

ÉLÉMENTS EN ACIER SOUS CHARGES DE FATIGUE, RENFORCÉS PAR DES LAMELLES PRÉCONTRAINTES EN MATÉRIAU COMPOSITE

par A. Nussbaumer, A. Bassetti et P. Colombi

RÉSUMÉ

Le collage de lamelles précontraintes en matériau composite sur des éléments structuraux en acier constitue un procédé prometteur pour le renforcement d'éléments déjà fissurés et pour la prévention de la fissuration due à la fatigue. La précontrainte introduit des efforts de compression dans les éléments fissurés et contribue ainsi à la fermeture des fissures au front de celles-ci. Cette technique modifie également la géométrie des fissures par pontage de leurs faces et réduit ainsi la force d'extension des fissures. L'objectif de l'étude présentée est de valider cette technique pour augmenter la durée de vie des ponts en acier déjà anciens, notamment rivetés. Cette étude théorique et expérimentale a été effectuée à l'ICOM, en collaboration avec l'Université technique de Milan. Dans cet article, un accent est mis sur le problème du décollement à l'interface adhésif/tôle d'acier.

Sont présentés, dans la première partie de l'article, les essais de fatigue qui ont été effectués, d'abord sur des éprouvettes constituées de tôles d'acier entaillées, puis, sur des poutres renforcées par des lamelles en CFRP (*). Tous les phénomènes observés ont pu être correctement reproduits à l'aide des modèles de calcul développés.

Dans une deuxième partie, le modèle décrit permet de calculer la force d'extension de la zone de décollement à l'interface adhésif/tôle d'acier provoquée par l'ouverture de la fissure dans la tôle. En effet, l'étendue de cette zone de décollement affecte de manière significative l'efficacité de la réparation. L'influence de divers paramètres sur le décollement à cet interface – tels le module d'élasticité des lamelles en composite, l'épaisseur de la couche d'adhésif ou le niveau de la précontrainte – est présentée.

Finalement, dans une troisième partie, une méthode de prédimensionnement des renforcements est présentée. Elle permet au praticien d'estimer le nombre de lamelles et la précontrainte nécessaires pour renforcer efficacement une poutre rivetée.

(*) CFRP : carbon fiber reinforced polymer = polymère renforcé de fibres de carbone

Mots clés : renforcement par lamelles en composite; décollement; restitution d'énergie de déformation; fissure de fatigue; méthode de prédimensionnement.

SUMMARY

Adhesive bonding of prestressed composite patches on steel structural elements represents a promising technique either for reinforcing elements that are already cracked or for preventing cracking due to fatigue. Prestressing induces compressive stress in cracked elements and contributes to crack closure. This technique also modifies the geometry of the cracks through bridging their faces and thereby reduces the stress intensity range at the crack tip. This article summarises the experimental and theoretical study that was carried out at ICOM, in cooperation with Milan Technical University. The purpose of the study was to validate the technique in order to increase the service life of riveted steel bridges.

The first part of the article presents the endurance tests that were carried out initially on steel plates with center crack and subsequently, on beams reinforced with CFRP(*) patches. We have developed design models that accurately reproduce all the observed phenomena. In the second part of the article, we describe the model developed to compute the energy release rate along the delamination front occurring at the adhesive/steel sheet interface induced by the opening of the crack in the steel sheet. The extent of the separation area significantly affects the effectiveness of repair work. The influence of various parameters, such as the modulus of elasticity of the composite patches, thickness of the adhesive layer or prestressing level, on the delamination at the adhesive/steel sheet interface is discussed. Finally, in the third section, we present a reinforcement pre-dimensioning method that enables practising engineers to estimate the number of patches and the prestressing level required to properly reinforce a riveted beam.

(*) CFRP: carbon fibre reinforced polymer

A. Nussbaumer – Laboratoire de la construction métallique (ICOM), Ecole polytechnique fédérale de Lausanne (EPFL), Suisse

A. Bassetti – Bureau d'ingénieurs Lüchinger & Meyer, Zurich, Suisse

P. Colombi – Département de génie structural, Université technique de Milan (Politecnico di Milano), Italie

1. – INTRODUCTION

1.1. – Renforcement par des pièces en composite

Le renforcement des structures en aluminium par des pièces en composite a commencé dans les années 1970 et constitue aujourd'hui un procédé classique dans l'industrie aéronautique [1]. D'autres applications dans les industries automobile et aéronautique ont montré qu'il était possible de réaliser des assemblages à haute résistance par le collage de pièces en matériaux composites sur des éléments métalliques de faible épaisseur exposés à des charges extrêmes (charges de fatigue élevées, écarts de température importants, contact avec des agents agressifs) [2]. Au début des années 1990, il a été montré que les propriétés des lamelles en polymère renforcé de fibres de carbone (CFRP) pouvaient également être utilisées en génie civil, et le renforcement de ponts en béton avec des lamelles en CFRP a été réalisé [3]. Ces réalisations ont prouvé que le collage de pièces en composite avec des résines époxy était une solution fiable pour le renforcement de ponts. Il a également été montré que la résistance très élevée des matériaux composites pouvait être mise à profit par la précontrainte des lamelles en CFRP [4]. Plus récemment, en génie civil, on a essayé de renforcer des structures métalliques avec des matériaux composites, afin d'augmenter la capacité portante de ponts en acier [5].

Le but de l'étude [6-12] [28] présentée dans cet article est de montrer la faisabilité d'une technique innovante qui consiste à employer des pièces en CFRP précontraintes (avant leur collage), en particulier pour le renforcement d'éléments structuraux en acier ayant subi des dommages par fatigue. Les propriétés physiques et mécaniques des lamelles en CFRP sont en effet particulièrement intéressantes en vue d'une telle utilisation. La résistance élevée des lamelles en CFRP empêche la fissuration des pièces rapportées à partir de la section en acier fissurée. La rigidité élevée du CFRP réduit la différence de contraintes dans la section fissurée et contribue au pontage des fissures. La résistance élevée en traction du CFRP permet également la précontrainte des lamelles en composite en vue de favoriser la fermeture des fissures à leur front dans les sections en acier. Enfin, la légèreté des lamelles en CFRP limite l'augmentation du poids propre et simplifie les opérations de renforcement. L'efficacité de cette technique a été d'abord vérifiée par des essais en fatigue sur des éprouvettes constituées de tôles d'acier entaillées et renforcées par des lamelles en CFRP. Ensuite, plusieurs essais en fatigue sur des poutres transversales de ponts en acier rivetés, renforcées par des pièces en CFRP, ont été effectués pour montrer la possibilité d'appliquer cette technique pour le renforcement de ponts [10]. Les essais en fatigue ont montré que la précontrainte des lamelles en CFRP augmente de façon significative la durée de vie restante de ces structures. Toutes les applications documentées montrent la faisabilité technique du renforcement et de la restauration de structures de génie civil par l'application de matériaux composites. Récemment, en Suisse, une proposition de norme concernant le calcul et l'exécution des renforcements collés a été publiée [13].

1.2. – Décollement entre les lamelles en CFRP et la tôle

Cet article résume l'étude effectuée dans le cadre de la thèse d'A. Bassetti [10], en mettant l'accent sur le problème du décollement à l'interface adhésif/tôle d'acier. Le lecteur intéressé par d'autres aspects de ce travail pourra consulter ce document. Pour de plus amples explications sur la mécanique de la rupture et la fatigue, le lecteur est renvoyé aux nombreuses publications dans ce domaine, par exemple aux références [14-16] [27].

Bien que la résistance élevée à la fatigue des lamelles en CFRP empêche leur fissuration, une zone de décollement se produit entre les lamelles et la tôle. Ce phénomène particulier du décollement peut se produire entre la tôle et l'adhésif ou entre ce dernier et la pièce rapportée. Toutefois, on peut s'attendre à ce que le décollement se produise et se développe d'abord à l'interface adhésif/tôle à cause de la concentration importante des contraintes dans la tôle fissurée. En effet, le champ des contraintes possède une singularité physiquement inadmissible, limitée à une petite zone près du front de toute fissure, qui est caractérisée par le taux de restitution G de l'énergie de déformation (ou la force d'extension de la fissure). S'il est habituel de déterminer la valeur de G en fonction de la longueur de la fissure dans l'acier, cela est plus délicat lorsqu'il s'agit d'un décollement. Dans la littérature [17] [18], on a évalué le taux G correspondant aux deux modes suivants du déplacement des faces d'une fissure – mode I : ouverture de la fissure et mode II : glissement dans le plan – pour fournir un critère de rupture pour le front du décollement aux interfaces. Il est bien connu que la fissure à l'interface entre deux matériaux induit toujours des modes d'ouverture et de cisaillement même en cas de chargement selon un seul mode [19]. La technique modifiée de la fermeture virtuelle de la fissure (MVCCT : *modified virtual crack closure technique*) est une méthode appropriée pour évaluer le taux G [20] et elle permet de calculer ce taux à l'aide d'une analyse simple. L'idée est de calculer l'énergie de déformation libérée par unité de surface lors de la propagation de la fissure sur une petite distance Δa . On sait également qu'il est théoriquement impossible de calculer séparément les taux de restitution de l'énergie de déformation G_I correspondant au mode I et G_{II} correspondant au mode II de déplacement [19], étant donné qu'ils ne peuvent pas être définis pour un Δa s'approchant de zéro. Toutefois, pour une progression finie Δa du décollement, les taux de restitution de l'énergie de déformation existent et peuvent être déterminés [21] afin d'étudier cette progression. D'autre part, G , le taux global de la restitution de l'énergie de déformation a été utilisé comme paramètre de rupture pour la progression du décollement à l'interface [22].

