



HAL
open science

Caractérisation du comportement mécanique de panneaux de contreplaqué sous sollicitation de flexion et de flexion-compression

Jean-Baptiste Claudel

► **To cite this version:**

Jean-Baptiste Claudel. Caractérisation du comportement mécanique de panneaux de contreplaqué sous sollicitation de flexion et de flexion-compression. Autre. Université Paul Verlaine - Metz, 2002. Français. NNT : 2002METZ021S . tel-01749715

HAL Id: tel-01749715

<https://hal.univ-lorraine.fr/tel-01749715>

Submitted on 29 Mar 2018

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.



AVERTISSEMENT

Ce document est le fruit d'un long travail approuvé par le jury de soutenance et mis à disposition de l'ensemble de la communauté universitaire élargie.

Il est soumis à la propriété intellectuelle de l'auteur. Ceci implique une obligation de citation et de référencement lors de l'utilisation de ce document.

D'autre part, toute contrefaçon, plagiat, reproduction illicite encourt une poursuite pénale.

Contact : ddoc-theses-contact@univ-lorraine.fr

LIENS

Code de la Propriété Intellectuelle. articles L 122. 4

Code de la Propriété Intellectuelle. articles L 335.2- L 335.10

http://www.cfcopies.com/V2/leg/leg_droi.php

<http://www.culture.gouv.fr/culture/infos-pratiques/droits/protection.htm>

THESE

Présentée à

**UNIVERSITE DE METZ**
Par**Jean-Baptiste CLAUDEL**

Pour l'obtention du grade de :

DOCTEUR de L'UNIVERSITE de METZ**SPECIALITE :** *Sciences de l'ingénieur*
OPTION : *Mécanique des Matériaux*

BIBLIOTHEQUE UNIVERSITAIRE - METZ	
N° inv.	20020655
Cote	S/M7 02/21
Loc	

**Caractérisation du comportement mécanique de
panneaux de contreplaqué sous sollicitation de
flexion et de flexion-compression**

Soutenance le **8 novembre 2002 à 14h15** à l'amphithéâtre **PONCELET** (UFR MIM)
devant le jury composé de :

G. FERRON	Professeur à l'Université de Metz	Directeur de thèse
J.C. GRANDIDIER	Professeur à l'Université de Poitiers	Rapporteur
P. PERRE	Ingénieur en Chef du GREF de Nancy	Rapporteur
E. PATOOR	Professeur à l'ENSAM de Metz	Président du jury
G. MUSSOT-HOINARD	Maître de conférences à l'Université de Metz	Examineur
H. TEYSSANDIER	Ingénieur ISOROY	Examineur

BIBLIOTHEQUE UNIVERSITAIRE DE METZ



031 465950 1

THESE

Présentée à



UNIVERSITE DE METZ

Par

Jean-Baptiste CLAUDEL

Pour l'obtention du grade de :

DOCTEUR de L'UNIVERSITE de METZ**SPECIALITE :** *Sciences de l'ingénieur***OPTION :** *Mécanique des Matériaux*

**Caractérisation du comportement mécanique de
panneaux de contreplaqué sous sollicitation de
flexion et de flexion-compression**

Soutenance le **8 novembre 2002 à 14h15** à l'amphithéâtre **PONCELET (UFR MIM)**
devant le jury composé de :

G. FERRON	Professeur à l'Université de Metz	Directeur de thèse
J.C. GRANDIDIER	Professeur à l'Université de Poitiers	Rapporteur
P. PERRE	Ingénieur en Chef du GREF de Nancy	Rapporteur
E. PATOOR	Professeur à l'ENSAM de Metz	Président du jury
G. MUSSOT-HOINARD	Maître de conférences à l'Université de Metz	Examineur
H. TEYSSANDIER	Ingénieur ISOROY	Examineur

Remerciements

Mes remerciements vont en premier lieu à Monsieur Gérard Ferron, Professeur à l'université de Metz, pour m'avoir accueilli au sein de son équipe et pour le soutien qu'il m'a apporté durant ce travail. Je le remercie particulièrement pour sa confiance ainsi que pour sa disponibilité.

Je tiens également à exprimer ma gratitude envers Madame Geneviève Mussot-Hoinard, Maître de conférences à l'université de Metz, pour toute son attention et pour son aide à la rédaction de ce mémoire.

J'adresse mes sincères remerciements à Monsieur Jean-Claude Grandidier, Professeur à l'université de Poitiers et à Monsieur Patrick Perré, Ingénieur en chef du GREF de Nancy, rapporteurs, pour l'intérêt qu'ils ont bien voulu porter à ce travail et pour leur présence dans mon jury.

Je suis reconnaissant également envers Monsieur Etienne Patoor, Professeur à l'ENSAM de Metz, d'avoir accepté de présider mon jury de thèse.

Je remercie également Monsieur Henry Teyssandier, Ingénieur Isoroy, qui a participé à mon jury de thèse et fourni de nombreux renseignements sur les panneaux de contreplaqué.

Enfin, j'exprime ma reconnaissance envers l'ensemble du personnel du Laboratoire de Physique et de Mécanique des Matériaux qui m'a permis d'effectuer ma thèse dans de bonnes conditions.

TABLE DES MATIERES GENERALE

INTRODUCTION GENERALE	<i>p 3</i>
CHAPITRE 1 : ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE	<i>p 6</i>
I Introduction	<i>p 8</i>
II Généralités sur les propriétés d'emploi du matériau bois	<i>p 8</i>
III Comportement mécanique du bois massif	<i>p 9</i>
IV Généralités sur les panneaux de contreplaqué	<i>p 18</i>
V Comportement mécanique des stratifiés	<i>p 21</i>
VI Conclusion	<i>p 37</i>
CHAPITRE 2 : PRINCIPE ET CONCEPTION DES DISPOSITIFS D'ESSAIS DE FLEXION QUASI-PURE ET DE FLEXION-COMPRESSION	<i>p 38</i>
I Introduction	<i>p 40</i>
II Principe des dispositifs	<i>p 41</i>
III Conception des dispositifs	<i>p 44</i>
IV Acquisition de données réalisées en cours d'essai	<i>p 49</i>
V Mise au point des simulations numériques	<i>p 50</i>
VI Etude de la sensibilité des différentes variables aux valeurs de E_p et de E_m	<i>p 52</i>
VII Protocole d'analyse des résultats expérimentaux	<i>p 64</i>
VII Conclusion	<i>p 67</i>

CHAPITRE 3 : MISE EN ŒUVRE DE L'ÉMISSION ACOUSTIQUE	<i>p 68</i>
I Introduction	<i>p 69</i>
II Généralités : de la création de l'onde au traitement du signal	<i>p 70</i>
III Etudes réalisées sur les matériaux métalliques ou composites	<i>p 77</i>
IV Mise en œuvre de l'acquisition des signaux d'émission acoustique sur les panneaux de contreplaqué	<i>p 81</i>
V Conclusion	<i>p 89</i>
CHAPITRE 4 : ANALYSE DES RESULTATS EXPERIMENTAUX	<i>p 90</i>
I Introduction	<i>p 91</i>
II Présentation des panneaux testés	<i>p 91</i>
III Détermination des constantes élastiques locales	<i>p 93</i>
IV Analyse expérimentale du comportement à rupture des panneaux de contreplaqué bois	<i>p 96</i>
V Modélisation du comportement à rupture des éprouvettes bilan et analyse par confrontation simulation/expérience	<i>p 120</i>
VI Conclusion	<i>p 145</i>
CONCLUSION GENERALE ET PERSPECTIVES	<i>p 147</i>
REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES	<i>p 150</i>

INTRODUCTION GENERALE

L'objectif général de ce travail est d'étudier le comportement mécanique de panneaux de contreplaqué sollicités en flexion-compression ou en flexion pure jusqu'à rupture. Les endommagements successifs conduisant à la ruine des éprouvettes sont particulièrement analysés, à la fois en ce qui concerne leur identification expérimentale et la capacité à prédire leur ordre d'apparition et le niveau de sollicitation auquel ils surviennent.

Afin de répondre à cet objectif, nous avons préalablement développé des dispositifs originaux de flexion et de flexion-compression adaptés à cette étude. Nous avons également mis au point l'acquisition des signaux d'émission acoustique, qui a été réalisée de façon systématique pendant les essais.

Nous donnons tout d'abord dans cette introduction un aperçu général du matériau bois et des panneaux de contreplaqué, avant de préciser l'organisation du texte et le contenu des différents chapitres.

Présentation générale du matériau bois

Le bois est la plus ancienne ressource naturelle que l'Homme, en raison de son intelligence a su exploiter. Il lui a fourni, chauffage, outils, nourriture et abri au long de son interminable voyage à travers les âges.

Le bois a la propriété inestimable, véritablement unique d'être la seule matière première fondamentale que l'on puisse renouveler. Les puits de pétrole s'assèchent, les mines de fer ou de charbon s'épuisent, mais une forêt bien entretenue fournit sans cesse du bois. Le bois est une ressource naturelle qui est largement disponible dans le monde. Avec une gestion appropriée, l'approvisionnement du bois et autres matériaux dérivés est potentiellement inépuisable. De plus la lignine, son principal constituant est de toutes les substances que crée la vie, la plus répandue sur le globe. L'Amazonie n'est elle pas une réserve ligneuse de l'ordre de 50 milliards de mètres cube et la vie d'un séquoia ne peut elle pas durer 2000 ans. Grâce à la faible énergie requise lors de la fabrication et à la faible pollution, l'impact sur l'environnement du bois est de loin le moins nuisible comparativement aux autres matériaux de construction.

Cependant, les propriétés de cette matière vivante, un éventail unique de qualités et de possibilités sont encore de nos jours en partie mystérieuses. Une grande partie du savoir-faire survit dans les anciens métiers du bois exercés par un petit nombre précaire d'artisans, une plus grande encore a été perdue, remplacée par de nouveaux matériaux et de nouvelles méthodes. L'arrivée de ses dérivés et de composites à base de bois, présentant des caractéristiques plus intéressantes que sa forme naturelle, a donné un nouvel élan industriel à ce matériau. Selon que les éléments constitutifs sont à l'échelle macroscopique du bois massif, à l'échelle de la cerne, à l'échelle du copeau ou encore à l'échelle de la fibres les dérivés du bois s'appelleront respectivement lamellés collés, panneaux de contreplaqué, plaquettes et matériaux fibreux. Historiquement, la taille des arbres en forêt détermine celle des pièces de bois qui peuvent être débitées. Il y a un siècle, les bois de section 150 x 450 mm² et de longueur jusqu'à 20 m étaient communément disponibles. Mais aujourd'hui des pièces ayant le quart de ce volume atteignent un prix élevé à cause de leur rareté. Il n'est plus nécessaire

d'utiliser des bois massifs à haute qualité mécanique ; le lamellé collé, outre un rapport légèreté-solidité-coût avantageux par rapport aux technologies traditionnelles des charpentes en béton armé ou acier, permet de réaliser des structures d'une seule envolée dont la portée dépasse 100 mètres.

Les connaissances très empiriques passées doivent maintenant faire place à une recherche plus scientifique tant sur ces nouveaux matériaux que sur les bois massifs, car son emploi présente certains inconvénients dus principalement à sa nature végétale. Ses propriétés sont anisotropes. D'autre part sa structure interne n'est pas uniforme suivant les espèces, à l'intérieur d'une même population (variabilité inter-arbres), à cause de différentes conditions d'environnement et de pratiques sylvicoles et en tout point d'un même arbre (variabilité intra-arbres), tant macroscopiquement que microscopiquement. Il existe deux principes de base pour pallier aux dispersions des propriétés du bois et produire ainsi un matériau structurel fiable. Le bois peut être trié en classes de qualités différentes pour satisfaire à des emplois ou exigences spécifiques. La reconstitution est aussi possible. Dans ce cas, les arbres sont découpés en de petits éléments qui sont alors recomposés, usuellement au moyen de colle, après élimination des « défauts ».

Présentation générale des panneaux de contreplaqué

Le bois en fines couches, appelées placages, est utilisé depuis les temps anciens, par les Egyptiens et les Romains, pour finir les surfaces à base de bois. Un des composites stratifiés les plus largement utilisés, le panneau de contreplaqué, a été produit pour la première fois sur une base commerciale dès le début du vingtième siècle. Le panneau de contreplaqué « multiplis » comme matériau de construction est constitué par la superposition de placages (au moins cinq plis croisés) collés avec différents types d'adhésifs. La mise au point du panneau de contreplaqué pour l'industrie aéronautique a entraîné une recherche intensive sur le collage des placages et les propriétés structurales du panneau de contreplaqué. La terminologie des panneaux de contreplaqué est définie par la norme EN 313 (1999).

Les panneaux de contreplaqué comme nous l'avons dit précédemment sont des assemblages multicouches constitués de plis c'est-à-dire de produits dont l'épaisseur est de l'ordre de la largeur des cernes de croissance et qui sont obtenus en première transformation par les procédés de déroulage et de tranchage ou de sciage. Les processus de transformation de bois rond en bois équarri interfèrent avec la structure interne du bois naturel ; les fibres de bois peuvent être tranchées, du fait d'une pente de fil ou de distorsion autour des nœuds. Ceci entraîne des variations sensiblement plus importantes pour les propriétés mécaniques du bois équarri par rapport au bois rond. Aussi, les placages pour panneau de contreplaqué structural utilisé en construction de bâtiments sont issus du déroulage de billons parfois étuvés. Cette méthode consiste à générer un ruban de bois d'environ 1 à 4 mm d'épaisseur. Ce ruban est ensuite découpé en feuilles qui, après séchage et encollage, sont superposées en croisant le fil, puis collées, ou polymérisées par chauffage, sous pression. La qualité d'un panneau de contreplaqué dépend essentiellement des différentes essences et de l'agencement des plis qui le composent, mais aussi des propriétés de la colle employée pour son influence sur la résistance à l'humidité et de l'aspect des parements (feuilles externes). La pratique d'utilisation de placages de densité faible pour les plis internes a été adoptée par l'industrie du panneau de contreplaqué.

A l'échelle mésoscopique du pli de contreplaqué, on conserve les directions d'orthotropie ; la direction longitudinale \bar{L} pouvant être confondue avec la direction longitudinale du pli ou

bien avec la direction tangentielle du pli (empilements à 0° et 90°). Pour les applications en structure, les panneaux de contreplaqué sont en effet exclusivement à plis croisés, de façon que le fil de chaque pli se trouve à angle droit avec le pli adjacent. Les plis (\bar{L}, \bar{T}) et (\bar{T}, \bar{L}) sont donc alternés et en nombre impair pour équilibrer le système de chaque côté du pli central appelé âme. Un panneau de contreplaqué balancé est défini dans l'Eurocode 5 (1998) comme un panneau de contreplaqué dont les plis intérieurs et extérieurs sont symétriques à partir du centre, tant du point de vue épaisseur qu'essence. La construction contreplaqué « modifiée » diffère de la standard ou balancée par l'orientation du fil des plis, le nombre de plis et l'épaisseur du panneau. Un panneau de contreplaqué non équilibré est plus sujet à une contraction ou gonflement (voilage) dû aux variations du taux d'humidité. En structure, le panneau de contreplaqué est adapté, par exemple, pour des utilisations telles que âme ou flanc de poutre, diaphragme en cloison ou gousset dans des poteaux espacés ou en fermes.

Présentation générale de l'étude

Le chapitre 1, consacré à une étude bibliographique, porte successivement sur le bois, dont les propriétés se répercutent au niveau des plis constitutifs de contreplaqué, et sur les panneaux de contreplaqué, considérés comme cas particulier des matériaux stratifiés. Nous rappelons en ce qui concerne le bois ses propriétés macroscopiques d'élasticité orthotrope et de résistance, ainsi que les aspects différés de son comportement (fluage). Nous signalons également les corrélations entre densité et propriétés mécaniques, ainsi que l'influence très importante de la teneur en eau sur l'ensemble des propriétés mécaniques. Pour pouvoir analyser la réponse mécanique des panneaux de contreplaqué, nous rassemblons ensuite l'ensemble des éléments qui nous seront utiles dans la confrontation des prévisions théoriques avec les résultats expérimentaux : théorie élastique des plaques stratifiées, critères de rupture applicables à un pli élémentaire, utilisation de ces critères dans le cadre des plaques stratifiées.

Les chapitres 2 et 3 portent sur la mise au point des essais. Des dispositifs d'essais avaient été antérieurement conçus au Laboratoire pour effectuer des essais de flexion et de flexion-compression, d'abord sur des échantillons composites à fibres longues de petites dimensions, puis sur des poutres de bois de section $20 \times 20 \text{ mm}^2$. Sur le même principe nous avons conçu et réalisé, en parallèle avec une autre étude sur les panneaux de fibres, deux dispositifs, l'un de flexion pure, l'autre de flexion-compression, adaptés aux dimensions normalisées pour les essais en flexion sur panneaux à base de bois. Le chapitre 2 décrit ces dispositifs, et les simulations numériques associées, qui ont pour but de déterminer avec précision les efforts appliqués à l'éprouvette en fonction de l'effort mesurable, c'est à dire la force de traction appliquée au dispositif. Le chapitre 3 précise les matériels utilisés pour l'analyse de l'émission acoustique qui a fait l'objet d'une acquisition de données au cours des essais. Nous indiquons les différentes étapes traitement et de filtrage du signal, ainsi que la manière dont les signaux sont exploités.

Le chapitre 4 est consacré à la description et l'analyse des résultats expérimentaux. Une attention particulière est portée à l'identification de la séquence d'endommagement conduisant à la ruine des panneaux, testés en flexion ou en flexion-compression. Cette analyse s'appuie sur la confrontation des résultats mécaniques et acoustiques. Ainsi des scénarios d'endommagement sont proposés pour chaque essai en s'efforçant de corréliser les différents stades du comportement mécanique, et les événements acoustiques associés, aux événements physiques responsables de la dégradation du matériau. Le comportement observé expérimentalement est ensuite comparé aux résultats d'un modèle analytique s'appuyant sur la théorie des plaques stratifiées et à des calculs par la méthode des éléments finis.

CHAPITRE 1 : ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE

<u>I Introduction</u>	<i>p 8</i>
<u>II Généralités sur les propriétés d'emploi du matériau bois</u>	<i>p 8</i>
<u>III Comportement mécanique du bois massif</u>	<i>p 9</i>
III-1 Comportement élastique	<i>p 9</i>
III-1-1 Hypothèses	<i>p 9</i>
III-1-2 Tenseur des complaisances	<i>p 9</i>
III-1-3 Essais	<i>p 10</i>
III-1-4 Données	<i>p 11</i>
III-2 Résistance	<i>p 12</i>
III-3 Relation propriétés-teneur en eau	<i>p 13</i>
III-3-1 Généralités	<i>p 13</i>
III-3-2 Retrait et gonflement	<i>p 14</i>
III-3-3 Déformations	<i>p 14</i>
III-3-4 Influence sur les propriétés mécaniques	<i>p 15</i>
III-3-5 Préservation	<i>p 15</i>
III-4 Fluage, effet de la durée d'application	<i>p 16</i>
III-5 Relation propriétés-densité	<i>p 17</i>
<u>IV Généralités sur les panneaux de contreplaqué</u>	<i>p 18</i>
IV-1 Propriétés physiques et mécaniques	<i>p 18</i>
IV-2 Adhésifs	<i>p 19</i>
IV-3 Utilisation en revêtement	<i>p 20</i>
<u>V Comportement mécanique des stratifiés</u>	<i>p 21</i>
V-1 Comportement élastique d'un pli élémentaire	<i>p 21</i>
V-2 Critères de rupture d'un pli élémentaire	<i>p 21</i>
V-2-1 Critère de contrainte maximum	<i>p 22</i>
V-2-2 Critère de déformation maximum	<i>p 22</i>
V-2-3 Critère de Tsai-Hill	<i>p 23</i>
V-2-4 Critère de Hoffman	<i>p 23</i>
V-2-5 Critère en contrainte de Tsai-Wu	<i>p 23</i>

V-2-6 Critère en déformation de Tsai-Wu	<i>p 24</i>
V-2-7 Choix du critère de rupture	<i>p 24</i>
V-3 Comportement élastique des poutres inhomogènes	<i>p 24</i>
V-3-1 Rappel de la théorie des poutres homogènes	<i>p 24</i>
V-3-2 Poutre composite symétrique	<i>p 26</i>
V-3-3 Poutre composite non symétrique	<i>p 26</i>
V-4 Comportement élastique des stratifiés	<i>p 27</i>
V-5 Les constantes élastiques équivalentes	<i>p 29</i>
V-6 Analyse de résistance du stratifié	<i>p 29</i>
V-6-1 Procédure de rupture du premier pli (first ply failure, FPF)	<i>p 29</i>
V-6-2 Application de la procédure	<i>p 31</i>
V-6-3 Procédure de rupture du dernier pli (last ply failure, LPF)	<i>p 32</i>
V-7 Contraintes résiduelles	<i>p 33</i>
V-8 Contraintes interlaminaires	<i>p 33</i>
V-8-1 Les effets de bord libre	<i>p 33</i>
V-8-2 Prévisions analytiques	<i>p 35</i>
V-9 Décohésion et délaminage	<i>p 37</i>
VI <u>Conclusion</u>	<i>p 37</i>

CHAPITRE 1

ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE

I Introduction

Ce chapitre rassemble les éléments utiles pour une analyse du comportement élastique, de l'endommagement et de la ruine des panneaux de contreplaqué. Nous rappelons tout d'abord les caractéristiques principales du matériau bois, en ce qui concerne de façon générale ses propriétés d'emploi et, plus particulièrement, son élasticité, sa résistance, l'influence du taux d'humidité, son comportement différé, les corrélations entre propriétés mécaniques et densité. Ces caractéristiques sont celles que l'on retrouvera sur les panneaux de contreplaqué, en association avec l'organisation stratifiée de ce matériau. Nous présentons ensuite les éléments principaux de la théorie des plaques stratifiées, incluant la modélisation de la rigidité, la prise en compte de critères de rupture au niveau d'un pli élémentaire et l'analyse de résistance combinant critères de rupture et organisation de l'empilement dans le stratifié. Nous signalons enfin les modifications apportées aux états de contraintes prévus par la théorie des plaques stratifiées par les effets de bords. Ces effets induisent des contraintes interlaminaires susceptibles de provoquer des délaminages ou des décohésions.

II Généralités sur les propriétés d'emploi du matériau bois

L'orthotropie des propriétés mécaniques du bois constitue l'élément premier à prendre en compte dans la conception de structures en bois. Les facteurs externes tels que humidité et température influent en outre beaucoup sur le comportement du matériau et sa conservation.

Parce que le bois se travaille aisément, les pièces peuvent être construites en diverses dimensions et formes. Par exemple, les pièces en bois sont particulièrement aptes à travailler comme membrures en traction, en compression et en flexion. Le bois offre un bon rapport résistance/poids. Un autre exemple est l'emploi pour les toitures de plaques cintrées ou de coques. Le bois peut se combiner avec l'acier pour donner des structures compétitives, avec les éléments en compression en bois et ceux en traction en acier. Le bois peut être aussi employé en combinaison avec le béton. Contrairement à l'acier ou au béton, son module d'élasticité est faible. Cela est souvent compensé par l'adoption d'une forme structurale rigide, le flambement devient souvent un problème secondaire à la conception. Cependant, la conception de structures en bois requiert souvent plus d'efforts que pour des structures comparables en acier ou en béton. Les caractéristiques de résistance et de rigidité dépendent grandement de l'angle que fait l'effort avec le fil du bois. Parce que le bois est un matériau sympathique et chaleureux, il n'est pas seulement employé comme matériau structural mais aussi comme revêtement intérieur et il est très apprécié des architectes. La texture et

l'apparence du bois le rendent très adapté à l'emploi dans des structures apparentes. Dès lors que les pièces de bois et les panneaux en matériaux dérivés sont exposés à la vue, il est possible de faire des économies en utilisant le même bois à la fois pour des fonctions structurales et esthétiques.

III Comportement mécanique du bois massif

III-1 Comportement élastique

III-1-1 Hypothèses

Le comportement élastique est observé pour de faibles niveaux de contraintes. Nous considérons ici que le bois massif est extrait d'un tronc idéal sans défaut qui relève de la mécanique des solides déformables (Guitard, 1987). Les propriétés mécaniques sont déduites d'essais sur de petites pièces de bois qualifiées de « droit fil » parce qu'elles ne contiennent pas de défauts telles que nœuds, contre-fil, obstacles et fentes. Le bois est considéré dans la suite comme un milieu continu et macroscopiquement homogène. L'hypothèse de milieu continu est valide si la plus petite dimension de l'éprouvette est grande par rapport aux discontinuités locales des arrangements cellulaires, dont la taille est de l'ordre de quelques dizaines de micromètres. Le milieu est estimé comme macroscopiquement homogène lorsque l'hétérogénéité locale intra-cerne est supposée moyennée.

La compréhension profonde des lois de comportement moyennes envisagées se situe, comme pour tout matériau, au niveau de l'ultrastucture (Mudry M., 1986). La description de la structure anatomique du bois est détaillée dans l'Annexe 1.

III-1-2 Tenseur de complaisance

Le comportement élastique du bois massif est supposé orthotrope cylindrique, c'est-à-dire qu'il possède des propriétés mécaniques uniques et indépendantes dans les directions des trois axes locaux de coordonnées cylindriques : longitudinal (L), tangentiel (T) et radial (R). Les notations pour le bois font intervenir le repère associé à ces coordonnées, avec 1 L ; 2 T ; 3 R.

La loi de Hooke définissant le comportement élastique linéaire est donnée par :

$$[\sigma] = [Q] \cdot [\varepsilon] \text{ ou } [\varepsilon] = [S] \cdot [\sigma] \quad (I-1)$$

où $[\sigma]$ est le tenseur des contraintes, $[\varepsilon]$ le tenseur des déformations, $[Q]$ le tenseur de rigidité et $[S]$ le tenseur de complaisance. La présentation matricielle usuelle de cette loi est donnée par : $\varepsilon_\alpha = S_{\alpha\beta} \cdot \sigma_\beta$, soit :

$$\begin{pmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \varepsilon_3 \\ \gamma_4 \\ \gamma_5 \\ \gamma_6 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \frac{1}{E_1} & -\frac{\nu_{12}}{E_2} & -\frac{\nu_{13}}{E_3} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{21}}{E_1} & \frac{1}{E_2} & -\frac{\nu_{23}}{E_3} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{31}}{E_1} & -\frac{\nu_{32}}{E_2} & \frac{1}{E_3} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{23}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{31}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{12}} \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \sigma_4 \\ \sigma_5 \\ \sigma_6 \end{pmatrix} \quad (I-2)$$

avec : $\sigma_1 = \sigma_{11}$; $\sigma_2 = \sigma_{22}$; $\sigma_3 = \sigma_{33}$; $\sigma_4 = \sigma_{23}$; $\sigma_5 = \sigma_{31}$; $\sigma_6 = \sigma_{12}$

et : $\varepsilon_1 = \varepsilon_{11}$; $\varepsilon_2 = \varepsilon_{22}$; $\varepsilon_3 = \varepsilon_{33}$; $\gamma_4 = 2 \cdot \varepsilon_{23}$; $\gamma_5 = 2 \cdot \varepsilon_{31}$; $\gamma_6 = 2 \cdot \varepsilon_{12}$.

La matrice S est symétrique ($\nu_{ij}/E_i = \nu_{ji}/E_j$).

Cette loi fait intervenir douze constantes, dont neuf sont indépendantes compte tenu de la symétrie de la matrice S : ce sont les trois modules d'Young E_i ; les trois modules de cisaillement G_{ij} ; ($i \neq j$) ; et les six coefficients de Poisson ν_{ij} ; ($i \neq j$).

Deux des coefficients de Poisson des composites ν_{RL} et ν_{TL} sont presque toujours très petits et par conséquent sujets à une grande erreur expérimentale. Ils sont généralement déduits des autres paramètres en utilisant la propriété de symétrie de la matrice de complaisance.

III-1-3 Essais

Les méthodes d'essai utilisées pour établir les propriétés sont basées sur des procédures standards (ASTM D 143, 2000). Les propriétés mécaniques et physiques mesurées reflètent souvent non seulement les caractéristiques du bois mais aussi l'influence de la forme et de la taille de l'éprouvette d'essai et du mode d'essai.

Pour de petites éprouvettes d'essais obtenues par tranchage de la grume, une erreur est introduite en supposant l'orthotropie vérifiée dans un système de coordonnées cartésiennes attaché à l'éprouvette ; la concentricité des cernes et l'augmentation du rayon font que cette hypothèse est meilleure en périphérie.

Il n'existe pas de dispositions normalisées françaises visant à la détermination expérimentale de la matrice des complaisances élastiques du matériau bois. Des essais statistiques de compression, traction et cisaillement permettent d'établir les relations contrainte-déformation. Généralement les modules d'Young et les coefficients de Poisson sont issus d'essais dits « directs » de traction ou de compression (Campredon, 1953). Usuellement, on ne distingue pas module (ou complaisance) obtenu en traction ou en compression. Les modules de cisaillement sont calculés à partir de méthodes plus variées, souvent complexes de torsion ou de cisaillement (El Amri, 1987).

Lorsque le module E_L (généralement le seul mesuré) est déterminé à partir d'un essai de flexion simple plutôt qu'à partir d'un essai axial, il doit être augmenté de 10 % pour tenir compte de l'effet de l'effort tranchant sur la flèche.

D'autres approches expérimentales dynamiques sont basées sur les méthodes de propagation d'ondes ultra-sonores (Bucur, 1984) et de vibrations libres ou forcées, qui permettent de déterminer les coefficients de la matrice de rigidité et par suite les constantes techniques.

III-1-4 Données

Les données numériques portant sur l'ensemble des termes de la matrice des complaisances élastiques de différentes essences sont relativement rares et souvent assez anciennes. On trouve deux répertoires, l'un dans Kollmann (1968), l'autre dans Wood handbook N° 72 (1987). Ces données sont précieuses car elles permettent de donner un ordre de grandeur. Toutefois les résultats connus sont d'origines expérimentales variées, suivant des techniques trop souvent mal définies ; en plus le caractère de certaines forêts a changé avec le temps. Les écarts constatés sur une même espèce sont fréquemment du même ordre que la dispersion entre les essences. Il se dégage cependant entre les différentes complaisances ou grandeurs techniques, des relations théoriques d'ordre presque toujours respectées, et la symétrie de la matrice des souplesses est raisonnablement bien vérifiée. Donc en raison de la variabilité naturelle du bois, de données non réévaluées, de l'imprécision sur les conditions d'essai, il est préférable de mesurer sur des échantillons les constantes techniques quand l'essence est utilisée pour des applications critiques.

Les données pour les modules d'élasticité E_R et E_T ne sont pas nombreuses. Bodig et Goodman (1973) montrent que les rapports des modules d'élasticité du bois varient avec E_L .

Pour Bodig et Goodman (1973) la relation dérivée d'études statistiques entre les modules d'Young et de cisaillement prend la forme : $G_{12} = a \cdot E_1^b$. Des données expérimentales montrent en outre l'existence de relations empiriques entre les modules :

$$E_{0,05} = 0,67 \cdot E_{0,moyen}$$

$$G_{moyen} = E_{0,moyen} / 16$$

$$E_{90,moyen} = E_{0,moyen} / 30$$

- où :
- $E_{0,moyen}$: module moyen d'élasticité axial (MPa)
 - $E_{90,moyen}$: module moyen d'élasticité transversal
 - G_{moyen} : module moyen de cisaillement
 - $E_{0,05}$: module d'élasticité axial au fractile de 5 %

III-2 Résistance

Les données expérimentales montrent que les propriétés caractéristiques de résistance peuvent être exprimées à partir de la résistance en flexion, ou de la masse volumique. Les relations suivantes ont été proposées par Bodig et Goodman (1973) :

$$f_{c,0,k} = 5 \cdot f_{m,k}^{0,45}$$

$$f_{t,0,k} = 0,6 \cdot f_{m,k}$$

$$f_{v,k} = 0,2 \cdot f_{m,k}^{0,8}$$

$$f_{c,90,k} = 0,015 \cdot \rho_k$$

$$f_{t,90,k} = 0,001 \cdot \rho_k$$

où : $f_{m,k}$: résistance caractéristique en flexion (MPa)
 $f_{c,0,k}$: résistance caractéristique en compression axiale
 $f_{c,90,k}$: résistance caractéristique en compression transversale
 $f_{t,0,k}$: résistance caractéristique en traction axiale
 $f_{t,90,k}$: résistance caractéristique en traction transversale
 $f_{v,k}$: résistance caractéristique en cisaillement
 ρ_k : masse volumique au fractile de 5 % (kg/m^3)

La valeur caractéristique d'une propriété d'un matériau correspond généralement à un fractile (valeur de la variable qui partage une distribution en « n » parties égales) dans la distribution statistique supposée pour cette propriété particulière.

La vérification de la résistance d'éléments individuels, conformément à l'Eurocode 5 (EC 5, 1998), doit être basée sur une relation linéaire entre contrainte et déformation jusqu'à la rupture, dès lors que les valeurs caractéristiques sont déterminées selon une telle hypothèse.

Pour des éléments sollicités en flexion composée avec effort normal de compression, une relation non linéaire (élasto-plastique) permet d'améliorer la prévision. On postule que la courbe contrainte-déformation est élastique linéaire jusqu'à rupture pour le bois soumis à des contraintes de traction et non linéaire avec une déformation plastique élevée pour des contraintes de compression, conformément aux relations ci-dessous :

$$\varepsilon_{t,u,d} = \frac{f_{t,d}}{E_d} \quad \varepsilon_{c,u,d} = 1,5 \cdot \frac{f_{c,d}}{E_d}$$

où : $\varepsilon_{t,u,d}$: déformation ultime de calcul en traction
 $\varepsilon_{c,u,d}$: déformation ultime de calcul en traction
 $f_{t,d}$: contrainte de calcul en traction
 $f_{c,d}$: contrainte de calcul en compression
 E_d : module d'élasticité de calcul

La valeur de calcul d'une propriété d'un matériau s'obtient en pondérant la valeur caractéristique par un coefficient partiel de sécurité et un coefficient modificatif prenant en compte l'effet de la durée de charge et l'humidité dans la structure sur les résistances.

Le calcul des charges ultimes basé sur une analyse plastique en utilisant le potentiel de déformation plastique du bois soumis à une contrainte de compression, nécessite un temps de calcul relativement important du fait des procédures itératives nécessaires et fournit des valeurs plus élevées que celles basées sur une solution élastique pour laquelle la charge ultime est définie lorsqu'on atteint la résistance du matériau sur la fibre la plus sollicitée dans une section critique.

III-3 Relation propriétés-teneur en eau

III-3-1 Généralités

La teneur en eau est définie par le rapport entre la masse d'eau pouvant être extraite par dessiccation (technique qui consiste à diminuer ou supprimer l'humidité du bois dans des conditions convenablement réglées de façon à en améliorer les qualités de service) et la masse anhydre de bois. La masse anhydre est obtenue par séchage du bois en étuve à 103 °C (± 2 °C) (CEN TC 250, 1997). Pour mesurer des teneurs en eau allant de 6 à 28 %, il existe deux techniques électriques d'utilisation rapide et de manipulation facile, soit les mesures par courant continu de la résistivité entre deux électrodes enfoncées dans le bois, soit une évaluation des propriétés diélectriques du bois placé dans un champ électrique produit par deux électrodes appliquées à la surface du bois sous courant alternatif.

Lorsque le bois est séché à partir du bois vert, c'est l'eau des vides cellulaires qui est éliminée en premier lieu. Cette eau dissociée du bois au niveau moléculaire est appelée « eau libre ». L'eau contenue par les parois cellulaires est dite « eau liée » car elle est liée aux composants des parois cellulaires par des liaisons hydrogènes et des forces de Van der Waals et nécessite donc un apport énergétique plus important que celui nécessaire pour éliminer l'eau libre. Au dessus du point de saturation des fibres, les valeurs de l'ensemble des propriétés du bois sont à peu près constantes.

Le bois est hygroscopique, c'est-à-dire que l'échange d'humidité avec son environnement est permanent. Il existe une teneur en eau du bois pour lequel la diffusion de l'humidité vers l'intérieur du bois est compensée par les échanges avec extérieur et ce quelle que soit la combinaison de température et d'humidité relative de l'environnement ; ce taux d'humidité est appelé taux d'humidité d'équilibre. Le bois n'est cependant que rarement en cet état car les conditions climatiques de l'environnement sont en constante évolution. Aussi pour que l'état d'équilibre du bois soit atteint dans des conditions climatiques constantes, un temps considérable est nécessaire, plusieurs semaines, sans être affecté par des cycles de variation d'humidité, faibles ou élevés et de courtes durées.

Si le bois se dessèche en dessous du taux de saturation des fibres, soit un taux d'humidité d'environ 30 %, il se rétracte perpendiculairement aux fibres, jusqu'à 7 % des dimensions transversales ; tandis que le retrait parallèle aux fibres reste lui suffisamment petit pour être négligé.

III-3-2 Retrait et gonflement

Dans l'intervalle d'humidité en service des structures en bois, le retrait et le gonflement sont regroupés sous le terme de rétractibilité qui caractérise la variation dimensionnelle du bois.

Le gonflement n'a lieu que lorsque l'eau pénètre dans les différentes parois des cellules. Le taux d'humidité correspondant à la saturation des parois cellulaires est désigné comme le point de saturation des fibres. L'affinité de l'humidité pour les constituants des parois cellulaires est telle qu'elle peut se frayer un passage à travers ce matériau pourtant quasiment non poreux. Ce faisant elle écarte les microfibrilles. Le gonflement des parois des cellules qui s'ensuit peut être considéré en pratique équivalent au volume d'eau absorbé car le volume des vides cellulaires demeure constant. Lorsque l'humidité est enlevée des parois des cellules, le bois se rétracte.

L'ultra structure de la paroi de la cellule, particulièrement par l'angle d'inclinaison faible des microfibrilles de sa couche dominante par rapport à l'axe longitudinal des fibres, permet d'expliquer pourquoi presque tous les mouvements observés sont dans le sens transversal, le retrait et le gonflement transversal du bois sont couramment de 10 à 20 fois supérieurs à ceux observés dans le sens longitudinal. Les bois juvéniles et les bois de compression présentent une inclinaison des microfibrilles beaucoup plus élevée que celle des bois normaux, l'angle hélicoïdal est de l'ordre de 45° ; ce qui aboutit à des déplacements d'égale importance dans le sens transversal et longitudinal. L'anisotropie des propriétés physiques de bois apparaît même dans le sens transversal puisque le retrait tangentiel est pratiquement le double de celui mesuré dans le sens radial. Par conséquent, d'autres facteurs que l'angle d'inclinaison des microfibrilles ont leur importance. En pratique, pour le calcul en général, il n'y a pas lieu de faire la distinction entre les deux directions transversales mais simplement de prendre en compte la moyenne des deux valeurs de rétractibilité.

Le gonflement peut être considéré comme variant linéairement avec le taux d'humidité. Pour la grande majorité des espèces, y compris le pin et le peuplier, les valeurs de rétractibilité pour une diminution de 1 % de la teneur en eau, à prendre en compte pour le calcul sont $\beta_0 = 0,01$ % et $\beta_{90} = 0,2$ %.

Il est recommandé d'installer les assemblages de pièces en bois avec une teneur en humidité proche du taux d'équilibre probable en service car les déformations de retrait gênées peuvent produire des tractions perpendiculaires au fil et ainsi des ruptures potentielles ; ainsi que provoquer un desserrement et la création de jeu dans les assemblages donc une diminution de résistance mécanique (EC 5, 1998).

III-3-3 Déformations

L'anisotropie transversale peut entraîner la distorsion (gauchissement) des sections de sciages lors du séchage. La tendance des cernes d'accroissement à se redresser explique le fait que la valeur du retrait tangentiel est deux fois plus élevée que celle du retrait radial.

La libération des contraintes internes engendrées par le retrait anisotrope s'accomplit principalement par le développement de fentes radiales, lorsque les pièces de forte section sèchent trop vite ; mais en général n'abaissent pas la résistance des pièces.

La présence ponctuelle dans la section des sciages de bois de compression, de bois juvénile, voire de nœuds peut mener à des distorsions de voilement longitudinal ou flèche de face, voilement ou flèche de rive et gauchissement ou vrillage.

Les normes CEN pour les classements visuel et mécanique recommandent les limites de déformations à ne pas dépasser (en mm sur une longueur de 2 m – normes EN 518 et EN 519 (1995)). Celles-ci ne prétendent pas traduire une relation précise entre la déformation et la résistance mécanique du bois, mais par contre au delà il deviendrait beaucoup trop compliqué d'assurer la manipulation et l'assemblage des composants structuraux en bois.

III-3-4 Influence sur les propriétés mécaniques

Les propriétés mécaniques du bois dépendent de son taux d'humidité ; une augmentation de la teneur en eau se traduit par une réduction de la résistance et de la rigidité du bois.

L'influence de l'humidité sur certaines propriétés mécaniques est moins marquée pour le bois en dimensions commerciales que pour le bois sans défauts.

La résistance en compression est plus sensible à l'humidité que la résistance en traction. La rupture en compression parallèle au fil est provoquée par le flambement des fibres là où les liaisons hydrogène sont sensibles à l'humidité. Par contre, la rupture en traction parallèle au fil comporte la rupture des liaisons covalentes par déchirure des microfibrilles des parois cellulaires.

La résistance à la flexion est normalement plus élevée que chacune des résistances à la compression et à la traction, ce qui s'explique en partie statistiquement par le fait que l'essai de flexion ne sollicite qu'une partie limitée des échantillons à des contraintes plus élevées. Le mode de rupture du bois en flexion dépend de l'humidité.

Ainsi le bois soumis aux conditions d'humidité de la classe de service 1 de l'EC 5 (1998) a une résistance en compression plus importante qu'à la traction, la rupture des sections tendues est de nature fragile, avec une courbe d'effort-déformation linéaire jusqu'au point de rupture.

Le bois soumis à la classe de service 3, à teneur en eau élevée, se comporte différemment car sa résistance à la compression est inférieure à celle en traction pour tous les niveaux de qualité ; la rupture ductile se développera par l'apparition de pliures de flambement localisé des fibres extrêmes comprimées. Les contraintes en flexion augmentant, l'axe neutre se déplace vers la zone tendue, permettant ainsi le transfert de contraintes de compression croissantes vers une section transversale élargie. La répartition des contraintes n'est plus linéaire. Progressivement la contrainte de traction atteint sa valeur limite et la ruine de la poutre se produit.

III-3-5 Préservation

Le bois en tant que matériau naturel est soumis au cycle naturel de croissance/dépérissement. Une fois abattus, les arbres sont prédisposés au pourrissement biologique mais le démarrage et la vitesse du pourrissement peuvent être contrôlés. Il y a trois approches possibles au problème. La conception et l'étude des procédés pour éliminer les situations de forte humidité entraînant le risque de pourrissement et/ou d'attaque d'insectes, la sélection des bois qui sont naturellement durables dans l'environnement de l'utilisation, ainsi que le traitement de

préservation des bois. On peut voir des exemples de bonne durabilité du bois dans les vieux bâtiments partout en Europe.

III-4 Fluage, effet de la durée d'application

Le fluage représente l'augmentation des déformations dans le temps sous l'effet d'une action constante. Cet effet différé est un aspect important du comportement mécanique d'un matériau bois, lié au comportement viscoélastique.

L'influence de la durée du chargement sur les déformations est prise en compte par un accroissement des déformations de fluage qui dépassent les déformations élastiques d'environ 50 % au bout de 20 ans dans un climat invariable, cause de possibles déformations excessives. Les effets d'écrouissage ou de relaxation se ressentent sur des durées de plusieurs jours ou mois. Les déformations de fluage peuvent aussi induire une réduction de la capacité résistante à la suite des effets d'instabilités différés.

La durée de chargement est affectée de façon notable par des changements de température et d'humidité relative (Hoffmeyer, 1987). Les déformations de fluage peuvent dépasser les déformations initiales de plusieurs fois. Ce comportement est qualifié de mécanosorptif car il se manifeste lorsque l'état de sollicitations mécaniques du bois s'accompagne simultanément d'une sorption cyclique de l'eau. Les déformations de fluage augmentent avec la variation de la teneur en eau.

La durée de chargement a aussi un effet significatif sur la résistance. Le bois et les matériaux dérivés subissent une perte de résistance conséquente dans le temps. Aussi, sous sollicitations permanentes (de longue durée), il est attribué au bois et à ses dérivés une résistance mécanique de 60 % ou plus de celle applicable à court terme, obtenues par essais de courtes durées en laboratoire (Forest product's laboratory de Madison, 1951). La contrainte qu'un bois peut soutenir est une fonction exponentielle du temps de rupture t_f de la forme ($\exp(-t_f/\tau)$). Inversement, la charge requise pour produire la rupture dans un membre en bois en une seconde est approximativement 10 % plus grande que celle obtenue dans un essai statique standard de résistance.

Le concepteur doit assigner chaque action à une classe de durée de chargement, puis modifier en conséquence les caractéristiques de résistance en se basant sur la durée de la combinaison des charges. Un chargement intermittent a un effet cumulatif, le temps cumulé avant rupture est essentiellement égal au temps pour rompre une poutre similaire sous le même chargement appliqué continûment.

Les essais sur les bois de structure ne mettent pas apparemment en évidence un facteur de durée des charges moins sévère pour le bois d'œuvre que pour les bois sans défauts, bien que ces travaux ont également relevé une dépendance à la qualité des bois. Le comportement du panneau de contreplaqué à usage structural est considéré comme étant assimilable à celui du bois massif.

III-5 Relation propriétés-densité

La densité caractérise la quantité de matière ligneuse contenue dans un volume donné de bois. Cette propriété est utilisée comme un indice des propriétés mécaniques du bois parfait.

En sciences forestières, la masse volumique considérée est égale au rapport entre la masse du bois anhydre et le volume de bois vert. Cette masse volumique « basale » est préférée des forestiers car elle indique le taux de matière ligneuse (masse sèche) contenue dans un volume de bois sur pied.

La masse volumique dépend de la teneur en eau, étant donné qu'elle s'ajoute à la masse et peut par gonflement du bois en augmenter le volume. Par définition de l'EC 5 (1998), la teneur en eau est la masse d'eau contenue dans le bois exprimée en pourcentage de masse anhydre.

Dans la pratique en ingénierie et en sciences appliquées au bois, sont usuellement pris comme référence, la masse volumique à l'état anhydre ρ_0 et celle au taux en eau de 12 % ρ_{12} .

Dans l'EC 5 (1998), les masses volumiques sont définies avec une masse et un volume correspondant aux valeurs d'équilibre obtenues à une température de 20 °C et à une humidité relative de 65 %, correspondant aux grandeurs moyenne $\rho_{12,\text{moyen}}$ et caractéristique $\rho_{12,k}$.

Pour une classe de résistance de bois donnée, la distribution de la masse volumique est supposée normale avec un coefficient de variation de 10 %. Par conséquent :

$$\rho_{12,k} = \rho_{12,\text{moyen}} - 1,65 \times (0,1 \times \rho_{12,\text{moyen}}) = 0,84 \times \rho_{12,\text{moyen}}$$

La masse volumique constitue la caractéristique physique du bois la plus importante. Il existe une relation croissante entre la masse volumique et la plupart des propriétés mécaniques du bois parfait (Bodig et Goodman, 1973). Toutefois, les valeurs de la densité reflètent aussi la présence de gomme et résine qui contribuent un peu aux propriétés mécaniques. Les valeurs limites de masse volumique sont donc intégrées dans les exigences des classes de résistance de la norme EN 338 (1995).

Pour éviter dans une certaine mesure la multiplicité des résultats, des « cotes de qualité » ont été introduites dans les années 1960 ; désignées comme méthode A dans le standard ASTM D 2555-98 (1998).

Guitard (1987) a étudié l'influence de ce paramètre dans une gamme relativement importante de densité ($d = 0,2$ pour le balsa jusqu'à 1,28 pour l'endranendrana) en rassemblant de nombreuses données publiées dans la littérature afin d'établir un modèle prévisionnel du comportement tridimensionnel élastique pour le bois parfait, droit fil d'essences résineuses et feuillues. Les relations approximatives entre les propriétés mécaniques variées et densité sont données comme des fonctions puissances ou linéaires. Ces relations sont de type prédictive ou comparative selon que la densité individuelle de l'éprouvette est prise en compte.

La relation prédictive prend la forme : $Y = a \cdot D^b \Leftrightarrow \log Y = \log a + b \cdot \log D$.

Marwardt et Wilson (1935) donnent les valeurs des deux constantes a et b, pour le bois vert et à 12 % de teneur en eau. Les propriétés Y prévues sont :

en flexion statique : la contrainte à la limite d'élasticité, le module de rupture et le module d'élasticité ;

en compression parallèle au fil : la contrainte à la limite d'élasticité, la contrainte à l'écrasement ultime et le module d'élasticité ;

en compression perpendiculaire au fil : la contrainte à la limite d'élasticité.

Rien n'est prédit pour la traction.

La relation comparative est obtenue par : $Y_1 = Y \cdot (D_1/D)^b$

Usuellement Y et D sont classifiés pour une essence particulière et D_1 est mesuré. Bodig (1965) fournit des données de régression pour la prédiction de paramètres élastiques de bois parfait à 12 % de teneur en eau, utilisant la densité de bois vert. Les constantes a et b diffèrent selon la nature feuillue ou résineuse des essences.

IV Généralités sur les panneaux de contreplaqué

IV-1 Propriétés physiques et mécaniques

La nature stratifiée du panneau de contreplaqué lui confère de bonnes propriétés mécaniques et physiques. Les orientations différentes des plis conduisent à un comportement moins anisotrope que le matériau bois où la seule direction des fibres est privilégiée. Cette construction croisée du panneau de contreplaqué donne une résistance et une rigidité dans les deux directions perpendiculaires, ainsi qu'une bonne stabilité dimensionnelle.

Comme pour le bois massif, les modules d'élasticité et la résistance du panneau de contreplaqué sont fonction de la masse volumique qui compte tenu de la quantité de liant et de la pression de collage, est supérieure à celle de l'essence le constituant.

De même l'influence de l'humidité, qui est très importante pour le bois massif, surtout le retrait (ou le gonflement) transversal, est pour les panneaux de contreplaqué à plis croisés particulièrement réduit dans le plan du panneau (0,02 % pour 1 % de variation de teneur d'humidité). Le retrait « homogénéisé » devient négligeable, en particulier pour les panneaux pour milieu extérieur que nous étudierons. Si une variation de la teneur en humidité du panneau de contreplaqué au dessous du point de saturation des fibres provoque bien une variation dimensionnelle, celle-ci a lieu principalement en épaisseur dans le cas de placages déroulés ; le retrait ou le gonflement radial est ici similaire à celui du bois massif de même essence. Comme le bois massif, les placages sont hygroscopiques et la teneur en humidité du panneau de contreplaqué est fonction de l'ambiance. De plus, en raison de la présence des plans de collage, la teneur en humidité varie moins que celle du bois massif ; néanmoins la tendance au fluage se révèle légèrement supérieure. La déformation différée du panneau de contreplaqué, due à l'effet combiné du fluage et de l'humidité est prise en compte dans le calcul suivant l'EC 5 (1998), par le facteur k_{def} .

Pour garantir l'intégrité et la résistance du panneau de contreplaqué pendant la durée de vie prévisible de la structure, une classe de service leur est attribuée selon les normes EN 636 (1997), afin de restreindre si nécessaire leur utilisation aux seuls milieux secs et ou humides. Le panneau de contreplaqué extérieur, qui est destiné aux emplois extérieurs impliquant une exposition prolongée à l'eau et aux intempéries, satisfait à la certification de qualité NF extérieur CTB-X (1983) délivré par le CTBA.

La durabilité naturelle des panneaux de contreplaqué est supérieure à celle de l'essence le constituant. D'autres facteurs peuvent influencer sur la durabilité, en particulier : l'épaisseur des plis, la composition (utilisation de différents matériaux dans un panneau), la quantité et les propriétés de l'adhésif. Mais la durabilité peut-être améliorée par le choix de l'essence des placages ou de couches spéciales ou par un traitement chimique. Le choix d'essences d'une bonne durabilité peut s'effectuer sur la base de la norme EN 350-2 (1994).

Le panneau de contreplaqué possède un bon coefficient d'isolation thermique, se situant plus près des matériaux isolants que ceux de construction courante. Le balsa présente en particulier une faible conductivité thermique ($\lambda = 0,052 \text{ W/m.}^\circ\text{C}$).

Les états de contraintes de traction perpendiculaires au plan du panneau doivent être éliminés. Des contraintes de compression perpendiculaires au plan du panneau induisent des déformations plus faibles que pour le bois massif de la même essence que les placages, car la déformation transversale est réduite par l'empilage des placages. Dans le cas d'une flexion perpendiculaire au plan ou flexion sur chant, le cisaillement plan qui se développe perpendiculairement au plan du panneau, est plus élevé que le cisaillement roulant, dans le plan des placages.

IV-2 Adhésifs

Primitivement seules des colles à base de produits naturels étaient disponibles mais elles ont été progressivement remplacées par des résines synthétiques pour le panneau de contreplaqué utilisé en construction. Dans tous les cas, le collage est réalisé par pressage à chaud.

On dénombre cinq types d'adhésifs, dont les propriétés gouvernent l'ambiance des panneaux.

Les colles résorcine-formaldéhyde (RF) et phénol-résorcine-formaldéhyde (PRF) vieillissent parfaitement ce qui produit des liaisons de longue durabilité. Elles sont résistantes à l'eau, même bouillante, et également à l'exposition en milieu marin (Selbo M. L., 1975) donc conviennent pour toutes les applications : intérieures, extérieures ou marines. Les joints de colle sont d'une couleur très foncée. A cause de son coût élevé, la résorcine n'est pas utilisée industriellement mais remplacée par des résines phénoliques meilleur marché.

Les colles phénol-formaldéhyde (PF) sont de la classe des thermodurcissables. Elles sont employées dans la fabrication des panneaux de contreplaqué à usage structural ou marine. Les joints sont de couleur foncée.

Les colles urée-formaldéhyde (UF) ne satisfont qu'aux exigences les moins sévères (intérieur). Les joints sont de couleur claire. Afin d'accroître la résistance à l'eau et aux intempéries, la mélanine remplace en partie l'urée pour donner les colles mélanine-urée-

formaldéhyde (MUF). D'où des panneaux de contreplaqué ayant une résistance moyenne à l'eau pour emplois en classes de service II et III.

Enfin les colles caséines qui sont des produits du lait.

Dans le cas d'une utilisation des adhésifs structuraux pour le collage des placages à fil croisé, les résistances mécaniques de l'adhésif, en cisaillement parallèle ainsi qu'en traction transversale, doivent être équivalentes à celles du bois, ce qui ne pose aucun problème. Les variations dimensionnelles des éléments assemblés de façon orthogonale peuvent induire des contraintes élevées dans le plan de collage ; mais pour le panneau de contreplaqué, les éléments sont de si faible épaisseur que les leurs restent limitées. Les déformations des panneaux sont pratiquement comparable à la faible variation de longueur des éléments en bois massif. Aussi lorsqu'ils sont collés à des membrures en bois massif de faible largeur, par exemple des poutres en I, les contraintes au droit du joint de collage sont donc relativement faibles ; mais elles peuvent être importantes dans le plan de collage si les membrures sont larges ou bien si les variations d'humidité sont importantes, ce qui peut entraîner la rupture du joint.

