

REPUBLIQUE ALGERIENNE DEMOCRATIQUE ET POPULAIRE
MINISTER DE L'ENSEIGNEMENT SUPERIEUR & DE LA RECHERCHE



UNIVERSITE DJILLALI LIABES DE SIDI BEL ABBES
FACULTE DES SCIENCES DE L'INGENIEUR
DEPARTEMENT GENIE MECANIQUE

Mémoire de Magister

Spécialité : Génie mécanique

Option : Mécanique Des Matériaux Avancée

PRESENTER PAR :

Mr. ABBAS SOUFIANE

Thème

**Renforcement de structures métalliques à l'aide de matériaux
composites**

Membre de Jury :

Président : **Mr. BELHOUARI Mohamed**

Professeur à l'U.D. L de Sidi Bel Abbès

Rapporteur : **Mr. A. AMIRI**

Maître de conférences à l'U.D. L de Sidi Bel Abbès

Examineur : **Mr. BACHIR BOUIADJRA Bel-Abbes**

Professeur à l'U.D. L de Sidi Bel Abbès

KADDOURI Khacem

Maître de conférences à l'U.D. L de Sidi Bel Abbès

Mr. MADANI Kouider

Maître de conférences à l'U.D. L de Sidi Bel Abbe

Résumé

Une technique de renforcement s'est développée ces dernières années, mettant en oeuvre le collage et les matériaux composites. Le renforcement à base de matériaux composites peut s'avérer en pratique plus compétitif que les procédés classiques, du fait d'une mise en oeuvre plus simple, ce qui limite les interruptions d'exploitation, facteur souvent déterminant. La facilité de mise en oeuvre provient du fait que le renfort est simplement collé sur la structure à réparer ou renforcer.

Le flambage est généralement le mode de ruine des structures coques métalliques, minces ou épaisses. Ces structures sont très sensibles à la moindre imperfection de forme (défauts géométriques initiaux). Le dimensionnement s'appuie en général sur la connaissance de l'état initial réel des structures.

Le renforcement des assemblages par la technique du collage améliore la résistance, la tenue de forme et de préserver le potentiel de charge de la structure.

Le renforcement en composite améliore les performances des structures métalliques. Les analyses du comportement des matériaux composites sur le renforcement par collage améliore la durée de vie des structures. Grâce au calcul par la méthode des éléments finis, on arrive à avoir des résultats, qui s'avèrent nécessaire afin de pouvoir utiliser ces matériaux à leur plein potentiel.

Mots-clés: assemblage collé, adhésion, modélisation, composite, coques cylindriques.

SOMMAIRE

Sommaire	1
Introduction.	4
Chapitre I : étude bibliographique.	6
I.1 : Les matériaux composites.	6
I.1.1 : Introduction.	6
I.1.2 : Caractérisation générale des composites polymères.....	6
I.1.2.1 : Généralités sur les matériaux composites.	6
I.1.2.2 : Fibres de renfort.	7
I.1.2.3 : Matrice.	8
I.1.2.4 : Les propriétés mécaniques du composite polymère	8
I.1.2.5 : Principales caractéristiques mécaniques des fibres de base.	9
I.1.2.6 : Principales caractéristiques mécaniques des matrices.....	10
I.1.3 : Notations.	10
I.1.3.1 : Pli et Stratifié.	10
I.1.3.2 : Repère local.	10
I.1.3.3 : Repère du stratifié.	11
I.1.4 : Conclusion.	11
I.2 : la réparation et le renforcement (cas général) par matériaux composites.	12
I.3 : analyse des contraintes dans une structure métallique cylindrique et sphérique.	16
I.3.1 : Théorie des coques de Donnell.	16
I.3.1.1 : Hypothèses de comportement.	16
I.3.1.2 : Relations déformations.déplacements.	18
I.3.1.3 : Relations contraintes-déformations.	19
I.3.1.4 : Energies potentielle totale.	20
I.3.1.5 : Equations d'équilibre.	21
I.3.2 : Condition de stabilité d'une coque cylindrique mince.	22
I.3.3 : Coque cylindrique sous compression axiale.	23
I.4 : Adhésifs.	25

I.4.1 : Adhésifs structuraux époxydes.	25
I.4.2 : Les constituants des adhésifs époxydes.	25
I.4.3 : La réticulation d'un adhésif.	27
I.4.4 : La transition vitreuse.	27
I.4.5 : Principes de l'adhésion.	29
I.4.6 : Mécanismes ou principes théoriques de l'adhésion.	30
I.4.6.1 : La théorie mécanique.	30
I.4.6.2 : La théorie physique de l'adsorption.	30
I.4.6.3 : La théorie de la diffusion.	31
I.4.6.4 : La théorie électrostatique.	31
I.4.6.5 : La théorie de la faible zone (weak boundary layer W.B.L).	31
I.4.7 : Analyse mécanique des joints collés.	32
I.4.7.1 : Essai de cisaillement par traction.	32
I.4.7.2 : Essai de pelage.	33
I.4.7.3 : Essai de clivage.	33
I.4.7.4 : Essai de cisaillement par torsion.	33
I.4.8 : Techniques pour prédire la résistance d'un joint collé.	34
I.4.9 : Conclusion.	34

Chapitre II : renforcement des structures métalliques

a l'aide des matériaux composites.	35
II.1 : Coque sous compression axiale.....	35
II.2 : Renforcement des coques épaisses en acier doux.....	35
II.2.1 : Définition du problème.....	35
II.2.2 : Model numérique sous ABAQUS.....	37
II.2.2.1 : Caractéristiques mécaniques et géométrique de spécimen en acier doux.....	38
II.2.2.2 : Modélisation sous ABAQUS.....	40
II.2.2.2.1 : Modèle part.....	40
II.2.2.2.2 : Les Conditions aux limites.....	40
II.2.2.2.3 : Le chargement.....	41
II.2.2.2.4 : Le maillage.....	41
II.2.2.2.5 : Les résultats.....	42
II.2.3 : Essais de compression sur coque témoin.....	42

II.2.4 Comportement et mode de flambage : La coque témoin.....	43
II.2.5 : Etude de nombre des couches TFC et leur influence sur la capacité portante.....	44
II.2.5.1 : Résultats expérimentaux	44
II.2.5.2 : Interprétation des résultats expérimentaux :	45
II.2.5.3 : Résultats numériques de code ABAQUS.....	46
II.2.5.4 : interprétation des résultats numériques	47
II.2.5.5 : Comparaison des résultats expérimentaux et numériques.....	47
II.2.5.5.1 : La coque témoin.....	47
II.2.5.5.2 La coque renforcée.....	49
II.2.6 : Etude de la liaison acier/TFC.....	53
II.2.6.1 : Résultats expérimentaux	53
II.2.6.2 : Interprétation des résultats expérimentaux.....	54
II.2.6.3 : Résultats numériques calculé par le code ABAQUS.....	54
II.2.6.4 : Interprétation des résultats numériques.....	56
II.2.6.5 : Comparaison des résultats expérimentaux et numériques.....	57
II.2.7 : analyse des contraintes et déformations par couche :	59
II.2.8 : le gain apporté par couche.....	62
II.3 : Renforcement des coques semi épaisses en acier inox.....	65
II.3.1 : Définition du problème	65
II.3.2 : Etude de l'influence des conditions aux limites.....	66
II.3.2.1 : Essai et résultats de compression des différents spécimens en fonction des conditions aux limites.....	67
II.3.2.2 : Interprétation des résultats expérimentaux.....	70
II.3.2.3 : Résultats numériques de code ABAQUS	72
II.3.2.4 : Interprétation des résultats numériques.....	76
II.3.2.5 : Comparaison des résultats numériques et expérimentaux.....	78
Conclusion générale.....	81
Références bibliographiques.....	83

Introduction.

Une technique innovante de renforcement s'est développée ces dernières années, mettant en œuvre le collage et les matériaux composites. Les matériaux composites sont utilisés depuis fort longtemps. Malgré un coût de matière plus élevé que celui de l'acier, le renforcement à base de matériaux composites peut s'avérer en pratique plus compétitif que les procédés classiques, du fait d'une mise en œuvre plus simple, ce qui limite les interruptions d'exploitation, facteur souvent déterminant. La facilité de mise en œuvre provient du fait que le renfort est simplement collé sur la structure à réparer ou renforcer. De nombreuses utilisations découlent de ce principe. Nous pouvons citer, dans le domaine des bâtiments et des travaux publics, la remise en état ou la mise en conformité d'ouvrage d'art de planchers ou dalles, de structures porteuses parasismiques. Des études ont cependant été menées dans le domaine de l'aéronautique, mais elles restent limitées à une simple réparation locale pour par exemple inhiber les fissures sur les fuselages d'avion ou autres structures spatiales.

Dans cette contribution, nous étudions la possibilité de renforcer des structures coques métalliques, minces ou épaisses, vis-à-vis du flambage, ce dernier étant généralement le mode de ruine dimensionnant. Les coques minces sont en effet particulièrement sensibles au flambage ou instabilité géométrique. Leur dimensionnement s'opère en ayant recours à des règles simplifiées. En effet ces structures sont très sensibles à la moindre imperfection de forme (défauts géométriques initiaux). Le dimensionnement s'appuie en général sur la connaissance de l'état initial réel ou supposé. Or cette configuration évolue dans le temps, on constate généralement l'adjonction de nouveaux défauts de forme dus au fonctionnement (charges accidentelles, fluage) mais aussi à des pertes de matière localisées dans les zones corrodées. La prise en compte de ces divers dommages conduits généralement à une perte de capacité importante. Afin de préserver le potentiel de charge de la structure, il est alors nécessaire de la renforcer. Nous nous limitons dans notre étude au cas des coques cylindriques ce qui représente la majorité des réservoirs de stockage tel que les silos à grains, ou les bûches à eau où à hydrocarbure.

Nous proposons ici une nouvelle technique de renforcement plus simple à mettre en œuvre (elle évite le soudage) et qui permet des gains de charge conséquents. Elle est basée sur l'utilisation de matériaux composite qui présentent le double avantage de caractéristiques mécaniques élevées et de très faible densité comparativement à l'acier.

Notre travail s'inscrit dans un but de proposer et valider une méthode de renforcement des coques métalliques vis-à-vis du flambage, à l'aide du matériau composite TFC (tissu de fibre de carbone noyé dans une résine époxydique). Cette étude s'appuie sur la simulation numérique pour le calcul.

Le document de mémoire de magister se structure en deux chapitres et une conclusion générale.

Le premier chapitre présente un aperçu bibliographique sur les principales notions relatives à l'adhésion et aussi au flambage des coques, ainsi qu'une recherche sur la réparation et le renforcement des structures par matériaux composite.

Le deuxième chapitre est consacré à la validation du concept du renforcement par TFC sur modèles réduits de coque, dans le cas de la compression axiale. Il s'agit tout d'abord de quantifier les qualités et les limites du procédé proposé, en particulier préciser les dispositions constructives nécessaires au bon fonctionnement du renfort. Puis de quantifier le gain en terme de capacité portante relativement au nombre de couches de matériaux composite utilisées.

CHAPITRE I : ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE.

I.1 : Les matériaux composites.

I.1.1 : Introduction.

Les matériaux composites polymères à base de fibres de carbones ont l'avantage d'être légers et jusqu'à six fois plus résistants que l'acier, c'est pourquoi ils sont spécialement utilisés pour la réparation des structures fissurées.

Ces matériaux sont anisotropes, c'est-à-dire que leurs propriétés mécaniques ne sont pas les mêmes dans toutes les directions. Ceci est dû à l'orientation des fibres de renforts dans la matrice. Ce chapitre traite du comportement des matériaux composites dans le traitement du renforcement des structures métalliques.

I.1.2 : Caractérisation générale des composites polymères.

I.1.2.1 : Généralités sur les matériaux composites.

Les matériaux composites polymères sont composés de deux constituants non solubles l'un dans l'autre. La matrice, à base de plastique, et les renforts, sous forme de fibres de différentes compositions, forment ce matériau. Les fibres peuvent être confectionnées à base de carbone, d'aramide ou de verre, pour nommer les plus courants.

Les matrices polymères sont soit de type thermoplastiques ou de type thermodurcissables. Ceux sont les thermodurcissables qui sont les plus courantes. Les résines thermodurcissables les plus utilisées se classent en deux familles: les résines polyesters et les résines époxydes. Les résines époxydes possèdent les caractéristiques mécaniques les plus élevées, tout en assurant un meilleur mouillage de la fibre.

Les renforts de fibre sont les constituants qui donnent les caractéristiques mécaniques élevées. Ces renforts utilisés pour la mise en forme de structures sont généralement disponibles sous forme de tissus ou de fils. Les renforts dans les tissus peuvent être continus ou discontinus, tandis qu'ils seront continus pour les fils. La composition des tissus à renforts continus peuvent prendre différentes formes: renforts unidirectionnels, renforts tressés, renforts tissés et renforts tricotés.

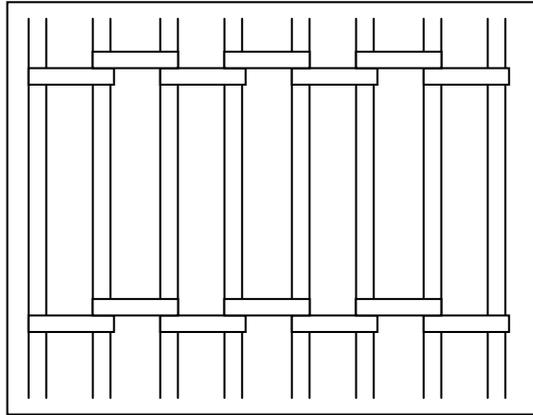


Figure I-1 : Renforts unidirectionnels

Les renforts unidirectionnels, (figure I-1) forment des tissus dont toutes les fibres sont orientées dans la même direction. Ces tissus offrent les meilleures performances en traction uni-axiale, toutes les fibres pouvant être orientées selon l'axe du chargement.

I.1.2.2 : Fibres de renfort.

En occupant la plus grande fraction volumique et en supportant une fraction importante de la charge imposée sur le matériau, les fibres forment la partie principale du composite. Il est bien important de sélectionner d'une façon judicieuse le type, la quantité et l'orientation des fibres pour une utilisation optimale de ces dernières. Cette sélection devra se baser sur des critères de qualité, de coûts et de temps.

Parmi la gamme variée de fibres disponibles, il y a les fibres de verre, les fibres aramides, les fibres de bore, les fibres céramiques et les fibres de carbone. Les fibres de carbone offrent une variété importante de caractéristiques mécaniques.

Les fibres de carbone ont un caractère hautement anisotrope des propriétés physiques et mécaniques de la fibre. Le positionnement des plans par rapport aux axes de la fibre influence grandement les propriétés thermo élastiques comme le module d'Young et le coefficient d'expansion thermique. Le positionnement des fibres dans la matrice ainsi que la disposition des multicouches influencent les propriétés globales du matériau.

I.1.2.3 : Matrice.

Le rôle de la matrice dans un composite est double. Premièrement elle a un rôle de liaison. En effet, elle supporte la fibre, s'assure du transfert de charge vers la fibre et affecte la résistance inter et intra laminaire. Deuxièmement., elle a un rôle de protection, elle protège la fibre de la corrosion, de l'humidité, des rayons solaires et des températures excessives. Par contre, la matrice joue un rôle secondaire dans les caractéristiques mécaniques du composite. En effet, par son rôle de liaison, une grande partie de la charge est transférée aux fibres. Ce transfert de charge est d'une importance cruciale pour le design de structure. Il y a trois grandes familles de matrices : les matrices polymères, métalliques et céramiques.

I.1.2.4 : Les propriétés mécaniques du composite polymère.

Les matériaux composites possèdent des qualités mécaniques uniques qui permettent un usage varié. Ils ont l'avantage d'être jusqu'à six fois plus résistants que l'acier pour environ un cinquième de son poids. Cette résistance est toutefois variable en fonction de l'orientation des fibres. En effet, ces matériaux sont anisotropes, c'est-à-dire que leurs propriétés mécaniques ne sont pas les mêmes dans toutes les directions. La résistance maximum est évidemment obtenue en sollicitant le matériau dans le même axe que l'alignement de ses fibres.

Toutefois, l'introduction à grande échelle des matériaux composites dans tous les secteurs de l'industrie se fait relativement lentement. Ceci s'explique par le fait que l'analyse des structures en matériaux composites est plus complexe et coûteuse que ceux des matériaux dits «conventionnels» (acier, aluminium, etc.). En effet, le comportement anisotrope des matériaux composites rend l'analyse structurale plus difficile et requiert l'utilisation d'ordinateurs. De plus, le comportement mécanique de ces matériaux n'est pas encore bien compris.

Parmi les difficultés associées à l'usage des matériaux composites, la mesure des propriétés mécaniques (modules élastiques et résistances ultimes dans toutes les directions) est certainement la plus fondamentale. En effet, ces données sont employées aussi bien dans les calculs d'éléments finis que dans les critères de rupture. Plus spécifiquement, la mesure des propriétés mécaniques en tension dans le sens des fibres est souvent la donnée sur laquelle le concepteur détermine l'épaisseur d'une pièce. En effet, les pièces fabriquées de matériaux composites sont souvent élaborées de manière à ce que les fibres soient orientées selon les directions les plus sollicitées.

Cette difficulté de prédire les propriétés mécaniques de matériaux composites rend leur utilisation souvent réservée à des fins où leurs propriétés ne sont pas utilisées pleinement.

I.1.2.5 : Principales caractéristiques mécaniques des fibres de base [23] :

Fibre	densité	Charge de rupture en traction en MPa	Charge de rupture en compression MPa	Allongnt à la ruptu en %re	Module d'élasticité longi en MPa	Diamètre du filament élémentaire En μm
Verre E	2.54	3400	1200	4.8	73000	3 - 30
Verre R	2.48	4400	1300	5.4	86000	3 - 30
Aramide bas module	1.45	3100	500	2	70000	12
Aramide haut module	1.45	3100	500	1	130000	12
Carbone haut ténacité	1.78	2800	1800	0.5	200000	8
Carbone haut module	1.8	2200	1300		400000	8
bore	2.63	3500	3500	0.8	400000	100 - 200
Acier XC10	7.85	1000			210000	
Aluminium	2.63	358			69800	

Tableau I-1 : Caractéristiques des fibres

I.1.2.6 : Principales caractéristiques mécaniques des matrices [23].

nom	ρ (kg/m ³)	E (MPa)	ν	R (MPa)	α $\mu\text{m}/\text{m}^\circ\text{C}$
Polyester	1300	3800	0.37	88	100
Vinylester	1200	3500	0.35	81	65
Epoxide	1220	5200	0.38	121	40
Silicone	1550	1000	0.45	3	30
Polyimide	1217	3450	0.35	80	36
Phénolique	1350	3000	0.36	70	80
Polyamide	1130	1900	0.33	70	85
Polycarbonate	1100	2300	0.33	60	70
Polyester saturé	1310	2800	0.33	55	90
Aluminium	2630	69000	0.33	358	23

Tableau I-2 : Caractéristiques des matrices**I.1.3 : Notations.****I.1.3.1 : Pli et Stratifié.**

Le pli est le produit matrice + renfort. Il représente l'élément de base de la structure composite comme le montre la (Figure I-2). L'empilement de plusieurs plis orientés dans des directions différentes l'une par rapport à l'autre, est défini comme un stratifié. La désignation de stratifié étant codifiée.

I.1.3.2 : Repère local.

On définit le repère local, le repère (xyz) lié à une couche. L'axe des « x » est orienté selon la direction des fibres, l'axe des « y » est perpendiculaire à celui des fibres dans le plan du pli et l'axe des « z » est orienté dans le sens de l'épaisseur.

I.1.3.3 : Repère du stratifié.

Les stratifiés étant élaborés par couches successives, dont la direction des fibres est décalée d'une couche à une autre d'un angle θ . Il est nécessaire, de rapporter le comportement élastique de chaque couche à un système d'axes noté $(1,2,3)$, appelé repère du stratifié. La figure (I-2) illustre le système local d'axes (xyz) et le système du stratifié d'axes $(1,2,3)$.

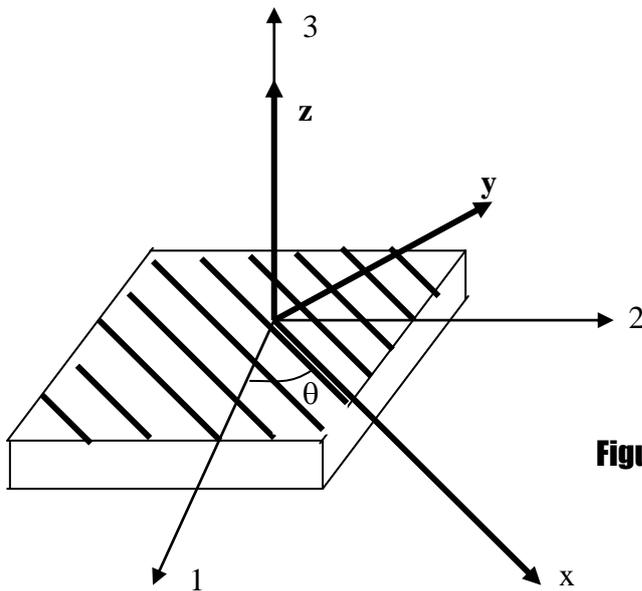


Figure I-2 : Convention du système d'axes

I.1.4 : Conclusion.

Les matériaux composites polymères à renforts de fibres présentent un niveau de difficulté supérieur, dû à la nature du matériau. Son caractère résistant lui confère un rôle primordial pour la réparation et le renforcement des structures. Les analyses du comportement des matériaux composites sur le renforcement par collage des structures sont très complexes, ceci est dû à son caractère orthotrope. Grâce au calcul par la méthode des éléments finis, on arrive à avoir des résultats, qui s'avèrent nécessaire afin de pouvoir utiliser ces matériaux à leur plein potentiel.

D'une façon générale, la mesure des propriétés mécaniques en tension dans le sens des fibres est souvent la donnée sur laquelle le concepteur détermine l'épaisseur d'une pièce.

I.2 : la réparation et le renforcement (cas général) par matériaux composites.

les matériaux composites sont des matériaux qui constituent par l'association de plusieurs matériaux aux caractéristiques différents, qui permet de trouver un ensemble de propriétés mécaniques ou physiques dans une seule pièce composite, ainsi que le gain de poids et leur durabilité et comportement sous charge, mais la détermination des caractéristiques de ces matériaux est complexe par rapport aux matériaux traditionnels, les matériaux composites demandent un nombre d'essais important due à l'anisotropie de ce matériau.

Les essais de traction et compression axiale sur des éprouvettes cylindriques permettent de caractériser les matériaux et leurs problèmes que soit de fabrication ou qui sont dus à l'endommagement ultime, et à ce moment-là on peut donner des solutions aux problèmes de ces matériaux et réparer les matériaux composites.

Un bref historique permet de constater que les impératifs de légèreté alliés à la robustesse ont dirigé très tôt les constructeurs aéronautiques vers les solutions composites.

L'expérience maintenant accumulée prouve que l'emploi des composites permet, à performance égale, des gains de masse variant de 10% à 15% sur le même composant en alliage métallique conventionnel, avec un coût inférieur de 10 % à 20 %.

