



HAL
open science

Analyse multiéchelles et multiniveaux des structures composites boulonnées = Multiscale and multilevel analysis of composite structures with bolted joints

François-Xavier Irisarri, Nicolas Carrère, Frédéric Laurin, Jean-François Maire

► To cite this version:

François-Xavier Irisarri, Nicolas Carrère, Frédéric Laurin, Jean-François Maire. Analyse multiéchelles et multiniveaux des structures composites boulonnées = Multiscale and multilevel analysis of composite structures with bolted joints. JNC 16, Jun 2009, Toulouse, France. 10 p. hal-00388327

HAL Id: hal-00388327

<https://hal.science/hal-00388327>

Submitted on 11 Jun 2009

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

Analyse multiéchelles et multiniveaux des structures composites boulonnées

MULTISCALE AND MULTILEVEL ANALYSIS OF COMPOSITE STRUCTURES WITH BOLTED JOINTS

F.-X. Irisarri , N. Carrere, F. Laurin, J.-F. Maire

ONERA/DMSC

29, avenue de la Division Leclerc, 92322 Châtillon Cedex

e-mail : francois-Xavier.irisarri@onera.fr carrere@onera.fr laurin@onera.fr mair@onera.fr

Résumé

Le but de cet article consiste à proposer des voies d'amélioration pour le calcul de structures boulonnées. La stratégie industrielle repose sur une analyse multiniveaux dans laquelle le calcul et l'analyse sont effectués à l'aide de modèles semi-empiriques. La difficulté calculatoire est alors transférée vers l'identification basée sur une large base de donnée expérimentale. Dans l'optique de réduire les coûts associés à cette partie expérimentale, une stratégie d'essais virtuels est proposée. Un modèle détaillé d'une jonction simple est développé. Cette approche est basée sur un modèle d'endommagement progressif pour le pli et d'un modèle de zone cohésive pour décrire le délaminage. Afin de réduire les coûts de calculs, une approche multimodèles est également mise en œuvre. Le modèle est validé grâce à une comparaison avec des résultats expérimentaux issus d'essais de différents types (traction sur plaques trouées et trouées habitées, essais sur assemblages sollicités en matage et sous sollicitations combinées effort passant/matage) avec différents matériaux et stratifications. Finalement, afin d'évaluer la rupture d'une jonction boulonnée complexe industrielle, une campagne d'essais virtuels est mise en œuvre afin d'identifier le modèle semi empirique utilisé pour la réanalyse locale. La comparaison sur ce cas industriel montre une bonne adéquation entre expérience et modèle.

Abstract

The aim of this paper is to propose some ways of improvement for the calculation of bolted structures. The industrial strategy is based on a multilevel analysis in which the calculation and analysis are made using semi-empirical models. The computational difficulty is then transferred to the identification based on a large experimental data basis. In order to reduce the costs associated to this experimental part, a strategy based on virtual testing is proposed. A detailed model of a single joint is proposed. This model is based on a progressive damage model for the ply and a cohesive zone model to describe the delamination. To reduce the costs of calculations, a multi-level approach is also used. This model is validated through a comparison with experimental results from different types of tests (tensile tests on open-hole specimens, tensile test on filled-hole specimen, joints subjected to bearing or bypass-bearing loads) with different materials and stacking sequence. Finally, in order to assess the failure of a complex industrial bolted joint structure, a virtual test campaign is performed to identify the semi-empirical model used for the local reanalysis. The comparison on this industrial structure shows a good correlation between experimental and numerical results.

Mots Clés : assemblages boulonnés, rupture par matage, rupture progressive, stratégie multiniveaux.

Keywords : bolted joints, bearing failure, progressive damage, multilevel strategy

1. Introduction

Grâce à leurs propriétés spécifiques élevées, les composites à matrice organique (CMO) sont de plus en plus utilisés dans les applications aéronautiques. Ces applications nécessitent généralement l'utilisation d'assemblages en vue d'un transfert de charges entre les composites stratifiés et les autres pièces qu'elles soient métalliques ou composites. Cependant, la conception d'assemblages reste un point dur pour les applications structurales. En effet, l'utilisation des assemblages collés est souvent interdite par des impératifs industriels de reproductibilité et d'entretien. C'est pourquoi, les assemblages mécaniques, qu'ils soient boulonnés ou rivetés, leurs sont très généralement préférés. Toutefois, la tenue des jonctions boulonnées n'excède pas 50% de celle de la zone courante. Ce type d'assemblage constitue donc un

facteur limitant des performances de la structure à l'échelle globale et handicape lourdement l'emploi de solutions composites en remplacement des structures actuelles en alliages légers. C'est pourquoi il apparaît aujourd'hui indispensable de proposer des méthodes de dimensionnement robustes des assemblages boulonnés.