Dans d'autres publications [6-9], les auteurs ont calculé le facteur d'intensité des contraintes dans la tôle fissurée, mais sans essayer de calculer le taux G de l'énergie de déformation libérée lors du décollement. Les résultats ainsi obtenus indiquent que l'étendue de la zone de décollement influence de manière significative l'efficacité du renforcement. Le but du modèle décrit dans cet article est, premièrement, de montrer comment il est possible d'évaluer la distribution du taux G le long du front de décollement causé par la propagation de la fissure dans la tôle, et, deuxièmement, d'étudier l'influence de quelques paramètres – tels le module d'élasticité de la pièce en composite, l'épaisseur de la couche d'adhésif ainsi que le niveau de la précontrainte – sur le décollement entre l'adhésif et la tôle. Pour résoudre ce problème particulier, nous avons réalisé un modèle d'éléments finis basé sur la technique dite des trois couches [18], pour calculer le taux de restitution de l'énergie de déformation par la méthode MVCCT.

2. – ÉTUDE EXPÉRIMENTALE

2.1. – Essais sur éprouvettes en acier entaillées

L'efficacité de ce procédé de renforcement en vue de réduire ou arrêter la propagation des fissures a été examinée par des essais de fatigue en laboratoire sur des tôles entaillées (fig. 1).

L'entaille centrée consiste en un trou et deux entailles initiales produites par électroérosion. Comme l'objectif à long terme de cette étude était de montrer l'applicabilité de cette

technique pour le renforcement des ponts en acier rivetés, le diamètre du trou et l'épaisseur de la tôle ont été choisis pour être proches des dimensions effectivement rencontrées dans des éléments rivetés. Les tôles entaillées ont été renforcées par quatre lamelles en CFRP (Sika® CarboDur S512 ou M614), disposées de façon symétrique de part et d'autre du trou et des deux côtés de la tôle. Ces lamelles sont collées sur l'acier à l'aide d'un adhésif résine bi-composants (Scotch® Weld DP 490). Avant collage, il est indispensable de sabler et dégraisser les surfaces en les nettoyant à l'aide d'un solvant tel l'acétone.

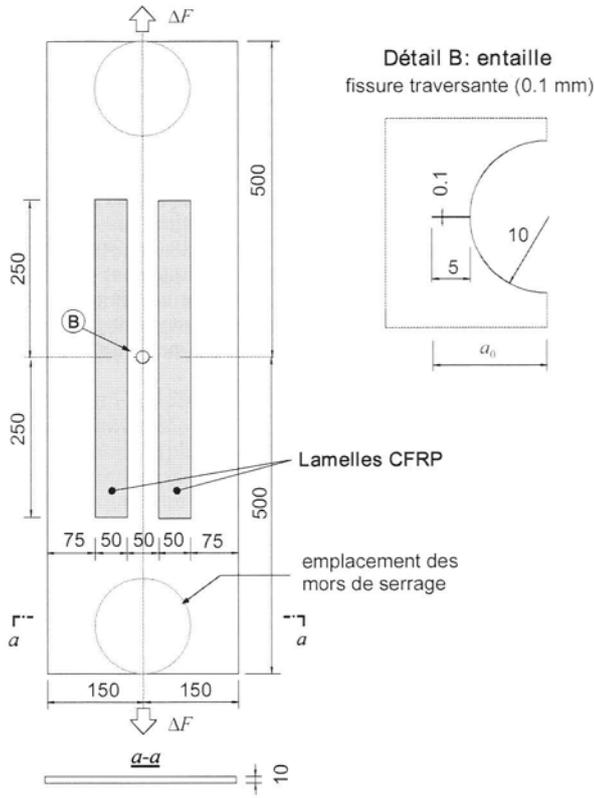


Fig. 1 - Éprouvette

Les essais de fatigue ont été effectués sous amplitude constante avec une différence de charge $\Delta F = 240$ kN et un rapport des charges $F_{min}/F_{max} = 0,4$. Cela correspond à une différence de contrainte d'environ 80 MPa dans la tôle. Pour chaque paramètre étudié durant les essais, trois éprouvettes identiques ont été testées. La figure 2 montre les résultats des essais et la légende indique les propriétés des lamelles CFRP employées. Notons que comme la fissure se propage sur deux fronts, il peut y avoir plus d'une courbe de propagation par éprouvette. En observant la figure 2, on constate tout d'abord que les tôles non renforcées se sont rompues après environ 300 000 cycles. En renforçant les tôles par des lamelles CFRP non-précontraintes (Type S512), leur durée de vie en fatigue augmente d'un facteur environ égal à trois. Si les mêmes lamelles CFRP sont précontraintes avec une force de 41,2 kN (ce qui correspond à une contrainte de 690 MPa dans la section des lamelles CFRP), la durée de vie des éprouvettes est augmentée par un facteur d'environ six. Une augmentation de la durée de vie de vingt ont été obtenues en utilisant des lamelles plus rigides (Type M614) et précontraintes. L'effet des contraintes de compression produites par la précontrainte des lamelles CFRP est encore plus évident pour des valeurs de contrainte moyenne plus basses. En effectuant des essais avec une contrainte moyenne plus basse, correspondant à un rapport des charges $R = F_{min}/F_{max} = 0,1$, l'augmentation importante des phénomènes de fermeture de fissure réduit considérablement la vitesse de propagation de la fissure. Pour les deux éprouvettes testées à $R = 0,1$ (non représentées dans la figure), la fissure s'est arrêtée après environ 10 mm de propagation et les essais ont été conduits jusqu'à 4 et 5 millions de cycles, respectivement, sans observer de changement.

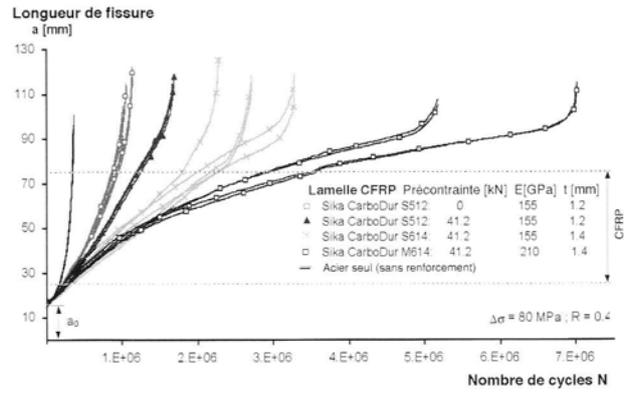


Fig. 2 - Résultat des essais sur éprouvettes

De ces essais, on conclut que bien que l'application de lamelles en composite sur des tôles ne produise pas une réduction significative des contraintes, car la rigidité de la tôle en acier est beaucoup plus élevée que celle des lamelles en composite, elle permet d'augmenter la durée de vie en fatigue. Cependant, il n'est pas possible d'appliquer un grand nombre de pièces en composite, cela pour des raisons à la fois économiques et pratiques. Ainsi, pour augmenter l'efficacité du renforcement par des lamelles, celles-ci doivent être précontraintes [10]. D'autres études ont aussi montré que la précontrainte des lamelles en CFRP introduit des contraintes de compression qui favorisent la fermeture des fissures au front de celles-ci [4] [23].

2.2. - Preuve expérimentale du décollement

Lorsque la fissure s'approche du bord intérieur de la lamelle, la concentration élevée de contraintes au front de la fissure produit un décollement soit entre la tôle et l'adhésif, soit entre ce dernier et la lamelle. L'examen des éprouvettes rompues a montré que le décollement s'était produit entre la tôle et l'adhésif, sans que cela puisse être imputé à un mauvais collage. Au cours des essais, la progression du décollement a été examinée [10] par interférométrie speckle.

L'interférométrie speckle, plus amplement décrite dans [8] [9] [11] [25] est une technique de mesure optique qui se fonde sur la capacité d'une surface rugueuse, illuminée par une source de lumière cohérente (laser), de rétro-diffuser cette lumière qui apparaît alors à l'observateur comme un arrangement aléatoire de points, les « speckles ». En fonction de la configuration du système optique utilisé, cet arrangement se modifie, point par point, en relation avec le déplacement local (dans une direction définie) subie par la surface. Le système d'acquisition est capable de convertir ce déplacement local en une différence de longueur du chemin optique parcouru, qui est la partie visible et mesurable du signal de sortie du système. La figure 3 illustre l'évolution du champ de déplacement à la surface de l'éprouvette mesurée à l'aide de cette technique.

