



HAL
open science

Détermination de la souplesse d'un assemblage boulonné à l'aide d'une démarche d'homogénéisation : application au cas des composites

Laurent Gornet, Romain Hamonou, Frédéric Jacquemin, Stéphane Auger

► To cite this version:

Laurent Gornet, Romain Hamonou, Frédéric Jacquemin, Stéphane Auger. Détermination de la souplesse d'un assemblage boulonné à l'aide d'une démarche d'homogénéisation : application au cas des composites. Journées Nationales sur les Composites 2017, École des Ponts ParisTech (ENPC), Jun 2017, Champs-sur-Marne, France. <hal-01621597>

HAL Id: hal-01621597

<https://hal.science/hal-01621597v1>

Submitted on 23 Oct 2017

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.



Distributed under a Creative Commons CC BY 4.0 - Attribution - International License

Détermination de la souplesse d'un assemblage boulonné à l'aide d'une démarche d'homogénéisation : application au cas des composites

Compliance determination of a bolt structure with the help of a homogenization approach: application for composite materials

Laurent Gornet¹, Romain Hamonou¹, Frédéric Jacquemin¹, Stéphane Auger²

1 : Laboratoire du GeM
Ecole Centrale de Nantes, Université de Nantes, UMR CNRS 6183
1 rue de la Noé, 44321 Nantes Cedex 3
e-mail : romain.hamonou@ec-nantes.fr, laurent.gornet@ec-nantes.fr, frederic.jacquemin@univ-nantes.fr

2 : CETIM, Pôle IDA - Ingénierie des Assemblages
74, Route de la Jonelière, 44326 Nantes Cedex 3
e-mail : stephane.auger@cetim.fr

Résumé

Les matériaux composites tissés à fibres de carbone et matrice thermoplastique apparaissent comme une alternative prometteuse aux matériaux métalliques pour alléger les structures dans de multiples secteurs industriels. Des solutions hybrides, associant des matériaux composites à des composants métalliques sont couramment employées dans l'industrie. Les zones d'assemblage peuvent être des jonctions mécaniques à base de rivets, vis ou boulons. Actuellement, il n'existe pas de règles de dimensionnement permettant de simuler le comportement des souplesses des liaisons boulonnées à base de substrats réalisées en stratifiés carbone/époxy ou carbone/thermoplastique. Le principe des liaisons boulonnées étant d'introduire et assurer une précontrainte axiale dans le temps, nous nous intéressons au comportement hors plan des composites thermoplastiques et en particulier à la simulation des souplesses des éléments constituant un assemblage. Une étude expérimentale de la liaison boulonnée utilisant la technique de corrélation d'image est présentée. Parallèlement, des modélisations éléments finis tridimensionnelles associées à une approche d'équivalence en énergie ont été développées afin de simuler la souplesse de la zone de reprise des efforts de l'assemblage. Ces modèles ont ensuite été comparés avec succès à des résultats d'essais réalisés au laboratoire.

Abstract

Composite materials appear to be a promising alternative to metallic materials by lightening structures in many industrial sectors. Moreover, composite thermoplastic matrices have a more adapted cost to the manufacture of parts with large throughput. The assemblies can be mechanical junctions based on rivets, screws or bolts. Therefore, there are currently no design rules for predicting fracture of bolted based thermoplastic composite substrates bonds. The bolted assemblies principle is to introduce and maintain axial load, we are investigating the pull-through failure of thermoplastic composites. An experimental study of the bolted joint using the image correlation process will be presented. Meanwhile, numerical simulations based on a tridimensional finite elements analysis have been realized to understand the assembly out-of-plane behavior and have then been compared with experimental results.

Mots Clés : Matériaux composites, joints boulonnés, comportement hors plan.

Keywords : Composite materials, bolted joints, out-of-plane behaviour.

1. Introduction

De nos jours, les matériaux composites tissés à renforts carbone et résine thermoplastique sont utilisés dans différents domaines industriels notamment dans la construction automobile et aéronautique. Les outils traditionnels de dimensionnement des assemblages boulonnés de pièces métalliques sont basés sur la norme VDI2230 [1]. Cette norme constitue le socle du logiciel Cobra V6 développé par le CETIM. La norme VDI 2230 est destinée à modéliser les souplesses hors plan des assemblages métalliques. Elle est constituée de modèles analytiques dont les hypothèses doivent être revisitées dans le cas de l'assemblage de matériaux composites. L'objet de cette étude est