Deux types d'approches sont proposés dans la littérature pour atteindre cet objectif. La première pourrait être qualifiée de "critère fragile de la rupture". L'idée principale consiste à utiliser, en post-traitement d'un calcul élastique par éléments finis, un critère de rupture calculé avec des contraintes recalées à une certaine distance de la singularité afin de reproduire les résultats expérimentaux. La méthode classique du point stress [1] consistant à appliquer le critère de rupture aux points de Gauss situés à une distance d_0 du bord de trou, est souvent utilisée. Des méthodes plus avancées faisant appel, non plus à une distance unique, mais à des courbes caractéristiques associées à chaque mode de rupture [2,3] ont également été développés. Toutefois, les longueurs caractéristiques associées à ces méthodes sont fonction de la séquence d'empilement, de la géométrie etc .. C'est la raison pour laquelle certains auteurs ont proposé un deuxième type d'approche que l'on pourrait appeler "critère progressif de la rupture". L'idée principale de cette approche consiste à prendre en compte les effets des phénomènes physiques observés expérimentalement: le comportement non-linéaire de la matrice, les ruptures matricielles, les ruptures de fibres et le délaminage. Beaucoup d'auteurs ont mis l'accent sur les ruptures matricielles et les ruptures de fibres (voir [4,5]), puisque ces deux mécanismes sont responsables de la rupture finale en cisaillement (rupture matricielle), en traction (rupture de fibres) et en matage (rupture de fibres en compression). Le délaminage, qui a un effet important sur le comportement global et sur la rupture finale, n'est la plupart du temps étudié que du point de vue de l'amorçage à l'aide de critères simples, ses effets et sa propagation ne sont pris en compte que par quelques auteurs [6]. En outre, l'utilisation de modèles complexes adoucissants peut conduire à des problèmes numériques [7] qui ne sont pas toujours adressés. Enfin, la définition de la rupture finale, qui est un autre point très important, est généralement caractérisée par la divergence du calcul EF.

Le but de cet article consiste donc à proposer une stratégie de calcul adapté au calcul de structures boulonnées complexes. La première partie de cet article est consacrée à la présentation d'une approche 3D progressive de la rupture. Un modèle de zone cohésive est utilisé pour décrire le délaminage et ses effets. Une comparaison avec des résultats expérimentaux est proposée dans la deuxième partie. La troisième partie est consacrée à l'application de cette approche à un cas industriel grâce à l'utilisation d'essais virtuels. Enfin, une conclusion et une discussion sont proposées dans la dernière section.

2. Analyse multiéchelles des assemblages boulonnés

2.1 Présentation d'un modèle multiéchelles pour décrire le comportement et la rupture d'assemblages boulonnés

Le modèle proposé est basé sur les phénomènes physiques observés expérimentalement dans les jonctions mécaniques (rupture matricielle et rupture de fibre en traction et en compression). Le pli a été choisi comme l'échelle pertinente pour décrire ces phénomènes. Le pli est décrit à l'aide d'un comportement thermo-visco-élastique endommageable :

$$\sigma = \tilde{C} : (\varepsilon - \varepsilon^{ve} - \varepsilon^{th}) \quad (\text{eq. 1})$$

où σ est la contrainte, \tilde{C} est le tenseur d'élasticité, ε est la déformation totale, ε^{th} est la déformation thermique et ε^{ve} est la déformation visco-élastique (modélisée à l'aide d'un modèle visco-élastique spectral [8]).

Le critère de rupture mésoscopique est basé sur des principes physiques et distingue les ruptures fibre (FF, critère f_1) et matricielle (IFF, critère f_2)

$$\left\{ \begin{array}{l} f_1 = \left(\frac{\langle \varepsilon_1 \rangle_+}{X_t} \right)^2 + \left(\frac{\langle \varepsilon_1 \rangle_-}{X_c} \right)^2 \\ f_2 = \left(\frac{\langle \varepsilon_2 \rangle_+}{Y_t} \right)^2 + \left(\frac{\langle \varepsilon_2 \rangle_-}{Y_c} \right)^2 + \left(\frac{\varepsilon_6}{S_c} \right)^2 \end{array} \right. \text{ avec } \left\{ \begin{array}{l} \langle X \rangle_+ = X, \text{ si } X \geq 0, \langle X \rangle_+ = 0, \text{ si } X < 0 \\ \langle X \rangle_- = X, \text{ si } X \leq 0, \langle X \rangle_- = 0, \text{ si } X > 0 \end{array} \right. \quad (\text{eq. 2})$$

où X_t et X_c sont respectivement les déformations à rupture en traction et compression longitudinale. Y_t et Y_c sont respectivement les déformations à rupture en traction et compression transverse. S_c est la déformation à rupture en cisaillement. Les effets des ruptures sur les propriétés élastiques du pli unidirectionnel sont décrits à l'aide d'un modèle d'endommagement. Après la rupture d'un pli (critère f_1 ou f_2 supérieur à 1), le tenseur des souplesses de ce pli s'accroît :

$$\tilde{S} = S^0 + d_1 H_1 + d_2 H_2 \quad \begin{cases} \text{FF} & d_1 = \alpha \langle \sqrt{f_1} - 1 \rangle_+ \\ \text{IFF} & d_2 = \beta \langle \sqrt{f_2} - 1 \rangle_+ \end{cases} \quad \dot{d}_i \geq 0 \quad (\text{eq. 3})$$

où S^0 est le tenseur des souplesses initial, H_1 et H_2 sont des tenseurs d'ordre 4 qui représentent respectivement les effets des ruptures de fibres (variable d'endommagement d_1) et des ruptures matricielles (variable d'endommagement d_2). L'identification de ce modèle ne nécessite que 5 essais pour les résistances du pli UD et un essai sur stratifié pour identifier le paramètre β . L'identification du paramètre α ne peut se faire que sur un spécimen permettant de quantifier l'effet progressif des ruptures de fibres (par exemple sur une structure à fort gradient).

Afin d'éviter les problèmes numériques liés à l'utilisation de modèles adoucissant, une approche de type effet retard (ou visco-dommage) a été employée dans ce travail [9]. Dans ce cas, l'endommagement ne dépend plus uniquement des forces thermodynamiques mais également de la valeur de l'endommagement au pas précédent. Le tenseur des souplesses (voir eq. 3) n'est plus fonction de l'endommagement instantané d_i mais d'un endommagement efficace d_i^{eff} défini par:

$$\dot{d}_i^{\text{eff}} = \frac{1}{\tau} (d_i - d_i^{\text{eff}}) \quad (\text{eq. 4})$$

où τ est un temps de relaxation caractéristique à identifier et d_i est la valeur instantanée de l'endommagement calculée par l'eq. 3. Dans la suite de ce travail, afin de limiter les effets de viscosité artificielle liés à l'utilisation d'un visco-dommage, le choix de τ requiert un compromis : il doit être assez grand afin de délocaliser l'endommagement et assez petit pour limiter la viscosité artificielle.