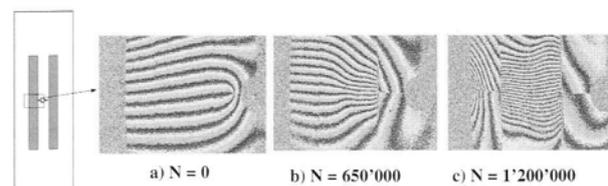


Fig. 3 - Zone des déplacements sur la surface de l'éprouvette analysée par interférométrie speckle

Chaque frange représente un déplacement de $1,3 \mu\text{m}$ dans la direction longitudinale. Au début de l'essai (fig. 3a), il n'y a pas de déplacement relatif entre la tôle et la couche d'adhésif. Lorsque la fissure dans l'acier s'approche du bord extérieur de la lamelle (fig. 3b), on constate un déplacement relatif entre l'acier et la couche d'adhésif. De surcroît, le niveau de déformation dans la lamelle augmente. À la fin de l'essai (fig. 3c), la fissure dépasse le bord extérieur de la lamelle et la zone de décollement devient alors parallèle à la fissure. Les dimensions de la zone de décollement ont été déterminées en comparant le champ de déplacement calculé par la méthode des éléments finis à celle obtenue par voie expérimentale [10]. Les résultats indiquent que la zone de décollement entre la couche d'adhésif et la tôle a la forme approximative d'une ellipse au rapport $c/b = 1/5$ entre ses axes (voir fig. 17). Nous avons admis que le front du décollement précédait la pointe de la fissure d'une distance égale à la zone plastifiée.

2.3. – Essais en grandeur nature sur des poutres rivetées

Des essais en grandeur nature ont été réalisés sur des poutres transversales (entretroises) prises d'un pont-rail démonté après 91 ans de bons et loyaux services. Le but de ces essais était de montrer l'efficacité d'un renforcement avec des lamelles CFRP précontraintes pour arrêter la propagation des fissures de fatigue amorcées aux bords des trous de rivets et prévenir la formation de nouvelles fissures ailleurs. Ils ont également permis de développer une méthode de précontrainte des lamelles directement sur les éléments en acier (avant la cure de la colle). Les dimensions des poutres composées rivetées sont données à la figure 4.

La semelle supérieure des poutres se compose de deux cornières et d'un couvre-joint riveté, alors que la semelle inférieure n'est composée que de deux cornières. Les semelles sont liées à l'âme par une seule ligne de rivets. Tous les rivets sont de diamètre 22 mm, pour des trous de rivets de 24 mm de diamètre. Ces poutres sont faites d'acier doux (limite élastique d'environ 240 N/mm^2).

Trois poutres ont été testées en suivant la même procédure d'essai. Dans le cas de la première poutre, dénommée QT4, celle-ci a été pré-fissurée avec un chargement d'amplitude constante, avec une différence de contrainte de 80 MPa (dans la section nette) et un rapport des contraintes égal à 0,1. Après 3,5 millions de cycles, des fissures aux bords de deux têtes de rivets en milieu de travée, soit dans la zone de moment maximal, ont été détectées. Au total, quatre fissures ont pu être détectées (lesquelles ont progressé à partir de deux trous de rivets dans les cornières constituant la semelle inférieure) grâce à des mesures non-destructives par magnétoscopie. Les fissures mesuraient entre 4 et 10 mm à partir des têtes de rivets.

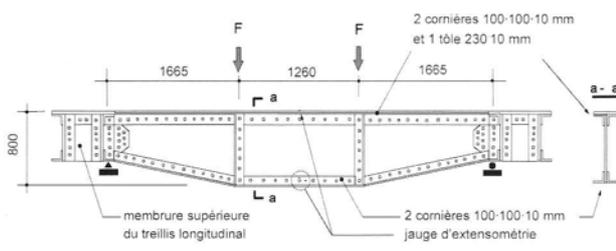


Fig. 4 – Système de chargement des poutres testées

La semelle inférieure de chacune des trois poutres a été renforcée par le collage de cinq lamelles CFRP (Type M614 : $E_1 = 210 \text{ GPa}$, $t = 1,4 \text{ mm}$, largeur 60 mm), comme montré à la figure 5. Lors de la livraison, les lamelles sont conditionnées en rouleaux et par la suite coupées à la longueur voulue, soit environ 3,6 m.

Les trois lamelles, disposées sur la face inférieure de l'aile, ont été précontraintes avec une force d'environ 75 kN chacune, correspondant à une contrainte nominale dans la section de la lamelle de 890 MPa. Cette valeur représente la limite supérieure pouvant être appliquée à ce type de lamelle de façon relativement simple, c'est-à-dire avec le système d'ancrage développé pour la réalisation de ces essais (fig. 5 et 6). La mise en tension de chaque lamelle s'effectue en tournant deux boulons à haute résistance fixés aux attaches d'extrémités de la lamelle. L'ancrage des lamelles dans les attaches s'effectue sur une longueur d'environ 160 mm. Les efforts sont transmis à la poutre par un bloc en acier boulonné à l'aile inférieure à l'aide de quatre boulons. Les deux lamelles disposées sur la face supérieure de l'aile n'ont pas été précontraintes car, à cause de la forme trapézoïdale de la poutre, cette opération aurait nécessité l'utilisation d'un système particulier de fixation pour les maintenir en contact avec l'aile inférieure et empêcher leur soulèvement lors de la mise en tension. La fonction de ces deux lamelles est de limiter l'ouverture des fissures se propageant dans l'aile inférieure et de réduire l'étendue des contraintes agissant dans la section fissurée. Comme elles ne sont pas précontraintes, elles sont fixées à la poutre uniquement par l'adhésif (sans l'aide d'aucun système d'ancrage mécanique à leurs extrémités). Les lamelles CFRP précontraintes ont produit une contrainte de compression dans la section nette de la semelle inférieure de -36 MPa .

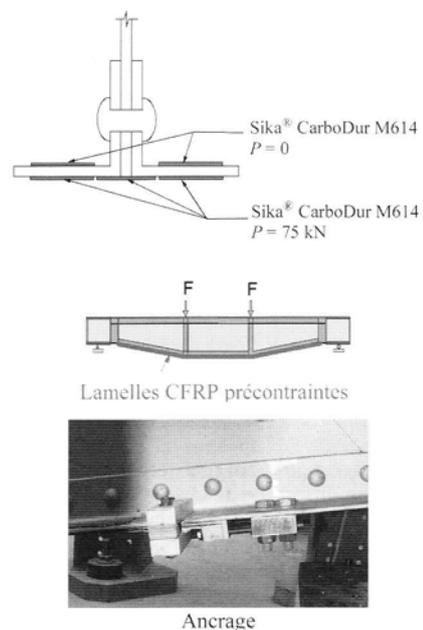


Fig. 5 – Principe du renforcement de la poutre avec des lamelles CFRP

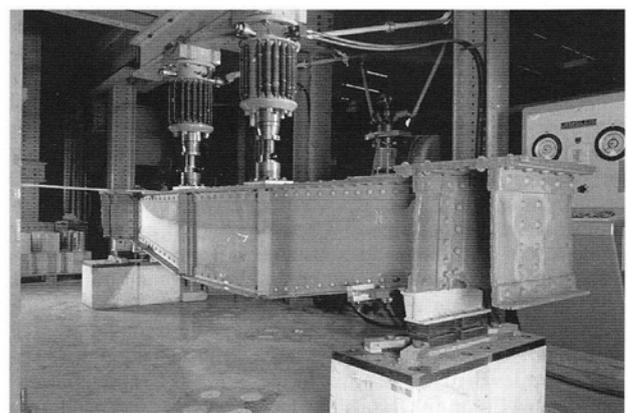


Fig. 6 – L'une des poutres testées, renforcée par des lamelles CFRP

Après renforcement de la poutre, figure 6, l'essai de fatigue a été poursuivi en appliquant le même chargement que durant la phase de préfissuration. Le collage des lamelles CFRP a permis de réduire légèrement les contraintes dans l'aile inférieure ($\sigma_{net} = 76$ MPa à la place de 80 MPa) et, surtout, la précontrainte a contribué à diminuer sensiblement le niveau de contrainte moyenne dans l'aile inférieure en acier durant les cycles de fatigue ($R = -0.5$). Dans le cas de la poutre QT4, l'essai de fatigue a été poursuivi jusqu'à 20 millions de cycles après le renforcement et aucune propagation des fissures ou nouvelles fissures n'a été observée. Dans la figure 7, les résultats obtenus en renforçant la poutre QT4 avec des lamelles CFRP sont comparés avec des mesures de propagation effectuées durant une autre étude [29], réalisée sur des poutres non-renforcées provenant du même pont. Lors des deux autres essais, la préfissuration a conduit à des fissures plus importantes, soit d'une longueur de 72 mm et 200 mm respectivement. Le même renforcement que pour la poutre QT4 a été appliqué et cela a permis de poursuivre les essais durant 10,4 et 2,4 millions de cycles, respectivement. La conclusion est donc que le renforcement est efficace pour arrêter, ou fortement ralentir, la propagation des fissures de fatigue existantes et de prévenir la formation d'autres fissures. Le renforcement est plus efficace lorsque les fissures sont encore petites (dépassent de peu la tête des rivets).

En ce qui concerne le prix des renforcements effectués, il faut signaler qu'une part plus importante que pour un renforcement classique (plaques d'acier par exemple) provient des matériaux mis en œuvre. Le prix des lamelles est environ 4 fois plus élevé que celui d'une quantité d'acier fournissant la même résistance ultime, mais les prix des lamelles baissent avec l'augmentation de leur utilisation dans le génie civil. Pour la colle résine bi-composants et les solvants, il faut compter environ 200 € par m² de renforcement, soit un coût similaire au prix des lamelles elles-mêmes.