On utilise aujourd'hui une grande variété de pièces en matériaux composites dans les avions. Suivant le rôle plus ou moins important qu'elles sont amenées à tenir pour assurer l'intégrité de l'appareil.

En, en réalité, l'introduction des matériaux composites dans la réparation d'appareils est limitée à certaines parties de la structure ; elle se fait de plus en plus au coup par coup et de façon progressive au cours de la durée de vie d'un appareil. On est alors amené à prendre en considération différentes notions ; la notion de taux d'échange qui est le coût du kilogramme gagné lorsqu'on substitue à une pièce métallique classique une pièce renforcée par matériaux composite, ainsi que le gain en charge payante qui est le gain en passagers, en fret, ou en carburant.

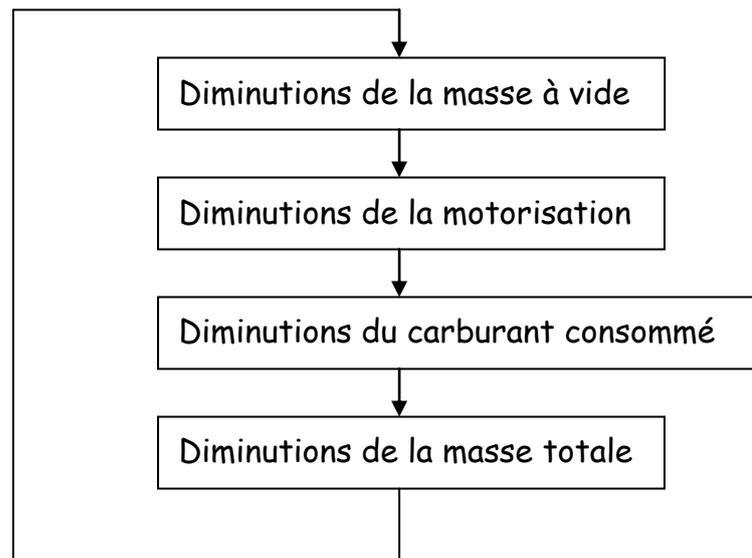


Figure I-3 : Avantage des matériaux composites

Les applications spatiales ; c'est sans doute dans le domaine des lanceurs, navettes et satellites que le problème de gain de masse est le plus crucial, la partie satellites est constituée pour l'essentiel de tubes et de plaques assemblés. La structure doit principalement résister aux accélérations moyennes et fluctuantes du lancement, comptées en nombre de fois l'accélération de la pesanteur ($g=9.81\text{m/sec}^2$) : jusqu'à 5xg en contenu et 5xg de valeur de crête en régime fluctuant sinusoïdal, pour des fréquences jusqu'à 40Hz, l'appareil doit être quasiment insensible aux variations de température, d'où l'intérêt des fibres de carbone pour les structures tubulaires c'est le coefficient de dilatation thermique qui est très faible, de l'ordre de 10^{-7} .

Dans les réservoirs en composites sont constitués d'une enveloppe interne étanche appelée liner, renforcée totalement ou partiellement par un matériau associant des fibres de renforcement, apportant résistance et rigidité, et une matrice en matière plastique, jouant le rôle de liant et définissant la tenue chimique et thermique de la structure. Un revêtement extérieur peut les protéger des agressions environnementales.

Les liners utilisés sont soit métalliques (acier, aluminium), soit thermoplastiques (polyéthylène, polyamide). On notera que les réservoirs sans liner sont extrêmement rares. Quant au renforcement en matériau composite, peuvent être utilisés différents types de fibres (verre, carbone, aramide) et de matrices (résine thermodurcissable : époxyde, polyester insaturé, vinylester, polyimide, bismaléimide)

Enfin, les revêtements de protection les plus utilisés sont le caoutchouc, le polyuréthane ou des associations époxyde-polyuréthane.

Le mode de conception le plus fréquent est le réservoir cylindro-sphérique, renforcé circonférentiellement ou totalement par du composite. On notera que le renforcement circonférentiel est réservé aux réservoirs à liner métallique, comportant soit un fond hémisphérique à une ou deux ouvertures.

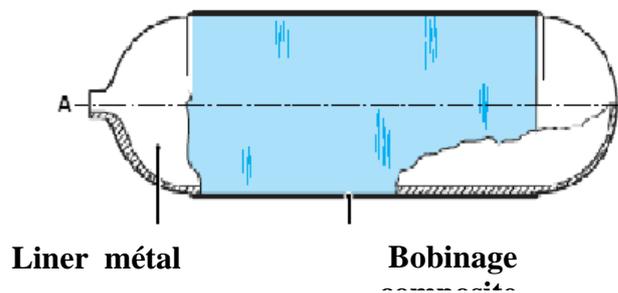


Figure I-4 : Cylindre renforcé par le composite

Le renforcement des réservoirs cylindro-sphériques fait principalement appel au procédé d'enroulement filamentaire, schématisé sur la (figure I-5) :

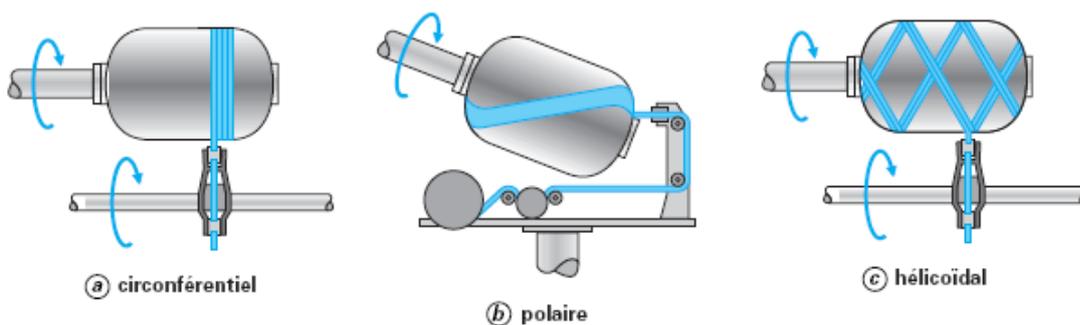


Figure I-5 : les procédés d'enroulement filamentaire

Les réservoirs en composites, que ce soit la partie renforcée extérieure ou le liner interne, présentent une tenue satisfaisante aux agressions environnementales (UV, eau, acides, huiles, essence, sel, détergents), ainsi qu'à celles des fluides contenus (eau, azote, hydrogène, oxygène, méthane, propane, butane, hexane, dioxyde de carbone, H₂S...).



Figure I-6 : Réservoir GNV (type 2)

Dans le domaine de génie civil le béton se dégrade sous l'action de nombreux facteurs. Compte tenu du coût des structures de génie civil, il est important de pouvoir les réparer afin d'augmenter leur durée de vie.

Il convient de vérifier la bonne compatibilité entre le matériau de réparation et l'élément à réparer, Les expériences menées jusqu'à présent utilisent des matériaux composites en fibres de verre, en fibres de carbone ou en fibres d'aramide, les matériaux composites utilisés pour le renforcement de poutres se présentent, généralement, sous la forme de tissus ou de plaques stratifiées préalablement fabriquées. Les comportements observés avec ce type de renforcement sont plus performants que ceux des poutres renforcées par des tôles en acier. Ainsi, l'amélioration de la durée de vie de l'ouvrage est due aux propriétés des composites : la rigidité (pour les fibres en carbone), la résistance mécanique, la résistance à la corrosion et l'étanchéité. De plus, ces matériaux permettent une conception du renfort plus adaptée au besoin de la structure grâce à des procédés qui se prêtent bien à la notion de réparation. Le matériau est fabriqué en même temps que la structure, les directions de renfort sont complètement paramétrables.

La (Figure I-7) présente différentes configurations de collage de matériaux composites sur une poutre, chaque configuration est prévue pour un objectif pour le renforcement de structures au moyen de composites préfabriqués.

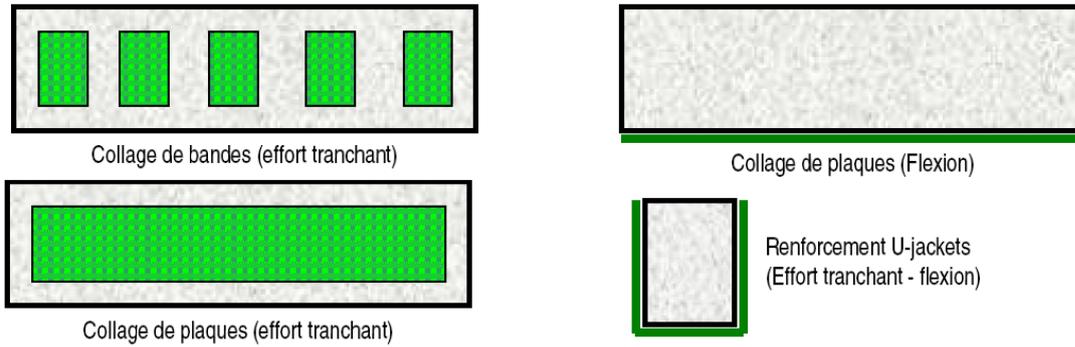


Figure I-7 : Les différentes méthodes de renforcement par le collage de plaques en composites

I.3 : analyse des contraintes dans une structure métallique cylindrique et sphérique.

Une coque est une structure occupant un domaine d'épaisseur t autour d'une surface S , dite surface moyenne. Lorsque cette épaisseur est très petite devant les deux autres dimensions de la surface, on parle de coque mince.

Cette caractéristique géométrique permet d'un point de vue mécanique de ramener le problème tridimensionnel de la détermination des déformations d'un milieu continu à un problème bidimensionnel, dans lequel la détermination du champ de déplacement U de la surface moyenne suffit à décrire correctement le comportement de la structure.

I.3.1 : Théorie des coques de Donnell.

La réduction d'une coque à deux dimensions a donné naissance à diverses théories, dont les écarts reposent entre autres sur les termes du champ de déplacement considérés pour le calcul des déformations, ainsi que sur les termes du tenseur des contraintes pris en compte. Nous rappelons ici celle relative aux coques cylindriques minces qui présente un intérêt direct pour notre travail, élaborée par Donnell en 1933 [24].

I.3.1.1 : Hypothèses de comportement.

Donnell se place dans le cadre de déformations modérées subies par une coque de rayon R , de longueur L et d'épaisseur t , constituée d'un matériau homogène, isotrope et élastique ayant un module de Young E et un coefficient de Poisson ν .

Le champ de déplacement est noté $\{u, v, w\}$, respectivement au système de coordonnées $\{x, y, z\}$ tel que défini sur la (Figure I-8) :

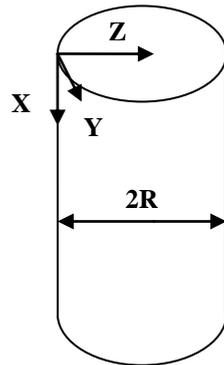


Figure I-8 : Les coordonnées locales d'une cylindre

La théorie des coques de Donnell repose sur les hypothèses suivantes :

La coque est suffisamment mince :

$$t/R \ll 1, t/L \ll 1$$

2. Les déformations sont suffisamment petites, $\varepsilon \ll 1$, et la loi de Hooke s'applique.
3. Les lignes droites normales à la surface moyenne non déformée restent droites et normales à la surface moyenne déformée, longueur est inchangée.
4. Les contraintes normales agissant perpendiculairement à la surface normale peuvent être négligées comparativement aux contraintes agissant dans le plan de la surface moyenne.

$$|\sigma_{zz}| \ll |\sigma_{xx}| \quad |\sigma_{zz}| \ll |\sigma_{yy}|$$

5. Les déplacements u et v sont négligeables, le déplacement w est du même ordre que l'épaisseur t de la coque :

$$|u| \ll t, |v| \ll t, |w| = o(t)$$

6. Les dérivées de w sont petites, mais leurs carrés et leurs produits sont du même ordre que les déformations considérées :

$$\left\{ \left| \frac{\partial w}{\partial x} \right|, \left| \frac{\partial w}{\partial y} \right| \right\} \ll 1 \quad \left\{ \left(\frac{\partial w}{\partial x} \right)^2, \left(\frac{\partial w}{\partial y} \right)^2, \left| \frac{\partial w}{\partial x} \frac{\partial w}{\partial y} \right| \right\} = O(\varepsilon).$$

7. Les changements de courbure sont petits et l'influence de u et v sont négligeables, de telle manière qu'ils peuvent être représentés par des fonctions linéaires de w seulement.

I.3.1.2 : Relations déformations-déplacements.

Sur la base de ces hypothèses, les relations entre le champ de déplacement et les déformations en tous points de la coque sont les suivantes :

$$\begin{aligned} \varepsilon_x &= \varepsilon_{x0} + Z.K_x & \text{Avec} & \quad \varepsilon_{x0} = \frac{\partial u}{\partial x} + \frac{1}{2} \left(\frac{\partial w}{\partial x} \right)^2 & \text{et} & \quad K_x = -\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \\ \varepsilon_y &= \varepsilon_{y0} + Z.K_y & \text{Avec} & \quad \varepsilon_{y0} = \frac{\partial v}{\partial y} - \frac{w}{R} + \frac{1}{2} \left(\frac{\partial w}{\partial y} \right)^2 & \text{et} & \quad K_y = -\frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \\ \gamma_{xy} &= \gamma_{xy0} + Z.K_{xy} & \text{Avec} & \quad \gamma_{xy0} = \frac{\partial v}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial w}{\partial x} \frac{\partial w}{\partial y} & \text{et} & \quad K_{xy} = -2 \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} \end{aligned}$$

Où ε_{x0} , ε_{y0} et γ_{xy0} sont les déformations de la surface moyenne, et K_x , K_y et K_{xy} désignent les changements de courbure de la surface moyenne.

I.3.1.3 : Relations contraintes-déformations.

Les relations existant entre contraintes et déformations sont données par la loi de Hooke :
(hypothèse 2, comportement purement élastique)

$$\sigma_x = \frac{E}{1-\nu^2} (\varepsilon_x + \nu \varepsilon_y), \quad \sigma_y = \frac{E}{1-\nu^2} (\varepsilon_y + \nu \varepsilon_x), \quad \tau_{xy} = \frac{E}{2(1+\nu)} \gamma_{xy}$$

Les efforts unitaires s'exerçant sur un élément de coque étant définis ci-dessous par :

$$(N_x, N_{xy}, Q_x) = \int_{-t/2}^{t/2} (\sigma_x, \tau_{xy}, \tau_{xz}) dz \quad (N_{yx}, N_y, Q_y) = \int_{-t/2}^{t/2} (\tau_{yx}, \sigma_y, \tau_{yz}) dz$$

$$(M_x, M_{xy}) = \int_{-t/2}^{t/2} (\sigma_x, \tau_{xy}) z dz \quad (M_{yx}, M_y) = \int_{-t/2}^{t/2} (\tau_{yx}, \sigma_y) z dz$$

Ce qui amène finalement:

$$N_x = C(\varepsilon_{x0} + \nu \varepsilon_{y0}) \quad N_y = C(\varepsilon_{y0} + \nu \varepsilon_{x0}) \quad N_{xy} = N_{yx} = C \frac{1-\nu}{2} \gamma_{xy0}$$

$$M_x = D(k_x + \nu k_y) \quad M_y = D(k_y + \nu k_x) \quad M_{xy} = M_{yx} = D \frac{1-\nu}{2} K_{xy}$$

Avec:

$$C = \frac{E_t}{1-\nu^2} \quad \text{et} \quad D = \frac{E_t^3}{12(1-\nu^2)}$$

I.3.1.4 : Energies potentielle totale.

$$U_e = \frac{1}{2} \int_0^L \int_0^{2\pi R} \int_{-t/2}^{t/2} (\sigma_x \varepsilon_x + \sigma_y \varepsilon_y + \tau_{xy} \gamma_{xy}) dx dy dz.$$

Soit encore:

$$U_e = \frac{E_t}{2(1-\nu^2)} \int_0^L \int_0^{2\pi R} \int_{-t/2}^{t/2} (\varepsilon_{x0}^2 + \varepsilon_{y0}^2 + 2\nu \varepsilon_x \varepsilon_y + \frac{1-\nu}{2} \gamma_{xy}^2) dx dy dz.$$

Où, en dissociant les déformations de membrane et de flexion:

$$U_e = \frac{E_t}{2(1-\nu^2)} \int_0^L \int_0^{2\pi R} (\varepsilon_{x0}^2 + \varepsilon_{y0}^2 + 2\nu \varepsilon_{x0} \varepsilon_{y0} + \frac{1-\nu}{2} \gamma_{xy0}^2) dx dy$$

$$+ \frac{E_t^3}{24(1-\nu^2)} \int_0^L \int_0^{2\pi R} (k_x^2 k_y^2 + 2\nu k_x k_y + \frac{1-\nu}{2} k_{xy}^2) dx dy.$$

Le premier terme représente l'énergie de déformation de membrane, le second terme l'énergie de déformation de flexion.

Le travail des forces extérieures est exprimé par:

$$W = - \int_0^L \int_0^{2\pi R} (p_t W) dx dy - \int_0^{2\pi R} \left[P_x^* U + P_y^* V + P_z^* W - M_x^* \frac{\partial W}{\partial x} \right]_{x=0}^{x=L} dy.$$

Où p_z est la composante par unité d'aire de l'effort surfacique s'exerçant sur la coque, et

$P_x^*, P_y^*, P_z^*, M_x^*$ sont les composantes des efforts extérieurs et du moment de flexion appliqués aux extrémités de la coque.

L'énergie potentielle totale Φ (U, V, W) est obtenue par sommation de l'énergie de déformation interne et du travail des forces extérieures.

$$\Phi = U_e + W$$

I.3.1.5 : Equations d'équilibre.

Les équations d'équilibre peuvent être obtenues en appliquant au système le principe de l'énergie potentielle stationnaire :

$$\delta.\Phi = \delta U_e + \delta W = 0$$

Avec

$$\delta U_e = \int_0^L \int_0^{2\pi R} \int_{-t/2}^{t/2} (\sigma_x \cdot \delta \varepsilon_x + \sigma_y \cdot \delta \varepsilon_y + \tau_{xy} \cdot \delta \gamma_{xy}) dx \cdot dy \cdot dz.$$

Soit

$$\delta U_e = \int_0^L \int_0^{2\pi R} (N_x \delta \varepsilon_{x0} + N_y \delta \varepsilon_{y0} + N_{xy} \delta \gamma_{xy0} + M_x \delta K_x + M_y \delta K_y + M_{xy} \delta K_{xy}) dx \cdot dy.$$

$$\delta W = - \int_0^L \int_0^{2\pi R} P_z \cdot \delta W \cdot dx \cdot dy$$

Soit

$$\delta W = - \int_0^{2\pi R} \left[P_x^* \delta U + P_y^* \delta V + P_z^* \delta W - M_x^* \delta \frac{\delta W}{\delta x} \right]_{x=0}^{x=L} dy$$

La condition de nullité de la variation d'énergie potentielle permet finalement d'obtenir les équations d'équilibre suivantes.

$$\begin{cases} N_{x,x} + N_{xy,y} = 0 \\ N_{xy,x} + N_{y,y} = 0 \\ M_{x,xx} + 2.M_{xy,xy} + M_{y,yy} - \frac{1}{R} N_y + (N) \end{cases}$$

(Où les indices situés après une virgule indiquent une dérivation partielle).

Une formulation plus usuelle de ces équations est accessible en introduisant la fonction d'Airy F telle que

$$N_x = F_{,yy} \quad N_y = F_{,xx} \quad N_{xy} = F_{,xy}$$

Les deux premières équations sont alors satisfaites par identité.

La compatibilité des déformations impose de plus :

$$\varepsilon_{x,yy} + \varepsilon_{y,xx} - \gamma_{xy,xy} = W_{,xx}^2 - W_{,xx} \cdot W_{,yy} + \frac{1}{R} \cdot W_{,xx}$$

Et l'on obtient après substitution les deux équations suivantes :

$$\begin{cases} \nabla^4 F - Et \left(W_{,xy}^2 - W_{,xx} W_{,yy} + \frac{1}{R} W_{,xx} \right) \\ D \cdot \nabla^4 W + \frac{1}{R} F_{,xx} - F_{,yy} W_{,xx} - 2F_{,xy} \cdot W_{,xy} - F_{,xx} W_{,yy} - P_z = 0 \end{cases}$$

$$\text{Avec} \quad \nabla^4 = \frac{\partial^4}{\partial x^4} + 2 \frac{\partial^4}{\partial x^2 \partial y^2} + \frac{\partial^4}{\partial y^4}$$

Ces dernières équations sont généralement présentées comme étant les équations de coques de Donnell-Mushtari-Vlasov (DMV).

I.3.2 : Condition de stabilité d'une coque cylindrique mince.

L'étude de la stabilité d'une coque cylindrique mince peut être effectuée à partir des équations d'équilibre en appliquant le critère de l'équilibre adjacent. On suppose alors que les variables w et F introduites dans le paragraphe précédent peuvent s'écrire

$$W = W_0 + \hat{W}, \quad F = F_0 + \hat{F}$$

Où w et F représentent les solutions déterminées sur la branche initiale et de \hat{W}, \hat{F} petites perturbations de ces solutions. En injectant ces expressions dans les équations d'équilibre et en négligeant les carrés et les produits de \hat{W} et \hat{F} , nous obtenons un système d'équations :

$$\begin{cases} \nabla^4 \hat{F} + Et.(W_{0,yy}.\hat{W}_{xx} - 2W_{0,xy}\hat{W}_{,xy} + W_{0,xx}\hat{W}_{,yy} - \frac{1}{R}\hat{W}_{,xx}) = 0 \\ D\nabla^4 W + \frac{1}{R}.\hat{F}_{,xx} - F_{0,yy}.\hat{W}_{,xx} - 2F_{0,yy}\hat{W}_{,xy} \\ - F_{0,xx}\hat{W}_{,yy} - W_{0,yy}F_{,xx} - 2W_{0,xy}.\hat{F}_{,xy} - W_{0,xx}\hat{F}_{,yy} = 0 \end{cases}$$

La résolution de ces équations permet de déterminer la stabilité de la coque, comme nous le montrons ci-après

I.3.3 : Coque cylindrique sous compression axiale.

Considérons maintenant une coque cylindrique simplement appuyée à ses extrémités, soumise à une compression axiale uniforme.

L'état de la coque avant flambement peut être décrit par

$$N_{x0} = -\frac{N}{2\pi R} \quad N_{y0} = N_{xy} = 0 \quad W_0 = cte$$

En négligeant les phénomènes de flexion locale près des conditions aux limites.

