

## Elément fini solide-coque prismatique pour la simulation de la consolidation des composites thermoplastiques

### *A prismatic solid-shell finite element for the simulation of the consolidation of thermoplastic composites*

H. Xiong, E. Guzman Maldonado, N. Hamila, P.Boisse

INSA-Lyon, LAMCOS (UMR 5259 CNRS)  
27, Avenue Jean Capelle, 69621 Villeurbanne  
e-mail : [philippe.boisse@insa-lyon.fr](mailto:philippe.boisse@insa-lyon.fr)

#### Résumé

Un élément fini de coque solide prismatique est développé. Il est destiné à l'analyse des coques minces ou épaisses pendant le procédé de mise en forme et la phase de consolidation. Pour réaliser correctement la simulation de cette étape, l'élément proposé fournit un calcul précis de la contrainte/déformation à travers l'épaisseur. La rigidité à la flexion de l'élément est basée sur la formulation d'un élément de plaque DKT qui conduit à une bonne efficacité numérique. Un degré de liberté supplémentaire au centre de l'élément, permet à la fois, l'utilisation d'une loi constitutive 3D complète, d'éviter le blocage de l'épaisseur et une variation de la contrainte normale de l'épaisseur qui permet de vérifier les conditions limites de chargement sur les surfaces supérieure et inférieure. Ceci est très important pour la simulation de procédé et en particulier pour la consolidation.

#### Abstract

A prismatic solid-shell is proposed for composite forming simulation. The finite element is intended to thin/thick shells during forming and consolidation stages. To correctly perform the simulation of this step, the proposed element provides an accurate calculation of stress/strain through the thickness. The bending stiffness of the element is based on the formulation of a DKT plate element which leads to good numerical efficiency. An additional degree of freedom at the center of the element, allows at the same time, the use of a complete 3D constitutive law, to avoid the thickness locking and a variation of the normal stress in the thickness which makes it possible to check the load boundary conditions on the upper and lower surfaces. This is very important for process simulation, and in particular for consolidation.

**Mots Clés :** solide-coque, contrainte normale, Kirchhoff discret

**Keywords :** solid-shell, normal stress, discrete Kirchhoff

### 1. Introduction

Dans le procédé de thermoformage des préimprégnés thermoplastiques, il est important de consolider le composite, c'est-à-dire d'éliminer les vides qui apparaissent pendant le procédé lorsque le préimprégné est chauffé. Pour cela, une pression est appliquée pendant un certain temps à une température donnée. La Fig.1 montre un préimprégné pendant la phase de mise en forme (avec environ 10% de vide) et après consolidation (pas de vide visible). Pour produire un composite de bonne qualité, cette phase est essentielle. A partir de l'état de contraintes et de la température appliquée pendant un intervalle de temps, le 'degré de contact intime' peut être calculé par exemple au sens de Lee et Springer [1]. Ce " degré de contact intime " est égal à 1 lorsque le préimprégné est consolidé (aucun vide).

La contrainte transverse  $\sigma_{33}$  joue un rôle majeur dans le phénomène de consolidation. Dans le cadre d'une simulation où les plis de préimprégnés sont modélisés par des coques, les approches de type solide-coque permettent de calculer des contraintes normales à la pièce. L'objectif du présent travail est de présenter un élément fini de type solide-coque efficace, avec une bonne précision de calcul de

la contrainte transverse et qui vérifie les conditions aux limites en effort sur les deux peaux de la coque. Il sera utilisé pour la simulation de la mise en forme et pour celle de la phase de consolidation afin de déterminer les conditions de procédé qui conduisent à une bonne consolidation.