d'améliorer la compréhension de la norme VDI 2230 et la modélisation des souplesses utilisées pour le dimensionnement des assemblages boulonnés [2] à substrats composites orthotropes carbone/thermoplastique [4]. Nous proposons une démarche expérimentale et numérique destinée à estimer les souplesses hors plan des différents éléments d'un assemblage boulonné [4]. Les développements ont été réalisés avec le code éléments finis Cast3M développé par le CEA. Le critère énergétique proposé permet de retrouver le comportement hors plan des zones d'assemblages boulonnés modélisées traditionnellement par des cônes dans la VDI 2230 (Fig. 1). Des essais mécaniques ont été réalisés afin de déterminer les souplesses et le coefficient de filtrage d'un assemblage boulonné. Par la suite, la démarche d'homogénéisation proposée dans cette étude permet de retrouver les valeurs des souplesses de la zone assemblée de matériaux métalliques. Ces résultats sont équivalents à ceux proposés dans la norme analytique VDI 2230 (Fig. 2). Cette méthode ne comportant pas d'hypothèses restrictives sur le comportement élastique des constituants est utilisée avec succès dans le cas du boulonnage de tissus composites orthotropes. Pour finir, la modélisation analytique VDI 2230 est modifiée afin de tenir compte des spécificités liées aux assemblages de matériaux composites thermoplastiques comme la reprise en humidité ou le fluage [4].

2. Caractérisation d'un tissu équilibré carbone thermoplastique T700/PA66

Le comportement plan du matériau (T700/PA66) peut être modélisé à l'aide d'un modèle élastoplastique endommageable à viscosité fractionnaire [2] (Fig. 2). La modélisation du comportement jusqu'à la phase ultime de la rupture de l'assemblage nécessite non seulement de trouver les modules d'élasticité mais également d'identifier la cinétique des lois d'endommagement, de viscosité et de plasticité caractérisant le comportement du matériau. L'objectif ultime est d'utiliser par la suite l'ensemble des caractéristiques obtenues afin de mener des simulations numériques des pertes de serrage d'un assemblage boulonné constitué de matériaux composites. La prise en compte de propriétés mécaniques réalistes du stratifié T700/PA66 permettra ainsi d'améliorer la modélisation de la tenue d'un assemblage boulonné précontraint.

2.1 Essais dans le plan du tissu stratifié

Les essais quasi-statiques permettent de déterminer les caractéristiques mécaniques initiales du tissu sergé équilibré T700/PA66 ainsi que leurs évolutions en fonction du temps. Ces essais ont été réalisés sur une machine à mors hydraulique MTS d'une capacité de 10 tonnes du laboratoire GeM. Le pilotage des essais s'effectue à déplacement imposé et à une vitesse de chargement de 2.4 mm/min. Les mesures des déformations dans le plan sont réalisées par une méthode classique, via des jauges de déformation bidirectionnelles. L'enregistrement des données est réalisé à partir d'une électronique de mesure QuantumX HBM associé au logiciel Catman®. L'identification du comportement mécanique du matériau impose la réalisation d'essais quasi-statiques sur une base canonique d'éprouvettes permettant de caractériser les réponses du matériau dans les sens trame, chaîne et en cisaillement plan (Fig. 1). La simulation du comportement plan de ce matériau a été développée à l'aide d'une approche fractionnaire permettant de parfaitement modéliser les boucles d'hystérésis dues au couplage entre la viscoélasticité et l'endommagement du pli élémentaire [2] (Fig. 2).

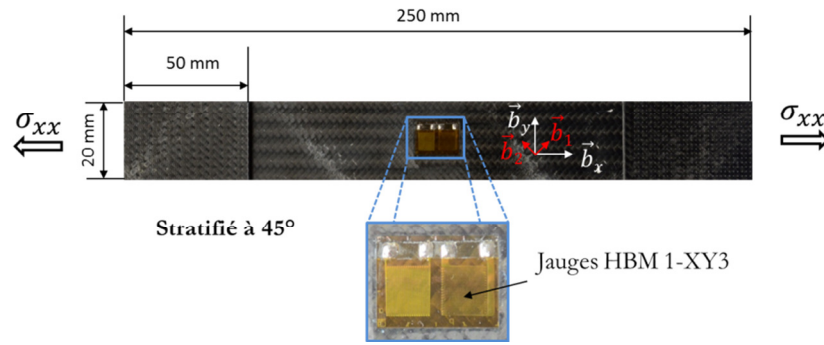


Fig. 1. Dimensions nominales des éprouvettes en mm, sens chaîne ou 45°.

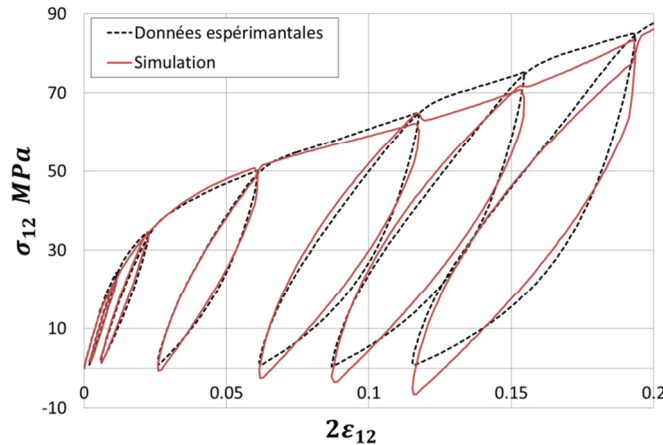


Fig. 2. Comportement en cisaillement : simulation obtenue sur le T700/PA66 avec le modèle d'endommagement elasto-plastique à dérivée fractionnaire [2].

