Contribution à l'optimisation des performances d'assemblages bois en structure : Analyse de la portance dans les assemblages de type tige

Laurent Bléron

▶ **To cite this version:**

Laurent Bléron. Contribution à l'optimisation des performances d'assemblages bois en structure : Analyse de la portance dans les assemblages de type tige. Sciences de l'ingénieur [physics]. Université Henri Poincaré - Nancy 1, 2000. Français. NNT : 2000NAN10071 . tel-01747533

HAL Id: tel-01747533
https://hal.univ-lorraine.fr/tel-01747533

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

SC N 2000/71/B

S.C.D. - U.H.P. NANCY 1
BIBLIOTHÈQUE DES SCIENCES
Rue du Jardin Botanique
54600 VILLERS-LES-NANCY

UHP (Université Henri Poincaré)
ENSTIB (Ecole Nationale Supérieure des Technologies et Industries du Bois)

THESE

présentée par **Laurent Bléron**

pour l'obtention du grade de

Docteur de l'Université Henri Poincaré, Nancy I

en **Sciences et Technologies Industrielles**

CONTRIBUTION A L'OPTIMISATION DES PERFORMANCES D'ASSEMBLAGES BOIS EN STRUCTURE.

ANALYSE DE LA PORTANCE DANS LES ASSEMBLAGES DE TYPE TIGE.

Soutenue publiquement le ***29 Juin 2000*** devant la commission d'examen :

Messieurs	Professeur Michel GUEURY	Président
	Professeur Jean-François JULLIEN	Rapporteur et examinateur
	Professeur Laurent DAUDEVILLE	Rapporteur et examinateur
	Frédéric ROUGER	Examinateur
	Gilles DUCHANOIS	Examinateur
	Pas	Directeur de thèse

BIBLIOTHEQUE SCIENCES NANCY 1
D 095 136658 7

Laboratoire Structures et Matériaux, Equipe Génie Civil Bois
27 rue du Merle Blanc
B.P. 1041, 88051 Epinal Cedex 9

B 50750

SC N 2000 71/B

S.C.D. - U.H.P. NANCY 1
BIBLIOTHÈQUE DES SCIENCES
Rue du Jardin Botanique
54600 VILLERS-LES-NANCY

A mon grand-père, Gustave

S.C.D. - U.H.P. NANCY 1
BIBLIOTHÈQUE DES SCIENCES
Rue du Jardin Botanique
54600 VILLERS-LES-NANCY

Avant - propos

C'est au sein de l'Equipe Génie Civil Bois et plus particulièrement au sein du Laboratoire Structures et Matériaux que cette étude a été effectuée. Je remercie Pascal Triboulot et Gilles Duchanois de m'avoir accepté dans cette équipe et de m'avoir fait confiance tout au long de ces trois années.

Je suis particulièrement honoré que Monsieur Michel GUEURY, Professeur à l'ESSTIN, m'ait fait le plaisir de présider la commission d'examen. Je le remercie très sincèrement.

Que Messieurs Jean-François JULLIEN, Professeur à l'INSA de LYON, et Laurent DAUDEVILLE, Professeur à INPG de Grenoble, veuillent trouver l'expression de ma profonde gratitude pour avoir accepté de rapporter ce travail et de l'examiner. Je tiens à les remercier de m'avoir consacré une partie de leur temps.

Mes remerciements vont également à Monsieur Frédéric ROUGER, Directeur de Recherche du Pôle Construction au CTBA, qui a bien voulu examiner ce travail.

J'exprime ma sincère gratitude à toutes les personnes qui ont contribuée à ce mémoire, en particulier l'ensemble des techniciens et personnels de l'ENSTIB, Jean-Claude Anotta, Thierry Fieutelot et Jean-Jacques Balland, pour leurs aides et conseils qui m'ont souvent permis de gagner un temps précieux ainsi que l'ensemble des personnels du CRITT Bois.

Je remercie très sincèrement Jean-François Bocquet, devenu un excellent ami, pour sa collaboration et pour tout le temps qu'il m'a consacré.

Je souhaiterai finir par remercier tout spécialement Gilles Duchanois, avec qui j'ai passé quelques soirées, au cours de ces trois années, et qui a su me faire partager sa passion, associée à sa bonne humeur permanente. Il m'a permis de comprendre énormément de choses, tant scientifiquement, qu'humainement ou musicalement.

S.C.D. - U.H.P. Nancy 1
BIBLIOTHÈQUE DES SCIENCES
Rue du Jardin Botanique
54600 VILLERS-LES-NANCY

CONTRIBUTION A L'OPTIMISATION DES PERFORMANCES D'ASSEMBLAGES BOIS EN STRUCTURE. ANALYSE DE LA PORTANCE DANS LES ASSEMBLAGES DE TYPE TIGE.

Le développement et l'optimisation des structures bois nécessitent la maîtrise du fonctionnement des assemblages de type tige. Or à ce jour, les hypothèses simplificatrices concernant les rigidités et résistances des assemblages adoptées dans les codes de dimensionnement des structures bois peuvent conduire à des prédictions incorrectes. Une des raisons est une mauvaise estimation de la résistance en portance locale qui doit être définie au seuil plastique et non pas au maximum obtenu avant 5 mm de glissement. Une caractérisation expérimentale de la portance au seuil plastique et une modélisation ont donc été effectuées. Le modèle élaboré permet de quantifier la portance locale suivant le diamètre de la broche, l'angle entre la direction de l'effort et l'axe longitudinal d'anisotropie, la masse volumique du bois et le frottement acier-bois. La finalité de cette modélisation a été la création d'un outil industriel permettant une estimation rapide de la résistance et de la raideur d'un assemblage mono-tige.

Enfin, une forme originale de renforcement a été imaginée. Au lieu de renforcer latéralement le bois par l'adjonction de tissus de fibres, l'idée développée ici a consisté à diminuer les discontinuités des raideurs au sein de l'assemblage, en insérant une zone de transition entre le bois et la broche. Cette solution a permis d'obtenir une augmentation de 50% de la résistance ultime des assemblages.

CONTRIBUTION TO THE OPTIMIZATION OF TIMBER JOINTS PERFORMANCES ANALYSIS OF DOWEL TYPE FASTENERS EMBEDMENT STRENGTH

Optimal and rational development of timber structures needs to control accurately the behaviour of doweled joints which ones are more employed. However, it has been shown that part of the numerous assumptions taken into account into design codes, concerning the evaluation of joints strength and stiffness, could conduct to either over or under estimation values. A better evaluation of the joints strength could be obtained if the embedment strength threshold is defined at the plastic level and not at the level reached after a 5 mm dowel into timber bedding. In order to propose a new embedment strength formula, experimental embedment tests at different angles to the grain were realised. An analytical model was also developed in which are the dowel diameter, the angle to the grain force direction, the metal to timber angle of sliding friction and the timber density the main parameters. This model was then coupled with an another model composed of an elastic plastic beam on its non-linear foundation. The plastic strength and stiffness of single dowel joints with several shear planes can then be precisely determined. This complete model has then been programmed to become an industrial design tool.

Finally a dowel joint reinforcement based on the previous observations has been suggested. This original concept lies in to diminish the rigidity discontinuities between dowel and timber by modifying the mechanical wood properties around the dowel. This solution has been shown to arise the ultimate joint strength about fifty percent.

SOMMAIRE

SOMMAIRE

Introduction générale 1

Partie A : Etude bibliographique.

1. Analyse du comportement de l'assemblage 11
1.1. Les fonctions de l'assemblage..... 11
1.2. Les organes de type tige 13
2. Modélisation de l'assemblage 17
2.1. Théorie de l'analyse limite 17
2.1.1. Principe général 17
2.1.2. Application aux assemblages bois 20
2.1.3. Définition de la portance locale 23
2.1.3.1. Phénoménologie de l'enfoncement 23
2.1.3.2. Aspect normatif 25
2.1.3.3. Effet du diamètre de la tige et de la densité .. 29
2.1.3.4. Effet du frottement 31
2.1.3.5. Portance hors des axes d'orthotropie du bois 35
2.2. Poutre sur appuis élastiques 37
3. Les règles de dimensionnement des assemblages brochés 41
3.1. Les règles de calcul C.B.71 41
3.2. Les nouvelles règles de calcul : l'Eurocode 5 43
4. Renforcement de l'assemblage 48
4.1. Renforcement local de la zone d'assemblage 48
4.2. Renforcement par tiges collées 54
4.2.1. Les techniques de collage 55
4.2.2. Les distances d'espacement 57
4.2.3. Résistance d'une tige collée 59
4.2.3.1. Cas d'un chargement axial 59
4.2.3.2. Cas d'un chargement latéral 64
4.2.3.3. Raideur d'une liaison par tige collée 64
5. Conclusion 65

Partie B : Mécanique de l'assemblage.

1. Procédure expérimentale 69
1.1. Caractérisation des éprouvettes..... 71
1.1. Caractérisation des broches..... 74
2. Analyse des résultats 74
2.1. Caractérisation des efforts selon les règles C.B.71 76
2.2. Caractérisation des efforts selon l'Eurocode 5 78
2.3. Raideur de l'assemblage 84
2.4. Ductilité de l'assemblage 86
3. Caractérisation de la portance locale 87
3.1. Montage expérimentale et protocole d'essais 87
3.2. Résultats 92
3.2.1. Enfoncement parallèle à la direction des fibres 92
3.2.1.1. Influence du diamètre 92
3.2.1.2. Influence du frottement 93
3.2.2. Influence de l'angle du fil 94
3.2.3. Etude de la rigidité de la fondation 100
3.3. Portance locale des tiges collées..... 101
3.4. Influence de l'humidité sur la portance..... 103
3.4.1. Caractérisation des broches non collées..... 103
3.4.2. Caractérisation des broches collées..... 103
4. Conclusion 105

PARTIE C : Modélisation de l'assemblage.

1. Caractérisation physique de la portance locale..... 112
1.1. Présentation du modèle..... 112
1.2. Validation du modèle..... 116
1.3. Existence du maximum de portance..... 120
1.4. Influence du coefficient de frottement acier-bois..... 121
1.5. Angle de déviation plastique..... 123
1.6. Influence de l'humidité..... 124
1.7. Effet de l'essence..... 125
1.8. Caractérisation du module de décharge..... 126
1.9. Caractérisation de la phase plastique..... 127
2. Modélisation de l'assemblage..... 129
2.1. Résolution non linéaire par éléments finis..... 131

2.1.1. Etude de l'élément soumis à une sollicitation de traction..... 133
2.1.2. Etude de l'élément soumis à une sollicitation de flexion..... 134
2.2. Loi de comportement..... 140
2.2.1. Prise en compte de la plasticité de la tige..... 140
2.2.2. Détermination de la raideur de fondation..... 143
2.2.3. Algorithme général..... 146
2.3. Présentation du logiciel « GUSS-2D »..... 148
2.3.1. Les entrées du logiciel..... 149
2.3.2. Le traitement..... 151
2.3.3. Les sorties du logiciel..... 151
2.3.4. Validation du logiciel..... 152
2.4. Exploitation du logiciel..... 154
2.4.1. Influence de la masse volumique..... 154
2.4.2. Influence de l'élancement de la broche..... 157
2.4.3. Influence de l'humidité..... 159
2.4.4. Influence du jeu fonctionnel..... 160
2.4.5. Influence du nombre de plaques..... 161
3. Conclusion 163

PARTIE D : Renforcement de l'assemblage

1. Création d'une zone transitoire..... 169
1.1. Imprégnation de la zone d'assemblage..... 169
1.2. Portance locale du bois imprégné..... 173
1.3. Caractérisation des essais..... 175
2. Application aux tiges collées parallèlement au fil du bois..... 181
2.1. Modélisation de l'assemblage..... 182
2.2. Résultats expérimentaux..... 187
3. Conclusion..... 190

CONCLUSION GENERALE..... 193

BIBLIOGRAPHIE..... 199

S.C.D. - U.H.P. NANCY 1
BIBLIOTHEQUE DES SCIENCES
VILLERS-LES-NANCY

54000 VILLERS-LES-NANCY

GLOSSAIRE

BIBLIOTHEQUE DES SCIENCES
Rue du Jardin Botanique
54600 VILLERS-LES-NANCY

Notations générales

D	Diamètre du perçage
E	Module de Young
F	Force
G_f	Energie de rupture
I	Inertie
K_N	Raideur normale
K_T	Raideur tangentielle
L_c	Longueur de collage
M	Moment
χ	Courbure
φ	Angle de frottement bois-métal
ε	Déformation

Notations caractérisant le bois

$f_{h,\alpha,k}$	Résistance caractéristique en portance locale
$f_{c,\alpha,k}$	Contrainte caractéristique de compression
$f_{t,\alpha,k}$	Contrainte caractéristique de traction
$f_{v,k}$	Contrainte caractéristique de cisaillement
L	Direction longitudinale
Md_{ser}	Module de fondation élastique
Md_u	Module de fondation initial
R	Direction radiale
T	Direction tangentielle
α	Angle de la charge / au fil du bois
ρ_k	Masse volumique caractéristique

Notations caractérisant l'acier

d	Diamètre de l'organe d'assemblage
F_y	Résistance élastique de l'acier
$F_{u,k}$	Résistance ultime de l'acier en traction
M_e	Moment élastique d'une tige en acier
$M_{y,d}$	Moment plastique de l'acier
R	Rayon de l'organe d'assemblage

Notations caractérisant l'assemblage

F_{1mm}	Force obtenue pour un glissement d'assemblage de 1 mm
F_{seuil}	Force définie au seuil plastique
$F_{rupture}$	Force ultime
F_{adm}	Effort admissible suivant les règles C.B.71
K_{mod}	Coefficient de minoration
K_{ser}	Raideur de l'assemblage
R_k	Résistance caractéristique
t_2 ou t_1	Epaisseur des pièces latérales d'un assemblage
U_u	Glissement ultime
U_y	Glissement correspondant au seuil plastique
γ_m	Coefficient de sécurité lié au matériau

Abréviations

ASTM	American Society of Testing Matérial
CASTEM 2000	Code de calcul par éléments finis
LVL	Laminated Veneer Lumber
PTFE	Plastique Renforcé de Fibres de verre

INTRODUCTION GENERALE

De tout temps, le bois a été utilisé comme matériau de construction. Jadis l'homme construisit des huttes ou des abris, puis des bateaux, des avions, ainsi que des charpentes de plus en plus évoluées. Les techniques d'assemblage et le type de construction ont suivi une évolution similaire. Au niveau de l'habitat préhistorique, les assemblages étaient réalisés avec des liens (Cf. figure A1). Notons que cette technique subsiste toujours aujourd'hui sous des formes très voisines. Des assemblages plus complexes apparurent lors de la construction des maisons à colombage et des charpentes traditionnelles (Cf. figure A2).

S.C.D. - U.H.P. NANCY 1
BIBLIOTHÈQUE DES SCIENCES
Rue du Jardin Botanique
54600 VILLERS-LES-NANCY

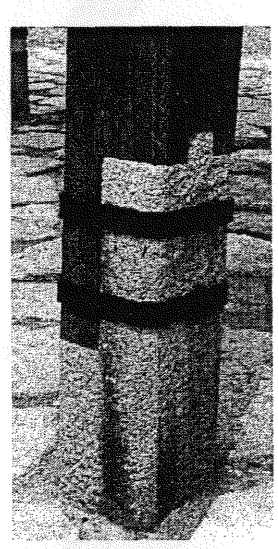


Figure A1 : *Exemples d'assemblages.*

Les assemblages utilisés dans les charpentes, jusqu'au milieu du XX^{ème} siècle, étaient des assemblages dits traditionnels ou à entailles, par contact bois-bois. On peut citer les assemblages par embrèvement, tenon-mortaise, trait de Jupiter, queue d'aronde, etc. (Cf. figure A3). Ils sont aussi référencés sous le terme d'assemblages de contact car ils ne peuvent que transmettre, pour la plupart, des efforts de compression. Il faut être très attentif à leur utilisation car ces assemblages sont en général incapables de résister à des inversions de sollicitations.

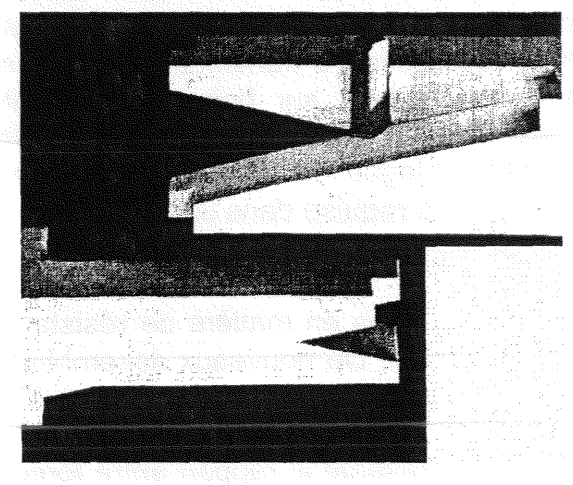


Figure A2 : *Exemples d'assemblages japonais.*

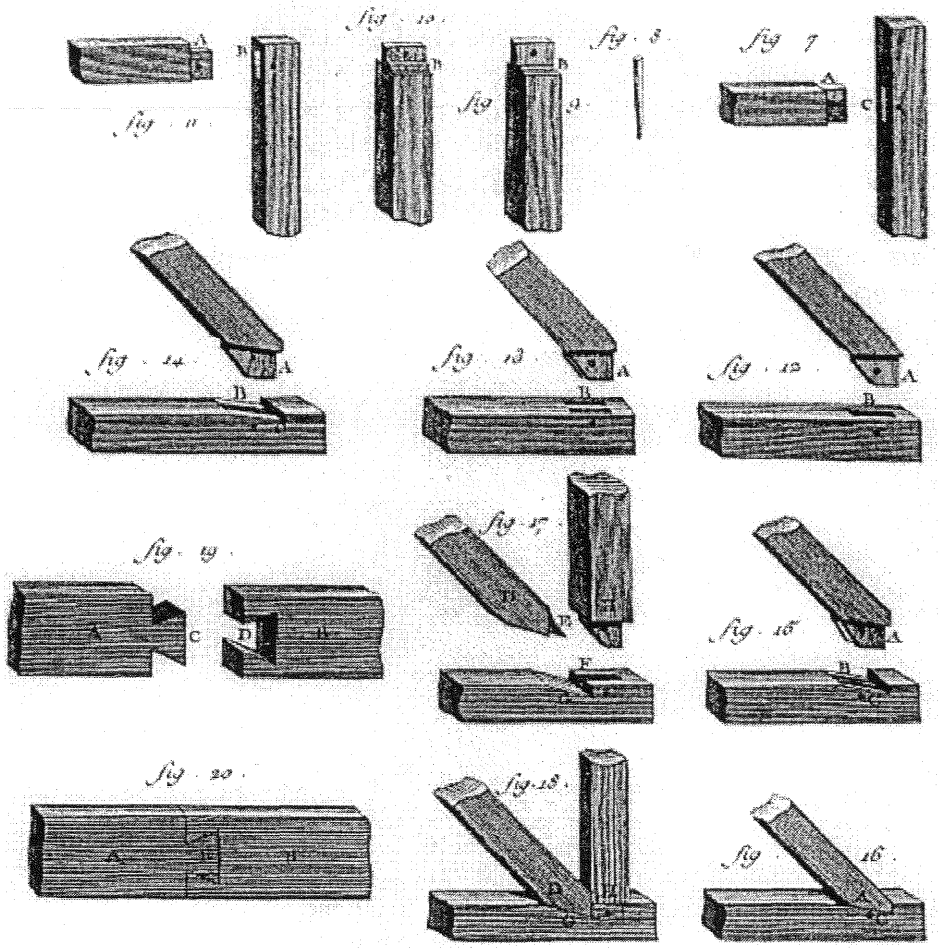


Figure A3 : *Exemples d'assemblages traditionnels*
[L'encyclopédie de Diderot et d'Alembert, s.d.].

Le point faible des assemblages traditionnels concerne leur rendement qui reste faible (de l'ordre de 60%). Le rendement correspond au rapport existant entre la résistance de l'assemblage et la résistance des éléments le constituant. Cette valeur peut atteindre 12% pour un embrèvement et même seulement 2% pour un trait de Jupiter ; ces rendements sont fonction du type de sollicitation. Ce mauvais rendement s'explique par le fait que l'effort à transmettre doit passer par les parties entaillées. De plus, en compression bois sur bois, la contrainte admissible est diminuée de moitié par le biais du risque d'interpénétration des fibres. Aujourd'hui, bien que le rendement des assemblages novateurs soit augmenté, l'assemblage dimensionne encore la section de bois requise dans une structure.

Avec l'évolution des connaissances en matière de résistance des matériaux, les techniques ont nettement progressé. De nouveaux assemblages ont été mis au point (connecteurs, crampons,...) ainsi que de nouveaux produits : le lamellé-collé, LVL ou Parallam. Chaque assemblage possède sa spécificité (résistance, ductilité, rigidité) (Cf. figure A4). La rigidité représente le rapport entre force et glissement (ou

entre moment et rotation). La ductilité se définit comme le quotient du déplacement ultime par le déplacement correspondant à la limite élastique. Tous les assemblages bois ont un comportement non linéaire (Cf. figure A4) ; au-delà d'une certaine charge, des déformations irréversibles apparaissent au niveau de l'assemblage. La ductilité caractérise donc la capacité à présenter des déformations plus ou moins importantes avant la ruine. C'est un facteur sécurisant pour la structure, plus particulièrement lorsque celles-ci sont soumises à des conditions sismiques.

Le connecteur métallique illustre bien le fait que les techniques d'assemblage et le type de construction sont en étroite relation. Cette technologie d'assemblage a généré la fabrication d'un nouveau produit de la construction : la fermette industrielle.

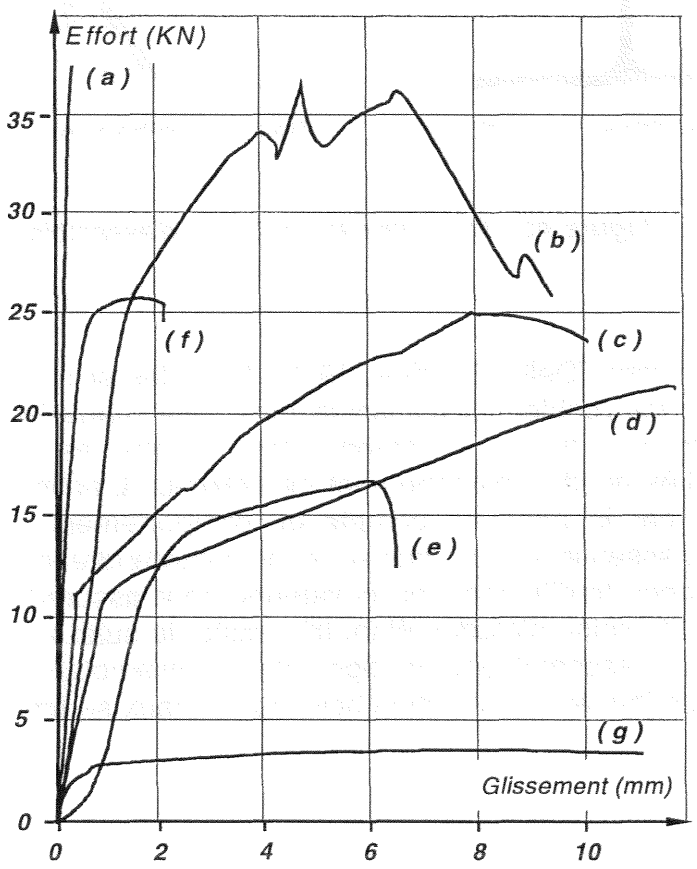


Figure A4 : *Comportement expérimental d'assemblages sollicités en traction longitudinale : (a) liaison collée, (b) anneau bois sur bois, (c) crampon double face, (d) broche 14mm, (e) boulon 14mm, (f) connecteur métallique, (g) pointe 4.4mm [Eurocode , 1996].*

Dans la construction métallique, la soudure permet d'obtenir une continuité de la matière. Dans un assemblage bois, les différences d'anisotropie des matériaux en contact ou l'adjonction d'un matériau différent sont sources de singularités, celles-ci entraînant inévitablement des concentrations de contraintes. Les assemblages bois sont alors considérés comme les points de faiblesse des structures bois, ces faiblesses résultant principalement des concentrations d'efforts crées dans cette zone (Cf. figure A5).

Acier : Assemblage par soudure. **Bois :** Assemblage par ferrure métallique

Figure A5 : *Discontinuité des zones d'assemblage.*

Selon Della Giustina [Della Giustina, 1985], 30% des sinistres dans le génie civil bois sont dus à des problèmes d'assemblages. Une mauvaise conception ou une mauvaise estimation de la résistance des liaisons est à la base des dysfonctionnements liés au dimensionnement de celles-ci. L'optimisation du calcul de structures passe par la prise en compte du comportement non linéaire des connexions. Il devient essentiel de caractériser et de comprendre les mécanismes de rupture des assemblages traditionnels ou novateurs, pour assurer la pérennité des ouvrages en bois. Le domaine d'études étant très vaste, le sujet a été restreint à un seul type de liaison. Les assemblages par tiges étant vraisemblablement le système le plus employé aujourd'hui en construction bois, nos travaux se limiteront donc à ce thème.

Plusieurs modèles sont aujourd'hui disponibles pour estimer la résistance des assemblages par tiges. Un des modèles le plus usité est celui de la théorie de l'analyse limite. Cette théorie suppose que chaque matériau a un comportement rigide-plastique parfait. Le paramètre caractérisant le bois est la résistance à l'enfoncement, appelée plus communément portance locale. Dans l'état actuel, deux règlements coexistent pour déterminer la portance locale. Suivant le règlement européen [NF-EN383, 1993], la résistance en portance locale est estimée en considérant le maximum de contrainte atteint avant le seuil de 5 mm d'enfoncement. Par contre, la norme américaine [ASTM] définit la portance au seuil plastique (Cf. figure A6). Suivant le règlement adopté, une différence de 80% peut exister,

conduisant à surestimer ou sous-estimer le seuil limite plastique des assemblages de 23 à 80%. Une première partie de ce travail consistera à répondre à cette ambiguïté.

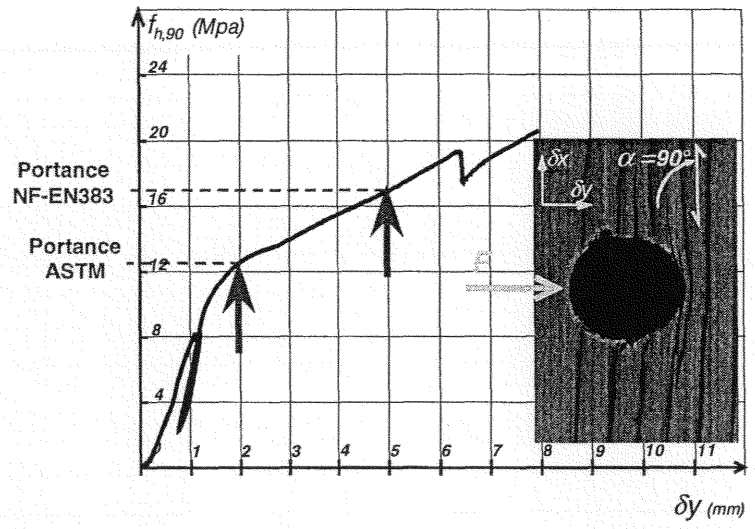
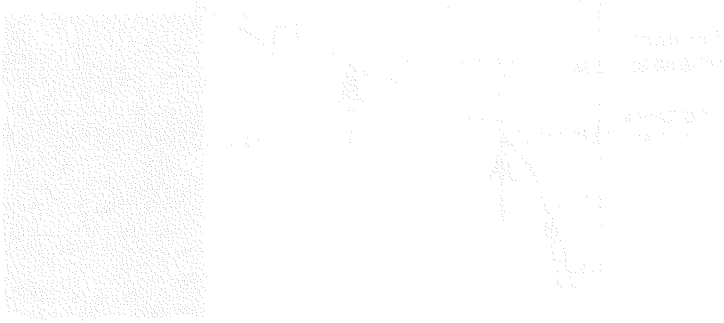


Figure A6 : *Estimation de la portance suivant les normes ASTM et NF-EN383.*

Nous présenterons ensuite une méthode de simulation non linéaire que nous avons développée et qui vise à prédire la résistance ultime et la raideur d'un assemblage broché. En effet, la prise en compte du comportement réel de ces systèmes dans la phase de dimensionnement d'une structure peut conduire à une réduction importante des coûts en matière première. Cet outil numérique permet d'intégrer les différents jeux fonctionnels présents dans l'assemblage, le frottement acier-bois ainsi que les comportements non linéaires des différents matériaux composant l'assemblage. Le logiciel permet aussi la modélisation d'assemblages renforcés latéralement par divers matériaux (contre-plaqué, fibres de verre, etc.).

A ce jour, l'assemblage dimensionne quasiment en permanence les différents éléments d'une structure bois. L'objectif de cette étude consiste également à apporter une contribution à la compréhension des mécanismes de renforts ainsi que des solutions novatrices visant à l'optimisation des assemblages. Contrairement à toutes les recherches liées aux connexions hautes performances et renforçant latéralement la zone d'assemblage par un matériau composite, notre approche vise à diminuer les discontinuités existant dans cette zone, pour diminuer l'état local de contrainte, et à augmenter localement la résistance intrinsèque du bois.



PARTIE A

1. Analyse du comportement de l'assemblage.

Dans cette étude bibliographique et dans la suite de ce travail, toutes les unités seront exprimées en unités S.I. Les longueurs seront exprimées en millimètres, les efforts en newtons, et les masses volumiques en kilogrammes par mètre cube.

1.1. Les fonctions de l'assemblage.

Comme nous l'avons vu, dans la conception d'une structure bois, le choix de l'assemblage constitue un point essentiel. Il ne dépend pas seulement des conditions de sollicitation et de résistance, mais il doit aussi satisfaire à des critères architecturaux et financiers. Le Govic [Le Govic, 1998] a réalisé une analyse fonctionnelle pour différents moyens d'assemblages. Cette analyse fait ressortir cinq fonctions mécaniques principales (Cf. tableau A1).

Fonction	Nom	Organes ou matériau
1 - Transmettre les efforts du bois.	▪ Organe d'assemblage ▪ Assembleur ▪ Connecteur métallique ▪ Matériau d'assemblage	▪ Pointes, broches, boulons, tire-fond ▪ Anneaux, crampons, connecteurs métalliques
2 - Répartir et transmettre les efforts entre organes.	▪ Gousset	**Métal** ▪ Gousset plan, cylindrique ▪ Tige filetée **Matériau à base de bois** ▪ Gousset plan (contre-plaqué) ▪ Bloc (bois dur contrecollé, bois densifié)
3 - Stabiliser le dispositif. - Faciliter la mise en œuvre.	▪ Organe d'assemblage	▪ Boulon ▪ Broche
4 - Supprimer les déplacements entre les organes et le bois.	▪ Matériau additif	▪ Adhésif, résines diverses
5 - Renforcer localement le bois.	▪ Matériau de renfort	▪ Adhésif, fibres de verre

Tableau A1 : *Fonctions des éléments d'assemblages bois.*

Les trois premières fonctions sont propres à tous les assemblages bois. Par contre, les deux dernières concernent plus particulièrement les assemblages hautes performances, les liaisons ayant pour objectif d'augmenter leur rendement. Nous examinerons les différentes techniques de renforcement plus en détail dans la partie D.

La fonction principale d'un assemblage bois consiste à transmettre des efforts entre deux éléments d'une structure. Là encore, plusieurs types de transmission existent (Cf. tableau A2).

Type de transmission	**Famille de matériau**		
	Simple contact	**Matériau rigide (bois, acier)**	**Adhésif**
Transmission directe	Assemblages traditionnels à entailles	Transmission par éléments en bois dur (pour la compression)	Aboutages (larges entures)
Transmission avec juxtaposition	Assemblages à queue d'aronde	▪ Aiguilles ▪ Broches ▪ Boulons ▪ Tire-fond ▪ Pointes ▪ Crampons ▪ Anneaux ▪ Système Centor	▪ Fibres de verre collées en renfort ▪ Assemblage de reins de portiques
Transmission indirecte		▪ Assemblage sur gousset par tiges ▪ Connecteurs métalliques ▪ Connecteurs MNC ▪ Système Centor ▪ Systèmes BSB et Moelven ▪ Système Berschte ▪ Système Janebo ▪ Système CTBA-Hilti ▪ Système Greim	▪ Assemblages métallo-collés ▪ Assemblages collés à contact ▪ Goussets collés

Tableau A2 : *Les procédés d'assemblage en structure bois suivant leur principe de transmission.*

Les trois types de transmission mettent en évidence les grandes familles d'assemblages bois :

- la transmission directe des efforts, par simple contact, principalement réalisée avec des ***assemblages bois-bois***, dits assemblages traditionnels,
- la transmission par juxtaposition qui utilise la technologie des différents ***assemblages mécaniques***,
- la transmission indirecte utilise plus particulièrement des systèmes à hautes performances, systèmes ayant recours au principe ***d'assemblages collés*** ou ***d'assemblages métallo-collés***.

Le domaine d'étude étant là encore très vaste, notre travail se portera sur les assemblages mécaniques et plus particulièrement sur les organes de type tige. Ce type de liaison se retrouve parmi toutes les fonctions citées précédemment. La compréhension de ces assemblages peut donc permettre d'appréhender plus facilement le comportement d'autres types de liaisons. De plus, les organes de type tige sont majoritairement utilisés dans le domaine de la construction bois.

1.2. Les organes de type tige.

De manière générale, tous les organes de type tige fonctionnent en cisaillement ou à l'arrachement. Si les vis travaillent plutôt à l'arrachement, les pointes, les boulons et les broches fonctionnent plus en cisaillement. Tous les organes respectent des règles de positionnement, qui seront présentées dans la partie A.3. Ces règles ont pour objectif d'éviter les phénomènes d'interaction entre les organes.

- **Les pointes.**

Une pointe est un organe métallique cylindrique comportant une tête, à l'une de ses extrémités. La contrainte de traction de l'acier est supérieure ou égale à 600 MPa. Le diamètre des pointes varie entre 2.75 et 8 mm, et la longueur entre 40 et 200 mm. Les pointes constituent un moyen simple d'assemblage et une mise en œuvre rapide. Dans les structures bois, les pointes sont essentiellement utilisées en simple cisaillement, pour le clouage des panneaux de contreventement par exemple.

Afin de limiter les risques de fendage, en particulier dans les bois très denses, il est conseillé de prévoir au préalable un pré-perçage, avec un diamètre inférieur à 80% du diamètre de la pointe. De plus, si l'on souhaite augmenter la capacité résistante à l'arrachement, il est possible d'employer des pointes torsadées ou crantées.