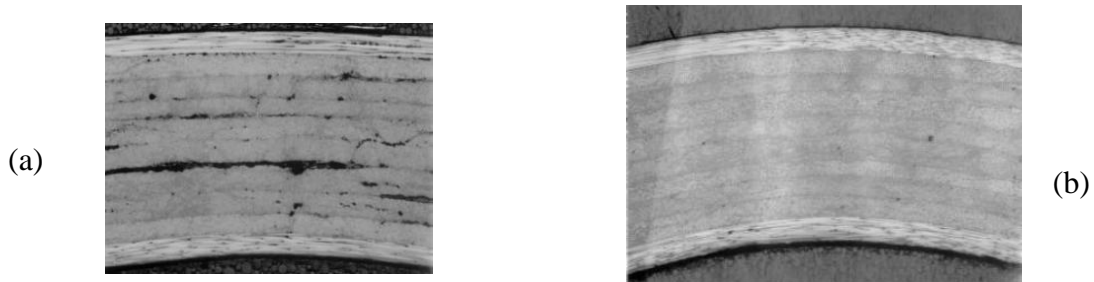


Fig. 1. Préimprégné (a) en cours de mise en forme (b) après consolidation

Les solide-coques sont des éléments 3D qui n'ont que des degrés de liberté de translation, mais ont une précision de flexion équivalente à celle des éléments de la coque lorsque la structure est mince. De plus, les éléments solide-coques ont d'autres avantages : la prise en compte efficace du contact (par exemple avec un outil) directement sur les surfaces externes, une loi constitutive 3D alors que les éléments finis de coques sont généralement dans un état de contraintes planes.

L'élément fini à coque-solide proposé dans ce travail est un prisme à 6 noeuds c'est-à-dire 18 degrés de liberté de translation auxquels s'ajoute un degré de liberté de translation selon l'épaisseur au centre de l'élément pour améliorer le comportement à travers l'épaisseur. L'élément utilise la formulation de l'élément de coque DKT6 pour la flexion [2,3]. Il en résulte une bonne efficacité en flexion. Le prisme développé appartient à la famille des éléments Kirchhoff discrets. Cette approche implique des déformations de cisaillements transverses nuls. Néanmoins, les déformations de cisaillements transverses sont calculées pour stabiliser des modes à énergie nulle en cisaillement transverse qui peuvent se développer dans le prisme. Un ddl supplémentaire (déplacement le long de la normale au centre de l'élément) permet à la fois d'utiliser les lois constitutives 3D, d'éviter le verrouillage de l'épaisseur et de vérifier les conditions aux limites des efforts sur les bords supérieur et inférieur de l'élément. Une présentation plus détaillée de l'élément est réalisée dans [4].

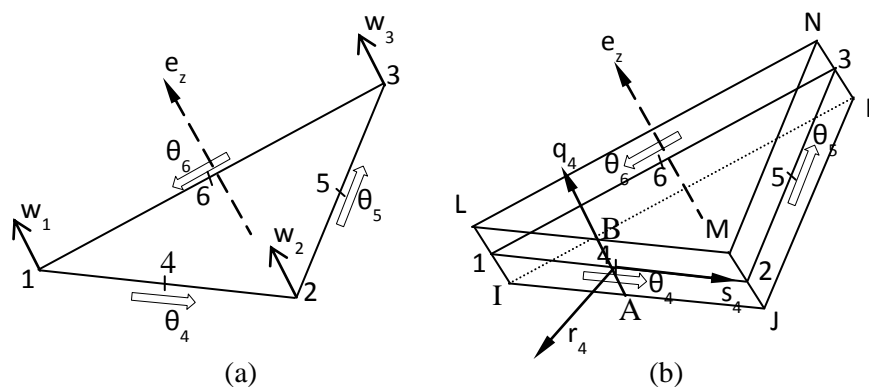


Fig. 2 (a) Élément fini de la plaque DKT6, (b) élément prismatique de coque-solide

## 2. Interpolations des déformations de l'élément prismatique.

### 2.1 Élément fini de Kirchhoff discret DKT6

La rigidité en flexion correspondant aux modes de flexion est basée sur la cinématique de l'élément de plaque de Kirchhoff DKT6 [2,3]. La matrice de rigidité de cet élément coïncide avec celle de l'élément de plaque triangulaire Morley [5]. Les degrés de liberté de l'élément sont trois déplacements normaux aux sommets 1, 2, 3 et trois rotations aux noeuds centraux 4, 5, 6. (Fig. 2). Le déplacement normal est linéairement interpolé :

$$w = N_1 w_1 + N_2 w_2 + N_3 w_3 \quad (\text{Eq. 1})$$

$$\text{où} \quad N_1 = 1 - \xi - \eta \quad N_2 = \xi \quad N_3 = \eta \quad (\text{Eq. 2})$$

$\xi, \eta, \zeta$  sont les coordonnées de l'élément de référence. Les composantes des rotations aux noeuds  $k=4, 5, 6$  situés au milieu des côtés sont interpolées par :

$$\theta_x = \sum_{k=4,5,6} N_k \theta_{xk} \quad \theta_y = \sum_{k=4,5,6} N_k \theta_{yk} \quad (\text{Eq. 3})$$