2.2 Essais de compression hors plan

Le comportement mécanique hors plan d'un assemblage boulonné constitué de plaques composites, ou plus généralement de plaques composées d'un multi-matériau, influence fortement l'étendue des contraintes vues par le boulon. Un point clef du dimensionnement des assemblages boulonnés consiste à déterminer avec précision la souplesse en compression hors plan de l'assemblage, elle-même dépendante des modules plan et hors plan des stratifiés en présence. Les échantillons destinés à caractériser le module hors plan E_3 sont des parallélépipèdes de $30 \times 40 \text{ mm}^2$. Différentes épaisseurs ont été testées en collant plusieurs plaques élémentaires de T700/PA66. Le comportement viscoélastique peut être influencé par la présence d'une fine couche de colle permettant l'adhésion des plaques. La souplesse de chaque joint de colle est considérée négligeable ici compte-tenu de sa faible épaisseur au regard de celle du composite ($50 \mu\text{m}$ de colle pour 2 mm de stratifié). Les essais se sont déroulés sur une machine Instron 5584. La mesure de déplacement est effectuée par corrélation d'images au moyen d'une caméra STEMMER GT6600 (capteur CCD à 29 mégapixels KAI-29050 de Truesense Imaging) et du logiciel d'acquisition VIC Snap. L'exploitation est réalisée avec le logiciel VIC 2D (Fig. 3). Les atouts de cette méthode sont la rapidité de la mesure, la précision, la sensibilité et une grande résolution spatiale. Celle-ci autorise également des chargements rapides. Diverses épaisseurs ont été testées afin d'évaluer l'impact sur la valeur du module hors plan E_3 . Les résultats, présentés dans le Tableau 1, concernent les modules hors plan pour des stratifiés de 16 mm et 32 mm d'épaisseur. Les essais ont été réalisés pour trois éprouvettes et chaque essai a été répété trois fois, les moyennes sont données dans le Tableau 1.

épaisseur	E_3 (MPa)
16 mm	5003
32 mm	5879

Tab. 1. Valeurs expérimentales du module hors plan du T700/PA66 en fonction de l'épaisseur.

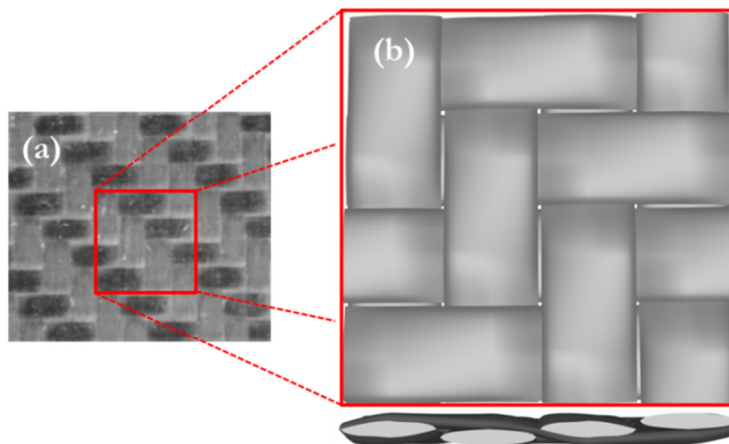
Ces essais de compression hors plan ont révélé des valeurs du module E_3 comprise entre 4931 et 5918 MPa selon les échantillons. La littérature mentionne des valeurs de 1700 à 2000 MPa à T_{amb} pour la résine PA66 seule. Par la suite, le module hors plan est déterminé à l'aide d'une procédure d'homogénéisation périodique permettant d'obtenir des modules plans conformes aux essais réalisés pour une seule couche de matériau.

2.3 Modélisation tridimensionnelle du comportement mécanique élastique orthotrope

Les modules ($E_3, G_{12}, G_{13}, G_{23}$) ont un comportement fortement influencé par la matrice PA66. En conséquence, ces modules peuvent varier de manière non négligeable en fonction de la température et de l'humidité ambiante. Ces paramètres environnementaux agissent sur la valeur de la température de transition vitreuse du matériau qui gouverne directement l'évolution de ces modules. Le comportement élastique orthotrope tridimensionnel est construit à partir d'une procédure d'homogénéisation et d'une analyse inverse associée aux essais mécaniques réalisés. Le motif géométrique élémentaire du Volume Élémentaire Représentatif du tissu T700/PA66 est composé de 4 torons de fibres dans le sens chaîne et 4 torons de fibres dans le sens trame (Fig. 2). Les simulations ont été réalisées à l'aide d'un code développé au laboratoire. La résolution de ce modèle numérique fait intervenir la méthode des éléments finis étendus (XFEM) afin de décrire l'interface entre les torons et la matrice [3]. Les constituants sont supposés élastiques isotropes. Les propriétés de la fibre et de la matrice sont notées dans le Tableau 2. Dans ce modèle, le contact entre les torons de fibres et la matrice est considéré parfait. Des effets de frottement aux interfaces fibres/matrice ne sont donc pas observables.

