



HAL
open science

Méthodes de pré-dimensionnement des équipements sous pression en composite à matrice thermoplastique

Duy Tien Tran, Emmanuel Baranger, Christophe Briancon, Federica Daghia

► To cite this version:

Duy Tien Tran, Emmanuel Baranger, Christophe Briancon, Federica Daghia. Méthodes de pré-dimensionnement des équipements sous pression en composite à matrice thermoplastique. Journées Nationales sur les Composites 2017, École des Ponts ParisTech (ENPC), Jun 2017, 77455 Champs-sur-Marne, France. hal-01621594

HAL Id: hal-01621594

<https://hal.science/hal-01621594>

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.

Méthodes de pré-dimensionnement des équipements sous pression en composite à matrice thermoplastique

Preliminary sizing methods of thermoplastic matrix composite pressure vessels

Duy-Tien TRAN¹, Emmanuel BARANGER¹, Christophe BRIANÇON² et Federica DAGHIA¹

1 : Laboratoire de mécanique et technologie (LMT)
ENS Cachan, CNRS, Université Paris - Saclay
61 Avenue du Président Wilson, 94235 Cachan cedex
e-mail : duy-tien.tran@ens-paris-saclay.fr, emmanuel.baranger@ens-paris-saclay.fr et federica.daghia@ens-paris-saclay.fr

2 : Technocampus EMC2, CETIM
Allée du Chaffault, 44340 Bouguenais
e-mail : Christophe.Briancon@cetim.fr

Résumé

La fabrication des équipements sous pression (ESP) en matériaux composites à matrice thermoplastique par enroulement filaire avec système de chauffage laser a été développée par le CETIM pour proposer aux industriels des produits à grande cadence de fabrication avec des réductions de coût associées. Cet article porte sur les méthodes de calcul de l'ESP. Différents modèles sont considérés, fondés sur différentes hypothèses afin de bien comprendre le rôle des paramètres de conception (géométrie, orientation, ...). Les ESP peuvent être décomposés en deux zones utiles (la virole et le dôme) et une hypothèse d'axisymétrie (géométrie, chargement et matériau) peut être introduite. Les choix de modélisation dépendent du rapport entre l'épaisseur et le rayon ($\frac{e}{R}$). Au niveau de la virole, si ce rapport est petit ($\frac{e}{R} \leq 0.1$), on peut utiliser un modèle de plaque. Si on élimine en plus la zone d'interaction avec le dôme, on obtient un modèle de membrane en traction biaxiale. Par contre, si l'épaisseur est assez grande par rapport au rayon ($\frac{e}{R} > 0.1$), il faut le prendre en compte en adoptant un modèle 3D. Au niveau du dôme, comme de la virole, la solution de type membrane est isostatique et elle est pilotée uniquement par la forme de la génératrice. En raison de l'incompatibilité des solutions en membrane de la virole et du dôme, un modèle d'interaction entre les deux parties est mis en place afin de prendre en compte les effets de bord dans la virole.

Abstract

The manufacture of pressure vessels (ESP) in thermoplastic matrix composite materials by filament winding with the laser heating system is developed by CETIM to offer manufacturers high production rates with associated cost reductions. This article focuses on the calculation methods of ESP. Different models are considered, based on different assumptions in order to understand the role of design parameters (geometry, orientation, ...). The pressure vessel can be decomposed into two zones (the cylindrical part and the dome) and the assumption of axisymmetry (geometry, loading and material) can be introduced. The modeling choices depend on the ratio between the thickness and the radius ($\frac{e}{R}$). At the cylindrical part, if this ratio is small ($\frac{e}{R} \leq 0.1$), one can use a plate model. If in addition, one eliminates the interaction zone with the dome, a membrane model in biaxial tension is obtained. On the other hand, if the thickness is quite large compared to the radius ($\frac{e}{R} > 0.1$), a 3D model has to be taken into account. At the dome, as in the cylindrical part of the vessel, the membrane type of solution is isostatic and is controlled only by the shape of the generating line. Because of the incompatibility of membrane solutions of the cylindrical part and the dome, a model of the interaction between the two parts is set up to take into account edge effects in the cylindrical part.

