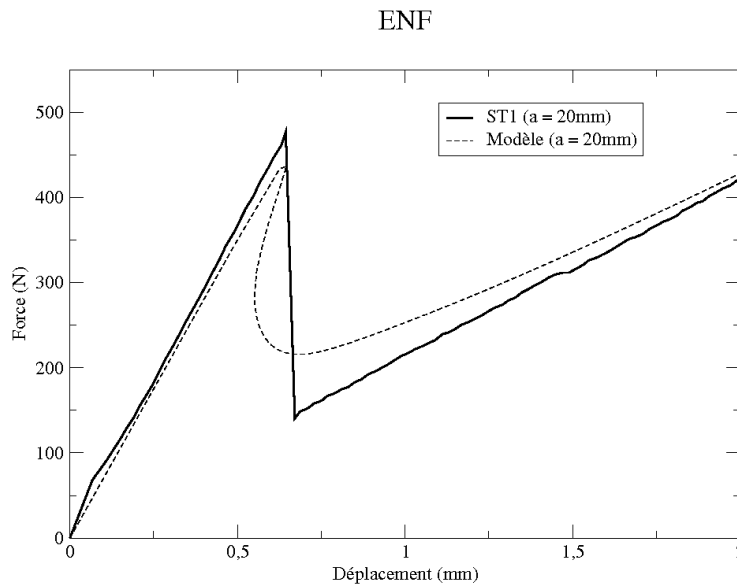


Figure 17: Essai ENF - comparaison de résultats

Pour un essai MMF, la Figure 18 montre la comparaison entre la courbe expérimentale et le résultat de la simulation, une fois que l'énergie  $G_{cI}$  a été identifiée. L'identification est faite aussi

sur la force au moment de la propagation de la fissure. La valeur de  $G_{cII}$  identifié dans l'essai ENF est utilisée ici. La valeur de  $G_{cI}$  peut donc être identifiée de cette façon. Le bon accord entre les deux courbes jusqu'au point de propagation de la fissure est encore une fois vérifié. Dans ce type d'essai le déplacement de la plaque inférieure est plus important. Le modèle, qui travaille avec des petits déplacements, n'est pas capable de reproduire de façon précise ce qui se passe pour de grands déplacements. Ceci est à l'origine de l'écart observé entre les deux courbes après la propagation de la fissure.

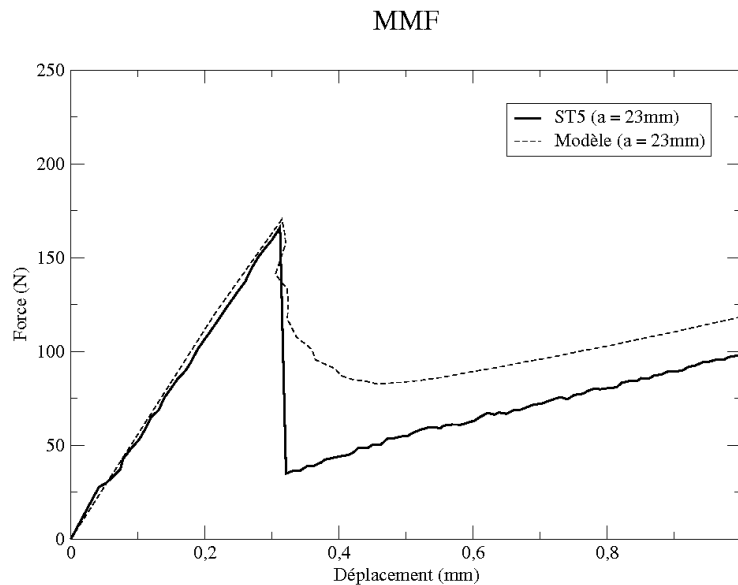


Figure 18: Essai MMF - comparaison de résultats

Les valeurs des paramètres d'interface identifiés pour les collages sans traitement surfacique et utilisés dans toutes les simulations présentées sont:

$$\begin{aligned}
 \alpha_1 &= \alpha_2 = 2 & \beta_1 &= \beta_2 = 2 \\
 k_n &= 810 \text{ N/mm}^3 & k_s &= 760 \text{ N/mm}^3 \\
 G_{cI} &= 0.02 \text{ N/mm}^3 & G_{oI} &= 0.4 \times G_{cI} \\
 G_{cII} &= 0.09 \text{ N/mm}^3 & G_{oII} &= 0.4 \times G_{cII}
 \end{aligned}$$

## VI. VALIDATION DU MODELE

Pour valider le modèle d'interface proposé, il est nécessaire de vérifier s'il est capable de reproduire d'autres essais faits sur des plaques sans traitement. Dans la Figure 15 deux résultats d'essais du type ENF sont montrés. Celui avec une longueur de la fissure initiale  $a = 20 \text{ mm}$  a été utilisée pour identifier les paramètres du modèle. Le deuxième avec une longueur de fissure

différente est utilisée pour valider le modèle. La simulation de ce deuxième essais ENF fait avec les mêmes valeurs de paramètres d'interface est montrée dans la Figure 19. Le bon accord entre les courbes est vérifié pour cette nouvelle longueur de fissure initiale  $a = 25 \text{ mm}$ . Ce qui confirme que les paramètres d'interface ont été correctement identifiés.

