

# Caractérisation mécanique d'une interface titane/epoxy

Jean-Baptiste Charpentier<sup>a</sup>, Jean-Luc Bouvard<sup>a</sup>, Corentin Perderiset<sup>a</sup>,  
Frédéric Georgi<sup>a</sup>, Daniel Pino Muñoz<sup>a</sup>, François Rasselet<sup>b</sup>

a. Mines ParisTech/PSL - CEMEF (Mines ParisTech/PSL - CEMEF), MINES ParisTech - École nationale supérieure des mines de Paris, jean-baptiste.charpentier@mines-paristech.fr

b. Safran Aircraft Engines, francois.rasselet@safrangroup.com

## Résumé :

*Dans de nombreux domaines industriels, le collage structural remplace progressivement d'autres méthodes d'assemblage. Il possède en effet de nombreuses qualités (assemblage de substrats de natures différentes, faible masse ajoutée, bonne tenue mécanique, etc.). Cependant, la caractérisation du comportement mécanique d'un assemblage collé n'est pas triviale. Les difficultés rencontrées sont diverses. Il peut s'agir d'importants effets de bord du comportement mécanique complexe de la colle ou des substrats utilisés. Dans ce travail, l'adhésion des interfaces d'un assemblage en titane réalisé avec un adhésif de type époxy est caractérisée. Des essais mécaniques sont réalisés et différents faciès de rupture sont obtenus. Une modélisation numérique des essais mécaniques est réalisée par la méthode des éléments finis à l'aide du logiciel commercial Abaqus en 2D (déformations planes). Les substrats sont en titane et modélisés à l'aide d'une loi de comportement élastique linéaire tandis que la colle est modélisée à l'aide d'une loi de comportement élastique visco-plastique[1]. Des éléments de zones cohésives sont introduits afin de modéliser le comportement mécanique des interfaces titane/époxy. À l'aide de ce modèle numérique, une analyse de sensibilité est menée sur des essais de Thick Adherent Shear Test (TAST) et montre l'importance du choix des conditions aux limites utilisées. Les paramètres de la loi sont ensuite identifiés par une méthode inverse. La méthode employée se base sur un algorithme de la famille Efficient Global Optimization (EGO). Enfin, les résultats montrent que les essais TAST permettent de déterminer des relations entre les paramètres de la loi plus que de mesurer les valeurs de ses coefficients.*

## Abstract :

*In various industrial fields, structural bonding tends to replace other assembly techniques. On one side, it can join materials of different natures, has good mechanical properties, adds a negligible weight to the structure, etc. On the other, assessing the mechanical properties of a bonded structure is not a simple problem. Main difficulties arise from strong boundary effects and/or from the complexity of the mechanical behaviour of both the substrate and the adhesive of the assembly. In this work, the mechanical properties of the interfaces of a titane/epoxy assembly were assessed. Mechanical tests were carried out and different fracture surfaces were observed. Finite Element simulations of these tests were conducted using the commercial software Abaqus in 2D plane strain. Titane substrates were assumed to have a*

linear elastic isotropic behavior. The epoxy was modeled through a linear visco-plastic isotropic behavior. Using this model, a sensitivity analysis was realized on TAST (Thick Adhere Shear Test). This analysis highlights the importance of properly modeling the boundary conditions of this type of mechanical testing. Then, cohesive zone elements were added to model titane/epoxy interfaces. Their mechanical properties were identified through an inverse optimization method based on an Efficient Global Optimization (EGO) algorithm. Results show that mode mixity allows one to determine an equation between the cohesive law parameters rather than assessing its values.

**Mots clefs : assemblage collé, adhésion, cohésion, modèles de zones cohésives**

## 1 Introduction

L'utilisation du collage comme technique d'assemblage dans des domaines de pointe requière une maîtrise de la caractérisation des propriétés mécaniques de l'assemblage. En particulier, les propriétés de l'interface entre adhésif et adhérent sont primordiales. Les contraintes maximales à rupture  $\sigma_{Ic}$  (normale) et  $\sigma_{IIc}$  (tangentielle) de l'interface comptent parmi celles-ci. Ce document se concentre sur la détermination de la contrainte maximale à rupture en cisaillement  $\sigma_{IIc}$ .