$\theta_{xk}$  et  $\theta_{yk}$  sont les composantes de la rotation au noeud  $k$  dans le cadre cartésien  $e_x, e_y$ . dans le plan médian de l'élément. Les fonctions d'interpolation  $N_k$  sont telles que :

$$N_4 = 1 - 2N_3 \quad N_5 = 1 - 2N_1 \quad N_6 = 1 - 2N_2 \quad (\text{Eq. 4})$$

Notant  $\theta_{sk}$  et  $\theta_{nk}$  les composantes de la rotation au noeud  $k$  dans la direction du côté  $k$  et sur la normale perpendiculaire au côté (Fig. 2), des hypothèses de Kirchhoff discrètes sur les déplacements normaux (notés  $w_i$  et  $w_j$ ) des deux extrémités du côté  $k$  de la longueur  $L_k$  :

$$\theta_{nk} = \frac{w_i - w_j}{L_k} \quad (\text{Eq. 5})$$

Ceci réduit les degrés de liberté de rotation des composants le long des côtés  $\theta_{s4}, \theta_{s5}, \theta_{s6}$  qui sont notés  $\theta_4, \theta_5, \theta_6$  (Fig. 2).

Les courbures :

$$\boldsymbol{\chi} = [\chi_{xx}, \chi_{yy}, \chi_{xy}]^T = \left[ -\frac{\partial \theta_x}{\partial x}, -\frac{\partial \theta_y}{\partial y}, -\left( \frac{\partial \theta_y}{\partial x} + \frac{\partial \theta_x}{\partial y} \right) \right]^T \quad (\text{Eq. 6})$$

sont interpolées à l'aide des (Eq.2) et (Eq.4). Les dérivées de la fonction d'interpolation  $N_k$  sont constantes. Par conséquent, la courbure est constante sur l'élément. Présentation de  $s_k$  et  $c_k$  les directeurs cosinus sur le côté  $k$  de la longueur  $L_k$ ,

$$[\chi] = \frac{1}{A} \begin{bmatrix} s_4 L_4 & 0 & s_5 L_5 & 0 & s_6 L_6 & 0 \\ 0 & -c_4 L_4 & 0 & -c_5 L_5 & 0 & -c_6 L_6 \\ -c_4 L_4 & s_4 L_4 & -c_5 L_5 & s_5 L_5 & -c_6 L_6 & s_6 L_6 \end{bmatrix} [\theta_e] \quad (\text{Eq. 7})$$

Où  $[\theta_e] = [\theta_{x4}, \theta_{y4}, \theta_{x5}, \theta_{y5}, \theta_{x6}, \theta_{y6}]^T$  et A est l'aire du triangle 1,2,3. Dans le repère des cotés:

$$[\chi] = \frac{1}{A} \begin{bmatrix} s_k c_k L_k & & & s_k^2 L_k & & \\ \dots & -s_k c_k L_k & & \dots & c_k^2 L_k & \dots \\ -c_k^2 L_k + s_k^2 L_k & & & -2s_k c_k L_k & & \end{bmatrix} [\theta_s] \quad (\text{Eq. 8})$$

avec  $[\theta_s] = [\theta_{n4}, \theta_{n5}, \theta_{n6}, \theta_4, \theta_5, \theta_6]^T$ .

Les composantes  $\theta_{nk}$  sont reliées aux déplacements normaux  $w_i$  par les conditions discrètes de Kirchhoff (Eq. 5), l'interpolation des courbures est de la forme :

$$[\chi] = [\mathbf{B}_\theta] \begin{bmatrix} \theta_4 \\ \theta_5 \\ \theta_6 \end{bmatrix} + [\mathbf{B}_w] \begin{bmatrix} w_1 \\ w_2 \\ w_3 \end{bmatrix} \quad (\text{Eq. 9})$$

avec

$$[\mathbf{B}_\theta] = \frac{1}{A} \begin{bmatrix} s_4^2 L_4 & s_5^2 L_5 & s_6^2 L_6 \\ c_4^2 L_4 & c_5^2 L_5 & c_6^2 L_6 \\ -2c_4 s_4 L_4 & -2c_5 s_5 L_5 & -2c_6 s_6 L_6 \end{bmatrix} \quad (\text{Eq. 10})$$