Des modèles de zone cohésive sont utilisés pour modéliser l'endommagement de l'interface entre les plis. Le comportement de ces interfaces est décrit à l'aide d'une loi élastique endommageable adoucissante en traction et en cisaillement. Le comportement mécanique est décrit par une relation entre les déplacements relatifs normaux et tangentiels des nœuds (U_n , U_t) et les forces nodales normale et tangentielle correspondantes (T_n , T_t). L'évolution de l'endommagement est pris en compte grâce à la variable d'endommagement λ qui combine les composantes normale et tangentielle par [10] :

$$\lambda = \sqrt{\left(\frac{\langle U_n \rangle_+}{\delta_n} \right)^2 + \left(\frac{U_t}{\delta_t} \right)^2} \quad (\text{eq. 5})$$

Les relations entre (U_n, U_t) et (T_n, T_t) sont données par :

$$\begin{cases} T_n = \frac{U_n}{\delta_n} F(\lambda) \\ T_t = \alpha \frac{U_t}{\delta_t} F(\lambda) \end{cases} \quad (\text{eq. 6})$$

$F(\lambda)$ s'écrit $F(\lambda) = \frac{27}{4} \sigma_{\max} (1-\lambda)^2$ pour $0 \leq \lambda \leq 1$, où σ_{\max} et $\alpha \sigma_{\max}$ sont respectivement les valeurs maximales de T_n and T_t en mode pur. δ_n and δ_t sont respectivement les valeurs maximales de U_n and U_t en mode pur. La variable d'endommagement λ varie de façon continue entre 0 (cohésion totale) et 1 (décohésion totale). Ces paramètres interfaciaux peuvent être identifiés à l'aide d'essais classiques de mécanique de la rupture (DCB en mode I, ENF en mode II).

2.2. Stratégie de calcul multimodèles appliquée aux assemblages boulonnés

Une étude de convergence au maillage a été effectuée dans [11]. Cette étude a montré qu'il est possible d'établir des règles permettant de définir la taille de maille optimale dans le plan de la plaque afin de capturer de façon satisfaisante les champs de contraintes. De plus, afin de modéliser correctement les endommagements intra-plis ainsi que le délaminage, il s'avère nécessaire de décrire le stratifié à l'aide d'au moins un élément dans l'épaisseur des plis et des modèles de zone cohésive entre chacun des plis. Au final,

le nombre de degrés de liberté mis en jeu peut engendrer des temps de calcul déraisonnables. C'est pourquoi, afin de pallier cette difficulté, une stratégie multi-modèles a été développée.

L'idée principale consiste à réduire la complexité des modèles (maillage EF et comportement matériau) en fonction de la distance du trou. Seule la zone d'intérêt proche du trou est maillée en utilisant au moins un élément dans l'épaisseur des plis et en introduisant des éléments de zone cohésives entre les plis. Dans cette zone, le comportement matériau est décrit à l'aide du modèle présenté en 2.1. Hors de cette zone, des maillages plus grossiers sont utilisés, le délaminage n'est pas pris en compte et le comportement est de type linéaire élastique. Le développement et la validation de cette approche sont présentés dans [12].

3. Comparaison de la modélisation multiéchelle des jonctions simples avec des résultats expérimentaux

Ce paragraphe est dédié à la validation de la modélisation proposée grâce à des résultats expérimentaux. Une comparaison progressive est proposée. Tout d'abord des résultats obtenus sur des stratifiés en T300/914 sont analysés [11]. Des comparaisons sur des essais de traction sur plaque trouée et plaque trouée habitée sont présentées. L'étape suivante consiste à s'intéresser à des essais de matage avec différents diamètres de trous. Enfin, nous nous intéresserons à des essais sur des assemblages en double recouvrement soumis à des essais sous chargements combinés effort passant/matage. La dernière comparaison porte sur le même type d'essais mais avec un autre type de matériau (T700/M21).

L'identification du modèle complet a été réalisée à l'aide de résultats expérimentaux obtenus sur pli UD pour le modèle du pli et grâce à des essais de mécanique de la rupture pour le modèle d'interface [11]. Il est de plus bien connu que le coefficient de frottement entre l'insert et le composite peut avoir une influence très importante. Comme il est suggéré dans [13], ce coefficient a été choisi égal à 0.05.

3.1 Essais de traction sur plaques trouées et trouées habitées sur éprouvettes en T300/914.

Les résultats expérimentaux et numériques sont présentés *Tab. 1*. Les essais ont été réalisés sur des stratifiés $[90_2/0_2/90_2/0_2]_s$. L'épaisseur est proche de 2mm, le diamètre du trou (d) est égal à 6mm et le ratio épaisseur (w) sur diamètre (d) vaut 3. Chaque essai a été répété 2 fois. La première rupture de pli a été mesurée par émission acoustique.

Type d'essai	Première rupture de pli (N)			Rupture finale (N)		
	Modèle	Essai (valeur moyenne)	Erreur	Modèle	Essai (mean value)	Erreur
Plaque trouée	6339	7200	-13%	16361	14735	10%
Plaque trouée habitée	5590	5835	-4%	16272	14360	11.7%

Tab. 1 : Comparaison des résultats expérimentaux et de simulations dans le cas des essais de traction trouée et de traction trouée habitée (efforts en N).