Pour le calcul de déformations, Il est supposé que le collage entre plis est parfaitement rigide. L'effet du collage sur les propriétés élastiques du stratifié est considéré à travers du seul paramètre densité du bois (épaisseur et qualités discontinues, pénétration dans les cellules) ; la quantité d'adhésif est généralement d'environ 20 % de la masse pour les panneaux de contreplaqué (H. Teyssandier, communication privée).

IV-3 Utilisation en revêtement

Le panneau de contreplaqué assure une bonne surface d'appui sous les revêtements de sols élastiques ou les moquettes, en raison de sa stabilité dimensionnelle.

Les panneaux de contreplaqué utilisés pour le revêtement mural procure un effet de contreventement lorsqu'ils sont posés sur une ossature et cloués conformément aux exigences des normes de construction. Un panneau de contreplaqué simple peut être utilisé à la fois comme revêtement de charpente et ou comme parement. Les revêtements en panneaux contribuent également à la tenue thermique globale du mur puisqu'ils comportent moins de joints par lesquels la chaleur peut s'échapper.

Le panneau de contreplaqué est souvent utilisé comme support de toiture. Grâce à leurs dimensions, les panneaux allient rigidité de montage et manœuvrabilité. De plus, grâce à sa rigidité le panneau de contreplaqué assure un effet de diaphragme lorsqu'il est monté sur une ossature prévue à cet effet et cloué en conséquence, perpendiculairement aux appuis avec un léger jeu entre les panneaux pour tenir compte de la dilatation.

V Comportement mécanique des stratifiés

L'échelle d'observation macroscopique considérée, le cerne, fait intervenir des volumes élémentaires de matière suffisamment grands devant la microstructure cellulaire, permettant de formuler l'hypothèse de continuité du milieu. L'obtention des placages par déroulage ou tranchage de la grume conserve les trois axes de symétrie perpendiculaires : longitudinal, tangentiel et radial ainsi que les propriétés matérielles spécifiques du bois. Le pli du contreplaqué sera donc modélisé comme un matériau homogène orthotrope. Les calculs développés dans ce paragraphe ne sont pas différents de ceux qui s'appliquent à tout composite stratifié.

V-1 Comportement élastique d'un pli élémentaire

Les axes matériels sont les axes locaux définis par l'orthotropie macroscopique du matériau. La direction des fibres, ou direction longitudinale, est notée direction 1 alors que la direction tangentielle ou transverse est notée direction 2. Le comportement élastique du pli est supposé défini par la théorie de l'élasticité linéaire (loi de Hooke, équation I-2).

Dans une plaque stratifiée, les plis sont soumis à un état de contraintes planes dans le plan du pli. Le chargement étant donc appliqué dans le plan (1,2), la loi de Hooke s'exprime sous forme matricielle par :

$$\begin{bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{12} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{E_1}{1 - \nu_{12} \cdot \nu_{21}} & \frac{\nu_{21} \cdot E_1}{1 - \nu_{12} \cdot \nu_{21}} & 0 \\ \frac{\nu_{12} \cdot E_2}{1 - \nu_{12} \cdot \nu_{21}} & \frac{E_2}{1 - \nu_{12} \cdot \nu_{21}} & 0 \\ 0 & 0 & G_{12} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ 2\varepsilon_{12} \end{bmatrix} \quad (I-3)$$

avec la condition de symétrie : $\nu_{21} / E_2 = \nu_{12} / E_1$. On appelle « rigidités réduites » les termes de la matrice de rigidité. Les rigidités réduites sont notées Q_{ij} , soit : $Q_{11} = E_1 / (1 - \nu_{12} \cdot \nu_{21})$; $Q_{12} = \nu_{21} \cdot E_1 / (1 - \nu_{12} \cdot \nu_{21})$; $Q_{22} = E_2 / (1 - \nu_{12} \cdot \nu_{21})$; $Q_{33} = G_{12}$

V-2 Critères de rupture d'un pli élémentaire

Dans ce paragraphe, nous considérons la rupture d'un pli résultant de mécanismes de rupture dans le plan du pli. Les ruptures entre plis (interlaminaires) seront étudiées ultérieurement. La résistance d'un pli composite sous un système de contraintes multiaxiales est complètement définie en connaissant cinq résistances ultimes de base :

- X_t résistance de traction ultime longitudinale (sens fibre)
- X_c résistance de compression ultime longitudinale
- Y_t résistance de traction ultime transverse
- Y_c résistance de compression ultime transverse
- S résistance au cisaillement ultime dans le plan

Les valeurs de déformations ultimes associées sont : $\epsilon_{x,t}$, $\epsilon_{x,c}$, $\epsilon_{y,t}$, $\epsilon_{y,c}$, ϵ_s .

Les résistances ultimes définies ci-dessus sont obtenues par des tests uniaxiaux simples sur un stratifié fait de plis croisés symétriques, ce qui élimine les effets de couplage en cisaillement. Les ayant déterminées, il est alors possible d'évaluer la résistance du pli sous un système de contraintes multiaxial en utilisant un critère de rupture.

Il y a principalement six critères de rupture utilisés pour les matériaux orthotropes: les critères de contrainte maximum, de déformation maximum, de Tsai-Hill ; de Hoffman (Sih G.C., 1985) ; et les critères en contrainte de Tsai-Wu (1971) et en déformation de Tsai-Wu.

V-2-1 Critère de contrainte maximum

La rupture se produit si au moins une valeur de contraintes dans les directions d'axes matériels dépasse la résistance ultime associée. En normalisant ces inéquations, on définit un indice de rupture (failure index, F.I.) dans les directions longitudinale (1), transverse (2) ou en mode cisaillement (direction 12). La rupture intervient lorsque le premier des indices de rupture dépasse la valeur unité.

$$\begin{array}{ll}
 \sigma_1 > X_t & \text{F.I.1} = \sigma_1 / X_t > 1 \\
 \sigma_2 > Y_t & \text{F.I.2} = \sigma_2 / Y_t > 1 \\
 |\sigma_1| > |X_c| \quad \text{ou} & \text{F.I.1} = |\sigma_1 / X_c| > 1 \\
 |\sigma_2| > |Y_c| & \text{F.I.2} = |\sigma_2 / Y_c| > 1 \\
 |\sigma_{12}| > S & \text{F.I.12} = |\sigma_{12} / S| > 1
 \end{array} \tag{I-4}$$

V-2-2 Critère de déformation maximum

De façon similaire, la rupture intervient lorsque le premier des indices de rupture défini ci-dessous dépasse la valeur unité.

$$\begin{array}{ll}
 \text{F.I.1} = \epsilon_1 / \epsilon_{x,t} > 1 \\
 \text{F.I.2} = \epsilon_2 / \epsilon_{y,t} > 1 \\
 \text{F.I.1} = |\epsilon_1 / \epsilon_{x,c}| > 1 \\
 \text{F.I.2} = |\epsilon_2 / \epsilon_{y,c}| > 1 \\
 \text{F.I.12} = |\epsilon_{12} / \epsilon_s| > 1
 \end{array} \tag{I-5}$$

Il convient de remarquer que ces deux théories en contrainte et déformation maximum ne sont pas « interactives », puisqu'elles considèrent séparément les mécanismes de rupture.

V-2-3 Critère de Tsai-Hill

La rupture est supposée se produire si :

$$F.I. = (\sigma_1/X)^2 + (\sigma_2/Y)^2 + (\sigma_{12}/S)^2 - (\sigma_1/X) \cdot (\sigma_2/X) > 1 \quad (I-6)$$

$$\text{où } \begin{cases} X = X_t \text{ ou } X_c \\ Y = Y_t \text{ ou } Y_c \end{cases}$$

suivant le signe de σ_1 et σ_2 (X_c et Y_c sont pris en valeur absolue). On voit ici que l'aspect phénoménologique du critère ne permet pas de préciser le mode de rupture.

V-2-4 Critère de Hoffman

Contrairement à la théorie de Tsai-Hill, la théorie de Hoffman, définie par l'expression ci-après, prend en compte intrinsèquement des résistances différentes de traction et de compression :

$$F.I. = F_1 \cdot \sigma_1 + F_2 \cdot \sigma_2 + F_{11} \cdot \sigma_1^2 + F_{22} \cdot \sigma_2^2 + F_{33} \cdot \sigma_{12}^2 + 2 \cdot F_{12} \cdot \sigma_1 \cdot \sigma_2 \quad (I-7)$$

$$F_1 = 1/X_t - 1/X_c$$

$$F_2 = 1/Y_t - 1/Y_c$$

$$F_{11} = 1/(X_t \cdot X_c)$$

$$F_{22} = 1/(Y_t \cdot Y_c)$$

$$F_{33} = 1/S^2$$

$$F_{12} = -1/(2 \cdot X_t \cdot X_c)$$

X_c et Y_c sont pris en valeur absolue.

V-2-5 Critère en contraintes de Tsai-Wu (1971)

Cette théorie reprend la formulation de Hoffman sauf pour :

$$F_{12} = F_{12}^* \cdot \sqrt{F_{11} \cdot F_{22}} = F_{12}^* \cdot \sqrt{X_t \cdot X_c \cdot Y_t \cdot Y_c} \quad (I-8)$$

où F_{12}^* est un terme indépendant qui doit être déterminé par un essai bi-axial. Tsai et Hahn (1980) ont montré que F_{12}^* doit être compris entre -1 et 1 ; en l'absence de mesure : $F_{12}^* = -1/2$.

V-2-6 Critère en déformation de Tsai-Wu

Il est supposé qu'il existe une relation linéaire entre contraintes et déformations jusqu'à rupture. L'indice de rupture est défini par :

$$F.I. = G_1.\varepsilon_1 + G_2.\varepsilon_2 + G_{11}.\varepsilon_1^2 + G_{22}.\varepsilon_2^2 + G_{33}.\varepsilon_{12}^2 + 2.G_{12}.\varepsilon_1.\varepsilon_2 \quad (I-9)$$

où :

$$G_1 = F_1.Q_{11} + F_2.Q_{12}$$

$$G_2 = F_1.Q_{12} + F_2.Q_{22}$$

$$G_{11} = F_{11}.Q_{11}^2 + 2.F_{12}.Q_{11}.Q_{12} + F_{22}.Q_{12}^2$$

$$G_{22} = F_{11}.Q_{12}^2 + 2.F_{12}.Q_{12}.Q_{22} + F_{22}.Q_{22}^2$$

$$G_{33} = F_{33}.Q_{33}^2$$

$$G_{12} = F_{11}.Q_{11}.Q_{12} + F_{12}.(Q_{11}.Q_{22} + Q_{12}^2) + F_{22}.Q_{12}.Q_{22}$$

avec F_i identiques à la théorie en contraintes ; Q_i sont les rigidités réduites du pli.

V-2-7 Choix du critère de rupture

Généralement, un critère de rupture non interactif est utilisé pour identifier le mode le plus probable de rupture du pli. Cependant, si la rupture n'est prédite dans aucun mode, alors une vérification doit être faite, utilisant un critère de rupture interactif pour voir si l'action du système de contraintes combinées agissant sur le pli n'induit pas des ruptures.

V-3 Comportement élastique des poutres inhomogènes

Avant d'étudier les propriétés d'un stratifié, nous discuterons en préambule le cas d'une poutre composite faite de matériaux isotropes, retraçant les principes de base de la réponse d'une telle structure.

V-3-1 Rappel de la théorie des poutres homogènes

Les hypothèses suivantes sont à considérer :

poutre longue à section rectangulaire constante (largeur b , épaisseur h) d'axe x .

théorie d'Euler Bernouilli : les sections droites restent planes et normales à la fibre moyenne après déformation

matériau homogène, linéaire élastique et obéissant à la loi de Hooke

Considérons une portion de poutre de longueur élémentaire dx . Une force axiale agissant sur la section de la poutre produira un déplacement axial du_0 . Un moment de flexion positif, par convention engendrant une contrainte de compression dans les fibres supérieures de la poutre, cause un déplacement du plan moyen w_0 relatif à l'axe neutre de la section dans la direction z .

La distribution des déformations dans la direction axiale x à travers l'épaisseur de la section due aux chargements axial et de flexion est donnée par :

$$\varepsilon_x = \frac{du_0}{dx} - z \cdot \frac{d^2w_0}{dx^2} \quad (I-10)$$

où $z \in [-h/2 ; +h/2]$

La contribution du chargement axial est appelée déformation de membrane ε_x^0 , celle du moment de flexion est la courbure κ_x . Nous avons respectivement :

$$\varepsilon_x^0 = \frac{du_0}{dx} \text{ et } \kappa_x = \frac{d^2w_0}{dx^2} = \frac{1}{R} \text{ où } R \text{ est le rayon de courbure.}$$

L'équation ci-dessus devient alors :

$$\varepsilon_x = \varepsilon_x^0 - z \cdot \kappa_x \quad (I-11)$$

La contrainte axiale à travers l'épaisseur de la section est donnée par la loi de Hooke :

$$\sigma_x = E \cdot \varepsilon_x = E \cdot (\varepsilon_x^0 - z \cdot \kappa_x)$$

où E est le module d'Young de la poutre.

L'intensité de force axiale par unité de largeur $N_x = N/b$, peut-être trouvée en intégrant dans l'épaisseur de la poutre la contrainte :

$$N_x = \int_{-h/2}^{h/2} \sigma_x \cdot dz \quad (I-12)$$

$$N_x = \int_{-h/2}^{h/2} E \cdot (\varepsilon_x^0 - z \cdot \kappa_x) \cdot dz = E \cdot h \cdot \varepsilon_x^0$$

Le produit $E \cdot h$ est généralement appelé rigidité de membrane (par unité de largeur).

L'intensité de moment par unité de largeur $M_x = M/b$ relativement à l'axe neutre peut-être obtenue par intégration du produit de la contrainte axiale et du bras de levier, mesuré à l'axe neutre, à travers l'épaisseur de la section :

$$M_x = - \int_{-h/2}^{h/2} \sigma_x \cdot z \cdot dz \quad (I-13)$$

$$M_x = - \int_{-h/2}^{h/2} E \cdot (\varepsilon_x^0 - z \cdot \kappa_x) \cdot z \cdot dz = (E \cdot h^3 / 12) \cdot \kappa_x$$

Le terme $E \cdot h^3 / 12$ appelé rigidité de flexion de la section par unité de largeur correspond au produit du module d'Young par le moment quadratique I_{yy} de la section suivant l'axe y .

Les équations constitutives d'une poutre homogène isotrope en flexion-traction se résument à :

$$\begin{aligned} N_x &= E.h.\varepsilon_x^0 \\ M_x &= (E.h^3/12).\kappa_x \end{aligned} \tag{I-14}$$

On remarque que dans le cas d'une poutre homogène isotrope il n'y a pas d'effet de couplage entre les modes de membrane et de flexion. Une force axiale produira seulement une déformation axiale et un moment de flexion seulement une courbure de flexion.

V-3-2 Poutre composite symétrique

On suppose par hypothèse une poutre composée de matériaux isotropes différents collés ensemble de telle sorte qu'il n'y ait pas de mouvement relatif à l'interface entre les matériaux. L'empilement est supposé symétrique dans l'épaisseur.

La description de la géométrie de la déformation reste identique au cas précédent, et la distribution des déformations axiales à travers l'épaisseur de la section est encore donnée par l'expression (I-11). Cependant, parce que les valeurs du module d'Young changent à travers l'épaisseur, la contrainte n'est plus linéaire à travers l'épaisseur mais elle suit une évolution discontinue, dépendant des valeurs relatives du module d'Young.

L'intensité de la force axiale résultante, relative au plan moyen, agissant sur la section est obtenue en intégrant la contrainte axiale dans l'épaisseur de chaque pli et en sommant les contributions individuelles des intensités de force axiale. L'intensité du moment résultant, calculé en un point du plan moyen, agissant sur la section est obtenue par intégration du produit de la contrainte axiale et du bras de levier z (mesuré depuis le plan moyen) dans l'épaisseur de chaque matériau, et sommation des contributions individuelles pour chaque matériau.

L'expression de la force résultante montre qu'une force axiale induira seulement une déformation axiale uniforme à travers l'épaisseur de la section. De même, un moment de flexion cause seulement des déformations de flexion, comme dans le cas d'une poutre isotrope faite d'un seul matériau.

V-3-3 Poutre composite non symétrique

Cette fois ci l'empilement est supposé non symétrique dans l'épaisseur. Lors de l'intégration de la contrainte à travers l'épaisseur de la section, les termes associés à κ_x ne s'annulent pas l'un l'autre. Cela implique qu'une force axiale sur la section n'induit pas seulement une déformation axiale mais aussi une courbure de flexion, un effet de couplage se produit. De la même manière, un chargement de flexion sur une poutre composite non symétrique ne donne pas seulement une courbure de flexion, mais induit aussi une déformation axiale.

Il faut noter que les termes relatifs à la déformation axiale de l'équation en chargement de flexion sont identiques à ceux relatifs à la courbure dans l'équation associée à la force axiale appliquée. Ces termes sont appelés « rigidité de couplage » de la poutre.

V-4 Comportement élastique des stratifiés

Le comportement élastique des plaques stratifiées est explicité, par exemple, dans (Bos, 1998). Il s'obtient en généralisant en 2D les calculs évoqués préalablement pour les poutres. Les hypothèses sont les suivantes :

Les plis obéissent à la loi de Hooke.

Chaque pli est un matériau orthotrope mais les orientations des fibres (c'est à dire les directions locales d'orthotropie) peuvent changer de pli à pli.

Le stratifié est mince et les déformations de cisaillement perpendiculaires au plan moyen du stratifié sont négligées. Cela implique qu'une ligne originellement droite et perpendiculaire au plan moyen du stratifié reste droite et perpendiculaire dans l'état déformé.

Une situation de contrainte plane existe, la contrainte normale hors plan est nulle.

Le collage entre plis dans un stratifié est parfait, c'est-à-dire, infinitésimalement fin et non déformable en cisaillement. Cela implique que les plis ne peuvent pas glisser l'un par rapport à l'autre. Déplacements et déformations sont continus à travers l'interface.

Nous définissons en premier lieu les axes du stratifié, que nous prenons comme les axes de référence (x,y). Les directions x et y sont aussi prises comme étant les directions de chargement sur la plaque. Cela veut dire que toutes les charges externes appliquées sont définies dans les directions associées aux axes (x,y). Le plan (x,y) est le plan du stratifié, la direction z se trouve alors perpendiculaire au plan du stratifié. L'origine de z est prise dans le plan moyen du stratifié, qui est défini comme étant la demi-épaisseur géométrique du stratifié.

Les déplacements u_0 , v_0 , w_0 sont respectivement suivant les directions x, y et z. D'après les hypothèses ci-dessus, qui correspondent à la théorie de Love-Kirchhoff des plaques minces, les déformations d'extension et de cisaillement dans une plaque prennent en compte les déformations de membrane (dans le plan) et de flexion-torsion (hors plan).

$$\begin{aligned} \varepsilon_x &= \frac{du_0}{dx} - z \cdot \frac{d^2w_0}{dx^2} = \varepsilon_x^0 - z \cdot \kappa_x & \text{avec } \varepsilon_x^0 &= \frac{du_0}{dx} \text{ et } \kappa_x = \frac{d^2w_0}{dx^2} \\ \varepsilon_y &= \frac{dv_0}{dy} - z \cdot \frac{d^2w_0}{dy^2} = \varepsilon_y^0 - z \cdot \kappa_y & \text{avec } \varepsilon_y^0 &= \frac{dv_0}{dy} \text{ et } \kappa_y = \frac{d^2w_0}{dy^2} \\ \varepsilon_{xy} &= \frac{du_0}{dy} + \frac{dv_0}{dx} - z \cdot \frac{d^2w_0}{dx \cdot dy} = \varepsilon_{xy}^0 - z \cdot \kappa_{xy} & \text{avec } \varepsilon_{xy}^0 &= \frac{du_0}{dy} + \frac{dv_0}{dx} \text{ et } \kappa_{xy} = \frac{d^2w_0}{dx \cdot dy} \end{aligned}$$

Ces équations peuvent se résumer sous une forme matricielle à :

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \varepsilon_{xy} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \varepsilon_x^0 \\ \varepsilon_y^0 \\ \varepsilon_{xy}^0 \end{bmatrix} - z \cdot \begin{bmatrix} \kappa_x \\ \kappa_y \\ \kappa_{xy} \end{bmatrix} \quad (I-15)$$

En développant les équations constitutives du stratifié, nous utilisons des efforts intérieurs définis par unité de largeur de la plaque. Un système de chargement complexe agissant en un point sur un stratifié peut-être résolu en un système équivalent d'efforts dans un système d'axes orthogonaux (figure I-1), qui seront pris comme étant les axes de référence du stratifié (x,y). Ce chargement est défini sur le plan moyen.

Les intensités de chargement sont définies par les notations :

- N_x : intensité de force normale dans la direction x par unité de largeur (dans le plan y-z) de la section du stratifié
- N_y : intensité de force normale dans la direction y par unité de largeur (dans le plan x-z) de la section du stratifié
- N_{xy} : intensité de force de cisaillement dans la direction x (et y) par unité de largeur (dans les plans y-z ou x-z) de la section du stratifié
- M_x : intensité de moment de flexion autour de l'axe y par unité de largeur (dans le plan y-z) de la section du stratifié
- M_y : intensité de moment de flexion autour de l'axe x par unité de largeur (dans le plan x-z) de la section du stratifié
- M_{xy} : intensité de moment de torsion autour de l'axe x (et y) par unité de largeur (dans les plans y-z ou x-z) de la section du stratifié

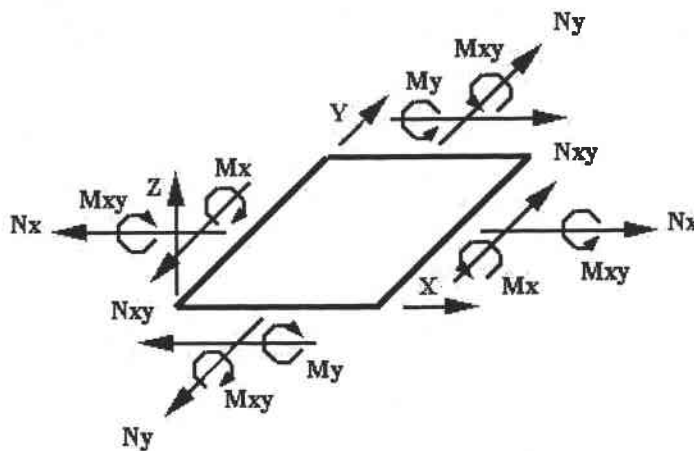


Figure I-1 : système d'efforts positifs en un point d'une plaque

Les intensités de forces dans une direction sont obtenues en intégrant les contraintes dans les mêmes directions. Aussi les intensités de moment résultant sont calculées par intégration du produit des contraintes dans les mêmes directions et du bras de levier z. Les calculs relatifs à la théorie des stratifiés sont détaillés dans l'Annexe 2.

Les relations entre efforts et déformations sont de la forme :

$$\begin{bmatrix} N_x \\ N_y \\ N_{xy} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & A_{13} \\ A_{12} & A_{22} & A_{23} \\ A_{13} & A_{23} & A_{33} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \epsilon_x^0 \\ \epsilon_y^0 \\ \epsilon_{xy}^0 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} B_{11} & B_{12} & B_{13} \\ B_{12} & B_{22} & B_{23} \\ B_{13} & B_{23} & B_{33} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \kappa_x \\ \kappa_y \\ \kappa_{xy} \end{bmatrix} \quad (I-16)$$

$$\begin{bmatrix} M_x \\ M_y \\ M_{xy} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} B_{11} & B_{12} & B_{13} \\ B_{12} & B_{22} & B_{23} \\ B_{13} & B_{23} & B_{33} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \epsilon_x^0 \\ \epsilon_y^0 \\ \epsilon_{xy}^0 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} D_{11} & D_{12} & D_{13} \\ D_{12} & D_{22} & D_{23} \\ D_{13} & D_{23} & D_{33} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \kappa_x \\ \kappa_y \\ \kappa_{xy} \end{bmatrix} \quad (I-17)$$

Les termes A_{ij} sont les termes de rigidité d'extension qui relient les intensités de force de membrane aux déformations de membrane du plan moyen du stratifié.

Les termes D_{ij} sont les termes de rigidité de flexion qui relient les intensités de moment aux courbures de flexion.

On remarque que les termes B_{ij} reliant l'intensité des moments aux déformations de membrane sont identiques à ceux qui relient l'intensité des forces aux courbures.

V-5 Les constantes élastiques équivalentes

Nous limitons la discussion des constantes élastiques équivalentes aux stratifiés symétriques, qui représentent la majorité des configurations de stratifiés utilisés en pratique.

Tant que la configuration du stratifié est symétrique, l'ensemble des termes de rigidité de couplage B_{ij} sont nuls, ce qui implique qu'il n'y a pas d'effet de couplage membrane-flexion. L'équation constitutive du stratifié peut alors être découplée en deux expressions séparées. Les forces induisent seulement des déformations de membrane et les moments uniquement des courbures.

La discussion et les calculs relatifs aux constantes élastiques équivalentes sont explicités dans l'Annexe 3.

V-6 Analyse de résistance du stratifié

En premier lieu, l'analyse des contraintes dans le stratifié doit être menée. Nous regardons ici comment rapprocher les chargements appliqués sur un stratifié aux déformations et contraintes au niveau des différents plis. Celles-ci étant connues, nous pouvons alors effectuer l'analyse de résistance, c'est-à-dire s'assurer si une rupture de pli ne s'est pas produite, en utilisant un critère de rupture de pli.

V-6-1 Procédure de rupture du premier pli (first ply failure, FPF)

Pour une configuration de stratifié donnée avec une condition de chargement connue, les contraintes et les déformations des plis sont déterminées dans leurs axes matériels, lesquels sont utilisés dans les différents critères, en suivant la procédure esquissée ci-dessous.

Une fois les souplesses du stratifié connues, les déformations du plan moyen du stratifié $\varepsilon_x^0, \varepsilon_y^0, \varepsilon_{xy}^0$ et les courbures $\kappa_x, \kappa_y, \kappa_{xy}$ dans les axes de référence x-y du stratifié peuvent être calculées. On rappelle que dans le cas des stratifiés symétriques les déformations de membrane sont uniquement dues aux forces et les courbures du plan moyen au chargement de moment.

Pour chaque pli, on calcule la déformation totale résultant des contributions de déformations de membrane et de flexion-torsion. Les premières $\varepsilon_x^0, \varepsilon_y^0, \varepsilon_{xy}^0$ sont constantes à travers

l'épaisseur du pli, mais des déformations dues aux courbures varient linéairement à travers chaque épaisseur de pli par le terme $-z.\kappa$ (équation I-15).

En ayant fait l'hypothèse d'un pli mince, nous pouvons seulement considérer les déformations de flexion à la mi-hauteur du pli plutôt que les valeurs en haut, milieu et bas des surfaces de chaque pli. Les déformations totales dans les axes de référence x-y sont :

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \varepsilon_{xy} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \varepsilon_x^0 \\ \varepsilon_y^0 \\ \varepsilon_{xy}^0 \end{bmatrix} - z \cdot \begin{bmatrix} \kappa_x \\ \kappa_y \\ \kappa_{xy} \end{bmatrix}$$

où z est la distance de la mi-hauteur du pli au plan moyen du stratifié.

Il est nécessaire de transformer les déformations du pli des axes globaux x-y dans les axes matériels 1-2 de chaque pli puisque l'analyse de résistance du pli doit-être exécutée dans ces axes matériels.

Une fois que les déformations du pli dans les axes matériels 1-2 sont calculées, la dernière étape est donc d'obtenir les contraintes du pli dans les axes matériels. Ici nous utilisons la relation contrainte-déformation d'un pli orthotrope (équation I-3).

L'analyse de résistance d'un pli peut être alors exécutée en utilisant les critères de rupture listés précédemment. Ce calcul montre si un des plis s'est rompu. Notons que seulement un critère non-interactif, dit de contrainte maximale, s'assure du probable mode de rupture contrairement à un critère de rupture interactif, tel que le critère en contrainte de Tsai-Hill (Sih G.C., 1985) ou Tsai-Wu (1971), qui indique seulement si la rupture s'est produite ou non.

Les possibles modes de rupture plans d'un pli, obtenu par la connaissance de l'indice de rupture le plus grand du critère en contrainte maximum sont :

Tension longitudinale	LT	(direction des fibres)
Compression longitudinale	LC	(direction des fibres)
Tension transverse	TT	(direction matrice)
Compression transverse	TC	(direction matrice)
Cisaillement plan	S	

Le chargement requis pour causer la première rupture d'un pli (FPF) est obtenu à partir des indices de rupture (F.I.). Le facteur de charge (load factor) définit quant à lui le coefficient multiplicatif à appliquer pour obtenir la rupture. Ce facteur de charge est inversement proportionnel à l'indice de rupture pour la théorie en contrainte maximum, qui est une fonction linéaire des chargements appliqués.

$$\text{Load Factor} = 1/(\text{F.I.}) \quad \text{pour la contrainte maximale} \quad (I-18)$$

Par contre le facteur de charge est obtenu par une fonction racine carrée inverse de l'indice de rupture si la théorie en contrainte de Tsai-Hill est utilisée car cet indice est une fonction quadratique du chargement appliqué.

$$\text{Load Factor} = 1/\sqrt{F.I.} \quad \text{pour Tsai-Hill} \quad (I-19)$$

Pour les autres théories mentionnées (Hoffman (1985) et Tsai-Wu (1971)) la relation entre le facteur de charge et l'indice de rupture n'est pas immédiate parce que ces théories sont des combinaisons de fonctions quadratiques et linéaires et désormais nous aurons besoin de résoudre une équation quadratique pour obtenir le facteur de charge.

Pour l'étude initiale, la théorie en contrainte maximum peut être considérée être satisfaisante.

Le chargement pour lequel la première rupture de pli est occasionnée est alors proportionnel au facteur de charge.

$$\text{charge FPF} = \text{Load Factor} \times \text{Load Intensity} \quad (I-20)$$

Si l'indice de rupture est inférieur à l'unité, alors la rupture du pli n'est pas arrivée et le facteur de charge est alors supérieur à l'unité impliquant un facteur de réserve de charge, augmentant le chargement appliqué. Inversement, si le facteur de charge est inférieur à un, on doit appliquer un facteur de réduction au chargement pour trouver la charge FPF.

V-6-2 Application de la procédure

La FPF et ses modes de rupture dans un stratifié sont très fortement dépendants du signe aussi bien que de l'intensité des chargements appliqués.

Considérons d'abord un stratifié symétrique soumis à un chargement de membrane. Les distributions de déformations $\varepsilon_x^0, \varepsilon_y^0, \varepsilon_{xy}^0$ sont constantes à travers l'épaisseur du stratifié dans l'ensemble des plis. Les calculs peuvent donc être limités aux configurations de pli (angles de 0 ou 90°). Nous voyons que l'analyse prédit alors une rupture simultanée de tous les plis placés dans la configuration la plus défavorable.

Si le même stratifié symétrique est maintenant soumis à un chargement de flexion, les deux plis placés en correspondance autour du plan moyen, l'un au dessus l'autre en dessous de la demi-épaisseur, auront leur contrainte et déformation de même intensité mais de signe opposé (nulles au plan moyen) conformément à une distribution linéaire à travers l'épaisseur de l'ensemble des plis.

Aussi puisque les résistances des plis sont différentes en traction et en compression, les deux plis en correspondance présenteront des indices de rupture différents.

Dans le cas où une combinaison de chargements de membrane et de flexion est présente dans les stratifiés symétriques alors les valeurs des contraintes finales dans les plis sont simplement la somme des valeurs de contraintes obtenues par les calculs découplés en chargements de membrane et de flexion.

L'analyse de rupture du premier pli ne pose pas de problème majeur. Il est possible en pratique de voir l'effet de la charge FPF dans un stratifié sur son graphe chargement-déformation où une rupture de pente est visible. Cependant, des précautions doivent être prises en interprétant cette charge car l'analyse ne considère ici que les chargements (externes) d'origine mécanique. Or un stratifié fait de plis multi-orientés présente des

contraintes résiduelles, avant qu'une sollicitation externe ne soit appliquée. On a supposé ici que celles-ci sont négligées.

V-6-3 Procédure de rupture du dernier pli (last ply failure, LPF)

Nous allons étudier maintenant la capacité du stratifié à supporter des chargements après que la FPF soit arrivée. En suivant les mécanismes post-FPF la résistance du stratifié sera obtenue pour le chargement qui causera la rupture du dernier pli.

Après la FPF, on note une réduction globale de la rigidité du stratifié suite à la perte de rigidité du ou des plis rompus. Le chargement appliqué se redistribue alors dans le reste des plis intacts selon leur rigidité relative. Comme le chargement s'accroît, une seconde rupture de pli arrivera associée à un mode de rupture, et ainsi de suite le processus de redistribution s'opère jusqu'à ce qu'arrive la LPF du stratifié.

La difficulté est de modéliser analytiquement ce mécanisme de progression tout en veillant à sa véracité avec la situation réelle.

Une méthode de simulation d'un pli rompu dans le stratifié est de considérer celui-ci dans la même position à l'intérieur de la configuration du stratifié, mais avec des valeurs réduites de certaines de ces propriétés élastiques.

La difficulté est alors de quantifier la réduction de rigidité du pli rompu qui est fonction de nombreux paramètres tels que le type de chargement, la configuration du stratifié ou des matériaux. Les constantes élastiques qui sont mises à zéro sont choisies parmi les valeurs de E_1 , E_2 , G_{12} selon des modes de rupture plan du pli et des suppositions que nous faisons sur la capacité du pli endommagé à supporter ou non des chargements dans les autres directions que celle ayant causé la rupture.

Deux approches sont envisageables en terme de modélisation analytique des propriétés post-FPF suivant que la rupture est complète ou partielle.

Dans l'approche de rupture du pli complète, un pli rompu « voit » toutes ses constantes élastiques annulées $E_1 = E_2 = G_{12} = 0$ mais son épaisseur et sa position géométrique ne sont pas modifiées. La méthode analytique alternative de modélisation du mécanisme post-FPF est l'approche de rupture du pli partielle, consistant à annuler le seul module élastique correspondant au mode de rupture préalablement constaté.

Avec la nouvelle configuration obtenue, les valeurs de rigidités réduites sont recalculées. Cela se traduit sur le graphe charge-déformation par une courbe continue croissante mais de pente moindre après passage de la FPF.

On remarquera que la valeur du coefficient de Poisson, nulle ou non, n'affectera pas les calculs. Par symétrie de la matrice de complaisance, pour une valeur E_2 nulle on a : $\nu_{21} = 0$ indépendamment de ν_{12} . L'expression $(1 - \nu_{12} \cdot \nu_{21})$ requise pour la détermination des rigidités réduites est égale à l'unité.

Quelle que soit l'approche employée, il convient ensuite de vérifier que la charge FPF, calculée pour le stratifié originel, ne cause pas une seconde rupture de pli avec la nouvelle rigidité réduite du stratifié. Si celle-ci est prédite pour la charge FPF alors la rigidité du

stratifié est une nouvelle fois recalculée avec les valeurs élastiques du second pli rompu mises à zéro. Ce processus est à répéter jusqu'à ce qu'aucune autre rupture ne soit prédite pour ce niveau de chargement.

Alors seulement le chargement peut-être augmenté jusqu'à ce qu'une nouvelle rupture de pli soit observée et le processus continue jusqu'à ce que la charge LPF soit atteinte.

Les effets de la FPF diffèrent selon les conditions de chargement.

Pour les stratifiés symétriques avec un chargement de membrane, la FPF arrive théoriquement simultanément dans les plis symétriques correspondants en dessous et au dessus du plan moyen. La rupture du pli ultérieure sera encore prédite par paires car la symétrie de la configuration est maintenue dans l'analyse.

Ce n'est pas le cas d'un stratifié symétrique sous chargement de flexion. La rupture arrivera alors dans un pli unique sans correspondance sur l'autre face car les résistances sont dépendantes du signe de la contrainte. En mettant des ou toutes les valeurs élastiques du pli rompu à zéro, la symétrie du stratifié n'est plus maintenue et donc les couplages $B_{ij} \neq 0$ vont entrer en jeu.

V-7 Contraintes résiduelles

Les chargements non mécaniques résultent de deux influences, qui sont soit thermique quand le stratifié est sujet à des changements de température, soit hygroscopique lorsque le stratifié est sensible à l'humidité. Tous tendent à causer des changements dimensionnels induisant contraintes et déformations entre plis. Cet aspect n'est pas analysé, les essais étant réalisés en atmosphère ambiante.

V-8 Contraintes interlaminaires

V-8-1 Les effets de bord libre

Le stratifié était jusqu'ici considéré comme un élément mince, hypothèse admise pour les sections ayant un rapport épaisseur sur dimension dans le plan d'au moins dix. Cela a permis de développer l'équation constitutive du stratifié pour la détermination de la rigidité du stratifié et de sa résistance, en supposant une condition de contrainte plane. Toutes les contraintes induites sont dans le plan du stratifié, σ_x , σ_y , σ_{xy} dans les axes de référence ou σ_1 , σ_2 , σ_{12} dans les axes matériels, avec des contraintes hors-plan ou interlaminaires nulles, $\sigma_{xz} = \sigma_{yz} = \sigma_z = 0$.

Les contraintes interlaminaires dans les stratifiés résultent des différences de constantes élastiques entre les plis adjacents comme l'a montré Herakovitch (1981), ainsi que de considérations d'équilibre le long des bords libres, problèmes essentiellement tridimensionnels.

Nous allons examiner les raisons de l'apparition de ces contraintes hors-plan. La plaque est supposée présenter un bord libre correspondant à un plan x-z (de normale y), voir figure I-2.

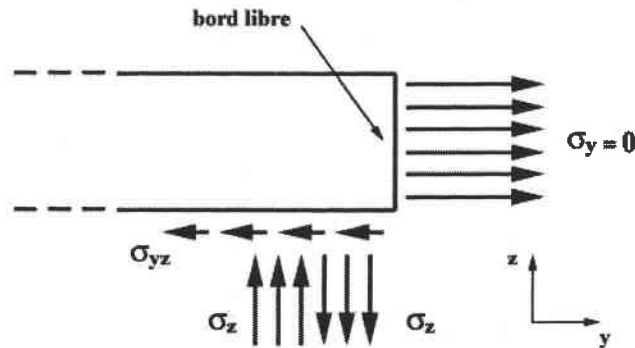


Figure I-2 : schéma d'une plaque présentant un bord libre de normale y

Contrainte interlaminaire σ_{xz}

Une contrainte de cisaillement σ_{xy} est générée, selon la théorie des plaques, sur la coupure de normale x . Or cette contrainte doit s'annuler sur le bord libre, car la contrainte σ_{yx} sur le bord libre de normale y est nulle.

La prédiction de l'analyse du stratifié doit donc être modifiée. Désormais, un système de contraintes additionnel σ_{xz} doit être induit pour contrebalancer le moment M_{xy} produit par σ_{xy} dans le plan $y-z$.

Une analyse détaillée en éléments finis (Conroy, 1990) utilisant des éléments cubiques 3D montre que la prédiction d'analyse du stratifié pour σ_{xy} est correcte dans la région interne du stratifié loin du bord libre. Cependant en se rapprochant du bord libre, cette valeur commence à décroître à environ une distance approximativement égale à l'épaisseur du stratifié pour s'annuler au bord libre lui-même. Inversement la contrainte de cisaillement interlaminaire σ_{xz} est nulle dans la région interne du stratifié, mais à environ une distance du bord libre égale à l'épaisseur du stratifié, la valeur de σ_{xz} commence à croître atteignant un maximum au bord libre lui-même.

La zone au voisinage du bord libre dans laquelle les contraintes interlaminaires sont présentes est appelée la couche limite. Dans la région interne, les prédictions de l'analyse basée sur des considérations de contrainte plane (théorie des plaques) sont valides.

Contraintes interlaminaires σ_{yz} et σ_z

De façon similaire un système de contraintes additionnel σ_{yz} doit être introduit pour annuler la contrainte normale transverse σ_y sur les bords libres. Mais la résultante de la contrainte transverse s'applique à mi-hauteur du pli, tandis que les contraintes σ_{yz} s'exercent à l'interface entre plis adjacents. Les lignes d'actions des forces produites ne sont pas colinéaires et dont un moment d'interface est induit et sera contrebalancé par un système de contraintes normales interlaminaires σ_z agissant au voisinage du bord libre. Aussi, σ_z doit changer de signe à l'intérieur de la couche limite de manière à former le couple et une force résultante nulle.

Un système de contraintes normales interlaminaires induisant une contrainte de traction au bord libre à l'interface du pli, occasionnera le détachement des plis adjacents. Par contre si le sens de la contrainte transverse σ_y est changé, une contrainte de compression au bord libre n'induirait pas d'effet de détachement.

Donc la séquence d'empilement du stratifié joue un grand rôle. Le moment d'interface créé étant d'autant plus important que la distance de la mi-hauteur du pli au plan moyen est grande, cette remarque est particulièrement vraie pour les plis externes. Dans le cas d'une traction dans la direction x , une interface (0/90) sera sensible au détachement, contrairement à son homologue (90/0).

Herakovich (1981) a montré que les valeurs des coefficients de Poisson ν_{xy} entre plis adjacents étant différentes, cette différence peut être la source de contraintes interlaminaires.

Une analyse détaillée en éléments finis (Hare, 1989) confirme les évolutions 3D des contraintes dans la couche limite, à environ une distance du bord libre correspondant à l'épaisseur du stratifié : pour un stratifié à plis croisés symétrique (0/90)s soumis à une traction dans la direction x , la contrainte directe transverse plan σ_y dans le pli à 0° suit la prédiction de l'analyse dans la région interne du stratifié, avant de décroître puis s'annuler au niveau de la face libre. La contrainte de cisaillement interlaminaire σ_{yz} à l'interface (0/90) prend des valeurs non nulles à l'entrée de la couche limite, atteint un maximum avant de s'annuler de nouveau au bord libre. La contrainte directe interlaminaire σ_z à l'interface (0/90) prend des valeurs négatives (compression) et devient positive, augmentant jusqu'à un maximum au bord libre de façon à donner une force résultante nulle mais un couple non nul pour contrebalancer le moment d'interface.

V-8-2 Prévisions analytiques

Les contraintes interlaminaires de cisaillement sont responsables du délaminage des plis, tandis que la contrainte de traction interlaminaire favorise le détachement au bord libre. Ces phénomènes complexes de couche limite ne peuvent être prédits avec précision que par une analyse par éléments finis 3D. Cependant en son absence des méthodes analytiques ont été proposées, parmi lesquelles on retiendra celles de Pagano et Pipes (1973) et celles de Ueng et Zhang (1985). Elles supposent que le stratifié est orthotrope dans le mode de membrane ($A_{13} = A_{23} = 0$) et symétrique autour de son plan moyen.

Pagano et Pipes (1973) font l'hypothèse d'un profil simplifié de la contrainte interlaminaire normale σ_z satisfaisant à la condition d'une force résultante nulle. Ils donnent une expression de la valeur σ_z maximum fonction du moment d'interface M_p égale à :

$$\sigma_z = \frac{90}{7} \cdot \frac{M_p}{h^2} \quad (I-22)$$

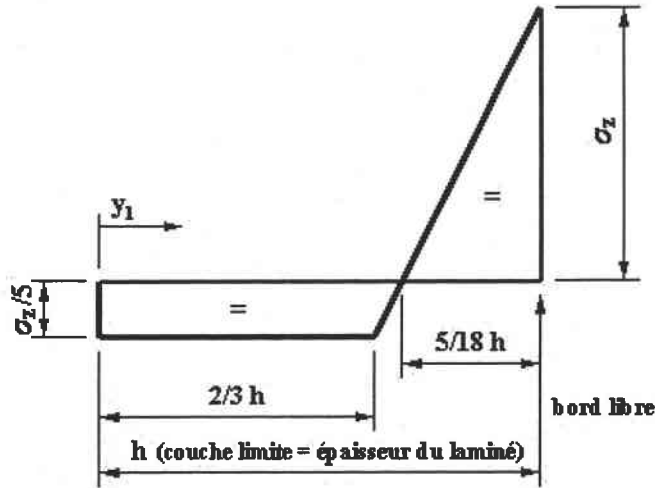


Figure I-3 : profil ruinant de la contrainte interlaminaire directe σ_z (Pagano et Pipes, 1973)

La figure I-3 montre la distribution de contraintes σ_z proposée par Pagano et Pipes (1973).

De manière à estimer le cisaillement interlaminaire σ_{xz} , un profil de contrainte de cisaillement du pli σ'_{xy} est supposé par Ueng et Zhang (1985) dans la couche limite :

$$\sigma'_{xy} = (1 - d^{n_1})^{(1-k_1)} \cdot \sigma_{xy} \quad (I-23)$$

où y_1 est la distance de la couche limite au bord libre ($0 \leq y_1 \leq h$), $d = y_1/h$ est la distance normalisée au bord libre et σ_{xy} est la contrainte de cisaillement plan du pli prédite par l'analyse du stratifié ; n_1 et k_1 sont des constantes.

La contrainte interlaminaire σ_{xz} est alors obtenue par des considérations d'équilibre. Les calculs de Ueng et Zhang (1985) se limitent à deux configurations particulières de stratifiés. Loo (1990) a étendu le modèle pour un nombre arbitraire de plis dans un stratifié symétrique. De façon comparable à Ueng et Zhang (1985), Loo (1990) a substitué σ'_{xy} dans l'équation d'équilibre pour obtenir la contrainte interlaminaire σ'_{xz} à l'interface du pli j .

De façon similaire, l'estimation du cisaillement interlaminaire σ_{yz} est obtenue par Ueng et Zhang (1985) en supposant un profil de la contrainte normale transverse σ'_y s'annulant sur le bord libre, selon une évolution comparable à celle de σ'_{xy} (équation I-23) :

$$\sigma'_y = (1 - d^{n_2})^{(1+k_2)} \cdot \sigma_y \quad (I-24)$$

Les considérations d'équilibre permettent alors d'obtenir la contrainte interlaminaire σ_{yz} .

Conformément aux résultats de simulations numériques des valeurs de contraintes interlaminaires σ_{yz} nulles sont obtenues aux extrémités de la couche limite ($d = 0$ et $d = 1$).

Avec $n_2 = 4$ et $k_2 = 0.5$ dans l'expression analytique obtenue, un maximum est atteint pour

$$d = 0.88 \text{ ou } y_1 = 0.88 \times h.$$

V-9 Décohésion et délaminage

Les contraintes interlaminaires obtenues analytiquement ou numériquement doivent être comparées avec la résistance interlaminaire admissible de manière à estimer si la rupture s'est produite. Le critère de rupture le plus simple est de type « contrainte maximum ». Les résistances de cisaillement interlaminaire peuvent être estimées égales à la résistance de cisaillement plan (S) en absence de tests spécifiques. La contrainte interlaminaire directe de traction produisant le détachement de l'interface correspond à la résistance en traction transverse d'un pli (Y_t).

VI Conclusion

Nous avons indiqué dans ce chapitre les propriétés mécaniques et physiques principales du matériau bois, dont le rappel était utile avant d'aborder une étude des panneaux de contreplaqué. Nous avons ensuite développé les éléments de la théorie des plaques stratifiées, qui seront utilisés au chapitre IV pour confronter les résultats expérimentaux concernant les évolutions de la rigidité et les endommagements successifs des éprouvettes, aux prévisions issues de la théorie des plaques stratifiées.

CHAPITRE 2 : PRINCIPE ET CONCEPTION DES DISPOSITIFS D'ESSAIS DE FLEXION QUASI PURE ET DE FLEXION COMPRESSION

<u>I Introduction</u>	<i>p 40</i>
<u>II Principe des dispositifs</u>	<i>p 41</i>
II-1 Dispositif de flexion compression combinée	<i>p 41</i>
II-1-1 Description générale	<i>p 41</i>
II-1-2 Liaison mors-éprouvette	<i>p 41</i>
II-1-3 Stabilisation du dispositif de flexion-compression	<i>p 42</i>
II-2 Dispositif de flexion pure	<i>p 43</i>
<u>III Conception des dispositifs</u>	<i>p 44</i>
III-1 Choix de la conception et réalisation de deux dispositifs	<i>p 44</i>
III-2 Simulations numériques des dispositifs	<i>p 44</i>
III-3 Modélisation de la liaison mors-éprouvette	<i>p 45</i>
III-4 Dimensionnement du dispositif de flexion-compression	<i>p 46</i>
III-5 Dispositif de flexion pure	<i>p 48</i>
<u>IV Acquisition de données réalisées en cours d'essai</u>	<i>p 49</i>
<u>V Mise au point des simulations numériques</u>	<i>p 50</i>
V-1 Objectif général	<i>p 50</i>
V-2 Choix des éléments	<i>p 50</i>
V-3 Définition d'un paramètre ajustable caractérisant la rigidité du dispositif	<i>p 52</i>
<u>VI Etude de la sensibilité des différentes variables aux valeurs de E_p et de E_m</u>	<i>p 52</i>
VI-1 Objectifs de l'étude de sensibilité	<i>p 52</i>
VI-2 Cas du dispositif de flexion compression	<i>p 53</i>

VI-2-1 Déformation de l'éprouvette en fonction du déplacement de traverse ΔL	<i>p 53</i>
VI-2-2 Force de traction F en fonction du déplacement de traverse ΔL	<i>p 53</i>
VI-2-3 Déformation de l'éprouvette en fonction de la force de traction F	<i>p 53</i>
VI-2-4 Analyse des efforts sur l'éprouvette en fonction de la force de traction F	<i>p 55</i>
VI-2-5 Validation des mesures	<i>p 59</i>
VI-3 Cas du montage de flexion pure	<i>p 59</i>
VI-3-1 Déformation de l'éprouvette en fonction du déplacement de traverse ΔL	<i>p 59</i>
VI-3-2 Force de traction F en fonction du déplacement de traverse ΔL	<i>p 60</i>
VI-3-3 Déformation de l'éprouvette en fonction de la force de traction F	<i>p 60</i>
VI-3-4 Etude des efforts sur l'éprouvette en fonction du déplacement de traverse ΔL	<i>p 62</i>
<u>VII Protocole d'analyse des résultats expérimentaux</u>	<i>p 64</i>
VII-1 Cas des essais de flexion-compression	<i>p 64</i>
VII-2 Cas des essais de flexion pure	<i>p 65</i>
<u>VII Conclusion</u>	<i>p 67</i>

CHAPITRE 2

PRINCIPE ET CONCEPTION DES DISPOSITIFS D'ESSAIS DE FLEXION QUASI PURE ET DE FLEXION COMPRESSION

I Introduction

La conception d'un dispositif d'essai de flexion compression se justifie par l'emploi en structure des panneaux de bois. Les essais de flexion standards trois ou quatre points engendrent des déformations plastiques pour des sollicitations voisines des charges de rupture (Guitard, 1987) au niveau des appuis circulaires. En flexion simple, la section droite de l'éprouvette soumise au chargement maximum est justement la section médiane dans laquelle agit le couteau. Les comportements mécaniques différenciés de traction et de compression peuvent être étudiés sur une éprouvette élancée. Pour des éléments sollicités en flexion composée avec un effort normal, une relation non linéaire (élasto-plastique) en compression est à employer pour accroître la performance de la vérification de la résistance (Construction bois Eurocode 5 calcul des structures). Les modèles de dimensionnement et les normes ne se limite plus à une formule d'interaction M/N linéaire (Steiger, 1995).

Ce chapitre décrit les dispositifs mis au point pour étudier le comportement mécanique de panneaux à base de bois que l'on souhaite soumettre à des sollicitations de flexion-compression ou de flexion pure. Des prototypes avaient été antérieurement mis au point au Laboratoire, tout d'abord pour des composites à fibres longues (Grandidier, 1991 ; Grandidier et coll., 1992), puis pour des poutres de bois normalisées de dimensions 360 x 20 x 20 mm³ (Mussot-Hoinard et coll., 1995, 1998). Nous avons donc conçu et redimensionné de nouveaux dispositifs adaptés aux essais sur panneaux.

Les dimensions des éprouvettes étant fixées a priori dans le plan des panneaux (longueur = 360 mm ; largeur = 100 mm), nous nous sommes en particulier attachés à définir les cotes fonctionnelles de façon à contrôler rigoureusement la sollicitation appliquée. Nous nous sommes aidés pour cela de simulations numériques effectuées à l'aide du code de calcul Abaqus/Standard. Nous avons également utilisé les simulations numériques afin d'être à même de déterminer avec précision les efforts appliqués à l'éprouvette au cours de la traction appliquée au dispositif.

II Principe des dispositifs

II-1 Dispositif de flexion compression combinée

II-1-1 Description générale

Le principe du dispositif de flexion-compression, dont le schéma est fourni sur la figure II-1, consiste à convertir l'effort de traction F exercé par une machine d'essais de traction classique en un système d'efforts composé d'une force de compression N et d'un moment de flexion C , agissant simultanément et symétriquement aux deux extrémités de la partie utile de l'éprouvette.

Ce chargement est assuré par un système de consoles, de biellettes articulées et de pièces de liaison jouant le rôle de mors pour l'éprouvette. Selon l'agencement et les dimensions du dispositif, le rapport M/N de la sollicitation prend différentes valeurs (M est le moment de flexion au centre de l'éprouvette).

L'ensemble du dispositif est symétrique par rapport au plan vertical médian correspondant au plan du schéma de principe. Ce résultat est obtenu à l'aide d'un montage en chape : ainsi les biellettes représentées sur le schéma sont en fait "doublées" de part et d'autre du plan médian. Le dispositif est également symétrique par rapport au plan vertical perpendiculaire au plan médian du dispositif et passant par l'axe AA' de la ligne d'amarrage de la machine.