Mots Clés : composites bobinés, endommagement, rupture, matrice thermoplastique, réservoir sous pression

Keywords : filament wound composites, damage, fracture, thermoplastic matrix, pressure vessel

1. Introduction

De nos jours, les équipements sous pression (ESP), en particulier les réservoirs, en matériaux composites pourraient être utilisés plus largement dans l'industrie automobile pour obtenir un bon compromis en réponse aux contraintes de poids, de cadences et de coûts imposées. Les ESP développés au CETIM (Centre technique des industries mécaniques) sont fabriqués par enroulement filaire de nappes

pré-imprégnées autour d'un liner en polymère thermodurcissable ou thermoplastique avec système de chauffage laser ([1]). L'utilisation des composites à matrice thermoplastique dans la fabrication des ESP est une nouveauté qui offre des avantages par rapport aux composites à matrice thermodurcissables traditionnels (époxy, polyester), tels que la recyclabilité et l'augmentation de résistance à l'impact, mais aussi la cadence de fabrication, qui ne nécessite pas une étape de cuisson après enroulement.

Cet article porte sur les méthodes de dimensionnement des ESP en composite à matrice thermoplastique. En effet, les enjeux industriels dans leur dimensionnement sont multiples : il s'agit non seulement de prévoir au plus juste la pression d'éclatement, mais aussi d'assurer un mode de rupture "sain", c'est-à-dire sans éjection de l'embout d'extrémité (voir la Figure 1). Il est pour cela nécessaire de bien appréhender la cinétique d'endommagement du composite dans les dômes et au contact avec les embouts ainsi que dans la zone de virole. Cependant, les méthodes de dimensionnement actuelles, qui utilisent des lois de comportement linéaires élastiques avec des critères de rupture de type Tsai Wu ou Hashin ([2], [3]), ne permettent pas de répondre pleinement à ces enjeux. Des approches de modélisation qui prennent en compte l'évolution progressive de la dégradation des structures composites doivent donc être mises en place.



Fig. 1. Mode d'éclatement a) sain et b) non sain [1]

Dans la suite, différents modèles sont étudiés sur différentes zones utiles (la virole et le dôme). L'hypothèse d'axisymétrie est introduite afin de réduire les modèles considérés. Pour la partie centrale de la virole, on peut utiliser un modèle de membrane ou un modèle 3D, dont le choix dépend du rapport entre l'épaisseur et le rayon ($\frac{e}{R}$). Au niveau du dôme, comme au niveau de la virole, la solution de type membrane est isostatique et est pilotée uniquement par la forme de la génératrice. Finalement, un modèle d'interaction entre dôme et virole est mis en place pour rétablir la compatibilité des solutions en membrane au raccordement de deux zones ainsi que pour prendre en compte les effets de bord dans la virole.

2. Modélisation de la virole

La virole du réservoir supporte des pressions internes uniformes et des chargements complexes à l'interface avec le dôme. Si la partie étudiée de la virole est assez loin de l'interface avec le dôme, c'est-à-dire la partie centrale de la virole, on peut négliger les moments et les efforts tranchants, et conserver uniquement l'effort axial (voir la Figure 2). En se basant sur le rapport entre l'épaisseur et le rayon, deux modélisations de la virole peuvent être proposées :

- si l'épaisseur est petite par rapport au rayon ($\frac{e}{R} \leq 0.1$), un modèle de plaque avec des sollicitations de membrane en traction biaxiale est mis en place ;
- sinon, il faut prendre un modèle 3D avec l'hypothèse d'axisymétrie.