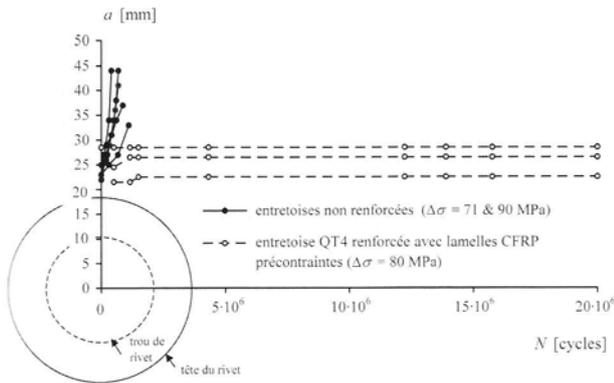


Fig. 7 – Courbes de propagation des fissures mesurées sur des poutres non-renforcées et renforcées avec des lamelles précontraintes en fibres de carbone

3. – MODÈLE NUMÉRIQUE DU DÉCOLLEMENT

3.1. – Technique dite des trois couches

Naboulsi et Mall [18] ont proposé une méthode à trois couches pour modéliser une tôle fissurée et renforcée par le collage de lamelles en matériau composite. Cette méthode utilise l'analyse bidimensionnelle aux éléments finis d'un modèle à trois couches représentant la tôle, la couche d'adhésif et la lamelle. La couche d'adhésif est considérée comme

un milieu continu élastique et de ce fait, il n'est pas nécessaire de la remplacer par des ressorts en cisaillement (modèle avec milieu non-continu) [17] [19]. De cette façon, le comportement non linéaire de l'adhésif est pris en compte en même temps que les effets de sa rotation. Les effets de la rotation de l'adhésif jouent un rôle dans la définition de l'énergie de décollement dans le cas de collage de lamelles symétriques, mais sont particulièrement importants dans le cas d'une lamelle unique [18]. On introduit des conditions cinématiques basées sur les hypothèses de Mindlin pour assurer la continuité des déplacements aux deux interfaces tôle/adhésif et adhésif/lamelle (fig. 8).

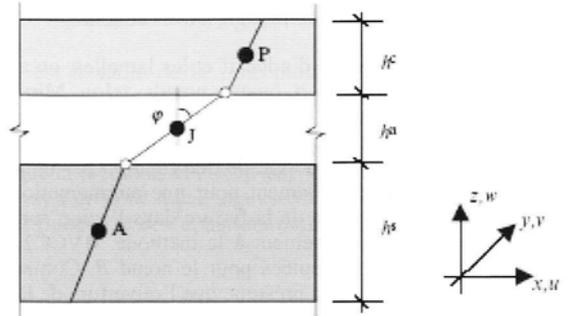


Fig. 8 – Modélisation du renforcement par collage et conditions cinématiques de continuité géométrique nécessaires aux interfaces

Selon la théorie des plaques de Mindlin (fig. 8), on présume que chacune des trois couches – tôle, adhésif et lamelle – a un champ de déplacements linéaire dans le sens de l'épaisseur et qu'elles satisfont aux relations [18] :

$$\begin{aligned} u^c &= u_p + \varphi_y^p \cdot z^c & u^a &= u_J + \varphi_y^J \cdot z^a & u^s &= u_A + \varphi_y^A \cdot z^s \\ v^c &= v_p - \varphi_x^p \cdot z^c & v^a &= v_J - \varphi_x^J \cdot z^a & v^s &= v_A - \varphi_x^A \cdot z^s \\ w^c &= w_p & w^a &= w_J & w^s &= w_A \end{aligned} \quad (1)$$

où les exposants s , a et c représentent respectivement la tôle, l'adhésif et la lamelle. Les coordonnées z^s , z^a et z^c sont mesurées à partir du plan médian de chaque couche. Appliquant les équations (1) à l'interface tôle/adhésif, où les coordonnées z de la plaque fissurée et de l'adhésif sont égales, on obtient pour les conditions cinématiques de continuité :

$$\begin{aligned} u^a &= u^s \Rightarrow u_J - u_A - \varphi_y^J \cdot \frac{h^a}{2} - \varphi_y^A \cdot \frac{h^s}{2} = 0 \\ v^a &= v^s \Rightarrow v_J - v_A + \varphi_x^J \cdot \frac{h^a}{2} + \varphi_x^A \cdot \frac{h^s}{2} = 0 \\ w^a &= w^s \end{aligned} \quad (2)$$

et pour l'interface adhésif/lamelle, où les coordonnées z pour ces deux couches sont égales, on obtient :

$$\begin{aligned} u^c &= u^a \Rightarrow u_p - u_J - \varphi_y^p \cdot \frac{h^c}{2} - \varphi_y^J \cdot \frac{h^a}{2} = 0 \\ v^c &= v^a \Rightarrow v_p - v_J + \varphi_x^p \cdot \frac{h^c}{2} + \varphi_x^J \cdot \frac{h^a}{2} = 0 \\ w^c &= w^a \end{aligned} \quad (3)$$

Selon le modèle à trois couches, la rotation de chacune des trois couches est indépendante de celle des autres et la continuité géométrique aux interfaces est assurée par l'introduction des conditions cinématiques sur les déformations. Dans la zone où l'adhésif est détaché de la tôle, les couches ne sont plus solidaires et les équations cinématiques de continuité ne sont plus

valables. Il est à noter qu'en raison de la disposition symétrique du renforcement, un chevauchement qui serait dû à une déformation dans le sens de l'épaisseur, n'est pas possible.

3.2. – Taux de restitution de l'énergie de déformation

Pour calculer le taux de l'énergie de déformation libérée au front du décollement, on a recouru à la technique MVCCT [20]. Cette méthode permet de calculer le taux de l'énergie de déformation libérée en une analyse unique [24]. La figure 9 représente schématiquement le modèle à trois couches.

Pour modéliser la couche d'adhésif et les lamelles, on a utilisé un élément de plaque à quatre nœuds selon Mindlin. Compte tenu de la symétrie, on a également utilisé un élément à quatre nœuds pour la modélisation de la tôle [10]. L'idée était de calculer la restitution d'énergie de déformation par unité de surface de la zone de décollement pour une augmentation de celle-ci, due à la progression de la fissure dans l'acier, sur une petite distance Δa . Conformément à la méthode MVCCT, les forces généralisées sont calculées pour le nœud B . Comme la distance Δa est très petite, on présume que l'ouverture de la fissure au point B est la même qu'au point A . Les forces et les moments de flexion ont été déterminés à partir de l'élément fini situé dans le plan médian de chaque couche. Ils sont égaux aux quantités statiques associées aux contraintes et ils sont calculés en totalisant les composantes des forces et des moments nodaux de chaque élément au nœud. L'énergie de déformation libérée est ainsi déterminée :

$$W^{TOT} = W_x^{BK} + W_y^{BK} + W_z^{BK}$$

$$W_x^{BK} = \frac{1}{2}(F_x^B \cdot \Delta u); \quad W_y^{BK} = \frac{1}{2}(F_y^B \cdot \Delta v); \quad W_z^{BK} = \frac{1}{2}(F_z^B \cdot \Delta w) \quad (4)$$

où F_x , F_y et F_z sont les forces agissantes à l'interface dans les directions x , y et z , tandis que Δu , Δv et Δw sont les déplacements relatifs entre la tôle et la couche d'adhésif (fig. 9). Considérons d'abord la composante de l'énergie de déformation libérée dans la direction x : W_x^{BK} . Les forces découlant des conditions cinématiques imposées entre les nœuds satisfont aux équations exprimant leur équilibre :

$$F_x^B + F_x^K + F_x^Q = 0$$

$$F_x^Q \cdot \frac{h^c}{2} + M_y^Q = 0$$

$$F_x^Q \cdot \frac{h^a}{2} - F_x^B \cdot \frac{h^a}{2} + M_y^K = 0$$

(5)

$$F_x^B \cdot \frac{h^s}{2} - M_y^B = 0$$

Le déplacement de l'interface dans la direction x est donné par :

$$\Delta u = u_A - u_J + \varphi_y^J \cdot \frac{h^a}{2} + \varphi_y^A \cdot \frac{h^s}{2} \quad (6)$$

Il en suit que la composante W_x^{BK} de l'énergie de déformation libérée est :

$$W_x^{BK} = \frac{1}{2}(F_x^B \cdot \Delta u) = \frac{1}{2} \left[F_x^B u_A - F_x^B u_J + F_x^B \frac{h^a}{2} \varphi_y^J + F_x^B \frac{h^s}{2} \varphi_y^A \right] \quad (7)$$

Compte tenu des équations de la formule (5) et des conditions de continuité (les nœuds J et P sont liés), on obtient :

$$u_J = u_P - \varphi_y^P \frac{h^c}{2} - \varphi_y^J \frac{h^a}{2} \quad (8)$$

La contribution W_x^{BK} à la libération de l'énergie de déformation est, après simplification :

$$W_x^{BK} = \frac{1}{2} [F_x^B u_A + M_y^B \varphi_y^A + F_x^K u_J + M_y^K \varphi_y^J + F_x^Q u_P + M_y^Q \varphi_y^P] \quad (9)$$

Par analogie, on obtient les composantes W_y^{BK} et W_z^{BK} :

$$W_y^{BK} = \frac{1}{2} [F_y^B v_A + M_x^B \varphi_x^A + F_y^K v_J + M_x^K \varphi_x^J + F_y^Q v_P + M_x^Q \varphi_x^P]$$

$$W_z^{BK} = \frac{1}{2} (F_z^B w_A + F_z^K w_J + F_z^Q w_P) \quad (10)$$

Le montant global de l'énergie libérée peut alors être calculé, selon la formule (4), ainsi :

$$W^{TOT} = \frac{1}{2} \sum_i^5 F_i^c u_i^c + F_i^a u_i^a + F_i^s u_i^s \quad (11)$$

où i représente le degré de liberté et $F_i^c - u_i^c$, $F_i^a - u_i^a$ et $F_i^s - u_i^s$ sont, respectivement, des contraintes et des déformations généralisées de la tôle, de l'adhésif et de la lamelle. La surface associée à cette énergie est $A = \Delta a \cdot l$, où l est la largeur de l'élément adjacent représenté à la figure 11. Ainsi, le taux G de la restitution d'énergie de déformation peut être calculé selon :

$$G = \frac{W^{TOT}}{A} \quad (12)$$

La précision d'un tel calcul dépend du maillage des éléments finis au front de la fissure. Ce procédé a été validé [26] en utilisant une configuration typique avec une pièce appliquée sur un seul côté.