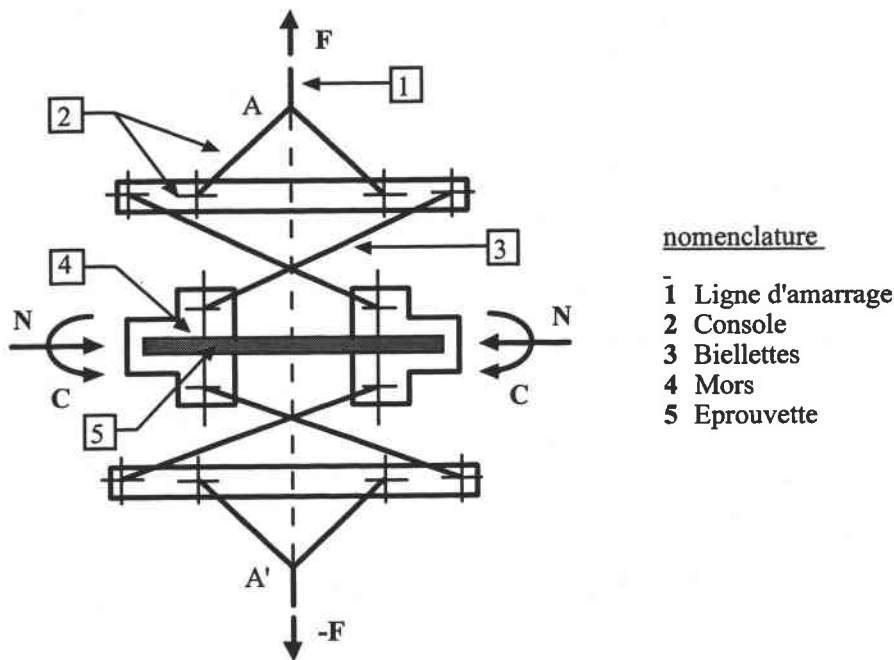


Figure II-1 : schéma de principe du dispositif de flexion-compression

II-1-2 Liaison mors-éprouvette

La liaison entre le dispositif et l'éprouvette est réalisée à l'aide de rainures usinées dans les mors. Nous avons décidé d'usiner un seul jeu de mors, comportant des rainures d'épaisseur 22 mm. Dans le cas d'épaisseurs plus faibles, cette liaison fait appel à l'utilisation de cales s'insérant de part et d'autre de l'éprouvette à l'intérieur des rainures (figure II-2). Le plan

moyen de l'éprouvette est ainsi positionné à équidistance des axes de rotation des mors quelle que soit l'épaisseur des éprouvettes.

La transmission des efforts à l'éprouvette s'effectue donc par une distribution de pression au niveau de la liaison. L'effort de compression N est transmis pour l'essentiel en bout d'éprouvette, aucun collage n'étant effectué entre le mors et l'éprouvette, et la contribution du frottement entre le mors, les cales et l'éprouvette pouvant être considérée comme négligeable dans la transmission des efforts.

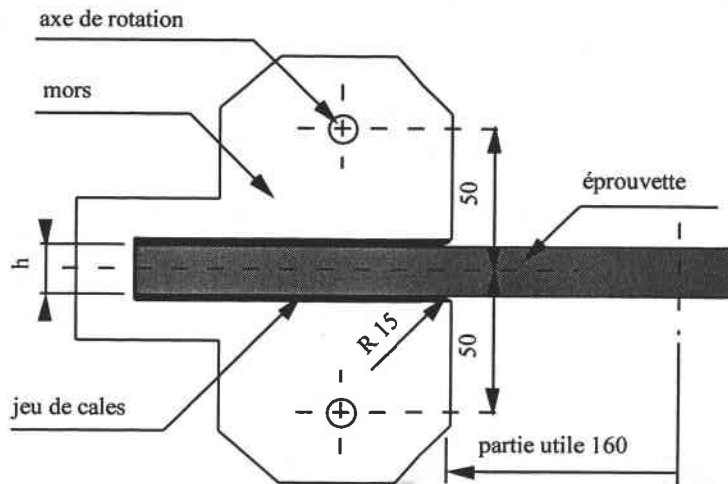


Figure II-2 : encastrement de l'éprouvette dans les mors

Le moment de flexion C agissant à l'extrémité de la partie utile de l'éprouvette, c'est-à-dire au ras des mors, est le résultat de la distribution de pression obtenue en cours d'essai entre les cales et l'éprouvette. Ainsi les effets de poinçonnement de l'éprouvette observés par exemple dans les essais de flexion trois ou quatre points sont absents. Nous n'avons remarqué après essai qu'un léger marquage linéaire des éprouvettes, au ras des mors, visible sous incidence rasante.

II-1-3 Stabilisation du dispositif de flexion-compression

Une rotation non symétrique des mors a été observée au cours des premiers essais, ce qui implique des efforts de flexion non symétriques aux extrémités de l'éprouvette. Une instabilité est en effet générée par le croisement des biellettes de chaque côté de l'éprouvette. Cette instabilité est associée à une perte de symétrie par rapport au plan vertical perpendiculaire au plan médian et passant par AA' . Elle s'explique par le fait que la longueur AA' est minimale en position symétrique. Nous avons dans un premier temps essayé d'empêcher la rotation des têtes en A et A' , associée à la perte de symétrie, en créant des liaisons rigides avec la ligne d'amarrage de la machine. Cette solution s'est révélée inefficace, car induisant une flexion des barres constituant la ligne d'amarrage. La solution adoptée, qui donne entière satisfaction, a consisté à réaliser un dispositif annexe de stabilisation représenté en couleur grisée sur la figure I-3, garantissant la perpendicularité entre les axes AA' et BB' . Les guidages sont assurés par un système de glissières, composées de rainures aménagées dans le dispositif de stabilisation. Ces rainures servent de guide à des roulements à

billes dont les axes sont liés aux consoles transversales d'une part, et aux pièces de liaison faisant fonction de mors pour l'éprouvette d'autre part.

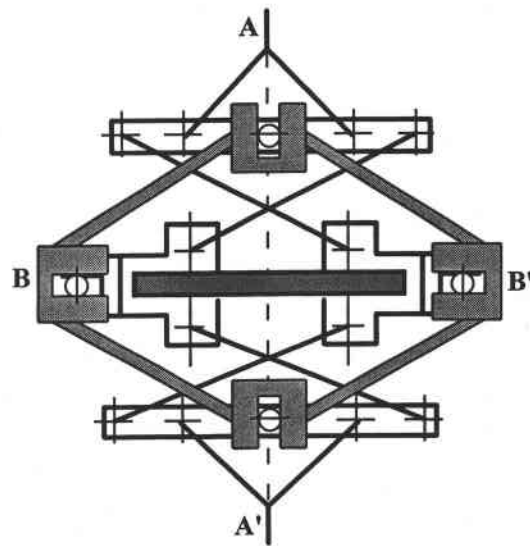


Figure II-3 : schéma du dispositif de stabilisation

II-2 Dispositif de flexion pure

Un second dispositif ayant pour objectif d'imposer à l'éprouvette un état de flexion quasi-pure a également été conçu et réalisé. Son schéma de principe est fourni sur la figure II-4. L'inclinaison des biellettes est telle qu'un léger effort de compression est appliqué sur l'éprouvette, permettant ainsi le maintien de l'éprouvette dans les mors. Aucune instabilité n'est observée en cours d'essai avec un tel dispositif.

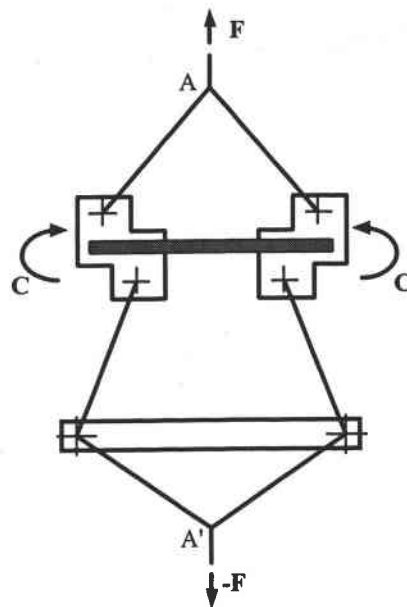


Figure II-4 : schéma du dispositif de flexion pure

III Conception des dispositifs

III-1 Choix de la conception et réalisation de deux dispositifs

Nous avons choisi de réaliser deux dispositifs.

Un dispositif de flexion-compression permettant de réaliser des essais de type "M/N ajustable", afin de régler les distributions de contraintes et de déformations dans l'épaisseur de l'échantillon, dans l'hypothèse d'un comportement élastique linéaire de l'éprouvette,

Un dispositif de flexion quasi-pure (M/N « grand »). La répartition des contraintes dans l'épaisseur de l'éprouvette pour cette sollicitation est telle que la fibre neutre passe par son milieu.

Dans tous les cas les éprouvettes ont une largeur de 100 mm, une longueur totale de 360 mm, une longueur utile 160 mm et une épaisseur $h = 22$ mm.

III-2 Simulations numériques des dispositifs

Les dispositifs ont été dimensionnés à l'aide de simulations numériques effectuées avec le code de calcul ABAQUS/Standard.

Nous avons supposé un comportement élastique linéaire du dispositif et de l'éprouvette pour ces simulations. L'ensemble présentant un comportement non linéaire géométrique, le chargement est imposé de façon incrémentale dans les simulations.

Lors de la déclaration du calcul, la procédure d'analyse adoptée est statique (vitesse de traction imposée $v = 1$ mm/min). L'utilisateur prescrit le déplacement de traverse imposé. La taille des incréments est soit imposée par l'utilisateur, soit gérée par le code.

La raideur de la machine d'essai (cellule de force, ligne d'amarrage, etc.) est mesurée à partir d'un essai sur une éprouvette de traction de module connu et trouvée égale à : $K = F/\Delta L = 6630$ N/mm. Les éléments de poutre, notés 1 sur le schéma de principe de la figure II-1, ont une raideur correspondant à cette valeur, de façon que l'allongement ΔL calculé aux bornes du montage dans les simulations prenne en compte la déformation de la machine d'essais, et représente bien le déplacement de la traverse de la machine de traction.

Compte tenu des nombreuses simulations effectuées, nous avons utilisé pour le dimensionnement du dispositif une modélisation simplifiée. L'utilisation d'éléments de type poutre (BEAM) aussi bien pour l'éprouvette que pour les composants du montage est ici satisfaisante car elle permet l'accès aux paramètres suivants :

Effort sur le montage F et déplacement de traverse ΔL

Effort normal et couple aux extrémités de l'éprouvette : N et C

Effort normal et moment de flexion au centre de l'éprouvette : N et M

Déformations axiales sur les faces supérieure et inférieure, au centre de l'éprouvette :

ε_{sup} et ε_{inf}

Contraintes normales maximales dans les biellettes et les consoles
Contraintes de cisaillement dans les axes

Compte tenu de la géométrie des plaques testées (avec un rapport largeur/épaisseur supérieur à 5) on peut s'attendre à une sollicitation de l'éprouvette plus proche d'un état de déformation plane selon la largeur qu'à un état de contrainte uniaxial. C'est pourquoi les simulations poutres devraient donner des résultats proches de la réalité en remplaçant le module éprouvette par un module équivalent :

$$E^* = \frac{E}{1 - \nu^2}$$

III-3 Modélisation de la liaison mors-éprouvette

L'encastrement « local » à cet endroit du montage ne peut-être transcrit simplement par une liaison rigide à la sortie des mors. Les rotations du mors et de l'éprouvette ne sont plus égales à ce point. La transmission du couple impose d'autres connexions à l'intérieur des mors (figure II-5).

Abaqus fournit entre autres deux types de liaisons :

- TIE qui lie en déplacement et rotation les nœuds appartenant à chacune des pièces.
- PIN qui lie uniquement en déplacement les nœuds, mais libère les rotations.

Les extrémités de l'éprouvette sur lesquelles vont s'exercer les efforts de compression sont liées aux éléments schématisant les mors par une liaison complète TIE, tandis qu'à la sortie des mors on place d'après la remarque ci-dessus une connexion PIN assurant la continuité des déplacements.

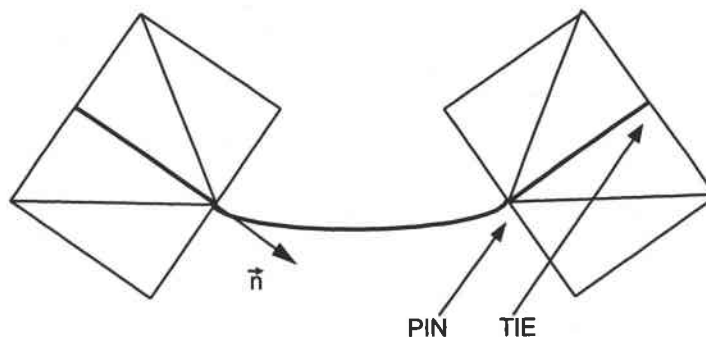


Figure II-5 : liaison mors-éprouvette

III-4 Dimensionnement du dispositif de flexion-compression

On envisage principalement d'effectuer des essais pour un rapport M/N (moment de flexion/effort normal) où la contrainte de compression et la contrainte maximum due au moment de flexion sont égales, de sorte que l'éprouvette est en tout point en compression, quelle que soit son épaisseur (figure II-6). Par un calcul de résistance des matériaux, on obtient pour cette configuration de chargement : $M/N = h/6$.

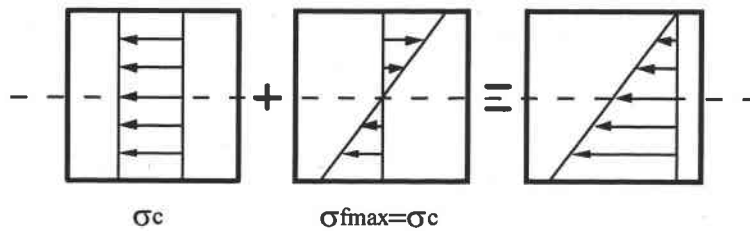


Figure II-6 : répartition des contraintes en flexion-compression $M/N = h/6$

Nous avons en fait réalisé un montage où l'entraxe e de la console supérieure peut être réglé à l'aide d'un système de calage, toutes les autres cotes fonctionnelles ayant été préalablement fixées. Les simulations numériques nous ont permis de définir la valeur de cet entraxe en fonction de l'épaisseur des éprouvettes, et selon le rapport M/N désiré. Les résultats sont regroupés sur la figure II-7, en sélectionnant deux valeurs possibles de M/N ($= h/6$ et $h/3$). Cette figure montre que l'évolution de l'entraxe s'éloigne assez peu d'une fonction linéaire de l'épaisseur de l'éprouvette à M/N donné. Les cotes fonctionnelles du montage de flexion-compression pour $M/N = h/6$ et $h/3$, et pour une éprouvette d'épaisseur $h = 20$ mm sont reportées sur la figure II-8.

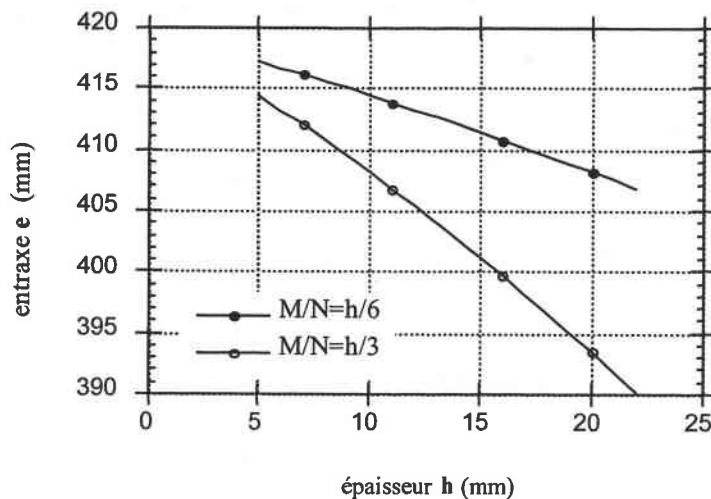
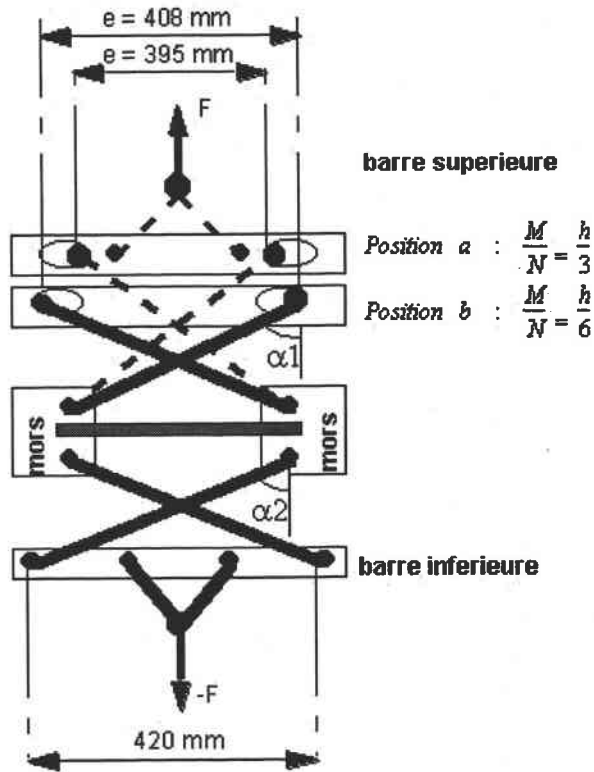


Figure II-7 : évolution de l'entraxe e en fonction de l'épaisseur de l'éprouvette h



détail du mors

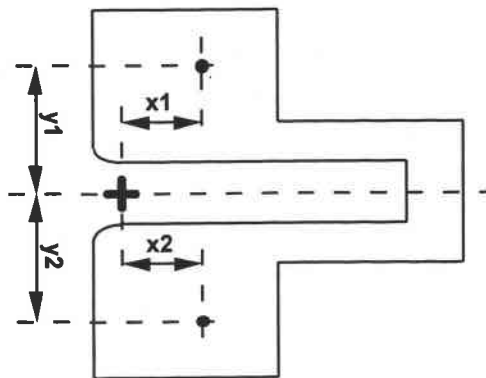


Figure II-8 : cotes fonctionnelles du montage flexion-compression

valeurs initiales des efforts intérieurs (rotation des mors négligée) :

effort tranchant $T_y(x) = 0$
 effort normal $N(x) = -\frac{F}{2} (tg \alpha_1 + tg \alpha_2)$
 moment fléchissant $M(x) = \frac{F}{2} y_1 (tg \alpha_1 - tg \alpha_2)$

III-5 Dispositif de flexion pure

Les cotes fonctionnelles du montage de flexion pure, données sur la figure II-9 restent inchangées quelle que soit l'épaisseur des différentes éprouvettes. Le rapport M/N est de l'ordre de 225 mm, ce qui correspond à des contraintes de compression σ_c de l'ordre de 70 fois plus faibles que les contraintes maximales de flexion σ_{fmax} pour une épaisseur d'éprouvette $h = 20$ mm. Le léger effort de compression imposé à l'éprouvette par la géométrie du montage permet d'assurer le calage de celle-ci au fond des mors.

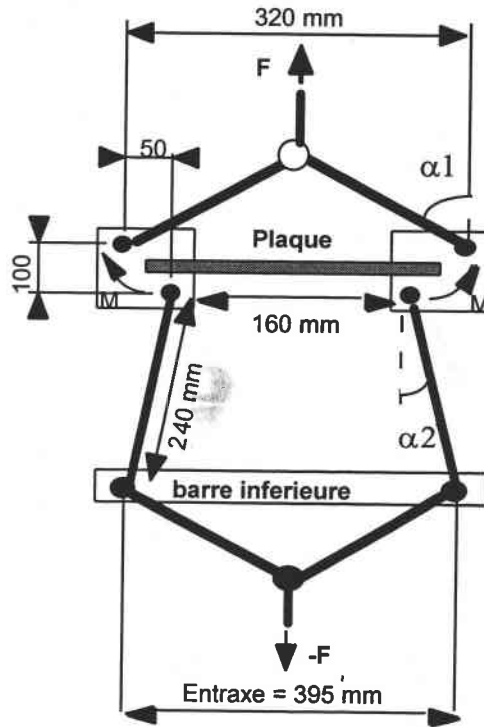


Figure II-9 : cotes fonctionnelles du montage de flexion pure

valeurs initiales des efforts intérieurs (rotation des mors négligée) :

effort tranchant $T_y(x) = 0$

effort normal $N(x) = \frac{F}{2} (-\operatorname{tg} \alpha_1 + \operatorname{tg} \alpha_2)$

moment fléchissant $M(x) = \frac{F}{2} (x_2 - x_1 - y_1 \operatorname{tg} \alpha_1 - y_2 \operatorname{tg} \alpha_2)$

IV Acquisition de données réalisées en cours d'essai

Les données sont stockées en fonction du temps, qui représente aussi le **déplacement de traverse ΔL** connaissant la vitesse de traction sélectionnée.

En plus de la **force de traction F sur le dispositif**, fournie par la cellule de force, nous mesurons sur l'éprouvette :

- **les déformations longitudinales sur chaque face à mi-longueur utile de l'éprouvette.** Ces déformations sont mesurées à l'aide de jauges de type rectangulaire $16 \times 5 \text{ mm}^2$ dont les références sont : Kyowa KFG-10-120-C1-11.
- **la flèche au centre de l'éprouvette.** Le dispositif de mesure de la flèche est représenté sur la figure II-10. Il s'inspire d'un dispositif mis en œuvre à l'Ecole Nationale Supérieure des Technologies et Industries du Bois d'Epinal. Ce dispositif positionné symétriquement par rapport au milieu de l'éprouvette, permet de mesurer la flèche au centre de l'éprouvette par rapport à deux points symétriques de l'éprouvette, au niveau desquels le dispositif est appuyé. Cette mesure de flèche est obtenue par l'intermédiaire d'une lame d'acier encastrée sur le dispositif, appuyée à l'autre extrémité au centre de l'éprouvette, et dont on mesure la déformation à l'aide de jauges collées sur les deux faces inférieure et supérieure de la lame. Un étalonnage préalable est effectué, en réalisant un déplacement imposé de l'extrémité de la lame, obtenu par rotation de la vis de contact. Connaissant le pas de vis utilisé, nous mesurons ainsi la déformation de la lame correspondant à une flèche connue.

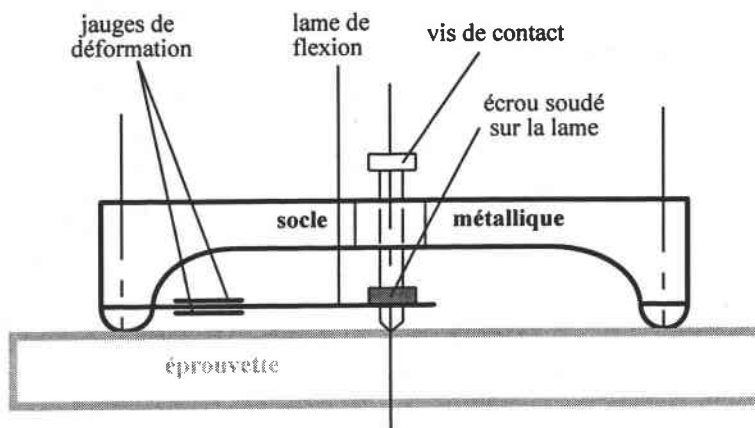


Figure II-10 : représentation du dispositif de mesure de la flèche

V Mise au point des simulations numériques

V-1 Objectif général

La confrontation entre les résultats des simulations numériques du comportement de l'ensemble (machine + dispositif + éprouvette) et les résultats d'essais préliminaires doit être effectuée, afin de dégager le protocole d'analyse des résultats le plus adapté et le plus fiable.

Ainsi, les quantités mesurées au niveau global (force sur le montage F, déplacement de traverse ΔL) n'intéressent pas l'éprouvette de façon directe. On notera également que la modélisation, si elle tient compte de la déformation des principaux constituants du dispositif, tels que les biellettes et les consoles, néglige les jeux au niveau du calage et des axes ainsi que les déformations des axes reliant les différents composants.

Le comportement des éprouvettes aussi bien que du dispositif et de la machine étant supposé élastique linéaire dans les simulations présentées ci-dessous, il conviendra de comparer les résultats des simulations avec ceux obtenus, avant endommagement des éprouvettes, c'est-à-dire au début du chargement. Le résultat attendu est alors le module d'élasticité longitudinal équivalent des éprouvettes (dépendant de la sollicitation imposée dans le cas de composites stratifiés).

V-2 Choix des éléments

L'analyse des panneaux en flexion ou flexion-compression devrait faire appel au minimum à une théorie des plaques. Le code de calcul permet en maillant uniquement le plan moyen de traiter les cas des matériaux stratifiés. On introduit alors, grâce à l'option composite, l'organisation du panneau de contreplaqué et les propriétés d'orthotropie des essences de bois le constituant. Ces simulations de l'éprouvette par des éléments plaque 2D permettent de connaître l'état de contraintes dans les différents plis, mais pas de visualiser en épaisseur.

Le délaminage entre certains plis, est observable dans un plan parallèle au plan moyen de l'éprouvette. On coupe alors l'éprouvette par un plan vertical en ne considérant pas les contraintes transversales ou les déformations transversales et en négligeant les effets de bord. L'élément solide 2D en contrainte plane (CPS) ou en déformation plane (CPE) convient à cette modélisation. Le calcul n'autorise plus l'accès direct aux efforts M, N et C. Mais ils se calculent en intégrant les contraintes dans l'épaisseur de l'éprouvette.

$$N = \int_h \sigma_{xx} .dz \quad ; \quad M = -\int_h z .\sigma_{xx} .dz$$

Une schématisation tridimensionnelle de l'éprouvette plus complexe et plus coûteuse en temps de calcul, permet de vérifier la validité des hypothèses faites précédemment et de visualiser l'ensemble des composantes de contraintes et de déformations. Les visualisations des champs de contraintes et de déformations montrent que, dans une section droite, les variables sont pratiquement indépendantes de la position dans la largeur, sauf dans les zones

près des bords, sur une largeur de l'ordre de l'épaisseur des éprouvettes. L'effet Poisson (courbure secondaire selon la largeur de l'éprouvette) n'est pas visible, sans doute parce que cette déformation est empêchée au niveau des mors.

Enfin des simulations plus rustiques peuvent être envisagées avec des éléments de type poutre.

Les nombres de nœuds, d'éléments et les temps CPU de résolution sont comparés dans le tableau II-1 pour une simulation standard jusqu'à un allongement du dispositif de flexion-compression de 20 mm.

modélisation	temps CPU (s)	durée (s)	Nb de noeuds	Nb d'éléments
poutre 1D	70	380	131	56
plaque 2D	11000	35640	2351	970
solide 2D en DP	495	1750	875	302
solide 3D	11220	32390	2196	322

Tableau II-1 : comparaison des temps de calcul

Les résultats sont comparés sur la figure II-10 en ce qui concerne la réponse en déformation en fonction de la force. On remarque logiquement la très bonne adéquation entre les programmes plaque 2D et solide 3D. Les résultats obtenus en plaque 2D ou solide 3D sont intermédiaires entre ceux obtenus en contraintes planes et en déformations planes. L'emploi de la théorie des poutres ici diverge sensiblement des autres modèles ; même s'il apparaît que la correction apportée au module de l'éprouvette E^* n'est pas judicieuse, le rapport des déformations n'est en rien modifié. La modélisation 2D en déformation plane est cohérente avec les conditions de chargement.

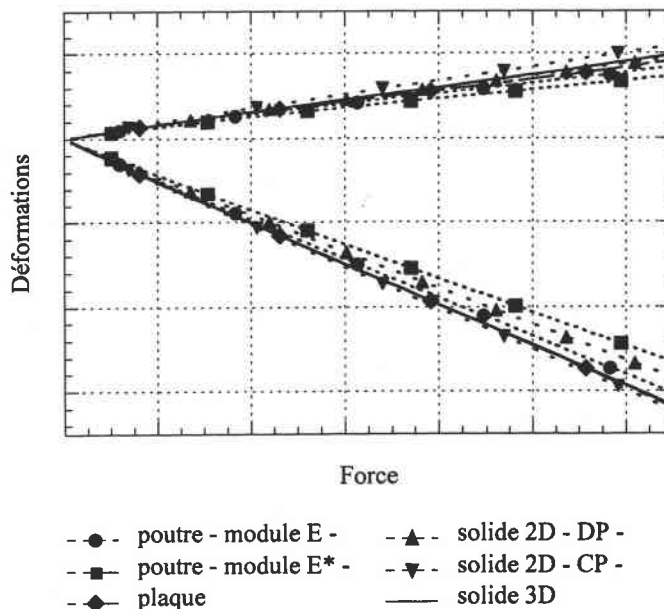


Figure II-10 : évolution de ϵ en fonction de F pour une sollicitation de rapport $M/N = h/3$ comparaison entre les différentes modélisations

Pour des raisons de temps de calcul, les simulations ci-après ont été effectuées avec des éléments de poutre.

V-3 Définition d'un paramètre ajustable caractérisant la rigidité du dispositif

Une première observation systématique concerne la sous-estimation du déplacement de traverse ΔL dans les simulations par rapport aux résultats des essais. Celle-ci ne peut tenir qu'au fait qu'un certain nombre d'éléments contribuant à la souplesse du dispositif sont négligés.

Pour prendre en compte les éléments dont la déformation n'a pas été introduite dans les simulations numériques, en particulier les liaisons de type axe-alésage, nous avons arbitrairement affecté aux différents composants modélisés avec un comportement élastique (bielles, entretoises, ...) un module d'Young E_m ($m \equiv$ montage) pouvant prendre des valeurs inférieures à celle du matériau utilisé, à savoir un duralumin. Nous serons en fait amenés à prendre des valeurs de E_m très inférieures à 72000 MPa, ce qui montre que les déformations négligées dans les simulations sont en fait relativement très importantes.

VI Etude de la sensibilité des différentes variables aux valeurs de E_p et de E_m

VI-1 Objectifs de l'étude de sensibilité

Les paramètres d'entrée des simulations sont des modules éprouvette E_p et montage E_m . Les variables de sortie, disponibles directement ou indirectement dans les fichiers résultats sont :

Les variables mesurées expérimentalement

- F force de montage
- ΔL déplacement de traverse
- ε_{sup} déformation longitudinale au milieu de la face supérieure de l'éprouvette
- ε_{inf} déformation longitudinale au milieu de la face inférieure de l'éprouvette

Les efforts intérieurs

- C moment de flexion aux extrémités de la partie utile de l'éprouvette
- N effort de compression sur la partie utile de l'éprouvette
(effort normal au centre de la partie utile de l'éprouvette)
- M moment de flexion au centre de la partie utile de l'éprouvette

Nous avons un double objectif dans l'analyse des résultats expérimentaux :

Parvenir à isoler le comportement de l'éprouvette, c'est-à-dire à relier les efforts (C, N) aux extrémités de la partie utile de l'éprouvette aux déformations (ε) ou la flèche (f) de l'éprouvette en s'affranchissant des variables liées au montage (F, ΔL).

Parvenir à ce résultat de façon fiable, en montrant que la procédure utilisée pour décrire la rigidité du montage, et qui fait appel au paramètre empirique E_m , n'introduit pas d'imprécisions dans l'analyse effectuée.

L'étude des dispositifs de flexion compression combinée et de flexion pure sera menée séparément en raison de leur spécificité géométrique.

La plage de variation du module montage E_m est choisie comprise entre 10000 et 50000 MPa. Pour une bonne comparaison, on fait également évoluer E_p dans les mêmes proportions. Le module E_p varie donc entre 2000 et 10000 MPa, valeurs courantes pour les matériaux à base de bois.

VI-2 Cas du dispositif de flexion compression

VI-2-1 Déformation de l'éprouvette en fonction du déplacement de traverse ΔL

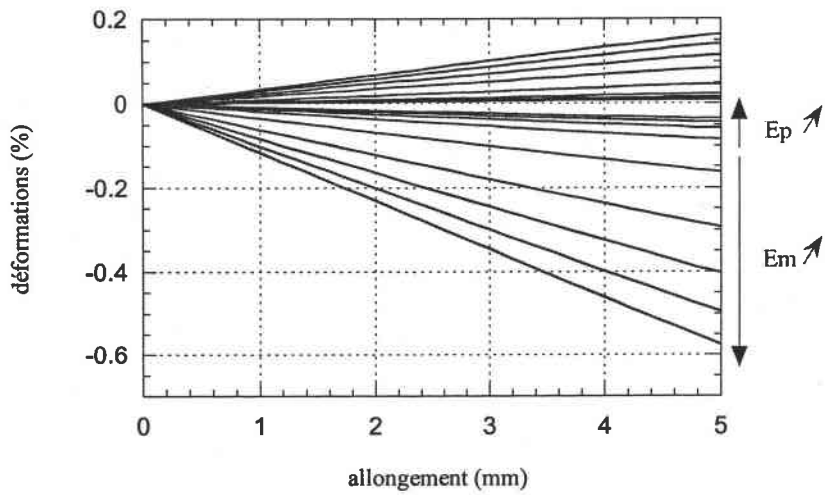
La compréhension des résultats, du point de vue de l'agencement (dispositif + éprouvette), s'appuie sur l'observation que l'éprouvette et le dispositif sont disposés selon un montage en série. Un déplacement de traverse ΔL donné doit donc correspondre à une déformation de l'éprouvette d'autant plus grande que le module du montage est plus fort ou que le module de l'éprouvette E_p est plus faible. La contribution de la déformation de l'éprouvette au déplacement de traverse ΔL intervient par l'intermédiaire de la rotation des mors et du raccourcissement de l'éprouvette. Dans le cas des dispositifs de flexion-compression, cette contribution est sensiblement plus faible que celle de la déformation du dispositif, de sorte que les courbes $\varepsilon(\Delta L)$ sont plus sensibles à E_m qu'à E_p , comme le montrent les figures II-11.

VI-2-2 Force de traction F en fonction du déplacement de traverse ΔL

Pour un déplacement de traverse ΔL donné, la force de traction sur le dispositif F est d'autant plus grande que le module E_m du montage ou le module E_p de l'éprouvette sont forts. Là encore, la plus grande raideur de l'éprouvette se traduit par une sensibilité de la pente des courbes $F(\Delta L)$ à E_m beaucoup plus forte qu'à E_p (figure II-12).

VI-2-3 Déformation de l'éprouvette en fonction de la force de traction F

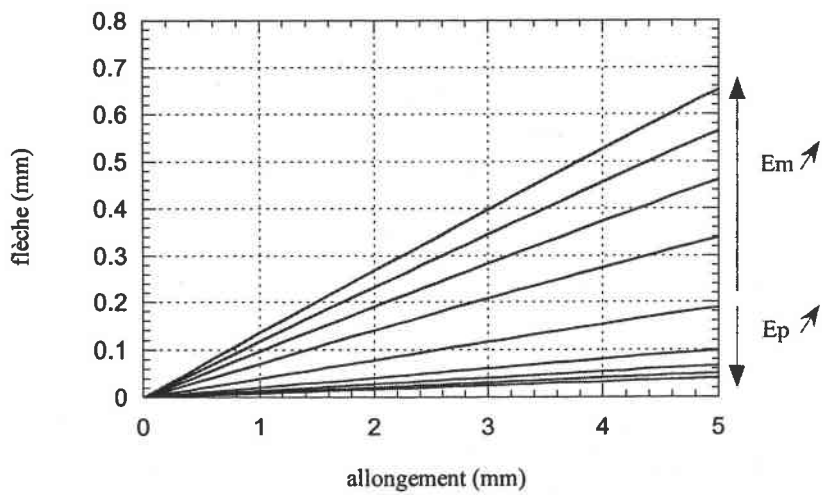
La réponse en déformation de l'éprouvette en fonction de la force F traduit de façon logique le comportement d'un montage en série. Pour une force donnée, la déformation et la flèche diminuent lorsque E_p augmente, mais ne sont pas affectées par E_m , dont l'influence éventuelle ne serait sensible qu'au travers de la non linéarité géométrique du montage (figures II-13). De plus, la mise en place de l'ensemble expérimental (rattrapage de jeux), qui affecte les mesures effectuées en fonction de ΔL , est ici masquée puisque la force imposée au dispositif pilote les efforts transmis à l'éprouvette, et donc la déformation de l'éprouvette. Le module d'élasticité de l'éprouvette sera déterminé à partir de ces courbes.



$E_m = 10000 \text{ à } 50000 \text{ MPa}$

$E_p = 2000 \text{ à } 10000 \text{ MPa}$

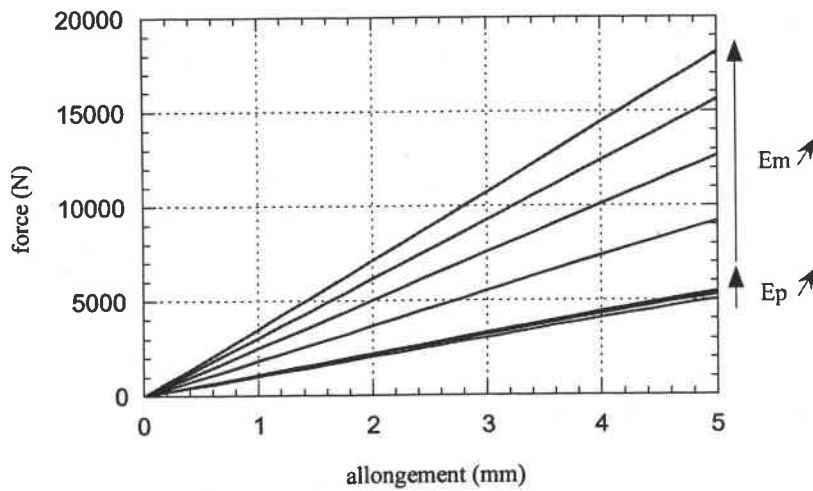
Figure II-11a : évolution de ε en fonction de ΔL
cas de la flexion-compression $M/N = h/3$



$E_m = 10000 \text{ à } 50000 \text{ MPa}$

$E_p = 2000 \text{ à } 10000 \text{ MPa}$

Figure II-11b : évolution de f en fonction de ΔL
cas de la flexion-compression $M/N = h/3$



$E_m = 10000 \text{ à } 50000 \text{ MPa}$

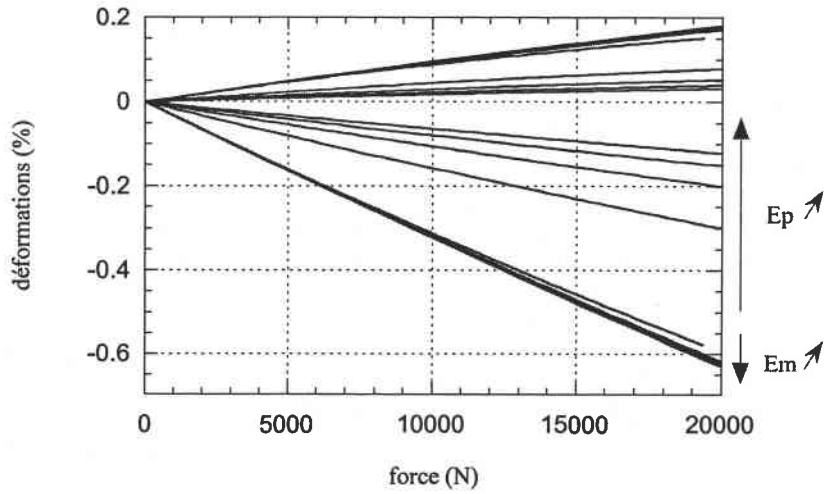
$E_p = 2000 \text{ à } 10000 \text{ MPa}$

Figure II-12 : évolution de F en fonction de ΔL
cas de la flexion-compression $M/N = h/3$

VI-2-4 Analyse des efforts sur l'éprouvette en fonction de la force de traction F

La connaissance des efforts C et N à l'extrémité de l'éprouvette en fonction de la force F agissant sur le montage constitue un problème de statique pour lequel toutefois les non linéarités géométriques conduisent à une légère influence des modules E_m et E_p .

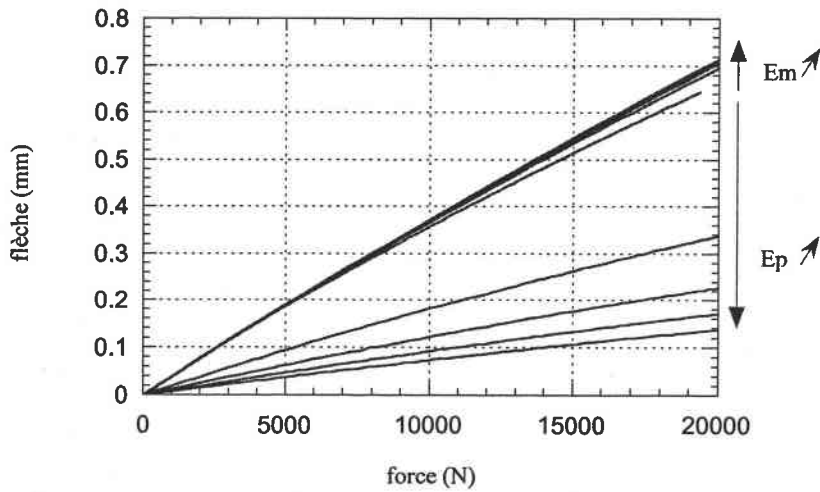
Les sensibilités à E_m et E_p sont nettement plus importantes pour le moment de flexion C que pour l'effort de compression N (figures II-14). Les rôles de E_m et de E_p diminuent toutefois de façon significative lorsqu'on examine le moment de flexion M au centre de l'éprouvette plutôt que le moment C aux extrémités. En fait, on retrouve en comparant les figures II-14 que le dispositif est conçu pour obtenir un rapport M/N aussi constant que possible, ici $M/N = h/3$.



$E_m = 10000 \text{ à } 50000 \text{ MPa}$

$E_p = 2000 \text{ à } 10000 \text{ MPa}$

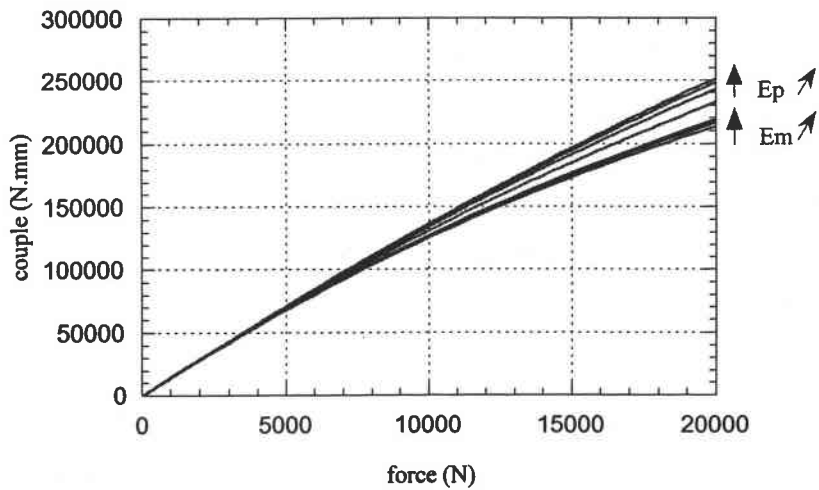
Figure II-13a : évolution de ε en fonction de F
cas de la flexion-compression $M/N = h/3$



$E_m = 10000 \text{ à } 50000 \text{ MPa}$

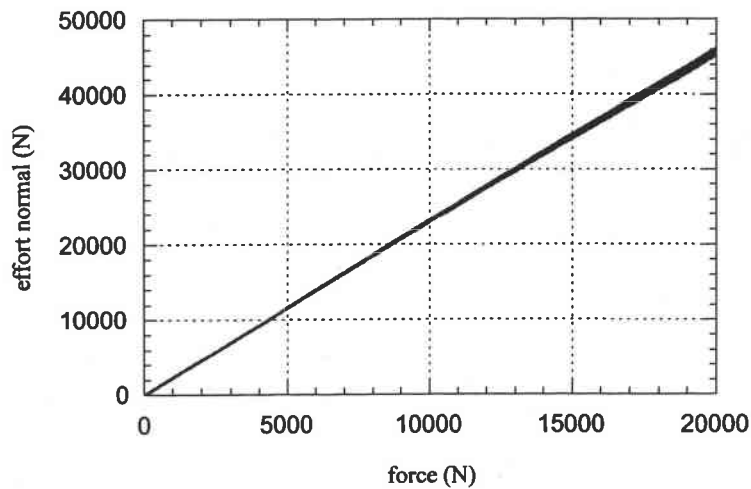
$E_p = 2000 \text{ à } 10000 \text{ MPa}$

Figure II-13b : évolution de f en fonction de F
cas de la flexion-compression $M/N = h/3$



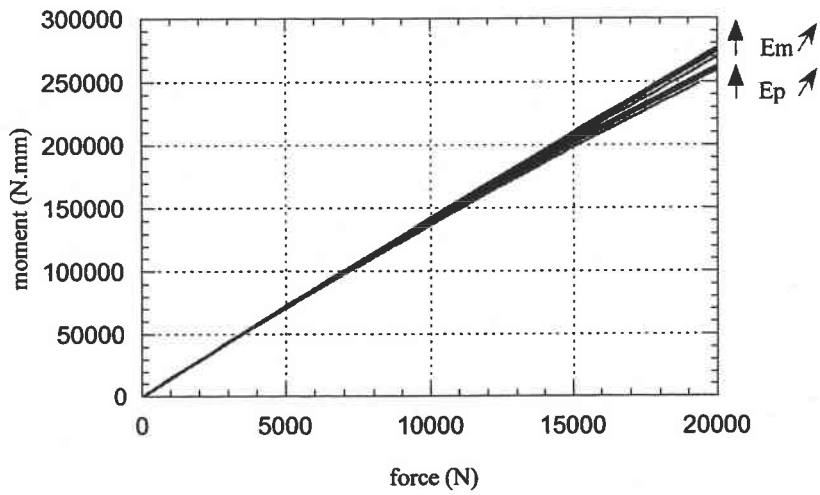
$E_m = 10000 \text{ à } 50000 \text{ MPa}$
 $E_p = 2000 \text{ à } 10000 \text{ MPa}$

*Figure II-14a : évolution de C en fonction de F
cas de la flexion-compression $M/N = h/3$*



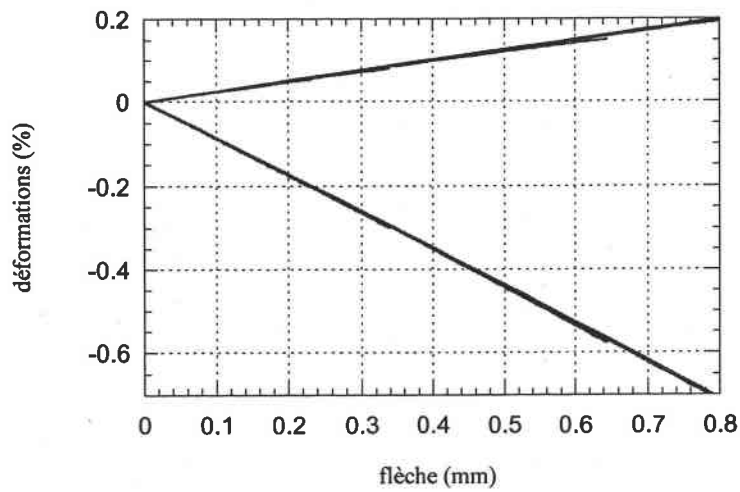
$E_m = 10000 \text{ à } 50000 \text{ MPa}$
 $E_p = 2000 \text{ à } 10000 \text{ MPa}$

*Figure II-14b : évolution de N en fonction de F
cas de la flexion-compression $M/N = h/3$*



$E_m = 10000 \text{ à } 50000 \text{ MPa}$
 $E_p = 2000 \text{ à } 10000 \text{ MPa}$

*Figure II-14c : évolution de M en fonction de F
 cas de la flexion-compression $M/N = h/3$*



$E_m = 10000 \text{ à } 50000 \text{ MPa}$
 $E_p = 2000 \text{ à } 10000 \text{ MPa}$

*Figure II-15 : évolution de ε en fonction de f
 cas de la flexion-compression $M/N = h/3$*

VI-2-5 Validation des mesures

La figure II-15 montre les courbes $\varepsilon(f)$. Les variables ε et f caractérisent la déformation de l'éprouvette, qui dépend de la géométrie du dispositif et donc du rapport M/N choisi. Par contre, pour un dispositif donné les courbes $\varepsilon(f)$ ne dépendent ni de E_m , ni de E_p . On s'assurera de la fiabilité des différentes mesures de déformation et de flèche en comparant les courbes $\varepsilon(f)$ aux prévisions numériques.

VI-3 Cas du montage de flexion pure

VI-3-1 Déformation de l'éprouvette en fonction du déplacement de traverse ΔL

Par rapport au montage de flexion-compression, le montage de flexion est caractérisé par des forces transmises beaucoup moins importantes, et par une souplesse beaucoup plus grande de l'éprouvette par rapport au montage. La déformation de l'éprouvette est directement liée à la rotation des mors, qui résulte, au travers de la cinématique de rotation des biellettes, du déplacement de traverse ΔL imposé. Par contre la déformation des éléments du montage est pratiquement négligeable. Il s'ensuit des déformations $\varepsilon(\Delta L)$ et une flèche $f(\Delta L)$ pratiquement insensibles à E_m et assez peu sensibles à E_p (figures II-16).

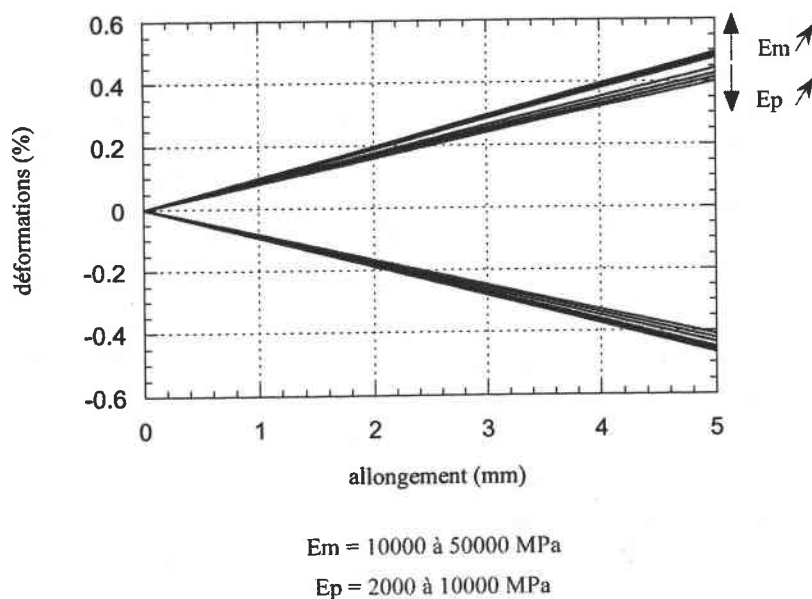
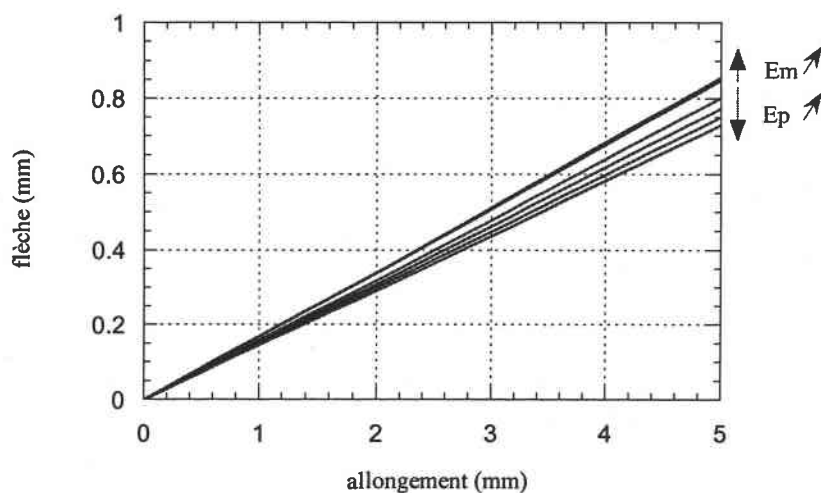


Figure II-16a : évolution de ε en fonction de ΔL
cas de la flexion pure



$E_m = 10000 \text{ à } 50000 \text{ MPa}$

$E_p = 2000 \text{ à } 10000 \text{ MPa}$

*Figure II-16b : évolution de f en fonction de ΔL
cas de la flexion pure*

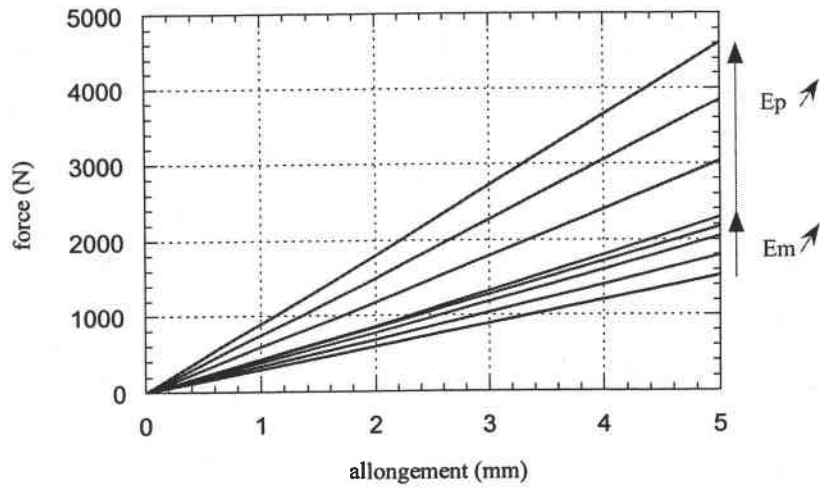
VI-3-2 Force de traction F en fonction du déplacement de traverse ΔL

Pour un déplacement de traverse ΔL donné, la force de traction sur le dispositif F est d'autant plus grande que les modules E_m et E_p sont forts (figure II-17). La forte sensibilité des courbes $F(\Delta L)$ à E_p provient de la grande souplesse relative de l'éprouvette.

VI-3-3 Déformation de l'éprouvette en fonction de la force de traction F

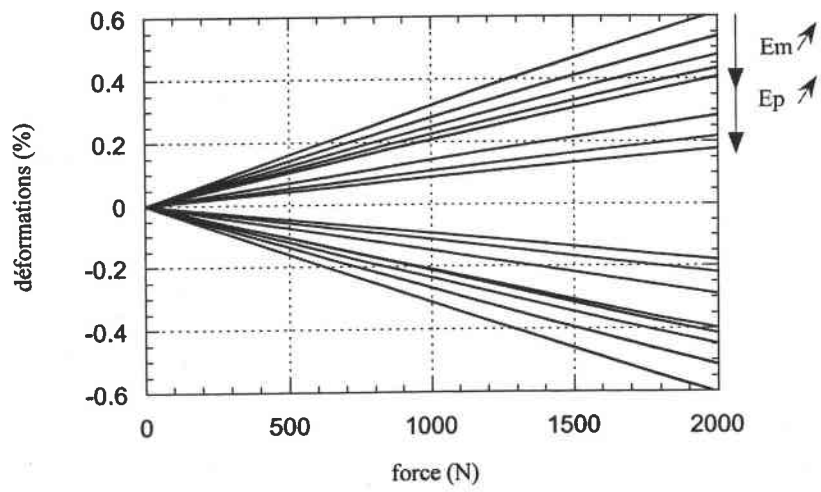
Comme dans le cas du dispositif de flexion-compression, l'organisation du dispositif en montage en série fait qu'à force imposée, la déformation est la flèche augmentent lorsque le module E_p diminue, comme le montrent les figures I-18.

Par contre, on observe également une sensibilité appréciable des courbes $\varepsilon(F)$ au module montage E_m , ce qui traduit une très forte non linéarité géométrique, qui n'est pas observée dans le cas du montage de flexion-compression.



