

N° d'ordre :

CONFIDENTIEL

50376
1995
432

THESE DE DOCTORAT

présentée à

L'UNIVERSITE DES SCIENCES ET TECHNOLOGIES DE LILLE

en vue de l'obtention du titre de

DOCTEUR

en

CHIMIE ORGANIQUE ET MACROMOLECULAIRE

Spécialité Polymères à l'Etat Solide

par

Pascal JEANNETAUD

Ingénieur de l'Ecole des Mines de Douai

**Etude paramétrique du comportement de
coudes en composite sous pression interne
Prévision et mécanismes d'endommagement**

Soutenue le 10 Janvier 1995

| | | |
|---------------|----------------------|--------------------------|
| Jury : | Président : | Mlle. C. ROBIN |
| | Rapporteurs : | Mme. M. GUIGON |
| | | M. J.P. TROTIGNON |
| | Examineurs : | M. D. MULLER |
| | | M. H. FLIERVOET |
| | | M. F. RIETSCH |
| | | M. J. PABIOT |

Laboratoire d'accueil :

Département Technologie des Polymères et Composites de l'Ecole des Mines de Douai

Directeurs de thèse :

F. RIETSCH, Professeur à l'Université de Lille I - EUDIL

J. PABIOT, Professeur et Responsable du Laboratoire d'Accueil

SCD LILLE 1



D 030 301817 0



A la demande des sociétés qui ont soutenu cette étude, ce document doit rester strictement confidentiel.

Toute diffusion sera soumise au préalable à l'accord de J. PABIOT, responsable du Département Technologie des Polymères et Composites de l'Ecole des Mines de Douai.

J. PABIOT

REMERCIEMENTS

Cette étude a été réalisée dans les laboratoires du Département "Technologie des Polymères et Composites" de l'Ecole des Mines de Douai sous la codirection de Messieurs J. PABIOT, responsable de ce laboratoire et que je remercie vivement de m'avoir accueilli, et de F. RIETSCH, professeur à l'Université de Lille I - EUDIL, à qui je tiens à exprimer ma reconnaissance pour la confiance témoignée en me proposant cette étude et pour l'encadrement apporté.

Je suis sensible à l'intérêt que Madame M. GUIGON, professeur à l'UTC, et Monsieur TROTIGNON, professeur à l'ENSAM, ont porté à ce mémoire en acceptant d'en être les rapporteurs, ainsi qu'à Mademoiselle C. ROBIN, professeur à l'Ecole des Mines de Douai, d'avoir accepté de présider cette soutenance.

Je remercie très vivement les sociétés Vétrotex International (France) et Wavin Repox (Pays-Bas) et à travers elles plus particulièrement leurs représentants, respectivement Messieurs D. MULLER et H. FLIERVOET, qui ont contribué par leur financement, par la fourniture de pièces industrielles en composite et la rigueur de leur travail à la bonne réalisation de cette étude.

J'adresse enfin mes sincères remerciements à l'ensemble du personnel du Département Technologie des Polymères et Composites de l'Ecole des Mines de Douai, qui m'a encouragé de façon particulièrement appréciable et efficace tout au long de ce travail. Que ce manuscrit soit la récompense de tous ceux qui, chacun à la mesure de ses possibilités, par un conseil, une aide ou un réconfort moral y ont finalement contribué.

**A Timothée et Frédérique
pour les sacrifices consentis**

SOMMAIRE

| | page |
|--|-------------|
| SOMMAIRE | 1 |
| GLOSSAIRE | 5 |
| INTRODUCTION | 7 |
| PARTIE 1 - ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE | 10 |
| 1-1 / CONTEXTES ECONOMIQUE ET INDUSTRIEL | 12 |
| 1-1-1 / Généralités | 12 |
| 1-1-2 / Structures bobinées | 14 |
| 1-1-2-1/ Matières premières | 14 |
| 1-1-2-2/ Fabrication par enroulement | 21 |
| 1-2 / ETAT DES TRAVAUX MENES SUR LES COUDES | 27 |
| 1-2-1 / Contexte bibliographique | 27 |
| 1-2-2 / Dimensionnement | 30 |
| 1-2-3 / Essais avec effet de fond | 32 |
| 1-2-4 / Fractures et endommagements | 34 |
| 1-2-4-1 / Chargement cyclique | 37 |
| 1-2-4-2 / Chargement constant | 39 |
| 1-3 / MODELISATIONS THEORIQUES | 41 |
| 1-3-1 / Lois de comportement des matériaux | 41 |
| 1-3-1-1 / Matériaux isotropes élastiques | 41 |
| 1-3-1-2 / Matériaux anisotropes élastiques | 42 |
| 1-3-1-3 / Critères de rupture | 52 |
| 1-3-2 / Calcul des coudes | 55 |
| 1-3-2-1 / Calcul de la répartition des contraintes | 55 |
| 1-3-2-2 / Comportement des coudes en composite | 60 |
| 1-3-2-3 / Autres méthodes développées | 61 |
| 1-4 / CONCLUSION ET DEFINITION DU PROGRAMME DE RECHERCHE | 62 |

| | |
|---|-----------|
| PARTIE 2 - MOYENS EXPERIMENTAUX | 64 |
| 2-1 / MATERIAUX ET STRUCTURES | 65 |
| 2-1-1 / Matrice | 65 |
| 2-1-2 / Renforts | 67 |
| 2-1-3 / Fabrication des structures | 69 |
| 2-1-3-1 / Principe | 69 |
| 2-1-3-2 / Matériels de production | 70 |
| 2-1-4 / Constitution du stratifié | 73 |
| 2-2 / APPAREILLAGES D'ESSAI SOUS PRESSION INTERNE | 73 |
| 2-2-1 / Systèmes d'étanchéité et de transmission des efforts | 73 |
| 2-2-2 / Chargement monotone croissant | 78 |
| 2-2-3 / Chargement répété progressif (UEWS) | 79 |
| 2-2-4 / Chargement constant (fluage) | 81 |
| 2-2-5 / Chargement cyclique (fatigue dynamique) | 83 |
| 2-2-6 / Acquisition de données et critère de fin d'essai | 85 |
| 2-3 / AUTRES APPAREILLAGES ET CONDITIONS EXPERIMENTALES | 85 |
| 2-3-1 / Essais mécaniques | 85 |
| 2-3-2 / Mesures tridimensionnelles | 86 |
| 2-3-3 / Observations microscopiques et prélèvement des échantillons | 87 |
| 2-3-4 / Absorption d'eau | 88 |
| 2-3-5 / Emission acoustique | 89 |
| 2-3-6 / Mesures de densités, de taux de fibres et de vides | 89 |
| PARTIE 3 - RESULTATS EXPERIMENTAUX ET DISCUSSIONS | 91 |
| 3-1 / CARACTERISTIQUES GEOMETRIQUES ET STRUCTURALES | 94 |
| 3-1-1 / Cartographie | 94 |
| 3-1-2 / Défauts de forme (circularité intérieure) | 95 |
| 3-1-3 / Diamètres intérieurs | 96 |
| 3-1-4 / Angle des axes | 96 |
| 3-1-5 / Pesée | 97 |
| 3-1-6 / Epaisseurs locales | 98 |
| 3-1-7 / Taux de charges et de vides locaux, densité du matériau | 101 |
| 3-1-8 / Empilement et disposition des couches | 102 |

| | |
|--|------------|
| 3-2 / COMPORTEMENT MECANIQUE SOUS PRESSION INTERNE | 105 |
| 3-2-1 / Comportement du coude sous pression interne croissante | 105 |
| 3-2-1-1 / Déformations locales | 105 |
| 3-2-1-2 / Reproductibilité des essais | 112 |
| 3-2-1-3 / Corrélation déformations locales et globales | 113 |
| 3-2-2 / Comparaison des lois de chargement : pression monotone croissante | 116 |
| 3-2-3 / Comparaison des lois de chargement : pression constante (fluage) | 120 |
| 3-2-4 / Comparaison des lois de chargement : pression cyclique (fatigue) | 121 |
| 3-2-5 / Discussion et proposition de nouvelles structures renforcées | 123 |
| | |
| 3-3 / COMPORTEMENT MECANIQUE DE COUDES RENFORCES | 125 |
| 3-3-1 / Modifications géométriques | 125 |
| 3-3-2 / Influence de la loi de chargement - Résultats - Discussions | 127 |
| 3-3-2-1 / Pression monotone croissante | 127 |
| 3-3-2-2 / Pression constante (fluage) | 127 |
| 3-3-2-3 / Pression cyclique (fatigue dynamique) | 129 |
| 3-3-3 / Analyse de l'influence de paramètres de structure et de conditions de sollicitations | 131 |
| 3-3-3-1 / Influence du liner | 132 |
| 3-3-3-2 / Influence de la vitesse de montée en pression | 137 |
| 3-3-3-3 / Défauts de géométrie et d'enroulement | 141 |
| 3-3-4 / Recommandations de fabrication | 147 |

PARTIE 4 - ANALYSE DES MECANISMES D'ENDOMMAGEMENT 148

| | |
|---|------------|
| 4-1 / BILAN PARAMETRIQUE DES SEUILS D'ENDOMMAGEMENT | 150 |
| 4-1-1 / Chargement monotone croissant | 150 |
| 4-1-2 / Chargement constant (fluage) | 154 |
| 4-1-3 / Chargement cyclique (fatigue dynamique) | 157 |
| | |
| 4-2 / TYPOLOGIE DES ENDOMMAGEMENTS MICROSCOPIQUES OBSERVES | 161 |
| | |
| 4-3 / INTERPRETATION DES MECANISMES | 165 |
| 4-3-1 / Commentaires généraux | 165 |
| 4-3-2 / Chargement monotone croissant | 167 |
| 4-3-3 / Chargement cyclique | 169 |
| 4-3-4 / Chargement constant | 170 |
| 4-3-5 / Mécanismes de fissuration | 171 |

| | |
|---|------------|
| 4-4 / COMPARAISON AVEC DES TUBES | 176 |
| 4-4-1 / Caractéristiques géométriques et structurales | 176 |
| 4-4-2 / Comportement sous pression interne | 178 |
| 4-4-2-1 / Chargement monotone croissant | 178 |
| 4-4-2-2 / Chargement UEWS | 183 |
| 4-4-2-3 / Analyse des endommagements | 186 |
| 4-5 / CONCLUSIONS | 191 |
| PARTIE 5 - PREVISION DU COMPORTEMENT | 192 |
| 5-1 / MESURES DES CARACTERISTIQUES ELEMENTAIRES EFFET D'UN VIEILLISSEMENT HUMIDE | 194 |
| 5-1-1 / Caractérisation mécanique du composite | 194 |
| 5-1-1-1 / Taux de renforts et de vides, masse volumique | 195 |
| 5-1-1-2 / Modules élastiques et coefficients de Poisson | 196 |
| 5-1-1-3 / Caractéristiques mécaniques expérimentales | 198 |
| 5-1-2 / Vieillissement humide | 199 |
| 5-1-2-1 / Absorption | 199 |
| 5-1-2-2 / Influence sur le comportement mécanique | 202 |
| 5-2 / CALCUL DE MATERIAUX MULTICOUCHES | 205 |
| 5-2-1 / Eprouvettes planes tissu | 205 |
| 5-2-1-1 / Comportement élastique | 205 |
| 5-2-1-2 / Comportement à la rupture | 207 |
| 5-2-2 / Tubes bobinés tissu | 209 |
| 5-2-3 / Calcul des coudes | 213 |
| 5-3 / CALCUL PAR ELEMENTS FINIS | 215 |
| 5-3-1 / Hypothèses de modélisation et conditions aux limites | 215 |
| 5-3-1-1 / Modélisations volumiques | 217 |
| 5-3-1-2 / Modélisations coques | 219 |
| 5-3-2 / Résultats - Discussions | 221 |
| 5-3-2-1 / Déplacements | 221 |
| 5-3-2-2 / Contraintes | 224 |
| 5-3-2-1 / Coude épaisseur constante | 224 |
| 5-3-2-2 / Coude épaisseur variable | 230 |
| 5-3-2-3 / Déformations | 234 |
| 5-3-3 / Conclusions | 236 |
| CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES | 238 |
| REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES | 243 |
| TABLE DES ILLUSTRATIONS | 247 |

GLOSSAIRE

Abréviations

| | |
|--------|----------------------------|
| IPD = | isophorone diamine |
| MDA = | méthylène dianiline |
| PE = | polyéthylène |
| PP = | polypropylène |
| PTFE = | polytétrafluoroéthylène |
| PVC = | polychlorure de vinyle |
| PVDF = | polyfluorure de vinylidène |

Notations grecques

| | |
|---------------------------------|--|
| ρ | = masse volumique |
| α | = angle des fibres par rapport à l'axe principal du repère |
| β | = taux de renfort en masse |
| γ | = déformation de cisaillement |
| ε | = déformation normale |
| ϕ | = taux de renfort en volume |
| η | = proportion volumique de vide |
| ν_{ij} ($i, j = x, y, z$) | = $-\varepsilon_j/\varepsilon_i$ = coefficients de Poisson |
| ψ | = position angulaire d'une section dans la partie coudée |
| θ | = repérage angulaire circonférentiel |
| σ | = contrainte normale |
| τ | = contrainte de cisaillement |

Notations minuscules

| | |
|--------------------|---|
| a | = courbure initiale du coude (dans notre cas 90°) |
| d | = distance à l'axe du tore |
| e | = épaisseur de la paroi |
| r | = rayon de la section |
| z | = cote de la couche par rapport au plan moyen géométrique |
| d_a | = angle d'ouverture du coude sous l'effet d'un moment |
| d_m | = densité du matériau |
| k_x, k_y, k_{xy} | = courbure du plan moyen suivant x, y, xy |

Notations majuscules

C_e = coefficient d'équilibrage

E = module d'Young

G = module de cisaillement

I = moment d'inertie de la section

L_m = longueur avec manchon

L_o = longueur sans manchon

L_s = longueur standard

M = moments de flexion

M_v = taux massique de renfort

M_m = taux massique de matrice

N = efforts de membrane normaux

N_f = nombre de fils/cm

P = pression intérieure

R = rayon de courbure du coude

T = titre du fil, en tex (poids en g pour 1 km de fil)

V = volume

V_v = taux de vide

U_i = invariants

Q_{ij} = coefficients de rigidité de la loi de Hooke associés au repère d'orthotropie

\underline{Q}_{ij} = coefficients de rigidité de la loi de Hooke associés à un repère quelconque

$(\underline{Q}_{ij})_k$ = coefficients de rigidité \underline{Q}_{ij} de la couche k

Indice

b = flexion

ch = sens chaîne du tissu

d = directe (dus aux efforts normaux)

e = face externe

fl = fin de linéarité

i = face interne

m = associé à la matrice

t = à la rupture en traction

tr = sens trame du tissu

v = associé au verre

x, y, z = associée à la direction x, y, z du repère global

xy, xz, yz = associé au plan xy, xz, yz

L, T = axes associés à la direction d'orthotropie longitudinale et transverse du pli de renfort (repère local)

LT = associé au plan LT

$^\circ$ = fait référence au plan moyen géométrique

Introduction

Depuis quelques années, les matériaux composites sont largement employés dans divers secteurs d'activité industrielle. Ils présentent souvent une alternative à des problèmes précis, en offrant un compromis coût / durée de vie intéressant (fig.1-1). La désulfuration des gaz de fumée, par exemple, nécessite des tenues simultanées à la corrosion, à la température, à la pression et aux suspensions abrasives en solution, auxquelles seuls les matériaux composites peuvent répondre correctement[1-2].

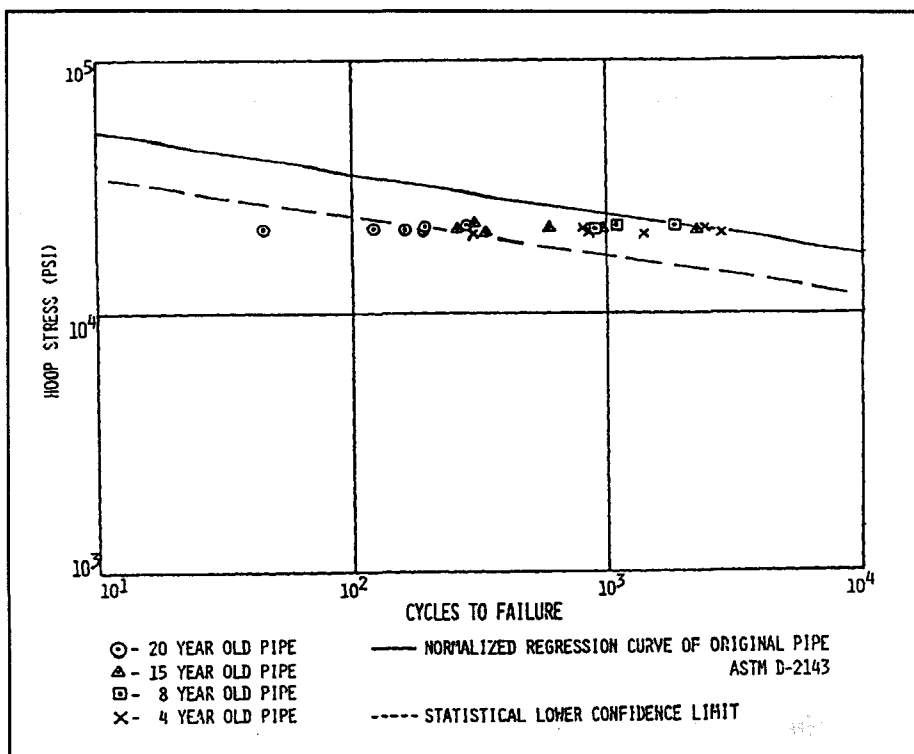


fig.1-1 - Comportement mécanique de tubes en époxy employés dans l'industrie pétrolière pour différents temps d'utilisation [3]

Un des secteurs porteurs est celui de la tuyauterie industrielle qui a su multiplier ses applications en créant de nouveaux marchés. Ainsi sommes-nous passés de produits classiques réalisés pour des canalisations d'alimentation ou d'évacuation d'eau à des produits techniques employés dans les circuits secondaires de centrale nucléaire.

Comparé aux connaissances accumulées sur les métaux pendant des siècles, le recul sur les matériaux composites est encore insuffisant. Les grands donneurs

d'ordres (pouvoirs publics, industriels importants) raisonnent donc bien souvent en métallurgistes et demeurent encore assez sceptiques quant aux performances des composites. Il est donc indispensable de réaliser des approches expérimentales complètes afin d'estimer correctement le domaine de confiance de ces matériaux dans le cadre d'applications bien définies.

La conception, la fabrication et les performances des tubes en matériaux composites sont aujourd'hui mécaniquement assez bien maîtrisées. Cependant, une tuyauterie n'est pas uniquement constituée de tubes droits. Il faut y introduire d'autres éléments, dénommés accessoires (brides, réducteurs de sections, tés, coudes), qui en tant que zones de raccordement, sont autant de points faibles potentiels. Dans l'état actuel des choses, on occulte ces problèmes en surdimensionnant les accessoires.

Les caractéristiques et les performances de ces produits restent donc encore du domaine de l'empirisme. Dans une conjoncture générale assez morose, ces arguments ne peuvent satisfaire les utilisateurs et les clients potentiels qui ont des exigences souvent spécifiques et ne peuvent se contenter de données extrapolées sur des structures plus ou moins voisines. Le travail présenté ici se limite volontairement à un type d'accessoire particulier : le coude, pour lequel le dimensionnement pose un réel problème du fait de la méconnaissance et de la complexité des efforts développés au sein des parois stratifiées.

Cette étude a pour objectifs de contribuer à la compréhension des comportements mécaniques de coudes sous pression interne, de préciser certains mécanismes de fissuration, et de relier les lois de comportements obtenues aux calculs prévisionnels. Pour cela, nous procédons à une approche expérimentale afin de déterminer les comportements mécaniques de cette structure composite (à base de tissu de verre et de résine époxy) pour différentes lois de chargement.

Dans la première partie, après avoir brièvement situé les composites dans leurs contextes économique et industriel, nous présentons plus particulièrement les constituants et le procédé de fabrication généralement employés pour la production de coudes à partir de bandes de tissu. Le bilan bibliographique des études expérimentales et théoriques menées sur de telles structures y est aussi exposé.

Dans un second temps, nous détaillerons les techniques expérimentales mises en oeuvre ainsi que les différents matériaux testés. Ce travail s'articule en effet

autour de trois familles de matériaux, dont les constituants de base communs sont la résine époxy et le verre (bandes de tissu), mais différentes les unes des autres par la nature de l'ensimage ou le mode de tissage.

Ces paramètres vont d'ailleurs conditionner les résultats expérimentaux et les discussions exposés dans la troisième partie de l'étude. Il faut d'ores et déjà préciser que cette partie présente deux phases distinctes au cours desquelles la conception du coude sera modifiée. Nous passerons en effet d'une structure initiale (étude préliminaire) à une structures renforcée (étude paramétrique).

La partie 4 traite de l'analyse macro et microscopique des mécanismes de fissuration du matériau constitutif du coude. Ceux-ci sont comparés aux endommagements de structures géométriquement plus simples telles que les tubes, afin d'estimer la part des mécanismes rattachée au matériau et celle liée au coude lui-même.

Enfin, par une comparaison ponctuelle des déformations expérimentales et des valeurs correspondantes, évaluées par différentes méthodes de calcul, nous cherchons à valider certaines approches théoriques susceptibles d'assister la conception, le dimensionnement et la prévision des mécanismes d'endommagement de structures aussi complexes que des coudes.

PARTIE 1

ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE

Dans cette partie, qui a un rôle de présentation, nous situons en premier lieu les matériaux composites dans leurs contextes économique général et nous présentons en particulier leurs potentialités pour la réalisation d'éléments de tuyauterie pour des applications à pression interne élevée (> 20 bars). De bonnes propriétés mécaniques sont alors nécessaires et impliquent l'utilisation de composites performants tels que l'association verre / époxy. Nous présenterons donc ensuite les principales caractéristiques élémentaires de ces constituants, ainsi que les différents procédés d'enroulement permettant de produire des accessoires de tuyauterie composite.

Dans un deuxième temps, nous présenterons quelques travaux de la littérature qui traitent de façon générale des essais mécaniques et des endommagements de structures coudées. A ce stade, nous constaterons la rareté des études concernant ces structures, en particulier lorsqu'ils sont en composite verre / époxy. Aussi, les quelques données bibliographiques présentées ici seront rattachées à leur contexte (i.e. nature du matériau composite et géométrie du coude), les conclusions et les observations devant alors être relativisées. La méconnaissance du comportement mécanique des coudes composite sous pression interne apparaît d'ores et déjà, et justifie à elle seule l'intérêt de l'étude.

La troisième partie traitera du problème du dimensionnement des coudes en composite et, après un bref rappel de la théorie des stratifiés, présentera les principales méthodes et développements mathématiques réalisés sur ce thème.

1-1 / CONTEXTES ECONOMIQUE ET INDUSTRIEL

1-1-1 / Généralités

1-1-2 / Structures bobinées

1-1-2-1 / Matières premières

1-1-2-1-1 / Résines époxy

1-1-2-1-2 / Renforts verre

1-1-2-1-3 / Additifs

1-1-2-2 / Fabrication par enroulement

1-1-2-2-1 / Principe - Avantages - Inconvénients - Marché

1-1-2-2-2 / Enroulement circonférentiel

1-1-2-2-3 / Enroulement hélicoïdal

1-1-2-2-4 / Enroulement polaire

1-1-2-2-5 / Procédé Drosthalm

1-1-2-2-6 / Enroulements complexes

1-1-2-2-7 / Rubannage

1-2 / ETAT DES TRAVAUX MENES SUR LES COUDES

1-2-1 / Contexte bibliographique

1-2-2 / Dimensionnement

1-2-3 / Essais avec effet de fond

1-2-4 / Fractures et endommagements

1-2-4-1 / Chargement cyclique

1-2-4-2 / Chargement constant

1-3 / MODELISATIONS THEORIQUES

1-3-1 / Lois de comportement des matériaux

1-3-1-1 / Matériaux isotropes élastiques

1-3-1-2 / Matériaux anisotropes élastiques

1-3-1-2-1 / Loi de comportement de la monocouche

1-3-1-2-2 / Loi de comportement du stratifié

1-3-1-2-3 / Loi de comportement des composites à base de tissus

1-3-1-3 / Critères de rupture

1-3-2 / Calcul des coudes

1-3-2-1 / Calcul de la répartition des contraintes

1-3-2-1-1 / Caractéristiques de la monocouche

1-3-2-1-2 / Loi de comportement de la monocouche

1-3-2-1-3 / Loi de comportement du stratifié

1-3-2-2 / Comportement des coudes en composite

1-3-2-3 / Autres méthodes développées

1-4 / CONCLUSION ET DEFINITION DU PROGRAMME DE RECHERCHE

1-1 / Contextes économique et industriel

1-1-1 / Généralités [44-45-46]

Un composite est défini comme la combinaison d'au moins deux matériaux, qui diffèrent, non seulement par leurs structures, mais aussi par leurs propriétés intrinsèques. Le terme générique "composites" est usuellement employé pour des matériaux présentant une phase fibreuse minérale ou organique, associée à une résine polymère.

On distingue deux familles :

- les composites "grande diffusion", essentiellement constitués du couple verre E / résine polyester,
- les composites "hautes performances", avec des associations à base de résine époxy et de fibres de verre, de carbone ou d'aramide.

Les matériaux composites ont connu un réel développement à partir de la seconde guerre mondiale. En effet, contrairement aux matériaux structurels homogènes, ils répondaient aux exigences particulières imposées par certaines applications militaires.

Jusqu'alors les alliages d'aluminium aux résistances et rigidités spécifiques élevées étaient les principaux matériaux utilisés dans ces structures. Mais, au fil des années, les problèmes de corrosion et de fatigue de ces alliages devenaient critiques et les solutions restaient coûteuses.

Les matériaux composites ont non seulement pallié ces inconvénients, mais ont également apporté aux concepteurs et fabricants un certain nombre d'avantages initialement insoupçonnés (fig.1-2).

| Mise en oeuvre | Mécaniques | Autres avantages |
|---|---|--|
| <ul style="list-style-type: none"> • Intégration de fonctions, aspect multifonctionnel • Hybridation possible de différentes sortes de fibres • Flexibilité de la production • Faibles investissements • Faibles coûts d'outillage • Prix compétitifs • Facilement transformable | <ul style="list-style-type: none"> • Propriétés spécifiques élevées • Excellente résistance en fatigue • Résistance au fluage • Résistance aux chocs, à l'impact • Anisotropie | <ul style="list-style-type: none"> • Résistance à la corrosion • Protection des fibres par la matrice • Absorption des vibrations • Légèreté |

fig.1-2 - Principales caractéristiques des composites [45]

Les matériaux composites se sont donc très logiquement développés au point d'être présents de nos jours sur des marchés qui vont de la pièce non-structurale (panneaux de faibles performances) jusqu'aux applications technologiquement pointues (moteurs de fusées et réservoirs sous pression).

En 1994, le marché français des composites représentait environ 200 000 tonnes (soit 6% de l'ensemble de la consommation nationale des plastiques), dont 98% (en masse) de composites grande diffusion et seulement 2% destinés aux applications hautes performances.

En France, troisième marché européen des composites après l'Allemagne et l'Italie, la consommation par secteur d'activité se répartit suivant la figure 1-3.

| Composites fibres de verre : 98 % | | | | |
|--|---|-------------|-------------|-------------|
| Matrices thermodurcissables : 75 % | | | | |
| Domaine d'applications | Exemples de pièces | 1978 | 1983 | 1989 |
| Transports | Carrosserie (tourisme et utilitaire), caravanes, matériel ferroviaire, construction et aménagement de navires, équipements portuaires, aviation civile, matériel militaire et spatial, conteneurs, etc. | 26 | 31 | 36 |
| Electricité, électronique | Isolants stratifiés, pièces techniques, radômes, antennes, circuits imprimés, échelles, etc. | 16 | 18 | 21 |
| Industrie, agriculture | Citernes, bacs, cuves, silos, chambres froides, tuyaux et accessoires, capots, carters, outillages, casques, etc. | 17 | 17 | 15 |
| Bâtiment | Eléments de construction, plaques ondulées, lanterneaux, coffrages et moules à béton, revêtements d'étanchéité, travaux publics et urbanisme, mobiliers, sanitaires, etc. | 20 | 17 | 14 |
| Sports, loisirs | Navigation de plaisance, piscines, skis, cannes à pêche, manèges et karts, mâts, etc. | 15 | 11 | 10 |
| Divers | Biens de consommation : meubles, sièges, plateaux, appareils électroménagers, etc. Divers : enseignes, matériel d'étalage | 6 | 6 | 4 |
| A l'étude : pièces de sécurité pour l'automobile | | | | |
| Matrices thermoplastiques : 25 % | | | | |
| Petites pièces mécaniques pour l'automobile, l'électroménager, l'électricité, etc. | | | | |
| Composites fibres de carbone et d'aramide : 2 % | | | | |
| Principalement résines époxy | | | | |
| Aéronautique | Capacités (réservoirs haute pression, enveloppes de propulseurs), pales d'hélicoptère, corps et tuyères de fusée, aérofreins, gouvernes, portes, etc. | | | |
| Sports | Raquettes, clubs de golf, cannes à pêche, bâtons de ski, cycles de compétition, etc. | | | |
| Automobile | Ressorts, transmissions, etc. | | | |

fig.1-3 Classification des composites, applications et évolution de leur répartition en France (% en masse) - [46]

Depuis quinze ans, la consommation des matériaux composites est en perpétuelle expansion avec un taux de croissance moyen de 8% par an. Les composites à matrice organique armés de fibres de verre sont les plus fréquemment rencontrés dans des applications aussi diverses que les biens de consommation, les applications militaires et aérospatiales, ou encore l'industrie.

1-1-2 / Structures bobinées [47-48-49]

1-1-2-1 / Matières premières[44-47-48-49-50-51]

Nous avons vu précédemment que la très grande majorité des composites est constituée de l'assemblage de fibres de verre et d'une matrice thermodurcissable. Parmi celles-ci, ce sont les résines époxy qui offrent pour un grand nombre d'applications, le meilleur compromis entre caractéristiques, choix de procédé, propriétés mécaniques et coûts (fig.1-4).

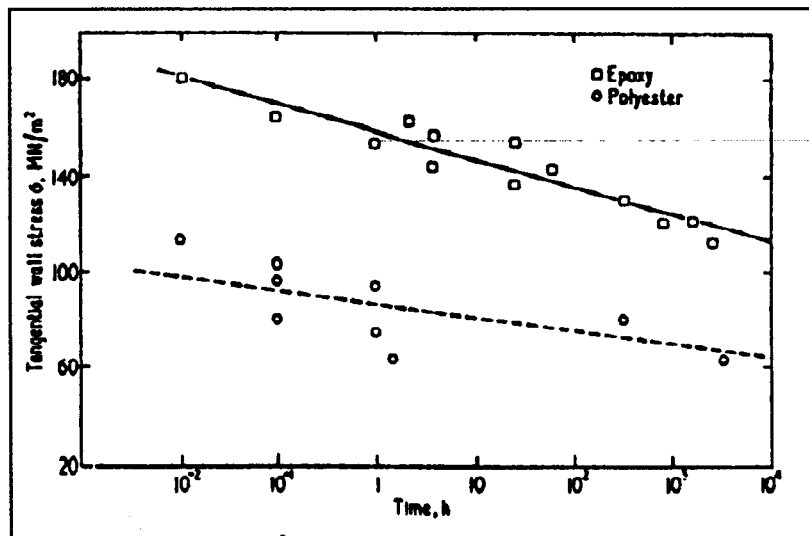


fig.1-4 - Comportements en fluage de tubes en époxy et en polyester [4]

Nous allons donc nous attacher dans les paragraphes qui suivent à décrire de manière plus complète ces deux constituants de base que sont la résine époxy et le verre.

1-1-2-1-1 / Résines époxy [44-45-49]

Les époxy résultent d'une réaction d'addition d'un prépolymère liquide ou solide et d'un durcisseur. Ce prépolymère (résine ou base) est constitué de molécules possédant au moins deux fonctions époxydes. Dans la plupart des cas, il est obtenu par condensation en milieu alcalin d'épichlorhydrine et de diphenylolpropane (bisphénol A).

Le schéma de fabrication des résines (type Epikote de chez Shell) à partir de matières premières d'origine pétrolière ainsi que leur formule générale sont indiqués figures 1-5 et 1-6.

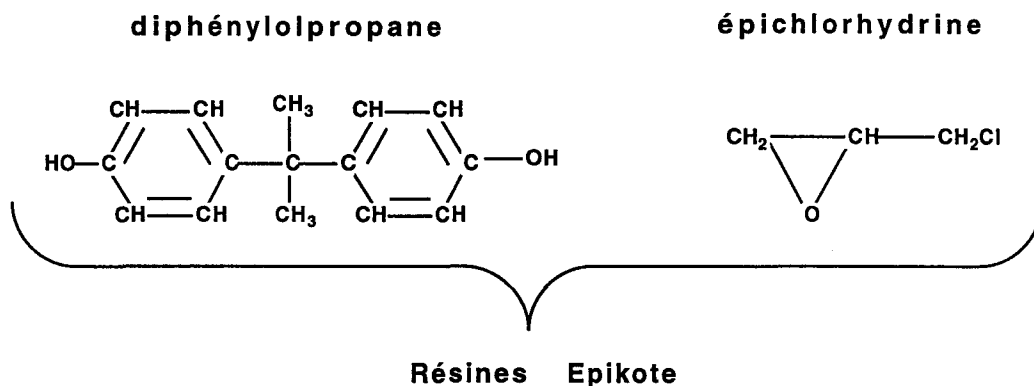
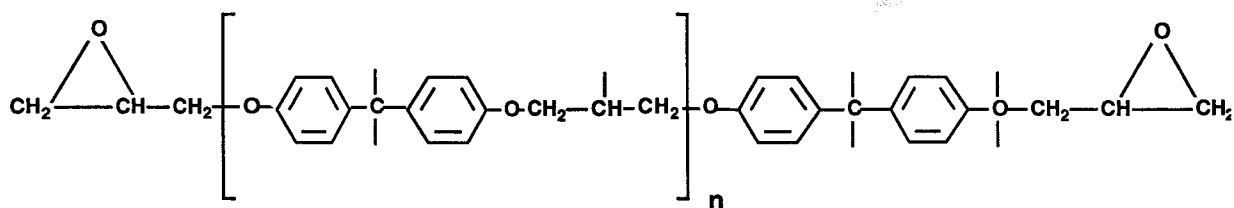


fig.1-5 - Obtention des résines Epikote [45]

Les résines industrielles les plus couramment employées sont du type diglycidyléther de bisphénol A (DGEBA). Par addition avec des durcisseurs, corps possédant des hydrogènes actifs, le cycle époxyde s'ouvre, formant une liaison carbone-azote et un groupe hydroxyle qui, à son tour, peut réagir avec un groupe époxyde ou avec un autre groupe réactif.

La nature chimique du durcisseur fixe les conditions de mise en oeuvre (réticulation à température ambiante ou nécessité de chauffer) et les propriétés de la résine polymérisée. Les durcisseurs réagissant à la température ambiante sont généralement des dérivés de polyamines primaires ou secondaires qui se combinent avec une fonction époxy suivant :



ou plus simplement

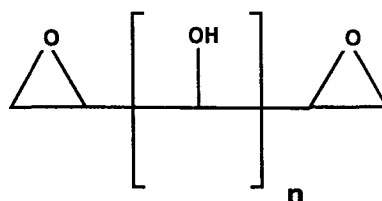


fig.1-6 - Résine Epikote

Dans cette catégorie de produits, on distingue tout d'abord les polyamines aliphatiques et leurs dérivés. L'amine la plus simple de cette série est l'éthylène diamine (EDA), qui donne par condensations successives :

- la diéthylène triamine (DTA),
- la triéthylène tétramine (TETA),
- la tétraéthylène pentamine (TEPA),
- la pentaéthylène hexamine (PEHA).

La plus utilisée est la DTA qui permet de formuler des systèmes durcissant rapidement à température ambiante. Cependant, étant donné sa faible compatibilité initiale avec la résine époxy, son emploi nécessite un temps de mûrissement du mélange avant l'application.

Dans cette même catégorie, on trouve des polyamines cycloaliphatiques et arylaliphatiques qui présentent certains avantages par rapport aux amines aliphatiques :

- meilleure compatibilité avec les résines époxy de type aromatique,
- meilleures performances en résistances chimique et mécanique des systèmes,
- couleurs plus claires,
- réactivités plus faibles (à température ambiante).

Les plus employées sont l'isophorone diamine, le cyclohexyl propylène diamine, le 33' diméthyl 44' diamine dicyclohexyl méthane, le N-amino éthyl pipérazine et le xylylène diamine.

Cette liste de durcisseurs réagissant "à froid" n'est pas exhaustive, d'autres produits peuvent être employés, tels des polyamines aromatiques modifiées, des amido-amines, des imidazolines, des polysulfures ou encore des polyisocyanates.

L'autre famille de durcisseurs fréquemment rencontrée nécessite un chauffage, qui peut être important, pour améliorer la réactivité.

On distingue tout d'abord les polyamines aromatiques essentiellement utilisées pour des systèmes époxy à couler. Il s'agit en pratique du :

- diamino diphényl méthane (DDM),
- méta-phénylène diamine (MPD),
- diamino diphényl sulfone (DDS).

Les amines aromatiques sont moins réactives que les amines aliphatiques, notamment à température ambiante. Aussi est-il nécessaire de chauffer les systèmes pendant plusieurs heures à haute température (150°C et parfois plus). Les systèmes durcis obtenus présentent alors d'excellentes propriétés mécaniques et électriques qui se maintiennent jusqu'à des températures de service de 140-150°C.

Il y a ensuite les polyamines cycloaliphatiques, intermédiaires du point de vue de la réactivité entre les amines aliphatiques et les amines aromatiques. Elles nécessitent généralement un durcissement à chaud pour être complètement réticulées. Elles peuvent atteindre les performances obtenues avec les amines aromatiques, tout en présentant l'avantage d'être liquides à température ambiante, ce qui facilite la mise en oeuvre (fig.1-7).

On trouve enfin les anhydrides d'acide, dont le mécanisme de réticulation avec la résine est complexe car plusieurs réactions ont lieu simultanément :

- ouverture de l'anhydride par réaction avec un hydroxyle de la résine et formation d'un ester-acide
- réaction des fonctions acides avec les fonctions époxydes
- réaction des hydroxydes formés avec les époxydes restantes

Pour la fabrication de produits coulés, les durcisseurs à base d'anhydrides ont l'avantage de donner des mélanges de basse viscosité et de longue vie en pot.

En outre, le dégagement de chaleur et le retrait durant la réticulation sont plus faibles qu'avec les durcisseurs aminés ; ils permettent donc la fabrication de coulées de grandes dimensions.

Ici non plus, cette liste de durcisseurs n'est pas exhaustive ; il existe d'autres produits qui peuvent être employés, tels que la dicyandiamide et ses dérivés, ceux à base d'amines (tertiaires, sels) ou de trifluorure de bore, ou encore les phénols et acides carboxyliques.

| Résines | Propriétés Mécaniques | | | | Résistance chimique | | | |
|-----------------------------|--|---|------------------------|----------------------------|---------------------|---------|-------|-------|
| | Résistance à la rupture en flexion MPa | Résistance à la rupture en traction MPa | Module en traction GPa | Allongement à la rupture % | Eau | Solvant | Acide | Base |
| Polyesters insaturés | | | | | | | | |
| - orthophtaliques | 100 à 135 | 50 à 75 | 3,2 à 4,5 | 1,2 à 4,0 | • | - | • | - |
| - isophtaliques | 110 à 140 | 55 à 90 | 3,0 à 4,0 | 0,8 à 2,8 | + | • | + | - / • |
| - modifiés au bisphénol | 125 à 135 | 65 à 75 | 3,2 à 3,8 | 0,9 à 2,6 | ++ | • | + | • / + |
| Epoxy (bisphénol) | | | | | | | | |
| + amine aliphatique | 85 à 125 | 50 à 70 | 3,5 | 1,0 à 3,5 | + | • / + | • / + | • / + |
| + amine aromatique | 80 à 130 | 60 à 75 | 3,0 à 3,5 | 1,5 à 3,5 | ++ | + | • / + | + |
| + anhydride aromatique | 90 à 130 | 80 à 105 | 2,6 à 3,5 | 2,0 à 2,5 | - / • | - / • | + | + |
| Vinylester | 110 à 130 | 70 à 85 | 3,3 | 1,0 à 4,0 | + | • / + | + | + |
| Polyimide | 75 à 130 | 50 à 120 | 3,1 à 4,7 | 2,0 à 3,5 | - / • | | | - / • |
| Phénolique / furane | 100 à 120 | 60 à 75 | 2,5 à 3,5 | 0,5 à 1,0 | + | ++ | + | - |

++ excellente, + bonne, • passable, - mauvaise
Ces données ne sont qu'indicatives et générales. Elles peuvent être fortement pondérées par des variations de structure et de constitution des résines

fig.1-7 - Comparaison des propriétés de quelques résines d'imprégnation non renforcées - [44]

1-1-2-1-2 / Renforts verre [45-48]

Dans un composite, ce sont les fibres qui déterminent les caractéristiques mécaniques du matériau (i.e. résistance et rigidité - fig.1-8). Selon les fonctions assurées par les produits, les fils sont appelés à travailler, soit en traction longitudinale, ce qui correspond à leur utilisation optimale, soit en cisaillement et traction transverse à l'interface verre / résine, ce qui correspond généralement aux conditions les plus critiques de résistance, soit en compression, situation dans laquelle les fibres ne présentent que peu d'intérêt.

Il existe différents types de verre, qui diffèrent par leurs propriétés chimiques, mécaniques et électriques :

- Verre E : le plus utilisé à base de calcium alumino borosilicate qui présente des propriétés globales moyennes pour un prix abordable
- Verre R ou S : à base de magnésium aluminosilicate pour des pièces à hautes performances mécaniques
- Verre D : pour des pièces nécessitant des propriétés diélectriques spécifiques
- Verre C : à base de calcium sodium potassium silicate pour avoir une stabilité chimique en environnement corrosif

| FIBRES | ρ (g/cm ³) | σ_t (daN/mm ²) | σ_t / ρ (x 10 ⁴ m ² /s ²) | ε_t % | E (daN/mm ²) | E / ρ (x 10 ⁴ m ² /s ²) |
|--------------------------------------|--------------------------------|--------------------------------------|--|----------------------|-----------------------------|---|
| Carbone : | | | | | | |
| - haute résistance | 1,77 | 280 | 160 | 1,3 | 21 000 | 12 000 |
| - haut module | 1,94 | 230 | 120 | 0,5 | 40 000 | 21 000 |
| Bore | 2,6 | 350 | 135 | 0,8 | 40 000 | 15 000 |
| Aramide (Kevlar) | 1,45 | 290 | 200 | 2,5 | 13 000 | 9 000 |
| Verre : | | | | | | |
| - E | 2,6 | 245 | 95 | 4,5 | 7 300 | 2 800 |
| - R | 2,53 | 320 | 125 | 5,2 | 8 600 | 3 400 |
| Acier (étiré filamentaire) | 7,75 | 350 | 45 | | 21 000 | 2 700 |

Les valeurs des caractéristiques représentent les moyennes des valeurs relevées dans la littérature. Suivant les fabricants, on peut avoir des caractéristiques qui s'écartent de $\pm 20\%$, à l'exception de la résistance du verre pour laquelle l'écart entre la résistance du filament en sortie de filière et la résistance du fil industriel est très important (verre E de 150 à 340 daN/mm²). On rappelle que 1 daN/mm² = 10 MPa

fig.1-8 - Comparaison des caractéristiques mécaniques de différentes fibres de renfort [44]

Quelle que soit la composition du verre, les fibres subissent un traitement de surface (ensimage - fig.1-9) qui permet entre autre, d'améliorer l'adhérence fibre-matrice. Les caractéristiques à la rupture et la durée de vie du composite sont très sensibles à la nature de cette interface qu'il est malheureusement impossible de modifier au stade de l'utilisation.

Le développement des ensimages à base silane a permis d'améliorer considérablement les propriétés et la pérennité des matériaux composites, surtout lors d'expositions prolongées dans des environnements humides. La sensibilité de la fibre de verre à l'eau reste encore néanmoins un problème.

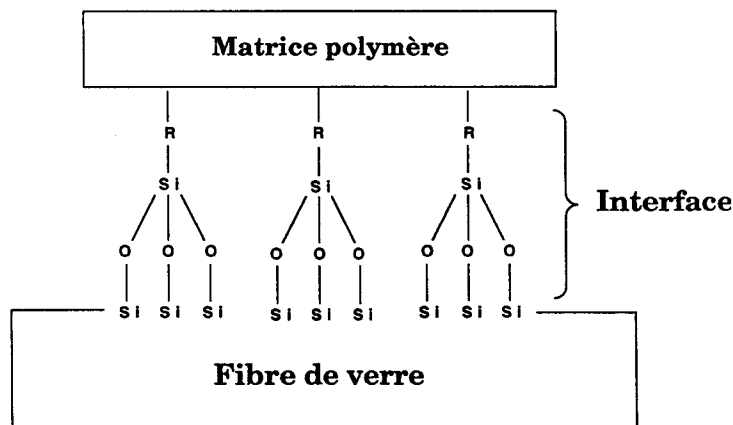


fig.1-9 - Schéma de principe - Interface fibre de verre / matrice

Industriellement, les fibres de verre peuvent se présenter sous forme de mèches, de fibres coupées, de mats et de tissus. C'est cette dernière présentation qui est employée dans l'étude et à laquelle nous nous intéressons plus particulièrement maintenant.

Un tissu est le résultat d'un entrelacement de fils, généralement selon deux directions : chaîne et trame (fig.1-10). La chaîne correspond au sens d'avancement du tissu sur le métier, la trame à la direction transverse.

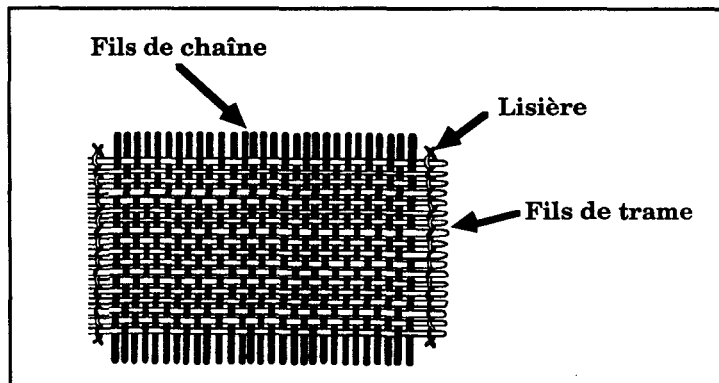


fig.1-10 - Structure d'une bande de tissu

Le mode d'entrecroisement de ces fils est appelé armure (fig.1-11). Pour un taffetas, le fil de trame passe alternativement au-dessus et au-dessous d'un seul fil de chaîne. Pour un sergé ou un satin, le fil de trame passe sur $n-1$ fils de chaîne, dénommé alors "tissus sergé ou satin de n ". La toile (ou taffetas) est le mode de tissage le plus utilisé, bien que le satin ait la meilleure résistance mécanique [Source Shell].

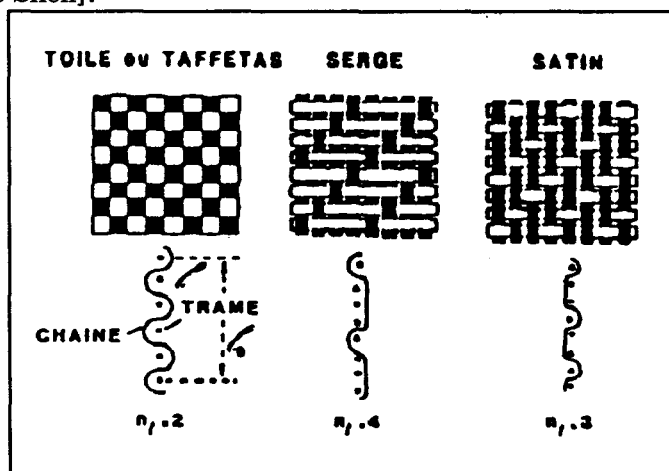


fig.1-11 - Différentes armures des tissus [5]

Les propriétés des tissus diffèrent suivant leur constitution, cette dernière étant le plus souvent paramétrée par :

- la continuité des fils,
- la quantité de fibres en chaîne et en trame (tissus unidirectionnels, déséquilibrés ou équilibrés),
- l'armure (taffetas, satin, sergé) et la torsion des fils (tissus stratifiés).

Il faut néanmoins avoir à l'esprit que le tissage multiplie par 3 le coût de la fibre de verre [46].

1-1-2-1-3 / Additifs [44]

Outre les renforts et le système catalytique, d'autres charges à vocation non structurelle peuvent être introduites :

- des agents anti-UV,
- des agents thixotropes,
- des pigments ou colorants,
- des agents d'épaississement,
- des agents démoulants,
- des paraffines pour limiter l'inhibition par l'oxygène de l'air,
- des agents antistatiques,
- des agents ignifugeants.

Il peut aussi s'agir de contrôler le retrait, d'améliorer la conductivité thermique ou encore tout simplement de diminuer les coûts matières.

1-1-2-2 / Fabrication par enroulement[45-50-48]

La réalisation de structures par bobinage de fibres de verre enrobées de résine constitue la méthode de mise en forme des composites la plus économique. Ce procédé reste néanmoins un des moins utilisés en Europe avec seulement 5% (48Ktonnes) de la production annuelle de matériaux composites en 1989.

En autorisant de nombreuses possibilités dans la disposition des fibres, ce mode de fabrication permet de tirer le meilleur parti de la résistance mécanique du verre. Cette technique est utilisée pour la réalisation des corps de révolution (tubes et canalisations, réservoirs, organes de fusées et de missiles, etc.), ou des pièces spéciales (coudes, manchons, réductions, tés, adaptateurs), caractérisées par des résistances mécaniques élevées pour des poids relativement faibles.

Les structures bobinées sont généralement fabriquées à partir de mèches unidirectionnelles, imprégnées sous tension de la résine appropriée et disposées les unes par rapport aux autres à des positions angulaires bien précises. Les orientations des fibres déterminent intégralement les propriétés mécaniques de ce type de structure (fig.1-12 et 1-13).

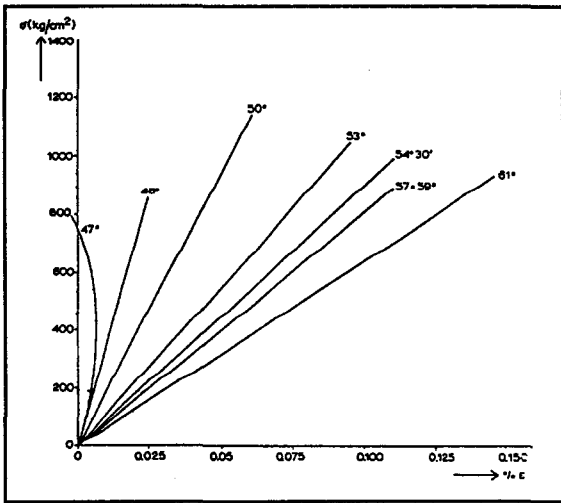


fig.1-12 - Déformations axiales

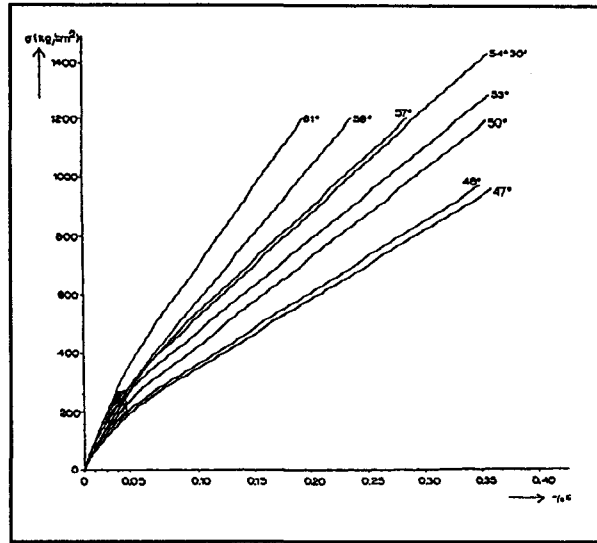


fig.1-13 - Déformations circonférentielles

de tubes renforcés verre et soumis à une pression interne pour différents angles de bobinage [6]

Les structures comportent une couche interne riche en résine, parfaitement lisse, qui joue le rôle de barrière anti-corrosion et d'étanchéité, et autorise de faibles pertes de charge.

Une polymérisation finale à haute température accroît les caractéristiques mécaniques et la longévité de l'ensemble, en assurant la formation de toutes les liaisons moléculaires résiduelles.

D'autres procédés permettent aussi de maîtriser l'orientation et le positionnement des couches afin d'obtenir la combinaison d'orientation désirée. Les plus courants sont : le drapage (manuel ou automatique) et la pultrusion. Une phase de consolidation est ensuite réalisée par application simultanée de la chaleur et de la pression (autoclave, presse, sac à vide). Seule la pultrusion combine le positionnement de la fibre, la consolidation et la cuisson dans la même opération.

Ces procédés de fabrication avec placement précis des fibres engendrent, par définition, une masse de travail considérable. C'est pourquoi le développement d'automatismes de production a été entrepris par les fabricants de structures bobinées.

1-1-2-2-1 / Principe - Avantages - Inconvénients - Marché

Le procédé consiste à enrouler les fibres de verre (maintenues sous tension constante et préalablement imprégnées du système résine / durcisseur) sur un mandrin, suivant une disposition étudiée pour atteindre les valeurs de résistances longitudinale et circonférentielle souhaitées (fig.1-14).

Le mandrin peut être intégré dans le produit fabriqué où il joue alors le rôle de couche intérieure (liner). Il peut aussi éventuellement être récupéré après fabrication pour réutilisation. Les liners thermoplastiques sont habituellement en PP, PE, PVC, PTFE ou PVDF. Les liners thermodurcissables sont de la même résine que celle du composite.

| Avantages | Inconvénients | |
|--|--|----------|
| <ul style="list-style-type: none"> • Mandrins qui peuvent atteindre 10 mètres de long • Intégration d'un liner dès la fabrication • Régularité de bobinage • Taux élevé de renforts • Maîtrise de l'orientation des fibres • Résistance et module spécifiques élevés • Equitension des fils lors de la dépose | <ul style="list-style-type: none"> • Mandrins onéreux pour les formes complexes (mandrins extractibles) • Contrôle délicat du débullage et essorage de la résine par la tension des fils lors de l'enroulement | |
| <ul style="list-style-type: none"> • Utilisation de renforts économiques (rovings) • Possibilité de production en continu • Possibilité d'automatisation poussée et programmable | <th data-bbox="866 994 1345 1032">Cadences</th> <ul style="list-style-type: none"> • Durée de durcissement qui est fonction de la nature de la résine et de la technologie utilisées | Cadences |

fig.1-14 Procédé d'enroulement - Avantages, inconvénients, cadences

En ce qui concerne le marché de l'enroulement pour l'Europe, les estimations sont de 22,5 Ktonnes pour 1992 et de 20,5 Ktonnes en 1993, dont environ 25% de ce marché réalisé à base d'époxy. Ce ralentissement économique est notamment dû au recul des marchés internes et des tuyaux.

Les grands consommateurs sont dans l'ordre:

- l'Italie (30%)
- l'Allemagne et les Pays-Bas (10% chacun)
- la France, l'Autriche, la Grande-Bretagne et l'Espagne (5% chacun)

Les applications industrielles s'articulent autour du transport de liquides, gaz ou solides telles que dans les :

- réseaux de lutte contre l'incendie, d'eau de refroidissement ou de mer
- lignes de produits chimiques et alimentaires
- canalisations d'effluents
- réseaux d'eau potable et sanitaires
- lignes de transport de pétrole, d'hydrocarbures, de gaz naturel ou d'air comprimé

1-1-2-2-2 / Enroulement circonférentiel

Les fils de verre sont déposés suivant un angle voisin de 90° par rapport à l'axe de symétrie de la structure (fig.1-15). Cet enroulement est réalisé pour des structures appelées à ne subir que des efforts de pression intérieure sans effet de fond.

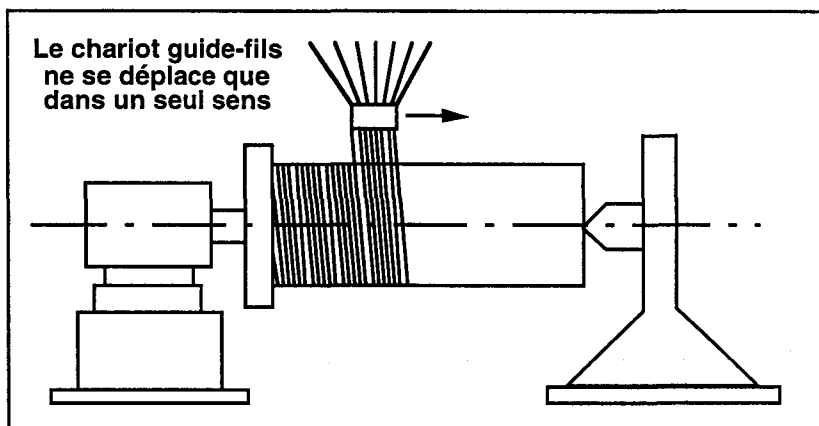


fig.1-15 - Schéma de principe de l'enroulement circonférentiel

Les réservoirs cylindriques verticaux à niveau libre rentrent dans cette catégorie de produit où la contrainte principale est perpendiculaire à l'axe de symétrie.

1-1-2-2-3 / Enroulement hélicoïdal

Les renforts sont disposés en couches croisées formant le plus souvent un angle voisin de 55° ($\text{tg}^2 \alpha = 2$) par rapport à l'axe de symétrie (fig.1-16). Cet enroulement convient aux structures soumises à des efforts de pression intérieure avec effet de fond qui créent des contraintes circonférentielles et longitudinales dans les parois.

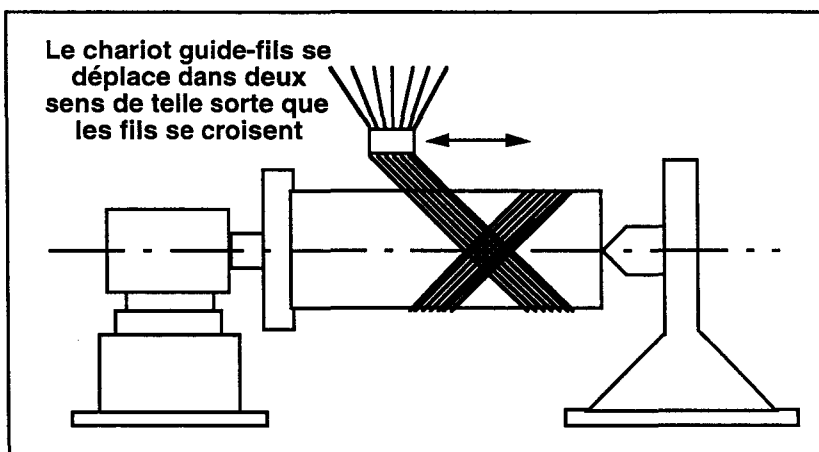


fig.1-16 - Schéma de principe de l'enroulement hélicoïdal

1-1-2-2-4 / Enroulement polaire

Les fibres sont déposées suivant un angle faible par rapport à l'axe de révolution du mandrin (5 à 20°). Le chariot portant les fils de verre se déplace transversalement et longitudinalement et le guide-fil est doté d'un mouvement de rotation (fig.1-17). Cet enroulement conduit à une structure cylindrique fermée aux extrémités (réservoir avec fonds) résistant donc aux efforts axiaux.

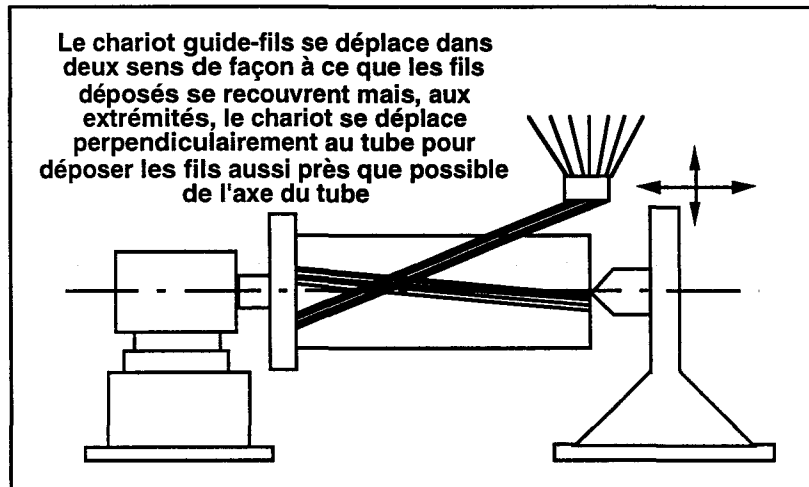


fig.1-17 - Schéma de principe de l'enroulement polaire

1-1-2-2-5 / Procédé Drostholm

Les fils de verre imprégnés de résine sont posés sur un feillard métallique autoagrafable glissant sur un bâti cylindrique fixe et creux. Au fur et à mesure du déplacement du feillard agrafé, la résine polymérise. Quand la réticulation est achevée, le feillard se dégrafe et revient en amont par l'intérieur du bâti. Le tube ainsi formé quitte le mandrin en avançant sur des galets. Dans ce procédé, des fibres coupées et des charges sont généralement ajoutées aux fils continus (fig.1-18).

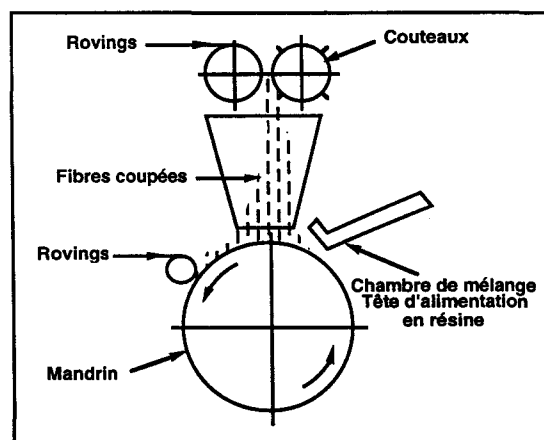


fig.1-18 - Schéma d'alimentation d'une machine Drostholm

1-1-2-2-6 / Enroulements complexes

Il est possible de combiner entre eux ou de modifier certains de ces enroulements afin d'augmenter les caractéristiques des produits fabriqués.

Par exemple :

- enroulement hélicoïdal ou polaire avec enroulement circonférentiel
- enroulements hélicoïdaux d'angles différents
- adjonction de fils longitudinaux

1-1-2-2-7 / Rubannage (fabrication de coudes)

Les accessoires peuvent être obtenus par de nombreux procédés tels que la centrifugation, l'injection, le moulage à la presse, les procédés au contact, ou encore par enroulement [7].

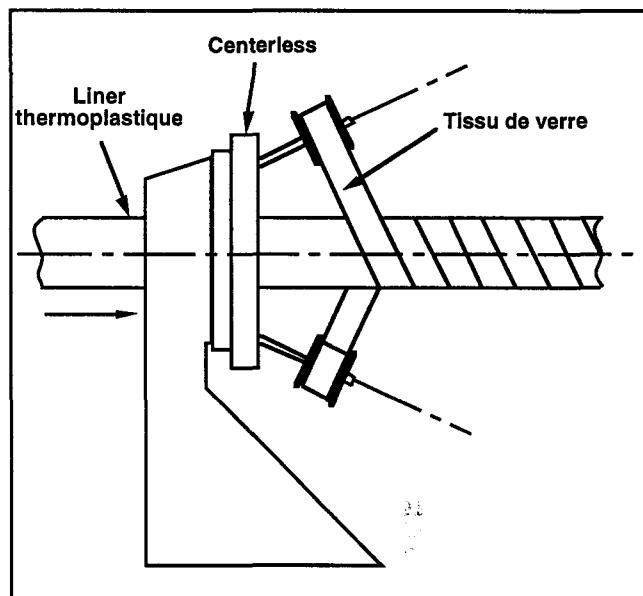


fig.1-19 - Principe du rubannage

Ce dernier procédé, dont le rubannage n'est qu'un dérivé, est utilisé ici pour confectionner les coudes étudiés. Il consiste à enrouler, manuellement ou par robot, un ruban de tissu imprégné de résine liquide sur un mandrin rétractable (fig.1-19). Il donne des produits de qualité inférieure à ceux obtenus par enroulement filamentaire car il est plus difficile d'appliquer ici une tension uniforme sur toute la largeur du renfort déposé. La qualité des produits est améliorée lorsqu'on utilise des tissus équilibrés ou unidirectionnels, avec des bords "finis" et une résine suffisamment fluide.

En guise de protection extérieure, une couche de résine pure est appliquée sur la dernière strate de rubans. Dans la mesure du possible, on choisit des tissus peu épais et de largeur telle qu'il ne se forme pas de plis dans les parties coudées.

Lors de la mise sous pression interne de structure coude, et pour des tissus classiques (équilibrés), les déformations axiales sont souvent supérieures aux déformations circonférentielles [48]. Pour éviter cela, certains fabricants interposent des fibres longitudinales entre les couches de rubans.

1-2 / Etat des travaux menés sur les coudes

1-2-1 / Contexte bibliographique [8-9-10-11-12-13-47-50]

Les travaux menés sur les coudes en matériau composite sont rares et fondamentalement éloignés des structures qui nous intéressent. Ainsi, la plupart des travaux porte sur des coudes dont l'épaisseur est constante, contrairement à notre cas où l'épaisseur est fonction de la position considérée (§2-1) .

De plus, les études s'articulent généralement autour d'essais où les efforts sont appliqués sur l'extérieur de la structure (moments de flexion - fig.1-20). Les auteurs tentent ensuite de corréler les déformations obtenues à diverses approches calculatoires, généralement basées sur les travaux de Timoshenko. Ce dernier a en effet correctement estimé les différentes contraintes développées suivant le plan médian du coude (fig.1-52).

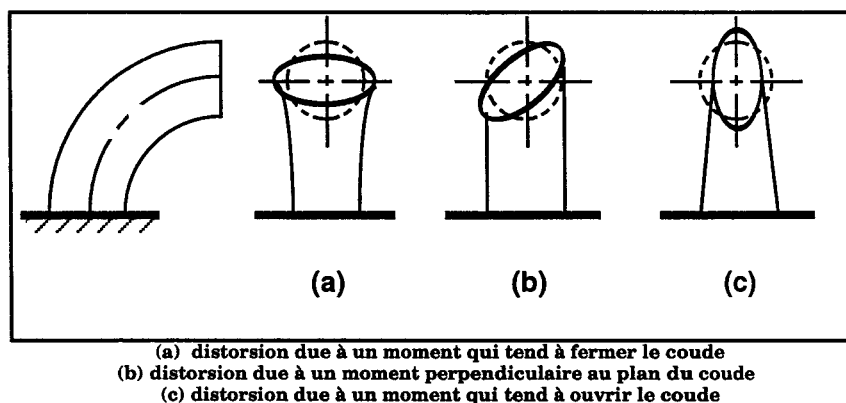


fig.1-20 - Allure des comportements de coudes d'épaisseur constante soumis à différents moments de flexion [13]

D'autres auteurs ont quantifié les dispersions pouvant exister entre des résultats de laboratoire et la pratique. Ils ont en outre mis en évidence la fluctuation des contraintes du plan médian suivant la position angulaire considérée, ainsi que des différences majeures entre les contraintes des surfaces intérieures et extérieures du coude (fig.1-21).

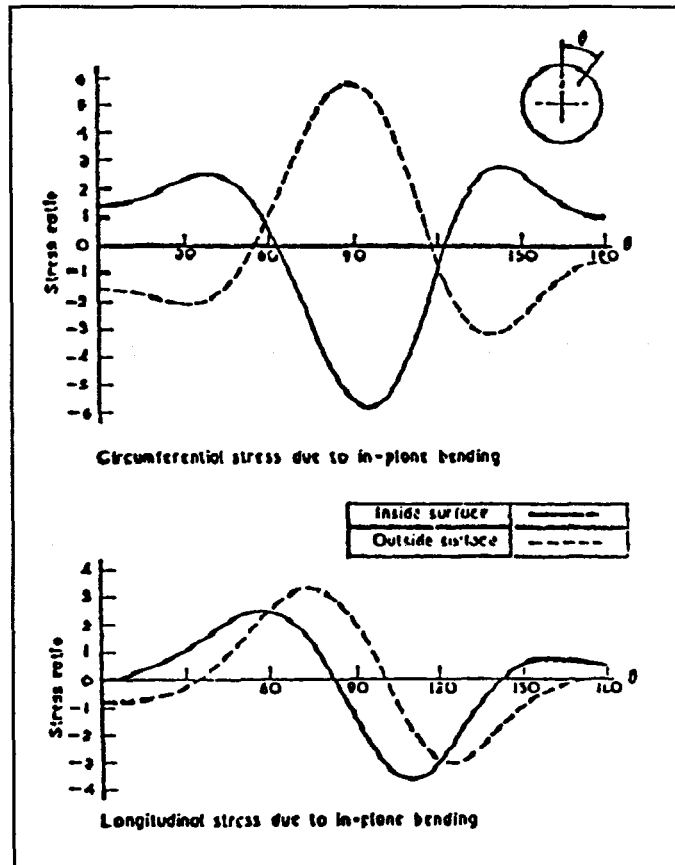


fig.1-21 - Ratio de contraintes développées suivant la paroi extérieure et intérieure d'un coude sollicité par un moment de flexion dans le plan [8-9-10-14]

Peu de travaux traitent d'essais sous pression interne seule, et combinent généralement pression interne et moments de flexion externes (fig.1-22).

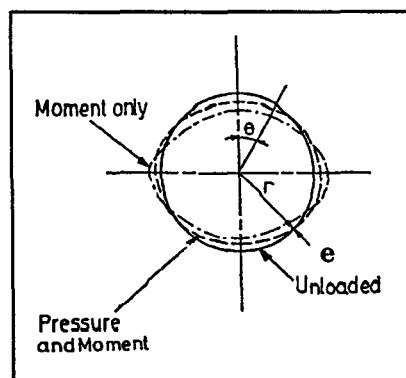


fig.1-22 - Déformée de la section médiane lors d'un chargement de flexion seul, puis combiné avec une pression interne [11]

En outre, le coude n'est généralement pas étudié séparément, mais plutôt associé à des tubes droits afin de simuler et d'intégrer les problèmes de jonctions. Il est ainsi considéré comme partie intégrante de la tuyauterie testée. Les problèmes inhérents à la qualité des jonctions, à leur résistance ou à la transmission des efforts entre les éléments de tuyauterie sont alors étudiés (fig.1-23).

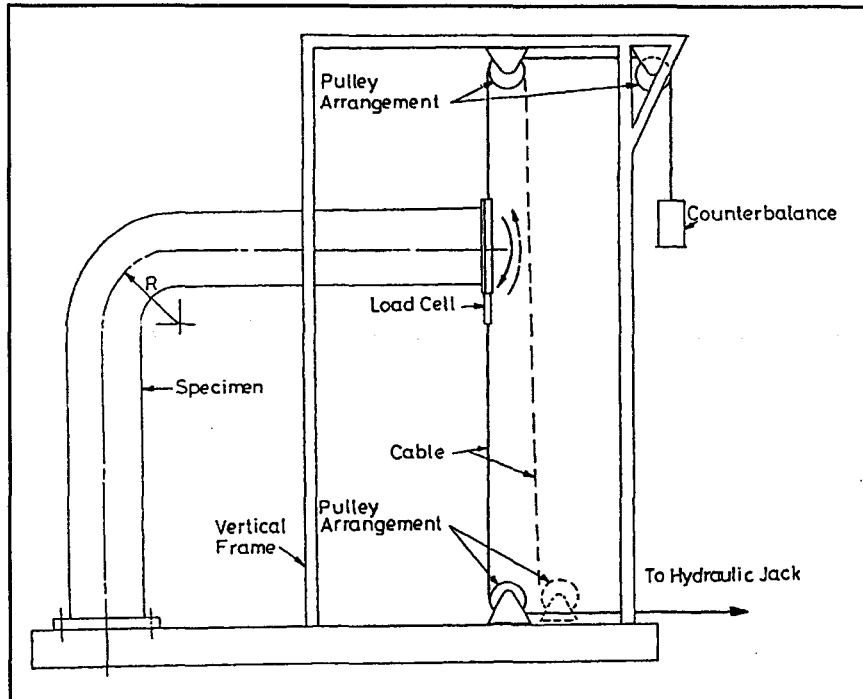


fig.1-23 - Appareillage employé pour appliquer des moments de flexion à l'ensemble coude + tubes [11]

De plus, aucun des matériaux constitutifs des coudes étudiés n'est à base de tissu verre/résine époxy, et encore moins mis en oeuvre par enroulement. Ainsi, les travaux de Kitching [50] et Myler [47] portent sur des coudes en mats de verre (fibres courtes) / résine polyester fabriqués par dépose manuelle dans des demi-moules.

D'autres auteurs [15] se sont intéressés à la fabrication robotisée des coudes en vue d'améliorer la qualité de la fabrication, sans néanmoins poursuivre jusqu'à la caractérisation des structures alors obtenues.

L'ensemble des approches expérimentales rapportées dans la littérature ne nous renseigne de façon efficace sur le comportement de coudes en composite sous pression interne. Les principaux enseignements qui découlent de ces études, indépendamment de la constitution des matériaux, concernent le dimensionnement et les dispositifs d'essai appliqués aux coudes.

1-2-2 / Dimensionnement

La complexité de comportement des tuyauteries en composite engendre de réelles difficultés de conception. Un certain nombre de normes [68-69-70-71-72-73] et de codes de construction [67-74] existent et permettent le dimensionnement des tubes et accessoires en verre / résine thermodurcissable. Ces spécifications sont généralement inspirées par celles établies sur des matériaux homogènes et élastiques.

En fait, il s'agit de limiter les déformations à une valeur seuil à partir de laquelle le composite se fissure, favorisant ainsi la corrosion sous tension du matériau dans certains environnements. On applique ensuite des coefficients de sécurité qui englobent les défauts de fabrication, les surcharges (efforts supplémentaires éventuels de tension, de flexion ou de cisaillement interlaminaire) et les erreurs d'évaluation entre modélisation et réalité.

Indépendamment de la géométrie des structures, le dimensionnement des matériaux composites peut intégrer des modes de sollicitation complexes. Ainsi, Lazard [67] présente un certain nombre de données concernant la rupture de stratifiés soumis à du fluage et de la fatigue. Il évalue la durée de vie de quelques matériaux composites, dont des tissus, en donnant les coefficients de régression des lois de comportement en fonction du milieu environnant (eau ou air).

Compte tenu des impératifs de sécurité à respecter (telles que les applications pétrolières en mer), il est aussi possible de considérer la limite élastique du composite comme valeur ultime de résistance, ce qui permet d'avoir des contraintes normales de service comparables à celles des aciers standards. Les produits du commerce sont donc dimensionnés en fonction de la valeur de pression de service qui fixe l'épaisseur des parois, en particulier l'épaisseur minimale à respecter.

Un large éventail de structures existe sur le marché afin de répondre aux différentes gammes de pression et température de service possibles, aux géométries des diverses tuyauteries du commerce, à l'encombrement souhaité, etc. (fig.1-24, 1-25 et 1-26) [48].

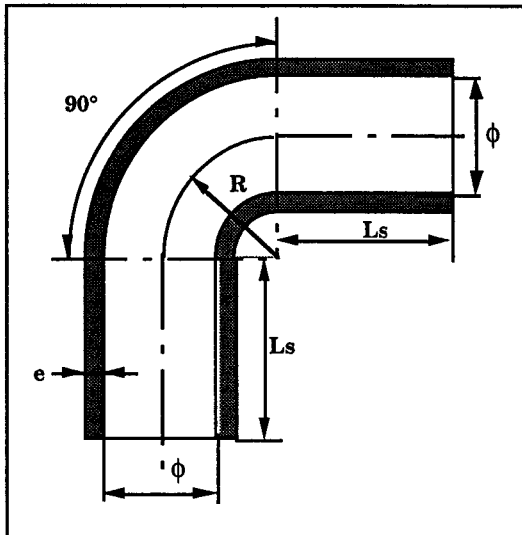


fig.1-24 - Coudes à 90° non tulipés

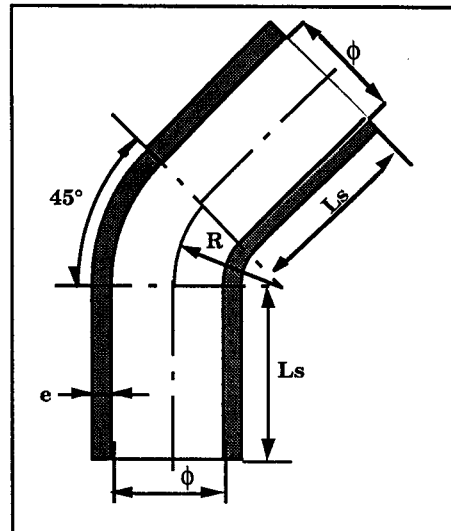


fig.1-25 - Coudes à 45° non tulipés

| Diamètre Nominal | 50 | 100 | 150 | 200 | 300 | 500 |
|------------------|------|-----|-----|-----|-----|-----|
| ϕ | 48,3 | 102 | 141 | 219 | 324 | 508 |
| R | 57 | 133 | 190 | 305 | 457 | 762 |
| e | 5 | 6 | 6 | 7 | 8 | 9 |
| Ls | 90 | 130 | 150 | 160 | 180 | 260 |

Ls = Longueur droite standard permettant le montage d'un manchon ou d'un collet

fig.1-26 - Série pression nominale 10 bars (Valeurs en mm)

D'autres produits dérivés des structures coudes simples sont, eux aussi, référencés et catalogués (fig.1-27, 1-28 et 1-29) :

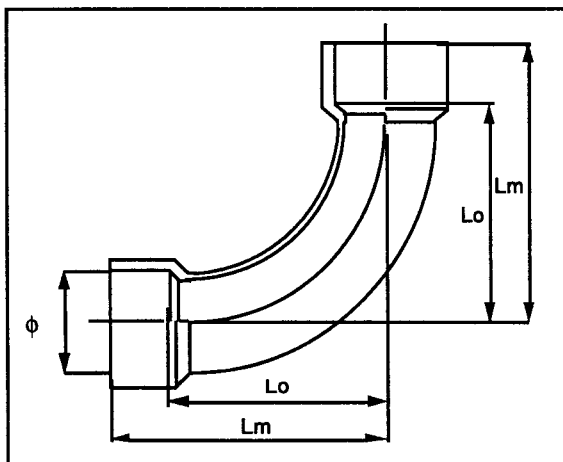


fig.1-27 - Coudes à 90° tulipés

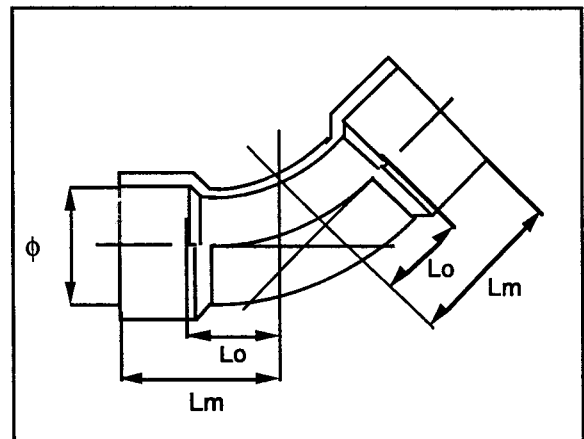


fig.1-28 - Coudes à 45° tulipés

| Coudes à 90° | | | |
|--------------|---------|---------|------------|
| ϕ (mm) | Lm (mm) | Lo (mm) | Poids (kg) |
| 100 | 205 | 152 | 2,6 |
| 150 | 300 | 227 | 5 |
| 200 | 400 | 302 | 12,9 |
| 250 | 495 | 377 | 21,3 |
| 300 | 590 | 452 | 30,6 |

| Coudes à 45° | | | |
|--------------|---------|---------|------------|
| ϕ (mm) | Lm (mm) | Lo (mm) | Poids (kg) |
| 100 | 117 | 64 | 1,3 |
| 150 | 168 | 95 | 2,8 |
| 200 | 224 | 126 | 5,9 |
| 250 | 275 | 157 | 11,8 |
| 300 | 326 | 188 | 16,8 |

fig.1-29 - Série pression nominale 20 bars

1-2-3 / Essais avec effet de fond [47-48-50-67-70-72-73]

Le nombre limité de travaux sur les coudes en composite ne permet pas la réalisation d'une présentation détaillée d'essais sous pression interne. Nous nous attacherons donc à présenter un certain nombre de résultats pouvant intéresser notre étude, concernant le matériau lui-même (tissu verre / époxy) ou les différents essais réalisés.

Les principes des systèmes d'étanchéité et de mesures des déformations présentés ici pour des tubes, sont communs à tous les modes de chargement (monotone croissant, fluage, fatigue dynamique), et sont parfaitement transposables aux coudes.

Sous pression interne, trois principaux types d'essais existent, se distinguant les uns des autres par l'existence ou non d'une sollicitation axiale (fig.1-30) :

- Mode 1 = Pression interne / Sans effet de fond et déplacements axiaux bloqués,
- Mode 2 = Pression interne / Avec effet de fond,
- Mode 3 = Pression interne / Sans effet de fond et déplacements axiaux libres.

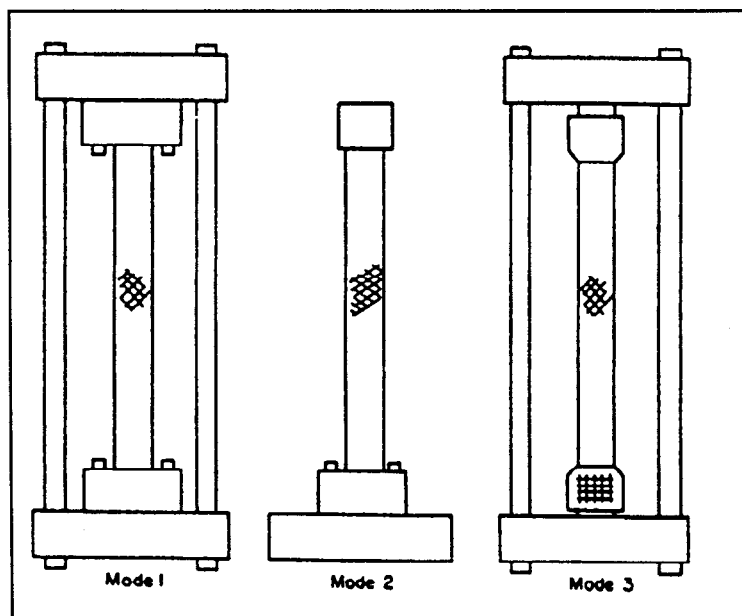


fig.1-30 - Schémas de principe de trois modes d'essais sous pression interne [16]

L'essai le plus couramment réalisé est le mode 2 qui consiste en un essai biaxial de la structure par application d'une pression interne croissante.

La structure à tester sous pression interne est fermée à ses extrémités par un système mécanique (bouchons) assurant l'étanchéité vis-à-vis du fluide compresseur. Différentes fixations sont possibles suivant les géométries intérieures et extérieures de l'éprouvette. Le bouchon le plus couramment utilisé est de forme conique, collé ou maintenu mécaniquement à la paroi de l'échantillon.

Pour l'essai avec effet de fond, les bouchons sont laissés libres de mouvement et, solidaires du composite, lui transmettent les efforts dus à la pression qui s'exerce sur les fonds. Les déformations s'opèrent sans frottement lorsque les extrémités de la structure sont placées sur roulements (fig.1-31).

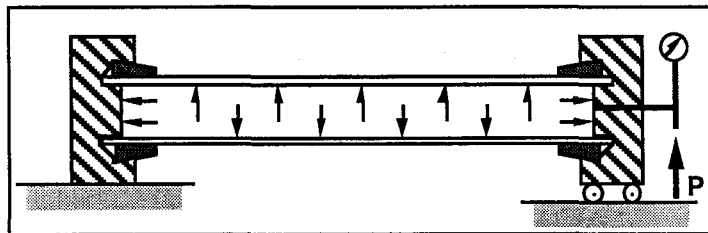


fig.1-31 - Eclatement avec effet de fond

Dans ces conditions et pour un tube en enroulement filamentaire, il se produit simultanément des déformations diamétrales et longitudinales (fig.1- 32).

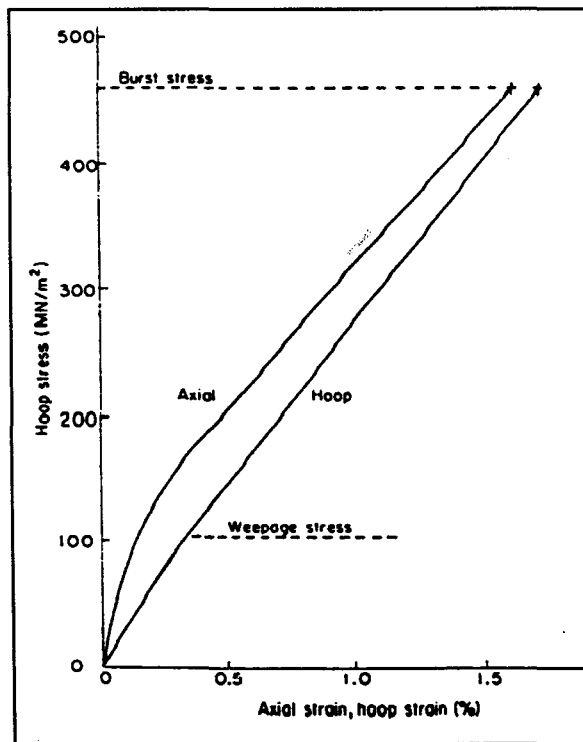


fig.1-32 - Allure classique d'une courbe contrainte déformation pour un tube sollicité en mode 2 [4-16-41-64]

Les valeurs expérimentales obtenues sont, bien entendu, fonction de la constitution de la structure et de son mode de fabrication.

De façon générale, les références bibliographiques à notre disposition ne traitent pas de structures tubes constituées de bandes de renforts et donc, encore moins, de coudes. Les plus proches concernent des tubes de constitutions diverses, soumis à différents chargements biaxiaux [17-18].

La rupture de composites tissu de verre / résine a été étudiée par Mc Garry et al. qui ont fixé comme seuil d'endommagement la déformation pour laquelle la courbe contrainte / déformation s'incurve. Il ressort de leurs travaux, où de nombreux systèmes verre / résine ont été testés, que ce seuil est fonction des caractéristiques de la résine. L'emploi d'une résine fragile donne une courbe contrainte / déformation dont le changement de pente est fortement marqué. Au contraire, l'emploi d'une résine flexible produit une courbe non-linéaire sans discontinuité franche [19].

Pour un matériau composite isotrope (mats de verre + résine polyester), certaines études [47-50] montrent que des coudes composites à épaisseur constante, sollicités sous pression interne monotone croissante, présentent des courbes pression / déformations similaires aux tubes avec :

- des déformations initiales linéaires,
- suivies d'un changement de pente (fin de linéarité),
- et d'un seuil de perlage ou de rupture du matériau.

1-2-4 / Fractures et endommagements [47-50-51]

Lorsqu'on sollicite un matériau composite à couches croisées, cas voisin de celui qui nous intéresse, il s'y développe différents types d'endommagement dont les principaux sont la fissuration transverse, le délaminage, la fissuration longitudinale et la rupture des fibres (fig.1-33) [52].

- La fissuration transverse correspond à la rupture de la matrice ou au décollement fibre-matrice dans les mèches de fibres non alignées avec la direction du chargement. La surface moyenne des fissures est parallèle à la direction des fibres. Ces fissures sont nombreuses dans la couche et occupent normalement toute son épaisseur, mais elles ne sont pas toujours

perpendiculaires à son plan moyen. Elles peuvent présenter une certaine inclinaison.