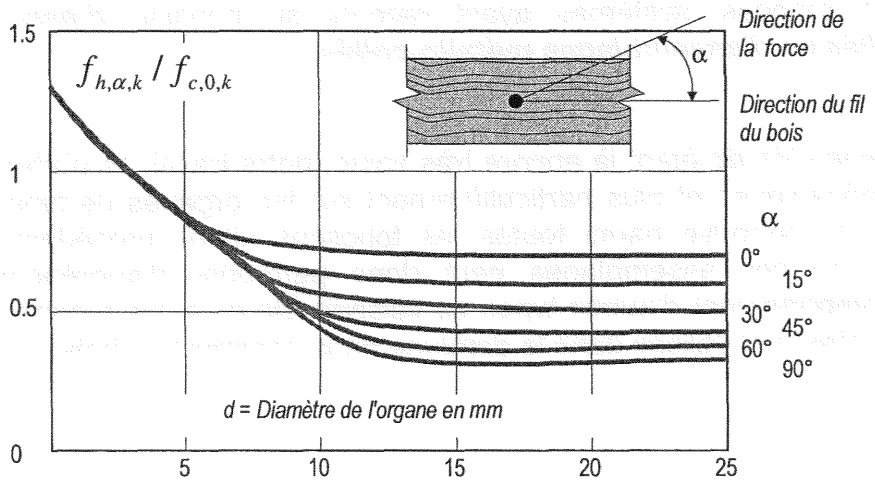


Figure A7 : *Influence du diamètre de la tige sur la portance hors des axes d'orthotropie [Larsen, 1973].*

La différence entre les pointes et les broches, ou les boulons, tient au fait que la résistance d'une pointe est indépendante de la direction de l'effort par rapport au fil du bois, ce qui n'est pas le cas des broches (Cf. figure A7). Les pointes lisses peuvent être utilisées sous une sollicitation axiale. Il faut seulement rappeler que les pointes enfoncées dans du bois de bout ont une résistance à l'arrachement négligeable. Leur résistance est optimale si elles sont enfoncées dans les faces latérales du bois. De plus, les changements d'humidité ont une influence importante suivant ce type de sollicitation pour des pointes lisses.

Ainsi il est toujours préférable d'utiliser des pointes crantées ou torsadées pour des sollicitations axiales. Leur résistance est supérieure à celle des pointes lisses et reste indépendante des variations hygrométriques du bois. Ce type de pointe se rapproche alors du fonctionnement d'une vis.

- **Les vis.**

En structure bois, les vis sont plus communément appelées tire-fond. Leurs diamètres varient de 6 à 20 mm et leurs longueurs de 25 à 300 mm. Elles nécessitent l'utilisation d'un pré-perçage pour éviter les risques de fendage. Les tire-fonds ont une forme tronconique filetée suivie d'une partie lisse. La caractéristique principale du filetage utilisé dans la structure bois est de posséder des filets assez prononcés, pointus et effilés, afin d'avoir une surface portante optimale.

De manière générale, les vis sont utilisées pour des assemblages de panneaux de contreventement. Elles travaillent principalement en simple cisaillement ou à l'arrachement. Rappelons cependant que la résistance d'une vis en cisaillement est inférieure à celle d'une pointe de même diamètre, car le moment plastique de la partie filetée est inférieur à celui de la partie lisse. A l'arrachement, les glissements sont moins importants pour une liaison vissée que pour une liaison clouée. Il est donc préférable de réaliser un plancher en vissant les panneaux, les caractéristiques acoustiques en seront améliorées.

L'avantage principal des vis concerne l'aspect réversible et démontable de ce type de liaisons. Enfin, les vis peuvent aussi avoir un rôle de maintien lors d'un collage entre différentes pièces de bois.

- **Les boulons.**

En France, les boulons représentent des organes très utilisés. Les boulons utilisés en charpente ont un diamètre qui varie entre 12 et 30 mm, avec des têtes et des écrous qui sont hexagonaux ou carrés, ils sont réalisés en acier doux.

L'avantage des assemblages boulonnés réside dans une mise en œuvre simple, qui peut être réalisée sur chantier. L'Eurocode 5 [Structures en bois aux états limites, 1996] autorise en effet un jeu de perçage de 1 mm pour faciliter la mise en place de telles liaisons. Dans la pratique, ce jeu est fréquemment supérieur à la valeur préconisée de 1 mm pour des raisons techniques.

Le jeu fonctionnel entraîne toutefois des inconvénients. Il crée un glissement initial dans l'assemblage, ce qui conduit à un comportement fragile, avec une diminution de la résistance de la liaison et l'apparition de chocs. Ces chocs amènent inévitablement des phénomènes de fatigue. Enfin, le jeu fonctionnel diminue la rigidité des assemblages. La tendance actuelle consiste donc à utiliser des broches, qui sont des organes quasi identiques aux boulons, insérés sans jeu.

- **Les broches.**

Une broche est une tige cylindrique dont le diamètre varie entre 8 et 30 mm. Elle est insérée après perçage dans le bois, sans jeu fonctionnel. Le montage se réalise en force. Afin d'éviter les risques de fendage du bois, il est recommandé d'effectuer un chanfrein sur les extrémités de la broche.

Le fait de réaliser des assemblages sans jeu de perçage oblige à maîtriser le taux d'humidité du bois au moment de la mise en place de l'assemblage, pour éviter tout phénomène de jeu lié au retrait du bois. Il est donc préférable de monter ces assemblages en usine, les variations des conditions hygroscopiques dans le laps de temps compris entre le moment de l'usinage et le montage de l'assemblage pouvant être source de variations dimensionnelles relativement importantes. Dans le cas contraire, des difficultés à assembler les différents éléments peuvent se rencontrer sur chantier imposant de nouveaux perçages (Cf. figure A8). Toute liaison brochée nécessite souvent l'ajout de boulons pour assurer le maintien latéral de l'assemblage. Retenons qu'une broche fonctionne mieux en fatigue, du fait de l'absence de jeu fonctionnel entre l'organe et le perçage, et qu'un boulon convient d'avantage si l'assemblage est soumis à des fortes variations hygroscopiques.

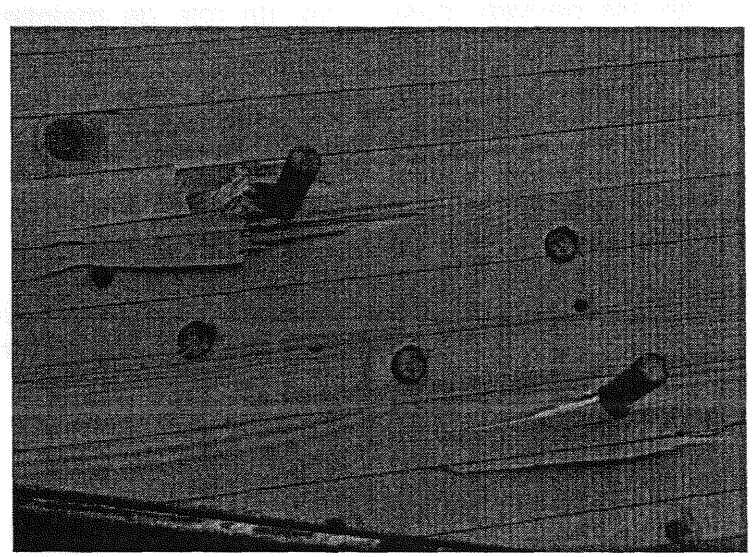


Figure A8 : *Assemblage d'une liaison brochée sur chantier.*

Suivant le type d'acier et le diamètre des tiges, il est possible d'optimiser la résistance d'un assemblage broché. Pour une même surface de connexion, et en respect des règles d'espacement entre broches, la résistance de l'assemblage est optimale si l'on place plusieurs broches de petits diamètres de préférence à un nombre plus limité de broches de diamètres plus importants. En effet, chaque broche entraîne des phénomènes de concentrations de contraintes, qui sont proportionnels à l'effort supporté par la tige (ces phénomènes induisent par ailleurs la rupture de l'assemblage). Plus le diamètre de la broche est faible, moins l'effet de concentration

d'effort est important. Il est donc préférable de disperser les perturbations, plutôt que de les concentrer (Cf. tableau A3).

Type d'organes	Nombre	Surface (10^3 mm^2)	Résistance (KN)
Broches d = 24mm	2	242	51.2
Broches d = 14 mm	4	165	52.4
Broches d = 9 mm	8	136	53.7

Tableau A3 : *Exemple d'assemblages ayant une capacité résistante équivalente (classe de service 1) [Structures en bois aux états limites, 1996].*

Plusieurs auteurs [Bouchair, 1995], [Ragupathy, 1994] ont étudié le comportement non linéaire des assemblages brochés. Contrairement aux structures en acier, un déplacement relatif entre les pièces assemblées existe dans les assemblages bois, caractérisant ainsi le phénomène local de glissement. Les organes de type tige utilisés dans la construction bois ont un comportement intermédiaire entre celui d'un pivot et celui d'un encastrement, ils présentent donc une raideur de glissement. Ils sont ainsi plus couramment désignés sous le nom d'assemblages « semi-rigides ». Ces assemblages provoquent par conséquent des déformations totales relativement importantes (Cf. figure A4). La prise en compte du comportement réel de ces systèmes dans la phase de dimensionnement d'une structure peut alors conduire à un bon dimensionnement. La détermination des résistances et des rigidités de ces assemblages est par conséquent particulièrement importante. Devant la diversité des configurations possibles, il s'avère impossible de réaliser en permanence des campagnes d'essais pour déterminer les caractéristique de chaque type d'assemblage. Des méthodes de simulation ont ainsi été développées pour répondre à ce besoin.

2. Modélisation de l'assemblage.

2.1. Théorie de l'analyse limite.

2.1.1. Principe général.

La théorie de la plasticité et de l'analyse limite a été développée par John Baker dès 1938 en Grande-Bretagne, pour être appliquée aux charpentes métalliques. Elle a ensuite trouvé un domaine d'utilisation beaucoup plus vaste.

Johansen [Johansen, 1949] fut l'un des premiers à utiliser la théorie de l'analyse limite, appliquée aux assemblages bois.

La théorie de l'analyse limite suppose que tous les matériaux constituant l'assemblage ont un fonctionnement rigide-plastique parfait (Cf. figure A9). Cette hypothèse s'adapte bien à l'acier car la raideur et la ductilité de ce matériau sont très importantes. On peut toutefois s'interroger sur l'application de cette théorie au bois qui a un comportement fragile en traction et dont la rigidité est nettement inférieure à celle de l'acier.

Au niveau des tiges, la plasticité à l'intérieure de la section se fait de manière progressive. Néanmoins, de par le changement relativement brutal entre la zone élastique et la zone plastique, on constate que l'erreur commise n'est guère importante. Il faut aussi noter que l'on néglige le caractère écrouissable de chaque matériau. Mais là encore, cette hypothèse n'a que peu d'influence sur le résultat final. De toute manière, il est avéré que l'écrouissage permet d'augmenter la capacité résistante des poutres sollicitées en flexion. Le résultat théorique obtenu permet alors de se placer en sécurité vis-à-vis du comportement de la structure.

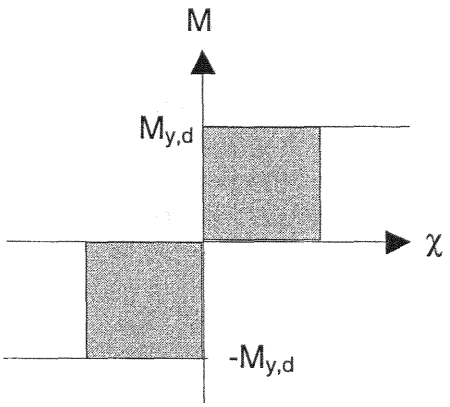


Figure A9 : *Loi constitutive de la rotule plastique.*

Pour illustrer cette théorie, choisissons l'exemple d'une poutre, encastrée à une extrémité et reposant sur un appui simple à l'autre extrémité, soumise à deux forces ponctuelles (Cf. figure A10). Dans ce cas, le degré d'hyperstatisme est égal à 1. Deux rotules plastiques sont alors nécessaires pour entraîner la ruine de la structure puisque nous sommes dans un système à une dimension. Or trois rotules plastiques sont susceptibles de se créer. Trois solutions sont possibles, les rotules plastiques pouvant être placées en (A et B) ou (A et C) ou (B et C). Cependant, la dernière hypothèse n'est visiblement pas intéressante.

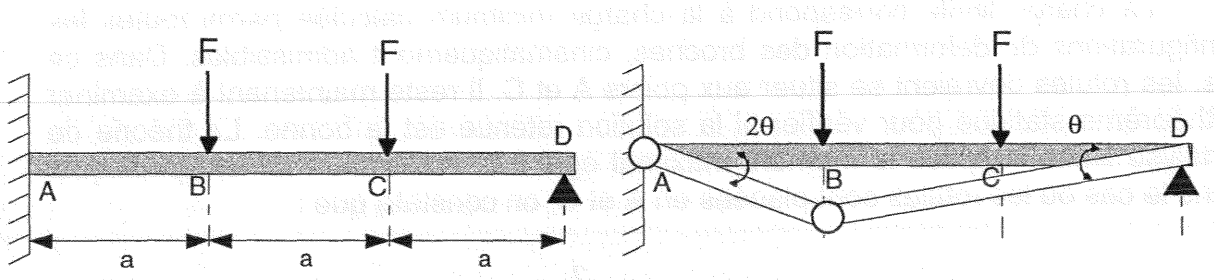


Figure A10 : *Calcul de la charge limite d'une poutre en flexion.*

La position des rotules plastiques étant connue par avance, le théorème des déplacements virtuels peut être directement appliqué. On suppose dans ce cas que les moments des rotules plastiques sont égaux à la valeur du moment plastique de la poutre. L'équilibre de la poutre est vérifié si la somme des travaux intérieurs est égale à la somme des travaux extérieurs, soit :

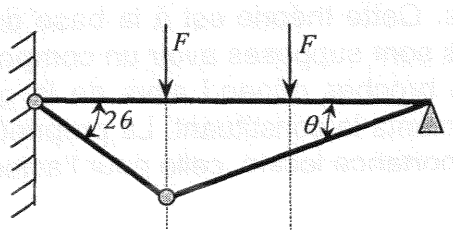
$$\sum M_{y,d} \cdot \theta = \sum F \cdot u \qquad \text{(A1)}$$

Le raisonnement s'effectue en petites déformations, nous pouvons donc utiliser le développement limité du sinus et écrire : $\sin(\delta) = \delta$.

Dans le cas où les rotules plastiques sont situées en A et B, l'équation (A1) devient :

$$M_{y,d}.2\theta + M_{y,d}.3\theta = F.2\theta a + F.\theta a$$

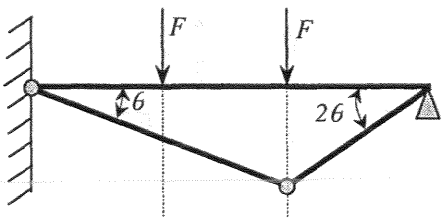
$$F = \frac{5.M_{y,d}}{3.a} \qquad \text{(A2)}$$



Dans le cas où les rotules plastiques sont situées en A et C, l'équation (A1) devient :

$$M_{y,d}.\theta + M_{y,d}.3\theta = F.\theta a + F.2\theta a$$

$$F = \frac{4.M_{y,d}}{3.a} \qquad \text{(A3)}$$



La charge limite correspond à la charge minimum calculée parmi toutes les configurations de déformation des broches, cinématiquement admissibles. Dans ce cas, les rotules devraient se situer aux points A et C. Il reste maintenant à examiner le théorème statique pour vérifier si la solution retenue est la bonne. La théorie de l'analyse limite suppose le moment maximal égal à la valeur du moment plastique. Dans le cas où les rotules sont placées en A et C, on constate que :

$$M_A = M_{y,d} \quad et \quad M_B = \frac{2}{3} M_{y,d} \quad et \quad M_C = M_{y,d}$$

Par contre, dans le cas où les rotules sont placées en A et B, les moments sont égaux à :

$$M_A = M_{y,d} \quad et \quad M_B = M_{y,d} \quad et \quad M_C = \frac{4}{3} M_{y,d} \geq M_{y,d}$$

La deuxième solution n'est pas statiquement admissible puisque le moment de flexion en C est supérieur au moment plastique. La solution exacte est bien celle où les rotules sont placées en A et C.

2.1.2. Application aux assemblages bois.

Les relations établies par la théorie de l'analyse limite permettent de calculer la charge nécessaire à la plastification de l'assemblage, la plastification pouvant être induite soit par la seule compression du bois, soit par l'apparition simultanée de rotules plastiques dans la broche et du phénomène de compression locale dans le bois. Cette théorie est à la base des règles de calcul de l'Eurocode 5. La tige et le bois sont supposés avoir un comportement rigide-plastique. Le mode de déformation des broches dépend alors de la géométrie de l'assemblage et des propriétés des éléments le constituant. La propriété caractérisant le bois correspond à la résistance en portance locale, celle pour l'acier étant le moment plastique de la tige.

Au niveau de l'acier, les rotules plastiques apparaissent si le moment dans la broche devient supérieur au moment plastique de cette même broche, le moment plastique étant égal à :

$$M_{y,d} = \int_0^{\pi} \int_0^{R} F_y \cdot R \cdot \sin(\theta) \cdot R \cdot dR \cdot d\theta$$

$$M_{y,d} = \frac{4}{3} \cdot F_y \cdot R^3 \qquad \text{(A4)}$$

$$M_{y,d} = F_y \cdot \frac{d^3}{6}$$

avec F_y, la limite élastique caractéristique de l'acier et d le diamètre de la tige.

Pour les aciers écrouissables, l'Eurocode 5 considère que la limite élastique caractéristique correspond à 80% de la contrainte caractéristique de rupture en traction. Dans ce cas, le moment plastique de l'acier est égal à :

$$F_y = 0{,}8 \cdot F_{u,k}$$

$$soit \quad M_{y,d} = 0{,}8 \cdot F_{u,k} \cdot \frac{d^3}{6} \qquad \text{(A5)}$$

La valeur de 80% étant discutable, Larsen [Larsen, 1969] a proposé de déterminer le moment de flexion d'une tige en réalisant un essai de flexion. Il détermine le moment plastique lorsque la rotation aux appuis atteint une valeur de 15°. Werner [Werner, 1993] a émis une autre proposition, allant dans le même sens, l'angle de rotation aux appuis étant dans ce cas égal à 22.5°.

Suivant la norme NF-EN383, on suppose que la résistance en portante locale correspond au maximum atteint avant 5mm d'enfoncement. Lors d'un essai d'enfoncement perpendiculaire aux fibres (Cf. figure A11), il est facile de constater que cette valeur diffère du début de la plastification. Une incohérence existe à ce niveau. Ce point sera développé plus en détail par la suite (Partie B, chapitre 2.2.).

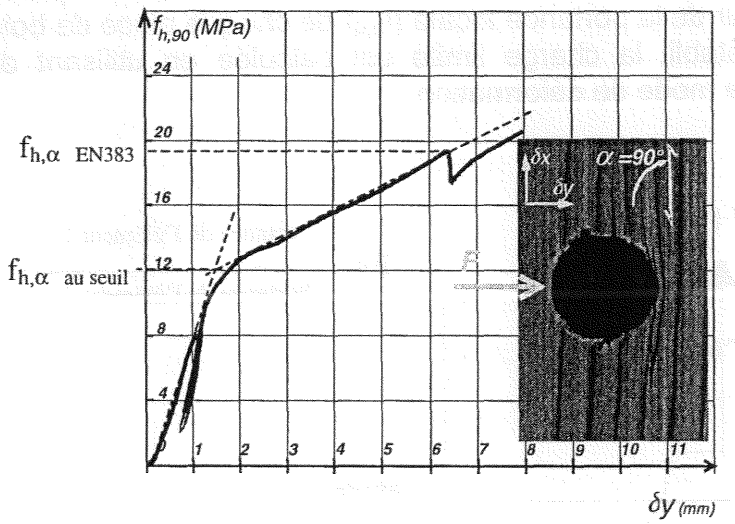


Figure A11 : *Test d'enfoncement perpendiculaire à la direction des fibres.*

On définit différents modes de déformation des tiges qui dépendent principalement de l'élancement de la tige, ainsi que des caractéristiques intrinsèques du bois et de l'acier. L'élancement correspond au rapport de la longueur de la tige en contact avec l'épaisseur de bois la plus importante sur le diamètre de la tige. Un assemblage bois-bois, en simple cisaillement, peut compter jusqu'à six

configurations différentes (Cf. figure A12) (les modes 1b et 2 pouvant avoir chacun deux équations caractérisant le seuil plastique, suivant que la rupture se produit dans la partie de largeur t1 ou t2. Mais la forme globale de la déformation reste inchangée).

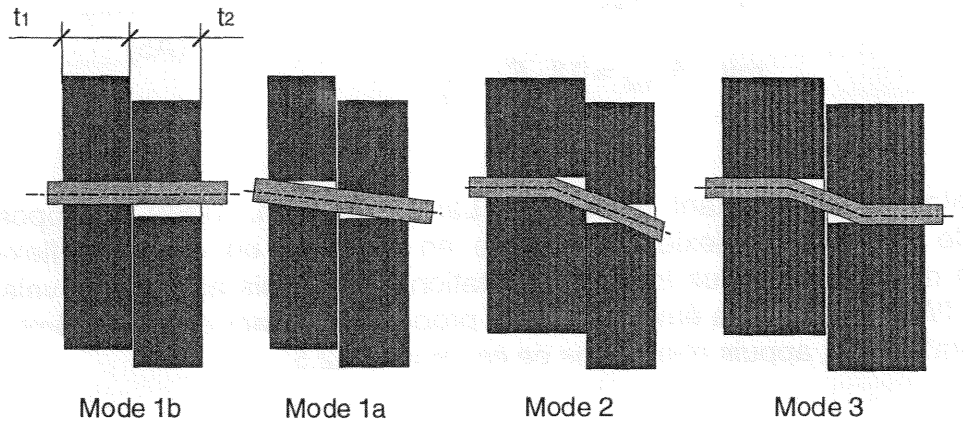


Figure A12 : *Modes de déformation des tiges.*

Möller [Möller, 1951] a établi une représentation graphique des équations déterminées par Johansen (Cf. figure A13). Ces interprétations permettent de prédire le mode de déformation des tiges par la simple connaissance des différentes épaisseurs des pièces de bois (t1 et t2), du diamètre (d), du moment plastique ($M_{y,d}$) de la tige et de la valeur de la portance locale ($f_{h,d}$) de chaque pièce de bois. Une fois le mode de rupture établi, la charge limite est calculée en utilisant directement l'équation définissant le mode de déformation.

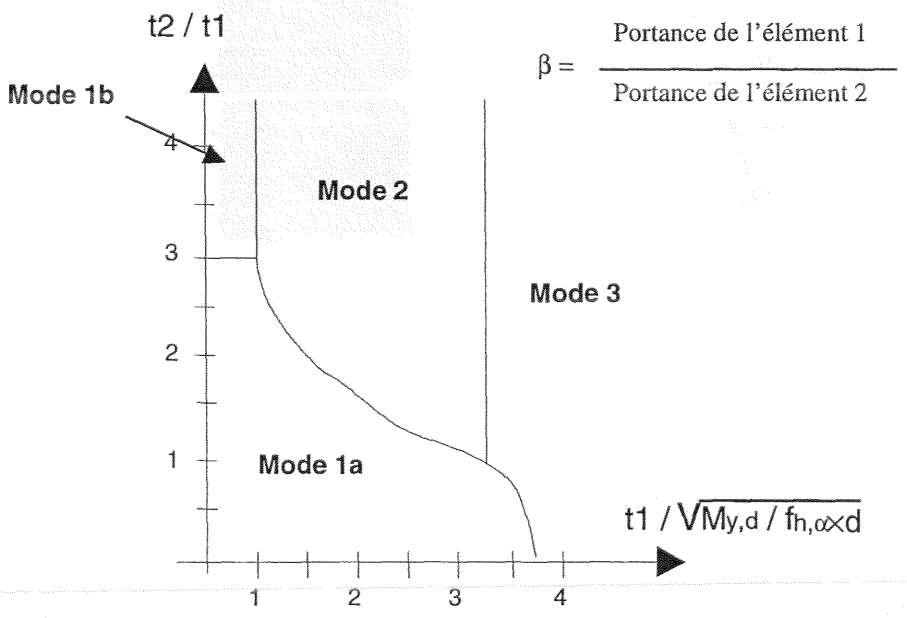


Figure A13 : *Abaque modifié de Möller, simple cisaillement, β=1 [Eurocode 5, 1996].*

Les travaux de Johansen sont à la base de tous les modèles de l'Eurocode 5 (le nombre de cas différents étant très important, seules les équations nécessaires à notre étude seront citées dans la partie B). Pour les modes de rupture 2 et 3, la déformation de la tige entraîne la naissance d'efforts axiaux dans la tige, ces efforts entraînant une augmentation de la résistance de l'assemblage. Pour tenir compte de ce phénomène, la résistance de l'assemblage est majorée de 10% pour les modes de déformation 2 et 3.

Pour les assemblages bois-métal, le mode de rupture dépend aussi de l'épaisseur de la plaque métallique. Si la plaque est relativement épaisse (épaisseur au moins égale au diamètre de la tige), deux rotules plastiques sont susceptibles de se créer puisque la plaque se comporte comme un encastrement. Par contre, si la plaque est mince (épaisseur inférieure au rayon de la broche), une seule rotule plastique pourra se développer dans la plaque. Pour les épaisseurs de plaque comprises entre 0.5d et d, l'Eurocode 5 préconise de déterminer la résistance de l'assemblage par interpolation linéaire entre les valeurs de plaques minces et de plaques épaisses.

De nombreuses études ont permis de vérifier la validité de la théorie de l'analyse limite [Möller, 1951], [Aune, 1986] et [Hilson, 1990]. Dans tous les cas de figure, la théorie de l'analyse limite fonctionne correctement, à condition de minimiser les problèmes de frottement, de jeu et le développement d'efforts axiaux dans les tiges. Cependant, l'utilisation de ce modèle impose la connaissance de la résistance en portance locale de la broche. Plusieurs travaux ont été menés dans ce sens, ils sont présentés dans le paragraphe suivant.

2.1.3. Définition de la portance locale.

La portance locale est définie comme une pression d'enfoncement, c'est-à-dire égale à la force d'enfoncement divisée par la surface projetée de la tige. L'essai d'enfoncement consiste à comprimer un cylindre métallique dans une éprouvette parallélépipèdique en bois suivant un cycle de chargement prédéfini, le protocole de chargement pouvant légèrement différer suivant les normes.

2.1.3.1. Phénoménologie de l'enfoncement.

Lors de l'essai, deux paramètres sont relevés : la force appliquée sur la tige et la valeur de l'enfoncement de la tige dans le bois (δy). La figure A14 représente en

ordonnée la résistance en portance locale et en abscisse l'enfoncement de cette même tige dans le bois.

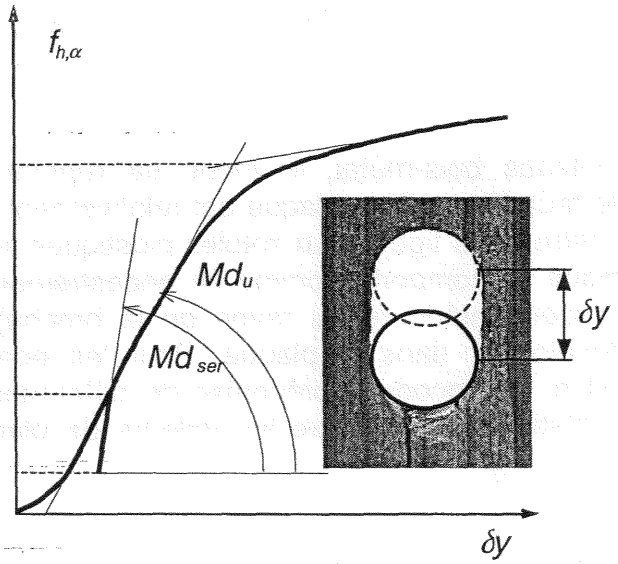


***Figure A14** : Caractéristiques mesurées lors d'un essai d'enfoncement.*

On observe deux phases distinctes lors d'un essai d'enfoncement. Dans un premier temps, la charge croît de manière quasi linéaire avec l'enfoncement. Ensuite le bois commence à s'effondrer et l'effort tend vers une valeur limite. La figure A15 présente le protocole défini dans la norme NF-EN383 pour réaliser un essai d'enfoncement. Un premier chargement est effectué jusqu'à 40% de la portance théorique, suivi d'une décharge jusqu'à 10% de ce même effort. Enfin un chargement jusqu'à la rupture de l'éprouvette est réalisé. La phase de décharge permet de déterminer le module d'enfoncement élastique du bois, Md_{ser}.

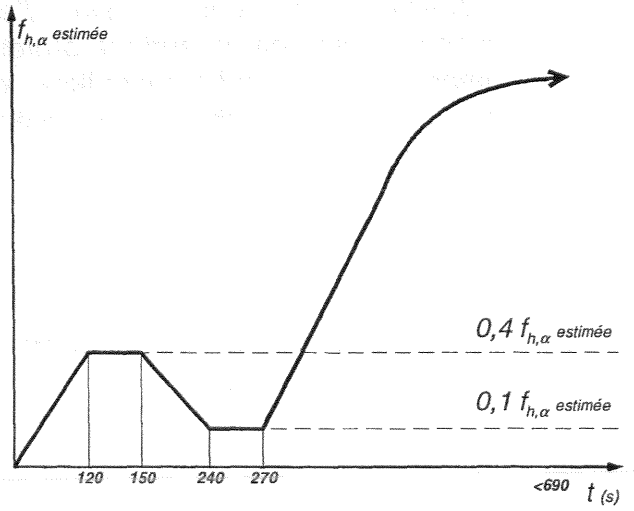


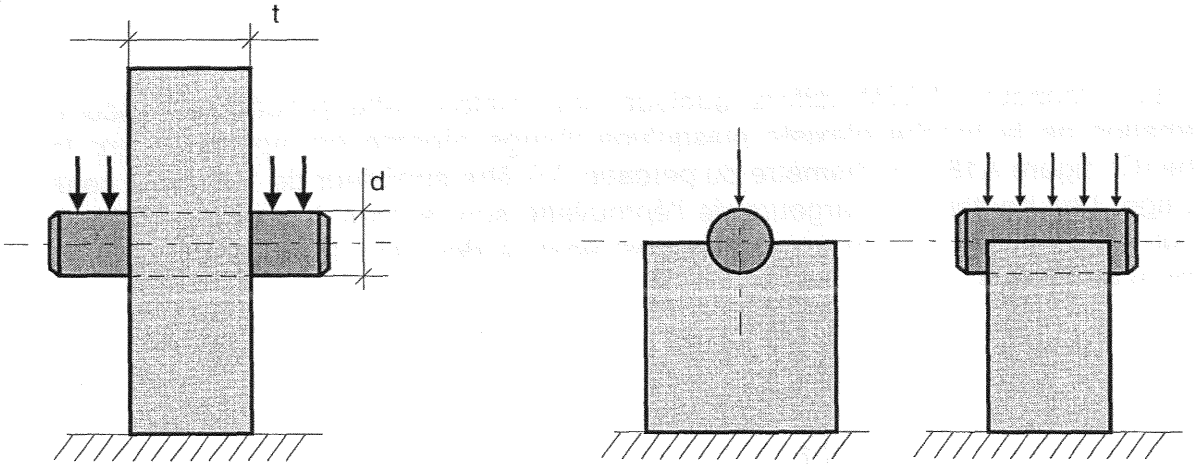
***Figure A15** : Protocole de chargement selon la norme NF-EN383.*

L'essai d'enfoncement (Cf. figure A14) met en évidence que le bois, au contact de la tige, est immédiatement endommagé. Ce phénomène s'explique de la manière suivante : lors du perçage du bois, la structure du matériau est endommagée et des petites aspérités sont visibles sur la surface percée. Dès le début de l'essai d'enfoncement, ces aspérités sont immédiatement comprimées, de manière irréversible.

Si l'on procède à une décharge jusqu'à 10% de la portance estimée, on remarque que la tige ne revient pas dans son état initial, bien que l'on se situe dans la zone « pseudo-élastique ». En fait, le comportement est d'emblée irréversible. Ceci peut être dû au comportement viscoélastique du bois ou à un phénomène de plasticité. Après la phase de décharge, le bois reprend sa rigidité initiale (Md_u) dès que la charge maximale précédemment atteinte est retrouvée. Suivant les normes utilisées, cette décharge est ou n'est pas effectuée. Le paragraphe suivant traite de cet objet normatif

2.1.3.2. Aspect normatif.

Deux normes coexistent principalement : la norme européenne (NF-EN383) et la norme américaine (ASTM). La première différence réside dans la forme des éprouvettes utilisées (cf. figure A16).



Eprouvettes selon la norme NF-EN383 Eprouvettes selon la norme ASTM

***Figure A16** : Schématisation des essais.*

La norme européenne utilise une éprouvette parallélépipédique percée en son centre. Cette forme d'éprouvette est proche de celle d'un assemblage. L'effort est appliqué sur les extrémités de la broche, dépassant de part et d'autre de l'éprouvette. Le déplacement mesuré correspond au déplacement relatif existant entre la broche et le bois. Le chargement peut s'exercer en compression ou en traction.

L'inconvénient majeur de ce système est que la pression exercée sur le bois n'est pas répartie de manière uniforme puisque l'on exerce inévitablement une légère flexion de la tige. Cependant, il est à noter que l'épaisseur de l'échantillon de bois est limitée (comprise entre 1,5d et 4d) afin de minimiser la courbure de la broche. Les dimensions imposées par cette norme sont présentées sur la figure A17.