$$[\mathbf{B}_w] = \frac{1}{A} \begin{bmatrix} c_4 s_4 - c_6 s_6 & c_5 s_5 - c_4 s_4 & c_6 s_6 - c_5 s_5 \\ c_6 s_6 - c_4 s_4 & c_4 s_4 - c_5 s_5 & c_5 s_5 - c_6 s_6 \\ -c_4^2 + s_4^2 + c_6^2 - s_6^2 & -c_5^2 + s_5^2 + c_4^2 - s_4^2 & c_5^2 - s_5^2 - c_6^2 + s_6^2 \end{bmatrix} \quad (\text{Eq. 11})$$

## 2.2 Liaison du triangle DKT6 à l'élément prismatique

L'élément proposé dans ce document est un prisme. Pour la flexion, il est basé sur l'élément DKT6 décrit ci-dessus. Mais les noeuds (I, J, K, L, M, M, N) sont aux sommets du prisme (Fig. 2). Les courbures (Eq. 13) doivent être exprimées en fonction des déplacements de (I, J, K, L, M, N). Les déplacements normaux aux nœuds du DKT6 sont directement liés aux déplacements des nœuds verticaux du prisme.

$$w_1 = \frac{w_I + w_L}{2}; \quad w_2 = \frac{w_J + w_M}{2}; \quad w_3 = \frac{w_K + w_N}{2} \quad (\text{Eq. 12})$$

A base change of  $\mathbf{B}_w$  (Eq. 15) gives that interpolates the part of the curvature function of the normal displacements in function of the 18 nodal displacements of the prism

Un changement de base de  $\mathbf{B}_w$  (Eq. 11) donne  $\bar{\mathbf{B}}_w$  qui interpole la partie de la courbure fonction de des déplacements normaux en fonction des 18 déplacements nodaux du prisme  $[\mathbf{U}_e]$ .

$$[\mathbf{U}_e] = [\mathbf{U}_{XI}, \mathbf{U}_{YI}, \mathbf{U}_{ZI}, \mathbf{U}_{XJ}, \mathbf{U}_{YJ}, \dots, \mathbf{U}_{ZN}]^T \quad (\text{Eq. 13})$$

Les rotations  $\theta_4, \theta_5, \theta_6$  autour des trois côtés du triangle doivent être exprimées en fonction des déplacements nodaux du prisme  $[\mathbf{U}_e]$ . Considérons le nœud 4. Deux points A et B sont situés au milieu des bords IJ et LM (Fig. 2). Une base locale est définie au nœud 4.  $s_4, q_4$  sont les vecteurs unitaires le long de I-2 et A-B respectivement.  $r_4$  complète le repère orthonormé. Les composantes de  $s_4, q_4, r_4$  dans le système global donnent la rotation  $\mathbf{R}_4$  qui relie les déplacements et les coordonnées du nœud I dans le système local (4) et global.

$$\begin{bmatrix} u_1^{(4)} \\ v_1^{(4)} \\ w_1^{(4)} \end{bmatrix} = [\mathbf{R}_4] \begin{bmatrix} U_{XI} \\ U_{YI} \\ U_{ZI} \end{bmatrix} \quad \begin{bmatrix} s_1^{(4)} \\ q_1^{(4)} \\ r_1^{(4)} \end{bmatrix} = [\mathbf{R}_4] \begin{bmatrix} X_I \\ Y_I \\ Z_I \end{bmatrix} \quad (\text{Eq. 13})$$

Les expressions sont similaires pour les nœuds J, M, L.

$\theta_4$  est la dérivée de la composante de déplacement  $w$  par rapport à  $q_4$ . Dans la face IJLM,  $w$  est interpolé par  $\xi$  et  $\eta$  les coordonnées naturelles dans le quadrilatère IJML :

$$w = \frac{1}{4}(1-\xi)(1-\eta)w_i^{(4)} + \frac{1}{4}(1+\xi)(1-\eta)w_j^{(4)} + \frac{1}{4}(1+\xi)(1+\eta)w_m^{(4)} + \frac{1}{4}(1-\xi)(1+\eta)w_l^{(4)} \quad (\text{Eq. 14})$$