2.1. Modèle de membrane

On rappelle que ce modèle est utilisé dans le cas d'un faible rapport $\frac{e}{R}$ pour modéliser la zone centrale de la virole. En se basant sur l'hypothèse d'axisymétrie et les effets de fond, les déformations de

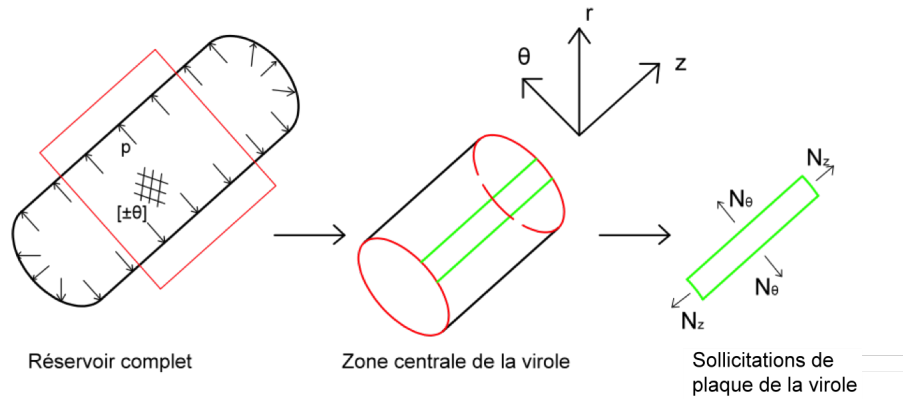


Fig. 2. Zone centrale de la virole et modèle plaque approché

courbures d'une plaque de la virole sont considérées comme nulles. On obtient donc un modèle isostatique de membrane en traction biaxiale :

$$N^T = \begin{bmatrix} N_z & N_\theta & N_{z\theta} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{pR}{2} & pR & 0 \end{bmatrix} \quad (\text{Eq. 1})$$

où, z est la direction axiale, θ est la direction circonférentielle de la virole, p est la pression interne. Dans la suite, des calculs élastiques sont effectués tout d'abord pour vérifier la valeur de l'angle d'enroulement optimal de 55° souvent trouvée dans littérature ([4], [5]). Ensuite, des calculs non-linéaires basés sur le mésomodèle du LMT sont mis en place afin de tenir compte des dégradations progressives dans la plaque ([6], [7]).

2.1.1. Comportement élastique

Pour supporter le type de chargement appliqué sur la plaque de la virole (Eq. 1), un empilement $[\pm\phi]_n$ est considéré. En utilisant l'hypothèse de la "netting analysis", c'est-à-dire que les contraintes sont reprises uniquement par la fibre, on peut obtenir la valeur optimale de $\phi = 54,74^\circ$.

Une autre façon de présenter la "netting analysis", proposée par [8], consiste à utiliser la théorie des plaques stratifiées classiques (CLPT) et supposer que la matrice de rigidité élémentaire n'a que la première composante. On retrouve qu'il existe une infinité de solutions optimales, caractérisées par différents empilements avec des taux des plis appropriés, par exemple, $[0, 90_2]_n$ ou $[90, \pm 45]_n$. En effet, l'empilement $[\pm 55]_n$ est juste un cas particulier de ce problème. De plus, une solution robuste par rapport au chargement nécessite au moins trois directions de renfort [8].

Par la suite, on continue à utiliser la CLPT pour simuler la plaque de la virole en prenant en compte le comportement élastique complet pour les plis. Le résultat est présenté dans la Figure 3.

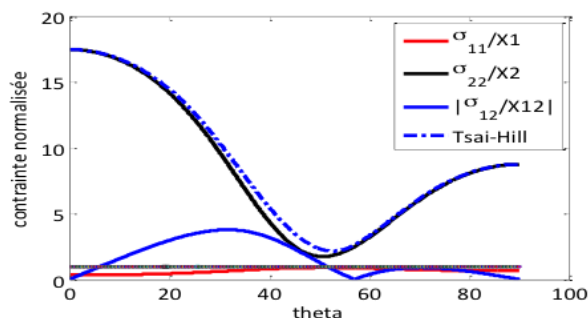


Fig. 3. Variation de contrainte normalisée en fonction de l'angle d'enroulement

On observe que le critère de rupture est toujours atteint en direction transverse (σ_{22}) avant la rupture en direction des fibres (σ_{11}). Vu que la rupture transverse n'engendre pas en général la rupture

finale, il faut considérer la redistribution des contraintes après la rupture de la matrice pour décrire correctement l'évolution du comportement de la virole jusqu'à rupture. Autrement dit, une description des dégradations progressives doit être mise en place.