Les résultats obtenus en terme de courbe force/déplacement sont présentés *Fig. 1*. Ici, les déplacements mesurés correspondent aux déplacements imposés dans le calcul sans qu'aucun recalage ne soit nécessaire. Les paliers réalisés en cours de mise en charge dans les essais, qui exacerbent les phénomènes de relaxation (viscosité), ne sont pas pris en compte dans la modélisation.

Les résultats numériques sont en bonne adéquation avec les résultats expérimentaux que ce soit d'un point de vue global (rupture finale ou courbe force déplacement) que d'un point de vue local (première rupture de pli). Il est important de noter que la force à rupture finale est légèrement surévaluée. Cela peut s'expliquer par :

- l'utilisation d'une approche régularisante de type visco-dommage afin de pallier les problèmes de dépendance au maillage (eq. 4.).
- le manque d'essai pour identifier le paramètre α lié à la cinétique des ruptures de fibres (eq. 3.). Dans ce travail, α a été choisi grand afin de représenter une rupture quasi-fragile en sens fibre.

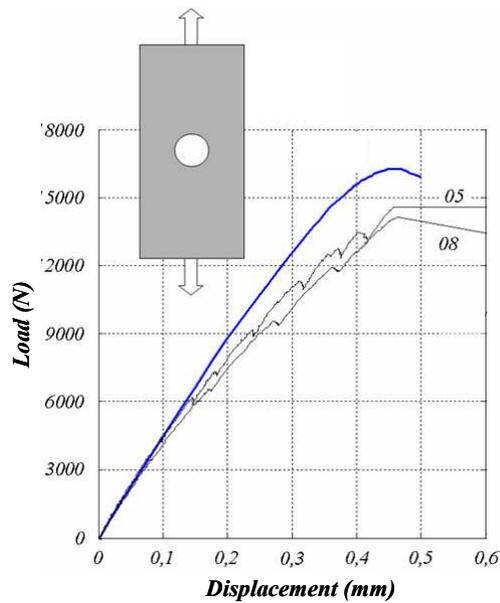


Fig. 1 : Comparaison entre résultats expérimentaux et numérique dans le cas de l'éprouvette trouée

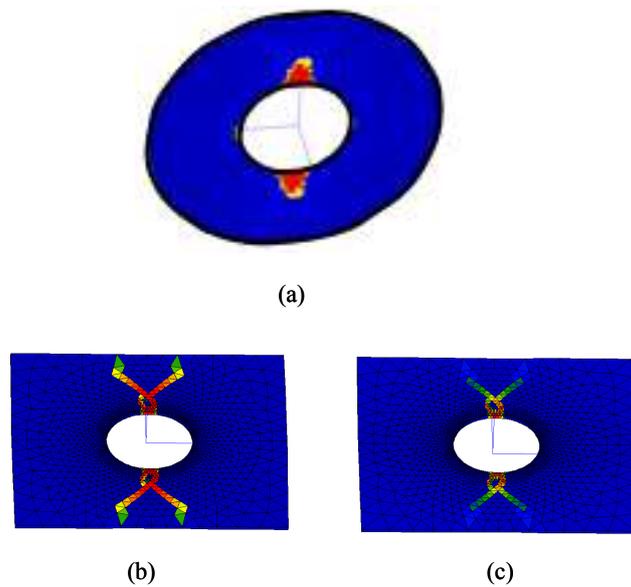


Fig. 2 : Faciès d'endommagement (a) de délaminage, (b) pour les ruptures de fibre et (c) pour les ruptures matricielles à la fin de l'essai

3.2 Essai de matage sur éprouvettes en T300/914

Les résultats expérimentaux et numériques sont présentés Tab. 2. La séquence d'empilement est la même que dans le paragraphe précédent. Différents diamètres de trous ont été étudiés. Pour chaque diamètre, le ratio w/d est égal à 3.

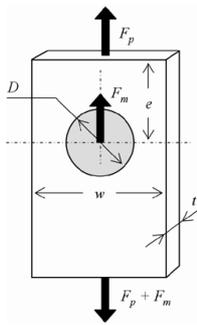
d (mm)	Première rupture de pli (MPa)			Rupture en matage (MPa)		
	Modèle	Essai (valeur moyenne)	Erreur	Modèle	Essai (valeur moyenne)	Erreur
6.40	200	199	0.25%	216	214	1%
8.15	277	278	-0.54%	288	315	-9%
10.20	285	280	1.75%	291	324	-11%
12.15	262	312	-18%	265	263	0.75%

Tab. 2 : Comparaison des résultats expérimentaux et de simulations dans le cas des essais de matage

La comparaison montre que le modèle permet de reproduire de manière satisfaisante l'évolution de la force à rupture en fonction du diamètre du trou. Il est ici important de noter que contrairement au cas précédent, la rupture en matage a tendance à être sous-évaluée. Ceci peut s'expliquer (i) par l'identification de la déformation à rupture en compression qui reste délicate à effectuer et (ii) à nouveau par l'identification de la cinétique des ruptures de fibre (paramètre α) qui a été supposée, par soucis de simplicité, la même en traction et en compression.

3.3. Essais sur des assemblages en double recouvrement soumis à des chargements combinée effort passant/matage en T300/914

La géométrie des éprouvettes est présentée Tab. 3. Une première éprouvette subit un chargement de matage constant de 5200 N, combiné à un chargement d'effort passant de traction piloté jusqu'à rupture. Ses deux extrémités sont donc prises dans des mors et un effort est appliqué via le pion. L'éprouvette est constituée de trente-deux plis, selon la séquence [(45/0/-45/90)₄]_s. La deuxième éprouvette est sollicitée de la même manière, elle ne diffère de la première que par sa stratification désorientée de 22,5°.