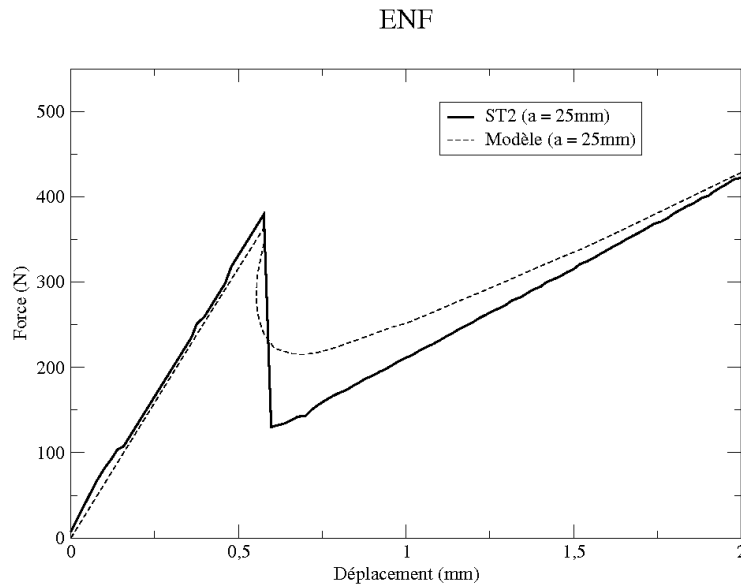


Figure 19: Essai ENF - comparaison de résultats

Pour les essais MMF, la figure 16 présentait trois résultats différents. Celui avec une longueur de fissure initiale  $a = 23 \text{ mm}$  a été utilisée pour identifier les paramètres. Les deux autres essais ont été simulés avec les valeurs de paramètres identifiées et les résultats sont montrés dans les Figures 20 et 21. Le bon accord entre les courbes obtenues dans les essais et celles obtenues dans les simulations est vérifié pour toutes les différentes longueurs de fissure initiale  $a$ . Ce qui confirme la capacité du modèle à reproduire différentes conditions d'essais.

## VII. CONCLUSION

L'objectif de ce travail était d'avoir un outil numérique capable de représenter le comportement des assemblages collés. Le choix d'un modèle d'interface unique pour représenter la couche de colle a permis d'avoir un outil simple de calcul numérique. Le comportement des plaques collées pendant les essais mécaniques de propagation d'une fissure a été étudié. Le modèle d'endommagement proposé par Champaney-Valoroso a été adopté. Le critère d'endommagement a été défini ainsi que les variables du modèle.

Les essais du type ENF, DCB et MMF ont été simulés. L'identification des quelques paramètres du modèle a été faite à l'aide de ces essais mécaniques. Les raideurs de l'interface ont été