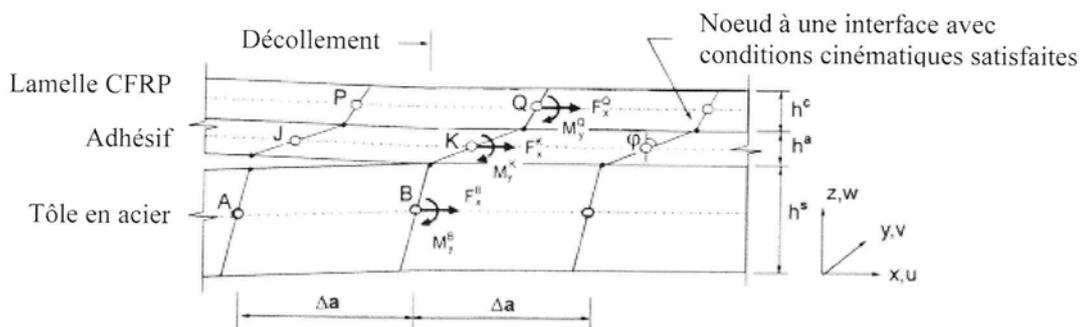


Fig. 9 – Modèle schématique des trois couches après décollement

3.3. – Modèle d'éléments finis

Pour appliquer l'analyse à la méthode des trois couches, on a utilisé le logiciel commercial de calcul par éléments finis ABAQUS®. La figure 10 montre une vue schématique et la figure 11 un détail du modèle d'éléments finis (1/8) de la tôle renforcée [10].

Étant donné que les lamelles en composite sont disposées sur les deux côtés de la tôle, cette dernière est maillée comme un milieu continu, en utilisant des plaques isoparamétriques à quatre nœuds (fig. 11). Plus précisément, des éléments plaque sont utilisés pour la couche d'adhésif et la lamelle, alors que des éléments membrane le sont pour la tôle. Le tableau 1 indique les propriétés des matériaux employés et les dimensions des éprouvettes. La figure 12 montre les lois de comportement (sens longitudinal) des matériaux employés dans le modèle.

La tôle a été soumise [10] à une contrainte de traction $\sigma_{y,max} = 133$ MPa dans la direction y. Dans le plan z-y de la tôle, on a appliqué des conditions limites symétriques (la déformation dans la direction x et la rotation autour de l'axe y sont ainsi empêchées). De même, on a appliqué des conditions

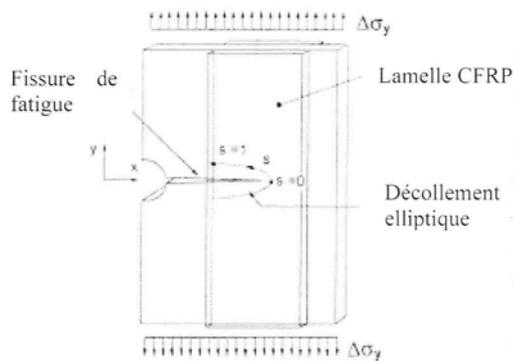


Fig. 10 – Fissure naissante à partir d'un trou de rivet dans un élément renforcé par des lamelles en composite

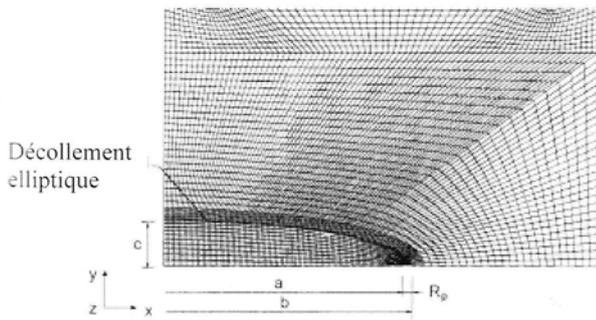


Fig. 11 – Détail du modèle d'éléments finis dans la zone du décollement (a = 50 mm)

limites symétriques dans le plan x-z de l'ensemble, tôle, adhésif et lamelle, ce qui permet d'exclure la déformation dans la direction y et la rotation autour de l'axe x. Enfin, on a pris en considération la précontrainte appliquée sur la lamelle comme condition initiale, en faisant usage de cette option offerte par ABAQUS®. Pendant la phase de précontrainte, les faces de la fissure sont en contact (fissure fermée).

Conformément aux observations expérimentales, on présume que le décollement entre la couche d'adhésif et la tôle a une forme elliptique (fig. 10). La moitié du grand axe b et celle du petit axe c de l'ellipse sont :

$$\begin{aligned} b &= a - 25 + R_p \\ c &= b/5 \end{aligned} \tag{13}$$

où R_p est la taille de la zone plastifiée. Celle-ci est calculée selon le modèle (deuxième approximation) d'Irwin [14] comme $R_p = 1/(\pi) \cdot (K/f_y)^2$ où f_y est la contrainte d'écoulement. Pour calculer le taux d'énergie libérée par le décollement, on a appliqué la méthode MVCCT au modèle à trois couches. Par la suite, on a procédé à une analyse des paramètres pour déterminer l'influence a) de l'épaisseur de la lamelle, b) de son module

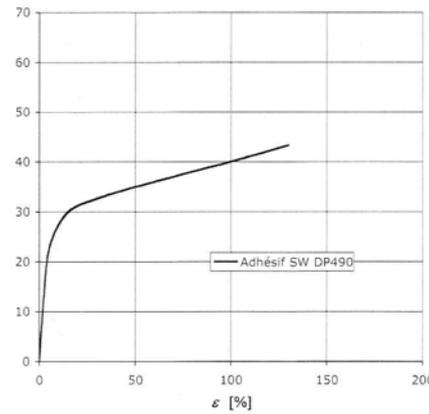
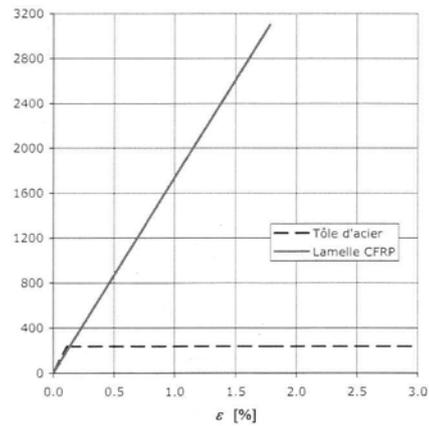


Fig. 12 – Lois de comportement des matériaux employés

TABEAU 1

Dimensions des éléments et propriétés des matériaux employés

Matériau	Longueur [mm]	Largeur [mm]	Epaisseur [mm]	Propriétés
Tôle d'acier	1000	300	10	Isotrope : $E_s = 210$ GPa, $\nu_s = 0,3$
Adhésif	500	50	0,3	Isotrope : $E_a = 714,1$ MPa (initial), $\nu_a = 0,32$
Lamelle CFRP	500	50	1,2	Anisotrope : $E_1 = 174$ GPa, $E_2 = 9$ GPa, $\nu_{12} = 0,28$, $G_{12} = G_{13} = 4,5$ GPa, $G_{23} = 4,4$ GPa

d'élasticité dans la direction des fibres, c) de l'épaisseur de la couche d'adhésif, d) de l'importance de la précontrainte ainsi que e) de l'étendue de la zone décollée, sur le décollement entre la couche d'adhésif et la tôle.

3,4. – Résultats et discussion

Dans la zone du décollement (fig. 11), une maille d'éléments finis affinée est nécessaire [18] [26] pour obtenir un comportement régulier de la distribution de G . Les paramètres de référence sont ceux donnés au tableau 1 ainsi qu'une zone de décollement de forme elliptique avec le rapport $c/b = 1/5$ entre les deux axes et l'absence de précontrainte ($\sigma_p = 0$) dans les lamelles. La longueur de la fissure est $a = 50$ mm. Les figures 13 à 15 et 17 montrent les résultats en fonction de la longueur normalisée s de l'arc de l'ellipse (fig. 10). La distribution de G correspondant aux paramètres de référence, représentée dans chaque figure par le symbole cruciforme (X), possède une valeur maximale de 0,4 N/mm. La contrainte $\sigma_{y,max}$ dans la tôle est de 133 MPa et provoque, pour une longueur $a = 50$ mm de la fissure, un facteur d'intensité de la contrainte égal à 1370 N/mm^{3/2} dans la tôle [10]. Le taux G de restitution de l'énergie de déformation correspondant à ces données, dans l'hypothèse d'une distribution linéaire des contraintes, s'élève à 8,9 N/mm. Le taux de restitution d'énergie de déformation par le décollement est alors beaucoup plus petit que la valeur correspondant dans la tôle fissurée et indique que la contribution du décollement au taux de restitution de l'énergie de déformation est négligeable. Cependant l'extension de la zone de décollement a une importance pratique car elle influence le facteur d'intensité de la contrainte dans la tôle d'acier fissurée [10].