Essai	D (mm)	w (mm)	e (mm)	L (mm)	Contrainte à rupture (N)		
					Modèle	Essai	Erreur
1	6,35	35	50	100	30463	39113	-22%
2	6,35	35	50	100	27922	30887	-10%

Tab. 3 : Comparaison des résultats expérimentaux [14] et de simulations dans le cas des essais sous chargement combiné effort passant/matage.

Il a été expérimentalement observé que la rupture finale de l'éprouvette intervient en traction, sans signe évident d'endommagement de matage. Les calculs confirment ce scénario avec, au droit du trou, la propagation de ruptures de fibres dans les plis à 0° et l'apparition de délaminages, alors que le bord chargé du trou reste intact (Fig. 3).

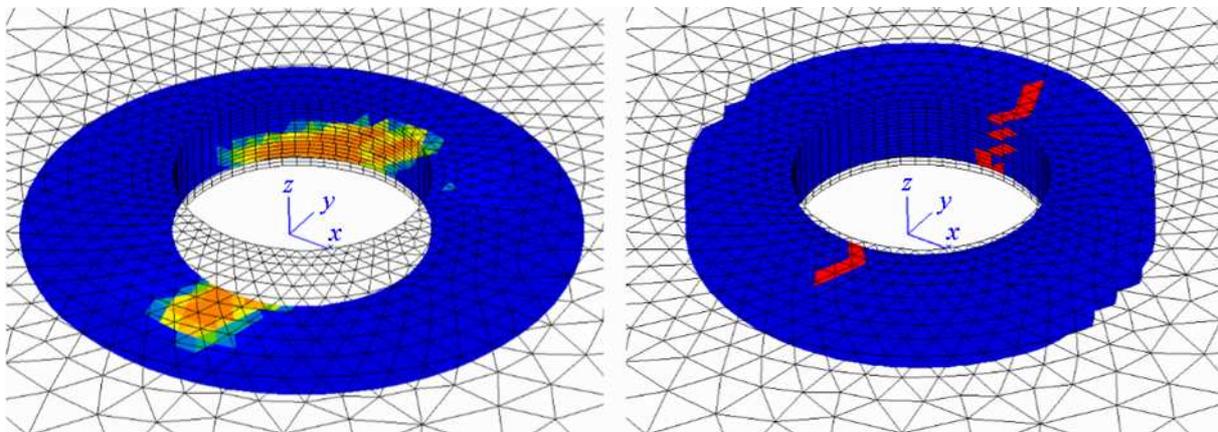


Fig. 3 : Rupture en traction de l'éprouvette 1. Celle-ci est sollicitée en matage selon l'axe x par l'intermédiaire d'un pion qui n'est pas représenté sur la figure. A gauche, la rupture de l'interface nominale entre le pli orienté à -45° et le pli orienté à 0° au cœur du st ratifié. A droite, rupture en mode fibre dans les plis à 0°.

3.4. Essais de traction sur plaque trouée et de matage sur assemblage double-recouvrement en T700/M21.

Le but de ce paragraphe est de valider le modèle développé sur un autre matériau (T700/M21). Pour ce faire, nous nous appuyons sur les résultats d'essais réalisés au CEAT [15]. Ces résultats portent sur trois essais de traction trouée, correspondant à trois diamètres de trou, et un essai de matage, dans une configuration conventionnelle d'assemblage en double recouvrement sollicité en traction. Les configurations géométriques des éprouvettes testées sont schématisées Fig. 4.

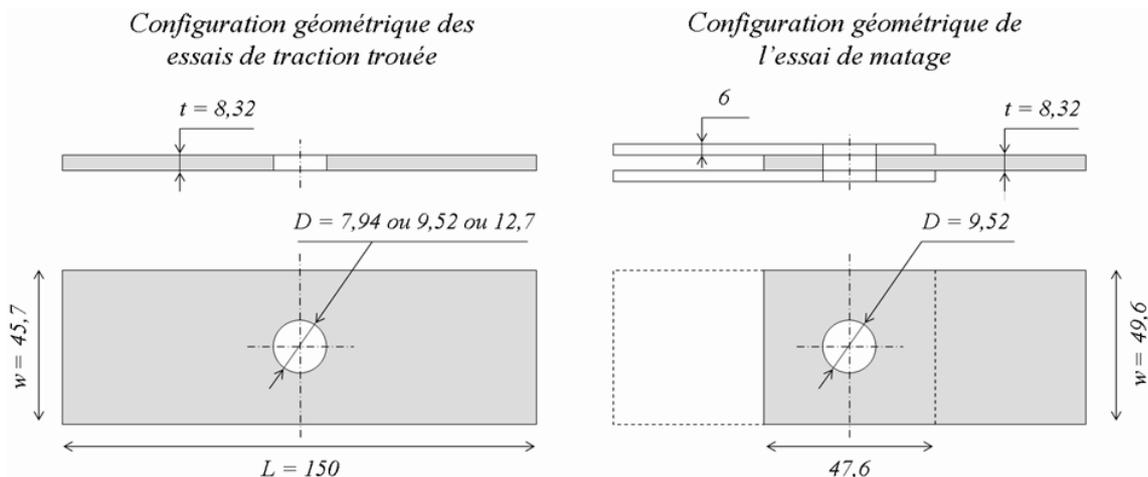


Fig. 4 : Géométries des essais de traction trouée et de matage.

hal-00388327, version 1 - 26 May 2009

Ces essais ont été réalisés sur des éprouvettes comportant chacune trente-deux plis. Dans le cas des essais de traction trouée, l'empilement utilisé est fortement orienté dans la direction transverse [0/-45/90₂/45/90₂/-45/90/45/90₂/-45/0/45/90]_s. L'éprouvette de matage a été découpée perpendiculairement dans la même plaque. L'empilement est donc tourné de 90° par rapport à celui des éprouvettes de traction trouée [90/45/0₂/-45/0₂/45/0/-45/0₂/45/90/-45/0]_s.