Compte tenu de l'axisymétrie du chargement, les équations d'équilibre s'écrivent:

$$\begin{cases} \nabla^4 F - \frac{Et}{R}.W_{,xx} = 0 \\ D\nabla^4 W + \frac{1}{R}.F_{,xx} = 0 \end{cases} \quad \text{Avec} \quad \nabla^4 = \frac{\partial^4}{\partial x^4}$$

De la même manière, les équations de la stabilité se réduisent à :

$$\begin{cases} \nabla^4 \hat{F} - \frac{Et}{R}.\hat{W}_{,xx} = 0 \\ D\nabla^4 \hat{W} + \frac{1}{R}.\hat{F}_{,xx} + \lambda \frac{Et^2}{C.R}.\hat{W}_{,xx} = 0 \end{cases} \quad (\text{Si l'on pose } \lambda = F_{0,yy} \cdot \frac{C.R}{Et^2})$$

Les conditions aux limites imposent $\hat{W} = \hat{W}_{,xx} = 0$ pour $x=0, L$ et l'on cherche pour les deux équations de stabilité ci-dessus des solutions de la forme :

$$\hat{W} = A \sin(m\pi \frac{x}{l}) \cos(n \frac{y}{R}), \quad \hat{F} = B \sin(m\pi \frac{x}{l}) \cos(n \frac{y}{R}).$$

La résolution amène l'identification des solutions suivantes :

$$\lambda_{c,mn} = \frac{1}{2} \left\{ \frac{(\alpha_m^2 + \beta_n^2)^2}{\alpha_m^2} + \frac{\alpha_m^2}{(\alpha_m^2 + \beta_n^2)^2} \right\}.$$

$$\hat{W} = t \cdot \sin\left(m\pi \frac{x}{L}\right) \cdot \cos\left(n \frac{y}{R}\right), \quad F = -\frac{Et^3}{2L} \cdot \frac{\alpha_m^2}{(\alpha_m^2 + \beta_n^2)} \cdot \sin\left(m\pi \frac{x}{L}\right) \cdot \cos\left(n \frac{y}{R}\right).$$

$$\text{Avec } \alpha_m^2 = m^2 \cdot \frac{Rt}{2.C} \left(\frac{\pi}{L}\right)^2, \quad \beta_n^2 = n^2 \frac{Rt}{2.C} \left(\frac{1}{R}\right)^2 \quad C = \sqrt{3(1-\nu^2)}$$

La charge de bifurcation est alors localisée par minimisation de λ . Celle-ci est obtenue pour

$$\frac{(\alpha_m^2 + \beta_n^2)^2}{\alpha_m^2} = 1, \quad \text{soit } \lambda_c = 1$$

On en déduit N_{x0} , puis σ_c , qui est égal à

$$\sigma_c = \frac{E}{\sqrt{3 \cdot (1-\nu^2)}} \cdot \frac{t}{R}.$$

C'est l'expression de la contrainte classique, obtenue au début du siècle par Lorenz, Timoshenko et Southwell.

I.4 : Adhésifs.

I.4.1 : Adhésifs structuraux époxydes.

Il existe de nombreuses familles d'adhésifs (ceux à base d'élastomères, telle la néoprène, les élastomères thermoplastiques, tel le SBS, les adhésifs thermofusibles, tels l'EVA ou les polyamides, les thermodurcissables, telles les résines époxydes ...) mais pour remplir le rôle qui leur est demandé, à savoir joindre dans des conditions parfois sévères des substrats supportant d'importantes charges, les **adhésifs structuraux** se doivent d'être eux même mécaniquement résistants. Cette contrainte fait que la plupart des adhésifs structuraux sont à structure tridimensionnelle, il s'agit de produits réticulés. Dans la pratique, la majorité des adhésifs structuraux sont composés de résines époxydes.

Les **thermodurcissables** sont constitués d'un enchaînement covalent tridimensionnel de motifs moléculaires répétitifs. Sous l'action de la température, ils conservent un comportement solide, les chaînes macromoléculaires étant reliées entre elles par des nœuds de réticulation, puis, à température plus élevée, ils se dégradent sans fondre.

Les polymères **époxydes** présentent généralement un bon comportement mécanique en traction, compression et flexion (classiquement en traction, contrainte à rupture, $\sigma_r \approx 60$ à 80 MPa, déformation à rupture, $\varepsilon_r \approx 2$ à 5% , module d'Young, $E \approx 3$ à 5 GPa, module de Poisson, $\nu \approx 0.35$, densité, $\rho \approx 1.1$ à 1.5 g.cm⁻³ [22]), une tenue thermique satisfaisante jusqu'à des températures relativement élevées (de 100 à 180°C), de bonnes propriétés physiques (notamment en environnement humide) et une grande inertie chimique. Les principaux inconvénients sont leur ténacité limitée et leur ductilité faible.

I.4.2 : Les constituants des adhésifs époxydes.

Les adhésifs époxydes sont constitués de :

- Un ou plusieurs **pré-polymère(s) époxyde(s)** : composés moléculaires caractérisés par la présence d'au moins deux groupes époxydes, en bout de chaîne. Un groupe époxyde est un hétérocycle composé de deux atomes de carbone liés à un atome d'oxygène (Figure I-9).

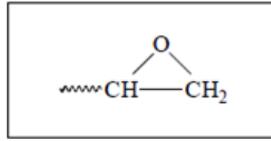


Figure I-9 : structure chimique du groupe époxyde

– Un (ou des) **durcisseur(s)** ou agent(s) de réticulation : qui, par réaction chimique avec les groupements époxydes, permettent la formation du réseau tridimensionnel réticulé. Ils peuvent être de nature chimique très variable (amine, anhydride...).

Selon les propriétés physiques, chimiques et/ou mécaniques souhaitées, d'autres composants sont introduits qui peuvent être, par exemple, des charges minérales, des catalyseurs, des plastifiants, des antioxydants, des agents ignifuges.

- **Des charges minérales** : elles peuvent intervenir à des taux très importants, de l'ordre de 65% en masse de la formulation de la résine. Elles permettent d'augmenter la viscosité de la résine non réticulée, ainsi que la tenue thermique et les propriétés mécaniques du réseau réticulé. Enfin, elles baissent fortement le prix de la résine. Il s'agit généralement de particules de silice mais on trouve aussi des charges à base d'aluminium (Al pur, Al₂O₃, Al(OH)₃), de magnésium.

– **Des catalyseurs** : ils servent à augmenter la vitesse de réticulation. Leur nature dépend des constituants de la résine.

– **Des plastifiants** ou diluants : employés modérément, de l'ordre de quelques pour cent, ils permettent de réduire la viscosité sans trop diminuer les caractéristiques mécaniques.

– **Des antioxydants** : comme leur nom l'indique, ils diminuent la vitesse de dégradation par oxydation. On distingue les stabilisants primaires, qui empêchent les scissions de chaînes par mécanismes radicalaires, des stabilisants secondaires, qui décomposent les hydroperoxydes.

– **Des agents ignifuges** : ils ralentissent les phénomènes de combustion. Il peut s'agir de charges minérales, qui vont agir comme des puits de chaleur, ou de composés plus spécifiques comme l'alumine tri-hydratée, $\text{Al}(\text{OH})_3$, une autre charge minérale qui présente l'avantage de libérer de l'eau par une réaction fortement endothermique.

I.4.3 : La réticulation d'un adhésif.

Les adhésifs monocomposants sont relativement stables à la température ambiante, c'est-à-dire que le prépolymère et le durcisseur ne réagissent pratiquement pas (ou très lentement) à la température ambiante. La colle, liquide, très visqueuse à sa sortie des tubes, doit être chauffée pour durcir. C'est la phase de réticulation.

I.4.4 : La transition vitreuse.

La transition vitreuse est un phénomène propre aux polymères amorphes, c'est-à-dire aux polymères dont les chaînes sont disposées au hasard, sans arrangement en réseau cristallin.

Il existe une certaine température (différente pour chaque polymère), dite de transition vitreuse, notée T_g , telle qu'en dessous de celle-ci, le matériau est dit vitreux (à l'état solide) et présente un comportement de solide élastique, et telle qu'au-dessus, il présente un comportement de solide plastique (viscoélastique). En effet, la chaleur est l'énergie qui permet aux chaînes d'être plus ou moins mobiles et donc au matériau d'être plus ou moins visqueux. Plus particulièrement, la transition vitreuse est réversible et s'observe essentiellement sur les thermoplastiques, d'autant plus qu'ils sont peu réticulés (les chaînes sont alors plus mobiles les unes par rapport aux autres). Elle s'observe également chez les thermodurcissables (comme par exemple les résines époxydes), dont la densité de réticulation n'est pas trop élevée.

Ce changement d'état s'accompagne toujours d'une variation importante des propriétés mécaniques (chute du module d'élasticité, par exemple). Par conséquent, une structure devra toujours être conçue avec des résines dont la température d'utilisation est nettement inférieure à la T_g . Enfin, nous observons ce changement d'état sur une plage de température, nous ne pouvons donc pas à priori, parler de température de transition vitreuse mais plutôt de domaine de transition vitreuse, dans lequel nous prendrons une valeur moyenne qui correspondra alors à cette température de transition vitreuse. Par ailleurs, lors de la transition vitreuse d'un polymère amorphe à 100%, la capacité calorifique de ce polymère augmente ; de plus la quantité de chaleur augmente continûment à mesure que la température augmente

contrairement à un polymère cristallin, pour lequel il faut attendre que tout le polymère atteigne la même température pour observer un quelconque changement, comme par exemple la fusion (Figure I-10).

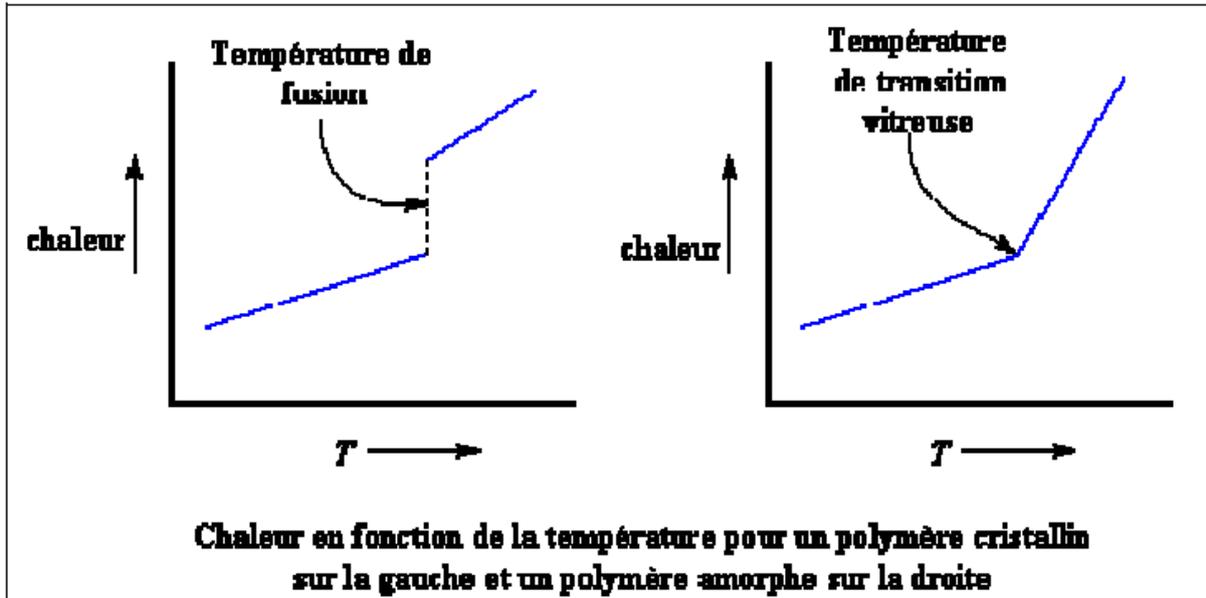


Figure I-10 : Changement d'état : polymère cristallin et polymère amorphe

La transition vitreuse est un phénomène cinétique. Elle correspond à une plage de température telle que l'agitation thermique est suffisante, pour que les chaînes puissent se désolidariser les unes des autres. Sa caractéristique est de dépendre du temps (vitesse de sollicitation du matériau, temps de stockage, dynamique d'essai). La température de transition vitreuse obtenue par essai ne peut donc pas être considérée comme une caractéristique intrinsèque du matériau, à 1 ou 2 degré près ; par contre, elle est caractéristique de l'état du matériau lors de l'essai et des conditions d'essai. La transition vitreuse dépend aussi de la température et du taux d'humidité dans la résine. Les deux moyens couramment utilisés pour mesurer la température de transition vitreuse sont le DSC (Differential Scanning Calorimetry) et le DMA (Dynamic Mechanical Analysis). Le DSC mesure la variation du flux thermique de l'échantillon lorsqu'il est soumis à une variation de température. Le DMA soumet l'échantillon à des sollicitations thermiques et dynamiques, afin de repérer la plage de température pour laquelle l'échantillon passe d'un comportement de solide élastique à celui d'un solide viscoélastique ; les essais DMA ne permettent pas d'obtenir exactement la température de transition vitreuse, puisque celle-ci correspond à un phénomène activé thermiquement et non thermo mécaniquement.

1.4.5 : Principes de l'adhésion.

La technique de collage consiste à assembler deux matériaux en appliquant entre eux un adhésif. Ce produit peut se présenter sous forme liquide, pâteuse ou en film. Les films de colle constituent la forme la plus évoluée des adhésifs à performance élevée et donc la plus largement sélectionnée pour les collages structuraux.

L'adhésion peut être définie comme étant un phénomène interfacial dans lequel des forces physiques et chimiques se créent entre deux surfaces mises en contact.

Trois conditions sont à satisfaire pour l'obtention d'une liaison solide [1]:

- la propreté des surfaces à assembler: ceci peut être obtenu par un traitement de surface approprié, physique ou chimique;
- la colle doit mouiller toute la surface à coller;
- la colle doit subir une polymérisation ou une réticulation nécessaire pour entraîner son bon durcissement.

Deux modes de rupture caractérisent un joint collé: rupture adhésive et cohésive.

La première correspond à une rupture au niveau de l'interface colle/substrat, la seconde correspond à une rupture à travers la colle et donc concerne les caractéristiques de la colle. En pratique, les deux modes se produisent en même temps en proportion de 40% cohésive et 60% adhésive [2].

L'évaluation des performances et de la durabilité d'un assemblage collé s'effectue des **tests mécaniques destructifs**. Il s'agit alors de mesurer un paramètre de force ou de déplacement maximal à la rupture. Le paramètre mesuré sera représentatif de l'**adhérence** (force ou travail qu'il faut fournir au système pour en séparer les deux constituants) si la rupture est **adhésive**, c'est à dire si elle se produit à l'interface adhésif/substrat. Si la rupture est **cohésive**, c'est à dire si elle survient au sein de l'adhésif (ou du substrat), la valeur mesurée est caractéristique des propriétés intrinsèques du matériau dans lequel a eu lieu la rupture. Les principales sollicitations mécaniques sont la traction, le cisaillement, le clivage ou le pelage.

Lors de la réalisation d'un assemblage collé, de nombreux **types de défauts** sont susceptibles d'être créés. Ces défauts sont évidemment des sites préférentiels pour l'amorçage de la rupture.

La **porosité** est causée par le départ de produits volatils et l'existence de bulles d'air au cours de la réticulation. La mise sous pression de l'adhésif au cours du cycle de cuisson est censée

réduire ce phénomène. De même, la formulation des adhésifs *modernes* permet de réduire la quantité de volatils créés au cours de la réticulation. La concentration, en une région donnée, de porosités peut conduire à la création de **trous** ou **cavités**. Ces trous peuvent aussi s'expliquer par une quantité insuffisante d'adhésif. Si elles sont localisées à l'interface, les cavités créent des **interfaces non liées** qui peuvent aussi s'expliquer par une mauvaise préparation de surface du substrat. Il est évident que ces types de défauts sont des *zones privilégiées* pour la dégradation de l'interface par l'eau ou par l'oxygène. Les **fissures** au sein de l'adhésif sont dues à l'action de contraintes thermiques au cours de la réticulation. Enfin, les zones de **mauvaise réticulation** peuvent s'expliquer soit par un temps de réticulation insuffisant, soit par une composition inhomogène de l'adhésif. On obtient alors des zones plus faiblement réticulées au sein de l'assemblage collé.

I.4.6 : Mécanismes ou principes théoriques de l'adhésion.

De nombreuses études expliquant l'adhésion ont été proposées pour mieux comprendre les lois régissant les phénomènes d'adhésion et essayer de les expliquer.

I.4.6.1 : La théorie mécanique.

Cette théorie attribue l'origine de l'adhésion à l'accrochage de l'adhésif à la surface des substrats dans les aspérités, les cavités, les pores et les trous [1,3].

I.4.6.2 : La théorie physique de l'adsorption.

Selon cette théorie, l'adhésion est le résultat d'un contact moléculaire entre les deux matériaux et les liaisons de surface qui se développent. Ce phénomène est connu aussi sous la notion de mouillage et fait appel à la tension superficielle entre le substrat et l'adhésif. Généralement, le mouillage des surfaces à coller s'explique par des critères thermodynamiques, comme élaborés dans la référence [4].

Vraisemblablement, une adhésion permanente est le résultat des forces d'attraction moléculaire. Également, des liaisons **chimiques** peuvent être à l'origine des liaisons cohésive et adhésive. Ces liaisons sont d'origine ioniques, covalentes, métalliques et des liaisons de **Van Der Waals** [1].

I.4.6.3 : La théorie de la diffusion.

Cette théorie repose sur le phénomène de diffusion et considère l'adhésion comme étant le résultat de l'inter-diffusion des molécules entre les deux surfaces de polymères en contact [1]. Cette théorie concerne principalement les assemblages entre deux polymères.

I.4.6.4 : La théorie électrostatique.

En l'absence de groupes réactifs, le mécanisme dominant l'adhésion est l'attraction électrostatique polaire entre l'adhésif et l'adhérent. Ce sont des forces dispersives ou liaisons de London qui se produisent par l'interaction permanente de deux dipôles. En effet, ces liaisons d'attraction entre le substrat et l'adhésif contribuent d'une manière très significative à produire une rupture cohésive dans la colle [6-7].

I.4.6.5 : La théorie de la faible zone (weak boundary layer W.B.L).

Cette théorie basée sur l'hypothèse, dite des zones de faible cohésion (W.B.L), indique que la rupture d'un assemblage collé ne peut être adhésive, mais se produit toujours dans une zone de faible cohésion, située plus ou moins proche de l'interface. Cette théorie ne constitue pas, en soi, une théorie de l'adhésion mais elle peut fournir une explication de certaines ruptures de joints collés.

En résumé, l'adhésion peut être examinée à l'aide de différentes théories. Cependant, aucune d'entre elles n'est capable, à elle seule, d'expliquer de manière pleinement satisfaisante la totalité des phénomènes observés. En général, ce sont plutôt plusieurs de ces mécanismes qui entrent en jeu dans le phénomène d'adhésion. Néanmoins, quelles que soient les théories prises en compte, les forces d'adhésion d'un adhésif sur un substrat dépendent essentiellement de la compatibilité chimique substrat/adhésif, de l'aptitude de ce dernier à mouiller le substrat et de la propreté et la régularité des surfaces qui entrent en contact. De petites quantités d'impuretés, des gaz adsorbés ou de légères couches d'oxyde auront pour effet de modifier considérablement les forces d'adhésion.

I.4.7 : Analyse mécanique des joints collés.

Les paramètres déterminant la force et l'efficacité d'un collage sont extrêmement nombreux puisqu'il faut tenir compte des matériaux, des préparations de surface, de la nature de l'adhésif de la géométrie de l'assemblage et du type de sollicitation, de la durée de vie, des effets de fatigue et du vieillissement. Généralement, la performance d'un assemblage collé est soit obtenue par la détermination des caractéristiques de la colle ou par des tests sur le joint à la rupture ou encore les deux ensemble. Dans l'analyse d'un joint collé, il est fortement recommandé de déterminer le module élastique, le module de cisaillement, le coefficient de Poisson, la déformation et la contrainte de cisaillement ultime. La résistance à la rupture d'un joint collé dépend, en partie, de la nature de l'environnement et des efforts qu'il subit sous sollicitation. Les quatre principaux types de chargement auxquels il peut être soumis sont: la traction, le cisaillement, le clivage et le pelage.

I.4.7.1 : Essai de cisaillement par traction.

Dans le cas d'un joint travaillant sous tension, les contraintes sont perpendiculaires au plan du joint et les forces sont ainsi distribuées uniformément sur l'intégralité de la surface. L'application des contraintes de cisaillement a également pour effet une répartition uniforme des forces sur la totalité de la surface du joint, mais dans ce cas, elles s'exercent parallèlement au plan du joint. Ainsi, tout l'adhésif contribue à la résistance de la structure collée.

Le joint à simple recouvrement constitue un type d'essai normalisé, cet essai demeure un outil de comparaison entre les adhésifs puisque la distribution des contraintes n'est pas uniforme le long du recouvrement et à travers l'épaisseur de l'adhésif [8-11]. Par ailleurs, plusieurs facteurs ont une influence sur la résistance en cisaillement par traction de cet assemblage. En plus des méthodes de mise en œuvre, de préparation des surfaces et des caractéristiques physico-chimique de l'adhésif, la résistance du joint dépend d'autres variables reliées aux dimensions de l'assemblage et à l'épaisseur de joint collé.

L'augmentation de la déformation du joint avec la charge dépend de la rigidité du substrat. La distorsion particulièrement importante aux extrémités engendre des forces de décollement dans la direction normale au plan du joint. Ces efforts sont principalement engendrés par la présence d'un couple causé par le fait que les forces de traction ne sont pas alignées avec le centre du joint [9, 12-13]. L'utilisation du joint à simple recouvrement à mi-épaisseur est en effet une des solutions pour permettre d'éviter ces efforts indésirables. De plus, le joint à

double recouvrement *est* très courant dans les assemblages collés permettant ainsi l'optimisation des efforts du pelage aux extrémités. En effet, cet assemblage n'est pas soumis au moment de flexion, contrairement au joint à simple recouvrement. Toutefois, le phénomène de concentration de contraintes aux extrémités du joint est toujours présent, en raison des déformations différentielles du substrat et de l'adhésif.

1.4.7.2 : Essai de pelage.

L'essai de pelage, tout comme celui du joint à simple recouvrement, ne peut être utilisé que sur une base comparative puisque les contraintes ne sont pas uniformes. Plusieurs formes de pelage existent pour déterminer la performance des adhésifs structuraux dont l'essai de pelage en T, qui est le plus utilisé. Comme le clivage, le pelage favorise également la concentration de contraintes sur une mince ligne d'adhésif et ainsi seule une faible partie de celui-ci supporte la charge, le reste ne supportant aucun effort [13]. L'essai de pelage connu sous le nom "Boeing Wedge Test" simule d'une manière quantitative les forces et les effets d'environnement d'un joint collé à l'interface entre le substrat et l'adhésif. Il représente ainsi l'essai le plus utilisé pour prédire la durabilité des assemblages collés et le contrôle de la qualité des traitements de surface.

1.4.7.3 : Essai de clivage.

Ce type d'essai est rarement énuméré dans les publications et ouvrages scientifiques. Cependant, il est plus pratique de tester l'adhésif en clivage pour déterminer sa résistance à supporter des contraintes d'arrachement et sa durabilité avant l'assemblage final [14].

1.4.7.4 : Essai de cisaillement par torsion.

Dans l'essai de cisaillement en torsion, le joint est soumis à une contrainte de cisaillement pure, sans les complications apportées par des contraintes bi et tri-axiales additionnelles. En effet, le spécimen ne subit pas de changements dimensionnels engendrés par des déformations différentes entre le substrat et l'adhésif et par l'effet de Poisson. Le joint annulaire bout à bout est considéré comme le plus précis pour déterminer la résistance et la rigidité en cisaillement d'adhésifs structuraux. Pour des raisons pratiques, le joint tubulaire est appelé à un grand développement dans le domaine du génie civil car il permet de remplacer les techniques de liaison de tubes de distribution de fluides telles que le brasage, le soudage ou le soudo-brasage

[15-16]. Plusieurs ouvrages techniques ont été consacrés à l'étude de ce type de joint. Entre autres, Lubkin et al. [17], Adams et al. [18] sont parmi les premiers à étudier le joint tubulaire en torsion. Les contraintes ont été analysées de la même manière que celles d'un joint à simple recouvrement.