Le but de la suite de l'étude est de déterminer l'influence de certains paramètres sur le taux de restitution G de l'énergie de déformation. Ces paramètres sont : la rigidité de la lamelle (E_1 et h^c), l'épaisseur de la couche d'adhésif (h^a) et la valeur de la précontrainte (σ_p). La rigidité de la lamelle peut être modifiée en modifiant soit son épaisseur h^c , soit son module d'élasticité E_1 . Les résultats montrent cependant que le taux de restitution de l'énergie de déformation par le décollement ne dépend pas dans une mesure significative de la rigidité de la lamelle (fig. 13). Ceci est dû au fait que la rigidité de la tôle est beaucoup plus importante que celle de la lamelle en CFRP. Ainsi, l'augmentation du module E_1 de 100 à 400 GPa ne produit qu'une réduction limitée à 12 % du taux G . Cependant il faut noter que la même augmentation du module E_1 a pour effet une diminution notable de 30 % du facteur de l'intensité de contrainte dans la tôle [10]. La figure 13 indique que près du front de la fissure de la tôle, le taux de restitution de l'énergie de déformation s'approche de zéro. Ceci indique qu'il est peu probable que le décollement dépasse la fissure de la tôle.

La modification de l'épaisseur h^c de la lamelle, dans des limites raisonnables, n'occasionne pas de variation significative dans la

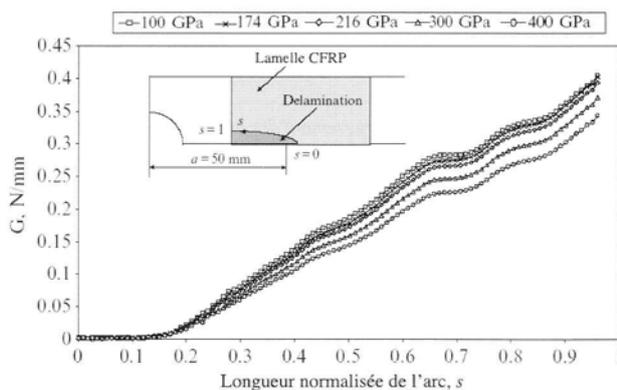


Fig. 13 – Influence du module d'élasticité E_1 de la lamelle en composite sur le taux de restitution de l'énergie de déformation par la progression du décollement

distribution des valeurs de G et pour cette raison celle-ci n'est pas représentée. En fait, l'augmentation de l'épaisseur h^c provoque une augmentation de la déformation de la lamelle sous l'effort tranchant, ce qui réduit l'effet positif lié à l'augmentation de la rigidité. Il faut noter qu'en augmentant h^c de 1,0 à 2,0 mm, on a obtenu une légère diminution – de 16 % – de la contrainte dans la tôle [10].

Par contre, l'épaisseur de la couche d'adhésif h^a constitue un paramètre très important pour l'évaluation de l'efficacité du renforcement (fig. 14). En augmentant l'épaisseur h^a , l'efficacité du renforcement diminue en raison de la déformation de la couche d'adhésif sous l'effet du cisaillement. Ainsi, en augmentant h^a de 0,15 mm à 1,2 mm, on provoque une diminution importante – de 72 % – des valeurs G au décollement, due à la réduction des déplacements à l'interface. Cette même augmentation de l'épaisseur de la couche d'adhésif provoque une modeste augmentation de 15 % de la contrainte dans la tôle [10]. Une couche d'adhésif plus mince augmente la quantité d'énergie libérée par le décollement et il faut alors s'attendre à une zone de décollement plus importante.

La figure 15 montre la distribution du taux G en fonction des différentes valeurs de précontrainte σ_p appliquées.

Une importante réduction de 87 % des valeurs de G est obtenue en portant la précontrainte de 0 à 1000 MPa. Les résultats numériques indiquent une relation linéaire entre la précontrainte σ_p et les forces et déformations à l'interface. Ceci signifie que la précontrainte peut être considérée comme une charge de compression appliquée sur la tôle. Sous cette hypothèse, l'effet de la précontrainte sur le renforcement de la fissure est en rapport avec la distribution de G pour $\sigma_p = 0$. La figure 16 montre le taux de restitution de l'énergie de déformation en fonction de la précontrainte σ_p pour trois longueurs d'arc normalisées ($s = 0,3$, $s = 0,6$, $s = 0,9$). La précontrainte réduit l'effort transmis aux lamelles d'une part, d'autre part, elle diminue l'ouverture des fissures. En conséquence, le taux de restitution G de l'énergie de déformation est fortement réduite. La relation entre les déformations et les efforts dans l'interface étant linéaire, les taux G (voir les équations (11) et (12)) est fonction du carré de σ_p ; cela est montré à la figure 16 sous la forme de paraboles (de second degré). Il faut noter que la précontrainte ne provoque aucun changement dans la différence de contraintes dans la tôle mais elle diminue le rapport des contraintes R et favorise ainsi la fermeture des fissures. Ceci montre clairement la contribution essentielle de la précontrainte à l'efficacité du renforcement des éléments en acier par des lamelles.

Enfin, l'étendue de la zone décollée a une influence significative sur l'efficacité du renforcement de l'élément fissuré. Sur la base des résultats expérimentaux, une zone de décollement de forme elliptique avec le rapport $c/b = 1/5$ entre les axes est pris comme valeur de référence pour l'analyse numérique.

Avec l'augmentation de l'étendue de la zone décollée, le renforcement perd de son efficacité en raison de la diminution

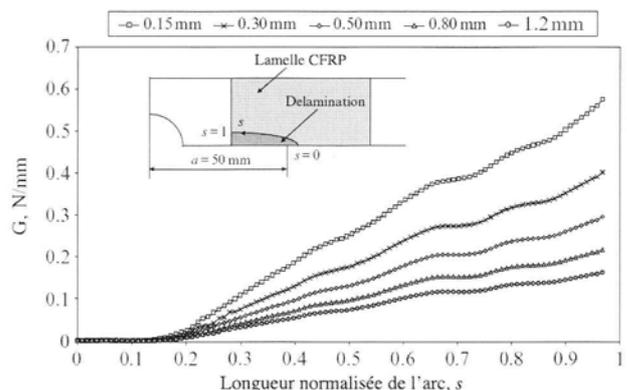


Fig. 14 – Influence de l'épaisseur h_a de la couche d'adhésif sur le taux de restitution de l'énergie de déformation

des charges transférées depuis la tôle vers les lamelles. Par l'augmentation du rapport c/b de 1/10 à 1/2, on obtient une réduction de 78 % des valeurs de G (fig. 18). Ceci signifie que la zone décollée devrait être limitée à une zone proche de la fissure de la tôle (fig. 17).

Il est à noter qu'une augmentation correspondante de l'étendue de la zone décollée a produit une augmentation de 20 % de la contrainte dans la tôle [10]. L'étendue de la zone décollée a donc une influence déterminante sur les contraintes dans la tôle fissurée et, par là, sur l'efficacité de la réparation.

4. - MÉTHODE DE PRÉDIMENSIONNEMENT

Le calcul de la propagation d'une fissure dans un élément renforcé par des lamelles en fibres de carbone nécessite un investissement de temps et de ressources relativement important, comme on a pu le constater, par exemple, dans l'étude du décollement. De plus, le nombre de paramètres mal connus rend injustifiable l'utilisation d'un modèle très détaillé, mais elle était nécessaire pour appréhender l'influence des divers

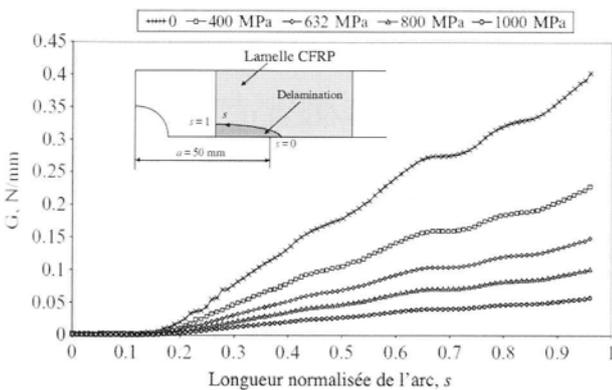


Fig. 15 - Influence du niveau de précontrainte σ_p sur la distribution du taux de restitution de l'énergie de déformation le long du contour de décollement

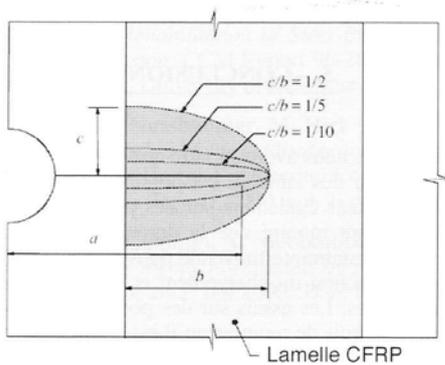


Fig. 17 - Surface de décollement elliptique prise en compte dans l'analyse paramétrée

paramètres. Par conséquent, maintenant que l'on connaît leur influence, il est possible de proposer une méthode simplifiée de prédimensionnement [10]. Le principe de cette méthode est présenté à la figure 19. Il s'agit d'une procédure itérative qui permet une estimation des dimensions de la section de renforcement et du niveau de précontrainte nécessaires pour empêcher la propagation de fissures dans les éléments rivetés.