Les propriétés matériaux employées proviennent de [16]. Les résultats obtenus sont présentés *Tab. 4*. Simulations et expériences s'avèrent en bon accord, avec un écart maximal des prévisions EF par rapport aux essais de l'ordre de 15 % pour la traction trouée et 17 % en matage. Soulignons que les calculs n'ont fait l'objet d'aucun recalage.

d (mm)	Configuration de traction trouée force à rupture			Configuration de matage effort au pic de matage		
	Modèle (kN)	Essai (kN)	Erreur	Test (kN)	Model (kN)	Error
7,94	97	112	13%	65*	54	-16%
9,52	89	98	9%			
12,70	80	90	11%			

* Rupture finale en clivage : 76,4 kN

Tab. 4 : Comparaison des forces à ruptures expérimentales et des résultats de simulation pour des essais de traction sur éprouvettes et de matage pour un matériau T700/M21

Les résultats numériques sont en très bon accord avec les résultats expérimentaux. Il est par exemple important de noter que l'effet de taille de trou est bien reproduit par le modèle. Comme pour le matériau T300/914, il semble que le modèle (i) surestime les résultats expérimentaux pour des ruptures en traction sur plaque trouée et (ii) sous-estime les résultats expérimentaux de matage.

4. Analyse multiniveaux d'une jonction boulonnée complexe

4.1. Approche industrielle pour décrire la rupture de structures boulonnées

D'un point de vue industriel, une stratégie à deux niveaux est utilisée pour décrire la rupture de structures composites boulonnées comportant plusieurs centaines de fixations. Tout d'abord, un calcul global est effectué afin d'évaluer le comportement de l'ensemble de la structure. A ce niveau de modélisation, le maillage est le plus souvent réalisé à l'aide d'éléments coque. Les comportements matériaux sont linéaires élastiques. Compte tenu de la complexité géométrique du problème, il est évidemment inenvisageable d'introduire dans le modèle global la gestion locale des contacts au niveau de chacune des fixations. Celles-ci sont donc individuellement modélisées par des ressorts anisotropes dont le calcul des raideurs est donné par des formules analytiques.

Les flux d'efforts passants (N_x , N_y et N_{xy}) et l'effort F transféré par la fixation sont extraits du calcul global pour chaque boulon. L'analyse de ces chargements permet d'isoler une fixation ou un ensemble de fixations critiques. Flux passants et effort de matage sont ensuite réinjectés en tant que conditions aux limites dans un modèle d'assemblage élémentaire pour la réanalyse locale de chaque fixation critique. Les méthodes employées au niveau local sont essentiellement semi-empiriques. Les fixations sont supposées rigides et ajustées aux trous. Le respect des pratiques de conception en termes d'espacement des fixations et de conception des empilements permet de s'affranchir des modes de rupture de cisaillement ou de clivage du stratifié. Le mode de rupture critique considéré est une combinaison de matage et de rupture du ligament en traction nette.

L'analyse locale des champs de contrainte est effectuée par superposition d'une solution de plaque trouée infinie soumise aux efforts passant et d'une solution de plaque trouée sollicitée en matage par une distribution sinusoïdale en bord du trou. De façon générale, on considère que la rupture intervient lorsque le critère suivant est atteint :

$$K_t \cdot (\sigma_\infty + K_m \cdot \sigma_m) \geq \sigma_r \quad (\text{VII-1})$$

où : σ_∞ correspond à la contrainte à l'infini,
 σ_m correspond à la contrainte moyenne de matage,

σ_r correspond de façon générale à la contrainte admissible du stratifié,
 K_t et K_m sont respectivement les coefficients de surcontrainte de trou et de matage.

Les coefficients K_t et K_m sont déterminés de façon semi-empirique à l'aide d'essais sur éprouvettes. Ces coefficients dépendent du matériau considéré, de l'empilement, du type d'effort passant (traction ou compression), de l'angle de l'effort de matage et du diamètre des fixations.

Il nous semble que la stratégie industrielle semble efficace d'un point de vue de la modélisation. En effet, les coûts calculs sont réduits grâce à la stratégie multiniveaux, les difficultés de modélisation étant transféré du côté de l'identification des modèles. Toutefois, le principal inconvénient de cette méthode réside dans l'identification des paramètres K_t et K_m qui nécessite une énorme base de données expérimentale. C'est la raison pour laquelle nous proposons dans cet article une stratégie d'essais virtuels (basée sur le modèle présenté en 3.1) pour identifier ces paramètres.

4.2 Application à un cas industriel

La jonction considérée a été fournie par EADS/IW dans la cadre du programme Americo (voir Fig. 5a). Il s'agit d'une jonction générique impliquant trois panneaux composites et des ferrures en alliage léger. La liaison est schématisée sur la Fig. 5b. On s'intéresse à la tenue du Panneau 1, réalisé en T700/M21, dont l'empilement comporte quarante-six plis $[0/-45/0/45_2/0/-45_2/0/45/0_3/45/90/-45/0_2/45/0_2/-45/90]_s$. La jonction est sollicitée en cisaillement dans un double cadre métallique.