I.4.8 : Techniques pour prédire la résistance d'un joint collé.

Une meilleure connaissance de la distribution des contraintes et déformations dans un joint collé, ainsi que les facteurs qui les influencent, permettent d'en optimiser la résistance mécanique. En général il existe trois méthodes largement acceptées qui sont utilisées pour prédire la performance des joints collés.

La première approche fait appel à une analyse élasto-plastique des contraintes et déformations exprimées par des solutions analytiques rapprochées. Ainsi, la rupture du joint est considérée de se produire pour une déformation en cisaillement critique d'adhésif [10,19].

L'autre approche utilise la méthode des éléments finis et considère que les matériaux ont un comportement élasto-plastique et l'adhésif ne contient aucun défaut. Il a été suggéré que le critère de la contrainte maximale donne de meilleurs résultats pour des adhésifs fragiles. Par contre, le critère de la déformation principale serait la meilleure approche pour les adhésifs ductiles [8]. L'analyse mécanique linéaire élastique de la rupture [LEFM] est l'une des approches proposées pour la mesure de la ténacité des adhésifs en mode I, mode II et le mode mixte I et II [20]. Anderson et De Vries [21] ont utilisé le taux de relâchement d'énergie critique et une fissure de longueur prédéterminée dans l'adhésif pour suggérer une relation entre ces paramètres et la résistance à la rupture des joints circulaires en butée.

I.4.9 : Conclusion.

Les améliorations constantes de la formulation des adhésifs a permis au collage de s'imposer comme une technique de choix pour la réalisation d'assemblages structuraux à hautes performances mécaniques.

Le collage structural se retrouve partout, dans des secteurs de haute technologie comme l'aéronautique, l'automobile et le Génie Civil.

Chapitre II : RENFORCEMENT DES STRUCTURES METALLIQUES A L'AIDE DES MATERIAUX COMPOSITES.

II.1 : Coque sous compression axiale

Dans ce chapitre nous nous intéressons en particulier au cas du flambage plastique des coques épaisses $R/t=17$ à 41 et $1.9 \leq L/R \leq 2.6$ et les coques semi épaisses $R/t=41,5$ et $L/R=2,4$ renforcées par composite.

R : rayon extérieur du cylindre

T : épaisseur du cylindre

L : longueur du cylindre

Nous analysons le comportement au flambage de la coque métallique renforcée par un matériau composite multicouche, sous chargement de compression axiale. Les effets de la couche composite sont évalués, tant du point de vue de la capacité portante que des rigidités initiales ou suite à la plastification de l'acier. L'effet de la qualité de l'interface acier/composite est aussi évalué afin de quantifier l'effet de la liaison (adhérence ou pas). Enfin la simulation à l'aide du code ABAQUS de l'ensemble des essais permet de disposer ensuite d'un outil validé qui permettrait le dimensionnement.

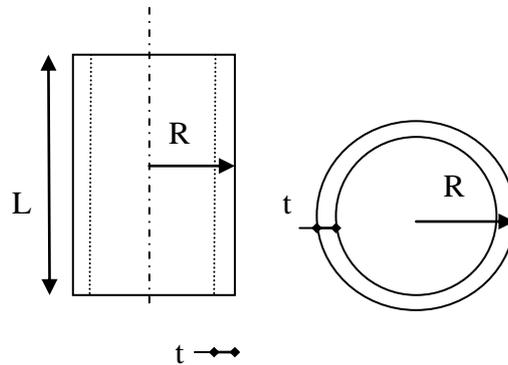
II.2 : Renforcement des coques épaisses en acier doux

II.2.1 : Définition du problème

Les coques sont des cylindres en acier doux découpés d'un tube long, les surfaces des bords sont ensuite usinées puis des conditions aux limites d'encastrement par insert rigide ou bridage pour certains cas sont intégrées. Ces coques seront renforcées par une couche jusqu'à huit couches de TFC. Le rapport $R/t = 17$ garantit un flambage plastique (Tableau II-1). Les matériaux utilisés sont l'acier doux et le composite TFC (Tissu de fibre de carbone).

L'épaisseur t est une épaisseur totale du composite acier/TFC où $t = t_a + n t_c$ avec t_a l'épaisseur de la coque en acier, n est le nombre de couches de TFC appliqué sur la coque, et $t_c = 0.43$ mm l'épaisseur fictive d'une couche de TFC qui correspond à l'épaisseur du tissu sans résine.

L'acier doux exhibe en générale un comportement classique avec un premier plateau de ductilité suivi par un durcissement (Tableau II-1) et (Figure II-1). Le TFC est un matériau élastique orthotrope.

**Figure II-1** Géométrie de spécimen

Spécimen	Diamètre extérieur (mm)	Épaisseur (mm)	Hauteur (mm)	matériaux	Rapport R/t	Rapport L/R
	2R	t_a	L			
	159,7	4,5	150	Acier doux	17,7	1,88

Tableau II-1 Les dimensions.

Caractéristiques de l'acier doux	E(MPa)	σ_E (MPa)	σ_U (MPa)	$\sigma_{0,2\%}$ (MPa)	ν
	204866	319	480	342	0,3

Tableau II-2 les caractéristiques mécaniques de l'acier doux.

Contrainte(MPa)	316.524	344.602	355.781	411.817	430.767	462.816
déformation	0.000	0.023	0.026	0.056	0.072	0.109

Tableau II-3 La courbe plastique de l'acier doux a injecté dans ABAQUS.

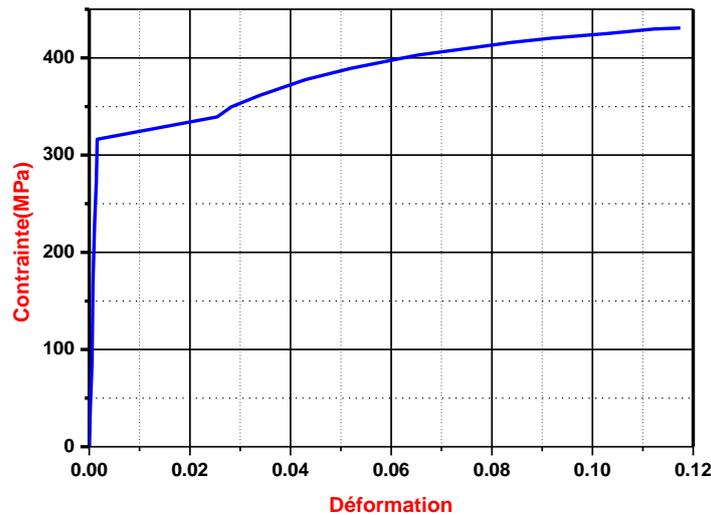


Figure II-2 Courbe traction nominale de l'acier doux.

Caractéristiques de TFC	E_1	E_2	E_3	Nu_{12}	Nu_{13}	Nu_{23}	G_{12}	G_{13}	G_{23}
	12836	12442	12442	0.15	0.14	0.14	384	257	257

Tableau II-4 Les caractéristiques mécaniques de TFC

II.2.2 : Model numérique sous ABAQUS

Nous avons utilisé les éléments de coque S8R et S4R basé sur une cinématique de type Koiter-Sanders, ces éléments sont généralement bien adaptés pour le calcul des coques minces ou semi épaisse. Le choix d'une approche de type multicouche exclu de fait les problèmes d'interface ou liaison acier/composite. Ceci est conforme à l'hypothèse d'adhérence parfaite. Les conditions aux limites traduisent une symétrie sur les deux bords, un encastrement à la base et un blocage de tous les degrés de libertés sauf le déplacement axial U_z en partie haute. Pour éviter que le TFC ne travaille en compression au début du chargement (afin d'être conforme à la réalité expérimentale) la section moyenne du chargement à été déplacé « avec un offset » de tel sorte que l'effort de compression soit transmis directement à la couche acier. Le calcul incrémental est mené en déplacement imposé.

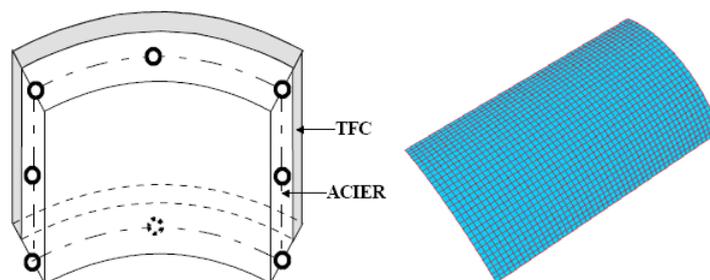


Figure II- 3: Le modèle coque multicouche - Maillage retenu pour $\frac{1}{4}$ de coque

II.2.2.1 : Caractéristiques mécaniques et géométrique de spécimen en acier doux

Le modèle retenu pour étudier le renforcement des coques métalliques, étant un cylindre de diamètre extérieur $R=80\text{mm}$, épaisseur $t=4.5\text{mm}$ et de longueur $L=150\text{mm}$. Les caractéristiques mécaniques du cylindre sont représentées dans le (tableau II.5) et (tableau II.6).

Caractéristiques de l'acier doux	E(MPa)	σ_E (MPa)	σ_U (MPa)	$\sigma_{0,2\%}$ (MPa)	ν
	204866	319	480	342	0,3

Tableau II-5 les caractéristiques mécaniques de l'acier doux

L'étude du flambage est une étude dynamique, pour laquelle le logiciel ABAQUS demande l'incorporation de la vraie courbe contrainte déformation du matériau acier doux. La courbe vraie est représentée sur la (figure II-4).

Contrainte(MPa)	316.524	344.602	355.781	411.817	430.767	462.816
déformation	0.000	0.023	0.026	0.056	0.072	0.109

Tableau II-6 La courbe plastique de l'acier doux a injecté dans ABAQUS.

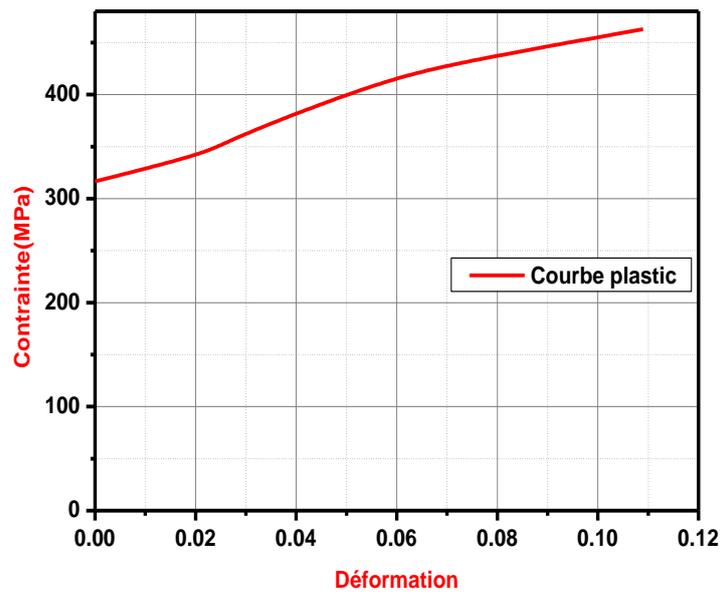
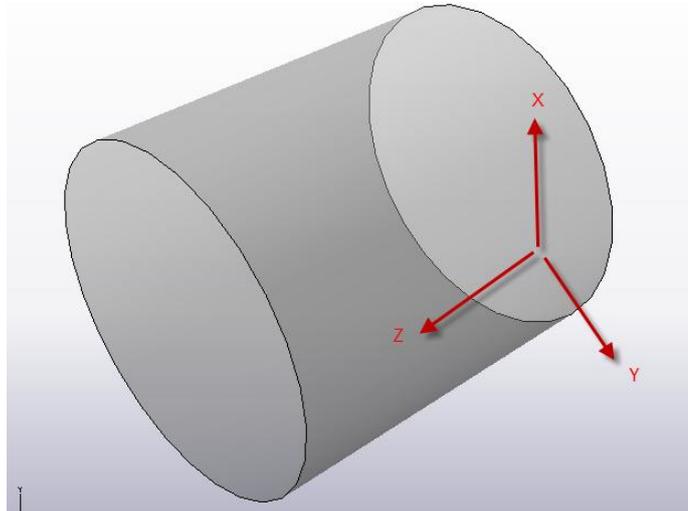


Figure II-4 : La courbe plastique vraie de l'acier.

II.2.2.2 : Modélisation sous ABAQUS

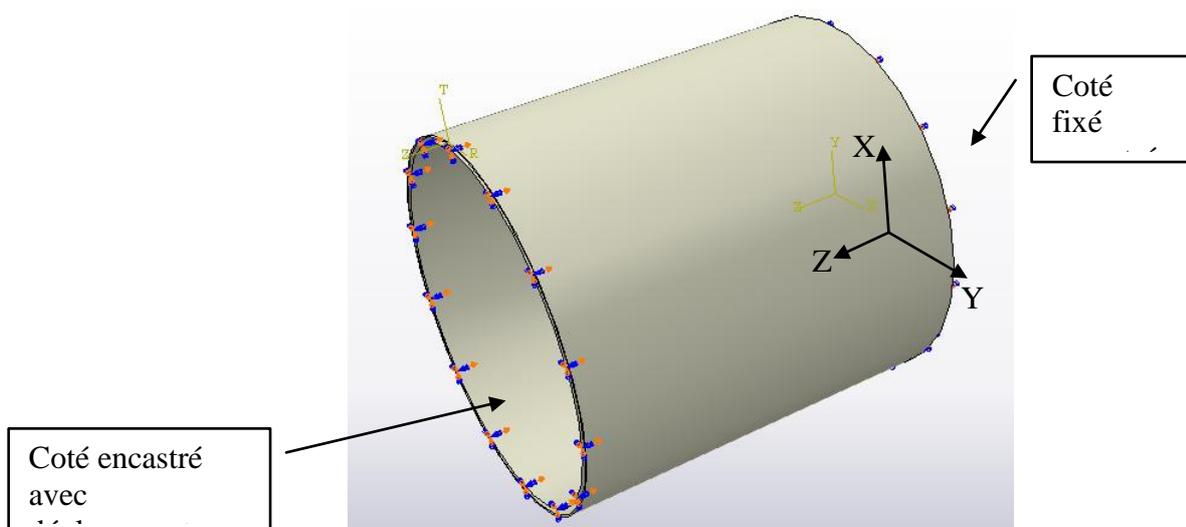
II.2.2.2.1 : Modèle part

Dessin du modèle un cylindre sous ABAQUS, élément part



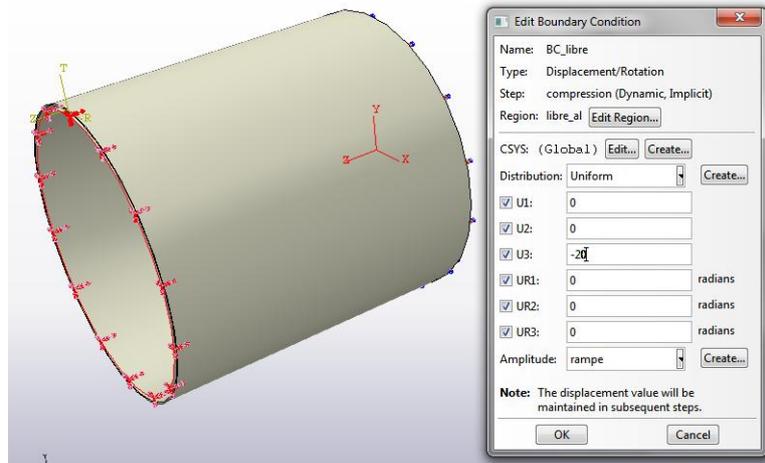
II.2.2.2.2 : Les Conditions aux limites

Pour les conditions aux limites, le cylindre est encastré, fixé d'un côté et encastré de l'autre côté avec un déplacement imposé



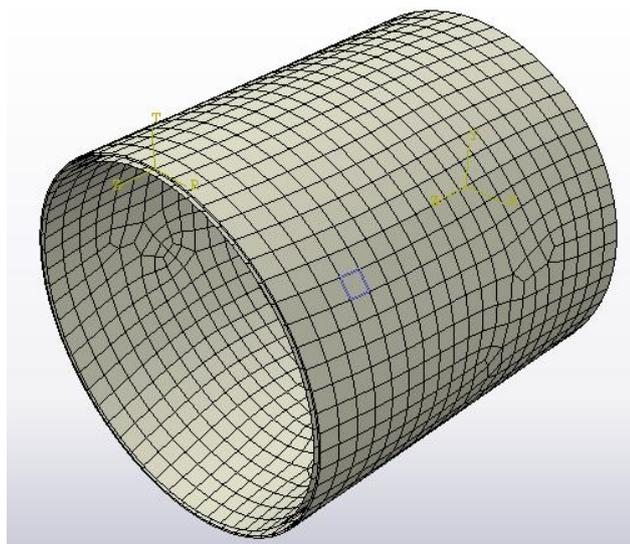
II.2.2.3 : Le chargement

Pour le chargement nous avons imposé un déplacement suivant l'axe des z, $U_z=20\text{mm}$.

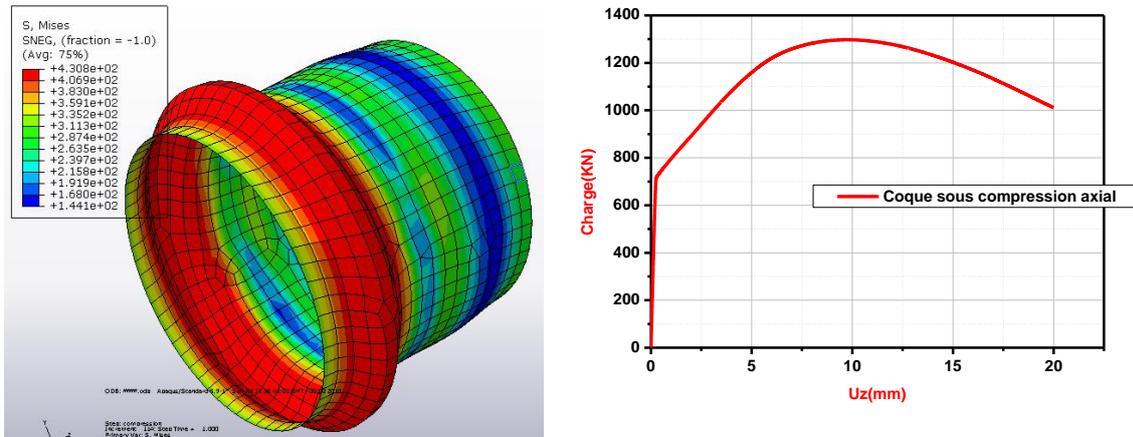


II.2.2.4 : Le maillage

La structure a été maillée avec des éléments S4R



II.2.2.5 : Les résultats



II.2.3 : Essais de compression sur coque témoin

L'étude du flambage [25-28] de la coque acier nous permet de confirmer un flambage plastique progressif qui se traduit par l'apparition et l'évolution d'un mode axisymétrique, à chaque extrémité de la coque. L'effondrement ou branche descendante de la (Figure II- 5) traduit la localisation du soufflet à une extrémité. Le déplacement radial n'est pas bloqué mais gêné par les frottements à l'interface coque/plateau de la presse. La mise en place du composite vise essentiellement un gain sur la capacité portante. L'objectif est donc de bloquer ou retarder l'apparition et l'évolution du mode critique. Un renforcement de la direction axiale ne peut conduire à un gain substantiel, d'une part vu la faible rigidité en compression du composite choisi comparativement à la couche acier, d'autre part, le flambage se produisant par une évolution radiale, la direction circonférentielle est privilégiée.

La direction optimale ou sens chaîne est donc positionnée selon la circonférence de la coque, afin d'induire un confinement qui limitera l'expansion radiale.



Figure II-5 : Mode de flambage « extensionnel » [25]

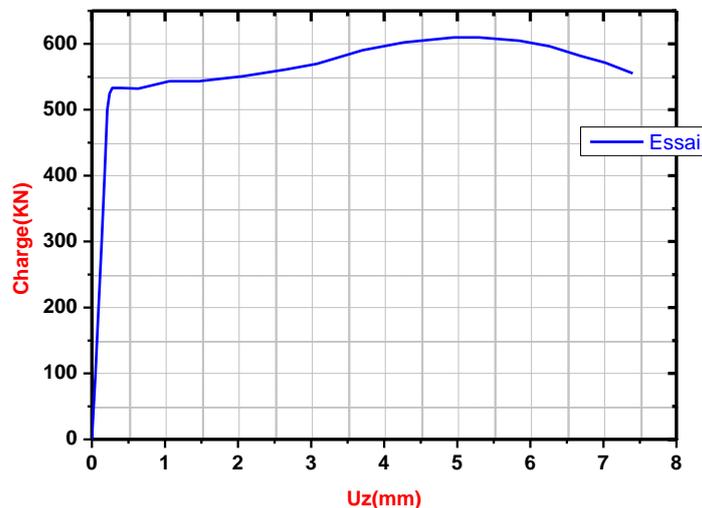


Figure II-6 : courbe expérimentale charge déplacement [25]

II.2.4 Comportement et mode de flambage : La coque témoin

Le calcul montre un flambage de la coque zéro. Des soufflets axisymétriques se développent à chaque extrémité de la structure. Dans la phase initiale linéaire, le comportement est classique avec l'effet tonneau ou effet poisson, puis l'onde axisymétrique apparaît et évolue jusqu'à la rotule plastique qui correspond au point limite. La corrélation essai/calcul est très sensible au type de loi de comportement utilisée, Des études paramétriques nous ont permis de retrouver le comportement global de la coque.

II.2.5 : Etude de nombre des couches TFC et leur influence sur la capacité portante

Pour la simulation numérique nous avons utilisé le code aux éléments finis ABAQUS. La méthodologie de calcul adoptée est la suivante: Un calcul incrémental avec prise en compte du non linéarité géométrique et de la non linéarité matériau au travers d'une loi élastoplastique avec écrouissage isotrope.