- Le délaminage est une séparation locale entre deux couches. Il peut apparaître, soit au bord en raison des concentrations de contraintes dont la nocivité dépend de la séquence d'empilement et du chargement, soit "à coeur" lorsque le centre de la couche est le siège d'une densité importante de fissures transverses ; de toute façon, l'apparition du délaminage semble lié à la "saturation" des fissures transverses aux bords ou à l'intérieur de la couche endommagée (en ce qui concerne les plis unidirectionnels).

- La fissuration longitudinale correspond aussi à la rupture de la matrice, mais cette fois dans la direction du chargement.

- La rupture des fibres est provoquée par des surcharges locales dues au délaminage, au décollement fibre-matrice ou aux concentrations de contraintes provenant des fissures de la matrice dans une couche voisine.

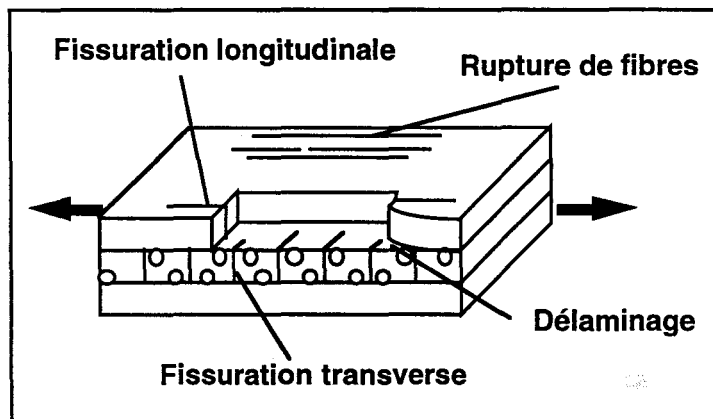


fig.1-33 - Principaux modes de fissuration d'un stratifié

La plupart des structures en matériaux composites sont calculées pour remplir un cahier des charges de sollicitations instantanées dont les mécanismes principaux sont relativement bien connus.

Ainsi, on sait qu'en tension plane pour un stratifié, dès que la déformation dépasse la limite élastique du matériau, il y a décohésion des fibres perpendiculaires à la direction de la contrainte principale, puis de celles qui font un angle inférieur à 90° , et enfin fendillement des zones riches en résine.

De la même manière, le cisaillement interlaminaire se situe préférentiellement dans les zones riches en verre ou dans les zones épaisses. Il y a alors délaminage sous forme de zones blanchâtres, redistribution des contraintes et diminution de la rigidité.

Groves et al. [21] ont mis l'accent sur la coexistence de fissures courbes (i.e. non perpendiculaires à la direction de sollicitation) et de fissures droites (i.e. perpendiculaires à la direction de sollicitation) dans des stratifiés croisés. Leur analyse par éléments finis explique l'initiation des fissures droites sur des défauts, et prévoit en fonction de ces dernières la localisation et l'orientation des fissures courbes.

A terme et quels que soient les chargements impliqués, l'ensemble de ces mécanismes aboutit à la création d'un chemin à travers le matériau, conduisant au perlage de la structure. La figure 1-34 donne une représentation schématique du modèle alors proposé pour un tube composé de quatre couches.

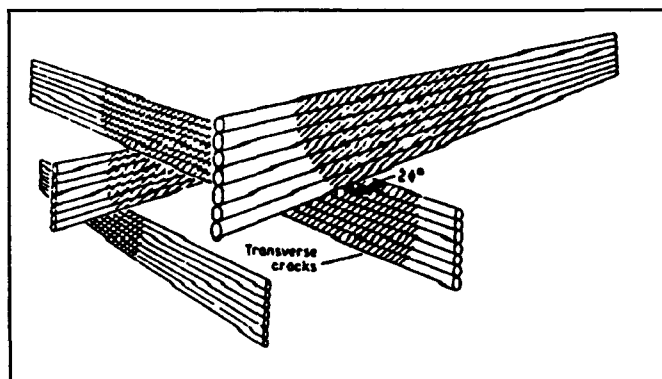


fig.1-34 - Illustration schématique de la formation d'un chemin de perlage à travers l'épaisseur du matériau par l'intersection de fissures transverses [20]

Le perlage ne peut se produire que si une fissure transverse de la première couche interne est traversée en un point par une fissure transverse de la deuxième couche et ainsi de suite. Sur le schéma, ces fissures sont striées, le chemin de perlage résulte donc de leur croisement dans des couches adjacentes. Jones et Hull ont de plus observé que les fissures interlaminaires, qui forment alors des plans de fissuration, augmentent la probabilité d'obtenir un chemin continu et donc le perlage [20].

Des conditions de tenue en fluage ou en fatigue cyclique supplémentaires nécessitent l'utilisation de coefficients de sécurité qui surdimensionnent les pièces, et donc les rendent moins compétitives. Ces coefficients de sécurité,

qualifiés par certains de coefficients d'ignorance, sont dus à la complexité des mécanismes d'endommagement développés par de tels chargements au sein des structures composites.

Afin de maîtriser et, par la suite, limiter les dégradations progressives du matériau, il est important de comprendre l'ensemble des mécanismes impliqués dans ces chargements.

1-2-4-1 / Chargement cyclique [22-48-50-51-64]

Un des atouts des matériaux composites est leur résistance en traction sous sollicitations cycliques. L'endurance d'un matériau varie selon la nature de la fibre, le type de résine et le mode de transformation employé. L'apparition et la croissance des fissures sont fortement liées à la nature de la matrice et à l'orientation des plis par rapport à la charge [22-24].

Au plan des mécanismes physiques, l'endommagement par fatigue de matériaux composites à couches croisées se produit sous la forme de fissures transverses dans la matrice et entre les fibres. En effet, contrairement aux métaux et alliages, les mécanismes microscopiques de fatigue des composites ne sont pas localisés près de la surface mais à l'intérieur même du matériau. Si l'architecture du matériau s'y prête, il peut y avoir ensuite délaminage entre les plis, puis éventuellement rupture des fibres.

Le processus d'endommagement par fatigue de composites stratifiés se décompose en trois phases distinctes. Dans la première phase, qui n'excède pas 20% du nombre de cycles à rupture, les premières fissures transverses dans la matrice vont se former. Dans la deuxième phase, la plus longue, a lieu la multiplication des fissures transverses jusqu'à atteindre, selon Reifsnider [23] et Mandell [24], une densité critique de fissures. Enfin, pendant la dernière phase, de l'ordre de 10% du nombre de cycles à rupture, se produit l'endommagement final par apparition de fissures longitudinales, délaminages et rupture de fibres.

La croissance de l'endommagement par fatigue à l'intérieur du matériau composite est reflétée par l'évolution de la rigidité (fig.1-35). Ainsi, pour un composite carbone / époxy sollicité cycliquement en traction uniaxiale, sa rigidité initiale chute rapidement de 10 à 30%, se stabilise suivant un plateau et chute enfin avant d'atteindre la rupture [22].

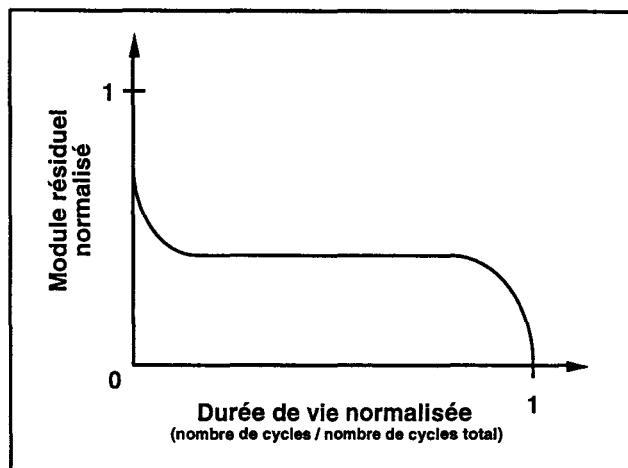


fig.1-35 - Evolution de la rigidité normalisée en traction ondulée pour des éprouvettes en carbone époxyde 0 / 90° [22]

De façon générale, Horstemeyer et Staab [d'après 22] ont montré que le mécanisme de rupture dominant en fatigue est une combinaison de fissures dans la matrice et à l'interface fibre / résine, notamment lorsque le nombre de cycles est important. Herbeaux [64] a confirmé ce résultat en montrant l'influence dominante de l'ensimage des fibres sur le niveau d'endommagement pour des tubes verre / époxy fabriqués par enroulement filamentaire.

Pour des cas se rapprochant d'un composite tissu (stratifié 0°/90° verre / époxy), Brouman et Sahu associent la diminution de rigidité à la progression de fissures transverses des plis à 90° jusqu'à l'interface, puis à travers les plis à 0° [d'après 22].

Hahn a montré que les niveaux de contrainte dans la direction transverse aux plis à 0°, générés par la contraction due à l'effet de Poisson, était suffisante pour créer des fissures transverses dans les plis à 0° en fatigue [d'après 22].

Par rapport au composite réalisé par enroulement filamentaire, l'architecture tissée présente un degré d'hétérogénéité supplémentaire, dû à l'entrelacement des mèches et à leurs ondulations. Ces entrecroisements initient localement des délaminages, qui peuvent influencer la rupture en fatigue.

1-2-4-2 / Chargement constant [47-48-50-51-64]

Les structures renforcées peuvent parfois être appelées à soutenir des charges constantes pendant de longues périodes. Or, sous de tels chargements, le matériau continue à se déformer, pouvant aller jusqu'à se dégrader totalement.

Le fluage résulte principalement d'une décohésion graduelle de l'interface fibre / matrice, dont l'influence est grande sur la tenue à long terme de la structure. C'est, en effet, l'interface qui fixe les possibilités du composite à présenter et surtout à maintenir l'ensemble des propriétés mécaniques au cours du temps [27-64].

Dans le processus général d'endommagement en fluage, on trouve trois phases distinctes (fig.1-36) :

- une première phase transitoire (fluage primaire),
- une deuxième phase stationnaire (fluage secondaire),
- une dernière phase accélérée (fluage tertiaire),

toutes influencées par la séquence d'empilements, la sollicitation appliquée et les effets d'environnement. L'humidité ou la température confèrent ainsi à la matrice une certaine ductilité, qui augmente les zones endommagées en fond de fissures et crée un ralentissement de la propagation de l'endommagement.

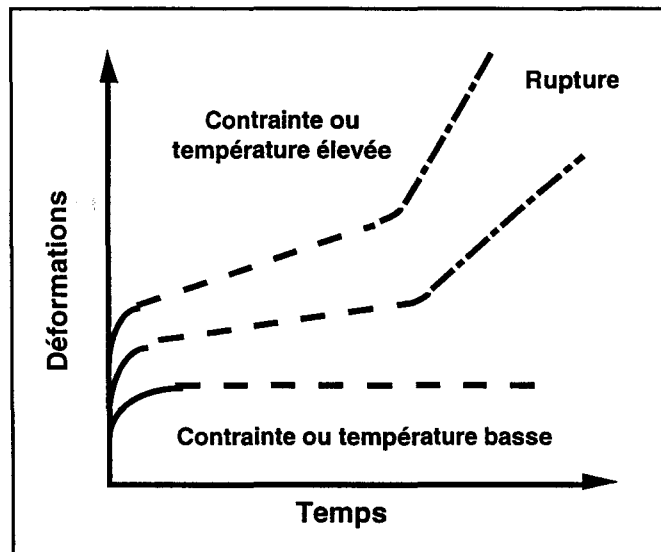


fig.1-36 - Courbes typiques de fluage de matériaux en composite [27]

Les méthodes de conception usuelles ignorent cette perte de stabilité des structures, i.e. la corrélation contrainte / déformation en fonction du temps (fig.1-37), et intègrent des coefficients de sécurité arbitrairement fixés [27].

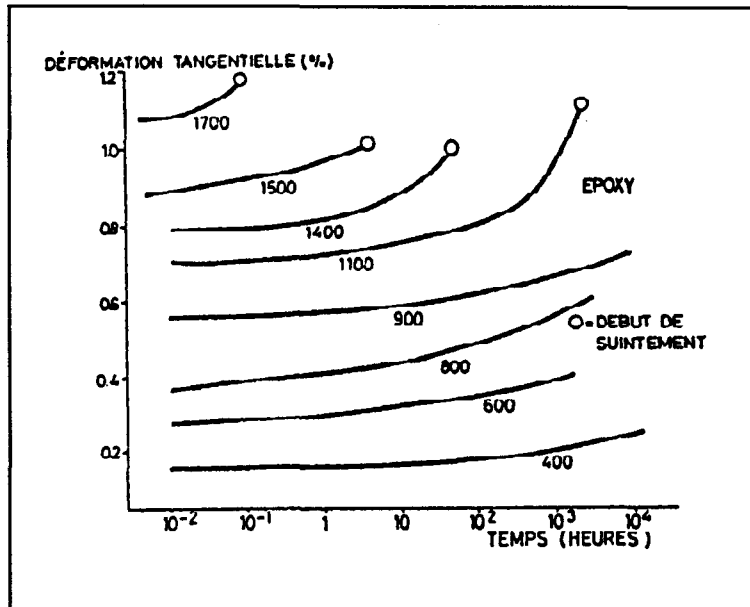


fig.1-37 - Courbes de fluage de tubes en époxy pour diverses contraintes circonférentielles [4]

L'ensemble des points présentés ici montre la difficulté de l'interprétation des mécanismes engendrés au sein de composites classiques. La nature du matériau (combinaison fibre et résine), le mode de sollicitation, la qualité de transformation sont autant de paramètres qui conditionnent directement les endommagements et donc les performances de ces matériaux.

Le calcul et le dimensionnement de structures en composite paraissent donc particulièrement délicats, d'autant plus que les constituants de base présentent une forme complexe (verre en bandes de tissu), et que les géométries des structures ne sont plus axisymétriques (coudes).

1-3 / Modélisations théoriques [50-56]

Avant de présenter les différentes équations qui gèrent le comportement mécanique d'une structure coude, sollicitée en pression interne, il est bon de rappeler un certain nombre de relations élémentaires de calcul.

1-3-1 / Lois de comportement des matériaux

1-3-1-1 / Matériaux isotropes élastiques [56-57]

Soit un matériau continu homogène, isotrope, élastique, soumis à un état plan de contraintes (fig.1-38).

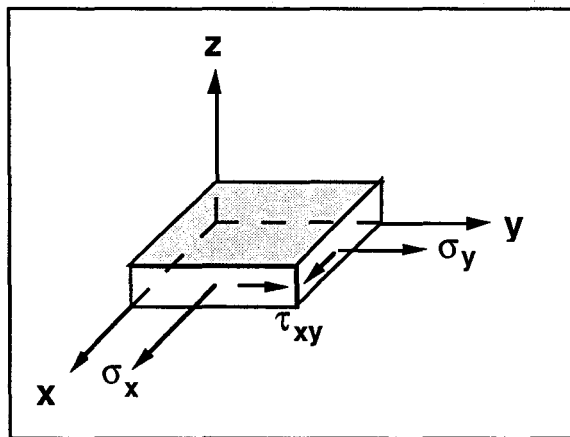


fig.1-38 - Plaque en état plan de contraintes

Les contraintes s'expriment à partir des déformations par :

$$\sigma_x = \frac{E}{1-\nu^2} (\epsilon_x + \nu\epsilon_y) \quad \sigma_y = \frac{E}{1-\nu^2} (\epsilon_y + \nu\epsilon_x) \quad \tau_{xy} = G \cdot \gamma_{xy}$$

Ceci peut encore s'écrire sous forme matricielle

$$\begin{bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Q_{11} & Q_{12} & 0 \\ Q_{12} & Q_{22} & 0 \\ 0 & 0 & Q_{33} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \epsilon_x \\ \epsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{bmatrix}$$

avec $Q_{11} = Q_{22} = \frac{E}{1-\nu^2}$ $Q_{12} = \frac{\nu \cdot E}{1-\nu^2}$ $Q_{33} = G$

Le cas du cylindre à paroi mince sous pression interne constitue un état plan de contraintes dans la mesure où l'on considère souvent son épaisseur comme

faible, comparée aux autres dimensions (longueur et diamètre). Pour un matériau homogène, isotrope, élastique (cas d'un métal), le calcul s'effectue alors à l'aide des formules présentées ci-dessus, en négligeant les contraintes de cisaillement.

Compte tenu des hétérogénéités et anisotropies intrinsèques des composites, les hypothèses et calculs présentés précédemment ne sont, dans ce cas, pas suffisants. Une autre approche a donc été développée, afin de décrire correctement le comportement mécanique des stratifiés composites.

1-3-1-2 / Matériaux anisotropes élastiques [55-57]

La théorie des plaques stratifiées permet de calculer à partir des caractéristiques élastiques d'une couche unidirectionnelle (monocouche), celles du stratifié (multicouche), de déterminer les champs de contrainte et de déformation dans chacune des couches ainsi que le comportement global du stratifié.

La détermination des caractéristiques d'un multicouche se fait en considérant deux étapes, liées à deux formes d'hétérogénéité.

D'une part, on a l'hétérogénéité microscopique liée à la composition même de la monocouche (association d'une matrice et d'un renfort), prise en compte aux niveaux :

- 1) des constantes d'élasticité de chaque couche, évaluées à partir des caractéristiques de la matrice et du renfort (micromécanique),
- 2) des mécanismes de propagation de fissures et de modification de la vitesse de diffusion des fluides dans le matériau (i.e. vieillissement).

D'autre part, on a une hétérogénéité macroscopique liée au multicouche composé de l'association de monocouches de caractéristiques différentes (propriétés mécaniques, natures ou orientations des renforts). Ceci peut entraîner des variations importantes de comportement d'un pli à un autre. Cette deuxième forme d'hétérogénéité est prise en compte, ainsi que l'anisotropie globale du composite, lors du calcul macromécanique.

Par conséquent, pour prédire le comportement global du stratifié, il est nécessaire de connaître le comportement mécanique du pli de base.

1-3-1-2-1 / Loi de comportement de la monocouche

Si on assimile la monocouche à un matériau continu, homogène, orthotrope, élastique, suivant les axes (O, L, T) confondus avec les axes de symétrie (fig.1-39), dans un état plan de contraintes, la loi de comportement s'exprime alors par le produit matriciel :

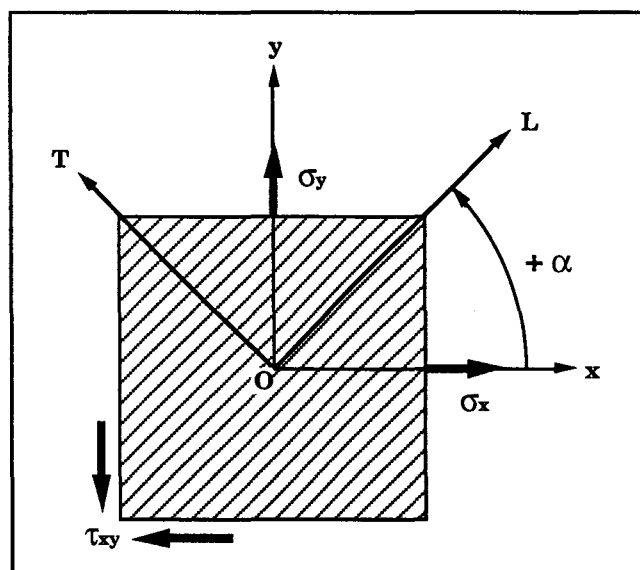


fig.1-39 - Monocouche dans un état plan de contraintes

$$\begin{bmatrix} \sigma_L \\ \sigma_T \\ \tau_{LT} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Q_{11} & Q_{12} & 0 \\ Q_{12} & Q_{22} & 0 \\ 0 & 0 & Q_{33} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \epsilon_L \\ \epsilon_T \\ \gamma_{LT} \end{bmatrix}$$

avec les Q_{ij} coefficients de rigidité :

$$Q_{11} = \frac{E_L}{1 - \nu_{LT}\nu_{TL}} \quad Q_{22} = \frac{E_T}{1 - \nu_{TL}\nu_{LT}} \quad Q_{12} = \frac{\nu_{LT} \cdot E_T}{1 - \nu_{TL}\nu_{LT}} = \frac{\nu_{TL} \cdot E_L}{1 - \nu_{TL}\nu_{LT}} \quad Q_{33} = G_{LT}$$

où les constantes élastiques (E_L , E_T , G_{LT} , ν_{LT}) sont évaluées d'après les propriétés du verre et de la résine, pour une couche de composite verre-résine unidirectionnelle, et d'après le taux volumique de verre ϕ du composite.

Les valeurs habituellement admises sont [57] :

- Pour le verre :

$$E_V = 73\,000 \text{ MPa}$$

$$\nu_V = 0,25$$

$$G_V = 29\,200 \text{ MPa}$$

- Pour la matrice :

$$E_m = 3\,000 \text{ MPa}$$

$$\nu_m = 0,4$$

$$G_m = 1\,100 \text{ MPa}$$

Le pourcentage volumique de fibres est un paramètre important pour les calculs contraintes-déformations. Expérimentalement, on mesure le pourcentage massique de fibres β que l'on convertit ensuite en pourcentage volumique ϕ :

$$\phi = \frac{\beta \cdot \rho_m}{\rho_v - (\rho_v - \rho_m) \cdot \beta}$$

$$\text{avec } \beta = \frac{\text{Poids}_v}{\text{Poids}_v + \text{Poids}_m}$$

$$\text{et } \phi = \frac{V_v}{V_v + V_m}$$

Sachant que le taux de vide peut considérablement influencer certaines résistances mécaniques des composites (fig.1-40), il est possible d'en tenir compte en introduisant dans le calcul un coefficient correcteur tel que $\phi = (1-\eta)$, avec η proportion volumique de vide.

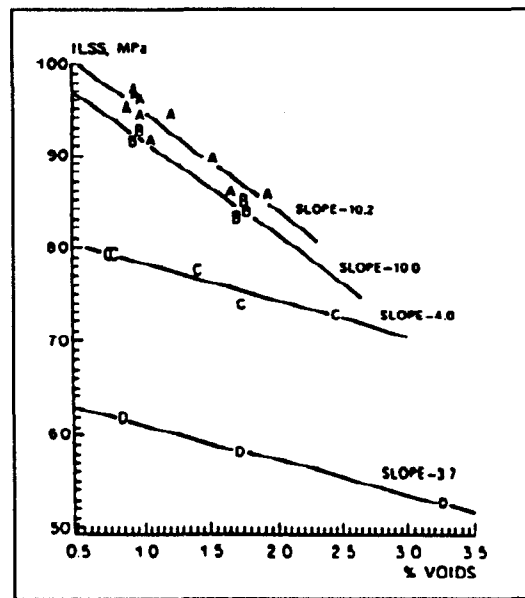


fig.1-40 - Influence du taux de vide sur la contrainte en cisaillement de stratifiés verre / époxy [28]

L'ensemble de ces données permet alors de déterminer intégralement les caractéristiques du pli unidirectionnel :

$$E_L = \phi \cdot E_v + (1 - \phi) \cdot E_m$$

$$V_{LT} = \phi \cdot \nu_v + (1 - \phi) \cdot \nu_m$$

$$E_T = \frac{E_r}{1 - \nu_m^2} \times \frac{1 + 0,85 \cdot \phi^2}{(1 - \phi)^{1,25} + \frac{E_m}{E_v} \cdot \frac{\phi}{1 - \nu_m^2}}$$

$$G_{LT} = G_m \cdot \frac{1 + 0,6 \cdot \phi^{0,5}}{(1 - \phi)^{1,25} + \phi \cdot \frac{G_m}{G_v}}$$

Notons que le module longitudinal et le coefficient de Poisson sont donnés par de simples lois des mélanges, alors que les modules transverse et de cisaillement sont calculés par des formules empiriques (dues ici à Puck), qui ne sont valables que dans le cas de renfort verre.

En utilisant les valeurs de E_V et E_M données précédemment, on obtient ainsi les évolutions de E_L et E_T en fonction de ϕ (fig.1-41 et 1-42).

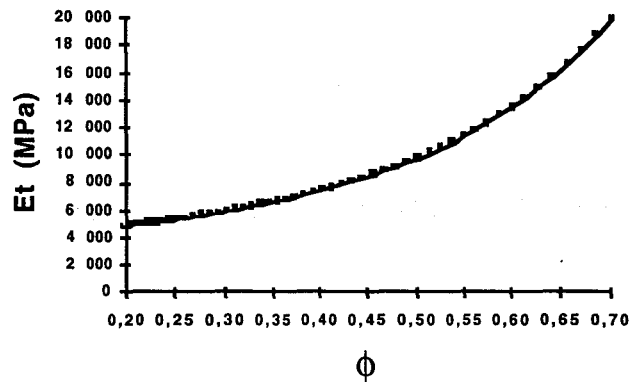
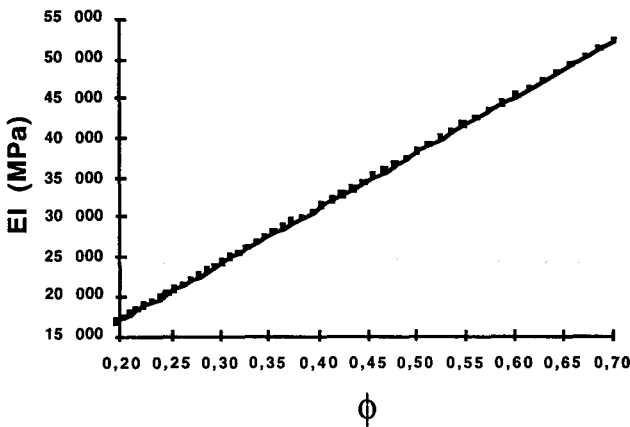


fig.1-41 - Module longitudinal E_L en fonction du taux de verre en volume ϕ

fig.1-42 - Module transversal E_T en fonction du taux de verre en volume ϕ

Par rotation du repère, on exprime la relation contrainte / déformation dans le système d'axes (O, x, y) par la relation :

$$\begin{bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \underline{Q}_{11} & \underline{Q}_{12} & \underline{Q}_{13} \\ \underline{Q}_{12} & \underline{Q}_{22} & \underline{Q}_{23} \\ \underline{Q}_{13} & \underline{Q}_{23} & \underline{Q}_{33} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \epsilon_x \\ \epsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{bmatrix}$$

en définissant les \underline{Q}_{ij} par :

$$\underline{Q}_{11} = U_1 + U_2 \cdot \cos(2 \cdot \alpha) + U_3 \cdot \cos(4 \cdot \alpha)$$

$$\underline{Q}_{22} = U_1 - U_2 \cdot \cos(2 \cdot \alpha) + U_3 \cdot \cos(4 \cdot \alpha)$$

$$\underline{Q}_{33} = U_5 - U_3 \cdot \cos(4 \cdot \alpha)$$

$$\underline{Q}_{12} = U_4 - U_3 \cdot \cos(4 \cdot \alpha)$$

$$\underline{Q}_{13} = \frac{1}{2} U_2 \cdot \sin(2 \cdot \alpha) + U_3 \cdot \sin(4 \cdot \alpha)$$

$$\underline{Q}_{23} = \frac{1}{2} U_2 \cdot \sin(2 \cdot \alpha) - U_3 \cdot \sin(4 \cdot \alpha)$$

où U_i sont des invariants qui s'expriment à l'aide des formules suivantes :

$$U_1 = \frac{1}{8} \cdot (3 \cdot Q_{11} + 3 \cdot Q_{22} + 2 \cdot Q_{12} + 4 \cdot Q_{33})$$

$$U_2 = \frac{1}{2} \cdot (Q_{11} - Q_{22})$$

$$U_3 = \frac{1}{8} \cdot (Q_{11} + Q_{22} - 2 \cdot Q_{12} - 4 \cdot Q_{33})$$

$$U_4 = \frac{1}{8} \cdot (Q_{11} + Q_{22} + 6 \cdot Q_{12} - 4 \cdot Q_{33})$$

$$U_5 = \frac{1}{8} \cdot (Q_{11} + 3Q_{22} - 2 \cdot Q_{12} + 4 \cdot Q_{33})$$

1-3-1-2-2 / Loi de comportement du stratifié

Le stratifié est défini comme un composite d'épaisseur totale e , constitué de monocouches unidirectionnelles d'orientations différentes (fig.1-43) :

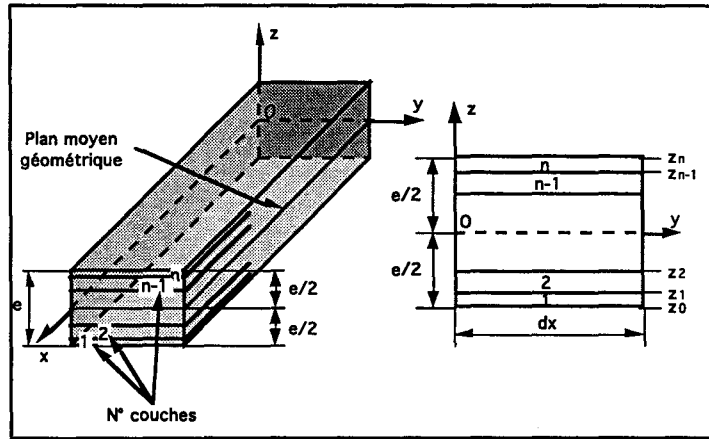


fig.1-43 - Constitution d'un stratifié multicouche

On prend alors le plan médian du matériau comme plan de référence et on admet la validité des hypothèses suivantes (fig.1-44) :

- les axes naturels (L,T) de chaque monocouche ne coïncident pas obligatoirement avec les axes de référence (x, y),
- les déformations ϵ_x, ϵ_y et γ_{xy} sont faibles,
- les déformations de cisaillement γ_{xz}, γ_{yz} et normale ϵ_z sont négligeables,
- les contraintes de cisaillement τ_{xz} et τ_{yz} sont nulles à la surface de l'élément.

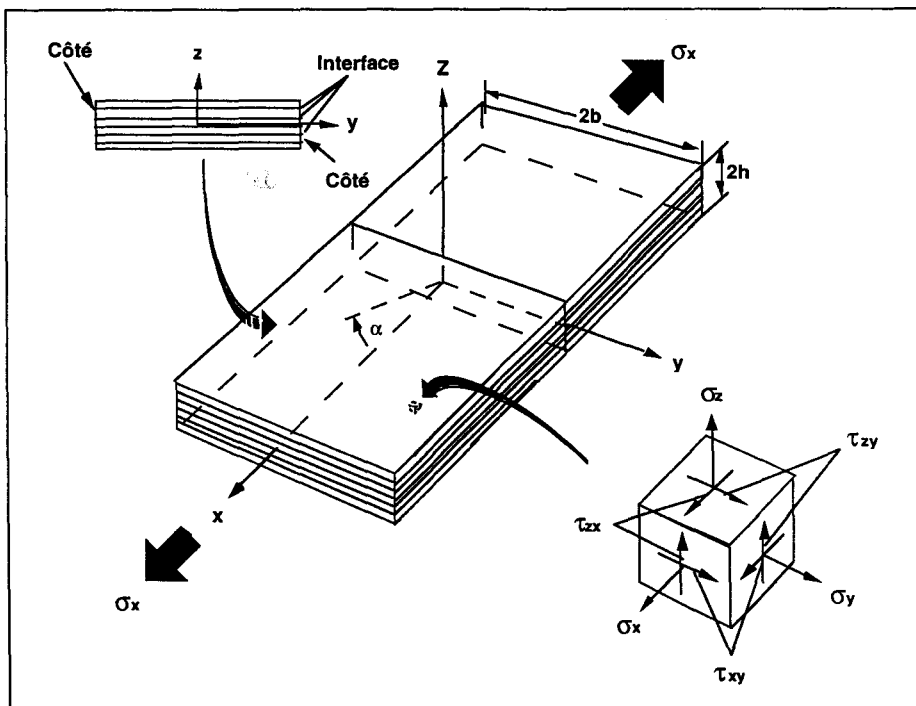


fig.1-44 - Contraintes s'exerçant sur un élément de volume

On montre que sous l'action de chargements plans et de moments, les déformations ϵ_x , ϵ_y et γ_{xy} en tout point de chaque couche s'expriment en fonction des déformations et des courbures k_i du plan moyen :

$$\begin{bmatrix} \epsilon_x \\ \epsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \epsilon_x^0 \\ \epsilon_y^0 \\ \gamma_{xy}^0 \end{bmatrix} + z \cdot \begin{bmatrix} k_x \\ k_y \\ k_{xy} \end{bmatrix}$$

L'exposant 0 fait référence au plan géométrique moyen et z est la cote de la couche par rapport à ce plan.

On calcule ainsi que la relation générale entre les charges par unité de largeur et les déformations du plan moyen est donnée par la matrice de rigidité globale suivante :

$$\begin{bmatrix} N_x \\ N_y \\ N_{xy} \\ M_x \\ M_y \\ M_{xy} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & A_{13} & B_{11} & B_{12} & B_{13} \\ A_{12} & A_{22} & A_{23} & B_{12} & B_{22} & B_{23} \\ A_{13} & A_{23} & A_{33} & B_{13} & B_{23} & B_{33} \\ B_{11} & B_{12} & B_{13} & D_{11} & D_{12} & D_{13} \\ B_{12} & B_{22} & B_{23} & D_{12} & D_{22} & D_{23} \\ B_{13} & B_{23} & B_{33} & D_{13} & D_{23} & D_{33} \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} \epsilon_x^0 \\ \epsilon_y^0 \\ \gamma_{xy}^0 \\ k_x \\ k_y \\ k_{xy} \end{bmatrix}$$

avec N_{ij} = efforts normaux et M_{ij} = moments de flexion.

dont les coefficients ont pour valeur :

$$A_{ij} = \sum_{k=1}^n (\underline{Q}_{ij})_k \cdot (z_k - z_{k-1}) \quad B_{ij} = \frac{1}{2} \sum_{k=1}^n (\underline{Q}_{ij})_k \cdot (z_k^2 - z_{k-1}^2) \quad D_{ij} = \frac{1}{3} \sum_{k=1}^n (\underline{Q}_{ij})_k \cdot (z_k^3 - z_{k-1}^3)$$

où $(\underline{Q}_{ij})_k$ est le coefficient de rigidité \underline{Q}_{ij} de la couche k .

Certains empilements permettent d'alléger les calculs par simplification de la matrice de rigidité globale. Pour des couches de même épaisseur et de même nature, les termes symétrique et équilibré font référence respectivement à la symétrie du stratifié par rapport à son plan géométrique moyen et à l'orientation moyenne des empilements.

| | |
|-----------|--------|
| $+\alpha$ | $+e/2$ |
| $+\alpha$ | $+e/6$ |
| $-\alpha$ | $-e/6$ |
| $-\alpha$ | $-e/2$ |

$$\begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & A_{13} & 0 & 0 & B_{13} \\ A_{12} & A_{22} & A_{23} & 0 & 0 & B_{23} \\ A_{13} & A_{23} & A_{33} & B_{13} & B_{23} & 0 \\ 0 & 0 & B_{13} & D_{11} & D_{12} & D_{13} \\ 0 & 0 & B_{23} & D_{12} & D_{22} & D_{23} \\ B_{13} & B_{23} & 0 & D_{13} & D_{23} & D_{33} \end{bmatrix}$$

Non équilibré, non symétrique

| | |
|-----------|--------|
| $+\alpha$ | $+e/2$ |
| 0 | 0 |
| $-\alpha$ | $-e/2$ |

$$\begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & 0 & 0 & 0 & B_{13} \\ A_{12} & A_{22} & 0 & 0 & 0 & B_{23} \\ 0 & 0 & A_{33} & B_{13} & B_{23} & 0 \\ 0 & 0 & B_{13} & D_{11} & D_{12} & 0 \\ 0 & 0 & B_{23} & D_{12} & D_{22} & 0 \\ B_{13} & B_{23} & 0 & 0 & 0 & D_{33} \end{bmatrix}$$

Équilibré, non symétrique

| | |
|-----------|--------|
| $+\alpha$ | $+e/2$ |
| $-\alpha$ | $+e/6$ |
| $-\alpha$ | $-e/6$ |
| $+\alpha$ | $-e/2$ |

$$\begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & A_{13} & 0 & 0 & 0 \\ A_{12} & A_{22} & A_{23} & 0 & 0 & 0 \\ A_{13} & A_{23} & A_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & D_{11} & D_{12} & D_{13} \\ 0 & 0 & 0 & D_{12} & D_{22} & D_{23} \\ 0 & 0 & 0 & D_{13} & D_{23} & D_{33} \end{bmatrix}$$

Non équilibré, symétrique

| | |
|-----------|--------|
| $+\alpha$ | $+e/2$ |
| $-\alpha$ | $+e/4$ |
| $-\alpha$ | 0 |
| $+\alpha$ | $-e/4$ |
| $+\alpha$ | $-e/2$ |

$$\begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ A_{12} & A_{22} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & A_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & D_{11} & D_{12} & D_{13} \\ 0 & 0 & 0 & D_{12} & D_{22} & D_{23} \\ 0 & 0 & 0 & D_{13} & D_{23} & D_{33} \end{bmatrix}$$

Équilibré, symétrique

| | |
|----|--------|
| 90 | $+e/2$ |
| 0 | $+e/4$ |
| 90 | 0 |
| 0 | $-e/4$ |
| 0 | $-e/2$ |

$$\begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & 0 & B_{11} & 0 & 0 \\ A_{12} & A_{22} & 0 & 0 & -B_{11} & 0 \\ 0 & 0 & A_{33} & 0 & 0 & 0 \\ B_{11} & 0 & 0 & D_{11} & D_{12} & 0 \\ 0 & -B_{11} & 0 & D_{12} & D_{22} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & D_{33} \end{bmatrix}$$

Orthogonal, non symétrique

| | |
|----|-------|
| 90 | + e/2 |
| 0 | + e/4 |
| 0 | 0 |
| 90 | - e/4 |
| | - e/2 |

$$\begin{bmatrix}
 A_{11} & A_{12} & 0 & 0 & 0 & 0 \\
 A_{12} & A_{22} & 0 & 0 & 0 & 0 \\
 0 & 0 & A_{33} & 0 & 0 & 0 \\
 0 & 0 & 0 & D_{11} & D_{12} & 0 \\
 0 & 0 & 0 & D_{12} & D_{22} & 0 \\
 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & D_{33}
 \end{bmatrix}$$

Orthogonal, symétrique

Ce calcul décrit correctement le comportement de laminés à base de plis unidirectionnels en fonction de l'orientation des couches. Ainsi, les modes d'endommagement d'un composite croisé (+ α , - α), testé en traction suivant l'axe principal, sont [51] :

- pour $\alpha < 40^\circ$ = délaminage par les contraintes interlaminaires en cisaillement,
- pour $\alpha = 45^\circ$ = endommagement complexe,
- pour $\alpha > 45^\circ$ = fissuration de la matrice.

La représentation de la contribution en pourcentage de différents modes d'endommagement pour des stratifiés (+ α , - α) soumis à de la traction est alors (fig.1-45).

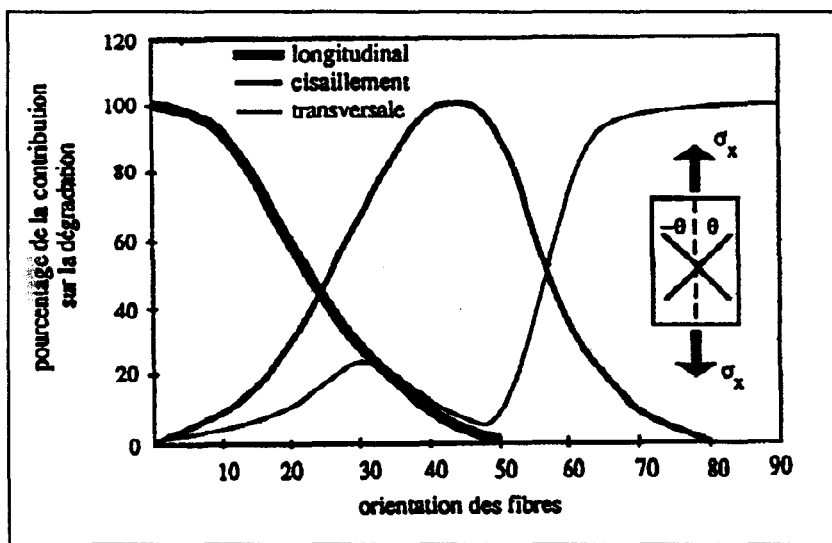


fig.1-45 - Contribution de la dégradation en % pour des stratifiés [$\pm\theta$] soumis à une contrainte σ_x (selon Sahu) [51]

En règle générale, pour un stratifié renforcé de fibres continues, les premières décohésions apparaissent dans les couches placées perpendiculairement (90°) à l'axe de sollicitation, la ruine totale ne se produisant qu'au moment de la rupture des plis à 0° .

1-3-1-2-3 / Loi de comportement des composites à base de tissus

Hormis le taux de verre, la principale caractéristique du matériau est le coefficient d'équilibrage C_e du renfort tissu employé, défini par :

$$C_e = \frac{(N_f \cdot T)_{chaîne}}{(N_f \cdot T)_{chaîne} + (N_f \cdot T)_{trame}}$$

avec N_f = nombre de fils/cm et T = titre du fil, en tex (poids en g pour 1 km de fil)

Un tissu est considéré équilibré si $C_e=0,5$, unidirectionnel si $C_e=1$, et déséquilibré dans les autres cas.

Le raisonnement repose sur l'analogie de comportement entre la monocouche tissu et un multicouche orthogonal symétrique $0^\circ / 90^\circ$, et une application de la théorie des matériaux multicouches présentées au chapitre précédent (fig.1-46).

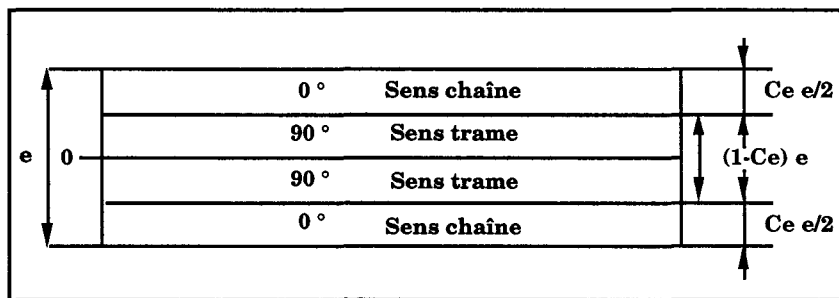


fig.1-46 Multicouche orthogonal symétrique [57]

La direction 0° , par convention, correspond au sens chaîne et les ondulations des fibres constituant la chaîne et la trame sont négligées, sachant que ce modèle commet une erreur de l'ordre de 30% sur les prévisions de comportement du composite [59]. L'équation de comportement d'un tel matériau s'écrit alors en l'absence de moments [57] :

$$\begin{bmatrix} N_x \\ N_y \\ N_{xy} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & 0 \\ A_{12} & A_{22} & 0 \\ 0 & 0 & A_{33} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \epsilon_x^0 \\ \epsilon_y^0 \\ \gamma_{xy}^0 \end{bmatrix}$$

avec :

$$A_{11} = e[C_e Q_{11} + (1 - C_e) Q_{22}]$$

$$A_{22} = e[C_e Q_{22} + (1 - C_e) Q_{11}]$$

$$A_{12} = e Q_{12}$$

$$A_{33} = e Q_{33}$$

Les constantes élastiques sont alors :

$$E_{ch} = \frac{1}{e} \left(A_{11} - \frac{A_{12}^2}{A_{22}} \right) \quad E_{ch} = \frac{1}{e} \left(A_{11} - \frac{A_{12}^2}{A_{22}} \right)$$

$$V_{ch} = \frac{A_{12}}{A_{22}} \quad \frac{V_{ch}}{V_{tr}} = \frac{E_{ch}}{E_{tr}} \quad G_{ch} = G_{tr} = \frac{1}{e} A_{33}$$

Elles s'expriment aussi directement à partir des constantes de la monocouche unidirectionnelle du modèle [57] :

$$E_{ch} = \frac{1}{\lambda} [C_e E_L + (1 - C_e) E_T] \quad E_{tr} = \frac{1}{\lambda} [C_e E_T + (1 - C_e) E_L] \quad \text{avec } \lambda = 1 - V_{LT} V_{TL}$$

$$V_{ch} = \frac{V_{LT}}{C_e + (1 - C_e) \frac{E_L}{E_T}} \quad G_{ch} = G_{LT}$$

Pour $C_e = 0,5$ on obtient :

$$E_{ch} = E_{tr} = \frac{1}{2\lambda} (E_L + E_T) \quad V_{ch} = V_{tr} = \frac{2V_{LT}}{1 + \frac{E_L}{E_T}} \quad G_{ch} = G_{LT}$$

Lorsque $0,2 < \phi < 0,5$ et $2000 \text{ MPa} < E_m < 4000 \text{ MPa}$, on peut estimer les constantes élastiques du composite à renfort tissus à partir des données élémentaires des constituants [57] :

$$E_{ch} = \phi [C_e (E_v - 5E_m) + 4E_m] + E_m \quad E_{tr} = \phi [C_e (5E_m - E_v) + (E_v - E_m)] + E_m$$

$$G_{ch} = \frac{E_m}{3} (4\phi + 1) \quad V_{ch} = \frac{G_{ch}}{E_{ch}} \quad \frac{V_{ch}}{V_{tr}} = \frac{E_{ch}}{E_{tr}}$$

Pour le cas particulier où $C_e = 0,5$:

$$E_{ch} = E_{tr} = \frac{1}{2} \phi (E_v + 3E_m) + E_m \quad G_{ch} = \frac{1}{3} E_m (4\phi + 1) \quad V_{ch} = V_{tr} = \frac{G_{ch}}{E_{ch}}$$

1-3-1-3 / Critères de rupture [47-50-51-57]

Implicitement, les critères de fin d'essai sont des critères de rupture, généralement établis sur des éprouvettes unidirectionnelles. De ce fait, ils ne peuvent représenter la ruine d'un stratifié, mais uniquement, et souvent très correctement, l'apparition des premiers endommagements dans les plis du matériau (fig.1-47).

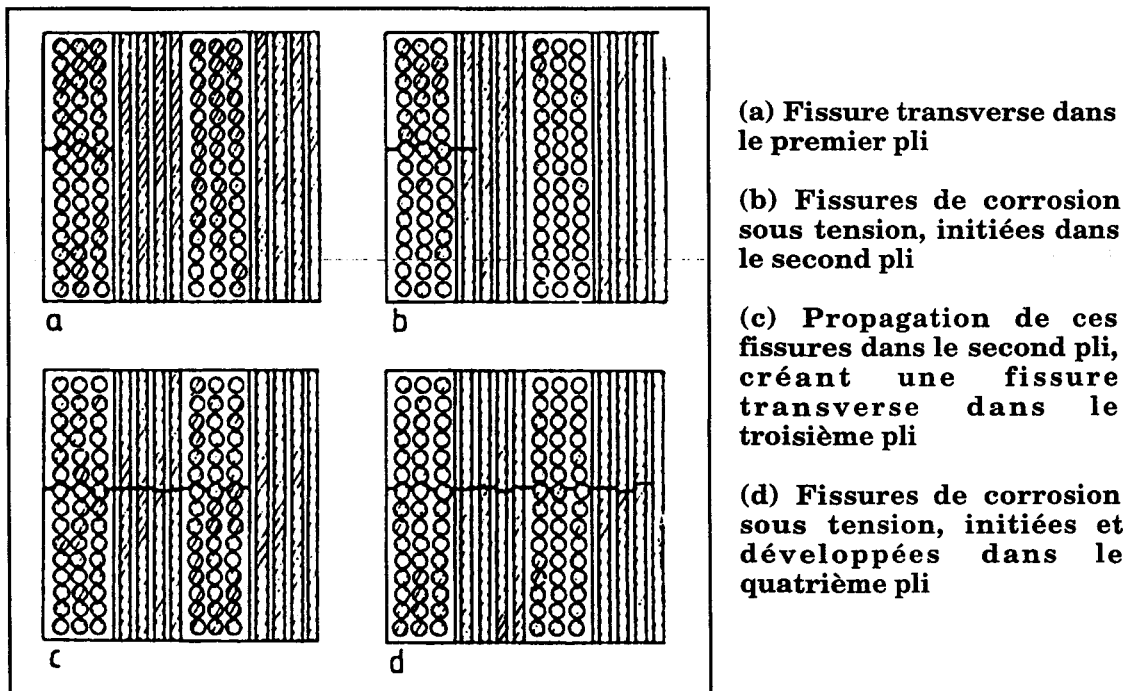


fig.1-47 - Illustration du développement radial d'une fissure par corrosion sous tension, initiée à partir d'une fissure transverse dans le pli intérieur d'un tube $\pm 55^\circ$ [33]

Ils sont donc considérés par certains [38] comme trop pessimistes dans la mesure où la dégradation ponctuelle qu'ils révèlent n'engendre pas forcément de cinématique de rupture.

Les critères classiques reposent le plus souvent sur les principes :

- de la contrainte maximale

On établit les ratios des contraintes développées / les contraintes à la rupture dans les deux directions d'orthotropie des renforts, en traction et en cisaillement.

$$R_L = \frac{\sigma_L}{\sigma_{Lt}} \quad R_T = \frac{\sigma_T}{\sigma_{Tt}} \quad R_{LT} = \frac{\tau_{LT}}{\tau_{LTt}}$$

Sous chargement, dès que l'un des ratios parvient à 1, il y a alors rupture du pli suivant le mode considéré. Ce critère est en fait assez peu réaliste car il ne

tient pas compte des interactions des différentes contraintes entre elles. Les prédictions sont, dès lors, assez éloignées de la réalité.

- de la déformation maximale

Ce critère est assez similaire au précédent critère dans son écriture. On établit les ratios déformations développées / allongements à rupture dans les deux directions d'orthotropie des renforts, en traction et en cisaillement.

$$R_L = \frac{\varepsilon_L}{\varepsilon_{Lt}} \quad R_T = \frac{\varepsilon_T}{\varepsilon_{Tt}} \quad R_{LT} = \frac{\gamma_{LT}}{\gamma_{LTt}}$$

avec

$$\varepsilon_L = \frac{\sigma_L}{E_L} \quad \varepsilon_T = \frac{\sigma_T}{E_T} \quad \gamma_{LT} = \frac{\tau_{LT}}{G}$$

Sous chargement, dès que l'une des déformations maximales est atteinte (i.e. $R_i = 1$), il y a rupture du pli suivant le mode considéré. Ce critère prend en compte les coefficients de Poisson, ce qui explique parfois l'importance des différences de prédiction obtenues entre ces deux premiers critères.

- de l'interaction des différentes contraintes (critère quadratique)

Pour des structures sous pression interne, le critère doit considérer le chargement biaxial et simultané du stratifié. Les critères biaxiaux sont souvent dérivés des critères de déformation, de contrainte ou d'énergie.

Leur expression générale est de la forme [55] :

$$F_{ij} \cdot \sigma_i \cdot \sigma_j + F_i \cdot \sigma_i = 1 \quad \text{ou exprimé en déformation} \quad G_{ij} \cdot \varepsilon_i \cdot \varepsilon_j + G_i \cdot \varepsilon_i = 1$$

Tsai et al. [55] ont proposé pour chacune des couches le critère suivant, qui, d'après Wakasmiha [61], est déduit du critère de Von Mises :

$$\frac{\sigma_L^2}{X^2} - \frac{\sigma_L \sigma_T}{X^2} + \frac{\sigma_T^2}{Y^2} + \frac{\tau_{LT}^2}{S^2} = 1$$

avec X, Y, S = résistances à la rupture respectivement suivant x, y et en cisaillement dans le plan xy.

Pabiot [44] a vérifié la validité de ces critères en traction sur des composites époxy / verre (fig.1-48).

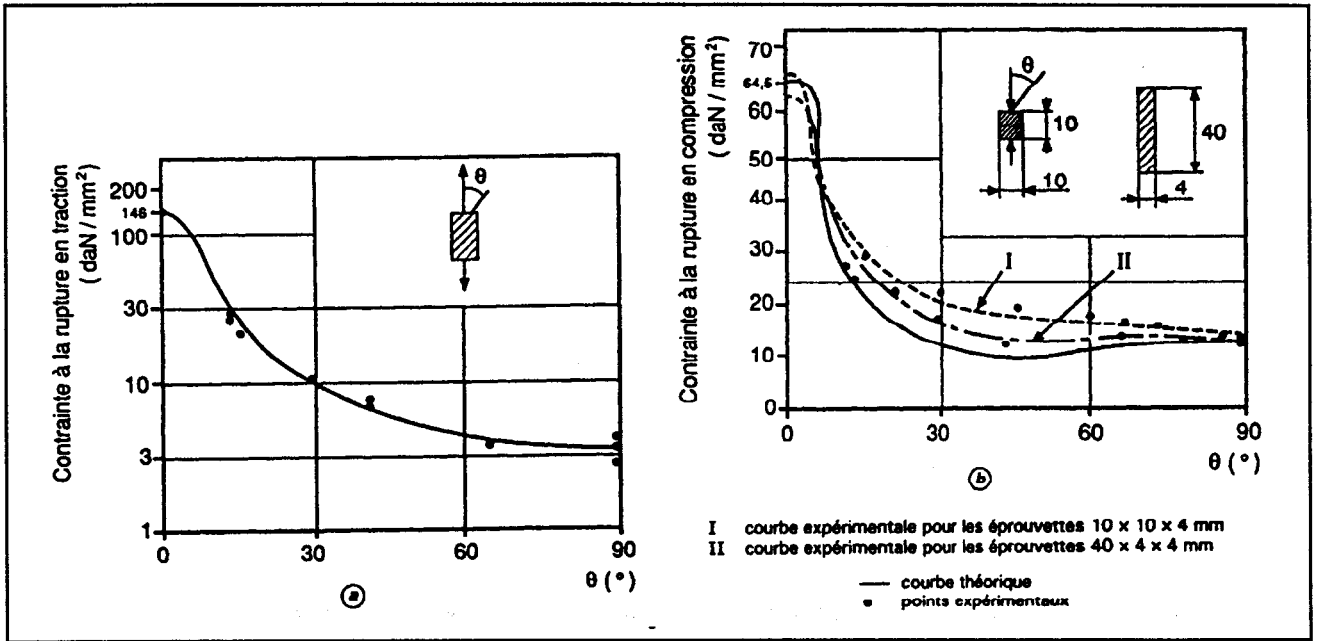


fig.1-48 - Contrainte à la rupture en traction ou en compression d'un composite UD verre /époxy en fonction de l'angle entre l'effort appliqué et la direction des fibres [44]

Owen et Griffiths [39] ont étudié la concordance de certains critères appliqués aux structures tube avec des résultats expérimentaux. Bien que certains prévoient correctement l'apparition des premières fissures et la rupture, ils n'indiquent pas les différents mécanismes d'endommagement ou les modes de rupture (fig.1-49).

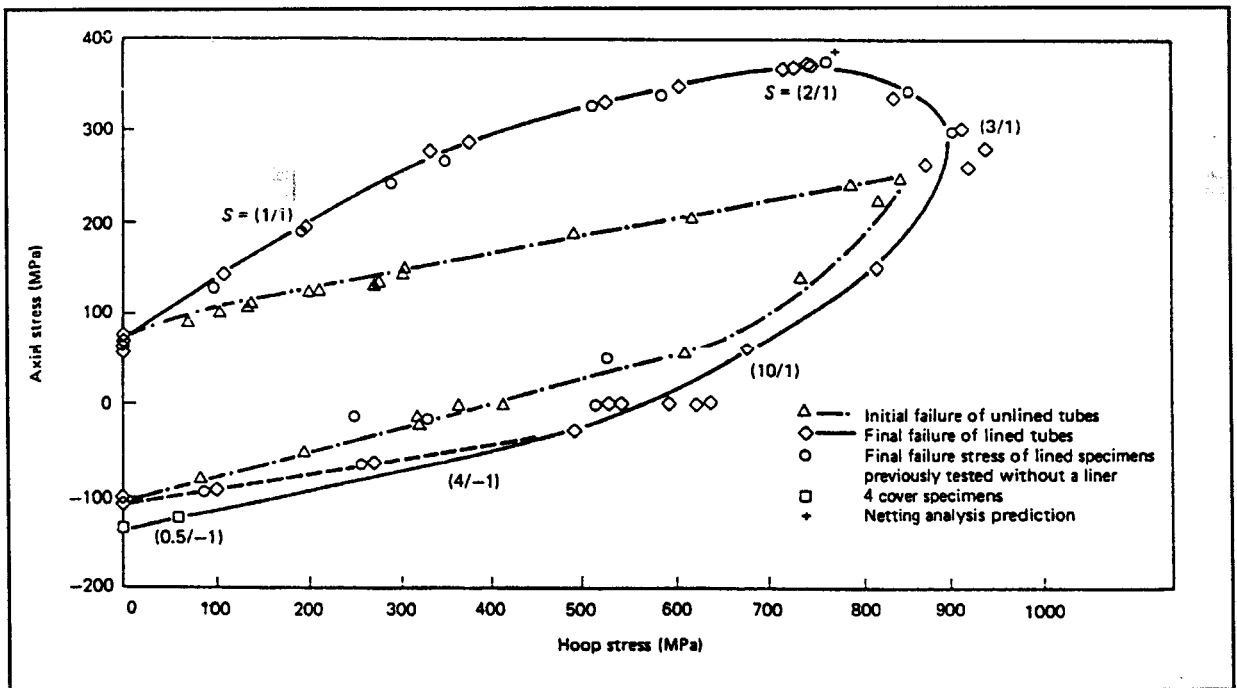


fig.1-49 - Enveloppes des ruptures initiales et finales de tubes en enroulement filamentaire $\pm 55^\circ$ verre / époxy sollicités sous pression interne [40]

De même, Marloff et Raghavé [61] ont étudié les mécanismes de fissuration microscopiques et macroscopiques de tubes sous pression interne. Ils montrent qu'aucune théorie ne prend en compte les fissurations interlaminaires et intralaminaires, observées dans les tubes pendant les essais, qui conditionnent cependant la rupture finale.

Les modes de rupture des composites sont complexes, et choisir un critère de rupture pouvant s'appliquer aux coudes est encore plus délicat. Pour valider un tel critère, il faudrait tenir compte dans la modélisation des contraintes directes (dues aux efforts normaux), des contraintes dues aux moments de flexion, ainsi que des cisaillements plan et interlaminaire.

Dans l'étude expérimentale de structures sous pression interne, deux modes de ruine apparaissent habituellement, correspondant :

- à la rupture ; pour une pression qui engendre la destruction de l'âme du tube par rupture ou décohésion de fils de verre dans le composite [68].
- au perlage ; pour une pression telle que, pour un tube rempli d'eau, l'eau perle à la surface du tube sans qu'il y ait rupture des fils de verre dans l'âme du tube [68].

Ce dernier critère intéressant complique néanmoins les choses puisqu'il introduit une notion d'étanchéité, fortement dépendante des qualités de réalisation du liner et du top-coat. Ces derniers peuvent même avoir une influence déterminante sur le comportement mécanique de certaines structures et pour certaines conditions d'environnement [33-34-35-42].

1-3-2 / Calcul des coudes

Le coude constitue un système complexe en raison des interactions des différentes contraintes et de leur évolution suivant la position sur la structure.

1-3-2-1 / Calcul de la répartition des contraintes [47-56-67]

La structure coude est généralement assimilée à un tore complet homogène, élastique, isotrope, à paroi mince et d'épaisseur constante (fig.1-50).

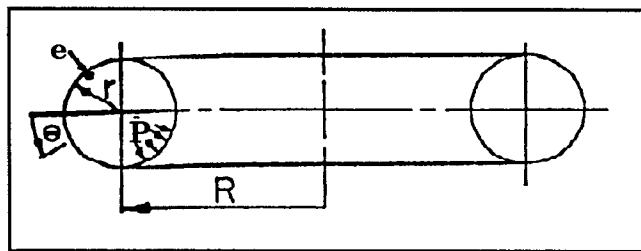


fig.1-50 - Coque toroïdale sous pression interne [11]

Sous pression interne, les contraintes développées sont de deux natures : contraintes de membrane (ou contraintes directes), et contraintes dues à des moments de flexion locaux (fig.1-51). Ces dernières sont petites et généralement négligées.

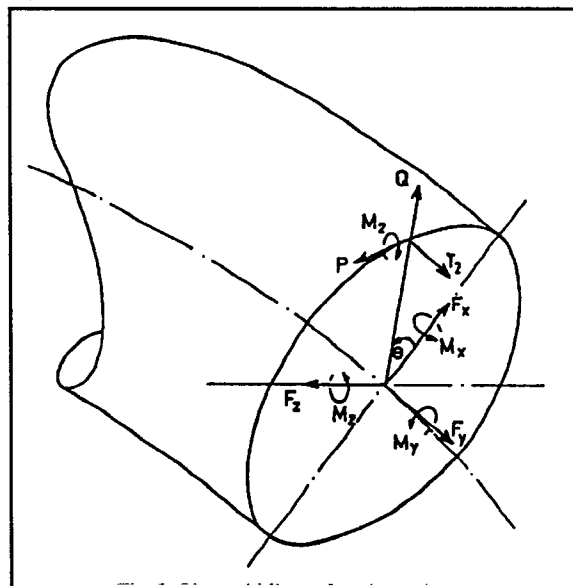


fig.1-51 - Efforts développés sur la surface moyenne d'une section de coude [14]

En appliquant les équations d'équilibre à la section médiane du coude, Timoshenko [60] a exprimé simplement les contraintes de membrane en fonction de la pression interne (fig.1-52) :

$$\sigma_{\text{axiale}} = \sigma_x = \frac{Pr}{2e} \quad \text{pour tout angle } \psi \text{ et } \theta$$

$$\sigma_{\text{circonférentielle}} = \sigma_y = \frac{Pr}{e} \cdot f(R, \theta) \quad \text{pour la section médiane } \psi=45^\circ$$

$$\text{avec } f(R, \theta) = \frac{2 \cdot R + r \cdot \sin \theta}{2 \cdot (R + r \cdot \sin \theta)}$$

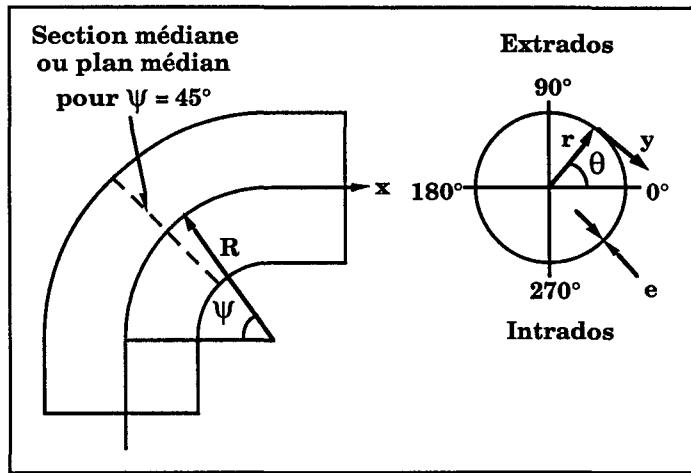


fig.1-52 - Géométrie du coude

La contrainte axiale est identique pour tous les points du coude. Pour la section médiane, la contrainte circonférentielle est minimale à l'extrados et maximale à l'intrados, soit pour nos coudes (avec le ratio $r / R = 1 / 3$ - fig.1-53) :

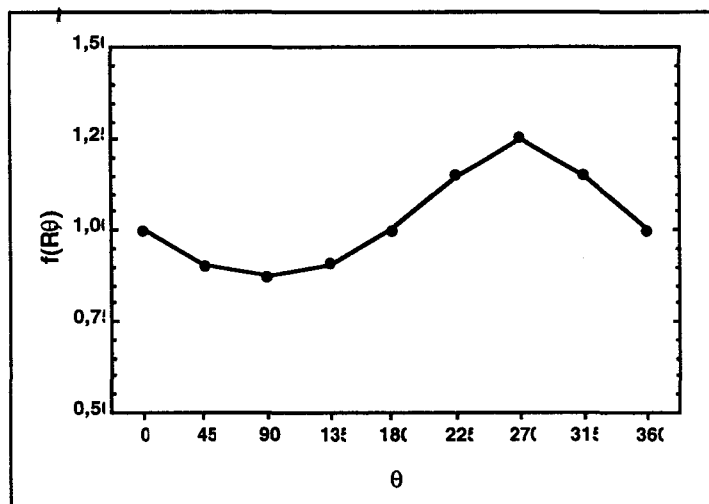


fig.1-53 - $f(R, \theta)$ en fonction de θ

Il précise que pour les flancs du tore ($\theta = 0$ et 180°), la déformation de la coque entraîne inévitablement des contraintes de flexion et ceci en dépit de l'absence de toute particularité aussi bien dans la forme de la surface de la coque, que dans la distribution de la charge [60].

Rodabaugh a montré l'existence de contraintes de flexion dans les parties droites, notamment à cause des défauts de circularité [56]. De plus, il a observé que la pression exercée sur les fonds ouvrait le coude, engendrant donc une flexion globale supplémentaire. Il a estimé que l'ensemble de ces contraintes représentait 10 à 20% des contraintes de membrane.

Ben Jdidia [56] a complété ces travaux en observant que sur un coude métallique d'épaisseur constante sous pression interne :

- 1) la déformation maximale se trouvait à l'intrados, suivant la circonférence,
- 2) les déformations longitudinales restaient faibles, le maximum se trouvant sur les flancs (même ordre de grandeur que suivant la circonférence à l'intrados)
- 3) les contraintes dans la section médiane sont principalement de type membrane

Lazard [67] donne l'expression des contraintes principales pour tous points de la section médiane, suivant les directions axiale et circonférentielle, dues à un moment de flexion M et à une pression interne P (fig.1-54) :

$$\sigma_x = \frac{Mr}{I} K \frac{2}{3} \sqrt{\frac{5 + 6e^2R^2}{r^4}} + \frac{Pr}{2e} \quad \sigma_y = \frac{Mr}{I} K \left\{ \frac{\frac{9eR}{r^2}}{5 + \frac{6e^2R^2}{r^4} + \frac{48PR^2}{Eer}} \right\} + \frac{Pr}{e} \frac{(d+R)}{2d}$$

avec I (moment d'inertie de la paroi) = $\pi r^3 e$, E (module de la paroi), d = distance du point considéré (sur le coude) à l'axe du tore = $R+r.\sin\theta$ et

$$K = \frac{1 + \frac{10r^4}{12R^2e^2} + \frac{4Pr^3}{Ee^3}}{1 + \frac{r^4}{12R^2e^2} + \frac{4Pr^3}{Ee^3}}$$

A noter que dans le cas d'une pression interne seule, on retrouve les résultats de Timoshenko.

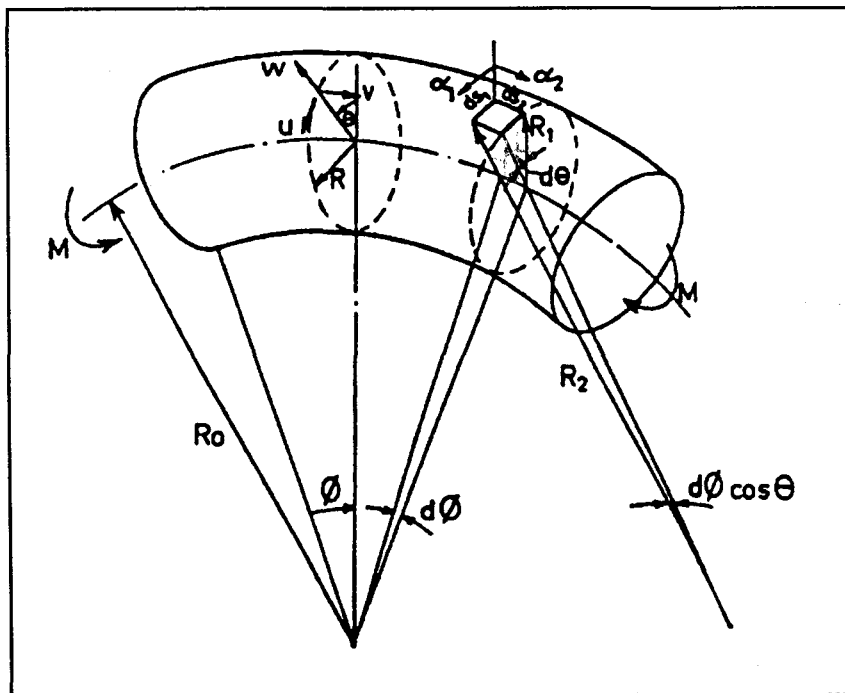


fig.1-54 - Surface moyenne d'un coude [14]

Sous l'action d'un moment M , un coude s'ouvre de d_a degrés suivant [67] :

$$d_a = \frac{MR}{EI} aK$$

avec a = angle du coude (dans notre cas 90°), EI = rigidité de la section droite

Thomas [29] a étudié l'influence théorique de défauts de fabrication tels que la variation de l'épaisseur et l'ovalisation de la section sur le comportement de coudes métalliques. Il confirme tout d'abord les résultats obtenus par Rodabaugh sur un coude d'épaisseur constante soumis à pression interne et l'importance de la qualité de réalisation intérieure des structures. De plus, il fait varier l'épaisseur de l'intrados de 0% (épaisseur constante) à 25% de plus qu'à l'extrados (fig.1-55).

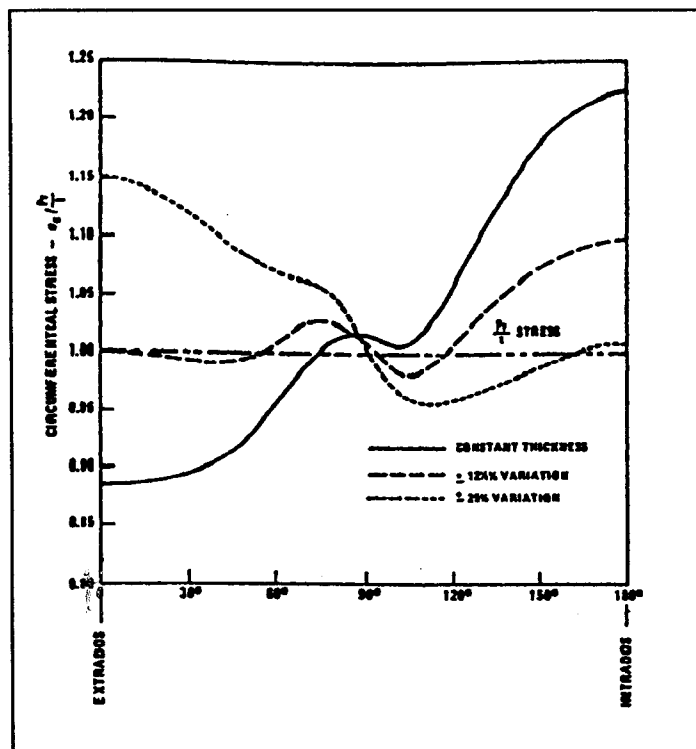


fig.1-55 - Contrainte circonférentielle sur la face intérieure d'un coude (section médiane) sollicité en pression interne pour différents ratios épaisseurs intrados / extrados [29]

Il démontre ainsi à quel point une variation d'épaisseur peut influencer la distribution des contraintes, et notamment la contrainte circonférentielle. Les extrema sont alors inversés avec un maximum à l'extrados et un minimum à l'intrados. Il estime que les valeurs des contraintes varient dans les mêmes proportions que les épaisseurs, c'est-à-dire +25% à l'extrados et -25% à l'intrados.

1-3-2-2 / Comportement des coudes en composite

Kitching [8-9-10-11-12] a étudié le comportement de coudes en composite sous pression interne. Ses structures étaient constituées de l'assemblage de deux moitiés (plan de joint positionné sur les flancs) de fibres de verre courtes (Chopped Strand Mat ou CSM).

A l'aide de la loi de Hooke, il exprime les contraintes circonférentielles et axiales à partir des déformations expérimentales et compare les résultats avec les contraintes calculées suivant la théorie de la membrane. Il effectue cette comparaison dans la section médiane ($\psi=45^\circ$) et montre que cette théorie représente les contraintes de façon réaliste.

Mylar [47] a poursuivi les travaux de Kitching et a observé que certaines structures développaient une contrainte maximale ailleurs qu'à l'intrados. Il montre qu'elles se situent dans les zones de défauts de circularité. Il prouve ainsi l'existence de contraintes de flexion importantes aux droits des irrégularités géométriques (non-circularité, variations d'épaisseur) et de structures (variation locale du taux de fibres) qui faussent considérablement la théorie de la membrane.

Il détermine alors expérimentalement les contraintes de flexion en mesurant les déformations de part et d'autre de la paroi (intérieures et extérieures).

$$\begin{aligned} \sigma_{yd} &= \frac{E_{yd}}{1-\nu^2} \cdot \frac{\epsilon_{yi} + \epsilon_{ye}}{2} + \nu \cdot \frac{\epsilon_{xi} + \epsilon_{xe}}{2} & \sigma_{xd} &= \frac{E_{xd}}{1-\nu^2} \cdot \frac{\epsilon_{xi} + \epsilon_{xe}}{2} + \nu \cdot \frac{\epsilon_{yi} + \epsilon_{ye}}{2} \\ \sigma_{yb} &= \frac{E_{yb}}{1-\nu^2} \cdot \frac{\epsilon_{yi} - \epsilon_{ye}}{2} + \nu \cdot \frac{\epsilon_{xi} - \epsilon_{xe}}{2} & \sigma_{xb} &= \frac{E_{xb}}{1-\nu^2} \cdot \frac{\epsilon_{xi} - \epsilon_{xe}}{2} + \nu \cdot \frac{\epsilon_{yi} - \epsilon_{ye}}{2} \end{aligned}$$

Kitching [50] a tenté de modéliser par séries de Fourier l'effet des variations de l'épaisseur, du rayon moyen et du module d'élasticité sur la distribution de contraintes. Il a montré que la distribution de contrainte était très sensible à la géométrie et particulièrement dans les zones où se situent des imperfections.

Il lui a été cependant impossible de trouver un facteur de correction permettant de corréliser complètement la théorie et la pratique.

Il est important de retenir que, dans la section médiane, et particulièrement à l'intrados et à l'extrados, les contraintes sont principalement directes, c'est-à-dire dues aux efforts normaux, et peuvent être correctement approchée par la théorie de la membrane.

1-3-2-3 / Autres méthodes développées

Le problème du tore circulaire uniforme a été traité dès les années 1900 . Mais l'analyse complète d'un tore dont le rayon nominal et l'épaisseur varieraient (cas du coude composite) reste extrêmement complexe et longue [30,31]. Différentes voies ont été explorées afin d'approximer la réponse de telles structures sous pression interne. Hélas, les solutions proposées font souvent appel à des hypothèses irréalistes ou à des moyens de calcul énormes.

Ainsi, Clark et Reissner [32] ont appliqué une solution pratique d'intégration asymptotique d'équations différentielles proposée et développée par Langer. La validité du calcul est toutefois limitée à la théorie des petits déplacements de coques de révolution chargées symétriquement suivant l'axe.

Une intégration particulière développée par Novozhilov et Zienova [d'après 47] a donné des résultats proches de la solution de Clark mais nécessite des calculs très lourds et donc d'importants moyens.

Haigh [d'après 47] a tenté d'exprimer une variation d'épaisseur par analogie avec un tube droit de section ovale, d'épaisseur constante et soumis à une pression interne. Cette approche néglige cependant de nombreux paramètres, notamment les variations de rigidité locales.

L'approche par éléments finis semble la plus adéquate puisqu'elle permet d'intégrer les contraintes d'épaisseur contrairement à l'approche plaque. On réalise une analyse de déformation qui est ensuite transformée en état de contrainte.

Les nouveaux programmes tiennent compte de la flexion globale du tore dont l'amplitude est fonction du rapport e/r . Ceci a permis de vérifier que pour un tore complet, les contraintes longitudinales sont inférieures aux contraintes circonférentielles et que les contraintes engendrées par la flexion restent faibles.

Même si cette méthode considère souvent l'épaisseur et le module (pourcentage de verre dans le cas des composites) constants, l'ordre de grandeur des résultats est correct.

Cette approche permet aussi la simulation de certaines imperfections de fabrication, qui créent des zones de concentrations de contraintes, et d'en quantifier l'influence (variations d'épaisseur, discontinuités des taux de verre dues au recouvrement des bandes, défauts de circularité, etc.).

1-4 / Conclusion et définition du programme de recherche

Dans l'état actuel de nos connaissances, il n'existe que peu de travaux traitant de coudes en matériaux composites. Ces travaux concernent généralement des structures à épaisseur constante constituées de matériaux composites homogènes et isotropes (mats de verre), où des approches purement mécaniques sont réalisées (moments hors et dans le plan appliqués sur l'extérieur de la structure).

De plus, l'aspect industriel et ses implications n'apparaissent pas dans ces études puisqu'il s'agit essentiellement de corrélérer des approches théoriques aux résultats expérimentaux. Ainsi, ces travaux n'intègrent pas toujours le procédé de fabrication, la conception et la réalisation de la structure comme paramètres d'étude.

Compte tenu de la méconnaissance du comportement mécanique du coude sous pression interne et du manque de références de la littérature, seule une approche expérimentale dans des conditions d'environnement proches de celles d'utilisation et sur des produits industriels permet d'optimiser dans leur constitution et leurs dimensions, les structures complexes que sont les coudes.

Nous nous sommes donc intéressés à la caractérisation de quatre familles de coudes verre E / époxy, se distinguant les unes des autres par le type d'ensimage ou de tissage des renforts employés.

Les coudes sont fabriqués par bobinage robotisé et de façon industrielle par la société Wavin Repox dans son usine de production (Hardenberg / Pays-Bas).

Les renforts sont fournis sous forme de bandelettes par deux sociétés concurrentes :

- Vétrotex International (France)
- Ahlstrom (Finlande)

Les comportements mécaniques des différents matériaux sont étudiés sous forme de plaques, de tubes et de coudes. Ce travail considère non seulement les caractéristiques instantanées des matériaux, mais aussi leurs performances respectives sous sollicitations prolongées et dans des conditions contrôlées de vieillissement.

Dans cette optique, nous nous proposons de déterminer les lois de comportement contrainte / déformations de ces structures soumises à différentes lois de sollicitation sous pression hydraulique interne :

- chargement monotone croissant,
- chargement répété progressif (UEWS),
- chargement constant (fluage),
- chargement cyclique (fatigue),

d'interpréter les endommagements, et de corréler les valeurs expérimentales aux calculs prévisionnels suivant différentes méthodes.

PARTIE 2

MOYENS EXPERIMENTAUX

Cette partie se propose d'exposer l'ensemble des matériels mis à notre disposition pour la réalisation de cette étude.

Nous présentons tout d'abord les constituants de base des différents matériaux étudiés, leur mode de fabrication ainsi que la constitution du stratifié. Il faut d'ores et déjà préciser que la structure (sergé ou taffetas) et la nature (ensimage spécifique époxy ou universel) du renfort constituent les paramètres distinctifs des matériaux.

Puis, nous détaillons les dispositifs d'essai sous pression interne. Enfin, nous voyons les autres appareillages employés, ainsi que l'ensemble des procédures expérimentales mises en oeuvre.

2-1 / MATERIAUX ET STRUCTURES

2-1-1 / Matrice

2-1-2 / Renforts

2-1-3 / Fabrication des structures

2-1-3-1 / Principe

2-1-3-2 / Matériels de production

2-1-4 / Constitution du stratifié

2-2 / APPAREILLAGES D'ESSAI SOUS PRESSION INTERNE

2-2-1 / Systèmes d'étanchéité et de transmission des efforts

2-2-2 / Chargement monotone croissant

2-2-3 / Chargement répété progressif (UEWS)

2-2-4 / Chargement constant (fluage)

2-2-5 / Chargement cyclique (fatigue dynamique)

2-2-6 / Acquisition des données et critère de fin d'essai

2-3 / AUTRES APPAREILLAGES ET CONDITIONS EXPERIMENTALES

2-3-1 / Essais mécaniques

2-3-2 / Mesures tridimensionnelles

2-3-3 / Observations microscopiques et prélèvement des échantillons

2-3-4 / Absorption d'eau

2-3-5 / Emission acoustique

2-3-6 / Mesures de densités, de taux de fibres et de vides

2-1 / MATERIAUX ET STRUCTURES

2-1-1 / Matrice

La résine employée pour cette étude est le seul paramètre, hormis le procédé de production, qui soit commun à tous les cas de structures étudiés. Il s'agit d'une résine époxy Shell commercialisée sous la référence Epikote 828 LV (Low Viscosity - à base de biphénol A et d'épichlorohydrine - fig.2-1).

| Caractéristiques | Normes | Unités | Valeurs |
|--------------------------|-----------|-----------------|-------------|
| Teneur en groupes époxy | SMS 2026 | mmol/kg | 5340 - 5500 |
| Poids équivalent d'époxy | SMS 2026 | (extrait sec) g | 182 - 187 |
| Viscosité à 25°C | ASTM D445 | Pa.s | 10,0 - 12,0 |
| Densité à 25°C | SMS 1347 | kg/l | 1,16 |
| Point éclair | ASTM D93 | °C | > 150 °C |

SMS : méthodes développées par Shell Internationale Research

fig. 2-1 - Résine employée - Propriétés et caractéristiques (Source Shell)

La société Hüls fournit le durcisseur à base de diamine cycloaliphatique (isophorone diamine ou IPD) compatible avec les conditions opératoires (fig.2-2).

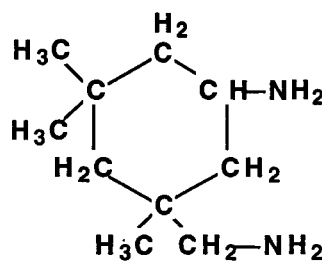


fig. 2-2 - Durcisseur employé - Isophorone diamine (3-aminométhyl-3,5,5-triméthylcyclohexamine)

Le mélange présente, à température ambiante, une viscosité suffisamment basse pour imprégner correctement les renforts tissés et permettre ainsi le meilleur bobinage possible. Il est usuellement utilisé par Wavin pour la fabrication de ses raccords de tuyauterie (tés, coudes, etc. - fig.2-3).

| Données techniques | | Propriétés caractéristiques des coulées non chargées après durcissement | |
|--|---|--|----------------------|
| Etat physique de la résine | Liquide | Température de fléchissement sous charge (ASTM D648) | 140 - 150 °C |
| Etat physique du durcisseur | Liquide | Résistance à la traction à 23°C N/mm ² (ASTM D638) | 85 |
| Proportion du durcisseur en ppcr* | 24 | Résistance à la flexion à 23°C N/mm ² (ASTM D790) | 113 |
| Conditions de mélange | Température ambiante | Module de flexion à 23°C N/mm ² x 10 ⁻⁴ | 0,29 |
| Viscosité initiale du mélange non chargé à 23°C 40°C 60°C | 1,5 - 2,0 Pa.s 0,3 - 0,45 Pa.s 0,08 - 0,15 Pa.s | Coefficient de dilatation thermique linéaire °C ⁻¹ x 10 ⁶ (ASTM D696) | 52 |
| Durée de vie en pot 500g de mélange non chargé à 23°C 40°C 60°C | 50 - 60 mn 20 - 30 mn 5 - 10 mn | Constante diélectrique à 50 Hz (ASTM D150) 23°C 50°C 100°C | 4,0 4,0 4,0 |
| Cycles de durcissement caractéristiques | Gélification à 80°C + 4 h à 150°C | Résistivité transversale Ω.cm à 23°C | 4 x 10 ¹⁶ |

* parties pour cent de résine

fig. 2-3 - Mélange Epikote 828 / Isophorone diamine
Propriétés et caractéristiques (Source Shell)

Le mélange, translucide à l'origine, est coloré à l'aide d'une poudre d'oxyde de fer. L'objet de cette coloration est d'harmoniser l'aspect extérieur de la tuyauterie lorsque son assemblage est réalisé. En effet, les tubes époxy Wavin sont réalisés à base d'un durcisseur MDA (méthylène dianiline), brun d'origine et uniquement utilisé pour l'enroulement filamentaire (fig.2-4).

Ce changement de durcisseurs crée des fluctuations de couleur lors de l'assemblage des tubes et des raccords. Ces variations de teinte, qui peuvent paraître suspectes au non-initié, ne sont pas admises par les clients.

La composition stoechiométrique finale est de 100 parties de résine, 24 parties de durcisseur et 0,5 partie de colorant.

| Epikote 828 + durcisseur | Cuisson (h/°C) | Viscosité à 23°C | Température de travail conseillée (°C) | Durée de vie de 50 g de mélange |
|--------------------------|----------------|------------------|--|---------------------------------|
| Cycloaliphatique (IPD) | 1/100+2/150 | basse à moyenne | 20 - 25 | > de 1 à 5 h / 23°C |
| Aromatique (MDA) | 1/100+1/200 | élevée | 55 - 60 | > 3 h / 50°C |

fig. 2-4 - Système Epikote 828 - Influence du durcisseur sur les conditions de mise en oeuvre (Source Shell)

2-1-2 / Renforts

Les paramètres structuraux de l'étude liés aux renforts verre E sont (fig.2-5) :

- la nature de l'ensimage (dit "universel" lorsqu'il peut être employé indifféremment avec des résines polyester, vinylester, époxy ou résines phénoliques, et dit "spécifique époxy" lorsqu'il est spécialement conçu pour une utilisation avec des résines époxy)

- la masse linéique
- le type de tissage

Dans tous les cas, nous travaillons à partir de bandelettes de tissus de 10 cm de large et de masse surfacique 360 g/m². Ces bandelettes sont obtenues par tissage de roving et constituées de mèches de densité linéaire 600 tex dans le sens chaîne et 900 tex dans la direction de la trame (fig.2-6 à 2-9). Tout au long de l'étude, le renfort de référence sera le tissu Vétrotex 2355.

| Références | Ahl | Vet 1526 | Vet 2355 | Vet 2355 Bis |
|--------------------------------------|------------------|------------------|-------------------------|-------------------------|
| Fournisseur | Ahlstrom | Vétrotex | Vétrotex | Vétrotex |
| Type de verre | E | E | E | E |
| Ensimage | Universel (R338) | Universel (P177) | Spécifique époxy (P139) | Spécifique époxy (P139) |
| Masse surfacique (g/m ²) | 360 | 360 | 360 | 360 |
| Chaîne (Tex) | 1 x 600 | 1 x 600 | 1 x 600 | 2 x 600 |
| Nombre de fils / cm | 3,2 | 3,2 | 3,2 | 3,2 |
| Trame (Tex) | 1 x 920 | 1 x 900 | 1 x 900 | 1 x 900 |
| Nombre de fils / cm | 1,8 | 1,8 | 1,8 | 1,8 |
| Armure | Taffetas | Taffetas | Taffetas | Sergé |

Remarque: le tissu Ahlstrom est de constitution légèrement différente des autres dans la mesure où la masse linéique de la trame est de 920 Tex au lieu de 900.

fig. 2-5 - Renforts étudiés - Constitution

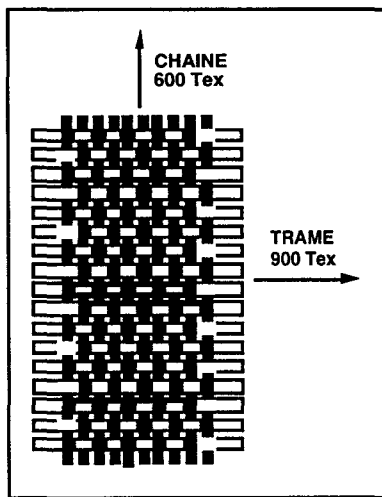


fig. 2-6 - Tissage taffetas
Tissu Vet 1526 et 2355, Ahl

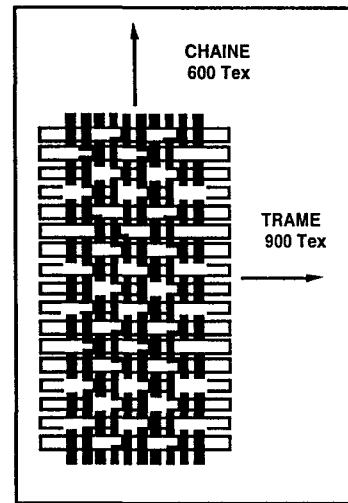


fig. 2-7 - Tissage sergé
Tissu Vet 2355 Bis

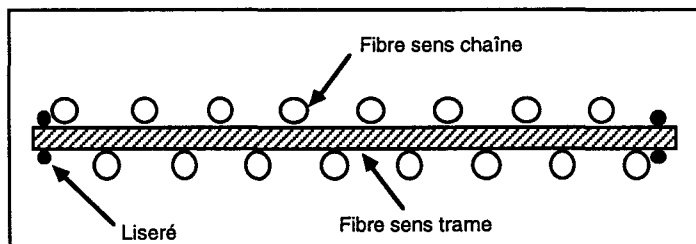


fig. 2-8 - Tissage taffetas - Coupe suivant le fil de trame

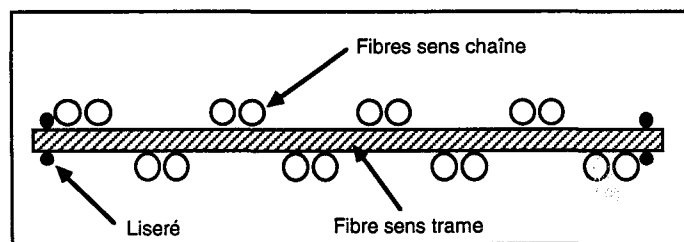


fig. 2-9 - Tissage sergé - Coupe suivant le fil de trame

Les ensimages de Vétrotex International ont, comme référence commerciale P139 pour le spécifique époxy (à base silane), et P177 pour l'universel. Employés avec une résine époxy, les propriétés mécaniques des renforts ensimés P139 sont supérieures à celles du P177. L'amélioration importante des propriétés mécaniques apportée par l'utilisation du P139 est d'autant plus flagrante que le matériau est exposé à des conditions sévères de température et d'humidité (fig.2-10).

| Ensimage | Flexion trois points | | | | Cisaillement Interlaminaire | |
|------------------------------|---|---------------------|---|---------------------|-----------------------------|---------------------|
| | Contrainte (MPa) (ramenée à 100 % verre) | | Module (MPa) (ramenée à 100 % verre) | | Contrainte (MPa) | |
| Conditions de vieillissement | ambiante | 72 h eau bouillante | ambiante | 72 h eau bouillante | ambiante | 72 h eau bouillante |
| P139 | 2550 | 2450 | 37300 | 37400 | 79,5 | 75,5 |
| P177 | 2285 | 1400 | 34500 | 35000 | 69,5 | 40,0 |

Remarques : mesures effectuées sur des renforts unidirectionnels de verre E (1200 Tex) et résine CY 205 / Durcisseur amine

fig. 2-10 - Propriétés mécaniques - Influence de la qualité de l'ensimage (Source Vétrotex)

2-1-3 / Fabrication des structures

2-1-3-1 / Principe

La bande de renfort se présente sous forme d'une bobine. Elle est préalablement imbibée de résine par passage dans un bac d'imprégnation contenant le mélange réactif époxy / durcisseur (fig.2-11). Le dosage des composants est réalisé dans l'atelier par un système automatique.