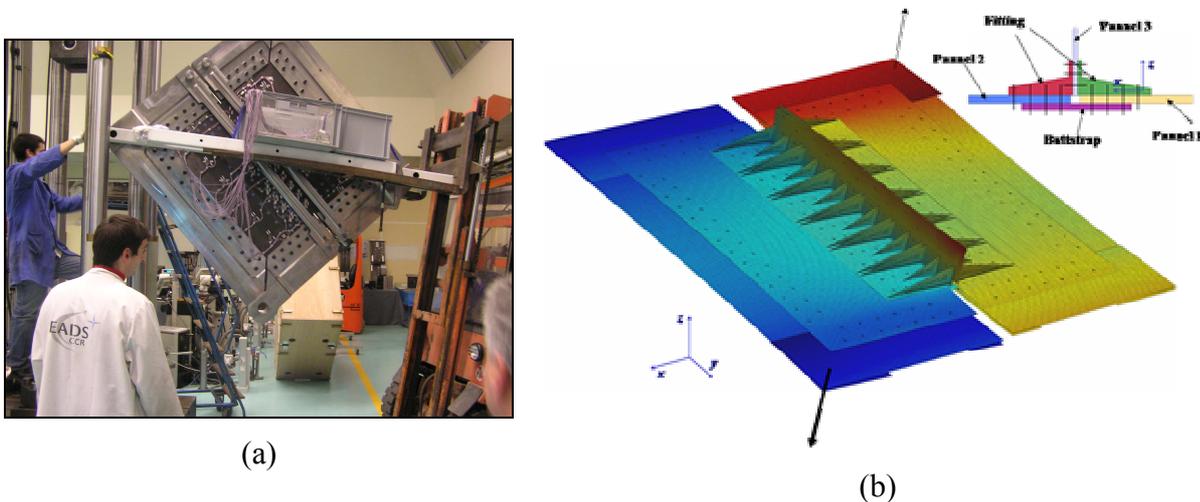


Fig. 5 : Photo de la structure boulonnée composite et de son dispositif expérimental de cisaillement double cadre (a). Maillage EF et détail de la structure (b).

Afin d'appliquer la méthode proposée, des essais virtuels doivent être effectués pour identifier les paramètres K_t et K_m . L'empilement et les paramètres géométriques étant fixés ($w = 71,5$ mm, $d = 14,3$ mm), il reste à tenir compte de l'orientation des efforts par rapport à l'empilement. Les configurations des essais virtuels réalisés sont présentées Fig. 6. Pour chacune de ces configurations, la simulation est répétée cinq fois, pour cinq valeurs de l'angle β caractérisant la rotation de l'empilement par rapport au repère global. Les résultats obtenus sont récapitulés Tab. 5.

Les essais virtuels sont réalisés en valeurs moyennes pour les propriétés matériaux. Pour toute autre valeur de l'angle β , les coefficients K_t , K_m et les résistances σ_r et σ_{Rm} sont extrapolés à partir des résultats du Tab. 5. Le temps de calcul moyen est d'environ 24 h pour les simulations de matage, 10 h en traction trouée, et 1 min en plaque pleine.

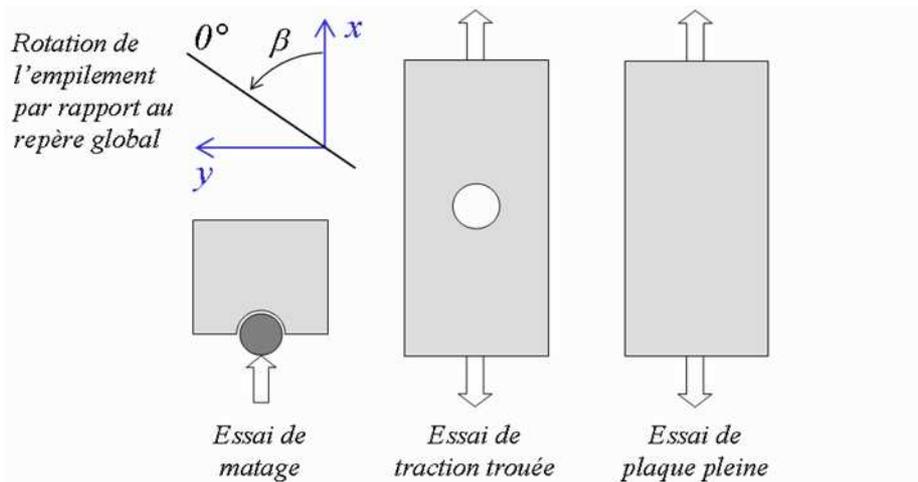


Fig. 6 : Configuration des essais virtuels nécessaires pour alimenter les modèles simplifiés de réanalyse locale. Définition de l'angle β caractérisant la rotation de l'empilement par rapport au repère global.

β	σ_{Rm} (MPa)	σ_{∞} (MPa)	σ_r (MPa)	K_t^*	$K_t \times K_m$
0°	657	490	1200	2,45	1,83
$22,5^\circ$	570	419	1044	2,49	1,83
45°	530	294	679	2,31	1,28
$75,5^\circ$	479	284	565	1,99	1,18
90°	433	274	471	1,72	1,09

* Ici, le coefficient de trou est uniquement identifié en traction.

Tab. 5 : Résultats des essais virtuels. Contraintes à rupture pour les configurations d'essais virtuels en fonction de la rotation de l'empilement par rapport au repère global. Coefficients de trou et de matage obtenus.

Au final, après réanalyse locale, on obtient un effort à rupture prévu de 1390 kN. En pratique, la charge à rupture expérimentale, communiquée par EADS/IW est de 1260 kN. Le calcul retourne donc le bon ordre de grandeur. Il s'agit malheureusement du seul résultat expérimental fourni dans le cadre du projet Americo. Il conviendrait dans le futur de disposer d'autres résultats d'essais afin de vérifier, par exemple, la variabilité ou que l'on a bien isolé par le calcul la bonne fixation critique (malgré un modèle global de la liaison très approximatif).