2.1.2. Comportement mésomodèle

Dans cette partie, l'idée de travail est d'établir un code de calcul qui peut prévoir la pression d'éclatement ainsi que le mode de rupture de la partie centrale de la virole du réservoir dans le cas d'un faible rapport $\frac{e}{R}$ en prenant en compte les mécanismes d'endommagement du matériau composite. Ce code doit être plus rapide et moins coûteux qu'un calcul numérique par éléments finis actuellement réalisé au CETIM. Pour décrire les dégradations progressives, on utilise une approche type mésomodèle similaire à celle développée au LMT qui est construite pour les composites stratifiés en se basant sur deux hypothèses principales :

- le comportement du stratifié est décrit par le comportement du pli et de l'interface ;
- l'endommagement est constant sur l'épaisseur d'un pli (mais il peut être différent entre plis différents).

Ici, on suppose que les interfaces entre les plis sont parfaites. On s'intéresse donc seulement aux lois de comportement du pli. En utilisant l'hypothèse de contraintes planes, la densité d'énergie de déformation du matériau dégradé du pli est décrite sous la forme :

$$e_d = \frac{1}{2} \begin{bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{12} \end{bmatrix}^T \begin{bmatrix} \frac{1}{E_1^0(1-d_{11})} & -\frac{\nu_{12}}{E_1^0} & 0 \\ -\frac{\nu_{12}}{E_1^0} & \frac{1}{E_2^0(1-[\sigma_{22}]^+ d_{22})} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{G_{12}^0(1-d_{12})} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{12} \end{bmatrix} \quad (\text{Eq. 2})$$

Dans laquelle :

- E_i^0 est le module d'Young à l'état "sain" associé à la direction i .
- G_{ij}^0 et ν_{ij} sont le module de cisaillement et le coefficient de Poisson dans le plan ij .
- d_{11} , d_{22} et d_{12} sont des variables internes d'endommagement associées aux différents mécanismes d'endommagement : la rupture des fibres, la fissuration transverse et la décohésion fibre/matrice, respectivement.

- $[\sigma_{22}]^+$ est la fonction de Heaviside, soit 1 si $\sigma_{22} > 0$ et 0 sinon.

Les lois d'évolution des variables d'endommagement d_{ij} et celles des déformations plastiques ne sont pas présentées dans cet article, on peut les trouver dans les références ([6], [7]). Le code de calcul est établi sous Matlab en utilisant une méthode de points fixes pour intégrer les lois de comportement et la méthode de Newton-Raphson modifiée pour résoudre le problème non-linéaire. Quelques résultats de calcul pour l'empilement $[\pm 21, \pm 30, \pm 45, \pm 60, \pm 75, 90]$ qui est utilisé par le CETIM sont présentés dans les Figures 4 et 5.

On peut voir qu'après la dégradation matricielle du pli 21° , les contraintes sont redistribuées dans tous les plis. On observe encore des redistributions des contraintes après la dégradation par fissuration matricielle dans les autres plis. Enfin, après la rupture des fibres du pli 90° , la virole est complètement dégradée. Ce modèle est donc capable de résoudre les deux enjeux industriels du problème, qui sont de prévoir au plus juste la pression d'éclatement et le mode de rupture de la partie centrale de la virole du réservoir, dans le cas d'un faible rapport $\frac{e}{R}$.