II.2.5.1 : Résultats expérimentaux

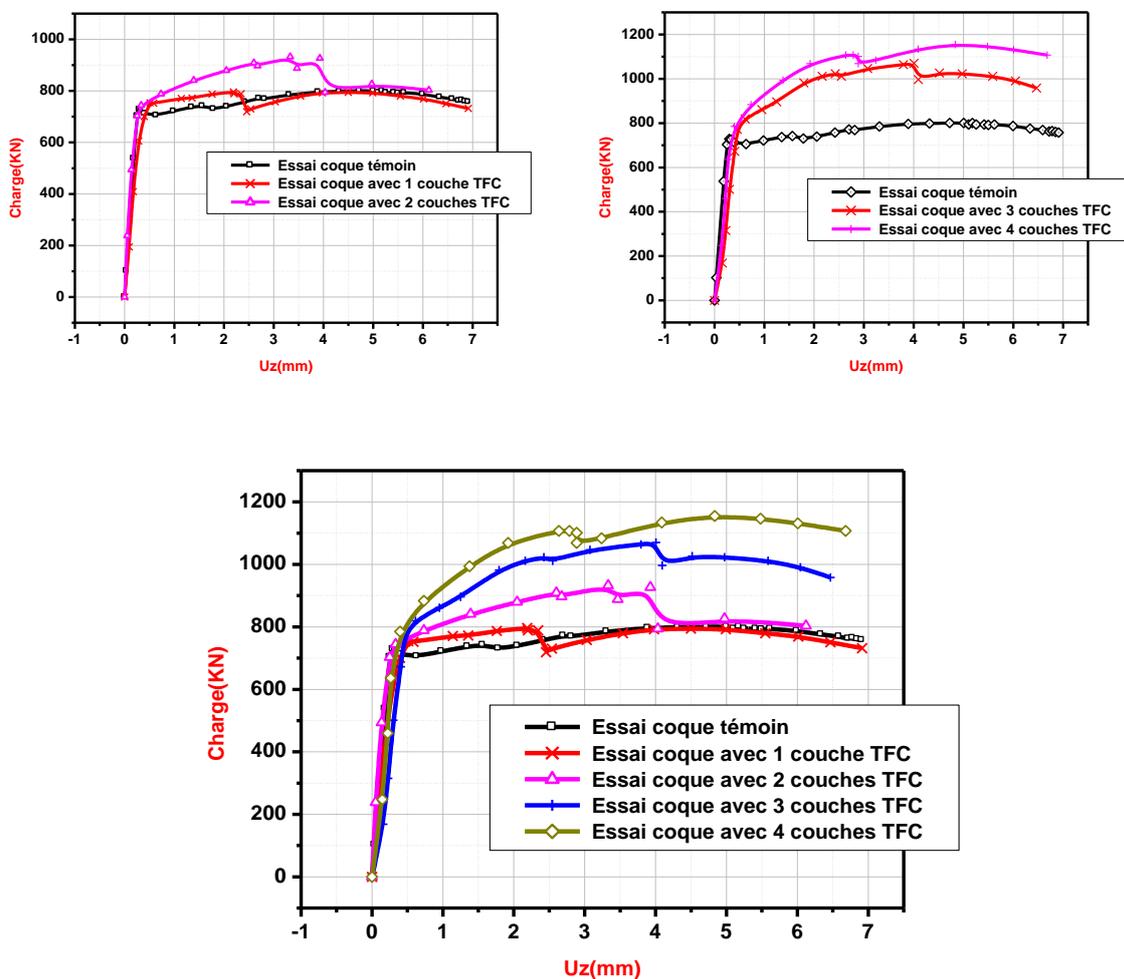


Figure II- 7: Apport du TFC en termes de capacité portante

II.2.5.2 : Interprétation des résultats expérimentaux [25] :

Le comportement mécanique de la coque renforcée par une couche de TFC peut être caractérisé par 3 phases comme décrit à la (Figure II- 8). Une 1^{ère} branche élastique (1) insensible au renforcement, nous retrouvons la même rigidité initiale car le gain induit par le composite dans la direction axiale est très faible comparativement à la rigidité de la coque acier. Un comportement non linéaire (2) traduisant l'interaction de la non linéarité géométrique, début des grands déplacements liés au flambage, et la non linéarité matériau ou plastification de l'acier. Les chutes brutales de la charge (3) correspondent aux ruptures de fibres ou endommagement du TFC (effet dynamique) et aux redistributions de contraintes permettant un regain de charge. Le composite permet un accroissement de la capacité portante avec plus de 30% de gain pour trois couches de TFC. A partir de 3 couches, le mode de flambage change; le mode extensionnel axisymétrique laisse place à un mode 3 ou 4 quasi-inextensionnel. Suite à l'effondrement des caractéristiques mécaniques de l'acier les efforts sont repris par le composite, d'où l'amélioration de la capacité portante de la structure (le TFC conserve ses caractéristiques mécaniques).

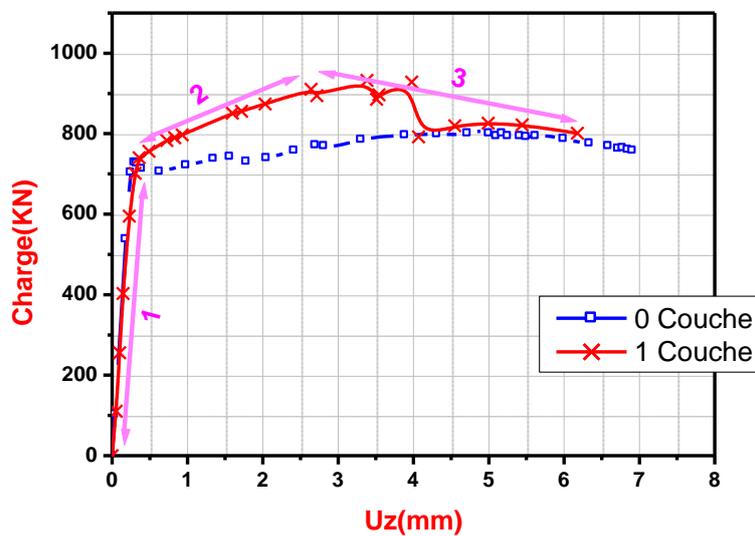


Figure II-8 : Comportement mécanique de la coque renforcée

II.2.5.3 : Résultats numériques de code ABAQUS

Les résultats suivantes obtenue par le calcul d'une cylindre en acier doux avec les dimensions ($R=79.85$ mm, $t=4.5$ mm et $L=150$ mm) renforcée par TFC avec nombre des couches varie entre zéro jusqu'à quatre ($n=0,1,2,3$ et 4) chaque couche a une épaisseur de $t_{TFC}=0.43$ mm, l'adhérence entre l'acier et le TFC est assuré par une colle époxy des propriétés mécaniques (module de Young 1485MPa et coefficient de poisson 0.3) et une épaisseur de $t_c=0.2$ mm, la partie inférieure du cylindre encastré (blocage tous les DDL) ainsi que la partie supérieure mais cette fois ci avec un déplacement imposé selon l'axe (z) du cylindre $U=20$ mm, le chargement est un effort de compression, le comportement du matériaux est un comportement élastoplastic.

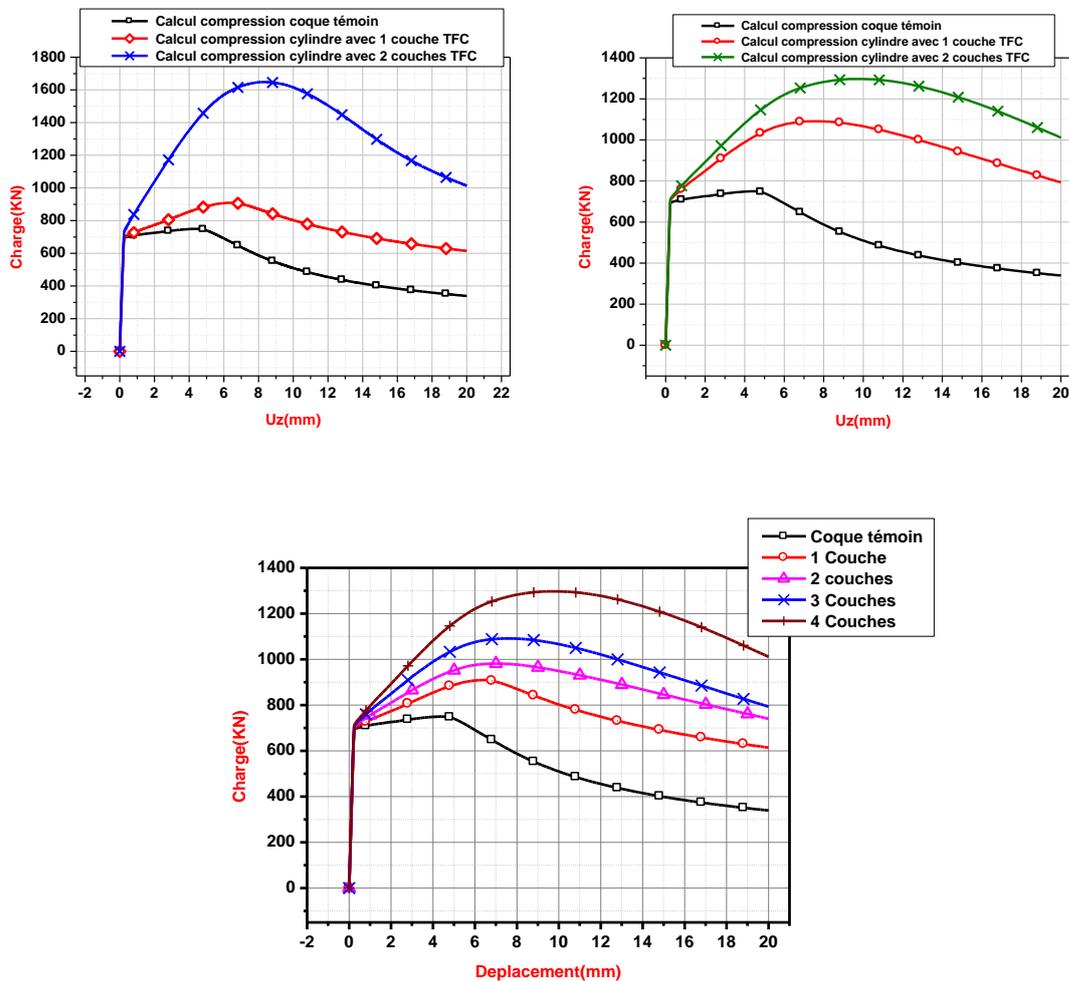


Figure II- 9 : Gain sur la capacité portante

II.2.5.4 : interprétation des résultats numériques

Les courbes du graphe (figure II-9) sont superposés dans la première partie élastique ce que dit que les couches de TFC n'ont aucun rôle dans le domaine élastique dans ce cas le gain apporté par le TFC est presque nul, dans la deuxième partie de graphe (à la plastification des matériaux) les couches de TFC déclenche une résistance, la troisième partie de graphe montre l'effondrement du spécimen mais la charge de cession du cylindre augmentée avec l'accroissement du nombre des couches de TFC ce qui confirme que le nombre des couches influe sur la capacité portante de cylindre renforcé.

II.2.5.5 : Comparaison des résultats expérimentaux et numériques

II.2.5.5.1 : La coque témoin

Sur la (Figure II-10), la corrélation essai/calcul est très correcte en terme du comportement initial (précritique) en terme de charge ultime (l'écart est <1%), et en terme de mode critique. Après le plateau qui correspond à l'atteinte du plateau de ductilité du matériau acier en termes de contraintes, les courbes essai/calculs s'écartent. Cela peut s'expliquer par les conditions aux limites expérimentales qui ne correspondent pas à un encastrement parfait, l'amplification de ce mode ainsi que les imperfections des conditions aux limites favorisent l'apparition d'un mode d'ovalisation (Figure II- 11). Durant l'essai nous avons bien un mode 0 de part et d'autre de la structure mais durant l'effondrement (branche descendante, il y a eu localisation avec ovalisation du mode 0 d'un seul côté puis couplage au mode 2 ou ovalisation.

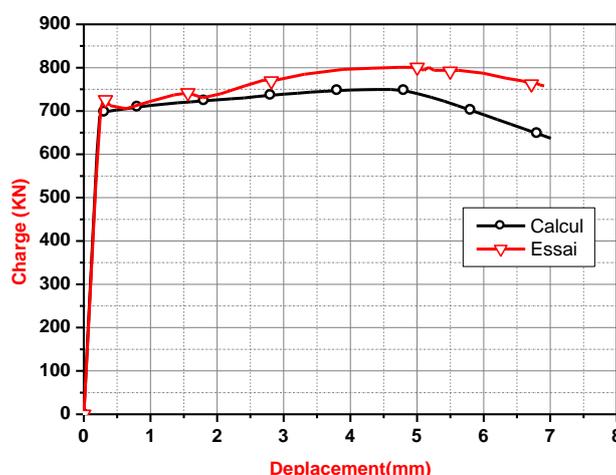


Figure II- 10 : Comparaison Essai/Calcul.

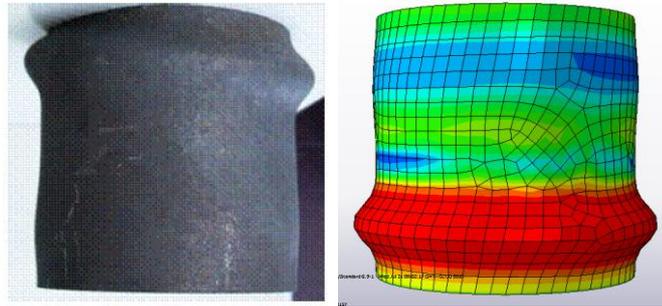


Figure II- 11: Mode de flambage : Expérimental (soufflet axi + ovalisation) et mode critique numérique.

II.2.5.5.2 La coque renforcée

L'application du tissu TFC nous permet d'augmenter la capacité portante de la structure près de 20% dans le cas d'un renforcement avec une couche et plus de 30% dans le cas de deux couches pour les deux configurations de calcul (Figure II-12), le mode critique observé est extensionnel confiné vers les bords (Figure II- 13).

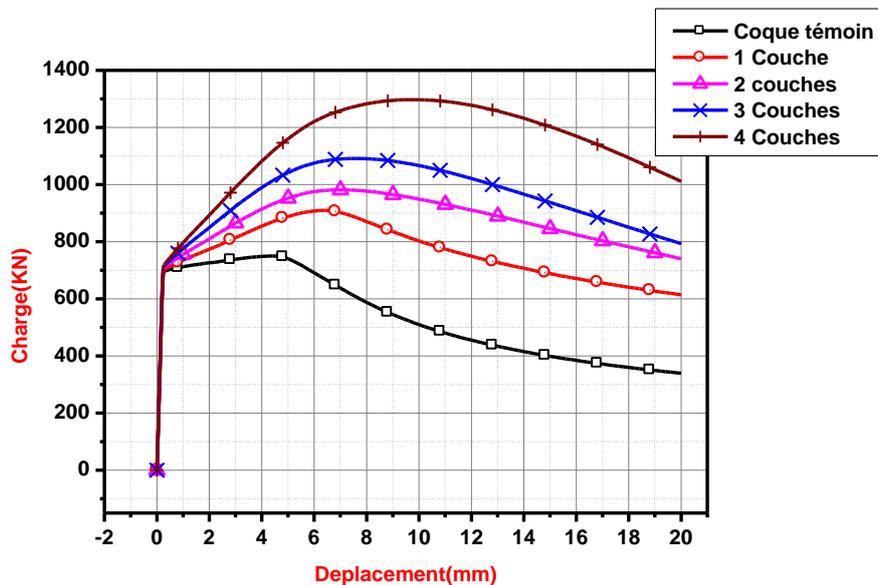


Figure II- 12 : Apport de la couche TFC en fonction de nombre des couches

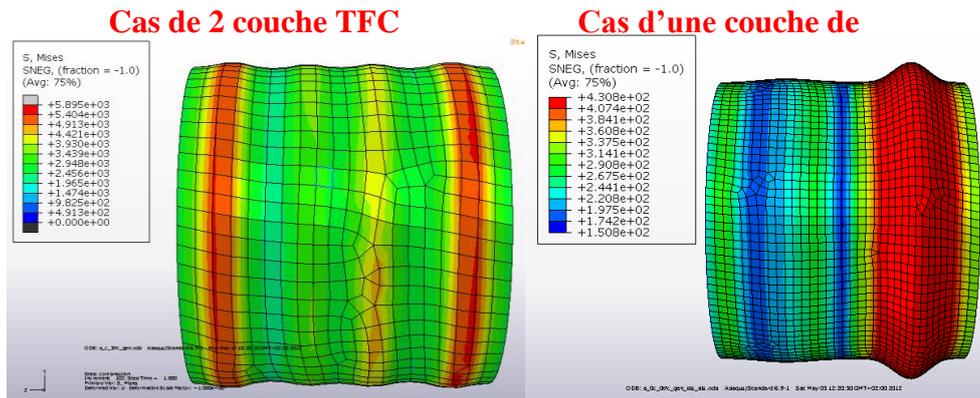


Figure II- 13 : Contraintes Von mises dans l'acier

La corrélation essai/calcul nous permet de conclure que dans le cas d'un renforcement avec une et deux couches de TFC, les calculs reproduisent parfaitement la première branche élastique, le début de plastification, la première partie du comportement non linéaire ainsi que le mode de flambage (Figure II- 14). L'écart essais/calcul apparaît dès qu'il y a un endommagement par rupture localisée du TFC qui n'est pas pris en compte dans notre modèle de base. Les calculs surestiment donc la tenue de la structure. Nous avons une 1er branche insensible au renforcement, nous retrouvons la même rigidité initial, la 2ème branche représente un comportement non linéaire caractérisant l'interaction de la non linéarité géométrique et le début des grands déplacements liés au flambage et la non linéarité matériau (plasticité de l'acier). La 3eme branche correspond à l'effondrement de la coque lors de la décharge et aussi à l'installation du mode post-critique, (Figure II- 15).

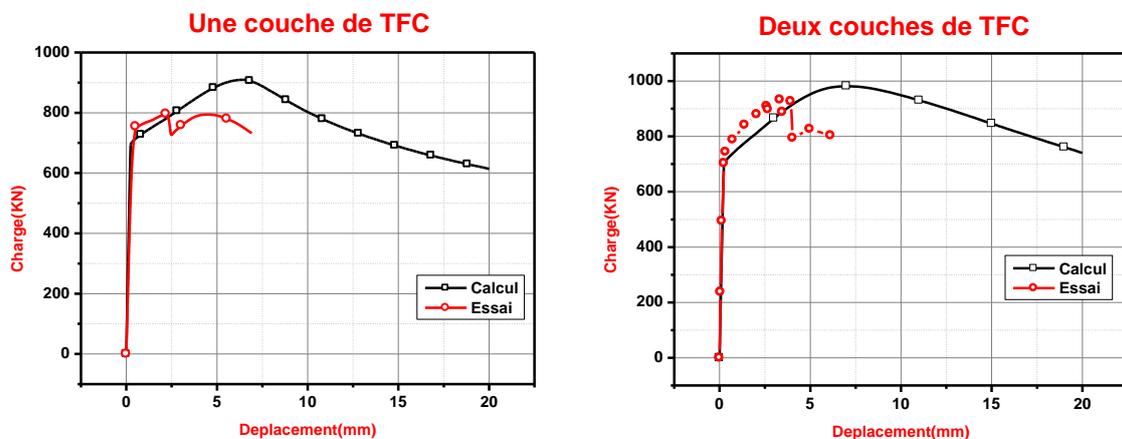


Figure II- 14 : Corrélation des résultats numériques et expérimentaux

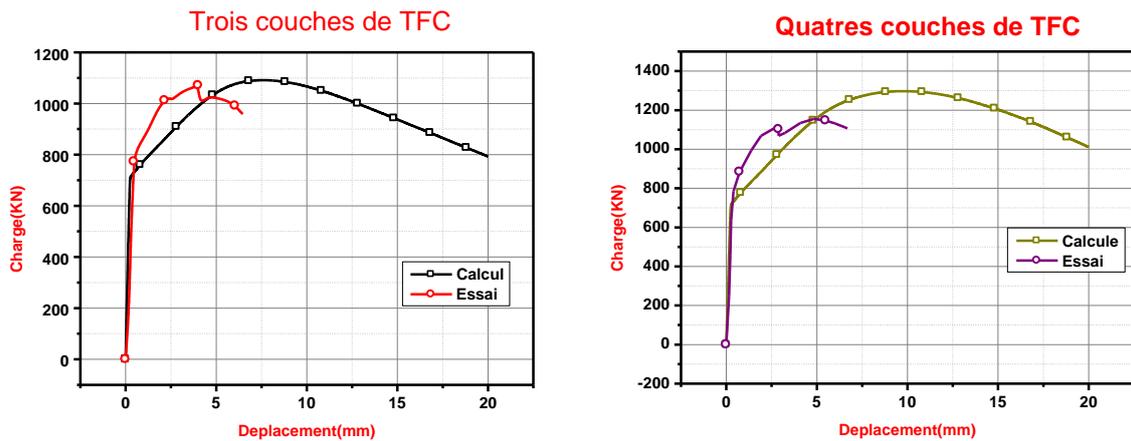


Figure II- 15 : Corrélation des résultats numériques et expérimentaux

II.2.6 : Etude de la liaison acier/TFC

Deux configurations ont été testées [25], pour la première le renforcement est directement appliqué sur l'acier et la deuxième avec adhérence comme monte sur la (figure II-16)



Figure II-16 Application de l'adhésif sur une coque métallique

II.2.6.1 : Résultats expérimentaux [25]

La présence d'un adhésif empêche la liaison du TFC sur l'acier. Les essais montrent que la capacité portante est inchangée, avec près de 3% d'écart, bien que le comportement précritique diffère. Dans le cas de non adhésion, le jeu à l'interface retarde la mise en traction du composite qui s'initie dans le cas « adhérence » dès l'initiation du flambage. Lorsque le mode est suffisamment évolué, l'acier vient en contact du composite et le multicouche acier/composite fonctionne comme dans le cas de l'adhésion parfaite (Figure II- 17) et (Figure II- 18).

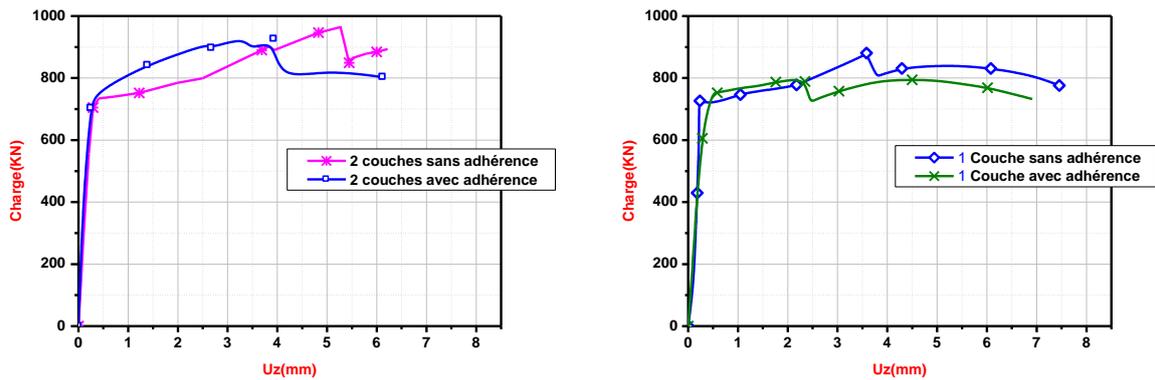


Figure II-17 Effet de l'adhésif pour 1 et 2 couches de TFC, [25]

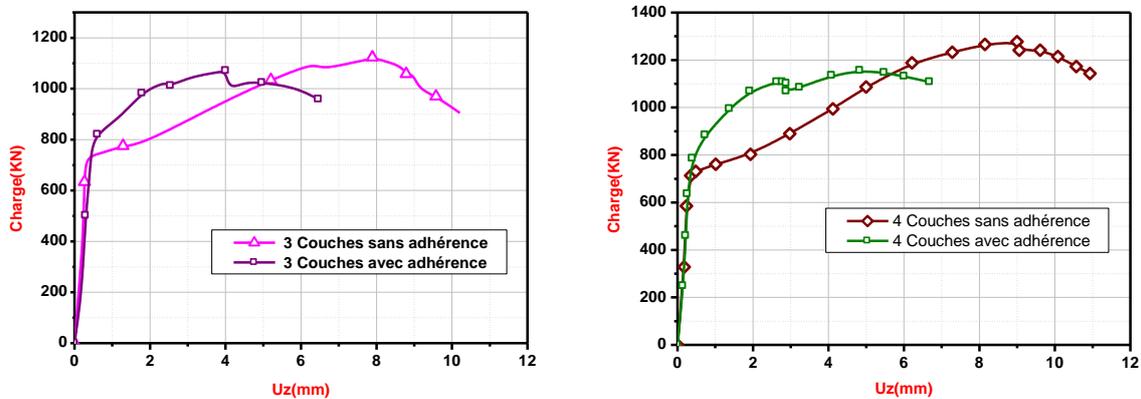


Figure II-18 Effet de l'adhésif pour 3 et 4 couches de TFC, [25]

II.2.6.2 : Interprétation des résultats expérimentaux

La présence d'une interface entre l'acier et le TFC améliore donc légèrement la performance du renforcement. Ceci peut s'expliquer par le fait qu'en présence d'une interface le tissu travaille uniquement en traction, la diffusion de l'effort de compression étant limité. Ces essais nous ont permis de conclure que la liaison acier /composite n'est pas fondamentale pour ce qui est de la capacité portante. Si seul la capacité de la coque nous intéresse, le modèle numérique peut se baser sur l'hypothèse d'une liaison parfaite. Le gain sur la capacité portante en fonction du nombre de couches de TFC est donc démontré quel que soit la nature de la liaison acier/TFC du moment qu'il n'existe pas de jeu important, car ce dernier permettrait l'initiation du flambage et son évolution jusqu'au moment du contact entre les couches.