De nombreux essais normés permettent de caractériser la contrainte maximale à rupture en cisaillement. Chronologiquement, le premier essai du type à avoir été utilisé est l'essai SLS (*Single Lap Shear*). Il consiste au collage de deux substrats par leur extrémités opposées puis à déplacer l'une des deux jusqu'à la rupture de l'assemblage. La force maximale obtenue au cours de l'essai permet alors d'évaluer  $\sigma_{IIc}$ . Cet essai représente cependant une limite notable. En effet, La flexion des substrats engendre une répartition des contraintes dans le joint de colle qui n'est pas homogène et des contraintes normales importantes se manifestent sur les bords [2]. Le lien entre la force maximale et  $\sigma_{IIc}$  est alors complexe et requière l'utilisation de modèles analytiques [3][4] ou numériques [5][2]. Afin de palier à ces limitations, d'autres essais ont été développés. L'essai TAST (*Thick Adherent Shear Test*) est une variante de l'essai SLS qui permet de limiter la flexion des substrats et donc, de maintenir une répartition plus homogène des contraintes dans le joint de colle au cours de l'essai. Un essai TAST asymétrique est représenté schématiquement sur la figure 1. D'autres essais ont été développés comme par exemple l'arcan [6]. De plus, d'autres variantes ont été introduites afin de limiter la coexistence de contraintes normales et de cisaillement sur les bords du joint de colle. Cependant, les essais TAST et arcan ont été assez peu étudiés par rapport au SLS et souvent sous un angle spécifique [7][8][2]. En particulier, *via* l'utilisation des excès de colle qui permettent de fortement réduire ces effets [9][10]. Ces variantes sont cependant plus complexes à mettre en œuvre. Dans le cadre de ces travaux, des essais TAST avec des substrats d'épaisseurs différentes ont été réalisés, sans excès de colle. Ces essais sont succinctement présentés dans la partie 2.2. Leur réalisation est une condition nécessaire mais pas suffisante à la caractérisation de l'interface titane/colle. Le faciès de rupture obtenu doit être adhésif pour que l'expérience sonde les propriétés de l'interface. Il est donc intéressant d'établir un lien entre les conditions de réalisation de l'expérience et les faciès obtenus.

Afin, d'affiner l'interprétation des résultats, une modélisation numérique 2D des essais a été réalisée avec le logiciel commercial Abaqus [11]. Une analyse de sensibilité est présentée dans la partie 3, enfin l'identification des paramètres est présentée dans la partie 4.

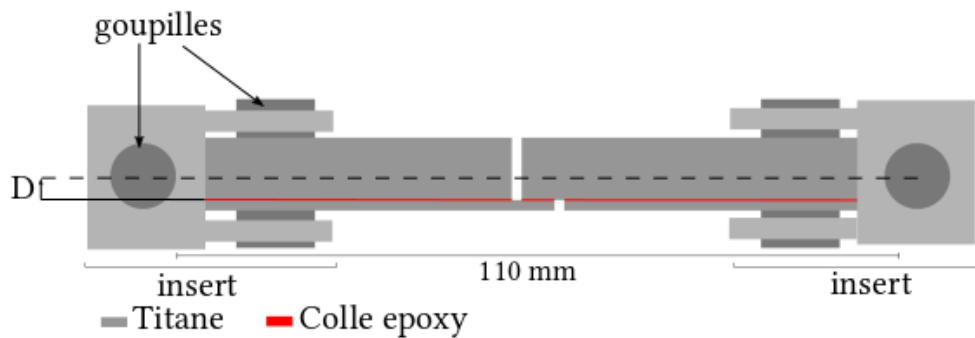


FIGURE 1 – Représentation schématique d'une éprouvette TAST asymétrique d'épaisseurs 1.6 mm (substrat inférieur) et 9 mm (substrat supérieur) lors d'un essai décentré

## 2 Modélisation des essais TAST

### 2.1 Choix généraux de modélisation

On modélise les essais en deux dimensions et en déformations planes. Cette hypothèse est justifiée par le rapport entre la profondeur et l'épaisseur des éprouvettes et est fréquemment utilisée pour divers essais [12][2]. Le comportement des substrats en titane est considéré isotrope linéaire élastique avec un module d'Young de l'ordre de 110  $GPa$  et d'un coefficient de Poisson de 0.3. Le comportement de la colle est modélisé par une loi élastique visco-plastique. Son module d'Young est de 1.3  $GPa$ , son coefficient de Poisson de 0.4 et le seuil de plasticité dépend du premier invariant du tenseur des contraintes [13]. Le comportement plastique employé a déjà été utilisé pour modéliser des joints de colle [14][15]. Le comportement de l'interface titane/colle est modélisé *via* des éléments de zones cohésives par une loi traction séparation bilinéaire. La forme de cette loi est usuelle et est largement utilisée [16][17][18]. Les contraintes à rupture en sollicitation mixte sont déterminées par la relation :

$$\left(\frac{\sigma_I}{\sigma_{Ic}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{II}}{\sigma_{IIc}}\right)^2 = 1 \quad (1)$$