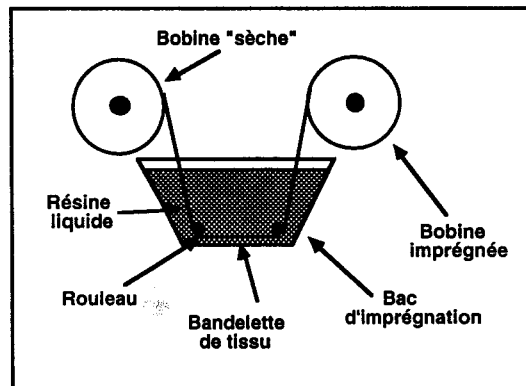


fig. 2-11 - Imprégnation de la bande de tissu

La bobine imprégnée est ensuite placée sur le barillet qui assure l'enroulement circulaire de la bande sur le mandrin (fig.2-12). Le bobinage suit la génératrice principale du coude et est réalisé par translation du barillet à l'aide du robot manipulateur. La programmation combinée de ces deux opérations permet d'obtenir directement un coude ou éventuellement d'autres accessoires (té, tulipes, etc.).

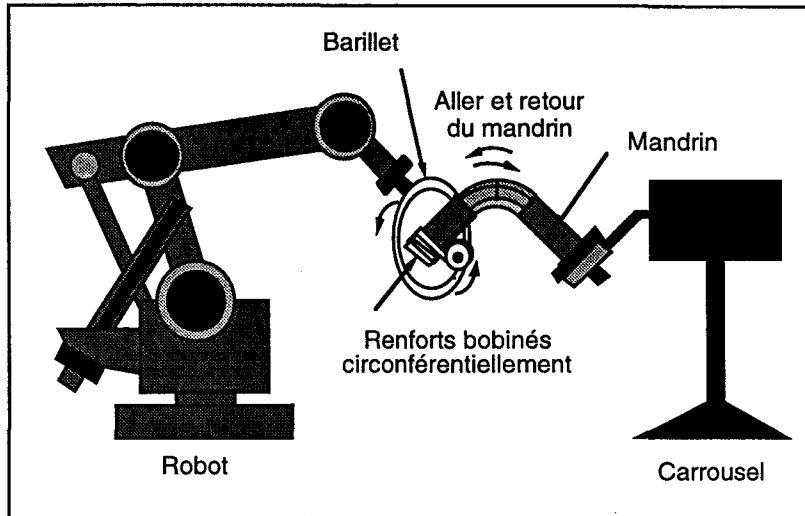


fig. 2-12 - Fabrication automatisée du coude - Schéma de principe

Les bandes se chevauchent de 75% et on effectue 5 allers-retours. La tension de bobinage contribue à l'essorage des renforts, réalisant ainsi une sorte d'ébullage.

La finition extérieure est assurée en enroulant manuellement un voile polyester afin de plaquer les renforts sur le mandrin. Le temps d'enroulement est d'environ 12 minutes.

Le coude préalablement étuvé, est finalement démoulé avant de suivre une postcuisson de quelques heures.

2-1-3-2 / Matériels de production

Le robot employé (ASEA 016B) est de fabrication standard et son utilisation est aujourd'hui courante dans des industries à fort taux d'automatisation (chaînes de montage et de fabrication automobile).

La production de structures coude en composite a nécessité l'adaptation du bras manipulateur afin de supporter des barillets allant jusqu'à 1400 mm de diamètre. Pour les coudes, on utilise un barillet permettant de réaliser des pièces de diamètre 100 à 200 mm. La fabrication peut être "semi-continue" puisque 4 mandrins peuvent être fixés simultanément sur le carrousel.

Bien évidemment, les mandrins sont conçus de façon à permettre le démontage et l'extraction par l'intérieur de la structure (fig.2-13). Ce démoulage peut devenir relativement complexe et poser problème pour des pièces géométriquement compliquées telles que le coude.

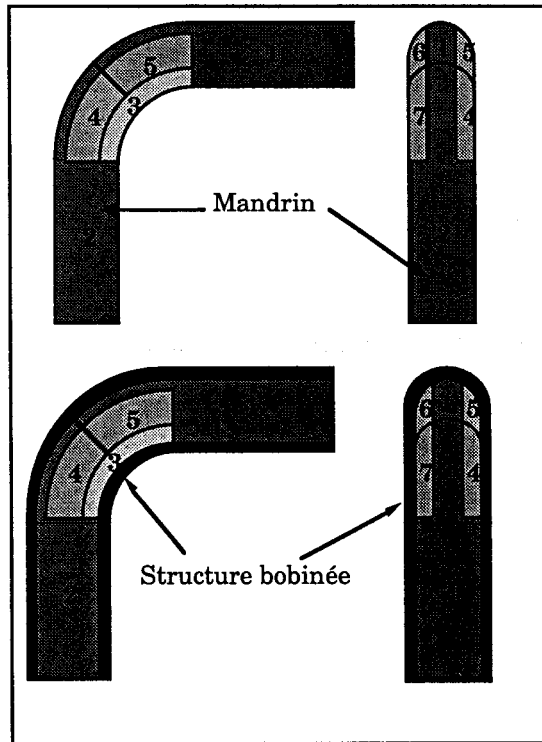


fig. 2-13 - Schémas du mandrin avant et après bobinage des renforts (coupes)

Le mandrin coudé est ici constitué de 7 pièces métalliques, dont l'assemblage et la dissociation s'effectuent aux extrémités par un système vis/écrou. Ce système permet d'obtenir des pièces dont les axes principaux sont parfaitement perpendiculaires entre eux.

Un certain nombre d'étapes préparatoires du mandrin précèdent le bobinage du renfort structurel. Successivement, il s'agit de :

- réaliser l'étanchéité entre les pièces métalliques constitutives du mandrin pour en faciliter le démontage
 - ◇ dépose d'un film de téflon sous forme de bandelettes (Furon - CHR Division)
- délimiter l'emplacement des fixations des bouchons mécaniques
 - ◇ positionnement de joints circulaires en caoutchouc

- maintenir ces joints en place lors de l'enroulement robotisé et réaliser un profil d'épaisseur progressif à leur voisinage
 - ◇ envelopper les joints manuellement par une bande tissu de verre imprégné de résine (280 g/m², 50 mm de large - Gebr.Deuss)
- réaliser un bon état de surface interne et faciliter le démoulage
 - ◇ dépose d'un film en polyéthylène téréphtalate (Melinex - ICI)
- améliorer le démoulage
 - ◇ badigeonnage au pinceau d'un agent démoulant à base de silicone (QZ 13 - Ciba)
- réaliser une couche interne riche en résine (liner)
 - ◇ envelopper manuellement le mandrin d'un voile de verre C (28 g/m², 0,3 mm d'épaisseur - Schuller ST 3022) imprégné de résine

Les caractéristiques géométriques du coude sont définies sur la figure 2-14. Il faut noter que les cotes concernant le matériau en lui-même (épaisseur à l'extrados, position du rétrécissement de section) sont des valeurs minimales à respecter strictement, les tolérances indiquées étant proportionnellement très importantes.

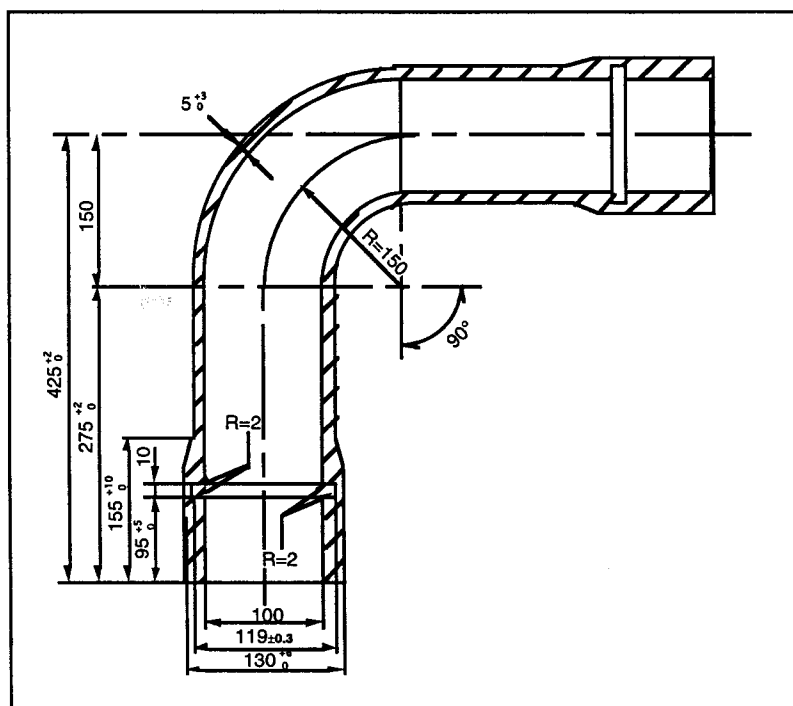


fig. 2-14 - Plan du coude - Vue en coupe

2-1-4 / Constitution du stratifié

Les différentes familles de coudes suivent le même cahier des charges, à savoir qu'elles doivent présenter une structure identique dans l'épaisseur de la paroi (fig.2-15).

| | |
|-----------------------------|---|
| • Couche interne (liner) | <ul style="list-style-type: none"> - Voile de verre C imprégné de résine - Epaisseur : $0,3 \pm 0,1$ mm - Pourcentage de verre : $30 \pm 5\%$ en masse |
| • Paroi | <ul style="list-style-type: none"> - Bandes imprégnées de résine et bobinées circonférentiellement - Nombre d'allers et retours : 5 - Bandes se chevauchant de 75% dans la partie droite du coude - Epaisseur d'une bande : $1 \pm 0,1$ mm - Epaisseur moyenne à l'extrados : $7,2 \pm 0,2$ mm - Epaisseur moyenne à l'intrados : $12,5 \pm 0,9$ mm - Pourcentage en verre : $60 \pm 5\%$ en masse |
| • Couche externe (top-coat) | <ul style="list-style-type: none"> - Voile polyester imprégné de résine - Epaisseur : $0,3 \pm 0,1$ mm |

fig. 2-15 - Constitution de la paroi du stratifié

2-2 / Appareillages d'essai sous pression interne

Les essais de structures sous pression interne imposent un certain nombre de règles fondamentales de sécurité. La première est d'effectuer ces tests avec un fluide peu ou pas compressible afin de limiter les risques d'explosion inhérents à ce type d'essai. Le fluide conseillé pour effectuer la mise en pression interne des structures est l'eau qui présente, de plus, l'avantage d'être conducteur électrique. Cet atout est primordial pour assurer la détection du perlage (i.e. de la perte d'étanchéité - cf.§ 2-2-6).

2-2-1 / Systèmes d'étanchéité et de transmission des efforts

Les essais sous pression interne nécessitent la conception d'un système mécanique qui doit simultanément assurer deux fonctions, à savoir : l'étanchéité durant tout l'essai et la transmission des efforts à la structure. Le type de montage employé est intégralement fonction des paramètres géométriques de la pièce testée. Néanmoins, le principe reste immuable puisque l'étanchéité est assurée par un ou plusieurs joints, et que la liaison mécanique est réalisée par un assemblage vis/écrou. Le système de bouchon utilisé dans le cas du coude est constitué d'une partie chargée d'assurer "l'étanchéité" (fig.2-16) :

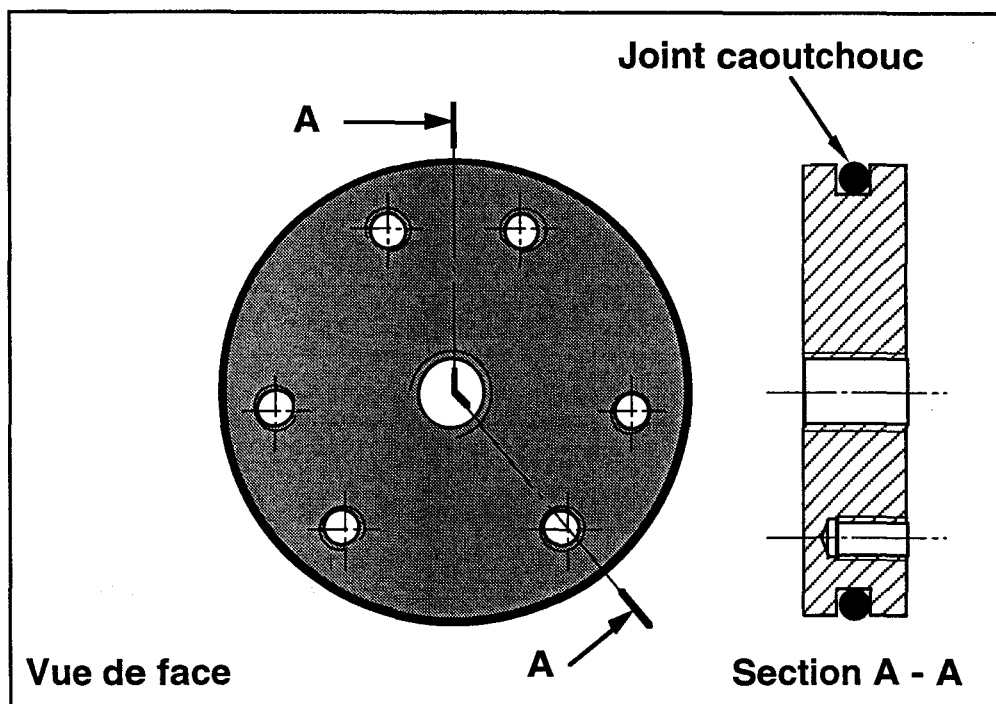


fig. 2-16 - Système d'étanchéité (bouchon) des structures coude
Vue en coupe

et d'une partie chargée de la "transmission" des efforts, réalisée par des clavettes (fig.2-17) .

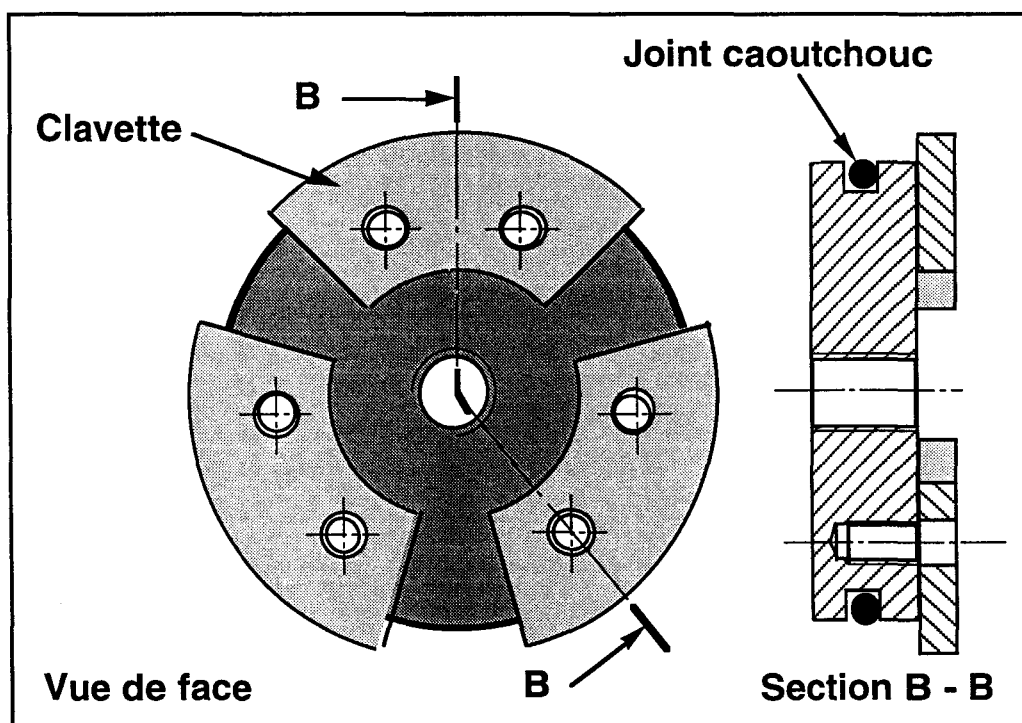


fig. 2-17 - Système d'étanchéité (bouchon) et de transmission des efforts
pour la structure coude - Vue en coupe

La plaque circulaire munie de son joint est introduite à l'extrémité du coude, au-delà de la gorge obtenue brute de moulage. Les trois clavettes sont placées en contact avec cette plaque, glissées dans la gorge, positionnées en face des filetages et solidarisées au bouchon par 6 vis de fixation (fig.2-18 et 2-19).

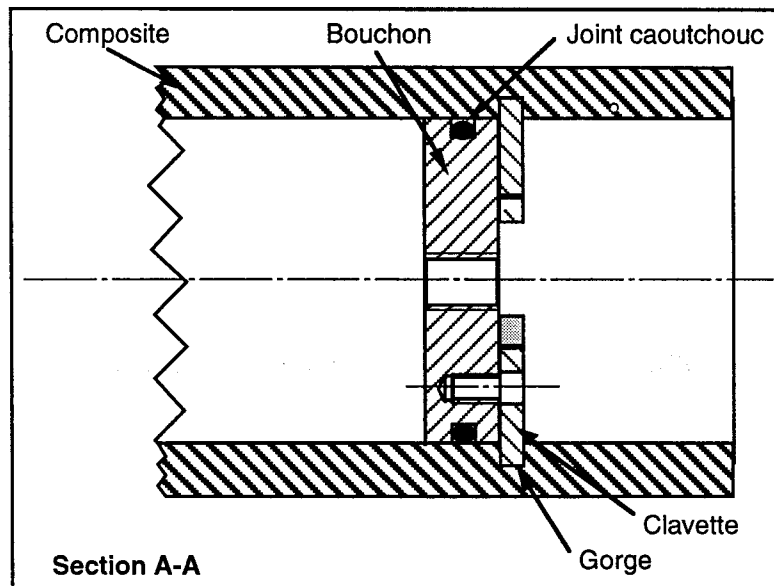


fig. 2-18 - Systèmes d'étanchéité (bouchon) et de fixation des structures coude - Vue en coupe

Les efforts, dus à la pression interne qui s'exerce sur les bouchons, sont donc bien retransmis à la paroi composite par l'intermédiaire des clavettes.

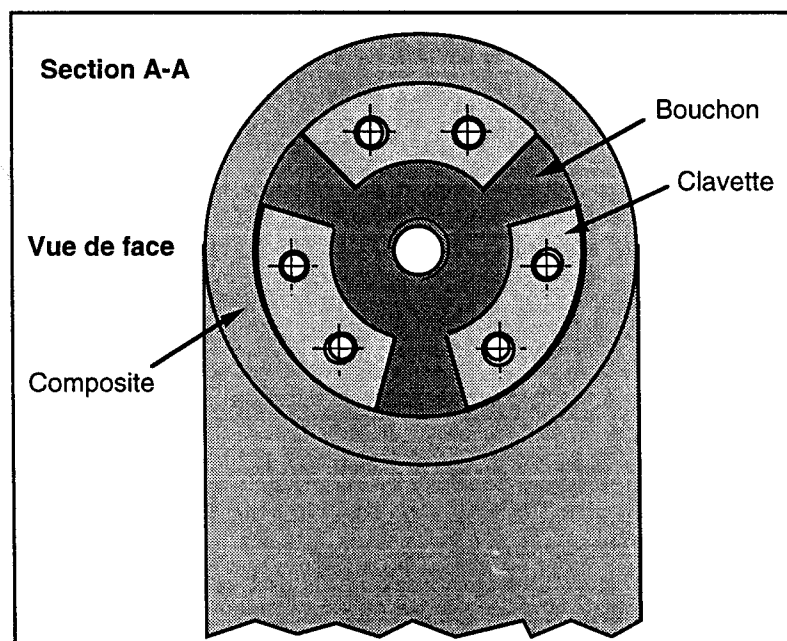


fig. 2-19 - Systèmes d'étanchéité (bouchon) et de fixation des structures coude - Vue de face

Le système adopté pour les tubes est de conception différente, dans la mesure où il n'y a pas de gorge intérieure. La structure est alors plus régulière dans sa forme et dans ses épaisseurs.

Ici aussi, on introduit aux extrémités une plaque circulaire portant le joint d'étanchéité, mais qui est prolongée en son centre par une tige filetée (fig.2-20 et 2-21). Cette tige va recevoir successivement :

- un cône évidé qui sera centré et maintenu par 4 cales coniques latérales,
- une rondelle d'appui, de diamètre légèrement inférieur à celui du tube,
- une rondelle plate,
- un écrou de serrage.

En serrant l'écrou, l'ensemble tige - rondelle d'appui - cône se comprime écartant les cales contre la paroi intérieure, solidarissant du même coup le bouchon au tube. Les efforts développés lors du serrage ou au cours des essais peuvent endommager le composite aux endroits de contact des cales. Pour éviter cela, on limite les déformations de la paroi par des colliers métalliques placés sur l'extérieur de la structure et maintenus deux à deux par des vis. Des patins de protection en caoutchouc sont positionnés entre la paroi composite et les colliers.

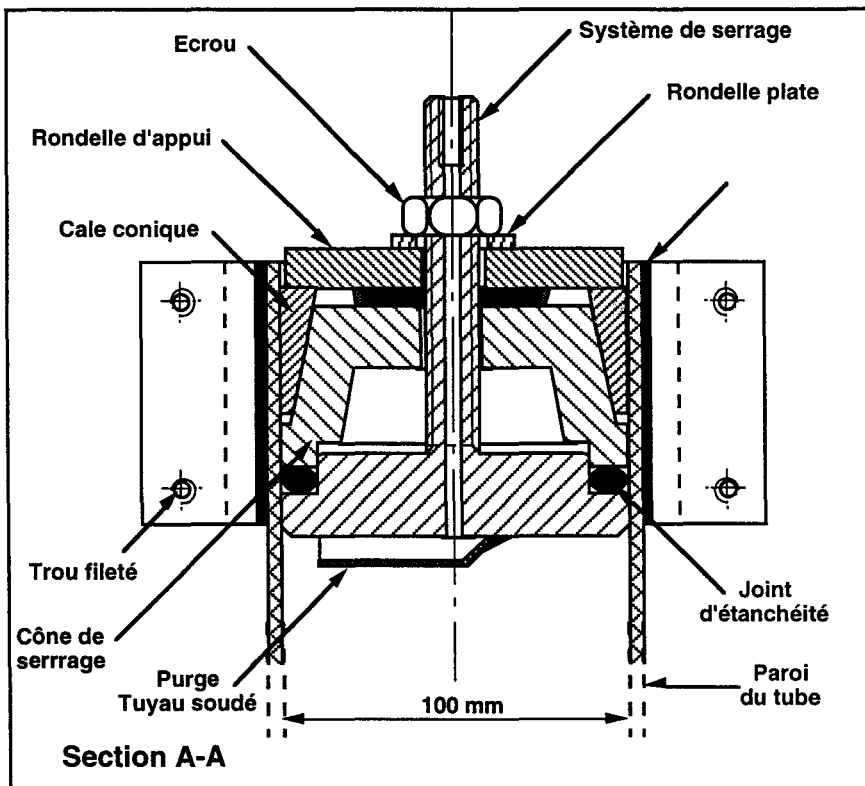


fig. 2-20 - Systèmes d'étanchéité (bouchon) et de fixation des structures tube - Vue en coupe

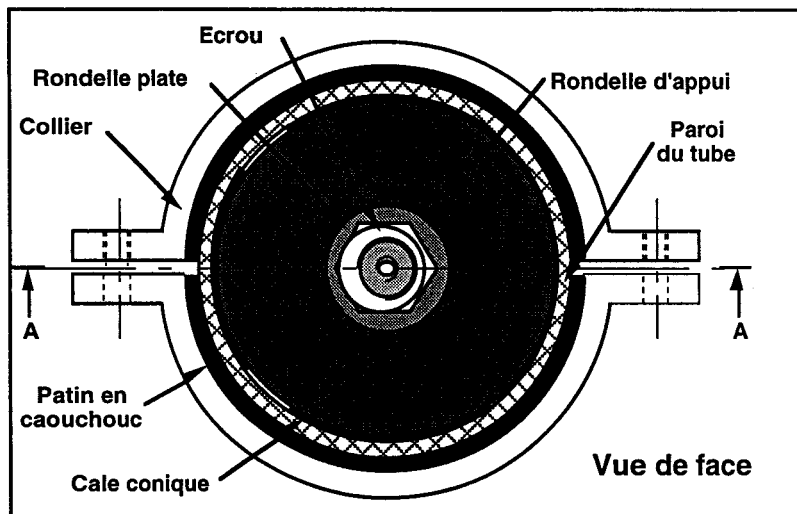


fig. 2-21 - Systèmes d'étanchéité (bouchon) et de fixation des structures tube - Vue de face

Lors du remplissage d'eau, il est nécessaire de maintenir les structures tubes et coudes à la verticale afin de chasser l'air s'y trouvant (fig.2-22).

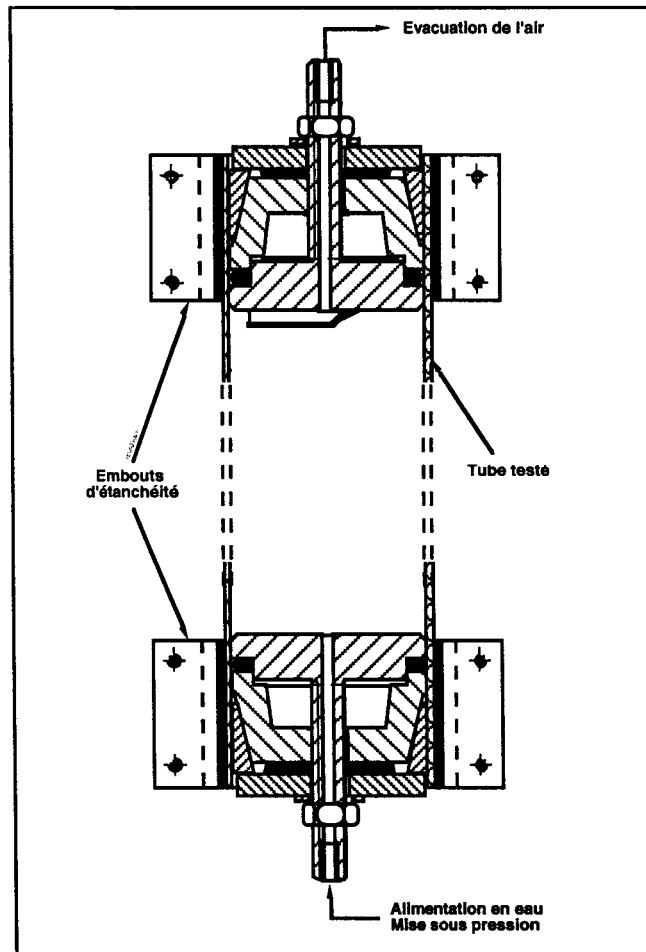


fig. 2-22 - Tube équipé de ses bouchons - Vue en coupe

2-2-2 / Chargement monotone croissant

Cet équipement a été conçu de façon à respecter les contraintes techniques de la norme ASTM D-1599 qui définit le mode opératoire permettant de déterminer le comportement à court terme de structures soumises à une pression interne croissante (fig.2-23).

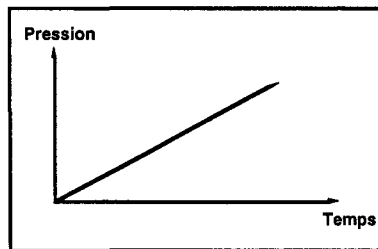


fig. 2-23 - Essai de chargement monotone croissant - Loi de pression

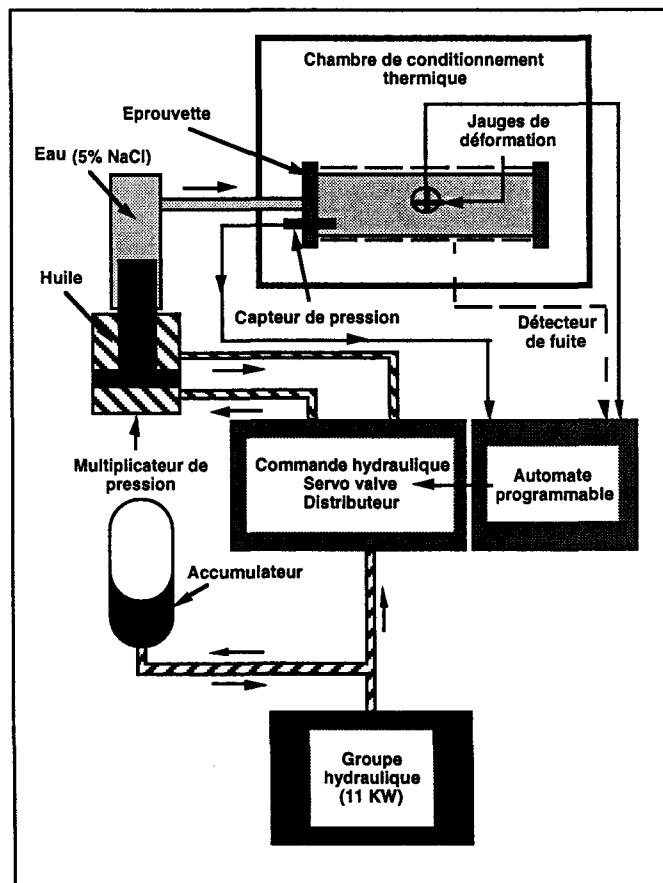


fig. 2-24 - Essai de chargement monotone croissant
Schéma de principe

Un groupe hydraulique (11 kW) délivre une pression (200 bars maximum) qui alimente un accumulateur (fig.2-24).

Par l'intermédiaire d'un système multiplicateur-transfert, la pression hydraulique est transférée à l'eau, en étant multipliée par 5. Ce système permet ainsi de fournir une pression maximale de 1 000 bars à la structure testée.

La mise en pression de l'éprouvette est contrôlée par une servovalve. Les paramètres d'essai (rampe de montée en pression, seuil maximum de pression) sont gérés par un automate programmable. La montée en pression se poursuit jusqu'à endommagement : perlage, fuite ou rupture de la structure.

2-2-3 / Chargement répété progressif (UEWS)

Cet essai consiste au chargement et au déchargement de la structure pendant des temps bien définis et à des niveaux de pression croissants. Schwencke et Van Steveninck [6] ont montré que pour des tubes en enroulement filamentaire, cet essai permettait de définir précisément le seuil de comportement élastique, qu'il est bon de connaître pour réalisés des essais de fluage (fig.2-25).

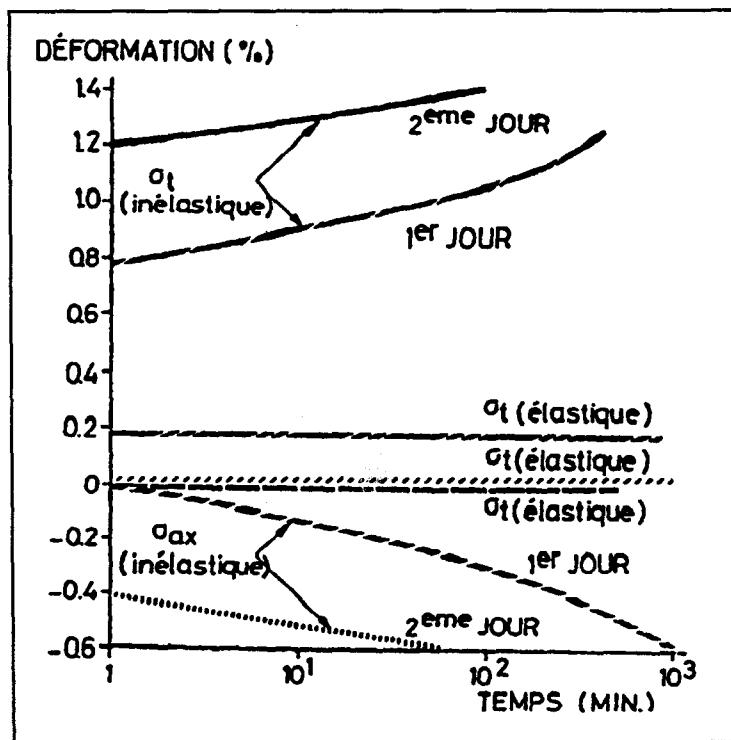


fig. 2-25 - Allures des courbes de fluage pour une sollicitation supérieure et inférieure à la limite élastique [4]

Pour une pression donnée, la structure subit une série de dix cycles (fig.2-26). Pour chacun des cycles, les déformations sont enregistrées et l'on compare la différence de déformation ($\epsilon_A - \epsilon_B$) obtenue au 10^{ème} cycle et au 1^{er} cycle.

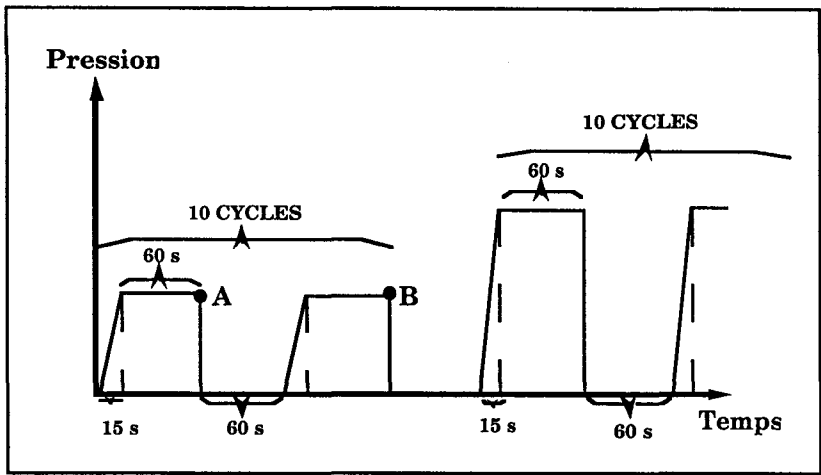


fig. 2-26 - Essai de chargement répété progressif
Forme du signal hydraulique et points de mesure

Si elles sont identiques, l'essai se poursuit en augmentant le niveau de pression. Sinon, pour la valeur de pression considérée, on définit la contrainte UEWS comme étant la contrainte circonférentielle correspondante (fig.2-27,2-28).

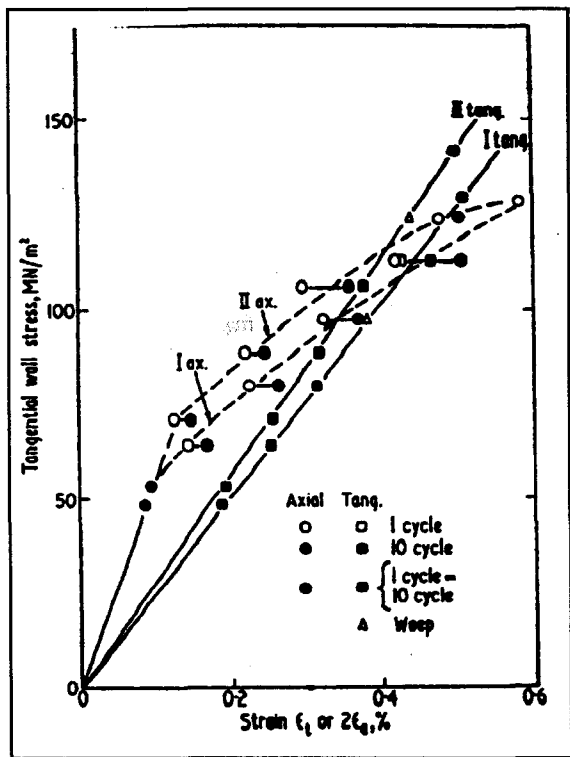


fig. 2-27 - Essai UEWS [4]
Détermination de la pression UEWS

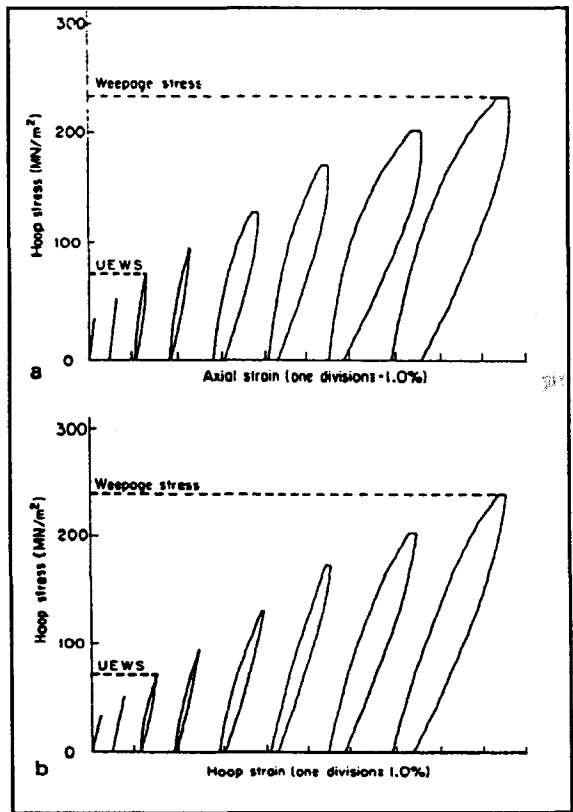


fig. 2-28 - Essai UEWS [30]
Allures des mesures expérimentales

Le système de pressurisation est constitué d'une pompe hydraulique (90 kW) délivrant une pression maximale de 315 bars et d'un piston de transfert huile-eau. Des servovalves contrôlent l'alimentation en pression dans une plage de 0 à 280 bars. La forme et la fréquence du signal sont délivrées par un micro-ordinateur (fig.2-29).

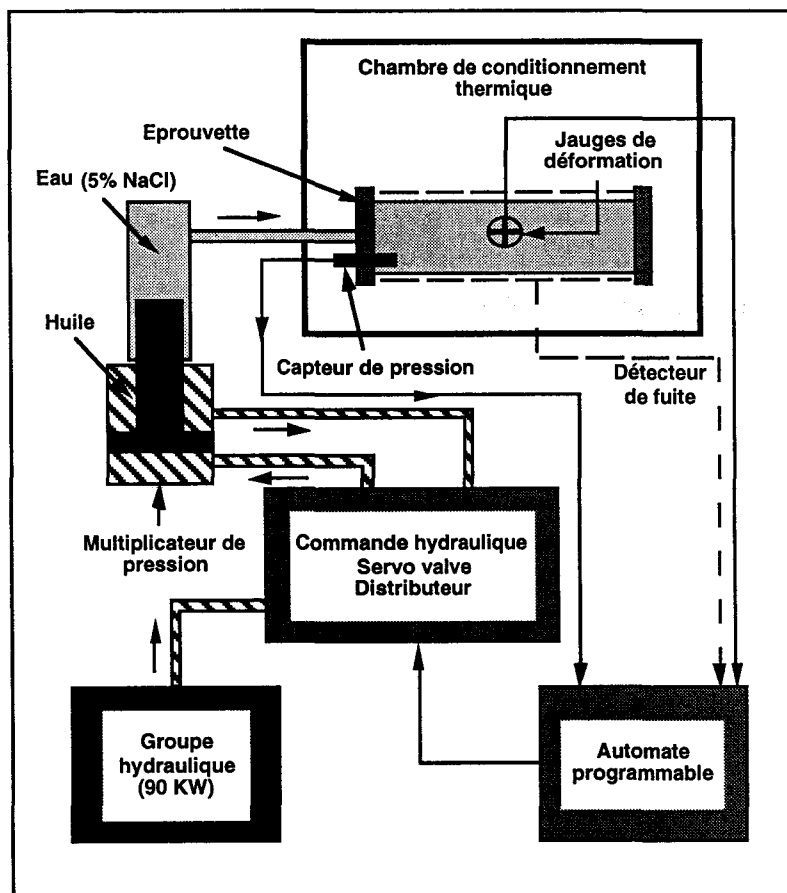


fig. 2-29 - Essai de chargement répété progressif
Schéma de principe

2-2-4 / Chargement constant (fluage)

L'équipement utilisé permet de réaliser des essais respectant la norme ASTM D 2992-B. Il permet de tester simultanément 16 échantillons à 4 niveaux de pression différents, c'est-à-dire 4 échantillons par niveau de pression (fig.2-30). Les structures remplies d'eau sont maintenues sous pression constante par l'intermédiaire de pistons de transfert huile-eau (fig.2-31), alimentés par le groupe hydraulique (22 kW).

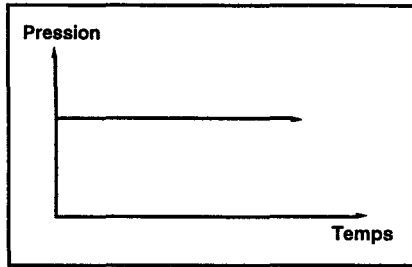


fig. 2-30 - Essai de chargement constant
Loi de pression

La gestion de l'équipement est assurée par des cartes électroniques. La régulation de pression est réalisée à $\pm 1\%$ de la pression maximum (400 bars).

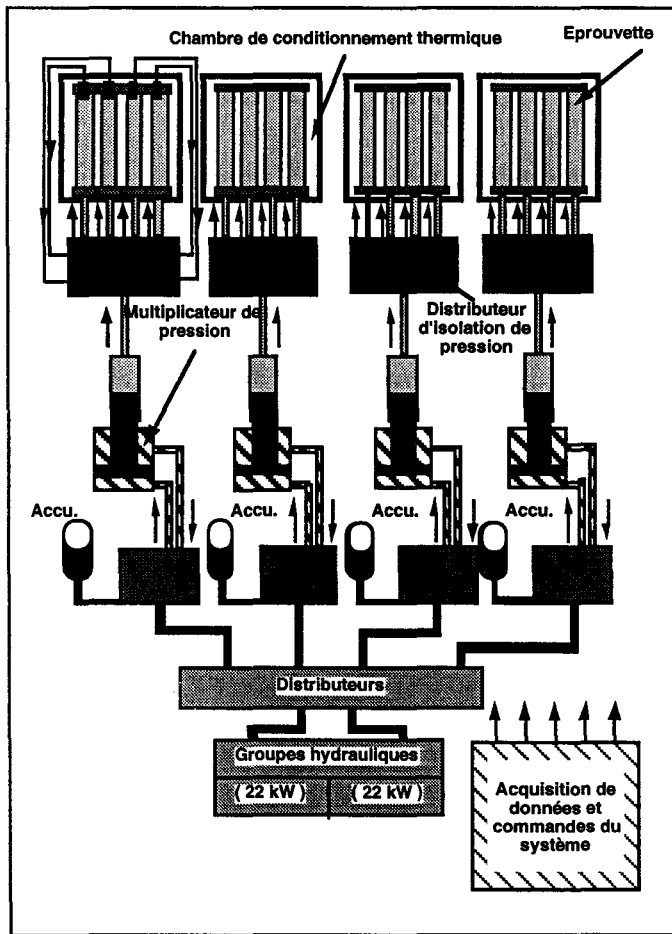


fig. 2-31 - Essai de chargement constant - Schéma de principe

En cas de fuite d'une des structures, un système automatique de valves permet de ne pas interrompre les essais de toute une chambre de conditionnement thermique en isolant uniquement l'alimentation de pression de l'échantillon défaillant. L'enregistrement des déformations au cours du temps permet d'obtenir la tenue en fluage de chacune des éprouvettes. Pour une famille de

structures, l'application de différents niveaux de pressions permet de déterminer une courbe de durée de vie en fluage. Pour cela, il suffit de reporter sur un même graphique pression/temps la performance de chacune des structures (fig.2-34).

2-2-5 / Chargement cyclique (fatigue dynamique)

Dans ce cas, quatre échantillons peuvent être testés simultanément à un niveau de pression donné. L'essai est réalisé d'après la norme ASTM D 2992-A. Elle impose une fréquence de 25 cycles/mn (fig.2-32).

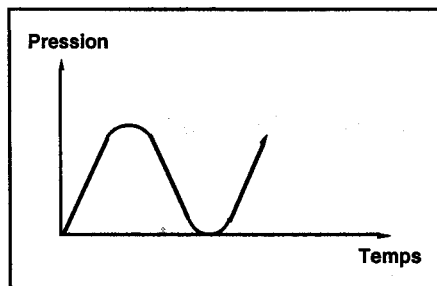


fig. 2-32 - Essai de chargement cyclique - Loi de pression

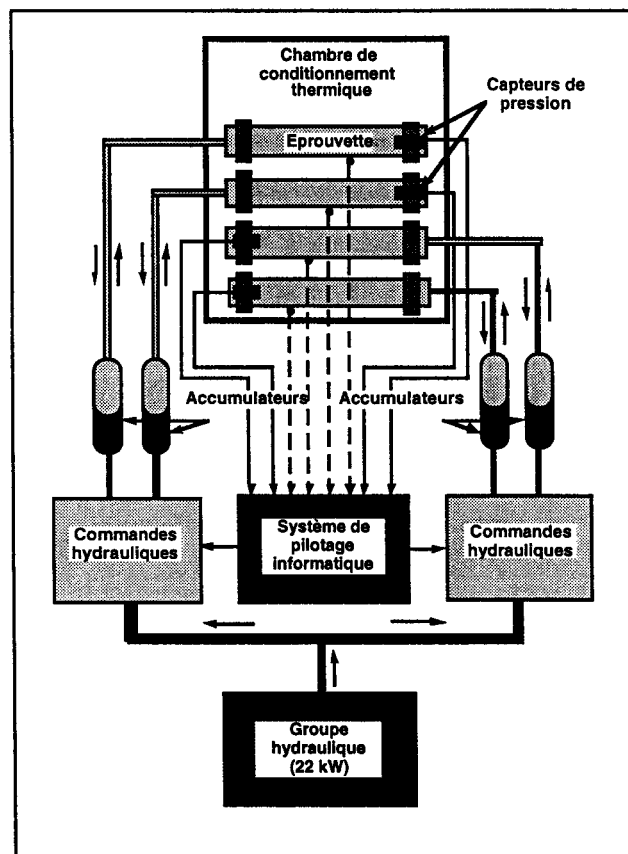


fig. 2-33 - Essai de chargement cyclique - Schéma de principe

L'originalité du système consiste en l'utilisation d'accumulateurs qui permettent de réutiliser partiellement l'énergie fournie à une structure au cours d'un cycle pour effectuer le cycle suivant (fig.2-33). Ce système permet d'atteindre une pression de service maximale de 400 bars tout en employant un groupe hydraulique de capacité modeste (22 kW). Les paramètres d'essai (niveau de pression et fréquence) sont générés et contrôlés par ordinateur.

L'essai se poursuit jusqu'à l'endommagement, l'échantillon défaillant étant automatiquement isolé. Pour une pression et un critère de rupture fixés, on reporte le nombre de cycles subis sans dommage par la structure. Tout comme en fluage, on peut obtenir des courbes de durée de vie en fatigue dynamique, en reportant sur un graphique pression / nombre de cycles les performances des structures testées à différents niveaux de pression (fig.2-34). Ces courbes de durée de vie permettent de déterminer la contrainte ou la pression maximale à appliquer pour respecter un critère de durée ou de nombre de cycles à réaliser par la structure.

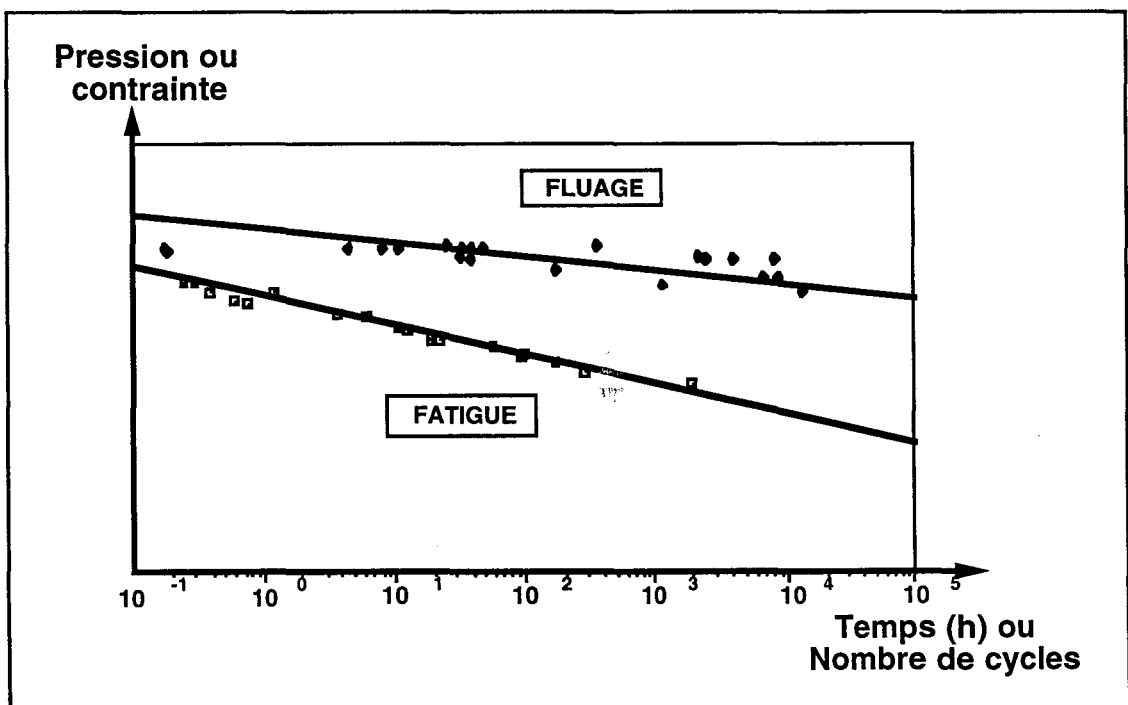


fig. 2-34 - Essais de chargement cyclique et constant
Courbes de durée de vie

2-2-6 / Acquisition des données et critère de fin d'essai

La procédure généralement admise pour l'instrumentation de structures, et notamment de tubes soumis à une pression interne, est la suivante :

- 1 (ou 2 jauges diamétralement opposées) suivant la direction axiale,
- 1 (ou 2 jauges diamétralement opposées) suivant la direction circonférentielle,
- 1 jauge suivant la direction des fibres,
- 1 jauge suivant la direction perpendiculaire aux fibres.

Du fait de la forme particulière du coude, on instrumente ponctuellement l'extérieur de la structure en jauges bidirectionnelles (0/90°), de partie active 20 mm et de résistance 350 Ω (Kyowa - SKF 4705).

Les pressions sont mesurées en continu par des capteurs situés sur les circuits d'alimentation d'eau. Le critère de fin d'essai retenu est le perlage, qui correspond à l'apparition de gouttelettes d'eau sur la surface extérieure de la structure. Ce phénomène rend bien compte de l'endommagement du composite puisque le fluide de pressurisation réussit à traverser le matériau.

La résistance électrique de la paroi composite est mesurée en permanence pendant tout l'essai. La détection de l'endommagement se fait de façon très précise au moment où l'eau, filtrant à travers le matériau, ferme le circuit électrique, faisant ainsi chuter la résistance. La conductivité est d'ailleurs améliorée par l'adjonction de sel dans l'eau (5%).

Toutes ces données sont enregistrées en continu par une centrale d'acquisition Hewlett Packard 3852-A. Leur traitement peut être fait en temps réel ou en différé par le biais d'un micro-ordinateur, qui permet l'édition de courbes expérimentales (par exemple contraintes / déformations ou déformations / nombre de cycles).

2-3 / Autres appareillages et conditions expérimentales

2-3-1 / Essais mécaniques

Les principaux tests mécaniques réalisés sont des essais de traction, conduits suivant la norme CEN 61 en laboratoire climatisé (température d'essai : 23°C \pm 1°C, humidité relative : 50% H.R. \pm 5% H.R.). Les éprouvettes d'essais mécaniques sont découpées par jet d'eau.

Suivant les valeurs de déformation et de force à la rupture, les essais de traction sont réalisés :

- sur un dynamomètre INSTRON (100 kN) associé à un ordinateur HP 9816 et équipé d'un extensomètre électronique INSTRON (petites déformations),
- sur un dynamomètre ZWICK type 1474 (100 kN) muni d'un extensomètre électronique ZWICK (grandes déformations).

Les éprouvettes rectangulaires (largeur 25 mm - longueur 250 mm) sont testées par séries de cinq, sollicitées à une vitesse de 2 mm/mn et instrumentées de jauges de déformation bidirectionnelles KYOWA KFC-5-D16-11.

2-3-2 / Mesures tridimensionnelles

Il s'agit ici de caractériser la qualité de réalisation des coudes, à savoir la géométrie et l'état de surface intérieurs (fig.2-35). Pour cela, on utilise une machine à mesurer tridimensionnelle de RENAULT AUTOMATION de capacités $X = 1\ 000\text{ mm}$, $Y = 600\text{ mm}$, $Z = 400\text{ mm}$ (précision de $\pm 5\ \mu\text{m}$) associée à un ordinateur HP 1000 A 400.

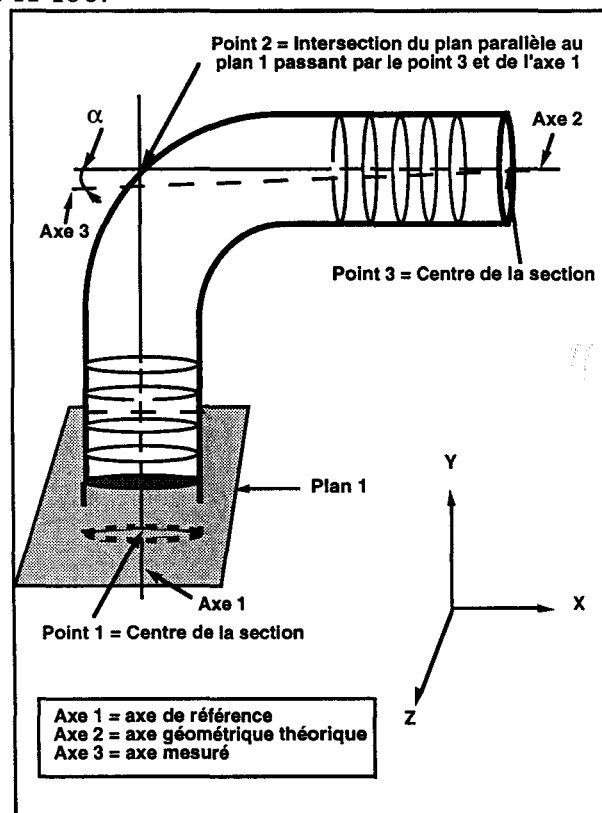


fig. 2-35 - Mesures 3D - Construction des axes mesurés et de l'axe théorique et mesure angulaire entre ces axes

Procédure d'essai et mesures effectuées :

- palpage de sections intérieures des deux parties droites du coude,
- détermination des centres de ces sections,
- construction de l'axe passant par ces centres (axe de référence 1 et axe mesuré 3),
- construction géométrique de l'axe théorique 2 (perpendiculaire à l'axe 1 contenant le point 3),
- mesures tridimensionnelles entre les axes mesurés (axes 1 et 3) et l'axe théorique (axe 2).

2-3-3 / Observations microscopiques et prélèvement des échantillons

Les échantillons à observer sont prélevés au moyen d'une scie diamantée suivant la génératrice principale du coude et dans deux directions orthogonales (fig.2-36).

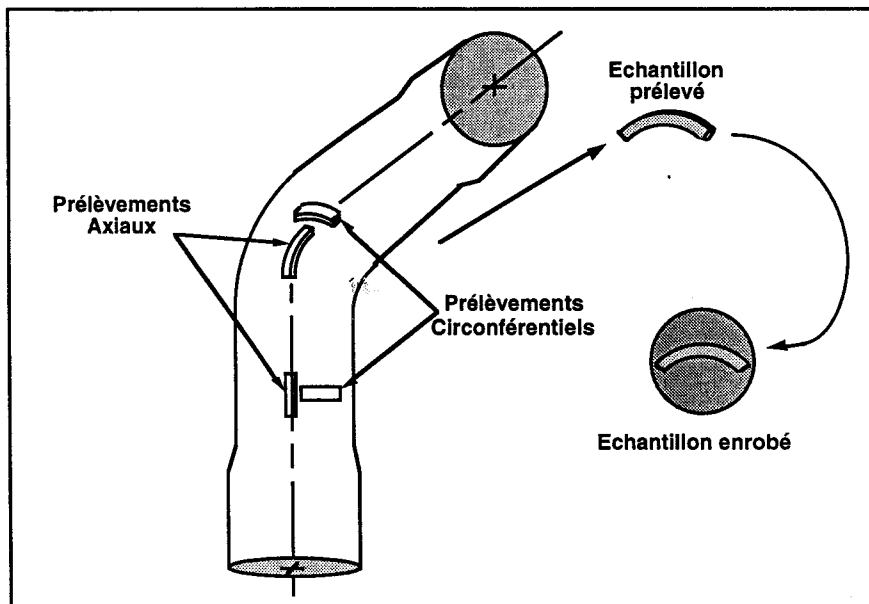


fig. 2-36 - Prélèvement des échantillons suivant les deux directions

Ces morceaux sont enrobés dans une résine de coulée acrylique durcissant à froid, dont le rôle est de maintenir l'échantillon lors de son polissage et de son observation.

Les observations microscopiques sont réalisées à l'aide d'un microscope ZEISS configuré en réflexion et dont les grossissements pour notre étude vont de x10 à x50. Le dispositif est équipé d'un Polaroid et d'une caméra.

En microscopie optique, la surface d'observation doit être parfaitement plane et lisse. Pour ce faire, le polissage est effectué mécaniquement à l'aide d'un touret rotatif supportant un disque abrasif et d'un porte-échantillons également rotatif (dispositif STRUERS). Les échantillons, plaqués sur le disque abrasif par l'intermédiaire d'un ressort de rappel, sont polis par combinaison des deux mouvements de rotation relatifs.

Cette étape préparatoire doit être réalisée avec beaucoup de minutie et comporte trois phases :

- pré-polissage à l'eau, successivement sur papier abrasif de grain 320, 500, 1200 et 4000
- polissage avec lubrifiant et pâte diamantée de 6 μm , puis de 3 μm
- finition avec lubrifiant et drap de velours

Les échantillons sont nettoyés et débarrassés des résidus de polissage par immersion dans un bain à ultrasons.

2-3-4 / Absorption d'eau

Il s'agit d'étudier ici la loi d'absorption du couple tissu verre / résine époxy et l'influence de la reprise d'eau sur les propriétés mécaniques du matériau à saturation.

Pour cela, des éprouvettes de traction, dont les bords ne sont pas protégés, sont immergées dans un bain d'eau thermostaté et régulièrement pesées. Les conditions opératoires sont fixées par les normes NF T 51-166 "Plastiques - Détermination de l'absorption d'eau" et NF T 51-029 "Plastiques - Détermination de l'action des agents chimiques liquides y compris l'eau". La loi d'absorption est déterminée par la courbe de pourcentage d'eau absorbée en masse en fonction du temps d'immersion.

2-3-5 / Emission acoustique

Le principe de l'émission acoustique repose sur la détection des ondes élastiques générées par la microfissuration d'un matériau sous contrainte. Ces ondes se propagent au sein du matériau, de la source vers le capteur, par l'intermédiaire duquel elles sont transformées en signaux électriques, enregistrés, filtrés et traités par une chaîne d'émission acoustique.

Le système d'acquisition utilisé est constitué d'un capteur piézo-électrique 200 kHz, appliqué sur les éprouvettes par l'intermédiaire d'un couplant (graisse), d'un préamplificateur (gain 40 dB, filtre 100-300 kHz) et d'une centrale d'acquisition LOCAN AT de Physical Acoustic Corporation. Un gain à 30 dB et un seuillage à 50 dB ont été retenus pour les matériaux tissu verre / époxy.

2-3-6 / Mesures de densités, de taux de fibres et de vides

La densité d'un matériau peut être obtenue en utilisant le principe de la double pesée (Norme NF T 51-063 "Méthode de détermination de la masse volumique des produits à l'état solide à l'exclusion des produits alvéolaires").

Pour cela, on pèse l'échantillon dans l'air, puis en immersion dans l'éthanol de densité $d_{\text{éthanol}}$ connue, afin d'obtenir les masses M_{air} et $M_{\text{éthanol}}$. La différence entre ces masses permet alors de déterminer la densité du matériau d_m , suivant :

$$d_m = (d_{\text{éthanol}} \times M_{\text{air}}) / (M_{\text{air}} - M_{\text{éthanol}})$$

Une fois séchés et conditionnés, suivant les conditions opératoires précisées dans la norme NF T 57-101 "Détermination de la perte au feu", les échantillons sont calcinés. Le taux de fibres en masse M_v se déduit directement des masses avant calcination M_{avant} et après calcination $M_{\text{après}}$.

$$M_v (\%) = (M_{\text{après}} / M_{\text{avant}}) \times 100$$

Le taux de résine en masse M_m se déduit par :

$$M_m (\%) = 100 - M_v (\%)$$

Le taux de vides volumique V_v d'un matériau composite est déterminé suivant la norme ASTM D 2734-70 "Void content of reinforced plastics". Les valeurs expérimentales obtenues précédemment rentrent directement en ligne de compte.

$$V_v (\%) = 100 - d_m \times [(M_v / \rho_v) + (M_m / \rho_m)]$$

Les indices v et m désignent respectivement les fibres de verre et la matrice, avec $\rho_v = 2,54 \text{ g/cm}^3$ et $\rho_m = 1,16 \text{ g/cm}^3$, valeurs données par les fournisseurs.

PARTIE 3

RESULTATS EXPERIMENTAUX

DISCUSSIONS

Nous présentons et exploitons ici l'ensemble des résultats expérimentaux. Dans un premier temps, nous définirons la structure et la constitution des différents matériaux étudiés dans le but de mettre en évidence certaines disparités macroscopiques.

Dans un deuxième temps, nous caractériserons le comportement mécanique des coudes sous différentes lois de pression interne. Cette démarche nous obligera à scinder notre approche en deux phases, qui se distinguent l'une de l'autre par le changement de la géométrie du coude. En effet, la géométrie "initiale" du coude va révéler un certain nombre de défaillances dès les premiers tests sous pression. Nous modifierons alors la conception du coude, en passant d'une géométrie déterminée arbitrairement (§ étude préliminaire) à une géométrie renforcée (§ étude paramétrique) aux performances mécaniques améliorées.

Enfin, compte tenu de l'importance de la dispersion des résultats, nous établirons un certain nombre de recommandations de fabrication dans l'objectif d'améliorer la reproductibilité de la production et donc les caractéristiques moyennes de la structure coude.

3-1 / CARACTERISTIQUES GEOMETRIQUES ET STRUCTURALES

3-1-1 / Cartographie

3-1-2 / Défauts de forme (circularité intérieure)

3-1-3 / Diamètres intérieurs

3-1-4 / Angle des axes

3-1-5 / Pesée

3-1-6 / Epaisseurs locales

3-1-7 / Taux de charges et de vides locaux, densité du matériau

3-1-8 / Empilement et disposition des couches

3-2 / COMPORTEMENT MECANIQUE SOUS PRESSION INTERNE

3-2-1 / Comportement du coude sous pression interne croissante

3-2-1-1 / Déformations locales

3-2-1-2 / Reproductibilité des essais

3-2-1-3 / Corrélations déformations locales et globales

3-2-2 / Comparaison des lois de chargement : pression monotone croissante

3-2-3 / Comparaison des lois de chargement : pression constante (fluage)

3-2-4 / Comparaison des lois de chargement : pression cyclique (fatigue)

3-2-5 / Discussion et proposition de nouvelles structures renforcées

3-3 / COMPORTEMENT MECANIQUE DE COUDES RENFORCES

3-3-1 / Modifications géométriques

3-3-2 / Influence de la loi de chargement - Résultats - Discussions

3-3-2-1 / Pression monotone croissante

3-3-2-2 / Pression constante (fluage)

3-3-2-3 / Pression cyclique (fatigue dynamique)

3-3-3 / Analyse de l'influence de paramètres de structure et de conditions de sollicitations

3-3-3-1 / Influence du liner

3-3-3-2 / Influence de la vitesse de montée en pression

3-3-3-3 / Défauts de géométrie et d'enroulement

3-3-4 / Recommandations de fabrication

AVERTISSEMENT

Les §3-1 et §3-2 s'intègrent dans une étude qualifiée de "préliminaire" en opposition à l'étude "paramétrique" du §3-3. En effet, les résultats des essais réalisés sur les premiers coudes (baptisés coudes initiaux), nous conduiront à changer leur géométrie en renforçant leurs parties droites. Cette modification de conception, et donc de structure, nous amènera à renouveler les essais de caractérisation des nouveaux coudes (nommés coudes renforcés - §3-3).

Ces résultats préliminaires sont toutefois remarquables dans la mesure où ils délimitent le champ d'investigation expérimentale qui sera appliqué à l'étude paramétrique des coudes renforcés.

3-1 / CARACTERISTIQUES GEOMETRIQUES ET STRUCTURALES

La complexité du coude impose une étude approfondie de sa géométrie et de sa structure. Nous proposons une approche métrologique statistique de la géométrie des trois familles de coudes.

3-1-1 / Cartographie

Le repérage précis de chaque zone du coude est une étape nécessaire qui facilitera la localisation des phénomènes observés par la suite dans les différents travaux d'analyse. De cette manière, il sera possible de corréler les propriétés en fonction de la composition locale de la structure.

Pour cela, chaque coude est artificiellement quadrillé en 11 sections linéaires (de A à K) et 12 secteurs angulaires (de 1 à 12), soit 132 parties (fig.3-1). Arbitrairement, l'entrée du fluide est choisie comme étant du côté de la section K et la génératrice latérale sert d'origine pour la graduation angulaire. Notons que la section A, qui correspond à l'extrémité libre lors de la production, est caractérisée par un aspect extérieur légèrement conique.

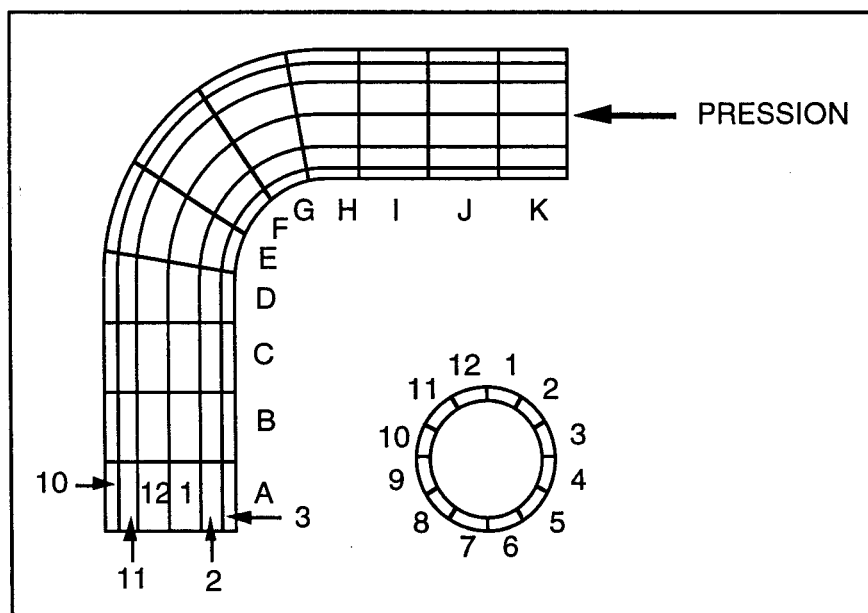


fig. 3-1 - Cartographie du coude - Repérages linéaires et angulaires

3-1-2 / Défauts de forme (circularité intérieure)

La littérature montre que les défauts de forme, et notamment les défauts de circularité intérieure, ont une influence déterminante sur le comportement et la tenue mécaniques du coude sollicité en pression interne [29-50-53-56].

Il est donc intéressant de quantifier la qualité de fabrication obtenue par bobinage robotisé. L'appareillage de mesure tridimensionnel et la procédure exposée au § 2-3-2 nous permettent d'avoir une approche rigoureuse et reproductible.

Le palpé de la surface intérieure ne s'effectue que dans les parties droites de la structure, la courbure nous empêchant d'évoluer dans le coude. Dans un premier temps et pour une même section, le robot situe quatre points placés à 90° les uns des autres. Puis, le calculateur définit le cercle des moindres carrés passant par ces points et en détermine le centre Ω . Il considère ensuite deux cercles d'origine commune Ω , dont l'un passe par le point palpé le plus éloigné (cercle de rayon r_e) et l'autre par le point palpé le plus proche (cercle de rayon r_i). La différence de ces rayons définit le défaut de forme de la section (fig.3-2).

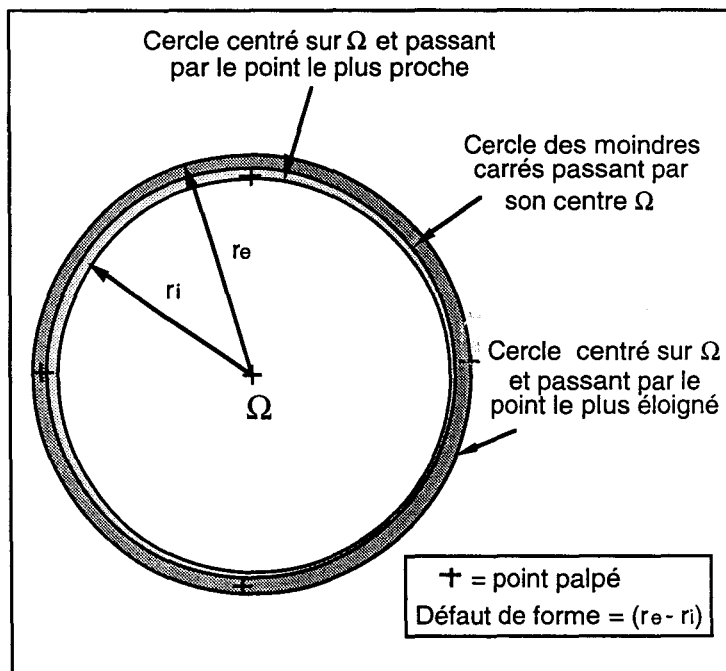


fig. 3-2 - Définition du défaut de forme

L'ensemble de ces opérations est renouvelé pour 5 sections par partie droite. La moyenne présentée dans le tableau suivant est calculée sur 10 valeurs puisque les mesures sont réalisées sur 2 coudes par famille.

| Défaut de forme (mm) | Ahlstrom (R338) | Vet 1526 (P177) | Vet 2355 (P139) |
|-------------------------|--------------------|--------------------|--------------------|
| Moyenne | 0,030 | 0,028 | 0,038 |
| Ecart type | 0,029 | 0,018 | 0,037 |

fig. 3-3 - Défaut de forme par axe et par famille

Compte tenu de l'hétérogénéité du matériau et de la mise en oeuvre par bobinage, les valeurs demeurent relativement faibles (fig.3-3). Ainsi, le défaut de forme moyen est de l'ordre de 0,03 mm, atteignant ponctuellement dans le pire des cas 0,1 mm. La qualité de réalisation du mandrin joue un rôle fondamental sur la qualité du produit fini.

De plus, au vu des résultats, le type de renfort n'a pas d'influence déterminante sur la qualité de l'état de surface intérieure du coude.

3-1-3 / Diamètres intérieurs

Pour chacune des sections, l'exploitation des diamètres des cercles des moindres carrés définis ci-dessus donne un autre aperçu de la qualité du procédé de fabrication (fig.3-4).

| Diamètres intérieurs (mm) | Ahlstrom (R338) | | Vet 1526 (P177) | | Vet 2355 (P139) | |
|---------------------------------|--------------------|--------|--------------------|--------|--------------------|--------|
| | Axe 1 | Axe 2 | Axe 1 | Axe 2 | Axe 1 | Axe 2 |
| Moyenne | 100,28 | 100,18 | 100,22 | 100,12 | 100,24 | 100,24 |
| Ecart type | 0,17 | 0,17 | 0,13 | 0,31 | 0,21 | 0,21 |

fig. 3-4 - Diamètres mesurés par axe et par famille

Nous constatons qu'il existe une variation du diamètre intérieur qui peut aller jusqu'à 0,1 mm entre les axes considérés. La valeur moyenne est centrée sur 100,2 mm avec un écart type d'environ 0,2 mm.

Ici encore, on ne distingue pas l'influence du type de renfort utilisé. Seules une excellente reproductibilité et une maîtrise des cotes de fabrication se dégagent des mesures réalisées.

3-1-4 / Angle des axes

Après avoir déterminé les centres des cercles, le robot définit la droite de régression passant par ces points (axe 3) et sa position par rapport à l'axe théorique (axe 2) (cf. § 2-3-2 et fig.2-35). Il est alors possible de quantifier les orientations relatives des parties droites entre elles (fig.3-5).

| Déplacement | Ahlstrom (R338) | | Vet 1526 (P177) | | Vet 2355 (P139) | |
|---|-----------------------------------|-----------------------------|-----------------------------|------------------------------------|------------------------------------|----------------------------------|
| | n°1 | n°2 | n°1 | n°2 | n°1 | n°2 |
| Plan XY Vertical (mm) Angle (°) | Ouverture 0,011 0'5" | Ouverture 0,307 2'29" | Ouverture 1,867 15'6" | Ouverture 0,172 1'23" | Ouverture 0,571 4'37" | Ouverture 1,397 11'18" |
| Plan ZX Horizontal (mm) Angle (°) | Vrillage (-) 0,259 (-) 2'6" | Vrillage 0,148 1'12" | Vrillage 0,164 1'20" | Vrillage (-) 0,242 (-) 1'57" | Vrillage (-) 0,047 (-) 0'23" | Vrillage (-) 0,13 (-) 1'3" |

fig. 3-5 - Positions relatives des axes constitutifs des coudes

Suivant le plan XY, les coudes présentent une ouverture qui à l'extrémité va de plusieurs centièmes à quelques millimètres. Cette tendance se retrouve pour toutes les familles, indépendamment de la nature des renforts et du type de tissage. Retenons que les axes des structures coude peuvent être considérés comme perpendiculaires.

Le plan XZ révèle un vrillage de ces structures de l'ordre de quelques dixièmes de millimètres, et ne semble pas présenter de sens privilégié.

3-1-5 / Pesée

Il s'agit de vérifier la reproductibilité de fabrication des coudes à l'aide d'un moyen de contrôle simple, et de mettre ainsi en évidence une éventuelle différence de structures, notamment du taux global de résine.

Pour chaque famille et lot de réception, nous avons procédé à des prélèvements statistiques de dix coudes et réalisé leurs pesées (fig.3-6) :

| Masse (kg) | Ahlstrom (R338) | Vet 1526 (P177) | Vet 2355 (P139) |
|---------------|--------------------|--------------------|--------------------|
| Moyenne | 4,26 | 4,44 | 4,23 |
| Ecart-type | 0,11 | 0,14 | 0,11 |

fig. 3-6 - Synthèse des pesées par famille

Les familles Vet 2355 et Ahlstrom ont rigoureusement les mêmes caractéristiques. La famille Vet 1526 présente une différence avec une moyenne légèrement supérieure aux autres. Celle-ci peut être attribuée à une différence d'essorage du tissu lors du bobinage. En effet l'ensimage des fibres Vet 1526 (P177) a été spécialement conçu pour permettre le tissage des renforts. Ce tissu présente donc un comportement qui, lors de sa mise en oeuvre, améliore le bobinage en limitant l'essorage de la résine.

Toutefois, les valeurs obtenues restent proches pour toutes les familles, compte tenu de l'importance des écarts types (3% de la masse totale). Cette fluctuation est essentiellement due à la difficulté d'imprégner de façon régulière et homogène des bandes de tissu de verre à une cadence industrielle.

3-1-6 / Épaisseurs locales

L'étude des variations d'épaisseur locale du coude est le point le plus important de la définition géométrique de la structure. En effet, l'établissement des profils d'épaisseurs suivant les génératrices et les sections principales permettra éventuellement de corrélérer les déformations expérimentales aux épaisseurs locales, ainsi qu'aux déformations calculées par modélisation.

Pour ce faire, chacun des 132 morceaux constitutifs du coude (cf. § 3-1-1) a été mesuré en trois points : au début (indice d), au milieu (indice m), à la fin (indice f) respectivement suivant le sens de parcours de la section A vers la section K (fig.3-7).

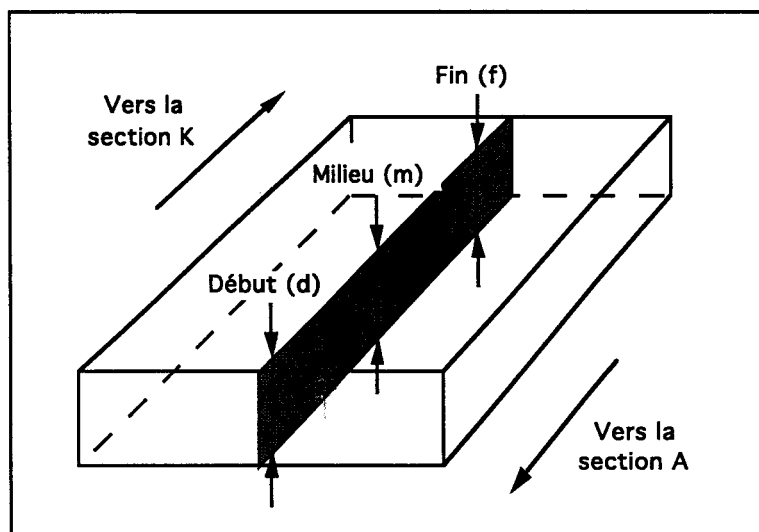


fig. 3-7 - Positionnement des points de mesure des épaisseurs de chaque élément du coude

Ces mesures sont reportées sur un graphe en fonction des positions longitudinales (sections) et radiales (génératrices). Deux structures ont été étudiées par famille. Par souci de clarté, seules les génératrices intrados et extrados sont présentées, ainsi que les sections directement sollicitées, situées entre les bouchons d'étanchéité (de B à J).

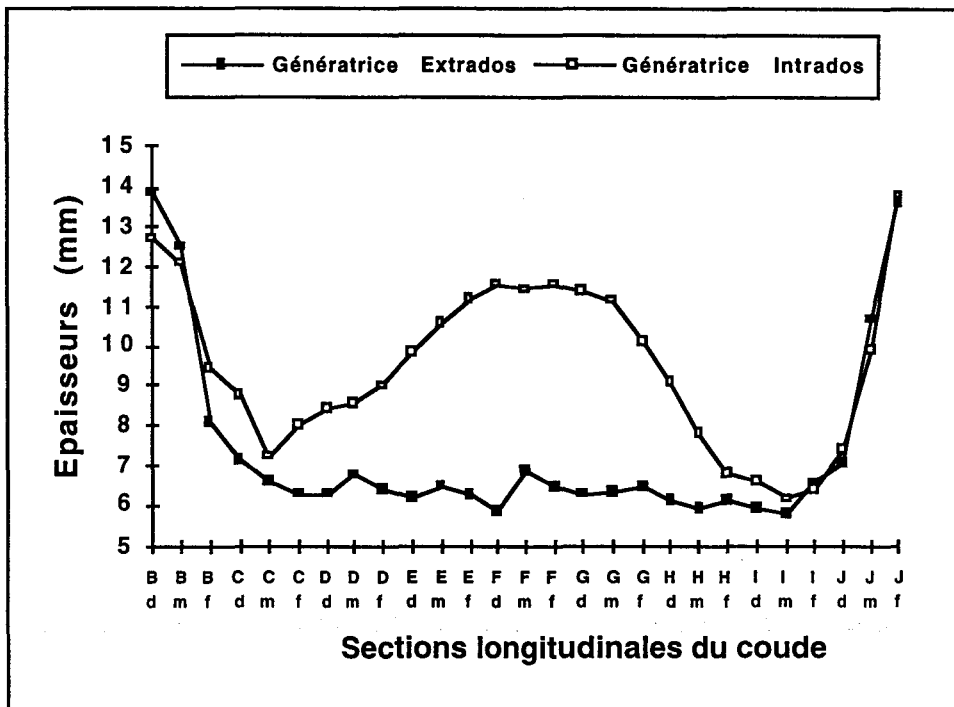


fig. 3-8 - Evolution des épaisseurs en fonction des positions longitudinales (sections) et radiales (génératrices) - Structure Ahlstrom initiale

Ces courbes mettent en évidence une dissymétrie longitudinale des épaisseurs issue de la fabrication (fig.3-8). En effet, après observation et analyse du procédé d'enroulement, il apparaît que le barillet ne suit pas parfaitement l'axe central du coude. En raison de son encombrement géométrique, un décrochement est réalisé à un moment du bobinage pour permettre la rotation du barillet et sa translation le long du mandrin.

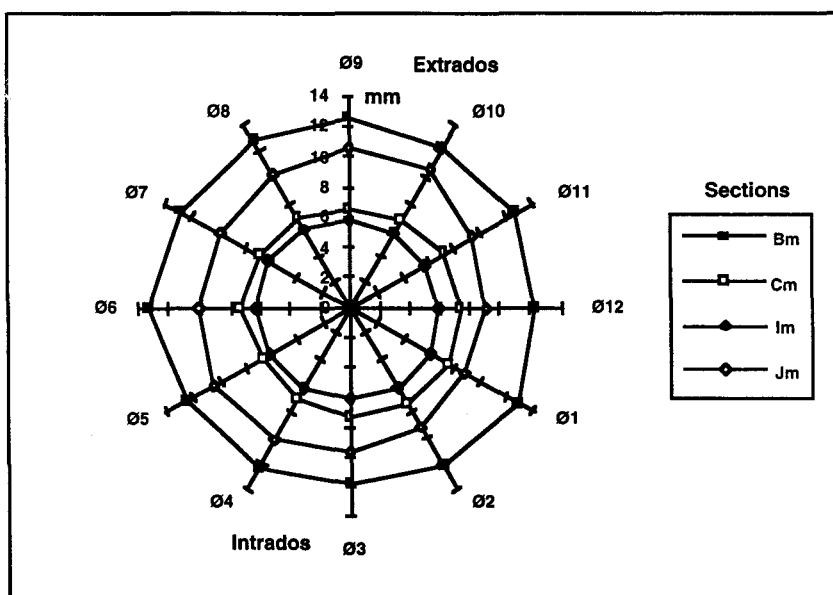


fig. 3-9 - Evolution des épaisseurs des sections des parties droites du coude en fonction des positions radiales - Structure Ahlstrom initiale

Cette opération, insignifiante lors de la fabrication, apparaît très nettement sur ces relevés d'épaisseurs et aura des conséquences importantes sur le comportement global du coude (cf. § 3-2-1). Une symétrie des épaisseurs existe néanmoins suivant le plan contenant les génératrices extrados et intrados, c'est-à-dire que la définition d'une demi-coque permet une description totale du coude.

Les parties droites du coude (sections A, B, C, I, J, K) ont des épaisseurs presque constantes sur leur périphérie. Le profil d'épaisseur est alors presque cylindrique (fig.3-9). Il passe par un maximum au niveau de la gorge nécessaire au maintien du système mécanique d'étanchéité (symétriquement zones B et J). Ces sections sont immédiatement suivies par celles qui présentent les épaisseurs moyennes minimales de toute la structure (zones C et I). Cette variation brutale des épaisseurs aura d'importantes conséquences sur le comportement de la structure et sur sa résistance au perlage.

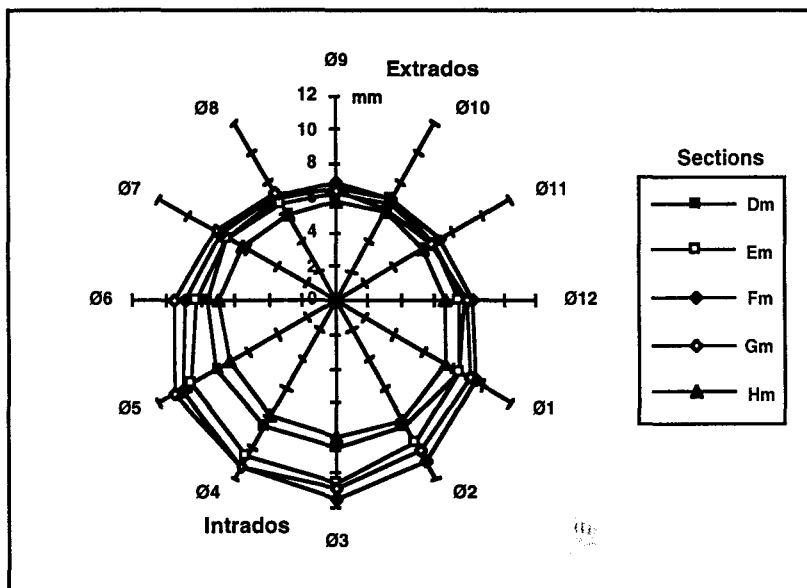


fig. 3-10 - Evolution des épaisseurs des sections de la partie torique en fonction des positions radiales - Structure Ahlstrom initiale

Dans la partie torique (sections D, E, F, G, H), les épaisseur radiales et longitudinales fluctuent simultanément, avec le maximum d'écart pour la section médiane F (fig.3-10). Elle présente en effet la particularité d'avoir le rayon de courbure minimal de la structure (intrados). Le chevauchement des bandes de renforts y est, de ce fait, accentué (épaisseur d'environ 12 mm), tout en devenant le plus faible pour l'extrados (épaisseur d'environ 6 mm).

Ces résultats sont identiques pour toutes les familles étudiées et donc indépendants de la nature des renforts.

3-1-7 / Taux de charges et de vides locaux, densité du matériau

Après avoir étudié et défini la géométrie macroscopique, il était intéressant d'analyser la constitution locale du coude afin de quantifier les éventuelles hétérogénéités de structure. Sachant que les taux de fibres et de vides influencent considérablement le comportement mécanique global du composite, les 132 éléments ont été soumis aux procédures de double pesée et de calcination définies au § 2-3-6.

Malgré d'importantes variations d'épaisseur de la paroi, les densités et les taux de charge mesurés demeurent relativement groupés (fig.3-11).