II.2.6.3 : Résultats numériques calculé par le code ABAQUS

Dans cette partie on utilise les mêmes caractéristiques mécaniques et géométriques de l'acier et le TFC utilisées dans l'étude de nombre des couches mais sans adhésif ainsi que le type de maillage, les conditions aux limites et le type de chargement, dans le model du code ABAQUS le frottement existe entre le spécimen en acier et le TFC simuler par une interaction de type **Tangentiel behavior** avec un coefficient de frottement de 0.5, les résultats obtenue sont sur les graphes (Figure II-19) , (Figure II-20) et (Figure II-21)

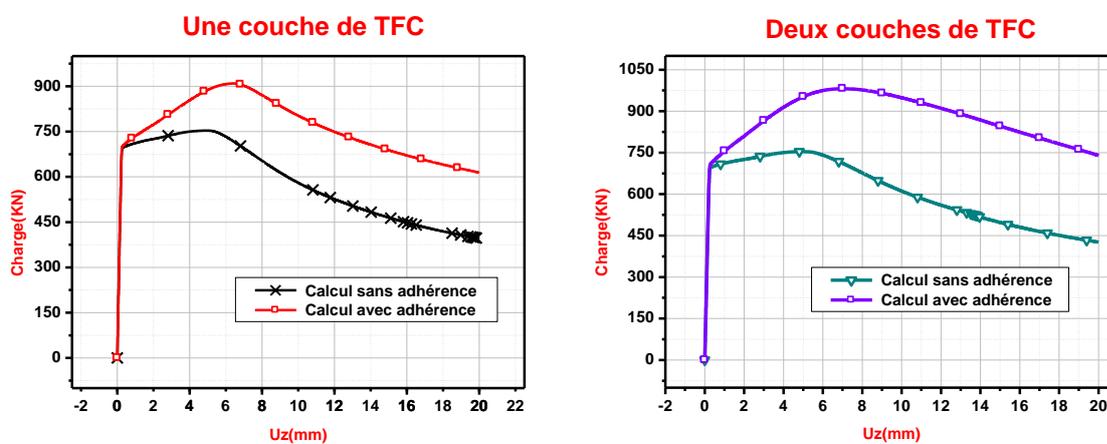


Figure II-19 Calcul cylindre renforcée par TFC avec et sans adhérence
(Cas d'une et deux couches TFC)

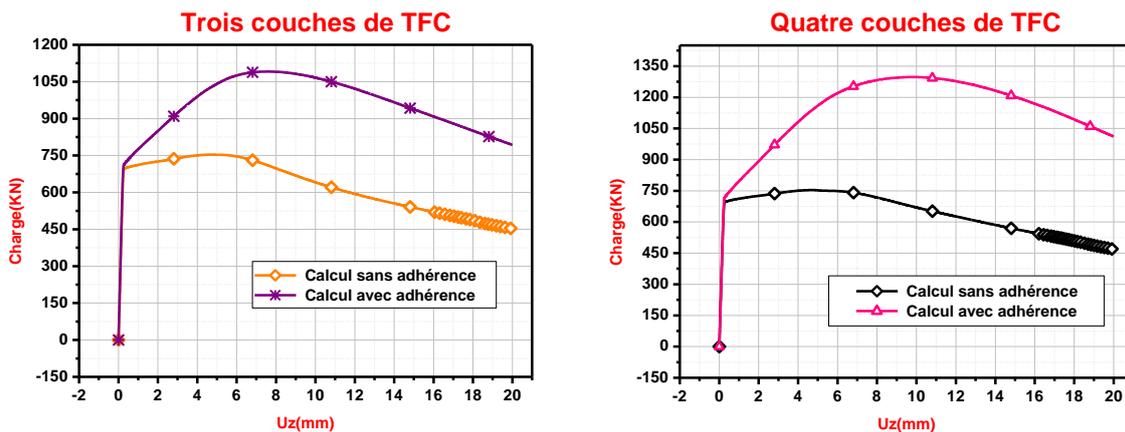


Figure II-20 Calcul cylindre renforcée par TFC avec et sans adhérence
(Cas de trois et quatre couches TFC)

II.2.6.4 : Interprétation des résultats numériques

Le résultat obtenu montre que dans la première branche (domaine élastique) les 9 courbes de la (figure II-21) sont superposées parce que dans ce domaine élastique le TFC ne fonctionne pas, seul le cylindre d'acier qui supporte la charge exercée sur l'ensemble. Si on compare la deuxième partie du graphe on remarque que pour le même nombre des couches de TFC l'allure de graph du spécimen avec adhésif est plus élevée de spécimen sans adhésif alors l'interaction de l'acier et le TFC améliore la capacité portante de l'ensemble, si on compare aussi le **graph 4** (4couches sans adhérence) de la (Figure II-21) et le **graph A** (une couche avec adhérence) on remarque que l'allure du **graph A** est au dessus de **graph 4** ce que dire on peut atteindre une capacité portante avec une couche de TFC par l'utilisation de l'adhésif supérieur a la capacité portante avec 4 couches de TFC sans l'adhérence .

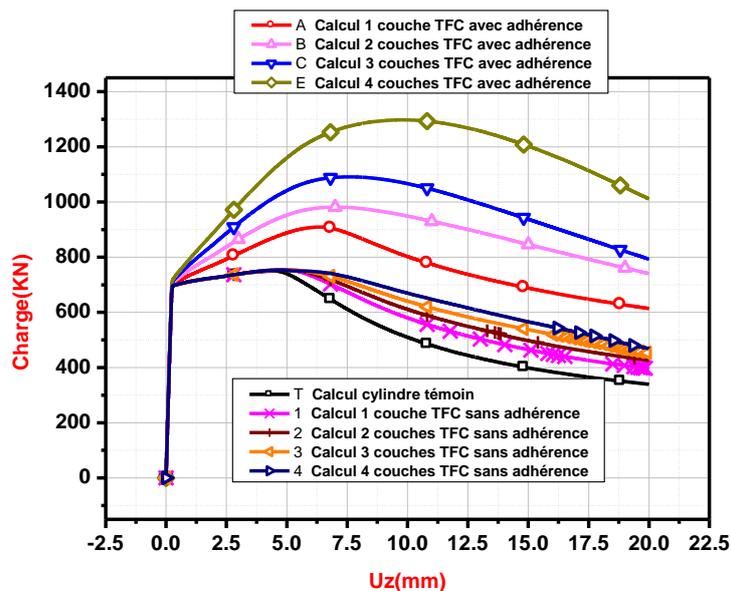
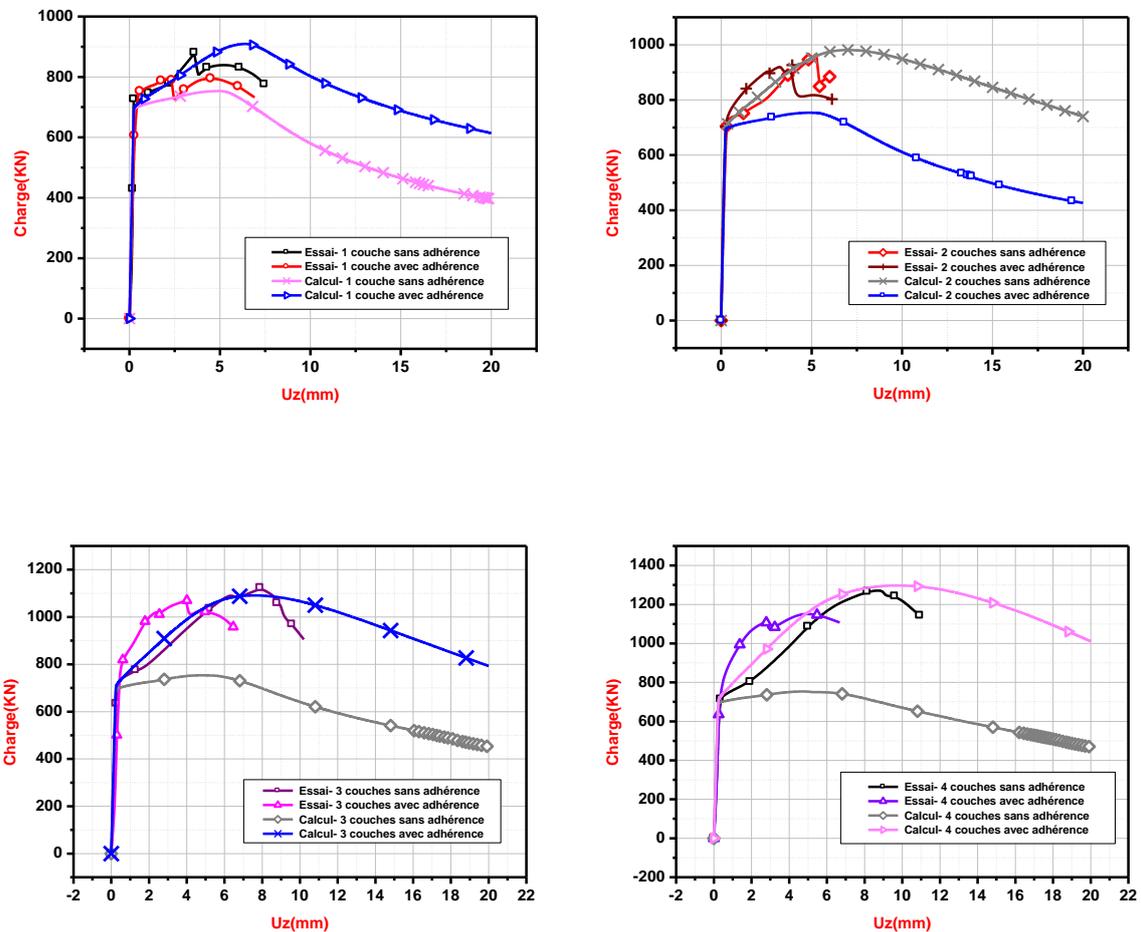


Figure II-21 Résultats des différents spécimens

II.2.6.5 : Comparaison des résultats expérimentaux [25] et numériques

Il apparaît vraisemblablement qu'un renforcement sans adhérence permet d'atteindre des charges ultimes plus élevées. Mais ce type de renforcement autorise la coque à initier un mode de flambage qui pourrait dans certains cas amener la ruine de la structure avant que le TFC n'entre en action. La mise en place de TFC avec adhérence donne des résultats légèrement inférieurs en matière de charge ultime mais le TFC travaille dès la mise en charge

**Figure II-22** corrélation essai calcul

Les résultats obtenus par le code ABAQUS sont très proches de ceux obtenus par les essais dans le cas d'adhérence. Par contre il y a une large différence dans le cas sans adhérence, le modèle sous code ABAQUS nous permet de faire ce genre de calcul avec des modèles injectés sous forme **subroutine** qui demande des machines puissantes pour faire le calcul.

La non adhérence permet cependant de retarder l'endommagement du composite et permet donc un léger gain supplémentaire comparativement au cas adhérent (entre 1% et 10%). En ce qui concerne le mode de flambage, les deux types de configuration (avec adhérence et sans adhérence) ont conduit à un mode extensionnel dans le cas du renforcement par une et deux

couches de TFC et à un mode quasi-inextensionnel dans le cas du renforcement par 3, 4 et plus de couches de TFC (Figure II- 23) et (Figure II- 24). De la structure et apporte ainsi une garantie de préserver la fonctionnalité de la structure en évitant l'initiation du flambage.



Figure II- 23: Mode de flambage extensionnel



Figure II- 24: Mode de flambage quasi-inextensionnel

Les essais préliminaires ont permis de recenser les paramètres les plus influents. Le délaminage inter couche et acier/composite apparaît essentiellement lorsque le chargement est appliqué directement sur le composite, dans ce cas l'endommagement de la peau composite est immédiat, ou, lorsque la longueur du recouvrement d'une couche est insuffisante (Figure II- 25) et (Figure II- 26) il apparaît en générale avant l'initiation du flambage. Dans ce cas le gain induit est nul. Afin d'éviter ces pathologies, le renforcement ne couvre pas la longueur totale de la coque mais s'arrête à une distance du bord égale à la moitié de $L = 2.44R.t$. Cette distance correspond à la longueur nécessaire à l'amortissement de l'effet de flexion induit par les conditions aux limites.



Figure II- 25 : Délaminage dû à un chargement localisé sur le TFC



Figure II- 26 : L'absence de recouvrement induit un délaminage prématuré

II.2.7 : analyse des contraintes et déformations par couche :

Nous avons cinq points repère sur la courbe charge/déplacements, pour analyser l'état de contrainte et de déformation dans le multicouche (acier/composite« TFC »), nous effectuons cette analyse par couche sur le modèle de coque renforcé par une couche de TFC. Nous avons privilégié le sens chaîne qui correspond à la direction circonférentielle de la coque, le TFC travail donc essentiellement en traction nous analysons par la suite les déformations et les contraintes respectivement par la couche de TFC et la couche d'acier.

Repère		1	2	3	4
Couche d'acier	$\sigma_z (MPa)$	137.63	327.26	353.46	397
	$\varepsilon_z (\%)$	0.067	0.42	1.47	4.14
Couche de TFC	$\sigma_\theta (MPa)$	1.35	24	117.14	429.11
	$\varepsilon_\theta (\%)$	0.067	0.42	1.47	4.14

Tableau II- 7: Contraintes et déformations numériques par couche

Le (Tableau II-7) montre que lorsque l'acier plastifie, le TFC subit une contrainte circonférentielle induite par l'initiation du flambage ce qui permet de retarder l'évolution du mode. Cependant dans le post critique lointain nous remarquons des taux de contraintes largement au dessus des capacités du matériau. Si nous prenons références sur les courbes de traction de l'acier et du TFC (Figure II- 26 et Figure II- 27), l'acier atteint la contrainte ultime (mais pas les déformations ultimes) au repère 4, le TFC atteint la contrainte ultime ou la contrainte à rupture au repère 4. Nous supposons que si nous tenons compte de l'état ultime du composite dans la loi du comportement du modèle numérique l'effondrement sera autour du repère 4, et par conséquent nous corrèlerons mieux les essais. Le modèle numérique est donc enrichi afin de prendre en compte la rupture du TFC qui sera approximée par un comportement adoucissant ou écouvissage négatif.

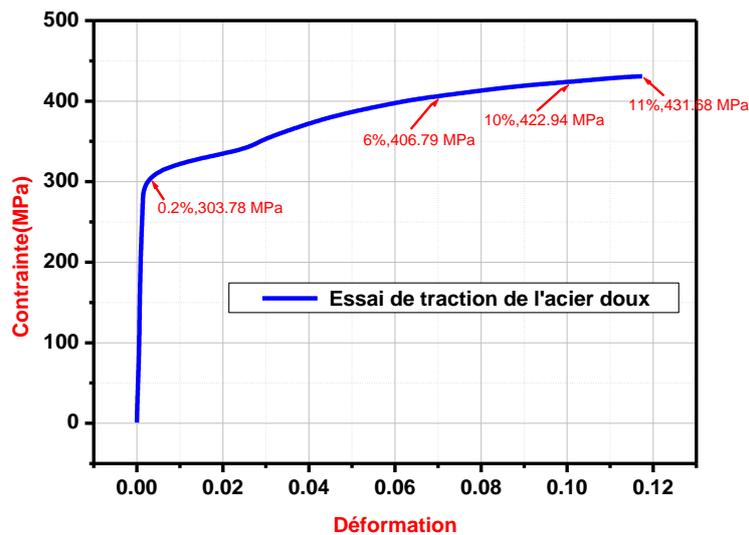


Figure II- 26 : La courbe de traction de l'acier doux

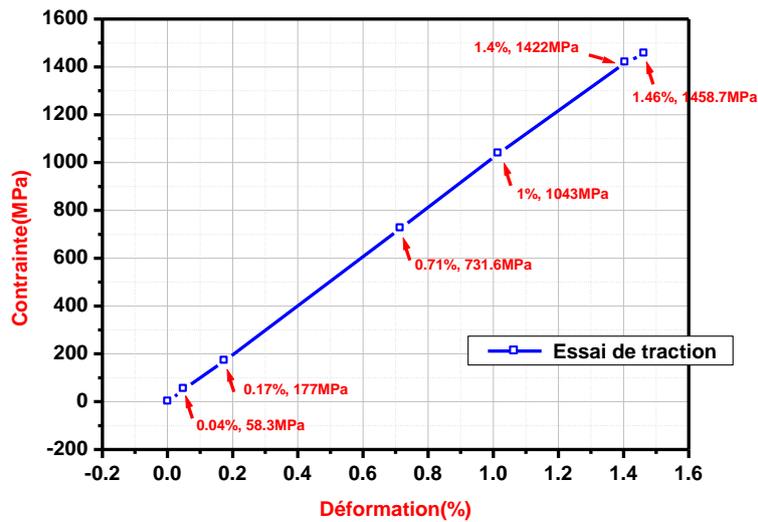


Figure II- 27 : La courbe de traction de TFC sens chaîne

II.2.8 : Le gain apporté par couche

Le gain par couche est une fonction bilinéaire (Figure II- 29) le changement de pente observé lors du passage de deux à trois couches s'explique par le changement de mode observé expérimentalement. Pour une et deux couches, le mode axisymétrique garantit un comportement essentiellement membranaire. La bifurcation sur un mode quasi quasi-inextensionnel, obtenu pour un renforcement égal ou supérieur à trois couches de TFC, conduit à des cinématiques combinant membrane et flexion.

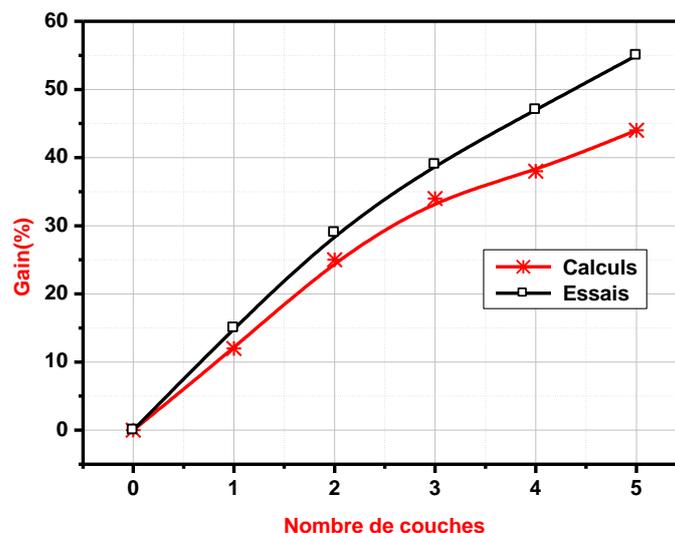


Figure II- 29 : Gain numérique et expérimental sur la charge ultime

D'après le modèle numérique et les essais, la courbe de gain est bilinéaire. Comme ces conclusions concernent des coques renforcées jusqu'à 5 couches. Nous avons poursuivi avec des coques à 6 et 7 couches. La dispersion des résultats sur la (Figure II- 30) ne permet pas de tirer une conclusion absolue, néanmoins il semble qu'à partir de la 6ème couche de renforcement nous ayons atteint un plateau pour le gain. Une nouvelle campagne d'essai paraît donc nécessaire si l'on veut élucider cette conclusion. Un renforcement à 8 couches permettrait de vérifier que le gain suit bien une courbe asymptotique (Figure II- 31). Il ne faut pas oublier que pour un tel nombre de couches, la mise en place du TFC est délicate. Cela peut tout à fait expliquer la perte de gain entre les deux dernières coques (6 et 7 couches).

L'amélioration du procédé de renforcement – en deux étapes – pour les grands nombre de couches devrait permettre de continuer ces essais jusqu'à 9 ou 10 couches. Il ne faut cependant pas négliger qu'une telle épaisseur de renforcement n'a plus guère d'intérêt, dans l'optique d'une application industrielle. Le procédé requis par rapport à plusieurs interventions, le coût du matériau TFC et la difficulté de mise en oeuvre deviennent rédhibitoires. Si la limite physique d'utilisation du procédé n'est pas forcément atteinte, dans la pratique la limite économique est déjà dépassée.