L'énergie de rupture en sollicitation mixte est fixée par la relation :

$$\left(\frac{G_I}{G_{Ic}}\right)^\nu + \left(\frac{G_{II}}{G_{IIc}}\right)^\nu = 1 \quad (2)$$

où  $G_{Ic}$  et  $G_{IIc}$  sont les énergies de ruptures associées au mode  $I$  et  $II$ ,  $G_I$  et  $G_{II}$  l'énergie stockée plus l'énergie dissipée dans chacun des modes.  $G_{Ic}$  et  $G_{IIc}$  ont été préalablement identifiés et leurs valeurs influencent peu les résultats. Numériquement, le titane est modélisé par des éléments triangles d'ordre 2, la colle par des éléments quadrangles d'ordre 1 et les interfaces par des éléments de zones cohésives d'ordre 1. Les calculs sont réalisés avec Abaqus Standard 6.14 [11].

### 2.2 Description de l'essai TAST

Lors d'un essai TAST, les éprouvettes sont usinées pour être maintenues à l'aide de goupilles dans un dispositif rattaché au mors d'une machine de traction [19]. Ces dispositifs confèrent un degré de liberté en rotation à chaque extrémité de l'éprouvette (voir figure 1). Au début de chaque essai, l'éprouvette est disposée de manière à ce que le joint de colle soit aligné avec l'axe passant par les centres de rotation.

Les éprouvettes sont asymétriques, elles ont une épaisseur de  $1.6\text{ mm}$  d'un côté du joint de colle et de  $9.5\text{ mm}$  de l'autre. On notera les deux épaisseurs sous la forme (1.6; 9.5). Par la suite, d'autres duos d'épaisseurs seront mentionnés. L'épaisseur de colle des éprouvettes est contrôlée par observations au microscope optique à différentes positions sur les éprouvettes. Cette épaisseur est de l'ordre de  $200\text{ }\mu\text{m}$ . Un mouchetis est disposé sur chaque éprouvette et tous les essais sont réalisés avec une mesure des déplacements par corrélation d'images (réalisée avec Vic3D). Au cours d'un essai, la force appliquée est mesurée en fonction du temps ainsi que les déplacements globaux (machine) et locaux. Simultanément, des images de l'éprouvette sont prises afin de réaliser la corrélation.

### 2.3 Modélisation de l'essai TAST

Dans le cas d'essais TAST, l'intégralité de l'éprouvette n'est pas modélisée. Ces essais TAST sollicitent une épaisseur de colle très faible, aussi, et malgré l'épaisseur des substrats et la rigidité du titane le déplacement machine imposé ( $0.5\text{ mm}\cdot\text{min}^{-1}$ ) ne correspond pas aux déplacements relatifs mesurés de part et d'autre du joint de colle. Les champs de déplacements issus de la corrélation d'image ont été post-traités. Ceux-ci montrent qu'à une distance de  $10\text{ mm}$  du centre du joint de colle, les champs de déplacements correspondent à une faible erreur ( $< 1\%$ ) près à des mouvements de corps rigides. Donc, seule cette partie de l'éprouvette est modélisée et ses extrémités sont rattachées à deux corps rigides. Puisque au début de chaque essai, la réponse mécanique est linéaire en fonction du déplacement et que le déplacement machine est connu. Le comportement mécanique en amont et aval de la zone modélisée est considéré équivalent au comportement d'un ressort dont la rigidité est déduite des données expérimentales et de la corrélation d'image. Le modèle utilisé est donc constitué de deux ressorts, chacun attaché à un corps rigide. Le déplacement machine est imposé à l'une des extrémités du modèle. Celui-ci est représenté schématiquement sur la figure 2.