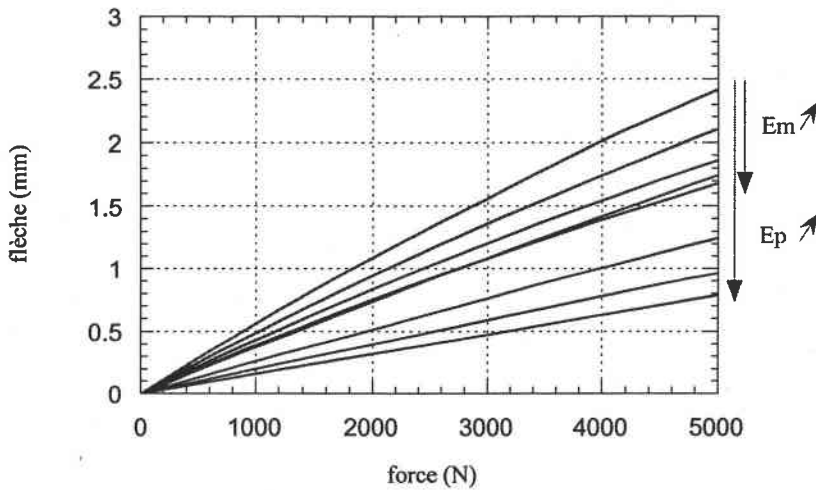
$E_m = 10000 \text{ à } 50000 \text{ MPa}$
 $E_p = 2000 \text{ à } 10000 \text{ MPa}$

Figure II-17 : évolution de F en fonction de ΔL cas de la flexion pure



$E_m = 10000 \text{ à } 50000 \text{ MPa}$
 $E_p = 2000 \text{ à } 10000 \text{ MPa}$

Figure II-18a : évolution de ϵ en fonction de F cas de la flexion pure



$E_m = 10000 \text{ à } 50000 \text{ MPa}$

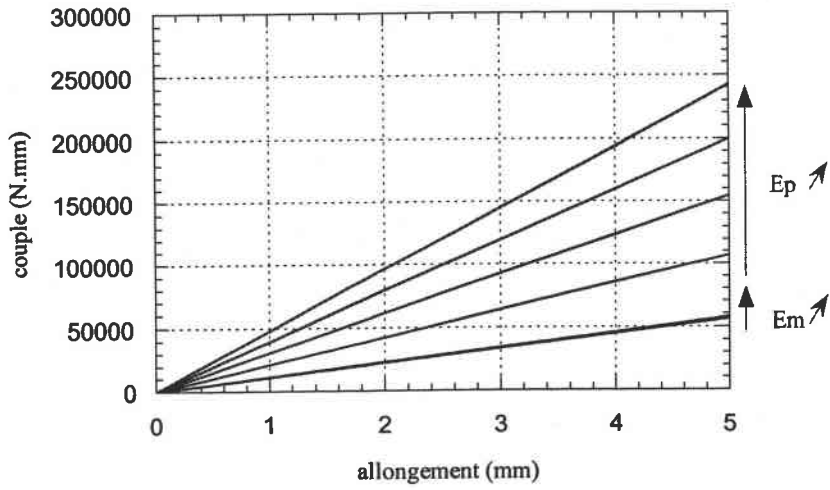
$E_p = 2000 \text{ à } 10000 \text{ MPa}$

*Figure II-18b : évolution de f en fonction de F
cas de la flexion pure*

VI-3-4 Etude des efforts sur l'éprouvette en fonction du déplacement de traverse ΔL

Contrairement au dispositif de flexion-compression, moins sensible aux non linéarités géométriques, les efforts sur l'éprouvette ne sont pas connus en fonction de F , indépendamment des modules E_p et E_m . Par contre, les courbes $C(\Delta L)$ sont pratiquement indépendantes de E_m , en raison de la grande rigidité du montage par rapport à la rigidité de l'éprouvette. Logiquement on obtient pour un déplacement de traverse ΔL donné, conduit donc à une rotation des mors pratiquement indépendante de E_m , et donc un couple qui augmente de façon quasi-proportionnelle avec E_p (figure II-19a). L'effort normal de compression, qui est la résultante des forces transmises par l'intermédiaire du dispositif, se comporte de manière analogue à F quant à E_m et E_p . Le moment M au centre de l'éprouvette étant très peu différent du couple C en flexion quasi pure, on constate par comparaison des figures II-19a et II-19b que le rapport M/N reste constant pendant le chargement ($M/N \approx 225 \text{ mm}$).

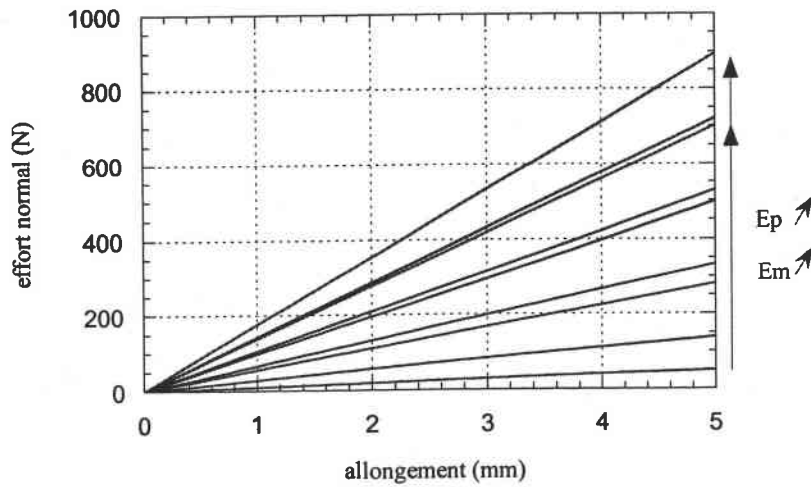
Une vérification possible est de suivre l'évolution du rapport des déformations $-\varepsilon_{\text{sup}}/\varepsilon_{\text{inf}}$ qui traduit le fait que M/N est constant. La contribution de l'effort normal compressif le situe légèrement inférieur à un.



$E_m = 10000 \text{ à } 50000 \text{ MPa}$

$E_p = 2000 \text{ à } 10000 \text{ MPa}$

Figure II-19a : évolution de C en fonction de ΔL cas de la flexion pure



$E_m = 10000 \text{ à } 50000 \text{ MPa}$

$E_p = 2000 \text{ à } 10000 \text{ MPa}$

Figure II-19b : évolution de N en fonction de ΔL cas de la flexion pure

VII Protocole d'analyse des résultats expérimentaux

La détermination des modules E_m et E_p constitue le préalable de l'analyse des essais expérimentaux. Cette détermination est effectuée pour les faibles déformations des éprouvettes, pour lesquelles les effets d'endommagement peuvent être considérés comme négligeables.

VII-1 Cas des essais de flexion-compression

L'évolution des déformations $\varepsilon(F)$ ou de la flèche $f(F)$, très peu sensible au module montage E_m , permet tout d'abord de déterminer le module de l'éprouvette E_p (figure II-13). Pour chaque géométrie et pour chaque épaisseur d'éprouvette, nous pouvons ainsi déterminer le module E_p à partir de la pente f/F grâce à des abaques. La figure II-20 fournit les résultats obtenus pour $M/N = h/6$, et l'expression de E_p obtenue par lissage des points calculés.

Le module montage est ensuite déterminé de façon précise sur la courbe $F(\Delta L)$ (figure II-12). Celle-ci présente, dans l'expérience, une zone initiale non linéaire de mise en place du montage qui doit être soustraite. Une fois les valeurs de E_p et E_m déterminées, les efforts exercés sur l'éprouvette, C et N , sont parfaitement définis en fonction de l'effort F appliqué au dispositif (cf figure II-14).

Bien que le couple C ne soit pas directement mesuré, nous considérons que celui-ci est connu avec suffisamment de fiabilité pour analyser les résultats expérimentaux (ε et/ou f) en fonction du couple C appliqué à l'éprouvette (et de l'effort normal N , également connu avec précision). Nous connaissons également le moment de flexion M au centre de l'éprouvette, où sont mesurées les déformations longitudinales sur les faces supérieure et inférieure.

Au niveau local du milieu de l'éprouvette, ce sont le moment M et l'effort normal N qui nous intéressent. Nous constatons alors (figure II-14) que les efforts M et N sont connus avec précision sans précaution particulière en fonction de la force appliquée F . Ainsi nous pouvons directement analyser les déformations et la flèche en fonction des efforts intérieurs locaux. Les simulations nous fournissent les valeurs suivantes :

Pour $M/N = h/6$

$h = 10 \text{ mm}$

$M = -4.216 \times F$ (F et N en N, M en N.mm)

$N = -2.53 \times F$

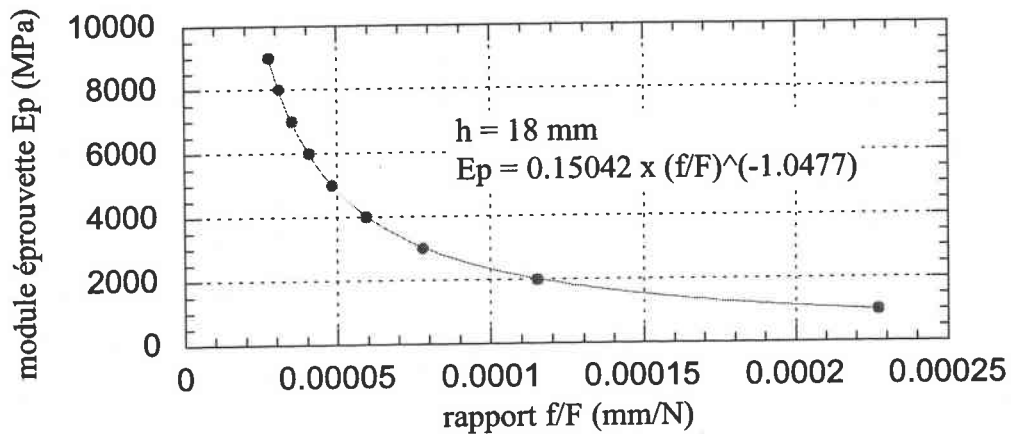
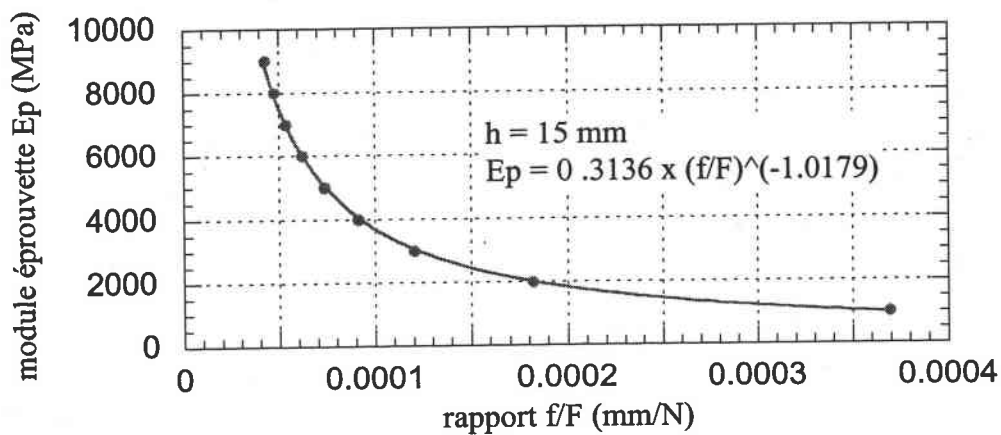
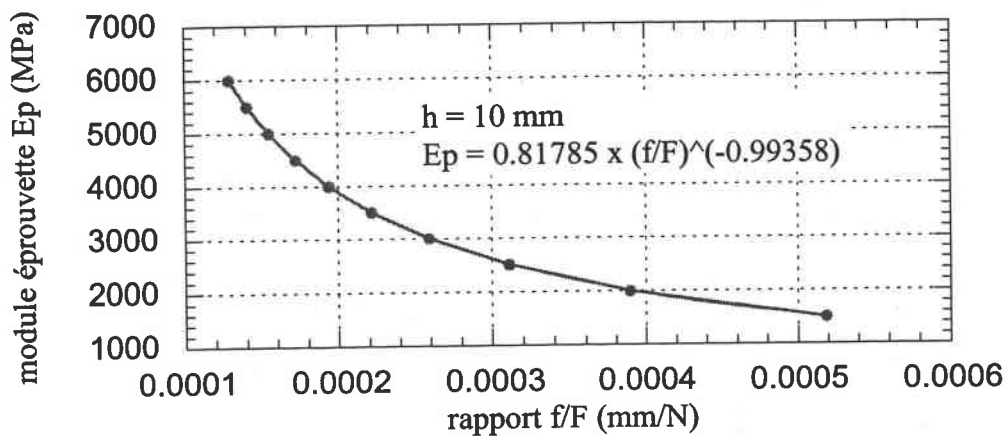


Figure II-20 : abaques de détermination du module d'élasticité de l'éprouvette
 Cas de la flexion compression $M/N = h/6$

VII-2 Cas des essais de flexion pure

La détermination des efforts exercés sur l'éprouvette en fonction du déplacement de traverse ΔL nécessite de connaître précisément les modules E_m et E_p .

Le module de l'éprouvette est tout d'abord déterminé à partir des courbes ϵ ou f en fonction de ΔL (figure II-16). La détermination du module éprouvette à partir des pentes $f/\Delta L$ conduit

à des abaques permettant de déterminer le module éprouvette E_p en fonction de $f/\Delta l$. Nous avons lissé les résultats sous la forme d'une relation polynomiale de degré 3, pour les différentes épaisseurs d'éprouvettes, $h = 10, 15$ et 18 mm. Les abaques correspondantes sont présentées sur la figure II-21.

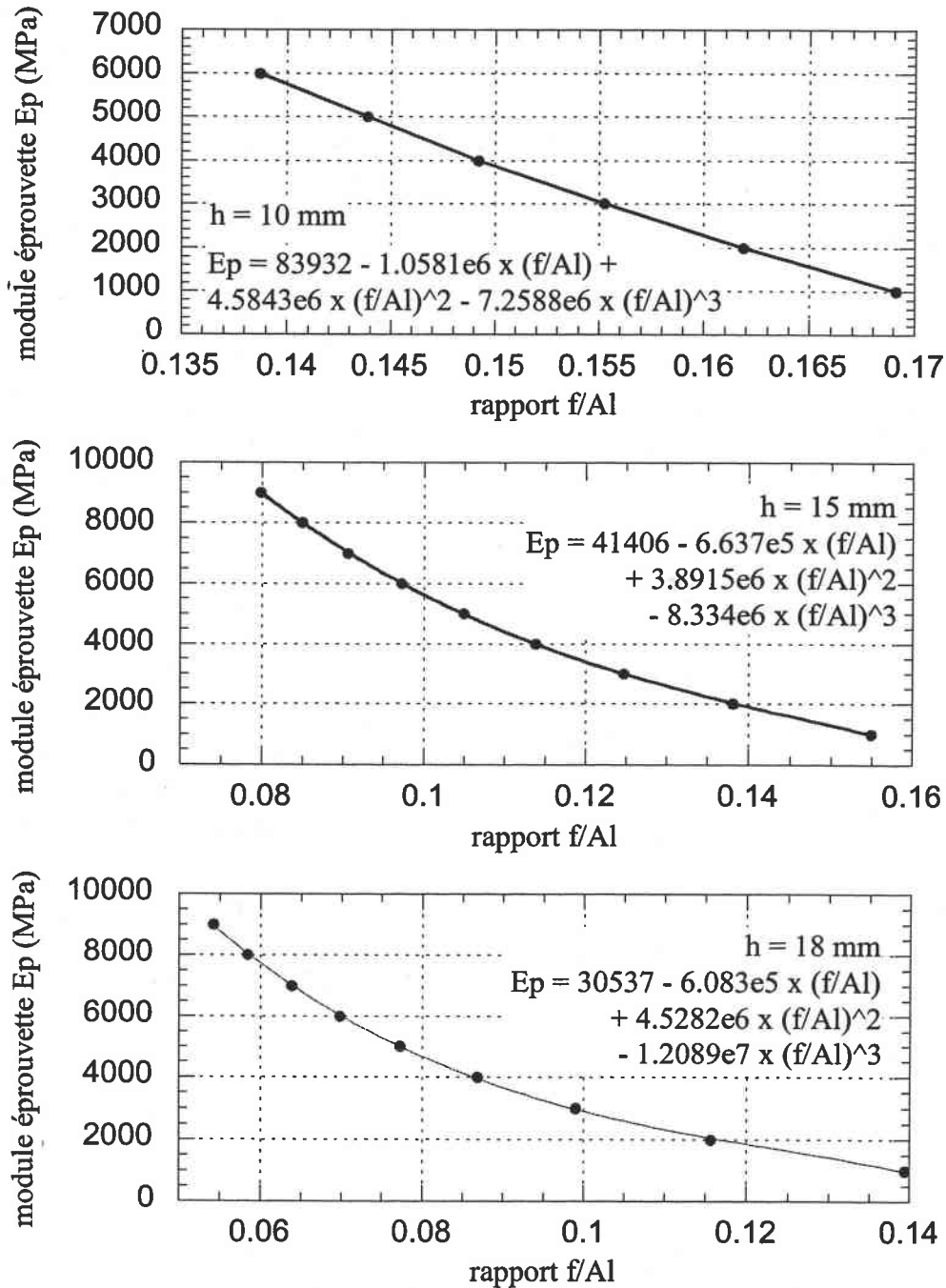


Figure II-21 : abaques de détermination du module d'élasticité de l'éprouvette
Cas de la flexion pure

Connaissant la valeur de E_p , le module montage E_m est ensuite évalué à partir de la courbe $F(\Delta L)$ (figure II-17).

Nous trouvons comme relation entre M et F en flexion pure :

$$M = -57.15 \times F \quad (F \text{ et } N \text{ en N, } M \text{ en N.mm})$$
$$N = -0.25 \times F$$

VII Conclusion

Nous avons tout d'abord décrit dans ce chapitre les dispositifs mis au point pour étudier le comportement d'éprouvettes normalisées à base de bois, sollicitées dans des conditions de flexion-compression ou de flexion pure aussi « propres » que possible. Nous nous sommes ensuite attachés à définir avec précision la sollicitation appliquée aux éprouvettes, en fonction de la configuration géométrique des dispositifs. Nous nous sommes aidés pour cela de simulations numériques qui dans un premier temps ont permis de dimensionner en particulier le dispositif de flexion-compression en fonction de la sollicitation combinée souhaitée. Nous avons également cherché à connaître avec précision l'intensité des efforts appliqués à l'éprouvette en fonction des efforts mesurables, c'est à dire de la force de traction sur le dispositif. Les difficultés que nous avons rencontrées sont liées à la non linéarité géométrique du dispositif et à la souplesse du montage. Cependant nous nous sommes aperçu que la relation entre force de traction et efforts au centre de l'éprouvette était connue avec une bonne précision, en dépit des difficultés liées à la souplesse du montage. Nous disposons donc d'un outil expérimental performant pour l'étude du comportement en flexion-compression des matériaux que nous souhaitons étudier.

CHAPITRE 3 : MISE EN ŒUVRE DE L'ÉMISSION ACOUSTIQUE

<u>I Introduction</u>	<i>p 69</i>
<u>II Généralités : de la création de l'onde au traitement du signal</u>	<i>p 70</i>
II-1 La propagation des ondes dans un milieu	<i>p 70</i>
II-2 Présentation générale d'une chaîne d'EA	<i>p 71</i>
II-2-1 Le capteur	<i>p 72</i>
II-2-2 Conditionnement du signal	<i>p 73</i>
II-2-3 L'appareil d'acquisition des signaux d'EA	<i>p 73</i>
II-3 Traitement et analyse du signal	<i>p 74</i>
II-3-1 Traitement du signal	<i>p 74</i>
II-3-2 Analyse du signal	<i>p 75</i>
<u>III Etudes réalisées sur les matériaux métalliques ou composites</u>	<i>p 77</i>
III-1 Analyse de localisation	<i>p 77</i>
III-2 Analyse historique (comptage)	<i>p 78</i>
III-3 Analyse de corrélation	<i>p 78</i>
III-4 Analyse statistique	<i>p 79</i>
III-4-1 Caractères généraux – Illustration sur le cas du CPOP	<i>p 79</i>
III-4-2 Travaux de Pollock	<i>p 80</i>
<u>IV Mise en œuvre de l'acquisition des signaux d'émission acoustique sur les panneaux de contreplaqué</u>	<i>p 81</i>
IV-1 Instrumentation de l'éprouvette en capteurs	<i>p 81</i>
IV-1-1 choix du capteur	<i>p 81</i>
IV-1-2 Positionnement des capteurs	<i>p 82</i>
IV-1-3 Réglage des paramètres de mesures	<i>p 84</i>
IV-2 Filtrage des salves	<i>p 86</i>
<u>V Conclusion</u>	<i>p 89</i>

CHAPITRE 3

MISE EN ŒUVRE DE L'ÉMISSION ACOUSTIQUE

I Introduction

L'émission acoustique (EA) est définie par la norme NF A 09-350 (1994) comme étant un phénomène de création d'ondes élastiques transitoires, résultant des micro-déplacements locaux internes à un matériau.

L'EA permet donc de détecter l'existence de défauts évolutifs pendant leur développement : c'est une méthode de contrôle non destructif.

Lorsque les ondes ne peuvent être séparées les unes des autres, l'EA est dite continue, par opposition à l'émission discontinue. Dans les matériaux métalliques, elle est généralement associée à la déformation plastique et plus précisément au mouvement des dislocations. L'existence de l'EA continue est détectée par une augmentation apparente de l'amplitude du bruit de fond électrique de l'instrumentation, qui est bien caractérisée par des mesures moyennes telles que la valeur efficace du signal.

Les ondes d'EA discontinues, étudiées ci-dessous, sont la conséquence de nombreux phénomènes physiques ainsi que des mécanismes d'endommagement du matériau. On peut citer entre autres, les phénomènes dus à la déformation plastique, l'amorçage et la propagation des fissures (sous contraintes statiques, fatigue, etc.), les ruptures micro et macroscopiques dans les matériaux composites matrice-fibres (micro-fissuration de la matrice, délaminage, rupture des fibres, déchaussement des fibres, etc.), le frottement.

Chaque phénomène ou mécanisme provoque une libération brusque d'énergie potentielle dans un milieu matériel si celui-ci possède des caractéristiques élastiques. Une onde de vibration mécanique (énergie libre) de faible amplitude et de haute fréquence est créée.

Nous allons dans un premier paragraphe traiter des généralités allant de la création de l'onde au traitement du signal. Une seconde partie est consacrée aux techniques d'analyse adaptées aux matériaux métalliques, puis dans un troisième paragraphe nous particulierons ces techniques d'analyse sur un cas expérimenté.

II Généralités : de la création de l'onde au traitement du signal

II-1 La propagation des ondes dans un milieu

Un événement, provenant de l'apparition d'un micro-déplacement, source d'EA engendre une onde élastique sphérique qui diffuse dans toutes les directions du volume. Le son est véhiculé suivant plusieurs modes. Dans le milieu traversé, une vibration longitudinale induit une onde de compression tandis que transversalement, une onde de cisaillement se forme. Lorsque l'onde arrive en surface, apparaît une onde de Rayleigh. La numérisation du signal d'EA montre l'apparition chronologique de ces trois formes chacune suivie par un mode réfléchi (figure III-1). Le milieu et le mode de propagation influencent la transmission partielle du signal au capteur.

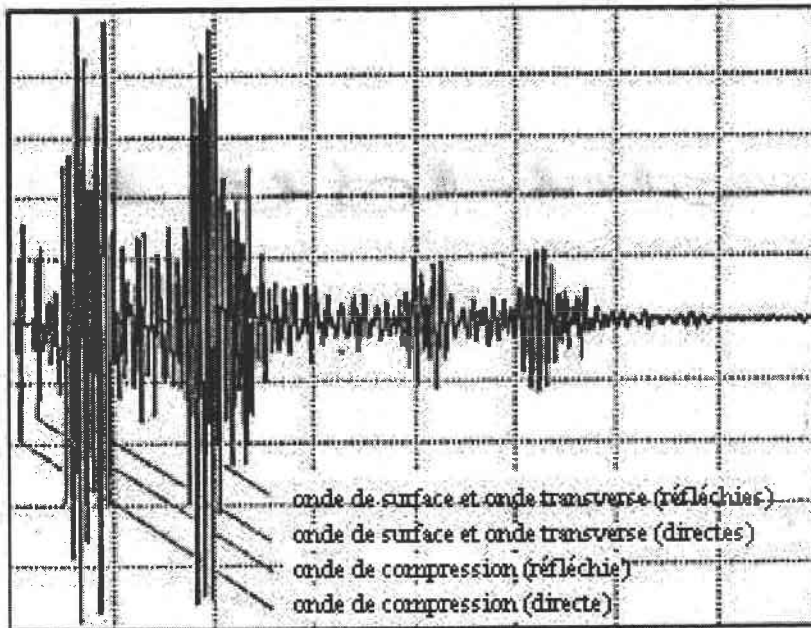


Figure III-1 : les modes de propagation d'ondes

L'atténuation du signal est la conséquence de quatre mécanismes.

L'expansion géométrique de l'onde divergente limitant le nombre d'ondes enregistré au niveau du capteur.

La dispersion du signal : le front de l'onde ne conserve une vitesse uniforme que lorsque le matériau est isotrope. Les ondes mécaniques propagent plus vite dans les milieux plus rigides si bien que dans un corps anisotrope, la circulation est plus rapide dans les directions où le matériau est le plus rigide.

Les frottements internes du matériau lors de sa déformation et la transmission d'énergie à l'interface de deux milieux de caractéristiques différentes liés mécaniquement.

Des obstacles qui sont responsables de l'atténuation du signal. Ils dévient, réfléchissent ou transmettent le signal en fonction des tailles respectives (longueur d'onde) du signal et celle du défaut, comme l'illustre la figure III-2. Pour les ondes de volume le défaut peut-être une hétérogénéité, pour les ondes de surface il s'agit de l'état de surface ou la différence de milieu.

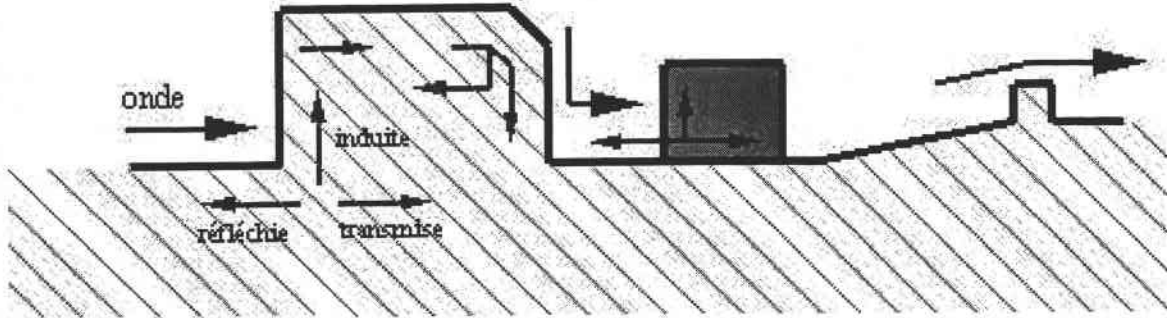


Figure III-2 : les obstacles à la propagation d'ondes de surface

II-2 Présentation générale d'une chaîne d'EA

La chaîne d'EA se compose de capteurs de détection, d'une partie de conditionnement du signal et d'un appareil d'acquisition des signaux d'EA comme cela est schématisé sur la figure III-3.

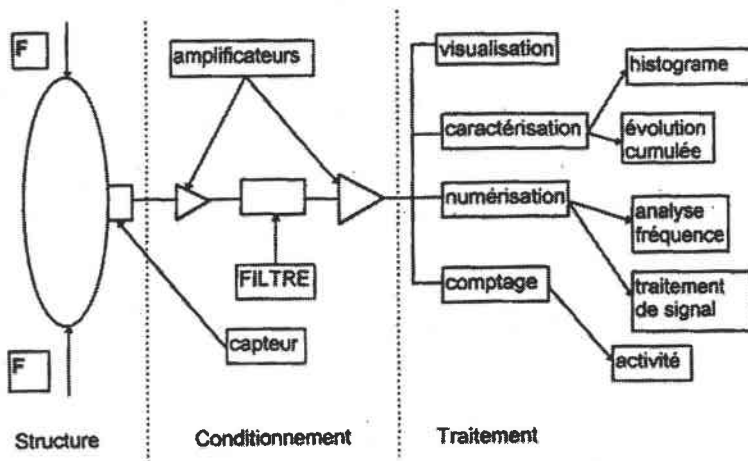


Figure III-3 : chaîne d'EA

II-2-1 Le capteur

Le capteur est le premier maillon de la chaîne d'EA. Il convertit l'onde reçue sur sa surface sensible, en un signal électrique de forme oscillatoire de très faible amplitude (de l'ordre du microvolt) qui est appelé « salve ».

Un contact aussi parfait que possible entre la structure et le capteur doit donc être réalisé.

Les principales qualités demandées au capteur sont d'avoir d'une part une grande sensibilité dans la bande de fréquence requise par l'essai et d'autre part une bonne isolation, à savoir une capacité à détecter des signaux de faible niveau dans un environnement bruyant.

D'un point de vue pratique, la sélection du capteur et donc la sélection de la fréquence de mesure dépend plus des conditions opératoires que du phénomène lui-même. En effet, plus l'atténuation du signal est grande, plus l'expérience demanderait un capteur haute fréquence qui cependant limite la distance de détection. Or l'utilisation de capteurs basses fréquences tels que les microphones ou accéléromètres n'est la plupart du temps pas préconisée à cause du bruit de fond d'origine mécanique.

Pour des éprouvettes testées mécaniquement, d'autres modèles comme les capteurs d'ultrasons ou capteurs capacitifs ont été développés. On leur préfère généralement un mécanisme piézo-électrique plus résistant et plus sensible dans une large gamme de fréquences adaptée à l'EA.

La constitution de ce capteur est schématisée en figure III-4. L'élément sensible, une céramique piézo-électrique généralement en titane zirconate de plomb, est fixé dans un boîtier dont le fond métallique ou résine époxyde sert également de face de couplage. On peut enrober la céramique dans un matériau amortissant pour tenter d'élargir la bande passante du capteur.

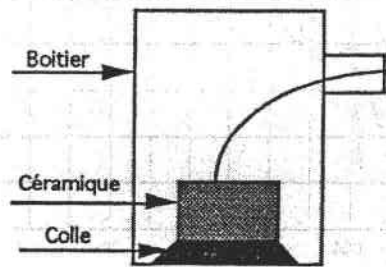


Figure III-4 : capteur piézo-électrique résonnant type R15

Les caractéristiques de sensibilité et de fréquence seront fonction de la géométrie et de la nature de la céramique.

La courbe sensibilité en fonction de la fréquence donne un classement entre capteurs respectivement résonants ou à large bande d'utilisation.

Le résonant possède une grande sensibilité dans une plage d'utilisation étroite (figure III-5), on recherchera le meilleur rapport signal sur bruit.

Le capteur à large bande d'utilisation est employé pour une analyse spectrale du signal, des fréquences principales sont reliées à certains phénomènes physiques. Une réponse plate signifie l'absence de pics de résonance sur toute la plage d'utilisation.

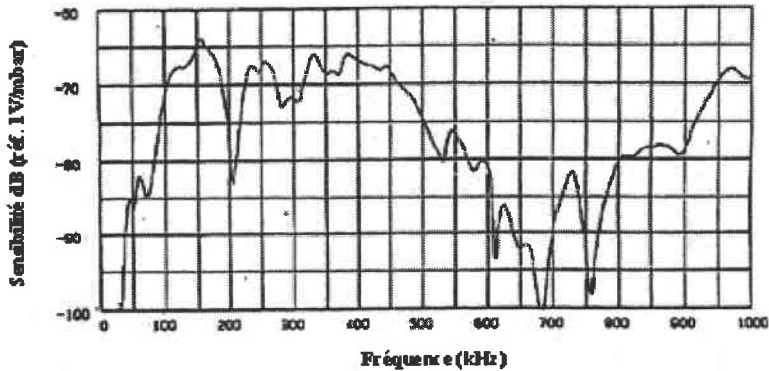


Figure III-5 : sensibilité d'un capteur résonnant

II-2-2 Conditionnement du signal

Le signal électrique de très faible voltage en sortie du capteur n'autorise pas son acheminement jusqu'à l'analyseur. Il est nécessaire de l'amener à un niveau suffisamment élevé pour favoriser son traitement.

La chaîne d'EA en aval du capteur comprend :

Un premier câble, de faible longueur (inférieure à un mètre) et protégé contre les parasites, relié à un **préamplificateur** dont le rôle est de permettre l'acheminement du signal sur de plus grandes longueurs sans déformation. A ce niveau, un premier filtrage fréquentiel est effectué pour minimiser les perturbations.

Un second câble coaxial transmet le signal à l'**amplificateur conditionneur** qui a pour fonction de porter le signal à un niveau permettant la mesure des paramètres de forme des salves. Selon le paramètre à analyser, l'utilisation d'une fonction linéaire ou logarithmique est automatiquement sélectionnée, cette dernière servant à la conversion des volts en décibels.

II-2-3 L'appareil d'acquisition des signaux d'EA

Nous avons utilisé pour notre étude le système **Locan 320**, de chez Euro Physical Acoustics, conçu pour acquérir, stocker et analyser en temps réel des signaux d'EA. Cet appareil est composé de deux cartes de conditionnement analogiques ICC (Independent Channel Controllers) possédant chacune deux voies qui permettent donc d'utiliser au maximum quatre capteurs.

Le Locan 320 possède une carte numérique TRA-2.5 qui sert entre autres au calcul de la vitesse de propagation de l'onde.

Le châssis avec ses entrées MGCC (Parametric Channel Controller) aident à l'analyse des données d'EA en corrélation avec des paramètres extérieurs tels que les efforts, des déformations ou un nombre de cycle, très utile pour des essais de fatigue.

De nombreux logiciels développés sous MS-DOS sont incorporés au système. Ils offrent la possibilité notamment de localiser la source d'émission et de convertir les fichiers en ASCII pour une exploitation ultérieure sur d'autres supports.

II-3 Traitement et analyse du signal

Pour s'affranchir des inconvénients liés aux différents modes de propagation des ondes, il est nécessaire de définir des paramètres régissant l'acquisition ou le traitement du signal d'EA par le système Locan 320. Chaque salve comptabilisée sera alors représentative d'un événement ou microdéplacement engendrant des ondes élastiques transitoires et analysée en tant que telle.

II-3-1 Traitement du signal

Les paramètres d'entrée du logiciel d'acquisition sont respectivement le gain, le seuil de détection et trois constantes de temps permettant d'arrêter les mesures, que nous allons détailler ci-dessous.

Le gain G du préamplificateur linéaire, fixé par l'opérateur, doit être rappelé au niveau du Locan 320. Sa valeur réglable de 40 ou 60 décibels, dépend du seuil d'acquisition désiré de manière à ce que : $55 < \text{gain} + \text{seuil} < 88 \text{ dB}$.

Le seuil de détection de la salve (threshold **Th**), exprimé en décibels, permet de ne comptabiliser que les événements d'amplitude élevée, caractéristiques d'un endommagement du matériau et ainsi de se soustraire des bruits mécaniques environnants. Il est choisi fixe ou flottant, c'est-à-dire fonction du bruit de fond.

La première constante de temps, exprimée en microsecondes, sert à la détermination de l'alternance maximale d'une salve. C'est le Peak Definition Time : **PDT**. Pendant cette durée aucune autre salve n'est enregistrée. Sa principale nécessité est d'éviter les fausses mesures faites sur les propagations rapides, de faibles amplitudes, qui ne sont pas représentatives de l'événement. Le PDT, comme l'illustre la figure III-6 où l'on visualise les différentes constantes, est déclenché par toute alternance supérieure au seuil de détection **Th** puis est redéclenchable par toute nouvelle alternance d'amplitude supérieure apparaissant pendant la valeur de temps choisie. Le PDT se calcule à partir du rapport D/C où D représente la distance entre les deux capteurs et C la célérité des ondes les plus rapides.

La deuxième constante de temps, exprimée en microsecondes, permet de déterminer la fin d'une salve et donc d'arrêter les mesures faites sur la voie d'acquisition, c'est le Hit Definition Time : **HDT**. On obtient ainsi une identification et une description satisfaisante des

événements. Le HDT doit être suffisamment long pour ne pas s'arrêter aux propagations les plus rapides et contenir l'écho principal, mais suffisamment court pour faire abstraction des échos secondaires. En règle générale, il est au moins égal à deux fois le PDT. Le HDT peut se calculer à partir du rapport $20/F$ ou F représente la fréquence de résonance du capteur.

La dernière constante de temps, exprimée en microsecondes, correspond à une plage d'inhibition de l'acquisition permettant d'inhiber des échos secondaires, c'est le Hit Lockout Time : **HLT**. Il est déclenché par la fin du HDT. On recommande de réduire le HLT lorsque le matériau testé est très absorbant.

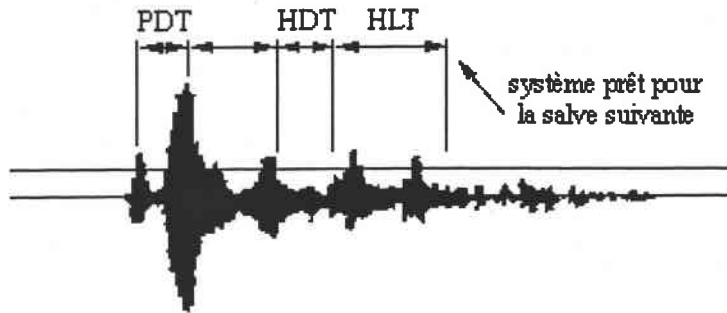


Figure III-6 : les trois constantes de temps de la salve

II-3-2 Analyse du signal

Définition des paramètres de forme d'une salve

L'interprétation de l'EA est réalisée à partir de paramètres : amplitude, nombre de coups, durée, temps de montée et fréquence moyenne. Tous sont extraits des signaux transitoires, dont le tracé caractéristique est une sinusoïde amortie. Ces principaux paramètres caractérisant une salve sont représentés sur la figure III-7 et récapitulés dans le tableau III-1.

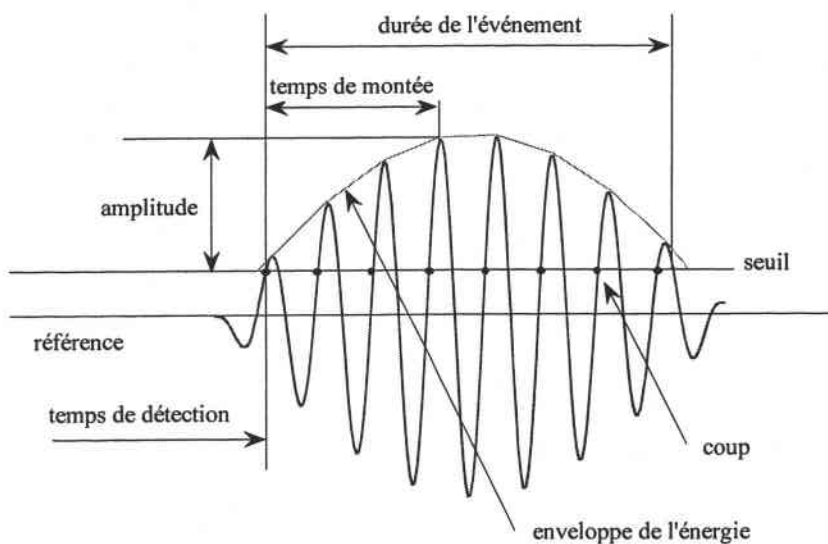


Figure III-7 : paramètres de forme de la salve

paramètres	symboles	définitions	unités	remarques
amplitude	A	amplitude maximale durant la durée de la salve	décibels dB	$A > Th$
nombre de coups	N	nombre d'alternances dépassant le seuil Th		
durée	D	temps mesuré entre le premier et le dernier dépassement du seuil	microsecondes μs	
temps de montée	R	temps mesuré entre la première alternance supérieure à Th et celle de l'amplitude maximale	microsecondes μs	
fréquence moyenne	F	inverse de la période de la salve	kiloHertz kHz	$F=N/D$

Tableau III-1 : paramètres de forme d'une salve

D'autres paramètres peuvent aider à l'analyse tels que le temps, l'énergie ou les paramètres extérieurs. Ils sont définis plus précisément dans le tableau III-2.

paramètres	symboles	commentaires	unités
temps	t	instant de détection de la salve temps écoulé entre le lancement de l'acquisition ($t=0$ s) et le premier dépassement du seuil	secondes s
énergie	U	valeur calculée proportionnelle à la surface de l'enveloppe redressée	Joules J (V.s)
paramètres extérieurs	Pi	sollicitations autre que l'EA	

Tableau III-2 : autres paramètres caractérisant une salve

La forme des signaux détectés dépend d'un certain nombre de facteurs, qui sont, le milieu et le mode de propagation des ondes (atténuation, réflexions, etc.), la réponse du capteur, ainsi que la nature du phénomène physique ou mécanisme d'endommagement. Par conséquent, les valeurs mesurées ne sont pas des valeurs absolues mais relatives.

Relations entre paramètres

Dans l'hypothèse où l'onde prend la configuration d'une sinusoïde amortie, l'ensemble des salves qui proviennent de phénomènes d'EA présentent des relations entre paramètres du signal. Les autres sont à écarter. Ainsi il existe :

Une première relation qui lie le nombre de coups et l'amplitude : $N = \frac{A - Th}{At} \times F$ (III-1)

où Th représente le seuil de détection (en dB) et At l'amortissement du signal (en dB/s).

Une seconde relation entre la durée, le nombre de coups et la fréquence est caractérisée par : $D = N \times \frac{1}{F}$; on obtient en utilisant la première relation : $D = \frac{A - Th}{At}$ (III-2)

Une troisième relation entre le temps de montée et l'amplitude : $R = \frac{A - Th}{K}$ où K est un coefficient exprimé en dB/s, soit $R = D \times \frac{At}{K}$ (III-3)

III Etudes réalisées sur les matériaux métalliques ou composites

Les travaux de Kaiser (1953) ont mis en évidence une propriété traduisant l'irréversibilité de l'EA. Cet effet, base du contrôle périodique, traduit l'absence d'EA lors d'une seconde sollicitation pour des niveaux de contraintes déjà atteints. Si ce n'est pas le cas, l'origine de l'EA ne provient pas d'un défaut évolutif, mais de bruits mécaniques, frottements ou mouvements d'éléments structuraux.

A partir des caractéristiques des salves, la signature acoustique de l'éprouvette se construit au moyen de quatre analyses : une analyse de localisation des événements, une analyse historique, une analyse de corrélation entre paramètres et une analyse statistique. Les applications industrielles sur les matériaux métalliques n'utilisent généralement que ces deux premières méthodes pour la détection de fuites ou le contrôle non destructif de structures en service.

III-1 Analyse de localisation

L'emploi de plusieurs capteurs (au moins deux) pour la détection des ondes d'EA permet de localiser la source. On distingue deux techniques :

La localisation « ponctuelle » obtenue par le calcul à partir des valeurs des différences de temps d'arrivée des ondes à plusieurs capteurs, et la vitesse de propagation.

La localisation « par zone » consiste à ne tenir compte que du premier capteur atteint, la source étant alors située dans la zone couverte par le capteur.

L'analyse peut être affinée au niveau de la zone ou de la source, ce qui semble fondamental dans le cas d'examen de structures de grandes dimensions.

La localisation planaire (deux dimensions) adaptée à la forme de l'éprouvette n'est possible qu'avec au moins trois capteurs, sinon la position des sources possibles pour un Δt donné, décrit une hyperbole (courbe des iso-retards).

Des erreurs sur la vitesse de propagation sont probables si l'on ne connaît pas le mécanisme de création de l'onde, sa propagation et son atténuation. Le système de localisation n'accepte qu'une seule vitesse d'onde pour le calcul de la position de la source. Lorsque, comme c'est notre cas, la structure est relativement épaisse et que la source se situe dans l'épaisseur et les capteurs en surface, il faut faire un compromis entre les vitesses des ondes de volume et de surface.

III-2 Analyse historique (comptage)

On définit l'activité acoustique par le nombre d'événements détectés en cours d'essai. Cette analyse fait ressortir les modes d'endommagement de l'éprouvette. Une concentration soudaine d'événements présage d'une cassure fragile. Au contraire, une répartition temporelle plus étalée est caractéristique d'une rupture ductile de l'éprouvette.

L'intensité acoustique est caractérisée par l'évolution d'un paramètre de forme de la salve en fonction du temps de détection t ou d'un paramètre de sollicitation (force, déformation ...).

Le comptage peut se faire en mode normal (valeur instantanée), en mode cumulatif ou en taux (par unité de temps ou d'événements). Cette dernière forme correspond à l'opérateur moyenne et aidera également à l'examen d'un paramètre.

L'EA ne permet pas de réaliser des études quantitatives tant la forme des signaux dépendent de nombreux facteurs. On citera cependant l'influence de la vitesse de traction de la machine d'essai. Une vitesse faible sépare les événements et donc diminue le nombre de coups et l'énergie de chaque salve. On limitera donc notre étude à son aspect qualitatif.

III-3 Analyse de corrélation

Les corrélations entre deux paramètres de forme d'une population d'événements permettent de savoir si ils sont liés par une relation de dépendance, caractéristique d'un phénomène physique de l'EA ou d'une propriété des signaux. Un point sur le graphe représente un événement ou individu. Cette étude présente de nouveaux aspects de l'EA qui contribuent au filtrage de phénomènes parasites, à ne pas prendre en compte, et au raffinement de l'analyse. Les familles ainsi identifiées sont examinées séparément.

Les combinaisons entre le temps de montée et les autres paramètres de forme de la salve n'ont pas de sens physique, mais permettent cependant le filtrage des signaux. L'étude de la ruine de l'éprouvette portera plus particulièrement sur la corrélation entre l'amplitude et le nombre de coups. Des conclusions identiques pourraient être obtenues en faisant intervenir le paramètre durée du signal du fait de leur dépendance.

III-4 Analyse statistique

Les fonctions de distributions, adaptées au traitement des phénomènes transitoires, permettent de réaliser une analyse statistique des paramètres de forme. Le comptage ne tient compte que de certaines caractéristiques du signal, telle que la répartition des amplitudes et l'atténuation avec la distance, importantes quand on veut relier EA et phénomènes physiques. La fonction de distribution est utilisée sous la forme normale ou cumulative : $f(x_1)$ est par le nombre d'événements dont le paramètre x a une valeur égale (forme normale) à x_1 ou bien supérieure ou égale (forme cumulée) à x_1 .

L'analyse statistique permet dans certains cas de séparer les signaux en fonction de leurs caractéristiques et donc d'identifier les mécanismes sources. Après avoir présenté l'analyse spectrale issue de la statistique, nous présenterons les travaux de Pollock.

III-4-1 Caractères généraux – Illustration sur le cas du CPOP

Comme dans la plupart des essais quasi-statiques, les salves obtenues pour le matériau composite CPOP que nous étudions dans ce travail (voir conditions d'essais en partie IV de ce chapitre) sont majoritaires (figure III-8). Cela est dû en grande partie à la nature ductile du matériau (Lenain, 1990). Cette propriété est nettement visible sur la fonction nombre de coups par événements, mais on aurait pu choisir n'importe lequel des autres paramètres.

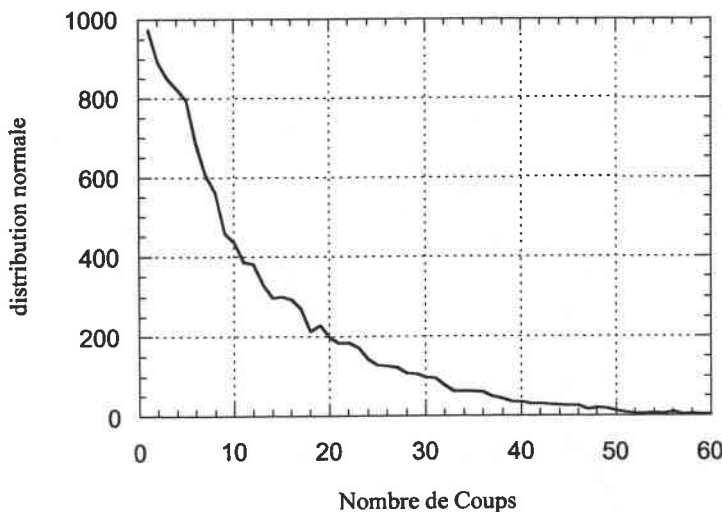


Figure III-8 : *graphe statistique distribution du nombre de coups cas du CPOP en flexion-compression*

L'analyse spectrale, montre une répartition gaussienne des fréquences dans la plage d'utilisation du capteur, la fréquence moyenne se situant en son centre (figures III-9 et III-10).

On retrouve ici les pics de résonance caractéristiques du capteur, sans que ceux-ci semblent avoir d'influence sur les différentes parties.

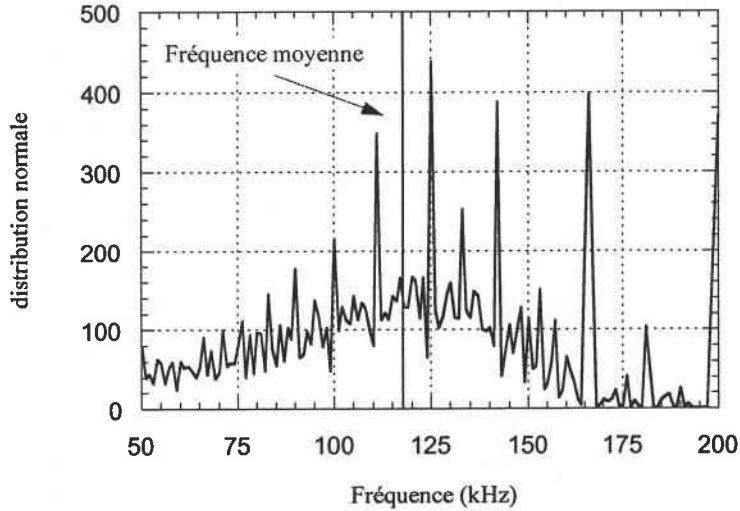


Figure III-9 : *graphe statistique distribution de la fréquence cas du CPOP en flexion-compression*

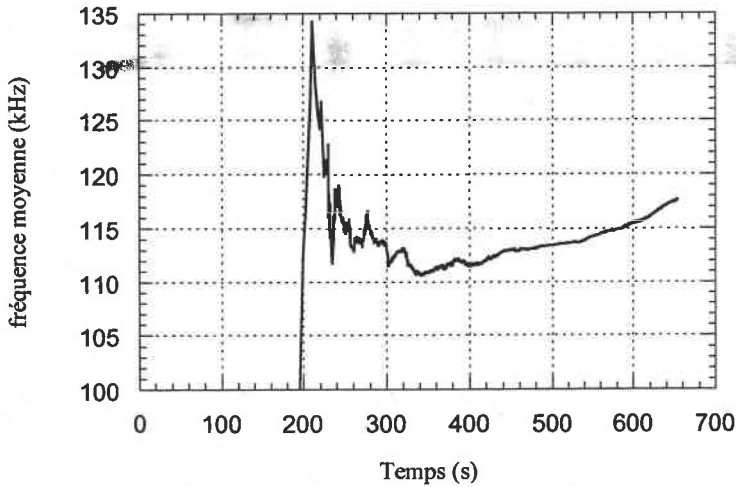


Figure III-10 : *graphe historique fréquence moyenne en fonction du temps T cas du CPOP en flexion-compression*

III-4-2 Travaux de Pollock

Lors d'un essai, l'amplitude maximale des salves varie fortement, les émissions aux plus faibles amplitudes sont généralement les plus nombreuses. L'apparition d'événements d'amplitude élevée n'apparaissent qu'à partir de certains niveaux de charge et indique habituellement l'évolution d'un état critique de l'éprouvette.

Pollock (1973) affirme, en se basant sur des résultats expérimentaux, que la pente b de la distribution sous forme cumulative des amplitudes en coordonnées logarithmiques est une caractéristique à la fois du matériau et du mécanisme d'endommagement.

Il propose pour la fonction $f(v)$ la forme suivante :

$$f(v) = \left(\frac{v}{v_0}\right)^{-b} \quad (III-4)$$

où v_0 est la plus petite amplitude détectable (seuil de bruit)
b un exposant qui caractérise la fonction de distribution

Une caractéristique de cette loi puissance est que la valeur b est invariante si toutes les amplitudes sont divisées par un facteur constant, prenant en compte l'atténuation du signal avec la distance.

Le coefficient b aurait donc un sens physique. Lorsqu'un mécanisme d'endommagement procède par un petit nombre d'événements mais de forte amplitude, comme c'est le cas pour les matériaux fragiles, la valeur de b est faible. Par compte, si l'endommagement opère par un grand nombre d'émissions de faible amplitude, cas des matériaux ductiles, b sera grand.

Le coefficient b est bien une caractéristique du matériau et du mécanisme de déformation ou de rupture. Son évolution est une donnée importante pour analyser l'endommagement.

IV Mise en œuvre de l'acquisition des signaux d'émission acoustique sur les panneaux de contreplaqué

Nous cherchons à analyser en terme d'événements d'EA le panneau de contreplaqué okoumépeuplier (CPOP) sollicité en flexion compression combinée de rapport $M/N = h/6$.

Nous allons donc dans une première étape choisir et positionner les capteurs, et définir les paramètres liés à l'acquisition du signal (en particulier la vitesse de propagation des ondes).

Une deuxième étape sera de proposer une méthodologie d'analyse des enregistrements d'EA afin de dégager les différents mécanismes de rupture.

IV-1 Instrumentation de l'éprouvette en capteurs

IV-1-1 choix du capteur

Notre choix s'est porté sur un capteur piézo-électrique résonnant de type R15, présentant une excellente sensibilité dans des fréquences d'EA basses. Il est donc le mieux adapté au matériau bois qui du fait de sa microstructure, possède un fort pouvoir amortissant. Les caractéristiques du capteur sont indiquées dans le tableau III-3 tandis que la courbe de sensibilité en fonction de la fréquence donnée par le constructeur a été présentée figure III-5.

dimensions	18 x 17 mm
poids	20 g
température d'utilisation	-65 à +177 °C
choc limite	10 g
boitier	métal
élément piézo-électrique	céramique
connecteur	microdot 10-32
pic de sensibilité	-64 v(m/s)
fréquence d'utilisation	50 - 200 kHz
résonnance	150 kHz

Tableau III-3 : caractéristiques du capteur R15

IV-1-2 Positionnement des capteurs

Nous disposons de deux capteurs. La forme parallélépipédique et les dimensions de l'éprouvette offrent de nombreuses possibilités de positionnement. Toutefois, il faut veiller à ne pas trop se rapprocher des mors du montage pour éviter les bruits d'origine mécanique.