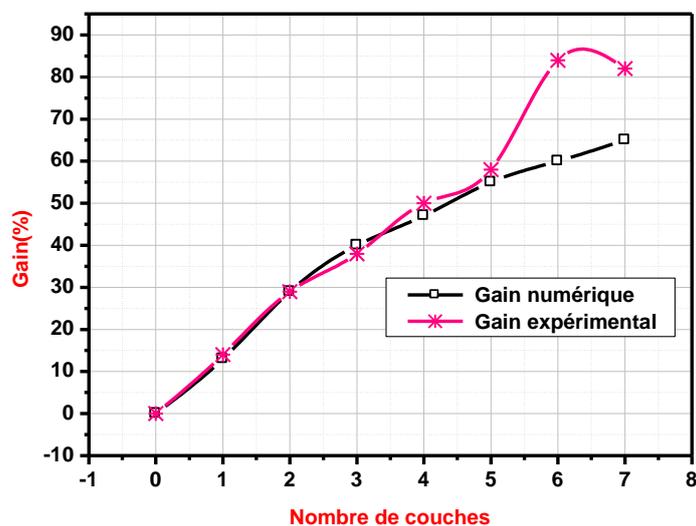


Figure II- 30 : Courbe de gain

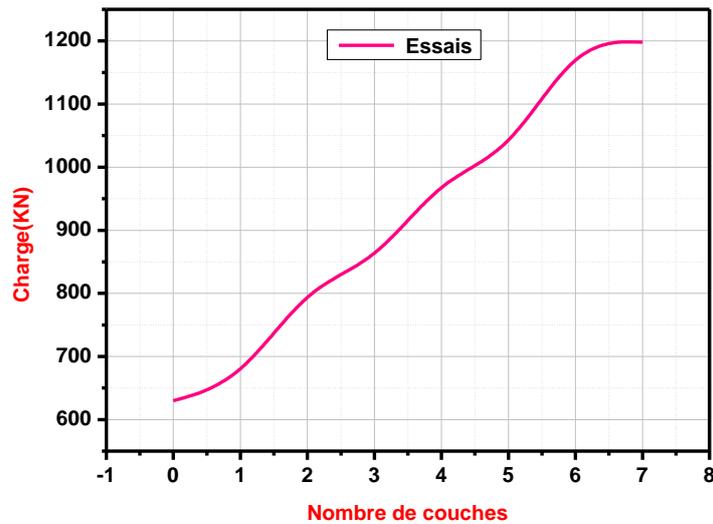


Figure II- 31 : Les limites d'application du TFC

II.3 : Renforcement des coques semi épaisses en acier inox

Par semi épaisse nous entendons des coques qui garantissent un flambage dans le domaine plastique mais dont le mode critique n'est pas axisymétrique. L'objectif dans cette partie est donc de mettre en évidence expérimentalement et numériquement les limites de cette méthode de renforcement vis à vis d'un mode de flambage non axisymétrique. Le choix s'est porté sur des spécimens en acier inox, car ce matériau est souvent utilisé sur les réservoirs et bâches de stockage.

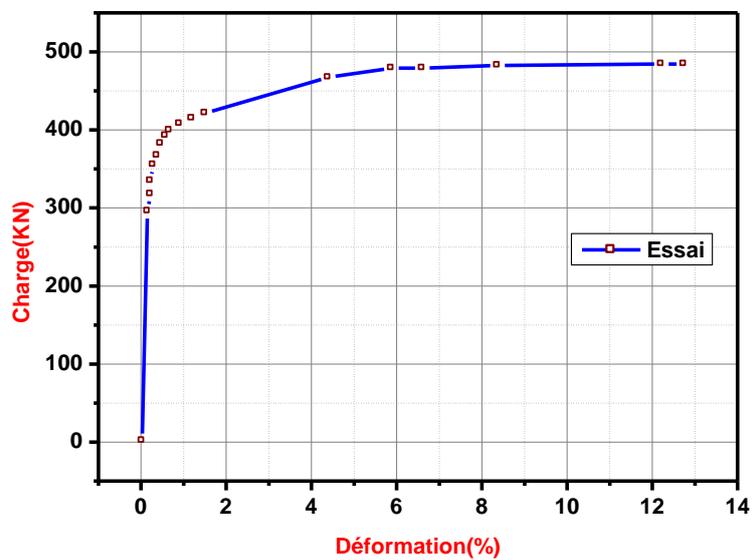
II.3.1 : Définition du problème :

La géométrie des spécimens est précisée au (Tableau II-8 et Tableau II-9). L'acier inox a un comportement différent de l'acier doux, sa phase élastique est suivit d'un écrouissage important caractérisant la phase plastique et les grandes déformations. La courbe matériau utilisée pour la modélisation est celle reporté sur le graphique de la (Figure II-32), le chargement est toujours de la compression axiale uniforme appliquée sur la section supérieure de la coque.

Spécimen	Diamètre extérieur (mm)	Epaisseur (mm)	Hauteur (mm)	Matériaux	R/t	L/R
	2R	t	L			
	123	1,5	150	Acier inox	41,5	2,4

Tableau II- 8 : Géométrie des spécimens

Caractéristiques mécanique	E(MPa)	σ_L (MPa)	σ_U (MPa)	ν
Acier inox	200 000	293,8	484	0,3

Tableau II- 9 : Caractéristiques mécaniques de l'acier inox**Figure II- 32:** Courbe contraintes / Déformation de l'acier inox

Caractéristiques de TFC	E_1	E_2	E_3	Nu_{12}	Nu_{13}	Nu_{23}	G_{12}	G_{13}	G_{23}
	12836	12442	12442	0.15	0.14	0.14	384	257	257

Tableau II-10 Les caractéristiques mécaniques de TFC

II.3.2 : Etude de l'influence des conditions aux limites

Dans un premier temps les conditions d'encastrement de l'essai sont réalisées grâce à un insert rigide, dans le modèle numérique il sera toujours question d'un encastrement parfait. La corrélation essai / calcul effectuée sur le modèle de la coque non renforcée a révélé un écart important sur la rigidité axiale. Cet écart est dû aux imperfections des conditions aux limites. Le principal problème réside dans la difficulté de mise en œuvre d'un dispositif « parfait » capable de satisfaire notre choix de conditions aux limites, la présence de certaines imperfections de forme et de géométrie ou encore le transfert du chargement axiale.

II.3.2.1: Essai [25] et résultats de compression des différents spécimens en fonction des conditions aux limites

Le chargement est une compression axiale uniforme, les essais ont été menés sur la dalle d'essai du laboratoire avec une presse hydraulique de capacité 300 tonnes [25]. Le chargement de compression est appliqué de façon à garantir l'aspect quasi statique (vitesse de l'ordre de 0.5mm/mn). Le spécimen est simplement posé sur le plateau inférieur qui est relié au vérin hydraulique, le plateau supérieur est bloqué en déplacement mais rotulé. Afin de jauger de l'axisymétrie du chargement, 3 capteurs de déplacement de course ± 5 mm avec une précision de $\pm 0,01$ mm, sont fixés entre les deux plateaux de la presse. Un quatrième capteur avec une précision plus faible mais une course plus grande (10mm) est rajouté. Les mesures sont enregistrées toutes les 0,5 secondes par un PC muni d'une carte d'acquisition.

Trois types de conditions aux limites ont été testés, afin de jauger leur influence sur le comportement mécanique critique et post-critique.

Dans un premier temps les coques ont été positionnées et centrées entre les deux plateaux de la presse sans aucun dispositif intermédiaire, (Figure II- 33).

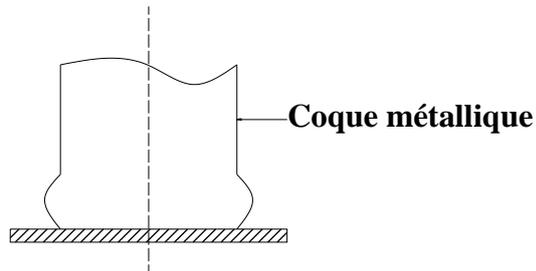


Figure II-33: Coque simplement posée sur le plateau inférieur de la

Le comportement révèle dans ce cas une mauvaise définition des conditions aux limites, au regard de l'évolution radiale constatée aux extrémités. Le dispositif a donc été amélioré pour la deuxième campagne d'essais.

Nous avons fabriqué un dispositif composé de deux cylindres massifs à rayons différents comme le montre la (Figure II-34)

La partie supérieure du dispositif a un rayon légèrement inférieur au rayon de la coque. Cette partie est ensuite positionnée dans la coque pour empêcher les déplacements horizontaux. Un tel dispositif, bien qu'intéressant au niveau des résultats obtenus, ne correspond toujours pas aux conditions d'encastrement parfait car il laisse toujours apparaître des déplacements radiaux vers l'extérieur.

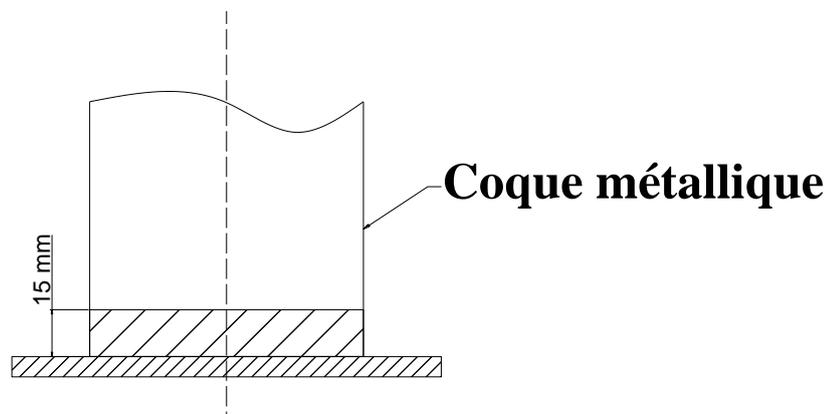


Figure II-34: Condition d'encastrement par insert rigide

Pour certains spécimens les conditions aux limites de la (Figure II-34) ont été améliorées pour être proches d'une condition de bridage (Figure II-35). La maîtrise du paramètre condition aux limites nous permet de comparer de façon pertinente essais et calculs, le modèle numérique considère en effet un encastrement des deux extrémités, sachant que des modèles plus complexes sont possibles mais nécessitent la gestion d'une interface qui intègre les frottements.

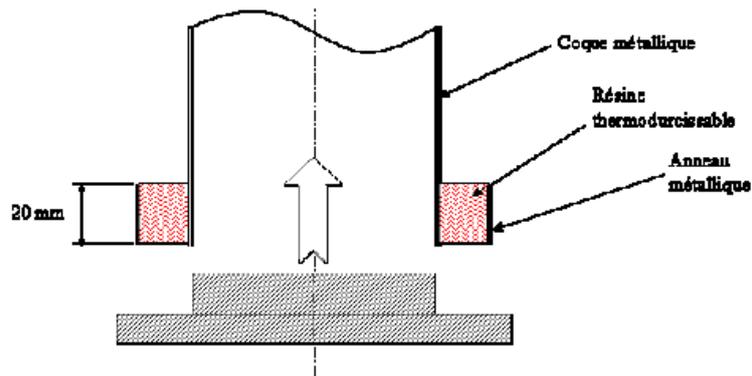


Figure II- 35: Conditions aux limites d'encastrement par

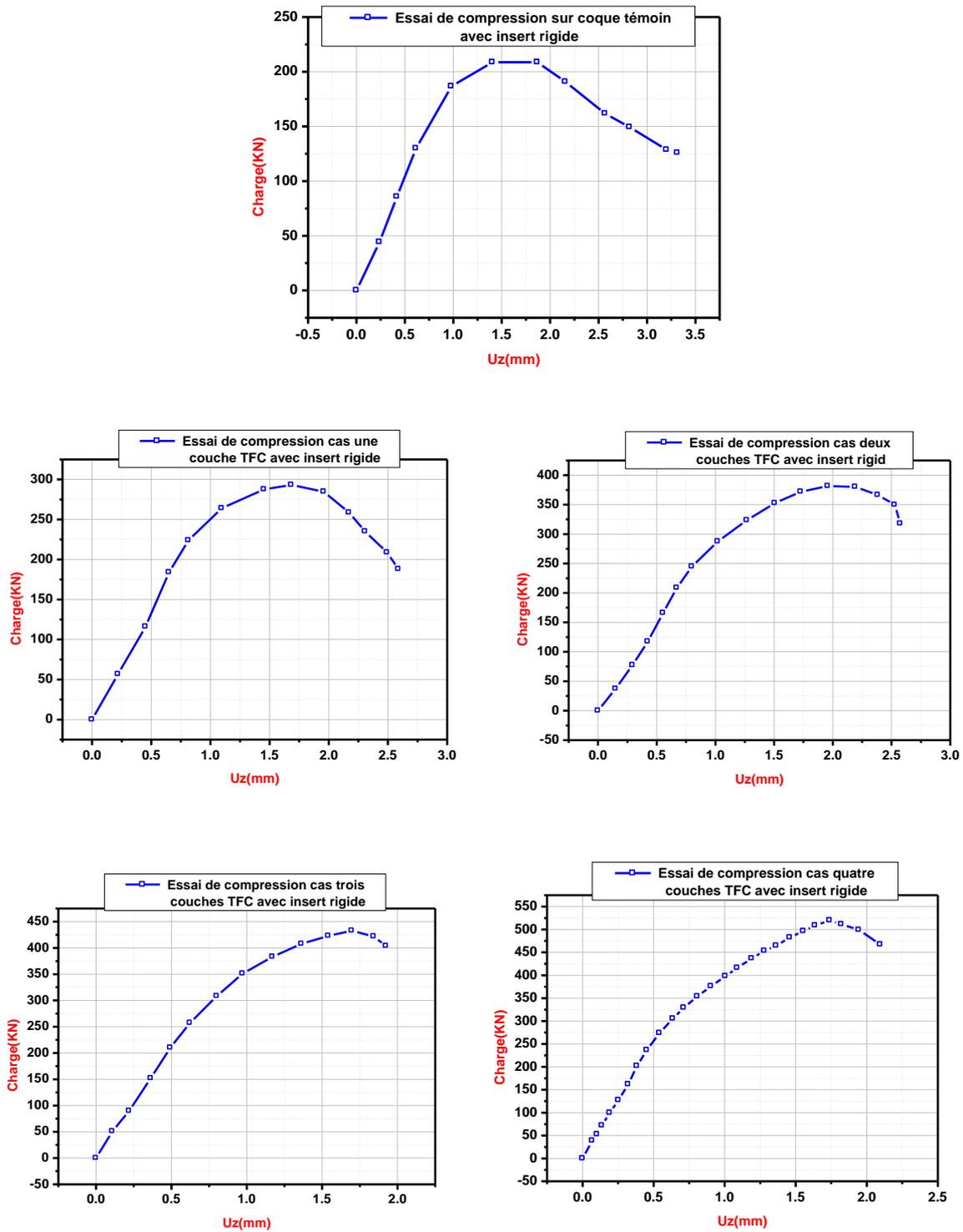


Figure II- 36: Résultats expérimentaux sur cylindre avec **insert rigide** en fonction de nombre des couches TFC

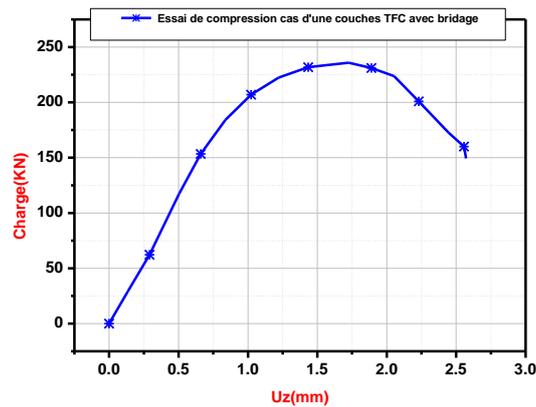


Figure II- 37: Résultat expérimental cas d'une couche TFC avec **bridage**

II.3.2.2 : Interprétation des résultats expérimentaux

Pour mettre en évidence expérimentalement l'importance des conditions aux limites quant au comportement d'une structure, nous avons fait évoluer la condition d'encastrement par insert rigide à une condition d'encastrement par bridage, afin de bloquer d'avantage les déformations radiales. Nous avons constaté près de 20% de gain sur la capacité portante, le comportement non linéaire de la coque dans le cas des conditions aux limites par insert rigide interne s'initie beaucoup plus tôt que celui où la coque est encadrée par bridage (Figure II- 38).

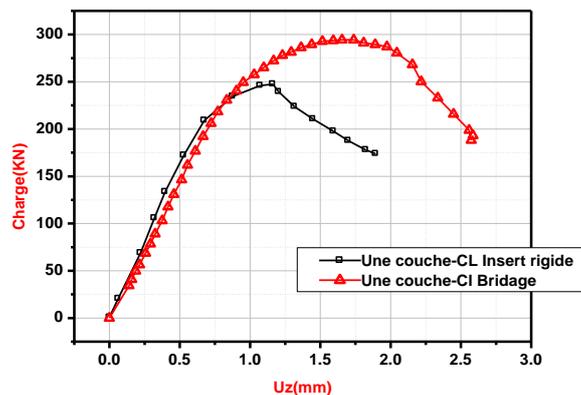


Figure II- 38: Effet des conditions aux limites

A l'aide d'une application d'une couche de TFC la charge augmenté de 30%.

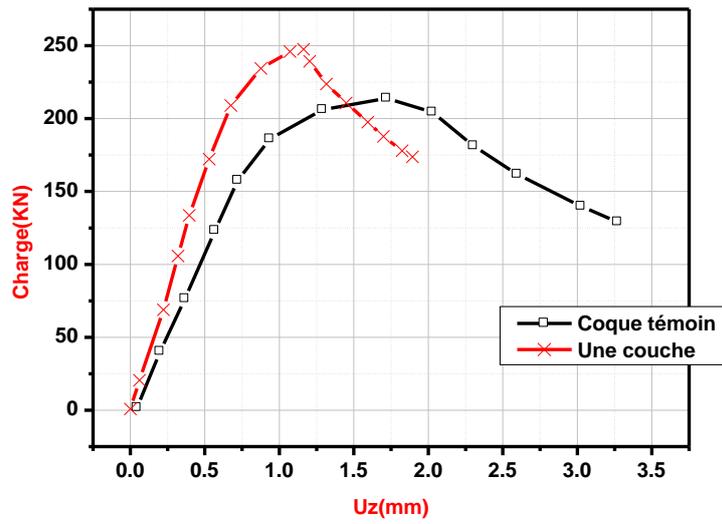


Figure II- 39: Comportement de la coque renforcée

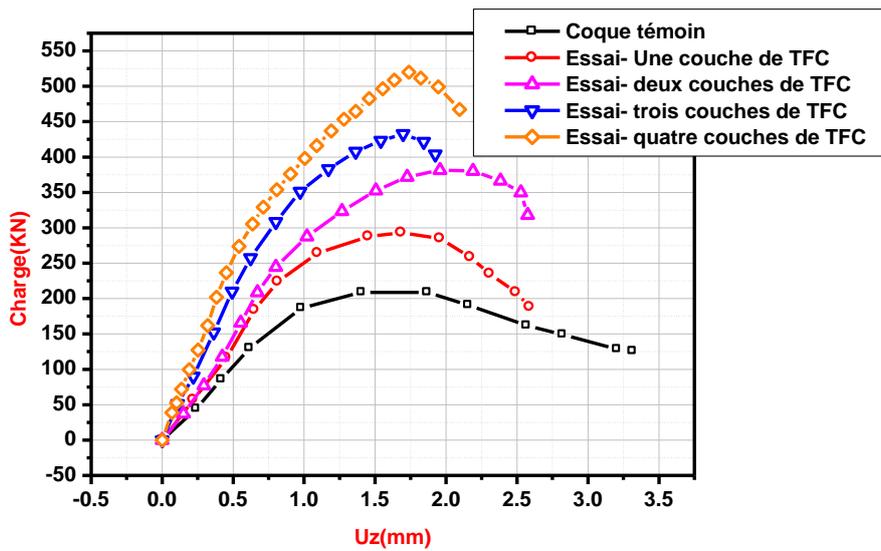


Figure II- 40: Bilan essais - coques en acier inoxydable renforcées par 1 à 4 couches de TFC

II.3.2.3 : Résultats numériques de code ABAQUS

Dans cette partie on joue sur les conditions aux limites, sous le code ABAQUS dans le premier cas la partie inférieure du cylindre est encastré (blocage de tous les DDL) et la partie supérieur on réalise un encastrement avec un déplacement imposé suivant l'axe du cylindre, et dans le deuxième cas la partie inférieure du cylindre est appuyé (blocage de déplacement dans les trois directions) et la partie supérieur en réalise un déplacement imposé suivant l'axe du cylindre, pour les matériaux et la géométrie on utilise l'acier inox (II.3.1), le TFC et la colle époxy. Pour le maillage on utilise un model S4R, les résultats obtenues sont notées sur les figures suivantes.

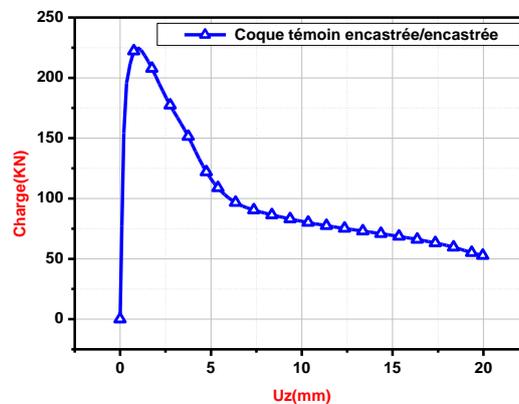


Figure II- 41 : Résultats de compression de la coque témoin (encastrée/encastrée).

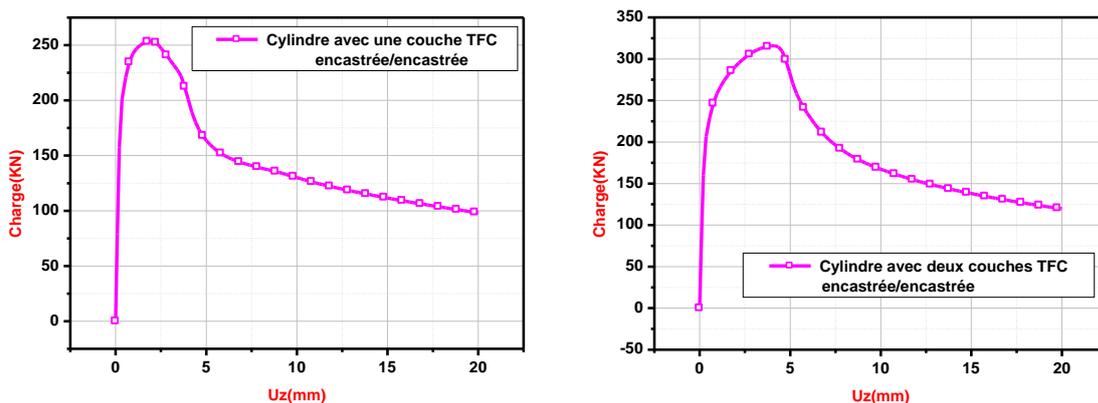


Figure II- 42 : Résultats de compression des cylindres avec une et deux couches TFC (encastrée/encastrée).

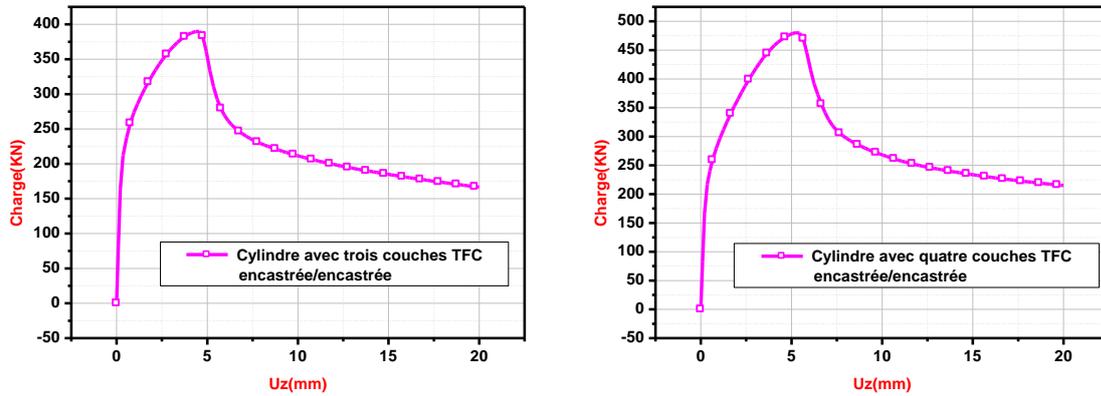


Figure II- 43 : Résultats de compression des cylindres avec trois et quatre couches TFC (encastrée/encastrée).