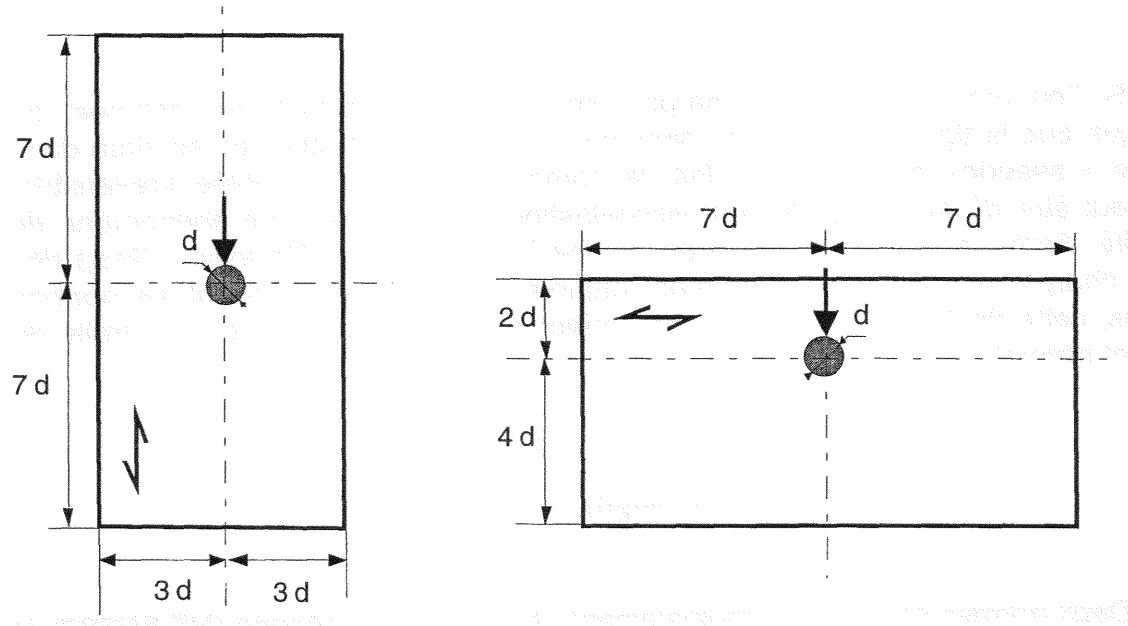


***Figure A17** : Dimensions des éprouvettes pour les essais d'enfoncement parallèle aux fibres (à gauche) et perpendiculaires aux fibres (à droite).*

La procédure ASTM diffère quelque peu. Selon cette procédure, aucune déformation de la broche n'existe puisqu'une charge répartie est appliquée sur la broche (Cf. figure A18). Le diamètre du perçage doit être supérieur de 1,6 mm à celui de la tige. Les hauteurs et largeurs de l'éprouvette sont égales à quatre diamètres avec un minimum de 50 mm. L'épaisseur est égale à deux fois le diamètre avec un minimum de 38 mm.

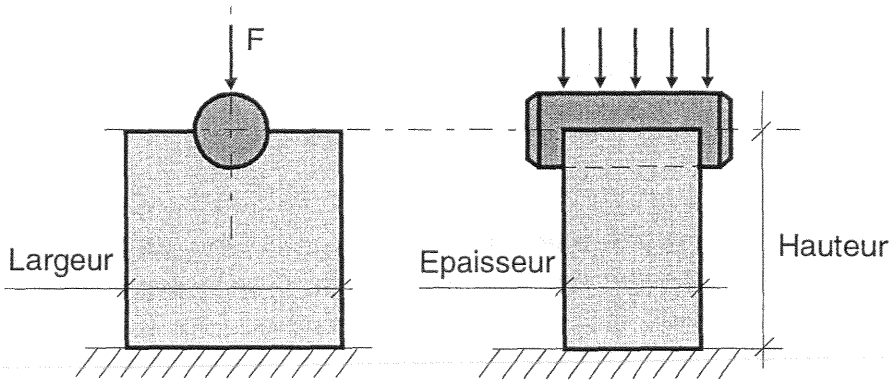


***Figure A18** : Géométrie des éprouvettes ASTM.*

Une autre différence réside dans la manière dont la valeur de l'enfoncement est mesurée. Contrairement à la norme européenne, le déplacement mesuré intègre la déformation de toute l'éprouvette. Ce système ne permet pas de mesurer l'enfoncement relatif entre la broche et le bois. La valeur de la raideur de la fondation élastique peut donc être controversée puisque cette valeur dépend indubitablement de la taille de l'éprouvette. De plus, l'effet matière est négligé puisque l'essai se réalise sur un demi-périmètre.

Enfin, la norme européenne définit la portance comme la charge maximale atteinte avant 5mm d'enfoncement, divisée par la surface projetée de la tige. La méthode américaine considère que la charge retenue pour calculer la force d'enfoncement correspond à la charge appliquée pour obtenir un glissement égal à 5% du diamètre de la broche. Cette valeur de charge est appelée l'offset à 5% (Cf. figure A19).

En comparaison avec la norme européenne, ce règlement est nettement plus restrictif puisqu'il néglige le caractère ductile de l'enfoncement. Mais, si l'on utilise la théorie de l'analyse limite, l'objectif est de caractériser, lors d'un test d'enfoncement, le seuil plastique, c'est-à-dire l'instant où débute la phase de plastification. La meilleure solution consisterait plutôt à définir la portance à la limite élastique à 2%, qui correspond au changement de linéarité. De ce point de vue, la norme ASTM semble plus cohérente avec la théorie de l'analyse limite.

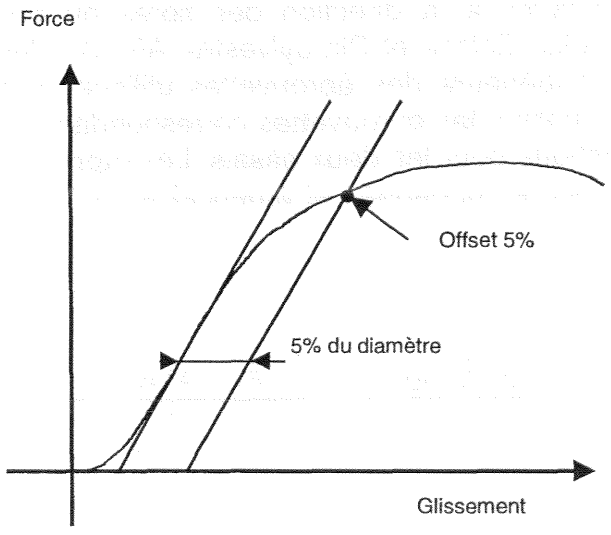


***Figure A19** : Détermination de l'offset à 5% selon la norme ASTM.*

Wilkinson [Wilkinson, 1991] a réalisé une série d'essais sur plus de trente essences résineuses différentes, en fonction du diamètre de la broche et de la densité du bois, suivant la norme ASTM (l'avantage de cette norme est d'être plus simple et plus rapide à utiliser dans le cas d'un nombre important d'essais [Pope, 1995]). Des tests d'enfoncement parallèles et perpendiculaires à la direction des fibres sont réalisés avec des échantillons dont la densité variait entre 0.36 et 0.52.

Suite à ces essais, deux formules caractérisant la portance à l'offset à 5% sont définies :

- pour les essais d'enfoncement parallèle aux fibres :

$$f_{h,0} = 0{,}07722 \cdot \rho_k \qquad \text{(A6)}$$

- pour les essais d'enfoncement perpendiculaire aux fibres :

$$f_{h,90} = 9{,}467 \cdot 10^{-6} \cdot \rho_k{}^{2,45} \cdot d^{-0,5} \qquad \text{(A7)}$$

avec : $f_{h,\alpha}$: portance.
ρ_k : densité anhydre.
d : diamètre de la tige.

Pope a réalisé des tests comparatifs d'enfoncement afin de quantifier les différences existant entre les deux règlements, pour des essais d'enfoncements parallèles et perpendiculaires à la direction des fibres du bois. Il a utilisé trois essences différentes : Iroko, Epicéa et Pin sylvestre. Afin de s'assurer de la validité des résultats, la partie supérieure des éprouvettes utilisées suivant la norme NF-EN383 est utilisée pour réaliser les éprouvettes correspondant à la norme ASTM. Le cycle de charge est identique pour les deux essais. Les rapports entre les portances définies suivant les normes européennes et américaines ont été établis comme suit (Cf. tableau A4).

	Diamètre de la tige	Mini - Maxi	Valeur moyenne
Enfoncement parallèle	12 mm 20 mm	0.94 - 1.6 0.83 - 1.05	1.04 0.96
Enfoncement perpendiculaire	12 mm 20 mm	1.5 - 2.2 1.4 - 1.7	1.8 1.5

Tableau A4 *: Rapport de la portance NF-EN383 / ASTM.*

Il existe peu de différences entre les deux normes pour les essais d'enfoncement parallèle au sens des fibres. Par contre, pour les sollicitations hors de la direction des fibres, un ratio de 1.8 apparaît. Cet écart s'explique au vu de la forme de la courbe obtenue lors d'un essai d'enfoncement perpendiculaire aux fibres. La figure A20 représente un essai d'enfoncement, réalisé suivant le norme NF-EN383, perpendiculairement aux fibres du bois. Si l'on considère l'offset à 5%, la portance mesurée serait de 12,8 MPa. Par contre, selon la norme NF-EN383, cette même portance est égale à 17 MPa. Pope conseille donc de définir, pour la norme européenne, la portance pour l'effort maximum atteint avant 2mm d'enfoncement. Ainsi que nous l'avons dit précédemment, le choix le plus judicieux consiste bien à définir la résistance en portance locale au seuil plastique.

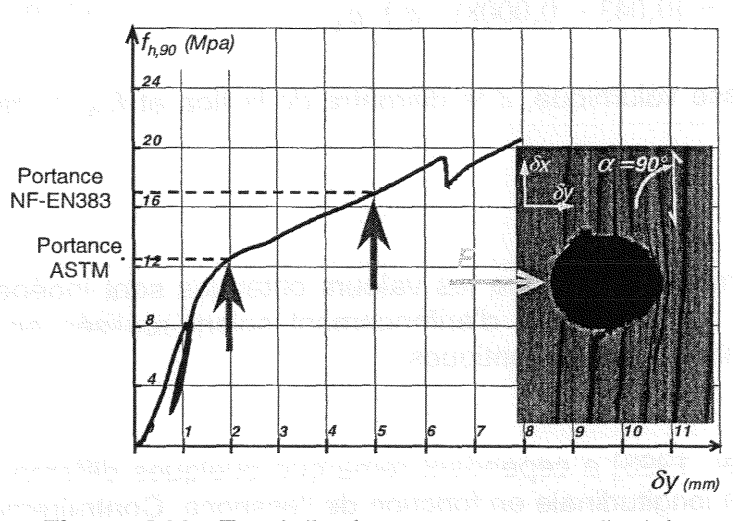


***Figure A20** : Essai d'enfoncement perpendiculaire aux fibres.*

2.1.3.3. Effet du diamètre de la tige et de la densité.

Plusieurs travaux ont montré que la valeur de la portance est inversement proportionnelle au diamètre de la tige. De même, comme la plupart des propriétés mécaniques, la portance locale est proportionnelle à la masse volumique du bois. Différents auteurs [Whale, 1986], [Smith, 1988], [Ehlbeck, 1992] ont établi des corrélations entre le diamètre de la tige, la densité du bois, et la valeur de la portance locale.

Smith [Smith, 1988] a procédé à des tests d'enfoncement parallèle et perpendiculaire à la direction des fibres. Il a montré que la valeur de la portance parallèle aux fibres ne dépend que de la densité du bois et du diamètre de la tige. Il

caractérise la portance, au maximum atteint avant 5 mm d'enfoncement, par les formules suivantes :

- dans la direction longitudinale et quelle que soit l'essence :

$$f_{h,0,k} = (0{,}082 - 0{,}00082 \cdot d) \cdot \rho_k \qquad \text{(A8)}$$

- dans la direction perpendiculaire aux fibres :

  - pour les essences résineuses :

$$f_{h,90,k} = (0{,}041 - 0{,}00088 \cdot d) \cdot \rho_k \qquad \text{(A9)}$$

  - pour les essences feuillues :

$$f_{h,90,k} = (0{,}043 - 0{,}00081 \cdot d) \cdot \rho_k \qquad \text{(A10)}$$

avec ρ_k la masse volumique, d le diamètre de la tige et $f_{h,\alpha,k}$ la résistance en portance locale.

Smith a également montré que les valeurs obtenues sont indépendantes du type de sollicitation : que les tests d'enfoncement soient réalisés en tension ou compression, les résultats restent identiques.

Werner [Werner, 1993] a cependant remarqué quelques différences pour les valeurs de la portance longitudinale en fonction de l'essence. Contrairement à Smith, il a montré qu'à densité égale, les valeurs de portances longitudinales sont plus élevées pour une essence feuillue que pour une essence résineuse (Cf. figure A21). Les corrélations établies sont les suivantes :

- pour les essences résineuses :

$$\begin{aligned} f_{h,0,k} &= 0{,}082 \cdot (1 - 0{,}01 \cdot d) \cdot \rho_k \\ f_{h,90,k} &= 0{,}058 \cdot (1 - 0{,}015 \cdot d) \cdot \rho_k \end{aligned} \qquad \text{(A11)}$$

- pour les essences feuillues,

$$\begin{aligned} f_{h,0,k} &= 0{,}102 \cdot (1 - 0{,}01 \cdot d) \cdot \rho_k \\ f_{h,90,k} &= 0{,}102 \cdot (1 - 0{,}016 \cdot d) \cdot \rho_k \end{aligned} \qquad \text{(A12)}$$

avec ρ_k la masse volumique, d le diamètre de la tige et $f_{h,\alpha,k}$ la résistance en portance locale.

S.C.D. - U.H.P. NANCY 1
BIBLIOTHÈQUE DES SCIENCES
Rue du Jardin Botanique
54600 VILLERS-LES-NANCY

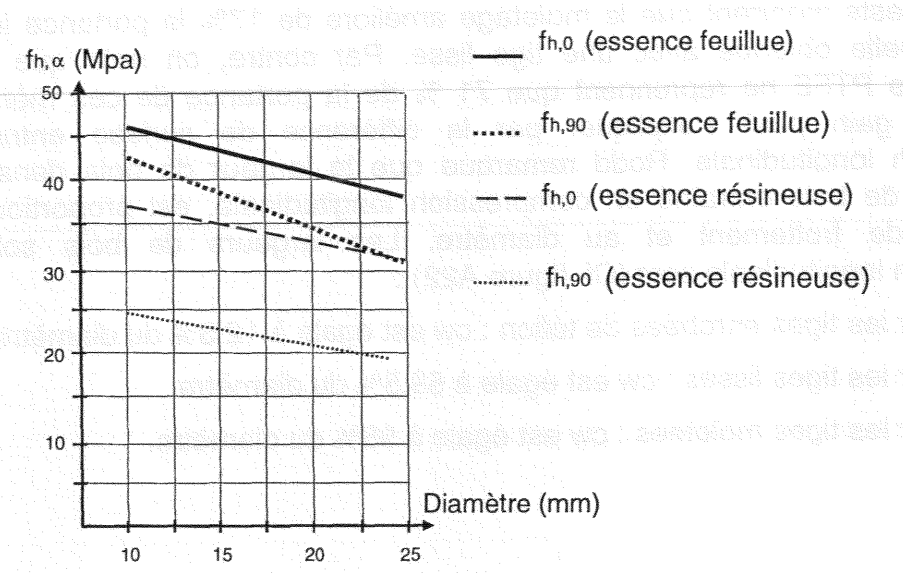


***Figure A21** : Evolution des portances longitudinale et transversale pour une masse volumique de 500 Kg/m^3 en fonction du diamètre.*

2.1.3.4. Effet du frottement.

L'état de surface des broches constitue un paramètre qui joue un rôle sur la valeur de résistance à l'enfoncement. En augmentant la friction entre la surface de l'organe d'assemblage et le bois sur lequel il repose, une augmentation considérable de la portance et de la ductilité sont possibles. La friction peut être améliorée par des moyens mécaniques tels que le moletage ou par l'emploi d'adhésifs.

De nombreux auteurs [Wilkinson, 1981], [Rowlands, 1982], [Chiang, 1991], [Bocquet, 1997] ont pris en compte dans leurs modèles numériques un coefficient de friction entre le bois et l'acier. Ces études numériques montrent que la friction réduit le niveau des contraintes radiales et augmente la surface de contact entre la tige et le bois.

Rodd [Rodd, 1988] a conduit une série d'essais d'enfoncement parallèle à la direction des fibres, afin de quantifier l'importance du frottement bois-métal. Il a utilisé trois types de broches différentes, avec dans chaque cas une gamme de diamètres comprise entre 8 et 60mm :

- broches ayant un coefficient de friction quasi nul. (l'organe d'assemblage est enroulé dans des feuilles de PTFE),
- broches du commerce représentant un coefficient de friction moyen, couramment employées en construction.
- broches moletées pour simuler une friction quasi parfaite entre le bois et le métal.

Les tests montrent que le moletage améliore de 17% la portance locale par rapport à celle obtenue avec une tige lisse. Par contre, on note que les tiges enrobées de PTFE ne reprennent que 71 % de la portance de ces mêmes tiges lisses. Ce gain peut s'expliquer par la différence de surface entraînée en compression longitudinale. Rodd remarque que la largeur de bois densifié (cw), c'est-à-dire de bois entraîné en compression longitudinale, est proportionnelle au coefficient de frottement et au diamètre. Les largeurs de bois sollicité en compression longitudinale sont (Cf. figure A22) :

- pour les tiges enrobées de téflon : cw est égale à 12.3% du diamètre.
- pour les tiges lisses : cw est égale à 59.5% du diamètre.
- pour les tiges moletées : cw est égale à 95% du diamètre.

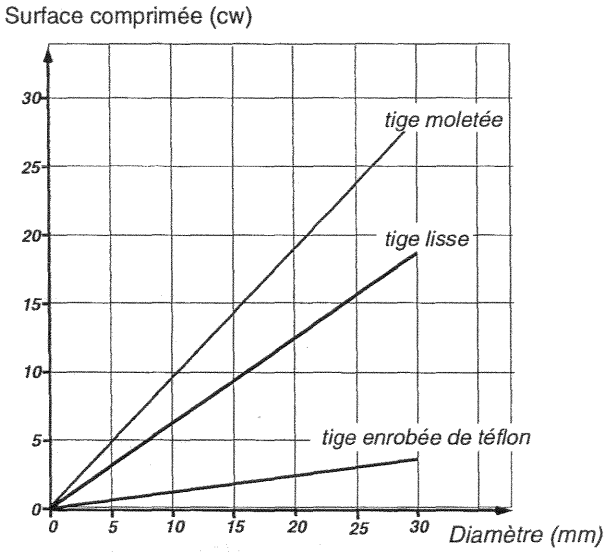


***Figure A22** : Evolution de la surface comprimée en fonction du coefficient de frottement acier-bois.*

Lors de tests d'enfoncement d'organes circulaires présentant des états de surface différents, il apparaît deux frontières bien définies entre lesquelles le bois est comprimé dans la direction de l'effort et en dehors desquelles les fibres s'écoulent de part et d'autre de l'organe d'assemblage. Les fibres sont soit soumises à des contraintes de compression longitudinales, soit à des contraintes de compression perpendiculaires (Cf. figure A23). La répartition des contraintes autour du perçage dépend donc du coefficient de friction entre le bois et l'organe d'assemblage. Plus le coefficient de frottement est élevé, plus la largeur de bois comprimée longitudinalement est importante. Dans ces conditions, la force latérale développée diminue.

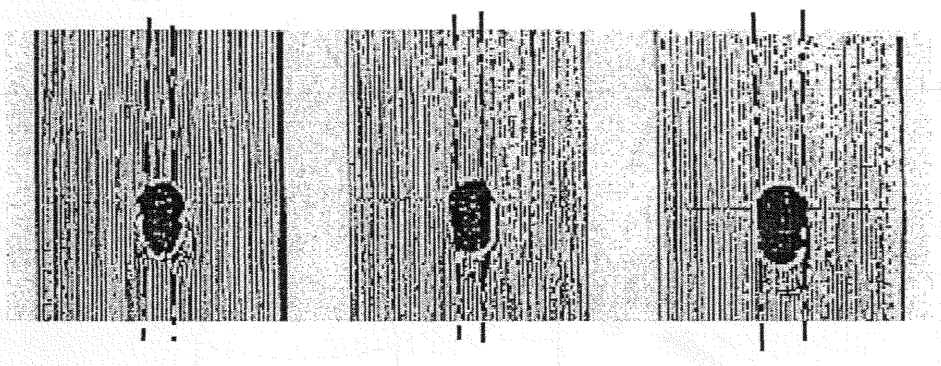


Figure A23 : *(de gauche à droite) Effet d'une force parallèle aux fibres dans les cas d'une tige enrobée de téflon, d'une tige lisse et d'une tige moletée [Rodd, 1988].*

Rodd décompose alors la force d'enfoncement comme la somme :

- d'une force requise pour comprimer longitudinalement le bois sous la broche.
- d'une force correspondant à la poussé latérale de la broche (Cf. figure A24).

La formule proposée est alors la suivante :

$$F = f_{c,0} \cdot c_w \cdot a + 2\int_{\theta_c}^{\frac{\pi}{2}} \frac{R \cdot f_{c,90} \cdot a \cdot \sin\theta_2 \, \delta\theta}{\tan(\theta_2 - \phi)} \qquad \text{(A13)}$$

avec :

$f_{c,0}$ = Contrainte limite élastique du bois en compression longitudinale.

a = Longueur de la tige en contact avec le bois.

R = Rayon de la broche.

$f_{c,90}$ = Portance locale en compression perpendiculaire aux fibres.

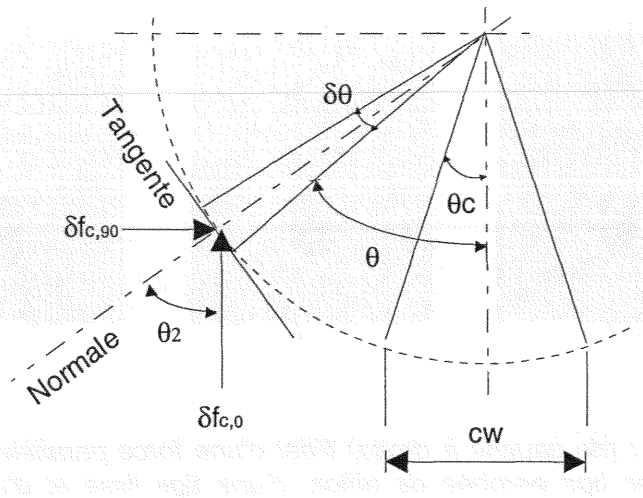


***Figure A24**: Décomposition des efforts lors de l'enfoncement de la broche dans le bois [Rodd, 1988].*

En considérant les résultats expérimentaux obtenus, il en déduit que le coefficient de frottement bois-acier, (tan(φ)), pour les tiges enrobées de téflon est de 0.123, de 0.339 pour les tiges lisses et de 0.585 pour les tiges moletées. Ce modèle est cependant critiquable. Si l'on essaie de déterminer la résistance en portance locale, on s'aperçoit que le modèle est indépendant du diamètre de la tige. Or les travaux présentés auparavant ont montré que la portance dépend du diamètre de la broche. Néanmoins, le principe reste intéressant puisqu'il permet de caractériser la portance à partir des propriétés physiques du bois. Dans la partie C, nous allons généraliser le modèle développé par Rodd à tous les angles de sollicitation, entre la direction de l'effort et la direction longitudinale des fibres.

Rodd a aussi tenté d'expliquer les différences de ductilité observées en fonction du coefficient de frottement acier-bois. Il apparaît nettement que le palier ductile augmente avec l'adhérence de la broche. Ceci est dû à la diminution des efforts latéraux et par conséquent à la baisse des contraintes de compression perpendiculaire. On peut en conclure qu'un faible coefficient de frottement acier-bois entraîne une rupture fragile de l'éprouvette, due à la poussée latérale très importante dans ces conditions. On remarque également que cette poussée augmente légèrement en fonction du diamètre. Elle peut se définir analytiquement à l'aide de l'expression suivante :

$$F_{latérale} = R.a.\int_{\theta_c}^{\pi/2} f_{c,90}.\sin(\theta_2).\delta\theta \qquad \text{(A14)}$$

2.1.3.5. Portance hors des axes d'orthotropie du bois.

De manière générale, il est rare d'obtenir des sollicitations suivant les axes d'orthotropie, du fait de la géométrie des structures ou du type de sollicitations. A titre d'exemple, nous pourrions citer le cas d'une simple ferme : dans ce cas, l'effort exercé dans l'entrait n'est pas colinéaire aux axes d'orthotropie. Plusieurs autres exemples montreraient qu'il est indispensable d'estimer la valeur de la portance hors des axes d'orthotropie.

En ce qui concerne les pointes, c'est à dire les tiges ayant un diamètre inférieur à 8 mm, la valeur de la portance est indépendante de la direction de l'effort. Seul le fait de procéder ou non à un pré-perçage peut influer sur la valeur de la résistance à l'enfoncement. Larsen [Larsen, 1973] montre que pour des petits diamètres, le fonctionnement de l'assemblage devient isotrope. Les valeurs de la portance hors des axes principaux ne présentent donc des différences que pour des organes de type broches, avec des diamètres supérieurs à 8 mm (Cf. figure A25).

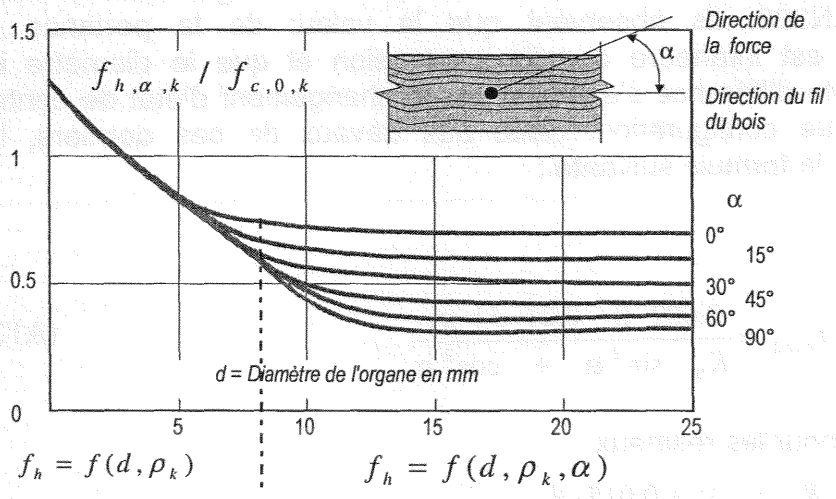


Figure A25 : *Influence du diamètre sur le caractère orthotrope de la portance.*

Une sollicitation hors des axes d'orthotropie du bois entraîne inévitablement un déplacement non colinéaire à la direction de la charge. Deux types d'essais pourront donc être réalisés : soit le déplacement est imposé, soit la direction de chargement est fixée. Peu d'études ont été réalisées suivant cette typologie. Dans la plupart des cas, les valeurs de portance hors des axes d'orthotropie ont été interpolées à l'aide de courbes suivant le modèle de Hankinson [Hankinson, 1921]. Ce modèle nécessite la connaissance de la portance longitudinale (qui correspond à la valeur maximale de la portance) et de la portance transverse (portance minimale).

Larsen a tout d'abord proposé une formule nécessitant là encore la connaissance des portances longitudinales et transverses :

$$f_{h,\alpha} = f_{h,0} - \left(f_{h,0} - f_{h,90}\right) \cdot \sin(\alpha) \qquad \text{(A15)}$$

Dans les normes NDS-86, la valeur de la portance hors des axes d'orthotropie est obtenue par l'interpolation de type Hankinson des valeurs de portance parallèles et perpendiculaires aux fibres. La portance peut donc s'exprimer en fonction de l'angle de direction de la charge par rapport à la direction des fibres comme suit :

$$f_{h,\alpha} = \frac{f_{h,0} \cdot f_{h,90}}{\left(f_{h,0} \cdot \sin^2(\alpha)\right) + \left(f_{h,90} \cdot \cos^2(\alpha)\right)} \qquad \text{(A16)}$$

Elbeck et Werner [Elbeck, 1992] ont réalisés des essais d'enfoncement parallèles et perpendiculaires aux fibres, et pour trois angles intermédiaires suivant la norme NF-EN383. Ils observent que la valeur de la portance parallèle en compression est inférieure à celle en tension et que le diamètre influence les résultats. Cette différence s'explique par le changement d'état de contrainte obtenu suivant chaque configuration. Suite aux travaux de ces derniers, l'Eurocode 5 propose alors la formule suivante :

$$f_{h,\alpha,k} = \frac{0.082 \cdot (1 - 0.01 \cdot d) \cdot \rho_k}{K_{90} \cdot \sin^2 \alpha \; + \; \cos^2 \alpha} \qquad \text{(A17)}$$

avec pour les résineux

$$K_{90} = 1.35 + 0.015 \cdot d$$

pour les feuillus

$$K_{90} = 0.90 + 0.015 \cdot d$$

Ces formules sont critiquables car elles ne prennent pas en considération la valeur du coefficient de friction acier-bois. Ce paramètre est très important puisque Rodd a montré qu'une différence de 46% existe entre des tiges lisses et des tiges moletées sur la portance longitudinale. Par contre, aucune recherche ne permet de quantifier l'importance de frottement pour un test d'enfoncement hors du sens du fil.

2.2. Poutre sur appuis élastiques.

Le but du développement de modèles numériques concernant la résistance caractéristique des assemblages par broches est de restreindre les essais aux seuls tests nécessaires à l'établissement des propriétés des organes et des matériaux constituant l'assemblage.

Les assemblages sont généralement modélisés comme étant des éléments à une dimension, avec l'hypothèse d'une broche reposant sur une fondation élastique ou sur des appuis plastiques. Le point de départ de nombreux modèles est celui développé analytiquement par Timoshenko [Timoshenko, 1978] :

$$EIy^{"} = -M(x) \qquad \text{soit} \qquad EIy^{(4)} = q(x) \qquad \text{(A18)}$$

où $q(x)$ représente la charge répartie sur la poutre.

Supposons maintenant que la poutre soit supportée par une fondation élastique. La fondation se comporte comme une charge répartie, où q(x) est égale à :

$$q(x) = -K_N \,.\, y(x)$$

où K_N représente la raideur normale élastique de la fondation.

L'équation différentielle (A18) caractérisant la déformée de la poutre sur fondation élastique est :

$$EIy^{(4)} + K_N.y(x) = 0 \qquad \text{soit} \qquad \frac{d^4 y}{dx^4} + 4\mu^4 y = 0$$

où de forme générale :

$$y(x) = Exp(\mu.x).\left(A.\cos(\mu.x) + B.\sin(\mu.x)\right) + Exp(-\mu.x).\left(C.\cos(\mu.x) + D.\sin(\mu.x)\right) \quad \text{(A19)}$$

avec :

$$\mu = \sqrt[4]{\frac{k_0 .d}{4.E_{acier}.I_{acier}}}$$

et $K_N = k_0 \cdot d$

où :

E_{acier} = module d'Young de la broche.

I_{acier} = inertie de la broche.

d = diamètre.

k_0 = raideur surfacique de la fondation élastique.

A, B, C, D étant des constantes déterminées grâce aux conditions limites du problème. Ce modèle analytique reste cependant élastique, ce qui est limitatif dans la compréhension des phénomènes mis en jeu.

Plusieurs recherches [Rodd, 1996] ont consisté à quantifier l'influence de paramètres tels que le jeu fonctionnel ou que la friction entre le bois et la broche, en utilisant des modèles élastiques par éléments finis. Wilkinson et Rowlands [Wilkinson, 1981], Bouchair et Vergne [Bouchair, 1994] ont démontré par modélisation que l'effet du jeu fonctionnel entre le diamètre du boulon et celui du perçage est plus important que la friction entre le bois et le boulon.

Erikson [Erikson, 1986] montre qu'avec un faible jeu (d/D=0.99), la valeur de l'angle de contact passe de 88° à 75°, ce qui a comme conséquence d'augmenter la contrainte radiale de compression de 12% par rapport au cas d'une configuration sans jeu fonctionnel.

Ces différentes simulations élastiques montrent bien l'influence du jeu de perçage sur les concentrations de contraintes de compression radiale. Par contre, les valeurs fluctuent assez fortement suivant les différents auteurs. Il est possible de conclure que le jeu fonctionnel entre le boulon et le perçage intensifie le caractère non linéaire du comportement des assemblages boulonnés. Sans jeu fonctionnel, ce qui correspond au cas des assemblages brochés, l'assemblage possède une capacité résistante et une ductilité supérieure. Mais ces études reposent uniquement sur une hypothèse d'élasticité. Elles n'intègrent pas le comportement élasto-plastique des différents matériaux. **Comprendre le fonctionnement exact de l'assemblage impose de prendre en considération le comportement plastique de tous les matériaux.**

Les relations charge-glissement des assemblages utilisés en construction bois sont non linéaires et sont l'un des facteurs les plus importants caractérisant la déformation réelle d'une construction. Plusieurs travaux [Hirai, 1983], [Smith, 1988] ont consisté à rechercher un modèle non linéaire permettant de simuler le comportement charge-glissement d'un assemblage broché.

Hirai a étudié le comportement non linéaire d'un assemblage mono-tige bois-métal, puis bois-bois, en utilisant le principe d'une poutre sur appuis élastiques non linéaires. Le comportement des matériaux étant considéré non linéaire, seule une méthode numérique permet la résolution du problème. La méthode, adoptée par Hiraï, consiste à effectuer un calcul incrémental, en utilisant des approximations linéaires par tronçon au cours du chargement.

L'échantillon est divisé en n portions. Pour chaque incrément de déplacement, et à chaque niveau de charge ou de déplacement, une raideur de fondation (K_0) et une rigidité de flexion ($E_{acier}.I_{acier}$) est déterminée. La procédure consiste à décomposer la courbe expérimentale d'enfoncement en n segments. Pour chaque segment, une valeur d'enfoncement moyenne est calculée, ce qui permet de déterminer la valeur de la raideur en calculant la pente de la courbe dans le segment choisi (Cf. figure A26).

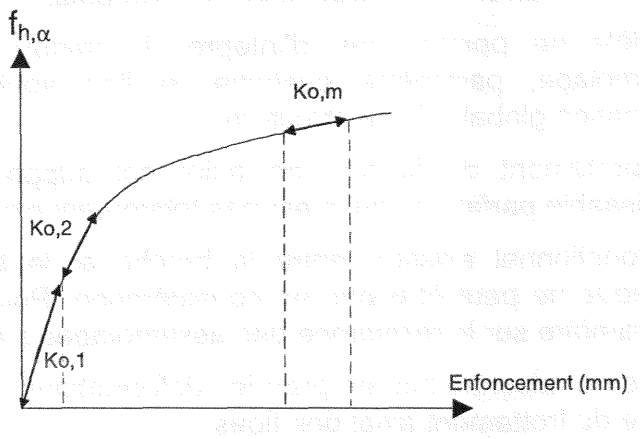


Figure A26 : *Décomposition de l'essai d'enfoncement en n segments.*

Au niveau de la tige en acier, Hirai fait l'hypothèse que la tige suit une loi élasto-plastique écrouissable parfaite (Cf. figure A27). Il détermine la loi moment-courbure en intégrant les contraintes suivant la section totale. Comme précédemment, cette loi est ensuite décomposée en plusieurs segments linéaires. A chaque pas de calcul, la courbure de tous les éléments est déterminée. Une nouvelle rigidité équivalente de flexion est alors associée à chaque élément.