Le placement des capteurs est conditionné par la localisation de la source d'émission et les modes de propagation de l'onde. Il est bon de rappeler que la sollicitation de flexion compression circonscrit l'endommagement dans la section centrale de l'éprouvette. Les observations post-mortem des éprouvettes montrent sur les parements des fissures s'étaient propagées perpendiculairement à la sollicitation, c'est-à-dire dans la largeur de l'éprouvette.

Trois dispositions ont été réalisées : une longitudinale, une transversale et une centrale. On peut remarquer la correspondance avec les directions d'orthotropie du matériau bois et du panneau de contreplaqué à plis croisés. Ci après nous dressons les avantages et inconvénients de trois dispositions de capteurs envisagées.

- Dans le cadre de la position longitudinale, les capteurs sont placés de part et d'autre de la zone centrale d'endommagement de l'éprouvette (figure III-11) sur une même face. L'ordre d'arrivée des salves aux capteurs droit et gauche permet de localiser longitudinalement par rapport aux sollicitations, les phénomènes d'endommagement sur le panneau. De la face où les capteurs sont situés dépendra l'analyse. Du fait de l'éloignement de la source, les capteurs ne reçoivent que les signaux principaux représentatifs d'endommagements. L'atténuation du signal reçu est moins accentuée pour une face à 0°.

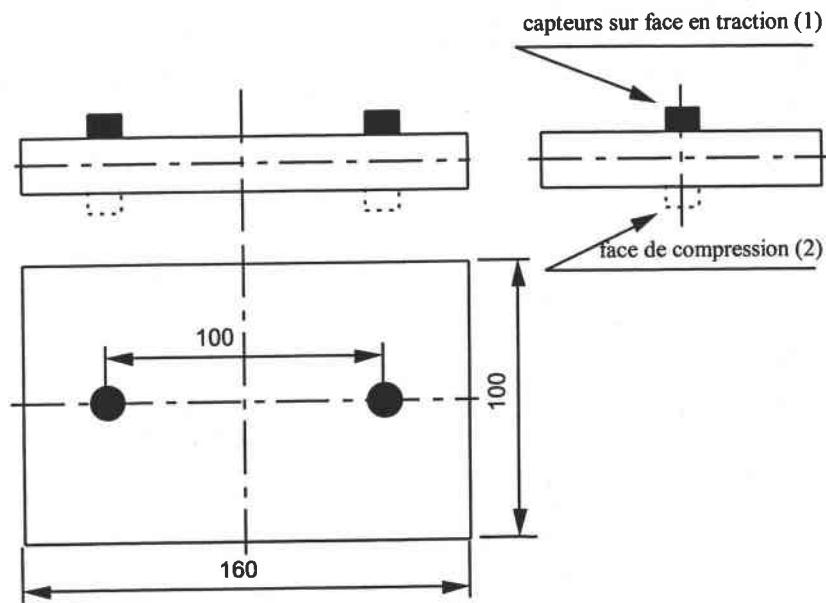


Figure III-11 : position longitudinale des capteurs

- Dans le cadre de la position transversale, les capteurs sont situés dans la section médiane de l'éprouvette (figure III-12), donc au plus proche de la source d'EA. La localisation indique si la rupture s'initie préférentiellement depuis l'un des bords avant ou arrière de l'éprouvette. Les signaux enregistrés sont peu atténués. Les ondes transversales sont privilégiées dans cette organisation.

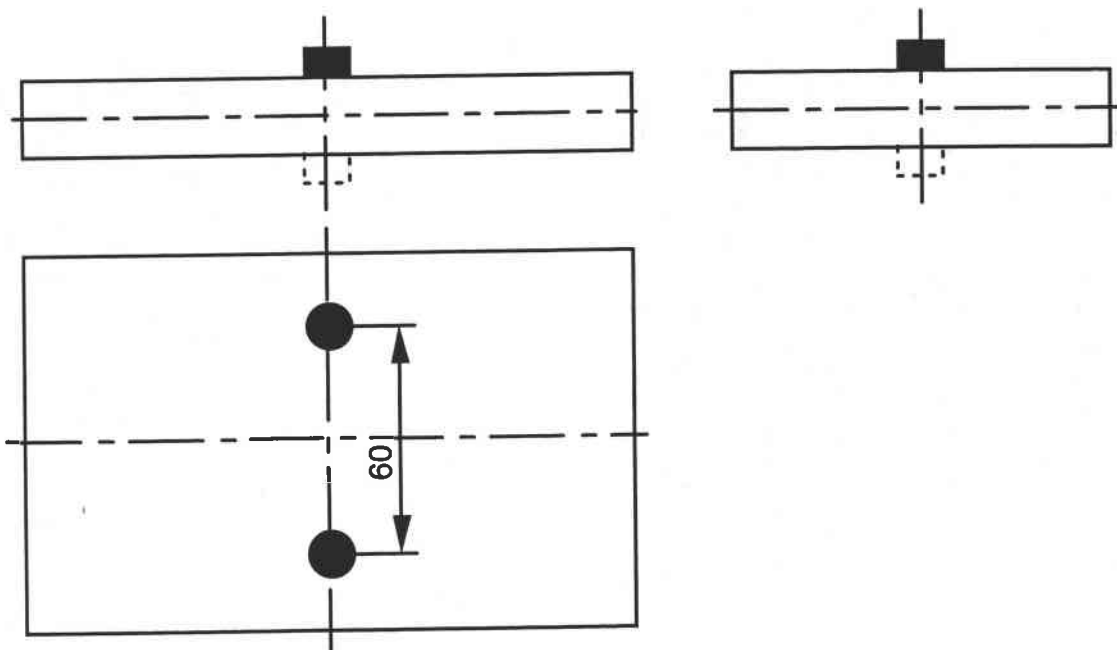


Figure III-12 : position transversale des capteurs

- Dans le cadre de la position centrale (figure III-13) correspond à un positionnement sur les deux faces externes. Le but est alors de localiser les événements situés dans l'épaisseur de l'éprouvette. Les capteurs ne sont distants que de l'épaisseur du panneau de contreplaqué.

Un test de cassés de mine a été réalisé pour vérifier la sensibilité des capteurs. Cette méthode appelée Hsu-Nielsen Source (publication 80.15 du Danish welding institute) est adoptée par le groupe européen de travail sur l'EA (EWGAE) comme norme pour étalonner les systèmes, mesurer l'atténuation du signal avec la distance et définir la zone surveillée par le capteur lors des essais de structure.

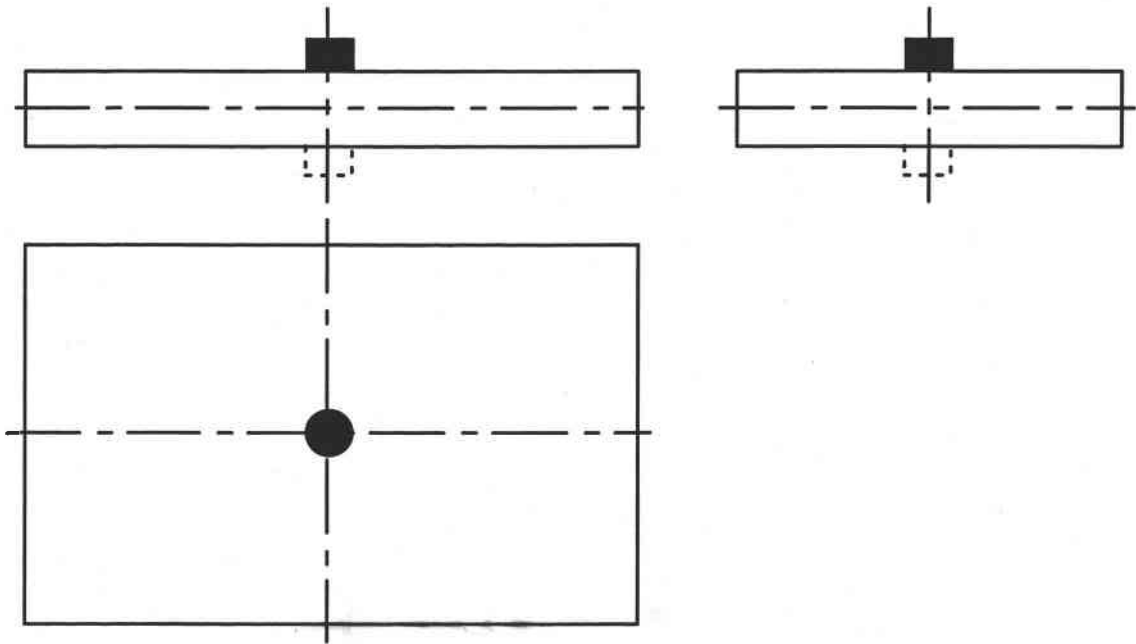


Figure III-13 : position centrale des capteurs

Suite à l'analyse ci-dessus nous avons décidé de placer les capteurs en configuration longitudinale sur la face en traction pour les essais de flexion-compression. Cette solution nous semble la plus adaptée pour identifier les mécanismes de ruine du panneau de contreplaqué, principalement la fissuration sens fibre.

Cette analyse nécessite que les capteurs soient en contact avec le parement puisque les plis en traction sont le siège de la rupture. Lorsque les capteurs se trouvent sur la face en compression, initialement la plus contrainte, la priorité est donnée à l'étude de la partie élastique du comportement de l'éprouvette.

Les deux autres positionnements viendront étayer ces résultats et notamment le troisième, en ce qui concerne le scénario d'endommagement des différents plis.

La position centrale est aussi adoptée pour la flexion pure afin d'étudier l'influence de la dissymétrie des comportements en compression et en traction sur les panneaux de contreplaqué équilibrés.

IV-1-3 Réglage des paramètres de mesures

Après avoir fait le choix des capteurs et de leur positionnement sur l'éprouvette, le traitement du signal nécessite la détermination des paramètres d'entrée du logiciel définis dans le paragraphe II-3.

Tout d'abord, le seuil de détection est fixé à 35 dB pour éviter de capter les bruits de fond provenant de la machine de traction. Le gain des préamplificateurs ne peut alors être que de 40 dB.

Le calcul de la constante de temps PDT nécessite de connaître la vitesse de propagation de l'onde dans le matériau et cela pour chacun des positionnements des capteurs.

Calcul de la vitesse de propagation de l'onde

Connaissant la distance séparant les deux capteurs, il faut déterminer le temps mis par l'onde pour parcourir une telle distance. Techniquement un des capteurs, branché directement sur la connexion Pulser Out en face arrière du Locan 320 sans passer par le préamplificateur, sert d'émetteur. Le temps de détection est mesuré sur l'enregistrement du signal (figure III-14) de l'autre capteur, relié à la carte numérique.

On vérifiera ici que le spectre du signal est typique d'un capteur piézo-électrique résonnant, respectant les zones de sensibilité.

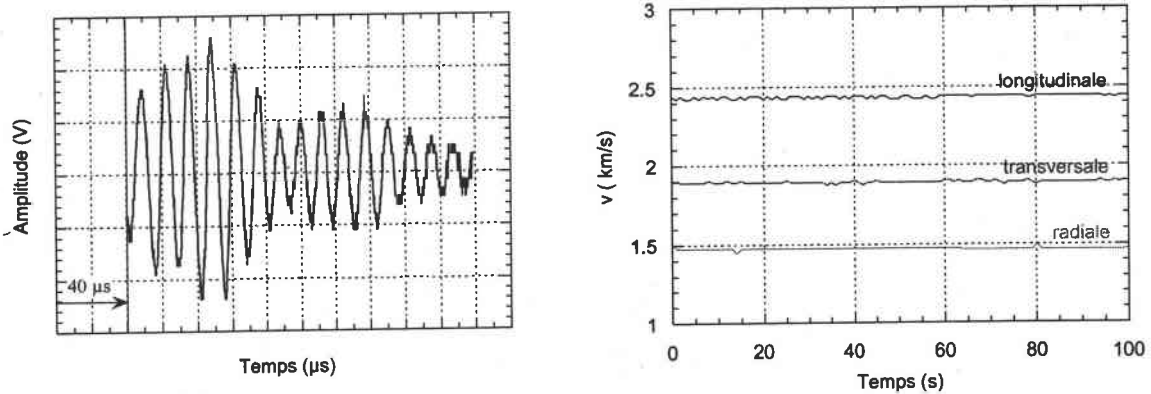


Figure III-14 : calcul des vitesses de propagation sur l'éprouvette CPOP

Les valeurs des constantes de temps calculées sont à priori correctes si on compare avec les valeurs préconisées par le constructeur qui pour les matériaux très absorbants tel que le bois sont : PDT de 20 à 50 µs, HDT de 100 à 200 µs et HLT fixé à 300 µs.

Nous avons premièrement choisi et positionné les capteurs sur l'éprouvette en fonction de l'essai. Le réglage de l'appareil d'acquisition des signaux d'EA a nécessité de calculer les constantes de temps permettant d'arrêter les mesures. L'ensemble des valeurs prises par les paramètres sont rassemblées dans le tableau III-4 ci-dessous.

paramètre d'acquisition du Locan320	symbole	valeur	obtention
fréquences d'utilisation du capteur R15	F	50 à 200 kHz	donnée
distance séparant les deux capteurs	D	100 mm	essai
vitesse de propagation des ondes	C	2,5 mm/ μ s	calcul
gain des préamplificateurs	g	40 dB	donnée
seuil de détection	Th	35 dB	essai
alternance maximale d'une salve	PDT	40 μ s	calcul
fin des ondes	HDT	150 μ s	calcul
temps d'aveuglement du capteur	HLT	300 μ s	donnée

Tableau III-4 : paramètres de mesure

IV-2 Filtrage des salves

Le système Locan 320 traite et enregistre en temps réel les signaux détectés par les capteurs. Il est toutefois nécessaire de s'assurer de la compatibilité des caractéristiques de forme des salves enregistrées avec les paramètres de mesure de la chaîne d'EA. Après avoir éliminé les salves parasites, non représentatives de l'EA, nous présenterons le protocole d'exploitation des résultats filtrés permettant de reconstituer le scénario de ruine du panneau de contreplaqué.

Une première étape de filtrage consiste, à partir du graphe de corrélation durée D en fonction du nombre de coups N, à éliminer les salves ayant une fréquence moyenne F hors de la plage d'utilisation des capteurs. Les résultats brut et filtré sont présentés simultanément sur la figure III-15. Nous observons la formation d'un secteur angulaire balayant l'ensemble des fréquences avec une forte majorité de salves situées autour de la résonance des capteurs (150 kHz). Ainsi environ 20 % des salves ne correspondent pas à des événements caractéristiques d'EA. Il s'agit essentiellement de signaux de courte durée.

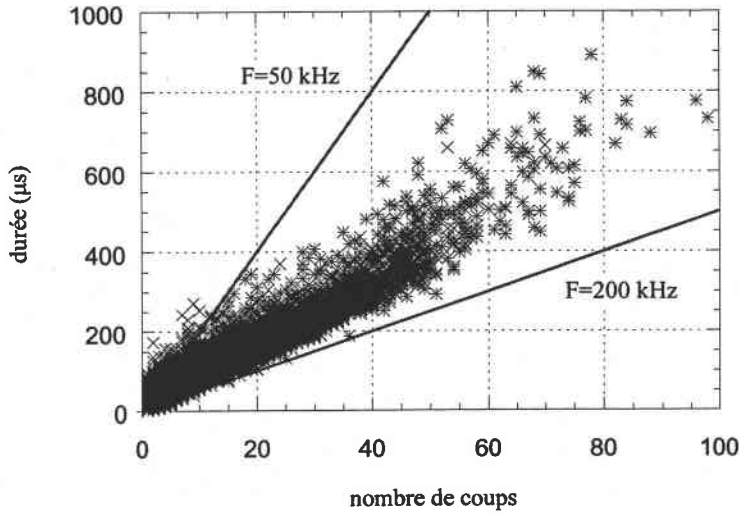


Figure III-15 : graphe de corrélation durée D en fonction du nombre de coups N signal filtré

Nous soustrayons ensuite les quelques salves d'amplitude en deçà du seuil d'acquisition prédéfini dans les paramètres d'acquisition. Seuls de rares parasites (-0,5 %) sont apparus après l'élimination effectuée par le système.

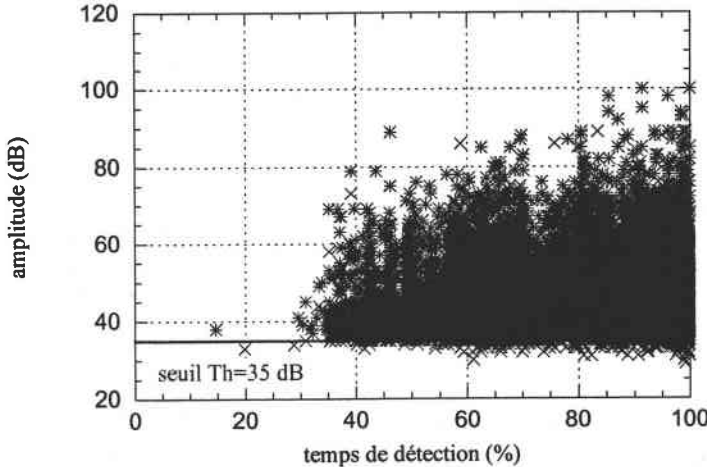


Figure III-16 : graphe historique amplitude A en fonction du temps t

Euro Physical Acoustics suggère toujours à des fins d'élimination des salves parasites de tracer la corrélation temps de montée R en fonction de la durée D , usuellement tracée en coordonnées logarithmiques (figure III-17). La définition des paramètres de forme implique que le temps de montée du signal soit inférieur à sa durée : $R/D < 1$ ou $At/K < 1$ d'après l'expression (III-3). Les points, représentatifs de salves, situés au dessus de la diagonale sont donc éliminés (-1,5 %).

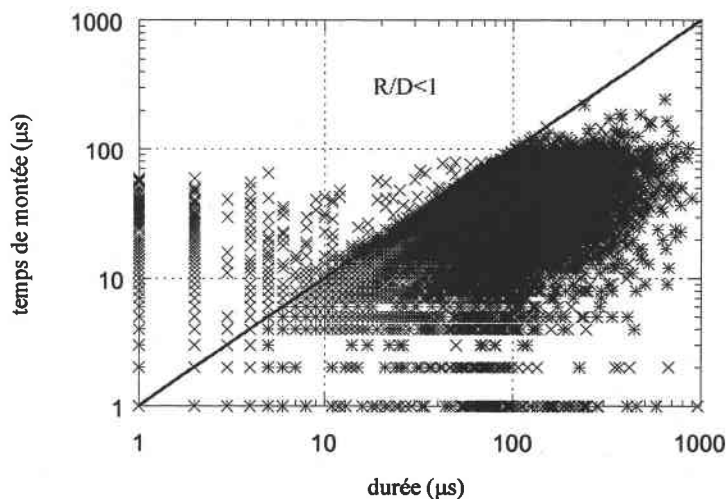


Figure III-17 : graphe de corrélation temps de montée R en fonction de la durée D

La dernière étape du filtrage consiste à retrancher de l'enregistrement les échos secondaires apparus pendant la durée d'inhibition de l'acquisition. En effet deux signaux consécutifs ne peuvent être séparés par moins de la somme des constantes HDT et HLT, soit $450 \mu\text{s}$. La figure III-18 non filtrée, qui représente l'intervalle de temps entre les événements en fonction du temps, montre un groupement de salves rapprochées d'environ $80 \mu\text{s}$ entre 35 et 76 % du temps. Bien que à éliminer, la présence de ces salves sera expliquée dans la partie localisation, qui sera traitée à l'occasion de l'analyse détaillée effectuée pour le panneau de contreplaqué okoumé-peuplier (CPOP) dans le chapitre IV.

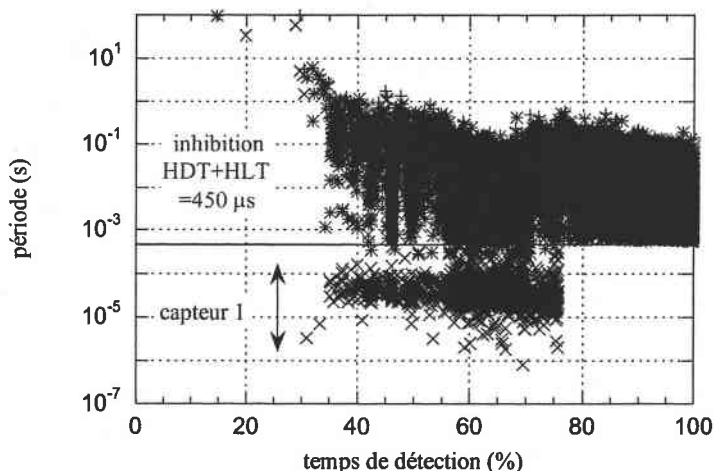


Figure III-18 : graphe historique période P en fonction du temps t

V Conclusion

Nous avons présenté dans ce chapitre l'équipement utilisé pour l'acquisition des signaux d'émission acoustique, les différents paramètres caractérisant ces signaux, et le traitement préalable nous permettant d'éliminer les salves non représentatives de la déformation de l'éprouvette. L'analyse détaillée des résultats se fera sur l'ensemble des événements représentatifs de l'EA.

Notre démarche consistera à identifier les caractéristiques des signaux devant apporter d'autres renseignements que ceux enregistrés sur les paramètres plus classiques que sont les efforts appliqués au montage et les déformations au centre de l'éprouvette. L'analyse couplée aux observations visuelles doit ainsi permettre de retracer le scénario de ruine à travers chaque pli.

CHAPITRE 4 : ANALYSE DES RESULTATS EXPERIMENTAUX

<u>I Introduction</u>	<i>p 91</i>
<u>II Présentation des panneaux testés</u>	<i>p 91</i>
<u>III Détermination des constantes élastiques locales</u>	<i>p 93</i>
<u>IV Analyse expérimentale du comportement à rupture des panneaux de contreplaqué bois</u>	<i>p 96</i>
IV-1 <u>Comportement mécanique</u>	<i>p 96</i>
IV-1-1 Panneaux de contreplaqué à un composant	<i>p 96</i>
IV-1-2 Panneaux de contreplaqué à plusieurs composants	<i>p 104</i>
IV-2 <u>Comportement acoustique</u>	<i>p 107</i>
IV-1-1 Panneaux de contreplaqué à un composant	<i>p 108</i>
IV-1-2 Panneau de contreplaqué « combi » okoumé/peuplier	<i>p 112</i>
IV-3 <u>Proposition d'un scénario de ruine</u>	<i>p 119</i>
<u>V Modélisation du comportement à rupture des éprouvettes bilan et analyse par confrontation simulation/expérience</u>	<i>p 120</i>
V-1 Analyse des résultats expérimentaux	<i>p 121</i>
V-2 Modélisation analytique du comportement à rupture	<i>p 122</i>
V-3 Simulation numérique de l'endommagement	<i>p 123</i>
V-4 Analyse du comportement des panneaux de contreplaqué okoumé	<i>p 126</i>
V-4-1 Epreuve okoumé en flexion pure à 0°	<i>p 126</i>
V-4-2 Epreuve okoumé en flexion compression à 0°	<i>p 131</i>
V-4-3 Epreuve okoumé en flexion pure à 90°	<i>p 135</i>
V-4-4 Epreuve okoumé en flexion compression à 90°	<i>p 139</i>
V-5 Conclusions sur le comportement des panneaux de contreplaqué okoumé	<i>p 144</i>
V-5-1 Commentaires sur les essais	<i>p 144</i>
V-5-2 Commentaires sur les prévisions appliquées aux éprouvettes okoumé	<i>p 144</i>
<u>VI Conclusion</u>	<i>p 145</i>

CHAPITRE 4

ANALYSE DES RESULTATS EXPERIMENTAUX

I Introduction

Ce chapitre rassemble les résultats élastiques et à rupture obtenus sur les panneaux de panneaux de contreplaqué testés en flexion et en flexion-compression. Les détails des essais sont reportés en annexe. Les modules élastiques sont déterminées dans les deux modes à partir d'une étude éléments finis. L'analyse des résultats expérimentaux de rupture combine les données mécaniques relatives aux efforts appliqués, aux déformations au centre de l'éprouvette et à la flèche, et l'ensemble des événements représentatifs de l'émission acoustique (EA). Notre démarche consiste à identifier les caractéristiques des signaux d'émission acoustique devant apporter des renseignements relatifs à l'endommagement des éprouvettes, le but étant de parvenir à retracer le scénario de ruine des panneaux de contreplaqué à travers chaque pli, en s'aidant en outre des observations visuelles. Enfin, les résultats expérimentaux seront confrontés avec des prévisions issues d'une modélisation basée sur la prise en compte des ruptures successives de plis.

Nous n'avons pas réalisé d'étude de l'influence de la vitesse de chargement sur le comportement des panneaux. L'ensemble des essais ont été effectués à la vitesse de traverse de 1 mm/min, conduisant à une vitesse de déformation de l'ordre de 10^{-5} s^{-1} sur les faces de l'éprouvette. Quelques essais réalisés aux vitesses de traverse 0.5 et 2 mm/min n'ont pas montré d'influence de la vitesse de déformation, dans la plage de vitesses envisagée.

II Présentation des panneaux testés

Nous avons testé quatre types de panneaux de contreplaqué :

Des panneaux okoumé/peuplier dits CPOP fournis par la société ISOROY dont la désignation constructeur est Navyrex faces tranchées okoumé et intérieur peuplier/okoumé car conforme à la norme NF extérieur CTB-X.

Des panneaux tout okoumé appelés Navyrex tout okoumé avec faces déroulées.

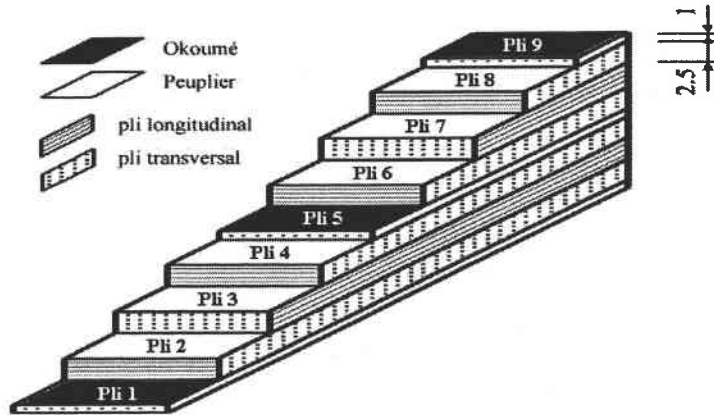
Des panneaux pin des Landes fournis par l'E.N.S.T.I.B. d'Epinal.

Des panneaux balsa.

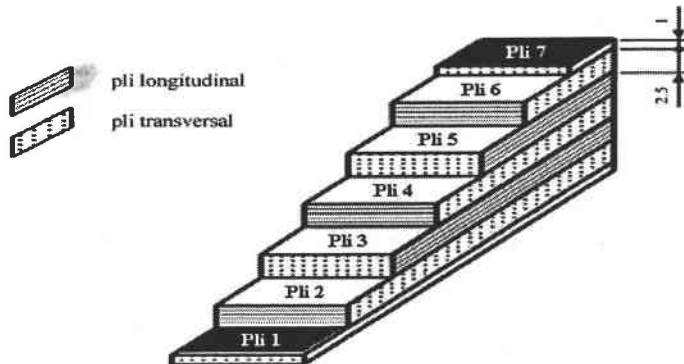
Selon l'orientation des plis superficiels (parement et contre parement) par rapport à l'axe de l'éprouvette, l'éprouvette est dite soit « face à 0° » soit « face à 90° ». Cette nomenclature est reprise pour l'appellation de l'essai.

L'organisation des plis des différents panneaux de contreplaqué est visualisée sur la figure IV-1, seule l'orientation face à 0° est schématisée.

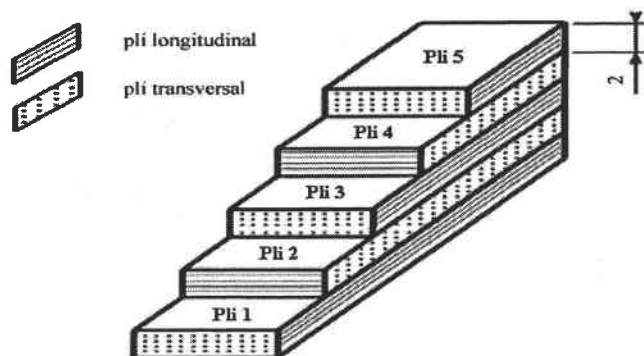
a) CPOP faces à 0° épaisseur 18 mm



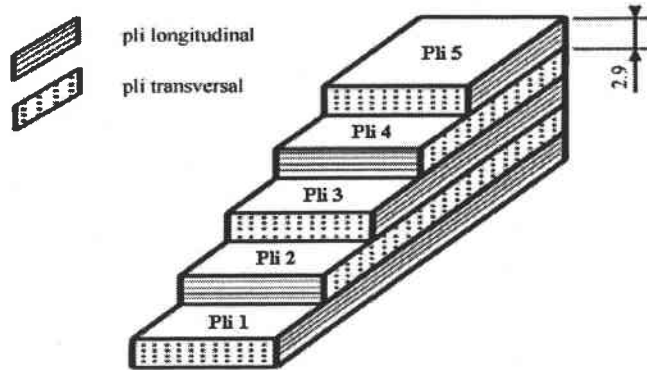
b) Okoumé faces à 0° épaisseur 15 mm



c) Pin des Landes faces à 0° épaisseur 10 mm



d) Pin des Landes faces à 0° épaisseur 15 mm



e) Balsa faces à 0° épaisseur 10 mm

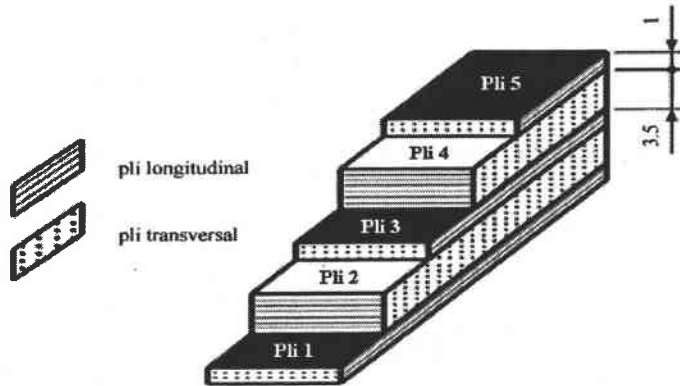


figure IV-1 : organisation des plis dans les différents panneaux de contreplaqué

On convient dans l'analyse des résultats de noter parement la face neutre ou en traction et contre-parement la face en compression.

III Détermination des constantes élastiques locales

Une première exploitation des résultats expérimentaux consiste à utiliser la théorie des plaques stratifiées élastiques pour déterminer à partir des résultats globaux les caractéristiques élastiques des plis constitutifs des panneaux de contreplaqué testés.

Les équations A-2-5 présentées en annexe 2 sont particularisées à chaque type d'empilement. Les termes de couplage étant tous nuls pour les panneaux de contreplaqué à plis croisés, le moment de flexion M_x est lié linéairement à la courbure κ_x par la seule rigidité D_{11} , qui fait intervenir les rigidités réduites des plis, Q_{11} et Q_{22} et le type d'empilement. La rigidité de flexion est donnée par le produit du module d'Young apparent et du moment d'inertie. Les expressions ci-dessous sont obtenues en éliminant ce dernier terme de chaque côté de

l'équation. L'utilisation des essais à 0° et à 90° fournit un système de 2 équations à 2 inconnues Q_{11} et Q_{22} . Nous obtenons ainsi les équations :

Pin des Landes :

$$\begin{aligned} 0.792 \times Q_{11} + 0.208 \times Q_{22} &= E_p^{0^\circ} \\ 0.208 \times Q_{11} + 0.792 \times Q_{22} &= E_p^{90^\circ} \end{aligned} \quad (IV-1)$$

Okoumé :

$$\begin{aligned} 0.4926 \times Q_{11} + 0.5074 \times Q_{22} &= E_p^{0^\circ} \\ 0.5074 \times Q_{11} + 0.4926 \times Q_{22} &= E_p^{90^\circ} \end{aligned} \quad (IV-2)$$

Balsa :

$$\begin{aligned} 0.489 \times Q_{11} + 0.511 \times Q_{22} &= E_p^{0^\circ} \\ 0.511 \times Q_{11} + 0.489 \times Q_{22} &= E_p^{90^\circ} \end{aligned} \quad (IV-3)$$

où $Q_{11} = \frac{E_1}{1 - \nu_{21}\nu_{12}}$ et $Q_{22} = \frac{E_2}{1 - \nu_{21}\nu_{12}}$ sont les rigidités réduites, avec E_1 : module longitudinal et E_2 module transversal du pli. $E_p^{0^\circ}$ et $E_p^{90^\circ}$ sont les modules apparents dans les essais à 0° et 90°, respectivement.

On remarque que les coefficients des équations sont très proches de la valeur 0.5 pour les éprouvettes balsa et okoumé. Ceci est dû à la quasi isotropie de ces panneaux de contreplaqué, avec des valeurs également très proches de $E_p^{0^\circ}$ et $E_p^{90^\circ}$, et même légèrement supérieures pour un positionnement transversal des faces par rapport à la sollicitation. Dans les deux cas ce résultat est obtenu avec des parements et contre-parements de faible épaisseur. Il faut alors une grande précision dans les déterminations des modules éprouvettes pour trouver des valeurs correctes de Q_{11} et Q_{22} . Les modules $E_p^{0^\circ}$ et $E_p^{90^\circ}$ sont obtenus selon la procédure d'analyse des résultats expérimentaux détaillée au paragraphe VII du chapitre 2. Nous avons effectué les déterminations de Q_{11} et Q_{22} à partir des résultats de flexion pure (tableau IV-1) et de flexion-compression (tableau IV-2).

La détermination du module éprouvette s'effectue en flexion pure d'après la courbe flèche en fonction du déplacement de traverse. La relation liant E_p au rapport $f/\Delta l$ a été lissée par un polynôme de degré 3.

En flexion compression, l'étude numérique réalisée au chapitre 2 a montré que l'évolution de la flèche au centre de l'éprouvette en fonction de la force montage ne dépend que du module éprouvette pour une géométrie donnée. Aussi la détermination expérimentale du module équivalent des panneaux de contreplaqué E_p se réalise commodément d'après le rapport f/F grâce à des abaques.

DETERMINATION DES MODULES MATERIAUX					
Essence	Epaisseur (mm)	Orientation (°)	Module épr. Ep (Mpa)	Modules mat.	
				Q ₁₁ (MPa)	Q ₂₂ (MPa)
Pin des Landes	10	0	5480	6730	725
		90	1972.5		
	15	0	5865	7030	1435
		90	2599.5		
Okoumé	15	0	3620	6535	790
		90	3705		
Balsa	10	0	2410	4385	520
		90	2495		

Tableau IV-1 : détermination des modules d'élasticité pour les différentes essences en utilisant les résultats en flexion pure

DETERMINATION DES MODULES MATERIAUX					
Essence	Epaisseur (mm)	Orientation (°)	Module épr. Ep (Mpa)	Modules mat.	
				Q ₁₁ (MPa)	Q ₂₂ (MPa)
Pin des Landes	10	0	5345	6535	815
		90	2005		
	15	0	5732.5	7015	845
		90	2127.5		
Okoumé	15	0	3397.5	6165	710
		90	3477.5		
Balsa	10	0	2805	5185	525
		90	2907.5		

Tableau IV-2 : détermination des modules d'élasticité pour les différentes essences en utilisant les résultats en flexion compression

On observe une bonne concordance des résultats trouvés à partir des essais de flexion et de flexion-compression. Les modules transversaux Q₂₂ sont légèrement supérieurs à Q₁₁/10 pour toutes les essences. On note une forte valeur des modules pour le balsa, compte tenu de la faible densité de ce matériau.

IV Analyse expérimentale du comportement à rupture des panneaux de contreplaqué bois

Nous cherchons ici à faire le lien entre le comportement mécanique de l'éprouvette et les caractéristiques des événements acoustiques associés, dans un premier temps en établissant la chronologie des étapes d'évolution du comportement puis en décrivant les processus d'endommagement. Nous sélectionnons la variable temps pour analyser plus commodément les évolutions du comportement. Rappelons également que l'étude numérique du chapitre 2 a permis d'établir les relations liant le moment de flexion M au centre de l'éprouvette et la force F appliquée au dispositif. La force F est donc représentative des efforts agissant au centre de l'éprouvette.

IV-1 Comportement mécanique

Nous présentons ici des évolutions schématiques de la force et des déformations en fonction du temps pour les panneaux à un composant puis en second pour les panneaux à plusieurs composants. Chaque partie sera divisée en deux sous parties faisant référence aux cas respectifs de la flexion pure et de la flexion compression. Nous renverrons pour les détails aux annexes qui reprennent chacun des panneaux décrits en paragraphe II.

IV-1-1 Panneaux de contreplaqué à un composant

Cette analyse porte sur trois types de panneaux :

- pin des Landes (Annexe 5)
- okoumé (Annexe 6)
- balsa (Annexe 7)

Chaque type d'essais a fait l'objet d'au moins 2 tests.

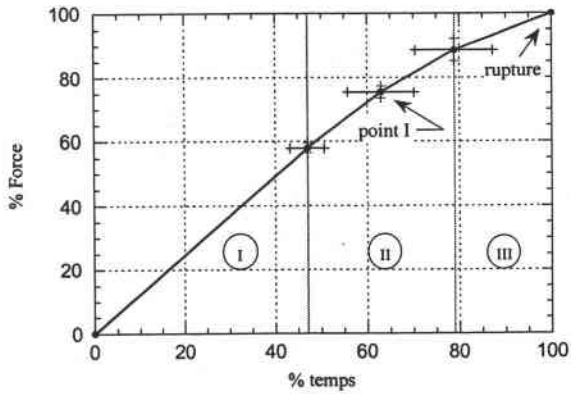
Bien que nous détaillons les résultats de la flexion pure et de la flexion compression respectivement en sous partie 1-1 et 1-2, les annexes regroupent ces deux types d'essai par essence.

IV-1-1-1 cas de la flexion pure

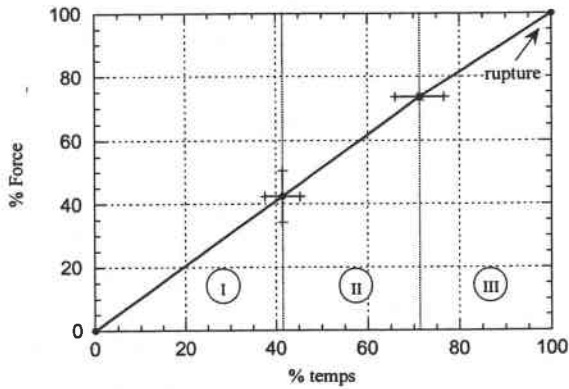
Evolution de $F(t)$

La courbe $F(t)$ décrit le comportement global de l'éprouvette. Son allure générale est intrinsèque à la sollicitation de flexion pure. Après une partie élastique linéaire (domaine I), le tracé s'incurve progressivement. Une seconde partie linéaire plus faiblement ascendant mène à la rupture fragile finale.

Afin d'apporter de la précision au tracé, on peut parfois scinder la zone non linéaire en deux sous-domaines. La limite est définie par l'intersection des droites supports des zones linéaires observées. Le point associé est noté I .



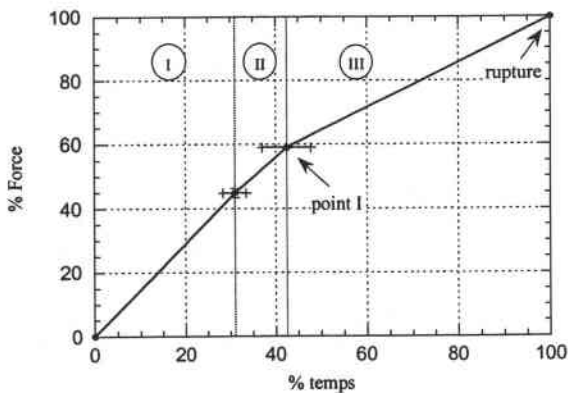
Flexion pure à 0°		
Moyenne résineux		
domaines	% temps	% Force
I	0 - 47 ^{±4}	58 ^{±1.5}
II	47 - 63 ^{±7}	75 ^{±2}
	63 - 79 ^{±8.5}	89 ^{±3.5}
III	79 - 100	100



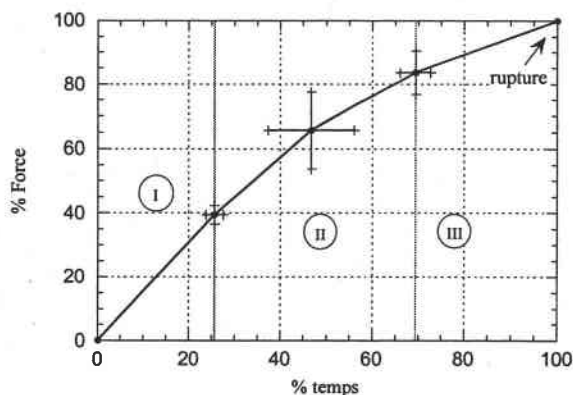
Flexion pure à 90°		
Moyenne résineux		
domaines	% temps	% Force
I	0 - 41 ^{±4}	42 ^{±8}
II	41 - 71 ^{±5.5}	73 ^{±1}
III	71 - 100	100

figure IV-2a : évolution de $F(t)$ en flexion pure – cas des résineux

La fin du domaine élastique intervient pour les résineux après 40 % du temps global de l'essai, avec un valeur légèrement plus faible pour l'orientation à 90°. Dans la configuration à 0° la variation importante de la localisation de la zone transitoire s'explique par une sensibilité à l'excentrement de l'endommagement. Le caractère fragile est prépondérant sur les éprouvettes les moins rigides.



Flexion pure à 0°		
Moyenne feuillus		
domaines	% temps	% Force
I	0 - 31 ^{±2.5}	45 ^{±1.5}
II	31 - 42 ^{±5.5}	59 ^{±0.5}
III	42 - 100	100



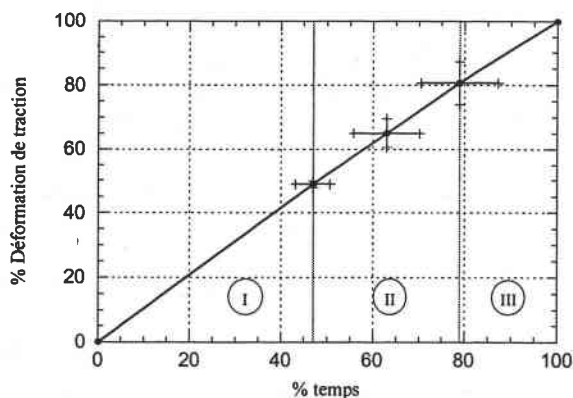
Flexion pure à 90°		
Moyenne feuillus		
domaines	% temps	% Force
I	0 - 26 ^{±2}	39 ^{±3}
II	26 - 47 ^{±9.5}	66 ^{±12}
	47 - 69 ^{±3.5}	84 ^{±7}
III	69 - 100	100

figure IV-2b : évolution de $F(t)$ en flexion pure – cas des feuillus

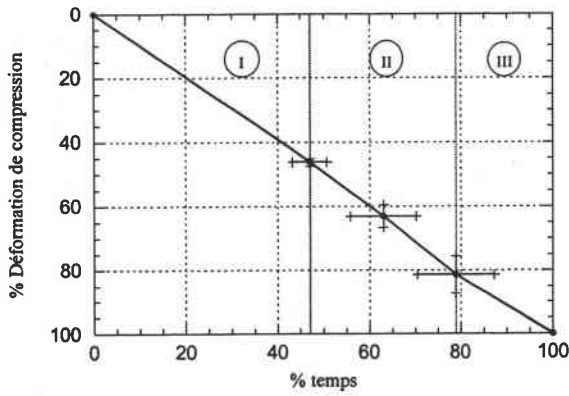
La limite élastique est rapidement atteinte pour les feuillus, au quart du temps de l'essai et 40 % de la force à rupture, comme le montre la figure IV-2b. La configuration de l'éprouvette modifie le comportement à rupture. Longitudinalement, au point I on observe un brusque changement de pente suivi d'un long domaine linéaire sans que l'on ne puisse déterminer précisément la limite du domaine III ; alors que pour les panneaux à 90° la courbure est continue.

Evolution de $\varepsilon(t)$

En complément de la force, les déformations sont mesurées au centre de l'éprouvette. En flexion pure, les courbes $\varepsilon(t)$ se caractérisent par leur grande linéarité durant l'essai quelque soit la nature du panneau. Les variations autour des valeurs moyennes restent faibles. Seul peut apparaître un léger fléchissement de la pente en fin d'essai, lié à des endommagements locaux ne se produisant pas forcément au centre de l'éprouvette. Il est rare de pouvoir enregistrer la déformation de la jauge en compression jusqu'à rupture de l'éprouvette du fait de la moindre résistance des fibres à cette sollicitation. Nous ne présentons sur la figure IV-3 que le cas des résineux en flexion à 0°.



Flexion pure à 0°		
Moyenne résineux		
domaines	% temps	% Déform. traction
I	0 - 47 ^{±4}	49 ^{±1}
II	47 - 63 ^{±7}	65 ^{±4.5}
	63 - 79 ^{±8.5}	81 ^{±6.5}
III	79 - 100	100

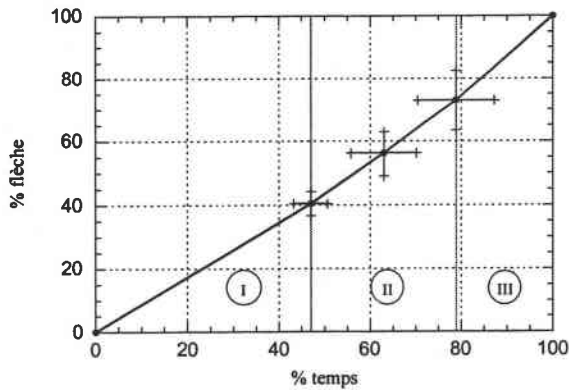


Flexion pure à 0°		
Moyenne résineux		
domaines	% temps	% Déform. compression
I	0 - 47 ^{±4}	46 ^{±1}
II	47 - 63 ^{±7}	63 ^{±3.5}
	63 - 79 ^{±8.5}	82 ^{±6}
III	79 - 100	100

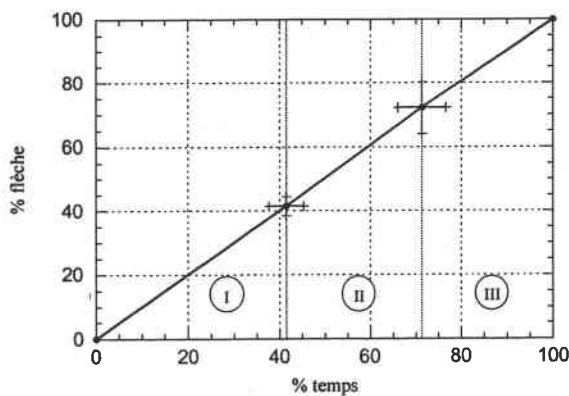
figure IV-3 : évolution de $\varepsilon(t)$ en flexion pure – cas des résineux à 0°

Evolution de $f(t)$

Tout comme les déformations, la flèche évolue proportionnellement au temps de l'essai, voire présente une sensible accélération comme pour les éprouvettes résineuses en flexion pure à 0° (figure IV-4).



Flexion pure à 0°		
Moyenne résineux		
domaines	% temps	% flèche
I	0 - 47 ^{±4}	40 ^{±4}
II	47 - 63 ^{±7}	56 ^{±7}
	63 - 79 ^{±8.5}	73 ^{±9.5}
III	79 - 100	100



Flexion pure à 90°		
Moyenne résineux		
domaines	% temps	% flèche
I	0 - 41 ^{±4}	41 ^{±3}
II	41 - 71 ^{±5.5}	72 ^{±8}
III	71 - 100	100

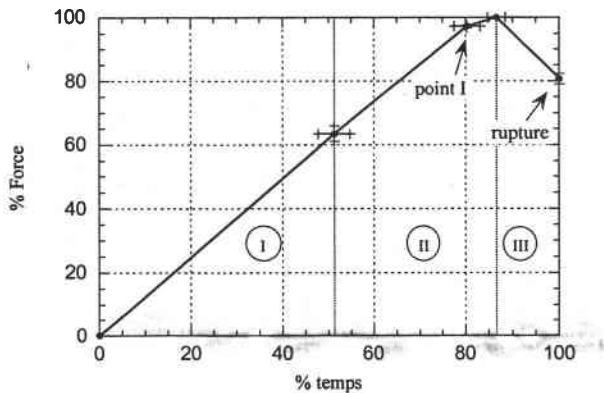
figure IV-4 : évolution de $f(t)$ en flexion pure – cas des résineux

IV-1-1-2 cas de la flexion compression

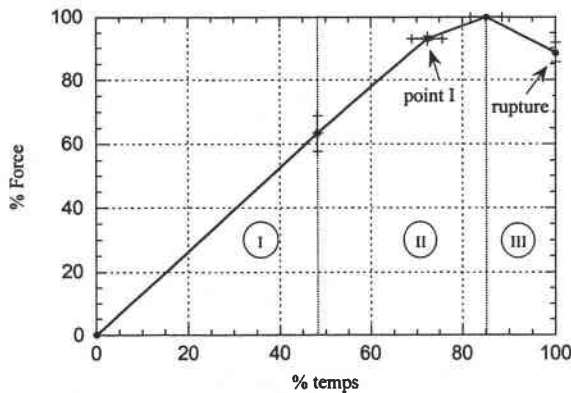
Evolution de $F(t)$

La courbe force montage en fonction du temps, typique de la sollicitation de flexion-compression fait apparaître schématiquement trois domaines. Après une partie élastique linéaire (domaine I), les premiers endommagements apparaissent dans l'éprouvette, et le tracé $F(t)$ s'infléchit. A partir du maximum de force, le panneau de contreplaqué entre dans une phase post-critique notée III, et la ruine devient inévitable. Si l'essai peut se poursuivre encore, contrairement à la flexion pure, la résistance reste grande au moment de la rupture finale, avec une chute de force, sur l'ensemble des essais, inférieure à 30 % par rapport à la force maximale. La rupture finale est donc brutale, et de caractère fragile.

On peut aussi diviser la zone non linéaire ascendante en deux sous-domaines : le domaine de transition et le domaine curviligne ascendant. La limite est définie par l'intersection de la droite élastique linéaire et l'horizontale passant par le point de force maximum.

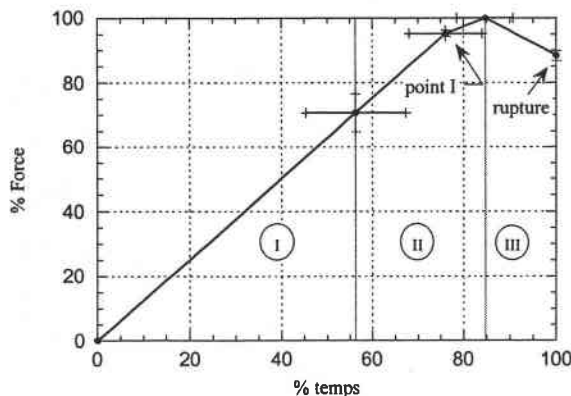


Flexion-compression à 0°		
Moyenne résineux		
domaines	% temps	% Force
I	0 - 51 ^{±3.5}	63 ^{±2.5}
II	51 - 80 ^{±3}	97 ^{±0.5}
	80 - 87 ^{±2}	100
III	87 - 100	81 ^{±1.5}

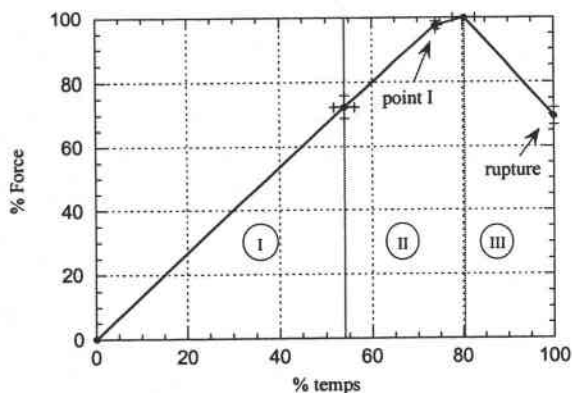


Flexion-compression à 90°		
Moyenne résineux		
domaines	% temps	% Force
I	0 - 48 ^{±0.5}	63 ^{±5.5}
II	48 - 72 ^{±3.5}	93 ^{±1}
	72 - 85 ^{±3.5}	100
III	85 - 100	88 ^{±2.5}

figure IV-5a : évolution de $F(t)$ en flexion compression – cas des résineux



Flexion-compression à 0°		
Moyenne feuillus		
domaines	% temps	% Force
I	0 - 56 ^{±11}	71 ^{±6}
II	56 - 76 ^{±8}	95 ^{±1}
	76 - 85 ^{±6}	100
III	85 - 100	88 ^{±1.5}



Flexion-compression à 90°		
Moyenne feuillus		
domaines	% temps	% Force
I	0 - 54 ^{±2}	72 ^{±3.5}
II	54 - 74 ^{±0.5}	97 ^{±1.5}
	74 - 80 ^{±2.5}	100
III	80 - 100	69 ^{±3}

figure IV-5b : évolution de $F(t)$ en flexion compression – cas des feuillus

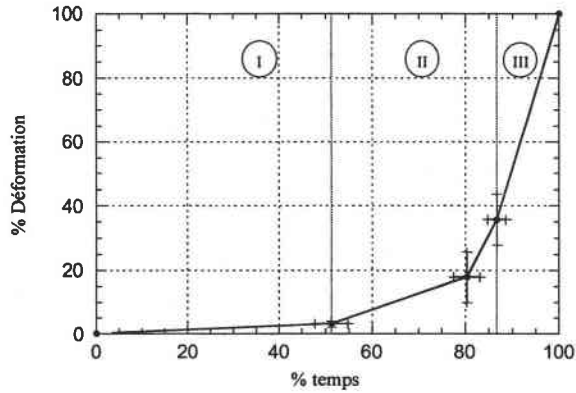
Les bornes des domaines diffèrent peu selon les essences. La fin du domaine élastique intervient après la moitié de l'essai, tandis que le maximum de force se situe autour de 80 % de la durée. La différence se situe au niveau de force atteinte à la fin de la partie linéaire, 72 % de la force maximale pour les feuillus contre 63 % pour les résineux, de microstructure plus hétérogène. La forte variabilité du tracé des feuillus à 0° en pourcentage de temps, contrairement à la force, est attribué à la structure de l'éprouvette balsa qui présente un fort élançement et seulement des plis longitudinaux fins favorisant la dissymétrie du montage.

Le renseignement principal de ces tracés concerne la rupture. On remarque tout d'abord la faible fluctuation autour des valeurs avec un maximum de ± 3 % mais leur grande variation entre sollicitation. Il convient de rapprocher les panneaux de résineux à 0° et ceux de feuillus à 90° par la présence dans leur stratification d'épais plis longitudinaux en périphérie ; la différence d'orientation est due aux parements fins sur les éprouvettes de feuillus. Une chute de force importante accompagne la rupture sans fibre d'un pli à 0°, particulièrement pour les feuillus.