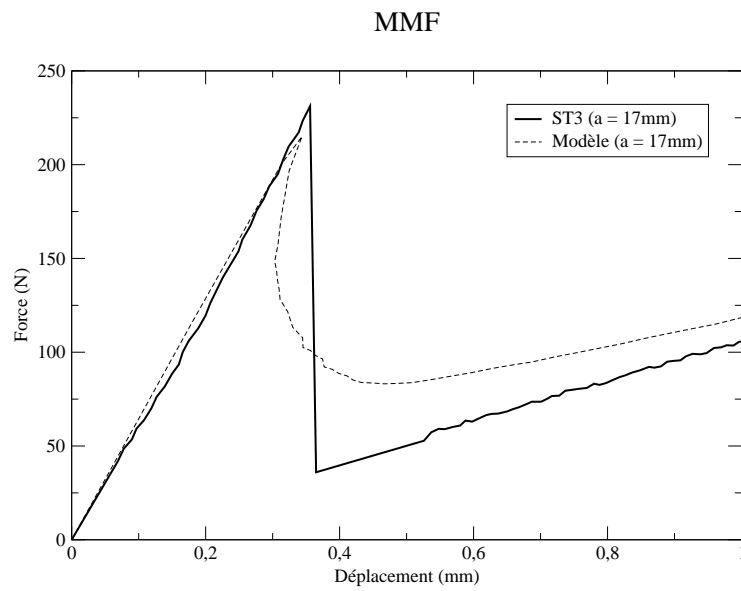


Figure 20: Essai MMF - comparaison de résultats

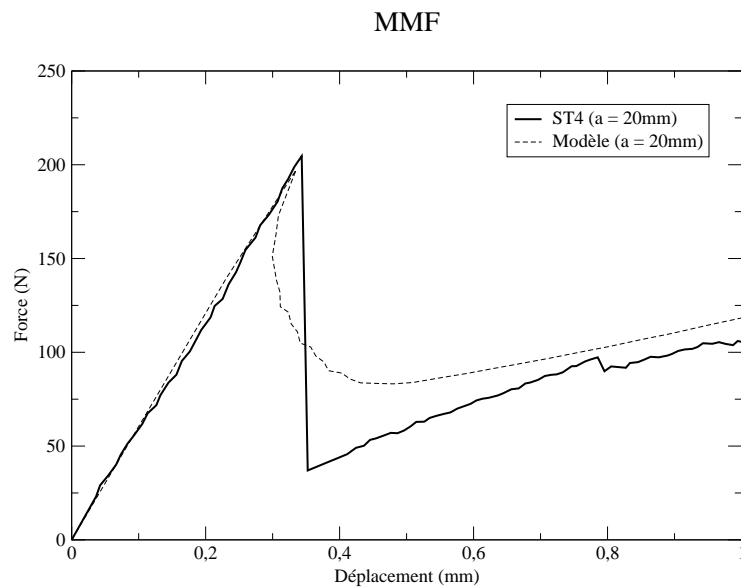


Figure 21: Essai MMF - comparaison de résultats

identifiées dans des essais acoustiques. Des simulations avec les valeurs de paramètres ainsi identifiées ont été faites. Les résultats de ces simulations ont démontré une bonne concordance avec les essais mécaniques. Le bon accord a aussi été vérifié pour d'autres essais différents de ceux utilisés pour identifier les paramètres. Le modèle Champaney-Valoroso a donc été validé.

## References

- [1] G. Alfano et M.A. Crisfield. Finite element interface models for the delamination analysis of laminated composites: mechanical and computational issues. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 50 (7), 1701–1736, 2001.
- [2] G. Alfano and M.A. Crisfield. Solution strategies for the delamination analysis based on a combination of local-control arc-length and line searches. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 58, 999-1048, 2003.
- [3] O. Allix et A. Corigliano. Some aspects of interlaminar degradation in composites. *Comp. Meth. Appl. Mech. Engrg.* 185, 203–224, 2000.
- [4] G.E. Andrews, R. Askey and R. Roy. *Special functions*. Cambridge University Press, Cambridge, 1999.
- [5] M. Barquins et K. Fadel. Adhésio et collage. *Découverte*, vol. 271, pp. 31-46, 1999.
- [6] S. de Barros, A.L. Gama, M. Rousseau et B. Collet. Characterization of bonded plates with Lamb and SH waves using a quasi-static approximation. *Latin American Journal of Solids and Structures*. 1 (4), 379–399, 2004.
- [7] L. Champaney et N. Valoroso. Evaluation of interface models for the analysis of non-linear behaviour of adhesively bonded joints. *Proc. European Conférence on Computational Mechanics (ECCM)*, Cracow, Poland, 2001.
- [8] J. Cognard, *Sciences et technologies du collage*, Presses polytechniques et universitaires romandes, Lausanne. ISBN 2-88074-410-5, 2000.
- [9] A. Corigliano. Formulation, identification and use of interface models in the numerical analysis of composite delamination. *Int. J. Solids Struct.*, 30 (20), 2779–2811, 1993.
- [10] G. W. Critchlow, D. M. Brewis, Review of surface pretreatments for aluminium alloys, *Int. J. Adhesion and Adhesives*, 16, 255-275, 1996.
- [11] U. Edlund. Surface adhesive joint description with coupled elastic-plastic damage behaviour and numerical applications. *Comp. Meth. Appl. Mech. Eng.*, 115, 253-276, 1994.
- [12] U. Edlund et A. Klarbring. A coupled elastic-plastic damage model for rubber-modified epoxy adhesives. *Int. J. Solids Struct.*, 30 (19), 2693-2708, 1993.

- [13] K. Heller, L.J. Jacobs, J. Qu. Characterization of adhesive bond properties using Lamb waves. *NDT&E International*; 33 : 555-563, 2000.
- [14] P. Ladevèze. A damage computational methode for composite structures. *Computers & Structures*, 44 (1/2), 79-87, 1992.
- [15] J.R. Reeder. An evaluation of mixed-mode delamination failure criteria. Technical Memorandum 104210, NASA, 1992.
- [16] A.A Roche, J. Guillement, Mechanical and chemical properties of organic coatings applied to metallic sheet substrates, *Thin Solids Films* 342, 52-60,1999.
- [17] N. Valoroso et L. Champaney. A damage-mechanics-based approach for modelling decohesion in adhesively bonded assemblies. *Engineering Fracture Mechanics*, 2005.
- [18] V. Vlasie et M. Rousseau. Acoustical validation of the rheological models for a structural bond. *Wave Motion*;37:33-349, 2003.