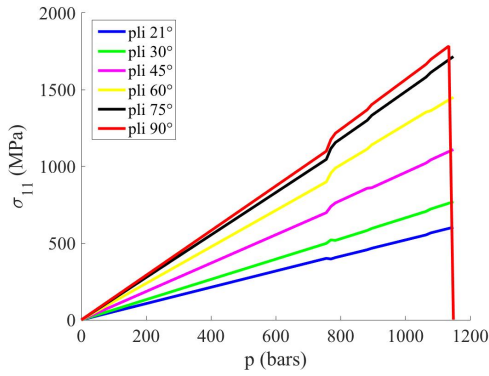


Fig. 4. Évolution des contraintes locales sens fibres en fonction de la pression

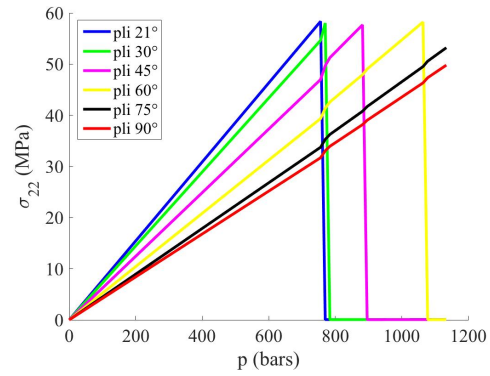


Fig. 5. Évolution des contraintes locales transverses en fonction de la pression

On remarque que ce modèle est construit en utilisant la CLPT en membrane, on obtient donc toujours le même résultat de contrainte si on change la position des plis dans la direction de l'épaisseur de la virole. Pour des ratios importantes $\frac{e}{R}$, Xia et ses collègues ([9]) ont analysé des calculs sur une coque élastique et ont montré différentes évolutions de contraintes dans un pli de même orientation à différentes positions dans l'épaisseur. Un modèle 3D est donc mis en place pour étudier et tenir compte de l'influence de l'épaisseur par rapport au rayon dans la modélisation de la zone centrale de la virole.

2.2. Modèle 3D

Ce modèle est construit en se basant sur deux hypothèses principales :

- l'hypothèse d'axisymétrie qui implique un déplacement nul dans la direction circonférentielle de la virole et l'invariance de la solution avec l'angle θ :

$$u_{\theta} = 0, \quad \frac{\partial \bullet}{\partial \theta} = 0$$

- l'hypothèse de déformations planes généralisées considérant la déformation radiale de la virole constante dans tous les plis :

$$\varepsilon_{zz} = const, \quad \varepsilon_{iz} = 0 (i = r, \theta)$$

On peut donc se ramener à une simulation 1D, où la solution dépend de la coordonnée radiale r . En raison de l'écriture complexe des conditions de continuité entre les plis dans la solution exacte, une méthode des éléments finis est utilisée pour trouver une solution approchée acceptable. Les lois de comportement du mésomodèle sont également mises en place afin de tenir compte des dégradations progressives. Les calculs simples des empilements $[0]_n$, $[90]_n$ et $[\pm 45]_n$ montrent des résultats similaires avec le modèle de plaque dans le cas d'un faible rapport e/R . Par contre, plus ce rapport est grand, plus les résultats sont différents. Un exemple, pour l'empilement de CETIM "distribué" $[90, \pm 21, \pm 30, \pm 45, \pm 60, \pm 75, 90]$, est présenté dans les Figures 6 et 7. La Figure 6 montre la distribution des contraintes locales sens fibres selon la direction de l'épaisseur de la virole correspondante à la valeur de la pression de 700 bars. On observe une petite variation de contrainte dans chaque pli. Par contre, la contrainte dans les deux plis 90° est très différente. Plus le pli est proche du côté intérieur de la virole, plus la contrainte est importante (voir la Figure 7). La rupture finale est donc générée par la rupture du pli 90° à l'intérieur du réservoir.

3. Modélisation du dôme

Le dôme est une partie plus complexe que la virole du réservoir en raison de sa forme, de l'angle d'enroulement non constant et de l'épaisseur non constante. La géométrie simplifiée et les notations

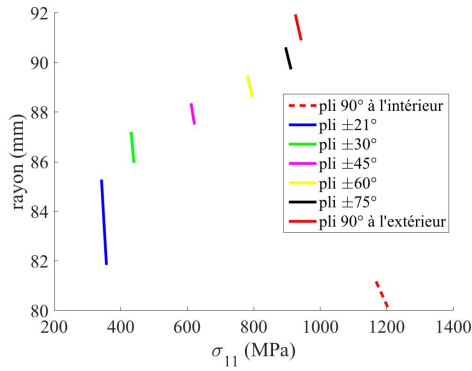


Fig. 6. Distribution des contraintes locales sens fibres ($p = 700$ bars)