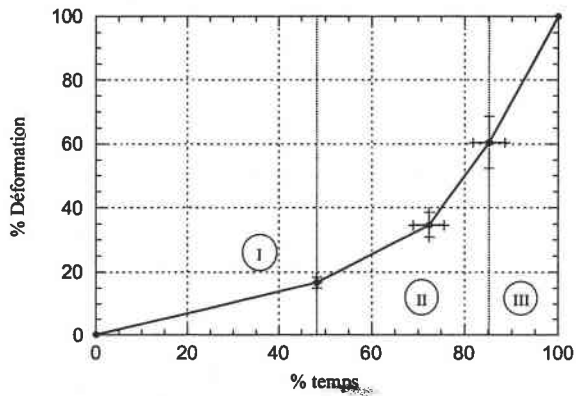
Evolution de $\varepsilon(t)$

Les figures IV-6 montrent globalement les trois mêmes domaines que précédemment. En accord avec la sollicitation appliquée, nous obtenons un premier domaine noté I où les déformations sont localisées en compression. Après une phase de transition (domaine II) et l'incurvation des courbes, une accélération des déformations est enregistrée quelle que soit la face. Les endommagements au sein de l'éprouvette ont changé la nature de l'essai, engendrant de la traction sur le parement et des rapports de déformation différents.

Plus encore que pour la flexion pure, on observe un comportement complexe pour la déformation de la jauge en compression. Si les fins des domaines élastiques de ε_t et de ε_c interviennent au même instant, des phénomènes locaux apparaissent au niveau du contreparement, très fortement sollicité, et peuvent expliquer la décélération de ε_c dans le domaine III. Autour des jauges, se sont produites des ruptures de fibres influençant la mesure de la déformation, mais ces « accidents » dans cette zone fissurée sont bien le résultat des endommagements à cœur. On ne représentera ici que l'évolution de la déformation de traction $\varepsilon_t(t)$, mais un tracé typique de $\varepsilon_c(t)$ en flexion compression serait celui que l'on peut voir sur l'éprouvette deux composants en figure IV-9.

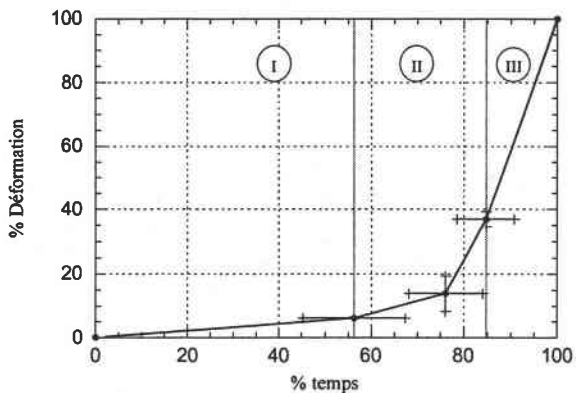


Flexion-compression à 0°		
Moyenne résineux		
domaines	% temps	% Déformation
I	0 - 51 ^{±3.5}	3 ^{±1}
II	51 - 80 ^{±3}	18 ^{±8}
	80 - 87 ^{±2}	36 ^{±8}
III	87 - 100	100

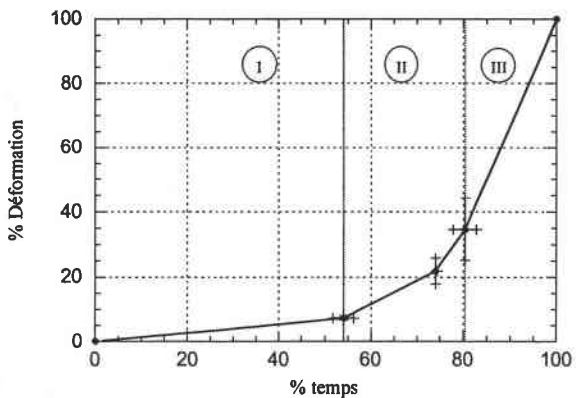


Flexion-compression à 90°		
Moyenne résineux		
domaines	% temps	% Déformation
I	0 - 48 ^{±0.5}	17 ^{±1.5}
II	48 - 72 ^{±3.5}	35 ^{±4}
	72 - 85 ^{±3.5}	60 ^{±8}
III	85 - 100	100

figure IV-6a : évolution de $\varepsilon(t)$ en flexion compression – cas des résineux



Flexion-compression à 0°		
Moyenne feuillus		
domaines	% temps	% Déformation
I	0 - 56 ^{±11}	6 ^{±0.5}
II	56 - 76 ^{±8}	14 ^{±5.5}
	76 - 85 ^{±6}	37 ^{±2.5}
III	85 - 100	100



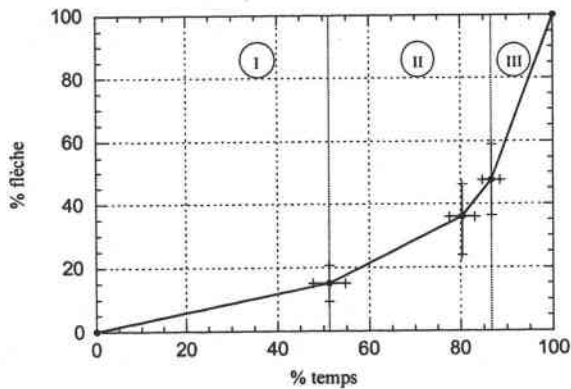
Flexion-compression à 90°		
Moyenne feuillus		
domaines	% temps	% Déformation
I	0 - 54 ^{±2}	7 ^{±1}
II	54 - 74 ^{±0.5}	22 ^{±4}
	74 - 80 ^{±2.5}	35 ^{±9.5}
III	80 - 100	100

figure IV-6b : évolution de $\varepsilon(t)$ en flexion compression – cas des feuillus

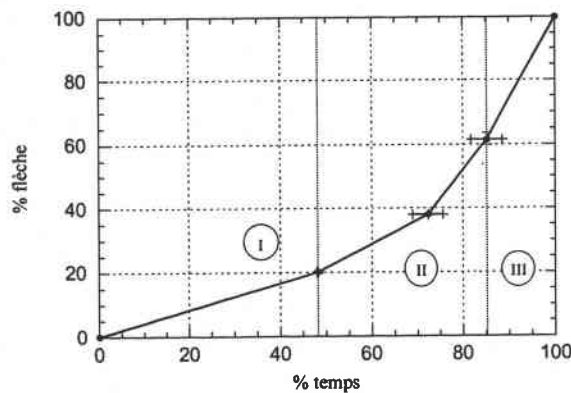
Les découpages des courbes $F(t)$ et $\varepsilon(t)$ sont comparables pour la jauge située sur la face en traction, initialement non sollicitée et éloignée des endommagements créés au niveau du contre-parement. A partir du moment où la force de traction est maximum les déformations retrouvent une évolution linéaire très rapide conduisant à la rupture. C'est probablement ce qui aurait dû arriver pour $\varepsilon_c(t)$ si la jauge en compression n'avait pas été endommagée.

L'apparition de déformations de traction dans le domaine élastique des résineux en flexion compression à 90° s'explique par l'anisotropie des panneaux ; nous avons fait le choix de conserver la géométrie du montage. Les éprouvettes de feuillus sont elles isotropes dans le plan, ce qui se retrouve sur les tracés. Il semble que l'évolution des déformations $\varepsilon(t)$ soit intrinsèque à la sollicitation. Au maximum de force, soit autour de 85 % de la durée de l'essai, la déformation se situe seulement à 35 % environ de sa valeur à rupture. L'incurvation durant le domaine transitoire II est différent selon l'orientation des éprouvettes de feuillus, intervenant plus tôt à 0° .

Evolution de $f(t)$

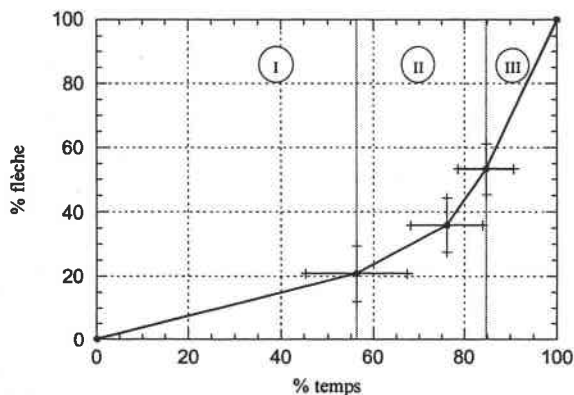


Flexion-compression à 0°		
Moyenne résineux		
domaines	% temps	% flèche
I	0 - 51 ± 3.5	15 ± 5.5
II	51 - 80 ± 3	36 ± 11
	80 - 87 ± 2	48 ± 11
III	87 - 100	100

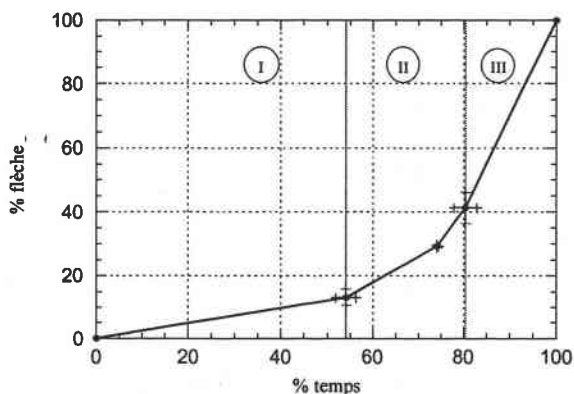


Flexion-compression à 90°		
Moyenne résineux		
domaines	% temps	% flèche
I	0 - 48 ± 0.5	20 ± 0.5
II	48 - 72 ± 3.5	38 ± 0.5
	72 - 85 ± 3.5	61.5 ± 2
III	85 - 100	100

figure IV-7a : évolution de $f(t)$ en flexion compression – cas des résineux



Flexion-compression à 0°		
Moyenne feuillus		
domaines	% temps	% flèche
I	0 - 56 ^{±11}	21 ^{±8.5}
II	56 - 76 ^{±8}	36 ^{±8.5}
	76 - 85 ^{±6}	53 ^{±8}
III	85 - 100	100



Flexion-compression à 90°		
Moyenne feuillus		
domaines	% temps	% flèche
I	0 - 54 ^{±2}	13 ^{±3}
II	54 - 74 ^{±0.5}	29 ^{±0.5}
	74 - 80 ^{±2.5}	41 ^{±5}
III	80 - 100	100

figure IV-7b : évolution de $f(t)$ en flexion compression – cas des feuillus

On retrouve là encore les trois mêmes domaines. Les tracés de $\epsilon(t)$ et $f(t)$ sont comparables. En fin de domaine élastique la flèche se situe à moins de 20 % de sa valeur à rupture. La répartition de la flèche dans les domaines est très variable pour les éprouvettes à 0°. On peut noter que les panneaux présentant des plis transversaux en périphérie, résineux à 90° et feuillus à 0°, ont des flèches à la force maximale plus importantes. La rotation se localise au centre de l'éprouvette.

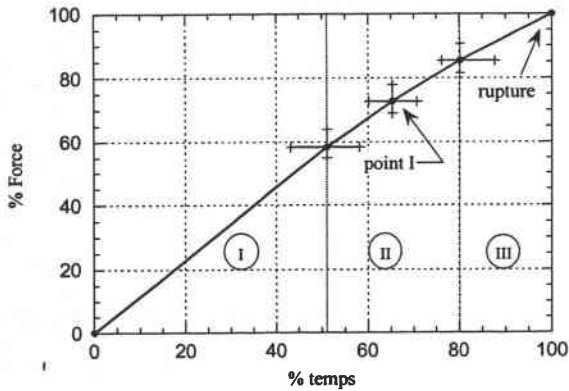
IV-1-2 Panneaux de contreplaqué à plusieurs composants

L'analyse porte sur un seul type de panneaux, le panneau de contreplaqué okoumé/peuplier qui a fait l'objet de 12 tests, comme chaque type de panneaux à un composant. Les résultats sont présentés de façon analogues à ceux des panneaux un composant et nous renverrons à l'annexe 9 pour les détails.

Il convient de comparer tout particulièrement les panneaux « combi » okoumé/peuplier avec les panneaux tout okoumé qui sont conçus tout deux pour la même utilisation en milieu humide. L'adjonction de plis intérieurs moins nobles en peuplier se justifie par la recherche d'un meilleur coût de fabrication.

IV-1-2-1 cas de la flexion pure

Evolution de $F(t)$

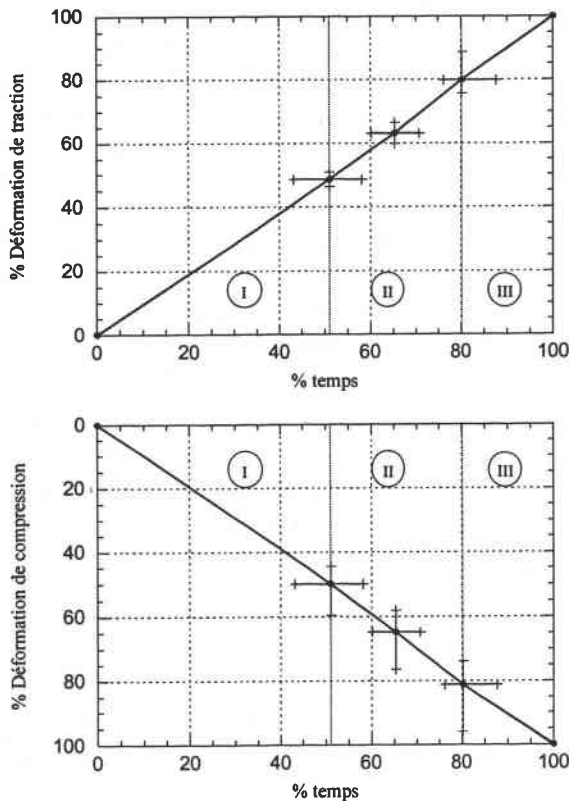


Flexion pure à 0°		
Okoumé / peuplier		
domaines	% temps	% Force
I	0 - 51 ⁺⁷ ₋₄	58 ⁺⁶ ₋₃
II	51 - 65 ^{+5.5} ₋₅	73 ⁺⁵ ₋₄
	65 - 80 ^{+7.5} ₋₄	85 ⁺⁵ ₋₄
III	80 - 100	100

figure IV-8 : évolution de $F(t)$ en flexion pure à 0° – cas du CPOP

L'évolution de la force présente une très bonne linéarité jusqu'à la moitié de l'essai puis ne s'incurve que très sensiblement, si bien qu'il est difficile à partir de ce seul graphe de déterminer des zones précises. Le panneau okoumé-peuplier est très homogène de part ses neuf plis.

Evolution de $\varepsilon(t)$



Flexion pure à 0°		
Okoumé / peuplier		
domaines	% temps	% Déform. traction
I	0 - 51 ⁺⁷ ₋₄	48 ⁺² ₋₂
II	51 - 65 ^{+5.5} ₋₅	63 ⁺³ ₋₃
	65 - 80 ^{+7.5} ₋₄	80 ⁺⁹ ₋₄
III	80 - 100	100

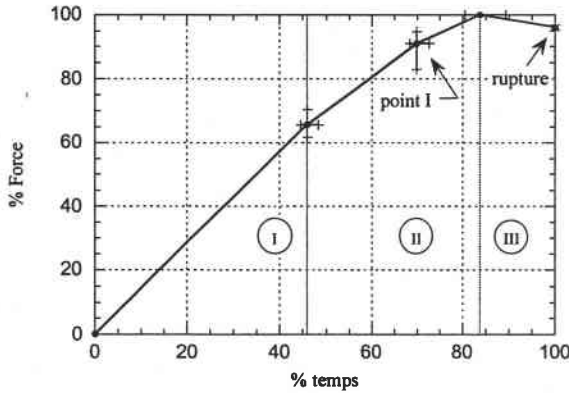
Flexion pure à 0°		
Okoumé / peuplier		
domaines	% temps	% Déform. compression
I	0 - 51 ⁺⁷ ₋₄	50 ^{+9.5} _{-5.5}
II	51 - 65 ^{+5.5} ₋₅	65 ^{+11.5} _{-6.5}
	65 - 80 ^{+7.5} ₋₄	81 ^{+14.5} ₋₇
III	80 - 100	100

figure IV-9 : évolution de $\varepsilon(t)$ en flexion pure à 0° – cas du CPOP

Comme pour l'ensemble des panneaux un composant, le tracé de $\varepsilon(t)$ est linéaire, tout comme l'est celui de la flèche dont le graphe est en annexe. La séparation des domaines I, II et III peut coïncider avec deux discontinuités sur l'enregistrement de $\varepsilon(t)$ correspondant à des fissurations locales. La continuité du contre-parement a permis de poursuivre le tracé jusqu'à rupture ; la décélération de la pente n'a lieu qu'en toute fin d'essai. La rupture a été très brutale.

IV-1-2-2 cas de la flexion compression

Evolution de $F(t)$



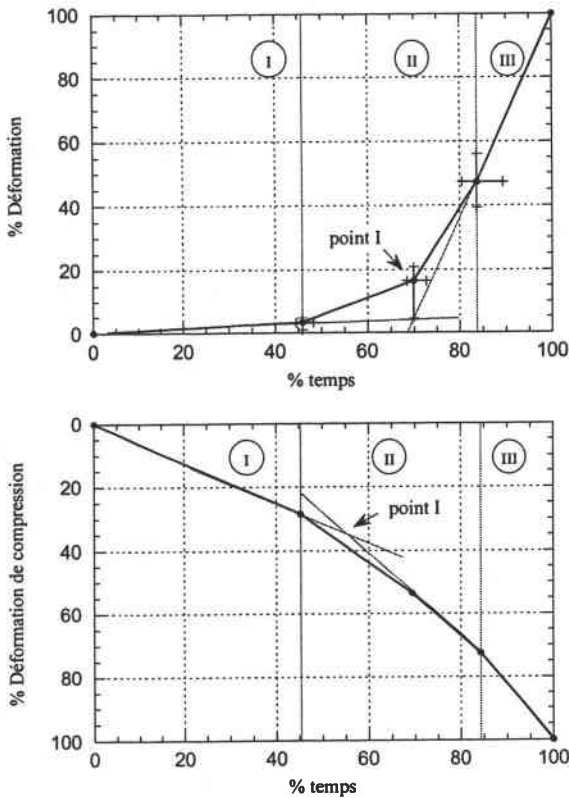
Flexion compression à 0°		
Okoumé / peuplier		
domaines	% temps	% Force
I	0 - 49 ^{+2.5} _{-1.5}	66 ⁺⁵ ₋₄
II	49 - 70 ^{+2.5} _{-1.5}	91 ⁺⁴ ₋₈
	70 - 84 ^{+5.5} ₋₃	100
III	84 - 100	96 ⁺¹ ₋₁

figure IV-10 : évolution de $F(t)$ en flexion compression à 0° – cas du CPOP

La limite élastique est atteinte pour la même valeur, 65 % de la force maximale, que le panneau de contreplaqué tout okoumé. La rupture est encore plus brutale avec une charge quasi-constante sur le domaine III. L'épaisseur plus grande de ce panneau, plus que l'essence peuplier, en serait l'origine.

Evolution de $\varepsilon(t)$

Si les fins des domaines élastiques de εt et εc interviennent au même instant, on observe un comportement complexe pour la déformation au niveau du contre-parement, les endommagements ne permettant pas généralement de conserver l'enregistrement jusqu'à la rupture de l'éprouvette (un seul essai est présenté sur le graphe $\varepsilon c(t)$). Les zones de transition de εt et εc ne sont plus en concordance. On définit à nouveau des points notés I, par l'intersection des droites supports des zones linéaires observées. L'incurvation a lieu plus tôt en compression. Des phénomènes locaux apparaissent dans la deuxième moitié de l'essai au niveau du contre-parement, très fortement sollicité, et peuvent expliquer la décélération de εc .



Flexion compression à 0°		
Okoumé / peuplier		
domaines	% temps	% Déform. traction
I	0 - 49 ^{+2.5} _{-1.5}	3 ^{+1.5} ₋₂
II	49 - 70 ^{+2.5} _{-1.5}	16 ⁺⁴ ₋₁₂
	70 - 84 ^{+5.5} ₋₃	47 ^{+8.5} ₋₈
III	84 - 100	100

Flexion compression à 0°		
Okoumé / peuplier		
domaines	% temps	% Déform. compression
I	0 - 45	29
II	45 - 69	53
	69 - 84	72
III	84 - 100	100

figure IV-11 : évolution de $\varepsilon(t)$ en flexion compression à 0° – cas du CPOP

IV-2 Comportement acoustique

Il apparaît difficile de présenter des résultats généraux pour l'ensemble des panneaux, on particularisera au cas par cas en reportant aux annexes 5 à 9. Cependant les données d'émission acoustique apportent des renseignements utiles voire indispensables à la bonne compréhension des phénomènes d'endommagement et de ruine. La procédure d'analyse qui permet de parvenir aux scénarios d'endommagement est la suivante :

Le suivi de l'émission acoustique se fait à travers l'énergie moyenne car sa variation nous permet le recoupement avec les quatre domaines observés sur les variations de $F(t)$ au cours de l'endommagement de l'éprouvette. L'énergie moyenne est définie comme étant le rapport à l'instant t entre l'énergie cumulée et le nombre d'événements cumulés. Toutefois dans ce mode cumulatif, on focalisera notre attention sur les variations de cette courbe plutôt que sur les valeurs atteintes car le poids des événements passés augmente en cours d'essai. Nous regarderons dans le cadre de chaque domaine quelles variations de l'énergie moyenne sont observées afin de voir si l'émission acoustique apporte des renseignements supplémentaires.

Après la valeur moyenne des énergies des signaux, on regarde la répartition des événements dans les différentes zones comportementales, c'est-à-dire que l'on suit l'activité acoustique de l'éprouvette. Si pour un mode d'endommagement fragile, comme peut l'être la sollicitation de flexion pure, l'activité est grandissante à l'approche de la rupture, les

éprouvettes stratifiées peuvent présenter plusieurs cycles de ruine. La séparation des enregistrements issus de chaque capteur permet de localiser les sources d'endommagement.

La comparaison entre les graphiques de l'énergie moyenne et du nombre d'événements pendant l'essai laisse pressentir l'évolution de l'intensité des signaux. Le suivi de l'énergie instantanée fait ressortir les pics. Des événements très brefs, donc non observables au travers de l'activité acoustique, peuvent être brutaux, comme les ruptures en traction des éprouvettes. Si la masse des événements est trop importante, il est souhaitable de les regrouper en population ou sur un intervalle de temps donné, pour analyser les variations du paramètre du signal durant l'essai.

L'analyse peut encore être raffinée en étudiant la forme des salves à travers des corrélations entre ses paramètres, dont l'énergie n'est que l'intégration. On ne cherchera plus ici à filtrer les signaux parasites, mais à caractériser le mode d'endommagement, qui sera quantifié grâce à l'analyse statistique de Pollock.

C'est le panneau de contreplaqué « combi » okoumé/peuplier qui rend le mieux compte des capacités de l'émission acoustique dans ce domaine. C'est donc sur ce matériau que portera une analyse didactique dans le texte général (les analyses détaillées relatives à chaque essai apparaissent dans les annexes). Par contre ce matériau est trop complexe dans sa structure pour la confrontation avec la modélisation basée sur la prise en compte des ruptures successives de plis, présentée en paragraphe V, où un panneau de contreplaqué à une essence nous paraît plus adapté. Aussi nous avons choisi de donner également mais de façon plus schématiques les résultats issus de l'émission acoustique (scénario d'endommagement) sur l'okoumé (avec photo post-mortem) qui est le matériau « clé » du panneau de contreplaqué combi okoumé/peuplier.

IV-2-1 Panneaux de contreplaqué à un composant

Les scénarios d'endommagement obtenus à l'aide de la procédure pré-citée sont donnés en annexes. Les phénomènes de ruine dépendent de la stratification. Par contre on a des résultats reproductifs par sollicitation, par type de plis, par matériau.

Ainsi le positionnement des capteurs détermine les modes de propagation :

En flexion compression, la localisation des capteurs sur le parement explique la concentration des pics d'énergie en fin d'essai avant la rupture de l'éprouvette en traction. De même, les signaux provenant des plis en compression sont peu énergétiques car fortement atténués lorsqu'ils traversent l'épaisseur du panneau de contreplaqué. Seuls des signaux isolés très énergétiques vont arriver sur le côté opposé à la zone endommagée en suivant les fibres ; il semble que ces signaux soient des contrecoups ou des rebonds.

En flexion pure, les signaux proviennent aussi majoritairement de la traction (capteur 1) en partie à cause des modes de propagation d'ondes. La traction augmente la distance entre les fibres facilitant le passage de l'onde alors que la compression les ressert.

L'atténuation est aussi pour les plis centraux du stratifié car l'onde doit traverser des plis longitudinaux résistants.

On observe également beaucoup plus d'événements sur les éprouvettes épaisses.

Les mécanismes de ruine sont différents selon le positionnement des plis dans le stratifié :

- Les plis transversaux s'endommagent par un grand nombre de coups peu énergétiques.
- Les plis longitudinaux cèdent en libérant une plus grande énergie. La rupture en traction est particulièrement brutale alors que la ruine en compression apparaît progressive mais localisée sur l'éprouvette.
- A l'interface entre plis perpendiculaires, un décollement produira un pic d'énergie supérieur à une rupture de pli. Cet événement singulier est suivi d'une période de faible intensité acoustique comme le montre le graphe de l'énergie mobile.

La nature de l'éprouvette intervient également, on différenciera principalement les essences résineuses et feuillues :

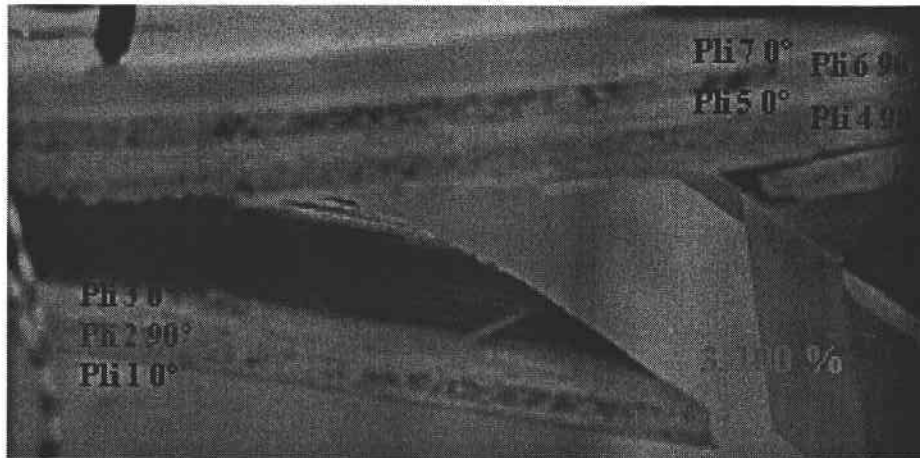
La nature fibreuse et hétérogène du bois résineux augure d'une rupture plus ductile. La fin des enregistrements d'émission acoustique est marquée par des moments peu actifs entre des groupements de pics semblant traduire une propagation discontinue de l'endommagement. Les faces perpendiculaires semblent supporter une forte courbure.

Le caractère fragile des feuillus se traduit par la croissance exponentielle de l'activité acoustique avant la rupture de l'éprouvette et par l'incompatibilité des déformations aux interfaces des plis croisés en compression, aboutissant au délaminage du contre-parement avec son pli adjacent.

La finesse de la texture de l'okoumé apparaît dans la typologie de l'endommagement de ses parements, leurs fibres se plissent avant qu'une rupture ne soit repérable dans l'épaisseur des plis. L'absence de défauts macroscopiques retarde la détection des premiers événements acoustiques.

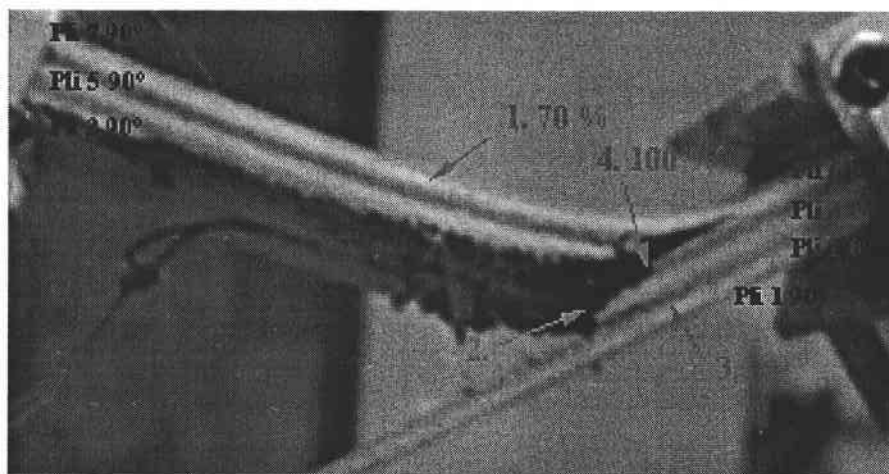
La faible densité du balsa facilite la propagation des ondes. Très tôt dans le déroulement de l'essai, de nombreux événements libèrent beaucoup d'énergie. Pour les éprouvettes à 0°, la grande proportion de plis transversaux explique peut être aussi ce phénomène. Les différentes fibres se repositionnent pour s'adapter à la déformation. On note d'ailleurs sur les relevés une phase d'accommodation de l'éprouvette reconnaissable par un moment de silence sur l'émission acoustique. La fissure saute de fibre en fibre accompagnée de craquements audibles.

Nous présentons pour le cas particulier de l'okoumé, dont le comportement à rupture sera étudié au paragraphe V, de façon schématique les scénarios d'endommagement.



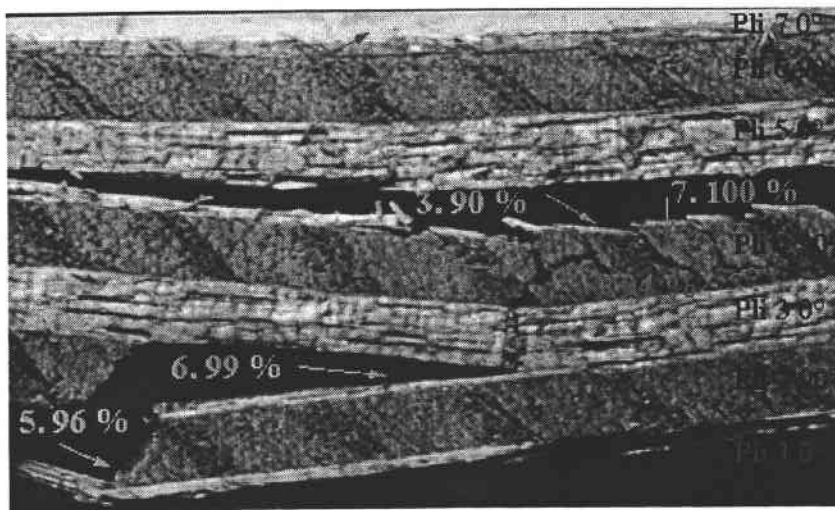
Étapes	% de temps	Plis	Endommagements
1.		7 à 0°	Rugosité au niveau de la pliure
2.		5 à 0°	En compression longitudinale
3.	100 %	1 à 0° avec 2 et 3	Rupture finale en traction

Scénario d'endommagement de l'éprouvette okoumé 15 mm 0° en flexion pure



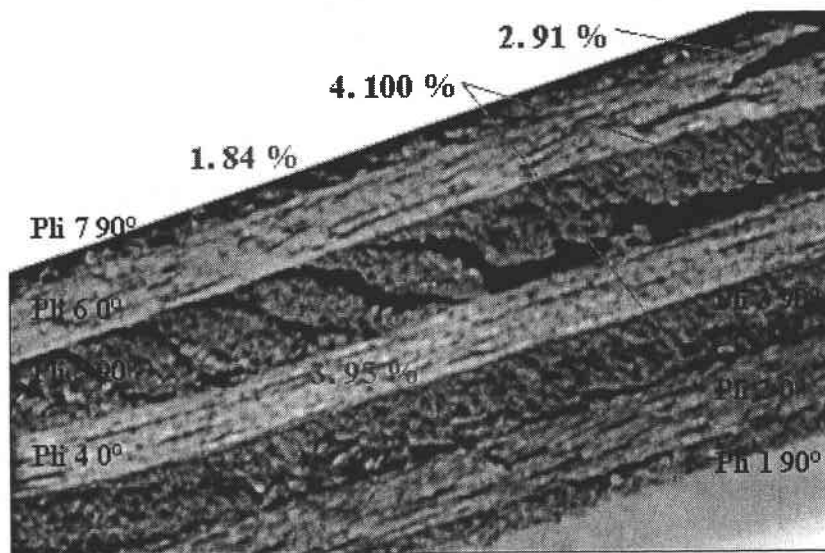
Étapes	% de temps	Plis	Endommagements
1.	70 %	6 à 0° puis 7 à 90°	En compression longitudinale Plissement du contre-parement
2.		4 à 0°	En compression longitudinale
3.		3 à 90°	A l'interface du pli 2 (décohésion)
4.	100 %	1 6	Rupture finale en traction

Scénario d'endommagement de l'éprouvette okoumé 15 mm 90° en flexion pure



Etapes	% de temps	Plis	Endommagements
1.	70 à 84 %	7 à 0°	Plissement du contre-parement
2.	87 %	4 à 90°	Fissuration transverse
3.	90 %	5 à 0°	Passage à l'interface avec le pli 4
4.	94 %	3 à 0°	Pénétration (traction)
5.	96 %	1 à 0° puis 2 à 90°	Rupture jauge en traction
6.	99 %	3 à 0°	Ouverture de l'éprouvette
7.	100 %	4 à 90° et 5 à 0°	Décohésion du pli 4 transversal Rupture sens fibre dans le pli 5

Scénario d'endommagement de l'éprouvette okoumé 15 mm 0° en flexion-compression



Etapes	% de temps	Plis	Endommagements
1.	84 %	7 à 90°	Plissement de la jauge
2.	91 %	6 à 0°	En compression longitudinale
3.	95 %	4 à 0°	A l'interface du pli 2 (décohésion)
4.	100 %	3 et 5 à 90°	Fissurations transverses puis décohésion

Scénario d'endommagement de l'éprouvette okoumé 15 mm 90° en flexion-compression

IV-2-2 Panneau de contreplaqué « combi » okoumé/peuplier

Ce matériau est le plus intéressant dans l'étude de l'apport de la technique de l'émission acoustique, plus particulièrement en flexion compression. On détaille ici sous forme didactique cet apport.

Evolution de l'énergie moyenne

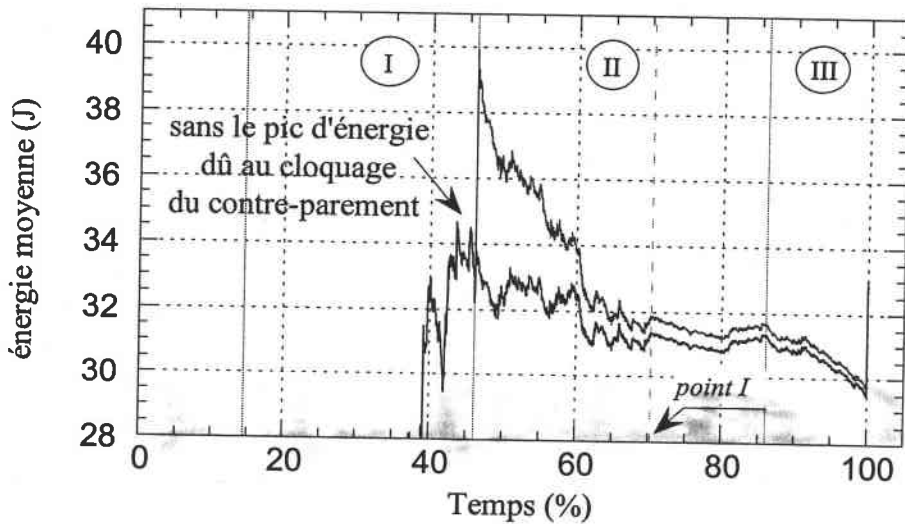


Figure IV-12 : évolution de l'énergie moyenne en fonction du temps (CPOP en flexion-compression)

Le domaine élastique des éprouvettes est dépourvue d'activité acoustique majeure. L'enregistrement commence véritablement avec l'incurvation des tracés de déformation. Certains événements isolés, comme le cloquage du contre-parement, perturbent l'allures des courbes. L'analyse notamment par rapport aux valeurs atteintes doit tenir compte du faible nombre de valeurs. Une tendance à la décroissance peut s'expliquer par des zones peu intenses postérieures aux pics de forte intensité, comme observés sur l'instantané. A partir du point *I* le grand nombre de données a pour effet de limiter les fluctuations du tracé. En flexion compression, l'énergie augmente à la force maximale. On observe une diminution de l'énergie moyenne en fin d'essai, cette baisse sensible est due principalement au fait que le nombre d'événements augmente alors que l'énergie diminue.

En conclusion, les trois domaines décrivant le comportement mécanique du panneau de contreplaqué en flexion-compression sont bien représentés et l'émission acoustique permet même de les détailler. Les singularités de la courbe $\varepsilon c(t)$ sont reproduites. Leurs frontières maintenant connues, on s'attachera donc à les caractériser, tout d'abord en suivant l'évolution de l'activité acoustique.

Evolution de l'activité acoustique

L'évolution du nombre d'événements captés en fonction du temps, représentée sur la figure IV-13, fait encore apparaître quatre zones principales:

On retrouve un silence de départ dû à l'effet Kaiser provoqué par les charges et décharges qui ont pour but la stabilisation du dispositif.

Classiquement un essai quasi statique se décompose en une variation lente et quasi linéaire de l'activité suivie d'une évolution accélérée jusqu'à rupture dont la répartition dépend principalement de la nature de l'essence. Ici nous retrouvons deux fois ce schéma, comme si la rupture avait eu lieu en deux étapes. Le domaine II est nettement divisé en trois phases.

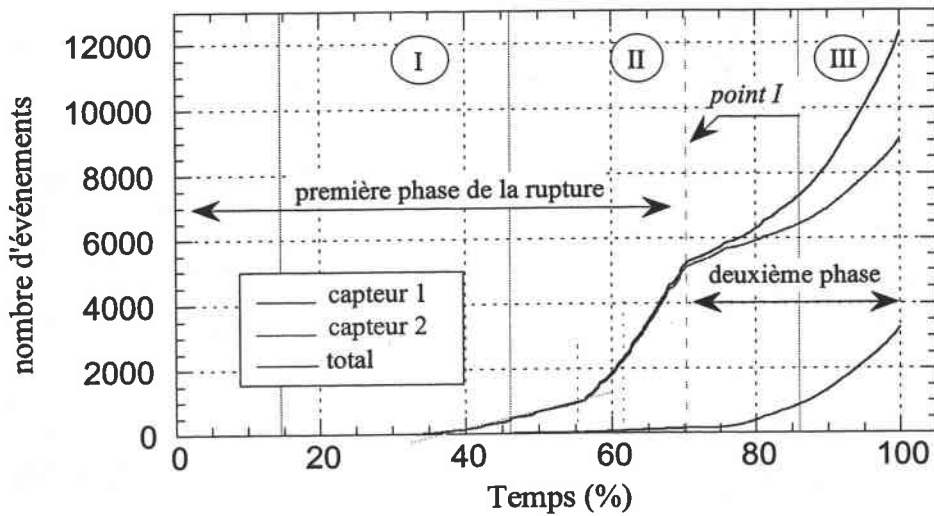


Figure IV-13 : évolution de l'activité acoustique en fonction du temps (CPOP en flexion-compression)

On peut faire dans un premier temps le rapprochement avec les déformations de compression car la phase lente perdure jusqu'à 57 % avant de s'accélérer nettement. Lorsque l'on entre dans le domaine curviligne de $F(t)$ après le point I, l'activité reprend un court moment une croissance comparable à celle que l'on avait enregistré en début de l'essai, avant de s'accélérer définitivement. Le point à 86 % correspond au passage de l'éprouvette dans son domaine post-critique III.

Chaque variation de l'activité marque le début d'un nouvel état d'endommagement de l'éprouvette mais apporte un complément sur le mécanisme de rupture du panneau de contreplaqué. On remarque que la fin des zones caractérisées par de fortes activités de l'EA, domaines de transition II et post-critique III, semble coïncider avec la rupture des plis longitudinaux, au nombre de deux. Ceux-ci, plus rigides que les plis transversaux, atténuent moins le signal et arrivent plus vite au niveau du capteur. De même la distance séparant les plis du parement doit être prise en compte à cause de la dispersion du signal, ce qui peut expliquer la sensible différence de pente entre les parties.

Un autre aspect de cet essai apparaît sur la figure IV-13 grâce à la séparation des signaux issus de chaque capteur, dont on va détailler les spécificités.

Il est intéressant de rapprocher les évolutions du nombre d'événements et de l'énergie moyenne dans le domaine post-critique III de l'éprouvette. Si l'énergie moyenne décroît

fortement contrairement au nombre d'événements qui s'intensifie cela signifie que l'énergie moyenne des signaux diminue alors que l'activité augmente. On vérifiera ce phénomène avec l'étude de l'énergie instantanée.

Localisation des événements

Une analyse en localisation ne semble pas adaptée à notre essai. L'endommagement en flexion-compression se situe en principe au centre de l'éprouvette, correspondant à la partie la plus sollicitée. Mais dans le cas présent, nous constatons un léger décalage de la zone de rupture de 20 mm vers la droite. Cela implique que le capteur 2 situé de ce côté de l'échantillon capte la grande majorité des salves.

A partir de 76 %, ce déséquilibre s'estompe avec l'avènement de signaux sur la première voie. La propagation des fissures a déplacé le siège des endommagements ou plutôt s'est séparée en deux branches comme on le verra en détaillant les caractéristiques des signaux d'EA et notamment grâce aux corrélations. Cet instant marque le commencement d'une phase de relaxation des déformations de compression sur la jauge endommagée.

Intensité acoustique

Nous détaillerons la variation de l'énergie acoustique au cours de l'endommagement, associée à la propagation de fissures. Ce paramètre est par son mode de calcul lié au nombre de coups et à l'amplitude comme nous l'avons vu lors de l'analyse du signal au chapitre 3.

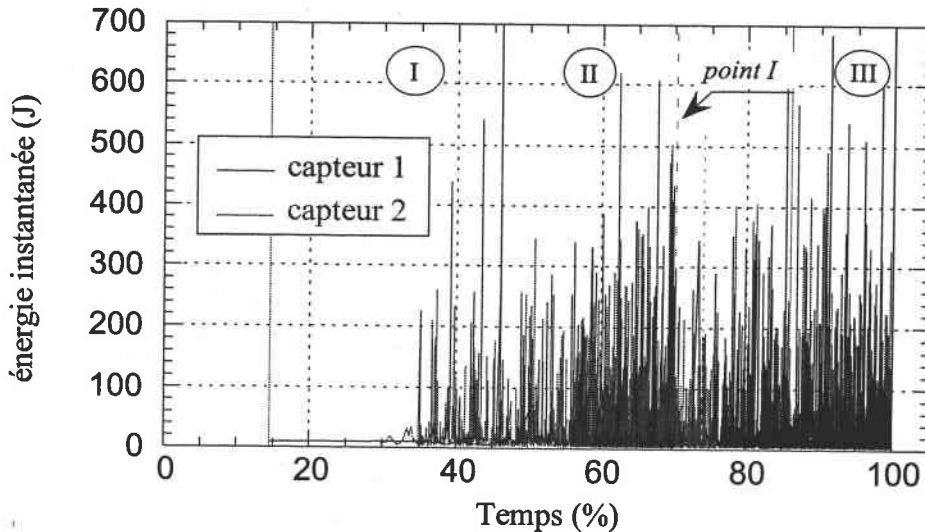


Figure IV-14 : évolution de l'énergie instantanée en fonction du temps (CPOP en flexion-compression)

L'énergie instantanée (figure IV-14) permet tout d'abord de repérer les pics d'énergie, généralement liés à des ruptures de fibres. Le pic situé à 46 %, marquant la fin de la partie linéaire de l'essai (domaine I), atteint une valeur exceptionnelle de 1800 J, et doit correspondre à un phénomène particulièrement brutal : il s'agit, comme cela a été observé visuellement, du cloquage du contre-parement, impressionnant mais malgré tout n'affectant que localement l'éprouvette. Il ne faut apporter au niveau d'énergie atteint, par rapport à d'autres phénomènes moins spectaculaires, qu'une importance limitée. D'ailleurs lorsque l'on

entre dans le domaine de transition, nous n'observons pas de différences avec ce qui précède. Mais à partir de 57 % les pics à plus de 250 J se concentrent avec une pointe à 63 % mais surtout après 71 %, fin du domaine II. Après cette phase d'endommagement importante, l'intensité retombe, comme cela est également observable sur le tracé de l'énergie moyenne. L'autre phénomène remarquable, mis en évidence sur ce graphique est l'absence de signal, ou silence ponctuel, qui marque un état stable de l'éprouvette entre deux craquements, c'est notamment le cas à 86 % au maximum de force.

Cet essai ne présente pas d'augmentation importante de l'intensité des signaux dans sa phase terminale III, comme on aurait pu s'y attendre après avoir analysé l'activité acoustique, juste une pointe autour de 91 %, mais un énorme pic de rupture. On note surtout la faiblesse des signaux sur la voie 1.

Les mécanismes d'endommagement procèdent par un très grand nombre de petits pas masquant les événements singuliers. Pour simplifier la lecture, rendue difficile par la densité des événements, il apparaît intéressant de regrouper les événements à travers ce que l'on appellera l'énergie mobile, représentée sur la figure IV-15.

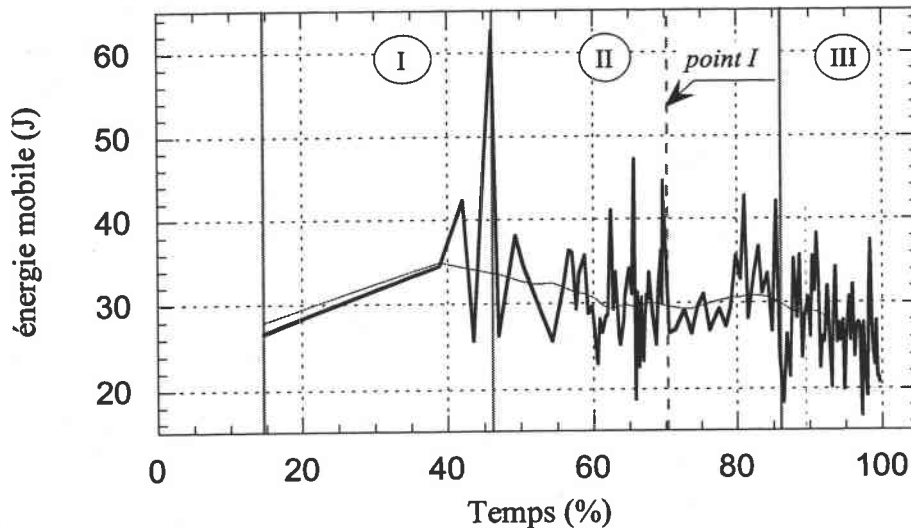


Figure IV-15: évolution de l'énergie mobile en fonction du temps (CPOP en flexion-compression)

L'énergie mobile est calculée en divisant l'essai en sous-ensembles moyennant pour chacun d'eux les caractéristiques de sa population. Ainsi pour cette éprouvette ayant une activité acoustique totale de 11790 événements, les groupements seront de cent individus ce qui donnera 118 points de mesure. Contrairement à l'opérateur moyenne, l'influence des enregistrements passés est gommée. Un zoom peut être fait sur la fin de l'essai.

Cette représentation apporte une autre vision de l'essai, plus lisible qu'un instantané. Par rapport à un calcul de type moyenne les variations sont plus importantes, principalement après un pic de rupture de grande intensité. L'inconvénient majeur de ce graphique réside dans le fait que les valeurs atteintes ne sont pas intrinsèques car dépendantes du nombre d'événements sur lequel s'effectue la mesure, mais correctes lorsque l'on regarde l'allure globale de la courbe. Il faut donc faire un compromis entre précision où les pics sont mis en relief et lissage permettant une meilleure visibilité.

Comme sur l'ensemble des tracés on retrouve le pic autour de 46 %, atténué par la faible activité environnante. Le domaine de transition II de $F(t)$ montre une évolution très différente de celle observée sur l'énergie instantanée. Trois pics se détachent nettement à plus de 40 J respectivement à 63, 66 et 71 %. Cette seconde date est assez inattendue, et encore plus la diminution suivante qui était passée jusque là inaperçue. Le schéma du domaine curviligne est semblable avec deux phases distinctes. Jusqu'à 81 %, les signaux sont de faible intensité marquant une pause dans l'essai. Cette période contraste avec la suivante amenant au maximum de force très énergétique avec aussi deux pics à 81 et 86 %. Ce qui se dégageait nettement sur le premier tracé comme une pause de l'endommagement suite au passage dans le domaine post-critique III est aussi évident avec seulement 20 J. Si l'on retrouve encore des valeurs importantes jusqu'à 91 %, la diminution de l'énergie des signaux est bien visible pour cette fin d'essai avec même un minimum avant rupture.

Une question reste en suspens et concerne la baisse d'énergie des signaux avant rupture. Nous allons montrer ici que cette diminution provient non pas de l'amplitude mais du nombre de coups, deux paramètres liés à son calcul.

Ce dernier commentaire est appuyé par l'évolution de l'amplitude moyenne en fonction du temps, représentée sur la figure IV-16. Contrairement à l'énergie moyenne, l'amplitude moyenne augmente à partir de 76 %, ce qui est généralement le prémisses d'une rupture imminente à ce niveau de déformation élevé. Un pic d'amplitude est aussi visible au centre du domaine transitoire II entre 57 et 63 %, que l'on suppose être lié à l'endommagement du pli longitudinal en compression.

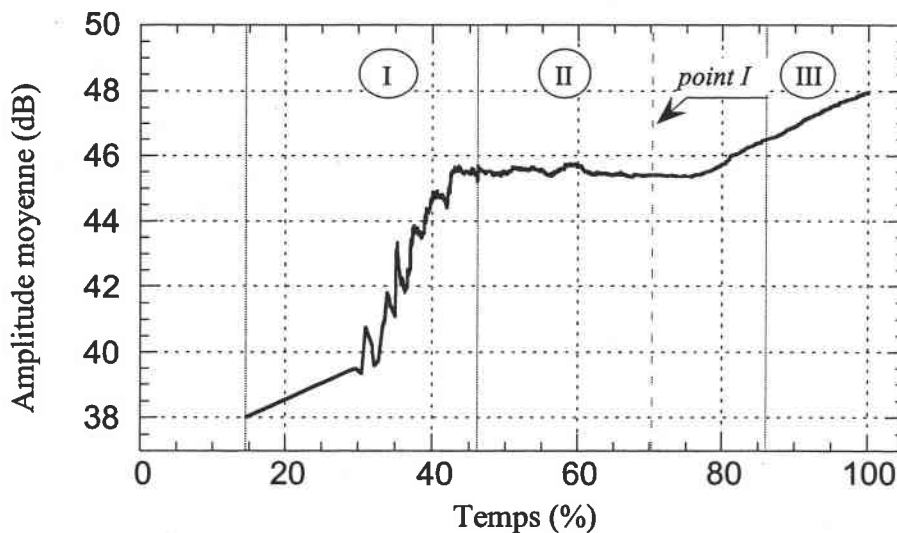


Figure IV-16 : évolution de l'amplitude moyenne en fonction du temps (CPOP en flexion-compression)

Analyse de corrélation

Lorsque l'on réalise une analyse sur l'ensemble des signaux, deux branches de solutions apparaissent sur la figure IV-17. La première branche classique montre une croissance de l'amplitude avec le nombre de coups. Plus étonnant, la seconde est formée par des salves pouvant atteindre les 100 dB pour un nombre de coups réduit (< 20). On serait en droit de

penser qu'il s'agit de parasites isolés, si l'étude préalable de filtrage n'avait pas été faite, mais le nombre d'événements n'est pas négligeable.

Afin d'envisager un tri temporel, on se propose d'examiner l'évolution du coefficient A_t pendant la durée de l'essai (figure IV-18). Une brusque variation apparaît nettement vers 76 %. On retrouve le point d'augmentation du paramètre amplitude moyenne. Sauf quelques signaux isolés, A_t prend des valeurs plus élevées en fin d'essai. En valeur moyenne nous trouvons par le calcul :

$$A_t = 120\,000 \text{ dB/s pour } t < 76 \%$$

$$A_t = 350\,000 \text{ dB/s pour } t > 76 \%$$

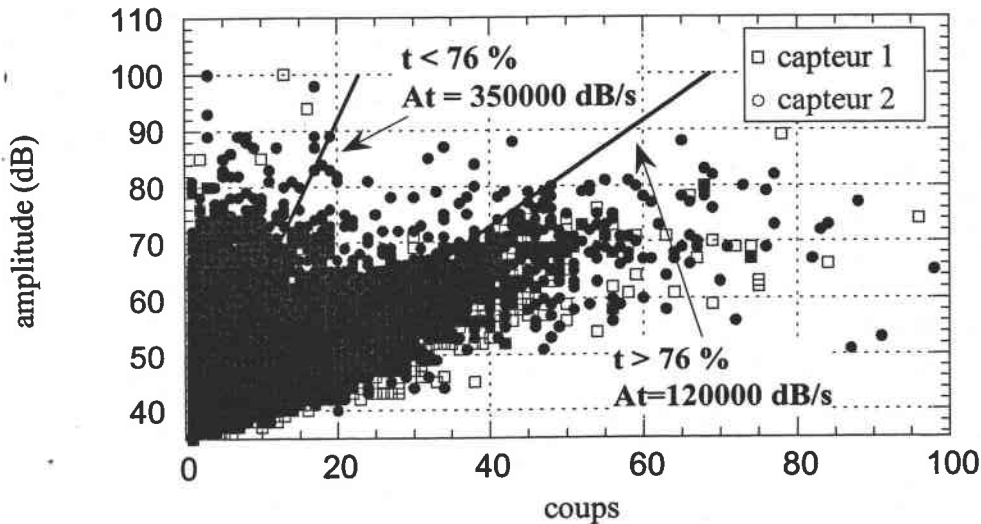


Figure IV-17 : évolution de l'amplitude en fonction du nombre de coups (CPOP en flexion-compression)

Le coefficient A_t montre que la deuxième branche doit voir le jour à partir de 76 %, date à laquelle apparaissent les signaux provenant de la voie 1 comme l'a montré la localisation. Mais lorsque l'on effectue un filtrage spatial des événements, chaque voie étant analysée séparément, cette seconde branche n'apparaît que pour le capteur 2.

Un signal peu atténué pourrait être attribué à l'endommagement des plis en traction, proches des capteurs, et notamment du parement okoumé dont on sait le comportement fragile expliquant ainsi le faible nombre de coups. Mécaniquement, il est aussi possible que suite à une rupture les lèvres des fissures se soient séparées, propageant ainsi chacune leurs signaux. Si plusieurs lieux d'endommagement sont créés, les modes de propagations sont aussi probablement différents.