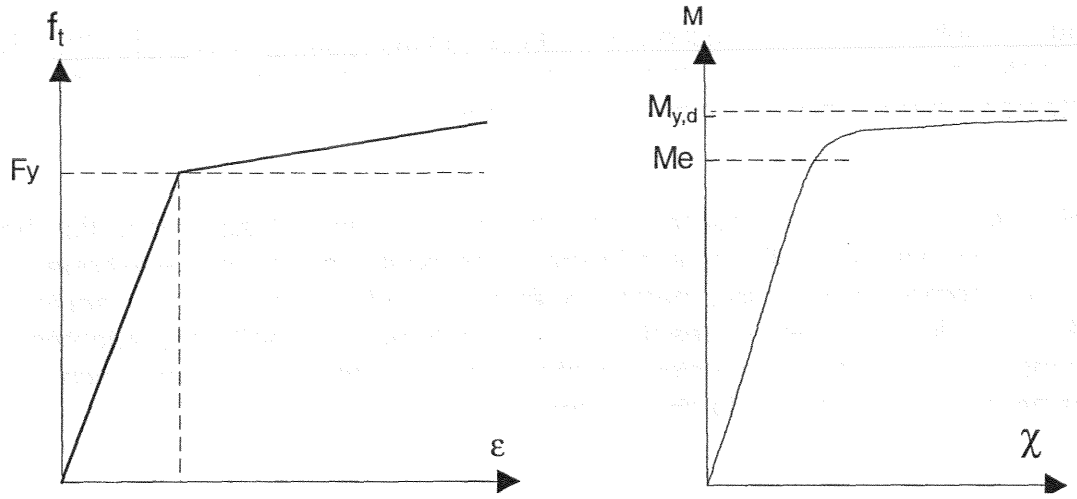


Figure A27 : *Loi de comportement de l'acier (à gauche loi de traction, à droite loi moment-courbure).*

Ce modèle possède cependant quelques inconvénients :

- aucun critère d'arrêt n'est introduit dans le modèle,
- le modèle ne permet pas d'intégrer la raideur de décharge de l'assemblage, paramètre essentiel si l'on souhaite connaître la déformation globale d'une structure,
- le comportement de la tige en acier est supposé élasto-plastique écrouissable parfait, ce qui n'est pas totalement exact.
- le jeu fonctionnel existant entre la broche et le bois, ou la plaque métallique ne peut être pris en considération. Pourtant l'influence de ce paramètre sur la résistance des assemblages a été démontrée.
- le modèle ne raisonne pas en grandes déformations. Il ne tient donc pas compte du frottement axial des tiges.
- le modèle nécessite une courbe d'enfoncement expérimentale.

Une proposition de modèle sera alors développée dans la partie C pour pallier à ces différents manques.

3.Les règles de dimensionnement des assemblages brochés.

3.1. Les règles de calcul C.B. 71.

D'un point de vue général, la résistance d'un assemblage est définie suivant les règles visant à assurer la pérennité des ouvrages.

Aujourd'hui, les règles de calcul toujours en vigueur sont les règles C.B.71 [Règles de calcul et de conception des charpentes en bois, 1965]. Ces normes ne mentionnent aucune valeur de calcul pour les assemblages brochés. Seuls les liaisons par boulons font l'objet de règles de dimensionnement.

Suivant cette norme, la résistance d'un assemblage est déterminée pour la charge minimum entre le tiers de l'effort de rupture et l'effort conduisant à 1 mm de glissement dans l'assemblage. Suivant ce principe et d'après la réalisation d'essais, plusieurs règles de dimensionnement ont été établies. Dans tous les cas de figure, l'effort est sensé se répartir uniformément sur chaque organe d'assemblage, ce qui impose d'utiliser des boulons de diamètres identiques. Notons aussi que ces règles ne sont valables que si le jeu de perçage est limité à 1 mm.

La résistance de l'assemblage se calcule d'une manière simple, l'effort admissible étant de la forme :

$$Effort = k \cdot d \cdot \sqrt{e} \qquad \text{(A20)}$$

- l'effort admissible est exprimé en daN.
- la valeur de k varie avec le nombre de plans de cisaillement (limité à six).
    - en simple cisaillement, k=80
    - en double cisaillement, k=200
    - en cisaillement multiple, k=160
- d est le diamètre du boulon en cm.
- e représente l'épaisseur, exprimée en cm, de la pièce la plus mince ou de la pièce médiane dans le cas du cisaillement double.

Ces règles de dimensionnement sont très critiquables. La variation de la charge avec la racine carrée de l'épaisseur n'a aucune signification physique. Elle découle simplement d'une loi empirique établie suite à de nombreux essais. De plus, la classe de qualité des boulons et la résistance du bois n'entrent pas en considération.

Ces formules sont applicables dans le cas des résineux et doivent être majorées de 30% pour le chêne. En outre, certaines conditions géométriques doivent simultanément être vérifiées.

Avant toute chose, la notion de rive chargée ou non chargée doit être définie. Une rive sera dite chargée si l'effort est orienté vers le bord de la pièce. Elle sera non chargée dans le cas contraire. Ces conditions sont les suivantes (Cf. figure A28):

- la distance entre 2 broches doit être supérieure ou égale à six fois le diamètre du boulon dans le sens longitudinal et trois fois le diamètre du boulon dans le sens transversal.

- l'espacement jusqu'à une rive chargée doit quant à lui être supérieur ou égal à six fois le diamètre du boulon avec une distance minimum de 10 cm.

- il est aussi recommandé de mettre des rondelles ou des plaques métalliques sous l'écrou (rondelles dont le diamètre est fonction de celui du boulon), afin d'éviter les phénomènes de matage locaux.

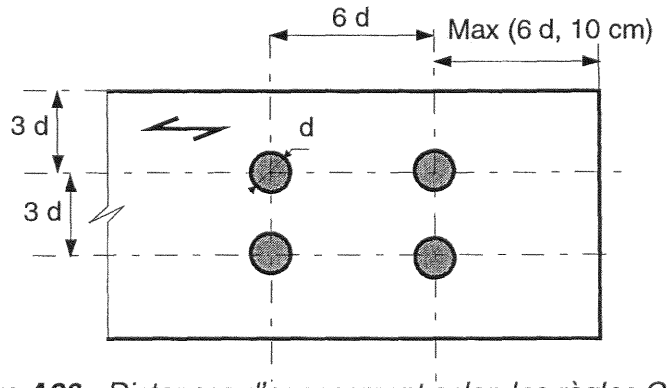


Figure A28 : *Distances d'espacement selon les règles C.B.71.*

Enfin, les règles C.B.71 prennent en considération la direction de l'effort par rapport à la direction des fibres du bois. Un coefficient réducteur est appliqué à la résistance de l'assemblage, dans le cas de sollicitations hors de l'axe longitudinal d'orthotropie. Les valeurs sont les suivantes (Cf. tableau A5):

Angle	Coefficient réducteur
0° - 30°	1
30° - 60°	0.9
60° - 90°	0.8

Tableau A5 : *Valeurs des coefficients de réduction.*

3.2. Les nouvelles règles de calcul : l'Eurocode 5.

Contrairement aux règles C.B.71 qui raisonnent avec des valeurs admissibles, c'est-à-dire des valeurs moyennes minorées par un coefficient de sécurité, l'Eurocode 5 utilise les valeurs caractéristiques du matériau. Ces valeurs correspondent au fractile à 5% des résultats expérimentaux. Cette méthodologie permet de tenir compte des dispersions, ce qui n'est pas le cas des règles C.B.71.

L'Eurocode 5 définit aussi des classes de qualité, qui sont définies par une ou deux lettres et deux chiffres. Les lettres différencient le bois massif, noté C ou D, et le bois lamellé-collé, noté GL. Le nombre correspond quant à lui à la résistance caractéristique en flexion longitudinale du bois, exprimée en MPa. Chaque classe définit les propriétés mécaniques du matériau (Cf. tableau A6 et A7).

Propriété	Classe				
	C18	C22	C24	C27	C30
Flexion longitudinale	18	22	24	27	30
Traction longitudinale	11	13	14	16	18
Traction transversale	0.3	0.3	0.4	0.4	0.4
Compression longitudinale	18	20	21	22	23
Compression transversale	4.8	5.1	5.3	5.6	5.7
Cisaillement	2.0	2.4	2.5	2.8	3.0
Module longitudinal	9000	10000	11000	12000	12000
Module de cisaillement	560	630	690	750	750
Masse volumique	320	340	350	370	380

Tableau A6 : *Valeurs caractéristiques en MPa et masse volumique en Kg/m^3. Essences résineuses et peuplier.*

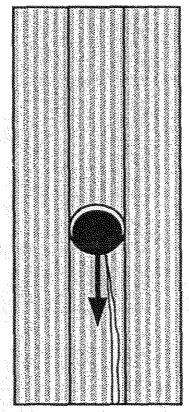
Propriété	Classe				
	GL20	GL24	GL28	GL32	GL36
Flexion longitudinale	20	24	28	32	36
Traction longitudinale	15	18	21	24	27
Traction transversale	0.35	0.35	0.45	0.45	0.45
Compression longitudinale	21	24	27	29	31
Compression transversale	5.0	5.5	6.0	6.0	6.3
Cisaillement	2.8	2.8	3.0	3.5	3.5
Module longitudinal	10000	11000	12000	13500	14500
Masse volumique	360	380	410	440	480

Tableau A7 : *Valeurs caractéristiques en MPa et masse volumique en Kg/m^3 du bois lamellé collé.*

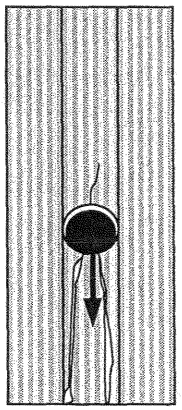
Dans le cas d'un assemblage mono-broche, si les conditions d'espacement sont respectées, trois types de ruptures principales peuvent être observées, lors d'une sollicitation en traction longitudinale (Cf. figure A29), [Whale, 1986] :

- rupture par traction perpendiculaire,
- rupture par traction perpendiculaire et cisaillement,
- rupture par traction perpendiculaire et traction longitudinale.

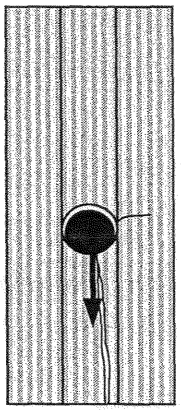
La théorie de l'analyse limite, utilisée pour déterminer les règles de dimensionnement de l'Eurocode 5, suppose que la quantité de bois sous la tige est suffisante pour pouvoir atteindre la plastification et ainsi éviter une rupture fragile. Afin d'assurer ces hypothèses, des distances minimales aux rives et aux abouts ont été déterminées (Cf. figure A30 et tableaux A8 et A9). Notons que ces règles diffèrent suivant l'utilisation de broches ou de boulons.



Rupture par traction perpendiculaire



Rupture par traction perpendiculaire et cisaillement



Rupture par traction perpendiculaire et traction longitudinale

Figure A29 : *Ruptures observées dans des assemblages mono-tige en traction longitudinale [Whale, 1986].*

Certains travaux [Patton-Mallory, 1997] ont montré qu'au delà de 2d de distance transversale, il n'y a plus d'influence sur l'état de contrainte. Par contre, la réduction de la distance longitudinale augmente les contraintes de traction transversale. En cas de réduction des distances d'espacement, le risque de fendage entraîne une réduction de la capacité résistante. L'Eurocode 5 utilise alors un facteur d'espacement, k_a, qui minore la portance locale de la broche ou du boulon en cas de réduction de la distance longitudinale ou transversale. Les valeurs de K_a sont :

- pour les boulons : $K_a = \sqrt{\dfrac{a_1}{\left(4 + 3 \cdot \left|\cos\alpha\right|\right) \cdot d}}$

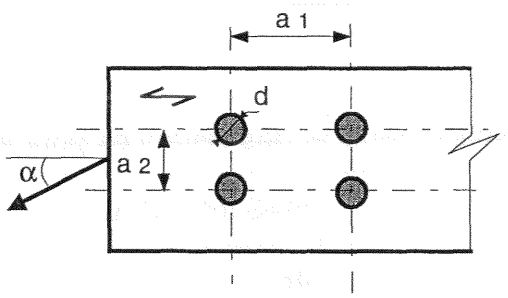
- pour les broches : $K_a = \sqrt{\dfrac{a_1}{\left(3 + 4 \cdot \left|\cos\alpha\right|\right) \cdot d}}$ (A21)

Valeurs minimales des espacements et des distances pour les boulons.		
a_1	Parallèle au fil	(4+3.|cos α|).d
a_2	Perpendiculaire au fil	4d
$a_{3,t}$	$90° \geq \alpha \geq -90°$	Max (7d, 80mm)
$a_{3,c}$	$210° \geq \alpha \geq 150°$	4d
	$150° > \alpha > 90°$	Max ([(1+6.|sin α|).d], 4d)
	$270° > \alpha > 210°$	Max ([(1+6.|sin α|).d], 4d)
$a_{4,t}$	$180° \geq \alpha \geq 0°$	Max([(2+2sinα).d], 3d)
$a_{4,c}$	Autres valeurs de α	3d

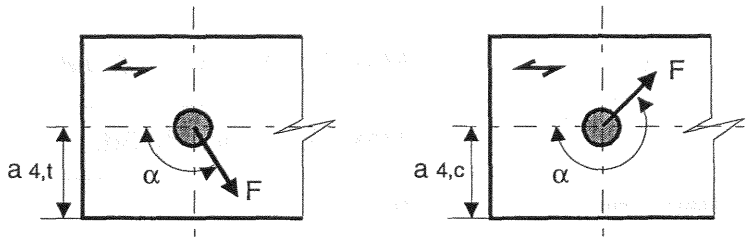
Tableau A8 : *Valeurs minimales des espacements et des distances pour les boulons.*

Valeurs minimales des espacements et des distances pour les broches.		
a_1	Parallèle au fil	(3+4.|cos α|).d
a_2	Perpendiculaire au fil	3d
$a_{3,t}$	$90° \geq \alpha \geq -90°$	Max (7d, 80mm)
$a_{3,c}$	$210° \geq \alpha \geq 150°$	3d
	$150° > \alpha > 90°$	Max ([$a_{3,t}$. |sin α|)], 3d)
	$270° > \alpha > 210°$	Max ([$a_{3,t}$. |sin α|)], 3d)
$a_{4,t}$	$180° \geq \alpha \geq 0°$	Max([(2+2sinα).d], 3d)
$a_{4,c}$	Autres valeurs de α	3d

Tableau A9 : *Valeurs minimales des espacements et des distances pour les broches.*

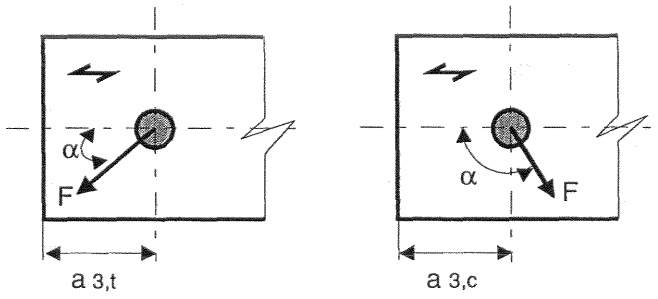


Espacements parallèles et perpendiculaires au fil



0° < α < 180° 180° < α < 360°

Distances aux rives (gauche : rive chargée; droite : rive non chargée)



-90° < α < 90° 90° < α < 270°

Distances aux abouts des pièces (gauche : about chargé; droit : extrêmité non chargée)

Figure A30 : *Règles d'espacement selon les règles de l'Eurocode 5.*

En respect des règles d'espacement, la résistance de l'assemblage utilisée pour le calcul, que l'on note R_d, s'exprime de la manière suivante :

$$R_d = R_k \frac{K_{mod}}{\gamma_m} \qquad \text{(A22)}$$

- K_{mod} est un coefficient de minoration qui permet de prendre en considération l'effet du fluage. Il dépend de la classe de service et de la durée des actions (Cf. tableau A10).

- γ_m représente le coefficient de sécurité du matériau. Il varie de 1.1 à 1.3 suivant le type d'assemblage.

- R_k correspond à la résistance caractéristique de l'assemblage obtenue par essais.

Durée de l'action	Classe de service 1 (H% < 12%)	Classe de service 2 (12% < H% <20%)	Classe de service 3 (H% > 20%)
Permanent (> 10 ans)	0.60	0.60	0.50
Long terme (6 mois - 10 ans)	0.70	0.70	0.55
Moyen terme 1 semaine – 6 mois	0.80	0.80	0.65
Court terme (< 1 semaine)	0.90	0.90	0.70
Instantané	1.10	1.10	0.90

Tableau A10 : *Valeurs de Kmod pour le bois massif et le bois lamellé collé.*

En dernier lieu, l'Eurocode 5 prend en considération la semi-rigidité des assemblages. Il permet de déterminer le module instantané de glissement, K_{ser}, pour les états limites de service, ceci afin d'empêcher tous risques de déformations excessives. Cette notion n'existait pas dans les règles C.B.71.

Pour les organes de type tige, le calcul s'effectue en deux étapes. La première consiste à calculer le module de glissement instantané de l'assemblage, ce module correspondant en fait à la raideur de l'assemblage dans la partie élastique ; il dépend du diamètre de l'organe et de la masse volumique du bois (Cf. tableau A11). La seconde étape consiste à calculer le glissement différé en prenant en compte l'effet du fluage. Pour le cas des boulons, la diminution de la raideur est aussi due au jeu fonctionnel qui existe entre le diamètre du boulon et le diamètre du perçage.

Organe d'assemblage	Module de glissement instantané (K_{ser})
Boulons	$\rho_k^{1.5}.(d/15)$
Broches, vis, pointes avec pré-perçage	$\rho_k^{1.5}.(d/20)$
Pointes sans pré-perçage	$\rho_k^{1.5}.(d^{0.8}/25)$

ρ_k : masse volumique caractéristique du bois.
d : diamètre de l'organe.

Tableau A11 : *Module instantané de glissement par plan de cisaillement et par organe, sous charge de service.*

Si l'on souhaite modéliser un assemblage de manière correcte en trois dimensions, il est indispensable de déterminer la matrice de rigidité correspondant à cette liaison. Trois raideurs de rotation et trois raideurs de translation sont nécessaires. L'Eurocode 5 ne propose cependant qu'un seul module instantané de glissement, K_{ser}. Il suppose donc que l'assemblage a un fonctionnement isotrope.

De plus, ce module correspond à la raideur d'une seule tige. Dans le cas d'un système multi-broches, aucune règle n'indique comment déterminer la raideur globale du système. Le problème est par ailleurs complexe du fait de l'hyperstatisme du système.

4.Renforcement de l'assemblage.

4.1. Renforcement local de la zone d'assemblage.

Pour les assemblages utilisés en structures bois, des phénomènes de concentrations de contraintes apparaissent, réduisant considérablement les capacités résistantes. Afin de pallier cette faiblesse, l'idée de renforcement local a fait l'objet de nombreux travaux.

Le bois est un matériau qui présente une faible résistance en traction perpendiculaire aux fibres et en cisaillement longitudinal. La conséquence néfaste de ces faiblesses est une augmentation des sections des barres lors du calcul des assemblages, composés d'organes disposés transversalement au fil du bois, ce qui est le cas des assemblages de type tige. De manière générale, et comme nous l'avons déjà vu, c'est l'assemblage qui dimensionne la section des bois utilisés en structure. Les hautes performances transversales sont donc toujours recherchées,

mais les progrès dans ce domaine restent encore limités. Il semble cependant que l'utilisation de matériaux synthétiques de renforcement de surface de type fibres (fibres de verre, fibres de carbone,...), représente des solutions techniquement et financièrement envisageables en structure. Les différentes techniques de renforcement permettent d'éviter ou plus exactement de retarder la propagation de la rupture dans la zone de l'assemblage. La figure A31 résume parfaitement l'objectif recherché au niveau des assemblages bois [Haller, 1998].

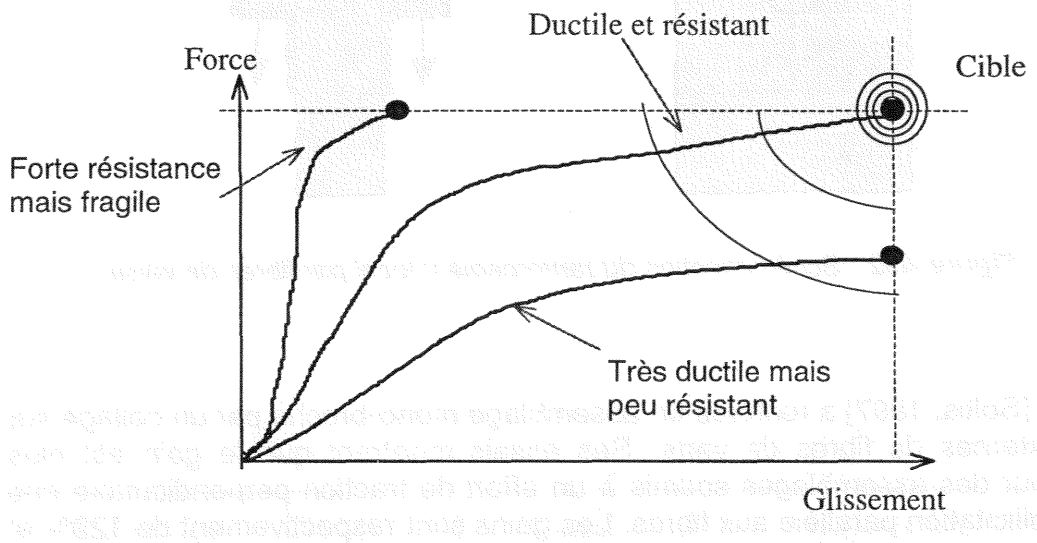


Figure A31 : *Comportements d'assemblages ductiles, fragiles et faibles.*

Actuellement, la tendance vise à renforcer extérieurement les assemblages par un collage de tissus de fibres (verre, kevlar, carbone) ou de matériaux dérivés du bois. Le renforcement par fibres de verre est considéré comme le plus économique dans cette famille de techniques.

Chen [Chen, 1998] a étudié le renforcement d'un assemblage mono-broche par fibres de verre (Cf. figure A32). La technique consiste à coller avec une résine époxy un renforcement avec 600 g/m^2 de fibres de verre, afin de rigidifier le comportement transversal du bois. Dans le cas des assemblages cylindriques (clous, broches, boulons ...), les efforts de traction sur l'assemblage génèrent des contraintes de traction transversale qui précipitent généralement une rupture fragile par fissuration.

Ce renforcement permet un gain de la résistance en traction perpendiculaire aux fibres de 1173% et de 56% en cisaillement. L'intérêt de cette technique est d'augmenter considérablement la ductilité (80%) et plus légèrement la résistance à l'enfoncement (34%). Cette méthode devrait permettre de réduire considérablement (aux environs de 40%) les distances d'espacement préconisées par l'Eurocode 5.

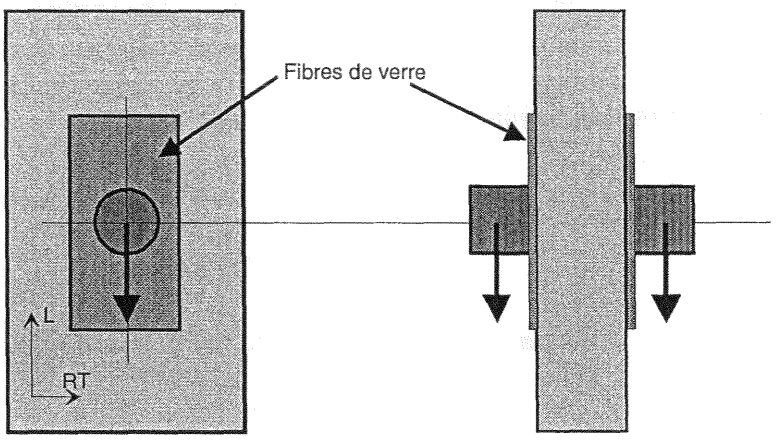


Figure A32 : *Schématisation du renforcement local par fibres de verre.*

Soltis [Soltis, 1997] a renforcé un assemblage mono-broche par un collage sur les faces externes de fibres de verre. Ses essais montrent que le gain est plus important pour des assemblages soumis à un effort de traction perpendiculaire que lors d'une sollicitation parallèle aux fibres. Les gains sont respectivement de 129% et 32%. En fait l'augmentation de la capacité résistante est proportionnelle au nombre de couches de fibres. De plus, on peut constater une augmentation d'un facteur deux de la ductilité au niveau des essais de traction parallèle aux fibres. Le renforcement permet donc de passer d'un mode de rupture fragile à un mode plus ductile.

Il est d'ailleurs possible de combiner cette technique avec celle du bois thermo-compressé. Schrepfer [Schrepfer, 1998] a densifié du bois avec une faible pression (2.5 à 3 MPa) et sous une température de 125°. Cette densification entraîne naturellement une augmentation des caractéristiques mécaniques du bois : la raideur d'enfoncement ainsi que la résistance à la traction parallèle ont progressé de 66%. Haller [Haller, 1996] a thermo-compressé du bois sous une pression de 10 MPa et une température de 160°C. Cette méthode permet d'augmenter la résistance en traction de 200 %. Cette modification entraîne une augmentation de la portance d'un facteur quatre et on observe un gain de 80% au niveau de la ductilité.

D'autres systèmes de renforts externes ont été utilisés. Rodd [Rodd, 1996] et Werner [Werner, 1996] ont étudié un système de renforcement par gousset en contre-plaqué. Rodd a testé sept couronnes de broches collées, couronnes composant un assemblage moisé, avec un angle de 90° (Cf. figure A33).

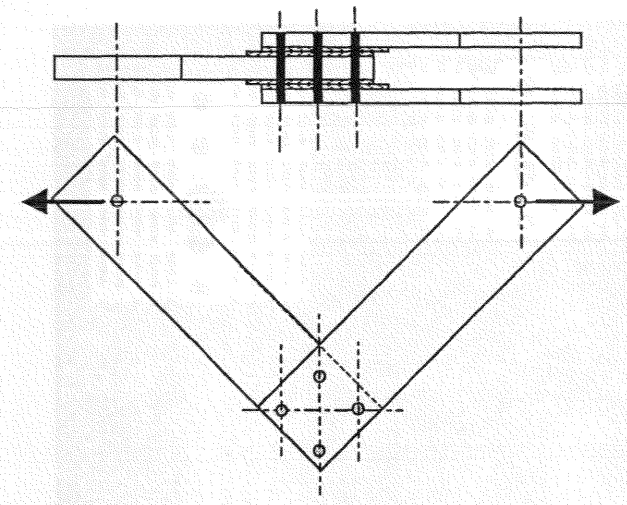


Figure A33 : *Configuration des essais.*

L'auteur conclu que le problème majeur des liaisons par tiges repose sur la compression transversale, sollicitation qui entraîne l'apparition de fentes transverses. C'est pourquoi il renforce localement les assemblages collés par des goussets en contre-plaqué. Ces goussets permettent d'augmenter le moment critique et la ductilité de l'assemblage, mais n'influent d'aucune manière sur la raideur rotationnelle initiale. Il montre aussi que la direction de l'effort par rapport aux fibres du bois n'a pas d'importance, dans le cas des liaisons à angle droit, pour déterminer la force critique ou le moment maximum.

Kevarinmäki [Kevarinmäki, 1995] a disposé un connecteur métallique sur les faces externes d'une liaison brochée. Ce dispositif permet de multiplier de 75% la résistance de l'assemblage (Cf. figure A34). Dans ce cas, le connecteur métallique sert essentiellement à renforcer la résistance en traction perpendiculaire du bois, dans la zone d'assemblage, ce qui autorise une forte diminution des distances préconisées. Lors d'une sollicitation axiale suivant le sens des fibres, la distance nécessaire peut être diminuée de 7d à 4d.

De plus, ce système permet d'augmenter la raideur de l'assemblage, exprimée de la manière suivante :

$$K_{ser} = \rho_K^{1.5} \cdot \frac{d}{20} + K_{S,N} \cdot d \cdot t_d \qquad \text{(A23)}$$

avec : - ρ_k : densité.

- d : diamètre de la broche.

- $K_{S,N}$: facteur caractérisant le type de connecteurs métalliques en N/mm^3.

- t_d : épaisseur du connecteur métallique.

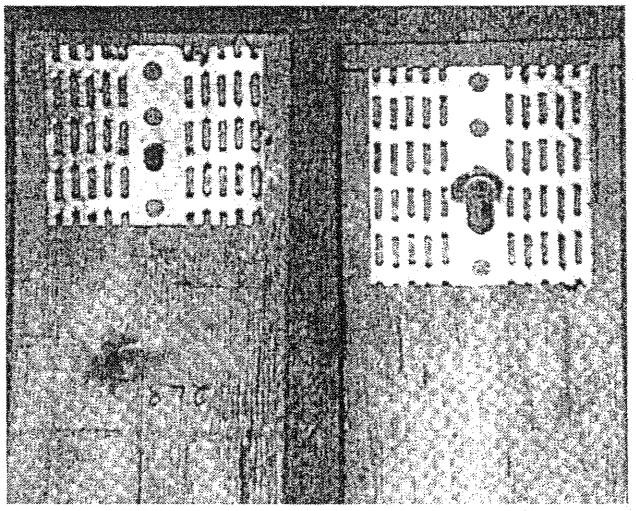


Figure A34 : *Renforcement par connecteur métallique d'un assemblage broché.*

Une autre solution de renforcement consiste à modifier la nature de la broche. Erki [Erki, 1995] a testé des éléments de plastique renforcé de fibres de verre (PRFV) assemblés à l'aide d'une tige filetée de PRFV ou d'acier. Les assemblages ont été testés en traction et en compression. Pour certains essais, un tuyau de PRFV a été utilisé comme gaine de protection des filets des tiges d'acier et de PRFV. Erki conclut que les assemblages avec une tige en PRFV ont une résistance inférieure de 50% à celle des assemblages avec une tige filetée en acier.

Par contre, si l'on ajoute une gaine aux tiges en PRFV, la résistance se trouve améliorée de 33% par rapport aux assemblages constitués uniquement d'une tige filetée. Ce système peut être intéressant dans les cas où le milieu ambiant serait incompatible avec des assemblages métalliques. Suivant la même optique, Drake [Drake, 1998] a utilisé des broches en fibres de plastique renforcé. Malheureusement les résultats ne sont pas vraiment satisfaisants.

Leijten [Leijten, 1996] considère que le renforcement devait plus particulièrement augmenter la traction perpendiculaire et supprimer le glissement initial dans le cas d'une liaison brochée. Il a crée un assemblage composé d'un tube métallique monté avec jeu. Le diamètre du tube métallique varie de 17 mm à 35 mm. L'avantage repose sur un prix de revient peu élevé. Deux rondelles maintiennent les extrémités du tube métallique et empêchent un matage local du bois. Une fois positionné, le tube en acier subit une pression. Cette compression provoque un état d'instabilité du tube. Le tube flambe et se raccourci de 10% ; il s'expanse alors diamétralement (Cf. figure A35). Ce système permet donc de créer une liaison sans jeu fonctionnel. La force à exercer sur le tube reste cependant un inconvénient, car elle est relativement élevée (10 tonnes pour un tube de 17 mm d'épaisseur et 20 tonnes pour un tube de 33.7mm).

S.C.D. - U.H.P. NANCY 1
BIBLIOTHÈQUE DES SCIENCES
Rue du Jardin Botanique
54600 VILLERS-LES-NANCY

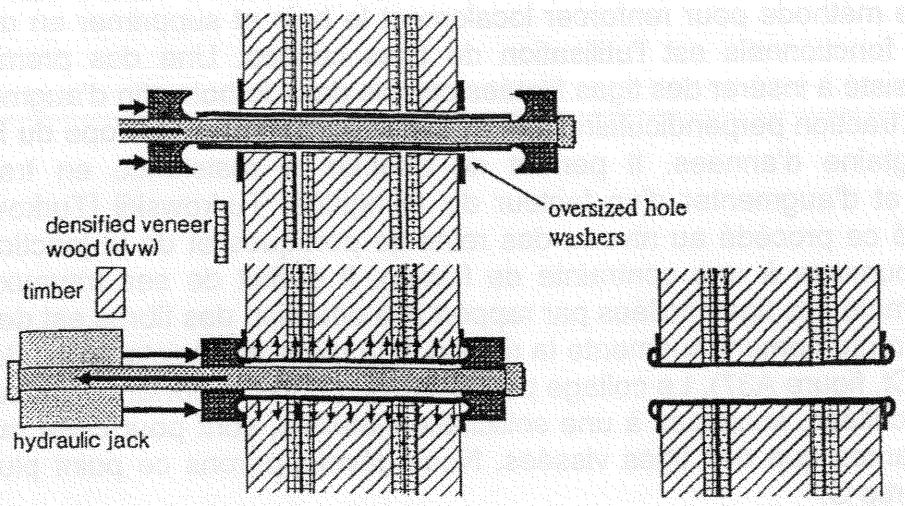


Figure A35 : *Principe d'expansion du tube en acier.*

Comparé à un système composé de broches classiques, celui-ci permet d'augmenter la résistance de 40% grâce au contre-plaqué. Il permet de diminuer les distances d'about et les distances aux rives. Il garantie une ductilité due à la plastification des tubes (Cf. figure A36). Les tubes expansés évitent seulement le glissement initial. Un usinage précis des perçages n'est donc plus nécessaire. En fait, l'augmentation de la résistance n'est due qu'a la présence des renforts en hêtre densifié sur les côtés. Il suppose cependant que la précontrainte du bois permet d'augmenter les résistances en cisaillement. Ce phénomène a d'ailleurs été mis en évidence lors de la réalisation de dalles en bois lamellé collé. Ces dalles étaient précontraintes transversalement à l'aide de tiges collées.