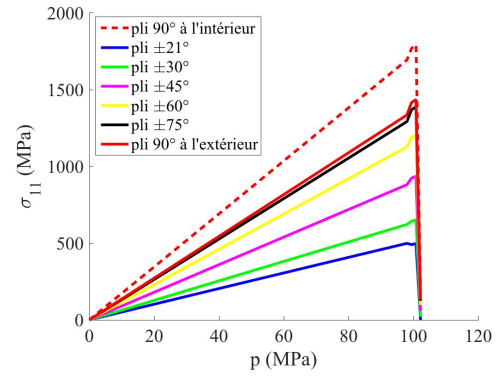


Fig. 7. Évolution des contraintes locales sens fibres en fonction de la pression

utilisées pour le dôme sont présentées dans la Figure 8. Ici, R_φ et R_θ sont les rayons de courbure dans la direction méridienne et parallèle au point P quelconque, respectivement. Ces rayons sont mesurés le long de la normale à la surface en ce point.

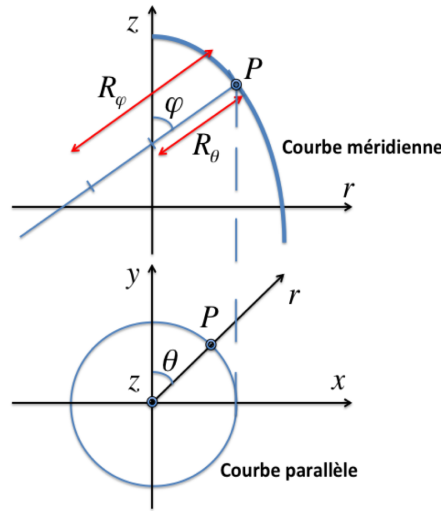


Fig. 8. Géométrie simplifiée et notations pour le dôme du réservoir

En utilisant l'hypothèse d'un faible rapport entre l'épaisseur du dôme et ses rayons de courbure R_φ , R_θ , on peut prendre dans un premier temps un modèle de type membrane pour décrire sa réponse mécanique. Ce modèle est isostatique. La solution de membrane (voir l'Eq. 3) est donc déterminée exclusivement à partir de considérations d'équilibre.

$$N_\varphi = \frac{pR_\theta}{2} \quad , \quad N_\theta = \frac{pR_\theta}{2} \left(2 - \frac{R_\theta}{R_\varphi} \right) \quad (\text{Eq. 3})$$

On remarque que cette solution est de la même forme que la solution de plaque de la virole (Eq. 1) en remplaçant $R_\varphi = \infty$ et $R_\theta = R$. En effet, le code de plaque construit dans la Section 2.1.2 peut être réutilisé pour calculer les déplacements et les déformations en membrane du dôme en connaissant sa géométrie.

Par contre, au raccordement du dôme et de la virole, la valeur du rayon de courbure R_φ est en général discontinu, ce qui se traduit par la discontinuité de résultante N_θ . On obtient donc également une discontinuité du déplacement radial à l'interface entre deux zones. En raison de la compatibilité cinématique, une contribution de type flexion doit être introduite pour rééquilibrer ce problème et corriger la solution de membrane de la virole présentée au-dessus.

4. Modèle d'interaction entre dôme - virole

Les déformations en membrane sont calculées à partir des résultantes sous la forme :

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_\varphi \\ \varepsilon_\theta \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A_{\varphi\varphi} & A_{\varphi\theta} \\ A_{\varphi\theta} & A_{\theta\theta} \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} N_\varphi \\ N_\theta \end{bmatrix} \quad (\text{Eq. 4})$$

où, A_{ij} sont les composantes de la matrice de rigidité au sens plaques \underline{A} .