Matériaux	Fibres		Matrices	
	E_f (GPa)	ν_f	E_m (GPa)	ν_m
T700/PA66	6000	0.04	2730	0.39

Tab. 2. Propriétés élastiques des torons de fibres T700 et de matrice PA66.



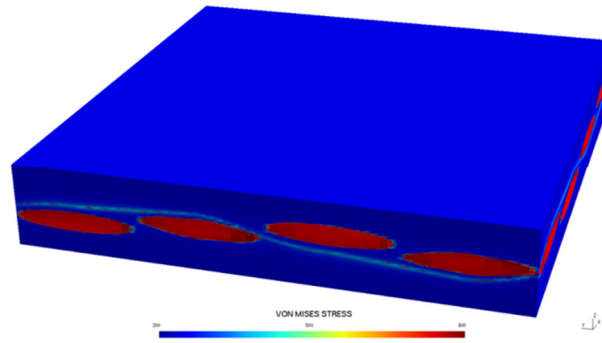


Fig. 3 Volume Élémentaire Représentatif et modèle éléments finis associé.

Les propriétés mécaniques élastique orthotrope du stratifié, basées sur les essais et la procédure d'homogénéisation par éléments finis sont présents dans le tableau 3.

E_1 MPa	E_2 MPa	E_3 MPa	G_{12} MPa	G_{13} MPa	G_{23} MPa	$\nu_{12} = \nu_{13}$	ν_{23}
51200	51200	7362	3645	2079	2079	0.07	0.08

Tab. 3. Propriétés élastiques et contraintes de rupture quasi-statique du T700/PA66.

3 Assemblages boulonnés de plaques composites thermoplastiques

L'objectif est de valider les souplesses des liaisons boulonnées précontraintes à base de substrats en composite T700/PA66. La VDI 2230 montre qu'une précontrainte axiale maîtrisée dans la vis, permet de filtrer les sollicitations dynamiques vues par la fixation, et donc d'améliorer très sensiblement sa durée de vie dans le cas d'assemblage métalliques. Cette norme est limitée aux matériaux isotropes. L'objectif de cette partie est de proposer une démarche d'homogénéisation permettant de caractériser les souplesses d'une liaison boulonnée constituée de plaques composites orthotropes. Cette approche est mise en œuvre avec le code éléments finis Cast3M. Nous montrons que l'approche proposée permet de retrouver les résultats fournis par la VDI 2230 dans le cas des assemblages boulonnés métalliques. La méthode numérique d'homogénéisation proposée est ensuite appliquée à un assemblage de plaques stratifiées orthotropes T700/PA66.

3.1 Détermination des souplesses par un critère énergétique

Nous proposons de déterminer les souplesses des éléments de l'assemblage à l'aide d'une procédure d'homogénéisation. Cette démarche est fondée sur une équivalence énergétique entre un milieu tridimensionnel modélisé par éléments finis et un milieu unidimensionnel équivalent. Ce travail se base sur les idées développées dans la VDI. Une approximation géométrique de ce domaine, de forme conique est classiquement admise pour les matériaux métalliques. Nous proposons d'utiliser l'iso valeur zéro de l'énergie de déformation réduite à sa composante hors plan ($E_{Dzz} = \frac{1}{2} \sigma_{zz} \varepsilon_{zz}$) pour définir le volume tridimensionnel qui supporte les efforts de l'assemblage. Ce volume est noté par la suite, le volume d'intérêt V_r . La démarche d'homogénéisation est basée sur une équivalence énergétique entre les efforts externes et internes au problème considéré, posée sur un volume $V_r \cup V_{br}$. Cela se traduit par la formule suivante :

$$\frac{1}{2}FU = \frac{1}{2} \int_{V_r} Tr[\bar{\sigma}\bar{\varepsilon}] dV + \frac{1}{2} \int_{V_{br}} Tr[\bar{\sigma}\bar{\varepsilon}] dV \quad (\text{Eq.1})$$

La souplesse du système est définie par la relation $\delta = \frac{U}{F}$. Dès lors, nous pouvons écrire que la souplesse du système s'écrit à partir de la relation :

$$\frac{1}{2} \delta F^2 = \frac{1}{2} \int_{V_r} Tr[\bar{\sigma} \bar{\epsilon}] dV_r \quad (\text{Eq.2})$$