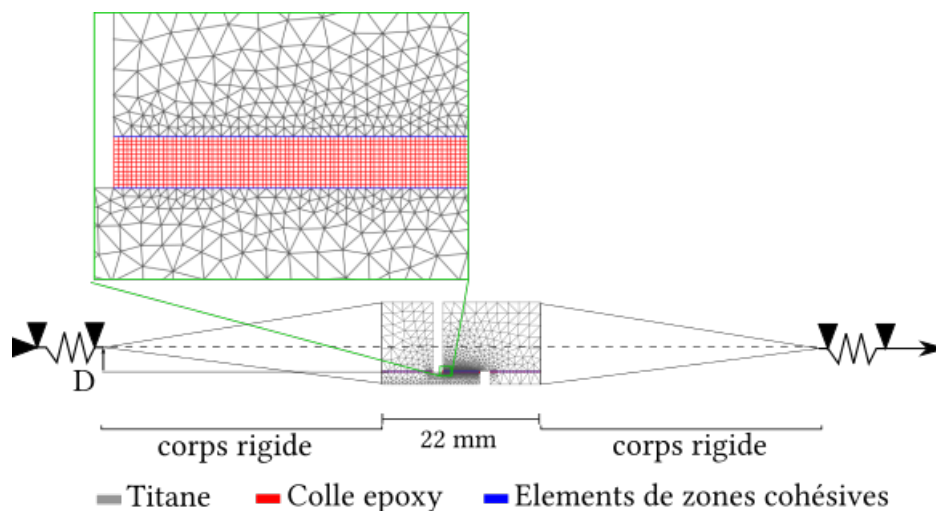


FIGURE 2 – Représentation schématique du modèle des essais TAST asymétrique décentrés

### 3 Sensibilité au chargement de l'essai TAST

Comme mentionné dans la partie 2.2, les essais TAST doivent être réalisés de manière à ce que le joint de colle soit dans l'axe des degrés de liberté en rotation que les goupilles fournissent. En pratique, cette opération est réalisée lors de la mise en place de l'éprouvette au début de l'essai. Cependant la précision avec laquelle cette opération est réalisée est assez difficile à contrôler. Dans la suite, on notera  $D$  le

paramètre de décentrement. Il correspond à la distance entre la position de l'axe médian du joint de colle et l'axe qui passe par le centre des deux goupilles.  $D$  est positif lorsque l'axe commun aux goupilles est décalé du côté du substrat le plus épais (comme sur la figure 1). Afin d'évaluer l'influence de ce paramètre sur la répartition des contraintes dans le joint de colle, un ensemble de simulations a été réalisé pour 10 valeurs de  $D$  comprises entre  $-4$  et  $4$  mm. Les contraintes normale et tangentielle de chaque côté du joint de colle ont été extraites à l'instant où les éléments de zones cohésives commençaient à s'endommager pour chaque simulation. Chaque type de contrainte (normale ou tangentielle, interface supérieure ou inférieure) a été étudié séparément des autres par la méthode de la *Proper Orthogonal Decomposition*<sup>1</sup>. Brièvement, cette méthode consiste à considérer un ensemble de données sous la forme d'un nuage de points. Les directions principales d'élongation du nuage de points sont déterminées *via* la résolution d'un problème aux valeurs propres. Les valeurs propres mesurent l'élongation du nuage selon chaque vecteur propre. Lorsque quelques valeurs propres sont très grandes devant toutes les autres, alors, on peut représenter le nuage de points dans un espace de plus petite dimension. Ici, le nuage contient 10 points. Ils correspondent aux 10 valeurs de  $D$  et chaque point correspond à une distribution de contraintes. Les vecteurs propres correspondent donc également à des distributions de contraintes. Dans les cas traités, les deux premières valeurs propres sont  $\sim 10^4$  fois supérieures aux autres. Pour chaque type de contrainte, il est donc possible d'écrire que la  $i$ ème valeur de contrainte s'écrit en fonction de deux modes, soit comme la somme de la  $i$ ème composante de deux vecteurs propres  $\psi^1, \psi^2$ .

$$\sigma_i \approx c_1 \psi_i^1 + c_2 \psi_i^2 \quad (3)$$

$\psi^1, \psi^2$  sont des vecteurs dans l'espace des distributions de contraintes et  $c_1, c_2$  représentent les composantes de  $\sigma$  selon ces mêmes vecteurs. Puisque  $\sigma$  a été normalisé, la somme des carrés des coefficients  $c_1, c_2$  est égale à 1. Les valeurs des coefficients au carré sont tracées sur la figure 3 pour les contraintes normales. Des résultats similaires sont obtenus avec les contraintes de cisaillement.