Il faut commencer par choisir les dimensions et propriétés du renforcement (A_{lam} , E_{lam}). On peut alors calculer la réduction de l'étendue des contraintes produite par l'application des lamelles, qui est liée à l'augmentation de la rigidité de la section renforcée. Cette réduction s'exprime par le paramètre ρ , défini comme suit :

$$\rho = \frac{E_a A_a}{E_a A_a + E_{lam} A_{lam}} \quad (14)$$

pour un élément soumis à un effort normal

$$\rho = \frac{I_a z_{renf}}{I_{renf} z_a} \quad (15)$$

pour un élément soumis à un effort de flexion

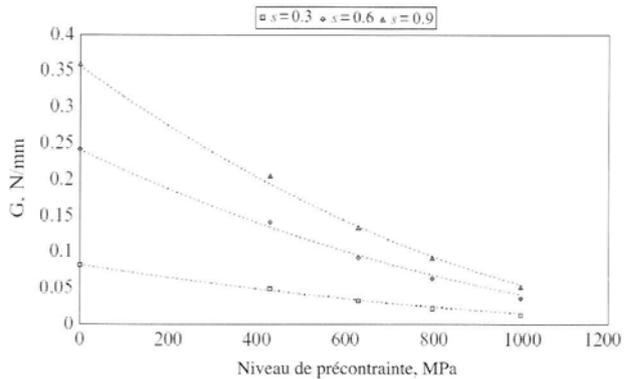


Fig. 16 - Influence de la position le long de l'arc s sur le taux de restitution de l'énergie de déformation, en fonction du niveau de précontrainte σ_p

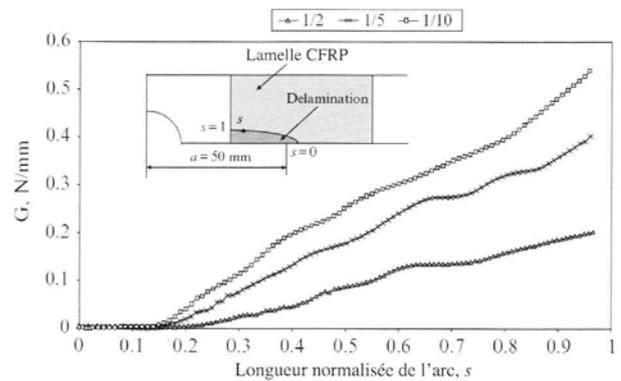


Fig. 18 - Influence du rapport c/b de la forme elliptique de la zone de décollement sur le taux de restitution de l'énergie de déformation

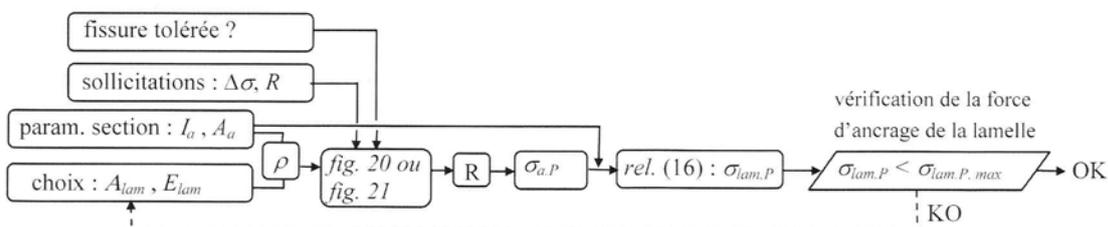


Fig. 19 - Procédure itérative de prédimensionnement d'un renforcement par lamelles CFRP

- E_a : module d'élasticité de l'acier
 E_{lam} : module d'élasticité des lamelles (renforcement)
 A_a : surface de la section en acier
 A_{lam} : surface de la section des lamelles
 I_a : moment d'inertie de la section en acier
 I_{renf} : moment d'inertie de la section renforcée (acier et lamelles)
 z_a : distance entre la fibre moyenne de l'aile et l'axe neutre de la section en acier
 z_{renf} : distance entre la fibre moyenne de l'aile et l'axe neutre de la section renforcée.

Ensuite, il faut connaître les sollicitations sur l'élément à renforcer et décider si la fissure ne doit pas du tout se propager ou si l'on tolère que des fissures se propagent, y compris sous les lamelles, et ne sont stoppées qu'à ce moment. En effet, on a montré que les lamelles sont très efficaces pour stopper les fissures qui propagent sous elles, à cause de l'effet de pontage. Dans les deux cas, le critère de dimensionnement correspond à la non-propagation d'une fissure d'une taille donnée.

En calculant le facteur d'intensité de contraintes avec des modèles simplifiés (tels que proposé par Hensen [30]), en utilisant un modèle de retard de propagation (pour l'influence du rapport R

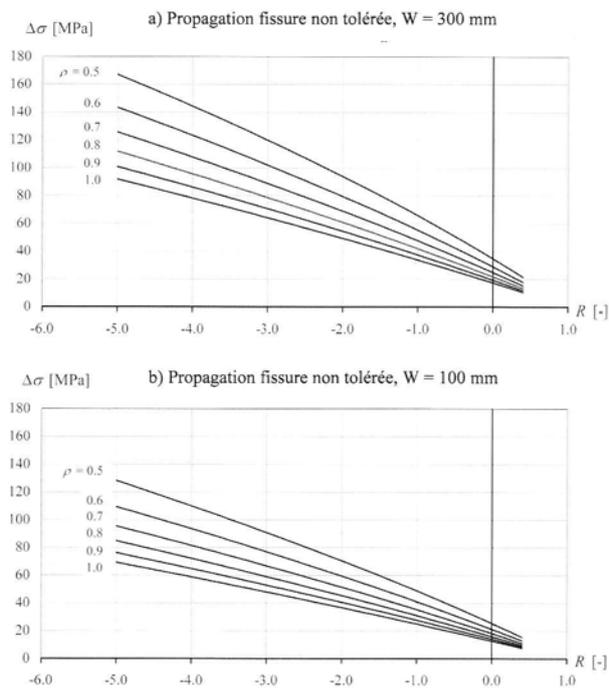


Fig. 20 – Relation entre le rapport des contraintes R et la différence de contrainte $\Delta\sigma$ lorsque l'on ne tolère pas la propagation d'une fissure

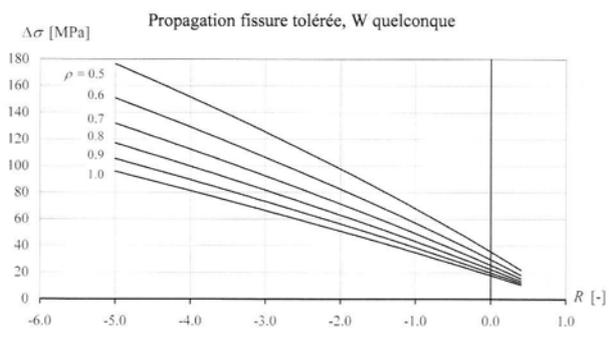


Fig. 21 – Relation entre le rapport des contraintes R et la différence de contrainte $\Delta\sigma$ lorsque l'on tolère qu'une fissure se propage partiellement sous les lamelles

sur le seuil de propagation), une formule peut être obtenue [10], formule dont la représentation graphique est telle que donnée aux figures 20 et 21. Pour établir ces graphiques, une valeur conservative du seuil de propagation dans l'acier a été utilisée. Notons que dans les figures 20a et 20b, il s'agit du cas où la fissure n'est pas recouverte par la lamelle et ne propage pas, tandis que dans la figure 21 la fissure est recouverte par la lamelle et peut propager avant de s'arrêter. Ces figures ne sont que des exemples, car elles ne sont valables que pour une géométrie donnée et une longueur de fissure type en rapport avec la largeur de la plaque. Avec les informations sur le renforcement et les sollicitations, on peut déduire de ces diagrammes le rapport des contraintes R qu'il faut atteindre afin de pouvoir arrêter la fissure. Notons que dans le cas où la propagation de la fissure sous la lamelle n'est pas tolérée, la largeur W de la plaque à renforcer intervient dans le développement des diagrammes, à cause de son influence sur la force d'extension de la fissure [10]. On détermine ensuite le niveau de précontrainte des lamelles à l'aide de la relation suivante :

$$\sigma_{lam,P} = \sigma_{a,P} \frac{A_a}{A_{lam}} = \frac{\rho}{1-R} \frac{A_a}{A_{lam}} (\sigma_{min} - R\sigma_{max}) \quad (16)$$

- $\sigma_{lam,P}$: contrainte de traction dans les lamelles
 $\sigma_{a,P}$: contrainte de compression dans la section en acier produite par la précontrainte des lamelles
 R : rapport des contraintes nécessaire pour arrêter la propagation des fissures
 σ_{max} : contrainte maximale agissant dans la semelle de l'élément non renforcé
 σ_{min} : contrainte minimale agissant dans la semelle de l'élément non renforcé.