La souplesse peut s'exprimer en fonction du double de l'énergie de déformation comme suit :

$$\delta = \frac{1}{F^2} \int_{V_r} Tr[\bar{\sigma} \bar{\epsilon}] dV_r \quad (\text{Eq.3})$$

Cette démarche énergétique peut être écrite et généralisée aux différents constituants de l'assemblage. Dans ce cas, la force F correspond à la résultante des efforts de pression de serrage due à la précontrainte engendrée par le boulon. Dans le cas d'un assemblage constitué d'un boulon (indice b) et deux pièces (indices $p1$ et $p2$), cette expression devient :

$$\delta_{\text{Totale}} = \delta_b + \delta_{p1} + \delta_{p2} = \sum_{i=1}^{n=3} \frac{1}{F^2} \int_{V_{ri}} Tr[\bar{\sigma} \bar{\epsilon}] dV_{ri} \quad (\text{Eq.4})$$

Il convient de noter que dans le cas particulier d'un assemblage centré, sollicité axialement, l'énergie de déformation volumique peut être approximée comme $Tr[\bar{\sigma} \bar{\epsilon}] \cong \sigma_{33} \epsilon_{33}$.

Dans le cas de matériaux homogènes et isotropes, cette approche énergétique permet de déterminer des souplesses équivalentes à celles obtenues analytiquement d'après la formulation VDI. Le logiciel Cobra V6 développé par le CETIM est basé sur les formules VDI 2230. Les comparaisons entre les résultats issus de notre méthode d'homogénéisation et Cobra V6 sont présentées pour un assemblage boulonné constitué de deux plaques circulaires d'aluminium 7075T6. La figure 4 représente l'évolution des souplesses de la zone assemblée en fonction des diamètres des plaques D_p .

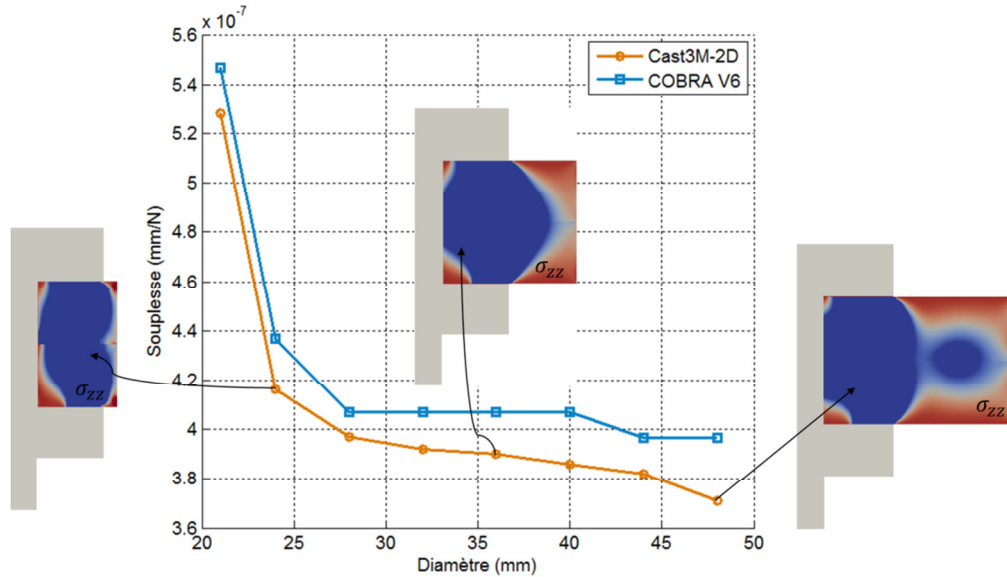


Fig. 4 Résultats analytiques et numériques des souplesses de pièces pour un aluminium.

D_p (mm)	21	24	28	32	36	40	44	48
δ_p EF (mm/N) ($\times 10^{-7}$)	5.28	4.16	3.97	3.92	3.90	3.86	3.82	3.71
δ_b EF (mm/N) ($\times 10^{-6}$)	2.44	2.45	2.45	2.45	2.45	2.46	2.46	2.46
δ_p Cobra (mm/N) ($\times 10^{-7}$)	5.47	4.37	4.07	4.07	4.07	4.07	3.97	3.97

Tab. 4. Comparaison des calculs des souplesses des modèles E.F. pour l'aluminium 7075T6 et des résultats obtenus sous COBRA, logiciel de dimensionnement des assemblages boulonnés du CETIM.

Un effet de troncature apparaît dans le sens de la largeur des éprouvettes lorsqu'on augmente l'épaisseur des échantillons. Cette troncature est automatiquement prise en compte dans l'élaboration du modèle homogénéisé basé sur la souplesse de la zone géométrique définie par l'iso zéro en énergie définie par $E_{Dzz} = \frac{1}{2} \sigma_{zz} \varepsilon_{zz}$.