Ainsi pour une structure et suivant les tronçons, les valeurs des densités ne fluctuent que de 0,01 à 0,02, et à peine plus entre les coudes d'une même famille. Il a donc été possible d'exprimer pour les trois critères qui nous intéressent ici des valeurs non plus locales mais "moyennes", représentatives des familles étudiées, et d'en effectuer la comparaison directe. Une très bonne similitude de constitution apparaît entre les familles Ahlstrom et Vet 2355.

| Famille | Densité | % Charges (masse) | % Vides (volume) |
|-----------------|-------------|----------------------|---------------------|
| Ahlstrom (R338) | 1,76 (0,01) | 66,40 (1,07) | 2,98 (0,44) |
| Vet 1526 (P177) | 1,74 (0,02) | 65,82 (1,28) | 4,05 (0,53) |
| Vet 2355 (P139) | 1,77 (0,01) | 67,25 (0,98) | 3,09 (0,43) |

fig. 3-11 - Tableau comparatif des mesures de densité, de taux de charges et de vides

La répartition du taux de vide dans un coude est aléatoire, c'est-à-dire sans zone particulièrement poreuse ou au contraire excessivement compacte. Cependant la valeur moyenne obtenue reste faible et reproductible pour chacune des familles.

Les vides sont généralement créés et/ou amplifiés par :

- un mauvais ensimage ou une mauvaise mouillabilité des fibres qui provoquent des porosités à l'interface fibre-matrice ;
- un emprisonnement d'air pendant la phase d'imprégnation des fibres et/ou entre les bandes de renforts lors du bobinage ;
- une mauvaise application de la pression d'enroulement qui ne compacte alors pas suffisamment le stratifié ;
- la présence de produits volatils résiduels dans la résine se réactivant au moment de la polymérisation.

Le procédé de transformation par bobinage de bandes de tissu "humides" démontre son excellente reproductibilité et une remarquable maîtrise de la constitution du matériau, même lorsqu'il s'agit de réaliser des variations d'épaisseurs.

3-1-8 / Empilement et disposition des couches

L'organisation des empilements est un paramètre fondamental qui aide à mieux saisir le comportement mécanique d'une structure. En particulier, il s'agit de référencer la disposition des bandes les unes par rapport aux autres, de répertorier localement l'orientation des fibres et le nombre de couches.

Les échantillons calcinés (cf. §3-1-7) ont été disséqués afin de séparer les différentes bandes de tissu. Pour chaque couche, on repère sa position dans l'échantillon, ses dimensions et les orientations moyennes des fils chaîne et trame.

Ces mesures, reportées sur un graphe à l'échelle, permettent de quantifier très précisément l'organisation du matériau. Ainsi visualise-t-on complètement les 5 allers-retours de la phase de fabrication et la disposition de la bande à chaque tour de barillet (fig.3-12 et 3-13).

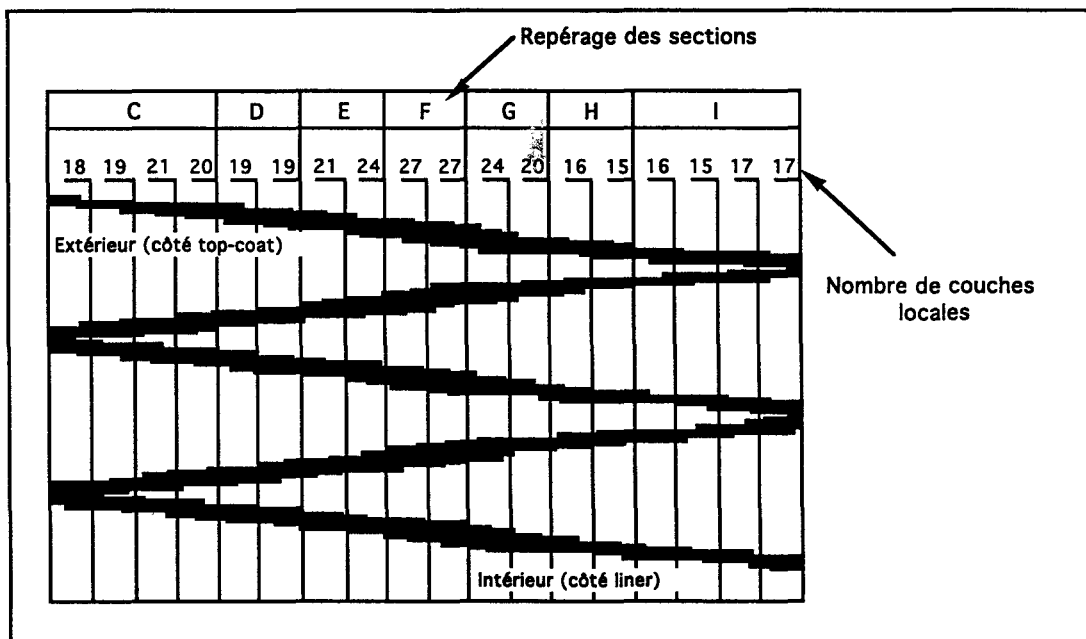


fig. 3-12 - Empilements des bandes de renforts - Génératrice intrados

Dans les parties cylindriques (sections A, B, C, I, J, K), les empilements sont disposés symétriquement par rapport au plan longitudinal moyen du coude. La largeur et le nombre de couches restent relativement constants en se chevauchant d'environ 75%.

Dans le secteur torique (sections D, E, F, G, H), la disposition des empilements varie considérablement suivant l'emplacement. Ainsi à l'intrados le pas de bobinage est faible, le chevauchement et la superposition des bandes sont alors très élevés (27 bandes), engendrant des épaisseurs locales importantes (12,5 mm). L'échantillon qui comprend le maximum de couches se situe à l'intrados section F (fig.3-12).

A l'opposé, l'extrados présente un pas beaucoup plus élevé, impliquant de petites longueurs de chevauchement (< à 50 mm), un nombre de couches locales faible (15 bandes) et donc normalement le minimum des épaisseurs (7,2 mm - fig.3-13).

Il est donc clair que l'empilement et la superposition des bandes déterminent directement les valeurs des épaisseurs locales. Il faut cependant noter que le minimum de couches ne se trouve pas à l'extrados de la section F, mais dans les zones H et D. Le décalage de bobinage, effectué lors de la fabrication et déjà mentionné auparavant, est ici aussi mis en évidence. Il est intégralement responsable de cette anomalie de constitution.

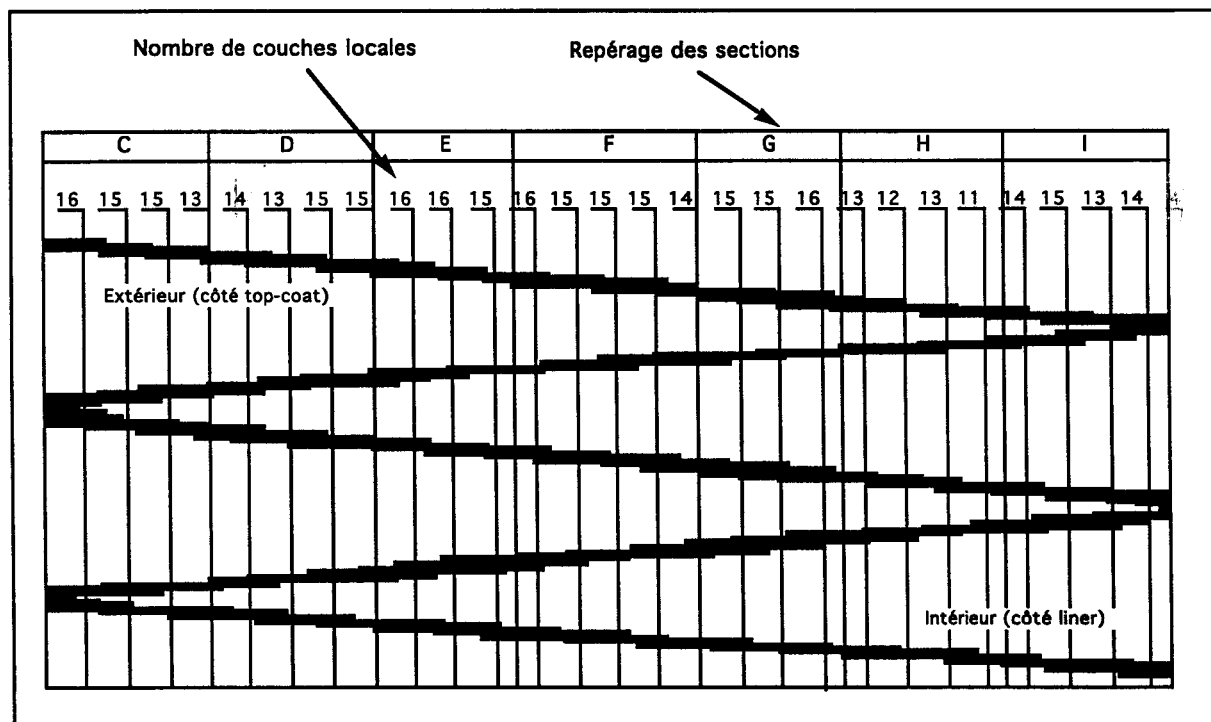


fig. 3-13 - Empilements des bandes de renforts - Génératrice extrados

La calcination montre que les fibres du sens chaîne sont bien orientées suivant la circonférence du coude. L'angle nécessaire au bobinage est donc très faible.

L'orientation des fils de trame est, quant à elle, difficilement définissable dans la mesure où ils présentent de très fortes ondulations (fig.3-14).

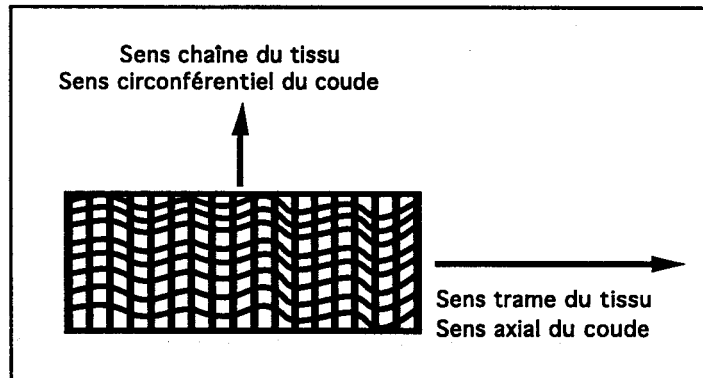


fig. 3-14 - Empilements des bandes de renforts
Vue de dessus d'un morceau calciné

Ces dernières proviennent de la fabrication, du fait que la bande de tissu n'est pas équitendue. En effet, on constate que le barillet reste perpendiculaire à l'axe longitudinal de la structure (i.e. que le tissu est bobiné circonférentiellement), alors qu'un enroulement correct d'une bande de renforts sur un mandrin nécessite une orientation angulaire de la tête de bobinage. Cet angle, proportionnel au pas, nécessiterait une inversion à chaque changement de direction du sens d'enroulement.

Dans l'état actuel des choses, le compromis a donc consisté à bobiner la bande de renfort perpendiculairement à l'axe du coude, sans se soucier de la direction de la translation. L'analyse des échantillons calcinés montre alors que les fils de trame sont orientés par rapport au sens chaîne du tissu, non pas à 90° comme on pourrait le penser, mais ont des inclinaisons moyennes qui vont de 36° à 54° .

3-2 / COMPORTEMENT MECANIQUE SOUS PRESSION INTERNE

La constitution des coudes étant désormais bien définie, il s'agit de caractériser leur comportement mécanique sous différentes lois de chargement en pression interne.

3-2-1 / Comportement du coude sous pression interne croissante

N'ayant aucune indication de la littérature concernant le comportement de structure coude en composite, même dans une configuration de matériau proche du notre, nous procédons par étape dans le but de valider notre approche expérimentale dans son ensemble. Pour cela, nous étudions dans un premier temps les déformations de la structure lors de la montée en pression, puis nous évaluons la reproductibilité des essais pour les différentes familles de coudes, et enfin nous estimons la corrélation entre déformations locales et comportement global du coude.

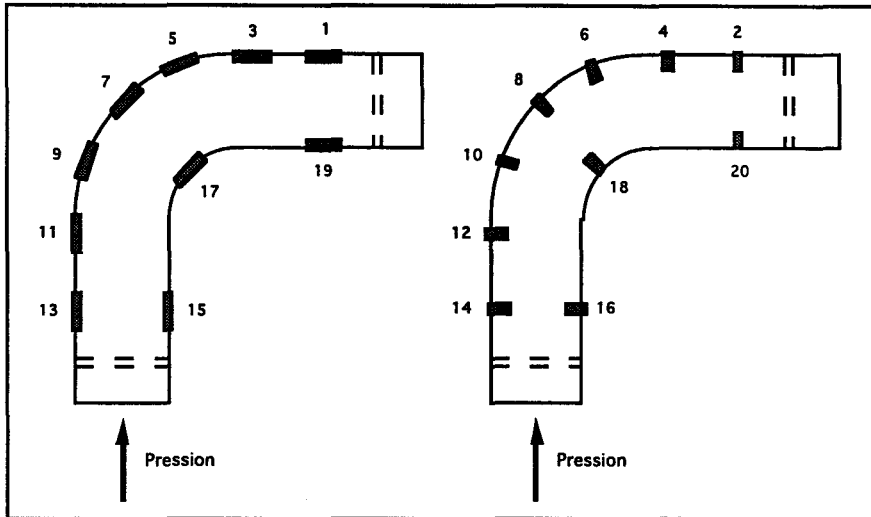
3-2-1-1 / Déformations locales

Des manipulations préliminaires sont effectuées sur des structures Ahlstrom avec comme objectifs principaux :

- la localisation des emplacements des premiers perlages et des zones de grandes déformations;
- la détermination du nombre et de la position des jauges à placer sur les coudes pour la suite des tests;
- la vérification de la reproductibilité des essais.

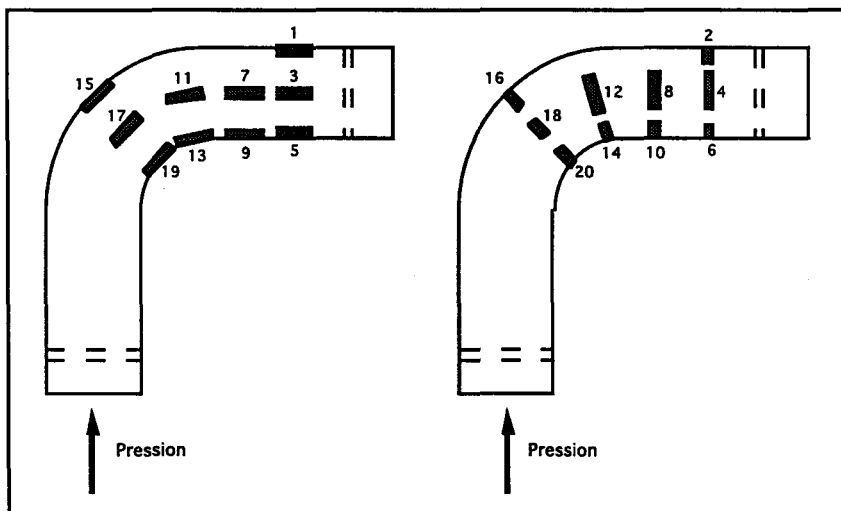
Pour cela, nous réalisons l'instrumentation multi-points de 2 coudes appareillés de 20 jauges chacun (10 jauges axiales, 10 jauges circonférentielles). Deux configurations d'emplacement de jauges sont établies (cas 1 et 2).

Le cas 1 consiste en l'instrumentation des génératrices principales intrados (2 x 3 jauges) et extradados (2 x 7 jauges). Cette disposition de jauges permet d'étudier les différences de déformations des deux génératrices diamétralement opposées, ainsi que les symétries éventuelles de déformations par rapport au plan médian du coude (fig.3-15).



**fig. 3-15 - Cas 1 - Chargement monotone croissant
Positionnement et numérotation des jauges**

Le cas 2 consiste en l'instrumentation d'un demi coude sur les génératrices intrados (2 x 4 jauges), extrados (2 x 2 jauges) et médiane (2 x 4 jauges). Elle a pour objectif de mettre en évidence des différences de déformations au sein de sections perpendiculaires à l'axe longitudinal (fig.3-16).



**fig. 3-16 - Cas 2 - Chargement monotone croissant
Positionnement et numérotation des jauges**

La figure 3-17 montre l'allure des courbes obtenues et illustre la densité des informations recueillies. Elle établit aussi les tendances générales des déformations du coude.

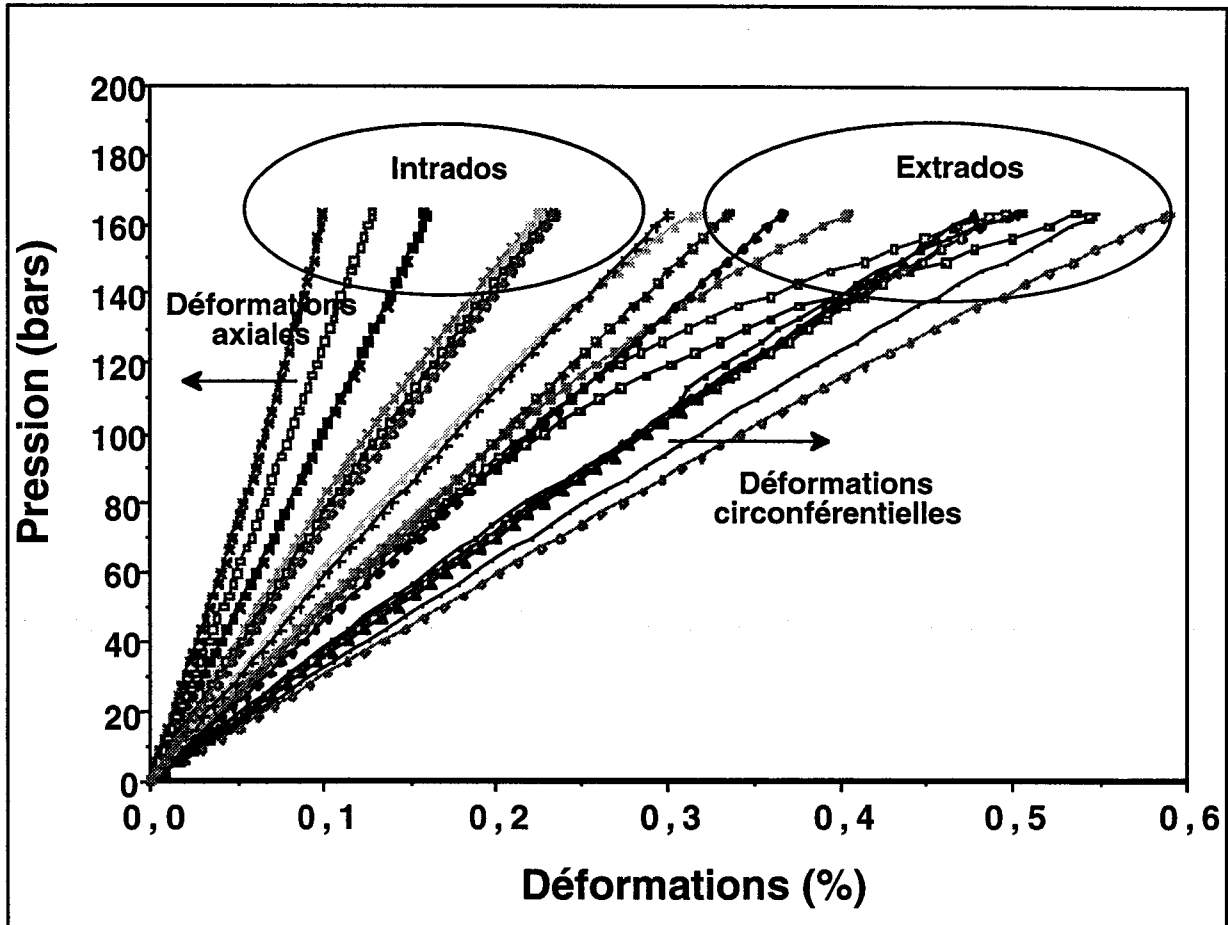


fig. 3-17 - Loi de comportement instantané pour une instrumentation avec 20 jauges - Cas 1

Ainsi, de façon similaire au tube [41-42-43-64], les déformations circonférentielles sont très supérieures aux déformations axiales aussi bien pour les jauges de l'intrados que pour celles de l'extrados (fig.3-17).

Le rapport déformations circonférentielles/axiales (ϵ_y/ϵ_x) initial est d'environ 1,5 et évolue de façon significative lors de la montée en pression (fig.3-18).

Ainsi, il existe une phase initiale où les déformations présentent une évolution linéaire et le rapport ϵ_y/ϵ_x est constant. Le matériau répond alors de façon élastique et les endommagements suivant les deux directions sont encore inexistantes.

Puis, aux environs de 60 bars, l'apparition et la propagation de microfissures préférentiellement axiales fait progressivement chuter ce rapport. Ces phénomènes sont explicités au § 4-3.

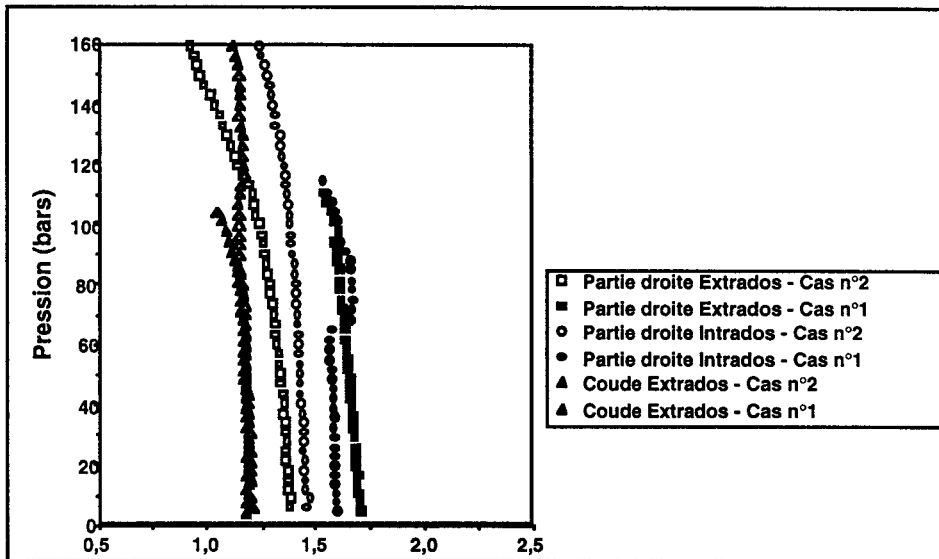


fig. 3-18 - Evolution des rapports des déformations (ϵ_y/ϵ_x) en fonction de la pression pour les sections droites et médianes - Comparaison cas 1 et 2

D'autres exploitations de ces données sont réalisées en comparant les différentes déformations développées suivant une même section, suivant des zones symétriquement disposées par rapport au plan médian du coude, ou encore suivant une génératrice.

◇ Cas 1

La partie du coude se déformant le moins est l'intrados qui, de manière générale, correspond à la génératrice des épaisseurs maximales. A l'opposé, l'extrados, qui présente les épaisseurs minimales, possède les plus fortes déformations locales.

A la pression de perlage (141 bars), les déformations sont ainsi comprises entre 0,1 (jauge axiale intrados) et 0,8% (jauge circonférentielle partie coude) suivant la position des jauges sur le coude.

Les parties droites ou les zones proches des bouchons, qui ont souvent de forts taux de déformation, correspondent parfaitement à la localisation des fuites observées expérimentalement (zones C,D,H et I).

Cette différence de déformation entre l'intrados et l'extrados de la structure (fig.3-19) laisse d'ores et déjà présager d'éventuelles flexions du coude dans et hors du plan, c'est-à-dire respectivement une fermeture et un vrillage de la structure lors de la mise sous pression.

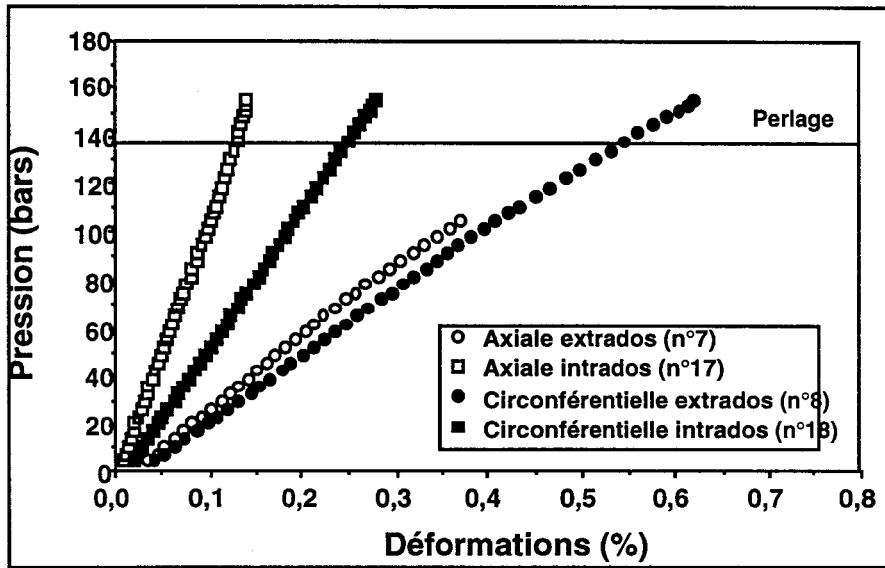


fig. 3-19 - Loi de comportement instantané pour la section médiane - Cas 1

La symétrie des déformation attendue d'après la symétrie géométrique de la structure, est totalement absente. En effet les résultats expérimentaux ne permettent pas d'établir de relation entre les déformations de jauges positionnées symétriquement sur le coude (fig.3.20). La zone extrados du coude subit d'importantes déformations axiales et circonférentielles, du même ordre de grandeur dans ces deux directions perpendiculaires (0,4 % pour 101 bars - fig.3-20).

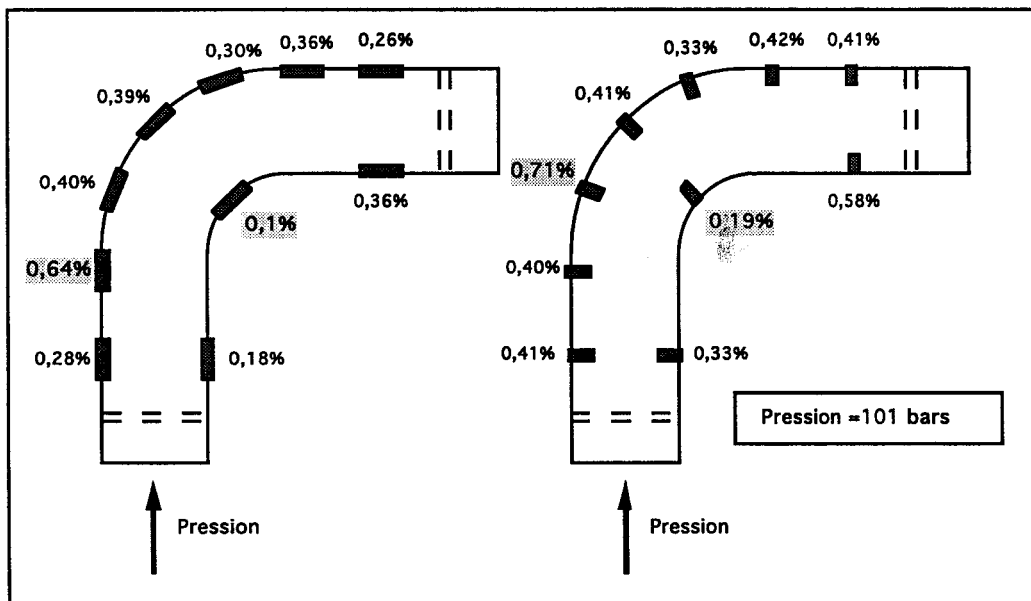


fig. 3-20 - Déformations des jauges - Extrema des déformations en grisé - Cas 1

La juxtaposition des profils des déformations (plus exactement de l'inverse des déformations) et des épaisseurs locales montre que ces paramètres, bien que

n'étant pas entièrement corrélés, sont liés puisqu'ils présentent les mêmes tendances de variation (fig.3-21 et 3-22). L'épaisseur du matériau sous jauge conditionne directement la valeur expérimentalement mesurée.

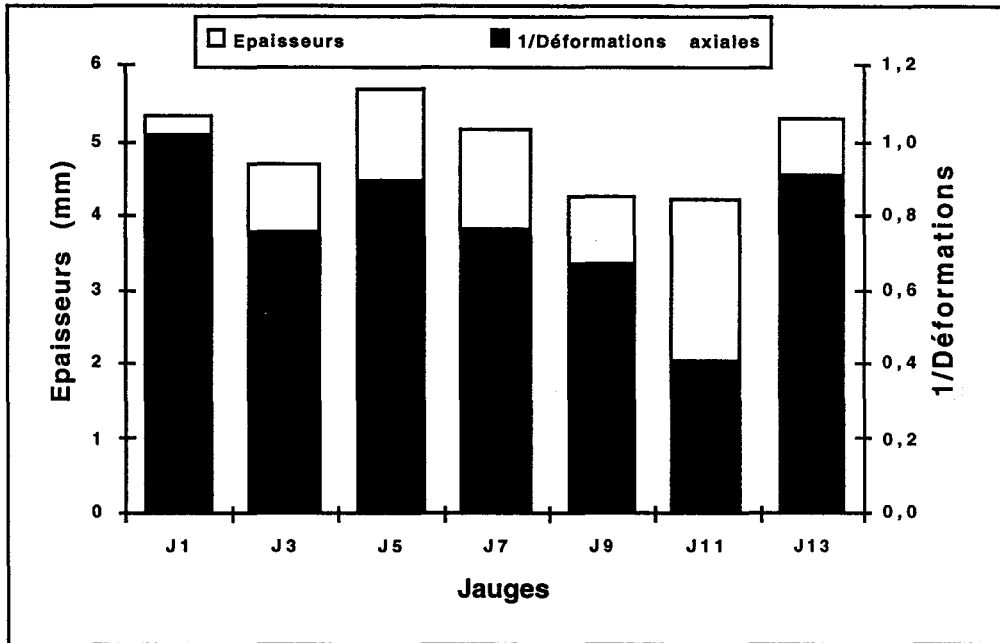


fig. 3-21 - Comparaison épaisseurs/(1/déformations axiales)
Jauges extradoss - Domaine linéaire (37 bars) - Cas 1

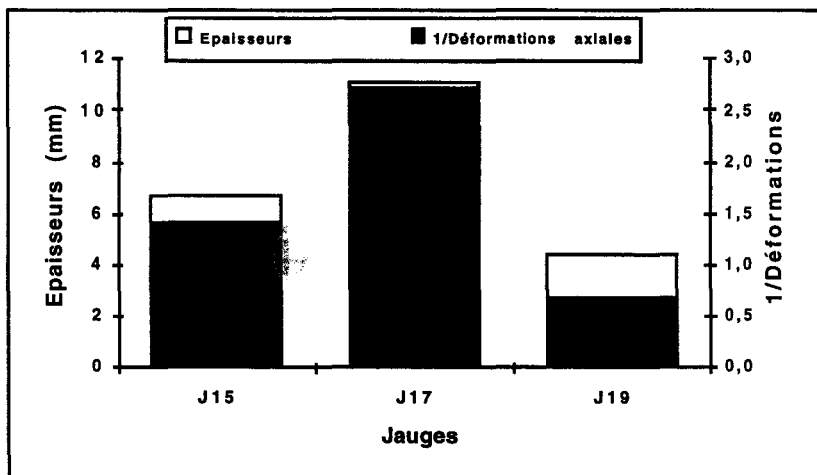


fig. 3-22 - Comparaison épaisseurs/(1/déformations axiales)
Jauges intrados - Domaine linéaire (37 bars) - Cas 1

La similitude des deux courbes montre l'importance de l'épaisseur locale sur les déformations extérieures de la structure.

◇ Cas 2

Le cas 2 permet d'extraire un certain nombre d'enseignements quant aux déformations des sections perpendiculaires à l'axe longitudinal. Ici aussi, les épaisseurs locales ont toute leur importance puisque les fortes déformations se situent dans les zones les plus fines. Ceci est d'autant plus notable lorsque l'on étudie chacune des sections, où une continuité et une progression des valeurs peuvent être établies entre les génératrices extrados, médiane et intrados (fig.3-23).

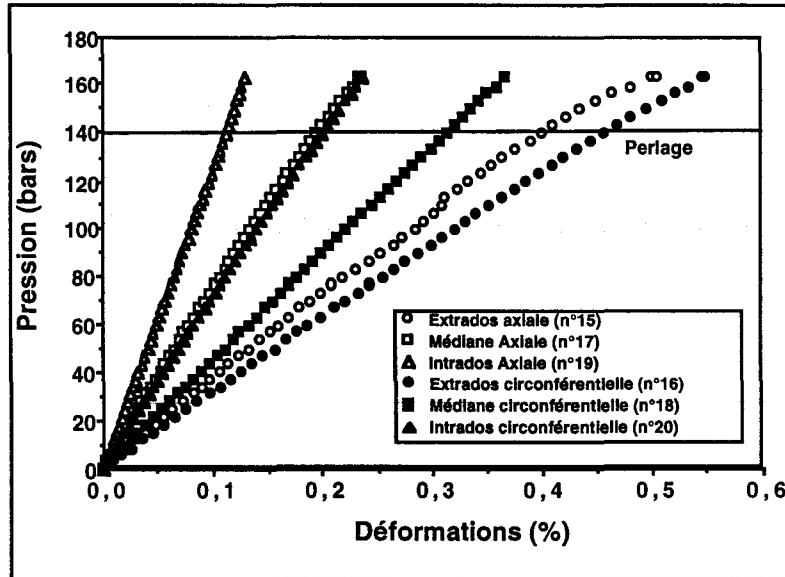


fig. 3-23 - Loi de comportement instantané pour la section médiane - Cas 2

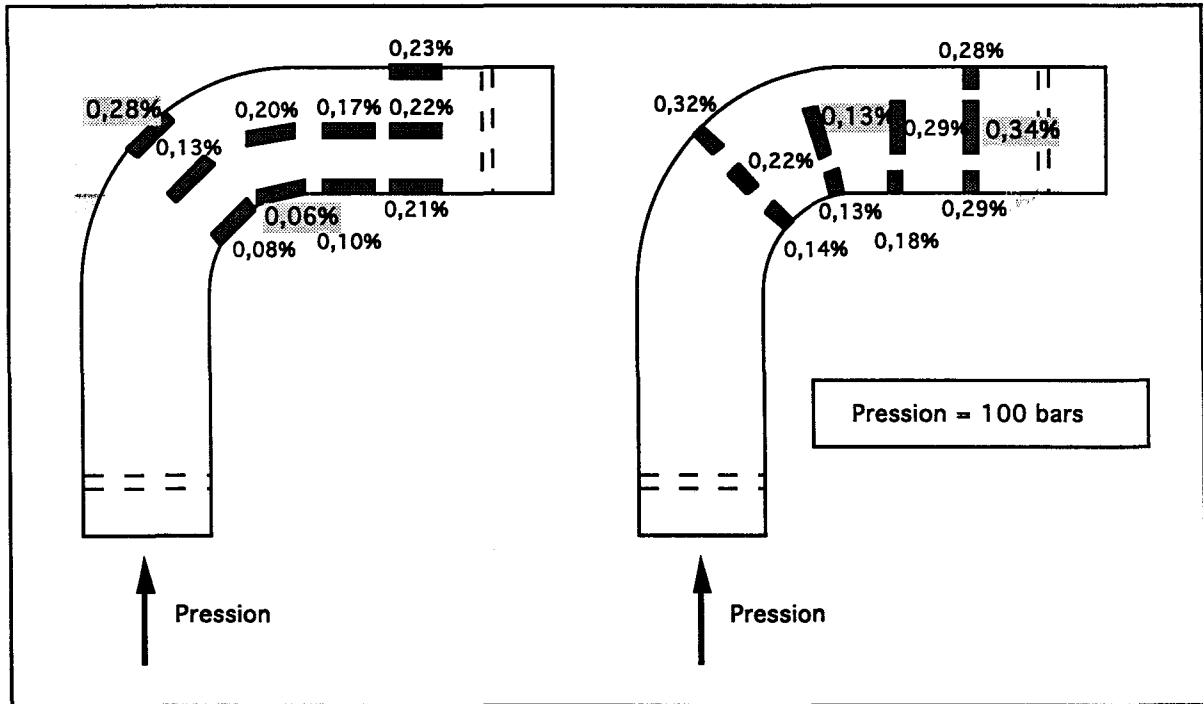


fig. 3-24 - Déformations des jauges - Cas 2 - (Extrema des déformations en grisé)

Ponctuellement, il existe certaines discontinuités de déformations qui se traduisent par des valeurs a priori aberrantes (fig.3-24) mais qui, après découpe du coude, peuvent être imputées à des défauts locaux de structure (épaisseurs, empreintes de l'outillage, etc.) (cf. § 3-3-2-3).

3-2-1-2 / Reproductibilité des essais

Nous avons montré l'influence des épaisseurs locales sur le comportement de la structure. Avant de poursuivre, il est nécessaire de vérifier la reproductibilité des mesures expérimentales effectuées jusqu'alors et donc la validité de nos premières conclusions.

Cette étape nous permettra de valider la phase d'instrumentation du coude dans la mesure où celle-ci est très délicate en raison des rayons de courbure importants présentés par le coude.

Pour cela, nous avons comparé les déformations des jauges positionnées au même endroit pour les deux structures 1 et 2.

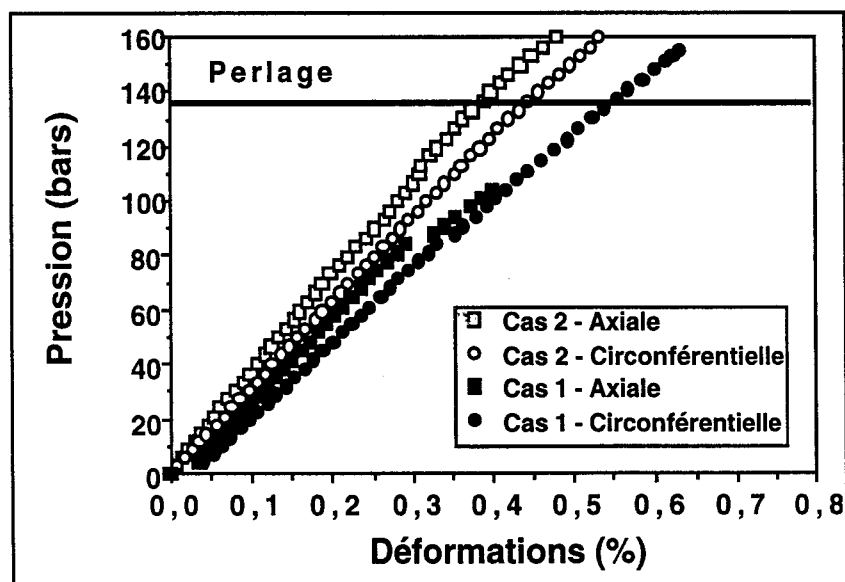


fig. 3-25 - Comparaison des jauges extrados

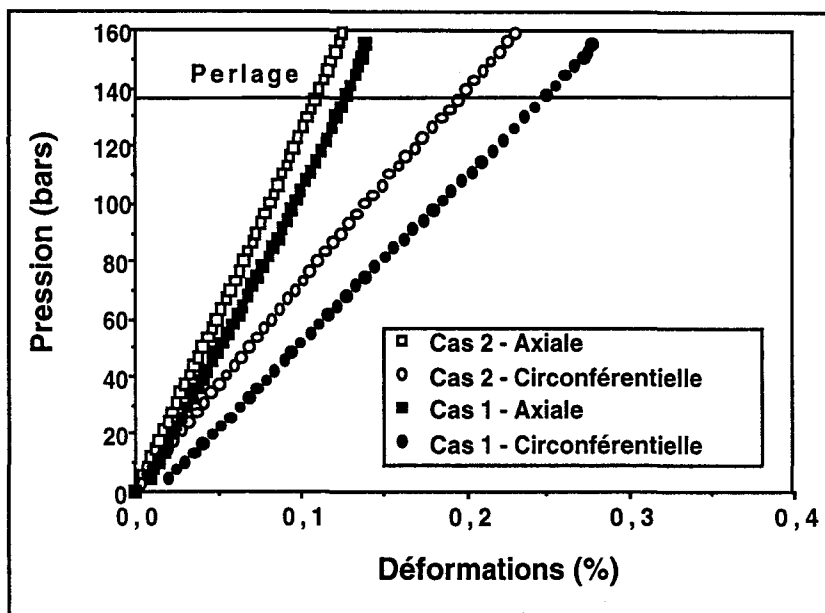


fig. 3-26- Comparaison des jauges intrados

fig. 3-25 et 3-26 - Reproductibilité des déformations
(Cas 1 et 2 - famille Ahlstrom)

Si l'on raisonne sur les pentes pour s'affranchir du décalage d'origine, l'écart peut être estimé à 10% dans la zone linéaire (fig. 3-25 et 3-26). L'écart s'accroît sensiblement (environ 20%) à partir de la fin de linéarité, où les endommagements s'initient et se propagent en fonction des défauts locaux de constitution du matériau, fonction de la mise en oeuvre.

La concordance reste néanmoins satisfaisante et confirme la reproductibilité de structure des coudes analysés.

Par la suite, l'instrumentation se limitera à placer au maximum trois rosettes (constituée chacune de 2 jauges perpendiculaires), deux diamétralement opposées sur la section médiane du coude (extrados et intrados) et l'autre sur la génératrice extrados de la partie droite (jauges 1-2, 7-8 et 17-18).

3-2-1-3 / Corrélation déformations locales et globales

Ces premiers résultats semblent indiquer que les structures se ferment lors de la mise sous pression. Il est donc intéressant de coupler les jauges avec des capteurs de déplacements extérieurs afin de confirmer les tendances observées et de mettre en évidence des déplacements macroscopiques éventuels.

Deux coudes de chaque famille sont équipés de trois jauges de contraintes biaxiales (fig.3-27) et de cinq capteurs de déplacements (fig.3-28). Leurs emplacements respectifs sont déterminés suivant différents critères :

• jauges :

- plan médian de symétrie (extrados et intrados)
- partie droite (zone de grande déformation)

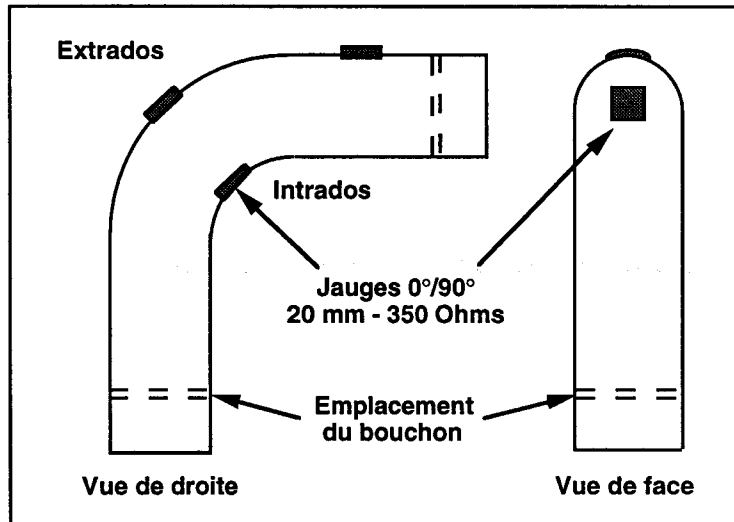


fig. 3-27 - Positionnement des jauges de déformations sur la structure coude

• capteurs :

- gonflement circonférentiel partie droite (capteurs 1 et 2)
- gonflement circonférentiel extrados (capteur 3)
- rotations de l'extrémité libre (capteurs 4 et 5)

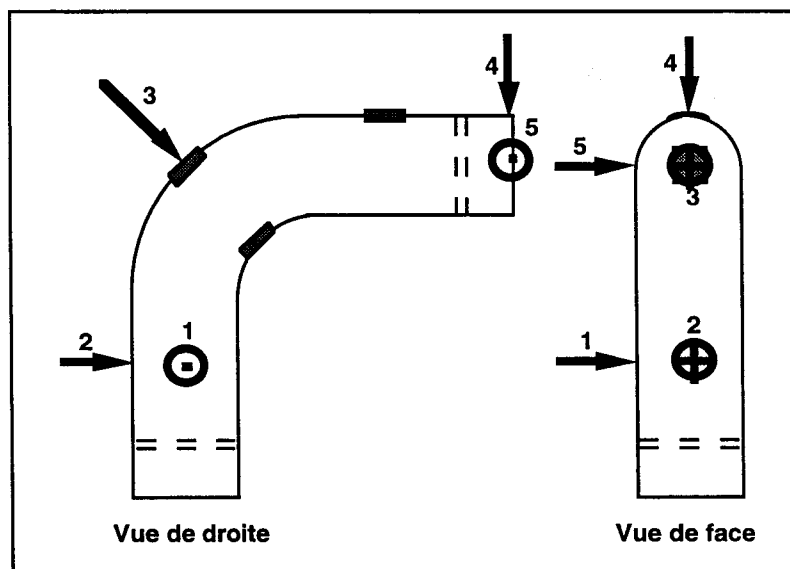


fig. 3-28 - Positionnement des capteurs de déplacement sur la structure coude (symbolisés par les flèches)

La reproductibilité des essais est encore ici mise en évidence. Les valeurs des déformations sont voisines pour les jauges placées au même endroit sur les différents coudes d'une même famille (fig.3-29). De plus, on montre que, quelle que soit la famille, ces valeurs sont similaires. Elles ne permettent donc pas, à elles seules, de distinguer la qualité des renforts employés.

| Génératrice | Déformations (%) | Ahlstrom (R338) | | Vet 1526 (P177) | | Vet 2355 (P139) | |
|---------------|--------------------------------|-----------------|------|-----------------|------|-----------------|------|
| | | A | B | A | B | A | B |
| Intrados | ϵ_{axiale} | 0,07 | 0,09 | 0,08 | 0,07 | 0,06 | 0,09 |
| | $\epsilon_{circumferentielle}$ | 0,14 | 0,13 | 0,11 | 0,14 | 0,13 | 0,16 |
| Extrados | ϵ_{axiale} | 0,21 | 0,25 | 0,25 | 0,20 | 0,22 | X |
| | $\epsilon_{circumferentielle}$ | 0,24 | 0,32 | 0,30 | 0,33 | 0,25 | X |
| Partie droite | ϵ_{axiale} | X | 0,25 | 0,25 | 0,22 | 0,28 | 0,29 |
| | $\epsilon_{circumferentielle}$ | X | 0,36 | 0,33 | 0,31 | 0,31 | 0,31 |

X symbolise une rupture de jauge prématurée ou un mauvais collage

fig. 3-29 - Tableau comparatif des déformations des jauges par famille de coudes (P = 100 bars)

En ce qui concerne les déplacements macroscopiques de la structure, seules des tendances générales peuvent être exprimées. En effet, la faiblesse des mesures effectuées et l'irrégularité de la surface extérieure, sur laquelle les capteurs viennent prendre appui, rendent cette manipulation très délicate.

Néanmoins, il est évident que la structure coude, telle qu'elle est conçue, "travaille" puisque l'on mesure des rotations dans le plan horizontal (vrillages droit ou gauche), et dans le plan vertical (ouverture ou fermeture) (fig.3-30).

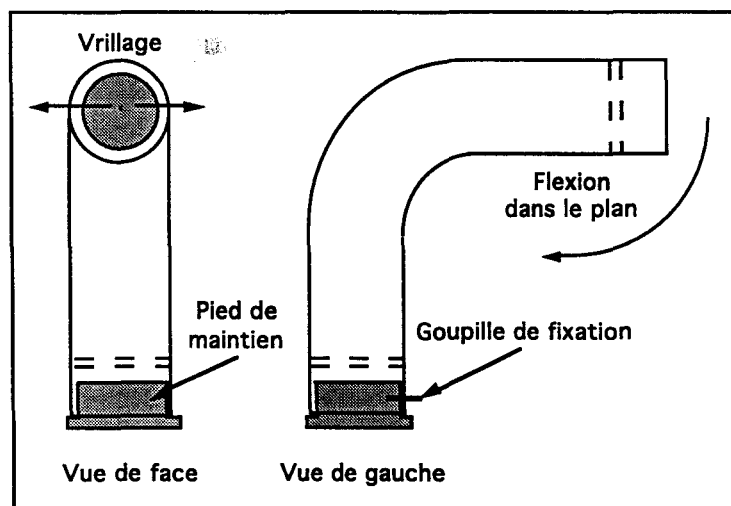


fig. 3-30 - Schéma de principe des déplacements de la structure coude

Du fait que le bobinage nécessite un angle de progression, les renforts ne sont donc pas placés suivant les directions principales des efforts. Il se produit alors un couplage traction/flexion qui a pour conséquence de fléchir et de vriller la structure lorsqu'elle est sollicitée en pression interne.

Les valeurs obtenues sont reproductibles et assez proches les unes des autres (fig.3-31). Elles restent très faibles dans la mesure où, pour 100 bars, le coude fléchit de quelques dixièmes de millimètres et se vrille à son extrémité de moins de 1 millimètre. Au perlage (P = 140 bars), le gonflement circonférentiel atteint 0,4mm.

| Capteurs de déplacement | Ahlstrom (R338) | | Vet 1526 (P177) | | Vet 2355 (P139) | |
|---------------------------------|-----------------|--------|-----------------|--------|-----------------|--------|
| | A | B | A | B | A | B |
| Fermeture (mm) | 0,1 | 0,1 | - | - | 0,1 | 0,3 |
| Ouverture (mm) | - | - | 0,2 | 0,3 | - | - |
| Vrillage (mm) | 0,7 | 0,3 | 0,9 | 0,9 | 0,9 | 0,9 |
| Sens | Droite | Gauche | Gauche | Gauche | Droite | Gauche |
| Gonflement circonférentiel (mm) | 0,2 | 0,3 | 0,1 | 0,2 | 0,3 | 0,1 |

fig. 3-31 - Tableau comparatif des déplacements des coudes (P = 100 bars)

3-2-2 / Comparaison des lois de chargement : pression monotone croissante

Les analyses de constitution du § 3-1 n'ont pas mis en évidence une structure particulière d'un des renforts. Pour tenter de les distinguer, nous sollicitons ces structures jusqu'au perlage, suivant la procédure décrite au §2-2-2. Ces manipulations sont réalisées pour chaque famille sur cinq éprouvettes instrumentées (fig.3-32).

| Perlage | Ahlstrom (R338) | Vet 2355 (P139) | Vet 1526 (P177) |
|------------------|-----------------|-----------------|-----------------|
| Pressions (bars) | 146,4 | 140,6 | 128,2 |
| | 130,6 | 143,7 | 110,0 |
| | 139,4 | 127,3 | 95,1 |
| | 137,5 | 120,1 | 93,8 |
| | 133,8 | 129,2 | 127,7 |
| Moyenne | 137,5 | 132,2 | 111,0 |
| Ecart type | 6,0 | 9,8 | 16,8 |

fig. 3-32 - Valeurs des pressions de perlage des coudes en fonction de la famille

En tenant compte de l'écart type inhérent aux mesures d'endommagement de structures composites, il apparaît que les comportements des coudes Ahlstrom et Vet 2355 sont similaires. Les coudes Vet 1526 se différencient des autres par des valeurs au perlage nettement plus faibles et plus dispersées.

L'étude comparative des courbes de déformations est très révélatrice. Pour la mener correctement, il ne faut pas tenir compte des jauges placées dans la partie droite où des phénomènes parasites existent du fait de la proximité des bouchons et des variations brutales d'épaisseur (concentrations de contraintes locales) qui peuvent fortement perturber les mesures. A titre indicatif, nous présentons néanmoins l'allure de ces déformations (fig.3-33).

Les courbes des déformations moyennes sont ainsi établies sur la base des cinq manipulations pour chacune des familles et pour les six jauges de la structure.

Les déformations axiales sont moins importantes que les déformations circonférentielles pour toutes les jauges. Les minima se situent à l'intrados, les autres déformations présentant des valeurs moyennes assez proches suivant les mêmes directions. Notons que des fins de linéarité très marquées existent pour les jauges axiales des parties droites et extrados. Ces changements de pente sont plus difficiles à mettre en évidence pour l'intrados.

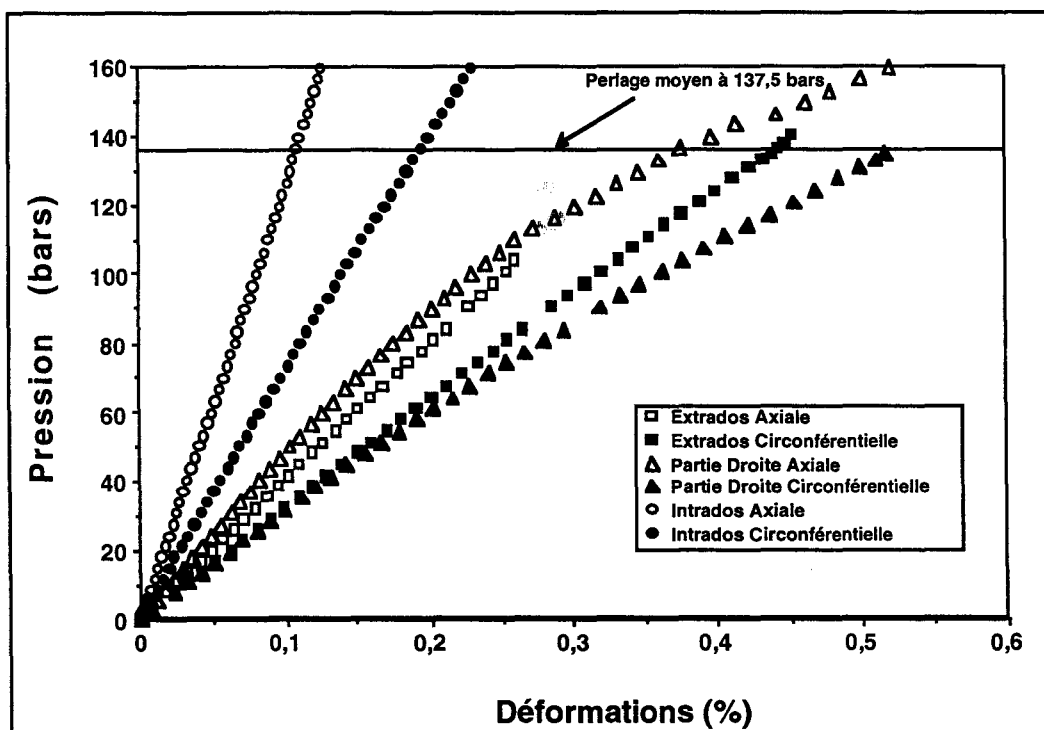


fig. 3-33 - Loi de comportement instantané - Famille Ahlstrom

La comparaison des déformations moyennes de l'extrados des différentes familles apparaît sur la figure 3-34.

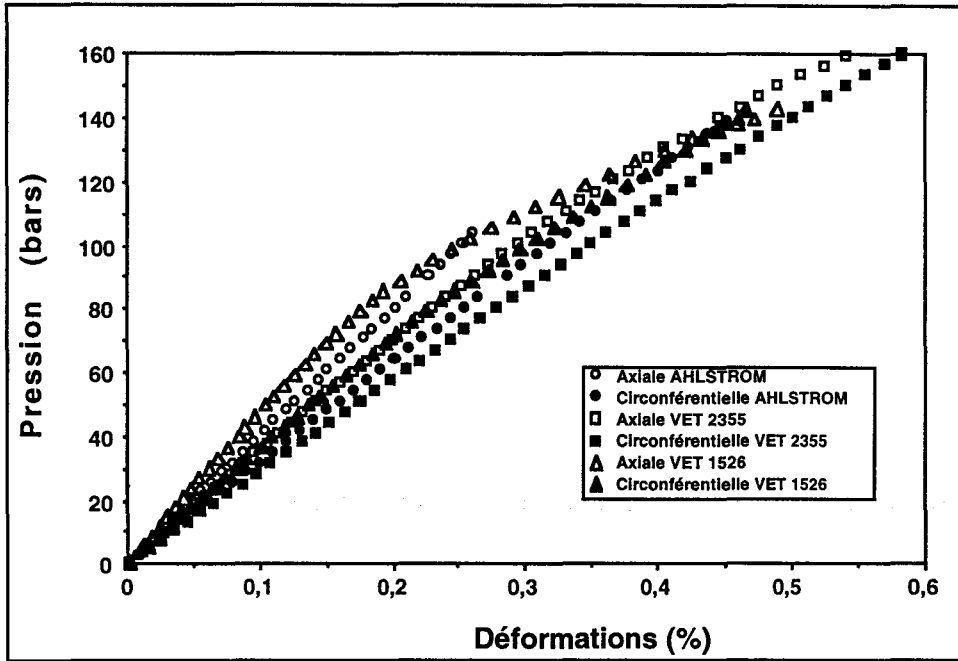


fig. 3-34 - Lois de comportement instantané des différentes familles - Jauges extrados

Suivant les directions respectives des jauges et compte tenu des écarts types, les pentes à l'origine sont voisines, avec environ 400 bars/% suivant l'axe et 300 bars/% suivant la circonférence (fig.3-34). Lors de la mise en chargement, la loi de comportement est peu sensible aux différences de qualités des renforts (ensimage, tissage et grammage), les taux de verre étant identiques.

Des différences significatives apparaissent au niveau des seuils mécaniques maxima (perlage) admissibles par chacune des structures, où cette fois la qualité du tissu intervient plus sensiblement sur l'amorce de l'endommagement (fig.3-35). Deux groupes apparaissent; d'une part la référence Vet 1526, d'autre part les références Vet 2355 et Ahlstrom.

| Sens Axial | Fin de linéarité | | Perlage | |
|----------------------|------------------|------------------|-----------------|------------------|
| | Pression (bars) | Déformations (%) | Pression (bars) | Déformations (%) |
| Vet 1526 (P177) | 48,4 (15,8) | 0,12 (0,03) | 111,0 (16,8) | 0,33 (0,1) |
| Ahlstrom (R338) | 58,4 (13,4) | 0,14 (0,05) | 137,5 (6,0) | 0,32 (0,09) |
| Vet 2355 (P139) | 60,4 (4,0) | 0,16 (0,05) | 132,2 (9,8) | 0,39 (0,1) |
| Sens Circonférentiel | Pression (bars) | Déformations (%) | Pression (bars) | Déformations (%) |
| Vet 1526 (P177) | 50,0 (10,1) | 0,18 (0,04) | 111,0 (16,8) | 0,45 (0,12) |
| Ahlstrom (R338) | 75,2 (14,1) | 0,24 (0,05) | 137,5 (6,0) | 0,45 (0,07) |
| Vet 2355 (P139) | 75,0 (18,7) | 0,26 (0,1) | 132,2 (9,8) | 0,53 (0,2) |

fig. 3-35 - Comparaison des seuils d'endommagement : valeurs moyennes et écarts types

Malgré des dispersions élevées, l'étude des fins de linéarité axiales et circonférentielles confirme la tendance observée au perlage. Les comportements relatifs sont schématisés figure 3-36.

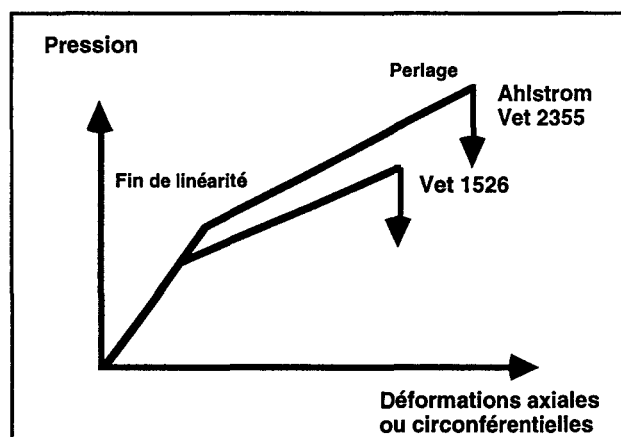


fig. 3-36 - Lois de comportement instantané des différentes familles - Synthèse

Dans le cas des Vet 1526 et 2355, cette différence de comportement ne peut être attribuée qu'à l'ensimage puisqu'il s'agit de la seule distinction entre ces deux renforts. L'ensimage spécifique époxy démontre ainsi sa supériorité en tenue mécanique instantanée. Ces résultats confirment ceux obtenus lors d'essais comparatifs de ces deux qualités d'ensimage sur plaques unidirectionnelles ou sur tubes bobinés en enroulement filamentaire [41].

Les renforts Ahlstrom présentent pour la structure coude un comportement instantané similaire à celui du Vet 2355. Ce résultat peut surprendre a priori puisque les ensimages sont respectivement un standard R338 et un spécifique époxy P139.

En fait, les résistances au cisaillement de ces deux ensimages sont comparables, alors que le P177 a une résistance nettement plus faible, particulièrement après 72 h en eau bouillante (fig.3-37).

| Cisaillement interlaminaire (MPa) | Avant vieillissement | 72 h eau bouillante |
|--|----------------------|---------------------|
| Vet 1526 (P177) | 70,0 | 40,0 |
| Vet 2355 (P139) | 80,0 | 75,5 |
| Ahlstrom (R338) | 85,0 | 65,5 |

fig. 3-37 - Propriétés mécaniques des ensimages P177, P139 et R338 (système de résine DGEBA-amine) - Données Vétrotex

L'intérêt du P139 réside dans la conservation dans le temps de bonnes caractéristiques mécaniques, même dans un environnement "agressif" (température et humidité). De plus, le tissu Ahlstrom présente une différence de texture dans son sens trame (i.e. sens axial du coude) qui augmente a priori ses propriétés dans cette direction.

La qualité de l'ensimage Ahlstrom combinée avec un déséquilibre de la texture du tissage explique l'identité de comportement mécanique instantané des coudes Ahlstrom avec celui des structures Vet 2355.

3-2-3 / Comparaison des lois de chargement : pression constante (fluage)

Sur la base des essais à pression croissante, nous avons établi un programme d'essai à chargement constant (§3-2-2).

Le tableau 3-38 présente le détail des valeurs expérimentales. La dispersion des résultats est importante, comme toujours pour des comportements à long terme. La complexité géométrique des coudes et l'importance des propriétés locales du matériau amplifient encore plus ce phénomène.

| Pression (bars) | | 120 | 118 | 110 | 100 | 80 |
|---------------------------|-----------------|------|-----------------------------------|----------|----------|----------|
| Temps de perlage (heures) | Ahlstrom (R338) | 0,2 | > 1 750 0,03 2,7 > 2 709 | 1 460 | > 16 229 | |
| | Vet 2355 (P139) | 0,02 | 8,5 | > 19 654 | 852 | |
| | Vet 1526 (P177) | 0,02 | | 0,02 | 0,05 | 65 27 |

> x = temps x sans perlage (i.e. temps minimum assuré avant arrêt de l'essai)

fig. 3-38 - Essais de fluage sur coudes à parties droites non renforcées
Temps en heures en fonction de la pression

En se référant à la norme ASTM D-2992 procédure B, nous traçons la droite des moindres carrés calculée à partir des premiers points obtenus (fig.3-39).

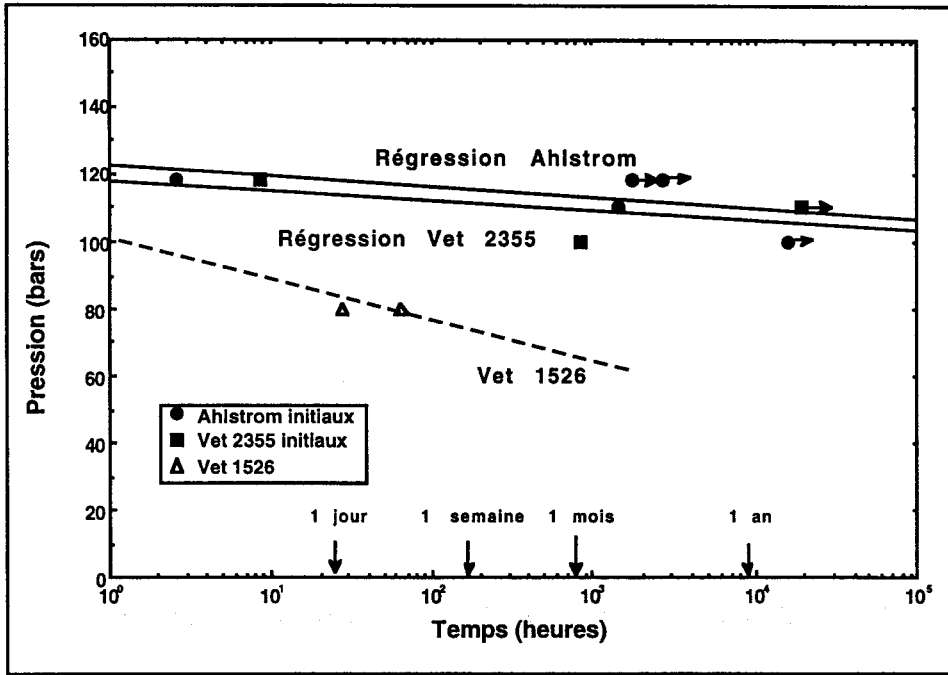


fig. 3-39 - Courbes de durée de vie en fluage - Bilan Structures coudes à parties droites non renforcées

Malgré les dispersions, il apparaît que les comportements en fluage des coudes Ahlstrom et Vet 2355 sont, ici aussi, semblables. En effet, les droites de régression, établies sur les premiers points expérimentaux, sont voisines l'une de l'autre, c'est-à-dire qu'elles ont une ordonnée à l'origine et une pente très proches.

Comme précédemment, ces résultats ne permettent pas de distinguer les deux familles.

Bien que la droite de la famille Vet 1526 ne soit pas représentative, les premiers points obtenus confirment l'influence de l'ensimage sur la tenue mécanique des matériaux composites, et en particulier l'intérêt du P139.

3-2-4 / Comparaison des lois de chargement : pression cyclique (fatigue)

De la même manière que précédemment et en se référant à la norme ASTM D-2992 procédure A, nous avons établi un programme d'essai à chargement cyclique (fig.3-40).

| Pression (bars) | 110 | 100 | 90 | 80 | 70 | 60 |
|-------------------------|-----|-------|-----------------------------------|--|---|-------------------|
| Ahlistrom (R338) | | 1 131 | 8 831 3 078 2 694 | 92 548 257 232 | | |
| Vet 2355 (P139) | 1 | 917 | 4 050 10 133 1 235 9 174 | 59 523 7 066 34 750 > 898 048 | | |
| Vet 1526 (P177) | 1 | 150 | 261 | 196 | 45 675 1 066 3 782 12 285 3 633 | 181 710 21 231 |

fig. 3-40 - Essais cycliques sur coudes initiaux
 Nombres de cycles en fonction de la pression

Les sollicitations en fatigue dynamique de matériaux composites conduisent en général à une grande dispersion [22]. Les valeurs expérimentales sont souvent réparties sur plusieurs décades pour des paramètres d'essais identiques.

Ceci est d'autant plus vrai qu'il s'agit d'une sollicitation multiaxiale appliquée à une structure complète, la complexité géométrique des coudes et l'importance des propriétés locales du matériau amplifiant ce phénomène.

Les droites de régression tracées à partir des points expérimentaux permettent également de juger des différences de comportement (fig.3-41).

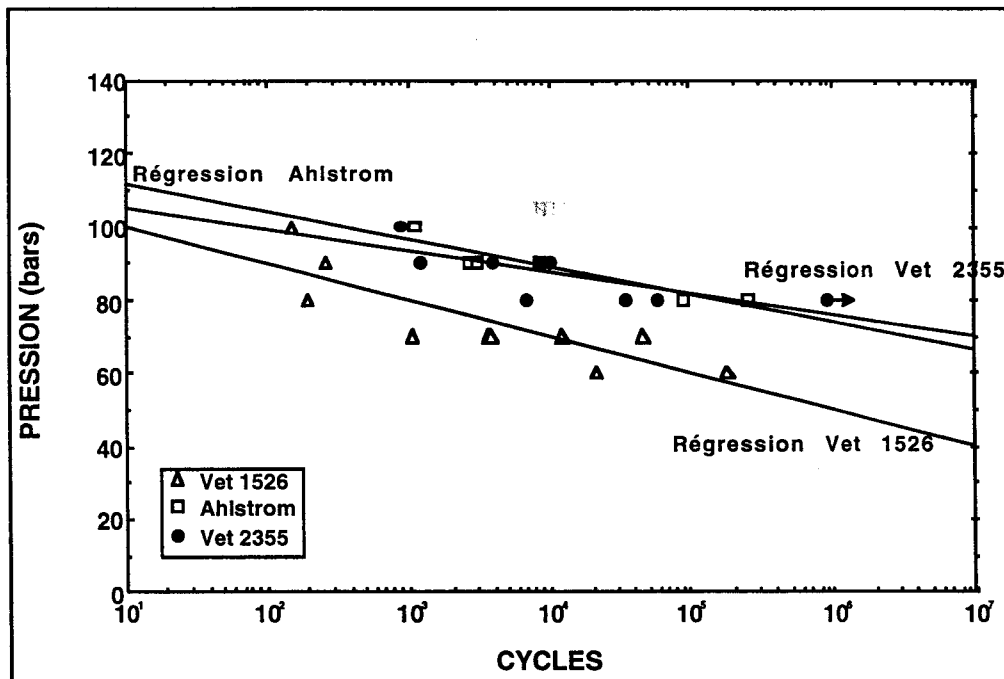


fig. 3-41 - Courbes de durée de vie en fatigue dynamique - Bilan
 Structures à parties droites non renforcées

Les structures Vet 1526 présentent une résistance au perlage nettement plus faible que celle des autres familles, confirmant l'intérêt de l'ensimage P139 spécifique époxy par rapport à l'ensimage universel P177.

Les comportements en fatigue dynamique des coudes Ahlstrom et Vet 2355 sont, ici encore, semblables. La dispersion des résultats ne permet pas de distinguer un comportement remarquable d'une famille par rapport à l'autre.

Ces résultats montrent que l'ensimage P139 et la texture Ahlstrom améliorent le niveau de résistance au perlage.

3-2-5 / Discussion et proposition de nouvelles structures renforcées

Les manipulations réalisées jusqu'alors permettent de classer qualitativement nos trois matériaux entre eux. Les structures Vet 1526 présentent nettement les plus faibles performances mécaniques tant en résistance à court terme qu'à long terme. La distinction entre les familles Vet 2355 et Ahlstrom est, quant à elle, difficile dans la mesure où leurs comportements sont extrêmement voisins.

A ce stade de l'étude, les expérimentations sur les coudes Vet 1526 sont abandonnées et nous concentrons nos efforts sur les structures performantes restantes : Vet 2355 et Ahlstrom.

Pour les essais réalisés jusqu'ici, il faut préciser que le perlage s'est toujours produit dans les parties droites des coudes. Ce phénomène ne remet pas en cause la validité des résultats et des choix précédents. Néanmoins, cette zone de perlage "parasite", due à un affaiblissement local de la structure (sous-épaisseur), contrarie le thème initial de l'étude dans la mesure où ce n'est pas la tenue mécanique de la partie coudée qui est alors caractérisée.

Afin de recentrer notre approche, nous proposons de modifier la conception des coudes en renforçant les parties droites des structures initiales. Un bobinage manuel de bandes de renfort supplémentaires est alors réalisé sur une série de coudes Vet 2355. L'objectif est de vérifier si cette modification permet de déplacer la zone de perlage dans la partie coudée.

On réalise une série de 15 coudes renforcés manuellement. Les valeurs obtenues pour l'ensemble des différents essais sont encourageantes puisque cette simple opération améliore nettement les performances hydrostatiques de la structure (fig.3-42).

| Eclatement instantané (pression en bars) | | Fluage (h) pour P = 140 bars | | Fatigue dynamique (cycles) pour P = 100 bars | |
|---|---------------------------|---------------------------------|---------------------------|---|---------------------------|
| Structures Renforcées | Structures Non Renforcées | Structures Renforcées | Structures Non Renforcées | Structures Renforcées | Structures Non Renforcées |
| Moyenne 183 | Moyenne 132 | 10 | Perlage immédiat | 1300 / 1780 | 900 |
| Ecart type 71 | Ecart type 10 | > 630 | | > 5000 / 6902 | |

fig. 3-42 - Tableau récapitulatif et comparatif des essais sur coudes Vet 2355 renforcés manuellement

En outre, le perlage est cette fois situé dans la zone courbe du coude (fig.3-43).

Ces résultats permettent d'opter pour une nouvelle géométrie de la structure du coude et d'envisager sa fabrication automatique par bobinage robotisé.

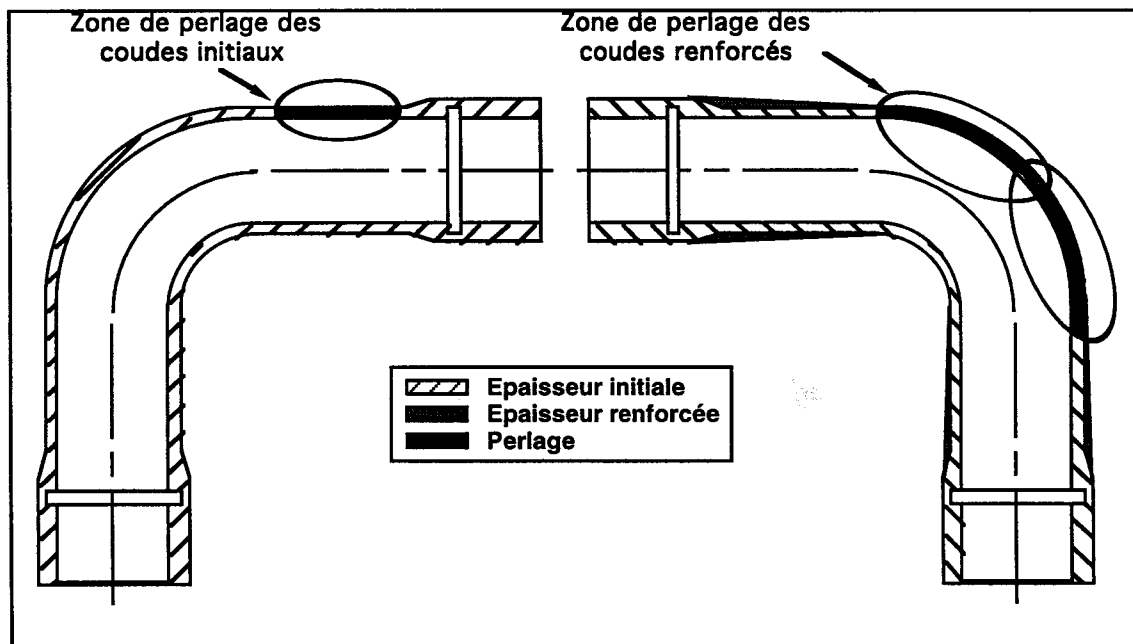


fig. 3-43 - Comparaison des zones de perlage des coudes initiaux et des coudes renforcés

3-3 / COMPORTEMENT MECANIQUE DE COUDES RENFORCES

3-3-1 / Modifications géométriques

Suite aux travaux et résultats exposés précédemment, la conception et la fabrication automatisée des coudes ont donc été entièrement revues et corrigées.

Les parties droites présentent désormais une variation d'épaisseur progressive qui va des extrémités jusqu'au début de la courbure, c'est-à-dire sur les 310 mm de partie droite (fig.3-44). Les modifications géométriques disparaissent ensuite puisque la partie coudée présente la même définition que l'ancienne structure.

Cette variation de profil est uniquement réalisée par des recouvrements supplémentaires partiels des parties droites (dépose de bandes supplémentaires sur 310 mm par enroulements aller-retour), et ceci entre chaque bobinage complet de la structure.

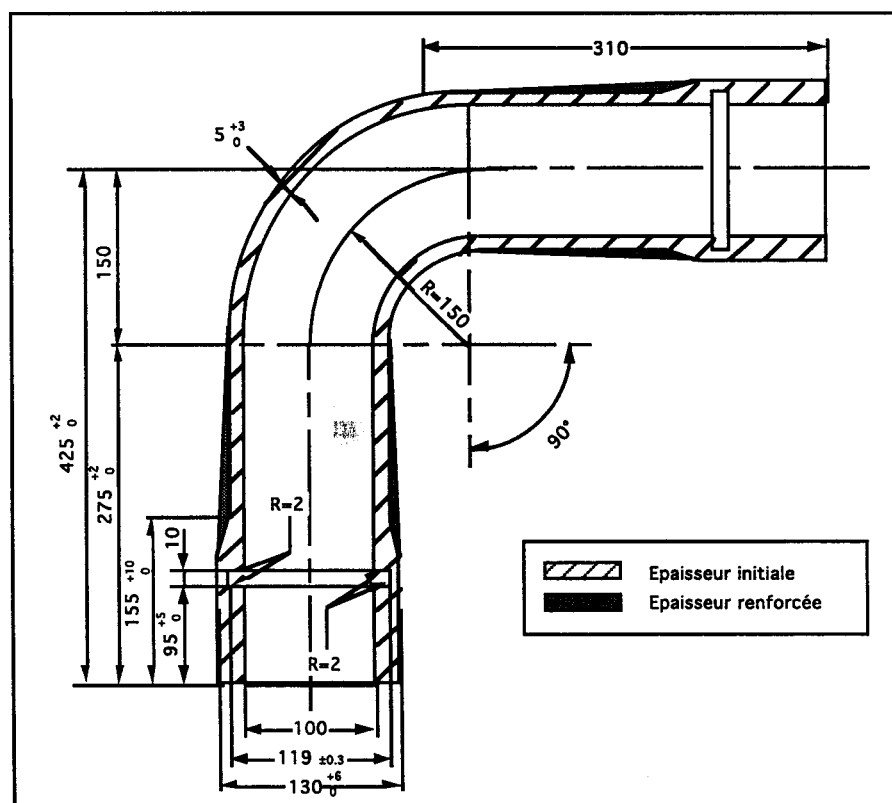


fig. 3-44 - Définition géométrique du coude renforcé

Le graphe comparatif des épaisseurs des structures initiales et renforcées quantifie l'amélioration apportée localement (fig.3-45).

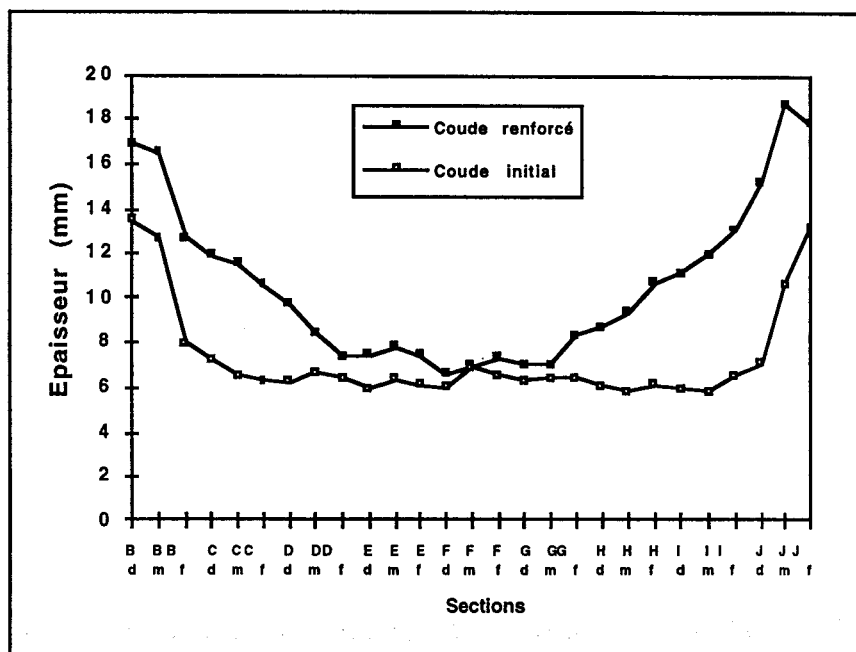


fig. 3-45 - Comparaisons des profils d'épaisseur - Génératrices extradados structures renforcée et initiale

Les extrémités du coude renforcé sont encore plus épaisses du fait des recouvrements complémentaires réalisés dans ces zones. Les profils des parties droites (zones de fuites des coudes initiaux) ont été très nettement améliorés. Non seulement les épaisseurs diminuent symétriquement jusqu'à l'extrados de façon progressive et régulière, mais l'épaisseur moyenne de la structure a été aussi considérablement augmentée. La partie coude présente des géométries voisines avec des valeurs qui sont ponctuellement identiques (section Fm extradados) dans les deux configurations.

Les modifications géométriques apportées ayant reporté le perlage dans la partie courbée de la structure (§ 3-2-4), la caractérisation du coude peut désormais être effectuée dans son ensemble.

3-3-2 / Influence de la loi de chargement Résultats - Discussions

3-3-2-1 / Pression monotone croissante

Les travaux menés précédemment sur les structures non renforcées (§ 3-2-2), et notamment les observations faites dans la zone extradados des coudes, conservent leur intérêt puisque cette zone demeure identique dans sa constitution pour le cas des coudes renforcés. Les comportements locaux à l'extrados, où se situe les jauges, sont ici encore similaires.

L'amélioration apportée par la maîtrise du profil d'épaisseur se situe en fait au niveau du perlage qui a été déplacé dans la partie coudée.

| Pressions de perlage (bars) | Vet 2355 initiaux | Vet 2355 renforcés |
|------------------------------------|--------------------------|---------------------------|
| Moyenne | 132,2 | 149,8 |
| Ecart type | (9,8) | (10,9) |

fig. 3-46- Pressions de perlage des coudes renforcés

Ceci a permis d'augmenter sensiblement la valeur moyenne de la pression au perlage avec un gain de 13% pour les structures Vet 2355 (fig.3-46).

3-3-2-2 / Pression constante (fluage)

L'intégralité des valeurs expérimentales figure dans le tableau 3-47.

| Pression (bars) | 140 | 130 | 125 | 120 | 115 | 110 |
|------------------------|----------------|--------------------|-----------------|----------------------|---------|----------------|
| Ahlstrom (R338) | > 456 > 456 | 566 | > 566 | 303 342 936 | | |
| Vet 2355 (P139) | | 6 27 > 6 492 | 1373 > 6 420 | 78 498 > 3 660 | > 6 876 | 266 > 7 044 |

> x = temps x sans perlage (i.e. temps minimum assuré avant arrêt de l'essai)

fig. 3-47 - Essais de fluage sur coudes renforcés
Temps en heures en fonction de la pression

La dispersion constatée précédemment (§ 3-2-2) se confirme ici. Même si, avec ce nouveau coude, la zone et les valeurs de perlage semblent mieux maîtrisées en

sollicitation instantanée, il apparaît qu'en fluage, les mécanismes locaux de fissuration et de propagation, fonction de la même hétérogénéité de structure, génèrent la même dispersion des résultats (fig.3-48).

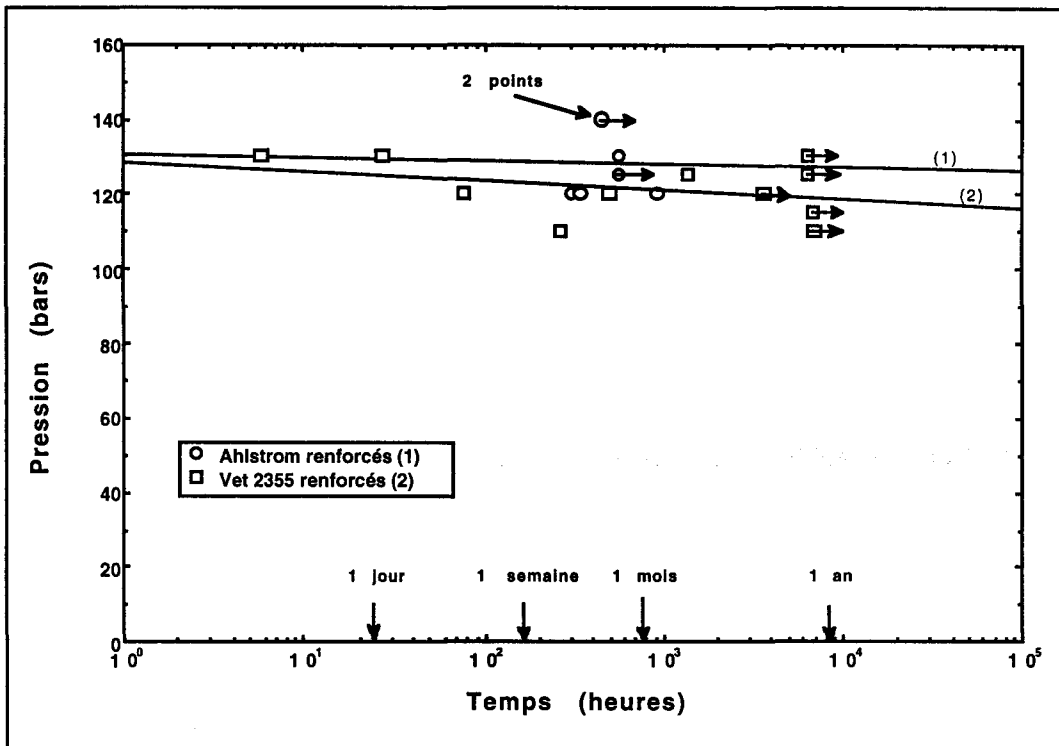


fig. 3-48 - Graphe récapitulatif et comparatif des essais de fluage Structures renforcées

A la seule vue des résultats, il est difficile d'extraire un comportement remarquable en fluage d'une des familles de coudes. Les courbes de durée de vie ont en effet la même allure. De plus, compte tenu des écarts types, les droites de régression sont pratiquement confondues (fig.3-49).

Le nouveau coude améliore les performances de l'ensemble des familles indistinctement de leurs atouts respectifs d'ensimage et de tissage. Ainsi, les droites de régression calculées sont décalées de quelques bars à l'ordonnée à l'origine alors que les pentes restent presque identiques.

Cette amélioration, qui paraît modeste au premier abord, prend toute son importance lorsque l'on sait que les résultats seront extrapolés à 50 ans (courbe complète comportant 18 points minimum d'après la norme ASTM D2992) et que la valeur de pression ainsi obtenue sera intégrée dans le dimensionnement des structures.

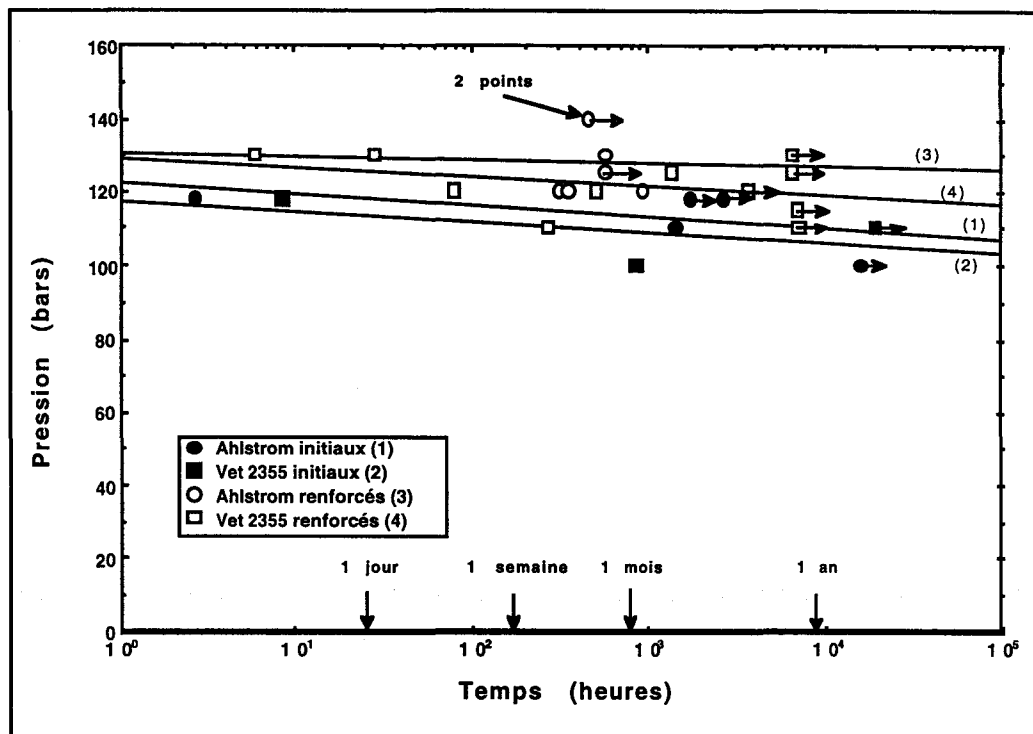


fig. 3-49 - Graphe récapitulatif et comparatif des essais de fluage Structures initiales et renforcées

3-3-2-3 / Pression cyclique (fatigue dynamique)

L'ensemble des valeurs expérimentales est présenté dans le tableau 3-50. La dispersion des résultats est encore une fois importante. Dans ce cas toutefois, elle peut être imputée, au moins partiellement, au mode de sollicitation.