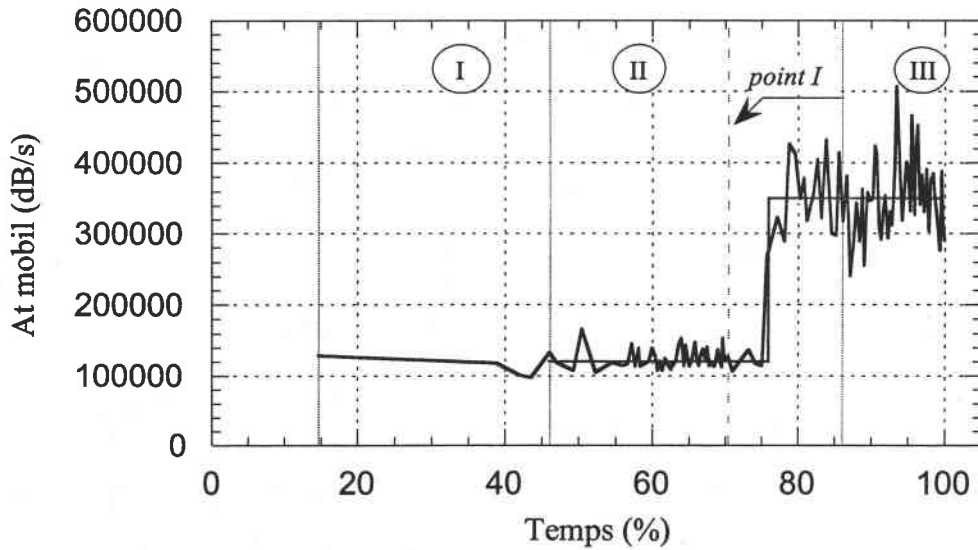


Figure IV-18 : évolution de l'atténuation en fonction du nombre de coups (CPOP en flexion-compression)

IV-2-6 Analyse statistique : calcul de la pente b

Comme on pouvait s'y attendre, la distribution fait apparaître deux droites sur la figure IV-19. Une pour les amplitudes inférieures à 50 dB de pente faible ($b = 1,26$), l'autre de plus forte pente ($b = 2,13$). Ceci est en accord avec le fait que les pics de forte intensité soient attribués à la rupture des fibres et ceux d'amplitude moyenne aux mécanismes de décohesion.

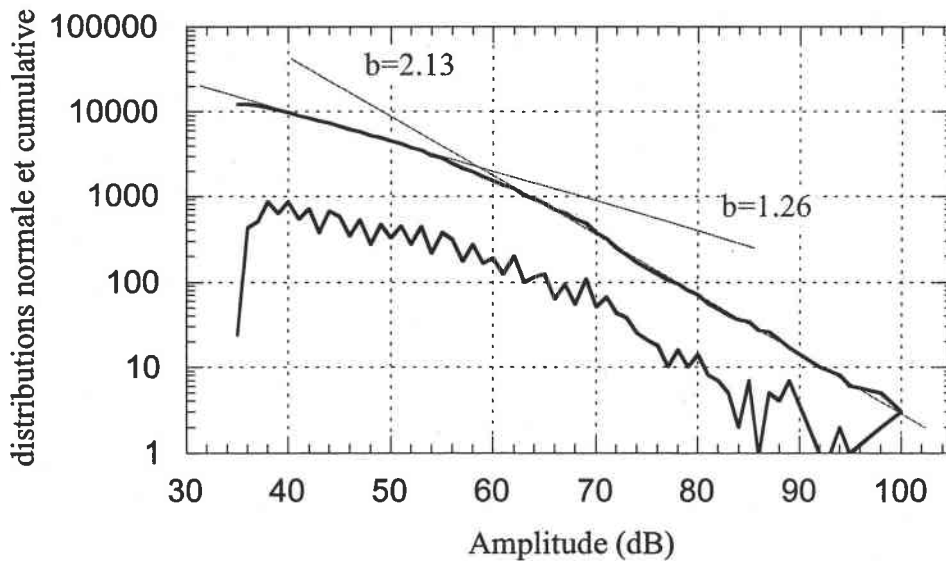


Figure IV-19 : distribution sous forme cumulative des amplitudes en coordonnées logarithmiques (CPOP en flexion-compression)

IV-3 Proposition d'un scénario de ruine

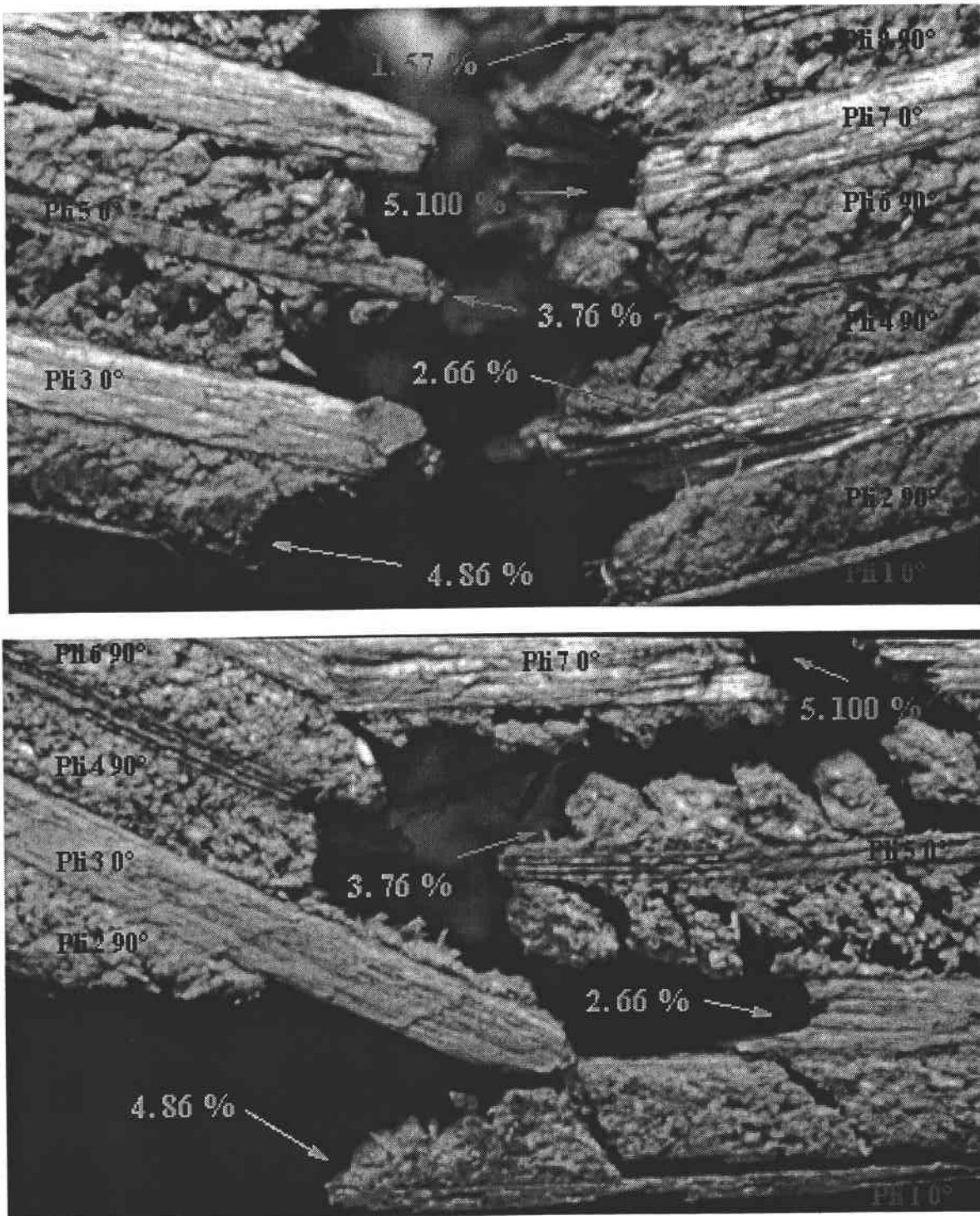


Figure IV-20 : photos des faces avant et arrière de l'éprouvette CPOP en flexion compression

L'endommagement du panneau de contreplaqué débute par le cloquage du pli 9 (contreparement) okoumé. Particulièrement brutal cet événement singulier libère énormément d'énergie. Celui-ci met fin au domaine élastique linéaire de l'éprouvette, ce qui modifie la

sollicitation avec un début de traction sur la face initialement neutre. Malgré tout le décollement de l'interface reste localisé, comme le montre la continuité de l'activité acoustique jusqu'à 57 % du temps de l'essai. Seul le pli 8 transversal adjacent subit le contrecoup direct. Les signaux de faible intensité sont issus des craquements des couches les moins résistantes, qui cèdent par rupture inter-fibre.

La propagation est une première fois arrêtée par le pli 7 longitudinal, directement sollicité par la compression axiale, et dont les fibres sont encore peu affectées. La zone affectée par le cloquage et la perte de résistance du pli 8 transversal conduit à une courbure locale plus forte de l'éprouvette, comme le montre l'accélération des déformations.

L'endommagement passe alors en traction, dans le pli 3 longitudinal supérieur en peuplier comme en témoigne l'augmentation du nombre d'événements et de l'intensité des ruptures inter-fibres. L'énergie mobile apporte ici des précisions quand au mécanisme : la fissuration progresse par-à-coups dans le pli avec des pointes à 63, 66 et 71 %. L'affaiblissement engendré est suffisamment important pour infléchir la courbe de traction.

Par répercussion, arrive la rupture des plis centraux. A 76 % apparaît l'autre branche de solution, visible sur le graphe de corrélation, qui est majoritaire ici. C'est à cette date que le pli 5 (âme) okoumé s'est rompue. La différence de texture par rapport aux plis de peuplier doit modifier le coefficient d'atténuation, mais le cloquage du pli 9 n'a pas eu les mêmes effets. Les cavités laissées par les ruptures antérieures sont autant de passages pour le son, la matière n'atténue plus le bruit. Mais les plis 4 et 6 transversaux étant prisonniers entre des éléments résistants ont pu subir un cisaillement autour de l'âme.

Bien que l'on ait dépassé le point *I* de la courbe $t(t)$ à 71 %, les plis situés au dessus du pli 3 longitudinal endommagé n'avaient pas encore été touchés. Le pli 2 semble plus fragile que le pli 1 (parement) mais ceux-ci vont céder successivement autour de 86 %, maximum de la force de traction.

Si jusqu'à présent les fissures n'avaient pas pu s'ouvrir et se propager, la rupture de ce dernier pli externe permet à l'endommagement de redescendre dans les couches intérieures déjà altérées. A ce niveau, seul le pli 7 longitudinal inférieur assure encore la cohésion de l'éprouvette, mais cela est insuffisant. Sa dégradation brusque conduit à la ruine de l'éprouvette.

V Modélisation du comportement à rupture des éprouvettes, bilan et analyse par confrontation simulation/expérience

Un cas simple servira de base d'étude, on s'oriente donc vers un panneau de contreplaqué une essence. Dans tous les panneaux dont on dispose, on s'oriente vers l'okoumé qui est l'un des composants du CPOP dont on a présenté l'étude approfondie.

Ce paragraphe a pour objet de confronter les résultats expérimentaux relatifs au scénario d'endommagement avec les prévisions issues d'une modélisation analytique, basée sur la prise en compte des ruptures successives de plis, et avec une analyse plus raffinée par la méthode des éléments finis de l'ensemble dispositif + éprouvette. Nous précisons tout d'abord les évolutions étudiées et les méthodes d'analyse, puis nous comparons les prévisions et les

résultats expérimentaux dans le cas du panneau de contreplaqué okoumé dont les propriétés élastiques ont été déterminées au paragraphe III. Les analyses du comportement des autres panneaux de contreplaqué sont reportées en annexe.

V-1 Analyse des résultats expérimentaux

Nous récapitulerons les résultats mécaniques, sous la forme de l'évolution de la déformation de membrane d'une part, de la courbure d'autre part, en fonction du moment de flexion appliqué.

La déformation de membrane (au centre de l'éprouvette) est obtenue comme la demie somme des déformations mesurées sur les deux faces de l'éprouvette. La courbure est estimée à partir de la mesure de la flèche ; préférentiellement à la différence des déformations sur chaque face qui bien que donnant des valeurs identiques pose problème après endommagement. Le moment de flexion (toujours au centre de l'éprouvette) est obtenu à partir de la force sur le dispositif, en faisant appel aux simulations numériques associées à la sollicitation utilisée (flexion ou flexion-compression) et à l'épaisseur de l'éprouvette testée, selon l'analyse présentée au chapitre 2. On fait l'hypothèse que la relation entre force et moment de flexion continue à s'appliquer pour des éprouvettes subissant des endommagements.

Nous traçons ainsi la déformation de membrane d'une part, la courbure d'autre part, en fonction du moment de flexion appliqué, en portant sur les figures obtenues les points où surviennent les ruptures de pli, selon les propositions de scénarios d'endommagement présentés dans les annexes.

V-2 Modélisation analytique du comportement à rupture

La méthodologie consiste à effectuer une analyse de résistance du panneau de contreplaqué prenant en compte les ruptures successives de plis, selon la procédure explicitée au paragraphe V-6 du chapitre 1.

Outre la séquence de stratification, les propriétés d'élasticité et de résistance du panneau de contreplaqué sont entrées en fonction de la caractéristique densité, d'après les formules fournies respectivement par Guitard (1987) et Green (1987) pour le bois massif :

	$E_L = 14400 \times (d/0.65)^{1.03}$	$X_C = 76 \times d^{0.89}$
	$E_R = 1810 \times (d/0.65)^{1.30}$	$Y_C = 21.6 \times d^{2.09}$
	$E_L = 1030 \times (d/0.65)^{1.74}$	$X_T = 2 \times X_C$
	$v_{LR} = E_L / (37300 \times (d/0.65)^{0.913})$	$Y_T = 10.1 \times d^{1.3}$
<i>feuillus</i>	$v_{LT} = E_L / (31200 \times (d/0.65)^{1.09})$	$S_{//} = 21.9 \times d^{1.13}$
	$v_{RT} = E_R / (2680 \times (d/0.65)^{1.41})$	
	$G_{LR} = 1260 \times (d/0.65)^{1.14}$	
	$G_{LT} = 971 \times (d/0.65)^{1.26}$	
	$G_{RT} = 366 \times (d/0.65)^{1.74}$	(IV-4)

	$E_L = 13100 + 41700 \times (d - 0.45)$	$X_C = 93.7 \times d^{0.97}$
	$E_R = 1000 + 2370 \times (d - 0.45)$	$Y_C = 16.5 \times d^{1.57}$
	$E_T = 636 + 1910 \times (d - 0.45)$	$X_T = 2 \times X_C$
	$v_{LR} = E_L / (34200 + 117000 \times (d - 0.45))$	$Y_T = 6 \times d^{1.11}$
<i>résineux</i>	$v_{LT} = E_L / (30800 + 101000 \times (d - 0.45))$	$S_{//} = 16.6 \times d^{0.85}$
	$v_{RT} = E_R / (2050 + 5280 \times (d - 0.45))$	
	$G_{LR} = 861 + 2080 \times (d - 0.45)$	
	$G_{LT} = 745 + 989 \times (d - 0.45)$	
	$G_{RT} = 83.6 + 228 \times (d - 0.45)$	(IV-5)

Le processus de fabrication, par l'adjonction de colle et la mise sous pression, n'autorise pas de prendre le paramètre densité comme celui de l'essence le constituant, ni de le calculer d'après la masse de l'éprouvette. Une densité fictive est donc calculée à partir des valeurs de Q_{11} et Q_{22} déterminées au paragraphe III, en utilisant les expressions (IV-1:3). C'est cette densité qui est utilisée pour définir les valeurs de résistance des plis. Cette variable est déterminée en simulation numérique comparativement à l'essai sur le graphe flèche en fonction de la force montage, conformément à l'étude réalisée au premier chapitre. Nous trouvons ainsi :

$d = 0.375$ pour le pin des Landes
 $d = 0.380$ pour l'okoumé
 $d = 0.320$ pour l'essence balsa

Le pressage et la colle introduite pour la fabrication des panneaux, augmente de façon importante la rigidité de ceux-ci, par rapport à celle du bois massif, ce qui explique les fortes valeurs de la densité fictive par rapport à celle de l'essence considérée. Les valeurs de densité mesurées sur les panneaux de contreplaqué sont, respectivement :

$d = 0.585$ pour le pin des Landes
 $d = 0.505$ pour l'okoumé
 $d = 0.475$ pour l'essence balsa

On note que ces valeurs, aussi, sont différentes de celles du bois constitutif. Il apparaît que la quantité de colle introduite lors de la fabrication des panneaux est sans aucun doute très importante, au moins pour le balsa, si on compare la densité du panneau à celle habituellement reportée pour cette essence ($d = 0.16$).

Le parement des éprouvettes est au début de l'essai soit en traction (flexion pure), soit libre de contraintes (flexion-compression). La rupture du contre-parement engendre une traction (ou un accroissement de la traction) au niveau du parement, du fait d'une redistribution des efforts. Ainsi le rapport M_x/N_x initialement imposé n'est pas conservé après rupture des plis.

Les équations I-16 et I-17 constituent les équations de base de l'étude analytique. Nous avons déterminé le nouveau rapport M_x/N_x après une rupture de pli en réactualisant la matrice de rigidité du stratifié, puis en supposant que les rapports entre courbures et déformations de membrane atteints à la rupture du pli étaient conservés après rupture. Ce calcul fournit des valeurs N_{ij} et M_{ij} dont on ne retient que les valeurs N_x et M_x , qui sont les seules autorisées par le montage.

L'essai étant mené à déplacement de traverse imposé et non à force croissante, des ruptures postérieures doivent pouvoir se produire pour un moment de flexion inférieur. A force croissante, celles-ci auraient été instantanément induites. Le rechargement est donc repris à partir de valeurs de sollicitation faibles.

Le cycle d'endommagement est suivi à l'aide des variables de sortie qui sont, d'une part la déformation de membrane et la courbure calculées au niveau du plan moyen du panneau de contreplaqué, et d'autre part les efforts par unité de largeur appliqués à la rupture.

V-3 Simulation numérique de l'endommagement

La méthode par éléments finis est un puissant moyen de calcul des variables mécaniques. En parallèle de ce qui a été fait analytiquement, il est intéressant d'examiner l'évolution de la déformation de membrane et de la courbure en fonction du moment. Les valeurs mesurées lors des essais peuvent aussi être enregistrés, tel que allongement (ou temps) et force aux bornes du montage ; déformations au centre des faces et flèche.

Le logiciel éléments finis Abaqus ne permet pas directement de différencier les résistances en compression et en traction ; l'emploi d'un sous-programme est nécessaire. La variation des propriétés matérielles est introduite au travers de variables champ (FV) actualisées dans la subroutine fortran U\$er Defined FieLD. Ces dernières jouent le rôle des indices de rupture. Les contraintes locales, au début de chaque incrément, sont comparées aux résistances en tenant compte de l'orientation et de l'essence des plis. Lorsque le critère est atteint en un point matériel, les modules d'élasticité et de cisaillement sont réduits pour conservés l'orthotropie du matériau.

La sollicitation appliquée aux extrémités de l'éprouvette est bien reproduite puisque le montage a été schématisé. Les non-linéarités sont prises en compte avec l'option NLGEOM. Le calcul est piloté en déplacement de traverse.

S'intéressant au cheminement de l'endommagement dans l'épaisseur du panneau de contreplaqué, en négligeant les effets de bord libre, l'éprouvette est modélisée dans sa partie hors des mors avec 43950 éléments de déformation plane à trois nœuds avec interpolation linéaire : CPE3. Le maillage est raffiné en son centre, lieu où est concentrée la ruine. L'endommagement est exclu au voisinage des mors puisque non observé expérimentalement, ce qui a l'avantage d'éviter les singularités dues au contact. En flexion compression, les contraintes sont maximales au milieu de l'éprouvette, et l'endommagement s'amorce au centre. En flexion, la très faible composante de l'effort normal induite par le montage ne suffit pas à concentrer les contraintes. Il est alors nécessaire d'introduire un défaut, comme une sous-épaisseur du premier pli rompu. La symétrie est conservée.

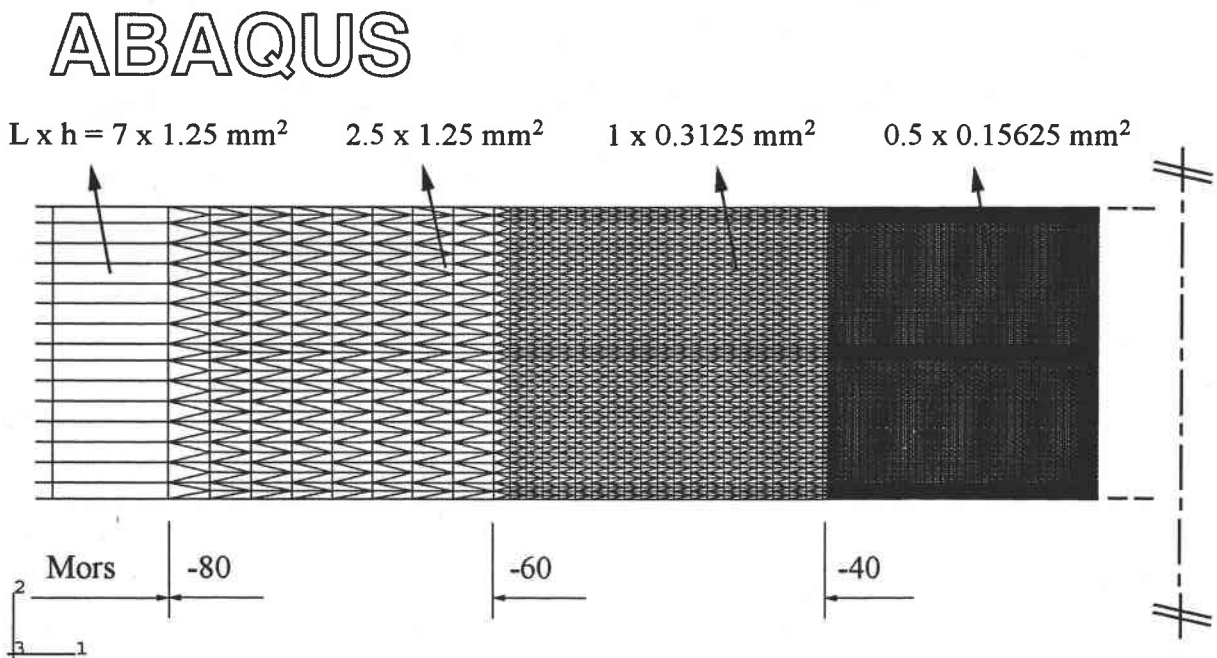


Figure IV-21 : maillage fin de la partie centrale de l'éprouvette

Le suivi de l'endommagement se fait de manière simple sur l'interface graphique d'Abaqus grâce à la variable champ. Les zones détériorées apparaissent progressivement en couleur claire sur la coupe longitudinale de l'éprouvette au fur et à mesure des incréments de calcul.

Les séquences de rupture des plis peuvent alors être comparées, d'abord avec la modélisation analytique puis dans un deuxième temps avec le scénario dégagé des essais.

Si l'accès aux déformations est direct, l'utilisation d'éléments 2D impose de calculer le moment par intégration des contraintes dans l'épaisseur. La courbure s'obtient soit à partir des déplacements comme on peut le faire pour la flèche, soit par les déformations.

Les données mécaniques (constantes élastiques, contraintes de rupture) sont identiques à celles utilisées dans la modélisation analytique.

Nous nous limitons ici à l'analyse du comportement des éprouvettes okoumé, les confrontations entre les résultats d'expérience et les prévisions analytiques et numériques sont reportées dans les annexes 5-9 pour les autres panneaux de contreplaqué.

V-4 Analyse du comportement des panneaux de contreplaqué okoumé

V-4-1 Eprouvette okoumé en flexion pure à 0°

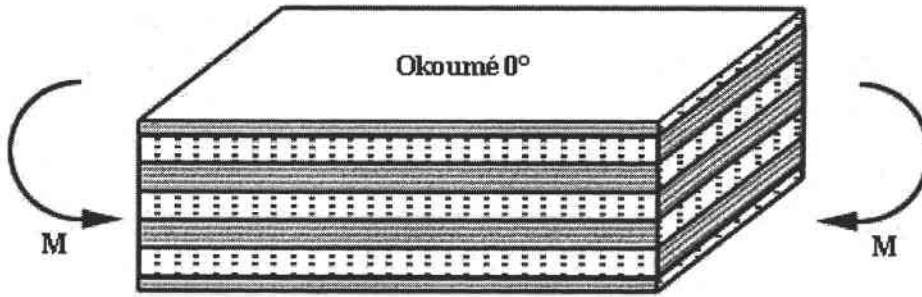


Figure IV-22 : okoumé ép. 15 mm faces à 0° en flexion pure

Les résultats expérimentaux, les prévisions analytiques et les prévisions numériques sont reportées sur la figure IV-23.

Expérimentalement la fin du domaine élastique du panneau de contreplaqué intervient pour un moment d'environ 650 N. A cet instant la déformation au niveau du contre-parement 7 s'infléchit faisant passer la déformation de membrane en compression. La courbure de l'éprouvette s'incurve plus tardivement, pour un couple de 800 N mais de façon très légère tout comme la déformation de traction. Cette résistance à l'endommagement est conservée jusqu'à la fin de l'essai alors que le pli 1 en traction rompt brutalement mais loin des jauges, ce qui entraîne immédiatement la rupture du pli 3. La dégradation se poursuit dans le pli central 4 à 90° sans que l'on ait pu visualiser un début d'endommagement du pli longitudinal 5 comprimé.

La séquence des dégradations de plis est identiquement prédite par le calcul analytique ou la simulation numérique. La première rupture s'initie comme dans l'expérience par le contre-parement (pli 7 à 0°) pour un moment proche de 700 N.

Les constantes élastiques de ce pli sont alors annulées dans la procédure d'endommagement total, le second pli longitudinal le plus comprimé rompt à son tour pour un moment moindre, en générant une importante déformation de membrane. En simulation, la ruine du contre-parement 7 en son centre produit une chute de la déformation de cette face. Compte tenu de la finesse de cette strate le moment augmente encore jusque la rupture du pli 5 longitudinal. Situé entre les deux, la dernière strate de la moitié supérieure de l'éprouvette n'y résiste pas, la force monte chute.

On remarque alors que la résistance s'articule autour du pli 3 à 0° et dans une moindre mesure au parement 1. Il faut en effet une sollicitation importante pour briser conjointement les plis 4 à 90° puis 1 ; ce qui aurait pour conséquence de modifier profondément les efforts résultants avec l'apparition de traction au niveau du plan moyen. L'essai avait pris fin avec la rupture du parement pour une courbure légèrement inférieure à la valeur prédite de $1,4 \text{ m}^{-1}$.

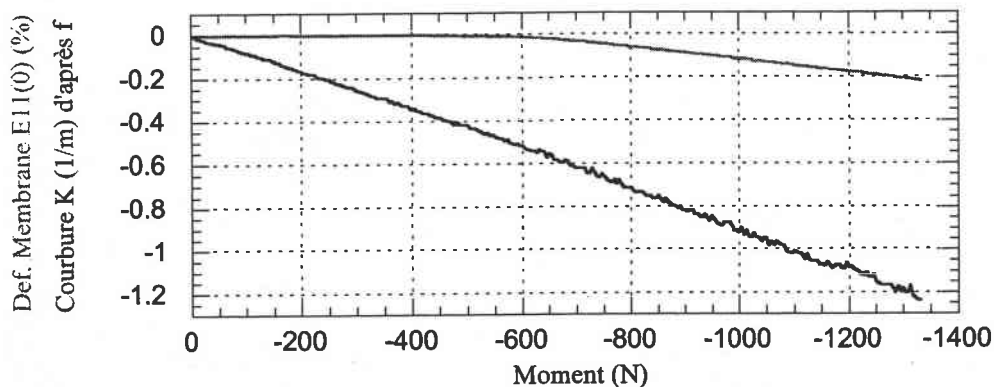


Figure IV-23-a : suivi de l'essai - okoumé ép. 15 mm faces à 0° en flexion pure

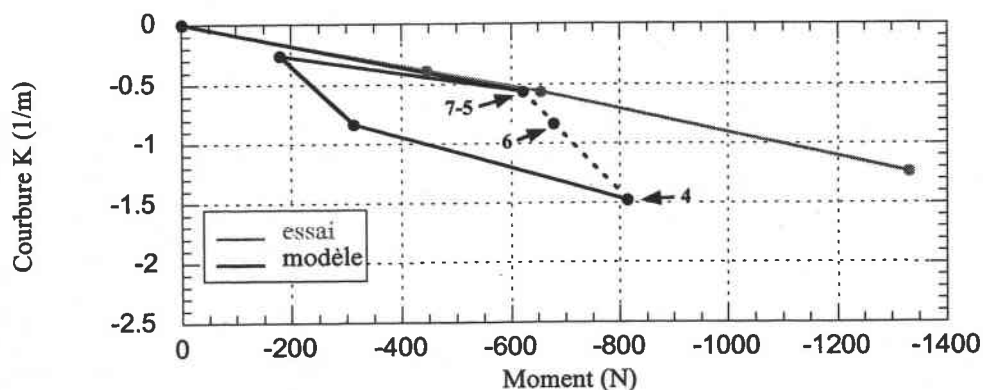


Figure IV-23-b : évolution de la ruine par le calcul analytique okoumé ép. 15 mm faces à 0° en flexion pure critère de contrainte maxi. + endommagement total

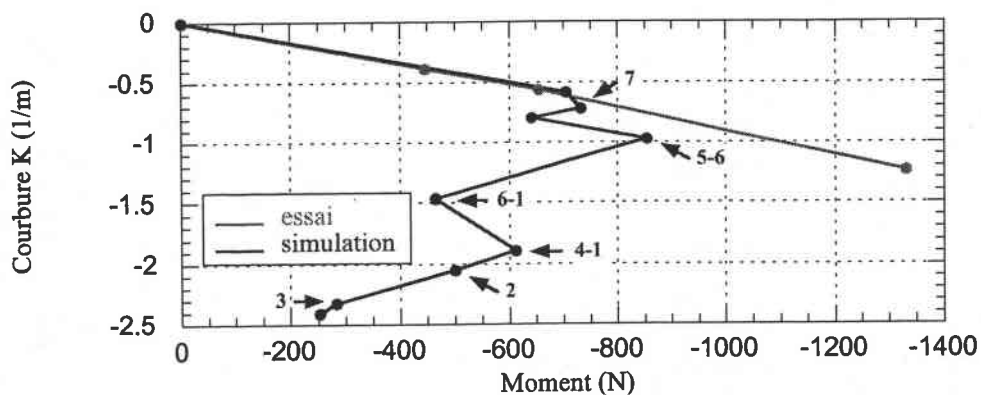
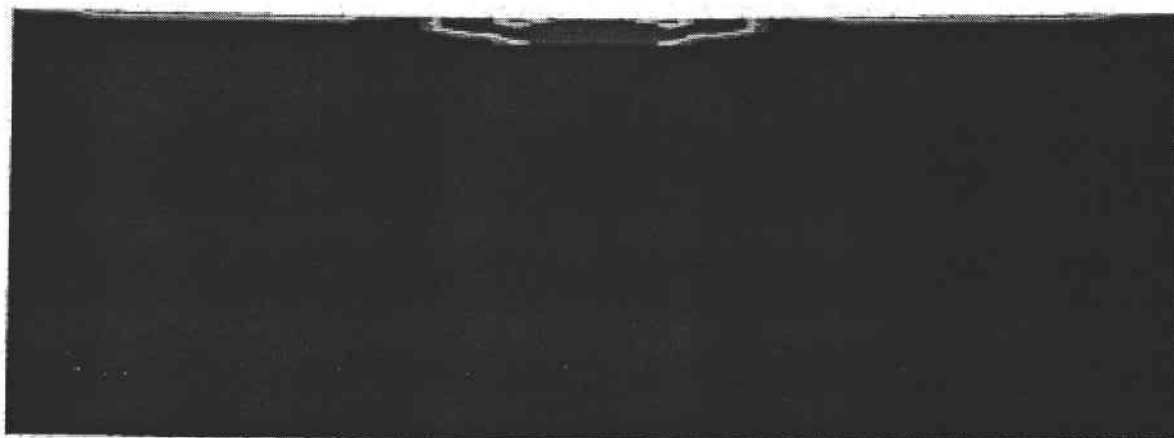


Figure IV-23-c : suivi des données mécaniques par les simulations numériques okoumé ép. 15 mm faces à 0° en flexion pure

Suivi des étapes de ruine par simulation numérique



incrément 20



incrément 21



incrément 23



incrément 25



incrément 27



incrément 28



incrément 33

Figure IV-24-a : étapes de ruine du panneau de contreplaqué okoumé ép. 15 mm faces à 0° en flexion pure

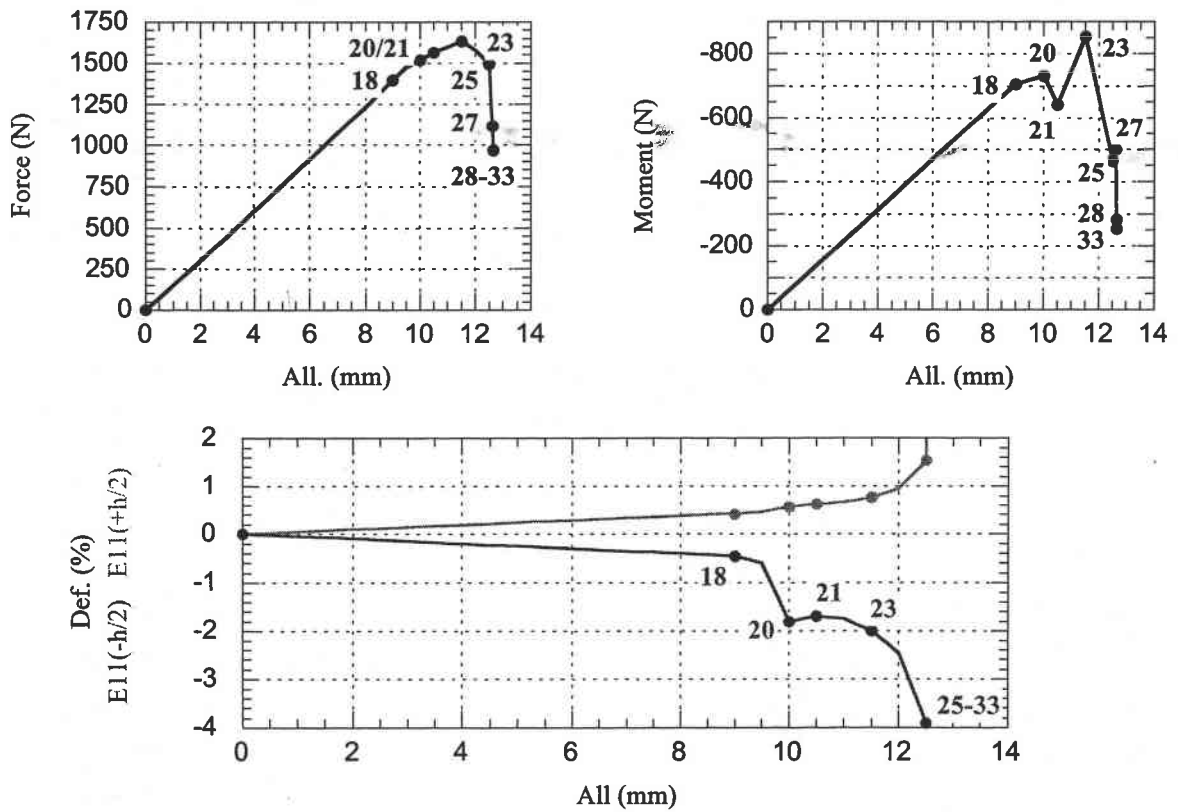


Figure IV-24-b : suivi des données mécaniques okoumé ép. 15 mm faces à 0° en flexion pure

V-4-2 Epreuve okoumé en flexion compression à 0°

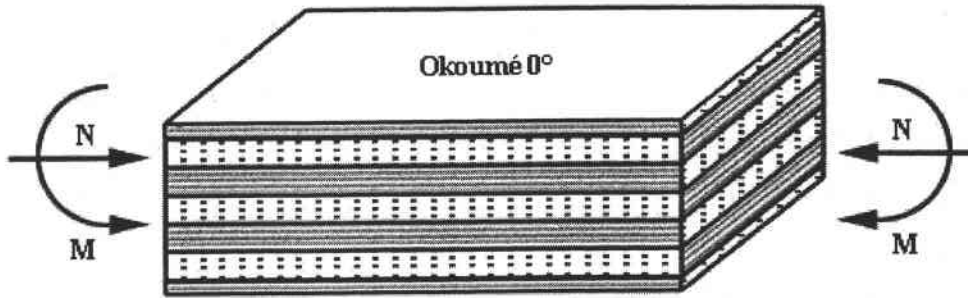


Figure IV-25 : okoumé ép. 15 mm faces à 0° en flexion compression

Les parements préservent longtemps la cohésion de l'éprouvette ainsi que le révèlent les nombreuses ridules parcourant leur surface, même sous forte sollicitation. Le faible niveau des signaux d'EA et l'absence de dommages visibles ne nous ont pas permis d'attester de la rupture du pli adjacent. Par contre, les observations ont montré les mécanismes de la détérioration des plis centraux. L'interface du pli 5 a fait opposition à la fissuration, contrairement à ce qui se produit ensuite dans le pli médian où il y a pénétration, marque probable de la traction locale. La rupture du pli médian avait auparavant occasionné une accélération de la courbure.

A partir de 5 mm, débute l'endommagement du pli le plus sollicité par la flexion compression. Au maximum de force, le contre-parement 7 est brisé, entraînant une partie du pli 5 également à 0°. La simulation montre que ce mince plaquage, opposé à la face libre, est endommagé sur une grande longueur. On remarque la forme parabolique de la frontière de la zone endommagée dans l'épaisseur de cette couche. La dégradation du pli 5 s'accélère accompagnée par le passage de l'endommagement sous la face supérieure du pli 3 ; le moment est alors maximum. On discerne déjà une rupture transverse dans le pli 6 aux bornes de l'interface détériorée inférieure. Jusqu'ici le rapport M/N recalculé a conservé sa valeur de départ. La ruine des plis centraux et transversaux s'accompagne d'importantes déformations. La courbure relevée à la rupture du pli 4 dépasse 2 m^{-1} aussi bien pour l'expérience qu'en prévision. On peut y voir la conséquence de l'absence d'âme à 0° dans la séquence d'empilement, particularité de cette éprouvette. Les plis 1 et 2 n'ont pas été endommagés à la fin de la simulation.

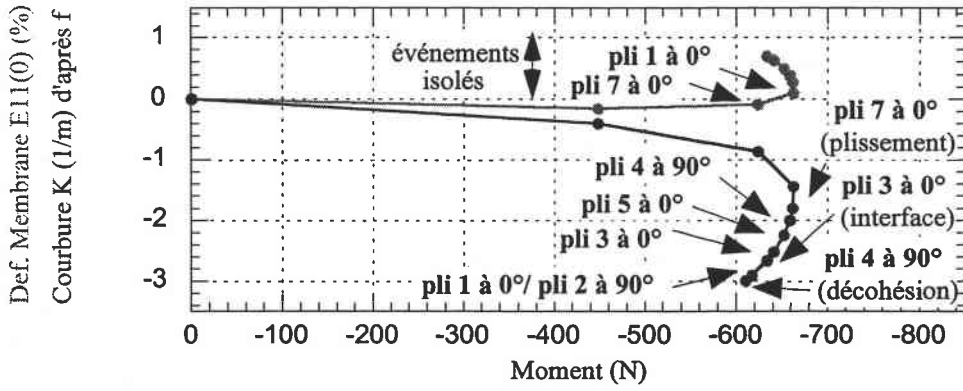


Figure IV-26-a : suivi de l'essai - okoumé ép. 15 mm faces à 0° en flexion compression

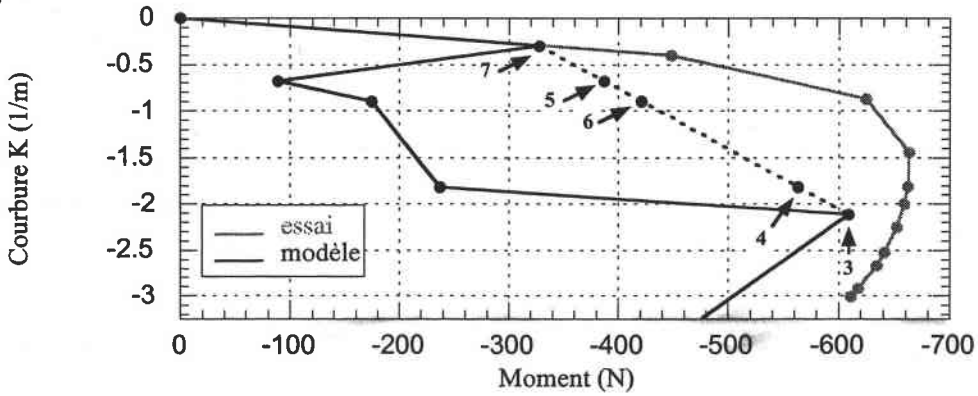


Figure IV-26-b : évolution de la ruine par le calcul analytique okoumé ép. 15 mm faces à 0° en flexion compression critère de contrainte maxi. + endommagement total

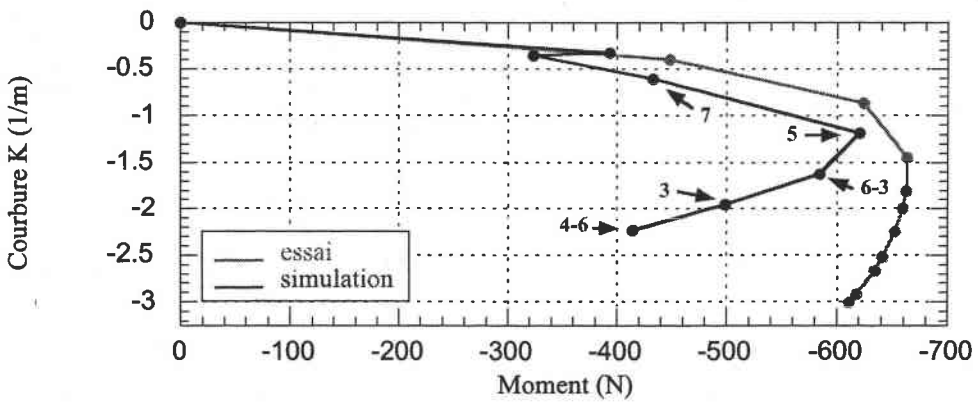
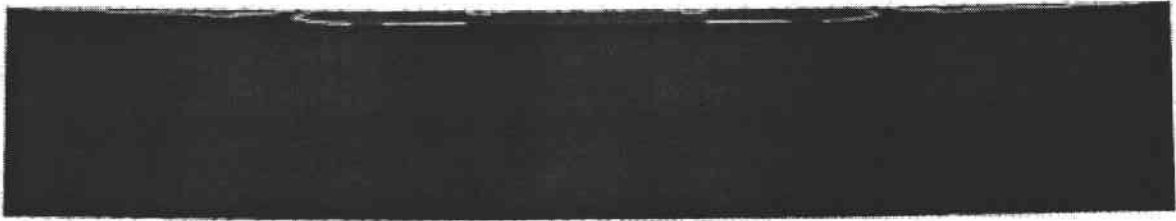
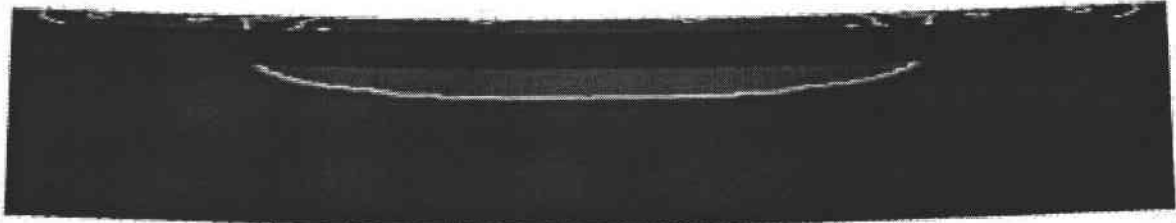


Figure IV-26-c : suivi des données mécaniques par les simulations numériques okoumé ép. 15 mm faces à 0° en flexion compression

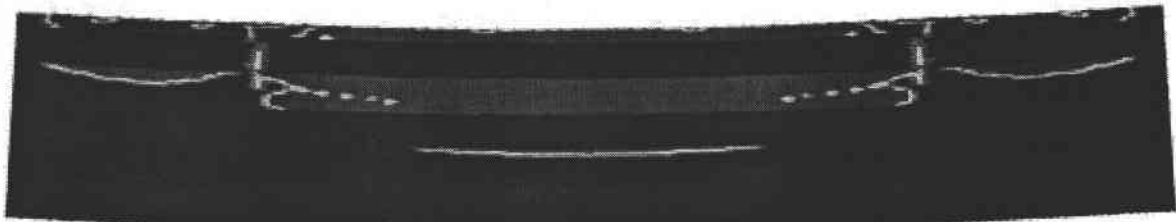
Suivi des étapes de ruine par simulation numérique



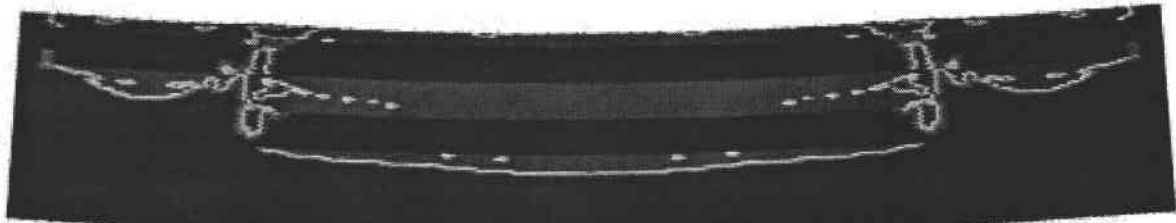
incrément 22



incrément 23



incrément 24



incrément 25



incrément 26

*Figure IV-27-a : étapes de ruine du panneau de contreplaqué
okoumé ép. 15 mm faces à 0° en flexion-compression*

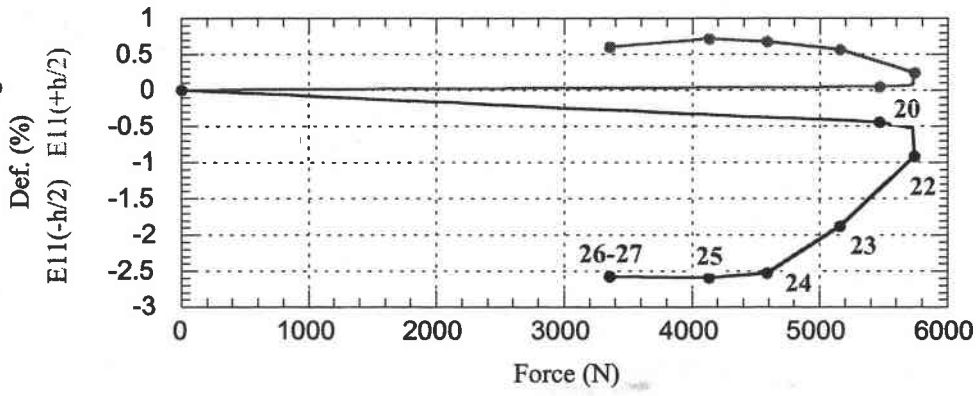
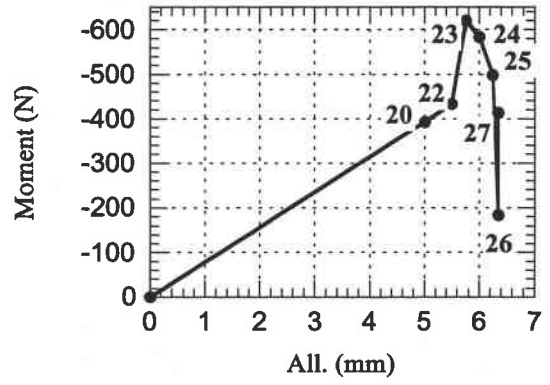
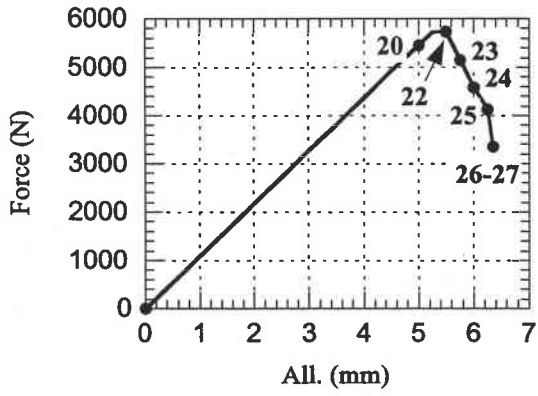


Figure IV-27-b : suivi des données mécaniques
okoumé ép. 15 mm faces à 0° en flexion compression

V-4-3 Eprouvette okoumé en flexion pure à 90°

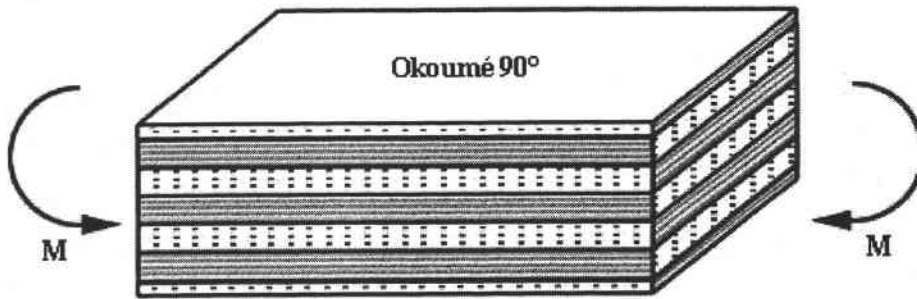


Figure IV-28 : okoumé ép. 15 mm faces à 90° en flexion pure

La fin du domaine linéaire de la déformation de la jauge collée au contre-parement intervient rapidement (dès le moment de 450 N). Un léger fléchissement de la déformation de traction et une légère accélération de la déformation de compression expliquent la déformation de membrane négative après 700 N. Malgré une forte courbure l'éprouvette garde longtemps une grande cohésion, que l'on peut attribuer à la position très externe des plis 2 et 6 à 0°. Une première singularité (1500 N) enregistrée par la jauge comprimée est synonyme de plissement. La rupture en traction de l'éprouvette a lieu en deux étapes. Le pli 3 se fissure le long de son interface avec le pli 2 à 0° qui arrête momentanément la fissuration, avant de rompre brutalement. Un gauchissement local des fibres à la surface du parement 1 est également précurseur de la ruine du pli adjacent.

La dégradation débute préférentiellement dans la demi épaisseur inférieure du fait de sollicitations moindres nécessaires pour rompre les plis en compression. Le premier endommagement apparaît sur la face supérieure du pli 6 longitudinal pour un moment prédit d'environ 800 N. La dégradation simulée se développe largement dans cette couche. Sa perte est très préjudiciable puisque qu'entraînant la ruine des plis 7 à 90° et 4 à 0° simultanément et même le pli 5 restant. Comme cela semble se dérouler au cours de l'essai, la flexion se poursuit autour du second pli 2 longitudinal ; le pli 3 rompra le premier en compression avant le pli 1 qui lui cède en traction transverse selon le critère de contrainte maximum; ce qui a pour effet de diminuer les déformations de compression et par répercussion de membrane.