Le critère énergétique peut également servir à calculer la souplesse du boulon. Les valeurs obtenues sont autour de $2,45 \cdot 10^{-6}$ mm/N. La variation autour de cette valeur n'exède pas 1 %. Nous pouvons, afin de vérifier cette valeur, apprécier analytiquement la souplesse du boulon en appliquant la formule suivante $\delta_b = L_p / (ES)$ avec L_p la longueur serrée, E le module de Young et S la section au niveau du fut. L'application numérique est effectuée pour les mêmes paramètres du boulon que ceux intégrés dans modèle EF. Nous avons $L_p = 12$ mm, $E = 2,10 \cdot 10^5$ MPa et $S = 28,27$ mm². Ce calcul nous donne une souplesse du boulon de $2,02 \cdot 10^{-6}$ mm/N. Un écart de 17 % entre le résultat du modèle EF et celui de cette approximation analytique est constaté.

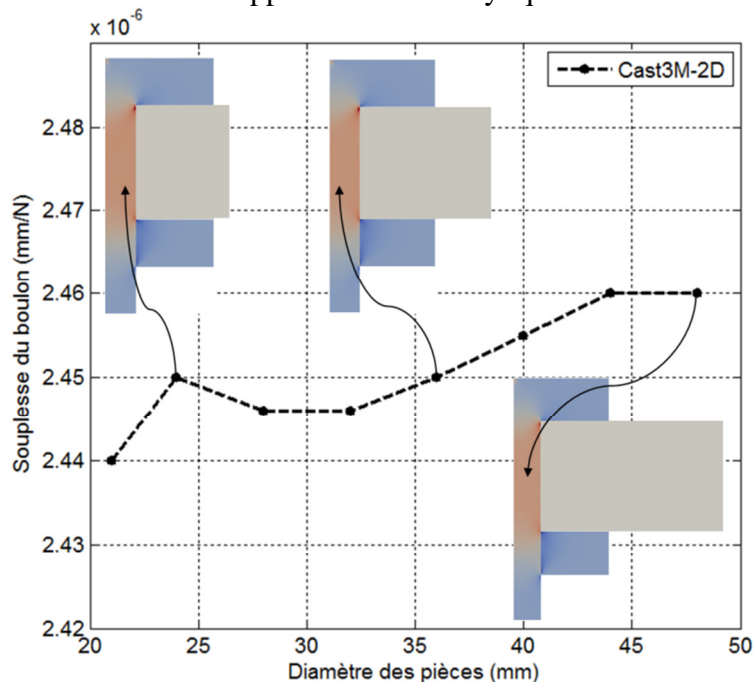


Fig. 5 Evolution de la souplesse du boulon pour différents diamètres de pièces en aluminium.

3.2 Démonstration des formules de souplesses de la recommandation VDI 2230 ou NF25030

La démonstration des formules de souplesse préconisée dans la VDI 2230 (2003) n'est pas publiée dans le document d'origine VDI ni dans la norme NFE 25030 ni dans la littérature. Il est donc intéressant de fournir une démonstration de ce résultat afin de mieux comprendre les limitations de cette approche [4]. Dans la suite, le raisonnement est uniquement effectué pour le cas d'un assemblage boulonné centré avec un diamètre de pièce $D_p > D_{p \max}$.

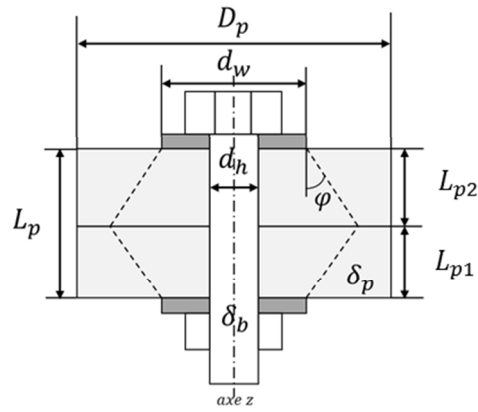


Fig. 6 Géométrie et notations utilisées – cas d'un chargement axial sur un assemblage centré.

Un effort F implique une variation de déplacement dU sur un élément de hauteur dz . On peut donc écrire cet effet sous la forme suivante :

$$dU = \frac{Fdz}{SE} \quad (\text{Eq.5})$$

avec E le module d'Young hors plan et S la section. Cette section peut s'exprimer sous la forme :

$$S = \pi(r_1^2 - r_0^2) = \pi \left(\left(z \tan \varphi + \frac{d_w}{2} \right)^2 - \left(\frac{d_h}{2} \right)^2 \right) \quad (\text{Eq.7})$$

et factorisée comme suit :

$$S = \pi \left(\left(z \tan \varphi + \frac{d_w + d_h}{2} \right) \left(z \tan \varphi + \frac{d_w - d_h}{2} \right) \right) \quad (\text{Eq.8})$$