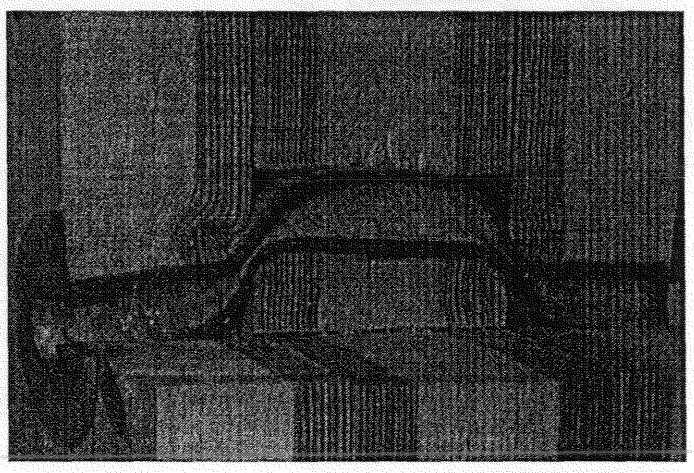


Figure A36 : *Plastification du tube.*

4.2. Renforcement par tiges collées.

Une autre méthode pour renforcer localement le bois et supprimer en même temps les jeux fonctionnels est l'utilisation de tiges collées. Une des premières technique a consisté à insérer des tiges filetées collées dans le bois afin d'augmenter la résistance en traction perpendiculaire. Ce procédé est apparu en Europe du Nord, il y a une vingtaine d'années. Il permet de doubler la résistance en traction perpendiculaire et d'augmenter d'un facteur dix la rigidité. Turkowskij [Turkowskij, 1991] a employé ce procédé au niveau des reins de portiques et de la jonction de deux poutres soumises à une contrainte de flexion. Il déduit de ses travaux que l'inclinaison optimale des tiges collées par rapport à la direction des fibres est de 30°. Dans ce cas, le renforcement augmente la rigidité et la capacité résistante en flexion d'environ 30% (Cf. figure A37). Le collage permet d'augmenter la portance locale des tiges. Les tiges collées, soumises à une sollicitation latérale, sont pour cette raison, 30% plus résistantes que des tiges vissées. Nous développerons ce point plus en détail dans la partie C.

Les tiges mécaniques ont pour fonction de répartir les efforts et l'adhésif de transmettre ces efforts des tiges vers le bois. Il résulte de cette association des potentialités importantes tant d'un point de vue mécanique, qu'esthétique ou économique. Cet assemblage s'avère être très rigide en cas de chargement axial. En raison de sa conception, il offre une forte résistance à la corrosion et au feu. Il permet de plus une grande liberté dans la conception des ouvrages en bois (Cf. figure A38).

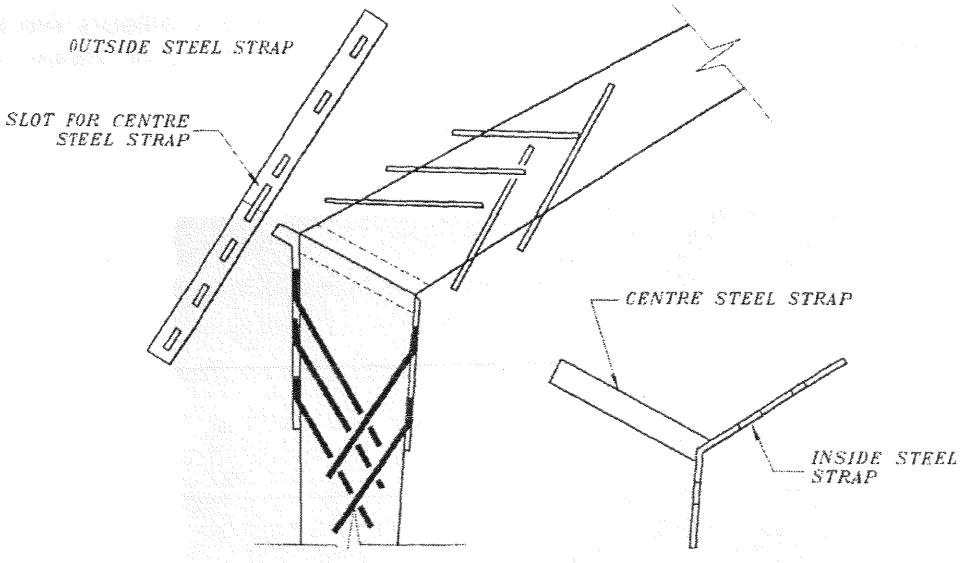


Figure A37 : *Création d'un rein de portique en utilisant des tiges collées [Madsen, 1992].*

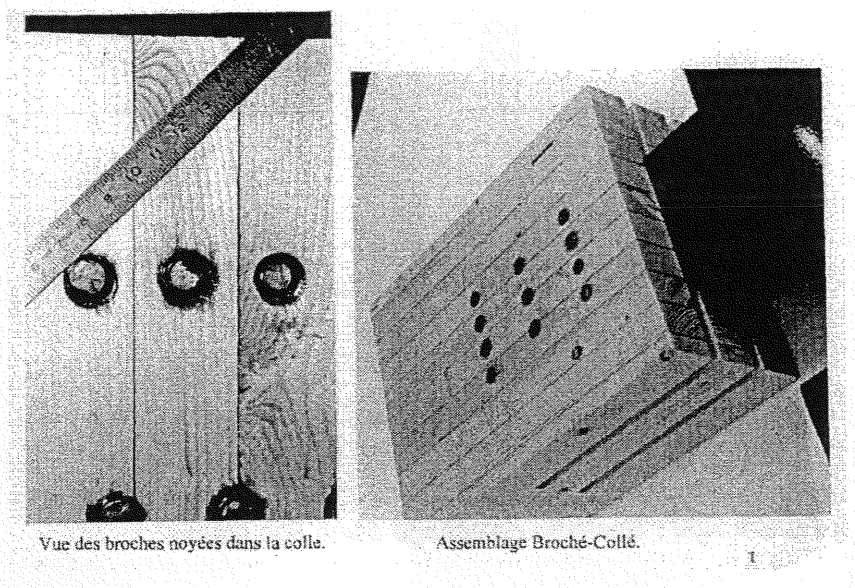


Figure A38 : *Exemples d'assemblages broché-collés. [CTBA, 1997].*

4.2.1. Les techniques de collage.

Les tiges utilisées sont le plus souvent des broches en acier standard, avec un diamètre variant de 12 à 24 mm. Ces tiges peuvent être en acier, lisses ou filetées, ou fabriquées dans un matériau composite (résine de polyester et fibres de verre). En ce qui concerne les tiges filetées, elles ont l'avantage d'améliorer l'adhésion avec la colle.

Avant l'encollage, les tiges filetées doivent être dégraissées. Le dégraissage s'effectue en brossant les tiges, préalablement trempées dans le trichloroéthane. Elles sont ensuite rincées avec du trichloroéthane pur, puis séchées pendant une durée minimum d'une heure pour permettre l'évaporation complète du produit. Un jeu fonctionnel entre la tige et le perçage dans le bois est préconisé. Il peut varier entre 1mm [Johansson, 1995] et 5mm [Turkowskij, 1991]. Plusieurs méthodes d'encollage ont été testées :

- La première consiste à appliquer l'adhésif à l'aide d'un pinceau sur la tige et dans le trou de perçage. Cette méthode ne nécessite en aucune façon l'utilisation de broche rainurée. Il suffit simplement de prévoir des systèmes de centrage (Cf. figure A39) pour être certain de la bonne mise en position de la tige. Ce centrage permet d'obtenir un joint de colle d'épaisseur uniforme sur toute la longueur de scellement. Il est réalisé, en partie haute, par l'adjonction d'une bague de centrage et en partie basse, par le perçage d'un diamètre équivalent à celui de la broche. Une seconde bague de centrage peut aussi être utilisée en partie basse.

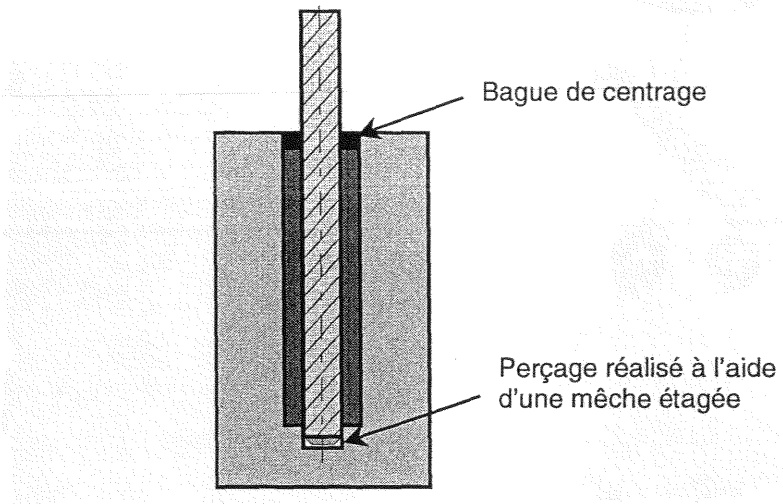


Figure A39 : *Système de collage d'une tige filetée.*

- Une autre technique consiste à déposer la colle au fond du perçage avant l'introduction de la broche. Il est alors recommandé d'adopter une vitesse d'avance de la tige lente et régulière (1 cm/s), et d'exercer en même temps un mouvement de rotation [Rodd, 1994]. Il est aussi possible d'employer cette technique en utilisant un tire-fond. Dans ce cas, le diamètre du perçage est inférieur au diamètre de la tige, la différence correspondant à la profondeur du filetage. Lors du vissage, la résine remonte le long des filets du tire-fond assurant ainsi la distribution de la colle.

- A l'inverse, il est possible d'introduire la colle après la mise en position de la broche. Dans ce cas, il est conseillé d'incliner légèrement l'avant-trou pour éviter les occlusions d'air (Cf. figure A40). La colle est injectée à l'aide d'un pistolet à air comprimé pour la colle époxy ou avec un pistolet manuel pour la colle polyuréthanne. Le centrage de la tige s'effectue à l'aide d'un joint torique à une extrémité et grâce à une enclave, du diamètre de la tige, effectuée à l'autre extrémité [Irabois, 1998] (là aussi, l'utilisation de bague de centrage est possible). Le diamètre du perçage doit être supérieur de 2 à 4 mm à celui de la tige. Cette méthode reste cependant difficilement applicable si le perçage est distant de plus de 50 mm de la face externe du bois.

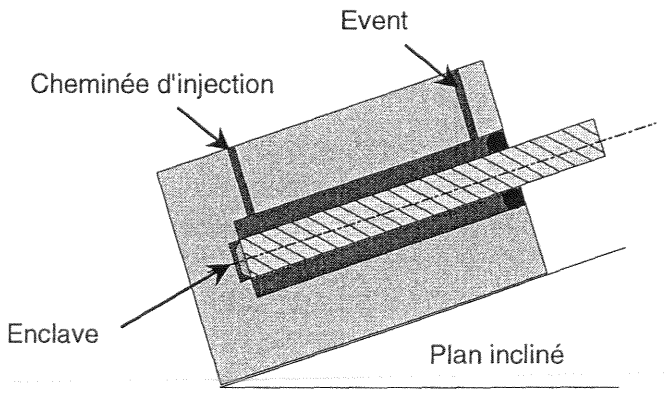


Figure A40 : *Système d'injection de colle [Rodd, 1994].*

- La dernière technique consiste à utiliser des tiges creuses, spécialement conçues pour les assemblages métallo-collés (Cf. figure A41). La résine est injectée sous pression à l'aide d'un pistolet à l'extrémité de la tige. Cette méthode s'avère être une très bonne solution, facilement applicable sur chantier.

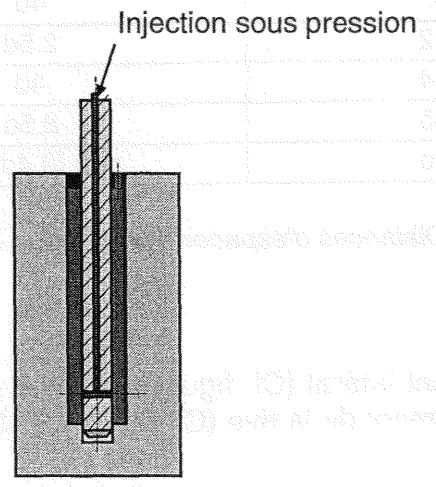


Figure A41 : *Injection dans des tiges creuses.*

4.2.2. Les distances d'espacement.

Les distances minimales à respecter dépendent du type d'effort appliqué, ainsi que du diamètre de la tige. Etudions dans un premier temps le cas d'un effort axial (Cf. figure A42a et A42b).

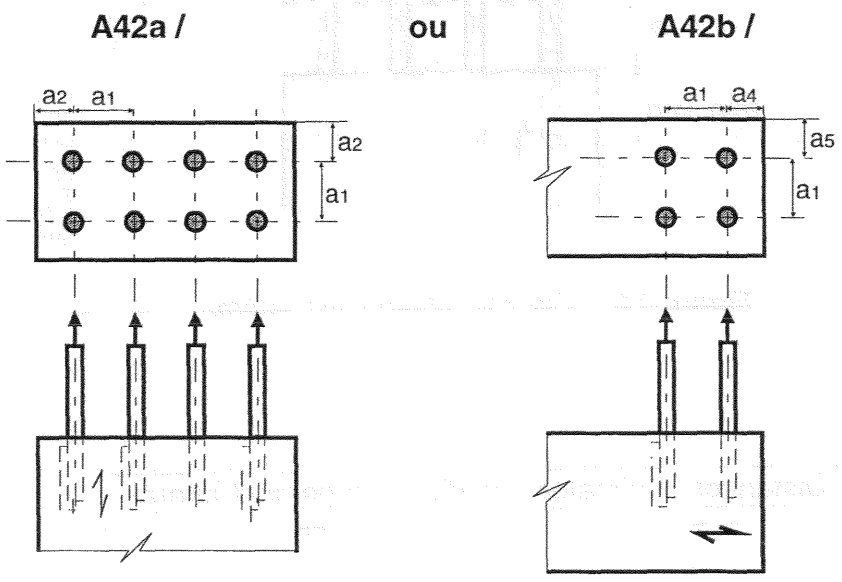


Figure A42 : *Cas d'un chargement axial.*

Le tableau A12 récapitule les distances minimales à respecter [Guide professionnel, 1999].

Distances minimales lors d'un chargement axial	
a1	4d
a2	2.5d
a4	4d
a5	2.5d
Lo	min ($0.4d^2$,8d)

Tableau A12 : *Distances d'espacement lors d'un chargement axial.*

Lors d'un chargement latéral (Cf. figure A43), les distances sont modifiées et tiennent compte du chargement de la rive (Cf. tableau A13).

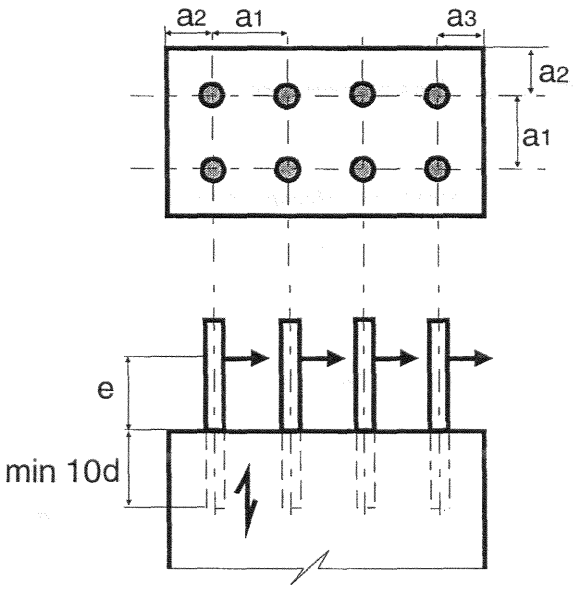


Figure A43 : *Cas d'un chargement latéral.*

Distances minimales lors d'un chargement latéral	
a1	4d
a2	2.8d
a3	4d

Tableau A13 : *Distances minimales lors d'un chargement latéral.*

4.2.3. Résistance d'une tige collée.

4.2.3.1. Cas d'un chargement axial.

De manière générale, plus la longueur du joint de colle augmente, plus la résistance à la rupture est importante. Cette théorie a été vérifiée par de nombreux auteurs [Kangas, 1994], [Madsen, 1996], ce qui a conduit aux règles de dimensionnement présentées ici :

Riberholt [Riberholt, 1988] donne la résistance lors d'une charge axiale d'un joint, en fonction du diamètre de la tige, de la masse volumique, ainsi que de la longueur de collage. Cette résistance est définie comme suit :

$$R_{ax,rupture} = f_{ws} \cdot \rho_k \cdot d \cdot \sqrt{l_g} \quad \text{si } l_g \geq 200 \cdot mm \qquad \text{(A24)}$$
$$R_{ax,rupture} = f_{wl} \cdot \rho_k \cdot d \cdot l_g \quad \text{si } l_g \langle 200 \cdot mm$$

avec :
- ρ_k : masse volumique du bois en Kg/m^3
- d: diamètre de la tige.
- l_g : longueur de collage.
- $R_{ax,rupture}$: effort axial théorique de rupture.
- f_{ws} ou f_{wl} : facteur de résistance qui dépend de la colle

Les facteurs f_{ws} et f_{wl} sont respectivement égaux à 0.784 et 0.046 s'il s'agit d'une colle polyuréthanne à deux composants et à 0.627 et 0.037 pour une colle fragile (type phénol-résorcine, époxy, ...). Ces formules sont valables pour des broches de diamètres compris entre 12 et 20 mm, avec une longueur de collage supérieure ou égale à 15 fois le diamètre.

Une autre formulation a été avancée par Buchanan [Buchanan, 1997] :

$$R_{ax,rupture} = 10940 \cdot K_{tige} \cdot K_{colle} \cdot K_{humidité} \cdot \left(\frac{l_c}{d}\right)^{0,86} \cdot \left(\frac{d}{20}\right)^{1,62} \cdot \left(\frac{D}{d}\right)^{0,5} \cdot \left(\frac{a_2}{d}\right)^{0,5} \qquad \text{(A25)}$$

avec :
- $R_{ax,\,rupture}$: effort axial théorique de rupture en KN.
- K_{tige} : facteur fonction du type de broche :
  - K_{tige} = 1 pour de la tige filetée.
  - K_{tige} = 0.8 pour de la tige lisse.
- K_{colle} : facteur de colle :
  - K_{colle} = 1 pour des colles souples.
  - K_{colle} = 1-1.17 pour des colles fragiles.

- $K_{humidité}$: facteur d'humidité :
  - $K_{humidité}$ = 1 si H%<14%.
  - $K_{humidité}$ = 0.9 si 14%<H%<18%.
  - $K_{humidité}$ = 0.75 si 18%<H%<22%.

- d : diamètre de la tige en mm (12mm < d < 24mm).
- D : diamètre du perçage (1.15d < D < 1.4d).
- l_c : longueur de collage

La longueur de collage optimale résultant des travaux de Buchanan est de 17.5d (Cf. figure A44). Ranta-Maunus [Ranta-Maunus, 1994] confirme qu'au delà d'une distance de collage égale à 25d, la rupture se situe en permanence dans la tige d'acier et ceci pour un acier dont la contrainte de rupture est égale à 600 MPa.

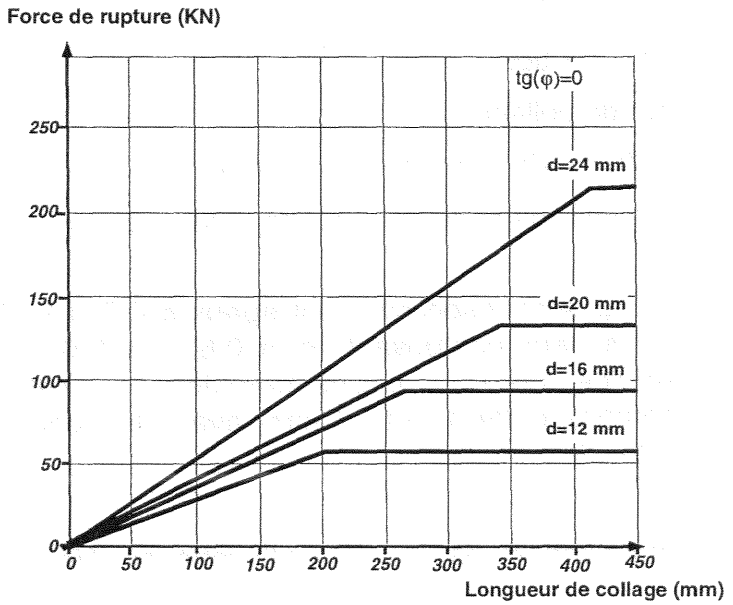


Figure A44 : *Evolution de l'effort de rupture en fonction de la longueur de collage.*

Towsend [Townsend, 1990] estime l'effort de rupture, valable pour des diamètres de tiges compris entre 12 et 20 mm, par la formule suivante :

$$F = 9.2 \cdot d \cdot l_c \cdot (r_d)^2 \cdot (r_e)^{0.5} \qquad \text{(A26)}$$

avec : - F : force de rupture.
- l_c : longueur de collage.
- r_d : ratio entre le diamètre de perçage et le diamètre de la tige.
- r_e : ratio entre la distance au bord et le diamètre de la tige.

Johansson [Johansson, 1995] détermine l'effort de rupture en utilisant un modèle basé sur les travaux de Gustafsson [Gustafsson, 1987]. Gustafsson a étudié le cisaillement d'un joint de colle en utilisant la théorie de Volkersen [Volkersen, 1938], théorie qui utilise une approche non linéaire de la mécanique de la rupture.

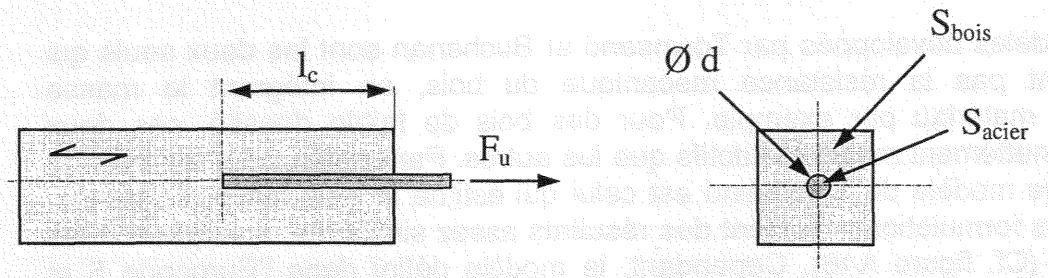


Figure A45 : *Schématisation des dimensions.*

L'effort de rupture d'une tige collée pour un chargement axial se détermine de la manière suivante :

$$\begin{cases} F_u = f_{v,k} \cdot d \cdot \pi \cdot l_c \cdot \dfrac{(1+\lambda)\cdot \sinh(\omega)}{\omega \cdot (\lambda + \cosh(\omega))} & si \quad \lambda \le 1 \\ F_u = f_{v,k} \cdot d \cdot \pi \cdot l_c \cdot \dfrac{(1+\lambda)\cdot \sinh(\omega)}{\omega \cdot \left((\lambda + \cosh(\omega))\cdot \cosh(\omega) - \sinh^2(\omega)\right)} & si \quad \lambda > 1 \end{cases} \qquad (A27)$$

$$\text{avec} \quad \lambda = \frac{S_{bois} \cdot E_{bois}}{S_{acier} \cdot E_{acier}} \quad et \quad \omega = \sqrt{\frac{1+\lambda}{2}} \cdot \sqrt{\frac{l_c^{\,2} \cdot f_{v,k}^{\,2} \cdot d \cdot \pi}{S_{bois} \cdot E_{bois} \cdot G_f}}$$

où $f_{v,k}$ représente la contrainte de cisaillement et G_f l'énergie de rupture.

Enfin l'Eurocode 5 définit une nouvelle formule de dimensionnement pour la résistance d'une tige collée lors d'un chargement axial :

$$R_{ax,rupture} = \pi \cdot d_{equ} \cdot l_c \cdot f_{v,k} \qquad \text{(A28)}$$

avec :

- $f_{v,k} = 1{,}2 \cdot 10^{-3} \cdot (d_{equ})^{-0,2} \cdot (\rho_k)^{1,5}$ (A29)
- d_{equ} : valeur minimale du diamètre du trou et de 1.25 fois le diamètre de la tige.
- l_c : longueur de tige collée.
- ρ_k : masse volumique du bois.
- $f_{v,k}$: résistance caractéristique de cisaillement du bois.

Les modèles développés par Townsend et Buchanan sont les deux seuls qui ne considèrent pas la résistance mécanique du bois, en intégrant la masse volumique du matériau par exemple. Pour des bois de faible densité, ces deux modèles sont nettement moins restrictifs que les autres. Par contre, pour les bois de forte densité, le modèle de Townsend est celui qui estime la plus faible résistance. Les trois autres formulations donnent des résultats assez similaires, quelque soit les configurations (Cf. figure A46). Cependant, le modèle défini dans l'Eurocode 5 et celui de Johansson apparaissent comme les plus complets puisqu'il tiennent compte de tous les différents paramètres : distance aux rives, résistance du bois, longueur de collage, épaisseur du joint de colle...

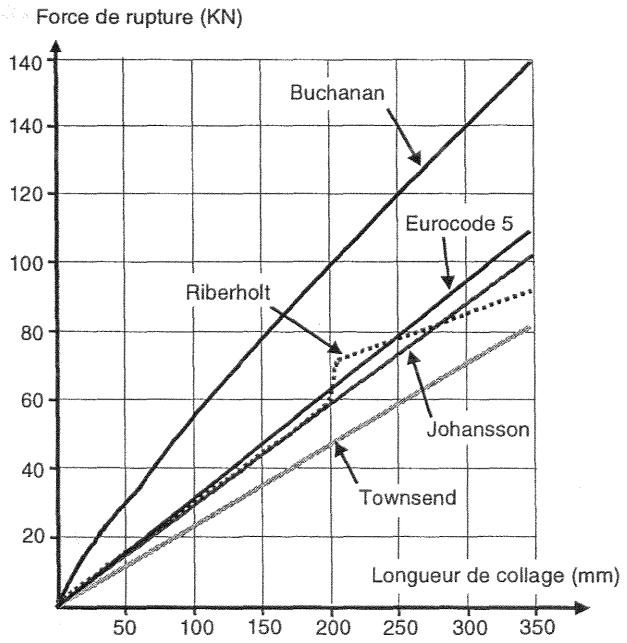


Figure A46 : *Evolution de la force de rupture suivant la longueur de collage (diamètre de la broche = 14mm, densité du bois = 0.45).*

Gerold [Gerold, 1992] a analysé un grand nombre d'essais et ses conclusions sont résumées ici :

- pour les tiges collées, les résistances en tension et en compression sont identiques.
- la résistance axiale est influencée par la différence de raideur entre l'acier et le bois, par la longueur de collage et par la raideur du joint de colle entre le bois et l'axe métallique.
- la résistance axiale dépend de la masse volumique du bois.
- en règle générale, la résistance axiale est plus élevée pour des tiges sollicitées perpendiculairement aux fibres du bois par rapport à des sollicitations parallèles aux fibres.
- le retrait et le gonflement du bois, dus aux variations d'humidité, peuvent engendrer des contraintes de cisaillement élevées dans la colle, entre la tige et le bois.

Kangas [Kangas, 1994] a réalisé des cycles de variation d'humidité entre 16% et 11%. Il montre que ces variations engendrent une diminution moyenne de 10% de la résistance de l'assemblage. Advent [Richard, 1996] a étudié les conséquences d'une exposition extérieure sur le collage époxy / bois. Il conclut que la diminution de la résistance en cisaillement est de l'ordre de 33%. Les variations d'humidité représentent un facteur à prendre en compte dans le cas des tiges collées.

Quelques auteurs ont analysé le collage des tiges dans des directions non parallèles au fil du bois. Kangas et Ranta-Maunus [Ranta-Maunus, 1994] estiment que la résistance est indépendante de l'angle entre la direction des fibres et la direction de la charge. Ils définissent la résistance de la manière suivante :

$$R_{ax,rupture} = \pi \cdot d_{equ} \times (l_c - 1{,}5 \cdot d) \cdot f_{a,d} \qquad \text{(A30)}$$

avec :

- $f_{a,d} = 6{,}5 \cdot \left(1 - \frac{l - 1{,}5 \cdot d}{100 \cdot d} \right)$
- d_{equ} : valeur minimale du diamètre du perçage et de 1.25 fois le diamètre de la tige.
- l_c : longueur de tige collée.
- d : diamètre de la tige

4.2.3.2. Cas d'un chargement latéral (Cf. figure A43).

Toutes les formules précédentes définissent la résistance d'une tige collée lors d'un effort axial. Peu de travaux donnent une estimation de la résistance latérale. Seul l'Eurocode 5 propose une méthode de calcul pour déterminer cette résistance latérale pour des broches parallèles aux fibres :

$$R_k = \left(\sqrt{e^2 + \frac{2 \cdot M_{y,k}}{d \cdot f_h}} - e \right) \cdot d \cdot f_h \qquad \text{(A31)}$$

avec : - R_k : résistance caractéristique,

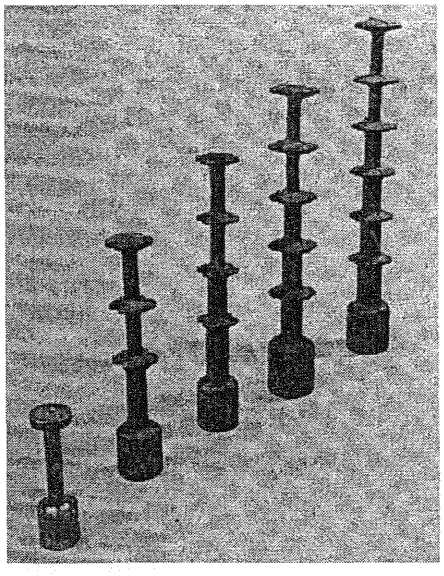
- e : distance entre la surface du bois et le point d'application de la force,
- $M_{y,k}$: moment plastique caractéristique de la tige,
- f_h : résistance à l'enfoncement, égale à $(0,0023 + 0,75.d^{-1,5}).\rho_k$,
- d : valeur maximale du diamètre de la tige ou du perçage.

4.2.3.3. Raideur d'une liaison par tige collée.

L'Eurocode 5 définit aussi des valeurs de raideurs pour les tiges collées pour un chargement axial et latéral :

- si la charge est axiale : $K_{ser} = 0,005 \cdot d^{1,8} \cdot \rho_k^{1,5}$ (A32)
- si la charge est latérale :
  - si la tige est perpendiculaire aux fibres : $K_{ser} = 0,05 \cdot d \cdot \rho_k^{1,5}$ (A33)
  - si la tige est parallèle aux fibres : $K_{ser} = 0,01 \cdot d \cdot \rho_k^{1,5}$

Une des applications de tiges collées les plus connues est le système Berschte (Cf. figure A47). Ce système est constitué par un gousset en acier forgé en forme de vilebrequin cylindrique, de diamètre variant entre 48 et 68 mm. Il comporte à son extrémité inférieure un pas de vis qui permet de liaisonner l'assemblage à tout support. Le brochage est réalisé sur les deux faces. L'ajustement des différents éléments est assuré par un mortier rigide qui empêche tous les déplacements relatifs. Cette résine de béton est injectée après brochage en atelier. Cet assemblage résume parfaitement les techniques de renforcement : le collage permet de supprimer le jeu et d'augmenter la portance des broches, puisque la liaison collée confère un frottement optimum.



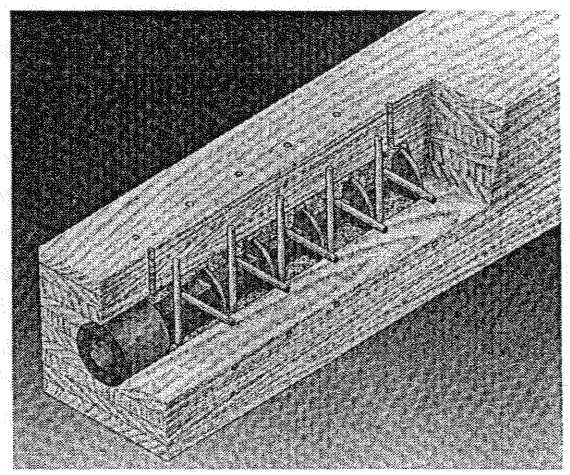


Figure A47 : *Les différentes tailles de vilebrequins du procédé Berschte [CTBA, 1997].*

5.Conclusion.

Le développement et l'optimisation des structures bois nécessitent la maîtrise du comportement statique des assemblages. En s'appuyant sur la théorie de l'analyse limite, l'Eurocode 5 propose de dimensionner systématiquement les assemblages de type tige à partir des dimensions des éléments assemblés et des caractéristiques mécaniques de l'acier et du bois. Les nombreuses campagnes d'essais européennes et Nord Américaines ont montré que cette méthode était bien adaptée pour estimer la limite plastique des assemblages sollicités en traction parallèle aux fibres. Cependant, Pope [Pope, 1995] a mis en évidence le problème de définition même de la portance locale lors d'un enfoncement perpendiculaire au fil du bois. Suivant le règlement américain ou le règlement européen, des différences notables existent, les écarts maximum relevés étant de l'ordre de 80%. Ceci implique que la résistance estimée d'un assemblage peut varier entre 23 et 80%, suivant le mode de déformation des tiges et le règlement utilisé pour caractériser la portance locale. Rodd a aussi mis en évidence l'influence du frottement acier-bois lors d'un enfoncement longitudinal. Par contre, aucune étude n'indique l'influence de ce paramètre lors d'une sollicitation hors de l'axe longitudinal.

Des manques existent aussi sur le comportement des assemblages hors des directions d'orthotropie en terme de résistance limite plastique mais également en terme de rigidité. Suivant l'Eurocode 5, il est admis que la rigidité des assemblages est indépendante des directions d'orthotropie et de l'élancement de la tige. On peut supposer que cette hypothèse n'est pas adaptée à la forte anisotropie du bois.

Nos travaux présentent tout d'abord une approche expérimentale sur des assemblages mono-broche, sollicités en traction, avec différentes directions de chargement par rapport à la direction des fibres du bois. L'objectif consiste à valider ou à démontrer les dysfonctionnements éventuels des hypothèses des règles de dimensionnement établies dans l'Eurocode 5 (raideurs des assemblages isotropes, définition de la portance locale à l'aide de la norme NF-EN383). De plus, la compréhension du comportement non linéaire d'un assemblage mono-broche est essentielle si l'on souhaite par la suite étudier un système multi-broches.

Comme il a été démontré précédemment, plusieurs paramètres influent sur la résistance des assemblages (jeu fonctionnel, friction acier-bois, angle de sollicitation, humidité, etc...). Etudier toutes les configurations possibles, pour établir des règles permettant l'estimation d'un assemblage, semble utopique. Une modélisation par éléments finis est donc nécessaire. Une autre partie de ce travail vise à développer un outil numérique, fonctionnant en grande déformation et prenant en considération le comportement non linéaire de chaque matériau. Ce modèle permet la prédiction de la résistance limite plastique et de la raideur d'un assemblage mono-broche, tout en tenant compte des frottements axiaux entre les broches et le bois. Il permet aussi une optimisation rapide de la résistance de l'assemblage.