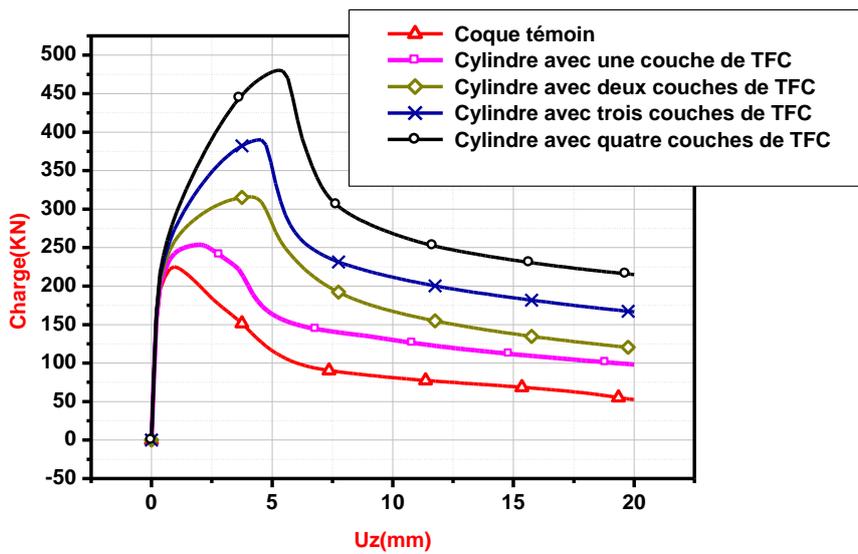


Figure II- 44 : L'effet de nombre des couches sur la capacité portante de cylindre renforcé

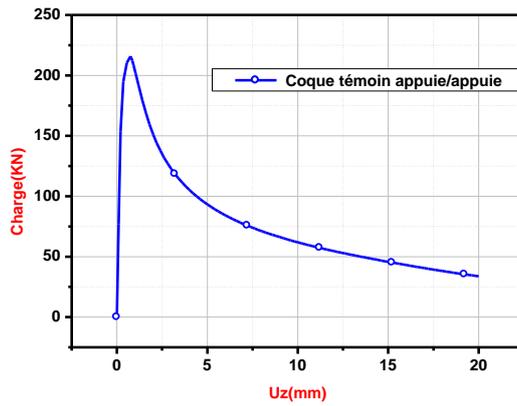


Figure II-45 : Résultats de compression du cylindre témoin (appui/appui)

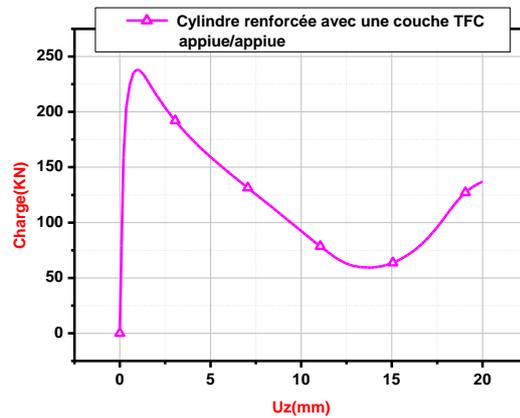
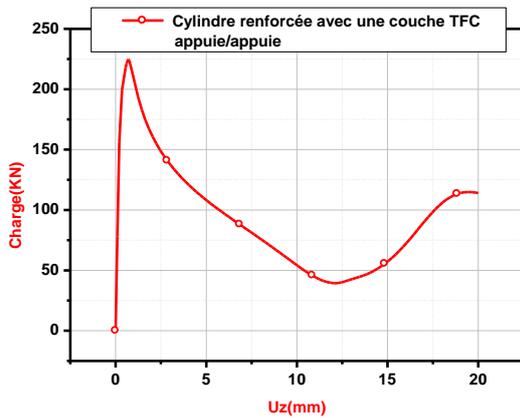


Figure II-46 : Résultats de compression du cylindre avec une et deux couches TFC (appui/appui)

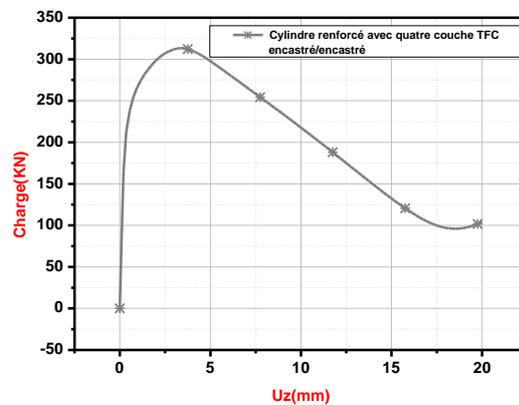
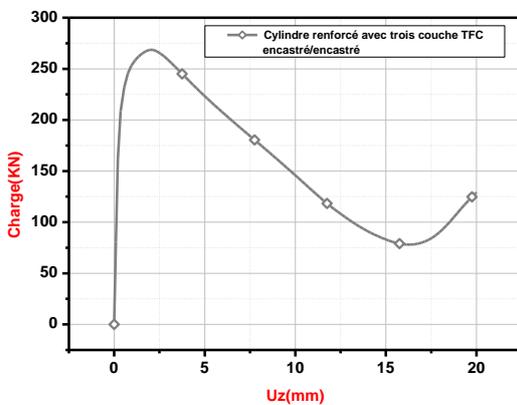


Figure II-47 : Résultats de compression du cylindre avec trois et quatre couches TFC (appui/appui)

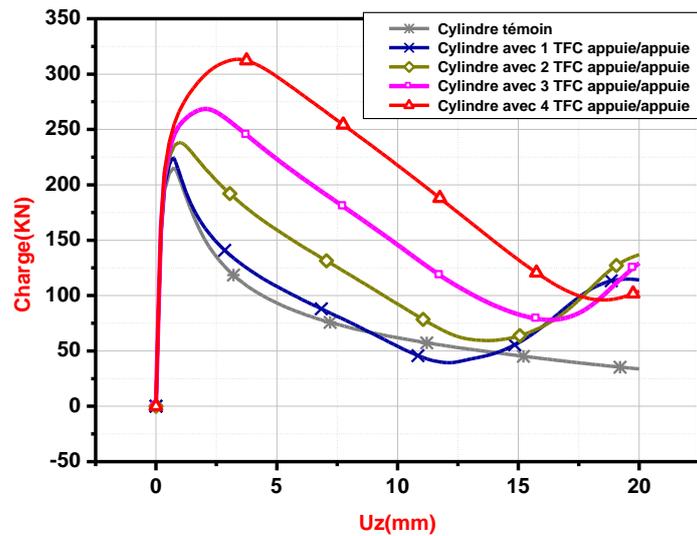


Figure II-48 : L'effet de nombre des couches sur la capacité portante de cylindre renforcé

II.3.2.4 : Interprétation des résultats numériques

Pour la coque témoin les conditions aux limites ont une influence sur la capacité portante, l'allure de deux courbes du (Figure II-49) montre que pour un même déplacement dans le domaine plastique la charge supportée par le cylindre encastré/encastré est plus grand à celle du cylindre appuie/appuie à 8.5%.

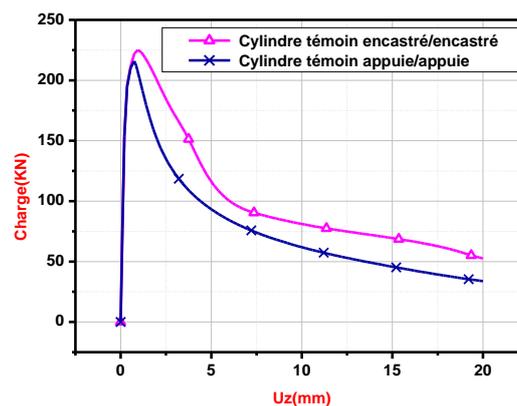


Figure II-49 : L'effet des conditions aux limites sur la capacité portante de cylindre témoin

Pour le cylindre renforcé les résultats obtenus (Figure II-50) et (Figure II-51), montrent que les cylindres des conditions aux limites encasté/encasté ont une capacité portante élevée comparativement à celles des conditions aux limites appui/appui, la seule particularité si pour le cylindre appui/appui nous remarquons que pour les déplacements importants la charge revient à augmenter parce que les bords du cylindre commencent à plier sur eux-mêmes ce qui renouvelle la rigidité de la partie déformée.

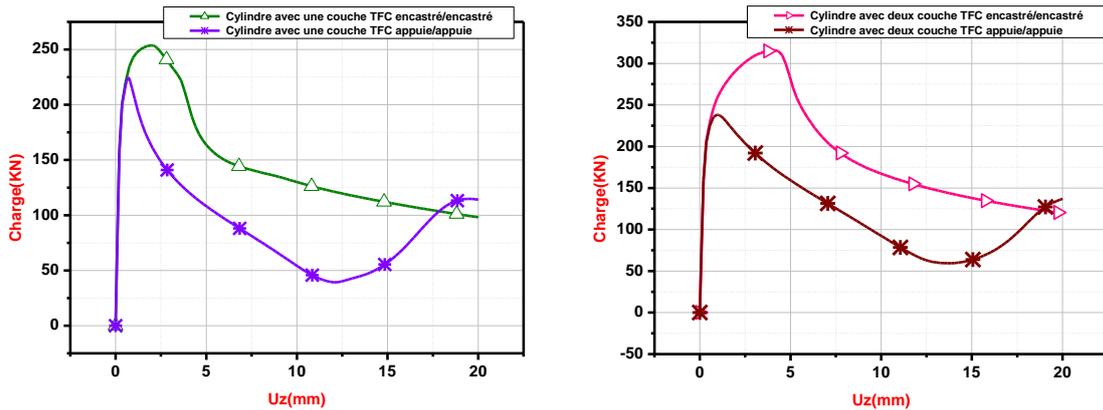


Figure II- 50 : L'effet des conditions aux limites sur la capacité portante de cylindre renforcé par une et deux couches TFC

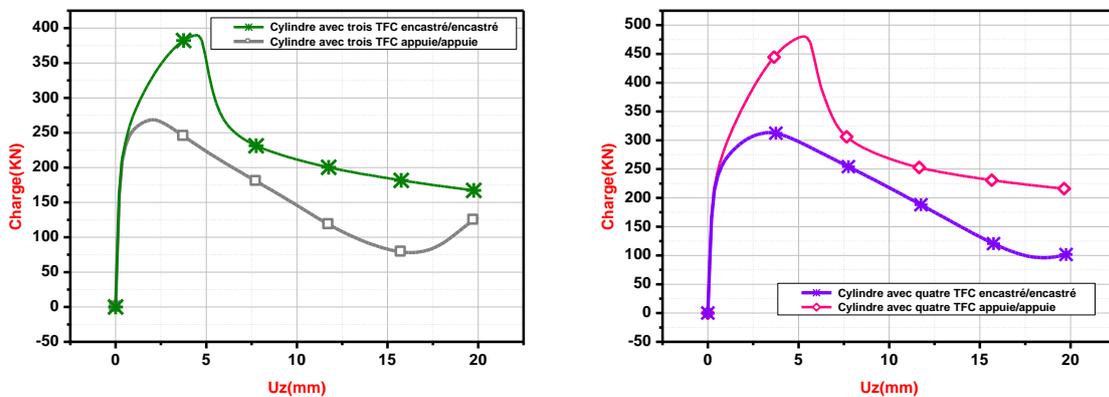


Figure II- 51 : L'effet des conditions aux limites sur la capacité portante de cylindre renforcé par trois et quatre couches TFC

II.3.2.5 : Comparaison des résultats numériques et expérimentaux [25]

Dans le cas de la coque témoin l'allure de graph compression déplacement sur cylindre a insert rigide du (Figure II-52) est enveloppée par les deux courbe obtenue par le calcul numérique correspondent aux conditions aux limites encastré/encastré et appuie/appuie, alors l'approche numérique par le code ABAQUS donne des résultats satisfaisantes

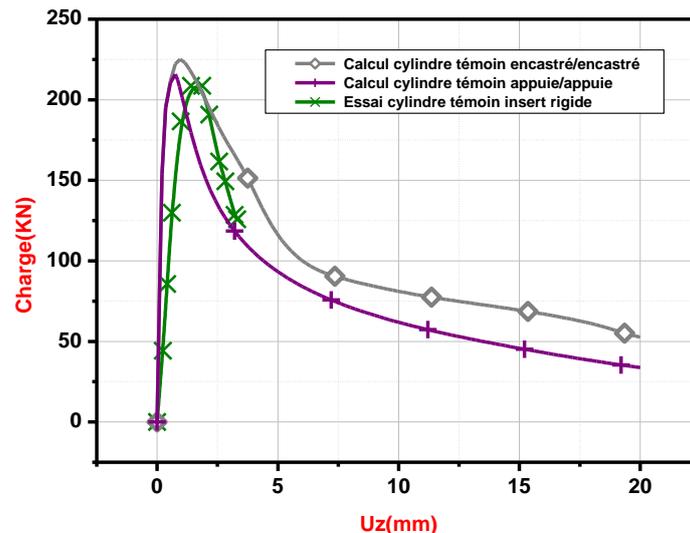


Figure II- 52 : Corrélation essai calcul de cylindre témoin

La corrélation essai/ calcul est plus délicate dans ce cas de la (figure II-53), la capacité portante du cylindre influencé par les conditions aux limites, l'essai de cylindre avec bridage est plus proche au calcul de cylindre encastré/encastré, de même l'essai de cylindre avec insert rigide est plus proche au calcul de cylindre appuie/appuie, la seule particularité si la rupture de notre modèle, dans le code ABAQUS il faut introduire un effet de rupture des matériaux pour obtenir des résultats plus proches de la réalité, alors il faut négliger la partie où les matériaux dépassent leur contrainte de rupture.

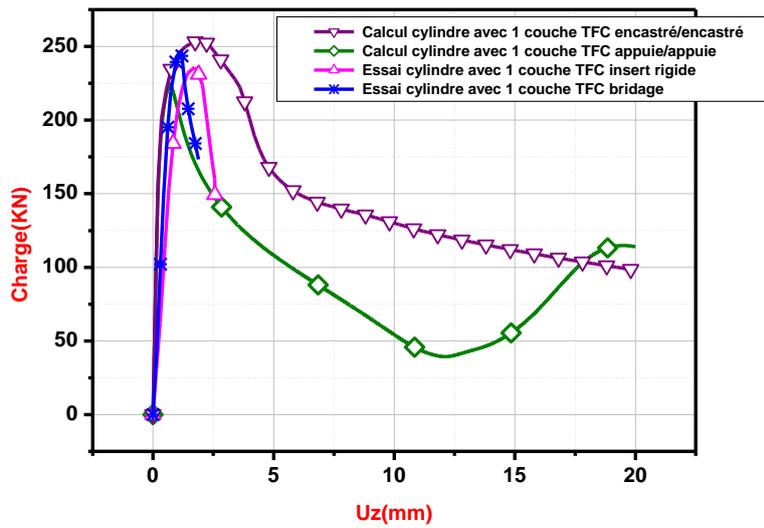


Figure II- 53 : Corrélation essai calcul de cylindre renforcé par une couche de TFC

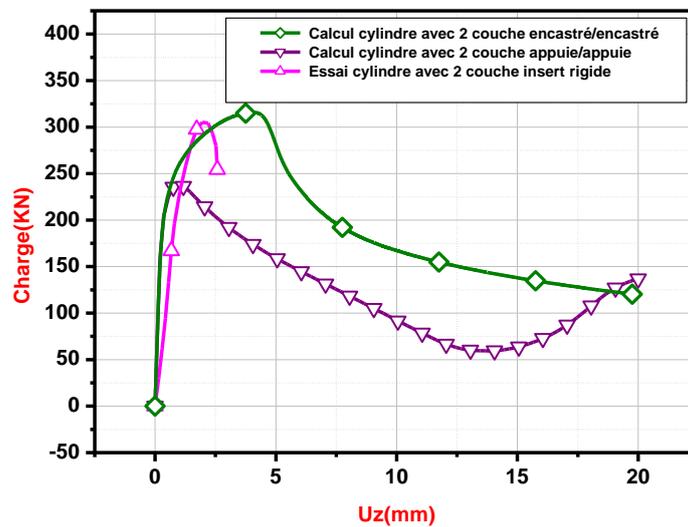


Figure II- 54 : Corrélation essai calcul de cylindre renforcé par deux couches de TFC

Conclusion générale

Ce travail montre comment renforcé les coques métalliques par une couche de matériau composite. Le procédé est un collage d'une peau composite sur la coque métallique qui améliorer la capacité portante pour certaines configurations de chargement qui garantissent un mode de flambage extensionnel. Le procédé est simple à mettre en oeuvre et relève parfaitement d'une application sur des structures de génie civil. Les essais sur le model réduit justifie l'influence de la couche TFC, nous avons pu constater un accroissement important de la capacité portante de la structure renforcée, la capacité portante augmentée de près de 50% comparativement à l'état initial. Pour les coques minces, le mode de base est un mode quasi-inextensionnel., les variations de courbure entraînent généralement des endommagements qui peuvent conduire à des ruptures prématurées, diminuant ainsi les performances de la coque multicouches. Les structures pressurisées (silos/bâches de stockage) qui sont généralement très minces, flambent en mode dit « patte d'éléphant » lorsque la structure est soumise à un couplage de chargements mécaniques (flexioncisaillement) correspondant à un séisme.

Dans notre cas la difficulté à corrélér les essais aux calculs, est inhérente à la problématique classique du flambage (effet des conditions aux limites, couplage de la non linéarité géométrique et matériau), mais aussi et surtout à la présence du multicouches composite dont les caractéristiques élastiques traduisent une anisotropie non seulement directionnelle géométrique mais aussi suivant le caractère de la sollicitation. Le modèle retrouve bien en particulier suite à la plastification de la couche acier, le regain de rigidité de la coque multicouches comparativement à la coque monocouche acier. La prise en compte de la rupture du composite pour un seuil de contrainte donné, permet de mieux approcher le comportement ultime sans toutefois garantir l'estimation de la charge ultime avec précision. En effet cet aspect ne pourra être envisagé que si l'on introduit dans le modèle un endommagement progressif qui représenterait les ruptures localisées de fibres ainsi que le délaminage inter-couches ou micro-flambage. Dans le cas de bifurcation sur un mode quasi-inextensionnel, la cinématique induite sur le composite est complexe (couplage membrane+flexion), elle favorise le délaminage inter couches, dans ce cas un model 2D maillage basé sur une approche homogénéisé multi-couche ne peut être pertinent.

Ce travail nous a permis de tirer un certain nombre de conclusions concernant le bon fonctionnement de la technique de renforcement dans le cas des sollicitations mécaniques quasi statiques. Il serait intéressant d'étudier le comportement vibratoire, ainsi que l'effet de charges dynamiques, l'association de fibres aux caractéristiques élevées à la résine, devrait

Conclusion

améliorer les performances dynamiques de la structure. Il paraît aussi essentiel d'étudier l'effet des chargements thermique et hydrique (expérimentalement) qui doivent nécessairement réduire les gains observés dans le cas de chargements purement mécaniques. Des simulations numériques dans différentes configurations sont nécessaires dans les étapes à venir pour la validation complète de cette technique de renforcement et pour la proposition d'une nouvelle règle simplifiée de dimensionnement.

Références bibliographiques

- [1] E. M. Petrie, *Plastics and adhesives as adhesives*, Handbook of Plastics and Elastomers, ed. C. A. Harper, McGraw-Hill, NY, 1975
- [2] R. B. Thompson and D. O. Thompson, *J. Adhes. Sci. Tech.*, V.5, N.8, 1991, p. 583
- [3] L. H. Lee, "Adhesive Bonding", ed. L. H. Lee, Plenum Press N'Y, 1991
- [4] D. H. Ridge, "Physical Chemistry of Adhesion", Wiley- Interscience, 1971
- [5] W. A. Zisman, "Adhesion and Cohesion", ed. P. Weiss, 1962
- [6] H. F. Mark, *Adhesives Age*, V.22, N.7, 1979, p.35
- [7] H. F. Mark, *Adhesives Age*, V.22, N.9, 1979, p.45
- [8] R.D. Adams and William C.Wake, "Structural adhesive joint in engineering", Elsevier Applied Science Pub., London and N'Y, 1984, p. 14
- [9] L. J. Hart-Smith, Technical report, NASA CR1 122 36, 1973
- [10] M. Y. Tsai and J. Morton, *J-Strain Analy.*, V. 29, N. 1, 1994, p.137
- [11] K. Mori and T. Sugibayashi, *JSME Int. J., Series 1*, V. 33, N. 3, 1990, p.349
- [12] T. A. Osswald, "Adhesives and Sealants, **Engineered Materials Handbook**", ASM Int. V.3, 1990, p.325
- [13] L. J. Hart-Smith and E. W. Thrall, *Adhesive Bonding of Aluminium Alloys*, ed. E. W. Thrall and R. W. Shanon, Marcel Dekker, 1985, p.24 1
- [14] R. D. Adams, *Adhesives and Sealants: Engineered Materials Handbook*, ASM Int., V.3, 1990, p.325
- [15] C. O'reilly, *SAE Trans. J. Mater.Manufac.*, Section 5, V.55, 1990, p.839.
- [16] Y. Gilibert and A. Rigolot, *Mech. Res. Comm.*, V.8, N.5, 1981, p.269
- [17] J. L. Lubkin, E. Reissner, *Trans. ASME*, 1956, p. 12 13
- [18] R.D. Adams, J. Coppedale, *J. Adhes.*, V.9, 1977, p. 1 1
- [19] L.J. Hart-Smith, *Jouir. Compos. Mater.*, ASTM STP 749, ed. K.T. Kedward, Philadelphia, PA, 1981, p.3
- [20] K. M. Liechti, " Adhesive and Sealant, **Engineered Materials Handbook**", ASM Int. V.3, 1990, p.335
- [21] G. P. Anderson and K. L. devries, *Int. J. Fract.*, V.39, 1989, p. 19 1
- [22] [Berthelot,1992]),
- [23] <http://www.techniques-ingenieur.fr/actualite/materiaux-thematique-pour-l-aeronautique-article/>
- [24] DONNEL. L. H.: *Beams, plates and shells*. New York : Mc Graw Hill, 1976, 453p.
- [25] BLACHUT. J., DONG. L.: *Use of woven CFRP for externally pressurized domes*, *Composite Structures*, 1997, Vol 38, pp 553-563
- [26] Documents scientifiques et techniques *Réparation et renforcement des structures en béton au moyen des matériaux composites*. Paris : AFGC, 2003, 148p.

Références bibliographiques

- [27] CAHIER DES CLAUSES TECHNIQUES – Renforcement du béton par collage de fibres de carbone, Procédé T.F.C. R-F-TFC-PRF 10/C, 1999, Doc technique. Ville ? : Laboratoire ou entreprise ?, 48p
- [28] COMBESCURE A. - "Etude de la stabilité non linéaire géométrique et non linéaire matériau des coques minces" – H.D.R. 940-12, Villeurbanne : INSA de Lyon, Laboratoire Bétons et Structures, 1995, 122p