On remarque tout d'abord, que pour un décentrement suffisamment important ( $|D| > 2$  mm), le premier mode domine clairement le second. Cependant, c'est l'inverse lorsque le décentrement est faible et où le mode 1 a un coefficient qui tend à s'annuler pour une valeur particulière de  $D$  qu'on note  $\Delta D$ . Il est intéressant de remarquer que, dans ce cas TAST asymétrique, les valeurs de  $\Delta D$  sont négatives pour l'interface supérieure et l'interface inférieure. Les contraintes ne sont plus liées au mode 1 lorsque le niveau du décentrement s'approche de la ligne neutre du substrat le plus fin. Cette situation est optimale dans le sens où la distribution de contraintes associée à un chargement hors axe est inexistante. Ensuite, selon que l'interface supérieure ou l'interface inférieure soit considérée, la valeur de  $\Delta D$  varie. Ce qui indique que chaque interface subit différemment le décentrement. Enfin, l'insert de la figure 3 montre que les variations du coefficient du mode 1 sont régulières à proximité de  $\Delta D$ , ce qui permet de définir un paramètre de sensibilité  $D^*$  comme l'inverse de sa dérivée en ce point. Des calculs similaires ont été réalisés avec deux autres géométries (asymétrique (1.6; 4) et symétrique (4; 4)). Malgré les changements de géométrie, la sensibilité est invariante :  $D^* \sim 0.5$  mm. Dans les deux cas asymétriques, le  $\Delta D$  moyen est de  $-0.2, -0.3$  mm tandis qu'il est nul dans le cas symétrique.

En supposant maintenant que la contrainte maximale contrôle la rupture de l'assemblage collé et le faciès obtenus, la reconstitution de la répartition des contraintes à partir des modes permet de prédire que pour un décentrement  $D \in [-1; 0.5]$  mm le faciès est incertain car deux départs de ruptures sont possibles. Lorsque le décentrement devient important et positif ( $D > 0.5$  mm), la rupture est attendue

1. préalablement le nuage de point est centré et réduit[20]

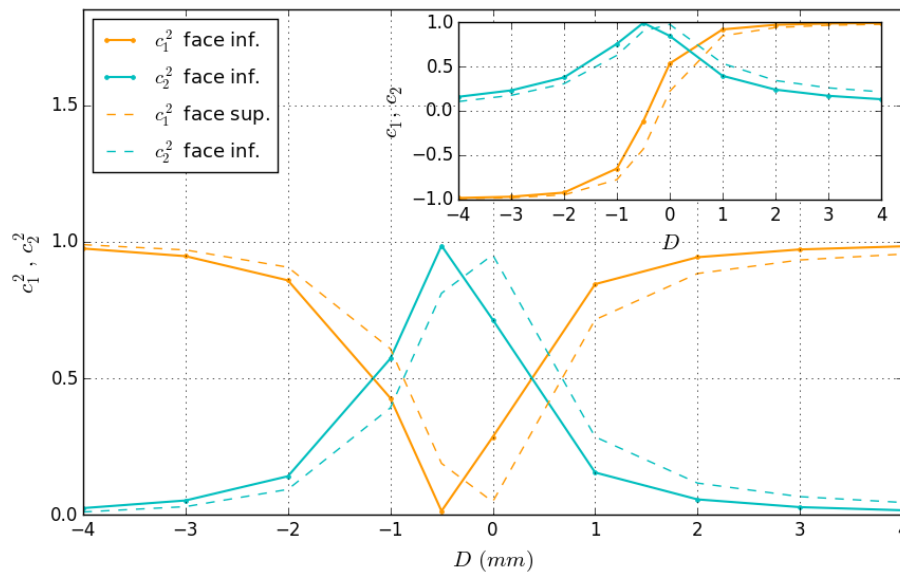


FIGURE 3 – Valeurs des projections au carré sur les modes de contraintes normales pour un essai TAST (1.6; 9.5). Les valeurs brutes sont présentées dans l’insert

du côté fin alors que lorsque celui-ci est important et négatif ( $D < -1$  mm), elle est attendue du côté épais. Expérimentalement, des essais ont été menés avec deux géométries d’éprouvettes distinctes. Les résultats montrent que trois types de rupture sont possibles et confirment les observations faites plus hauts. Lorsque la rupture est susceptible de se produire des deux côtés, elle commence aux deux extrémités opposées puis chacune progresse jusqu’à ce qu’elles se rejoignent au centre du joint de colle.