L'optimisation des performances d'assemblages est un objectif en soit. Toutes les études présentées précédemment visent à augmenter les résistances en traction perpendiculaire ou en cisaillement longitudinal. Une autre solution pourrait aussi consister à diminuer les concentrations de contraintes. Pourquoi chercher systématiquement à augmenter les résistances intrinsèques du matériau ? Le rendement d'un assemblage peut aussi être augmenté à la condition que les concentrations de contraintes soient diminuées.

Une autre possibilité réside dans l'augmentation de la portance puisque la résistance plastique des assemblages par tiges est directement liée à la résistance en portance locale. Si la valeur de la portance de la broche est multipliée par deux, la résistance de l'assemblage peut alors être augmentée de 30 à 100% suivant le mode de déformation considéré. Augmenter le rendement de l'assemblage revient à augmenter la portance de la tige. Des solutions novatrices ont donc été recherchées dans ce domaine.

PARTIE B

Les résultats concernant le comportement des assemblages hors des directions d'orthotropie étant inexistants, des essais sur des assemblages mono-broche ont été réalisés. L'analyse du glissement sous chargement statique doit permettre de mieux maîtriser le comportement des organes de type tige suivant ces sollicitations. Une comparaison des charges de rupture et des rigidités des assemblages, avec les prédictions des règlements en vigueur, peut dès lors entraîner l'évolution de ceux-ci, l'important étant d'assurer la pérennité des ouvrages et de permettre un dimensionnement de plus en plus fiable.

Tous les essais présentés dans ce travail sont issus de différentes études et de différentes périodes. N'ayant pas dans notre laboratoire de salle climatisée, l'humidité des éprouvettes est conditionnée par l'hygrométrie du laboratoire ; les conditions hygroscopiques diffèrent donc suivant les expériences. De même, les masses volumiques des différents échantillons varient car nous ne pouvions pas maîtriser systématiquement les approvisionnements de bois. Des valeurs caractéristiques pour chaque lot sont alors déterminées.

1. Procédure expérimentale.

L'étude du comportement des assemblages mono-broche, visant à valider les hypothèses des règles de dimensionnement de l'Eurocode 5 (raideurs des assemblages isotropes, définition de la portance locale suivant la norme NF-EN383), constitue cette première partie expérimentale. Ce projet fait partie d'une étude plus large, réalisée dans le cadre du réseau national Génie Civil Bois, en collaboration avec le laboratoire LERMES-CUST de Clermont-Ferrand.

En terme de structure, les assemblages en bois lamellé-collé, avec des organes d'assemblages positionnés parallèlement au plan de collage sont fréquents (Cf. figure B1). Un choix identique a été retenu dans le cadre de cette étude.

Un plan d'échantillonnage sur des poutres en lamellé-collé de 10 *m* de longueur et d'une section transversale de 130 mm × 640 mm a été réalisé. Chacune des lamelles a été, au préalable, classée mécaniquement afin d'éviter une trop grande dispersion des propriétés mécaniques intrinsèques des poutres.

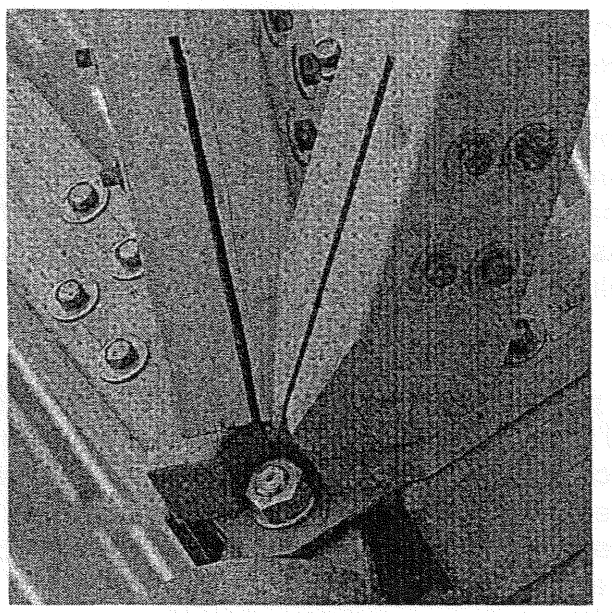


Figure B1 : *Nœud d'assemblage [Gauzin-Müller, 1999].*

Seuls les assemblages les plus courants ont été retenus : les assemblages en double cisaillement, comportant une platine centrale en acier (Cf. figure B2). Le domaine d'étude se limite à trois types de sollicitations différentes :

- La traction parallèle aux fibres du bois (α=0°).
- La traction perpendiculaire aux fibres du bois (α=90°).
- La traction composée, avec un angle de 45° entre le direction de l'effort et la direction du fil (α=45°).

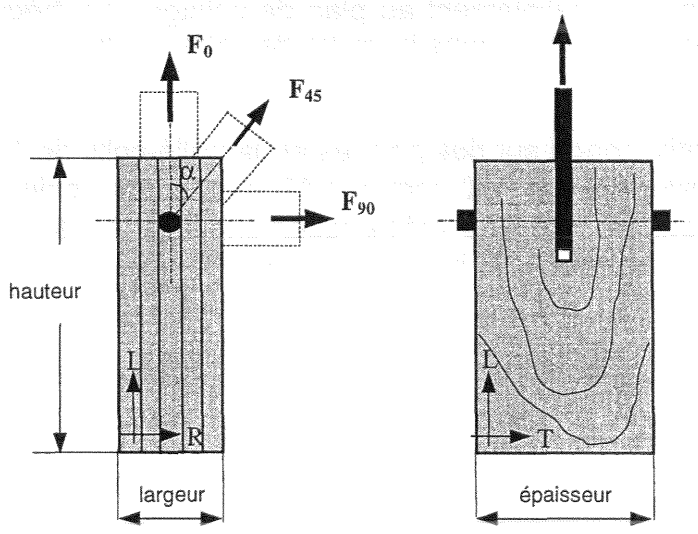


Figure B2 : *Schématisation de l'assemblage.*

La densité et l'humidité de chaque échantillon ont été mesurées. La masse volumique caractéristique varie de 441 à 478 Kg/m^3. L'humidité moyenne relevée lors des essais s'élève à 9% (humidité minimum = 8.29%, humidité maximum = 9.94%).

La norme NF-EN383 et les recommandations prescrites par l'Eurocode 5 ont été retenues pour définir le protocole d'essais et les dimensions des éprouvettes à tester. Afin d'obtenir plusieurs modes de déformation des tiges, avec une épaisseur de plaque centrale de 10 mm, deux diamètres de tige standards (*d=10 et d=20 mm*) ont été choisis. Etant lié à l'augmentation de la rigidité en flexion, le diamètre influe aussi sur la valeur de la portance locale, donc sur le mode de déformation de la tige.

1.1. Caractérisation des éprouvettes.

Les essais sont réalisés à partir d'éprouvettes en Epicéa (provenance commerciale, Bois du Nord), dont l'épaisseur (*130 mm*) est égale à celle des poutres fournies. Une largeur d'éprouvette est associée à chaque configuration, puisqu'il est nécessaire de se placer dans les conditions limites données par la norme (Cf. pp. 45-46). L'étude étant réalisée pour deux diamètres et trois angles de chargement différents, six largeurs d'éprouvettes sont nécessaires. Chaque configuration sera différenciée par une lettre (A, B, C, D, E et F) (Cf. tableau B1).

Configuration	Nombre d'éprouvettes	Caractéristiques		Largeur	Hauteur
A	20	∅ 10 mm	α= 0°	60.0 mm	323 mm
B	20	∅ 10 mm	α=45°	64.2 mm	323 mm
C	20	∅ 10 mm	α=90°	70.0 mm	442 mm
D	20	∅ 20 mm	α= 0°	120.0 mm	485 mm
E	20	∅ 20 mm	α=45°	128.3 mm	465 mm
F	20	∅ 20 mm	α=90°	140.0 mm	600 mm

Tableau B1 : *Dimensions des éprouvettes.*

Le glissement de l'assemblage est mesuré, c'est-à-dire le déplacement entre la plaque métallique et le bois (Cf. figure B3). Un extensomètre de 30mm de course permet de mesurer ce glissement.

Pour les différents essais, l'encastrement de l'éprouvette est réalisé par une liaison brochée (broches de diamètre 6 mm). La liaison est dimensionnée de telle sorte que sa résistance et sa rigidité soient cinq fois plus élevées que celles de l'assemblage. De plus, afin de contrer au mieux le moment de flexion lors des essais à 45° et 90°, une pièce métallique bride l'éprouvette sur son support (Cf. figure B3).

Pour limiter l'influence de l'effet local de l'encastrement sur la mesure du glissement, une distance égale à 10 diamètres est nécessaire entre la zone d'encastrement et la broche. Cette hypothèse a été validée par modélisation à l'aide du logiciel *BIBOIS-ENSTIB* (Cf. figure B4). Enfin, des jauges d'extensométrie ont été collées et on a pu vérifier expérimentalement qu'il existait bien une zone de traction homogène entre l'encastrement et la zone d'assemblage (Cf. figure B5*)*.

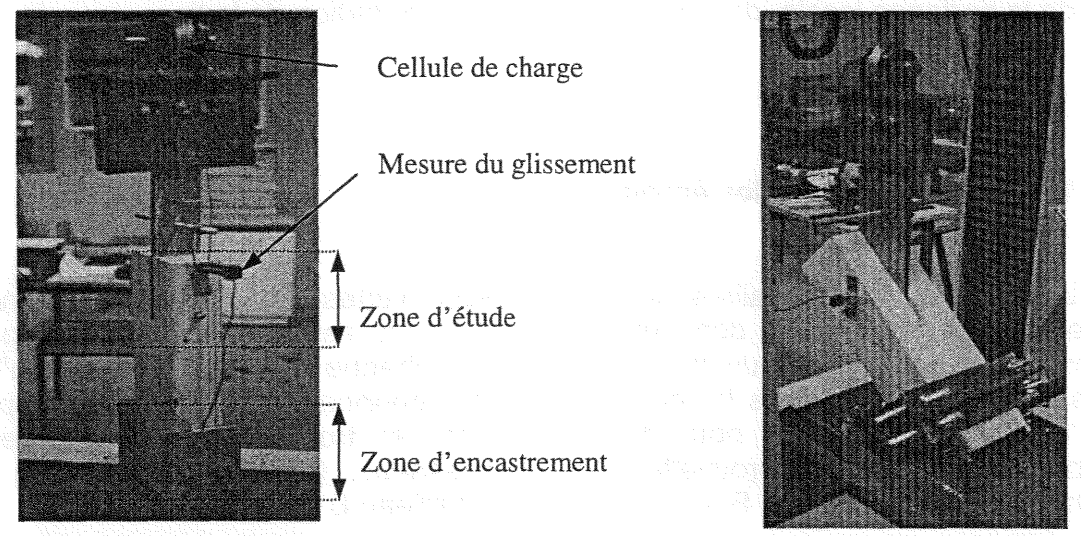


Figure B3 : *Configuration expérimentale en traction longitudinale (à gauche) et en traction composée (à droite).*

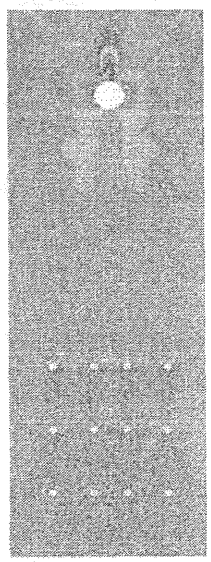


Figure B4 : *Tracé des isovaleurs de contraintes longitudinales obtenues par simulation éléments finis.*

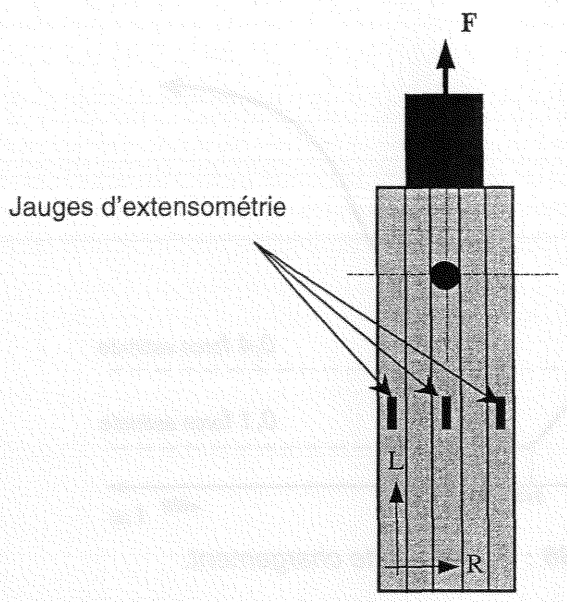


Figure B5 : *Schématisation du positionnement des jauges.*

Lors des essais à 45° et 90°, l'angle d'inclinaison de l'éprouvette peut évoluer avec le chargement. Cette variation d'angle peut être estimée à l'aide de deux capteurs de déplacement, l'un placé sur l'encastrement, l'autre sur l'éprouvette. Les différentes mesures montrent que le centre de rotation des éprouvettes est constamment situé au centre de l'encastrement et que le montage reste immobile au cours de l'essai. Les rotations observées restent très faibles (inférieures à 3°), ce qui nous permet de négliger le changement d'angle dans l'analyse des résultats.

Le mode de chargement retenu est celui donné par l'Eurocode 5 (Cf. figure B6):

- chargement jusqu'à $0.4 \times F_{max,estimée}$ et maintient de cette force pendant 30 s,
- réduction de la force à $0.1 \times F_{max,estimée}$ et maintient de cette force pendant 30 s,
- chargement jusqu'à rupture.

La vitesse de l'essai est imposée pour éviter tous problèmes d'inertie du système. A chaque niveau de seuil, l'effort est maintenu pendant 30 secondes ; ce temps vise à obtenir l'accommodation du bois et du montage. Comme nous l'avons présenté dans la partie bibliographique, les valeurs des deux paliers d'accommodation sont déterminées à partir des formules établies dans l'Eurocode 5. La décharge ainsi obtenue permet de déterminer la raideur de fonctionnement de l'assemblage.

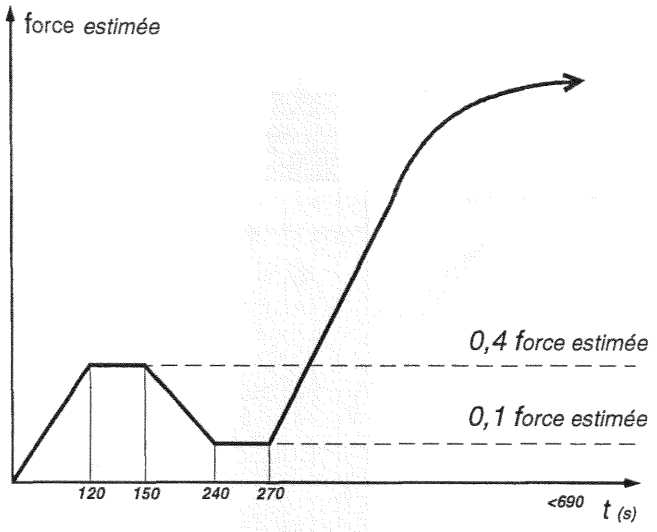


Figure B6 : *Protocole de chargement.*

1.2. Caractérisation des broches.

Avant la réalisation des essais, les tiges d'acier ont été testées pour déterminer la loi de comportement en traction. La contrainte de rupture moyenne obtenue est de 727 MPa pour les diamètres 10 mm et de 667 MPa pour les diamètres 20 mm. Bien que les nuances d'acier soient identiques, les contraintes caractéristiques, $F_{u,k}$, diffèrent légèrement suivant le diamètre des broches (Cf. tableau B2).

Diamètre	10 mm	20 mm
Contrainte maximale	742	678
Contrainte minimale	710	660
Contrainte moyenne	727	667
Contrainte caractéristique	703	650

Tableau B2 : *Valeurs $F_{u,k}$, contraintes de rupture de l'acier (MPa).*

2. Analyse des résultats.

Lors de l'essai, la tige se déforme puis plastifie. On observe un matage du bois au niveau du perçage. Ce matage est plus prononcé près de la plaque métallique que sur la face externe (Cf. figure B7). Dans tous les cas, l'amorce de la rupture se situe au bord du perçage, où la contrainte est maximale. La propagation de la fissure évolue ensuite vers l'extrémité de l'éprouvette.

Lors des essais, le mode de déformation des tiges le plus souvent observé correspond au mode 2, c'est-à-dire à la création d'une seule rotule plastique dans le plan médian de l'assemblage. Seuls les essais à 90° et 45°, pour les diamètres de 20 mm, entraînent une rupture de mode 1, c'est-à-dire une rupture où la tige ne subit aucune déformation plastique. Le mode 3, correspondant à la création de trois rotules plastiques, et espéré initialement pour les broches de diamètre 10 mm en traction parallèle, n'a pas été observé, la densité des bois étant trop faible.

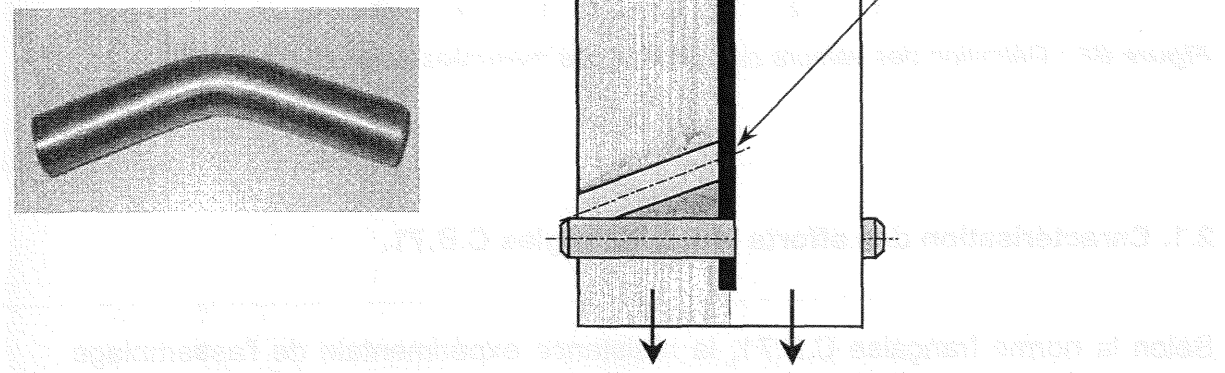


Figure B7 : *Déformation de la tige.*

Sur chaque courbe, donnant l'effort en fonction du glissement de l'assemblage, les valeurs mesurées sont les suivantes (Cf. figure B8) :

- $F_{rupture}$: l'effort critique qui correspond à la rupture de l'éprouvette,
- F_{1mm} : l'effort à 1 mm de glissement,
- F_{seuil} : l'effort déterminé au seuil plastique (intersection des tangentes des zones élastique et plastique),
- U_u : le glissement ultime,
- U_y : le glissement limite plastique conventionnel (glissement déterminé au seuil plastique),
- K_{ser} : la raideur de l'assemblage qui correspond à la raideur tangente initiale.

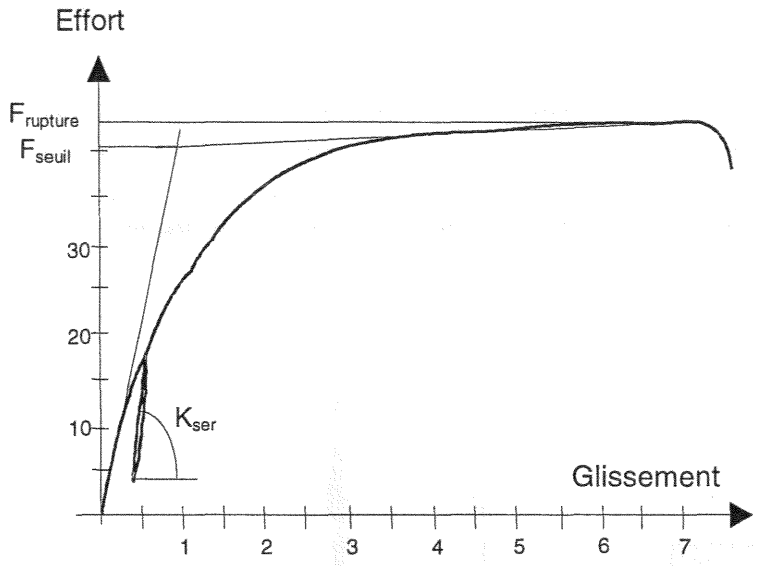


Figure B8 : *Définition des valeurs caractéristiques mesurées pour chaque essai.*

2.1. Caractérisation des efforts selon les règles C.B.71.

Selon la norme française C.B.71, la résistance expérimentale de l'assemblage est égale au minimum entre l'effort obtenu au millimètre de glissement et l'effort critique divisé par un coefficient de sécurité (égal à 3). Puis, d'un point de vue normatif, l'effort admissible d'un assemblage mono-broche, sollicité en double cisaillement est égal à :

$$F_{adm}(daN) = 200 \cdot d \cdot \sqrt{e} \cdot n \qquad \text{(B1)}$$

où d représente le diamètre de la broche en *cm,*
e, l'épaisseur de l'éprouvette en *cm,*
n, un coefficient réducteur qui dépend de l'angle (Cf. p 42).

La comparaison des valeurs réglementaires et expérimentales montre que ces règles ne sont pas sécurisantes dans tous les cas de figure puisque les efforts expérimentaux peuvent être inférieurs de 20% aux valeurs réglementaires (Cf. tableau B3). On notera que ce problème se rencontre plus particulièrement pour les organes de petits diamètres et en traction perpendiculaire (Cf. figure B9). On peut donc conclure que l'influence de l'angle entre la direction de la charge et les fibres du bois, ainsi que le diamètre de la tige, ne sont pas correctement pris en compte.

S.C.D. - U.H.P. NANCY 1
BIBLIOTHÈQUE DES SCIENCES
Rue du Jardin Botanique
54600 VILLERS-LES-NANCY

Type	$F_{rupture}$ moyenne	$F_{1\ mm.}$ moyenne	1/3 $F_{rupture}$ moyenne	Résistance C.B.71	Ratio Exp. / Théo.
A	22.9	14.3	7.6	7.2	1.06
B	16.6	11.8	5.5	6.5	0.85
C	14.3	10.1	4.8	5.8	0.82
D	67.0	48.3	22.3	14.4	1.55
E	39.7	36.9	13.2	13.0	1.02
F	33.1	27.3	11.0	11.5	0.96

Tableau B3 : *Résultats des essais (Effort en KN).*

Mais il est facile de constater que les règles C.B.71 présentent des imprécisions importantes. Elles ne prennent pas en considération la densité du bois, paramètre généralement corrélé à la résistance mécanique, ainsi que la qualité de l'acier. Les résistances réglementaires ne peuvent donc être en adéquation parfaite avec la réalité. Rappelons aussi que le bois utilisé avait une densité caractéristique comprise entre 0.44 et 0.48, ce qui correspond à un bois de bonne qualité. Même dans ce cas, la résistance expérimentale est inférieure de 20% aux valeurs réglementaires. Cet écart aurait certainement été plus important avec un bois de classe C18, c'est-à-dire avec une masse volumique avoisinant 320 Kg/m^3.

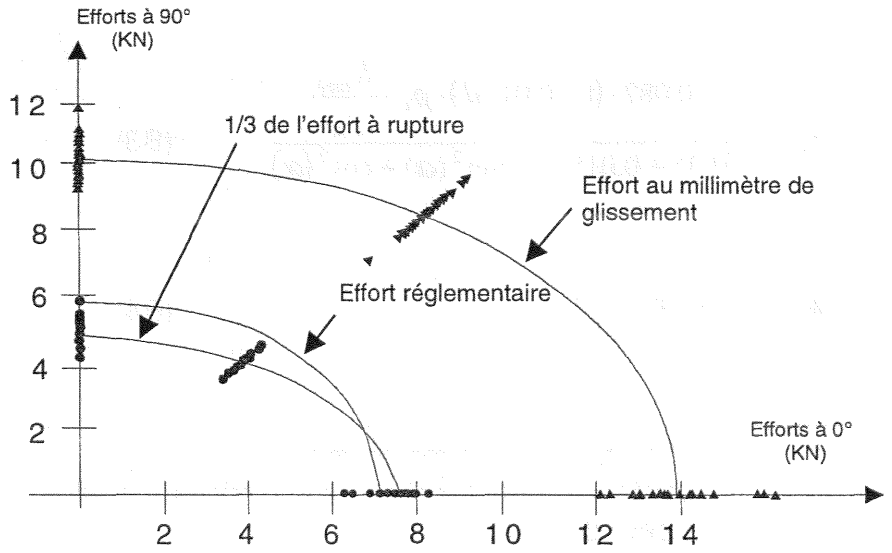


Figure B9 : *Efforts selon les CB71 pour des broches ϕ 10 mm.*

2.2. Caractérisation des efforts selon l'Eurocode 5.

l'Eurocode 5 permet de pallier en partie aux imprécisions des règles C.B.71. Selon ce règlement, plusieurs relations permettent de définir la résistance caractéristique par plan de cisaillement (R_K), d'un organe d'assemblage de type tige. Chaque relation correspond en fait à un mode différent de déformation des tiges. Dans le cas de l'assemblage étudié (Cf. figure B10), la résistance de calcul (R_d) est donnée par l'expression suivante :

$$R_d = 2 \text{ . } \min (R1, R2, R3)$$

(R1 représente l'équation caractérisant le mode 1 de déformation, R2 celle caractérisant le mode 2 et R3 celle caractérisant le mode 3.)

avec :

$$R_1 = f_{h,1,d} \cdot d \cdot t_1$$

$$R_2 = 1{,}1 \cdot f_{h,1,d} \cdot d \cdot t_1 \cdot \left[\sqrt{\left(2 + \left(\frac{4 \cdot M_{y,d}}{f_{h,1,d} \cdot d \cdot t^2} \right) \right)} - 1 \right] \qquad \text{(B2)}$$

$$R_3 = 1{,}5 \cdot \sqrt{M_{y,d} \cdot f_{h,1,d} \cdot d}$$

et :
$$f_{h,1,d} = \frac{0{,}082 \cdot (1 - 0{,}01 \cdot d) \cdot \rho_k \cdot \frac{K_{\text{mod}}}{\gamma_M}}{(1{,}35 + 0{,}015 \cdot d) \cdot \sin^2(\alpha) + \cos^2(\alpha)} \qquad \text{(B3)}$$

$$M_{y,d} = 0{,}8 \cdot F_{u,k} \cdot \frac{d^3}{6 \cdot \gamma_M} \qquad \text{(B4)}$$

où :

- d : Diamètre de la broche en mm.
- $F_{u,k}$: Résistance caractéristique en traction du boulon.
- t_1 : Largeur du bois.
- ρ_k : Masse volumique caractéristique du bois.
- γ_M : Coefficient partiel du matériau considéré.
- $M_{y,d}$: Moment plastique de l'organe d'assemblage.
- K_{mod} : Coefficient modificatif.
- α : Angle entre la direction de l'effort et l'axe longitudinal du bois.

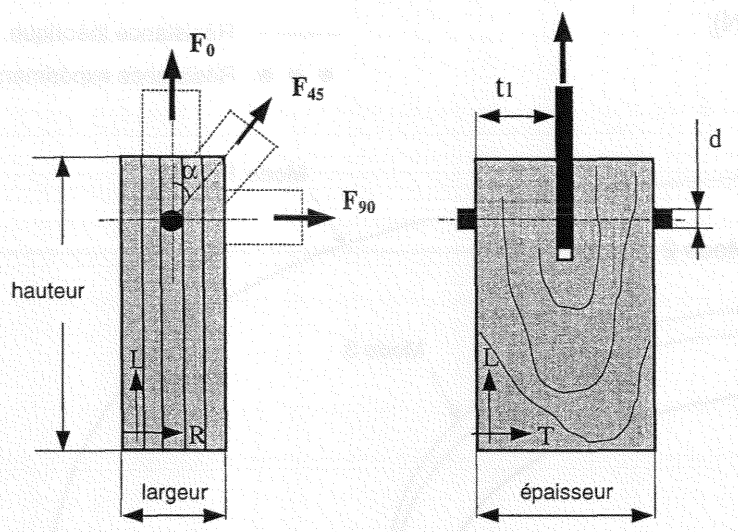


Figure B10 : *Schématisation de l'assemblage.*

Le tableau B4 compare les valeurs expérimentales aux valeurs calculées suivant ce règlement. Les valeurs obtenues suivant l'Eurocode 5 sont établies en prenant les valeurs caractéristiques de densité pour chaque série et, K_{mod} et γ_M égaux à 1, afin d'obtenir un résultat sans coefficient de sécurité. Les valeurs caractéristiques sont déterminées au fractile à 5% des valeurs ultimes expérimentales.

Type	Masse volumique caractéristique	Frupture moyenne	Frupture caractéristique	Résistance Eurocode 5	Ratio Exp. / Théo.
A	441	22.9	19.4	22.4	0.86
B	474	16.6	14.1	19.9	0.71
C	478	14.3	12.1	17.4	0.69
D	465	67.0	60.3	64.9	0.93
E	465	39.7	31.7	55.2	0.57
F	459	33.1	27.7	43.8	0.63

Tableau B4 : *Résultats des essais (Effort en KN).*

Les ratios obtenus correspondent au quotient de la valeur caractéristique expérimentale de rupture par la résistance réglementaire. La figure B11 représente le graphique polaire des différentes prédictions et des valeurs expérimentales, selon l'Eurocode 5, pour les broches 10 mm de diamètre. On remarque que la résistance expérimentale est inférieure, dans tous les cas de figure, à la valeur théorique issue de l'Eurocode 5. Les écarts sont relativement importants, les résistances estimées étant 40% supérieures aux valeurs expérimentales. **La sécurité n'est donc pas assurée.**

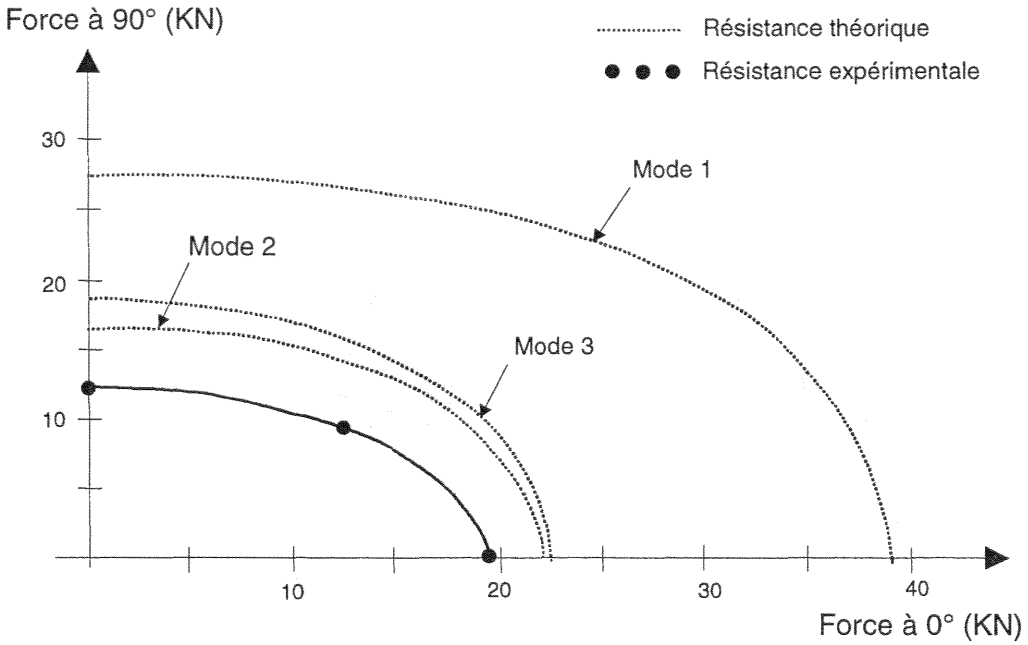


Figure B11 : Graphique polaire pour les broches de ϕ 10 mm des prédictions suivant l'Eurocode 5.

Contrairement au règlement C.B.71, la prise en compte du phénomène de dispersion n'intervient pas ici puisque l'on utilise uniquement des valeurs caractéristiques. Le problème se situe donc ailleurs. Il n'est pas question de remettre en question la validité de l'analyse limite, puisque de nombreux auteurs ont mis en évidence la justification de ce mode de calcul [Smith, 1986], [Hilson, 1990]. Par contre, si l'on revient aux formules (B2) établies dans l'Eurocode 5 pour définir la résistance de l'assemblage, on constate que toutes les équations dépendent de la portance locale et, pour les modes 2 et 3, du moment plastique de la broche. Des tests de flexion trois points des broches ont été effectués pour déterminer la valeur du moment plastique. Les résultats obtenus se corrèlent parfaitement aux valeurs réglementaires. **Seule une mauvaise estimation de la portance peut expliquer les écarts mesurés.**

Des tests d'enfoncements parallèles et perpendiculaires aux fils ont alors été réalisés suivant la norme NF-EN383 pour vérifier la validité des formules proposées dans l'Eurocode 5. Les contraintes caractéristiques d'enfoncement obtenues (F_h)se corrèlent bien avec les valeurs calculées (Cf. tableau B5).

	$F_{h\,exp}$	$F_{h\,EC5}$	$F_{h\,exp} / F_{h\,EC5}$
broche 10 mm, compression //	30.3	32.5	0.93
broche 10 mm, compression ⊥	21.2	23.5	0.90
broche 20 mm, compression //	30.1	30.5	0.99
broche 20 mm, compression ⊥	14.2	18.2	0.78

Tableau B5 : *Résultats des tests d'enfoncements (en MPa).*

Suite aux essais d'enfoncement, la résistance estimée de l'assemblage a été recalculée en tenant compte de la valeur expérimentale de la portance locale (Cf. tableau B6). Les résultats se trouvent légèrement améliorés mais l'effet de l'angle d'inclinaison des fibres par rapport à la direction de la charge reste encore sous-estimé.

Type	$F_{h,\ expérimentale}$ (MPa)	$F_{rupture}$ (KN)	$R_{ésistance\ Eurocode}$ (KN)	Ratio $_{Exp\ /\ EC5}$
A	30.3	19.4	21.2	0.92
C	21.2	12.1	16.2	0.75
D	30.1	60.3	64.5	0.93
F	14.2	27.7	34.0	0.81

Tableau B6 : *Résistance théorique calculée avec la valeur expérimentale de portance locale.*

Suivant l'Eurocode 5, des efforts axiaux dans la tige, dus au frottement acier-bois, augmentent la résistance de l'assemblage de 10%. On remarque qu'en supprimant la majoration de 10% dans l'équation définissant le mode 2, les résultats expérimentaux se corrèlent parfaitement aux valeurs normatives. Des efforts axiaux peuvent certainement exister dans la broche, suite à un effet de coincement de la broche dans le bois, mais ce phénomène ne serait vraisemblablement susceptible d'apparaître que pour une déformation de mode 3. Ce point sera un des objectif de la partie C. Par la suite, les résistances issues de l'Eurocode 5 seront estimées sans prendre en considération le coefficient de 1.1 dans l'équation caractérisant le mode 2.