La fatigue dynamique fait, en effet, intervenir des modes d'initiation et de propagation plus complexes, comme on le verra au chapitre 4.

| Pression (bars) | 120 | 115 | 110 | 105 | 100 | 95 | 90 | 85 | 75 |
|------------------------|---------------|----------------|----------------|--------------------------------------|----------------|-----------------|---------------------------------------|---|--|
| Ahlstrom (R338) | | | | 6 148 9 244 | | 3 846 16 619 | 32 004 38 921 67 749 107 019 | 35 673 > 1 043 036 > 2 048 331 > 2 208 928 | |
| Vet 2355 (P139) | 2329 2 489 | 6 030 5 238 | 2 504 4 898 | 2 394 33 250 34 171 169 742 | 7 203 9 644 | | 87 411 201 411 | 16 427 38 886 > 109 773 645 547 | 2 344 605 2 639 050 2 674 671 2 881 635 |

> x = nombre de cycles x sans perlage avant l'arrêt de l'essai

fig. 3-50 - Essais cycliques sur coudes renforcés
Nombres de cycles en fonction de la pression

Le nombre maximal de cycles a été contractuellement limité à $2 \cdot 10^6$ pour la famille Ahlstrom.

Les premiers résultats laissent apparaître un comportement différent entre les deux familles, qui pourrait s'estomper avec l'obtention de points longue durée concernant la famille Vet 2355 (fig.3-51).

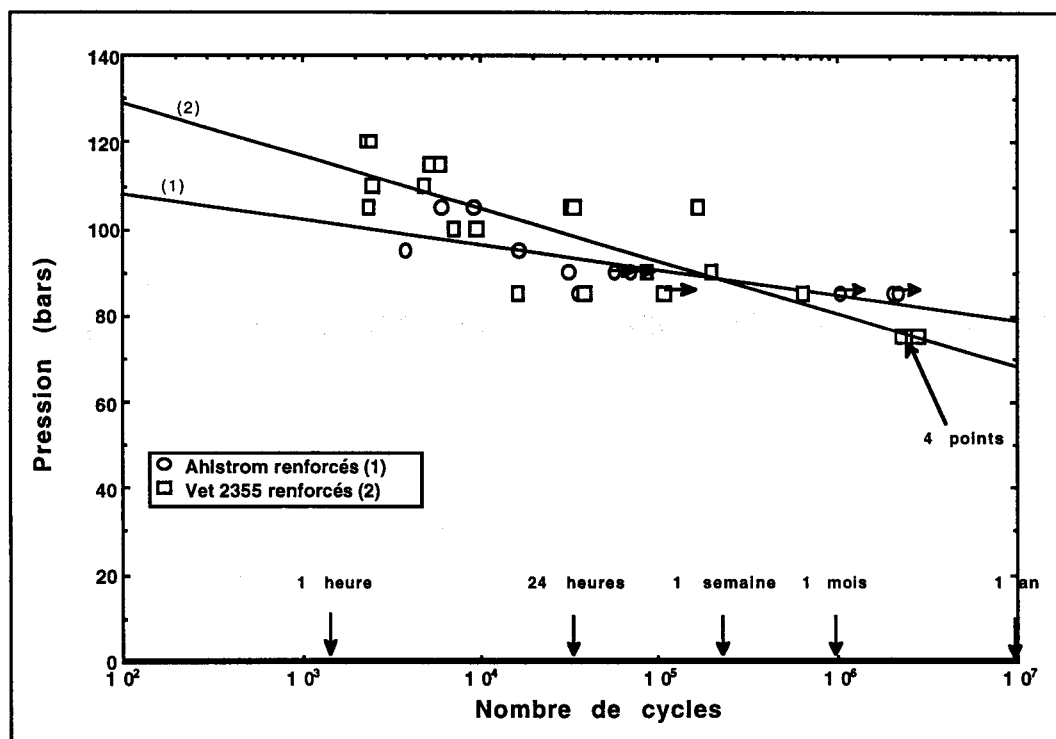


fig. 3-51 - Graphe récapitulatif et comparatif des essais en fatigue Structures renforcées

Un phénomène remarquable concernant la zone de perlage doit néanmoins être signalé. En effet, le sens du coude étant repéré lors du bobinage, une zone de perlage privilégiée est alors mise en évidence. Très majoritairement, les fuites se manifestent aux environs d'une portion située entre 300 et 400 mm (fig.3-43) du côté du mandrin fixé au carrousel. Il semble donc, que malgré les corrections apportées au niveau de la conception, quelques défauts locaux persistent encore pour ce nouveau coude. Il s'agit notamment de défauts de surface intérieure qui apparaissent au niveau des plans de joints du moule coudé.

Cet inconvénient peut néanmoins se présenter comme un atout intéressant dans la mesure où la position de la zone de perlage est désormais "maîtrisée". Sur un site industriel comportant d'importantes installations, l'inspection visuelle des coudes à cet endroit permettrait de contrôler de façon efficace la tenue mécanique des tuyauteries et de garantir leur pérennité.

La comparaison des droites de régression des structures initiales et renforcées quantifie clairement l'amélioration apportée (fig.3-52). Les deux familles ont de bien meilleures performances en fatigue. Les valeurs extrapolées à l'origine sont supérieures de 10 à 30% suivant la famille considérée. Ceci est particulièrement notable pour des pressions aux environs de 80 bars, où les coudes ont des nombres de cycles 100 fois supérieurs à ceux des structures initiales.

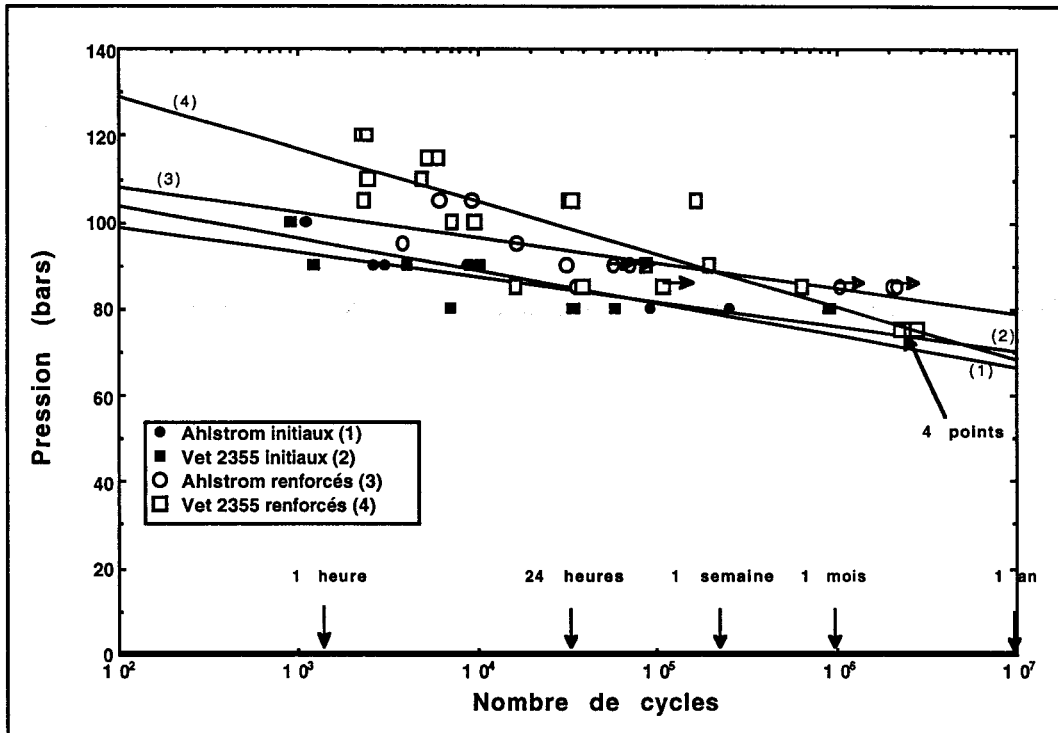


fig. 3-52 - Graphes récapitulatifs et comparatifs des essais de fluage Structures initiales et renforcées

3-3-3 / Analyse de l'influence de paramètres de structure et de conditions de sollicitations

L'importance des dispersions des valeurs expérimentales obtenues précédemment nous a amené à approfondir nos réflexions sur les différents paramètres de constitution ou de sollicitation qui pourraient expliquer certains de nos résultats.

Pour cela, nous avons réalisé une campagne de tests spécifiques qui portaient sur deux familles de coudes Vet 2355 (l'une avec liner, l'autre sans liner) sollicitées en éclatement instantané suivant deux vitesses de montée en pression (5 bars/mn et 20 bars/mn). Les structures sont instrumentées de jauges à l'extrados pour étudier leur comportement mécanique suivant les différentes

conditions. Les coudes précédemment testés se rapprochent de la catégorie avec liner, qui dans le cadre de cette étude ont bénéficié d'une attention toute particulière lors de la fabrication.

Nous terminons enfin par une analyse des défauts de géométrie et de structure.

3-3-3-1 / Influence du liner

Quelle que soit la vitesse de montée en pression choisie, la structure avec liner démontre sa supériorité au perlage. L'étanchéité de la structure est grandement influencée par la qualité de réalisation de cette couche de protection intérieure. Elle agit donc comme une résistance supplémentaire au cheminement de l'eau à travers la paroi du matériau.

Cette contribution est d'autant plus importante lorsque la rampe de pression augmente (fig.3-53). En effet, cette amélioration au perlage, conférée par la seule présence du liner, passe de 20 % pour 5 bars/mn à 54 % pour 20 bars/mn.

| Vet 2355 | 5 bars/mn | | 20 bars/mn | |
|------------------------------------|-------------------|---------------------|-------------------|---------------------|
| | Sans liner | Avec liner | Sans liner | Avec liner |
| Pressions de perlage (bars) | 140,9 | 117,7 | 90,6 | 141,7 |
| | 140,2 | 217 | 92,7 | 143,4 |
| | 127,8 | 144,5 | 103,5 | 142,8 |
| | 164,1 | 167,9 | 90,0 | 167,1 |
| | 115 | | 111,4 | 154,2 |
| Moyenne | 137,6 | 161,8 (+20%) | 97,6 | 149,8 (+54%) |
| Ecart-type | (18,2) | (42,1) | (9,4) | (10,9) |

fig. 3-53 - Pressions de perlage des coudes renforcés avec et sans liner

En général, les coudes sans liner n'ont pas à proprement parler de perlage. En effet, celui-ci apparaît souvent de façon très localisée et rapidement il dégénère en fuite avec jet (fig.3-54). Le phénomène se manifeste dès la création des premières microfissurations continues du composite.

Ces phénomènes sont différés lorsque les structures possèdent un liner (fig.3-55). La fuite ou le perlage n'est possible qu'à la condition d'avoir atteint le seuil de fissuration de la couche intérieure de résine.

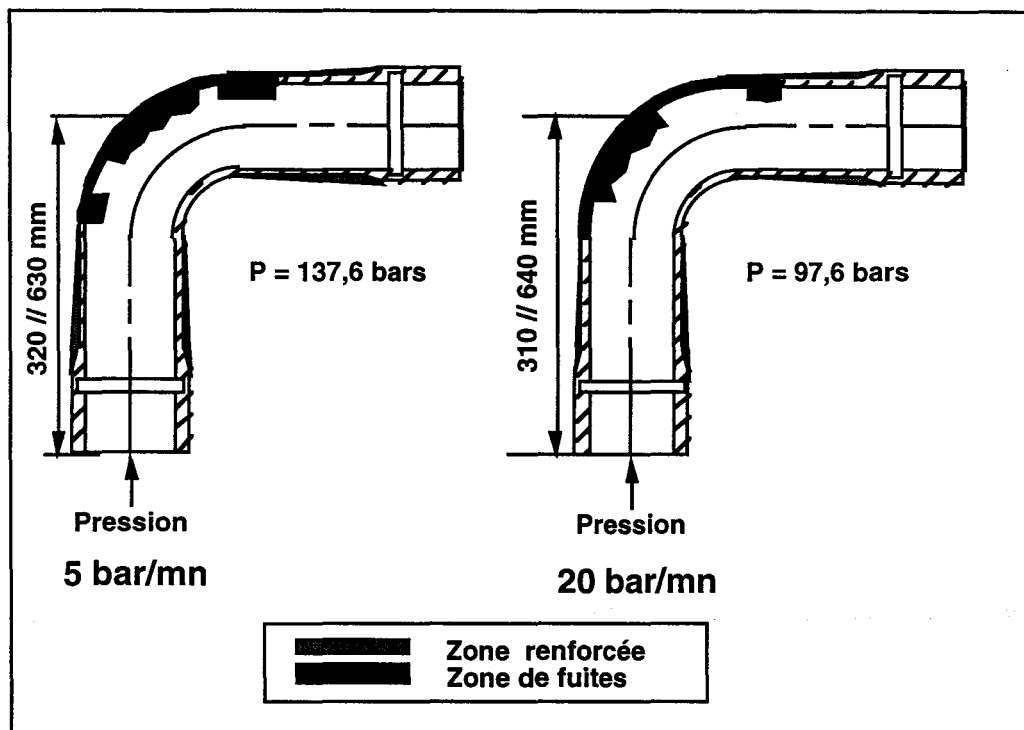


fig. 3-54 - Zones de perlage des coudes renforcés sans liner

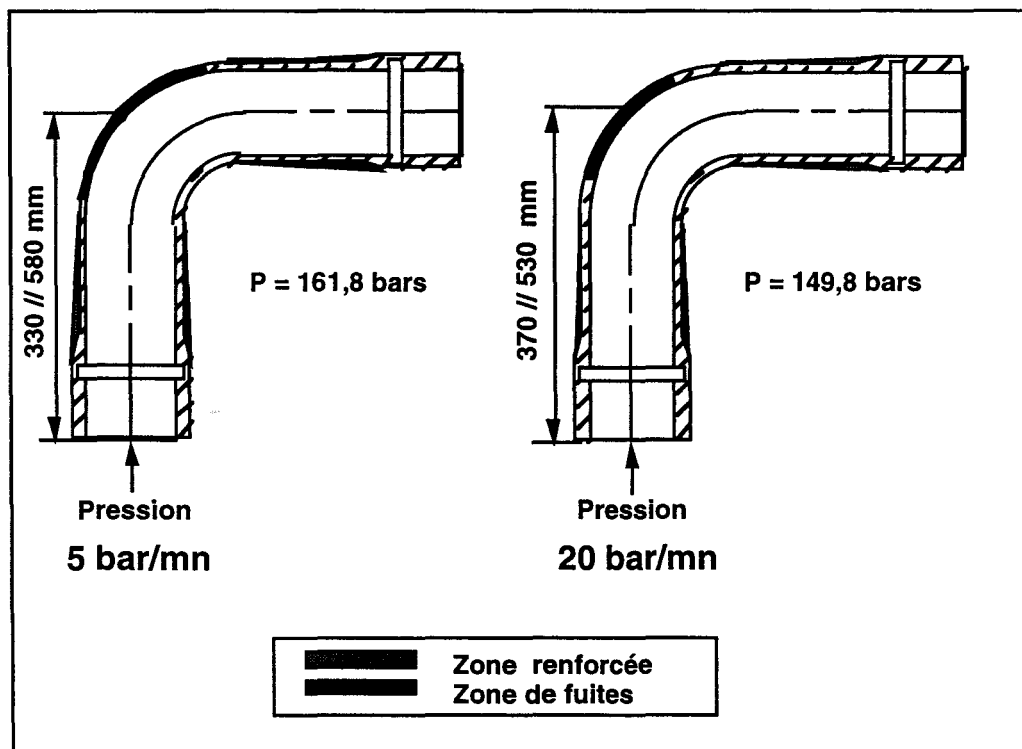


fig. 3-55 - Zones de perlage des coudes renforcés avec liner

Pour la structure liner, les performances bien qu'améliorées restent bien au-dessous des caractéristiques à la rupture du matériau. Avec ce type d'essai, le critère limitatif est de conserver l'étanchéité, en particulier dans les zones

susceptibles de beaucoup se déformer, qui sont a priori les parties les moins épaisses. Effectivement, on constate que le perlage, tout en étant retardé, a lieu dans les zones de grandes déformations que sont les génératrices extradados. Cette fois, le perlage est effectif avec l'apparition progressive de gouttelettes d'eau sur la paroi extérieure de la structure, de façon uniforme et sur une petite surface, suivie d'une dégénérescence des gouttes en fuites continues.

En plus de l'augmentation du seuil de pression admissible par la structure, le liner apporte une "homogénéité" aux zones de perlage, c'est-à-dire :

- qu'elles sont situées dans la partie coude et proche des génératrices extradados,
- et que leur superficie et leur répartition sont reproductibles.

Les jauges placées sur l'extrados des structures permettent d'étudier finement les fins de linéarité et les déformations au perlage des différentes structures dans chacune des directions.

Les tableaux 3-56 et 3-57 présentent les valeurs moyennes de pression et de déformations ainsi que les écarts types pour chacun des cas considérés.

| Vet 2355 | 5 bars / mn | | | |
|-----------------------------|--------------|-------------|--------------|-------------|
| | Sans liner | | Avec liner | |
| Direction axiale | Pression | Déformation | Pression | Déformation |
| Fins de linéarité | 59,6 (15,8) | 0,12 (0,01) | 52,0 (18,4) | 0,10 (0,01) |
| Perlages | 137,6 (18,2) | 0,33 (0,02) | 161,8 (42,1) | 0,34 |
| Direction circonférentielle | Pression | Déformation | Pression | Déformation |
| Fins de linéarité | 75,3 (5,5) | 0,12 (0,03) | 84 | 0,18 (0,01) |
| Perlages | 137,6 (18,2) | 0,27 (0,07) | 161,8 (42,1) | 0,34 |

fig. 3-56 - Pressions et déformations de perlage des coudes renforcés avec et sans liner, sollicités à 5 bars / mn

| Vet 2355 | 20 bars / mn | | | |
|-----------------------------|--------------|-------------|--------------|-------------|
| | Sans liner | | Avec liner | |
| Direction axiale | Pression | Déformation | Pression | Déformation |
| Fins de linéarité | 53,7 (10,7) | 0,10 (0,01) | 60,5 (9,0) | 0,11 (0,02) |
| Perlages | 97,6 (9,4) | 0,21 (0,01) | 149,8 (10,9) | 0,28 (0,08) |
| Direction circonférentielle | Pression | Déformation | Pression | Déformation |
| Fins de linéarité | 72 (20,8) | 0,14 (0,02) | 86,3 (9,0) | 0,16 (0,01) |
| Perlages | 97,6 (9,4) | 0,21 (0,02) | 149,8 (10,9) | 0,28 (0,01) |

fig. 3-57 - Pressions et déformations de perlage des coudes renforcés avec et sans liner, sollicités à 20 bars / mn

Paradoxalement, on constate que les résultats des structures avec liner sont plus dispersés que ceux sans liner. Ceci s'explique par la présence même du liner qui, par sa qualité de réalisation, conditionne directement la tenue au perlage de la structures. Si cette qualité n'est pas suffisamment maîtrisée, les résultats obtenus avec des coudes liner, tout en étant meilleurs que ceux sans liner, sont alors moins cohérents.

L'exploitation de ces informations sous forme graphique synthétise les résultats, illustre les tendances et met en relief des différences de comportement.

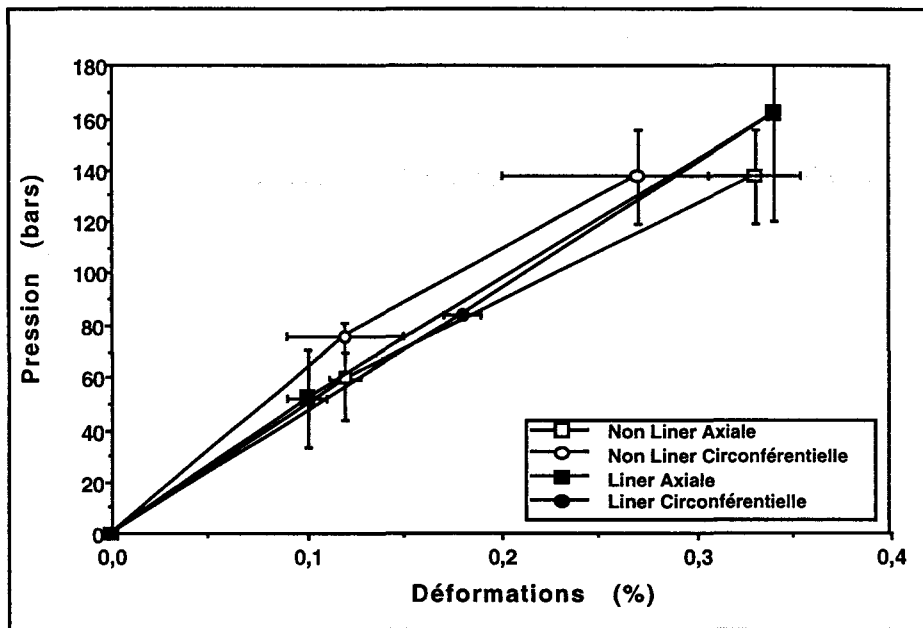


fig. 3-58 - Lois de comportement des structures liner et non liner - 5 bars/mn

Pour chacune des rampes de pression, la structure liner présente le meilleur comportement (fig.3-58 et 3-59). Dans la mesure où il n'y a pas fuite, la sollicitation en pression interne se poursuit, différant ainsi le temps du perlage et donc la valeur maximale admissible par le coude.

Cette différence de comportement est encore plus marquée lors de l'essai à vitesse de sollicitation élevée.

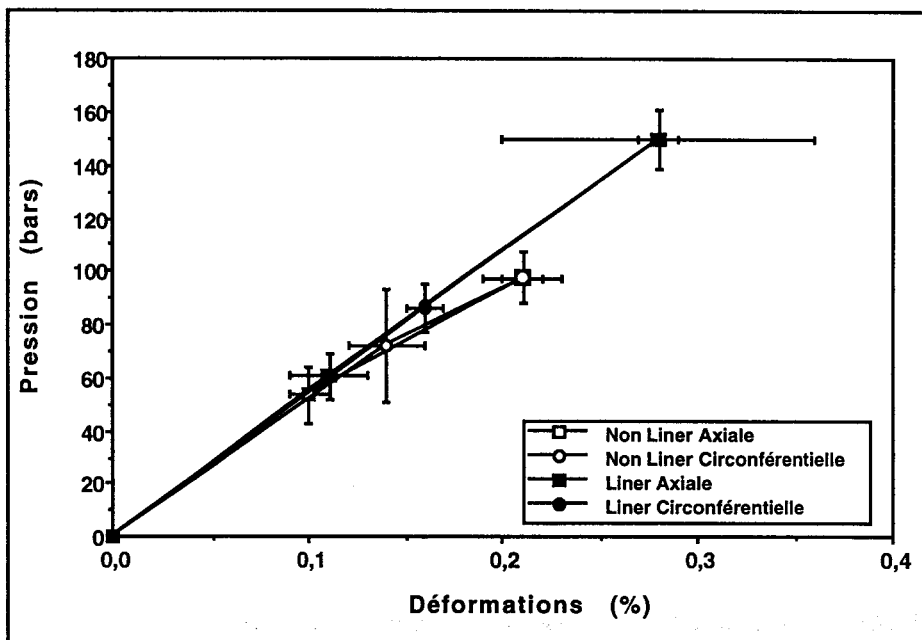


fig. 3-59 - Lois de comportement des structures liner et non liner - 20 bars/mn

Les schémas de synthèse 3-60 concernent à la fois les jauges axiales et circonférentielles. Les mécanismes de déformation des coudes sans liner et avec liner sont identiques, puisqu'en intégrant les différents écarts types, les lois de comportement se superposent. Ainsi, dans la partie élastique (i.e. avant le changement de pente), les courbes à l'origine sont confondues, montrant donc que ces deux matériaux ont des rigidités apparentes identiques.

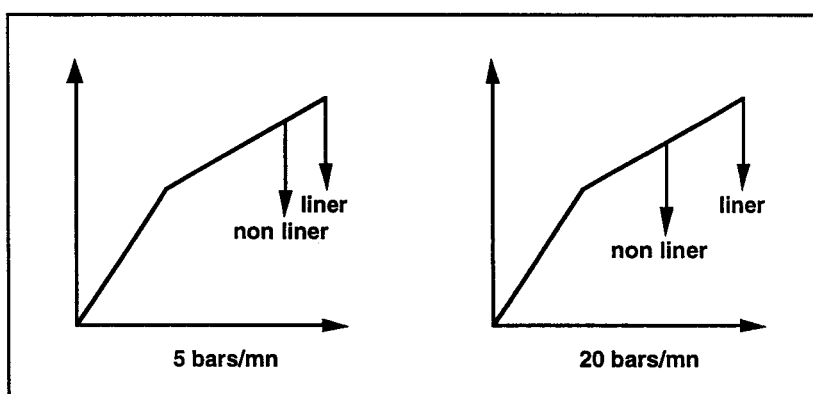


fig. 3-60 - Synthèse - Influence de la présence du liner

Ces résultats vont dans le même sens que ceux obtenus par Al-Saheli & al.[67] et Choo et Hull [36]. Ils ont en effet observés que pour des structures non-liner données, la pression agissait directement sur le front de fissures en modifiant leur mode de propagation. Les résistances à la rupture de leurs structures étaient alors 50% moins élevées que pour celles avec liner.

De la même manière Hogg, Hull et Price ont montré l'influence d'un liner sur le temps à la rupture en fluage de tubes verre / polyester, dans le cas particulier d'un environnement agressif (fig.3-61) [33-34-35].

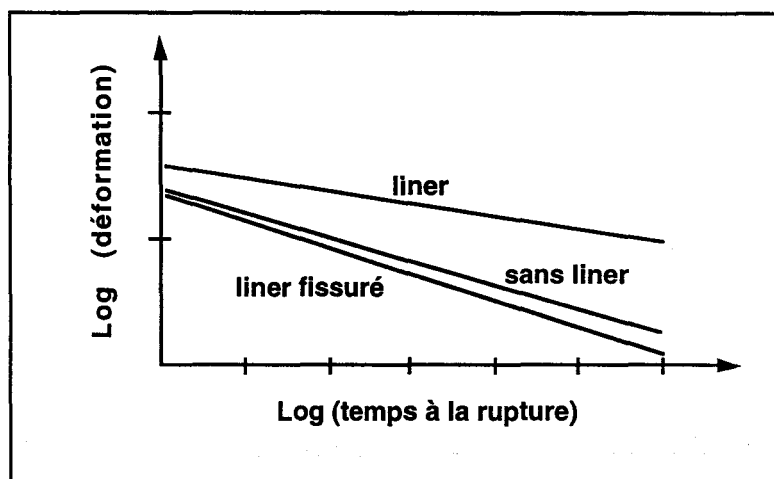


fig.3-61 - Influence de 0,25 mm de liner sur le temps à la rupture d'un tube polyester isophthalique / verre E dans HCl à 20°C [35]

Le faible rôle rempli par le liner dans les propriétés mécaniques du composite est confirmé par nos résultats.

Cependant, la conservation de l'étanchéité (critère de fin d'essai) est directement conditionnée par la présence, la qualité et le seuil de fissuration associés au liner. C'est en effet ces paramètres qui fixe le seuil de perlage de la structure en composite soumise à une pression interne.

3-3-3-2 / Influence de la vitesse de montée en pression

En raisonnant uniquement sur les valeurs moyennes des essais détaillés précédemment, il est possible de mettre en évidence un comportement fragile des structures sans et avec liner (fig.3-62). Les résultats montrent que les structures coude présentent une certaine fragilisation en ce qui concerne les mécanismes de propagation de fissures, fonction de la famille testée.

| Vet 2355 | Sans liner | | Avec liner | |
|-----------------|-------------------|-------------------|-------------------|-------------------|
| | 5 bars/mn | 20 bars/mn | 5 bars/mn | 20 bars/mn |
| Moyenne | 137,6 | 97,6 (-30%) | 161,8 | 149,8 (-7%) |
| Ecart type | (18,2) | (9,4) | (42,1) | (10,9) |

fig. 3-62 - Pressions de perlage des coudes renforcés
Influence de la vitesse de montée en pression

Ainsi, les coudes non liner accusent une chute de la pression de perlage de 30% avec l'augmentation de la vitesse de sollicitation. Cette diminution est nettement moins marquée lorsque les coudes ont un liner intérieur (7% seulement). Le taux de déformation admissible par cette couche de résine pure conditionne donc les performances hydrostatiques de nos structures.

L'instrumentation illustre parfaitement le caractère plus fragile du comportement à vitesse élevée, notamment dans le cas des coudes sans liner (fig.3-63).

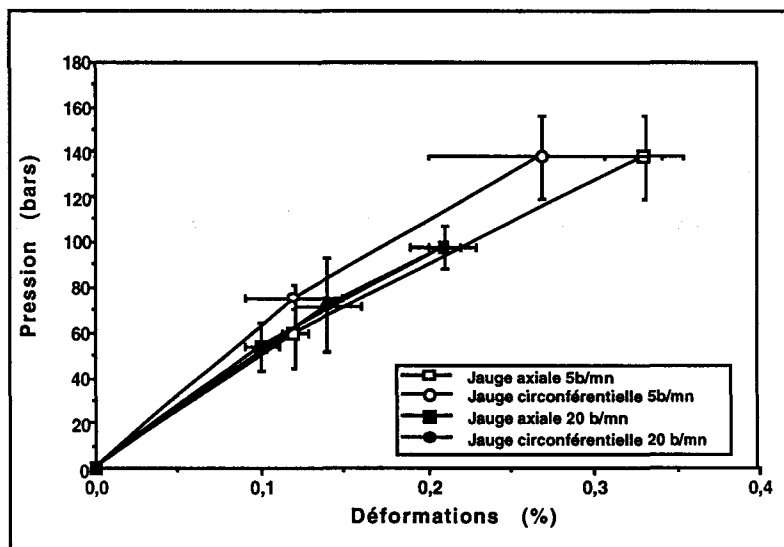


fig. 3-63 - Lois de comportement instantané des structures non liner 5 et 20 bars/mn

Dans les deux cas, les fins de linéarité restent relativement groupées et les écarts types d'autant plus réduits que la rampe de pression augmente (fig.3-63 et 3-64).

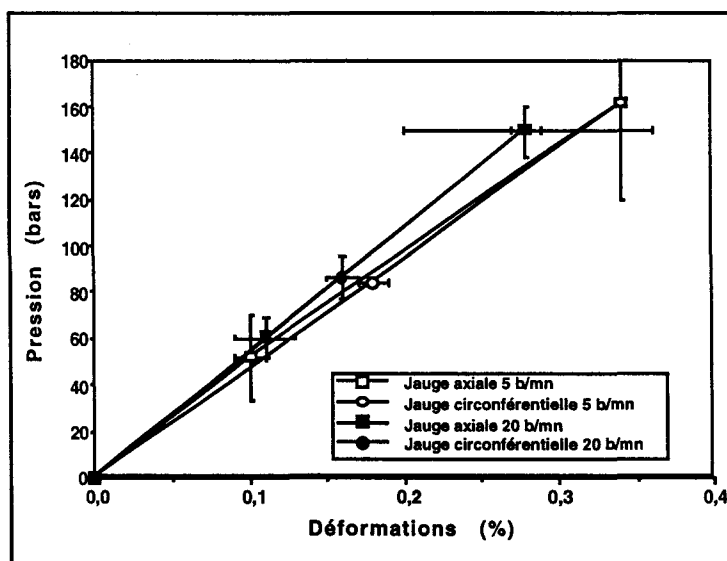


fig. 3-64 - Lois de comportement instantané des structures liner 5 et 20 bars/mn

Les tendances générales dégagées ci-après sont valables à la fois pour les déformations axiales et circonférentielles (fig.3-65). Le comportement fragile des coudes apparaît de façon significative pour les structures sans liner.

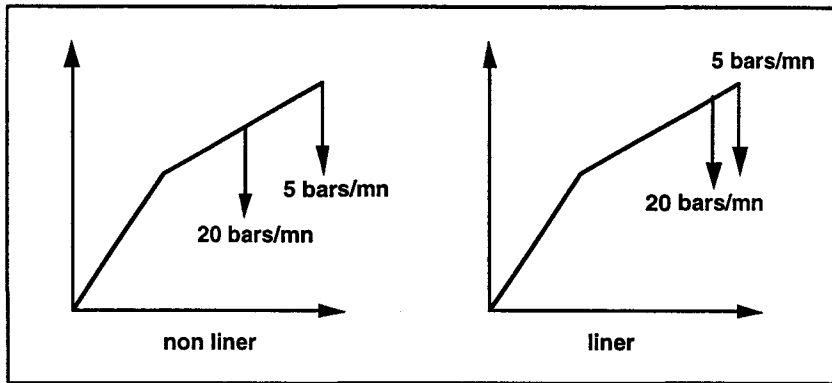


fig. 3-65 - Influence de la vitesse de montée en pression

Une autre exploitation intéressante des résultats peut être faite en étudiant et comparant les déformations des directions axiales et circonférentielles. Il est bon de rappeler ici que les jauges d'extensométrie sont situées dans le coude à l'extrados de la structure, et donc que les constatations et interprétations effectuées se limitent aux phénomènes locaux se déroulant dans cette zone.

Dans tous les cas de structure et de sollicitation, les fins de linéarité sont très proches et ce, dans les deux directions (fig.3-66).

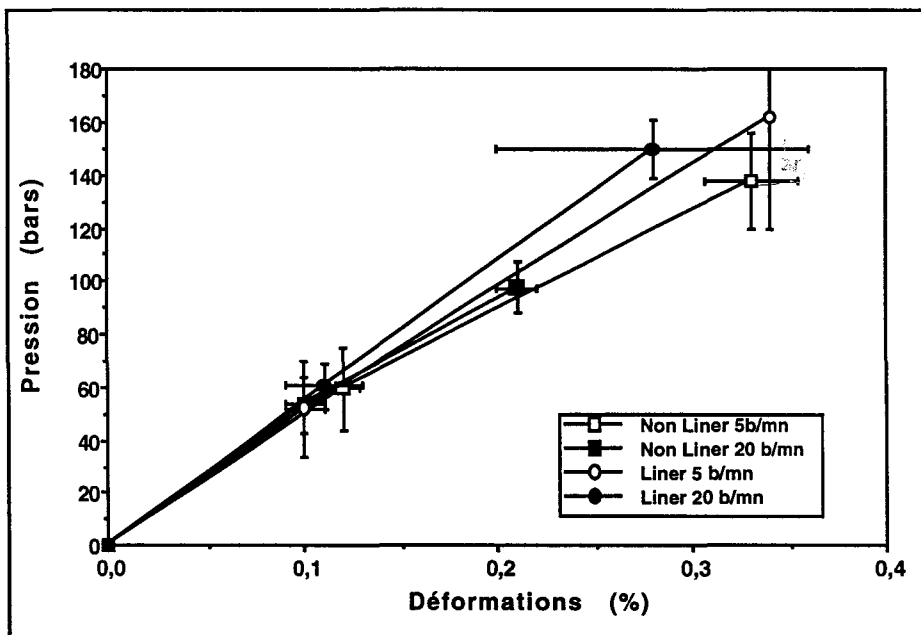


fig. 3-66 - Lois de comportement instantané des structures liner et non liner
Déformations axiales de l'extrados

Nous constatons que toutes les déformations circonférentielles sont supérieures aux déformations axiales (fig.3-67). L'endommagement semble donc se développer préférentiellement suivant la direction axiale du coude, c'est-à-dire que les premières fissures sont transverses et situées au sein des mèches circonférentielles.

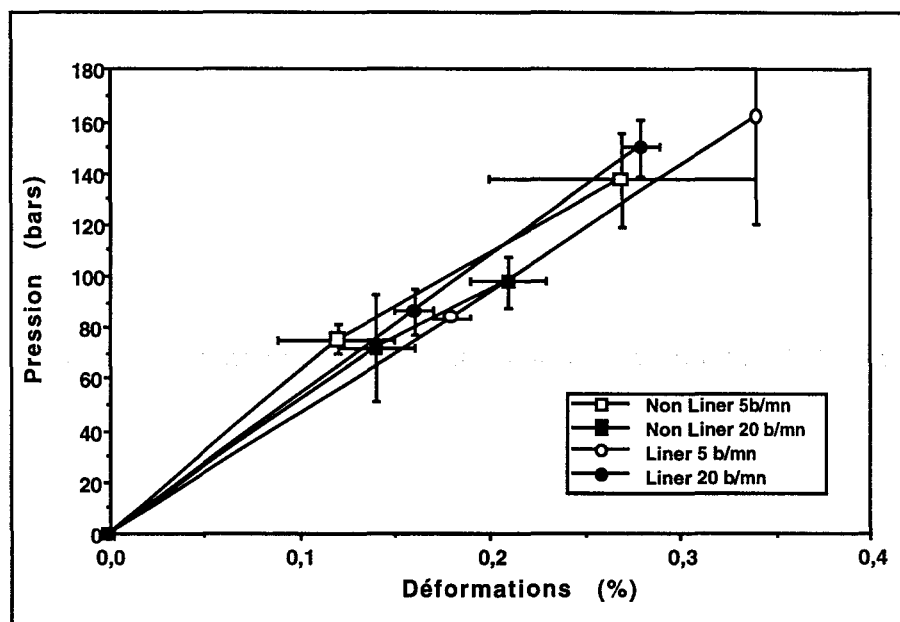


fig. 3-67 - Lois de comportement instantané des structures liner et non liner
Déformations circonférentielles de l'extrados

En considérant l'intégralité des écarts types des différentes données, on distingue un comportement singulier de la structure non liner sollicitée à 20 bars/mn et pour les deux directions étudiées (fig.3-68).

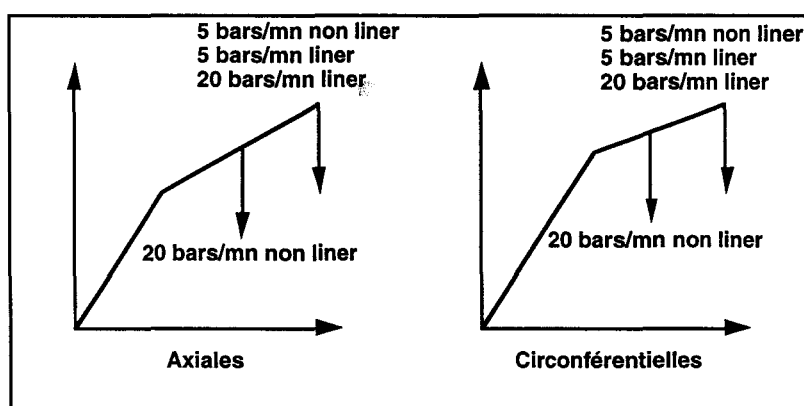


fig. 3-68 - Influences de la vitesse de montée en pression et de la présence du liner sur les déformations de l'extrados

Ces résultats montrent que les mécanismes mis en jeu sont liés à des mécanismes de propagation de fissures, plutôt qu'à des mécanismes de déformation qui sont influencés par la vitesse de sollicitation.

3-3-3-3 / Défauts de géométrie et d'enroulement

• Profil des épaisseurs de paroi

Au § 3-2-1, nous avons montré l'importance des épaisseurs locales sur le comportement et la résistance au perlage de la structure. Sachant que nous avons défini une nouvelle géométrie de coude, il était intéressant d'étudier le poids de la présence d'un top-coat (fig.3-76, 3-77 et 3-78) et d'un liner (fig.3-79) dans la variation des profils d'épaisseurs (fig.3-69).

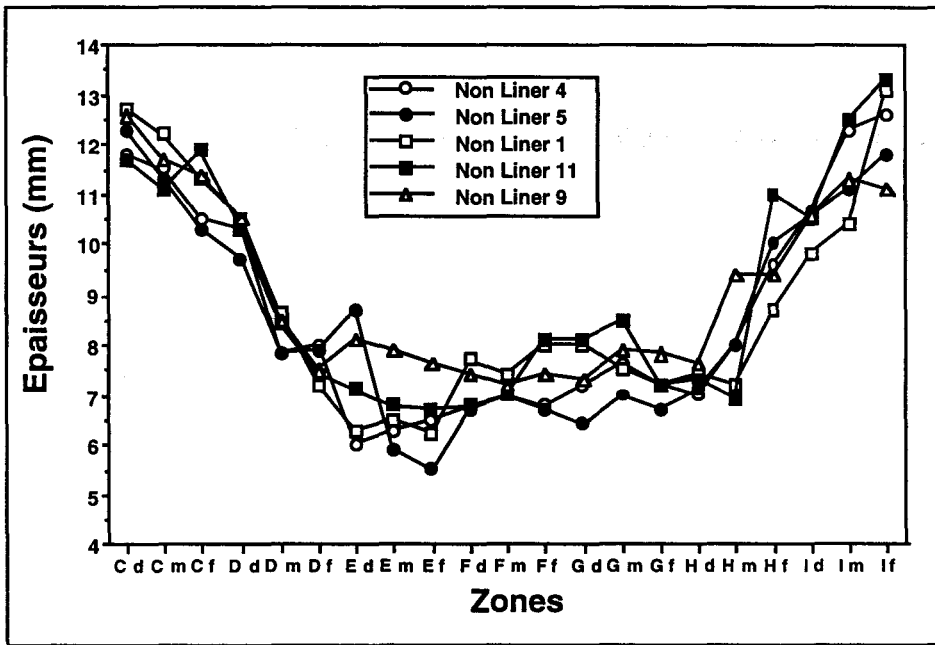


fig. 3-69 - Variations de l'épaisseur de coudes non liner

Comme précédemment, le profil intégral des différentes génératrices a été relevé pour les coudes liner et non liner. Afin de tenir compte d'une certaine dispersion due à la fabrication (fig.3-80 et 3-81) et au mode opératoire de mesure, pour chacune des familles, cinq structures ont été analysées.

Le graphe des épaisseurs moyennes des deux structures (fig.3-70) ne distingue pas les défauts de structure qui sont généralement des problèmes locaux. Compte tenu des écarts types et de la proximité des valeurs expérimentales, les deux courbes se confondent pratiquement.

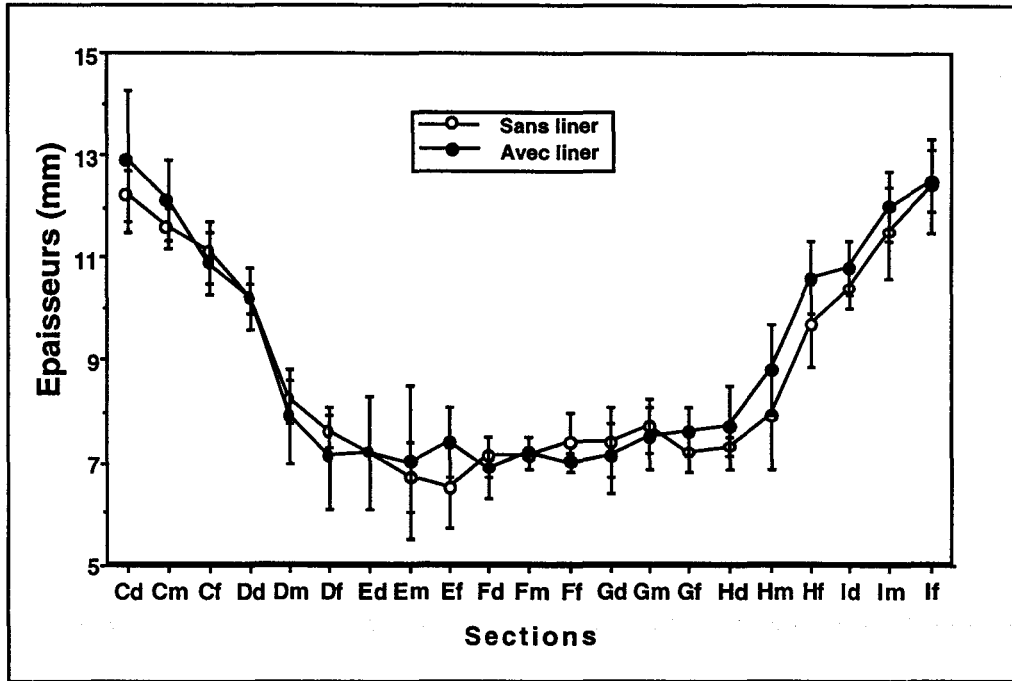


fig. 3-70 - Comparaison des relevés d'épaisseur des familles liner et non liner

Il faut cependant avoir à l'esprit qu'un relevé ponctuel des épaisseurs comme celui-ci reflète, en fait, assez mal la réalité. En effet, une grande partie des phénomènes, c'est-à-dire la fluctuation brutale et locale des épaisseurs (fig.3-82, 3-83 et 3-84), est forcément masquée par la ponctualité des mesures réalisées. Le relevé du relief intégral des épaisseurs présente en fait ce genre d'allure (fig.3-71).

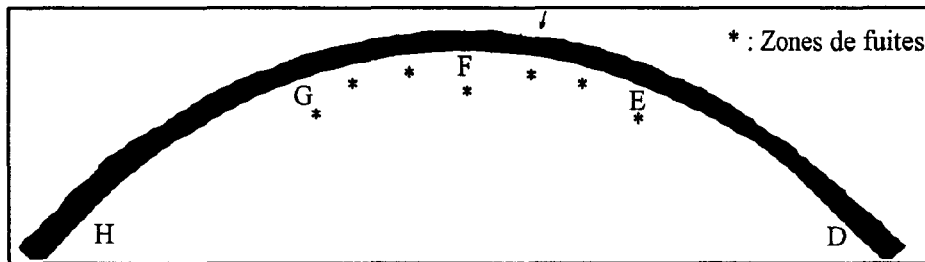


fig. 3-71 - Relief d'épaisseur correct - Coude liner

Les surépaisseurs extérieures sont ici très visibles et ne peuvent donc être que très difficilement représentées par une autre approche. Si une section présente localement des variations d'épaisseur considérables, ce type de profil permet de visualiser correctement le problème.

Dans la majorité des cas, on montre que les zones de fuites se situent au niveau de parois minces ou de variations brutales d'épaisseur (fig.3-72 et 3-73).

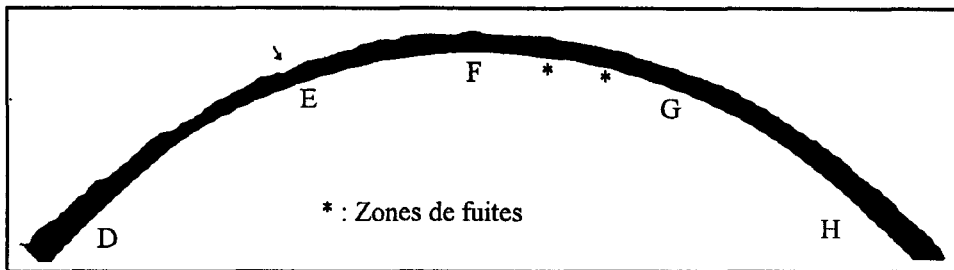


fig. 3-72 - Dissymétrie des épaisseurs

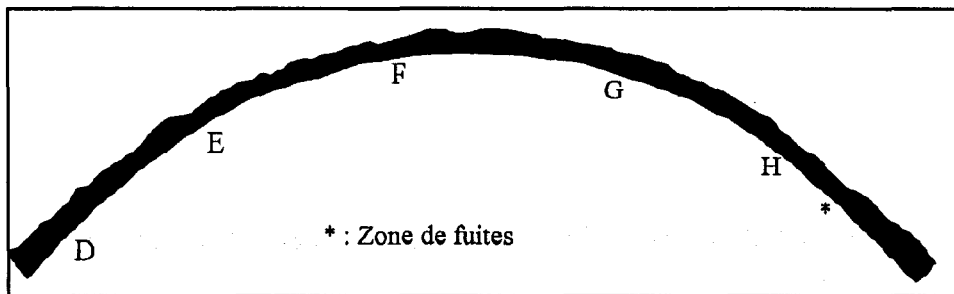


fig. 3-73 - Variation brutale d'épaisseur (surépaisseurs extérieures)

• Position de la couche intérieure

Un défaut de bobinage lors de la fabrication peut engendrer des différences de propriétés mécaniques, et donc influencer le perlage. Ainsi, l'observation visuelle de la première couche intérieure de renforts révèle un décalage du centre de bobinage pour certains des coudes testés (fig.3-74).

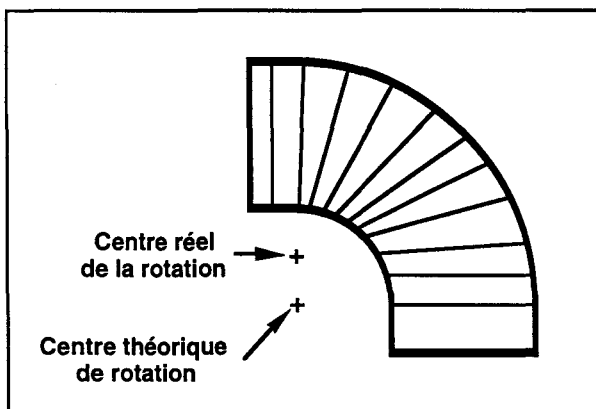


fig. 3-74 - Position de l'enroulement intérieur
Décalage du centre de rotation

La symétrie n'est alors plus correcte et engendre une variation du pas de chevauchement des renforts, notamment sur les génératrices extrados et intrados.

Ce décalage a encore une fois une influence sur les épaisseurs et donc sur les propriétés locales du matériau. Le niveau de perlage du coude ci-dessus était de 117 bars contre 217 bars pour le second (fig. 3-75).

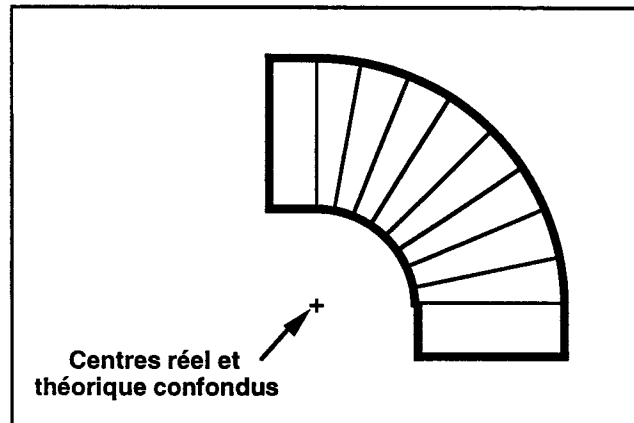


fig. 3-75 - Position correcte de l'enroulement intérieur

Ces remarques mettent en avant l'importance de la qualité et de la rigueur à apporter à un mode de fabrication tel que l'enroulement de bandes de tissu. Même si, dans notre cas, la part des procédures automatiques est considérable, il apparaît qu'il faut néanmoins contrôler en permanence la régularité et la reproductibilité du procédé de fabrication (décalage du centre de bobinage), ainsi que les quelques interventions humaines restantes (réalisation du liner).

• Photographies et illustrations de défauts

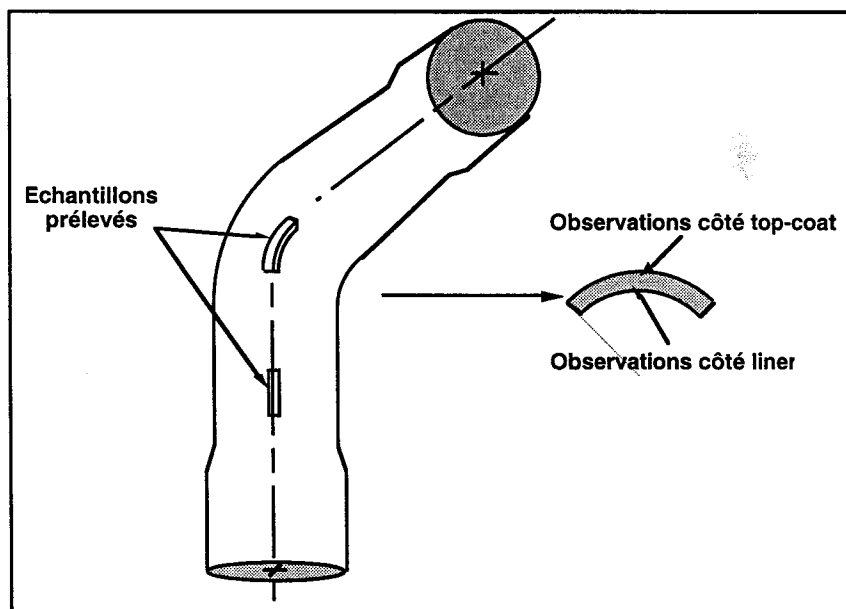


fig. 3-76 - Positionnement dans l'épaisseur des échantillons
Prélèvement suivant la génératrice extrados

- pas de top-coat, mèche affleurante

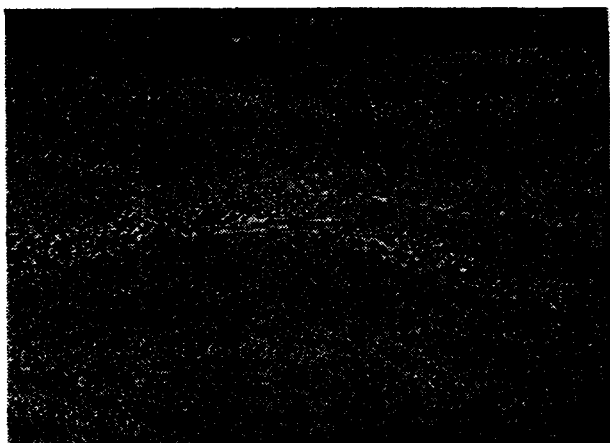


fig.3-76 - Top-coat, découpe axiale, x 27

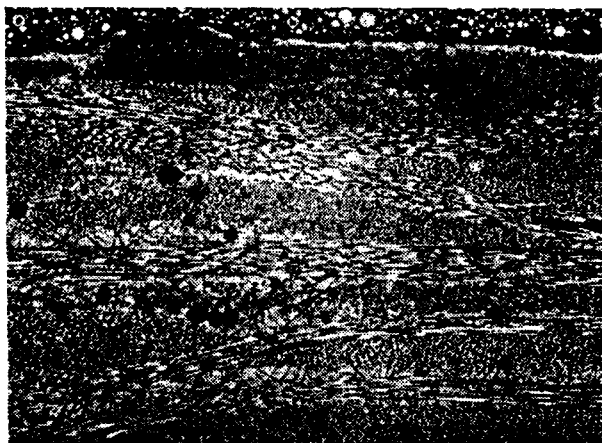


fig.3-77 - Top-coat, découpe circonférentielle, x 27

- top-coat variable, irrégulier



fig.3-78 - Top coat, découpe axiale, x 27

- liner variable, irrégulier ou inexistant

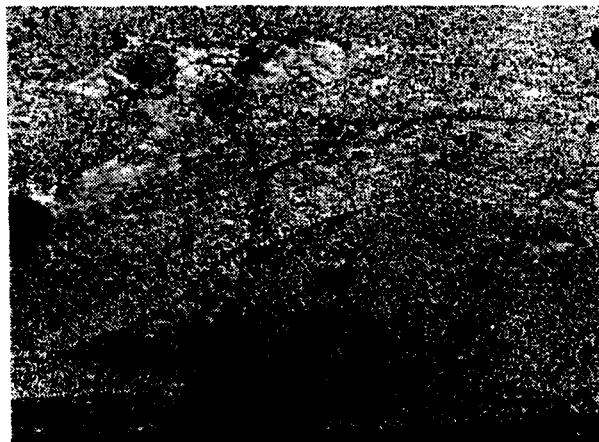


fig.3-79 - Liner, découpe axiale, x 27

- porosités de croisement et intralaminaire

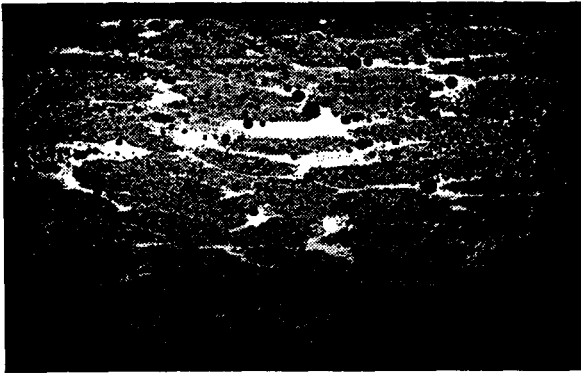


fig.3-80 - Porosités, découpe axiale, x 12

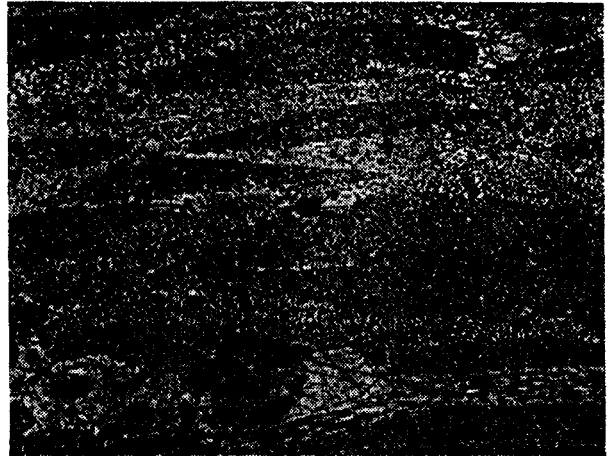


fig.3-81 - Porosités, découpe axiale, x 27

- irrégularité d'épaisseur et ondulations de plis



fig.3-82 - Bosses, découpe axiale, x 12



fig.3-83 - Bosses, découpe axiale, x 12



fig.3-84 - Ondulations, découpe axiale, x12

3-3-4 / Recommandations de fabrication

L'ensemble de ces défauts de fabrication, qui perturbent les résultats ou la mise en oeuvre des essais, nous a amené à attirer l'attention du fabricant sur des points très précis du procédé à respecter absolument lors de la fabrication.

L'ensemble des problèmes rencontrés peut se résumer à:

- des fuites intempestives au niveau des joints d'étanchéité dues à des défauts de surface intérieure près des extrémités
- de brutales variations d'épaisseur (bosses extérieures) qui génèrent des concentrations de contraintes locales
- l'axe de bobinage qui ne passe pas toujours par le centre de rotation théorique
- des couches de protection (liner et top-coat) irrégulières

Chacun d'entre eux contribue à l'augmentation de la dispersion des résultats, qui est déjà importante pour des essais de structures sous pression interne.

Les solutions consistent à réaliser de façon régulière et reproductible :

- le liner, qui conditionne le bon état de surface intérieure du coude (notamment à proximité des bouchons), assure l'étanchéité et influence donc la pression de perlage,
- le bobinage régulier des bandes de tissu afin d'avoir une variation progressive des épaisseurs,
- le bobinage manuel du voile de finition polyester (top coat),
- le top-coat, qui intervient aussi dans les mécanismes du perlage,
- la programmation du robot (en particulier sa position et celle du barillet en début de cycle pour obtenir des enroulements centrés).

PARTIE 4

ANALYSE DES MECANISMES D'ENDOMMAGEMENT

Cette partie a pour objectif de contribuer à la compréhension des mécanismes d'endommagement qui conduisent au perlage du coude lors de sollicitations sous pression interne pour des lois de chargement diverses.

Nous nous intéresserons en premier lieu au comportement macroscopique des endommagements en analysant les déformations délivrées par les jauges d'extensométrie.

Puis, l'examen microscopique des endommagements nous permettra de dégager les principaux types de fissures présentés par le composite résine époxy / tissu de verre.

Nous poursuivrons notre démarche en tentant de corréler ces fissures caractéristiques (fréquence, direction, allure) à un mode de sollicitation particulier. Les observations réalisées nous conduiront alors à vérifier l'identité de ces mécanismes sur des structures géométriquement plus simples (tubes), et ainsi de compléter notre approche expérimentale.

La globalité des observations microscopiques et des résultats permettra alors de proposer certaines interprétations concernant les mécanismes de fissuration au sein de nos coudes en composite.

4-1 / BILAN PARAMETRIQUE DES SEUILS D'ENDOMMAGEMENT

4-1-1 / Chargement monotone croissant

4-1-2 / Chargement constant (fluage)

4-1-3 / Chargement cyclique (fatigue dynamique)

4-2 / TYPOLOGIE DES ENDOMMAGEMENTS MICROSCOPIQUES OBSERVES

4-3 / INTERPRETATION DES MECANISMES

4-3-1 / Commentaires généraux

4-3-2 / Chargement monotone croissant

4-3-3 / Chargement cyclique

4-3-4 / Chargement constant

4-3-5 / Mécanismes de fissuration

4-4 / COMPARAISON AVEC DES TUBES

4-4-1 / Caractéristiques géométriques et structurales

4-4-2 / Comportement sous pression interne

4-4-2-1 / Chargement monotone croissant

4-4-2-2 / Chargement UEWS

4-4-2-3 / Analyse des endommagements

4-5 / CONCLUSIONS

4-1 / BILAN PARAMETRIQUE DES SEUILS D'ENDOMMAGEMENT

L'endommagement d'un composite sous-entend très souvent la fracture du matériau par propagation rapide et fragile de fissures. Cette phase très facilement observable n'est en fait que l'étape finale du processus d'endommagement. Dans nos expérimentations, la ruine par rupture du matériau ne s'est produite qu'à titre exceptionnel.

La classification des matériaux par ce seul critère n'est donc pas adaptée à notre cas. Leur dégradation a alors été caractérisée tout au long de l'étude par le phénomène de perlage, critère de fin d'essai qui représente la perte d'étanchéité et révèle la ruine de la structure par fissuration.

Par la suite, nous définirons la phase d'amorçage des fissures et leur propagation au sein du matériau en fonction des différents paramètres employés, à savoir :

- les modes de sollicitation
 - ◇ pression monotone croissante
 - ◇ pression constante
 - ◇ pression cyclique
- les types de renforts testés
 - ◇ Vet 2355
 - ◇ Ahlstrom

4-1-1 / Chargement monotone croissant

La compréhension des mécanismes d'endommagement de coudes en composite soumis à une pression interne nécessite de se reporter à un cas géométriquement plus simple, tel que celui de tubes réalisés en enroulement filamentaire.

La littérature présente quelques travaux concernant ces mécanismes d'endommagement (fins de linéarité et propagation de fissures, [41-42-43-64-66]) qui sont, la plupart du temps, établis à partir de courbes expérimentales donnant la pression en fonction des déformations.

Les déformations sont enregistrées suivant les axes de symétrie du tube et les directions d'orthotropie des renforts. Les courbes obtenues avec ces tubes ont l'allure suivante (fig.4-1):

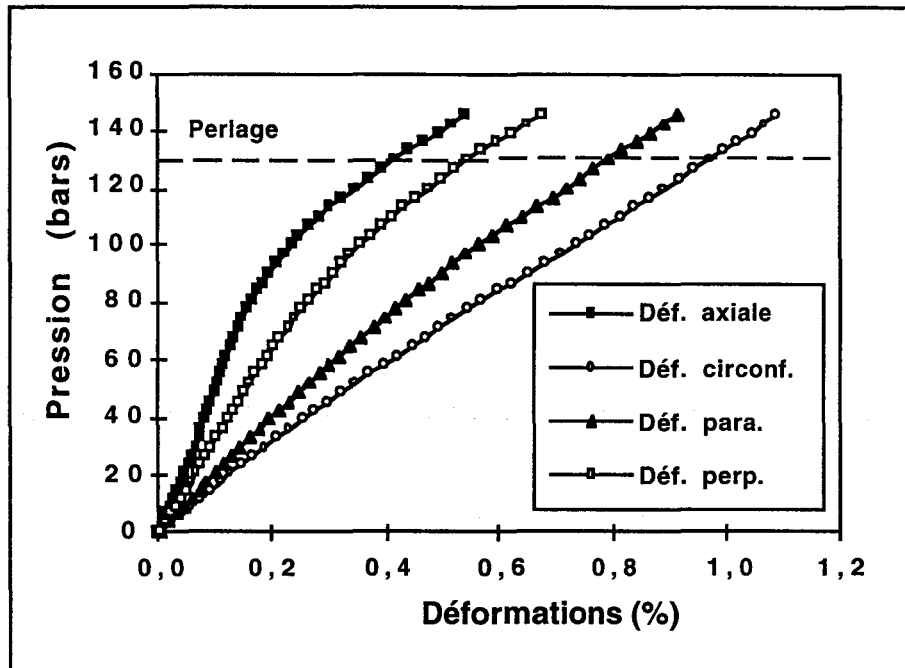


fig. 4-1 - Loi de comportement instantané - Tubes verre / vinylester

On distingue très nettement une phase initiale linéaire, suivie d'un changement de pente, prolongée d'une autre phase linéaire jusqu'au perlage ou rupture de la structure.

En fait, les mécanismes d'initiation et de propagation de fissures au sein du matériau sont responsables de ces phénomènes. Ainsi le changement de pente des courbes traduit l'apparition des premiers endommagements subis par la structure, et ce, bien avant le perlage. Pour ce tube, la fin de linéarité des courbes pression-déformations se produit aux environs de 50% de la pression de perlage. La direction la plus sensible à l'endommagement est celle de l'axe du tube, puisque la fin de linéarité apparaît le plus nettement suivant ce sens.

Dans le domaine linéaire initial de la courbe, la structure travaille de façon élastique dans toutes les directions. La cohésion fibres / matrice demeure donc intacte. Cette interprétation est réaliste, puisqu'en cas de relaxation de la pression intérieure, les déformations ne présentent aucun phénomène d'hystérésis.

Le cas du coude est plus complexe dans la mesure où la symétrie axiale n'existe pas. Elle est remplacée par un plan de symétrie (plan médian). C'est à cet endroit que les jauges de déformation équipant la structure sont placées.

Expérimentalement, on détermine deux limites de linéarité bien distinctes suivant les directions principales de la structure, qui correspondent approximativement aux directions d'orthotropie des renforts (fig. 4-2).

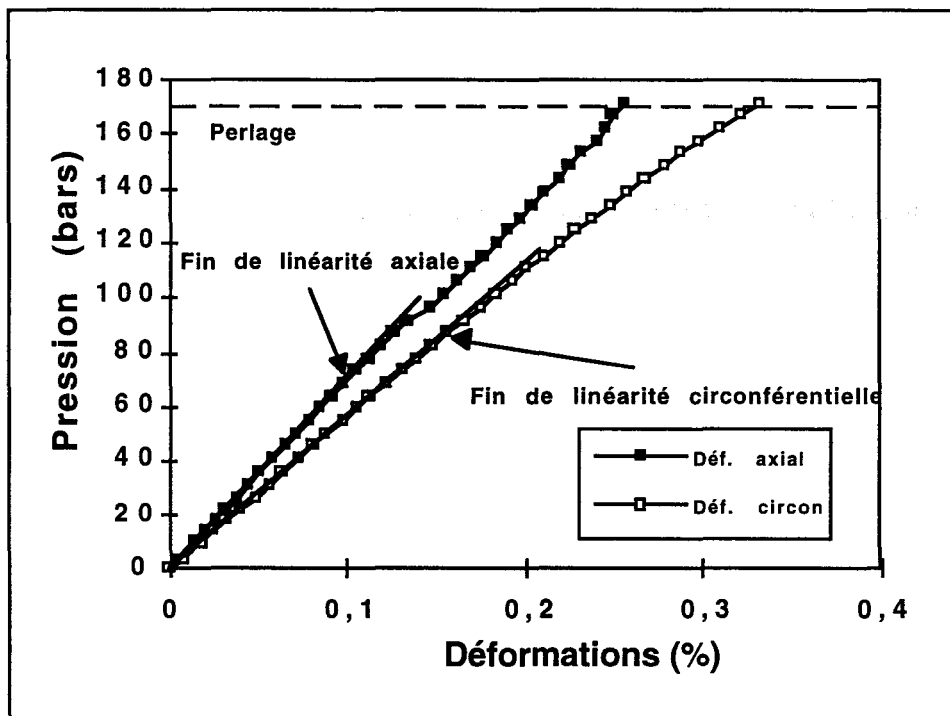


fig. 4-2 - Courbe expérimentale - Fins de linéarité Vet 2355

Les déformations ne présentent pas de changement brutal de pente comme pour les tubes, les endommagements se développant alors de façon très progressive.

Pour une même famille de renforts, les valeurs expérimentales qui caractérisent le domaine élastique sont obtenues de façon reproductible (fig.4-3). Les deux familles présentent des résultats identiques, tant en ce qui concerne les valeurs des pressions, que les déformations mesurées. Les fins de linéarité circonferentielles sont toujours supérieures aux fins de linéarité axiales, quel que soit le tissu.

| Fin de linéarité | Pression P (bars) | Déformations ϵ (%) | Rigidités apparentes (P / ϵ) |
|--------------------|-------------------|-----------------------------|--|
| Axiales | 60,5 (9,0) | 0,11 (0,02) | 550 |
| Circonférentielles | 86,3 (9,0) | 0,16 (0,01) | 540 |

fig. 4-3 - Fins de linéarité pour la famille Vet 2355

Cette continuité dans la progression des endommagements est confirmée par l'utilisation de l'émission acoustique. Pour un tube (fig.4-4), le signal acoustique précède légèrement la fin de linéarité des déformations, aux environs de 0,1%. Ce moyen d'investigation confirme ainsi sa sensibilité et son potentiel à détecter les premiers endommagements microscopiques d'un matériau composite. L'émission se poursuit ensuite de façon régulière jusqu'à 0,2% de déformation et s'accélère enfin jusqu'au perlage de la structure [42].

La superposition, sur la même courbe, de la rigidité apparente (i.e. du rapport pression/déformation) suivant la direction axiale illustre la chute de rigidité du matériau, due à la multiplication des fissures.

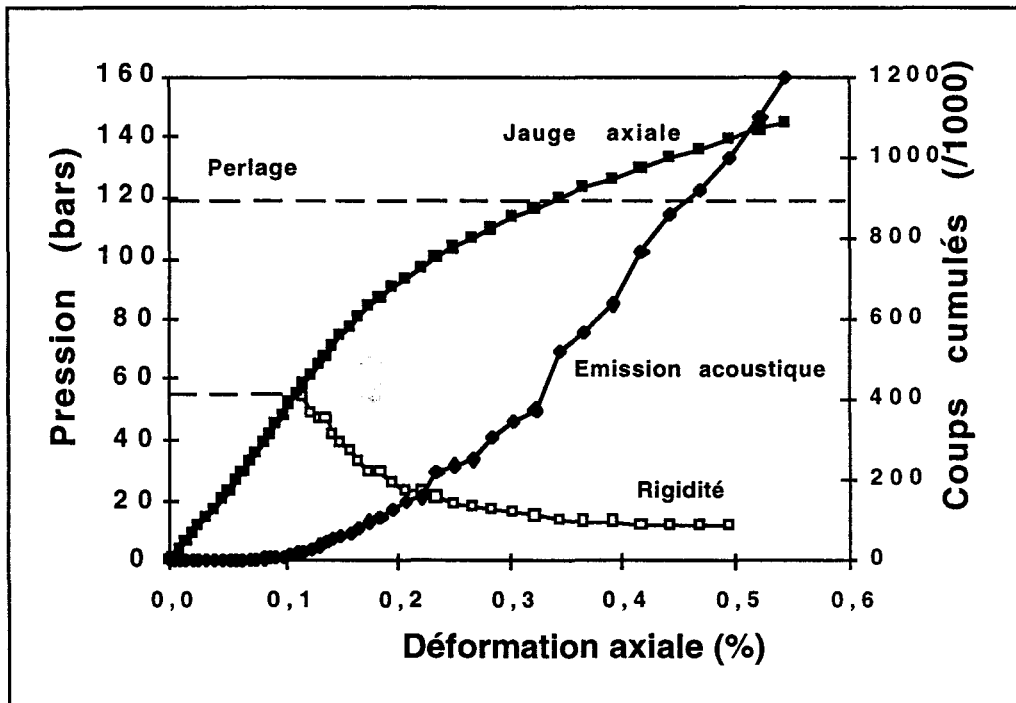


fig. 4-4 - Loi de comportement instantané axial, émission acoustique et rigidité apparente à 23°C - Tube verre / vinylester

Pour le coude, ce phénomène est moins marqué, confirmant ainsi la progressivité de la propagation des fissures (fig.4-5).

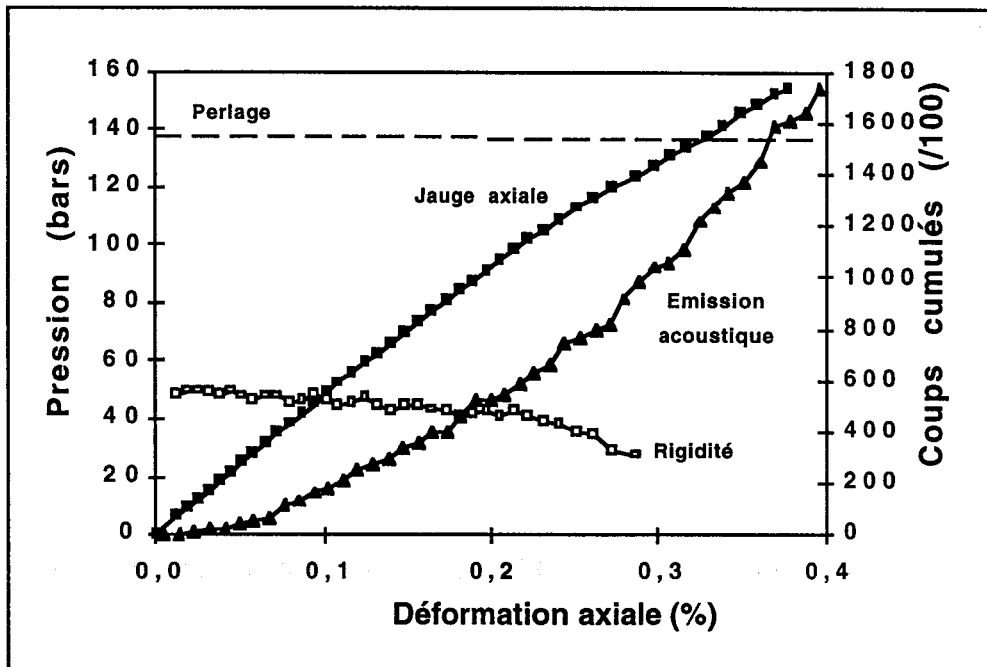


fig. 4-5 - Loi de comportement instantané axial, émission acoustique et rigidité apparente à 23°C - Coude verre / époxy Vet 2355

Compte tenu des résultats présentés ci-dessus et de l'analyse des déformations faites au § 3-2-2, nous en déduisons que pour un chargement monotone croissant, ni la qualité spécifique de l'ensimage du Vet 2355, ni le déséquilibre supplémentaire du tissu Ahlstrom (920 Tex au lieu de 900 Tex dans le sens trame du tissu, i.e. l'axe du coude) ne mettent en évidence un comportement de structure particulier.

Ces différences de constitution n'ont pas d'influence significative sur le comportement mécanique du stratifié. Elles sont, en fait, masquées par le type de renfort employé (bandes de tissu superposées et juxtaposées) et la complexité des efforts développés dans la structure.

4-1-2 / Chargement constant (fluage)

Afin de saisir l'ensemble des mécanismes de fissuration, nous avons enregistré, au cours du temps, l'évolution des déformations de structures soumises à un chargement constant. Les jauges sont situées à l'extrados, suivant les directions axiale et circonférentielle.

La figure 4-6 montre que la structure continue de se déformer au cours du temps. L'augmentation des déformations, qui correspond à une diminution de rigidité apparente, révèle la propagation des endommagements au sein du matériau mais d'une manière extrêmement lente, comme le confirme la pente de la courbe.

La pression appliquée étant située au-dessus des fins de linéarité axiale et circonférentielle détectées sous chargement croissant, le matériau est partiellement fissuré dès la mise en charge. Cependant, suivant le niveau de pression appliquée, la structure peut demeurer longtemps étanche.

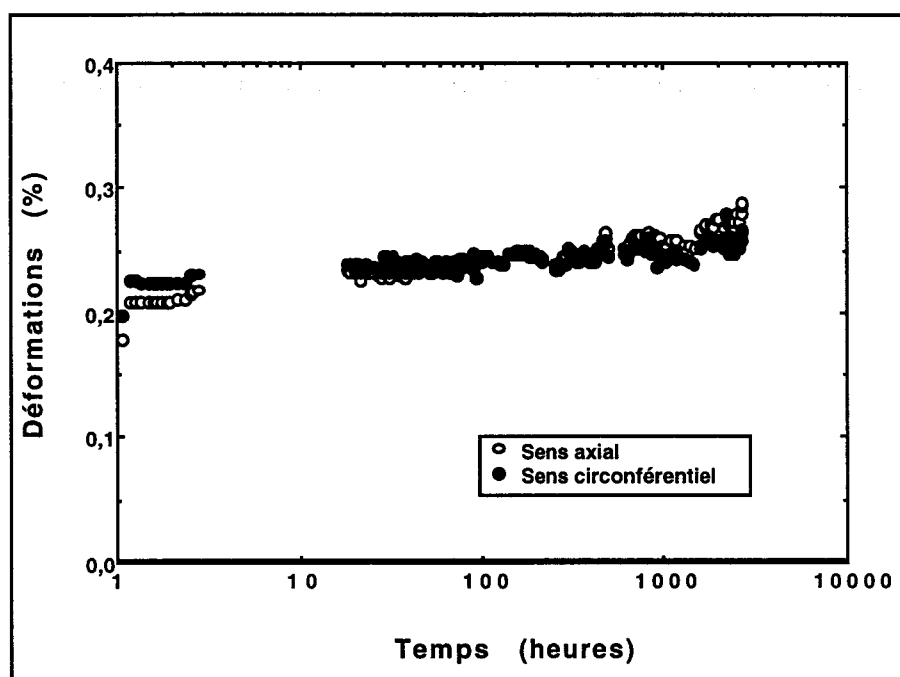


fig. 4-6 - Evolution des déformations en fluage - Vet 2355 à 120 bars

Il reste difficile d'interpréter ou de prévoir, à la seule vue des résultats, le perlage du coude, puisque les mesures effectuées reflètent, en fait, des phénomènes locaux. Contrairement aux tubes, où les déformations sont axisymétriques, l'établissement d'un critère de fissuration pour la structure entière reste assez délicat.

Le tableau 4-7 illustre la dispersion inhérente à ce type d'essai quelle que soit la famille de coude considérée. Pour chacune d'entre elles et pour une valeur de pression donnée, le temps de perlage peut varier de plusieurs décades avec une répartition aléatoire des fuites le long de la génératrice extradados.

| Vet 2355 | | |
|-----------------|-----------------|-------------------------------------|
| Pression (bars) | Nombre d'heures | Localisation des fuites |
| 130 | 6 | 330 à 380 mm - Extrados |
| | 27 | 270 à 300 mm - Extrados et latéral |
| | > 6 492 | Pas de perlage |
| 125 | 1 373 | {275 à 340 mm - Latéral |
| | > 6 420 | {430 à 460 mm - Extrados et latéral |
| | | Pas de perlage |
| 120 | 78 | 330 à 380 mm - Extrados |
| | 498 | 320 mm - Extrados |
| | > 3 660 | non représentatif |
| 115 | > 6 876 | Pas de perlage |
| 110 | 266 | 180 à 200 mm - Extrados |
| | > 7 044 | Pas de perlage |
| Ahlstrom | | |
| Pression (bars) | Nombre d'heures | Localisation des fuites |
| 140 | > 456 | non représentatif |
| | > 456 | non représentatif |
| 130 | 566 | 305 à 340 mm - Extrados |
| 125 | > 566 | non représentatif |
| 120 | 303 | 340 à 370 mm - Extrados et latéral |
| | 342 | 515 à 540 mm - Extrados et latéral |
| | 936 | 310 à 350 mm - Latéral |

- Les distances donnent la position et l'étendue de la zone de perlage par rapport à l'extrémité du coude qui reçoit le raccord d'arrivée de pression
- L'appellation extrados signifie que la zone de fuite est sur la génératrice extrados
- L'appellation latéral signifie que la zone de fuite est sur les génératrices voisines de la génératrice extrados
- Les caractères en gras soulignent dans la première colonne le nombre de cycles maximum, et dans la seconde la fuite la plus proche du plan médian du coude

fig. 4-7 - Zones de fuites en fluage - Vet 2355 et Ahlstrom

Comme cela a été fait pour les déformations, il est possible de présenter l'évolution des rigidités suivant les différentes directions en fonction du temps (fig.4-8).

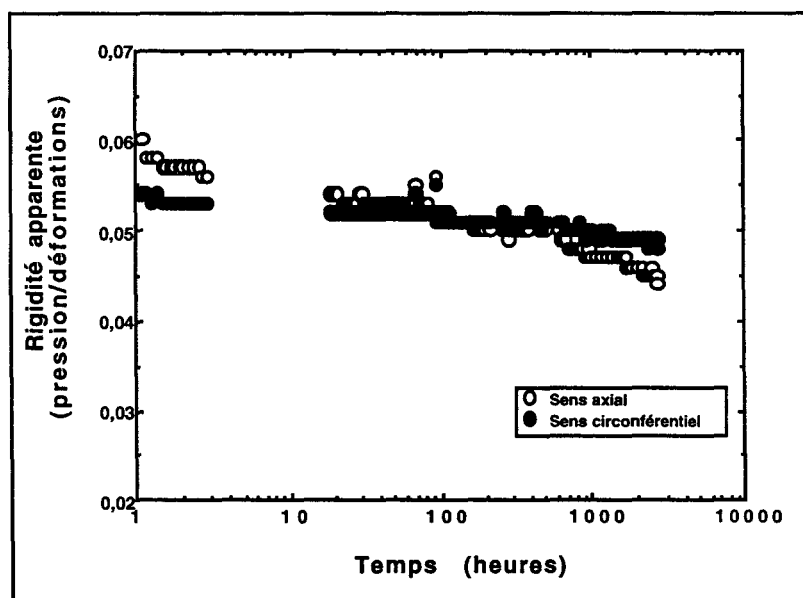


fig. 4-8 - Evolution de la rigidité apparente en fluage - Vet 2355 à 120 bars

On montre ainsi une diminution rapide des rigidités au début de l'essai, due non seulement à la propagation des fissures existantes, mais aussi, vraisemblablement, à l'apparition de nouvelles fissures et au fluage de la matrice. Ce phénomène se stabilise très vite, puis les rigidités évoluent de façon régulière au rythme de la propagation des fissures.

Une différence de cinétique apparaît entre les deux directions, puisque la perte de rigidité s'accélère après un certain temps, suivant la direction axiale. La discontinuité des renforts et leur mauvais alignement lors du bobinage influencent très certainement cette propagation de fissures en fluage.

4-1-3 / Chargement cyclique (fatigue dynamique)

Le tableau récapitulatif des essais (fig.4-9) montre que les fuites se situent à l'extrados de la partie coudée.

Le nombre de cycles admissibles par les structures présente cependant une certaine dispersion. Indépendamment de la famille, et pour une pression donnée, le plus grand nombre de cycles est obtenu très majoritairement par la structure qui perle au plus près du coude extrados (aux environs de 440 mm). Si la structure ne présentait pas de perlage local prématuré au voisinage de la partie droite, il se produirait inévitablement, de façon homogène et uniforme à l'extrados, avec des propriétés et des caractéristiques bien supérieures à celles obtenues.

| Vet 2355 | | |
|------------------------|----------------------|---|
| Pression (bars) | Nombre cycles | Localisation des fuites |
| 120 | 2 329 | 330 à 360 mm - Extrados |
| | 2 489 | 320 à 370 mm - Extrados |
| 115 | 6 030 | 360 à 380 mm - Latéral + 310 à 330 mm - Extrados |
| | 5 238 | 330 à 360 mm - Latéral |
| 110 | 2 504 | 280 à 340 mm - Extrados |
| | 4 898 | 510 à 550 mm - Extrados |
| 105 | 169 742 | 360 mm - Extrados |
| | 33 250 | 305 à 340 mm - Extrados |
| | 34 171 | 270 à 310 mm - Extrados |
| | 2 394 | 230 à 280 mm - Extrados |
| 100 | 9 644 | 340 à 360 mm - Extrados |
| | 7 203 | 400 à 470 mm - Extrados + latéral |
| 90 | 201 411 | 400 à 420 mm - Extrados |
| | 87 411 | 290 à 340 mm - Extrados |
| 85 | 16 427 | 390 à 400 mm - Extrados |
| | 38 886 | 290 à 310 mm - Extrados |
| | > 109 773 | Pas de perlage |
| | 645 547 | 300 à 330 mm - Extrados |
| 75 | 2 344 605 | 350 à 400 mm - Extrados |
| | 2 639 050 | 340 à 390 mm - Extrados |
| | 2 674 671 | 330 à 380 mm - Extrados |
| | 2 881 635 | 400 à 470 mm - Extrados |
| Ahlstrom | | |
| Pression (bars) | Nombre cycles | Localisation des fuites |
| 105 | 6 148 | 280 à 320 mm - Extrados |
| | 9 244 | 370 à 410 mm - Extrados |
| 95 | 3 846 | 290 à 310 mm - Extrados |
| | 16 619 | 550 à 570 mm - Extrados |
| 90 | 32 004 | 500 à 530 mm - Extrados |
| | 107 019 | 350 à 440 mm - Extrados |
| | 38 921 | 300 à 350 mm - Extrados |
| | 67 749 | 350 à 400 mm - Extrados |
| 85 | 35 673 | 290 à 330 mm - Extrados |
| | > 1 043 036 | Pas de perlage |
| | > 2 048 331 | Pas de perlage |
| | > 2 208 928 | Pas de perlage |

- Les distances donnent la position et l'étendue de la zone de perlage par rapport à l'extrémité du coude qui reçoit le raccord d'arrivée de pression
- L'appellation extrados signifie que la zone de fuite est sur la génératrice extrados
- L'appellation latéral signifie que la zone de fuite est sur les génératrices voisines de la génératrice extrados

fig. 4-9 - Zones de fuites en cyclique - Vet 2355 et Ahlstrom

L'instrumentation des coudes permet d'étudier l'évolution des endommagements au sein du matériau en cours d'essai (fig.4-10). Les phénomènes observés sont plus marqués qu'en fluage, dans la mesure où l'essai de fatigue sollicite plus sévèrement le composite avec notamment des courbes de déformations en fonction du temps plus incurvées.

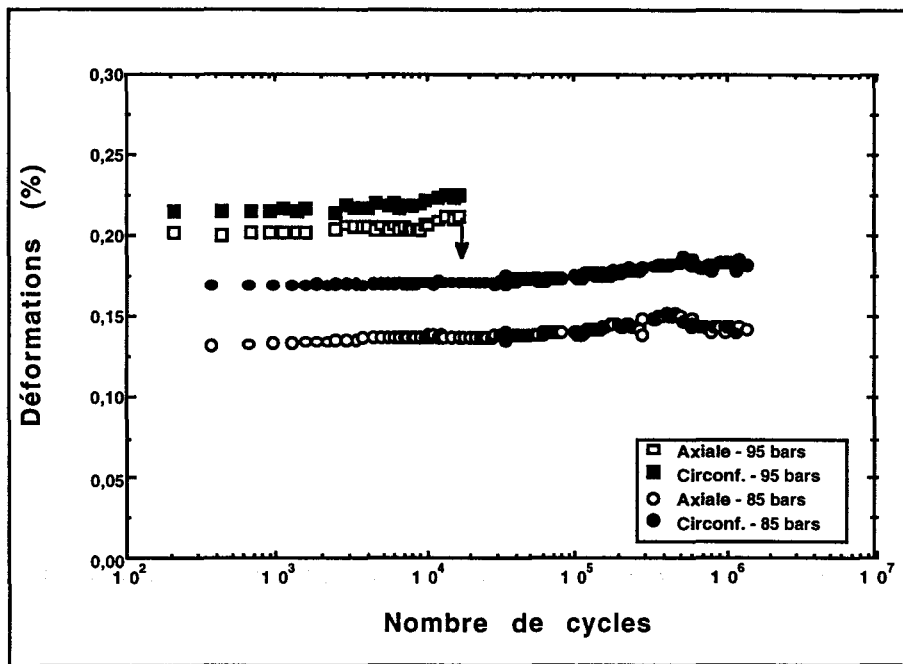


fig. 4-10 - Evolution des déformations en cyclique Ahlstrom 85 et 95 bars

Même si expérimentalement le perlage se produit rarement à l'extrados, les jauges montrent que l'ensemble de la structure participe aux déformations et que le matériau est largement fissuré avant le perlage. Ceci est confirmé par les coupes microscopiques réalisées sur l'ensemble de la structure (§4-3-3).