La relation (5) peut alors s'écrire en fonction de l'équation (8) et devient :

$$dU = \frac{Fdz}{SE} = \frac{Fdz}{\pi \left(\left(z \tan \varphi + \frac{d_w + d_h}{2} \right) \left(z \tan \varphi + \frac{d_w - d_h}{2} \right) \right) E} \quad (\text{Eq.9})$$

Le problème consiste alors à calculer l'intégrale suivante :

$$U = \frac{F}{E\pi} \int_0^{L_{p2}} \frac{1}{\left(\left(z \tan \varphi + \frac{d_w + d_h}{2} \right) \left(z \tan \varphi + \frac{d_w - d_h}{2} \right) \right)} dz \quad (\text{Eq.10})$$

Une technique connue pour calculer ce type d'intégrale est d'utiliser la décomposition en éléments simples. Nous nous intéressons maintenant au terme suivant :

$$\frac{1}{\left(\left(z \tan \varphi + \frac{d_w + d_h}{2} \right) \left(z \tan \varphi + \frac{d_w - d_h}{2} \right) \right)} \quad (\text{Eq.11})$$

qui s'écrit de manière simplifiée comme :

$$\frac{1}{((ax+b)(cx+d))} = \frac{e}{(ax+b)} + \frac{f}{(cx+d)} = \frac{e(cx+d)+f(ax+b)}{(ax+b)(cx+d)} \quad (\text{Eq.12})$$

Nous effectuons la résolution du système pour $x = 0$ et $x = 1$, ce qui nous donne :

$$f = \frac{c}{bc-ad} \text{ et } e = \frac{a}{ad-bc} \quad (\text{Eq.13})$$

L'équation (12) s'exprime alors comme suit :

$$\begin{aligned} \frac{1}{((ax+b)(cx+d))} &= \frac{e}{(ax+b)} + \frac{f}{(cx+d)} \\ &= \frac{1}{(ad-bc)(ax+b)} + \frac{1}{(bc-ad)(cx+d)} \end{aligned} \quad (\text{Eq.14})$$

et l'intégrale à résoudre devient :

$$\int \frac{dx}{((ax+b)(cx+d))} = \int \frac{a}{(ad-bc)(ax+b)} dx + \int \frac{c}{(bc-ad)(cx+d)} dx \quad (\text{Eq.15})$$

Puisque a, b, c et d sont des constantes, nous obtenons in fine l'intégrale suivante :

$$\int \frac{dx}{((ax+b)(cx+d))} = \frac{a}{(ad-bc)} \int \frac{1}{(ax+b)} dx + \frac{c}{(bc-ad)} \int \frac{1}{(cx+d)} dx \quad (\text{Eq.16})$$

La primitive de l'équation (16) peut alors s'écrire :

$$\frac{1}{(ad-bc)} [\ln(ax+b)] + \frac{1}{(bc-ad)} [\ln(cx+d)] \quad (\text{Eq.17})$$

L'intégrale à résoudre devient alors :

$$U = \frac{F}{E\pi} \int_0^{L_{p2}} \frac{1}{\left(\left(z \tan \varphi + \frac{d_w + d_h}{2} \right) \left(z \tan \varphi + \frac{d_w - d_h}{2} \right) \right)} dz \quad (\text{Eq.18})$$

La résolution de l'équation (18) nous donne :

$$\begin{aligned} U = \frac{F}{E\pi} &\left(\left(\frac{1}{\left(\tan \varphi \left(\frac{d_w - d_h}{2} \right) \right) - \left(\tan \varphi \left(\frac{d_w + d_h}{2} \right) \right)} \right) \left[\ln \left(z \tan \varphi + \frac{d_w + d_h}{2} \right) \right]_0^{L_{p2}} \right. \\ &\left. + \left(\frac{1}{\left(\tan \varphi \left(\frac{d_w + d_h}{2} \right) \right) - \left(\tan \varphi \left(\frac{d_w - d_h}{2} \right) \right)} \right) \left[\ln \left(z \tan \varphi + \frac{d_w - d_h}{2} \right) \right]_0^{L_{p2}} \right) \end{aligned} \quad (\text{Eq.19})$$

$$\begin{aligned} U = \frac{F}{E\pi} &\left(\left(\frac{1}{\left(\tan \varphi \left(\frac{d_w - d_h}{2} \right) \right) - \left(\tan \varphi \left(\frac{d_w + d_h}{2} \right) \right)} \right) \left[\ln \left(L_{p2} \tan \varphi + \frac{d_w + d_h}{2} \right) - \ln \left(\frac{d_w + d_h}{2} \right) \right] \right. \\ &\left. + \left(\frac{1}{\left(\tan \varphi \left(\frac{d_w + d_h}{2} \right) \right) - \left(\tan \varphi \left(\frac{d_w - d_h}{2} \right) \right)} \right) \left[\ln \left(L_{p2} \tan \varphi + \frac{d_w - d_h}{2} \right) - \ln \left(\frac{d_w - d_h}{2} \right) \right] \right) \end{aligned} \quad (\text{Eq.20})$$