Après la prise en compte de la portance expérimentale, la surestimation de la résistance est encore de 20%. En fait, le problème concerne les hypothèses prises dans la norme NF-EN383. Cette norme impose de prendre la résistance à l'enfoncement égale à la force maximale atteinte avant 5 mm de glissement. Ceci suppose des capacités de déformations plastiques importantes au niveau de l'assemblage. Or la rupture de l'assemblage se produit, lors des essais en traction perpendiculaire, lorsque le glissement moyen est de l'ordre du millimètre. Cette simple raison explique l'écart important constaté expérimentalement pour les essais en traction hors du sens du fil.

Les différentes équations, pour chaque mode de déformation des tiges, sont issues de la théorie de l'analyse limite. Il serait donc plus judicieux d'estimer la résistance à l'enfoncement dès l'apparition de la plastification de l'assemblage, au niveau du seuil plastique (Cf. figures B12 et B13). Naturellement cette méthode est restrictive puisqu'elle ne tient pas compte de l'écrouissage du matériau, mais elle est plus en adéquation avec la théorie de l'analyse limite. De plus, cette approche ne permet pas la détermination de l'effort ultime mais de la charge limite plastique. Il convient donc de comparer les valeurs théoriques aux résistances expérimentales déterminées au seuil plastique.

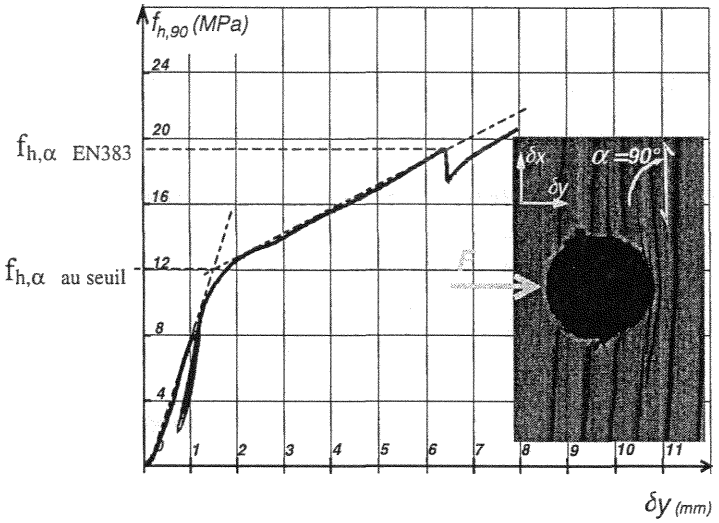


Figure B12 : *Test d'enfoncement perpendiculaire à la direction des fibres*

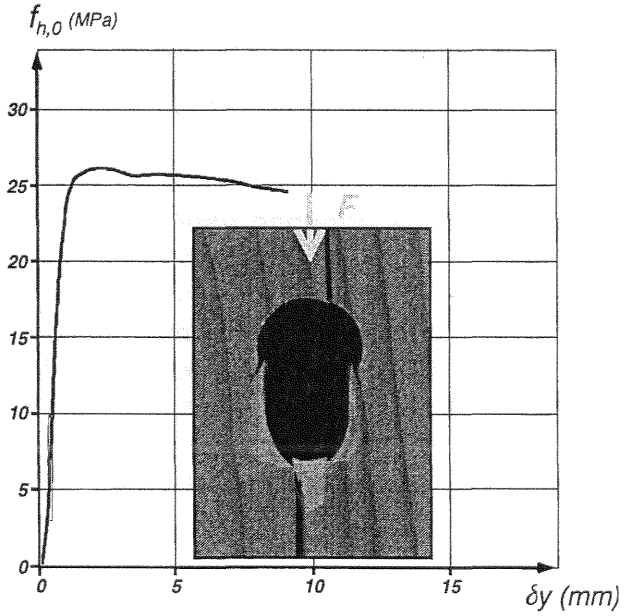


Figure B13 : *Test d'enfoncement parallèle à la direction des fibres.*

Lors des essais d'enfoncement parallèle aux fibres, la valeur du seuil plastique est identique à la valeur maximale obtenue avant 5mm d'enfoncement (Cf. figure B13). Par contre, lors d'un essai d'enfoncement perpendiculaire à la direction des fibres, la valeur estimée suivant la norme NF-EN383 est supérieure de 40% à la valeur obtenue au seuil plastique (Cf. figure B12). Nous avons alors recalculé les résistances estimées à partir de l'Eurocode 5 en tenant compte des résistances expérimentales d'enfoncement prises au seuil plastique. Le tableau B7 récapitule les différents résultats.

	Fseuil plastique caractéristique	Résistance Eurocode 5	Résistance (avec $f_{h,\alpha}$ déterminé selon NF-EN383)	Résistance (avec $f_{h,\alpha}$ déterminé au seuil plastique)
ϕ10mm, traction //	19.4	20.1	19.3	19.3
ϕ10mm, traction ⊥	8.6	15.6	14.4	8.5
ϕ20mm, traction //	60.3	59.0	58.6	58.6
ϕ20mm, traction ⊥	22.3	43.8	34.0	20.8

Tableau B7 : *Résistances des assemblages avec EN383 et $F_{h,\alpha}$ au seuil plastique (Effort en KN).*

En choisissant la résistance à l'enfoncement au seuil limite de plastification, on constate dès lors que les valeurs normatives sont proches des résultats expérimentaux. **Une modification de la norme devrait être envisagée**. En fait, il serait nécessaire de redéfinir la portance au seuil plastique en fonction de plusieurs paramètres : le frottement acier bois, l'angle entre la direction de chargement et celle des fibres du bois. Ce travail fait l'objet du chapitre suivant.

Conclusions :

La résistance de calcul selon les CB71 et l'Eurocode 5 est surestimée pour les organes de petits diamètres en traction composée et perpendiculaire. La sécurité n'est donc pas assurée. Néanmoins, le mode de calcul pris en compte dans l'Eurocode 5 est plus proche de la réalité, puisqu'il tient compte de l'anisotropie du bois et de sa qualité. Une nouvelle définition du seuil de portance et une autre formulation permettraient de remédier à ce problème. A ce sujet, et au regard de l'étude effectuée, les propositions suivantes sont avancées :

- Il parait illusoire de prendre en compte le coefficient de 1.1 (prise en compte des effets de frottement positif pour l'assemblage) dans l'équation caractérisant le mode 2 en double cisaillement des assemblages bois/métal. Sans cette majoration de 10%, la résistance normative pour les essais de traction parallèle au fil est mieux estimée.

- Le problème de la surestimation des résistances hors du sens du fil provient de la norme NF-EN383 qui impose de prendre la force maximale obtenue avant 5 mm de glissement, pour définir la portance locale. Ceci suppose des capacités de déformations plastiques importantes au niveau de l'assemblage. Cette hypothèse n'est pas vérifiée expérimentalement.

2.3. Raideur de l'assemblage.

La raideur réglementaire s'exprime, selon l'Eurocode 5, de la façon suivante :

$$K_{ser} = \rho_K^{1,5} \cdot \frac{d}{20} \qquad \text{(B5)}$$

avec ρ_k la masse volumique et d le diamètre de la broche.

(valeur donnée par plan de cisaillement et par broche)

Les valeurs caractéristiques expérimentales issues de nos essais sont comparées sur le graphique polaire B14, avec les valeurs estimées à partir de l'Eurocode 5. Un lissage de type Hankinson est utilisé pour réaliser la représentation polaire.

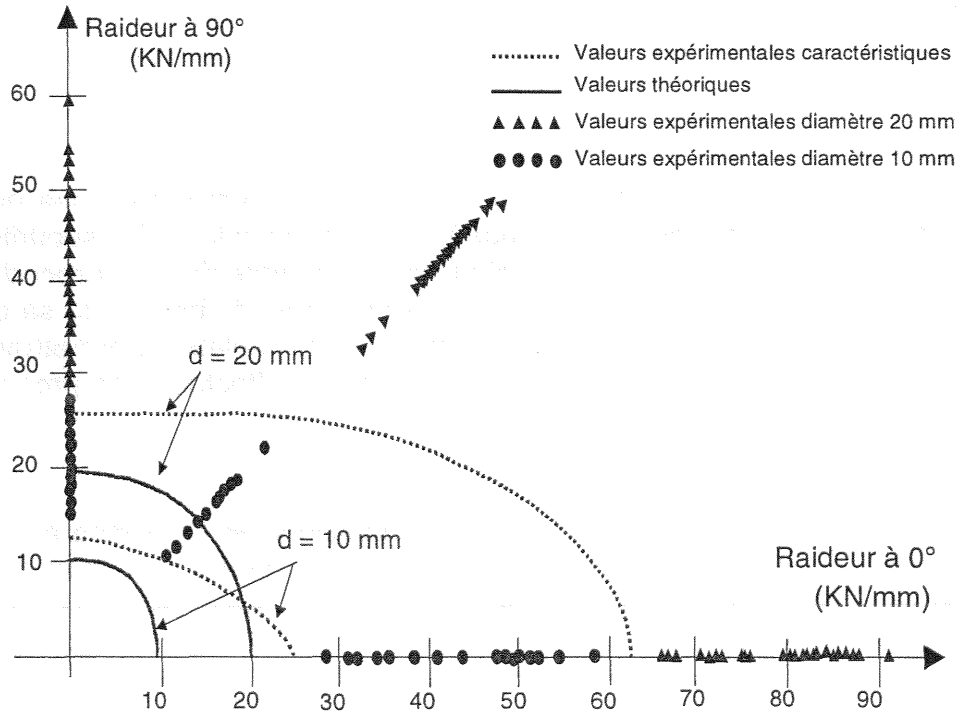


Figure B14 : *Graphique polaire de la raideur des assemblage.*

Type	Diamètre (mm)	Angle (°)	Valeur expérimentale	Valeur EC5	Ratio $_{Exp\ /\ EC5}$
A	10	0	24.8	9.3	2.68
B	10	45	13.8	10.3	1.34
C	10	90	12.5	10.4	1.19
D	20	0	62.2	20.0	3.10
E	20	45	35.1	20.0	1.75
F	20	90	25.6	19.7	1.30

Tableau B8 : *Raideurs caractéristiques expérimentales et théoriques des assemblages (KN/mm).*

La formule (B5) établie dans l'Eurocode 5 n'est pas adaptée au bois puisqu'elle ne tient pas compte de l'anisotropie de ce matériau. Le tableau B8 montre aussi que le diamètre de la tige n'est pas suffisamment pris en compte dans le calcul de la raideur qui est la mieux estimée pour les petits diamètres et en traction perpendiculaire. Dans tous les autres cas, elle est sous-estimée. On peut conclure que la valeur de la raideur est calée sur la plus faible valeur. Sous-estimer les raideurs d'assemblages est naturellement sécurisant car cela entraîne une surestimation des déformations globales de la structure. Mais il est nécessaire de connaître l'influence de la raideur sur la déformation globale d'une structure. Si une multiplication de la raideur par un facteur 3 ou 4 n'a aucune influence sur le comportement général d'une structure, il est alors préférable de conserver la formule isotrope établie dans l'Eurocode 5, puisqu'elle est très simple d'utilisation.

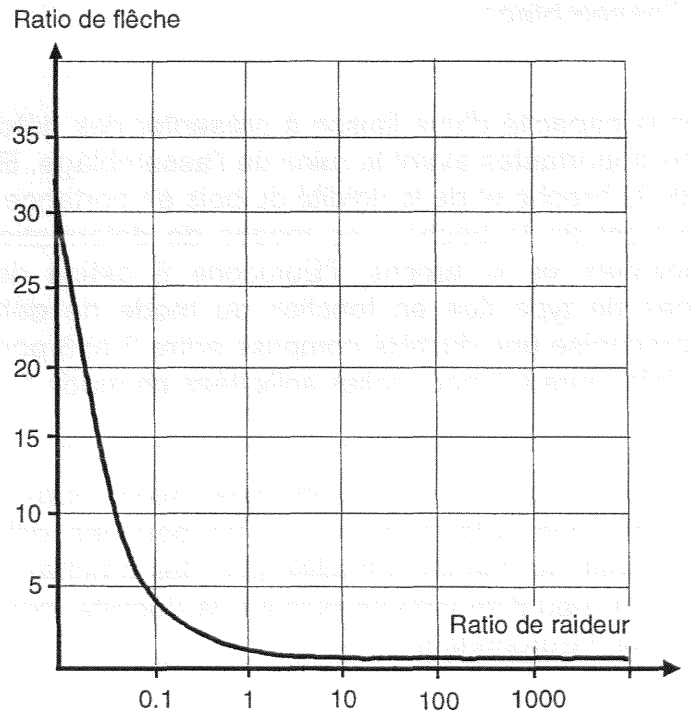


Figure B15 : *Evolution de la flèche maximale d'une poutre treillis en fonction des raideurs des glissements d'assemblages.*

Nous avons modélisé une poutre treillis en tenant compte des glissements d'assemblages. L'évolution de la flèche globale de la structure en fonction de l'évolution de la raideur des assemblages est représentée sur la figure B15.

Augmenter la valeur de la raideur peut entraîner (ou ne pas entraîner) une diminution de la flèche. La figure B15 montre que le phénomène est fortement non linéaire. Passé une certaine valeur, le comportement de la structure reste inchangé quelle que soit la valeur de la raideur de la liaison. Par contre, pour des valeurs relativement faibles, une légère baisse de la raideur de l'assemblage entraîne une augmentation brutale de la flèche et peut rendre le système instable.

Il est donc nécessaire de redéfinir les formules permettant de calculer la raideur d'un assemblage si l'on souhaite optimiser les structures bois et approcher au mieux leur comportement réel. Le jeu fonctionnel entre le bois et la broche, le frottement acier-bois sont des paramètres qui influent vraisemblablement sur la valeur de la raideur d'un assemblage. Il paraît donc utopique de vouloir expliciter des formulations analytiques pour chaque configuration d'assemblage. Un modèle numérique, capable de prédire la raideur finale d'un assemblage, avec la seule connaissance de la raideur de fondation du bois, de la géométrie de l'assemblage et des caractéristiques de l'acier doit être établi. Ce travail sera présenté dans la partie C.

2.4. Ductilité de l'assemblage.

La ductilité traduit la capacité d'une liaison à présenter des déformations non réversibles plus ou moins importantes avant la ruine de l'assemblage. Elle dépend ici de la rigidité en flexion de la broche et de la rigidité du bois en portance locale, et par conséquent, de l'élancement de la boche. Les modes de déformations étant eux aussi corrélés à l'élancement de la broche, l'Eurocode 5 définit des plages de ductilité pour les organes de type tige en fonction du mode de déformation des broches. Le règlement préconise une ductilité comprise entre 3 et 6 pour les broches sollicitées en mode 2 et inférieure à 3 pour celles sollicitées en mode 1.

Les valeurs caractéristiques de ductilité sont récapitulées dans le tableau B9. Il est possible de constater que cette règle se vérifie pour les différents essais réalisés, à l'exception des tests en traction parallèle pour les broches de 10 mm. La différence relevée n'a ici que peu d'importante puisque la ductilité expérimentale est supérieure à celle prédite par l'Eurocode 5.

	Diamètre 10 mm		Diamètre 20 mm	
	Mode	Ductilité	Mode	Ductilité
Traction parallèle	2	8.3	2	5.0
Traction composée	2	4.2	1	1.8
Traction perpendiculaire	2	5.3	1	1.8

Tableau B9 : *Valeurs caractéristiques de la ductilité des assemblages.*

L'objectif de ce travail peut alors être reformulé de la manière suivante : est-il possible de prédire le comportement d'un assemblage à partir d'un essai d'enfoncement ? Cet essai permet la détermination de la résistance en portance locale. Delà, il est possible de calculer la charge plastique de l'assemblage. De plus, une première hypothèse consiste à affirmer que l'enfoncement ultime devient un critère de ruine pour l'assemblage. Les valeurs expérimentales de ductilité nous serviront alors par la suite de référence, lors de la modélisation de l'assemblage.

3. Caractérisation de la portance locale.

3.1. Montage expérimental et protocole d'essais.

Dans la perspective de caractériser correctement la portance locale au seuil plastique, 520 essais d'enfoncement ont été réalisés. Différents diamètres standards, compris entre 10 et 20 mm, ont été testés. Cette plage de diamètres correspond au domaine de validité actuelle des broches. Le problème majeur résidant dans la caractérisation de la portance hors du sens du fil, nous avons effectué des essais en faisant varier l'angle, compris entre la direction de l'effort et la direction des fibres du bois, d'une valeur de 0° à 90°, par palier de 15°. Enfin, pour compléter ce travail, l'effet de la friction entre la broche et le bois a été étudié. Nous avons choisi d'utiliser des tiges rectifiées et moletées afin d'encadrer la valeur de la portance locale.

Les tests de portance sont effectués avec des éprouvettes en Pin Sylvestre (appellation commerciale, Bois du Nord), dont la densité varie entre 0.39 et 0.50. L'humidité caractéristique des échantillons est de 11%. Pour chaque configuration, 20 tests sont effectués. Pour les tests d'enfoncement parallèle et perpendiculaire à la direction des fibres, toutes les dimensions sont établies en respectant les recommandations prescrites dans la norme NF-EN383. Pour les essais hors des axes d'orthotropie, nous avons choisi de prendre les mêmes dimensions que celles des essais d'enfoncement perpendiculaire au fil, puisque aucune règle n'existe dans ce cas de figure.

Le protocole expérimental ainsi que les dimensions des éprouvettes a été défini à partir de la norme NF-EN338 (Cf. figure B16). Les valeurs des seuils (effort maintenu pendant 30 secondes) sont estimées en utilisant la formule établie dans l'Eurocode 5 et caractérisant la portance locale. Cette formule est la suivante :

$$f_{h,\alpha,k} = \frac{0{,}082 \cdot (1 - 0{,}01 \cdot d) \cdot \rho_k}{(1{,}35 + 0{,}015 \cdot d) \cdot \sin^2 \alpha + \cos^2 \alpha} \qquad \text{(B6)}$$

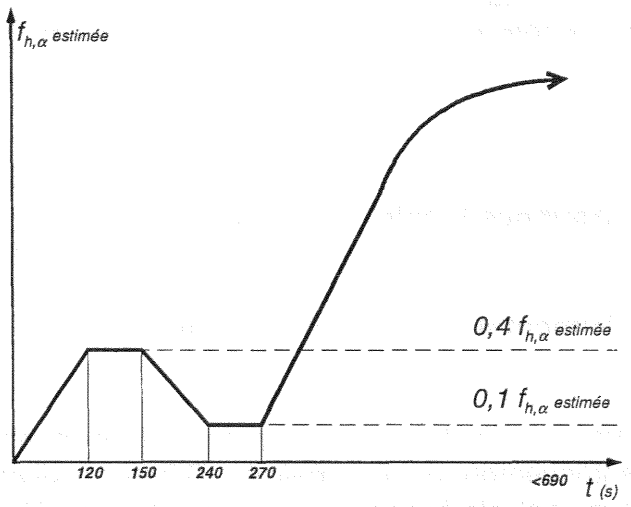


***Figure B16** : Mode opératoire de chargement.*

Le montage réalisé pour les essais d'enfoncement (Cf. figure B17) correspond à une adaptation de l'expérimentation effectuée par Rodd [Rodd, 1988], satisfaisant aux exigences suivantes :

- limiter au maximum la flexion de la tige,
- ne pas exercer d'efforts parasites,
- avoir une très grande rigidité,
- limiter le frottement entre l'éprouvette et le montage.

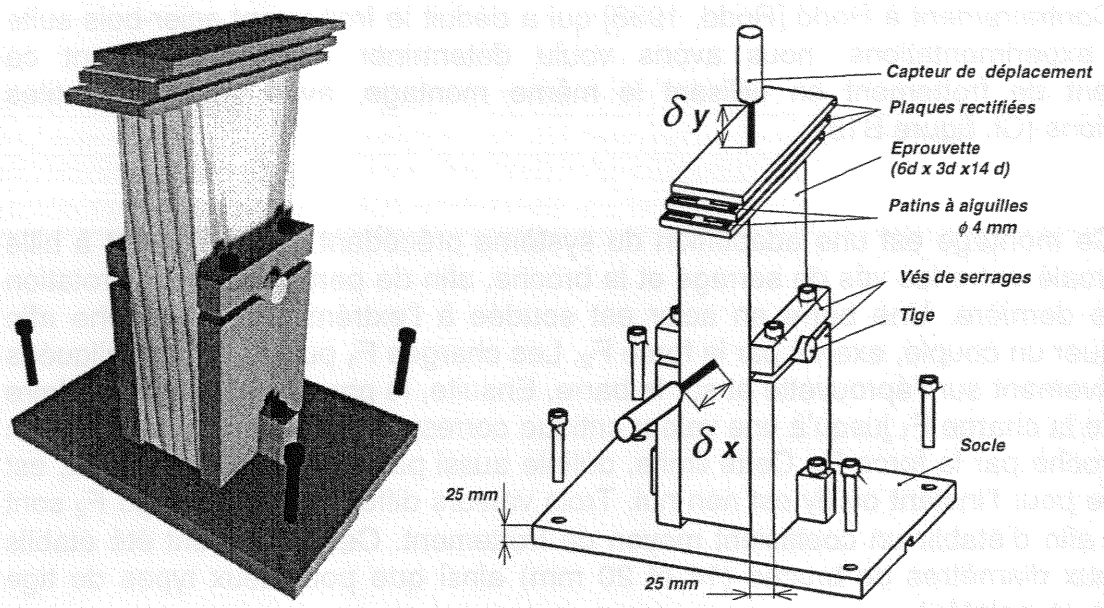


***Figure B17** : Montage expérimental.*

Afin de tester différents diamètres de broches, deux plaques métalliques, possédant des entailles en forme de vé à une extrémité, ont été usinées. Cette forme particulière permet l'adaptation de tous les diamètres. La broche est maintenue entre les deux vés de serrage. La largeur des éprouvettes étant variable, un réglage de l'espacement latéral entre les deux plaques est aussi possible. La particularité de ce montage réside dans le système placé entre la cellule de charge et l'extrémité de l'éprouvette. Pour permettre le libre déplacement de l'éprouvette, trois plaques rectifiées, séparées par des patins à aiguilles, sont disposées à cet endroit. Les plaques sont lubrifiées pour assurer un parfait glissement.

Quelques essais d'enfoncement parallèle à la direction des fibres, avec des broches de diamètre 20 mm, ont été réalisés afin de vérifier le bon fonctionnement du système. Lorsque l'effort maximum fut atteint, il a pu être vérifié que le déplacement de la plaque médiane était possible à la main, ce qui implique que le déplacement latéral de l'éprouvette se réalise avec un minimum de frottement.

Mesurer l'enfoncement réel de la broche dans l'éprouvette durant l'essai n'est pas facile à réaliser. Rodd, Smith et Whale [Smith, 1986] ont montré que la rigidité du montage influence la mesure de l'enfoncement. Ils ont estimé que l'enfoncement additionnel, au maximum de charge, pouvait atteindre 15% du déplacement correspondant au seuil plastique pour des diamètres de tiges de 20 mm. Nous avons choisi de mesurer le déplacement δy, en sachant que l'élasticité du bois et la rigidité du montage sont intégrées. La valeur de l'enfoncement est ensuite corrigée, par la mesure de la raideur de la machine et du montage, afin de supprimer la prise en compte de ces deux paramètres.

Contrairement à Rodd [Rodd, 1988] qui a déduit le frottement acier-bois suite à ces expérimentations, nous avons voulu déterminer expérimentalement ce coefficient de frottement en utilisant le même montage, avec quelques petites adaptations (Cf. figure B18).

Ce montage est une adaptation du système précédent. Un roulement à bille est intercalé entre les vés de serrage et la broche, afin de permettre la libre rotation de cette dernière. Une barre en acier est soudée à l'extrémité de la broche afin d'appliquer un couple, exercé par la force F_2. Les charges F_1 puis F_2 sont appliquées respectivement sur l'éprouvette et sur la barre. Ensuite, le processus consiste à faire décroître la charge F_1 jusqu'à une valeur critique correspondant à la mise en rotation de la broche par la force F_2. Cette limite, définie aussi par le seuil de frottement, est mesurée pour l'instant où δy est non nul. Trois valeurs différentes de charge F_2 sont testées afin d'établir un coefficient moyen de frottement. Ces essais ont été établis pour deux diamètres de broche (14 et 20 mm) ainsi que pour deux types de tige (rectifiée et moletée).

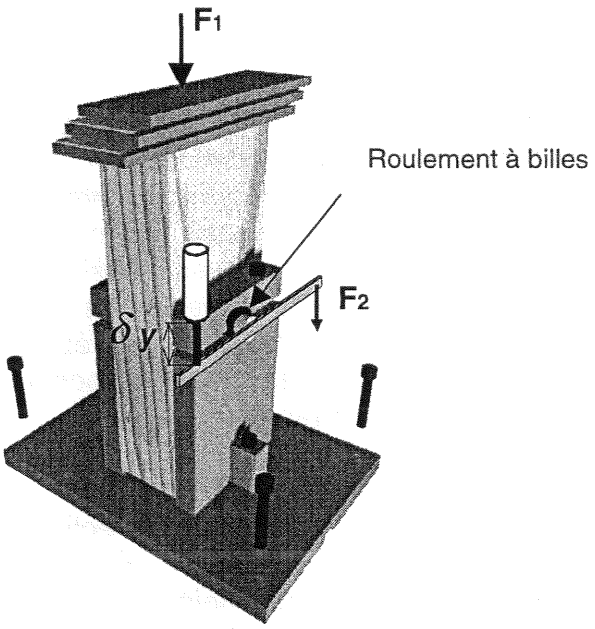


***Figure B18** : Montage expérimental utilisé pour la détermination du frottement acier-bois.*

Les valeurs moyennes obtenues nous amènent aux conclusions suivantes :

- le frottement est indépendant du diamètre de l'organe,
- les broches rectifiées ont un coefficient de frottement égal à 0.3,
- des broches moletées, qui représentent une adhérence quasi optimum, possèdent un coefficient de frottement étant égal à 0.9 pour les diamètres 14 mm et 0.76 pour les diamètres 20 mm. Les écarts proviennent sûrement ici des différences de profondeurs de moletage.

Lors d'un essai d'enfoncement parallèle ou perpendiculaire à la direction des fibres, la direction du déplacement de l'éprouvette, ou de la broche, est colinéaire à celle de la force appliquée. Par contre, du fait de l'anisotropie du matériau bois, lors d'un chargement hors des axes d'orthotropie, le déplacement n'est plus colinéaire à la direction de chargement. Si la force est verticale, un déplacement latéral se crée. Il est possible de laisser ce déplacement libre ou de le bloquer. Le maintien impose de mesurer la réaction, due au blocage. Arbitrairement, nous avons choisi de fixer la direction du chargement, et par conséquent de laisser libre le déplacement de l'éprouvette. Les déplacements axiaux et latéraux sont mesurés. Les capteurs utilisés sont liés au montage et se trouvent en contact permanent avec l'éprouvette.

La figure B19 montre les différentes grandeurs déterminées lors de l'essai d'enfoncement :

- la raideur initiale (Md_u),
- la raideur de décharge (Md_{ser}),
- la portance au seuil plastique,
- la portance maximale obtenue avant 5mm d'enfoncement.

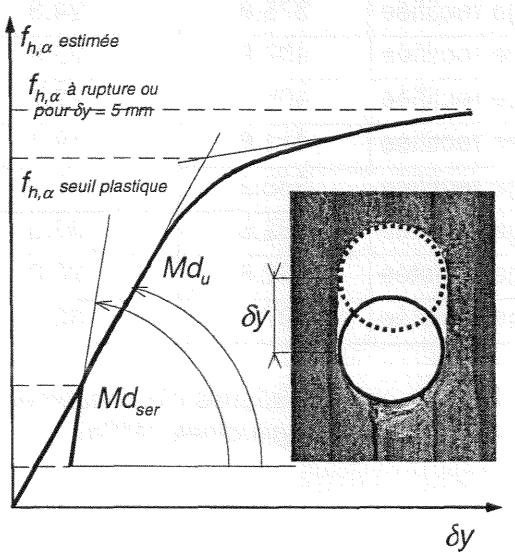


***Figure B19** : Caractéristiques mesurées.*

Contrairement à la norme ASTM qui définit le seuil plastique à l'offset à 5%, il a été retenu de définir ce seuil à l'intersection des tangentes des zones élastique et plastique. Cette méthode paraît plus proche de l'hypothèse retenue dans la théorie de l'analyse limite, qui définit le comportement de chaque matériau par un modèle bi-linéaire.

3.2. Résultats

De nombreux modèles définissent la portance hors du sens du fil, $f_{h,\alpha}$, en fonction de la valeur de portance parallèle au fil et de certains coefficients. Ces formulations suivent le principe du modèle d'Hankinson [Hankinson, 1921]. Nous avons donc choisi de définir la portance au seuil plastique à l'aide d'un modèle similaire.

3.2.1. Enfoncement parallèle à la direction des fibres.

Les essais de portance avec les broches rectifiées ont été réalisés pour les diamètres 12, 14, 16, 18 et 20 mm. Par contre, seuls les diamètres 14, 16 et 20 mm ont été utilisés pour les tests d'enfoncement avec les broches moletées.

Le tableau B10 présente les différents résultats obtenus.

Diamètre (mm)	Nombre d'éprouvettes	Etat de surface	ρ_K (Kg/m^3)	$f_{h,0,k}$ au seuil plastique	$f_{h,0,k}$ selon NF-EN383
12	20	Tige rectifiée	375.8	24.3	25.0
14	20	Tige rectifiée	402.9	23.9	24.0
16	20	Tige rectifiée	405.7	22.7	22.9
18	20	Tige rectifiée	411.6	19.7	20.2
20	20	Tige rectifiée	388.2	17.0	17.4
14	20	Tige moletée	382.6	36.5	36.5
16	20	Tige moletée	362.8	26.0	26.0
20	20	Tige moletée	497.6	32.1	32.1

Tableau B10 : *Valeurs caractéristiques d'enfoncement parallèle à la direction longitudinale (MPa).*

3.2.1.1. Influence du diamètre.

L'axe des ordonnées de la figure B21 représente la résistance en portance locale divisée par la masse volumique afin d'enlever l'effet densité. L'analyse de cette figure montre que la valeur théorique établie dans l'Eurocode 5 ne prend pas suffisamment en compte l'effet du diamètre de la broche. L'augmentation du diamètre de la broche diminue plus fortement la portance locale que ce que préconise l'Eurocode 5. Tandis que ce règlement suppose une diminution de 10%

entre un diamètre 10 mm et un diamètre 20 mm, une diminution de l'ordre de 40% est observée expérimentalement.

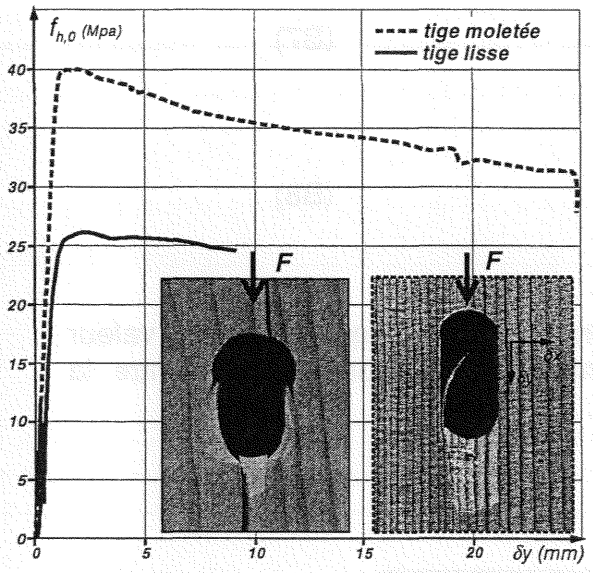


***Figure B20** : Influence du coefficient de frottement.*

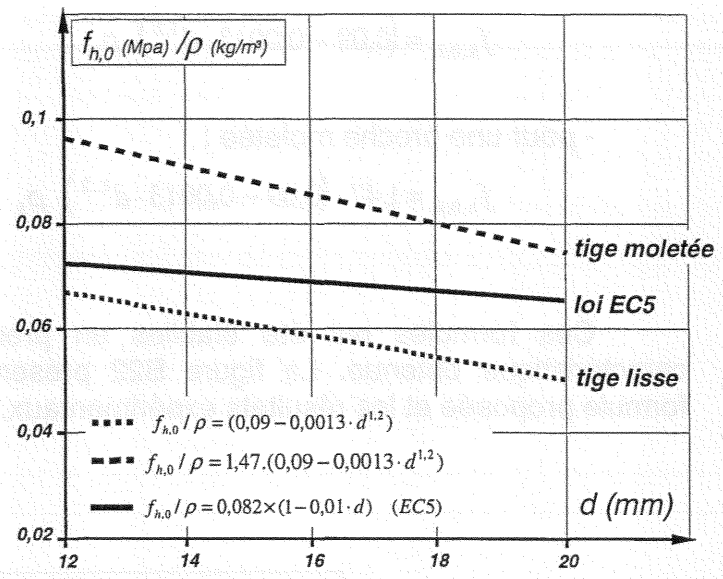


***Figure B21** : Comparaisons des essais suivant l'état de surface de la broche.*

3.2.1.2. Influence du frottement.

Les tests mettent en évidence les différents modes de ruine induits par le frottement acier-bois. Dans le cas des tiges moletées, la totalité du bois sous la tige est entraînée en compression longitudinale. Avec des tiges rectifiées, seule une partie du bois est entraînée en compression longitudinale, l'autre partie étant soumise à de la compression transverse, ce phénomène ayant déjà été mis en évidence par Rodd [Rodd, 1988] (Cf. figure B20).