Il s'agit d'une phase d'accumulation de fissures qui a une durée plus ou moins longue, en fonction de l'énergie apportée à chaque cycle. La structure dissipe cette énergie en créant de nouvelles fissures ou en propageant celles qui existent déjà.

La figure 4-10 illustre ce phénomène puisque les deux coudes présentent des allures similaires à l'initiation, et pendant la propagation des fissures. Toutefois le perlage local d'une des structures a prématurément arrêté l'essai. Ce perlage n'ayant eu lieu qu'à l'extrados (i.e. sous la jauge), l'instrumentation ne nous permet pas de savoir si, localement, une différence de cinétique de propagation s'est créée.

Le temps de perlage dépend fortement du niveau de pression, donc de l'énergie à dissiper (fig.3-50 et 3-51). Pour le cas particulier des coudes Ahlstrom, une diminution de pression de cyclage de seulement 10 bars permet de multiplier la résistance au perlage en fatigue d'un coefficient 100 (de 95 à 85 bars, fig.3-50).

L'examen de la perte de rigidité apparente (fig.4-11) confirme que la fissuration en fatigue cyclique est un processus d'endommagement continu et progressif.

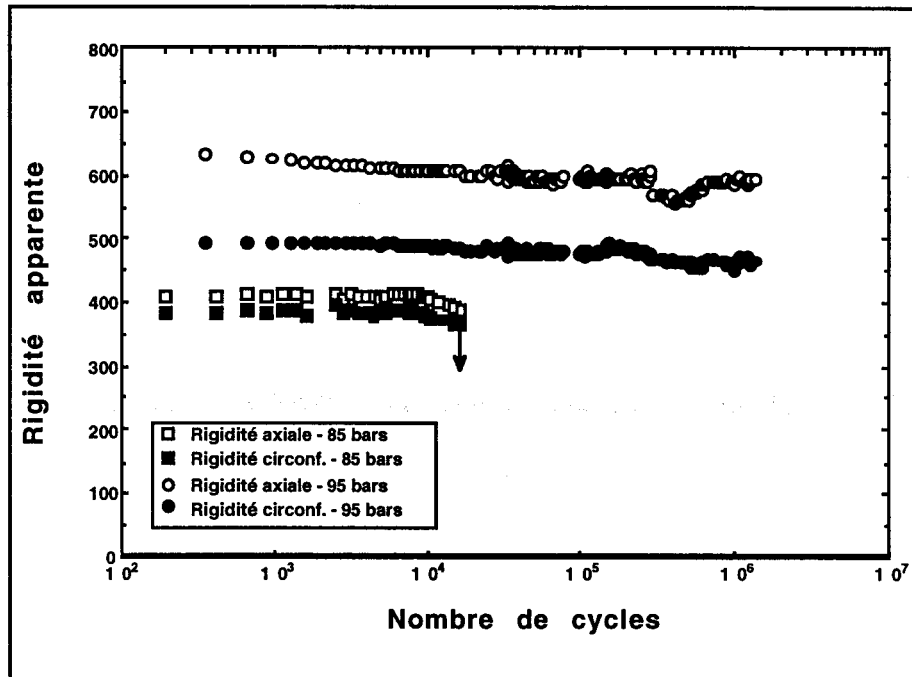


fig. 4-11 - Evolution de la rigidité apparente en cyclique Ahlstrom 85 et 95 bars

Lorsque la pression est élevée, il semble que la structure n'a pas le temps d'atteindre un seuil admissible d'accumulation de fissures de façon homogène avant qu'un perlage ne se produise. Ce sont alors les phénomènes locaux qui conditionnent et limitent les potentialités de la structure.

Pour une pression faible, les fissures paraissent avoir le temps de se créer, de se propager et de s'accumuler sur l'ensemble de la structure, ainsi que suivant l'épaisseur de la paroi. En admettant l'existence d'un seuil d'accumulation de fissures, théorie déjà avancée par certains auteurs et pour d'autres types de sollicitation [22-23-24-25], on peut considérer que le perlage se produit une fois ce seuil atteint. La fissuration est alors homogène au sein du matériau engendrant un perlage localement uniforme, à la condition que le liner intérieur soit lui aussi fissuré.

La compréhension des mécanismes de fissuration en fatigue présente donc un intérêt fondamental en ce qui concerne la conception et l'utilisation optimales des coudes.

4-2 / TYPOLOGIE DES ENDOMMAGEMENTS MICROSCOPIQUES OBSERVES

Les structures testées au § 4-1 pour différentes lois de chargement permettent l'étude des modes de fissurations associés à ces sollicitations et de l'influence de la qualité de fabrication sur la propagation des endommagements.

Ainsi, le nombre de fissures, leur répartition, leurs formes, leurs dimensions, leurs directions, leurs cheminements sont autant de paramètres qui vont permettre de distinguer des mécanismes d'initiation et de propagation représentatifs des cas étudiés.

Une représentation schématique définit l'allure des découpes et des empilements de renforts (fig. 1-10 et 4-12). Les mèches de tissu sont symbolisées par des ellipses et des ondulations suivant que la découpe est perpendiculaire ou longitudinale aux renforts.

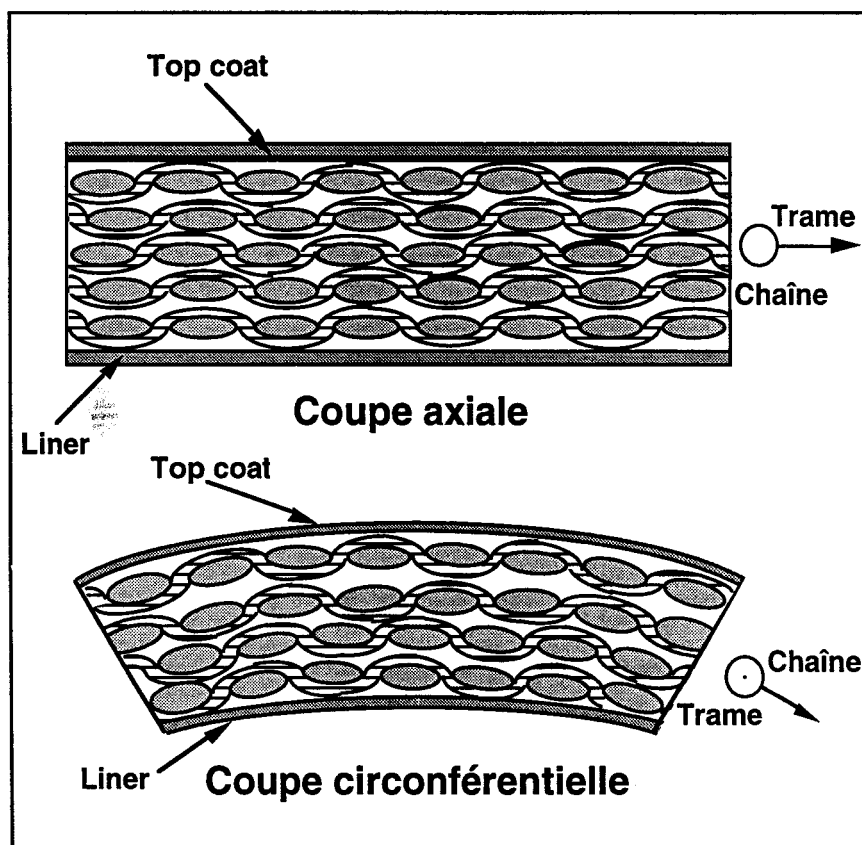


fig. 4-12 - Schéma représentatif des prélèvements et observations axiales et circonférentielles

Au total, 26 coudes et 8 tubes ont été examinés suivant les axes de symétrie principaux, c'est-à-dire que pour chacun on a prélevé 10 échantillons axiaux et 10 circonférentiels régulièrement disposés dans les sections courbes (cf.fig.3-1).

Indépendamment des directions de découpe ou des lois de pression, deux grandes familles de fissures se distinguent au sein du matériau :

- des fissures dites transverses (fig.4-13 et 4-14),
- des fissures planes (fig.4-15 et 4-16).

Les observations microscopiques permettent de relever l'ensemble des fissures et défauts présents, et de les synthétiser suivant les directions d'observation (fig.4-17 et 4-18).

Ces figures définissent l'ensemble des termes descriptifs qui servent de base à l'interprétation des mécanismes de fissuration.

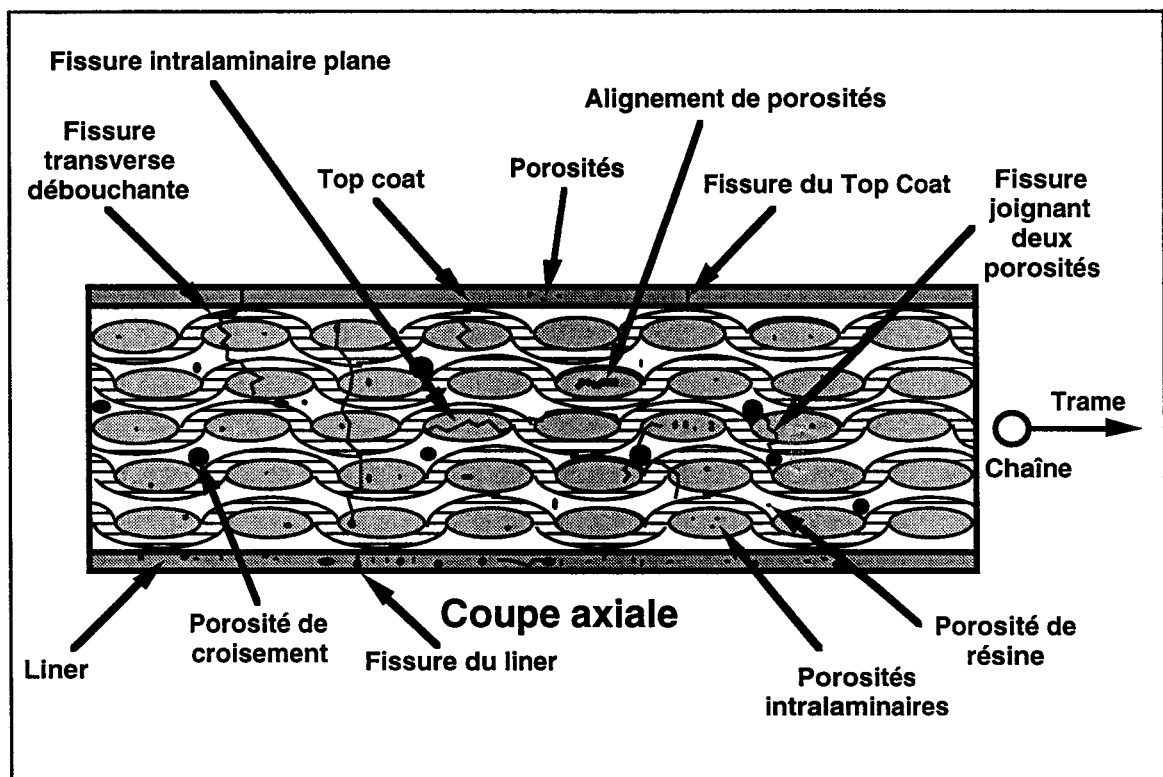


fig. 4-17 - Dénominations et présentations des fissures observables
Sens axial

Fissures transverses

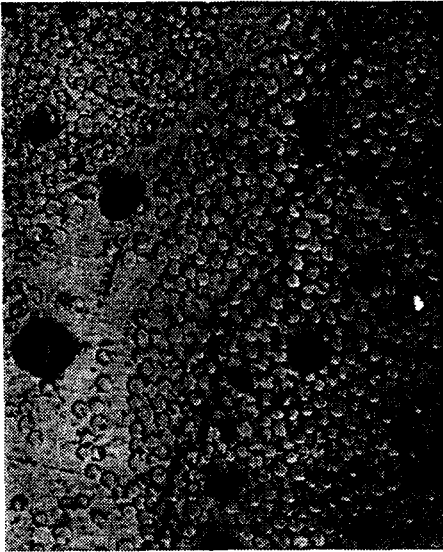


fig.4-13 - Fissures transverses - x 186
Découpe axiale - Centre de la paroi - Génératrice
extrados, section F (cf.fig.3-1) - Vet 2355, chargement
monotone croissant - Perlage à 129 bars

Commentaires :

- Fissure transverse cheminant verticalement à l'intérieur d'une mèche de tissu
- Fissure se propageant de fibre en fibre, en suivant leur pourtour, i.e. sollicitant directement l'interface verre / résine
- Implication de porosités traversées de part et d'autre par la fissure, ne modifiant pas sa progression



fig.4-14 - Fissures transverses - x 84
Découpe axiale - Côté top-coat - Génératrice extrados
section F (cf.fig.3-1) - Vet 2355, chargement monotone
croissant - Perlage à 129 bars

Commentaires :

- Fissure transverse se propageant verticalement de mèche en mèche et traversant une couche de résine
- Porosités impliquées dans la progression de la fissure
- Noter le changement d'inclinaison de la fissure lorsqu'elle passe d'une mèche à l'autre (vers le bas de la photo) lorsque l'orientation des renforts est différente d'un pli à l'autre

Fissures planes

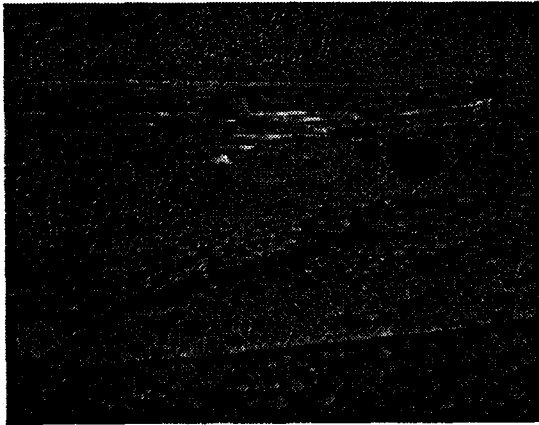


fig.4-15 - Fissures planes - x 84
Découpe axiale - Côté liner - Génératrice extrados,
section E (cf.fig.3-1) - Vet 2355, chargement
monotone croissant - Perlage à 129 bars

Commentaires :

- Fissure plane se propageant sur le pourtour de la mèche et la traversant pour déboucher sur l'intérieur de la structure
- Porosités entre les plis de renforts, disposées dans la matrice
- Vue du liner (bas de la photo); couche protectrice de la paroi structurale

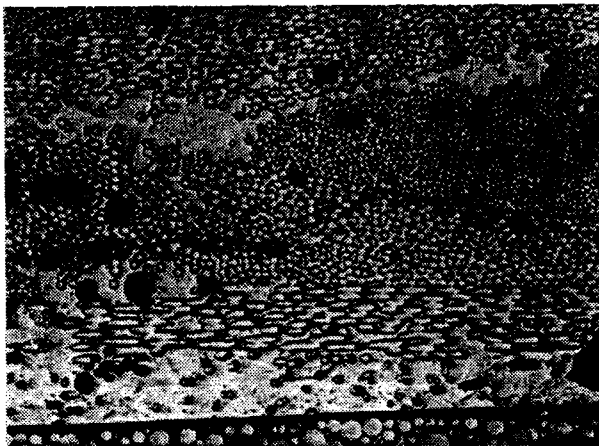


fig.4-16 - Fissures planes - x 84
Découpe axiale - Côté liner - Génératrice extrados,
section F (cf.fig.3-1) - Vet 1526, chargement cyclique
Consigne à 60 bars

Commentaires :

- Fissure plane intérieure à une mèche, se propageant sur le pourtour des fibres
- Porosités intralaminaires traversées par la fissure
- Légères décohésions de la partie supérieure des mèches

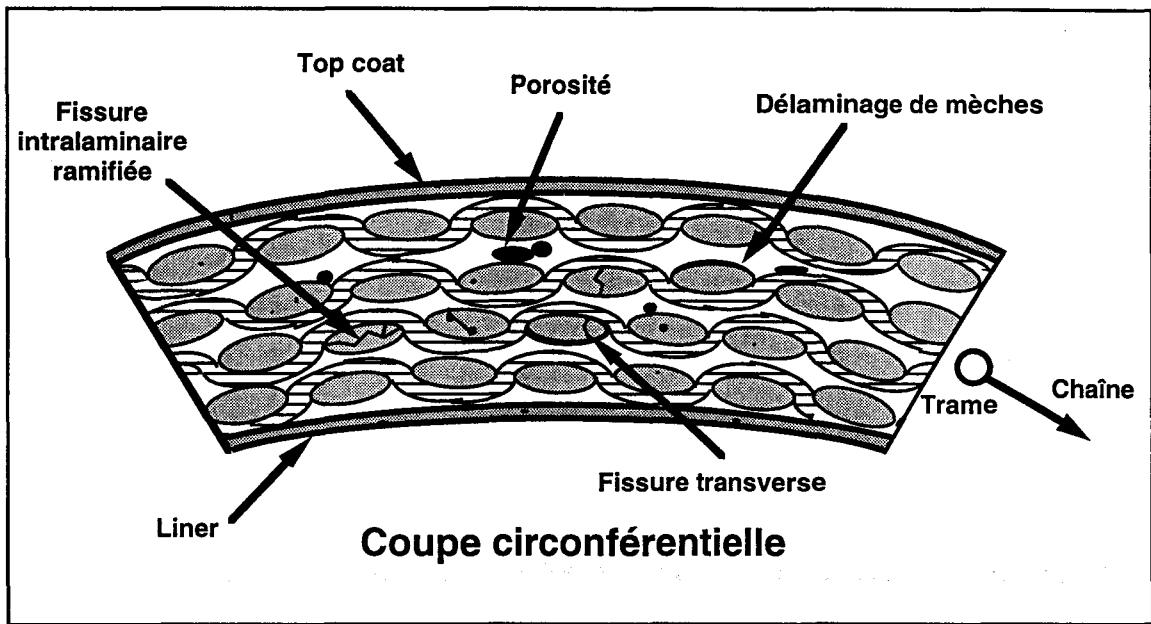


fig. 4-18 - Dénominations et présentations des fissures observables
Sens circérentiel

4-3 / INTERPRETATION DES MECANISMES

L'observation des coupes microscopiques permet de dégager un certain nombre de constatations et de commentaires, que l'on peut synthétiser en des rubriques d'ordre général, c'est-à-dire communs à tous les modes de chargement, ou au contraire caractéristiques de la loi de chargement employée.

4-3-1 / Commentaires généraux

L'ensemble des observations montre de façon évidente que les fissures dans les coupes axiales sont bien plus importantes que les fissures dans les coupes circérentielles. Les coupes suivant l'axe présentent en effet un nombre, une densité et des dimensions de fissures (largeur, longueur) très supérieurs.

La distribution des endommagements au sein des structures coude se caractérise par la présence de quelques dissymétries. La première concerne la répartition des fissures de part et d'autre du plan médian. Les parties les plus sérieusement endommagées sont les sections D / E / F situées du côté de l'arrivée de pression (cf. §3-1-1).

Ce déséquilibre dans la distribution des fissures s'explique, en fait, par des variations d'épaisseurs locales qui persistent encore, malgré notre modification de géométrie pour obtenir une structure plus régulière. Ce phénomène ponctuel est très reproductible, dans la mesure où le sens de fabrication et le sens d'essai sont parfaitement identifiés et toujours semblables. Ceci perturbe considérablement la pérennité même de la structure puisque la grande majorité des perlages a lieu dans cette zone.

Une autre dissymétrie de répartition des endommagements existe dans l'épaisseur de la paroi. En effet, on trouve le plus grand nombre de fissures au centre et dans la moitié intérieure (côté liner) des échantillons. La moitié extérieure de l'épaisseur (côté top-coat) est peu fissurée, sauf dans les zones de perlage. Cette remarque laisse d'ores et déjà présager une certaine progression dans le processus d'endommagement. Le fait que notre structure ne soit pas symétrique par rapport au plan moyen de l'épaisseur (5 allers-retours) peut expliquer une partie de ces phénomènes.

En plus des dissymétries, d'autres phénomènes parasites viennent influencer les mécanismes de fissuration. Ainsi, des concentrations de contraintes locales sont générées lorsque les renforts forment des ondulations, au lieu d'être disposés en nappes parfaitement planes. Ces ondulations sont engendrées lors de la dépose du ruban par un défaut d'équitension du tissu. Les fissures qui apparaissent durant l'essai sont alors plus importantes que les endommagements classiques. Leur allure générale oblique, considérée comme une combinaison de propagations transverses et laminaires, est caractéristique (fig.3-80, 3-81, 3-82). Notons que les zones épaisses présentent plutôt des fissures planes, dues à des délaminages locaux.

En ce qui concerne les porosités, leur rôle n'est pas toujours facile à mettre en évidence. Il semble toutefois être déterminant, tant dans l'initiation, que dans la propagation des endommagements. En effet, on constate que la plupart des porosités sont traversées par une ou plusieurs fissures, ou qu'elles sont à l'origine des endommagements (fig.3-78, 3-79).

Deux principaux types de porosités se distinguent. On en trouve d'une part de dimensions importantes et de forme généralement circulaire, situées dans la

résine à l'intersection des renforts chaîne et trame. Cette intersection crée effectivement un espace qui peut emprisonner de l'air lors du bobinage, s'il n'est pas comblé par la résine. D'autre part, on trouve des porosités à l'intérieur des mèches de tissu. Elles sont généralement nombreuses, de petite taille, et n'ont pas de forme particulière. Elles sont générées par une mauvaise pénétration de la résine au coeur des mèches lors de l'imprégnation du renfort (cf. planches partie 3).

Enfin, les fissures débouchant côté top-coat sont rares et sont exclusivement situées dans la zone de perlage. Cela suppose donc que l'eau n'a pu traverser la paroi qu'au moment où les fissures sont finalement apparues dans cette partie du coude. La fissuration de la partie supérieure de la paroi constitue donc l'étape finale du processus d'endommagement.

Les fissures débouchant côté liner sont, quant à elles, exceptionnelles, l'élasticité du liner lui permettant de suivre les déformations de la structure sans s'endommager, et donc d'assurer correctement l'étanchéité.

4-3-2 / Chargement monotone croissant

Afin de mieux comprendre l'initiation et la propagation des endommagements, une pressurisation partielle est réalisée sur un coude de chaque famille. Le seuil de pression est arbitrairement fixé à 85 bars, ce qui correspond à la fin de linéarité circonférentielle déterminée macroscopiquement au § 3-3-2-2.

De façon générale, les fissures observées ici sont de très petite taille (microfissures) confirmant que la fin de linéarité macroscopique correspond effectivement au début du processus d'endommagement.

Les deux familles de renforts présentent des faciès identiques de fissuration suivant les différentes directions d'observation, à savoir (fig.4-19 et 4-20) :

- microfissures transverses dans les mèches perpendiculaires aux observations (1),
- microfissures peu nombreuses, de petite taille, ne traversant pas entièrement les mèches, généralement initiées à partir de porosités ou les traversant (2),

- microfissures axiales peu nombreuses,
- microfissures dans toute l'épaisseur de la paroi,
◇ sur toute la longueur du coude pour le sens axial,

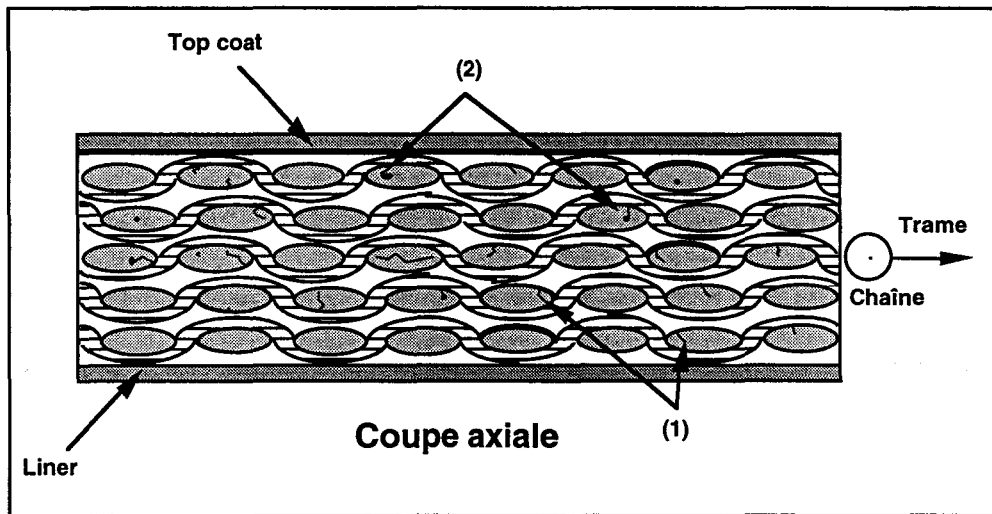


fig. 4-19 - Coupe axiale - Vet 2355 (85 bars)

- ◇ dans le sens circonférentiel uniquement pour certaines sections,
- D et E (Vet 2355),
- D, E, F, G (Ahlstrom),

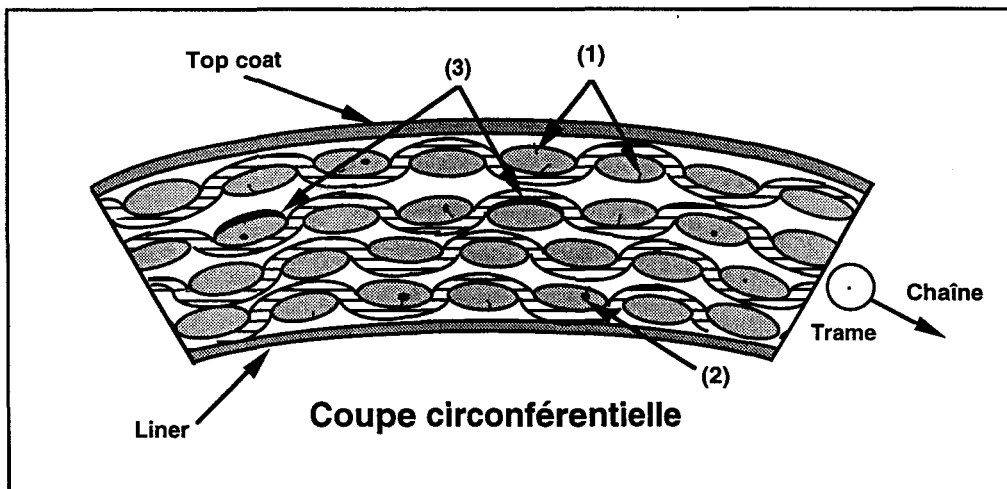


fig. 4-20 - Coupe circonférentielle - Ahlstrom (85 bars)

- microfissures circonférentielles très peu nombreuses (Vet 2355) ou peu nombreuses (Ahlstrom),
- délaminages de mèches suivant le sens circonférentiel (milieu et partie supérieure - Ahlstrom) (3).

Une distinction de comportement entre les deux familles est encore une fois délicate à établir. Néanmoins, les observations montrent que, pour une pression identique et supérieure à la fin de linéarité circonférentielle, le nombre de fissures initiées est plus important pour la famille Ahlstrom. Ceci est d'autant plus vrai suivant la coupe circonférentielle, fissurée sur une large superficie.

Une autre différence vient du mode d'endommagement plan, qui est plutôt intralaminare aux mèches pour le Vet 2355 et souvent constitué de délaminages de mèches pour la famille Ahlstrom. La qualité de l'ensimage peut peut-être intervenir ici dans la mesure où il confère une meilleure cohésion à la mèche. Cependant, cette différence de mécanisme n'influence en aucun cas les résultats macroscopiques obtenus précédemment au perlage, cette "supériorité" de résistance éventuelle n'étant donc que très relative.

4-3-3 / Chargement cyclique

Nous nous sommes attachés à mettre en évidence certaines caractéristiques microscopiques de coudes sévèrement sollicités. Pour cela, des structures testées en fatigue cyclique à différents niveaux de pression ont été analysées.

Pour une pression de cyclage élevée, la résistance au perlage est conditionnée par la résistance locale à la fissuration. La moindre faiblesse de la structure facilite l'initiation et la propagation des fissures. Ainsi, on constate souvent que ces dernières cheminent de porosité en porosité. De plus, la forte énergie transmise au matériau se traduit par un comportement "fragile" dans la mesure où les fissures sont continues et presque rectilignes de pli en pli. Cette hypothèse est renforcée par la présence de délaminage de mèches entières.

Pour une faible pression de cyclage, l'ensemble de la structure participe à la fissuration. Chaque échantillon observé semble ainsi avoir accumulé un certain nombre de fissures, dissipant de façon continue et progressive l'énergie apportée par l'essai de fatigue. La création d'un chemin continu entre l'intérieur et l'extérieur de la structure nécessite donc un "certain temps". Contrairement à la pression élevée, la "faible" énergie transmise au matériau assure non plus un délaminage mais une fissuration intralaminare plane des mèches. Dans ce cas,

les deux types de fissurations, transverse et intralaminare plane, coexistent sur l'ensemble de la structure. Cette tendance semble indépendante du type de renfort puisque Herbeaux a trouvé les mêmes tendances sur des tubes en enroulement filamentaire soumis à de la fatigue [41].

D'importantes similitudes existent entre les endommagements à chargement cyclique (notamment à pression élevée) et ceux obtenus à chargement monotone croissant. Le critère de fin d'essai (perlage, i.e. apparition d'un chemin continu à travers la paroi de la structure) ne permet pas de mettre en évidence des fissures ou des modes d'endommagement spécifiques à la loi de pression utilisée. Seul le chargement cyclique à faible pression semble développer localement des endommagements particuliers (fissures intralaminaires planes).

4-3-4 / Chargement constant

Les faciès des fissures présentées par ce type de chargement sont identiques à ceux observés précédemment en fatigue et en chargement monotone croissant.

D'autres auteurs ont déjà constaté cette similitude de fissuration entre des chargements aussi différents que le sont le fluage et le chargement monotone croissant, mais pour des structures tube d'épaisseur constante fabriquées par enroulement filamentaire [64-66].

L'expérience montre que les pressions de consigne en fluage appliquées aux coudes sont toutes au-dessus du seuil de fin de linéarité (minimum réalisé 100 bars). En pratique, cette consigne de pression est atteinte de la même manière que lors de l'essai à chargement monotone croissant. Les fissures se développent donc initialement de façon identique.

Le matériau est forcément fissuré au début du test, et le temps mis par la structure pour perler représente le temps nécessaire aux endommagements pour se propager à travers la partie supérieure de la paroi et atteindre l'extérieur. Le niveau de pression n'influence donc que la cinétique de propagation et les observations microscopiques montrent que ce dernier processus ne se caractérise pas par une allure particulière des fissures alors créées.

4-3-5 / Mécanismes de fissuration

Les premiers endommagements qui apparaissent au sein des matériaux composites sont perpendiculaires aux fibres (fig.4-21). Or, un tissu présente deux directions orthogonales de renfort, soit :

◇ le sens chaîne du tissu, placé suivant le sens circonférentiel du coude et sollicité perpendiculairement par les contraintes axiales

◇ le sens trame du tissu, placé suivant le sens axial du coude et sollicité perpendiculairement par les contraintes circonférentielles.

Nous avons montré que pour la structure coude, le sens axial est le plus sensible puisque la fin de linéarité est décelée beaucoup plus tôt suivant cette direction.

L'endommagement débute donc par la fissuration transverse des mèches 600 tex du tissu (placées suivant la circonférence), pour se développer, presque simultanément, au sein des mèches 900 tex (placées suivant l'axe du coude).

Les coupes microscopiques confirment que ces premiers endommagements s'initient dans les mèches par des fissures transverses partielles. Celles-ci se propagent ensuite à travers la mèche entière, jusqu'à sa fissuration complète (fig.4-22 et 4-23). Les clichés montrent très clairement l'importance des fissures des coupes axiales. En revanche, les fissures des coupes circonférentielles demeurent rares, de petite taille (microfissures), et donc difficilement observables.

La variation progressive de la pente des courbes pression / déformations illustre l'amorçage progressif de fissures transverses sur toute l'épaisseur de la paroi, leur croissance au sein de chacune des mèches, leur multiplication au centre du matériau, puis leur propagation vers les surfaces. Il est difficile de rattacher l'apparition des fissures intralaminaires planes à un mécanisme particulier dans la mesure où elles demeurent peu nombreuses et dispersées au sein du composite.

La compréhension de l'ensemble de ces mécanismes nécessite de considérer des phénomènes d'épaisseur intrinsèques à ce composite épais, tels que les contraintes perpendiculaires à la paroi, généralement négligées pour un tube (§5-3).

L'observation de coupes microscopiques de structures soumises à un chargement monotone croissant, à un chargement constant ou à un chargement cyclique, montre qu'il est difficile de distinguer des fissures caractéristiques du mode de sollicitation employé. Le critère de perlage (critère industriel) limite nos investigations ; si la rupture du matériau avait pu être atteinte, la fractographie aurait alors peut-être permis une analyse approfondie de la propagation des fissures au sein du matériau.

Finalement, on distingue deux catégories de fissures :

- des fissures transverses plutôt localisées dans les mèches, et générées par des efforts normaux aux fibres (fig.4-24),
- des fissures planes sur le contour extérieur des mèches (délaminages) ou à l'intérieur des mèches (fissures intralaminaires), dues à des efforts de cisaillement locaux (fig.4-27 et 4-28).

Dans un délai plus ou moins long, fonction de la valeur de pression et du mode de sollicitation, la combinaison de ces deux types de fissures (fig.4-25) entraîne la perte d'étanchéité de la structure, à condition que le top-coat et le gel-coat soient également fissurés (fig.4-26).

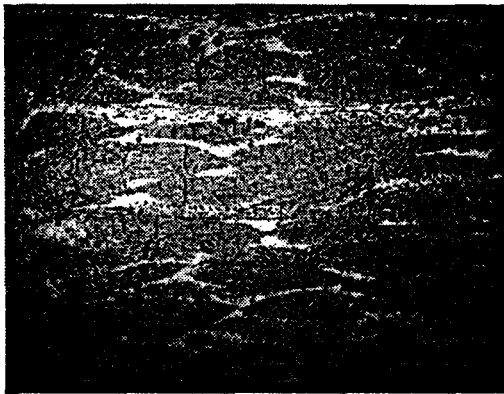


fig.4-21 - Mécanismes de fissuration - x12
Découpe axiale - Centre de la paroi - Génératrice
extrados, section F (cf.fig.3-1) - Vet 2355, chargement
monotone croissant - Perlage à 217 bars

Commentaires :

- Vue représentative de la fissuration axiale du stratifié tissu
- Nombreuses fissures transverses à l'intérieur des mèches
- Plis fissurés sur toute leur hauteur et souvent plusieurs fois par mèche

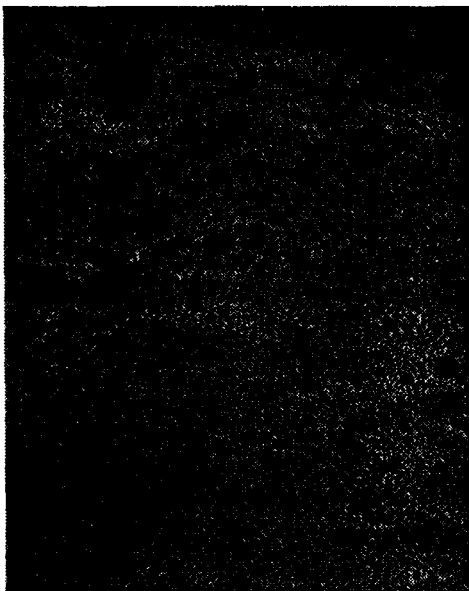


fig.4-22 - Mécanismes de fissuration - x27
Découpe axiale - Centre et top-coat - Génératrice
extrados, section H (cf.fig.3-1) - Vet 2355,
chargement monotone croissant
Pression maximale à 136 bars

Commentaires :

- Fissures transverses et obliques proches du top-coat, caractéristiques de la zone de perlage
- Changements de direction de propagation dus aux orientations des différents plis de renforts
- Fissures obliques qui se propagent à l'intérieur ou sur le pourtour des mèches
- Porosités de taille importante souvent traversées par les fissures

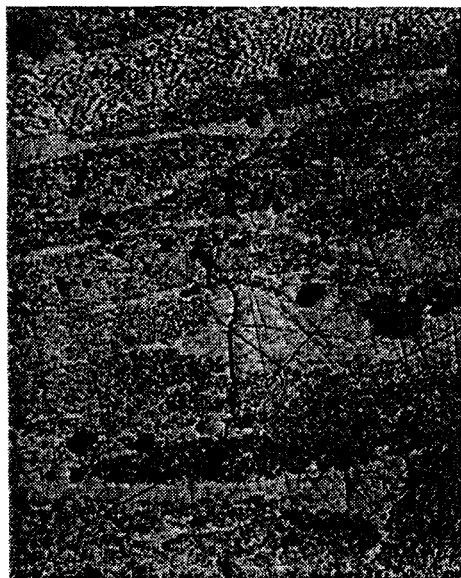


fig.4-23 - Mécanismes de fissuration - x27
Découpe axiale - Centre de la paroi -
Génératrice extrados, section G (cf.fig.3-1) -
Vet 2355 , chargement cyclique - Consigne à
120 bars

Commentaires :

- Fissures transverses dont le cheminement est sinueux à l'intérieur des plis, avec des changements locaux de direction de propagation
- Fissures transverses qui se propagent de façon fragile dans la matrice, avec des chemins verticaux presque rectilignes

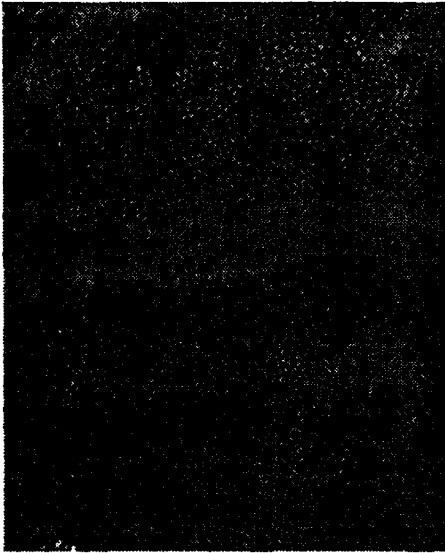


fig.4-24 - Mécanismes de fissuration - x 84
Découpe axiale - Centre de la paroi - Génératrice
extrados, section F (cf.fig.3-1) - Ahlstrom,
chargement cyclique - Consigne à 80 bars

Commentaires :

- Fissures transverses dans des plis superposés et séparés par une couche de résine
- Initiation d'un chemin de fissuration à l'intérieur de la matrice
- Apparition de microfissures diamétralement opposées et pas encore coalescentes

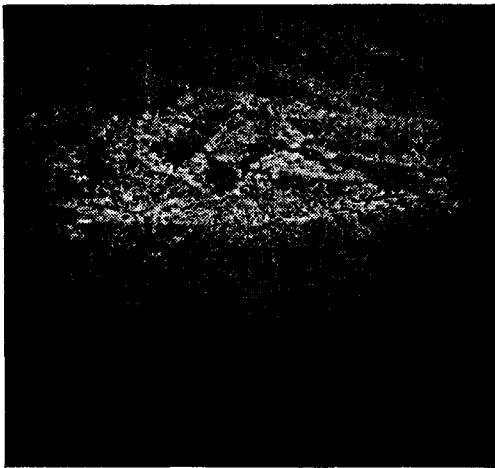


fig.4-25 - Mécanismes de fissuration - x 12
Découpe axiale - Centre de la paroi -
Génératrice extrados, section D (cf.fig.3-1) -
Vet 2355, chargement monotone croissant -
Pression maximale à 136 bars



fig.4-26 - Mécanismes de fissuration - x 27
Découpe axiale - Côté liner - Génératrice extrados -
Section G (cf.fig.3-1) - Vet 2355, chargement
croissant - Perlage à 118 bars

Commentaires :

- Vue représentative d'une zone endommagée
- Les fissures transverses et planes coexistent et se combinent créant ainsi un réseau complexe, qui conduit l'eau sous pression de l'intérieur à l'extérieur de la structure, où l'on décèle alors le perlage

Commentaires :

- Fissure qui traverse le liner et une partie de la mèche par le biais de porosités
- Propagations diverses à partir du front de fissure
- Apparition d'un réseau de fissures transverses et planes, se propageant ou rejoignant les fissures des autres mèches

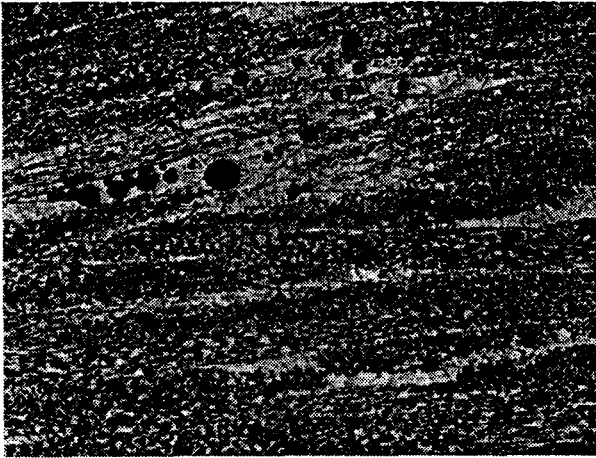


fig.4-27 - Mécanismes de fissuration - x 27
Découpe axiale - Centre de la paroi - Génératrice
extrados, section H (cf.fig.3-1) - Vet 2355,
chargement cyclique - Consigne à 120 bars

Commentaires :

- Délaminage intralaminaire qui semble être local puisqu'il s'initie et finit dans une seule mèche
- Propagation quasi horizontale

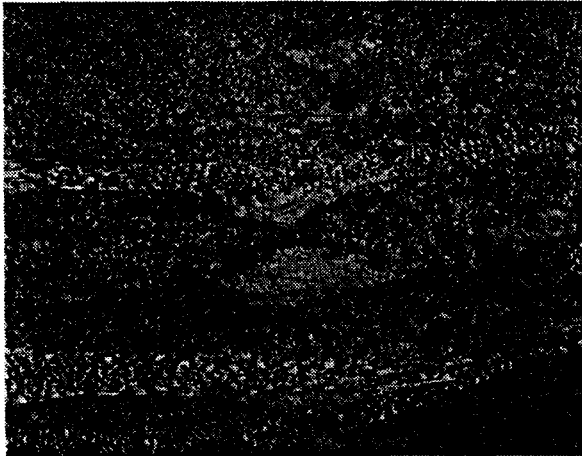


fig.4-28 - Mécanismes de fissuration - x 27
Découpe axiale - Centre de la paroi - Génératrice
extrados, section F (cf.fig.3-1) - Vet 2355,
chargement cyclique - Consigne à 120 bars

Commentaires :

- Délaminages des bords de mèches, vraisemblablement à l'intersection des renforts chaîne et trame
- Fissures de part et d'autre d'un amas de résine

4-4 / COMPARAISON AVEC DES TUBES

La structure coude ne nous a pas permis de distinguer de comportement particulier d'un type de renfort par rapport à un autre. Pour y remédier, nous nous affranchissons de cette géométrie complexe en étudiant leurs comportements respectifs sur une structure plus simple : le tube à épaisseur constante.

Cette étude sur tube doit donc être considérée comme une méthode simplifiée pour comprendre les modes d'endommagement des coudes. Aussi, ces conclusions ne sont pas directement transposables aux coudes, sachant que les épaisseurs et la répartition des contraintes sont différentes. Néanmoins, et dans la mesure du possible, nous comparons les observations faites sur les deux types de structure pour établir d'éventuelles similitudes.

Un paramètre supplémentaire est introduit ici, dans la mesure où on considère un nouveau type de renfort. Il s'agit du Vet 2355 Bis qui présente des caractéristiques identiques au Vet 2355, à l'exception, toutefois, du mode de tissage (cf. § 2-1-2).

4-4-1 / Caractéristiques géométriques et structurales

Les conditions opératoires et la fabrication des tubes sont rigoureusement identiques à celles des coudes, puisqu'obtenus par bobinage automatique d'une bande de tissu préalablement imprégnée de résine. La différence majeure vient du mandrin qui est cylindrique (fig.4-29).

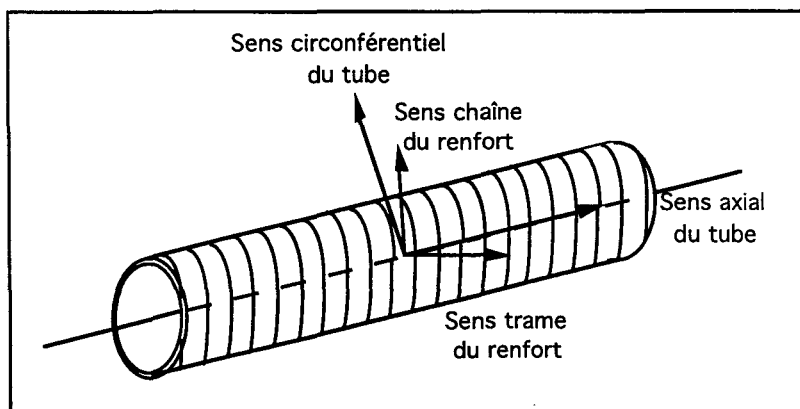


fig. 4-29 - Disposition des bandes de renforts - Structure tube

Ils sont obtenus par 3 allers-retours complets qui donnent aux tubes les caractéristiques suivantes (fig.4-30) :

| Caractéristiques | Vet 2355 | Vet 2355 Bis | Ahlstrom |
|------------------------------|-----------------|---------------------|-----------------|
| Longueur (mm) | 1.201 (± 2) | 1.204 (± 2) | 1.205 (± 1) |
| Masse (kg) | 3,24 (± 0,16) | 3,24 (± 0,10) | 3,46 (± 0,39) |
| Epaisseur de paroi (mm) | 4,89 (± 0,24) | 4,93 (± 0,28) | 5,17 (± 0,20) |
| Diamètre intérieur (mm) | 99,97 (± 0,03) | 99,89 (± 0,05) | 99,76 (± 0,07) |
| Largeur de bandes (mm) | 90,5 (± 5,3) | 82,9 (± 10,6) | 91,3 (± 8,5) |
| Angle de bobinage (°) | 8,7 (± 1,0) | 8,3 (± 1,8) | 8,7 (± 0,9) |
| Recouvrement des bandes (mm) | 41,0 (± 4,7) | 28,4 (± 13,2) | 40,5 (± 16,8) |
| Nombre moyen de bandes | 10,9 (± 1,1) | 9,1 (± 2,7) | 10,6 (± 0,9) |
| Densité | 1,67 (± 0,02) | 1,65 (± 0,02) | 1,65 (± 0,01) |
| % renforts en masse | 60,8 (± 1,5) | 58,9 (± 1,3) | 58,5 (± 1,4) |
| % vide | 3,49 (± 0,18) | 3,21 (± 0,41) | 3,25 (± 0,29) |

fig. 4-30 - Caractéristiques moyennes des tubes

La faible dispersion des mesures montre la bonne reproductibilité du procédé de fabrication, indépendamment du type de renfort employé.

La variation de largeur de bandes entre le Vet 2355 et le Vet 2355 Bis est imputée à la différence de tissage entre ces deux tissus. En effet, les ondulations alternées et plus serrées des fils de trame du Vet 2355 confèrent à la bande de tissu une rigidité transverse supérieure. Ainsi, la contraction transverse du tissu, due à la tension exercée sur la bande lors du bobinage, est beaucoup moins importante. Ceci entraîne non seulement la variation de la largeur des bandes, mais aussi indirectement celle du recouvrement et du nombre moyen de bandes. Localement, les structures Vet 2355 et Vet 2355 Bis sont donc différentes.

Seuls des paramètres de constitution microscopique, tels que la nature de l'ensimage ou le type de tissage, distinguent les tissus employés. L'approche macroscopique, réalisée ici, révèle donc peu de différence entre les familles, à l'exception de la largeur de bande bobinée. Il est important de le souligner, car ce paramètre conditionne directement la constitution locale de la paroi, et donc les caractéristiques propres aux tubes.

Comme pour les coudes, l'enroulement de bandes de tissu démontre sa fiabilité et sa reproductibilité de fabrication dans le cas de structures tube. La qualité du produit obtenu est toutefois meilleure pour les tubes dans la mesure où leur symétrie permet une plus grande régularité du bobinage, et donc des épaisseurs.

4-4-2 / Comportement sous pression interne

La structure des différentes familles de tubes ayant été analysée, l'étude de leurs comportements sous diverses lois de chargement peut dès lors être effectuée.

4-4-2-1 / Chargement monotone croissant

Pour obtenir une valeur représentative du comportement moyen de chaque famille, les essais sont réalisés sur au moins 5 structures (fig.4-31).

| | Vet 2355 (P139) | Vet 2355 Bis (P139) | Ahlstrom (R338) |
|-----------------------------------|----------------------------|--------------------------------|----------------------------|
| Pressions de perlage (bars) | 186,8 | 183,8 | 189 |
| | 198,1 | 163,0 | 180 |
| | 238,2 | 143,5 | 191 |
| | 194,5 | 150,0 | 236 |
| | 193,0 | 160,4 | 193 |
| | 182,3 | 177,8 | 190 |
| | > 240 | > 140 | 188 |
| | > 177,4 | > 163,4 | >151 |
| Moyenne | 198,8 | 163,1 | 195,3 |
| Ecart-type | 20,1 | 15,5 | 18,4 |

> indique la pression atteinte sans détection du perlage

fig. 4-31 - Pressions de perlage - Eclatement instantané

Pour une sollicitation instantanée, les ensimages P139 du Vet 2355 et R338 de l'Ahlstrom présentent des résistances identiques au perlage .

A l'opposé, la famille Vet 2355 Bis montre un comportement singulier. Sa résistance au perlage est faible, en effet comparativement aux autres familles (<20%) et en particulier au Vet 2355 où seul le mode de tissage les distingue. Un paramètre tel que le tissage influence donc à lui seul et de façon sensible le perlage et par suite la fissuration de stratifiés tissu.

Pour comprendre les mécanismes mis en jeu, des tubes sont instrumentés avec des jauges bidirectionnelles positionnées suivant la procédure du § 2-2-6.

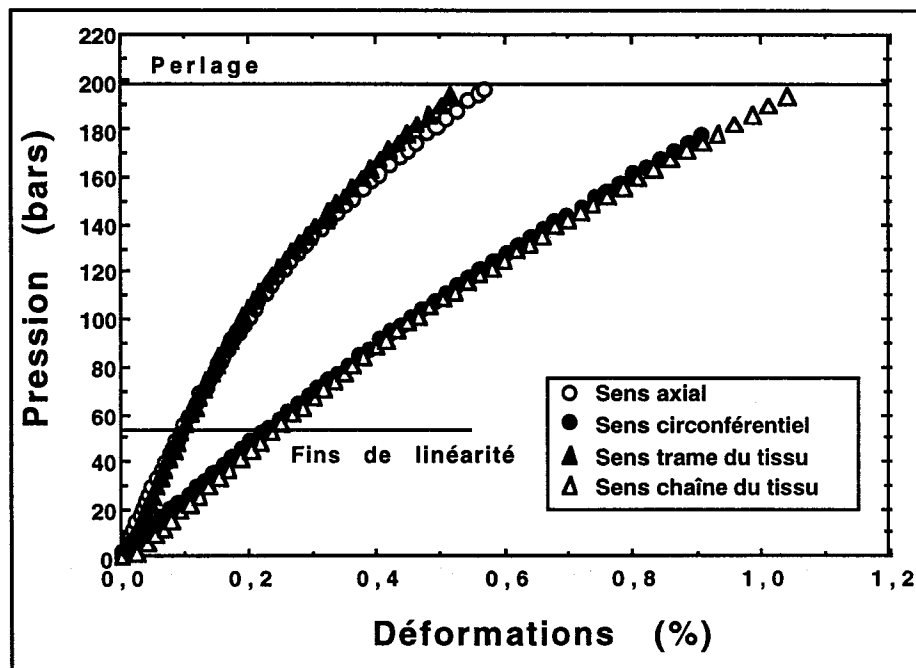


fig. 4-32 - Loi de comportement instantané d'un tube Vet 2355

Remarque :

Par souci de clarté, et la reproductibilité des mesures étant meilleure suivant l'axe et la circonférence du tube, seules ces courbes de déformations seront présentées par la suite.

L'analyse des résultats donnés par les jauges montre que les comportements de la structure (sens axial et circonférentiel) et de la bande (sens des fibres et perpendiculaire aux fibres) sont proches. Ceci s'explique par le faible angle d'enroulement de la bande et par la dispersion inhérente aux mesures de déformations de structures composite (fig.4-32).

Sous chargement monotone croissant, les courbes de déformations des tubes ont la même allure que celles obtenues sur les coudes (fig.4-33). Un changement de pente progressif confirme que l'endommagement de cette structure présente une phase d'initiation, puis de propagation de fissures.

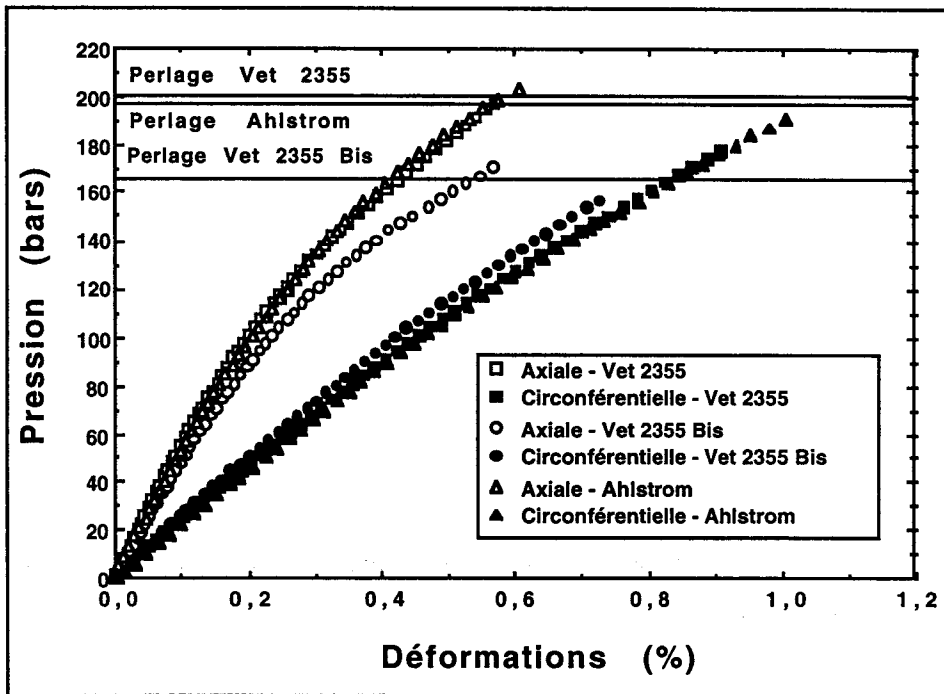


fig. 4-33 - Lois de comportement instantané des différentes familles de tubes

L'endommagement apparaît prioritairement dans la direction axiale et de façon bien plus significative que suivant la circonférence du tube.

Le renfort Vet 2355 Bis confirme d'ores et déjà son comportement singulier.

Les points expérimentaux singuliers sont synthétisés dans le tableau 4-34. Les dispersions sont faibles, notamment en ce qui concerne les fins de linéarité. Au perlage, les valeurs sont moins groupées car les phénomènes qui entrent en ligne de compte sont complexes.

| Sens Axial | Fin de linéarité | | Perlage | | |
|----------------------|------------------|------------------|-----------------|------------------|-------------|
| | Pression (bars) | Déformations (%) | Pression (bars) | Déformations (%) | |
| Sens Axial | Ahlstrom | 57,6 (2,8) | 0,11 (0,01) | 195,3 (18,4) | 0,58 (0,08) |
| | Vet 2355 | 51,5 (5,3) | 0,09 (0,01) | 198,1 (20,1) | 0,54 (0,04) |
| | Vet 2355 Bis | 48,6 (3,7) | 0,09 (0,02) | 163,1 (15,5) | 0,45 (0,10) |
| Sens Circumférentiel | Pression (bars) | Déformations (%) | Pression (bars) | Déformations (%) | |
| | Ahlstrom | 59,3 (6,3) | 0,26 (0,03) | 195,3 (18,4) | 1,10 (0,10) |
| | Vet 2355 | 52,7 (5,1) | 0,22 (0,01) | 198,1 (20,1) | 0,98 (0,04) |
| Vet 2355 Bis | 48,5 (5,1) | 0,19 (0,01) | 163,1 (15,5) | 0,74 (0,05) | |

fig. 4-34 - Comportements mécaniques - Valeurs moyennes et écarts types

Ces données sont plus facilement exploitables sous forme graphique (fig.4-35).

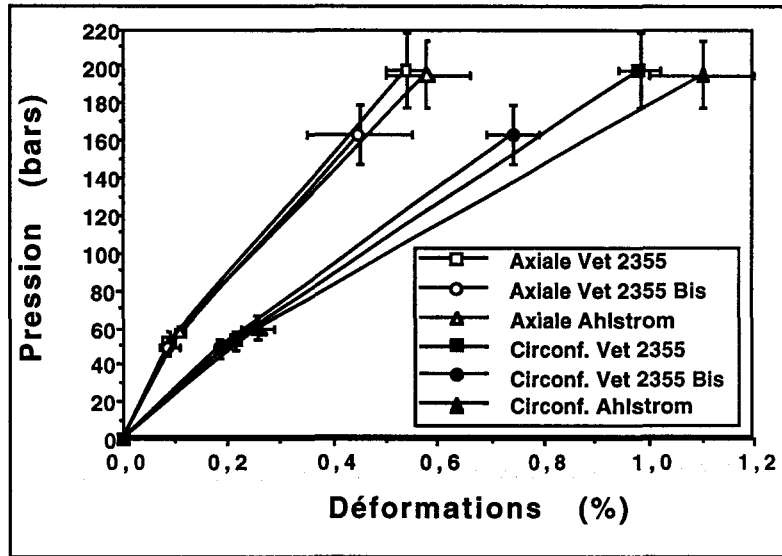


fig. 4-35 - Représentation schématique des lois de comportement des tubes

Dans le domaine élastique, les lois de comportement des différentes familles sont identiques, avec des fins de linéarité et des rigidités (pentes à l'origine) presque confondues. Suivant l'axe des tubes, la superposition des déformations se poursuit jusqu'au seuil de perlage. La dispersion des résultats est plus importante suivant le sens circonférentiel, notamment après la limite de linéarité.

La loi de comportement du Vet 2355 Bis possède les mêmes caractéristiques que les autres familles. Son comportement mécanique se distingue des autres uniquement par une moindre résistance au perlage, qui s'explique par la modification du tissage effectuée suivant le sens trame.

Comme lors du bobinage (§4-4-1), le tissage taffetas démontre sa supériorité vis-à-vis du sergé. Avec ses ondulations de mèches régulières, le taffetas limite la propagation des fissures au sein du matériau, nécessitant la poursuite de la mise sous pression pour assurer la propagation complète des endommagements et atteindre le perlage.

La représentation graphique du ratio déformations circonférentielles sur déformations axiales en fonction de la pression (fig.4-36) reflète l'évolution de l'endommagement au sein du matériau. Ce ratio représente, en fait, l'évolution relative des rigidités, à savoir rigidité axiale sur rigidité circonférentielle.

Comparé au Vet 2355 Bis, les valeurs initiales sont supérieures pour les familles Vet 2355 et Ahlstrom (+ 15%). Par définition du ratio, cet écart est dû à une rigidité axiale plus élevée des structures Vet 2355 et Ahlstrom. Le seul paramètre distinctif étant le tissage suivant le sens trame, on montre ainsi son influence sur les propriétés mécaniques des tissus.

Il apparaît que ce rapport de rigidité reste constant au début pour diminuer au-delà du seuil de linéarité. L'évolution de ce ratio démontre l'évolution progressive des endommagements au sein d'un stratifié tissu, ainsi que la propagation préférentielle des fissures suivant l'axe du tube.

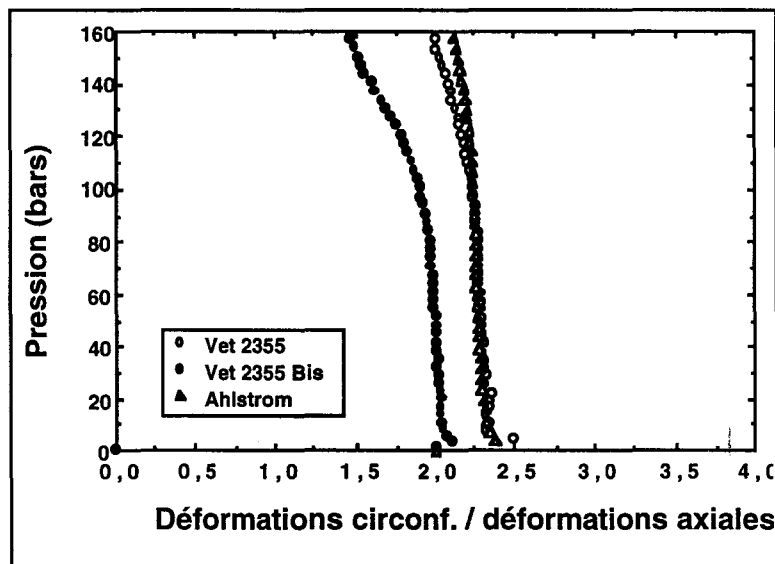


fig. 4-36 - Rapport des déformations circonférentielles / déformations axiales sous chargement monotone croissant

L'apport de l'ensimage spécifique époxy sur les propriétés mécaniques instantanées n'apparaît pas clairement dans la mesure où les familles Vet 2355 (P139) et Ahlstrom ont, comme pour les structures coudes, des comportements similaires.

En revanche, il est possible de conclure à l'amélioration apportée par le tissage taffetas qui, comparé au sergé, confère un meilleur comportement mécanique au stratifié tissu. Ceci est d'autant plus vrai après les premiers endommagements, où les fissures au sein du taffetas évoluent plus lentement (fig.4-36), améliorant au final sa résistance au perlage de façon significative (fig.4-31).

Il faut tout de même rappeler que le tissu n'est pas le renfort de prédilection des tubes. En effet, pour des tubes en enroulement filamentaire de constitutions similaires aux nôtres, la contrainte au perlage est supérieure de 25% (302 MPa) à la meilleure des valeurs obtenue ici (236 MPa) [64]. Ceci n'est pas aussi évident si l'on considère la fin de linéarité puisque celles-ci sont alors presque identiques.

4-4-2-2 / Chargement UEWS

Les éventuelles différences de comportement entre les familles sont difficiles à mettre en évidence avec le chargement UEWS. Les résultats expérimentaux sont présentés dans le tableau 4-37.

| | Vet 2355 | Vet 2355 Bis | Ahlstrom |
|-------------------------|-----------------|---------------------|-----------------|
| Pression UEWS (bars) | 75 | 76 | 77 |
| | 73 | 68 | 81 |
| | 77 | 73 | 77 |
| | 76 | 75 | 74 |
| | 77 | 76 | |
| Moyenne | 75,6 | 73,6 | 77,3 |
| Ecart-type | 1,7 | 3,4 | 2,9 |

fig. 4-37 - UEWS - Valeurs moyennes et écarts types

Les valeurs moyennes restent extrêmement groupées, ne permettant pas de distinguer un comportement particulier d'un des renforts vis à vis des autres.

Schwencke et Steveninck [6] ont, en fait, développé et validé cet essai pour des structures tube réalisées en enroulement filamentaire. Dans ce cas, la déformation irréversible due au fluage et amplifiée par le cyclage apparaissait de façon nette et soudaine, permettant même une caractérisation de la tenue à moyen terme de structures tube [64].

Ce phénomène semble beaucoup plus progressif pour les tubes renforcés bandes de tissu. Néanmoins, le ratio pression d'éclatement / pression UEWS de 1/3 est voisin de celui qu'ils ont obtenu.

L'analyse des déformations montre que les endommagements s'initient et se propagent préférentiellement dans la direction perpendiculaire aux fibres et suivant le sens trame du tissu, mis en évidence de manière précise par la mesure des déformations axiales (fig.4-38).

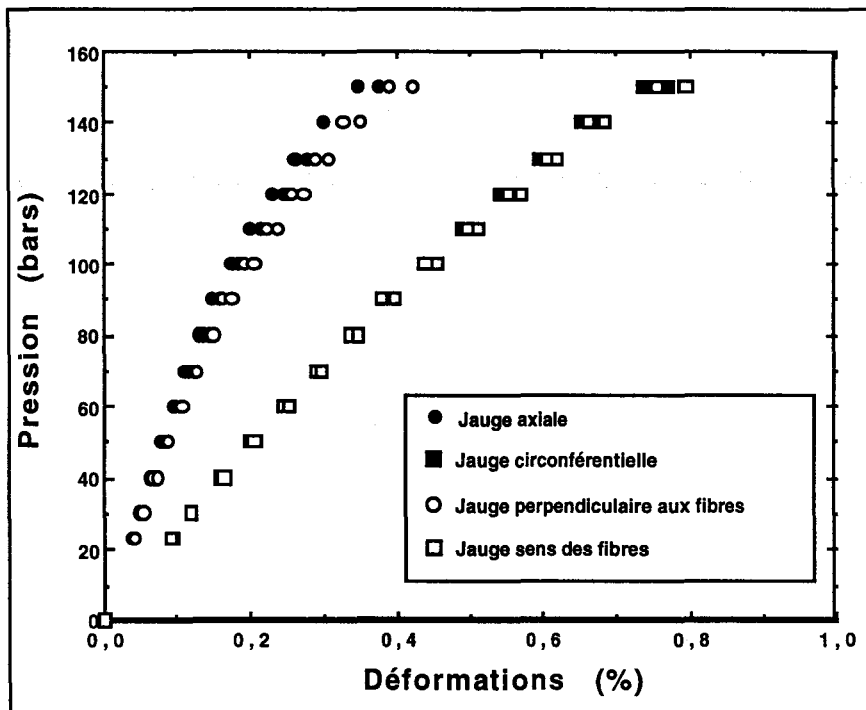


fig. 4-38 - UEWS - Comportement moyen des tubes Vet 2355

Suivant la direction axiale du tube, il apparaît deux catégories de comportement (fig.4-39), vraisemblablement liées au type de tissage employé :

- celle du Vet 2355 et de l'Ahlstrom (tissage taffetas),
- et celle du Vet 2355 Bis (tissage sergé).

Dans un premier temps, la propagation des fissures se fait de la même manière pour les deux tissages, conduisant à des valeurs UEWS somme toute très voisines. Puis, pour un chargement supérieur (au dessus de 100 bars), les phénomènes semblent s'accélérer pour le Vet 2355 Bis, avec une incurvation de la courbe plus importante, révélant donc une croissance élevée des fissures axiales.

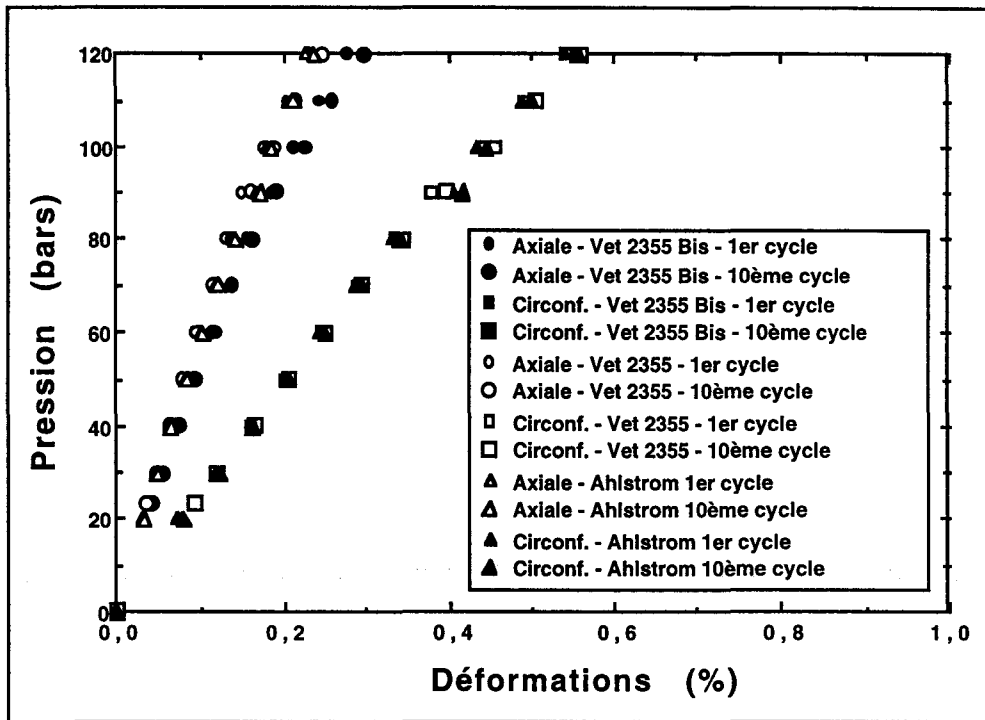


fig. 4-39 - UEWS - Comparaison des comportements

Même si les chargements instantané et UEWS sont de natures très différentes, pour une même famille, les mécanismes d'endommagement ont montré des tendances similaires (fig.4-40) :

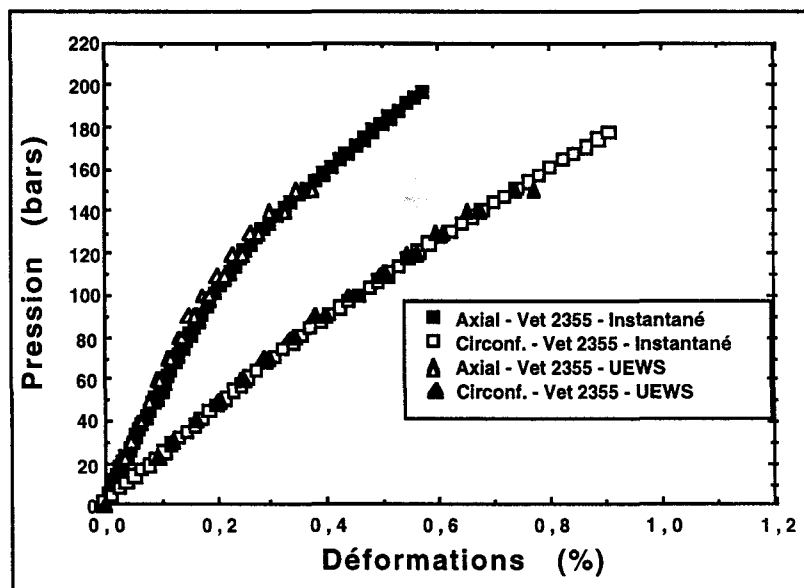


fig.4-40 - Comparaison des comportements moyens UEWS et instantané
Exemple de la famille Vet 2355

Pour les structures tube étudiées et quel que soit le mode de sollicitation retenu :

◇ les lois de comportement sont différentes entre les familles d'armure taffetas (Ahlstrom, Vet 2355) et celle d'armure sergé (Vet 2355 Bis),

◇ ces différences sont plus facilement mises en évidence suivant la direction axiale des tubes (sens trame du tissu),

◇ les performances hydrostatiques sont supérieures pour l'armure taffetas,

◇ l'influence de la qualité d'ensimage n'est pas mise en évidence dans le cas de renforts tissés d'armure identique.

Ces conclusions confirment les résultats précédemment obtenus sur les structures coude (§3-3).

4-4-2-3 / Analyse des endommagements

• Observations visuelles

Contrairement aux coudes, où les examens extérieur et intérieur ne révèlent que peu de choses, ceux des tubes nous informent sur les mécanismes de fissuration engendrés en instantané et en UEWS.

On constate dans un premier temps que l'ensemble des tubes testés présente sur la surface extérieure des zones de délaminages de forme circulaire (diamètre de 5 à 15 mm). Elles sont, dans la grande majorité des cas, traversées de fissures, ce qui prouve que ces zones sont des sites initiateurs d'endommagement (fig.4-41).

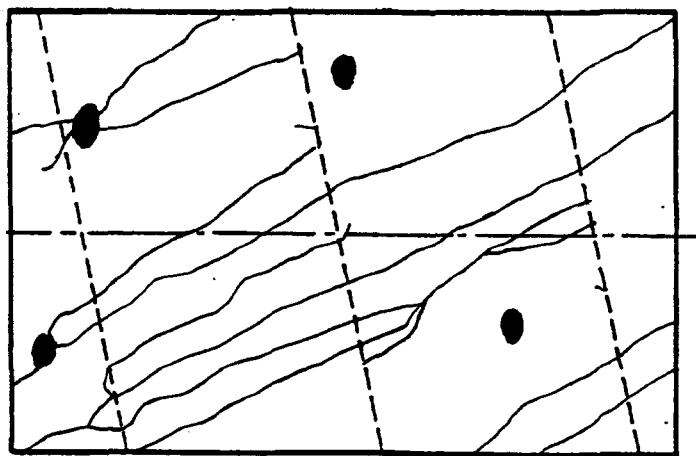
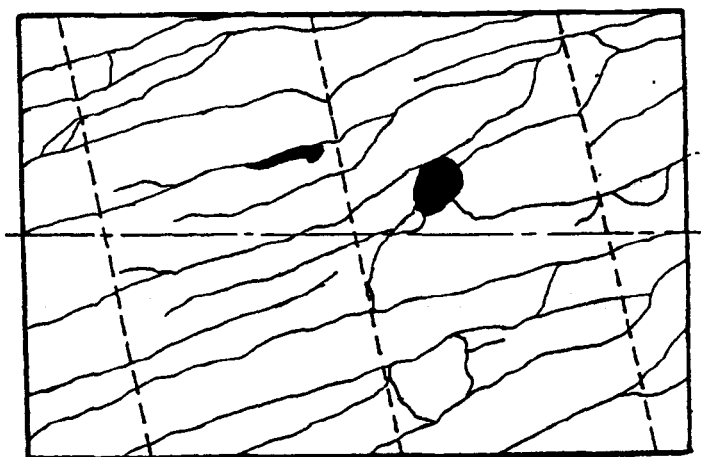


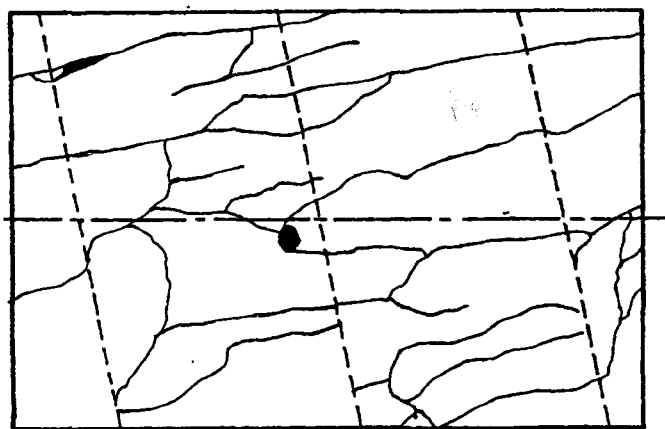
fig. 4-41 - Fissures extérieures et délaminages - Vet 2355 en éclatement instantané (Pointillé = Bord de bande)

En instantané, la forme des fissures présentes sur l'extérieur de la paroi n'est pas la même pour les deux familles. En effet, le Vet 2355 présente une certaine régularité dans la disposition et la répartition de ces fissures. Elles sont relativement longues (> 200 mm) et toutes perpendiculaires à l'enroulement, c'est-à-dire formées suivant les mèches trame du tissu.



**fig. 4-42 - Fissures extérieures en éclatement instantané
Vet 2355 (Pointillé = Bord de bande)**

Les fissures du Vet 2355 Bis n'ont pas la même allure. Leur forme générale est beaucoup plus tourmentée (fig.4-43). Il semble que les endommagements résultent d'une combinaison de fissures longitudinales et circonférentielles.



**fig. 4-43 - Fissures extérieures en éclatement instantané
Vet 2355 Bis (Pointillé = Bord de bande)**

En UEWS, la distinction entre les deux familles n'est pas aussi évidente car les pressions mises en oeuvre jusqu'au perlage sont moins élevées qu'en éclatement et les endommagements a fortiori moins importants.

Les endommagements extérieurs se développent préférentiellement au niveau des bords de bandes par l'apparition de petites stries perpendiculaires à l'enroulement. Majoritairement, ces fissures demeurent très localisées, se combinant parfois avec de petites zones de délaminage (fig.4-44 et 4-45).

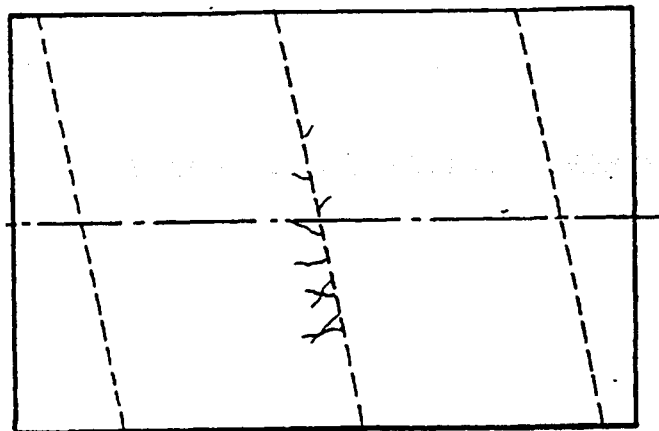


fig. 4-44 - Fissures extérieures en UEWS
Vet 2355 (Pointillé = Bord de bande)

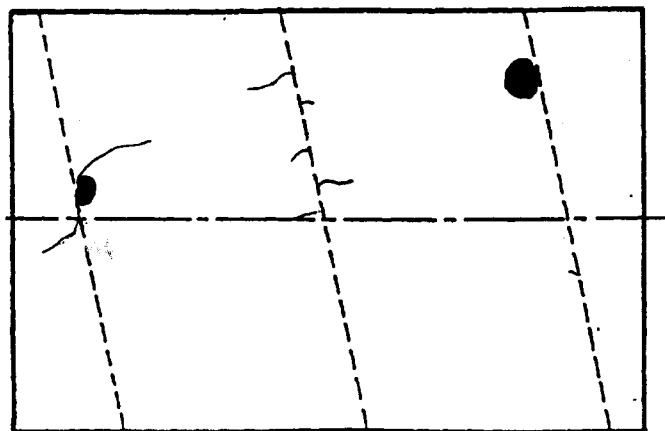


fig. 4-45 - Fissures extérieures en UEWS
Vet 2355 Bis (Pointillé = Bord de bande)

Pour tous les cas, l'observation de l'intérieur des tubes (côté liner) montre peu d'endommagement. Ponctuellement, il est possible de distinguer de petites zones de délaminage (diamètre compris entre 2 et 5 mm), et de très petites et fines fissures initiées sur le bord des bandes. Le liner semble donc correctement assurer son rôle de barrière d'étanchéité.

On notera que la fissuration du liner est beaucoup moins marqué dans le cas des coudes, constituant d'ailleurs la seule observation macroscopiquement possible (cf.§4-2). En effet, contrairement aux tubes dont le top-coat est très souvent fissuré, permettant ainsi de suivre l'évolution globale des endommagements, les coudes ne montrent aucun signe d'endommagement extérieur, même local, avant le perlage.

• **Observations microscopiques**

L'analyse des coupes microscopiques des tubes confirme les premières observations, à savoir qu'au perlage, les endommagements sont plus importants en instantané qu'en UEWS.

En instantané, les fissures transverses s'initient en priorité suivant l'axe, puisque c'est cette direction qui est la plus fissurée (fig.4-46 et 4-47). Localement, la densité de fissures du Vet 2355 Bis est supérieure à celle des autres familles.

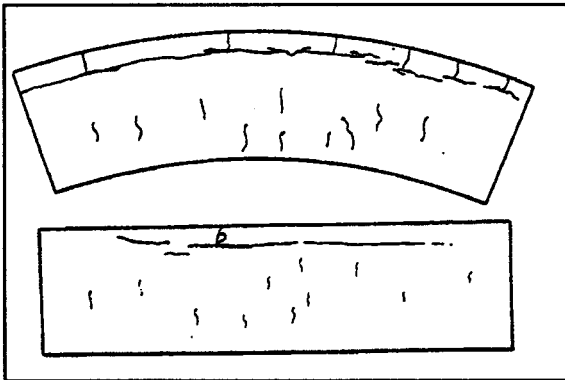


fig. 4-46 - Répartition des fissures - Vet 2355
En bas = Coupe axiale
En haut = Coupe circonférentielle

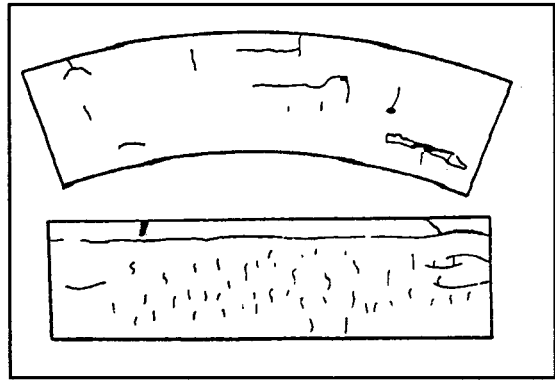


fig. 4-47 - Répartition des fissures - Vet 2355 Bis
En bas = Coupe axiale
En haut = Coupe circonférentielle

Le délaminage n'apparaît qu'à des pressions plus élevées. La fissuration du top-coat est alors favorisée par l'apparition de ces zones de délaminage entre cette couche de résine et le premier pli extérieur. Le liner, au contraire, ne présente quasiment pas de fissures.

En UEWS, lors de chaque montée en pression, des fissures transverses et longitudinales s'initient, puis se propagent lors du maintien en pression. Cette part importante de la propagation dans le mécanisme de fissuration explique que le perlage soit atteint à des pressions plus faibles en UEWS. Même si la densité

de fissures reste faible pour ce mode de sollicitation, il est fort probable que ces fissures interfèrent entre elles pour former un chemin continu.

Bien que ces observations soient valables pour les deux familles de renfort, on peut constater que les échantillons axiaux Vet 2355 Bis présentent une densité de fissures transverses plus élevée à l'intérieur des mèches que pour le Vet 2355. Cela provient des mèches du Vet 2355 Bis qui sont assemblées deux à deux par le tissage sergé (fig.4-46 et 4-47). Ce degré de liberté supplémentaire permet le rapprochement des mèches deux à deux lors de la phase de bobinage. Les mèches circumférentielles semblent donc deux fois plus volumineuses, et les interstices créés par le croisement trame / chaîne atteignent alors des tailles importantes. Le fait que les délaminages soient plus nombreux pour le Vet 2355 Bis peut certainement être imputé au tissage sergé.

Les différences de tissage des tissus Vet expliquent donc certaines différences de mécanismes d'endommagement (densité de fissure), et donc l'écart obtenu pour les résultats en instantané. Ce n'est pas le cas en ce qui concerne l'essai UEWS qui masque beaucoup de ces phénomènes.

Ce travail sur les tubes ne révèle pas de différence entre les familles de renforts Vet 2355 et Ahlstrom aussi bien au niveau du comportement macroscopique, qu'au niveau des processus d'endommagements microscopiques. La similitude de comportement et de fissuration de ces familles, déjà évoqué pour les coudes, se retrouve dans le cas de structures plus simples telles que les tubes. L'utilisation de renforts sous forme tissu masque l'influence de certains paramètres de l'étude, comme la qualité de l'ensimage, ne permettant pas de distinguer l'influence de ces deux familles de renforts.

4-5 / Conclusions

L'augmentation de la pression interne conduit à l'apparition de fissures dans la matrice et à l'interface qui se multiplient et se propagent au travers des parois. Ces phénomènes, fonctions du niveau de pression et de la loi de chargement appliqués, conduisent au perlage qui se traduit par l'apparition de gouttelettes de liquide sur toute la surface extérieure de la structure.

D'une manière générale, ce sont les fissures transverses qui, en se multipliant et en se propageant, contribuent le plus au perlage. On les observe dans les deux configurations (tubes et coudes) et suivant les deux directions de prélèvement des échantillons, avec toutefois une présence nettement plus marquée suivant l'axe longitudinal de la structure. Elles se situent à l'intérieur des mèches, demeurent de taille modeste, en restant confinées généralement à l'intérieur d'une même mèche. D'autres formes de fissures, très minoritaires, sont présentes dans les parois, telles que les fissures longitudinales ou les délaminages.

Les coupes microscopiques sur les tubes et les coudes mettent en évidence une dissymétrie de répartition des fissures, notamment transverses, qui sont plus nombreuses dans les couches internes du stratifié que dans les premiers et derniers plis. Ce phénomène, déjà observé par Herbeaux [64-66] sur des tubes de faible épaisseur obtenus par enroulement filamentaire, apparaît très nettement dans notre étude, vraisemblablement du fait de l'épaisseur importante des parois

A la vue de ces observations microscopiques, il semble se produire une certaine progression dans le processus d'endommagement du composite épais soumis à un état de contraintes biaxiales. Il est alors intéressant de réaliser une modélisation du coude composite, qui en plus de dimensionner correctement les structures tissu, peut apporter quelques éléments explicatifs de ce phénomène.

PARTIE 5

PREVISION DU COMPORTEMENT

Ici, nous tentons de corrélér les déformations obtenues expérimentalement à celles issues d'un certain nombre de démarches théoriques.

Il s'agit tout d'abord de déterminer expérimentalement les caractéristiques mécaniques des différents constituants de ces structures. Celles-ci étant destinées à être utilisées en milieu aqueux, et ayant été testées dans ce type d'environnement, nous caractériserons l'influence d'un vieillissement humide sur le comportement mécanique du matériau. Ces données expérimentales serviront de support aux calculs développés par la suite, qui s'articuleront autour du calcul de matériaux multicouches (cf.§1-3-1) et du calcul par éléments finis.

Afin de valider le calcul du stratifié appliqué aux renforts tissu, nous progresserons dans la complexité des structures et des sollicitations en commençant par un cas simple (éprouvettes planes sollicitées en traction), en poursuivant pour le tube sous pression interne (chargement biaxial), pour enfin développer le cas industriel du coude. Les résultats obtenus, tout en étant satisfaisants, demeurent néanmoins incomplets (les effets de bord n'étant pas pris en considération ici). Nous nous orienterons alors vers une méthode de calcul plus complète comme le calcul par éléments finis.

Il s'agira d'estimer si cette méthode permet d'une part de localiser les zones d'endommagement potentielles, et d'autre part de corrélér les déformations expérimentales de l'ensemble du coude aux calculs. Pour cela, nous utiliserons principalement un logiciel qui permet la modélisation des stratifiés (Mef Mosaïc). La concordance des mesures et de la plupart des résultats permettra d'envisager l'utilisation de cette méthode pour le dimensionnement et l'optimisation de structures industrielles complexes.