Les dérivées de  $w$  par rapport à  $\xi$  et  $\eta$  au nœud 4 sont liées aux déplacements nodaux :

$$\begin{Bmatrix} w_{,\xi} \\ w_{,\eta} \end{Bmatrix}_{(0,0)} = \frac{1}{4} \begin{bmatrix} -1 & 1 & 1 & -1 \\ -1 & -1 & 1 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} w_i^{(4)} \\ w_j^{(4)} \\ w_m^{(4)} \\ w_l^{(4)} \end{bmatrix}, \quad \text{avec} \quad \begin{Bmatrix} w_{,\xi} \\ w_{,\eta} \end{Bmatrix}_{(0,0)} = [\mathbf{J}_0] \begin{Bmatrix} w_{,s_4} \\ w_{,q_4} \end{Bmatrix}_{(0,0)} \quad (\text{Eq. 15})$$

Et donc,

$$\theta_4 = w_{,q_4} = \frac{1}{2A_4} \begin{bmatrix} s_L^{(4)} - s_J^{(4)} & s_I^{(4)} - s_M^{(4)} & s_J^{(4)} - s_L^{(4)} & s_M^{(4)} - s_I^{(4)} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} w_i^{(4)} \\ w_j^{(4)} \\ w_m^{(4)} \\ w_l^{(4)} \end{bmatrix} \quad (\text{Eq. 15})$$

$A_4$  est la surface de la face IJML (en considérant les coordonnées  $r_4$  nulles).

$$A_4 = \left( (s_m^{(4)} - s_i^{(4)})(q_l^{(4)} - q_j^{(4)}) + (q_m^{(4)} - q_i^{(4)})(s_j^{(4)} - s_l^{(4)}) \right) / 2 \quad (\text{Eq. 15})$$

Notant  $P_4 = \frac{s_L^{(4)} - s_J^{(4)}}{2A_4}$  et  $Q_4 = \frac{s_I^{(4)} - s_M^{(4)}}{2A_4}$  et compte tenu de (Eq. 13) :

$$\theta_4 = P_4 \begin{bmatrix} r_{4x} & r_{4y} & r_{4z} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} U_{XI} \\ U_{YI} \\ U_{ZI} \end{bmatrix} + Q_4 \begin{bmatrix} r_{4x} & r_{4y} & r_{4z} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} U_{XJ} \\ U_{YJ} \\ U_{ZJ} \end{bmatrix} - Q_4 \begin{bmatrix} r_{4x} & r_{4y} & r_{4z} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} U_{XM} \\ U_{YM} \\ U_{ZM} \end{bmatrix} - P_4 \begin{bmatrix} r_{4x} & r_{4y} & r_{4z} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} U_{XL} \\ U_{YL} \\ U_{ZL} \end{bmatrix} \quad (\text{Eq. 16})$$

Les rotations  $\theta_5, \theta_6$  sont exprimées de la même manière en fonction des déplacements nodaux du prisme, ce qui donne l'expression des rotations du DKT en fonction des déplacements nodaux du prisme :

$$\begin{bmatrix} \theta_4 \\ \theta_5 \\ \theta_6 \end{bmatrix} = [\mathbf{T}][\mathbf{U}_e] \quad (\text{Eq. 16})$$

Les courbures sont interpolées en fonction des déplacements nodaux du prisme.

$$[\chi] = ([\mathbf{B}_\theta][\mathbf{T}] + [\bar{\mathbf{B}}_w])[\mathbf{U}_e] = [\bar{\mathbf{B}}_b][\mathbf{U}_e] \quad (\text{Eq. 17})$$

### 2.3 Stabilisation du cisaillement transverse

La prise en compte des 6x3 ddl du prisme et des rigidités apportées par le DKT, la membrane et le pincement, il existe deux modes de déformation qui sont à énergie nulle. Pour éviter le développement de ces modes, malgré l'utilisation de l'approche DKT, les déformations transversales en cisaillement sont calculées à partir des déplacements de nœuds et des forces de stabilisation internes sont calculées. Cette approche ne nécessite pas de paramètre de stabilisation.

Le calcul de la déformation en cisaillement transversal est basé sur l'approche présentée dans [6] pour un élément de coque à trois nœuds de Mindlin. Il s'agit d'une méthode « assumed strain » [7].

Les déformations de cisaillement transverses dans l'élément sont interpolées à partir des valeurs nodales des cisaillements transverses. Celles-ci sont obtenues en considérant le cisaillement transverse le long des cotés constant et égales à la valeur au centre du côté [6].