## 4 Identification de la contrainte maximale à rupture

Les essais TAST permettent d’identifier la force maximale que l’assemblage collé est capable de soutenir avant sa rupture. En supposant une distribution homogène de contraintes de cisaillement, il est possible de calculer une valeur de  $\sigma_{IIc}$ . Cependant, ce calcul donne une valeur qui ne dépend pas des conditions dans lesquelles les essais ont été réalisés. Elle ne prend pas en compte la géométrie précise de l’éprouvette, le décentrement ou encore la mixité de mode. Ainsi, lorsqu’il est calculé de cette manière à partir des données expérimentales,  $\sigma_{IIc} = 50 \pm 10$  MPa soit une incertitude de l’ordre de 20% de la valeur avancée. Le modèle numérique présenté dans la partie 2.3 permet, à partir d’un jeu de paramètres donné ( $\sigma_{Ic}$ ,  $\sigma_{IIc}$ ), d’évaluer la force en fonction du déplacement ainsi que des paramètres précédemment évoqués. Les paramètres  $\sigma_{Ic}$  et  $\sigma_{IIc}$  peuvent ensuite être identifiés par une méthode d’optimisation inverse. La fonction coût utilisée pour la détermination inverse est calculée comme la somme des carrés des différences entre la force mesurée et la force calculée. L’algorithme d’optimisation utilisé est issue de la famille EGO (*Efficient Global Optimization*). Cette famille d’algorithmes consiste à construire un méta-modèle à partir d’un ensemble de résultats connus. Le méta-modèle sert ensuite à définir une fonction dans l’espace des paramètres qui quantifie l’amélioration attendue. Celle-ci prend à la fois en compte la recherche d’un optimum mais aussi la méconnaissance de la valeur en chaque point. Chaque nouveau point à calculer est sélectionné comme celui qui maximise la fonction d’amélioration attendue. Le point est ensuite ajouté à la base de donnée et enrichit le méta-modèle. Dans ce travail, une variante spécifique (EGO-p) a été utilisée [21].

Dans la procédure d'optimisation, les paramètres  $\sigma_{Ic}$  et  $\sigma_{IIc}$  sont compris entre 35 et 65 MPa et entre 45 et 65 MPa, respectivement. Trois valeurs du paramètres de décentrement ont été utilisées  $D \in \{-1; 0; 1\}$  mm. Dans chaque cas, l'optimisation a été stoppée après  $\sim 70$  simulations. La fonction coût est tracée en fonction de  $\sigma_{Ic}$  et  $\sigma_{IIc}$  sur la figure 4. Pour chaque valeur du paramètre de décentrement  $D$ , une zone optimale apparaît. C'est une courbe dans l'espace des paramètres. Avec la loi de mixité 1 utilisée dans la modélisation et en introduisant un paramètre  $\alpha$  de mixité tel que :

$$\sigma_{II} = \alpha \sigma_I \quad (4)$$

constant quelque soit le jeu de paramètres utilisé ou la position dans l'espace, alors la relation 1 donne :

$$\frac{\sigma_{II}^2}{\alpha^2 \sigma_{Ic}^2} + \frac{\sigma_{II}^2}{\sigma_{IIc}^2} = 1 \quad (5)$$

Hors, le tracé de la fonction coût en fonction de  $1/\sigma_{Ic}^2$  et  $1/\sigma_{IIc}^2$  fait apparaître une zone optimale qui est une droite dans l'espace des paramètres. L'équation de cette droite permet d'identifier une relation entre  $\sigma_{Ic}$  et  $\sigma_{IIc}$  ainsi que le paramètre de mixité  $\alpha$  pour chaque valeur de  $D$ .