5-1 / MESURES DES CARACTERISTIQUES ELEMENTAIRES - EFFET D'UN VIEILLISSEMENT HUMIDE

5-1-1 / Comportement mécanique pour 0, 45 et 90°

5-1-1-1 / Taux de renforts et de vides, masse volumique

5-1-1-2 / Modules élastiques et coefficients de Poisson

5-1-1-3 / Caractéristiques mécaniques expérimentales

5-1-2 / Vieillissement humide

5-1-2-1 / Absorption

5-1-2-2 / Influence sur le comportement mécanique

5-2 / CALCUL DE MATERIAUX MULTICOUCHES

5-2-1 / Eprouvettes planes tissu

5-2-1-1 / Comportement élastique

5-2-1-2 / Comportement à la rupture

5-2-2 / Tubes bobinés tissu

5-2-3 / Coudes bobinés tissu

5-3 / CALCUL PAR ELEMENTS FINIS

5-3-1 / Hypothèses de modélisation et conditions aux limites

5-3-2 / Résultats - Discussions

5-3-2-1 / Déplacements

5-3-2-2 / Contraintes

5-3-2-2-1 / Coude épaisseur constante

5-3-2-2-2 / Coude épaisseur variable

5-3-2-3 / Déformations

5-3-3 / Conclusions

5-1 / MESURES DES CARACTERISTIQUES ELEMENTAIRES - EFFET D'UN VIEILLISSEMENT HUMIDE

Le préambule à tout calcul de comportement mécanique est la caractérisation précise du matériau employé. Pour cela, il est nécessaire de déterminer expérimentalement les caractéristiques mécaniques suivant les axes principaux d'anisotropie ou d'orthotropie du composite constitutif du coude.

5-1-1 / Caractérisation mécanique du composite

Des plaques composées de renforts Vet 2355 et du système de résine époxy employés industriellement pour les coudes sont réalisées par moulage au contact. Deux épaisseurs (2 mm et 5 mm) sont réalisées en superposant respectivement 4 et 15 couches de tissu.

Le type de caractérisation retenu est l'essai de traction uniaxiale. Des éprouvettes parallélépipédiques sont extraites des plaques par découpe au jet d'eau haute pression de façon à avoir des bords parfaitement plans et parallèles. L'orientation de la découpe s'effectue par rapport au sens chaîne du tissu, repéré sur la surface extérieure de la plaque lors de la mise en oeuvre. Ainsi, les repérages 0° , 90° et 45° correspondent respectivement aux coupes, selon les sens chaîne, trame et la bissectrice chaîne / trame. Chaque plaque permet d'obtenir 9 éprouvettes normalisées de traction (Norme EN 61 - fig.5-1).

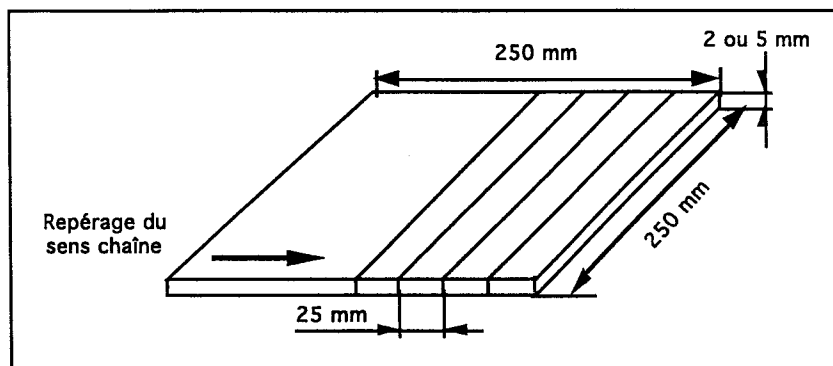


fig. 5-1 - Découpes des éprouvettes droites de traction
Cas particulier du repérage 90°

La réalisation, puis l'interprétation des résultats des essais mécaniques nécessitent l'analyse de chacune des plaques pour permettre de corrélérer des variations de propriétés aux éventuelles fluctuations de constitution.

5-1-1-1 / Taux de renforts et de vides, masse volumique

Deux plaques par épaisseur et par orientation sont sélectionnées, permettant ainsi de disposer de 18 éprouvettes par cas. Les dimensions des éprouvettes sont relevées (longueur, largeur, épaisseur) ainsi que leur masse.

Un contrôle simple de la reproductibilité du procédé de fabrication est réalisé par le calcul de la masse volumique des éprouvettes (fig.5-2).

| Masse volumique (g/cm³) | 0° (sens chaîne) | 45° (bissectrice) | 90° (sens trame) | Moyenne par épaisseur |
|---|-----------------------------|------------------------------|-----------------------------|----------------------------------|
| Eprouvettes 2 mm | 1,56 * (0,05) | 1,60 (0,01) | 1,61 (0,06) | 1,58 (0,05) |
| Eprouvettes 5 mm | 1,58 (0,05) | 1,60 (0,03) | 1,61 (0,03) | 1,60 (0,04) |

* moyenne - () écart type

fig. 5-2 - Masse volumique des éprouvettes

Le taux de renforts en masse de chacune des plaques est déterminé par calcination (cf.§2-3-6). Le taux moyen est de 58,8 % ($\pm 2,1$ %) avec un écart type élevé, essentiellement dû aux plaques de 2 mm (fig.5-3). Cette variation s'explique par la difficulté d'obtenir des plaques de faible épaisseur par drapage manuel, où le taux de vide de ces éprouvettes est voisin de 5 % en allant parfois pour certaines d'entre elles jusqu'à 8%.

| Taux de renforts (%) | 0° (sens chaîne) | 45° (bissectrice) | 90° (sens trame) | Moyenne par épaisseur |
|---------------------------------|-----------------------------|------------------------------|-----------------------------|----------------------------------|
| Eprouvettes 2 mm | 57,7 * (0,6) | 58,6 (1,2) | 56,7 (1,0) | 57,7 (1,2) |
| Eprouvettes 5 mm | 60,6 (1,4) | 61,9 (0,7) | 61,1 (1,5) | 61,2 (1,3) |

* moyenne - () écart type

fig. 5-3 - Taux de renforts massique des éprouvettes

Pour une épaisseur donnée, et indépendamment de l'orientation des renforts, les plaques présentent des masses volumiques et des taux de renforts similaires, démontrant ainsi la bonne reproductibilité du mode de fabrication.

5-1-1-2 / Modules élastiques et coefficients de Poisson

Nous nous intéressons ici au comportement du stratifié plan dans le domaine élastique dont les calculs sont détaillés au   1-3-1.

• Présentation

Le composite renforcé tissu étant un matériau orthotrope [57], la relation entre les déformations et les contraintes dans un repère confondu avec les axes de symétrie est alors:

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \varepsilon_z \\ \gamma_{xy} \\ \gamma_{yz} \\ \gamma_{zx} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_x} & -\frac{\nu_{xy}}{E_y} & -\frac{\nu_{xz}}{E_z} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{yx}}{E_x} & \frac{1}{E_y} & -\frac{\nu_{yz}}{E_z} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{zx}}{E_x} & -\frac{\nu_{zy}}{E_y} & \frac{1}{E_z} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{xy}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{yz}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{zx}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_z \\ \tau_{xy} \\ \tau_{yz} \\ \tau_{zx} \end{bmatrix}$$

avec

E_i ($i = x, y, z$) = modules d'Young

G_{ij} ($i, j = x, y, z$) = modules de cisaillement

ν_{ij} ($i, j = x, y, z$) = - $\varepsilon_i/\varepsilon_j$ = coefficients de Poisson

La matrice étant symétrique, on en déduit :

$$\frac{\nu_{xy}}{E_y} = \frac{\nu_{yx}}{E_x} \quad \frac{\nu_{xz}}{E_z} = \frac{\nu_{zx}}{E_x} \quad \frac{\nu_{zy}}{E_y} = \frac{\nu_{yz}}{E_z}$$

Le comportement du matériau est alors entièrement défini par les valeurs de 9 caractéristiques indépendantes [44] qui sont : $E_x, E_y, E_z, \nu_{xy}, \nu_{yz}, \nu_{zx}, G_{xy}, G_{yz}$ et G_{zx} . Une autre hypothèse simplificatrice admise est de considérer l'épaisseur du composite comme négligeable devant les deux autres dimensions de l'éprouvette. Seules les constantes dans le plan de stratification $E_x, E_y, \nu_{xy}, G_{xy}$ sont alors nécessaires.

Elles peuvent être d termin es expérimentalement par des essais de traction suivant les sens chaîne, trame et à 45  qui donnent respectivement, en respectant les notations spécifiques au tissu [57] : E_{ch}, E_{tr} et $\nu_{ch/tr}, G_{ch/tr}$.

• Mesures expérimentales sur éprouvettes planes

Pour une direction de renforts considérée, le coefficient de Poisson est mesur e en utilisant un extensomètre biaxial. La mesure des déformations biaxiales par un système mécanique (extensomètres) s'est av er e extrêmement sensible et délicate, nécessitant un grand nombre d'éprouvettes pour dégager une tendance fiable. En effet, dans le domaine linéaire élastique du matériel, et pour des dimensions classiques d'éprouvettes, l'ordre de grandeur de la rétraction de celles-ci est seulement de quelques microns. Compte tenu des défauts inhérents à la fabrication des plaques et de la nature même du matériel composite, les valeurs mesurées sont incluses dans la plage d'incertitude de cette méthode et ne permettent pas de quantifier, de manière sûre, ce phénomène de rétraction.

Nous avons alors opté pour un système de mesure à base de jauges de déformations collées sur la surface extérieure des éprouvettes et perpendiculaires l'une de l'autre. Les mesures réalisées sont alors reproductibles, permettant la détermination correcte des coefficients de Poisson.

Pour chacune des orientations 15 éprouvettes ont été testées, dont les résultats expérimentaux sont pr esent es figure 5-4.

| Caractéristiques | 0° (sens cha ene) | | 90° (sens trame) | | 45° |
|-------------------|-------------------|-------------------|------------------|-------------------|----------------|
| | ν_{ch} | E_{ch} (MPa) | ν_{tr} | E_{tr} (MPa) | G_{ch} (MPa) |
| Eprouvettes 2 mm | 0,150 * (0,01) | 17 940 (760) | 0,149 (0,01) | 17 160 (480) | 2 860 (310) |
| Eprouvettes 5 mm | 0,123 (0,02) | 19 620 (1 150) | 0,106 (0,01) | 17 900 (1 340) | 2 930 (220) |

* moyenne - () écart type

fig. 5-4 - Caractéristiques mécaniques expérimentales du composite tissu Vet 2355 plaques

En ce qui concerne les résultats, deux remarques peuvent être faites. Tout d'abord, on constate qu'il existe un d esequilibre des modules suivant le sens du tissu consid er e. Le module axial est en effet supérieur à celui de la trame, et ce d'autant plus que l'épaisseur augmente.

En outre, l'influence de l'épaisseur semble s'exercer sur la valeur du coefficient de Poisson, qui est maximale pour les éprouvettes de 2 mm. Ces tendances sont essentiellement dues aux variations des taux de verre et de vides entre les éprouvettes, comme le montre le calcul au § 5-2-1-1.

5-1-1-3 / Caractéristiques mécaniques expérimentales

Nous déterminons ici le comportement expérimental à la rupture du composite tissu de verre / résine époxy. Bien que les caractéristiques obtenues ne soient pas directement corrélables avec le cas du coude, où la rupture du matériau n'est atteinte qu'exceptionnellement et où la sollicitation est de type biaxial, il est toutefois intéressant de connaître les valeurs ultimes de contrainte et d'allongement du matériau suivant les directions principales des renforts. Ces données nous permettront d'estimer la validité de certaines prévisions à la rupture (§ 5-2).

Une procédure expérimentale identique à celle développée précédemment est employée pour caractériser le matériau jusqu'à la rupture. Les contraintes et déformations moyennes sont obtenues à partir de 5 valeurs expérimentales (fig.5-5).

| Caractéristiques | 0° (sens chaîne) | | 90° (sens trame) | |
|------------------|------------------|------------------|------------------|------------------|
| | σ_t (MPa) | ϵ_t (%) | σ_t (MPa) | ϵ_t (%) |
| Eprouvettes 2 mm | 343 (8,0) | 2,27 (0,08) | 278 (7,0) | 1,91 (0,02) |
| Eprouvettes 5 mm | 377 (10,0) | 2,20 (0,05) | 363 (12,0) | 2,59 (0,10) |

fig. 5-5 - Caractéristiques mécaniques expérimentales à la rupture du composite tissu Vet 2355 plaques

Il existe un écart des contraintes à rupture suivant le sens chaîne entre les éprouvettes 2 et 5 mm (8 à 9%), proportionnel à la différence de taux de verre (5 à 6 %) et de taux de vide (2 à 3 %) présentés par chacune des familles.

Comme pour les caractéristiques du domaine élastique (fig.5-4), il existe ici aussi un déséquilibre des propriétés suivant le sens de tissage qui est, de la même manière que précédemment, majoritairement dû aux fluctuations des taux de verre et de vide entre les différents types d'éprouvette. Le calcul (§ 5-2-1-2) permet d'expliquer cette variation des caractéristiques mécaniques instantanées suivant la direction considérée des renforts.

D'autres phénomènes, tels que les ondulations des mèches et les difficultés de fabrication des plaques de faible épaisseur, peuvent intervenir et perturber les valeurs expérimentales obtenues sur les éprouvettes de 2 mm d'épaisseur. Dans la modélisation, nous nous attacherons préférentiellement au cas de 5 mm, plus proche de l'épaisseur effective des parois du coude.

5-1-2 / Vieillissement humide

Compte tenu du fait que les structures sont testées et destinées à être utilisées en présence d'eau, il est intéressant d'étudier l'influence du vieillissement humide sur les propriétés mécaniques du matériau constitutif des coudes, pour pouvoir éventuellement intégrer ce paramètre lors des calculs de dimensionnement.

Ce n'est qu'assez tardivement que les études concernant le vieillissement des matrices, dont notamment les résines époxy, ont pris de l'importance. En effet, outre leurs caractéristiques mécaniques élevées, on a constaté que les matériaux composites à matrice organique possédaient une remarquable résistance à la corrosion [3 et §1-1]. Cela permet de les employer pour des applications qui nécessitent une protection anti-corrosion, tel que le stockage et le transport de fluides chimiquement nocifs.

Cependant, les premières utilisations en milieux agressifs ont montré que malgré un bon comportement général, les composites à matrice organique n'étaient pas tout à fait insensibles aux agents atmosphériques et principalement à l'humidité [65].

5-1-2-1 / Absorption

L'environnement dans lequel le composite est utilisé peut provoquer sa dégradation ou en accélérer son processus soit [41] :

- par une perte de résistance des fibres due à la corrosion sous tension,
- par une dégradation de la matrice (phénomène de gonflement, de plastification, d'hydrolyse),
- par une dégradation de l'interface fibre / matrice.

Dans un milieu aqueux, les résines pures et renforcées absorbent de l'eau plus ou moins rapidement en fonction de leur structure, de leur morphologie, de leur taux de réticulation. Il en résulte alors une action entre l'eau et le matériau qui se traduit soit par une corrosion chimique (hydrolyse), soit par une corrosion physique (plastification, gonflement différentiel). Ce gonflement est caractérisé par un transfert de masse en l'absence de contrainte mécanique, engendrant des phénomènes de plastification. On constate alors une augmentation de la masse, une diminution de la température de transition vitreuse et, sur le plan

mécanique, une diminution de la rigidité et de la résistance ainsi qu'une augmentation de la déformation à la rupture [64].

Les paramètres pouvant influencer les résultats sont l'orientation des fibres, la microfissuration du matériau, son épaisseur et son mode de tissage. Des essais de vieillissement accéléré du matériau Vet 2355 sont réalisés dans le but de mettre en évidence des mécanismes particuliers d'absorption. La procédure expérimentale suivie est détaillée au § 2-3-4.

Les courbes montrent que le temps nécessaire à la saturation du matériau en eau dépend de son épaisseur (fig.5-6). Pour une orientation de fibre donnée, la courbe d'absorption suit une loi de Fick, atteignant une asymptote horizontale de façon rapide pour le matériau de 2 mm d'épaisseur ($\approx 0,70\%$), et de façon plus progressive pour celui de 5 mm ($\approx 0,60\%$).

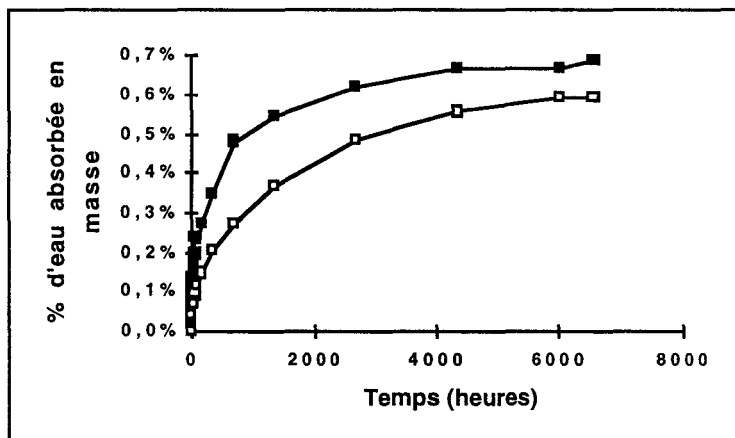


fig. 5-6 - Comparaison des courbes d'absorption du matériau Vet 2355 0° suivant l'épaisseur des éprouvettes -2 mm (noir) / 5 mm (blanc)

Pour des taux de verre comparables aux nôtres, le seuil d'absorption (voisin de 0,7%) est en accord avec les résultats obtenus par Bonniau pour des stratifiés tissus verre / époxy immergés dans l'eau à 40°C [65].

L'étude porte également sur l'absorption du matériau sollicité à la limite du seuil élastique, afin de simuler une surcharge de la structure en cours d'utilisation et d'évaluer l'influence de la microfissuration sur l'absorption du matériau. Pour cela, des éprouvettes ayant servi à déterminer les caractéristiques élémentaires du matériau (§ 5-1-1-2) sont immergées dans l'eau de la même manière que les autres échantillons et on relève régulièrement l'évolution de leur masse (fig.5-7).

Ainsi, on constate que les microfissures engendr es dans le cas particulier d'un essai de traction uniaxial d'un composite tissu / époxy ne modifient pas de façon considérable la cinétique d'absorption du matériel. Les allures des courbes des matérielles vierges et sollicit es demeurent en effet très voisines.

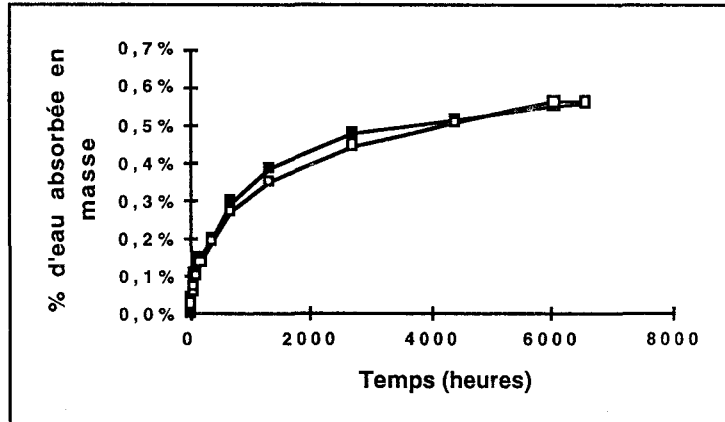


fig. 5-7 - Comparaison des courbes d'absorption des matérielles Vet 2355 0° / 5 mm d'épaisseur - sollicit e (noir) et vierge (blanc)

La contribution du mode de tissage sur la cinétique d'absorption d'un composite a également été  tudi e grâce au matériel Vet 2355 et à une de ses variantes : le Vet 2355 Bis (cf. § 2-1-2). Les intervalles chaîne / trame étant plus importants pour le Vet 2355 Bis, ceux-ci peuvent modifier localement l'absorption du matériel.

Afin d'étudier ce phénomène et de façon à vérifier si les observations effectu es précédemment sont indépendantes de la structure. Nous utilisons cette fois des éprouvettes 50 mm x 50 mm pr elev es dans des tubes bobin es de longueur 1200 mm et de diamètre intérieur 100 mm. La figure 5-8 illustre le comportement de ces stratifi es.

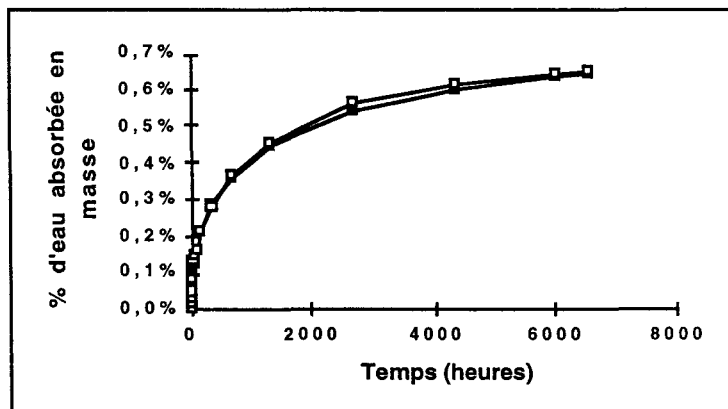


fig. 5-8 - Comparaison des courbes d'absorption des matérielles Vet 2355 (blanc) et Vet 2355 Bis (noir)

A la vue des résultats, il est possible de conclure que la différence d'armure d'un tissu verre / époxy ne modifie en aucune sorte le comportement hydrophile global du matériau.

La saturation en eau du matériau constitutif des coudes est atteinte pour 6.800 heures (pour une épaisseur de 5 mm) lorsqu'il est totalement immergé dans l'eau. Dans le cas de nos structures, seule une face est en contact avec le liquide, donc avec un temps de saturation du matériau des coudes qui est en fait beaucoup plus élevé. De plus, on notera que la couche de résine intérieure (liner), qui participe fortement à l'étanchéité de la structure et donc aux mécanismes d'absorption, n'a pas été prise en compte dans ces essais.

Toutefois, nous avons montré l'importance de l'épaisseur du matériau composite dans la détermination de la cinétique d'absorption. Cela laisse supposer qu'à long terme, et sachant que les épaisseurs des parois varient suivant les génératrices du coude, certaines zones seront prématurément saturées.

Il paraît donc intéressant d'étudier l'influence de cette saturation totale en eau sur les propriétés mécaniques du matériau.

5-1-2-2 / Influence sur le comportement mécanique

Afin d'étudier l'influence de la reprise d'eau sur le comportement mécanique du stratifié tissu Vet 2355, les éprouvettes planes exposées 6.800 h dans l'eau (cf § 5-1-2-1) sont sollicitées en traction suivant la procédure décrite au § 2-3-1.

| Epaisseur | 2 mm | | | 5 mm | | |
|---------------------|-----------------|-------------------|----------|-------------------|-------------------|----------|
| | Avant | Après | Tendance | Avant | Après | Tendance |
| σ_{fl} (MPa) | | | | | | |
| 0° | 81,7 (6,7) | 100,8 (11,3) | + 23,4% | 68,3 (8,0) | 75,8 (20,3) | + 11,0% |
| 90° | 91,1 (5,4) | 82,3 (19,2) | - 9,7% | 61,8 (4,2) | 74,6 (21,9) | + 20,7% |
| ϵ_{fl} (%) | | | | | | |
| 0° | 0,48 (0,02) | 0,66 (0,05) | + 37,5% | 0,35 (0,04) | 0,38 (0,12) | + 8,6% |
| 90° | 0,52 (0,02) | 0,47 (0,12) | - 9,6% | 0,37 (0,02) | 0,42 (0,14) | + 13,5% |
| $E_{initial}$ (MPa) | | | | | | |
| 0° | 17 940 (760) | 16 020 (1 080) | - 10,7 % | 19 620 (1 150) | 19 350 (1 150) | - 1,4 % |
| 90° | 17 160 (480) | 17 830 (330) | + 3,9 % | 17 900 (1 340) | 17 940 (1 110) | + 0,2 % |

fig. 5-9 - Contraintes expérimentales à la fin de linéarité du Vet 2355 avant et après vieillissement (6576h dans l'eau à 40°C) - 2 et 5 mm d'épaisseur

Il faut souligner l'importante dispersion des résultats de fin de linéarité dans le cas du matériau vieilli par rapport au matériau avant vieillissement. La tendance générale qui se dégage du tableau 5-9 doit alors être considérée sur un plan strictement qualitatif.

La reprise d'humidité semble donc augmenter le seuil de fin de linéarité du matériau. Sous l'effet de l'eau, la déformabilité élastique du composite augmente, permettant ainsi de mieux répartir les contraintes au sein du matériau [65] et de retarder l'apparition des premières fissures.

Toutefois, les modules initiaux du composite n'évoluent pratiquement pas. L'association fibre / matrice, et donc l'interface, n'ont donc pas été affaiblies par cette exposition prolongée à l'humidité. Il faut toutefois noter que pendant ce vieillissement contrairement aux tests sous pression, le matériau n'est pas sollicité, limitant ainsi une éventuelle corrosion sous tension. Les contraintes à la rupture sont présentées dans le tableau 5-10 et comparées aux valeurs obtenues sur les matériaux non vieillis.

| Epaisseur | 2 mm | | | 5 mm | | | |
|-----------|------------------|---------|----------|----------|----------|----------|----------|
| | σ_t (MPa) | Avant | Après | Tendance | Avant | Après | Tendance |
| 0° | | 343 (8) | 211 (33) | - 38% | 377 (10) | 274 (9) | - 27% |
| 90° | | 278 (7) | 200 (36) | - 28% | 363 (12) | 240 (8) | - 34% |
| 45° | | 152 (4) | 119 (5) | - 22% | 146 (5) | 107 (18) | - 27% |

fig. 5-10 - Contraintes à la rupture du Vet 2355 avant et après vieillissement (6576h dans l'eau à 40°C) - 2 et 5 mm d'épaisseur

Il est difficile de conclure à une dégradation préférentielle suivant l'orientation des tissus, ainsi qu'à l'influence de l'épaisseur du matériau sur la résistance à la rupture du matériau vieilli. Toutefois, l'effet de la reprise d'humidité apparaît clairement avec une diminution moyenne de la résistance à la rupture de l'ordre de 30%, après 9 mois d'immersion à 40°C. Ce résultat est voisin de ceux formulés par Bonniau pour des composites tissu de verre / époxy à 0,7% de saturation [65].

Les mesures et résultats ont été obtenus à l'aide d'éprouvettes rectangulaires immergées totalement, c'est-à-dire ayant deux faces et quatre côtés en contact direct avec l'eau, ce qui est assez éloigné du cas des coudes qui n'ont qu'une surface en contact avec l'eau. Néanmoins, puisque cette tendance a été établie pour le matériau saturé en eau (fig.5-6, 5-7 et 5-8), il est possible de la transposer

aux coudes, en considérant que la saturation existe pour les éléments de tuyauterie pour un temps très long.

Cette considération est importante en ce qui concerne le dimensionnement des structures, et doit impérativement être prise en compte lors des calculs de la tenue mécanique à long terme [67].

5-2 / CALCUL DE MATERIAUX MULTICOUCHES

La modélisation et le calcul des stratifiés composites sont aujourd'hui mécaniquement bien maîtrisés dans le domaine linéaire (cf.§1-3). A condition de conserver une architecture relativement simple (à base de nappes unidirectionnelles), il est possible d'optimiser le nombre et la disposition des couches (alternance et orientation) pour toutes sortes de sollicitations ou de combinaisons d'efforts.

En revanche, les travaux traitant de stratifiés tissu sont rares, d'autant plus lorsqu'ils sont employés pour des structures sollicitées sous pression interne. L'évaluation théorique de leur propriétés mécaniques est donc peu traitée.

Dans le cadre cette étude, il est intéressant d'apporter quelques éléments de réponse en comparant les résultats expérimentaux obtenus précédemment à ceux donnés par la théorie des multicouches appliquée au matériau constitutif du coude (stratifié tissu - §1-3-1-3). Afin de valider ce calcul de stratifié tissu, nous progressons dans la complexité des structures et des sollicitations en commençant par un cas simple (éprouvettes planes sollicitées en traction), en poursuivant pour le tube sous pression interne (chargement biaxial), pour enfin développer le cas du coude.

5-2-1 / Eprouvettes planes tissu

5-2-1-1 / Comportement élastique

Les modélisations du comportement élastique de composites tissu assimilent généralement ce matériau à un stratifié orthogonal symétrique.

Les constantes élastiques théoriques sont alors estimées par différentes approches, qui se différencient par des hypothèses et approximations diverses (§ 1-3-1-2-3), à savoir :

- ◇ calculs approchés à partir des constituants verre et résine (1),
- ◇ calculs approchés à partir des propriétés de la monocouche associée (2).

Une autre approche consiste à développer intégralement le calcul de la théorie des stratifiés présenté au §1-3-1-2-2. Certains logiciels informatiques du commerce ont été développés suivant cette approche, comme par exemple Anastra (3), et nous les utiliserons par la suite pour effectuer nos calculs.

Les paramètres communs aux diverses approches sont ceux liés à la qualité de la mise en oeuvre, tels que le taux de vide (4 % pour une mise en oeuvre manuelle) et les données des constituants élémentaires (§ 2-1-2) :

$$E_m = 3\,000 \text{ MPa}$$

$$E_v = 73\,000 \text{ MPa}$$

$$C_e = 0,557$$

Les résultats des différentes méthodes sont comparés aux mesures expérimentales (§ 5-1-1-2), qui donnent en fonction du taux de renfort des éprouvettes (fig.5-11 et 5-12) :

- pour le multicouche tissu 2 mm, $\phi = 0,38$

| | Valeurs expérimentales | Calculs approchés à partir des constituants (1) | Calculs approchés à partir de la monocouche (2) | Calculs Anastra (3) |
|-----------------------------|------------------------|---|---|-------------------------|
| E_{ch} (MPa) | 17 940 | 20 060 (11,8%) | 20 416 (13,8%) | 19 414 (8,2%) |
| V_{ch} | 0,150 | 0,127 (15,6%) | 0,142 (5,5%) | 0,120 (20,0%) |
| E_{tr} (MPa) | 17 160 | 17 498 (2,0%) | 17 724 (3,3%) | 16 913 (1,4%) |
| V_{tr} | 0,149 | 0,110 (25,9%) | 0,123 (17,4%) | 0,105 (29,5%) |
| G_{ch} (MPa) | 2 860 | 2 539 (11,2%) | 2 631 (8,0%) | 2 239 (21,7%) |

- () indique le pourcentage d'écart entre la valeur expérimentale et la valeur calculée
- les caractères gras indiquent le meilleur résultat

fig. 5-11 - Eprouvettes 2 mm - Comparaison des constantes élastiques expérimentales et calculées

- pour le multicouche tissu 5 mm, $\phi = 0,42$

| | Valeurs expérimentales | Calculs approchés à partir des constituants (1) | Calculs approchés à partir de la monocouche (2) | Calculs Anastra (3) |
|-----------------------------|------------------------|---|---|-------------------------|
| E_{ch} (MPa) | 19 620 | 21 608 (10,1%) | 22 103 (12,7%) | 21 006 (7,1%) |
| V_{ch} | 0,123 | 0,124 (0,8%) | 0,141 (14,3%) | 0,119 (3,3%) |
| E_{tr} (MPa) | 17 900 | 18 814 (5,1%) | 19 202 (7,3%) | 18 303 (2,3%) |
| V_{tr} | 0,106 | 0,108 (1,8%) | 0,122 (15,1%) | 0,104 (1,9%) |
| G_{ch} (MPa) | 2 930 | 2 679 (8,6%) | 2 851 (2,7%) | 2 407 (17,8%) |

- () indique le pourcentage d'écart entre la valeur expérimentale et la valeur calculée
- les caractères gras indiquent le meilleur résultat

fig. 5-12 - Eprouvettes 5 mm - Comparaison des constantes élastiques expérimentales et calculées

Notons que les résultats du cas 5 mm nous intéressent en priorité puisque cette épaisseur est la valeur minimale que les coudes doivent avoir à l'extrados. Les tableaux 5-11 et 5-12 montrent que le calcul à partir de la monocouche associée donne les valeurs les plus disparates.

Le calcul direct des propriétés à partir des constituants de base représente tout-à-fait correctement le comportement expérimental du composite. Ceci est particulièrement intéressant dans la mesure où le développement mathématique est fort simple.

Le calcul Anastra du stratifié tissu donne globalement une bonne concordance entre la théorie et la pratique. Ceci est d'autant plus vrai que les épaisseurs sont importantes et les autres modélisations s'éloignent considérablement des valeurs expérimentales. Cette méthode, initialement développée et validée pour des stratifiés à nappes unidirectionnelles, peut donc être utilisée dans le cas de tissu.

L'ensemble des approches donne des résultats finalement assez voisins du fait que les calculs ne se différencient les uns des autres que de quelques termes dus à certaines approximations. Toutefois, du fait de la bonne adéquation des valeurs obtenues par le calcul de stratifiés (3), cette méthode est retenue et employée pour les modélisations dans le domaine élastique linéaire des structures tube et coude.

5-2-1-2 / Comportement à la rupture

La rupture d'un stratifié tissu sous sollicitation de traction uniaxiale peut être estimée par une formule empirique, élaborée par Massot et Tiberi [57]. Elle n'a pas de fondement théorique, mais correspond à des corrélations statistiques établies à partir d'essais expérimentaux sur des stratifiés tissu. La contrainte à rupture en traction pour un tissu est alors donnée par :

$$\sigma_t = 840 \phi - 33 \text{ (MPa)} \quad \text{si } 0,2 < \phi < 0,5 \quad \text{(Calcul 4)}$$

Le module tissu du logiciel Anastra, quant à lui, effectue le calcul du stratifié tissu jusqu'à rupture, en admettant que la résistance en traction du stratifié est proportionnelle à la résistance en traction de la fibre et aux taux de verre en volume suivant les directions considérées (Calcul 3).

Compte tenu de ces paramètres et du léger déséquilibre suivant les directions chaîne et trame, la comparaison de ces deux méthodes donne les résultats suivants (fig.5-13) :

| Epaisseur | σ_t chaîne (MPa) | | | σ_t trame (MPa) | | |
|-----------|-------------------------|-------------------|-------------------|------------------------|--------------------|-----------|
| | Expérience | Calcul 3 | Calcul 4 | Expérience | Calcul 3 | Calcul 4 |
| 2 mm | 343 | 326 (5,0%) | 323 (5,8%) | 278 | 264 (5,0%) | 250 (10%) |
| 5 mm | 377 | 355 (5,8%) | 360 (4,5%) | 363 | 286 (21,2%) | 280 (22%) |

fig. 5-13 - Modélisation à la rupture - Comparaison des contraintes ultimes expérience / théorie

Il en ressort que la prévision de la rupture de stratifié tissu est bonne (<6%) suivant le sens chaîne, mais demeure néanmoins délicate dans le sens trame. Cette difficulté de modéliser le sens trame a déjà été soulev e par Tran [63]. Il a observé expérimentalement une différence de l'ordre de 10% pour les résistances et de 5% pour les modules entre le sens chaîne et trame d'un tissu parfaitement équilibré. Il attribue ces écarts à la phase de tissage, où les tensions des mèches chaîne et trame sont différentes, entraînant des contraintes et des ondulations différentes pour chacune des directions.

Les meilleures prévisions sont celles des plaques de 2 mm d'épaisseur. Ceci s'explique par l'hypothèse de calcul qui considère l'épaisseur des éprouvettes petite par rapport aux autres dimensions. Ainsi, pour une épaisseur plus importante telle que 5 mm les calculs deviennent déjà moins précis avec un écart qui peut être supérieur à 20% (fig. 5-13).

Il faut tout d'abord souligner la précision de la formule d velopp e par Massot et Tiberi, qui prédisent correctement les caractéristiques mécaniques de stratifié tissu de faible épaisseur.

Le calcul de stratifiés, tel que le fait Anastra, donne des résultats satisfaisants dans le cadre de composite tissu sous chargement uniaxial. Il est donc intéressant d'évaluer les performances de cette méthode dans le cas plus complexe de tube chargé biaxialement par la pression interne. La rupture de ces structures n'étant jamais atteinte expérimentalement, la corrélation théorie / pratique ne sera effectu e que dans le domaine linéaire élastique de ces matériaux.

5-2-2 / Tubes bobinés tissu

Les paramètres nécessaires à la modélisation des structures tubes Vet et Ahlstrom, et déterminés expérimentalement (§ 4-4-1) sont rappelés figure 5-14.

| Paramètres | Vet 2355 | Vet 2355 Bis | Ahlstrom |
|-------------------------|----------|--------------|----------|
| Epaisseur de paroi (mm) | 4,89 | 4,93 | 5,17 |
| Diamètre intérieur (mm) | 99,97 | 99,89 | 99,76 |
| Angle de bobinage (°) | 81,3 | 81,7 | 81,3 |
| Nombre moyen de couche | 11 | 9 | 11 |
| Renforts en masse (%) | 60,8 | 58,9 | 58,5 |
| Taux de vide (%) | 3,49 | 3,21 | 3,25 |
| Ce (expérimental) | 0,557 | 0,557 | 0,552 |

fig. 5-14 - Paramètres de modélisation - Structures tube

Ils permettent de déterminer les caractéristiques mécaniques de la monocouche de tissu associée à chacun des cas (§ 1-3-1-2, fig.5-15 et 5-16).

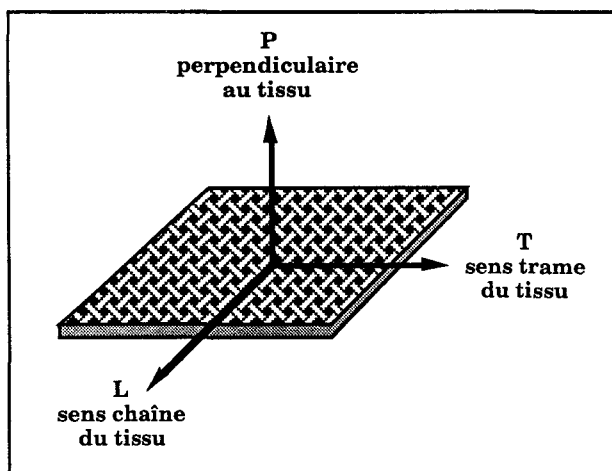


fig. 5-15 - Repère local lié à la monocouche

| Caractéristiques de la monocouche | Vet 2355 | Vet 2355 Bis | Ahlstrom |
|-----------------------------------|----------|--------------|----------|
| E_L (MPa) | 20 818 | 20 014 | 19 713 |
| E_T (MPa) | 18 139 | 17 439 | 17 386 |
| E_P (MPa) | 7 672 | 7 382 | 7 309 |
| ν_{LT} | 0,119 | 0,120 | 0,119 |
| ν_{TP} | 0,235 | 0,228 | 0,226 |
| ν_{PL} | 0,104 | 0,105 | 0,105 |
| G_{LT} (MPa) | 2 386 | 2 308 | 2 287 |
| G_{TP} (MPa) | 2 701 | 2 617 | 2 592 |
| G_{PL} (MPa) | 2 630 | 2 547 | 2 528 |

fig. 5-16 - Caractéristiques de la monocouche tissu associée calculées par Anastra - Structures tube

Le comportement mécanique du stratifié, composé de l'association de couches élémentaires dont les orientations et le nombre moyen ont été mesurés, est alors calculé dans le domaine linéaire (§ 1-4-1-2-3, fig.5-17 et 5-18).

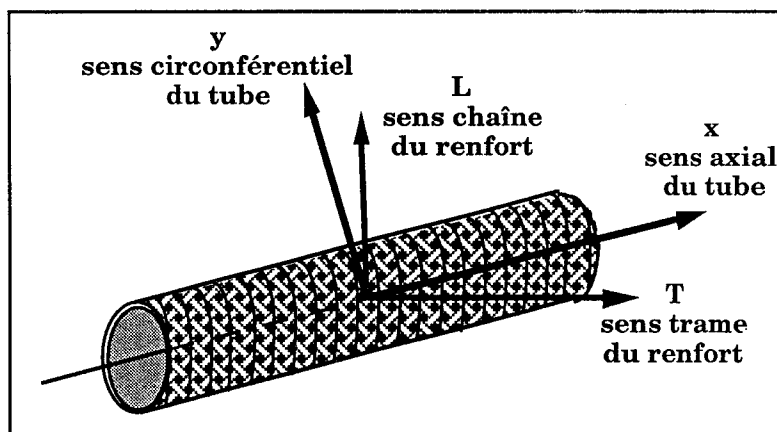


fig. 5-17 - Repère local (L, T) lié au stratifié et repère global suivant les axes de symétrie du tube (x,y)

| Caractéristiques du tube stratifié tissu | Vet 2355 | Vet 2355 Bis | Ahlstrom |
|--|----------|--------------|----------|
| E_x (MPa) | 17 475 | 16 855 | 16 749 |
| E_y (MPa) | 20 005 | 19 297 | 18 947 |
| ν_{xy} | 0,136 | 0,134 | 0,137 |
| ν_{yx} | 0,155 | 0,153 | 0,155 |
| G_{xy} (MPa) | 2 953 | 2 802 | 2 825 |

fig. 5-18 - Caractéristiques du tube tissu calculées par Anastra

Les différences de propriétés entre les tissus Vet sont principalement dues aux variations de taux de verre et d'orientation des plis. En effet, la différence de tissage entre les deux références n'est pas prise en compte dans la modélisation.

Les hypothèses de calcul établies jusqu'ici sont validées en comparant les mesures de déformations expérimentales aux valeurs théoriques. Deux méthodes de calcul sont ici testées (fig.5-19).

La première, qui a déjà été évaluée dans le paragraphe précédent, fait référence à la théorie des stratifiés (calcul Anastra) et intègre l'angle de bobinage des bandes de tissu (8°).

La seconde est une modélisation simplifiée du composite tissu (stratifié UD orthogonal symétrique) dont la théorie est présentée en détail §1-3-1-3.

La valeur de pression est choisie dans le domaine linéaire des matériaux pour s'affranchir des déformations irréversibles de la fissuration (51,2 bars).

| Anastra | Valeurs expérimentales | Calcul Anastra (cf.§1-4-1-2-3, stratifié 15 couches de tissu) | Modélisation simplifiée des tissus (cf.§1-3-1-3, stratifié 4 couches UD orthogonales symétriques) |
|------------------|------------------------|---|---|
| ϵ_x (%) | 0,09 | 0,11 | 0,10 |
| ϵ_y (%) | 0,22 | 0,25 | 0,26 |
| ϵ_L (%) | 0,23 | 0,25 | 0,24 |
| ϵ_T (%) | 0,10 | 0,12 | 0,12 |

- les caractères gras indiquent le meilleur résultat

fig. 5-19 - Tube Vet 2355 - Comparaison des déformations expérimentales moyennes et théoriques (fin de linéarité axiale - 51,2 bars)

Pour un comportement élastique du matériau, les deux calculs donnent des résultats similaires. On constate que l'intégration de l'angle de bobinage dans le calcul influence peu les résultats, comparés aux valeurs expérimentales et aux calculs simplifiés.

Le modèle stratifié UD orthogonal / symétrique démontre ainsi son intérêt en réalisant une bonne description (fig.5-19) tout en développant des calculs moins volumineux et donc moins complexes que l'autre méthode.

Ce modèle présente néanmoins une sérieuse carence en ce qui concerne la prédiction de la fin de linéarité du matériau. En effet, pour le seuil de pression précédemment fixé, le calcul de stratifiés (Anastra) permet d'analyser couche par couche les différents efforts développés. En utilisant des critères de fissuration tels que ceux présentés au §1-3-1-3, on détermine la couche susceptible de se fissurer en priorité, ainsi que le type de sollicitation responsable de ce dommage.

Pour les tubes, le calcul montre que c'est la direction perpendiculaire aux fibres qui est la plus sensible, développant alors une fissuration transverse préférentielle suivant son axe principal. Pour le niveau de pression considéré, on retrouve alors que la fin de linéarité des déformations des jauges et les micrographies de la partie 4 révèlent en fait le même phénomène : les premiers endommagements subis par la structure.

La prédiction des déformations suivant les sens chaîne (L) et trame (T) reste encore très délicate (entre 20 et 30% d'écart) du fait de la discontinuité de renforts, due à la superposition des bandes de tissu, qui influence la répartition des contraintes locales et donc la qualité des calculs.

Néanmoins, en tenant compte des incertitudes inhérentes aux mesures expérimentales, à savoir:

- pression déterminée à ± 1 bar
- qualité du collage et orientation des jauges (à quelques degrés près),
- précision de l'ensemble de la chaîne de mesure (à quelques microdéformations près),
- variations de constitution d'un tube à l'autre (taux de verre, angle de bobinage, disposition des fibres trame),

la corrélation expérimentation / théorie apparaît alors très correcte.

Le comportement élastique de chacune des familles est évalué et comparé à partir des valeurs calculées (fig. 5-20).

| Déformations (%) | Famille | Valeurs expérimentales | Calcul Anastra (cf.§1-4-1-2-3, stratifié 15 couches de tissu) |
|------------------|--------------|------------------------|---|
| ϵ_x | Vet 2355 | 0,09 | 0,11 |
| | Vet 2355 Bis | 0,11 | 0,12 |
| | Ahlstrom | 0,11 | 0,11 |
| ϵ_y | Vet 2355 | 0,22 | 0,25 |
| | Vet 2355 Bis | 0,21 | 0,26 |
| | Ahlstrom | 0,22 | 0,25 |

fig. 5-20 - Comparaison des déformations expérimentales moyennes et théoriques des différentes familles de tubes (51,2 bars)

Le calcul confirme qu'il est difficile de mettre en évidence un comportement mécanique élastique particulier entre les différents matériaux. Les variations des paramètres de constitution auxquelles nous avons procédé font fluctuer les résultats dans la fourchette de l'incertitude de mesure.

La distinction de comportement entre différentes familles de tissu, dont quelques paramètres de constitution varient (tissage, ensimage), n'est pas intégralement révélée par le calcul. Cependant, compte tenu de la complexité du cas, le calcul des déformations de tubes obtenus par bobinage de bandes de tissu donne des résultats satisfaisants. Les caractéristiques mécaniques élastiques du composite (fig.5-18) peuvent être directement exploitées pour la modélisation du comportement de la structure coude.

5-2-3 / Calcul des coudes

La littérature [60] donne l'expression des contraintes en membrane d evvelopp ees sous pression interne pour le plan médial d'un coude (§ 1-4-2-1 - fig.5-21) :

$$\begin{aligned} \diamond \text{ pour les contraintes axiales,} & \quad \sigma_x = \frac{Pr}{2e} \\ \diamond \text{ pour les contraintes circonférentielles,} & \quad \sigma_y = \frac{Pr}{e} \cdot f(R, \theta) \end{aligned}$$

Bien que certaines hypothèses soient singulièrement éloignées du coude en composite (paroi mince et épaisseur constante), il est toutefois intéressant d'effectuer ce calcul afin de situer notre approche.

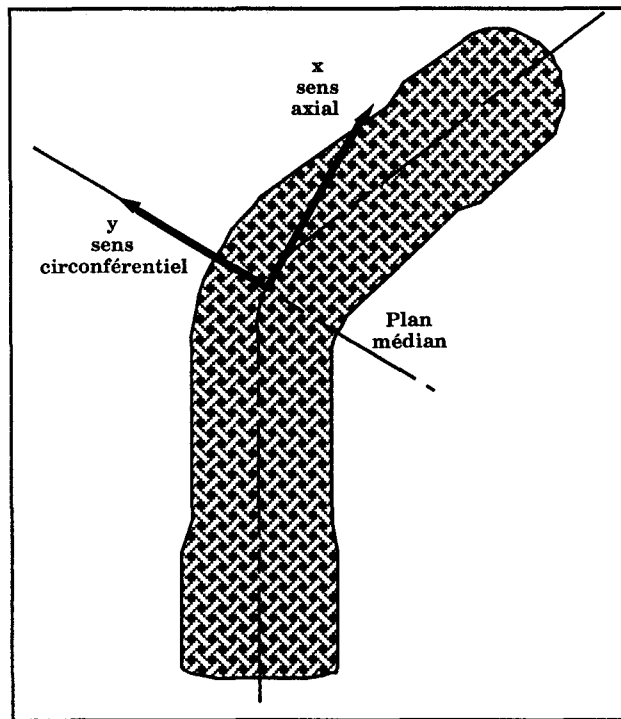


fig. 5-21 - Repère suivant les axes de symétrie du coude
Extrados

Connaissant l'expression des efforts de membrane d evvelopp es à l'extrados et les caractéristiques mécaniques élastiques de la monocouche élémentaire (fig.5-18), il est possible de comparer les déformations expérimentales moyennes aux déformations théoriques obtenues par calcul.

La calcination a montré que les mèches du tissu étaient disposées suivant les directions principales du coude, c'est-à-dire les axes x et y. Il n'est donc pas nécessaire de considérer un angle de bobinage (ou d'orientation des tissus).

Le modèle retenu est celui du stratifié tissu orthogonal, i.e. dont les couches sont orientées à 0° et 90°. Le calcul est effectué pour l'extrados du plan médian, qui correspond à l'emplacement des jauges de déformation. On réalise un calcul de stratifié (Anastra) en admettant que les efforts développés suivant les directions principales s'expriment suivant les équations du §1-4-2-1.

Malgré ces approximations, le calcul donne des résultats dont l'ordre de grandeur est assez proche des mesures expérimentales (fig.5-22).

| Déformations (%) | Valeurs expérimentales | Calcul Anastra (cf.§1-4-1-2-3, stratifié 15 couches de tissu) |
|------------------|------------------------|---|
| ϵ_x | 0,10 (0,01) | 0,08 (-20%) |
| ϵ_y | 0,11 (0,01) | 0,13 (+18%) |

fig. 5-22 - Déformations expérimentales moyennes et théoriques à l'extrados - Coude Vet 2355 à 50 bars (épaisseur sous jauges = 7mm, 15 couches de tissu)

L'expression des contraintes du plan médian permet de corrélérer les mesures de déformations aux calculs. Ce n'est pas le cas pour un emplacement quelconque de la structure où les contraintes sont difficilement calculables.

Compte tenu des hypothèses réalisées, le calcul de stratifiés (§1-4-1-2-3) donne des résultats satisfaisants dans le cadre d'une structure coude (20% d'imprécisions). Il ne permet cependant le calcul qu'au niveau du plan médian, ce qui correspond rarement à la zone de perlage. L'interprétation des mécanismes de fissuration par l'analyse des champs de contraintes au sein du stratifié ne peut donc pas être réalisée ici.

Il faut donc s'orienter vers une méthode de calcul, telle que le calcul par éléments finis, qui permette à la fois une analyse complète des déformations du coude soumis à une pression interne, ainsi que l'étude ponctuelle des premiers endommagements à travers la paroi composite.

5-3 / CALCUL PAR ELEMENTS FINIS

A l'heure actuelle, les modèles de prédiction du comportement macroscopique de structures tissées les plus avancés relèvent de la méthode des éléments finis.

La difficulté de la mise en forme du problème réside dans la définition du maillage, et plus exactement dans le choix de l'élément permettant de reproduire de façon périodique une géométrie interne complexe (fig.5-23). Chou et Besson proposent des modélisations de la raideur et de la résistance des tissus imprégnés par différentes approches d'homogénéisation de l'élément de base du tissage [62].

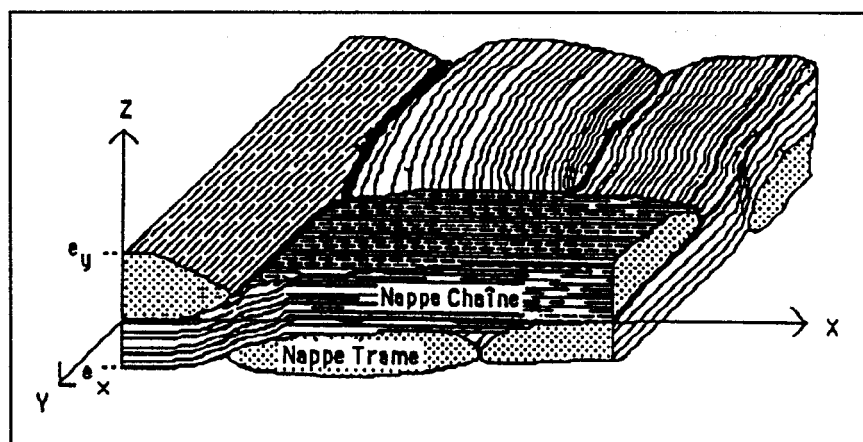


fig. 5-23 - Motif élémentaire de la modélisation du tissu [59]

Ce type de travaux témoigne de l'effort déployé pour reproduire le plus fidèlement possible les hétérogénéités de matériau qui, de ce point de vue, constituent un défi au calcul des structures [62].

Les modélisations développées ici sont moins complexes puisque nous considérons simplement la structure comme un empilement de couches orthotropes, sans prendre en compte les interactions des fils de chaîne et de trame.

5-3-1 / Hypothèses de modélisation et conditions aux limites

Les différentes modélisations réalisées correspondent à un calcul statique pour une pression interne avec effet de fond de la structure Vet 2355 non renforcée.

Seule la partie armée fibres de verre a été modélisée, car ni le liner ni le top-coat n'ont d'influence notable sur le comportement mécanique du coude.

De même, la gorge de fixation et les dissymétries géométriques (défauts locaux d'épaisseur) n'ont pas été représentés.

Par ailleurs, il a été admis que le matériau était soit massivement orthotrope pour les modélisations volumiques, soit constitué de couches orthotropes pour les modélisations coques (voir plus loin).

La principale difficulté consiste au choix et à la définition du maillage qui, doit d'une part permettre une définition réaliste de la géométrie et notamment traduire les variations régulières de l'épaisseur, et d'autre part tenir compte de la structure stratifiée du coude. Ces deux impératifs sont pour les logiciels choisis, à priori incompatibles. En effet, ils n'autorisent pour les éléments volumiques que l'utilisation de matériaux isotropes ou orthotropes massifs, et les éléments composites ne peuvent être que des coques minces ou épaisses, mais en aucun cas des volumes.

Deux séries de calculs ont donc été réalisés qui diffèrent par la nature des éléments choisis.

Une première série a été réalisée en utilisant des éléments volumiques et un matériau massivement orthotrope. Deux cas ont été testés :

calcul 1 : coude volumique à épaisseur constante

calcul 2 : coude volumique à épaisseur variable

Une deuxième série a été réalisée en utilisant des éléments coques minces et un matériau stratifié constitué d'un empilement de n couches identiques et de même orientation de matériau orthotrope. Deux cas ont également été testés :

calcul 3 : coude coque à épaisseur constante

calcul 4 : coude coque à épaisseur variable

Les calculs 1, 3 et 4 ont été réalisés à l'Ecole des Mines de DOUAI à l'aide du logiciel MEF MOSAIC, le calcul 2 a été réalisé par la société WAVIN REPOX à l'aide du logiciel ANSYS. C'est pourquoi la définition de la géométrie, les

caractéristiques mécaniques du matériel utilisées, et les niveaux de pression test es peuvent varier légèrement suivant les deux sources de résultats.

Compte tenu des symétries géométriques et structurales du coude, seul un quart (pour le calcul 2) et une moitié (pour les autres calculs) de la pièce ont été mod eliss es et associés à des conditions aux limites cinématiques de symétrie.

5-3-1-1 / Modélisations volumiques

Les dimensions caractéristiques du coude sont les suivantes :

- diamètre intérieur = 100 mm
- rayon de courbure de l'axe central = 150 mm
- longueur des parties droites = 275 mm

Le modèle géométrique du calcul 1 (coude à épaisseur constante fixée à 5 mm ce qui correspond à l'épaisseur minimale imposée par le cahier des charges) utilise des éléments volumiques parallélépipédiques à 8 noeuds. Celui du calcul 2 utilise le même type d'éléments, mais tient compte de la variation régulière d'épaisseur du coude. Pour cela, la soci ete WAVIN s'est basée sur les mesures locales d'épaisseur suivant les directions axiales et circonferentielles (comme expos e au   3-1-6). Le modèle géométrique est alors construit à partir de la surface intérieure du coude décrite plus haut et une enveloppe externe obtenue par lissage de ces relev es expérimentaux.

Dans les deux cas, le matériel est considère comme massif orthotrope.

Pour le calcul 1, les caractéristiques mécaniques du matériel dans le repère d'orthotropie ont été déterminées à l'aide du logiciel ANASTRA et de son module de calcul tissu. Les données de base sont les suivantes :

$$E_m = 3.000 \text{ MPa}$$

$$E_v = 73.000 \text{ MPa}$$

$$\nu_m = 0,32$$

$$\nu_v = 0,22$$

$$\beta = 66 \%$$

$$\eta = 3,1 \%$$

$$C_e = 55,7$$

Les caractéristiques calculées sont les suivantes :

| | |
|----------------|--------|
| E_L (MPa) | 21 312 |
| E_T (MPa) | 18 586 |
| E_P (MPa) | 7 914 |
| ν_{LT} | 0,14 |
| ν_{TP} | 0,294 |
| ν_{PL} | 0,122 |
| G_{LT} (MPa) | 2 326 |
| G_{TP} (MPa) | 2 625 |
| G_{PL} (MPa) | 2 558 |

Pour le calcul 2, les caractéristiques mécaniques orthotropes ont été déterminées à partir des constituants de base du stratifié.

La bande de renforcement est constituée de rovings de masses spécifiques par unité de longueur différentes dans les deux directions (600 tex dans la direction chaîne et 920 tex dans la direction trame), ce qui correspond à des masses surfaciques spécifiques respectivement de 200 et 160 g/m². Connaissant le taux massique de verre du stratifié (60%), la masse volumique du verre (2,5 g/cm³) et la masse volumique de la résine (1,2 g/cm³), on peut déterminer le taux volumique de verre (42%) (§ 1-3-1-2-1).

Les rovings correspondant à la direction chaîne et trame de la bande de tissu sont considérés comme constituant deux couches distinctes d'égale épaisseur. Le rapport des fractions volumiques de ces plis unidirectionnels correspond au rapport des masses spécifiques surfaciques du tissu non imprégné dans chacune des directions. On obtient alors un taux volumique de fibres de 0,47% dans la direction chaîne et de 0,37% dans la direction trame.

Les caractéristiques orthotropes de ces couches sont calculées à partir des formules de Puck (§ 1-3-1-2-1). On suppose également que le module de cisaillement dans le plan perpendiculaire à la direction longitudinale du roving est égal au module de cisaillement dans le plan du roving. Les caractéristiques des éléments de base du stratifié ont été prises égales à :

$$\begin{aligned}
 E_m &= 3.000 \text{ MPa} \\
 E_v &= 73.000 \text{ MPa} \\
 \nu_m &= 0,4 \\
 \nu_v &= 0,2 \\
 G_m &= 1.071 \text{ MPa} \\
 G_v &= 30.417 \text{ MPa}
 \end{aligned}$$

Le comportement orthotrope du stratifié est calculé en assemblant 20 plis unidirectionnels dont l'orientation est alternativement de 90 et 0°. Dans les deux cas, les conditions aux limites cinématiques traduisent les symétries de la structure et les degrés de liberté correspondant à un essai en pression interne avec effet de fond (fig.5-24.).

Le chargement est modélisé comme la superposition :

- d'une charge répartie perpendiculairement à la surface intérieure du coude (pression interne),
- d'une charge répartie perpendiculairement à la section droite extrémité du coude (effet de fond).

Le chargement correspond à une pression interne avec effet de fond de 100 bars pour le calcul 1 et de 140 bars pour le calcul 2 (fig.5-24)

5-3-1-2 / Modélisations coques

Les dimensions caractéristiques du coude sont identiques à celles utilisées dans le modèle volumique. Le modèle géométrique du calcul 3 (coude stratifié à épaisseur constante) est défini par rapport à la surface moyenne de la paroi. L'épaisseur est alors répartie symétriquement de part et d'autre de cette surface moyenne (fig.5-25). Le modèle du calcul 4 (coude stratifié à épaisseur variable) est défini par rapport à la surface intérieure du coude. L'épaisseur est alors entièrement répartie vers l'extérieur de cette surface et on effectue un déport de la surface moyenne de l'élément (fig.5-25).

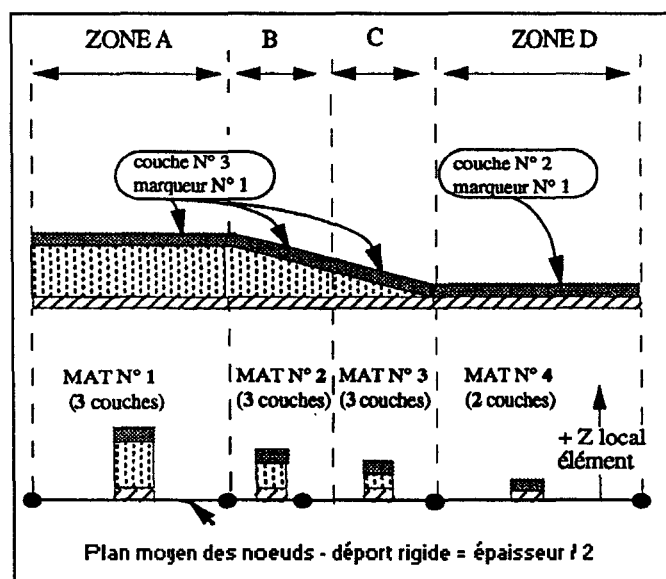


fig. 5-25 - Prise en compte d'une épaisseur variable dans le calcul coque composite

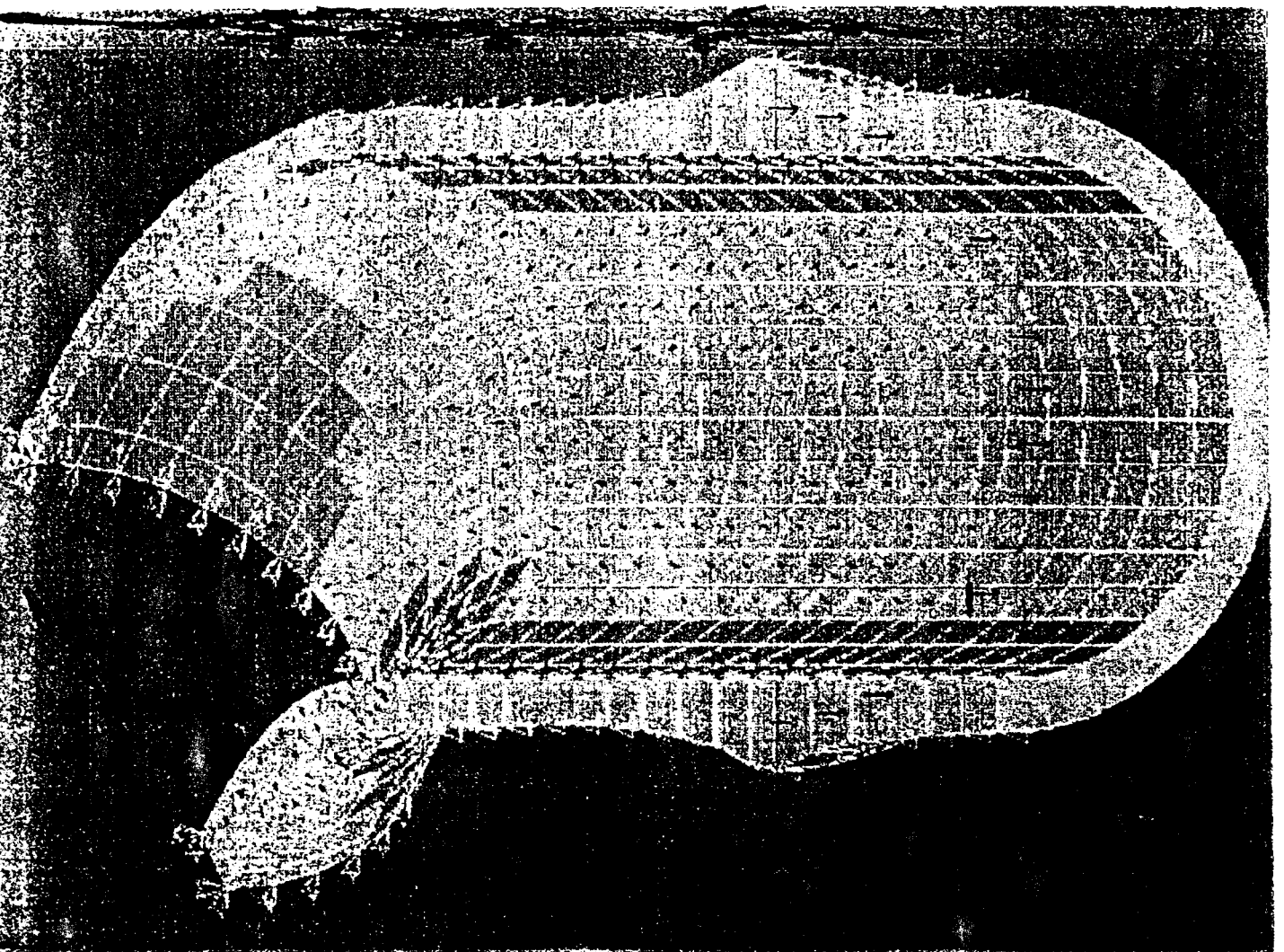
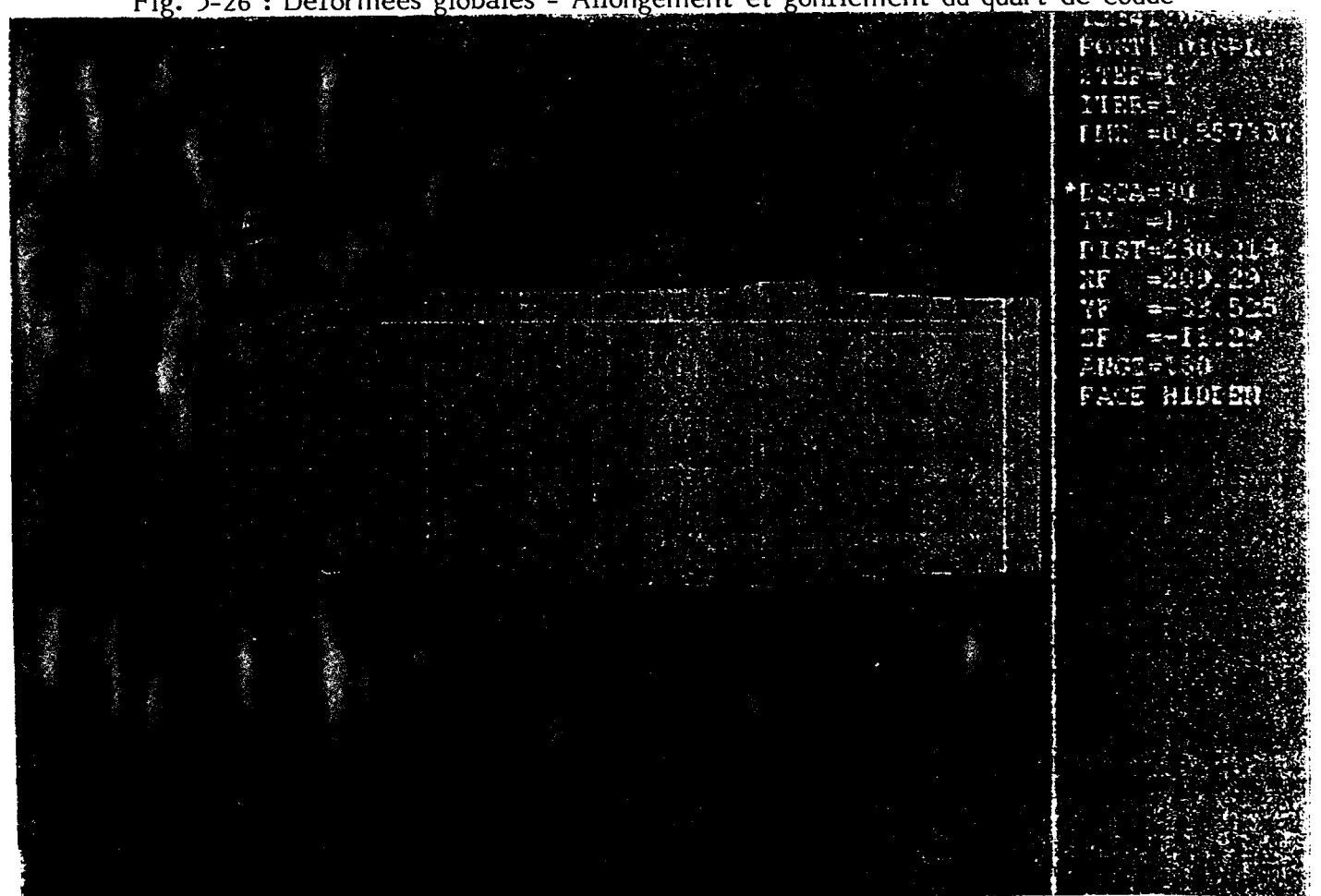


Fig. 5-24 : Vue quart du coude - Maillage, chargement et conditions aux limites

Fig. 5-26 : Déformées globales - Allongement et gonflement du quart de coude



*DCCA=30
 TD =1
 DIST=230.219
 NF =209.29
 YF =-33.525
 ZF =-11.29
 ANGE=150
 FACE HIDDEN

Les deux calculs utilisent des éléments coques minces à 4 noeuds. Le matériau est dans les deux cas défini comme un empilement de couches orthotropes dont les caractéristiques mécaniques sont identiques à celles utilisées dans le calcul 1 et dont les axes d'orthotropie sont orientés dans les directions principales géométriques de la structure. Pour le calcul 3, on affecte le même matériau (même nombre de couches = 15) à tous les éléments. Dans le calcul 4, on ne peut pas faire varier de façon continue l'épaisseur de la structure car elle ne peut être qu'un multiple de l'épaisseur de la couche de base. Le coude est alors divisé en zones d'égale épaisseur, et on affecte à chacune de ces zones un matériau différent (i.e. un nombre de couches différent, variant de 15 à 30).

Les symétries de la structure, les degrés de liberté et les conditions aux limites cinématiques sont similaires à ceux développés lors du calcul volumique, correspondant à un essai en pression interne avec effet de fond de 100 bars.

Le chargement est modélisé comme la superposition :

- d'une charge répartie perpendiculairement à la coque (pression interne),
- d'une charge répartie perpendiculairement au cercle extrémité de la coque (effet de fond).

5-3-2 / Résultats - Discussions

Les résultats fournis par les différentes modélisations sont comparés aux valeurs expérimentales en suivant le cheminement logique de l'observation, c'est-à-dire en progressant du comportement macroscopique (déplacements), aux efforts et déformations locaux de la structure.

5-3-2-1 / Déplacements

Les quatre calculs conduisent à des valeurs d'allongement longitudinal et d'augmentation de diamètre dans la partie droite très voisines et très proches des valeurs déterminées expérimentalement (fig.5-26). A titre d'exemple, le calcul volumique à épaisseur variable (calcul 2) conduit à un allongement longitudinal de 0,5 mm (fig.5-27) et à une augmentation de diamètre de 0,4 mm (fig.5-28). Ces valeurs correspondent précisément aux mesures expérimentales (§ 3-2-1-3). D'un point de vue macroscopique, les quatre modélisations permettent donc d'estimer correctement le comportement global de la structure soumise à une pression interne avec effet de fond.

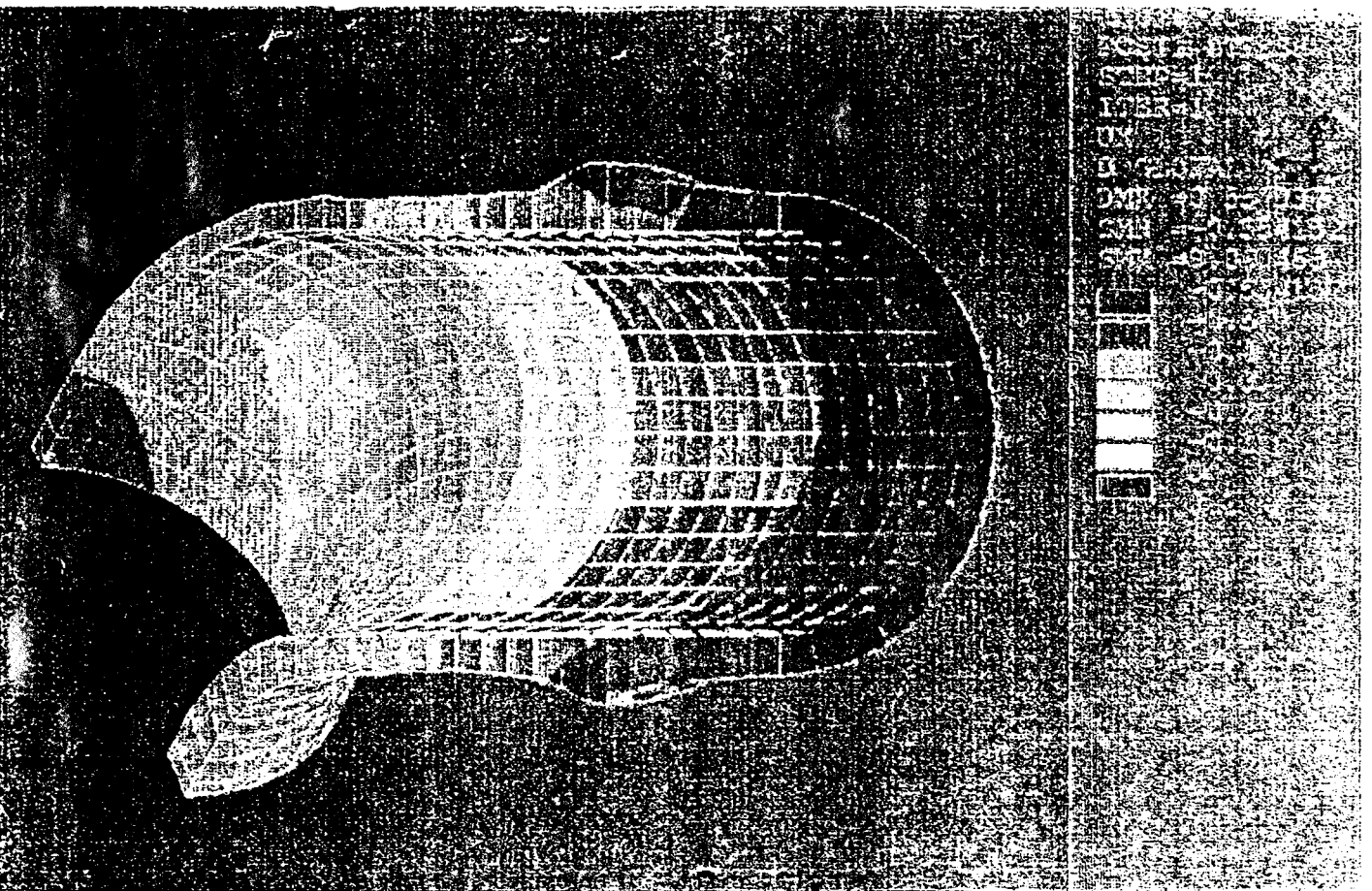
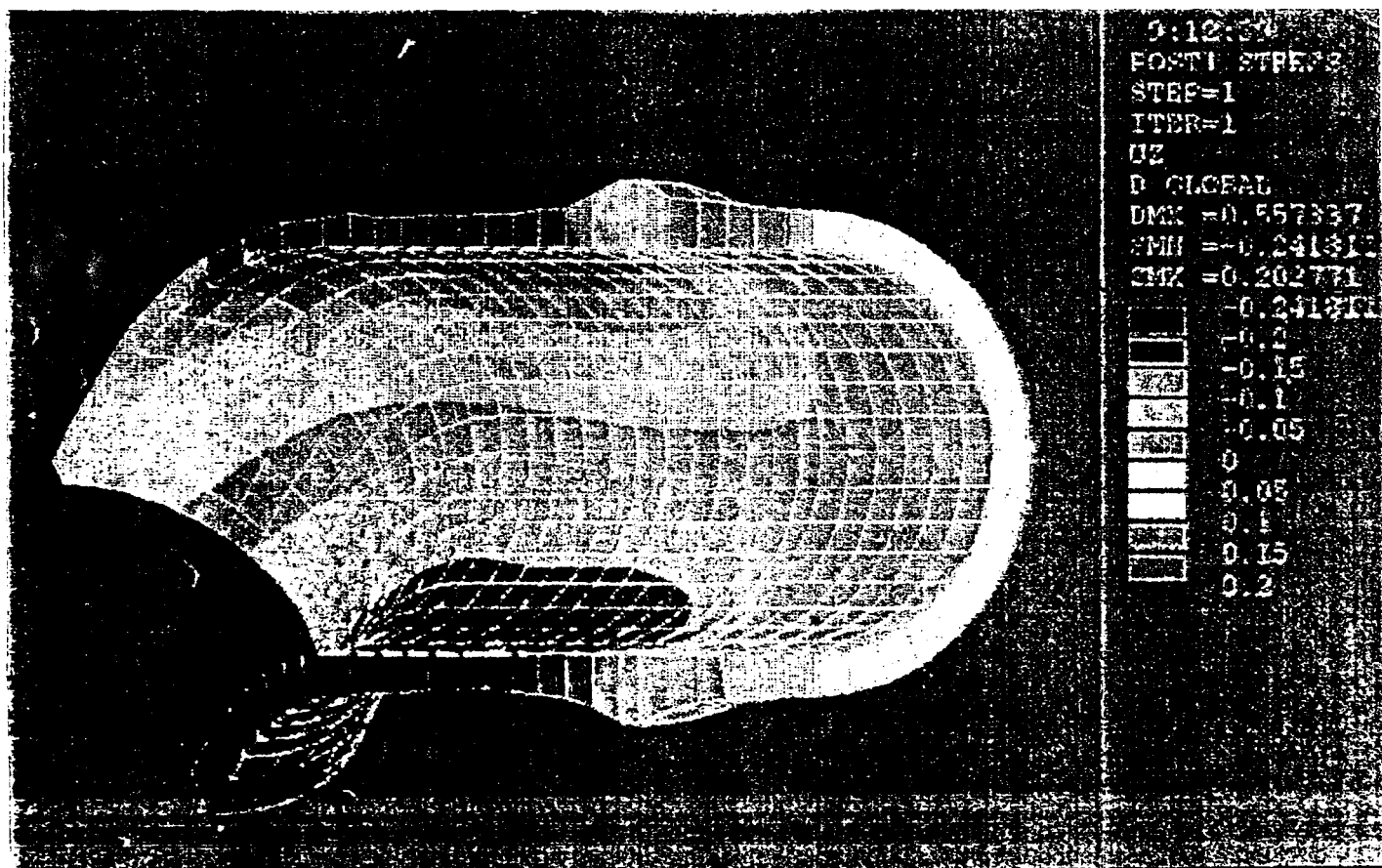


Fig. 5-27 : Déformée suivant l'axe du coude

Fig. 5-28 : Déformée suivant le diamètre du coude



Cependant, les essais ont montré qu'il y avait à l'extrémité libre du coude une fermeture ainsi qu'un vrillage (fig.3-5) qui, compte tenu des dimensions de la structure, représentent des déflexions de l'ordre de quelques dixièmes de degré dans et hors du plan. Or, aucun des calculs réalisés ne permet de rendre compte de ces tendances expérimentales. De ce point de vue, la prise en compte d'une épaisseur variable (calcul 2) ou d'une structure stratifiée (calculs 3 et 4) n'améliore pas de façon notable la qualité de la modélisation.

Cette relative inefficacité des différentes simulations peut être en partie imputée à la modélisation du matériau considéré ici comme orthogonal et symétrique (§ 1-3-1-2). Les termes de couplages B_{ij} de la matrice de rigidité sont théoriquement nuls, c'est-à-dire qu'il n'existe pas de couplage entre les efforts normaux et de flexion (§ 1-3-1-2). Or les essais de traction uniaxiale sur éprouvettes planes (§ 5-1-1-3) ont révélé l'existence d'un vrillage. Ce couplage est vraisemblablement responsable du vrillage multiaxial du coude lors de sa mise en pression.

Des mécanismes comparables ont déjà été observés expérimentalement par Ben Jdidia [56] sur des coudes homogènes, isotropes (métalliques) et d'épaisseur constante qui s'ouvraient très nettement sous l'effet de la pression interne.

Ce phénomène peut par ailleurs être amplifié par les variations locales d'épaisseur (§ 3-3-3-3) qui influencent le comportement global de la structure en engendrant ou en participant aux développements de contraintes de flexion locales.

Les quatre modélisations testées rendent correctement compte du comportement macroscopique de la structure soumise à une pression interne avec effet de fond en terme de déplacements globaux longitudinaux et circonférentiels.

Toutefois, aucune des modélisations n'apparaît significativement meilleure que les autres, notamment en ce qui concerne la prédiction des fermetures et vrillages de la structure. De ce point de vue, il semblerait nécessaire de prendre en compte les couplages entre les efforts normaux et les efforts de flexion.

5-3-2-2 / Contraintes

Compte tenu des observations précédentes, nous n'analyserons ici que les résultats des modélisations coques composites (calculs 3 et 4) puisque ce sont les seuls qui permettent d'accéder aux valeurs des contraintes dans chacune des couches de la structure.

5-3-2-2-1 / Coude épaisseur constante

Les résultats de la modélisation coque à épaisseur constante ne peuvent être comparés directement aux valeurs expérimentales obtenues du fait de l'épaisseur variable de la structure industrielle. Il est cependant possible de les comparer aux valeurs calculées par des approches classiques analytiques (§ 1-3-2-1). Cette étape a donc pour objectif de valider la modélisation géométrique et le maillage éléments finis, ainsi que la pertinence des conditions aux limites affectées au modèle.

Sur les figures qui vont suivre, il faut faire abstraction des perturbations causées aux extrémités du coude où la disposition des conditions limites ne permet pas l'annulation totale des effets de bords, ce qui n'influence nullement la répartition et les valeurs calculées dans la zone coudée.

Analytiquement, les contraintes en membrane peuvent être déterminées d'après les formules exposées au § 1-3-2-1 pour un coude de rayon interne r , de rayon de courbure R , d'épaisseur constante e , et soumis à une pression interne avec effet de font P :

- la contrainte axiale est donnée par : $\sigma_x = \frac{Pr}{2e}$ constante sur tout le coude,
- la contrainte circonférentielle est donnée par : $\sigma_y = \frac{Pr}{e} \cdot \frac{2R + r \sin \theta}{2(R + r \sin \theta)}$ pour la section médiane (avec θ = position angulaire définie fig.1-52).

Pour une pression interne de 100 bars et une épaisseur de paroi de 5 mm (minimum autorisé à l'extrados) ces formules conduisent à une estimation de la contrainte axiale voisine de 5 daN/mm². La contrainte circonférentielle varie de façon continue de 9 daN/mm² à l'extrados jusqu'à 12 daN/mm² à l'intrados.

Le calcul par  lments finis conduit à des niveaux de contraintes tout à fait comparables dans la section médiane du coude composite à épaisseur constante (fig.5-29 et 5-30). Il établit que la contrainte maximale (moyenn e suivant l'épaisseur de la paroi) est effectivement circonferentielle et localis e à l'intrados, et que la contrainte axiale est pratiquement constante sur l'ensemble du coude.

Il révèle par ailleurs l'existence d'un gradient de contraintes dans l'épaisseur de la paroi. L'écart entre la contrainte maximale et la contrainte minimale peut atteindre 10% (fig.5-31).

| | Extrados | | Intrados | |
|-----------------------------------|-------------------|-------------------|-------------------|-------------------|
| | Couche intérieure | Couche extérieure | Couche intérieure | Couche extérieure |
| σ_x (daN/mm ²) | 5 | 5 | 5,2 | 4,4 |
| σ_y (daN/mm ²) | 9,9 | 8,9 | 13,1 | 11,8 |

fig.5-31 - Valeurs des contraintes calcul es par  lments finis suivant la section médiane d'un coude d'épaisseur constante

Ce type de gradient est analytiquement mis en évidence pour des structures tubulaires épaisses, mais négligé dans la plupart des travaux publiés à ce jour car son amplitude est généralement faible par rapport aux niveaux de contraintes développés [17].

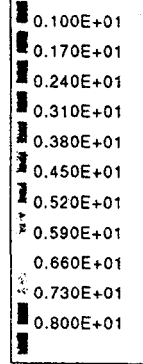
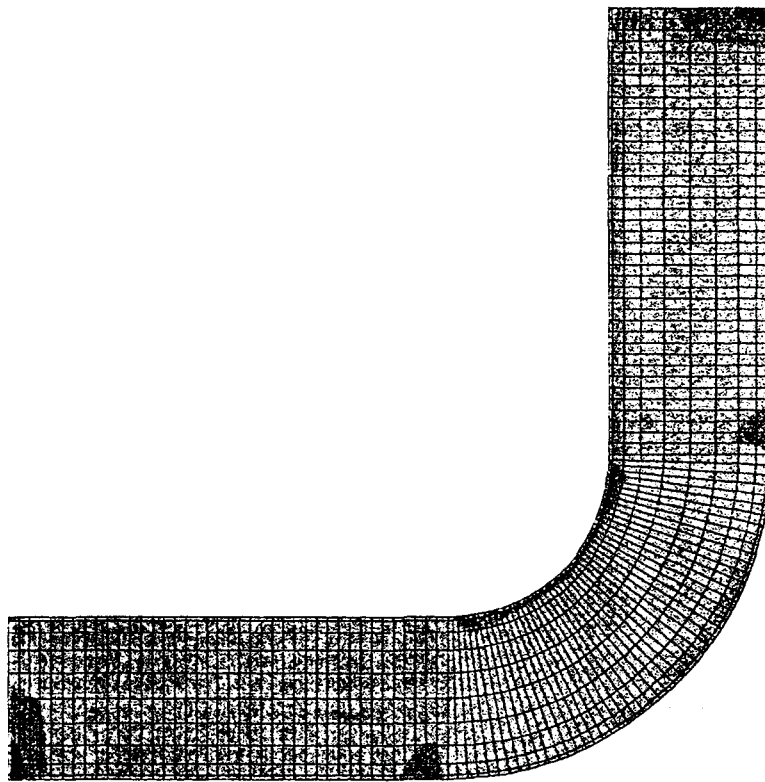
Un calcul classique permet d'estimer l'erreur induite par l'adoption de l'hypothèse de coque mince pour un tube de rayon intérieur r , d'épaisseur e , soumis à une pression interne avec effet de fond P [53]. Les contraintes circonferentielles sur les faces interne et externe s'expriment alors par :

- pour une coque mince

$$\sigma_{y_i} = \sigma_{y_e} = \frac{Pr}{2e} \left(2 + \frac{e}{r} \right) \approx \frac{Pr}{e}$$

- pour une coque épaisse

$$\sigma_{y_i} = \frac{Pr}{e} \left(\frac{2 + 2\frac{e}{r} + \left(\frac{e}{r}\right)^2}{2 + \frac{e}{r}} \right) \quad \sigma_{y_e} = \frac{Pr}{e} \left(\frac{2}{2 + \frac{e}{r}} \right)$$

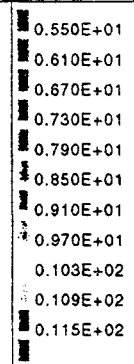
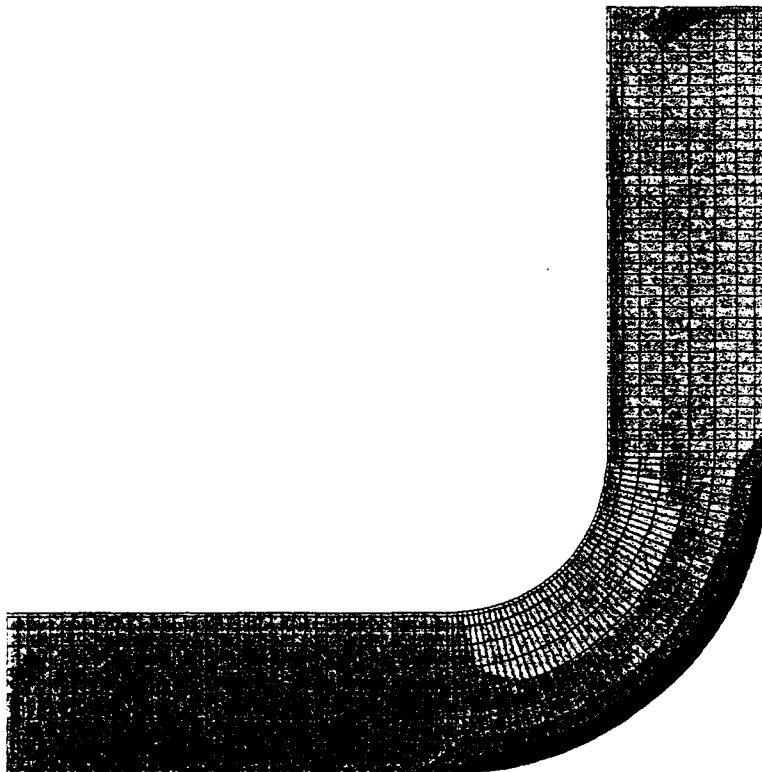


TITRE: COUDE EPAISSEUR CONSTANTE - CONTRAINTE AXIALE MOYENNE en daN/mm2
 B.D.D: PAS4
 SOCIETE: MINES DE DOUAI



Fig. 5-29 : Coude épaisseur constante - Contrainte axiale

Fig. 5-30 : Coude épaisseur constante - Contrainte circonférentielle



TITRE: COUDE EPAISSEUR CONSTANTE - CONTRAINTE CIRCONFERENCELLE DaN/mm2
 B.D.D: PAS4
 SOCIETE: MINES DE DOUAI



Pour un rayon intérieur de 50 mm, une épaisseur de 5 mm et une pression interne de 100 bars, on obtient les valeurs suivantes :

| | Coque mince | Coque épaisse | |
|---|-------------|---------------|----------------------------|
| Contrainte circonférentielle sur la face interne (daN/mm ²) | 10 | 10,5 | soit une variation de 10 % |
| Contrainte circonférentielle sur la face externe (daN/mm ²) | 10 | 9,5 | |

qui correspondent à des écarts de contraintes comparables à ceux obtenus en éléments finis coque pour le coude à épaisseur constante.