5. Conclusion

Le but de cette étude consistait à proposer des outils visant à réduire le coût de calcul pour la prévision de la rupture de structures composite boulonnée. L'approche proposée est basée sur une stratégie multiniveaux classiquement utilisée en milieu industriel. Un premier calcul est réalisé en vue d'évaluer le comportement de l'ensemble de la structure. La résistance de la fixation critique est ensuite calculée dans un second temps à l'aide d'une réanalyse locale. Celle-ci est basée sur un modèle semi-empirique simple identifié sur une base de données expérimentale très importante. Afin de réduire les coûts liés à cette partie expérimentale, une stratégie basée sur des essais virtuels a été proposée. Ces essais virtuels sont réalisés grâce à une modélisation fine d'un assemblage élémentaire. Ces simulations prennent en compte l'ensemble des phénomènes physiques observés : fissuration matricielle, rupture de fibres et délaminage. Ce modèle permet de reproduire de façon satisfaisante des essais réalisés sous différentes configurations, avec différents matériaux et différentes stratifications. L'utilisation de ce modèle a permis de réaliser l'ensemble des essais virtuels nécessaires à l'identification du modèle de réanalyse locale industriel. L'identification ainsi effectuée a permis de prévoir de façon très correcte la charge à rupture de la structure boulonnée industrielle étudiée.

En l'état actuel, le modèle proposé est valide jusqu'à pic de matage. Au-delà, on entre dans le domaine des grandes déformations. Le modèle adoucissant d'endommagement des fibres reste à identifier précisément par rapport à l'expérience. La cinétique de l'endommagement des fibres, liée à un effet structural, joue un rôle majeur dans la prévision de la rupture du ligament en traction. En compression, c'est la prise en compte du microflambement qui est problématique. Les développements à venir devront principalement permettre la

passage du cumul de l'endommagement local dans les plis et de l'endommagement des interfaces entre les plis, à la modélisation de leur interdépendance.

Remerciements

Les auteurs tiennent à remercier la DGA/STTC pour son soutien financier au travers du Programme d'Etudes Amonts "Analyse MultiEchelle : Recherche Innovante pour les matériaux COposites" (AMERICO), coordonné par l'ONERA.

Références

- [1] R.J. Nuismer, J.M. Whitney, "Uniaxial failure of composite failure laminates containing stress concentrations", *Fracture mechanics of composites*, ASTM STP 593. pp. 117-142, 1975
- [2] A. Aktas, M.H. Dirikolu, "An experimental and numerical investigation of strength characteristics of carbon-epoxy pinned-joint plates", *Composites Science and Technology* 64, pp. 1605-1611, 2004
- [3] H.A. Whitworth, O. Aluko, N.A. Tomlinson, "Application of the point stress criterion to the failure of composite pinned joints", *Engineering Fracture Mechanics*, 2007, doi: 10.1016/j.engfracmech.2006.12.003
- [4] PP Camanho, FL. Matthews, « A progressive damage model for mechanically fastened joints in composite laminates », *Journal of Composite Materials* 33, 10, pp. 2248-2280, 1999
- [5] M.A. McCarthy, C.T. McCarthy, V.P. Lawlor, W.F. Stanley, "Three-dimensional finite element analysis of single-bolt, single-lap composite bolted joints: Part I - model development and validation", *Composite Structures* 71, pp. 140-158, 2005
- [6] H. Koerber, P.P. Camanho, « Simulation of Progressive Damage in Bolted Composite Joints », *Proceedings of the 13th European Conference on Composite Materials*, June 2-5, 2008, Stockholm, Sweden
- [7] M.-L. Dano, G. Gendron, A. Picard, "Stress and failure analysis of mechanically fastened joints in composite laminates", *Composite Structures* 50, pp. 287-296, 2000
- [8] F. Laurin, N. Carrere, J.-F. Maire, "A multiscale progressive failure approach for composite laminates based on thermodynamical viscoelastic and damage models", *Composite Part A*, 38, pp 198-209, 2007.
- [9] O. Allix, J.-F. Deü, P. Ladevèze, "A delay damage meso-model for prediction of localisation and fracture of laminates subjected to high rates loading". *ECCM'99*, Munich, 1999.
- [10] V. Tvergaard, "Effect of fibre debonding in a whisker-reinforced metal", *Materials Science and Engineering*, pp. 203-213, 1990
- [11] F.-X. Irisarri, "Stratégie de calcul pour l'optimisation multiobjectif des structures composites", Thèse de doctorat de l'Université Toulouse III, Toulouse, France, 2009
- [12] T. Vandellos, N. Carrère, C. Huchette, « Développement d'une stratégie de modélisation du délaminage dans les structures composites », *Comptes Rendus des 16ièmes Journées Nationales sur les Composites*, Toulouse, 10-12 juin 2009
- [13] J. Ekh, J. Schön, "Load transfer in multirow, single shear, composite-to-aluminum lap joints", *Composites Science and Technology* 66, pp. 875-885, 2006
- [14] A. Vinet, "Endommagement sur éprouvette trouée. Essais pour travaux Onera", *Rapport Aérospatiale Matra CCR n°1999-65032/1-DCR/M*, 1999
- [15] J. Sardin J., *Rapport d'essai n° M-06/6298000/P1/A*, PEA Americo Tranche 4, Centre d'Essais Aéronautique de Toulouse, 2007
- [16] C. Huchette, "Sur la complémentarité des approches expérimentales et numériques pour la modélisation des mécanismes d'endommagement des composites stratifiés", thèse de doctorat de l'Université de Paris VI, 2005