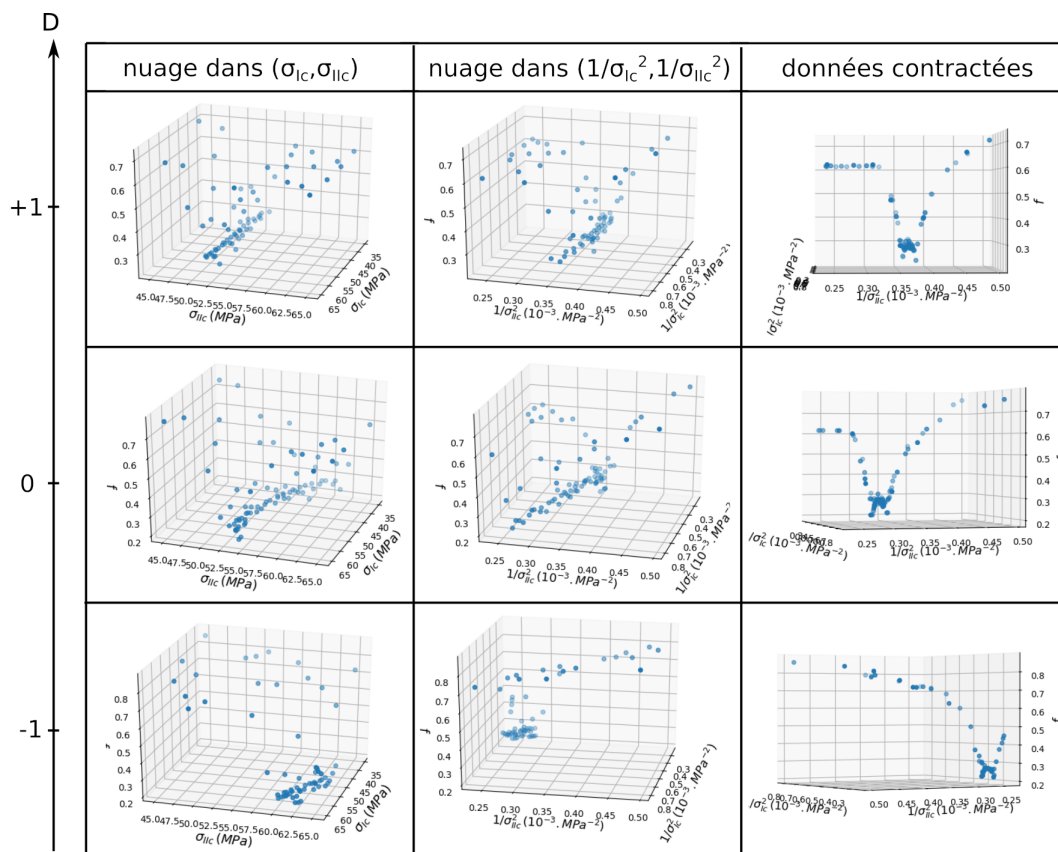


FIGURE 4 – Nuages de points issus de l'optimisation pour trois valeurs du paramètre  $D$

Les valeurs de  $\alpha$  sont de 0.44, 0.35 et 0.1 pour les valeurs de  $D$  de  $-1$ ,  $0$  et  $1$  mm respectivement. Ces valeurs confirment la forte dépendance de l'essai vis-à-vis du paramètre de décentrement  $D$ . Ensuite, l'identification ne donne pas de valeurs de paramètre mais permet de déterminer des relations entre  $\sigma_{Ic}$  et  $\sigma_{IIc}$  ainsi que la mixité. La détermination des contraintes à rupture doit donc être réalisée à l'aide de

plusieurs essais ou pour un paramètre de décentrement  $D$  qui donne une valeurs de  $\alpha$  nulle. On remarque alors que, pour des essais TAST asymétriques, le décentrement à utiliser est proche de  $+1 \text{ mm}$  dans le cas traité. Ce résultat contraste avec les observations faites dans la partie 3. De plus, la forme de l'équation 5 dépend de la forme de la relation de mixité 1. Le choix de l'exposant dans la relation de mixité 1 doit donc impacter les relations entre  $\sigma_{Ic}$  et  $\sigma_{IIc}$  obtenues à l'issue de l'optimisation. Ce paramètre devrait donc être choisi avec minutie. Enfin, ces simulations confirment également que l'interface sollicitée est sensible au décentrement pour des valeurs de l'ordre de  $1 \text{ mm}$ .

## 5 Conclusion

Pour mesurer la contrainte maximale à rupture en cisaillement, les essais TAST peuvent être préférés aux essais SLS pour diverses raisons. En particulier, les essais TAST asymétriques peuvent permettre de caractériser préférentiellement une interface plutôt qu'une autre. Dans le présent travail, des essais TAST asymétrique ont été menés expérimentalement et modélisés numériquement. L'impact du décentrement lors des essais a été évalué au travers d'une étude de sensibilité. D'après celle-ci, les essais TAST sont très sensibles à ce paramètre. Les contraintes maximales passent d'une interface à l'autre pour une variation du paramètre  $D$  de l'ordre de  $0.5 \text{ mm}$ . De plus, chaque interface possède un décentrement optimal qui lui est propre. Enfin, le décentrement moyen n'est pas nul pour des essais asymétriques et est de l'ordre de la sensibilité, soit  $0.5 \text{ mm}$  dans les cas traités. Une identification inverse a été menée à l'aide d'un algorithme EGO pour trois valeurs de décentrement. Les résultats montrent que la mixité de mode ne permet pas de déterminer directement la valeur de  $\sigma_{IIc}$ . À la place, une relation entre  $\sigma_{Ic}$  et  $\sigma_{IIc}$  à la rupture est déterminée. De plus, cette relation est fonction du paramètre de décentrement. Elle est également *a priori* fonction du modèle de mixité choisi. Ces remarques sur l'influence du décentrement pointent différentes limites à l'emploi des essais TAST. Afin d'améliorer la mise en œuvre de l'essai, un soin particulier devrait être apporté au placement de l'éprouvette au début de l'essai, la précision requise devant être inférieure à  $0.5 \text{ mm}$ . Ensuite, un ensemble d'essais pour des valeurs de décentrement variables pourrait être réalisé et pourrait permettre d'affiner la détermination des contraintes maximales à rupture. Enfin, d'après les résultats de simulations, les effet de bords ne jouent pas un rôle important lors de la rupture.