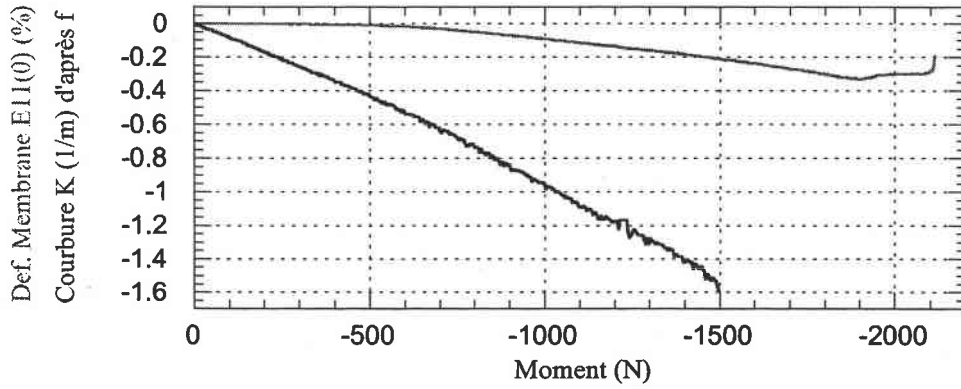


Figure IV-29-a : suivi de l'essai - okoumé ép. 15 mm faces à 90° en flexion pure

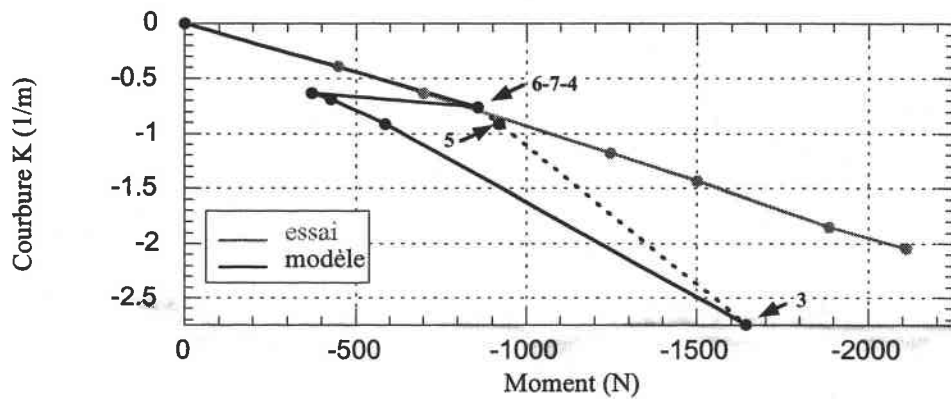


Figure IV-29-b : évolution de la ruine par le calcul analytique okoumé ép. 15 mm faces à 90° en flexion pure critère de contrainte maxi. + endommagement total

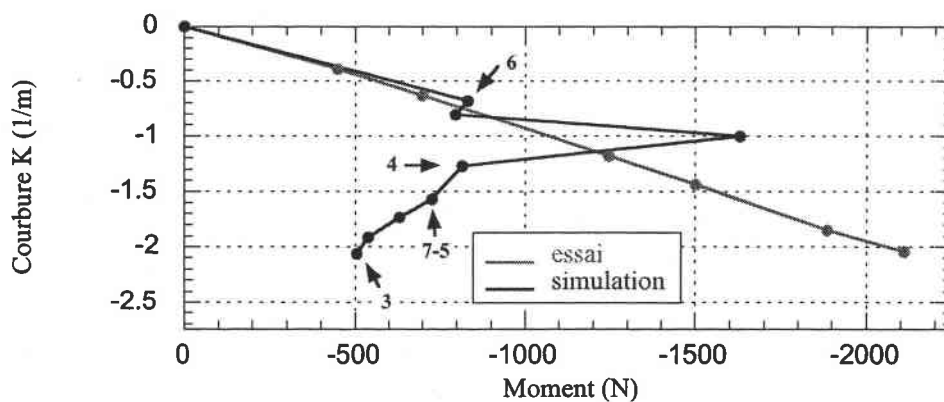
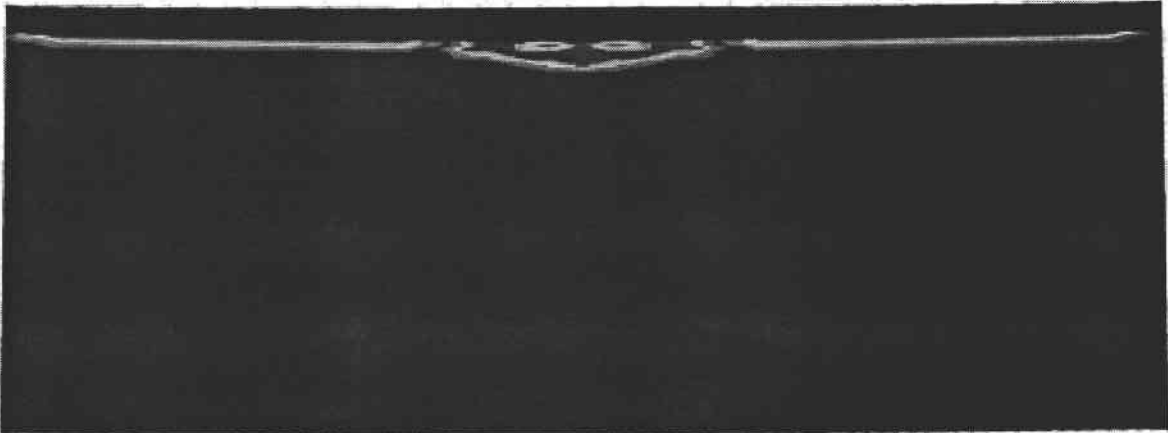
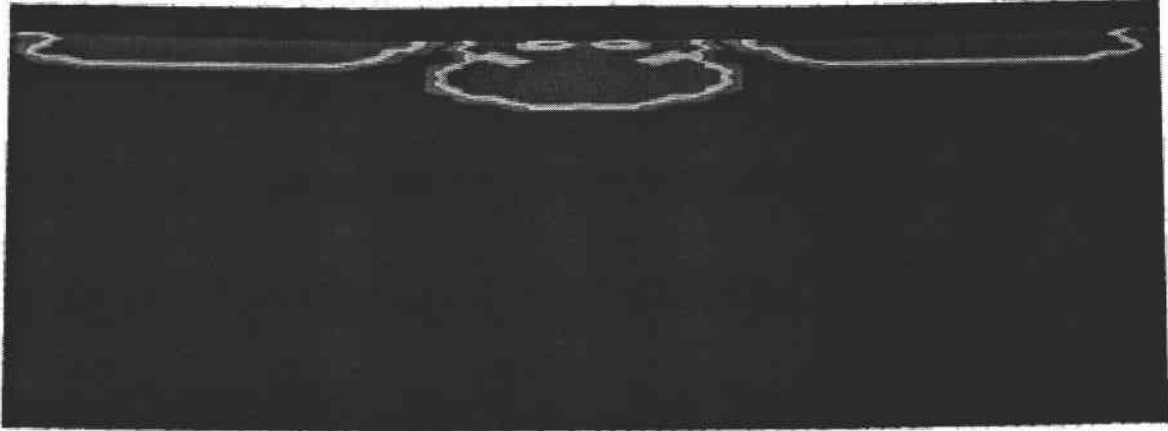


Figure IV-29-c : suivi des données mécaniques par les simulations numériques okoumé ép. 15 mm faces à 90° en flexion pure

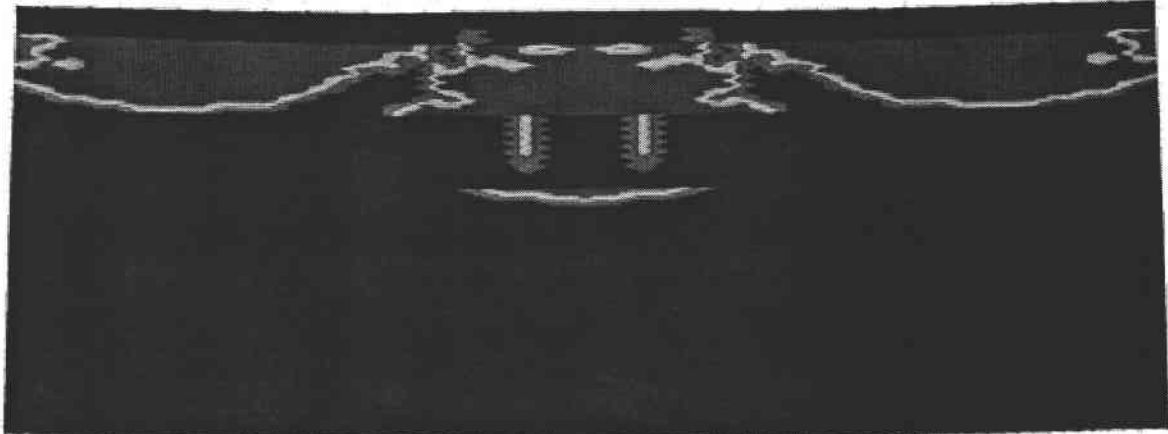
Suivi des étapes de ruine par simulation numérique



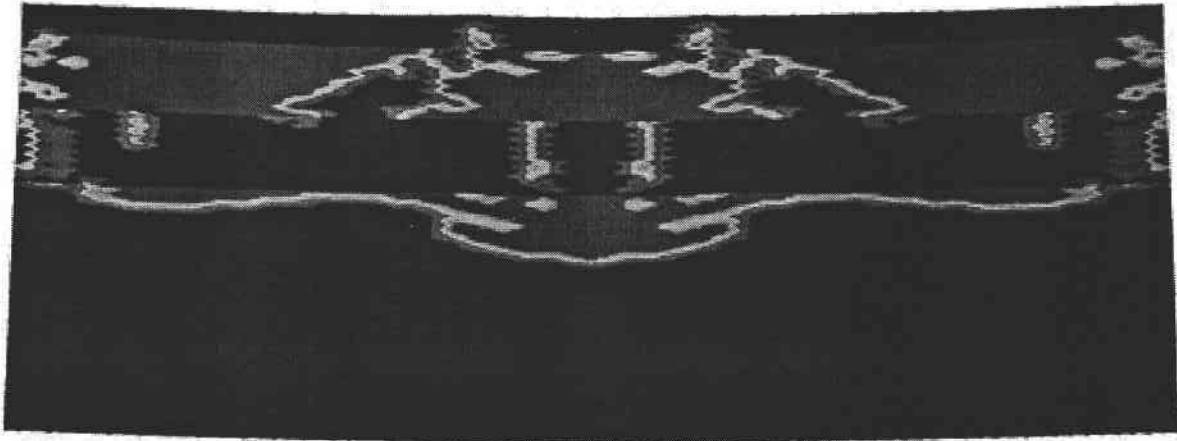
incrément 16



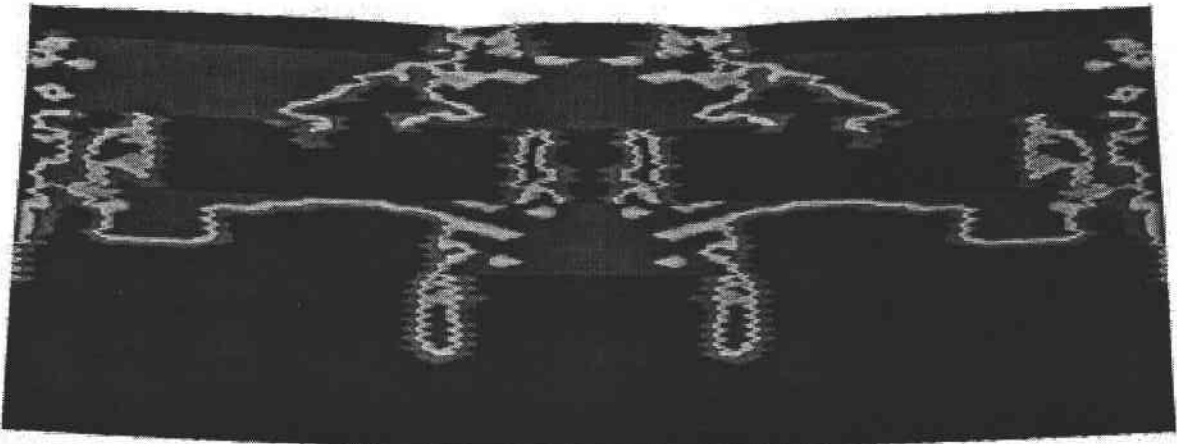
incrément 17



incrément 18



incrément 20



incrément 23

*Figure IV-30-a : étapes de ruine du panneau de contreplaqué
okoumé ép. 15 mm faces à 90° en flexion pure*

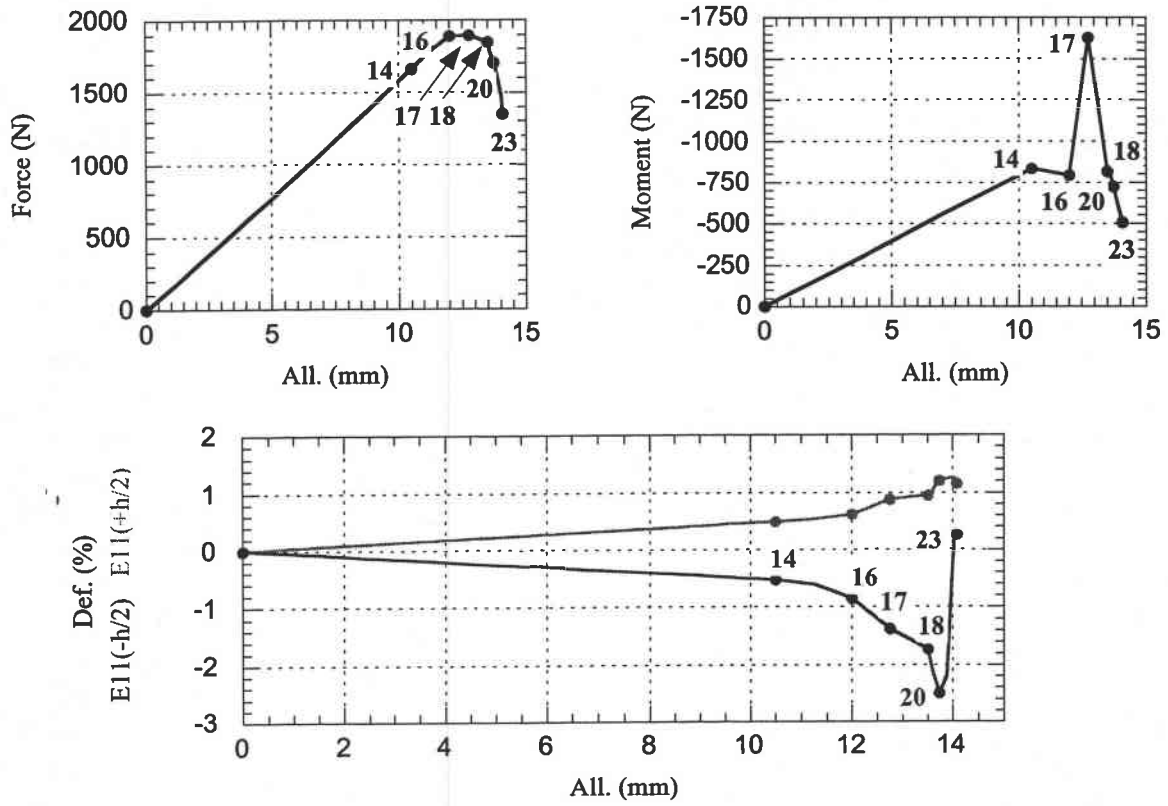


Figure IV-30-b : suivi des données mécaniques
okoumé ép. 15 mm faces à 90° en flexion pure

V-4-4 Epreuve okoumé en flexion compression à 90°

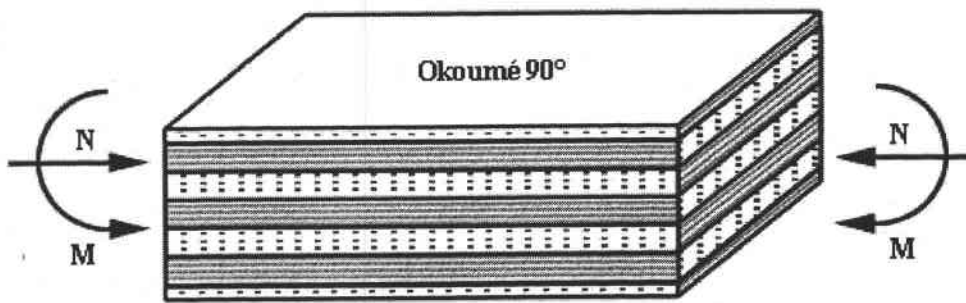


Figure IV-31 : okoumé ép. 15 mm faces à 90° en flexion compression

Le scénario d'endommagement de l'éprouvette se joue autour des ruines successives des plis 6 et 4 en compression longitudinale. Les efforts mis en jeu sont importants, ce qui induira une dissymétrie de la structure après endommagement. La rupture consécutive du contre-parement crée un point de blocage des déformations au niveau de la jauge, qui passeront en traction sur

l'autre face. Le pli 2 longitudinal, initialement peu contraint résiste. Ce seront par conséquent les plis centraux à 90° qui sont forcés d'éclater, d'autant plus que la dissymétrie préserve la cohésion de la moitié droite de l'éprouvette.

Les faces étant orientées à 90° par rapport à la sollicitation, l'endommagement s'initie dans le pli 6. Si la force a atteint sa plus grande valeur lorsque cette couche rompt, on n'observe pas encore de chute brutale mais un plateau. Le nombre d'éléments important et la présence d'un parement en sont probablement responsables. On voit nettement sur les simulations que l'endommagement part de la face supérieure, progresse ensuite latéralement à partir de sa face inférieure, tout en ayant créé deux petites amorces. D'après le modèle analytique, le contre-parement 7 est probablement entraîné par cette première rupture, peu avant la couche médiane 4 ; numériquement l'inverse s'est produit. Dans la continuité, le pli 4 est touché mais le volume affecté est assurément moins grand en raison de la moindre contribution du moment. Cette fine couche souple que constitue le pli 7 a un temps suivi la courbure de son pli adjacent, comme cela est constaté lors de l'expérience, puis s'endommagera en surface dans une large portion centrale de l'éprouvette créant ainsi une zone de pivot. Ce faisant la ruine du contre-parement entraîne une forte diminution du moment. Les déformations relevées y sont importantes, alors que sur l'autre bord encore intact elles sont contenues par le pli 2. Si une fissure chemine le long de l'interface avec le pli 3, elle est loin de pénétrer à l'intérieur du pli. Le prolongement majeur est l'apparition de deux ruptures périphériques dans le pli 5 à 90° amorcées précédemment. La perte de celui-ci pourrait même générer une légère diminution de la courbure puisqu'il s'agissait de la seule couche de la demi-épaisseur supérieure supportant encore le chargement. Tous ces événements sont encore le contrecoup direct du premier endommagement comme l'atteste la faiblesse de la sollicitation nécessaire à leur rupture et des déformations. Par opposition, il aurait fallu ensuite des efforts très importants pour briser les strates inférieures, initialement peu sollicitées. Au-dessus le pli 3 rompt en compression, alors qu'en redescendant les fissurations transverses seront stoppées à l'interface du pli 2 à 0° qui avec le parement 1 conserve une continuité matérielle.

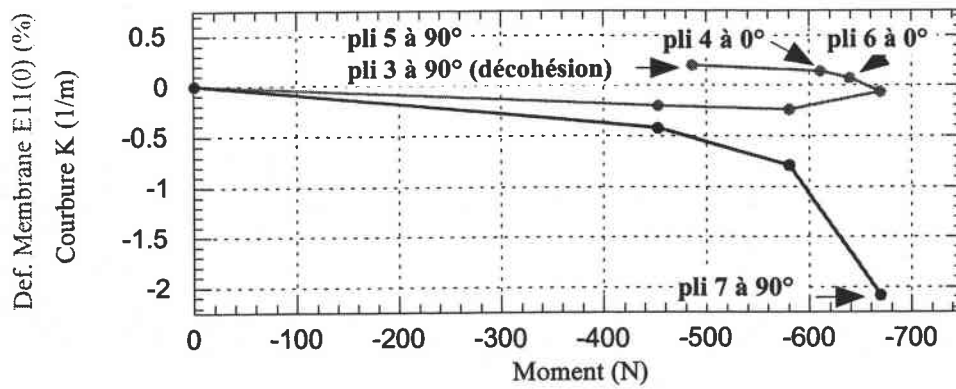


Figure IV-32-a : suivi de l'essai - okoumé ép. 15 mm faces à 90° en flexion compression

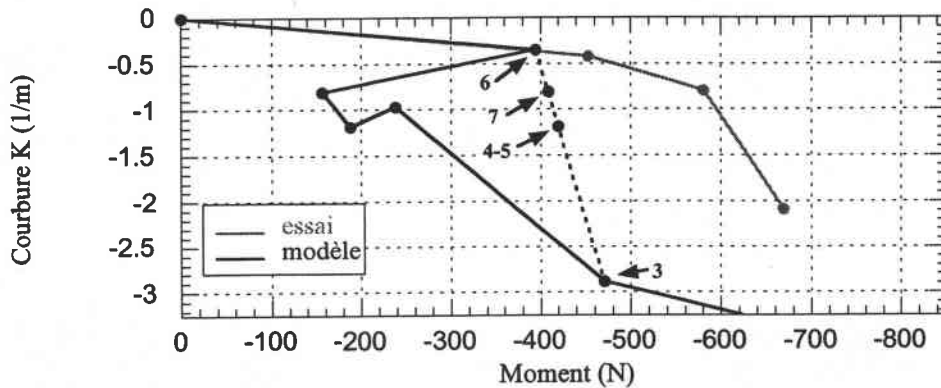


Figure IV-32-b : évolution de la ruine par le calcul analytique okoumé ép. 15 mm faces à 90° en flexion compression critère de contrainte maxi. + endommagement total

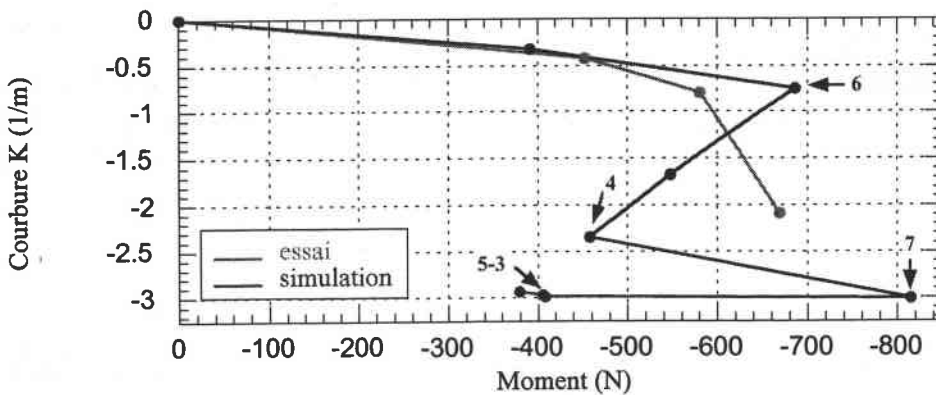
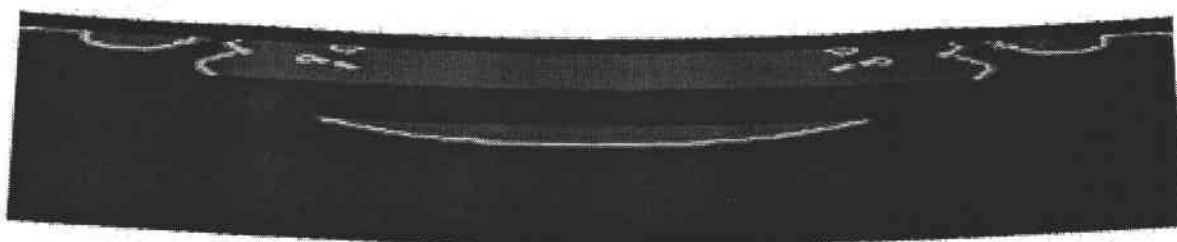


Figure IV-32-c : suivi des données mécaniques par les simulations numériques okoumé ép. 15 mm faces à 90° en flexion compression

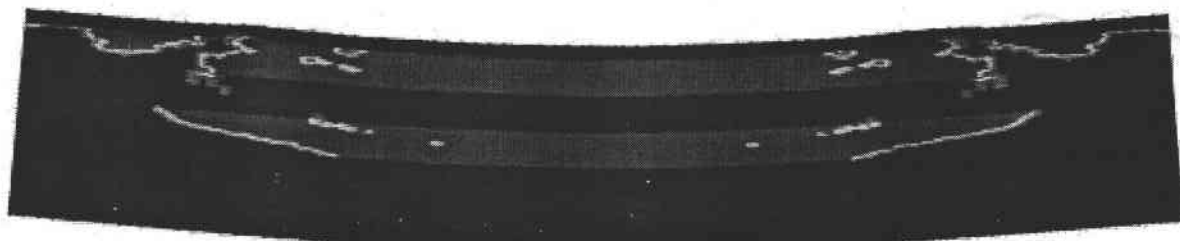
Suivi des étapes de ruine par simulation numérique



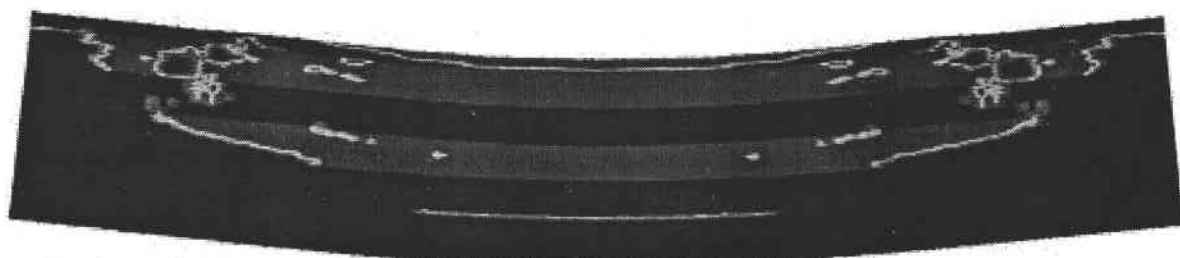
incrément 27



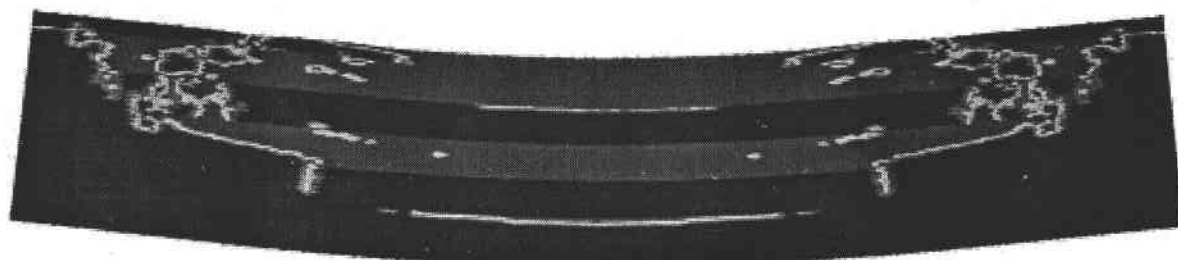
incrément 28



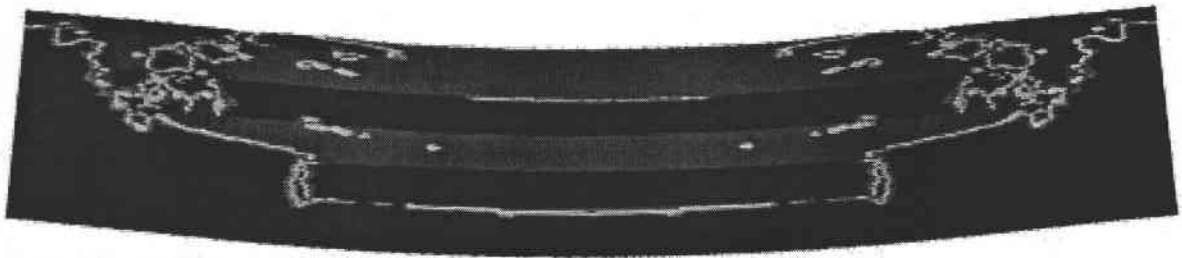
incrément 29



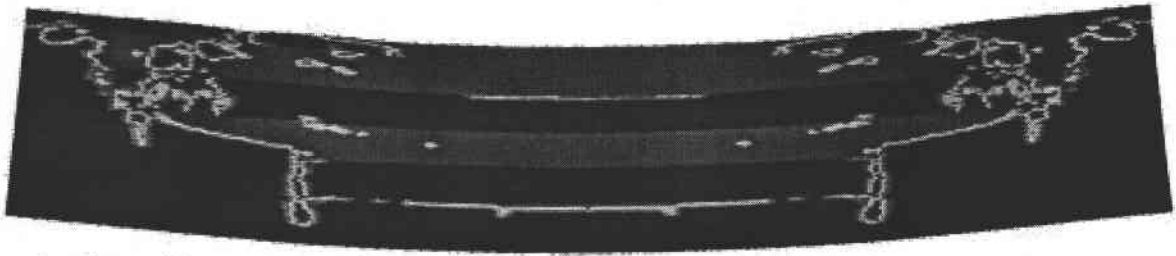
incrément 30



incrément 32



incrément 33



incrément 36

Figure IV-33-a : étapes de ruine du panneau de contreplaqué okoumé ép. 15 mm faces à 90° en flexion-compression

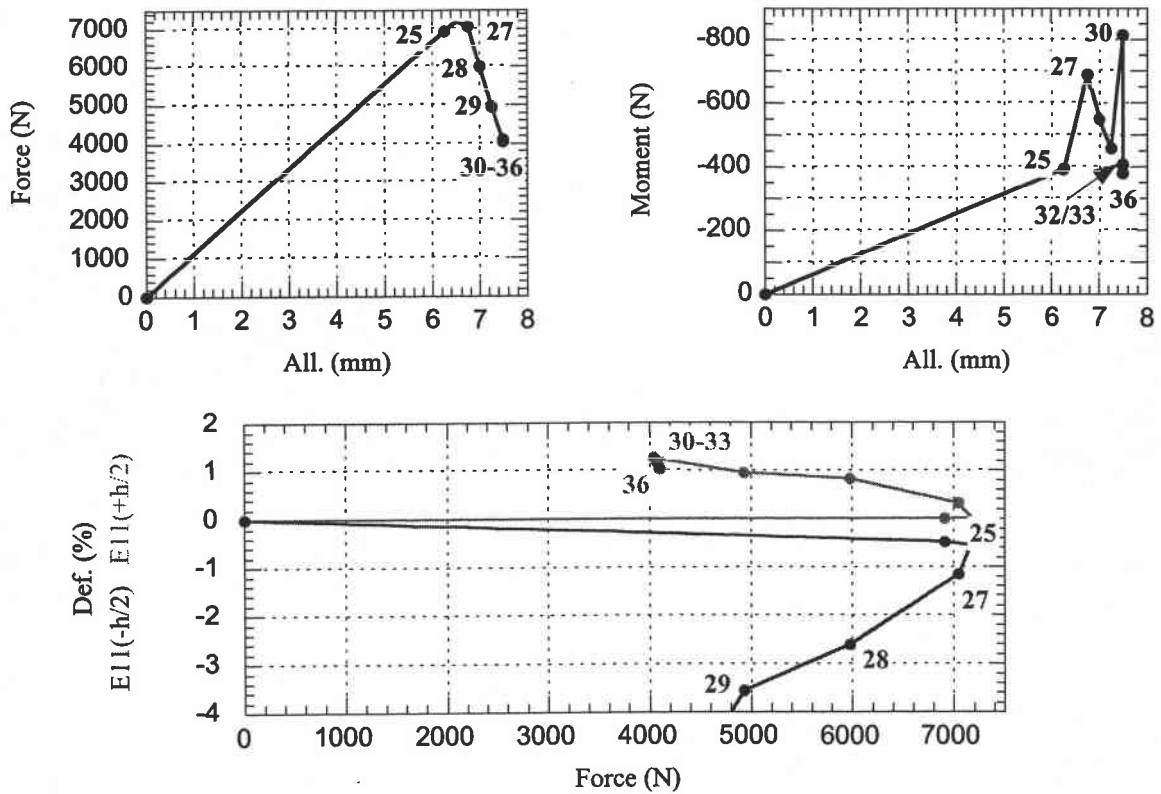


Figure IV-33-b : suivi des données mécaniques okoumé ép. 15 mm faces à 90° en flexion compression

V-5 Conclusions sur le comportement des panneaux de contreplaqué okoumé

V-5-1 Commentaires sur les essais

L'assemblage de sept plis, pour 15 mm d'épaisseur, garantit au panneau de contreplaqué okoumé une grande cohésion quelle que soit la direction de la sollicitation. Notamment en flexion pure, l'homogénéité du comportement s'est exprimée dans la grande linéarité des enregistrements. Le positionnement des faces à 0° permet aussi à l'éprouvette de garder longtemps sa cohésion, visible avec l'apparition de nombreuses ridules.

La finesse de la texture du matériau okoumé transparait à travers la typologie de l'endommagement de ses parements. La continuité des enregistrements des jauges prouve aussi l'absence de défauts macroscopiques. En position longitudinale, le pli 7 comprimé présente de nombreuses ridules très étendues en surface. Le désalignement du fil caractéristique de cette essence semble aussi favoriser le plissement des fibres lorsque les faces sont à 90°.

Les couches comprimées semblent accommoder la déformation, seuls les plis à 0° laissent entrevoir des ruptures sens fibre. Le bois, de manière générale, étant aussi très résistant en traction longitudinale ; la détérioration s'est circonscrit alors dans les strates à 90° obligeant souvent à la décohésion si une fissure ne peut pénétrer dans un pli à 0° tendu.

Des parements esthétiques sont ici présents mais on note que cette configuration de stratification ne comporte pas d'âme mince à 0° qui laisse place à un pli transversal. L'absence d'âme est néfaste en flexion compression à 0° où la rupture siège dans les plis centraux. La ruine de cette épaisse couche transversale occasionne une chute importante des déformations.

Orientée perpendiculairement à la sollicitation, l'éprouvette voit paradoxalement ses plis à 0° s'écarter du plan médian, renforçant sa solidité. Très certainement ce positionnement a concouru à supporter une courbure élevée, remarquable en flexion pure à 90°. Le plissement du fin contre-parement est annonciateur de la rupture tout comme le gauchissement des fibres du pli 1 qui révèle l'endommagement du pli longitudinal adjacent.

A l'opposé, en flexion-compression, les efforts importants endurés par les plis 6 et 4 à 0° comprimés sont sans doute aussi responsables de la dissymétrie du montage ; qui facilitera la décohésion des plis transversaux, le pli 2 ayant résisté lui aussi.

V-5-2 Commentaires sur les prévisions appliquées aux éprouvettes okoumé

La grande cohésion du panneau de contreplaqué et notamment de ses parements sous la sollicitation avait rendu la visualisation des endommagements délicate. La simulation numérique permet ici d'appuyer les déductions de l'analyse émission acoustique. A la seule rupture de cette première couche longitudinale ne peut être imputée la dégradation de l'éprouvette ; les efforts chuteront seulement après avoir pénétré un second pli.

L'homogénéité du comportement de ce panneau de contreplaqué se retrouve dans la cohérence des séquences d'endommagement.

En configuration longitudinale, les deux strates à 0° initialement très comprimées en flexion cassent successivement. Le pli 6 en sandwich cède à son tour. La courbure est alors proche de 1 m^{-1} . La modélisation numérique montre que le pli 3 fait un temps obstacle à la progression de l'endommagement vers les parties tendues ; obligeant la ruine à se développer dans les plis centraux ou comme en flexion pure à sauter au parement 1. Le chargement se poursuit ; la couche médiane rompt en compression transverse. Probablement en absence d'une âme fine, les déformations ne sont pas contenues. Il reste encore deux plis longitudinaux dans l'autre moitié de l'empilement. Les sollicitations ont fortement changées, particulièrement en flexion pure, alors que le pli 3 à 0° rompt pour un moment approchant de la valeur ultime de l'essai.

Le mécanisme est dans sa globalité reproductible pour l'éprouvette orientée à 90° . L'importance de la ruine du pli 6, périphérique, en compression longitudinale est bien marquée ici, entraînant non seulement les couches adjacentes mais aussi le pli 4. L'essai de flexion-compression montre singulièrement les valeurs erronées pouvant être enregistrées au niveau de la jauge. Par opposition, la grande résistance en traction du pli 2 à 0° symétrique au pli 6, observée expérimentalement, est retranscrite ici. La déformation en traction reste contenue grâce à son interface supérieure qui a arrêté l'avancement de la fissuration. Les essais ont été stoppés à ce niveau. La flexion se poursuivrait autour de celui-ci ; le pli 3 rompant en compression transverse puis le pli 1 en traction pour des valeurs de moment importantes.

VI Conclusion

Le modèle analytique fournit un outil rapide pour prédire le comportement d'un stratifié. Il apporte d'abord une bonne approximation des déformations enregistrées à la première rupture de pli ; donc il permet d'analyser l'influence de la stratification du panneau de contreplaqué, tant en terme d'épaisseur que d'essence.

La séquence de la ruine combinée au niveau de charge atteint à rupture renseignent sur le rôle de chaque pli dans l'empilement, au fur et à mesure du développement de l'endommagement, difficilement prévisible intuitivement car changeant selon la distribution des efforts.

Le modèle analytique majore les effets de l'endommagement, d'autant plus que le critère choisi est sévère. Lorsqu'un indice atteint sa valeur critique, la couche concernée perd brusquement sa rigidité dans une ou plusieurs directions. Dans le cas mécanisme de rupture total, le stratifié perd un pli. Si celui-ci est orienté à 0° par rapport à la sollicitation, les conséquences sont souvent graves.

Les niveaux de déformation atteints en fin d'essai, ainsi que le moment de flexion correspondant, présentent un écart important avec les données expérimentales et ne peuvent être pris comme caractéristiques du panneau de contreplaqué.

Une autre imprécision de ce modèle réside dans la non localisation de la rupture le long de l'éprouvette. Quel que soit le mécanisme de ruine utilisé, les propriétés annulées le sont pour l'ensemble du pli. Afin de reproduire plus finement la propagation de l'endommagement, les critères ont été introduits dans des simulations numériques.

Pour les chargements de flexion appliqués, la première rupture s'initie préférentiellement en compression longitudinale. La perte d'un de ses éléments rigides est très préjudiciable pour la résistance de l'éprouvette et en particulier des couches voisines. Physiquement, si les fibres sont altérées, la cohésion du pli lui conserve une certaine rigidité, une densification peut-être observée sous de fortes sollicitations, sauf cloquage.

La fissuration transverse des couches à 90° est bien montrée par la simulation. Elle apparaît consécutivement au dommage de l'interface adjacente en pointe de fissure. D'autres amorces peuvent naître lorsque qu'un des plis longitudinaux résiste, aboutissant à la décohésion rencontrée expérimentalement.

Une amélioration qui pourrait être apportée au modèle analytique et aux simulations numériques consisterait à prendre en compte un comportement dissymétrique en traction et compression, en conservant une rupture fragile en traction, mais en introduisant une résistance en compression, même après endommagement. Cette modélisation en compression pourrait être introduite par exemple avec un modèle élastique-plastique parfait. Les simulations fourniraient alors des efforts à rupture plus grands et des courbures plus faibles, en meilleur accord avec les résultats expérimentaux.

CONCLUSION ET PERSPECTIVES

Pour cette étude, nous avons considéré les panneaux de contreplaqué comme cas particulier de plaques stratifiées constituées de plis élémentaires en bois. Nous avons rappelé dans un premier chapitre les corrélations entre propriétés physiques et mécaniques du matériau bois, particulièrement entre densité et propriétés macroscopiques d'élasticité orthotrope et de résistance. Ces caractéristiques associées au développement de la théorie des plaques stratifiées permet de déduire la rigidité des panneaux sous chargement combiné de flexion-compression. Les critères de rupture applicables aux plis élémentaires sont introduits dans la modélisation des endommagements successifs dans l'empilement conduisant à la ruine des panneaux de contreplaqué. Les prévisions des évolutions de rigidité et des endommagements des plis sont confrontés aux résultats expérimentaux.

Pour étudier le comportement mécanique de panneaux à base de bois sous sollicitations combinées de flexion et de compression, des dispositifs d'essais spécifiques ont été mis au point au laboratoire. Le dimensionnement en particulier du dispositif de flexion-compression, en fonction de la sollicitation combinée souhaitée et de la stratification de l'éprouvette, a été réalisé à l'aide de simulations numériques. Afin de définir les caractéristiques des dispositifs, on a étudié l'influence des rigidités montage et de l'éprouvette, variables d'entrée du programme, sur les paramètres mesurés ou calculés lors de l'essai. Malgré les difficultés liées à la non linéarité géométrique du dispositif et à la souplesse du montage, la relation entre force de traction et efforts au centre de l'éprouvette est connue avec une bonne précision. Nous disposons donc d'un outil expérimental performant pour estimer le comportement élastique du matériau.

Le suivi de l'endommagement des éprouvettes d'essais a été réalisé à l'aide de l'émission acoustique, méthode restée jusqu'alors inexploitée au LPMM. Cette technique d'analyse, permettant de détecter l'apparition d'événements représentatifs de l'endommagement du matériau non détectables visuellement à la surface de l'éprouvette, couplée aux observations visuelles a ainsi permis de retracer le scénario de ruine à travers chaque pli. Notre démarche a consisté à identifier les caractéristiques des signaux devant apporter d'autres renseignements que ceux enregistrés sur les paramètres plus classiques que sont les efforts appliqués au montage et les déformations au centre de l'éprouvette.

Le chapitre 4 est consacré à la description et l'analyse des résultats expérimentaux. Une première exploitation a consisté à utiliser la théorie des plaques stratifiées élastiques pour déterminer, à partir des résultats globaux, les caractéristiques élastiques des plis constitutifs des panneaux de contreplaqué étudiés. Des scénarios d'endommagement ont été proposés, pour chacun des panneaux testés en flexion ou en flexion-compression, en s'efforçant de corrélérer les différents stades du comportement mécanique, et les événements acoustiques associés, aux événements physiques responsables de la dégradation du matériau. Le comportement observé expérimentalement a ensuite été comparé aux résultats d'un modèle analytique s'appuyant sur la théorie des plaques stratifiées et basée sur la prise en compte des ruptures successives de plis. En parallèle, un critère de rupture a été introduit dans le code d'élément finis Abaqus/Standard pour une analyse plus raffinée. L'influence des ruptures successives des plis de la stratification sur les modes d'endommagement est discutée.

Le panneau de contreplaqué okoumé est caractérisé par une bonne isotropie dans le plan de la plaque, obtenue grâce à l'assemblage de sept plis, pour 15 mm d'épaisseur. La grande cohésion du panneau de contreplaqué et notamment de ses parements sous chargement avait rendu la visualisation des endommagements délicate. La simulation numérique permet ici d'appuyer les déductions de l'analyse émission acoustique. La finesse de la texture du matériau okoumé transparait à travers la typologie de l'endommagement de ses parements. Le désalignement du fil caractéristique de cette essence semble aussi favoriser le plissement et le gauchissement des fibres.

Lorsque le panneau de contreplaqué pin des Landes est orienté à 90° , sa rigidité est moindre, tout comme sa résistance qui ne repose principalement que sur les deux seuls plis à 0° au sein de l'empilement. Cette essence résineuse présente une grande hétérogénéité, en particulier des nœuds. Son bois est plus tendre que l'okoumé par exemple, augurant d'une rupture moins fragile. Il conviendrait de prendre mieux en compte la nature fibreuse du matériau qui permet aux deux faces transversales de s'adapter à la courbure. La rupture des plis longitudinaux comprimés apparaît progressive et localisée. Une autre conséquence est l'importance de la rupture du pli le plus comprimé sous sollicitation à 0° sur la ruine du panneau de contreplaqué. L'initiation de la rupture en compression longitudinale est bien reproduite analytiquement ou numériquement. La simulation met aussi en évidence la gravité de cette rupture. L'essai se termine pour des sollicitations proches de celles prédites pour ces plis. La force maximale supportée par l'éprouvette est dépassée suite à la propagation de cet endommagement dans toute l'épaisseur du pli. Le processus de dégradation relevé ensuite expérimentalement dans les couches transverses enserrées est bien reproduit. Plusieurs fissures peuvent se propager, comme cela se produit lorsqu'une interface fait opposition à la pénétration, en partant préférentiellement du bord le plus comprimé. La ruine de l'éprouvette intervient généralement lorsqu'une fissure parvient à pénétrer un pli à 0° en traction. Une différenciation intervient selon l'épaisseur du panneau de contreplaqué. Il semble que la finesse de la couche centrale privilégie la propagation interfaciale alors que la fissuration est pénétrante pour l'éprouvette épaisse. L'essai de flexion compression a montré un voilement de l'éprouvette de 10 mm avec une forte tendance à la dissymétrie.

Le choix des épaisseurs des cinq plis croisés du panneau de contreplaqué balsa conduit à une très bonne isotropie macroscopique dans le plan des panneaux. On remarque ici des valeurs de moment maximum et de courbures ultimes parfaitement comparables. Le panneau de contreplaqué faces à 0° se comporte comme un composite sandwich où les plis longitudinaux joueraient le rôle des peaux assurant la résistance alors que son intérieur n'assure que la cohésion de la structure. L'influence du volume contraint est manifeste ici. L'essai de flexion pure à 0° montre la bonne tenue du pli sous une contrainte homogène de compression transverse puisque les fibres pressées l'une contre l'autre tend à densifier le matériau ; l'effet est inverse sous sollicitation de traction. Perpendiculairement, la progression de la ruine dans l'épaisse couche à 0° comprimée constitue la majorité de l'essai et lui sera fatale. Le caractère fragile du balsa est très marqué. Pour les éprouvettes orientées à 0° , on observe comme premier événement notable des rides, ou plissement des contre-parements en compression. Des décollements, ou délaminages, sont apparus aux interfaces entre plis croisés. Pour les éprouvettes à 90° , des plissements sur les faces transversales marquent également cette inaptitude à la déformation.

Le modèle analytique fournit un outil rapide pour prédire le comportement d'un stratifié, donc d'optimiser la stratification du panneau de contreplaqué, tant en terme d'épaisseur que d'essence, en fonction de la sollicitation supposée. De même, la séquence d'endommagement

renseigne sur le rôle de chaque pli dans l'empilement, difficilement prévisible intuitivement car les endommagements successifs modifient la distribution des efforts. L'importance de la première rupture en compression longitudinale, très préjudiciable pour la résistance de l'éprouvette, a été montrée. Il conviendrait de minimiser ces effets. Physiquement, si les fibres sont altérées, la cohésion du pli lui conserve une certaine rigidité, une densification peut être observée sous de fortes sollicitations, sauf cloquage. Un coefficient de réduction du module d'élasticité pourrait être paramétré avec les données expérimentales pour rendre compte d'une transmission des efforts se poursuivant en compression sur les plis endommagés. Une autre amélioration qui pourrait être apportée au modèle analytique et aux simulations numériques consisterait à prendre en compte un comportement dissymétrique en traction et compression, en conservant une rupture fragile en traction, mais en introduisant une plasticité en compression que l'on retrouve dans les matériaux poreux. La fissuration transverse des couches à 90° est bien montrée par la simulation. Elle apparaît consécutivement au dommage de l'interface adjacente en pointe de fissure. D'autres amorces peuvent naître lorsque qu'un des plis longitudinaux résiste, aboutissant à la décohésion rencontrée expérimentalement.

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- Bodig J.**, The effect of anatomy on the initial stress stress-strain relationship in transverse compression, *For. Prod. J.*, 15 (5), pp 197-202, 1965
- Bodig J., Goodman J. R.**, Prediction of elastic parameters for wood, *Wood science*, vol. 5 n° 4, pp 249-264, avril 1973
- Bodig J., Jayne B. A.**, *Mechanics of wood and wood composites*, Van Nostrand Reinhold, New York, 1982
- Bucur V. et Archer R.**, Elastic constants for wood by an ultrasonic method, *Wood science and technology*, vol. 18, n° 14, 1984
- Campredon J.**, *Le bois*, collection "Que sais-je" (5^e édition), P.U.F., 1975
- CEN TC 250**, Structures en bois aux états limites, Introduction à l'Eurocode 5, Step 1 matériaux et bases de calcul, 1996 ; Step 2 calcul de structure, 1997, Sedibois union nationale française de charpente, menuiserie et parquets, éd. Eyrolles
- Centre d'assistance technique et de documentation (C.A.T.E.D.)**, CB 71 DTU 51-3 Précis de structures de génie civil A.F.N.O.R., éd. Nathan
- Centre technique du bois et de l'ameublement (C.T.B.A.)**, Dossier panneaux : Le contreplaqué NF Extérieur CTB-X dans la construction, cahier technique du C.T.B.A. n° 106 (2^e éd.), 1983
- Conroy N. M.**, Estimation of interlaminar stresses in composite laminate, Msc thesis, Cranfield institute of technology, U. K., 1990
- Datoo M. H.**, *Mechanics of fibrous composites*, Elsevier applied science, Department of civil and structural engineering, South bank polytechnic, Londres, 1991
- el Amri F.**, Contribution à la modélisation élastique anisotrope du matériau bois – feuillus et résineux, Thèse de doctorat de l'I.N.P.L., juillet 1987
- Forest products laboratory**, *Wood handbook : wood as an engineering material*, agriculture handbook n° 72 (4), U. S. Department of agriculture forest service, Washington, DC, 1987
- Grandidier J. C., Ferron G., Potier-Ferry M.**, Microbuckling and strength in long-fiber composites : theory and experiments, George Herman 70th anniversary symposium, San Diego, *International journal of solid and structures*, 29 : 1753-1761, 1991
- Grandidier J. C.**, Microflambage et comportement en compression des matériaux composites à fibres longues, Thèse, Metz, 1991

Green D. W., Winandy J. E., Kretschmann D. E., United States department of agriculture, Wood handbook – wood as an engineering material, U.S.D.A. forest service, Forest products laboratory, Madison, (4), 1998

Guitard D., Mécanique du matériau bois et composites, Editions Cépaduès, 1987

Hare S., Interlaminar stresses in composite laminates, Msc thesis, Cranfield institute of technology, U. K., 1989

Herakovich C. T., On the relationship between engineering properties and delamination of composite materials, Journal of composite materials, vol. 15, pp 336-343, 1981

Hibbitt, Karlsson and Sorensen inc., Abaqus standard user's manual, version 5.8, Pawtucket, RI, 1998

Hoffmeyer, P., Duration of load effects for spruce timber with special reference to moisture content, Proceedings of CEC seminar on wood technology, Munich, Germany, 1987

Hooke R., De potentia restitua, Royal society (1663)

Isoroy, Le panneau de contreplaqué NF extérieur CTB-X (désignation Navyrex)

Kaiser J., Erkenntnisse und Folgerungen aus der Messung von Geräuschen bei Zugbeanspruchung von metallischen Werkstoffen (Constatations et conclusions de la mesure des bruits lors de l'effort de traction des matières métalliques). Arch. für das Eisenhüttenwesen 24 1/2, pp. 43-45, 1953

Kollman F. F. P., Côté W. A. Jr., Principles of wood science and technology, Solid wood, Springer Verlag, vol. 1, 591 p., Berlin, 1968

Kollman F. F. P., Kuenzi E. W., Stamm A. J., Principles of wood science and technology, Wood based materials, vol. 2, 701 p., Springer Verlag, New York, 1975

Loo J. W., Interlaminar stresses around hole in composite laminate, Msc. thesis, Cranfield institute of technology, U. K., 1990

Markwardt L. J., Wilson T. R. C., Strength and related properties of wood grown in the United States, U. S. Dept. Agric. Tech. Bull. 479, 1935

Mussot-Hoinard G., Becker E., Ferron G., Etude du comportement du bois en flexion et en flexion-compression, 12^e congrès français de mécanique, Strasbourg, vol. 1, pp 413-416, 1995

Mussot-Hoinard G., Ferron G., A testing device for mechanical characterization of wood and wood-based beams and plates under flexion-compression, Journal of testing and evaluation, pp 582-586, 1998

Mussot-Hoinard G., Ferron G., Dispositif de flexion-compression et émission acoustique en tant qu'aide à la caractérisation du bois d'apicéa, 30^e colloque annuel du Groupe français de rhéologie, Bordeaux, 1995

Pagano N. J., Pipes R. B., Some observations on the interlaminar strength of composite laminates, *International journal of material science*, vol. 15, pp 679-688, 1973

Pluinage G., La rupture du bois et de ses composites, éd. Cépaduès, Toulouse, 1992

Pollock A. A., Acoustic emission amplitudes, *Acoustic emission -2, Non-destructive testing*, pp 264-269, 1973

Sih G.C., Skudra A. M., Failure mechanics of composites, Elsevier, Londres, 1985

Tsai S. W., Hahn H. T., Introduction to composite materials, Technomic publishing company, Westport Connecticut 06880, 1980

Tsai S. W., Wu E. M., A general theory of strength for anisotropic materials, *Journal of composites materials*, vol. 5, pp 58-80, janvier 1971

Ueng C. E. S., Zhang K., A simplified approach for interlaminar stresses in orthotropic laminated strips, *Journal of reinforced plastics and composites*, 4 : 273-286, 1985

Association française de normalisation (A.F.N.O.R.), Paris

NF A09-390 Essais non destructifs – émission acoustique – principes généraux, août 1989, (*projet de norme PR NF EN 13554, octobre 1999*)

NF EN-313 Contreplaqué – classification et terminologie, 1999

NF EN 338 Bois de structure – classes de résistance (*remplace NF B52-001-1*), mai 1995

NF EN 350 Durabilité du bois et des matériaux dérivés du bois - durabilité naturelle du bois massif, juillet 1994

NF EN 518 Bois de structure – classement – exigences pour des normes de classement visuel de résistance, mai 1995

NF EN 519 Bois de structure – classement – spécifications pour le bois classé par machine pour sa résistance et les machines à classer, mai 1995

NF EN 636-3 Contreplaqué – exigences – partie 3 : exigences pour contreplaqué utilisé en milieu extérieur, février 1997, (*NF B54-161-3, doc. réf. certification CTB-X*)

DTU P21-701 Règles CB 71 – règles de calcul et de conception des charpentes en bois (édition juin 1984 2^e tirage), mars 1971

XP ENV 1995-1-1 Eurocode 5. Calcul des structures en bois. Partie 1-1 : règles générales et règles pour les bâtiments, février 1998 (*P21-711, norme expérimentale*)

Résumé de thèse

Les sollicitations combinées de flexion et de compression sur les structures à base de bois sont reproduites en laboratoire grâce à un dispositif spécifique, placé dans une machine de traction classique. Le dispositif est constitué de biellettes articulées dont les dimensions et l'agencement déterminent le rapport des efforts appliqués à l'éprouvette. Les essais sont effectués sur des panneaux de contreplaqué de différentes épaisseurs et différentes essences (okoumé, okoumé-peuplier, pin des Landes et balsa). Le dimensionnement des dispositifs de flexion pure et de flexion-compression a été réalisé à l'aide de simulations numériques. Celles-ci ont également permis de déterminer les efforts appliqués à l'éprouvette en fonction des paramètres mesurés lors de l'essai. A partir de ces simulations un protocole d'analyse des résultats expérimentaux a été dégagé pour permettre d'estimer le comportement élastique du matériau. Des abaques de détermination du module éprouvette équivalent en fonction de la flèche et ou de la déformation superficielle sont fournis pour chaque sollicitation et épaisseur de panneau. Le suivi de l'endommagement a été réalisé par acquisition des signaux d'émission acoustique. L'analyse détaillée de la forme des ondes permet après filtrage de détecter l'apparition d'événements représentatifs de l'endommagement du matériau et de suivre les différents modes d'endommagement. La prévision des scénarios d'endommagement des panneaux de contreplaqué testés est examinée au travers d'une étude analytique permettant de discuter l'influence des ruptures successives des plis de la stratification sur les modes d'endommagement. En parallèle, un critère de rupture est introduit dans le code d'éléments finis ABAQUS. Il sera nécessaire de prendre en compte la nature fibreuse du matériau dans la loi de comportement, en particulier en compression sens fibre pour que les zones endommagées continuent de transmettre des efforts.

Mots-clé : contreplaqué, flexion, compression, endommagement, émission acoustique

Summary

Combined bending and compression tests on wood-based structures are performed in laboratory thanks to a specific device, placed in a conventional tensile testing machine. The device consists of articulated bars whose dimensions and layout determine the ratio of the efforts applied to the specimen. The tests are carried out on plywood panels of various thicknesses and various species (okoume, okoume-poplar, maritime pine and balsa). The numerical simulations also permitted the efforts applied to the specimen to be determined as functions of the parameters measured during the test. From these simulations a procedure was defined for analyzing the experimental results, so as to estimate the elastic behavior of material. Tables of determination of the equivalent modulus of the specimen as a function of the deflection and or of the surface strain are provided for each kind of tests and thickness of the panel. The tracking of damage was carried out by acquisition of the signals of acoustic emission. A detailed analysis of the form of the waves makes it possible, after filtering, to detect the occurrence of events that are representative of material damage, and to follow the various damage modes. The prediction of the damage scenarios of the plywood panels tested is examined through an analytical study, which allows us to discuss the influence of the successive ruptures of the plies of the stratification on the damage modes. In addition, a fracture criterion is implemented in the finite element code ABAQUS. It will be necessary to take into account the fibrous nature of the material in the constitutive law, in particular in compression along the fiber direction, so that the damaged zones continue to transmit efforts.

Key words: plywood, bending, compression, damage, acoustic emission

PR XP ENV 1995-1-2 Eurocode 5. Calcul des structures en bois. Partie 1-2 : règles générales
Calcul de la résistance au feu, février 1998 (*P21-712, projet de prénorme européenne ENV
1995-1-2*)

American society for testing and materials (A.S.T.M.), Philadelphia

D143-94 Method : Standard test methods of testing small clear specimens of timber, 2000

D2555-98 Test method : Standard test methods for establishing clear wood strength values,
1998