Il reste maintenant à vérifier que l'on peut effectivement précontraindre les lamelles, donc que l'on ne dépasse pas leur limite d'élasticité ou une valeur limite donnée. En première approximation, on peut prendre la valeur suivante : $\sigma_{lam,P,max} = 1000$ MPa, car il faut tenir compte des limitations quant aux possibilités d'ancrage des lamelles. D'autres valeurs peuvent être utilisées si elles sont justifiées (déclarées par le fabricant des lamelles ou obtenues par des essais). Si la vérification de la condition sur la force d'ancrage n'est pas satisfaite, il faut modifier les dimensions, les propriétés des lamelles, ou la tolérance vis-à-vis de la présence de fissures.

5. – CONCLUSIONS

Dans cet article, nous avons montré que le renforcement d'éléments en acier par des lamelles est possible, non seulement sur des éprouvettes, mais également sur des poutres en acier riveté. Les éprouvettes ont montré que la durée de vie est fortement influencée par la contrainte moyenne dans la section d'acier, qui est elle-même fonction du chargement et du niveau de précontrainte des lamelles. Les essais sur des poutres ont confirmé ces résultats et ont permis de montrer qu'il est possible de réaliser un tel système de renforcement. Les poutres, qui contenaient toutes des fissures de fatigue, ont montré l'efficacité du renforcement pour arrêter, ou fortement ralentir, la propagation des fissures existantes, et pour empêcher la formation de nouvelles fissures.

Nous avons également présenté une analyse numérique pour déterminer le taux de restitution G de l'énergie de déformation du décollement à l'interface acier - lamelle CFRP. Pour réduire les difficultés du calcul, nous avons adopté une méthode à trois couches et la méthode MVCCT. Le décollement causé par l'augmentation de la fissure dans la tôle est limité à une zone proche de celle-ci. Ceci est dû à la rigidité élevée de la tôle par rapport à celle des lamelles, ce qui libère peu d'énergie de déformation au front du décollement. Ainsi, on peut conclure qu'il faut tenir compte de l'étendue de la zone décollée car elle a une influence déterminante sur les contraintes dans la tôle fissurée. La précontrainte des lamelles en composite (avant leur collage) réduit de façon signifi-

cative les valeurs de G au front de la zone de décollement. Il est à noter qu'elle entraîne également une importante réduction des contraintes dans la tôle, ce qui favorise la fermeture des fissures. En conclusion, nous pouvons dire que la méthode de renforcement étudiée fonctionne pour autant que les lamelles soient précontraintes avant leur collage, sinon l'efficacité du renforcement diminue sensiblement (fermeture de la fissure moins importante, zone de décollement plus importante, pontage moins efficace, ...).

REMERCIEMENTS

Ce travail de recherche a été rendu possible grâce à l'appui financier accordé aux deux premiers auteurs par le Fonds national suisse pour la recherche scientifique (FNS) et par l'École polytechnique fédérale de Lausanne (EPFL), ainsi qu'au troisième auteur par le Ministère italien de l'instruction, de l'université et de la recherche (MIUR). Les remerciements des auteurs vont également à l'entreprise SIKA SA, Zurich, pour la fourniture des matériaux composites ainsi qu'à M. Paolo Barichello pour son concours aux travaux de calcul. Finalement, les auteurs remercient M. Pierre Boskovitz, pour sa précieuse contribution dans la rédaction de cet article.

RÉFÉRENCES

- [1] A.A. Baker, R. Jones – *Bonded Repair of Aircraft Structures*, Martinus Nijhoff Publishers, 1988.
- [2] Turaga V.R.S. Umamaheswar, Ripudaman Singh – *Modelling of patch repair to a thin cracked sheet*, Engineering Fracture Mechanics 62 (1999) 267-289.
- [3] U. Meier – *Carbon fibre-reinforced polymers: modern materials in bridge engineering*, Structural Engineering International 1/92 (1992) 7-12.
- [4] M. Deuring – *Verstärken von Stahlbeton mit Gespannten Faserverbund-Werkstoffen*, Report 224, Swiss Federal Laboratories for Materials Testing and Research, EMPA, 1993.
- [5] N. Ammar – *Rehabilitation of Steel Bridge Girders with Graphite Pultrusion*, CCM Report 96-26, Center for Composite Materials, University of Delaware, 1996.
- [6] A. Bassetti, A. Nussbaumer, M. Hirt – *Crack repair and fatigue life extension of riveted bridge members using composite materials*, Bridge Engineering Conference (IABSE), Sharm El-Sheikh (Egypt), 2000, vol. 1, pp. 227-238.
- [7] A. Bassetti, P. Colombi, A. Nussbaumer – *Finite element analysis of steel members repaired by prestressed composite patch*, conférence IGF2000, Bari (Italie), 2000, CD-ROM.
- [8] A. Bassetti, A. Nussbaumer, P. Colombi – *Repair of riveted bridge members damaged by fatigue using CFRP materials*, in: Advanced FRP Materials for Civil Structures, Bologna (Italie), 2000, pp. 33-42.
- [9] A. Bassetti, A. Nussbaumer, A. Hirt – *Fatigue life extension of riveted bridge members using prestressed carbon fibre composites*, Conference Steel Structures of the 2000's, ECCS, Istanbul (Turquie), 2000, pp. 375-380.
- [10] A. Bassetti – *Lamelles Précontraintes en Fibres Carbone pour le Renforcement de Ponts Rivetés Endommagés par Fatigue*, Thèse EPFL n° 2440, Ecole Polytechnique Fédérale de Lausanne, Lausanne, 2001 (téléchargeable depuis l'adresse http://ficom.epfl.ch/publications/pub_db.php).
- [11] A. Bassetti, M. Facchini, P. Jacquot – *Amélioration de la tenue en fatigue de structures métalliques : évaluation par interférométrie speckle du procédé de renforcement par lamelles composites*, conférence Photomécanique 2001, Poitiers (France), 2001, pp. 351-358.
- [12] P. Colombi, A. Bassetti, A. Nussbaumer – *Delamination effects on cracked steel members reinforced by prestressed composite patch*, Theoretical and Applied Fracture Mechanics 39 (2003) 61-71.
- [13] SIA E 166, Klebebewehrungen, proposition de norme, groupe de travail SIA 162-8, Société suisse des ingénieurs et architectes, Zurich, août 2003 (en allemand).
- [14] D. Broek – *Elementary Fracture Mechanics*, Fourth revised edition, Kluwer Academic Publishers, Dordrecht, The Netherlands, 1986.
- [15] T. L. Anderson – *Fracture mechanics: fundamentals and applications*, 2nd edition, CRC Press, London 1995.
- [16] A. Nussbaumer – *Application de la mécanique de la rupture : étude de l'effet d'échelle dans les joints soudés soumis à la fatigue*, Construction métallique, CTICM, N° 3, sept. 1995, pp. 3-11.
- [17] C.T. Sun, J. Klug, C. Arendt – *Analysis of cracked aluminium plates repaired with bonded composite patches*, AIAA Journal 54 (1996) 369-374.
- [18] S. Naboulsi, S. Mall – *Modelling of a cracked metallic structure with bonded composite patch using the three layer technique*, Composite Structures 35 (1996) 295-308.
- [19] C.T. Sun, C.J. Jih – *On strain energy release rates for interfacial cracks in bi-material media*, Engineering Fracture Mechanics 28 (1987) 13-20.
- [20] C.T. Sun, W. Qian – *The use of finite extension strain energy release rates in fracture of interfacial cracks*, International Journal of Solids and Structures 34 (1997) 2595-2609.
- [21] D.R. Mulville, P.W. Mast – *Strain energy release rate for interfacial cracks between dissimilar media*, Engineering Fracture Mechanics 8 (1976) 555-565.
- [22] G.C. Sih, T.B. Hong – *Integrity of edge-debonded patch on cracked panel*, Journal of Theoretical and Applied Fracture Mechanics 12 (1989) 121-139.
- [23] G.C. Sih – *Fracture and failure analysis: assessment on integrity of repaired structure by composite patching*, Advanced Composites in Engineering Technology Conference, Athens (Grèce), 1991, pp. 45-90.
- [24] E.F. Rybicki, M.F. Kanninen – *A finite element calculation of stress intensity factors by a modified crack closure integral*, Engineering Fracture Mechanics 9 (1977) 931-938.
- [25] G. Cloud – *Optical Methods in Engineering Analysis*, Cambridge University Press, 1995.
- [26] M.M. Ratwani – *Analysis of cracked adhesively bonded laminated structures*, AIAA Journal 17 (1979) 988-994.
- [27] S. Suresh – *Fatigue of Materials*, Cambridge University Press, 1991.
- [28] P. Barichello – *Analisi di Elementi Metallici con Rinforzi in Fibra di Carbonio*, Master Thesis, Technical University of Milan, 2001.
- [29] A. Bassetti, P. Liechti, A. Nussbaumer – *Fatigue Resistance and Repairs of Bridge Riveted Members*, Fatigue Design and Reliability, ESIS Publication 23, Elsevier, 1999, pp. 207-218.
- [30] W. Hensen – *Grundlagen für die Beurteilung der Weiterverwendung alter Stahlbrücken*, Dissertation Rheinisch-Westfälischen Technische Hochschule, Stahlbau RWTH, Heft 21, Aachen, 1992.