## Remerciement

Les auteurs souhaitent exprimer leur gratitude envers Sylvain Treutenaere, Matthieu Stackler, William Albouy et Nicolas Carrère de Safran Composite qui ont développé, modélisé et identifier la loi de comportement volumique de l'adhésif époxy utilisée dans cette étude et ses paramètres.

## Références

- [1] G. Stamoulis and N. Carrere. Investigating the influence of material non-linearity in the fracture properties of ductile adhesives submitted to mixed-mode loading. *Engineering Fracture Mechanics*, 179 :260–271, 2017.
- [2] A. Jouan and A. Constantinescu. A critical comparison of shear tests for adhesive joints. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 84 :63–79, 2018.



- [3] L. Da Silva, P. das Neves, R. Adams, and J. K. Spelt. Analytical models of adhesively bonded joints—part i : Literature survey. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 29(3) :319–330, 2009.
- [4] L. Da Silva, P. das Neves, R. D. Adams, A. Wang, and J. K. Spelt. Analytical models of adhesively bonded joints—part ii : Comparative study. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 29(3) :331–341, 2009.
- [5] W. R. Broughton and G. Hinopoulos. *Evaluation of the single-lap joint using finite element analysis*. National Physical Laboratory. Great Britain, Centre for Materials, 1999.
- [6] J. Y. Cognard, R. Créac’hacdec, L. Sohier, and P. Davies. Analysis of the nonlinear behavior of adhesives in bonded assemblies—comparison of taut and arcan tests. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 28(8) :393–404, 2008.
- [7] L. Da Silva, R. Da Silva, J. Chousala, and A. Pintob. Alternative methods to measure the adhesive shear displacement in the thick adherend shear test. *Journal of Adhesion Science and Technology*, 22(1) :15–29, 2008.
- [8] A. T. Sears, D. D. Samborsky, P. Agastra, and J. F. Mandell. Fatigue results and analysis for thick adhesive notched lap shear test. *AIAA SDM, Wind Energy Session*, pages 12–15, 2010.
- [9] B. Kilic, E. Madenci, and D. R. Ambur. Influence of adhesive spew in bonded single-lap joints. *Engineering Fracture Mechanics*, 73(11) :1472–1490, 2006.
- [10] A. Taib, R. Boukhili, S. Achiou, S. Gordon, and H. Boukehili. Bonded joints with composite adherends. part i. effect of specimen configuration, adhesive thickness, spew fillet and adherend stiffness on fracture. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 26(4) :226–236, 2006.
- [11] ABAQUS. Abaqus version 6.14. 2 finite element software. 2014.
- [12] G. Bezzine, A. Roy, and A. Vinet. Stress in bonded adherends for single lap joints. 1996.
- [13] R. Raghava, R. Caddell, and G. Yeh. The macroscopic yield behaviour of polymers. *Journal of Materials Science*, 8(2) :225–232, 1973.
- [14] R. Mahnen and M. Schlimmer. Simulation of strength difference in elasto-plasticity for adhesive materials. *International journal for numerical methods in engineering*, 63(10) :1461–1477, 2005.
- [15] J.-Y. Cognard, C. Badulescu, J. Maurice, R. Créac’hacdec, N. Carrère, and P. Védrine. On modelling the behaviour of a ductile adhesive under low temperatures. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 47 :46–56, 2013.
- [16] T. Ikeda, A. Yamashita, D. Lee, and N. Miyazaki. Failure of a ductile adhesive layer constrained by hard adherends. *Journal of engineering materials and technology*, 122(1) :80–85, 2000.
- [17] L. Da Silva and R. Campilho. Advances in numerical modelling of adhesive joints. In *Advances in numerical modeling of adhesive joints*, pages 1–93. Springer, 2012.
- [18] G. Lélías, E. Paroissien, F. Lachaud, and J. Morlier. Experimental characterization of cohesive zone models for thin adhesive layers loaded in mode i, mode ii, and mixed-mode i/ii by the use of a direct method. *International Journal of Solids and Structures*, 158 :90–115, 2019.

- [19] Adhésifs structuraux : détermination du comportement en cisaillement de collages structuraux ;  
Partie 2 : méthode d'essai en traction sur éprouvette épaisse. Nf en 14869-2. 2011.
- [20] I. Jolliffe. *Principal component analysis*. Springer, 2011.
- [21] E. Roux. *Assemblage mécanique : stratégies d'optimisation des procédés et d'identification des comportements mécaniques des matériaux*. PhD thesis, École Nationale Supérieure des Mines de Paris, 2011.