Les résultats de cette modélisation sont d'ailleurs cohérents avec ceux obtenus par Behrenbeck et Mengès [15] pour un tube stratifié réalisé par enroulement filamenteux de rovings, d'épaisseur constante et soumis au même type de chargement (fig.5-32).

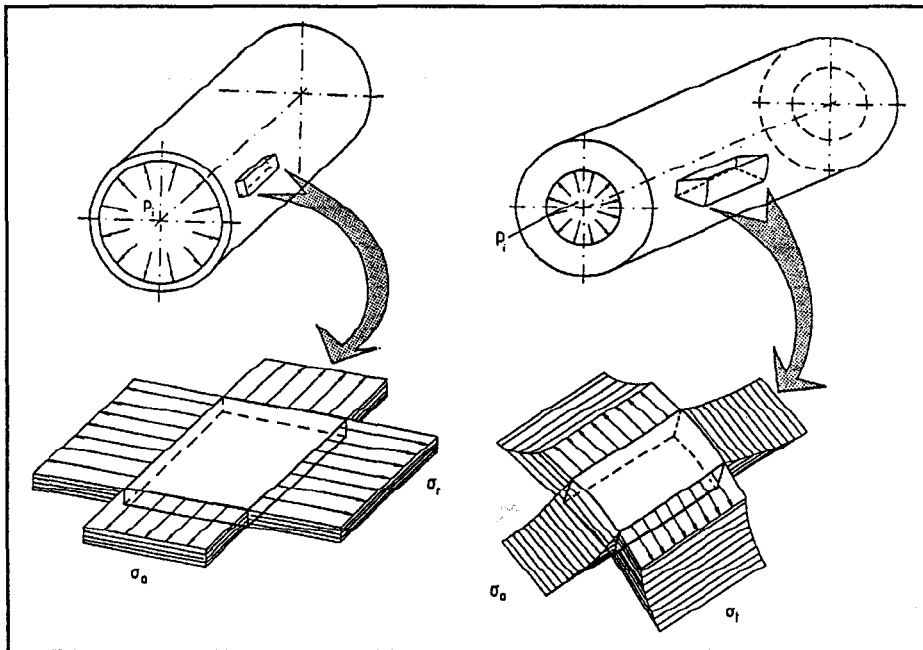


fig.5-32 - Contraintes axiales et circonférentielles développées dans un tube à paroi mince (à gauche) et à paroi épaisse (à droite) [15]

Par ailleurs, même si la structure testée en laboratoire est plus complexe que la modélisation présentée ici, les résultats en terme de gradient transversal de contrainte permet de donner une première interprétation de certains phénomènes observés expérimentalement, notamment en ce qui concerne la répartition des fissures au sein de la structure après essais. En effet, nous avons remarqué (§ 4-3-1) une densité et une taille de fissures plus importantes dans la

zone proche de la paroi interne du coude. Cette anisotropie de fissuration est à relier au moins en partie à l'anisotropie correspondante des contraintes estimées par le calcul. Ce phénomène est vraisemblablement accentué par le niveau de la contrainte radiale de compression (fig.5-33) s'exerçant sur la face interne de la structure dont Choo et Hull [36] ont montré l'incidence notable sur le mode de fissuration et de propagation des endommagements [36].

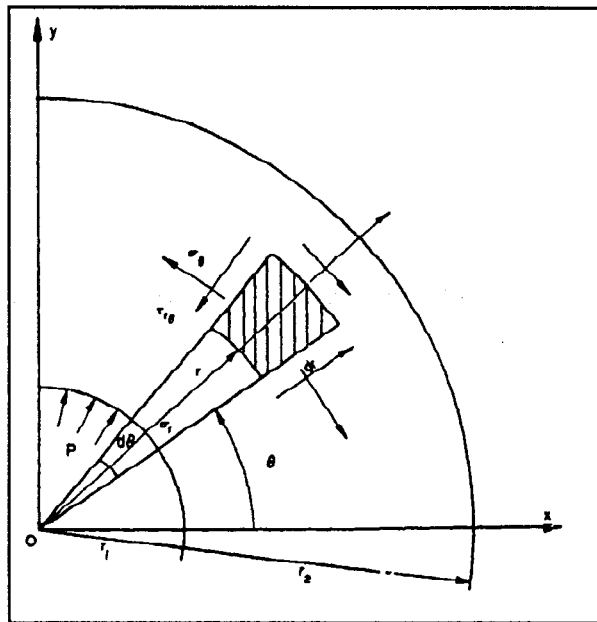
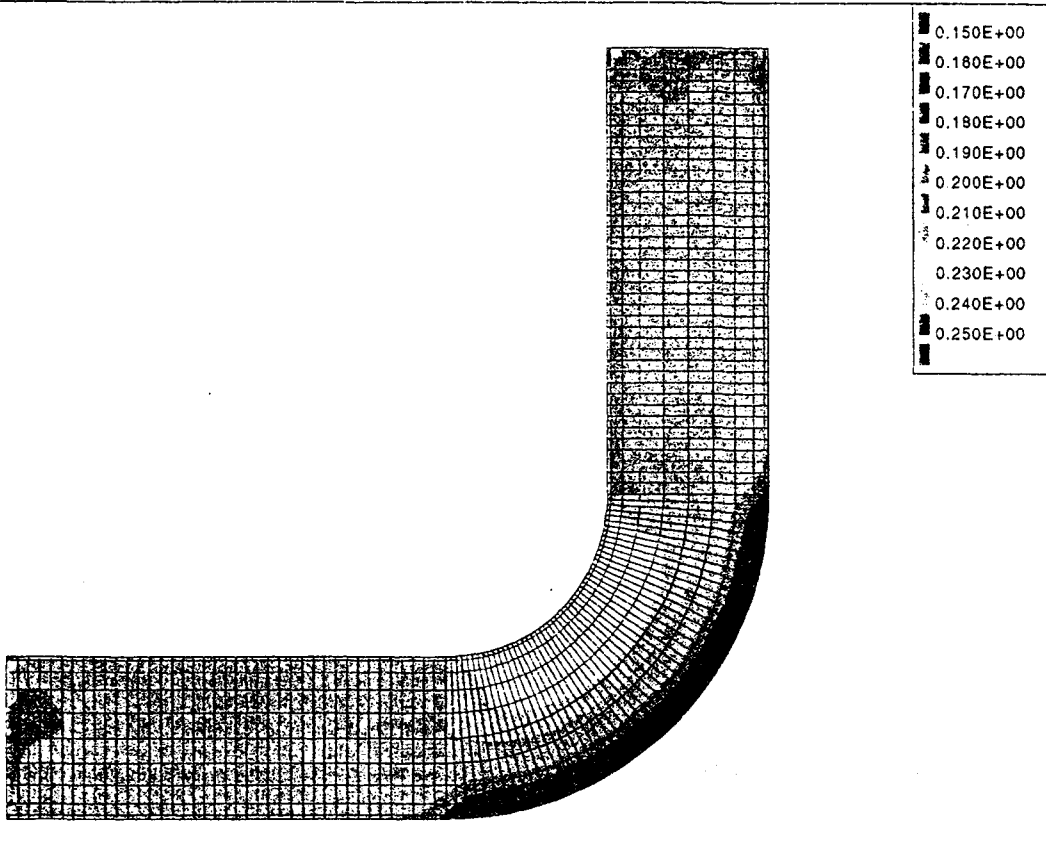


fig.5-33 - Contraintes développées dans la paroi d'un tube épais sous pression interne [37]

Ce phénomène est toutefois pondéré expérimentalement par la présence sur la structure coude d'un liner intérieur qui joue le rôle de protection des fronts de fissures en limitant l'action du fluide pressurisé en tête de fissure, et donc en retardant l'endommagement et le perlage du coude (§ 3-3-3-1).

Par ailleurs, la figure 5-34a représente la répartition du critère de Von Mises sur la structure modélisée. Ce critère quadratique V_{mis} est ici défini comme $1/R$; R étant un ratio de rupture en chargement proportionnel [75]. Si σ_{ij} est le champ de contraintes résultant d'un chargement $\langle F \rangle$ la première rupture intervient pour un champ de contrainte $R \cdot \sigma_{ij}$, soit un chargement $R \cdot \langle F \rangle$. Si $0 < V_{\text{mis}} < 1$, il n'y a pas rupture, si $V_{\text{mis}} > 1$, il y a rupture. V_{mis} peut être négatif dans le cas de la compression.

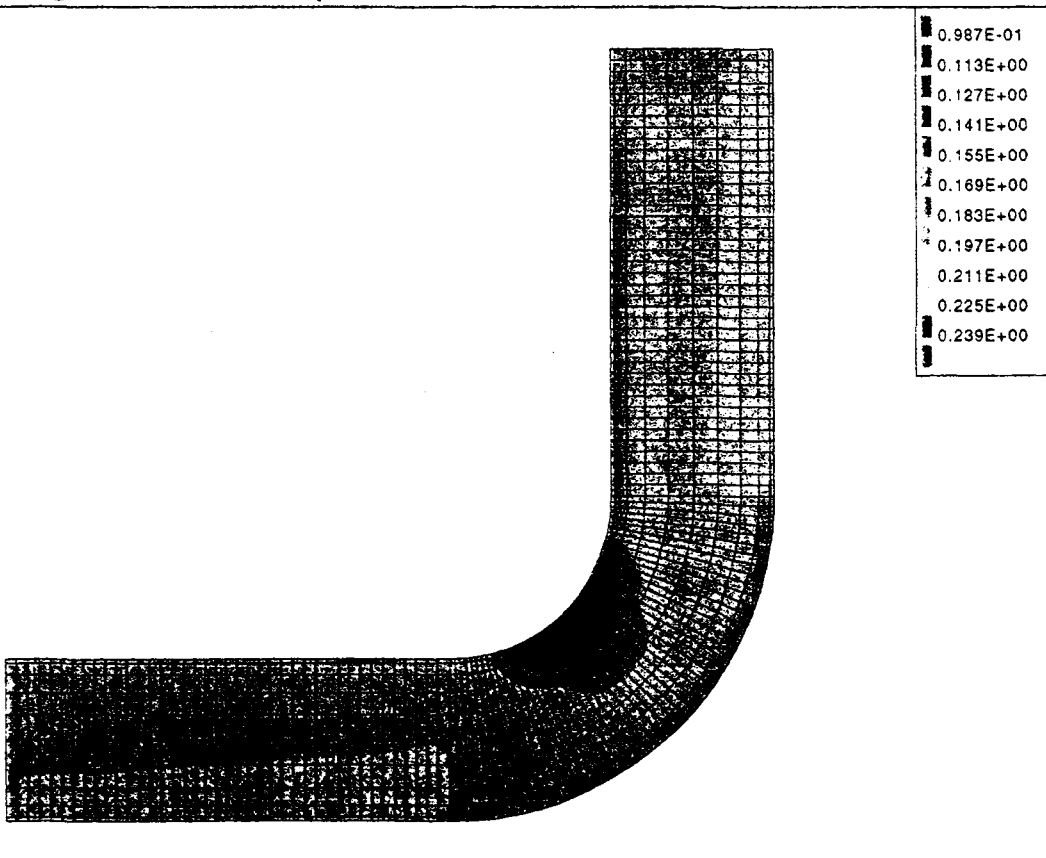


TITRE: COUDE EPAISSEUR CONSTANTE - CRITERE VON MISES
 B.D.D: PAS4
 SOCIETE: MINES DE DOUAI



Fig. 5-34a : Coude épaisseur constante - Critère Von Mises

Fig. 5-34b : Coude épaisseur variable - Critère Von Mises



TITRE: COUDE STRATIFIE - EP. VARIABLE - CRITERE VON MISES
 B.D.D: PAS5
 SOCIETE: MINES DE DOUAI



En contraintes planes, la contrainte équivalente de Von Mises est calculée par:

$\sigma_{V_{mis}} = \sqrt{\sigma_x^2 + \sigma_y^2 + \sigma_x\sigma_y + 3\tau_{xy}}$, x et y étant un repère ayant la même normale que l'élément. Alors, le critère de Von Mises est calculé par $V_{mis} = \sigma_{V_{mis}}/X$, X étant la résistance à la rupture en traction longitudinale du matériau. On peut noter que l'application de ce critère conduit à localiser la zone la plus contrainte à l'intrados de la structure, ce qui est cohérent avec les résultats expérimentaux obtenus sur des géométries similaires pour des matériaux homogènes et isotropes [47-50-54-56].

En conclusion, l'étude du coude stratifié a permis de valider le modèle géométrique, le maillage et les conditions aux limites adoptées. Les résultats obtenus sont cohérents avec divers calculs analytiques simplifiés ou numériques rapportés dans la littérature. Cette modélisation n'est cependant pas suffisamment fine dans le cas qui nous intéresse. En effet, l'hypothèse d'un coude à épaisseur constante ne permet pas de localiser correctement la zone d'endommagement maximal déterminée expérimentalement dans les parties droites de la structure.

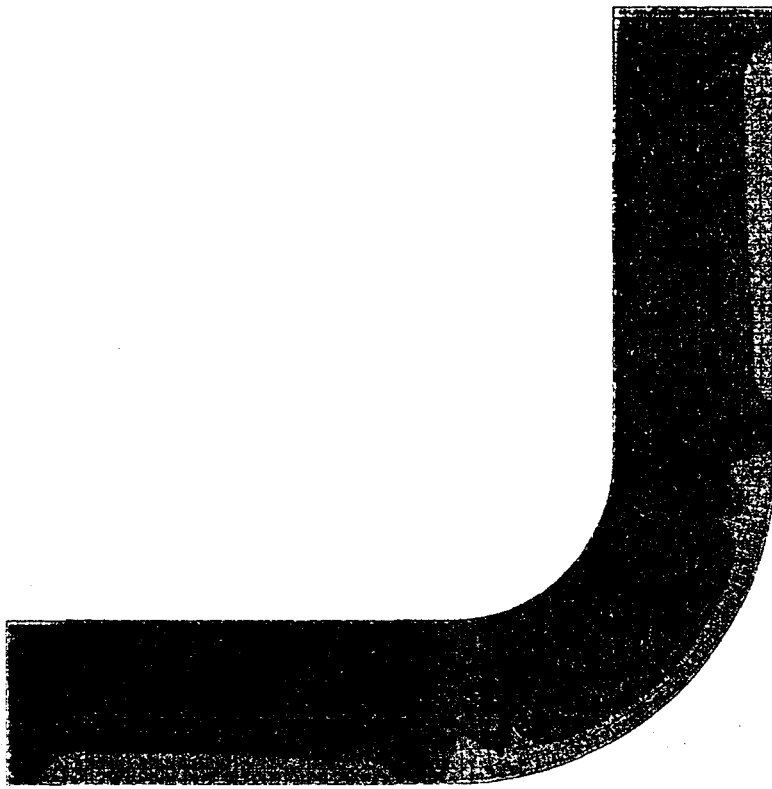
Il est alors nécessaire, pour valider l'utilisation de ce type de modélisation comme outil d'assistance à la préviation du comportement de telles structures de prendre en compte aussi précisément que possible de la constitution réelle de la structure stratifié, notamment de l'évolution de l'épaisseur liée à une répartition non homogène du nombre de couches élémentaires.

5-3-2-2-2 / Coude épaisseur variable

Les figures 5-35 et 5-36 présentent les répartitions des contraintes axiales et circonférentielles moyennées sur l'épaisseur de la structure dans le cas de la modélisation du coude stratifié à épaisseur variable.

Les valeurs des contraintes à l'extrados sont voisines de celles déterminées précédemment pour le cas du coude stratifié à épaisseur constante. En revanche, leurs répartitions sur l'ensemble de la structure sont sensiblement différentes.

Les contraintes axiales sont pratiquement constantes dans la majeure partie des parties droites ($\approx 5 \text{ daN/mm}^2$) et évoluent plus sensiblement dans la zone coudée où le maximum est localisé à l'extrados, ce qui est comparable à ce que l'on obtenait dans le cas du coude à épaisseur constante.

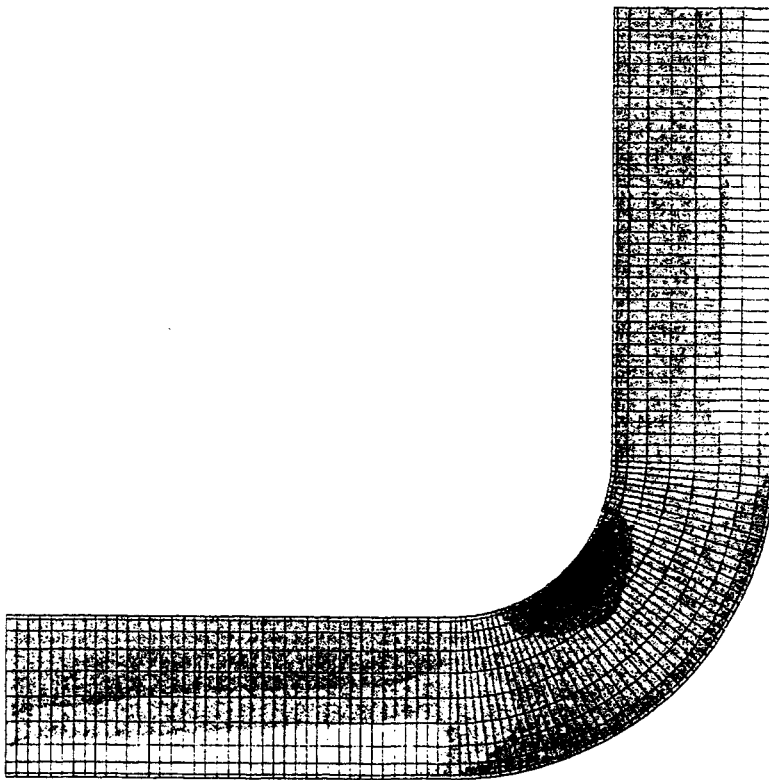


| |
|-----------|
| 0.205E+01 |
| 0.262E+01 |
| 0.319E+01 |
| 0.376E+01 |
| 0.433E+01 |
| 0.491E+01 |
| 0.548E+01 |
| 0.605E+01 |
| 0.662E+01 |
| 0.719E+01 |
| 0.776E+01 |

TITRE: COUDE STRATIFIE - EP. VARIABLE - CONTR. AXIALE moyenne DaN/mm2
 B.D.D: PASS
 SOCIETE: MINES DE DOUAI



Fig. 5-35 : Coude épaisseur variable - Contrainte axiale
 Fig. 5-36 : Coude épaisseur variable - Contrainte circonférentielle



| |
|-----------|
| 0.413E+01 |
| 0.466E+01 |
| 0.518E+01 |
| 0.571E+01 |
| 0.623E+01 |
| 0.676E+01 |
| 0.729E+01 |
| 0.781E+01 |
| 0.834E+01 |
| 0.886E+01 |
| 0.939E+01 |

TITRE: COUDE STRATIFIE - EP. VARIABLE - CONTR. CIRCONF. moyenne DaN/mm2
 B.D.D: PASS
 SOCIETE: MINES DE DOUAI

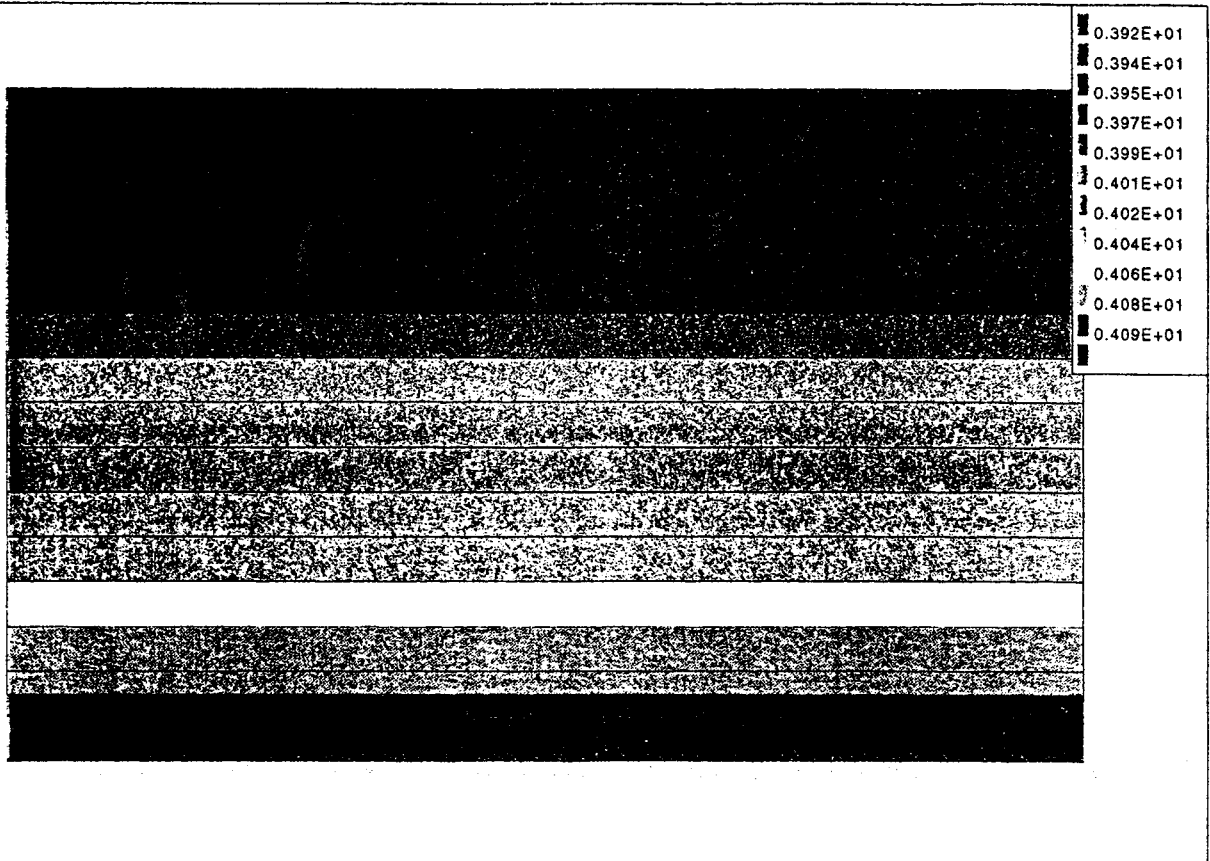


Rappelons ici que l'épaisseur du coude diminue progressivement de l'intrados à l'extrados (variant à la section médiane respectivement de 14 mm pour 30 couches à 7 mm pour 15 couches) et que l'épaisseur à l'extrados est ici légèrement supérieure à celle utilisée dans le cas du coude à épaisseur constante. Il est donc logique de retrouver des niveaux de contraintes voisins dans les zones où les deux modèles présentent des épaisseurs comparables (parties droites du coude et extrados), et plus significativement différents dans les zones où ils présentent des écarts d'épaisseur importants (intrados).

Les contraintes circonférentielles moyennées dans l'épaisseur sont contrairement au cas du coude à épaisseur constante nettement plus importantes dans les parties droites que dans la zone courbée. Elles augmentent sensiblement de la génératrice intrados à la génératrice extrados, où elles sont localement du même ordre de grandeur que celles calculées pour le coude à épaisseur constante. Ces résultats sont qualitativement imputables à la répartition des épaisseurs dans la structure : globalement plus faibles dans les parties droites que dans la zone courbée, et localement (dans la zone courbée) plus importantes à l'intrados qu'à l'extrados.

De même, la répartition du critère quadratique de Von Mises (fig.5-34b) met en évidence une zone sensible à la fissuration localisée suivant la génératrice extrados des parties droites de la structure. La répartition de ce critère est qualitativement en accord avec les résultats expérimentaux pour lesquels l'apparition du phénomène de perlage, significatif d'un endommagement maximal, se produit effectivement dans cette zone.

L'étude locale de la répartition des contraintes axiales et circonférentielles suivant l'épaisseur d'un élément situé dans cette zone de contrainte moyenne maximale met en évidence l'existence de gradients transversaux de contraintes (fig.5-37 et 5-38). L'écart entre les contraintes maximales (dans la couche interne) et les contraintes minimales (dans la couche externe) est toutefois ici plus faible (5 %) que pour le coude à épaisseur constante. L'existence de ce gradient, même faible, contribue à l'apparition d'une fissuration plus importante près de la paroi interne du coude (§ 4-3).

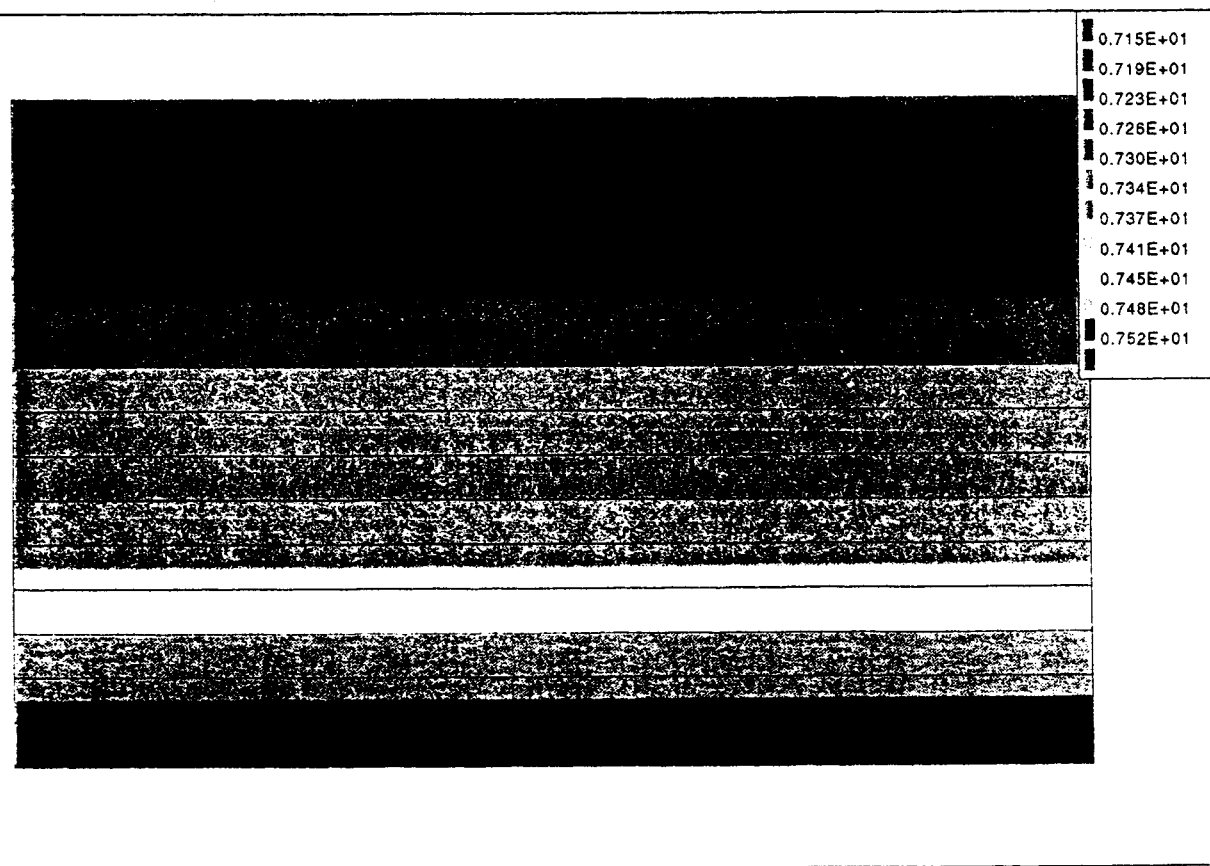


TITRE: COUDE STRATIFIE - EP. VARIABLE - CONTR. AXIALE EXTRADOS suivant axe DaN/mm2
 B.D.D: PASS
 SOCIETE: MINES DE DOUAI



Fig. 5-37 : Coude épaisseur variable - Contrainte axiale extradros

Fig. 5-38 : Coude épaisseur variable - Contrainte circonférentielle extradros



TITRE: COUDE STRATIFIE - EP. VARIABLE - CONTR. CIRCONF. EXTRADOS suivant axe DaN/mm2
 B.D.D: PASS
 SOCIETE: MINES DE DOUAI



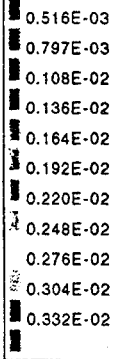
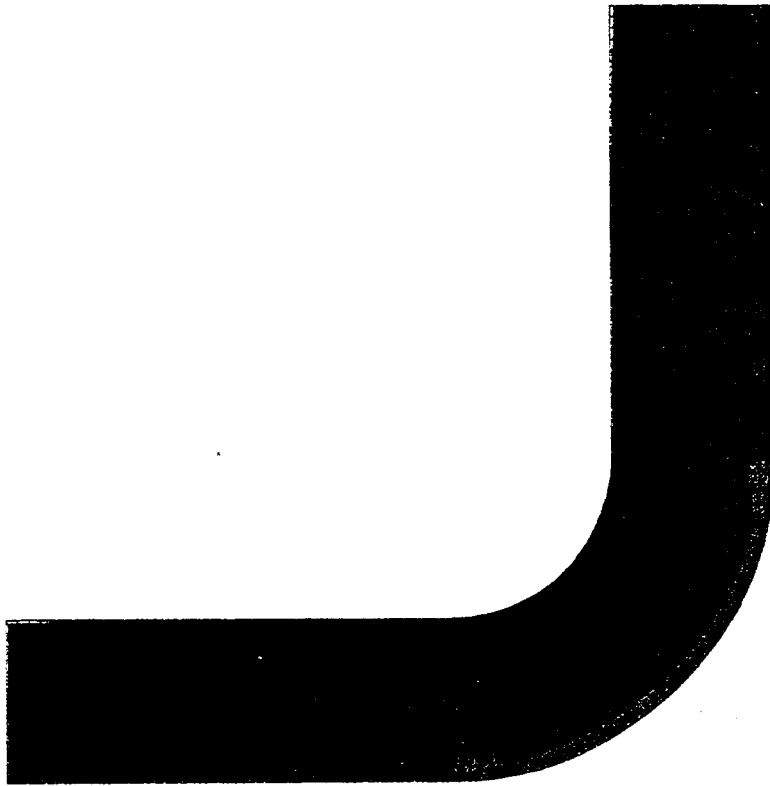
En conclusion, on peut noter que la prise en compte dans le modèle en coque stratifiée de la variation de l'épaisseur et donc du nombre de couches le long de la structure permet de retrouver qualitativement les tendances observées expérimentalement et notamment de localiser correctement les zones préférentielles d'endommagement. De ce point de vue, la modélisation coque stratifiée à épaisseur variable est nettement plus satisfaisante que la précédente. C'est pourquoi, dans la suite (analyse des déformations), nous ne nous intéresserons plus qu'à la comparaison des valeurs expérimentales avec les résultats de ce dernier calcul.

5-3-2-3 / Déformations

Il s'agit ici d'évaluer la capacité du modèle élément fini (cas du coude à épaisseur variable) à prédire les niveaux de déformations réels de la structure ainsi que leur répartition. Cette évaluation ne peut être que partielle dans la mesure où nous ne disposons que des valeurs des déformations axiales et circonférentielles expérimentales en peau extérieure du coude et uniquement pour certains points (positions des jauges d'extensométrie).

La figure 5-39 représente la répartition de la déformation axiale moyennée sur l'épaisseur du coude, estimée par le modèle éléments finis. On observe que ces déformations calculées sont pratiquement constantes dans les parties droites de la structure ($\approx 0,14\%$), alors que dans la section médiane du coude, elles sont maximales ($\approx 0,17\%$) à l'extrados et minimales ($\approx 0,09\%$) à l'intrados. Ces résultats sont similaires à ceux obtenus sur le même modèle en ce qui concerne la répartition des contraintes axiales.

Les déformations circonférentielles (fig.5-40) sont quant à elles toujours supérieures aux déformations axiales. Les minima sont localisés à l'intrados ($\approx 0,21\%$) et les maxima dans la génératrice extrados des parties droites ($\approx 0,43\%$). Ces résultats sont là encore à relier aux résultats correspondants de la répartition des contraintes circonférentielles. Ils sont par ailleurs qualitativement cohérents avec les observations expérimentales qui localisent le phénomène de perlage dans cette zone (fig.3-43), et de façon très majoritaire, suivant les génératrices latérales.

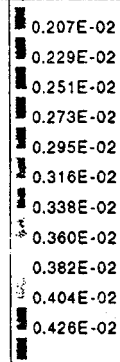
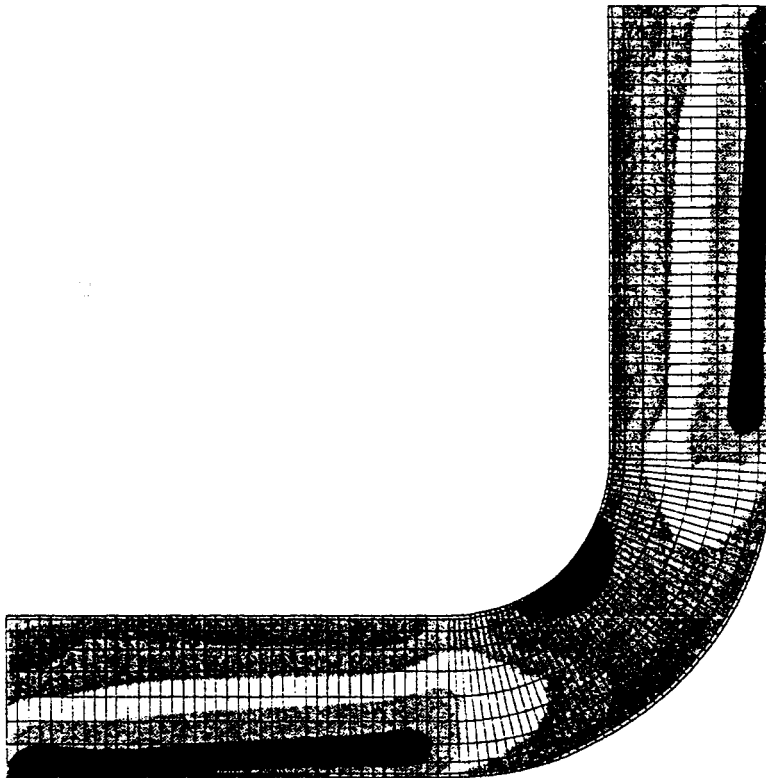


TITRE: COUDE STRATIFIE - EP. VARIABLE - DEFORM. AXIALE moyenne %
 B.D.D: PASS
 SOCIETE: MINES DE DOUAI

MOSAIC V2.7;5

Fig. 5-39 : Coude épaisseur variable - Déformation axiale

Fig. 5-40 : Coude épaisseur variable - Déformation circonférentielle



TITRE: COUDE STRATIFIE - EP. VARIABLE - DEFORM. CIRCONF. moyenne %
 B.D.D: PASS
 SOCIETE: MINES DE DOUAI

MOSAIC V2.7;5

Quantitativement, on observe que les déformations calculées sont généralement inférieures aux valeurs obtenues expérimentalement (fig.3-20). On remarque ainsi que les déformations calculées sont généralement plus faibles que les valeurs expérimentales. L'analyse des épaisseurs sous jauges de ce coude spécialement instrument e montre qu'elles sont aux environs de 5 mm (fig. 3-21) alors que le calcul a été d evelopp e en considérant le cas moyen où l'épaisseur suivant la génératrice extrados est de 7 mm. La concordance théorie / pratique (fig.5-41) est meilleure si l'on se reporte aux moyennes des mesures effectuées sur les coudes renforc es (fig.3-33), où la structure est mieux contrôlée et l'épaisseur de la génératrice extrados est alors proche de 7 mm.

| Déformation (%) | Expérimentale | Théorique |
|----------------------|----------------|------------|
| Sens axiale | 0,23 | 0,17 |
| Sens circonferentiel | 0,36 | 0,38 |

fig. 5-41 - Comparaison des déformations expérimentales moyennes et théoriques pour le coude renforc e (jauge à l'extrados de la section médiane pour 100 bars)

Il est à noter que l'accord calcul / mesure est meilleur pour la direction circonferentielle. Dans cette direction, la modélisation du matériel correspond mieux à la structure réelle du coude pour lequel le sens de bobinage entraine que le renforcement est continu circonferentiellement et discontinu axialement.

5-3-3 / Conclusions

Afin d'interpréter les résultats expérimentaux et de comprendre les mécanismes d'endommagement engendr es dans un coude en composite, nous avons r ealis e diverses modélisations éléments finis volumiques orthotropes et coques composites, à épaisseur constante ou non du comportement linéaire de la structure Vet 2355 soumise à une pression interne avec effet de fond. Compte tenu de la bibliographie, des épaisseurs variables et importantes des parois du coude qui engendrent des phénomènes transverses, cette approche apparaissait comme la plus appropriée et la plus adaptée à notre problème [12].

Si toutes les modélisations effectuées permettent de traduire correctement le comportement macroscopique de la structure (en terme de déplacements), aucune par contre n'a permis de prévoir la fermeture et le vrillage de cette structure, vraisemblablement imputable à un couplage des efforts normaux et de flexion n eglig e ici. D'autre part, seul le calcul en coque stratifiée donne bien évidemment

accès aux contraintes et déformations dans chacune des couches du coude. Par ailleurs, la modélisation en coque stratifiée  a épaisseur variable s'est révélée plus efficace notamment pour la prévision de la localisation des zones de contraintes et de déformations maximales, et donc d'endommagements critiques.

D'un point de vue quantitatif, les  cartes expérience / théorie proviennent vraisemblablement de l'effet cumulatif des divers facteurs et approximations, impos es par le calcul ou introduits lors des essais, tels que :

- la modélisation de l'effet de fond par des forces réparties sur la périphérie,
- la non-représentation des fluctuations locales d'épaisseur,
- l'erreur expérimentale provenant du positionnement et du collage des jauges,
- la discontinuité des bandes et les empilements en " cailles" suivant l'axe du coude,
- la qualité de réalisation (du matériel, de la structure).

Néanmoins, l'analyse des résultats de ces modélisations a permis de modifier efficacement du point de vue industriel (§ 3-3) la structure Vet 2355 par un renforcement des zones critiques ainsi déterminées, et a donc montré son intérêt pour le dimensionnement de pièces complexes.

Cependant, ce type de calcul ne permet pas la simulation du processus non linéaire de multifissuration par la simple connaissance des caractéristiques de la fibre et de la matrice. En effet, le principe même d'homog enisation occulte les effets locaux. Une telle simulation nécessiterait l'introduction dans le calcul d'une loi mathématique d'endommagement qui ne peut être définie qu'a posteriori, à partir d'une identification expérimentale des mécanismes de dégradation propres au matériel [62].

CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES

Cette étude a révélé la complexité des comportements mécaniques et des mécanismes de fissuration impliqués dans l'endommagement de structures coude en matériaux composite tissu de verre / résine époxy sollicités sous pression interne.

Quatre familles de matériaux, dont les constituants de base communs sont la résine époxy et le verre (bandes de tissu), ont particulièrement fait l'objet de cette étude. Elles se différencient les unes des autres par la nature de l'ensimage des renforts (ensimage spécifique époxy - Vétrotex 2355, ou universel - Vétrotex 1526 et Ahlstrom) ou le mode de tissage employé (sergé - Vétrotex 2355 Bis ou taffetas - Vétrotex 2355).

La caractérisation des différentes familles de coude a montré la supériorité des matériaux Vétrotex 2355 et Ahlstrom, avec des comportements mécaniques sous pression interne voisins pour toutes les lois de chargement.

La comparaison des matériaux Vétrotex 1526 (ensimage universel P177) et Vétrotex 2355 (ensimage spécifique époxy P139) a nettement mis en évidence l'incidence de l'interface sur les critères de fin d'essai tels que le perlage ou le premier endommagement. Ainsi en chargement monotone, nous avons observé entre ces deux familles un écart de 16 % des valeurs de pression de perlage, allant jusqu'à 33 % pour la pression de fin de linéarité.

Dans ce cadre, les modes de sollicitation à long terme confirment la supériorité de l'ensimage spécifique époxy. A titre d'illustration et de comparaison, la pression moyenne de perlage du Vétrotex 1526 (110 bars) n'a pas permis la ruine du matériau Vétrotex 2355 après 27 mois de fluage. En ce qui concerne la fatigue dynamique, on a montré que l'ensimage spécifique époxy (P139) augmente la résistance au perlage de 10 à 1000 fois par rapport à celle de l'ensimage universel (P177) suivant le niveau de pression considéré.

On retiendra également que cette démarche nous a obligé à scinder notre approche en deux phases. La géométrie "initiale" du coude a en effet révélé un certain nombre de défaillances lors des premiers tests sous pression qui nous

amènent à remettre en cause et à redéfinir la conception de la structure industrielle. Le coude passe alors d'une géométrie empirique (§ étude préliminaire) à une géométrie renforcée (§ étude paramétrique). Une amélioration de 13 % de la pression de perlage en chargement monotone est ainsi apportée par une meilleure définition des épaisseurs de la paroi.

Cette nouvelle structure, uniquement testée avec les matériaux Vétrotex 2355 et Ahlstrom, n'a pas mis en évidence de comportement remarquable de l'une des familles par rapport à l'autre. Tout en confirmant l'amélioration apportée par la nouvelle géométrie (pour une pression donnée tenue au perlage en fatigue 100 fois supérieure à celle de la structure initiale) et compte tenu de la dispersion des résultats, les comportements des deux familles apparaissent similaires.

Suite à cette étude paramétrique, certaines causes de dispersion des résultats au perlage ont été précisées et leur influence quantifiée. Nous avons ainsi démontré que ces valeurs étaient fortement corrélées aux paramètres technologiques tels que :

- ◇ la qualité de réalisation du liner, amélioration de 20 à 54 % des performances,
- ◇ la vitesse de sollicitation qui en augmentant diminue de 7 à 30 % les caractéristiques,
- ◇ la qualité de réalisation du matériau (épaisseur de la paroi, position relative des différentes bandes de renfort) qui conditionne localement la propagation des fissures.

Des recommandations sont alors proposées au producteur de coudes de manière à améliorer la reproductibilité de sa fabrication et donc les caractéristiques moyennes de ses produits.

L'analyse des comportements macroscopiques des coudes, corrélée avec l'examen microscopique des endommagements, nous permet de proposer certains mécanismes de fissuration en fonction du mode sollicitation exercé sur le coude.

En chargement monotone, nous avons observé une transition linéaire/non-linéaire qui se différencie de celle obtenue sur des tubes en enroulement filamentaire par la progressivité de cette transition. L'utilisation de l'émission acoustique a confirmé ce développement progressif des endommagements. Ces résultats sont cohérents avec ceux obtenus sur éprouvettes planes en tissu.

En ce qui concerne les essais de fluage et de fatigue, on a montré la possibilité de suivre la progression des endommagements par l'évolution des déformations ou de la rigidité apparente. Il est ici délicat d'établir des seuils ou des critères limites de fissuration dans la mesure où les structures présentent de fortes disparités de constitution, et les observations réalisées sont fortement conditionnées par des phénomènes locaux.

Il a toutefois été possible de préciser les principaux types d'endommagement rencontrés au sein du matériau tissu de verre / résine époxy. Nous avons ainsi montré que le composite s'endommageait préférentiellement suivant le sens transverse aux mèches, notamment dans la direction axiale du coude (en accord avec les fins de linéarité expérimentales).

On notera que les endommagements semblent s'initier simultanément dans toute l'épaisseur, avec par la suite un développement privilégié des fissures au centre et vers la face intérieure de la paroi (côté pression). Ce phénomène remarquable a été confirmé par l'étude du comportement de tube Vétrotex 2355 et Ahlstrom. La nature du renfort (tissu) ainsi que la forme coudée de la structure ne semblent pas être responsables de ce mode de propagation puisque d'autres auteurs ont observé les mêmes tendances sur des tubes en enroulement filamentaire. Le fait que nos structures soient plus épaisses semble amplifier ce phénomène.

La corrélation des types de fissures avec un mode de sollicitation particulier demeure difficile, d'autant plus que nos structures ne se rompent pas complètement. Il n'est dès lors pas possible d'utiliser la fractographie, nous limitant donc dans l'analyse des propagations d'endommagement ainsi que sur la portée de nos interprétations.

Pour apporter quelques éléments d'explication à ces mécanismes de fissuration, nous évaluons la possibilité de corréler les valeurs expérimentales des déformations à une approche calculatoire.

Cet aspect modélisation et prévisions du comportement à long terme, nous a conduit dans un premier temps à déterminer les caractéristiques mécaniques élémentaires du matériau tissu de verre / résine époxy, puis à quantifier l'effet d'un vieillissement humide sur ces mêmes propriétés.

Nous avons ainsi montré que le composite saturé en eau voyait diminuer sa résistance à la rupture en traction uniaxiale en moyenne de 30 %. Ce résultat peut largement influencer le dimensionnement de structures composite à base tissu destinées à remplir un cahier des charges minimal à long terme.

L'optimisation du dimensionnement des coudes en composite a été explorée en comparant les calculs développés par différentes méthodes aux déformations expérimentales. Pour se faire, nous progressons dans la complexité des structures et des sollicitations en commençant par un cas simple (éprouvettes planes sollicitées en traction), en poursuivant pour le tube sous pression interne (chargement biaxial), pour enfin développer le cas du coude.

Les premières approches s'articulent autour du calcul classique de matériaux multicouches qui, tout en donnant des résultats satisfaisants pour les structures géométriquement simples, restent insuffisants pour le coude.

Nous nous orientons vers la méthode des éléments finis en utilisant deux codes de calcul commerciaux qui devrait permettre d'aborder le calcul de façon plus globale. Cette méthode permet de retrouver qualitativement de façon satisfaisante les tendances observées expérimentalement, avec notamment une localisation correcte des zones principales d'endommagement sous réserve de prendre en compte explicitement la variation de l'épaisseur de la structure stratifiée.

Le bilan est plus mitigé en ce qui concerne les valeurs des déformations, en particulier celles suivant l'axe du coude où la discontinuité du matériau (chevauchement des bandes de tissu) perturbe les résultats. Toutefois, à la vue des résultats, il semble réaliste d'envisager l'emploi industriel de cette méthode pour le dimensionnement et l'optimisation de coudes en composite.

En conclusion, et sachant qu'à notre connaissance aucune publication ne traite de coudes verre / époxy, cette étude précise le comportement mécanique de coudes en composite sollicités sous différentes lois de pression interne, et permet de définir certains mécanismes d'endommagement. L'originalité du travail réside en particulier sur l'aspect industriel de la structure étudiée, dont notre travail a permis l'amélioration significative en redéfinissant la conception du produit.

Quant aux perspectives, il serait intéressant de poursuivre cette recherche par une étude envisageant :

- l'analyse et la maîtrise des paramètres technologiques de mise en oeuvre sur le comportement mécanique du coude,
- l'optimisation du composite verre / époxy pour limiter les phénomènes de fissuration préférentielle,
- l'amélioration de la modélisation du matériau afin d'affiner les calculs de déformation du coude et d'explorer le calcul non-linéaire,
- l'étude de l'association tubes / coudes dans la mesure où leur assemblage représente le plus souvent le point faible de la tuyauterie.

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

• Articles scientifiques

- [1] H.K. FOCKE, G. LASAK; "Tubes en PRV pour installations de désulfuration des gaz de fumée"; Composites; n°2; p.158-164; (Mars-Avril 1993)
- [2] E. OVYN; "Eléments de calculs annuels du prix de revient d'un équipement de génie chimique en verre/résine et en matériau traditionnel"; Etude Atlas chemical industries; (Mai 1981)
- [3] P.E. WOODWARD, A.M. MAY; "Designing and specifying of fiber glass piping systems"; 18ème Journées d'études internationales du verre textile et des plastiques renforcés; Paris; (23/24 Mars 1983)
- [4] H.J.M.A. MIERAS; "Irreversible creep of filament-wound glass-reinforced resin pipes"; Plastics and polymers; p.84-89; (Avril 1979)
- [5] P. ODRU, C. SPARKS, J. SCHIMTT, J.F. FUCHS; "Conception et essais de tubes composites haute performance"; Mécanique matériaux électricité; p.4-28; (Février/Mars 1990)
- [6] H.F. SCHWENCKE, A.W. DE RUYTER VAN STEVENINCK; "The ultimate elastic wall stress, a criterion for the determination of the working pressure of GRP pipe"; Proceeding of the 6th international reinforced plastics conference; (1968)
- [7] G. BONAVENT; "Spécifications pour tubes et accessoires en matière plastique armée pour la distribution d'eau sur plates-formes de production en mer"; VTPR; n°1; p.17-20; (Janvier 1976)
- [8] R. KITCHING, P. MYLER, A.L. TAN; "Design of GRP pipe bends in relation to internal pressure tests to destruction"; Proceedings of symposium on GRP vessels and pipework for the chemical and process industries; paper 6; p.89; (1983)
- [9] R. KITCHING, P. MYLER, A.L. TAN; "Tests to failure of GRP pipe bends under in-plane flexural loading"; Proceedings of IMechE conference pipework, desihn end operation; paper C28; (1985)
- [10] R. KITCHING, C.J. KIRK; "Glass reinforced plastic (GRP) pipe components subjected to various loads"; Advances in composite materials; Vol.2; p.1280-1293; (1980)
- [11] R. KITCHING, P. MYLER; "Strength and deformation characteristics of smooth GRP pipe bends"; Polymer engineering directorate review meeting; paper 81; (1983)
- [12] R. KITCHING, A.L. TAN, T.M.N. ABU-MANSOUR; "The influence of through thickness properties on glass reinforced plastic laminated structures"; Composite structures; Vol.2; p.105-151; (1984)
- [13] I. VIGNESS; "Elastic properties of curved tubes"; Transactions of the ASME; p.105-120; (Février 1943)
- [14] J.F. WHATHAM, J.J. THOMPSON; "The bending and pressurizing of pipe bends with flanged tangents"; Nuclear engineering and design; p.17-28; (1979)
- [15] G. MENGES, U.P. BEHRENBECK; "Designing thick-walled pressure vessels"; 42nd SPI; Section 26-D; (1987)
- [15 bis] G. MENGES, E.A. HILLE; "GRP-Pipe fittings produced on a computer controlled filament winding machine"; IKV; p.1326-1327; (Janvier 1976)
- [16] D. HULL, M.J. LEGG, B. SPENCER; "Failure of glass/polyester filament wound pipe"; Composites; p.17-24; (Janvier 1978)
- [17] A.S. CHEN, F.L. MATTHEWS; "A review of multiaxial/biaxial loading tests for composite materials"; Composites; Vol.24; n°5; p.395-406; (1993)
- [18] J.F. MANDELL, J.H. CHEN, F.J. McGARRY; "A microdebonding test for in situ assessment of fibre / matrix bond strength in composite materials"; Int. J. Adhesion and adhesives; p.40-44; (1980)
- [19] M.J. OWEN, R. DUKES; "Failure of glass-reinforced plastics under single and repeated loading"; Journal of strain analysis; Vol.2; n°4; p.272-279; (1967)
- [20] M.L.C. JONES, D. HULL; "Microscopy of failure mechanisms in filament-wound pipe"; Journal of materials science; p.165-174; (1979)
- [21] S.E. GROVES, C.E. HARRIS, A.L. HIGHSMITH, D.H. ALLEN, R.G. NORVELL; "An experimental and analytical treatment of matrix cracking in cross-ply laminates"; Experimental mechanics; Vol.27; n°1; p.73-79; (Mars 1987)

- [22] C. BATHIAS; "La fatigue des matériaux composites à hautes performances"; Matériaux et techniques; p.11-17; (Mai 1990)
- [23] K.L. REIFSNIDER; "Some fundamental aspects of the fatigue and fracture response of composite materials"; 14 th Annual society of engineering science meeting; Lehigh university, Bethlehem; (Novembre 1977)
- [24] J.F. MANDELL; "Fatigue behaviour of fibre-resin composites"; Chap.4; p.67-107; (1984)
- [25] M.F. HORSTEMEYER, G.H. STAAB; "Interface debonding in fatigue cycling of glass reinforced plastics"; Reinforced plastics and composites; Vol.9; p.446-454; (Septembre 1990)
- [26] P.K. MALLICK, L.J. BROUTMAN; "The influence of the interface on the fracture toughness of low aspect ratio fibre composites"; Fibre science & technology; Vol. 8; p.113-143; (1975)
- [27] O.W. SIEBERT; "The relationship of creep to the design of RTP composite equipment"; National association of corrosion engineers; p.27-35; (Décembre 1984)
- [28] J.L. THOMASON, A. NOORDAM, G. WALTON; "Investigation of the interface in glass-fibre-reinforced epoxy resin composites"; 15th Reinforced congress Nottingham; p.131-135; (1986)
- [29] K. THOMAS; "The effects of geometric irregularities on the design analysis of thin-walled piping elbows"; ASME Pressure vessels and piping conference; p.1-9; (Août 1980)
- [30] B. SPENCER, D. HULL; "Effect of winding angle on the failure of filament wound pipe"; Composites; p.263-271; (Octobre 1978)
- [31] T.R. GUESS; "Biaxial testing of composites cylinders : experimental-theoretical comparison"; Composites; p.139-148; (Juillet 1980)
- [32] R. A. CLARK, E. REISSNER; "On the theory of thin elastic toroidal shells"; Journal of math and physics; p.146-178; Vol.29; (1950)
- [33] P.J. HOGG; "Factors affecting the stress corrosion of GRP in acid environments"; Composites; Vol.14; (Juillet 1983)
- [34] J.N. PRICE, D. HULL; "Effect of matrix toughness on crack propagation during stress corrosion of glass reinforced composites"; Composites science & technology; p.193-210; (1987)
- [35] P.J. HOGG, J.N. PRICE, D. HULL; "Stress corrosion of GRP"; 39th Annual conference SPI; Session 5-C; p.1-6; (Janvier 1984)
- [36] V.K.S. CHOO, D. HULL; "Influence of radial compressive stress owing to pressure on the failure modes of composite tube specimens"; Journal of composite materials; Vol.17; p.344-356; (Juillet 1983)
- [37] J.C. LENAIN, A.R. BUNSELL; "The behaviour of GRP tubes under cyclic pressurisation"; Composites; p.77-82; (Avril 1978)
- [38] J. MENDEZ; "Fiabilité des matériaux composites"; Mécanique matériaux électricité; n°443; p.46-49; (Avril 1992)
- [39] I. GHORBEL, D. VALENTIN, M.C; YRIEX, J. GRATIER; "Influence du vieillissement sur le comportement au perlage de tubes verre-résine"; Composites science & technology; Vol.41; n°3; p.221-236; (1991)
- [40] P.D. SODEN, R. KITCHING, P.C. TSE; "Experimental failure stresses for $\pm 55^\circ$ filament wound glass fibre reinforced plastic tubes under biaxial loads"; Composites; Vol.20; p.125-135; (Mars 1989)
- [41] M. HERBEAUX, M. BENTEYN, J. PABIOT; "Evaluation of tubes with internal pressure"; Advances in composite materials; p.219-226; (Mars 1990)
- [42] C. MONNIER, P. KRAWCZAK, J. PABIOT; "Long-term damage of glass-fibre composite pipes under internal pressure"; Joint symposium of Japan-Europe exchange on composite materials - Nagoya, Japon; p.70-75; (Juin 1993)
- [43] P. JEANNETAUD, M. BENTEYN, J. PABIOT; "Long-term damage data and mechanism of industrial composite pipes with multiparameters internal pressure testing machines"; European conferences for composite materials (ECCM) - Amsterdam, Pays-bas; p.347-356; (Septembre 1992)

• Ouvrages de référence

- [44] J. PABIOT; "Plastiques renforcés - Propriétés mécaniques - Calcul"; Techniques de l'ingénieur - Traité Plastiques; Section A 3245; p.1-23
- [45] W.G. WOOD, E.L. LANGER; "Composites - Engineered materials handbook"; ASM International; Vol.1; Sections 2-8; (1987)
- [46] M. REYNE; "Aspects économiques"; Techniques de l'ingénieur - Traité plastiques; Section A 3020; p.1-12

- [47] P. MYLER: Thèse de Docteur-Ingénieur; "Glass reinforced plastic pipe bends under a variety of loads"; Department of mechanical engineering; University of Manchester institute of science and technology; (Juin 1985)
- [48] M.M. PEINADO; "Le plastique armé - Application au matériel tubulaire"; Chambre syndicale de la recherche et de la production du pétrole et du gaz naturel; Edition Technip; (1986)
- [49] H. LEE, K. NEVILLE; "Handbook of epoxy resins"; Edition McGraw-Hill; (1982)
- [50] R. KITCHING; "Strength and deformation characteristics of GRP pipes with smooth and discontinuous bends" - "GRP smooth pipe bend behaviour under a variety of loads"; Final report for SERC contracts; Department of mechanical engineering; University of Manchester institute of science and technology; (1986)
- [51] T.P. SOEMARDI: Thèse de Docteur-Ingénieur; "Etude du comportement mécanique et de l'endommagement de tube en composite verre/époxy soumis à des sollicitations axiales et biaxées en statique et en fatigue"; Ecole centrale Paris ; (Décembre 1990)
- [52] J.A. MARTINS: Thèse de Docteur-Ingénieur; "Contribution à la modélisation de l'évolution d'une fissure transverse dans des composites stratifiés croisés"; Université de Poitiers; (Octobre 1989)
- [53] C.J. KIRK: Thèse de Docteur-Ingénieur; "Effect of geometric design parameters on the flexural behaviour of glass reinforced plastic pipe intersections"; Department of mechanical engineering; University of Manchester institute of science and technology; (Mars 1980)
- [54] A.L. TAN: Thèse de Docteur-Ingénieur; "Strength and flexibility of glass reinforced plastic pipes and pipe bends"; Department of mechanical engineering; University of Manchester institute of science and technology; (Août 1983)
- [55] S.W. TSAI, H.T. HAHN; "Introduction to composite materials"; Technomic Publishing Co. - Lancaster ; (1980)
- [56] M.B.A. BEN JDIDIA: Thèse de Docteur-Ingénieur; "Règles de conception des tuyauteries : coudes et parties droites"; Université Pierre et Marie Curie - Paris VI; (Juillet 1988)
- [57] M. MANERA, J.J. MASSOT, G. MOREL, G. VERCHERY; "Manuel de calcul des composites verre-résine"; Edition Pluralis; (1988)
- [58] S. LAROZE, J.J. BARRAU; "Mécanique des structures - Calcul des structures en matériaux composites"; Edition Eyrolles Masson; (1987)
- [59] H. MALLARD; Documentation Cetim Anastra - Mécanique des polymères et composites; (1988)
- [60] S. TIMOSHENKO, S. WOINOWSKY-KRIEGER; "Theory of plates and shells"; Edition McGraw-Hill; (1961)
- [61] D. VALENTIN : Thèse de Docteur-Ingénieur; "Etude par émission acoustique de l'endommagement sous sollicitations mécaniques des composites carbone-résine"; Ecole nationale supérieure des mines de Paris; (Juin 1983)
- [62] V. ARNAULT : Thèse de Docteur-Ingénieur; "Relations entre microstructure et comportement mécanique des composites Sic / Sic - Analyse du rôle de l'interface dans le processus de fissuration matricielle dans les matériaux multifilamentaires"; INSA; (Décembre 1989)
- [63] T. TRAN ICH: Thèse de Docteur-Ingénieur; "Contribution à l'étude expérimentale du comportement mécanique et de l'endommagement d'un composite stratifié à renforts tissu"; Institut national polytechnique de Grenoble; (Juin 1991)
- [64] M. HERBEAUX-MOURIN : Thèse de Docteur-Ingénieur; "Etude de l'influence de l'interface sur le comportement mécanique à long terme de tubes en composite verre/époxy soumis à une pression interne"; Université des sciences et techniques de Lille Flandres Artois; (Novembre 1990)
- [65] P. BONNIAU : Thèse de Docteur-Ingénieur; "Effets de l'absorption d'eau sur les propriétés électriques et mécaniques des matériaux composites à matrice organique"; Ecole nationale supérieure des mines de Paris; (Mars 1983)
- [66] P. KRAWCZAK: Thèse de Docteur-Ingénieur; "Etude de la contribution de l'interface à la cohésion de composites à matrice organique et fibres de verre"; Université des sciences et techniques de Lille Flandres Artois; (Novembre 1993)
- [67] F.A.R. AL-SAHELI, S.T.S. AL-HASSANI, N.M. BASTAKI, M.J. HINTON; "Rate effects on aramid fibre / epoxy tubes under hoop loading"; Journal of composite materials; Vol.24; p.894-917; (Septembre 1990)

• Normes et codes de construction

- [67] R. LAZARD; "Code de construction des appareils chaudronnés en plastique armé"; Syndicat général de l'industrie du plastique armé; (1976)
- [68] Normes Afnor NFT 57-200 "Tubes et raccords en matériaux composites verre-thermodurcissable - Fascicule général - Description, classification, caractéristiques"
- [69] Normes Afnor NFT 57-203 "Tubes en plastique renforcé de fibres - Dimensions"
- [70] Normes Afnor NFT 57-204 "Tubes en plastique renforcé de fibres - Détermination de la résistance à long terme sous pression interne constante - Méthode d'essai"
- [71] Normes Afnor NFT 57-205 "Tubes en plastique renforcé de fibres - Détermination de la résistance à la rupture instantanée sous pression interne - Méthode d'essai"
- [72] Normes Afnor NFT 57-206 "Tubes en plastique renforcé de fibres - Canalisation en résine époxyde verre pour le transport de l'eau chaude, avec pression - Caractéristiques et méthodes d'essais"
- [73] Normes Afnor NFT 57-207 "Tubes en plastique renforcé de fibres - Obtention de données de base pour le calcul des dimensions de tubes et raccords sous pression interne - Méthode d'essai"; Identique à la norme ASTM D 2992
- [74] Spécification T57.A - UCSIP; "Spécification relative à la fabrication et aux essais des canalisations en matières plastiques renforcées destinées à la construction de réseaux enterrés affectés au transport d'hydrocarbures liquides de 1ère et 2ème catégories"; Composites; p.73-76; (1984)
- [75] Manuel d'utilisation logiciel MEF MOSAIC COMPOSIC; (1994)

TABLE DES ILLUSTRATIONS

PARTIE 1

- fig.1-1 - Comportement mécanique de tubes en époxy employés dans l'industrie pétrolière pour différents temps d'utilisation [3]
fig.1-2 - Principales caractéristiques des composites [45]
fig.1-3 Classification des composites, applications et évolution de leur répartition en France (% en masse) - [46]
fig.1-4 - Comportements en fluage de tubes en époxy et en polyester [4]
fig.1-5 - Obtention des résines Epikote [45]
fig.1-6 - Résine Epikote
fig.1-7 - Comparaison des propriétés de quelques résines d'imprégnation non renforcées - [44]
fig.1-8 - Comparaison des caractéristiques mécaniques de différentes fibres de renfort [44]
fig.1-9 - Schéma de principe - Interface fibre de verre / matrice
fig.1-10 - Structure d'une bande de tissu
fig.1-11 - Différentes architectures des tissus [5]
fig.1-12 - Déformations axiales de tubes renforcés verre et soumis à pression interne pour différents angles de bobinage [6]
fig.1-13 - Déformations circumférentielles de tubes renforcés verre et soumis à pression interne pour différents angles de bobinage [6]
fig.1-14 Procédé d'enroulement - Avantages, inconvénients, cadences
fig.1-15 - Schéma de principe de l'enroulement circumférentiel
fig.1-16 - Schéma de principe de l'enroulement hélicoïdal
fig.1-17 - Schéma de principe de l'enroulement polaire
fig.1-18 - Schéma d'alimentation d'une machine drosthalm
fig.1-19 - Principe du rubannage
fig.1-20 - Allure des comportements de coudes soumis à différents moments de flexion [13]
fig.1-21 - Ratio de contraintes développées suivant la paroi extérieure et intérieure d'un coude sollicité par un moment de flexion dans le plan [8-9-10-14]
fig.1-22 - Déformée de la section médiane lors d'un chargement de flexion seul, puis combiné avec une pression interne [11]
fig.1-23 - Appareillage employé pour appliquer des moments de flexion à l'ensemble coude + tubes[11]
fig.1-24 - Coudes à 90° non tulipés
fig.1-25 - Coudes à 45° non tulipés
fig.1-26 - Série pression nominale 10 bars (Valeurs en mm)
fig.1-27 - Coudes à 90° tulipés
fig.1-28 - Coudes à 45° tulipés
fig.1-29 - Série pression nominale 20 bars
fig.1-30 - Schémas de principe de trois modes d'essais sous pression interne [16]
fig.1-31 - Eclatement avec effet de fond
fig.1-32 - Allure classique d'une courbe contrainte déformation pour un tube sollicité en mode 2 [4-16-41-64]
fig.1-33 - Principaux modes de fissuration d'un stratifié
fig.1-34 - Illustration schématique de la formation d'un chemin de perlage à travers l'épaisseur du matériau par l'intersection de fissures transverses [20]
fig.1-35 - Évolution de la rigidité normalisée en traction ondulée pour des éprouvettes en carbone époxyde 0 / 90° [22]
fig.1-36 - Courbes typiques de fluage de matériaux en composite [27]
fig.1-37 - Courbes de fluage de tubes en époxy pour diverses contraintes circumférentielles [4]
fig.1-38 - Plaque en état plan de contraintes
fig.1-39 - Monocouche dans un état plan de contraintes
fig.1-40 - Influence du taux de vide sur la contrainte en cisaillement de stratifiés verre / époxy[28]
fig.1-41 - Module longitudinal E_L en fonction du taux de verre en volume ϕ
fig.1-42 - Module transversal E_T en fonction du taux de verre en volume ϕ
fig.1-43 - Constitution d'un stratifié multicouche
fig.1-44 - Contraintes s'exerçant sur un élément de volume

- fig.1-45 - Contribution de la dégradation en % pour des stratifiés $[\pm\theta]$ soumis à une contrainte σ_x (selon Sahu) [51]
fig.1-46 - Multicouche orthogonal symétrique [57]
fig.1-47 - Illustration du développement radial d'une fissure par corrosion sous tension, initiée à partir d'une fissure transverse dans le pli intérieur d'un tube $\pm 55^\circ$ [33]
fig.1-48 - Contrainte à la rupture en traction ou en compression d'un composite UD verre /époxy en fonction de l'angle entre l'effort appliqué et la direction des fibres [44]
fig.1-49 - Enveloppes des ruptures initiales et finales de tubes en enroulement filamentaire $\pm 55^\circ$ verre / époxy sollicités sous pression interne [40]
fig.1-50 - Coque toroidale sous pression interne [11]
fig.1-51 - Efforts développés sur la surface moyenne d'une section de coude [14]
fig.1-52 - Géométrie du coude
fig.1-53 - $f(R,\theta)$ en fonction de θ
fig.1-54 - Surface moyenne d'un coude [14]
fig.1-55 - Contrainte circonférentielle sur la face intérieure d'un coude (section médiane) sollicité en pression interne pour différents ratios épaisseurs intrados / extrados [29]

PARTIE 2

- fig. 2-1 - Résine employée - Propriétés et caractéristiques (Source Shell)
fig. 2-2 - Durcisseur employé - Isophorone diamine (3-aminométhyl-3,5,5-triméthylcyclohexamine)
fig. 2-3 - Mélange Epikote 828 / Isophorone diamine - Propriétés et caractéristiques (Source Shell)
fig. 2-4 - Système Epikote 828 - Influence du durcisseur sur les conditions de mise en oeuvre (Source Shell)
fig. 2-5 - Renforts étudiés - Constitution
fig. 2-6 - Tissage taffetas Tissu Vet 1526 et 2355, Ahl
fig. 2-7 - Tissage sergé Tissu Vet 2355 Bis
fig. 2-8 - Tissage taffetas - Coupe suivant le fil de trame
fig. 2-9 - Tissage sergé - Coupe suivant le fil de trame
fig. 2-10 - Propriétés mécaniques - Influence de la qualité de l'ensimage (Source Vétrotex)
fig. 2-11 - Imprégnation de la bande de tissu
fig. 2-12 - Fabrication automatisée du coude - Schéma de principe
fig. 2-13 - Schémas du mandrin avant et après bobinage des renforts (coupes)
fig. 2-14 - Plan du coupe - Vue en coupe
fig. 2-15 - Constitution de la paroi du stratifié
fig. 2-16 - Système d'étanchéité (bouchon) des structures coude - Vue en coupe
fig. 2-17 - Système d'étanchéité (bouchon) et de transmission des efforts pour la structure coude - Vue en coupe
fig. 2-18 - Systèmes d'étanchéité (bouchon) et de fixation des structures coude - Vue en coupe
fig. 2-19 - Systèmes d'étanchéité (bouchon) et de fixation des structures coude - Vue de face
fig. 2-20 - Systèmes d'étanchéité (bouchon) et de fixation des structures tube - Vue en coupe
fig. 2-21 - Systèmes d'étanchéité (bouchon) et de fixation des structures tube - Vue de face
fig. 2-22 - Tube équipé de ses bouchons - Vue en coupe
fig. 2-23 - Essai de chargement monotone croissant - Loi de pression
fig. 2-24 - Essai de chargement monotone croissant - Schéma de principe
fig. 2-25 - Allures des courbes de fluage pour une sollicitation supérieure et inférieure à la limite élastique [4]
fig. 2-26 - Essai de chargement répété progressif - Forme du signal hydraulique et points de mesure
fig. 2-27 - Essai UEWS - Détermination de la pression UEWS [4]
fig. 2-28 - Essai UEWS - Allures des mesures expérimentales - [30]
fig. 2-29 - Essai de chargement répété progressif - Schéma de principe
fig. 2-30 - Essai de chargement constant - Loi de pression
fig. 2-31 - Essai de chargement constant - Schéma de principe
fig. 2-32 - Essai de chargement cyclique - Loi de pression
fig. 2-33 - Essai de chargement cyclique - Schéma de principe
fig. 2-34 - Essais de chargement cyclique et constant - Courbes de durée de vie
fig. 2-35 - Mesures 3D - Construction des axes mesurés et de l'axe théorique et mesure angulaire entre ces axes
fig. 2-36 - Prélèvement des échantillons suivant les deux directions

PARTIE 3

- fig. 3-1 - Cartographie du coude - Repérages linéaires et angulaires
fig. 3-2 - Définition du défaut de forme
fig. 3-3 - Défaut de forme par axe et par famille
fig. 3-4 - Diamètres mesurés par axe et par famille
fig. 3-5 - Positions relatives des axes constitutifs des coudes
fig. 3-6 - Synthèse des pesées par famille
fig. 3-7 - Positionnement des points de mesure des épaisseurs de chaque élément du coude
fig. 3-8 - **Evolution des épaisseurs** en fonction des positions longitudinales (sections) et radiales (génératrices) - Structure Ahlstrom initiale
fig. 3-9 - **Evolution des épaisseurs** des sections des parties droites du coude en fonction des positions radiales - Structure Ahlstrom initiale
fig. 3-10 - **Evolution des épaisseurs** des sections de la partie torique en fonction des positions radiales - Structure Ahlstrom initiale
fig. 3-11 - Tableau comparatif des mesures de densité, de taux de charges et de vides
fig. 3-12 - Empilements des bandes de renforts - Génératrice intrados
fig. 3-13 - Empilements des bandes de renforts - Génératrice extrados
fig. 3-14 - Empilements des bandes de renforts - Vue de dessus d'un morceau calciné
fig. 3-15 - Cas 1 - Chargement monotone croissant - Positionnement et numérotation des jauges
fig. 3-16 - Cas 2 - Chargement monotone croissant - Positionnement et numérotation des jauges
fig. 3-17 - Loi de comportement instantané pour une instrumentation avec 20 jauges - Cas 1
fig. 3-18 - Comparaison cas 1 et 2 - Rapports des déformations en fonction de la pression pour les sections droites et médianes
fig. 3-19 - Cas 1 - Courbe des déformations en fonction de la pression pour la section médiane
fig. 3-20 - Cas 1 - Déformations des jauges - Extrema des déformations en grisé
fig. 3-21 - Cas 1 - Comparaison épaisseurs/(1/déformations axiales) - Jauges extrados
fig. 3-22 - Cas 1 - Comparaison épaisseurs/(1/déformations axiales) - Jauges intrados
fig. 3-23 - Cas 2 - Courbe des déformations en fonction de la pression pour la section médiane
fig. 3-24 - Cas 2 - Déformations des jauges - Extrema des déformations en grisé
fig. 3-25 - Comparaison des jauges extrados - Reproductibilité des déformations
fig. 3-26 - Comparaison des jauges intrados - Reproductibilité des déformations
fig. 3-27 - Positionnement des jauges de déformations sur la structure coude
fig. 3-28 - Positionnement des capteurs de déplacement sur la structure coude (symbolisés par les flèches)
fig. 3-29 - Tableau comparatif des déformations des jauges par famille de coudes (P = 100 bars)
fig. 3-30 - Schéma de principe des déplacements de la structure coude
fig. 3-31 - Tableau comparatif des déplacements des coudes (P = 100 bars)
fig. 3-32 - Valeurs des pressions de perlage des coudes en fonction de la famille
fig. 3-33 - Loi de comportement - Famille Ahlstrom
fig. 3-34 - Lois de comportement des différentes familles - Courbes expérimentales jauges extrados
fig. 3-35 - Comparaison des seuils d'endommagement : valeurs moyennes et écarts types
fig. 3-36 - Lois de comportement des différentes familles - Synthèse
fig. 3-37 - Propriétés mécaniques des ensimages P177, P139 et R338 (système de résine DGEBA-amine)
fig. 3-38 - Essais de fluage sur coudes à parties droites non renforcées - Temps en heures en fonction de la pression
fig. 3-39 - Courbes de durée de vie en fluage - Bilan - Structures coudes à parties droites non renforcées
fig. 3-40 - Essais cycliques sur coudes initiaux - Nombres de cycles en fonction de la pression
fig. 3-41 - Courbes de durée de vie en fatigue dynamique - Bilan - Structures à parties droites non renforcées
fig. 3-42 - Tableau récapitulatif et comparatif des essais sur coudes Vet 2355 renforcés manuellement
fig. 3-43 - Comparaison des zones de perlage des coudes initiaux et des coudes renforcés
fig. 3-44 - Définition géométrique du coude renforcé
fig. 3-45 - Comparaisons des profils d'épaisseur - Génératrices extrados structures renforcée et initiale
fig. 3-46 - Pressions de perlage des coudes renforcés
fig. 3-47 - Essais de fluage sur coudes renforcés - Temps en heures en fonction de la pression

- fig. 3-48 - Graphe récapitulatif et comparatif des essais de fluage - Structures renforcées
- fig. 3-49 - Graphe récapitulatif et comparatif des essais de fluage - Structures initiales et renforcées
- fig. 3-50 - Essais cycliques sur coudes renforcés - Nombres de cycles en fonction de la pression
- fig. 3-51 - Graphe récapitulatif et comparatif des essais en fatigue - Structures renforcées
- fig. 3-52 - Graphe récapitulatif et comparatif des essais de fluage - Structures initiales et renforcées
- fig. 3-53 - Pressions de perlage des coudes renforcés avec et sans liner
- fig. 3-54 - Zones de perlage des coudes renforcés sans liner
- fig. 3-55 - Zones de perlage des coudes renforcés avec liner
- fig. 3-56 - Pressions et déformations de perlage des coudes renforcés sans liner
- fig. 3-57 - Pressions et déformations de perlage des coudes renforcés avec liner
- fig. 3-58 - Lois de comportement des structures liner et non liner - 5 bars/mn
- fig. 3-59 - Lois de comportement des structures liner et non liner - 20 bars/mn
- fig. 3-60 - Synthèse - Influence de la présence du liner
- fig.3-61 - Influence de 0,25 mm de liner sur le temps à la rupture d'un tube polyester isophtalique / verre E dans HCL à 20°C [35]
- fig. 3-62 - Pressions de perlage des coudes renforcés - Influence de la vitesse de montée en pression
- fig. 3-63 - Lois de comportement des structures non liner - 5 et 20 bars/mn
- fig. 3-64 - Lois de comportement des structures liner - 5 et 20 bars/mn
- fig. 3-65 - Influence de la vitesse de montée en pression
- fig. 3-66 - Lois de comportement des structures liner et non liner - Déformations axiales de l'extrados
- fig. 3-67 - Lois de comportement des structures liner et non liner - Déformations circonférentielles de l'extrados
- fig. 3-68 - Synthèse - Influences de la vitesse de montée en pression et de la présence du liner sur les déformations de l'extrados
- fig. 3-69 - Variation de l'épaisseur de coudes non liner
- fig. 3-70 - Comparaison des relevés d'épaisseur des familles liner et non liner
- fig. 3-71 - Relief d'épaisseur correct - Coude liner
- fig. 3-72 - Dissymétrie des épaisseurs
- fig. 3-73 - Variation brutale d'épaisseur (surépaisseurs extérieures)
- fig. 3-74 - Position de l'enroulement intérieur - Décalage du centre de rotation
- fig. 3-75 - Position correcte de l'enroulement intérieur
- fig.3-76 - Top-coat, découpe axiale, x 27
- fig.3-77 - Top-coat, découpe circonférentielle, x 27
- fig.3-78 - Top coat, découpe axiale, x 27
- fig.3-79 - Liner, découpe axiale, x 27
- fig.3-80 - Porosités, découpe axiale, x 12
- fig.3-81 - Porosités, découpe axiale, x 27
- fig.3-82 - Bosses, découpe axiale, x 12
- fig.3-83 - Bosses, découpe axiale, x 12
- fig.3-84 - Ondulations, découpe axiale, x12

PARTIE 4

- fig. 4-1 - Loi de comportement instantané - Tubes verre / vinylester
- fig. 4-2 - Courbe expérimentale - Fins de linéarité Vet 2355
- fig. 4-3 - Fins de linéarité pour la famille Vet 2355
- fig. 4-4 - Loi de comportement instantané axial, émission acoustique et rigidité apparente à 23°C - Tube verre / vinylester
- fig. 4-5 - Loi de comportement instantané axial, émission acoustique et rigidité apparente à 23°C - Coude verre / époxy Vet 2355
- fig. 4-6 - Evolution des déformations en fluage - Vet 2355 à 120 bars
- fig. 4-7 - Zones de fuites en fluage - Vet 2355 et Ahlstrom
- fig. 4-8 - Evolution de la rigidité apparente en fluage - Vet 2355 à 120 bars
- fig. 4-9 - Zones de fuites en cyclique - Vet 2355 et Ahlstrom
- fig. 4-10 - Evolution des déformations en cyclique - Ahlstrom 85 et 95 bars
- fig. 4-11 - Evolution de la rigidité apparente en cyclique - Ahlstrom 85 et 95 bars
- fig. 4-12 - Schéma représentatif des prélèvements et observations axiales et circonférentielles

- fig.4-13 - Fissures transverses - x 186 - Découpe axiale - Centre de la paroi - Génératrice extradados, section F (cf.fig.3-1) - Vet 2355, chargement monotone croissant - Perlage à 129 bars
- fig.4-14 - Fissures transverses - x 84 - Découpe axiale - Côté top-coat - Génératrice extradados, section F (cf.fig.3-1) - Vet 2355, chargement monotone croissant - Perlage à 129 bars
- fig.4-15 - Fissures planes - x 84 - Découpe axiale - Côté liner - Génératrice extradados, section E (cf.fig.3-1) - Vet 2355, chargement monotone croissant - Perlage à 129 bars
- fig.4-16 - Fissures planes - x 84 - Découpe axiale - Côté liner - Génératrice extradados, section F (cf.fig.3-1) - Vet 1526, chargement cyclique - Consigne à 60 bars
- fig. 4-17 - Dénominations et présentations des fissures observables - Sens axial
- fig. 4-18 - Dénominations et présentations des fissures observables - Sens circonférentiel
- fig. 4-19 - Coupe axiale - Vet 2355 (85 bars)
- fig. 4-20 - Coupe circonférentielle - Ahlstrom (85 bars)
- fig.4-21 - Mécanismes de fissuration - x12 - Découpe axiale - Centre de la paroi- Génératrice extradados, section F (cf.fig.3-1) - Vet 2355, chargement monotone croissant - Perlage à 217 bars
- fig.4-22 - Mécanismes de fissuration - x27 - Découpe axiale - Centre et top-coat - Génératrice extradados, section H (cf.fig.3-1) - Vet 2355, chargement monotone croissant - Pression maximale à 136 bars
- fig.4-23 - Mécanismes de fissuration - x27 - Découpe axiale - Centre de la paroi - Génératrice extradados, section G (cf.fig.3-1) - Vet 2355, chargement cyclique - Consigne à 120 bars
- fig.4-24 - Mécanismes de fissuration - x 84 - Découpe axiale - Centre de la paroi - Génératrice extradados, section F (cf.fig.3-1) - Ahlstrom, chargement cyclique - Consigne à 80 bars
- fig.4-25 - Mécanismes de fissuration - x 12 - Découpe axiale - Centre de la paroi - Génératrice extradados, section D (cf.fig.3-1) - Vet 2355, chargement monotone croissant - Pression maximale à 136 bars
- fig.4-26 - Mécanismes de fissuration - x 27 - Découpe axiale - Côté liner - Génératrice extradados - Section G (cf.fig.3-1) - Vet 2355, chargement croissant - Perlage à 118 bars
- fig.4-27 - Mécanismes de fissuration - x 27 - Découpe axiale - Centre de la paroi - Génératrice extradados, section H (cf.fig.3-1) - Vet 2355, chargement cyclique - Consigne à 120 bars
- fig.4-28 - Mécanismes de fissuration - x 27 - Découpe axiale - Centre de la paroi - Génératrice extradados, section F (cf.fig.3-1) - Vet 2355, chargement cyclique - Consigne à 120 bars
- fig. 4-29 - Disposition des bandes de renforts - Structure tube
- fig. 4-30 - Caractéristiques moyennes des tubes
- fig. 4-31 - Pressions de perlage - Eclatement instantané
- fig. 4-32 - Loi de comportement instantané d'un tube Vet 2355
- fig. 4-33 - Lois de comportement instantané de différentes familles de tubes
- fig. 4-34 - Comportements mécaniques - Valeurs moyennes et écarts types
- fig. 4-35 - Représentation schématique des lois de comportement des tubes
- fig. 4-36 - Rapport des déformations circonférentielles / déformations axiales sous chargement monotone croissant
- fig. 4-37 - UEWS - Valeurs moyennes et écarts types
- fig. 4-38 - UEWS - Comportement moyen des tubes 2355
- fig. 4-39 - UEWS - Comparaison des comportements
- fig. 4-40 - Répartition des fissures - Vet 2355
- fig. 4-41 - Répartition des fissures - Vet 2355 Bis
- fig.4-42 - Comparaison des comportements moyens UEWS et instantané - Exemple de la famille Vet 2355
- fig. 4-43 - Fissures extérieures et délaminages - Vet 2355 en éclatement instantané
- fig. 4-44 - Fissures extérieures en éclatement instantané Vet 2355
- fig. 4-45 - Fissures extérieures en éclatement instantané Vet 2355 Bis
- fig. 4-46 - Fissures extérieures en UEWS Vet 2355
- fig. 4-47 - Fissures extérieures en UEWS Vet 2355 Bis

PARTIE 5

- fig. 5-1 - Découpes des éprouvettes droites de traction - Cas particulier du repérage 90°
- fig. 5-2 - Masse volumique des éprouvettes
- fig. 5-3 - Taux de renforts des éprouvettes
- fig. 5-4 - Caractéristiques mécaniques élémentaires du composite tissu Vet 2355
- fig. 5-5 - Caractéristiques mécaniques à la rupture du composite tissu Vet 2355
- fig. 5-6 - Comparaison des courbes d'absorption du matériau Vet 2355 - 0° suivant l'épaisseur des éprouvettes -2 mm (noir) / 5 mm (blanc)

- fig. 5-7 - Comparaison des courbes d'absorption des matériaux Vet 2355 - 0° / 5 mm d'épaisseur - sollicité (noir) et vierge (blanc)
- fig. 5-8 - Comparaison des courbes d'absorption des matériaux Vet 2355 (blanc) et Vet 2355 Bis (noir)
- fig. 5-9 - Contraintes à la fin de linéarité du Vet 2355 avant et après vieillissement (6576h dans l'eau à 40°C) - 2 et 5 mm d'épaisseur
- fig. 5-10 - Contraintes à la rupture du Vet 2355 avant et après vieillissement (6576h dans l'eau à 40°C) - 2 et 5 mm d'épaisseur
- fig. 5-11 - Eprouvettes 2 mm - Comparaison des constantes élastiques expérimentales et calculées
- fig. 5-12 - Eprouvettes 5 mm - Comparaison des constantes élastiques expérimentales et calculées
- fig. 5-13 - Modélisation à la rupture- Comparaison des contraintes ultimes expérience / théorie
- fig. 5-14 - Paramètres de modélisation - Structures tube
- fig. 5-15 - Repère local lié à la monocouche
- fig. 5-16 - Caractéristiques calculées de la monocouche tissu associée - Structures tube
- fig. 5-17 - Repère local (L, T) lié au stratifié et repère global suivant les axes de symétrie du tube (x,y)
- fig. 5-18 - Caractéristiques calculées du tube tissu
- fig. 5-19 - Tube Vet 2355 - Comparaison des déformations expérimentales moyennes et théoriques (fin de linéarité axiale - 51,2 bars)
- fig. 5-20 - Comparaison des déformations expérimentales moyennes et théoriques des différentes familles de tubes (51,2 bars)
- fig. 5-21 - Repère suivant les axes de symétrie du coude - Extradados
- fig. 5-22 - Déformations expérimentales moyennes et théoriques à l'extrados - Coude Vet 2355 à 50 bars
- fig. 5-23 - Motif élémentaire de la modélisation du tissu [59]
- fig. 5-24 - Vue quart de coude - Maillage, chargement et conditions aux limites
- fig. 5-25 - Prise en compte d'une épaisseur variable dans le calcul coque composite
- fig. 5-26 - Déformées globales - Allongement et gonflement du quart de coude
- fig. 5-27 - Déformée suivant l'axe du coude
- fig. 5-28 - Déformée suivant le diamètre du coude
- fig. 5-29 - Coude épaisseur constante - Contrainte axiale
- fig. 5-30 - Coude épaisseur constante - Contrainte circonférentielle
- fig. 5-31 - Valeurs des contraintes calculées par éléments finis suivant la section médiane d'un coude d'épaisseur constante
- fig. 5-32 - Contraintes axiales et circonférentielles développées dans un tube à paroi mince (à gauche) et à paroi épaisse (à droite) [15]
- fig. 5-33 - Contraintes développées dans la paroi d'un tube épais sous pression interne [37]
- fig. 5-34a - Coude épaisseur constante - Critère Von Mises
- fig. 5-34b - Coude épaisseur variable - Critère Von Mises
- fig. 5-35 - Coude épaisseur variable - Contrainte axiale
- fig. 5-36 - Coude épaisseur variable - Contrainte circonférentielle
- fig. 5-37 - Coude épaisseur variable - Contrainte axiale extradados
- fig. 5-38 - Coude épaisseur variable - Contrainte circonférentielle extradados
- fig. 5-39 - Coude épaisseur variable - Déformation axiale
- fig. 5-40 - Coude épaisseur variable - Déformation circonférentielle
- fig. 5-41 - Comparaison des déformations expérimentales moyennes et théoriques pour le coude renforcé (jauge à l'extrados de la section médiane pour 100 bars)