Le déplacement radial est donc :

$$u_r = \varepsilon_\theta R_\theta = \frac{R_\theta (-A_{\varphi\theta} N_\varphi + A_{\varphi\varphi} N_\theta)}{A_{\varphi\varphi} A_{\theta\theta} - A_{\varphi\theta}^2} \quad (\text{Eq. 5})$$

En remplaçant les Eq. 3 et Eq. 5 avec $R_\theta = R$, $R_\varphi = \infty$ pour la virole et $R_\theta = R$, $R_\varphi = R_{\varphi,d}$ pour le dôme, en supposant le même empilement de deux côtés, on obtient la différence de déplacement radial entre le dôme et la virole :

$$u_{r,d} - u_{r,v} = -\frac{A_{\varphi\varphi} R^2}{A_{\varphi\varphi} A_{\theta\theta} - A_{\varphi\theta}^2} \frac{p}{2} \frac{R}{R_{\varphi,d}} = -\frac{p}{2\beta} \frac{R}{R_{\varphi,d}} \quad (\text{Eq. 6})$$

où, le terme $\beta = \frac{A_{\varphi\varphi} A_{\theta\theta} - A_{\varphi\theta}^2}{A_{\varphi\varphi} R^2}$ est lié à la rigidité de membrane de la virole.

Pour rétablir la compatibilité cinématique, on impose deux forces et deux moments équilibrés au raccordement entre les deux zones. La théorie de poutre sur fondation élastique est utilisée pour résoudre ce problème. On obtient la solution de flexion qu'il faut ajouter aux résultantes et déplacements de membrane de la virole comme dans les Eq. 7 et Eq. 8.

$$M(z) = -\frac{p}{8\alpha^2} \frac{R}{R_{\varphi,d}} e^{-\alpha z} \sin(\alpha z) \quad (\text{Eq. 7})$$

$$u_r(z) = -\frac{p}{4\beta} \frac{R}{R_{\varphi,d}} e^{-\alpha z} \cos(\alpha z) \quad (\text{Eq. 8})$$

Ici, le terme $\alpha = \sqrt[4]{\frac{\beta}{4D_{\varphi\varphi}}}$ est lié au rapport entre les rigidités de membrane β et de flexion $D_{\varphi\varphi}$. On voit que l'amplitude de cette solution est gouvernée par le rayon du dôme ($R_{\varphi,d}$) et par la rigidité de membrane β tandis que sa longueur de pénétration est liée au terme α qui est gouverné uniquement par le rapport des rigidités en membrane et en flexion de la coque. Plus la rigidité de membrane de la virole est grande, plus cette solution est petite.

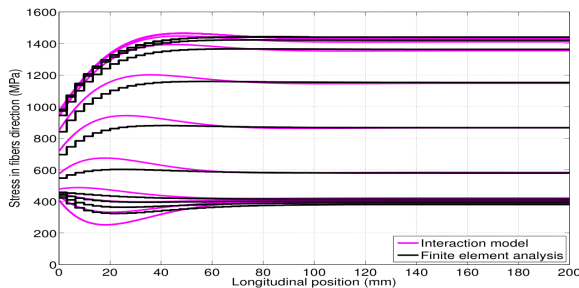


Fig. 9. Contraintes locales sens fibres en fonction de la longueur de la virole

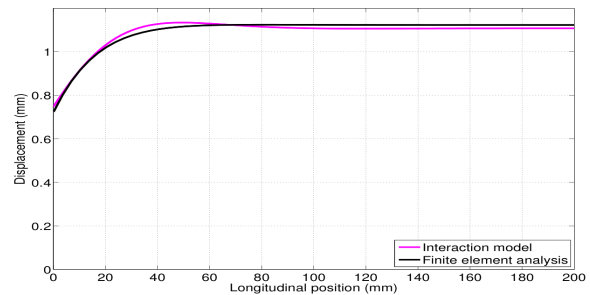


Fig. 10. Déplacement radial en fonction de la longueur de la virole

Les Figures 9 et 10 présentent des résultats de ce modèle et les comparent avec un calcul complet par éléments finis effectué par le CETIM. On observe une contribution importante des effets de flexion sur les contraintes ainsi que le déplacement radial de la virole dans la partie proche du dôme (de 0 jusqu'à 60 mm de longueur). Par contre, elles sont presque nulles dans la partie centrale de la virole.