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_{13} \\ \varepsilon_{23} \end{bmatrix} = \sum_{i=1}^3 N^i(\xi, \eta) \begin{bmatrix} \varepsilon_{13}^i \\ \varepsilon_{23}^i \end{bmatrix} \quad (\text{Eq. 18})$$

### 2.4 Déformation dans l'épaisseur

La déformation à travers l'épaisseur est une fonctionnalité importante des éléments de coque-solides qui permet d'analyser les phénomènes liés à la variation de l'épaisseur.

$$w_{,z} = \left[ [\mathbf{b}_z]^T + [\gamma_1]^T h_{1,z} + [\gamma_2]^T h_{2,z} \right] [\mathbf{U}_{ze}] = \varepsilon_{zz}^0 + q_{zz} \quad (\text{Eq. 19})$$

$$\begin{bmatrix} [\mathbf{b}_x]^T \\ [\mathbf{b}_y]^T \\ [\mathbf{b}_z]^T \end{bmatrix} = [\mathbf{J}_0^{-1}] \begin{bmatrix} [\mathbf{N}_{,\xi}]^T \\ [\mathbf{N}_{,\eta}]^T \\ [\mathbf{N}_{,\zeta}]^T \end{bmatrix} \quad (\text{Eq. 20})$$

Ne considérer que le terme  $\varepsilon_{zz}^0$  dans (Eq.19) correspond à une intégration réduite.  $q_{zz}$  permet de stabiliser les modes à énergie nulle [8].

Si un comportement mécanique 3D est utilisé, un élément basé sur les équations ci-dessus conduit à un verrouillage dans l'épaisseur. Cette difficulté est due au couplage par le coefficient de Poisson des réponses dans le plan aux contraintes normales transversales. Lorsque l'élément est dans un état de flexion pure, la déformation normale dans l'épaisseur doit être égale à zéro. Mais les termes de

flexion conduisent à une contrainte normale parasite lorsque  $z$  est différent de zéro. Ce phénomène de blocage peut être surmonté en découplant la flexion et la déformation normale dans l'épaisseur en modifiant la loi de comportement tridimensionnelle [9]. Cependant, cette approche peut entraîner des difficultés dans le cas de matériaux non linéaires [9]. Différentes approches ont été proposées pour surmonter le blocage de l'épaisseur. La méthode proposée ici vise d'une part à conserver la loi constitutive 3D complète et d'autre part à avoir une distribution linéaire de la contrainte normale et donc à pouvoir vérifier les conditions aux limites de contrainte sur la taille supérieure et inférieure du prisme.

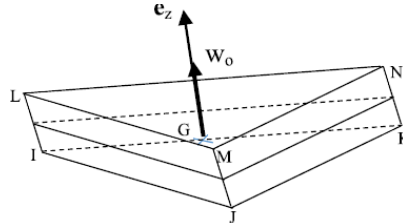


Fig. 3. Degré de liberté supplémentaire dans la direction  $e_z$  au centre de l'élément

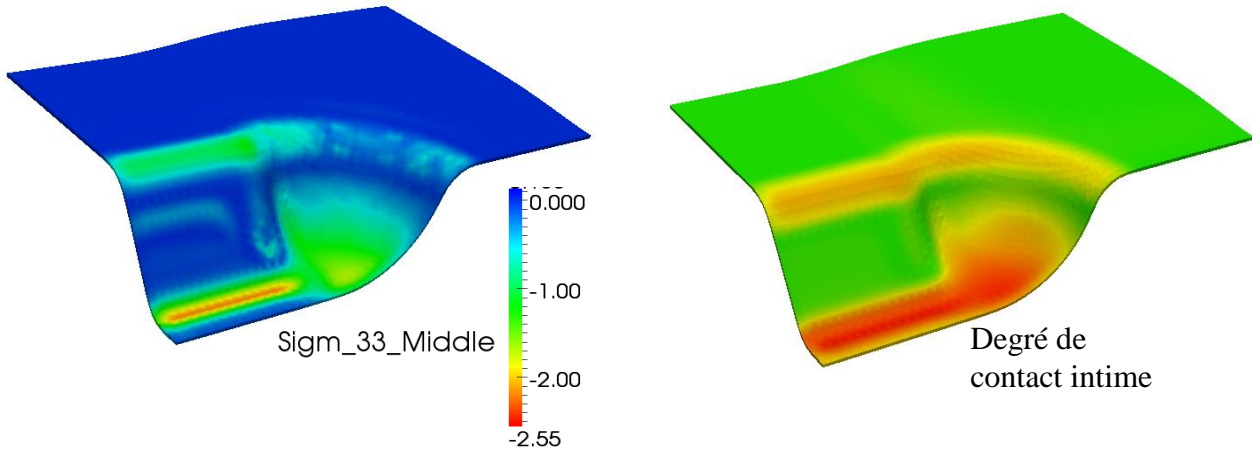
La déformation normale dans l'épaisseur devient:

$$\varepsilon_{zz} = \frac{1}{h}(w^+ - w^-) + \frac{4z}{h^2}(w^+ + w^- - 2w_o) = \frac{1}{h}(w^+ - w^- - 4\zeta w_o^*) \quad (\text{Eq. 21})$$

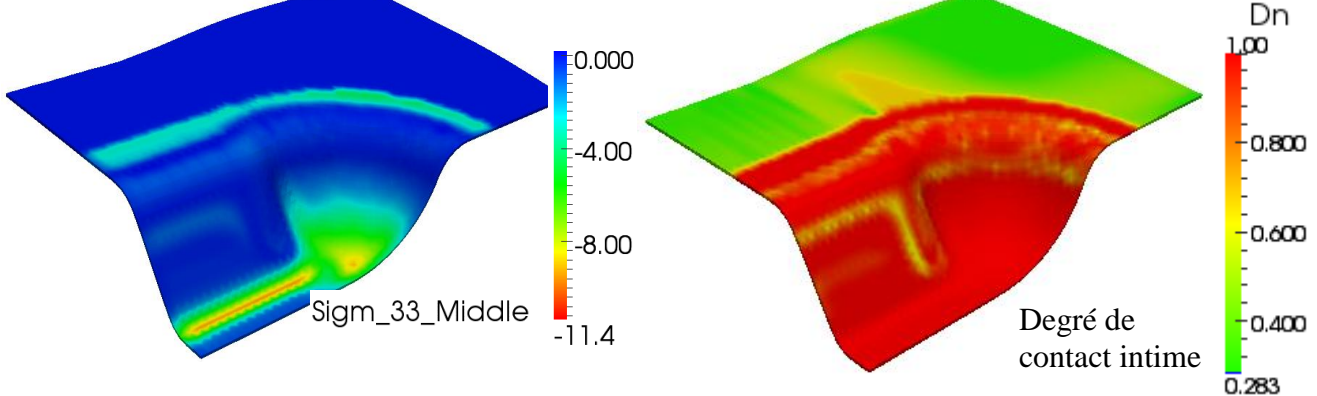
où  $w_o^* = w_o - \frac{1}{2}(w^+ + w^-)$  est le ddl de translation relative.

### 3. Exemple

Après mise en forme, avant consolidation



Après consolidation



*Fig.4. Contrainte normale selon l'épaisseur (gauche) et le degré de contact intime (droite)*

Un ensemble de teste élémentaires et de tests classiques pour les éléments finis de coques est présenté dans [4]. Les performances de l'élément coque-solide prismatique présenté sont satisfaisantes. Son intérêt majeur est de décrire correctement les contraintes/déformation dans l'épaisseur en vérifiant les conditions aux limites en efforts sur les peaux supérieures et inférieures de l'élément. On considère la mise en forme sur un double dôme et la consolidation en fin de formage.

Le 'Benchmark Double Dôme' est une géométrie à double courbe relativement complexe (Fig. 4 pour un quart de la pièce). Il a été défini pour des études comparatives entre modèles et approches dans la mise en forme de renfort à fibres continues sèches et pré-imprégnées [10-12].