$$U = \frac{F}{E\pi} \left(\left(\frac{-1}{(d_h \tan \varphi)} \right) \left[\ln \left(L_{p2} \tan \varphi + \frac{d_w + d_h}{2} \right) - \ln \left(\frac{d_w + d_h}{2} \right) \right] \right. \\ \left. + \left(\frac{1}{(d_h \tan \varphi)} \right) \left[\ln \left(L_{p2} \tan \varphi + \frac{d_w - d_h}{2} \right) - \ln \left(\frac{d_w - d_h}{2} \right) \right] \right)$$

$$U = \frac{F}{d_h \tan \varphi E\pi} \left(\left[-\ln \left(L_{p2} \tan \varphi + \frac{d_w + d_h}{2} \right) + \ln \left(\frac{d_w + d_h}{2} \right) \right] \right. \\ \left. + \left[\ln \left(L_{p2} \tan \varphi + \frac{d_w - d_h}{2} \right) - \ln \left(\frac{d_w - d_h}{2} \right) \right] \right)$$

$$U = \frac{F}{d_h \tan \varphi E\pi} \left(\left[\ln \left(\frac{d_w + d_h}{2} \right) - \ln \left(\frac{d_w - d_h}{2} \right) \right] + \left[\ln \left(L_{p2} \tan \varphi + \frac{d_w - d_h}{2} \right) - \ln \left(L_{p2} \tan \varphi + \frac{d_w + d_h}{2} \right) \right] \right)$$

$$U = \frac{F}{d_h \tan \varphi E\pi} \left(\left[\ln \left(\frac{d_w + d_h}{d_w - d_h} \right) \right] + \left[\ln \left(\frac{L_{p2} \tan \varphi + \frac{d_w - d_h}{2}}{L_{p2} \tan \varphi + \frac{d_w + d_h}{2}} \right) \right] \right)$$

$$U = \frac{F}{d_h \tan \varphi E\pi} \left(\left[\ln \left(\frac{d_w + d_h}{d_w - d_h} \right) \right] + \left[\ln \left(\frac{2L_{p2} \tan \varphi + d_w - d_h}{2L_{p2} \tan \varphi + d_w + d_h} \right) \right] \right)$$

Cette démarche permet bien de retrouver la formulation en souplesse de la VDI 2230 (2003) reprise dans la NF25030 pour le cas d'un assemblage boulonné centré et $D_p > D_p \max$.

$$\frac{U}{F} = \frac{\ln \left(\frac{(d_w + d_h)(2L_{p2} \tan \varphi + d_w - d_h)}{(d_w - d_h)(2L_{p2} \tan \varphi + d_w + d_h)} \right)}{d_h \tan \varphi E\pi} = \delta_p$$

4 Conclusion et perspectives

L'étude présentée s'inscrit dans une démarche de dimensionnement hors plan d'assemblages boulonnés composites à matrice thermoplastique. Un travail expérimental de caractérisation des propriétés mécaniques du T700/PA66 est proposé. Ensuite, une procédure homogénéisation est proposée pour évaluer les souplesses des pièces d'un assemblage boulonné, enfin la démonstration des formules analytiques de souplesses VDI 2230 est réalisée. Ces développements analytiques et numériques sont, dans un premier temps, focalisés sur un assemblage d'aluminium 7075T6. Les résultats obtenus ont permis de valider les méthodologies proposées. Cette étude doit être complétée de manière à quantifier l'évolution de la précharge de la liaison boulonnée en fonction de la teneur en eau ou de l'évolution de la température dans le cas de stratifié T700/PA66.

Références

- [1] VDI 2230 BLATT 1, « Systematische Berechnung Hochbeanspruchter Schraubenverbindungen Zylindrische Einschraubverbindungen, VDI Richtlinien, ICS 21.060.10 ». *VDI-Gesellschaft Entwicklung Konstruktion Vertrieb, Fachberuch Konstruktion, Ausschuss Schraubenverbindungen*, Février 2003, pp 1-169, 2003.
- [2] A. KRASNOBRIZHA, P. ROZYCKI, P. COSSON, L. GORNET, « Modélisation du comportement des matériaux composites avec un modèle élastoplastique endommageable à dérivées fractionnaires ». *Comptes Rendus des JNC 19 Lyon*, 2015.
- [3] N. MOËS, M. CLOIREC, P. CARTRAUD, J.-F. REMACLE, « A computational approach to handle complex microstructure geometries ». *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 192(28), 3163-3177, 2003. [4] K. N. SHIVAKUMAR, H. JOHN, J. R. CREWS, « Bolt clampup relaxation in a Graphite/epoxy laminate ». *NASA Technical Memorandum 83268*, 32 pages, 1982.
- [4] R. HAMONOU, « Contribution à l'analyse du comportement hors plan des assemblages boulonnés ». *Thèse GeM, Ecole Centrale de Nantes-Université de Nantes*, 2016.