5. Conclusions

Cette étude présente des méthodes de pré-dimensionnement pour les équipements sous pression (ESP) en composite à matrice thermoplastique. L'objectif de travail est de construire des modèles qui peuvent prévoir la pression d'éclatement ainsi que le mode de rupture dans les ESP. Différents modèles sont considérés, fondés sur des différentes hypothèses afin de bien comprendre le rôle des paramètres de conception (géométrie, orientation, ...).

Pour la zone centrale de la virole, deux modèles qui sont le modèle de membrane et le modèle 3D ont été étudiés pour prévoir la pression d'éclatement ainsi que le mode de rupture dans le différent cas du rapport de $\frac{e}{R}$. Le modèle de membrane a été construit pour le cas d'un faible rapport $\frac{e}{R}$ en tenant compte l'évolution progressive de la dégradation de la virole du réservoir. Par contre, afin de prendre en compte l'influence de l'épaisseur par rapport au rayon dans sa modélisation, le modèle 3D est utilisé. Les résultats de calcul montrent que le code de plaque est encore valable dans le cas de grand rapport $\frac{e}{R}$ ($\frac{e}{R} > 0.1$ mais pas trop grand).

Au niveau du dôme du réservoir, on peut réutiliser le code de plaque au-dessus pour calculer ses déformations ainsi que ses déplacements de membrane en considérant sa géométrie. Il faut remarquer que l'épaisseur et l'angle d'enroulement du dôme sont non constants. Ils portent des difficultés de simulation de la géométrie réelle du dôme.

Finalement, un modèle d'interaction dôme - virole a été étudié pour rétablir la compatibilité cinématique à l'interface entre deux zones. La théorie de poutre sur fondation élastique est utilisée pour résoudre ce problème. Des comparaisons avec des calculs complets par éléments finis sont menées et permettent de valider cette approche.

En bref, ces modèles peuvent proposer des solutions efficaces de simulation pour dimensionner des équipements sous pression (ESP) pour les industriels en général et pour le CETIM en particulier. L'avantage de ces méthodes simplifiées, outre leur rapidité dans un contexte de pré-dimensionnement, est d'amener une meilleure compréhension du rôle de chacun des paramètres de conception (forme du dôme, orientations et séquences d'empilement des plis, ...) dans la définition de l'état mécanique de l'ESP.

Références

- [1] Berro Ramirez J. P., "Caractérisation et modélisation de l'endommagement des composites bobinés. Application à la prédiction de l'éclatement des réservoirs bobinés hyperbares", Thèse ENSMA Poitiers, 2013.
- [2] Hashin Z. et Rotem A., "A fatigue failure criterion for fiber reinforced materials", J. Composite Materials, Vol. 7, 1973, p. 448-464.
- [3] Rouby D., "Composite unidirectionnel. Contrainte ultime sous autres sollicitations", Micromécanique des composites, 2005
- [4] Parnas L. et Katirci N., "Design of fiber-reinforced composite pressure vessels under various loading conditions", Composite Structures 58, 2002, p. 83-95.
- [5] Onder A., Sayman O., Dogan T. et Tarakcioglu N., "Burst failure load of composite pressure vessels", Composite Structures 89, 2009, p. 159-166.
- [6] Ladevèze P. et Le Dantec E., "Damage modelling of the elementary ply for laminated composites", Composites Science and Technology 43 (1992) 257-267.
- [7] Lubineau G. et Ladevèze P., "Construction of a micromechanics-based intralaminar mesomodel, and illustrations in ABAQUS/Standard", Computational Materials Science 43 (2008) 137-145.

- [8] Verchery G., "The netting analysis as a limit case of the laminated structure theory", 2013.
- [9] Xia M., Kemmochi K. et Takayanagi H., "Analysis of filament-wound fiber-reinforced sandwich pipe under combined internal pressure and thermomechanical loading", p. 273-283, Composite Structures 51, 2001.