Dans le thermoformage d'un préimprégné thermoplastique, il est important de consolider le composite, c'est-à-dire d'éliminer les vides qui apparaissent lorsqu'il est chauffé. Pour cela, une pression est appliquée pendant un certain temps à une température donnée. La figure 1 montre un préimprégné pendant la formation (avec environ 10% de vide) et après consolidation (pas de vide visible). Pour produire un composite de bonne qualité, cette phase est essentielle. La phase de formage et de consolidation a été simulée à l'aide de l'élément présenté ci-dessus. Il donne la contrainte à travers l'épaisseur lors du formage et de la consolidation. A partir de l'état de contrainte et de la température appliquée pendant un intervalle de temps, le "degré de contact intime" peut être calculé en suivant les travaux de Lee et Springer [1]. Ce "degré de contact intime" est égal à 1 lorsque le préimprégné est consolidé (aucun vide). La simulation à l'aide du prisme proposé fournit la contrainte à travers l'épaisseur à la fin de la phase de formage qui permet de calculer le degré de contact intime (Fig. 4 haute). Dans cet état, la consolidation du préimprégné n'est pas atteinte. Une phase de consolidation de trois minutes conduit à un degré de contact intime égal à un sur l'ensemble du double dôme (Fig. 4 basse). Il s'agit d'une utilisation typique de l'élément prismatique à coque-solide proposé. Il est efficace lors de la simulation de l'étape de formage et il fournit la contrainte de traversée d'épaisseur qui rend possible le calcul du contact intime pendant la phase de consolidation.

#### **4. Conclusion**

Le but de l'élément de solide coque prismatique présenté est de simuler la mise en forme de plaques minces, en particulier lorsque le comportement dans l'épaisseur est important. C'est le cas des procédés de thermoformage de préimprégnés dans lesquels une étape de consolidation compacte le préimprégné pour éliminer les vides. L'élément prismatique de coque proposé est basé sur une formulation DKT qui conduit à une bonne efficacité sur les tests de coque classiques. Un ddl supplémentaire au centre de l'élément permet d'utiliser une équation constitutive 3D. Surtout, il conduit à une déformation linéaire de l'épaisseur et permet de vérifier les conditions aux limites de charge sur les surfaces supérieure et inférieure de la coque. Ceci est important pour la simulation des processus de formation des tôles et en particulier pour la consolidation des pré-imprégnés.

#### **Remerciements**

Les travaux présentés ont été réalisés dans le cadre du projet ADEME «STIICPA ».

#### **Références**

- [1] Lee, W. I., & Springer, G. S. (1987). A model of the manufacturing process of thermoplastic matrix composites. *Journal of composite materials*, 21(11), 1017-1055.
- [2] Batoz J. L., Dhatt G. Modélisation des structures par éléments finis Volume 3 : Coques, Hermès 1992.
- [3] Oñate, E., Zarate, F., & Flores, F. (1994). A simple triangular element for thick and thin plate and shell analysis. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 37(15), 2569-2582.
- [4] Xiong, H., Maldonado, E. G., Hamila, N., & Boisse, P. (2018). A prismatic solid-shell finite element based on a DKT approach with efficient calculation of through the thickness deformation. *Finite Elements in Analysis and Design*, 151, 18-33
- [5] Morley, L. S. D. (1971). The constant-moment plate-bending element. *Journal of Strain Analysis*, 6(1), 20-24.



- [6] Boisse, P., Daniel, J. L., & Gelin, J. C. (1994). A C0 three- node shell element for non- linear structural analysis. *International journal for numerical methods in engineering*, 37(14), 2339-2364.
- [7] Hughes, T. J., & Tezduyar, T. (1981). Finite elements based upon Mindlin plate theory with particular reference to the four-node bilinear isoparametric element. *Journal of applied mechanics*, 48(3), 587-596
- [8] Belytschko T, Liu WK, Moran B. *Nonlinear finite elements for continua and structures*. John Wiley & Sons Inc.; 2000
- [9] Bassa, B., Sabourin, F., & Brunet, M. (2012). A new nine-node solid-shell finite element using complete 3D constitutive laws. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 92(7), 589-636.
- [10] Willems, A., Lomov, S. V., Verpoest, I., Vandepitte, D., Harrison, P., & Yu, W. R. (2008). Forming simulation of a thermoplastic commingled woven textile on a double dome. *International Journal of Material Forming*, 1(1), 965-968.
- [11] Khan, M. A., Mabrouki, T., Vidal-Sallé, E., & Boisse, P. (2010). Numerical and experimental analyses of woven composite reinforcement forming using a hypoelastic behaviour. Application to the double dome benchmark. *Journal of materials processing technology*, 210(2), 378-388.
- [12] Harrison, P., Gomes, R., & Curado-Correia, N. (2013). Press forming a 0/90 cross-ply advanced thermoplastic composite using the double-dome benchmark geometry. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 54, 56-69.