Le moletage permet d'augmenter la portance de 47% par rapport à des tiges rectifiées. Ceci signifie que le gain de résistance dans l'assemblage peut varier jusqu'à 47% pour un assemblage fonctionnant en mode 1. **Nous proposons donc d'introduire ce facteur, non négligeable, dans la formule définissant la portance locale, à l'aide d'un coefficient caractérisant le frottement acier-bois.**

Nous proposons les formules suivantes pour caractériser la portance locale, dans le sens parallèle au fil du bois, en fonction du frottement acier-bois, de la masse volumique caractéristique du bois et du diamètre de la tige :

- pour une broche rectifiée :

$$f_{h,0,k} = \left(0{,}09 - 0{,}0013 \cdot d^{1,2}\right) \cdot \rho_k \qquad \text{(B7)}$$

- pour une broche moletée :

$$f_{h,0,k} = 1{,}47 \cdot \left(0{,}09 - 0{,}0013 \cdot d^{1.,2}\right) \cdot \rho_k \qquad \text{(B8)}$$

Ces formules ont été établies en prenant pour chaque série la valeur caractéristique obtenue. La figure B22 présente la corrélation obtenue entre la formule proposée et les résultats expérimentaux.

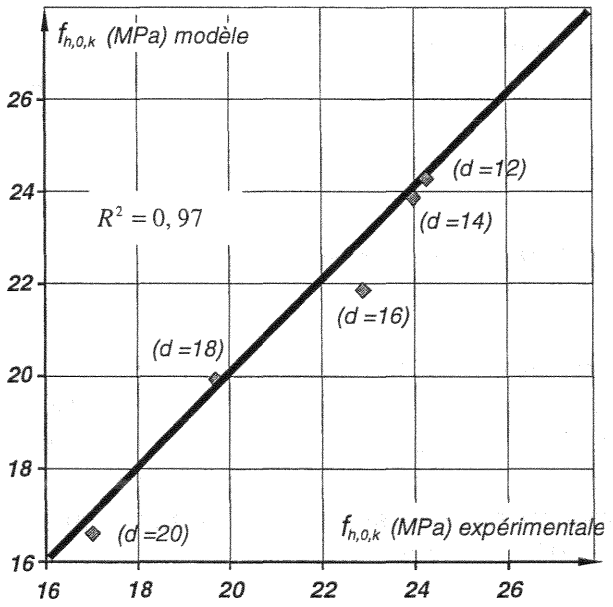


***Figure B22** : Corrélation portance expérimentale – portance modèle dans le cas des broches rectifiées.*

3.2.2. Influence de l'angle du fil.

Des essais hors du sens du fil ont été menés afin de caractériser la portance pour tout angle entre la direction du chargement et la direction des fibres, avec des tiges rectifiées et moletées, car l'influence du moletage sur la portance hors du sens longitudinal n'a pas encore été étudiée. Les sept valeurs d'angles sont testées avec

les broches rectifiées de 14 mm, car ce diamètre correspond à un des diamètres les plus employé en construction. D'autres diamètres ont été utilisés, mais seulement pour des valeurs angulaires particulières. Lors de ces essais, les déplacements horizontaux et verticaux sont relevés. Les figures B23a, B23b, B23c, B23d, B23e et B23f représentent les courbes d'enfoncement obtenues pour les valeurs respectives d'angles de 15°, 30°, 45°, 60°, 75° et 90°. Le tableau B11 récapitule les résultats obtenus :

Diamètre	Nombre d'éprouvettes	Angle (°)	ρ_K (Kg/m^3)	$f_{h,\alpha,k}$ au seuil plastique	$f_{h,\alpha,k}$ selon NF-EN383
14	20	0	402.9	23.9	27.0
14	20	15	458.	32.6	32.6
14	20	30	375.8	21.3	21.3
14	20	45	386.0	18.4	20.2
14	20	60	389.0	14.4	16.2
14	20	75	463.7	13.9	19.0
14	20	90	444.8	9.8	16.2
16	20	90	367.8	8.1	12.8
20	20	90	444.9	8.6	12.2

***Tableau B11** : Valeurs caractéristiques des résistances en portance locale (MPa).*

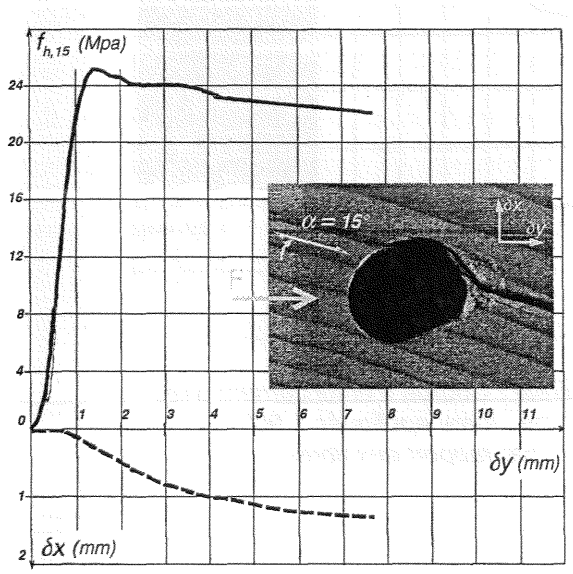


***Figure B23a :** Courbe d'enfoncement avec une force appliquée à 15°par rapport aux fibres.*

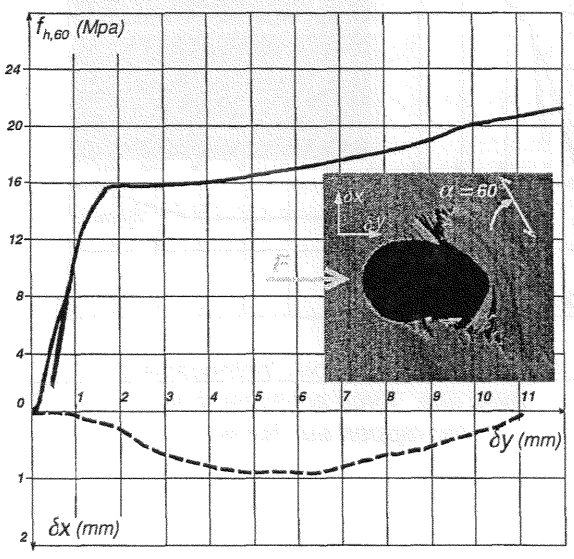


***Figure B23d :** Courbe d'enfoncement avec une force appliquée à 60°par rapport aux fibres.*

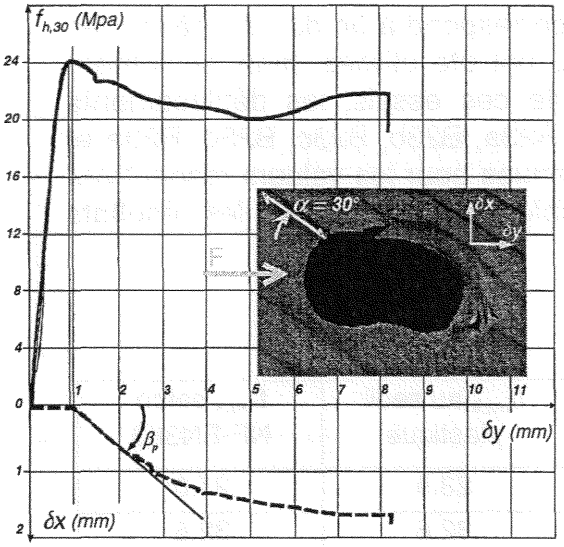


Figure B23b : *Courbe d'enfoncement avec une force appliquée à 30° par rapport aux fibres.*

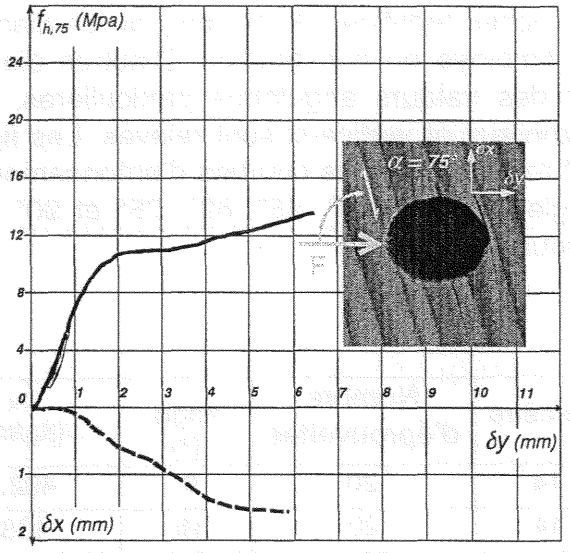


Figure B23e : *Courbe d'enfoncement avec une force appliquée à 75° par rapport aux fibres.*

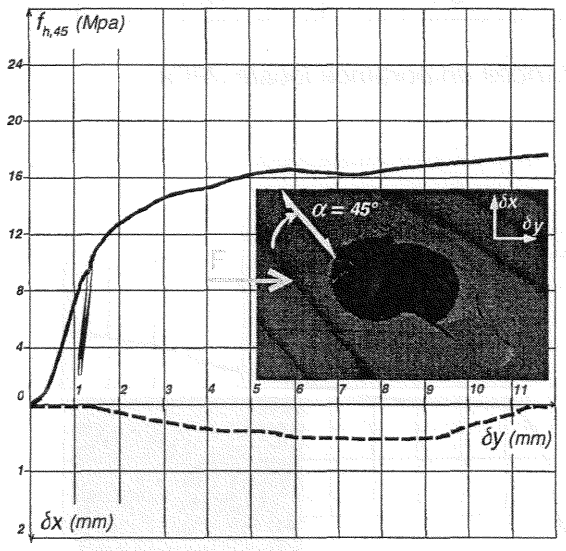


Figure B23c : *Courbe d'enfoncement avec une force appliquée à 45° par rapport aux fibres.*

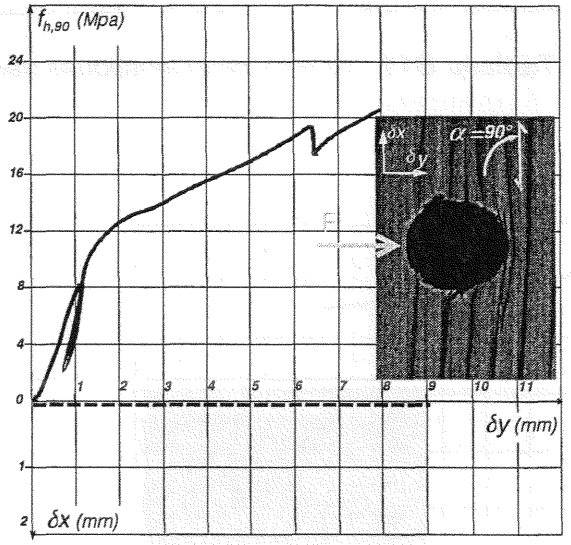


Figure B23f : *Courbe d'enfoncement avec une force appliquée à 90° par rapport aux fibres.*

Le phénomène de déplacement latéral (Cf. figure B23b) était tout à fait prévisible au vue du rapport existant entre la rigidité de fondation longitudinale et la rigidité de fondation transverse. Une forme de « haricot », synonyme d'un changement de direction latérale de l'éprouvette, est observable. En fait, au fur et à mesure de l'essai d'enfoncement, le bois se densifie localement. L'éprouvette recherchant constamment le minimum d'énergie, c'est-à-dire la zone où la fondation bois possède la rigidité la plus faible, un changement de sens du déplacement latéral est inévitable. Par ailleurs, les patins à aiguilles assurent parfaitement leur rôle, puisque aucune discontinuité sur les courbes n'est visible lors du changement de direction latérale.

On constate que le déplacement latéral ne débute qu'après plastification du bois. Ce phénomène sera expliqué dans la partie C (on démontrera ultérieurement que la déviation angulaire dépend très fortement du frottement acier-bois). Mais cette observation confirme bien l'hypothèse qui est retenue dans les assemblages tels les couronnes de broches, où l'on suppose qu'il existe un centre de rotation. Les efforts restent colinéaires aux déplacements (Cf. figure B24), tant que l'assemblage fonctionne élastiquement. Cette hypothèse est d'ailleurs indépendante du coefficient de frottement acier-bois.

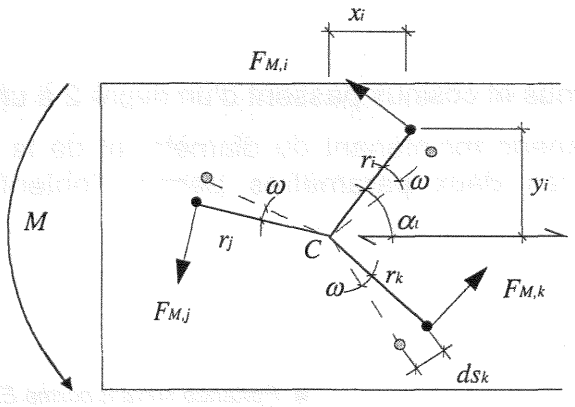
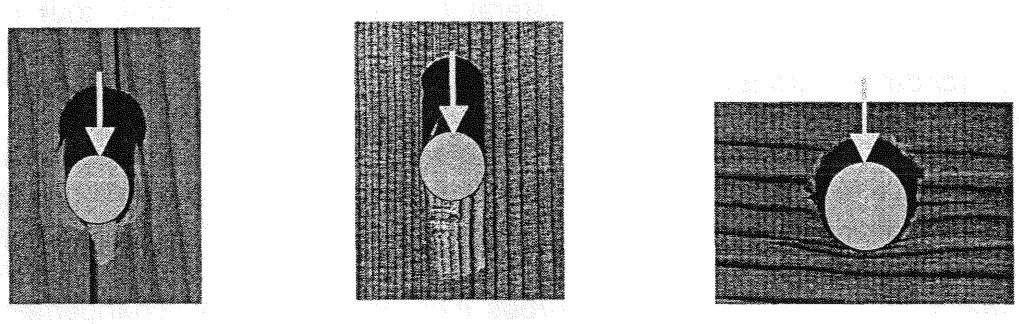


Figure B24 : *Hypothèse de l'existence d'un centre de rotation et d'un comportement élastique [Racher, 1995].*

Des essais angulaires ont été réalisés avec des tiges moletées, pour mesurer l'incidence du frottement lors d'une sollicitation hors de l'axe longitudinal d'orthotropie. **Le résultat principal est que le moletage n'apporte aucun gain sur la portance locale lors d'une sollicitation perpendiculaire aux fibres du bois**. Ce phénomène s'explique par la différence du mode de ruine qui existe entre un test d'enfoncement parallèle et perpendiculaire à la direction des fibres (Cf. figure B25). Lors d'un essai d'enfoncement longitudinal, une partie des fibres est sollicitée en compression longitudinale, l'autre étant soumise à des contraintes de compression transverse. Suivant la valeur du frottement acier-bois, le rapport entre ces deux surfaces de contact change. Par contre, lors d'un enfoncement perpendiculaire à la direction des fibres, on remarque que toutes les fibres sont entraînées en compression transverse, quel que soit l'état de surface de la broche. Le frottement n'a donc aucune incidence.

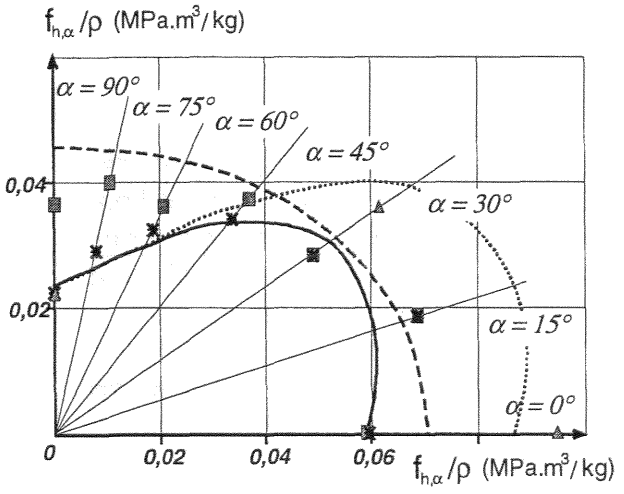


Enfoncement paralléle tige rectifiée | Enfoncement parallèle tige moletée | Enfoncement perpendiculaire tige rectifiée

Figure B25 : *Influence du frottement acier-bois sur la portance locale.*

La figure B26 montre que la formule établie dans l'Eurocode 5 se vérifie relativement bien à l'expérimentation, si la portance est déterminée suivant la norme NF-EN383. Suite aux essais réalisés, nous proposons une modification de cette formule, pour caractériser la portance, non pas à l'effort maximum obtenu avant 5 mm de glissement, mais au niveau du seuil plastique. Les différences principales sont :

- les termes en sinus et cosinus passent d'un degré 2 à un degré 3,
- le terme K_{90} dépend maintenant du diamètre et de la densité. La prise en compte de ces deux paramètres permet l'obtention d'une meilleure corrélation.



■ *Portance suivant norme EN338*
✱ *Portance au seuil plastique (tiges rectifiées)*
▲ *Portance au seuil plastique (tiges moletées)*

● ***Formulation suivant Eurocode 5 :***

$$f_{h,\alpha,k} = \frac{0{,}082 \cdot (1 - 0{,}01 \cdot d) \cdot \rho_k}{K_{90} \cdot \sin^2\alpha + \cos^2\alpha}$$

$$K_{90} = (1{,}35 + 0{,}015 \cdot d)$$

● ***Proposition de la portance définie au seuil plastique :***

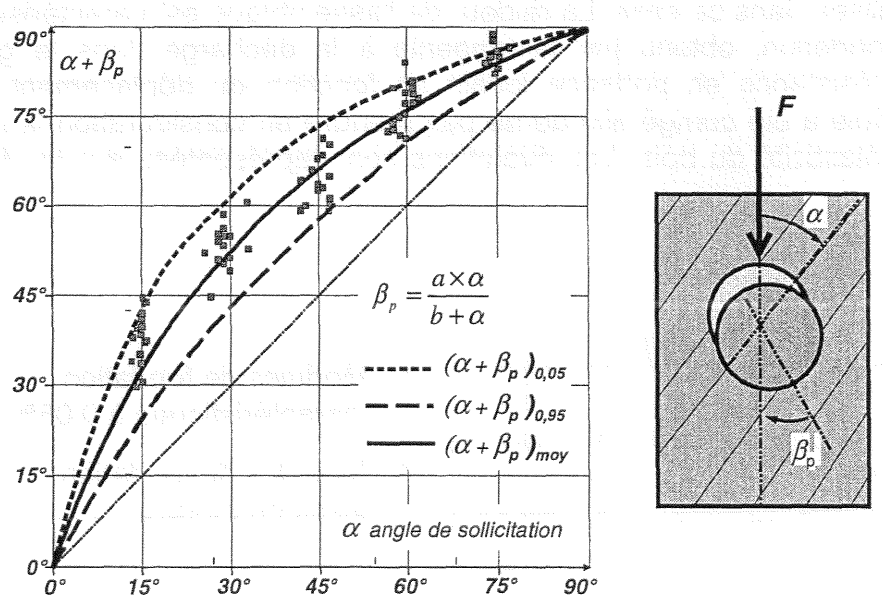
—— *Kfrot* = 1 tiges rectifiées
····· *Kfrot* = 0,68 tiges moletées

$$f_{h,\alpha,k} = \frac{(0{,}09 - 0{,}0013 \cdot d^{1,2}) \cdot \rho_k}{\left(0{,}32 + \frac{340}{\rho_k} + \frac{19}{d}\right) \cdot \sin^3\alpha + K_{frot} \cdot \cos^3\alpha} \qquad \text{(B9)}$$

Figure B26 : *Caractérisation de la portance hors des axes d'orthotropie.*

Pour un angle de sollicitation inférieur à 30°, il n'y a pas de différence entre la portance définie au seuil plastique et celle définie selon la norme NF-EN383. La valeur maximum obtenue avant 5 mm d'enfoncement correspond à la valeur caractérisant aussi le seuil plastique. Les fibres s'effondrent ici les unes après les autres, causant un phénomène « d'adoucissement » du bois (Cf. figure B23a). Par contre, pour des angles proches de 90°, l'effondrement des cellules est associé à une densification du bois. Un phénomène de durcissement apparaît (Cf. figure B23f) ; la formule établie par l'Eurocode 5 surestime dans ce cas énormément les valeurs mesurées, de près de 60%. Cette valeur est tout à fait en accord avec les observations de Pope et Hilson [Pope, 1995].

Suivant la formule (B9) proposée, il est possible de constater que le diamètre n'a que peu d'influence lors de sollicitations perpendiculaires à la direction des fibres. Ce phénomène s'est vérifié expérimentalement. L'explication sera développée ultérieurement. Une autre constatation est que la portance est maximale pour un angle de 14°. Cette portance est supérieure de 5% à celle de la portance longitudinale. Cet écart peut-être dû à un phénomène physique ou il peut être simplement dû au lissage des essais. De toute manière, la différence reste faible. Une explication sera là aussi donnée dans la partie suivante.



- *valeurs moyennes* : a=130.9 b=40.9
- *fractiles à 5%* : a=113.1 b=23.1
- *fractiles à 95%* : a=169.2 b=79.2

Figure B27 : *Angle de déviation plastique ($\alpha+\beta_P$) en fonction de l'angle de sollicitation par rapport aux fibres du bois α.*

La figure 27 montre la déviation ($\alpha+\beta_P$) obtenue lors des essais, β_P correspondant à l'angle de départ de la déviation au seuil plastique et α, à celui entre la direction du chargement et l'axe longitudinal d'anisotropie. La déviation maximale (15°) est effective pour un angle de sollicitation de 40°. La partie suivante consistera à modéliser la portance locale en fonction des caractéristiques physiques du bois, et nous essaierons d'évaluer ce déplacement transverse observé expérimentalement.

3.2.3. Etude de la rigidité de fondation.

L'Eurocode 5 propose de déterminer la raideur d'un assemblage mono-broche. Mais cette formule (Cf. page 48) ne tient pas compte de l'anisotropie du matériau et du frottement acier-bois. Or les essais réalisés ont montré un rapport supérieur à 3 entre la rigidité longitudinale et la rigidité transverse.

Un autre objectif de ce travail réside dans la caractérisation de la raideur d'un assemblage mono-broche. L'idée consiste à réaliser une analogie avec ce qui a été fait pour la détermination de la résistance limite plastique de l'assemblage, résistance prédite à partir de la valeur de la portance locale. L'objectif vise donc à définir la raideur finale de l'assemblage à partir de la raideur d'enfoncement de la fondation bois. La détermination de la raideur de fondation est essentielle. Aucune étude n'a été réalisée dans ce sens. La raideur de l'assemblage est caractérisée par un module de fondation, obtenu par la tangente à la décharge dans le graphe représentant la résistance en portance locale en fonction du déplacement de la traverse. Ce module a été corrigé afin de ne pas prendre en considération la rigidité du montage et l'élasticité du bois. Les évolutions sont représentées sur les figures B28 et B29.

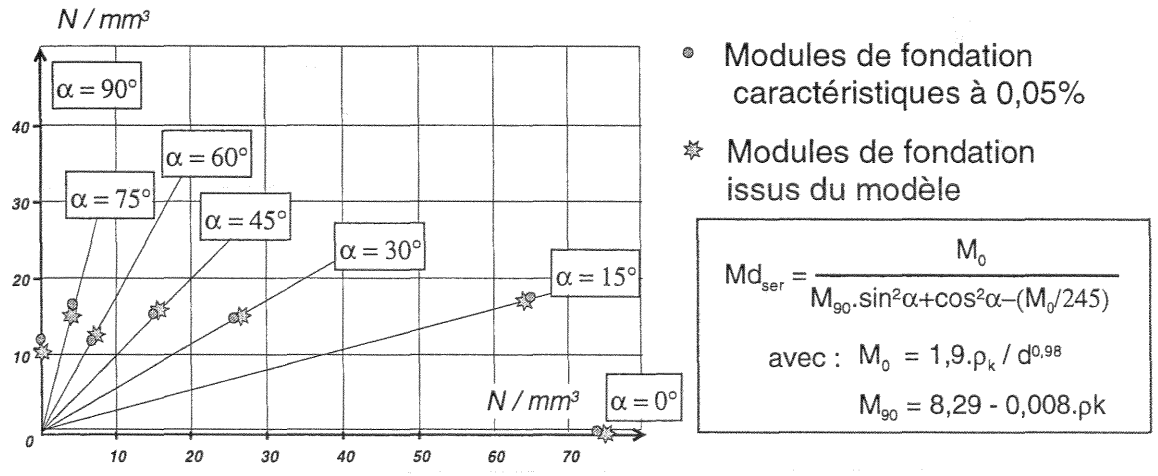


***Figure B28** : Graphique polaire des modules de fondation.*

S.C.D. - U.H.P. NANCY 1
BIBLIOTHÈQUE DES SCIENCES
Rue du Jardin Botanique
54600 VILLERS-LES-NANCY

On constate que le module de fondation dépend uniquement de l'angle de sollicitation, α. **Le frottement n'a aucune incidence sur la rigidité de la fondation.** Ce paramètre a certainement une influence mais l'effet reste minime vis à vis des autres paramètres.

Une formulation analytique, similaire à celle utilisée pour la caractérisation de la portance, a pu être proposée (Cf. figure B28). Le modèle prend en considération le diamètre de la broche, la masse volumique du bois et l'angle entre la direction de l'effort et l'axe longitudinal d'anisotropie. Les figures B28 et B29 montrent que le modèle se corrèle parfaitement avec les essais expérimentaux.

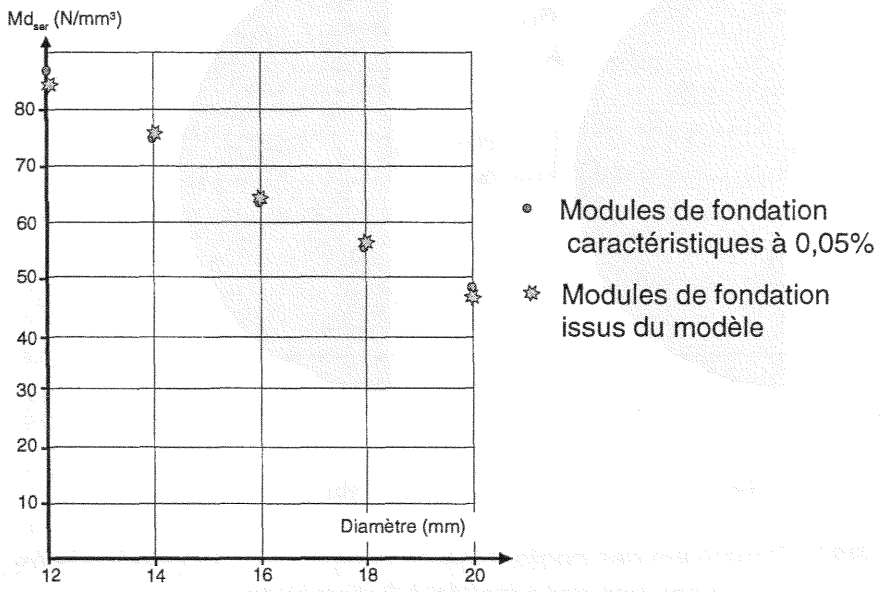


***Figure B29** : Evolution des modules de fondation.*

3.3. Portance locale des tiges collées.

Comme nous venons de le montrer, le frottement influe sur la valeur de la portance longitudinale. L'idée consiste à rechercher un procédé autorisant un frottement optimum, supérieur à celui d'une tige moletée. L'utilisation de tiges collées est une solution. Ce système doit permettre de doubler la surface de contact acier-bois si l'on considère que le collage permet d'entraîner du bois en traction. Dans ce cas, nous parlerons d'un phénomène de « tractance ». Des essais d'enfoncement ont été effectués avec des tiges collées de diamètre 10 mm. La colle utilisée est une colle époxy bi-composant de la société Kleibeirit. Avant le collage, les tiges sont dégraissées puis séchées suivant les recommandations établies au paragraphe 4.2.1 de la partie A.

On constate expérimentalement que l'adhésif rompt en traction dès le début de l'essai. Le phénomène de « tractance » escompté ne se réalise pas. La figure B30 montre les différences de répartition des contraintes entre une tige collée et une tige non collée, obtenues par éléments finis. La contrainte calculée dans la colle, rapportée à la contrainte de rupture en traction de la colle, nous donne un effort critique inférieur à celui d'une broche non collée. Si l'on souhaite entraîner le bois en traction, la résistance en traction de la colle devrait être égale à 25 MPa. Or la résistance de la colle égale à 2.18 MPa en traction. La surface de contact est de faite limitée au demi-périmètre et sollicitée en compression.

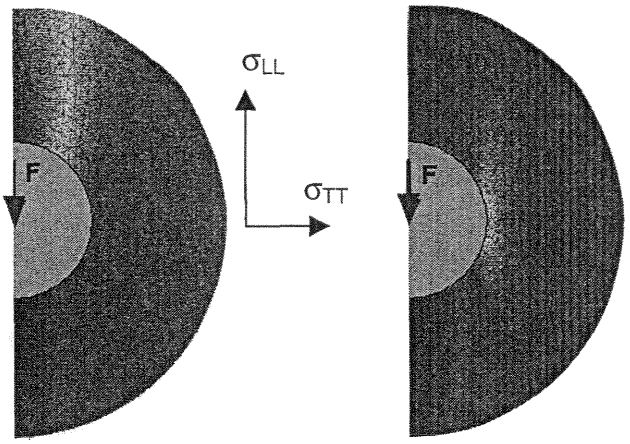


Figure B30 : *Répartition des contraintes de compression longitudinale (σ_{LL}) dans une zone limitée à 3 diamètres.*
(a) tige collée, (b) tige rectifiée

Cette observation explique que la valeur de la portance locale avec une tige collée n'augmente que de 77.5% par rapport à une tige rectifiée et de 35.5% par rapport à celle d'une tige moletée, pour un diamètre de 10 mm. L'enfoncement d'une tige collée est identique à celui d'une tige non collée, en considérant un frottement optimum, obtenu par la très forte cohésion du collage. Dans la partie suivante, nous montrerons aussi que le gain obtenu se sature pour des valeurs fortes de frottement.

L'utilisation d'une autre colle, avec des propriétés mécaniques supérieures, serait certainement à rechercher afin d'obtenir des gains plus significatifs. La résistance nécessaire en traction étant très importante (égale à 25 MPa), il semble difficile de trouver une colle répondant à ce critère. Une question doit maintenant être posée : est-il bénéfique d'utiliser des tiges collées alors que le gain n'est supérieur que de 35.5% par rapport à des tiges moletées et sachant que cette valeur doit varier en fonction des conditions hygrométriques ? L'effet de l'humidité est analysé dans le paragraphe suivant.

3.4. Influence de l'humidité sur la portance locale.

3.4.1. Caractérisation des broches non collées.

Avant d'étudier l'influence de l'humidité sur la résistance en portance locale des tiges collées, l'incidence sur des tiges non collées doit tout d'abord être établie. Nous nous sommes limités à un seul diamètre de broche (égal à 14 mm) et à deux directions de chargement. Des essais d'enfoncements longitudinaux et transversaux ont donc été réalisés avec des tiges rectifiées de diamètre 14 mm et sur des bois pour deux humidités relatives, de 10% et 22%. Chaque série se compose de 20 essais.

Les résultats sont résumés dans le tableau B12. L'augmentation de l'humidité relative entraîne une baisse de la valeur de la portance locale. Cette baisse était prévisible puisque les caractéristiques mécaniques du bois dépendent elles aussi de l'humidité relative. Les valeurs mesurées mettent en évidence que l'effet de l'humidité est plus important sur la portance longitudinale (baisse de 18%) que sur la portance perpendiculaire à la direction des fibres (baisse de 6%).

	$F_{h,\alpha}$ à 10%	$F_{h,\alpha}$ à 22%	Perte par % ΔH
Enfoncement parallèle	23.94	19.68	1.5%
Enfoncement perpendiculaire	9.85	9.26	0.5%

Tableau B12 : *Pourcentage de pertes de la résistance en portance locale par pourcentage de variation d'humidité.*

3.4.2. Caractérisation des broches collées.

Par la suite, des essais d'enfoncement longitudinal avec des tiges collées de diamètre 10 mm ont été menés. Toutes les éprouvettes ont été collées à une humidité de 10%, qui sera l'humidité de référence. Trois séries ont été réalisées :

- la série 1 consiste a créer un gonflement jusqu'à 22%,
- la série 2 consiste a créer un retrait jusqu'à 0%,
- la série 3 est constituée d'un cycle de gonflement puis retrait (10%-22%-10%)

Les tableaux B13 et B14 présentent les différents résultats.

Cycle d'humidité	Nombre éprouvettes	ρ_K (Kg/m^3)	F_h (MPa)
Série de référence (10%)	20	457.7	61.7
Série 1(10%-22%)	20	470.0	30.5
Série 2(10%-0%)	20	457.9	51.6
Série 3(10%-22%-10%)	20	462.1	49.0

Tableau B13 : Valeurs caractéristiques d'enfoncement des tiges collées soumises à des variations de conditions hygroscopiques.

Cycle d'humidité	Perte par % ΔH
Série 1(10%-22%)	4.33%
Série 2(10%-0%)	1.60%
Série 3(10%-22%-10%)	1.78%

Tableau B14 : *Pourcentage de pertes de la résistance en portance locale par pourcentage de variation d'humidité pour des tiges collées.*

Un cycle d'humidification, suivi d'un cycle de séchage diminue la résistance d'enfoncement de 21.4%. On remarque aussi que l'humidification est plus pénalisante que le séchage. On peut dès lors estimer pour quel gradient d'humidité l'utilisation de tiges collées est intéressante. On constate que la perte est plus grande pour une tige collée que pour une tige non collée. L'intérêt des tiges collée décroit donc avec l'humidité (2.83% par pourcentage de variation d'humidité). En supposant que les pertes sont linéaires, on obtiendra des portances identiques entre des broches collées et non collées pour une humidité de bois égale à 35%. Cette valeur correspond à l'état saturé. Ceci signifie que la résistance en portance locale d'une tige collée sera toujours plus résistante que celle d'une broche non collée. Par contre, au vu des résultats obtenus, **l'utilisation des tiges collées impose de maîtriser parfaitement les conditions hygrométriques.**

4. Conclusion.

Les essais réalisés ont permis de montrer que la charge limite plastique d'un assemblage est correctement déterminée, en utilisant la théorie de l'analyse limite, à la condition que la portance soit définie au seuil plastique. Un essai de traction sur un assemblage en double cisaillement et une simulation par éléments finis ont été effectués avec le code de calcul CASTEM 2000 (Cf. figure B31) pour vérifier cette affirmation. Le modèle utilisé était celui défini par Hirai [Hirai, 1983], c'est-à-dire celui d'une poutre sur appuis élastiques non linéaires. Ce modèle tient compte du comportement réel de la fondation bois et de la progression de la plasticité dans la tige en acier, ainsi que du jeu fonctionnel entre les différents éléments. Cette simulation permet de constater que la valeur du seuil diffère peu entre une loi d'enfoncement élasto-plastique parfaite (courbe 2) ou une courbe réelle d'enfoncement (courbe 3). Cela confirme le fait que l'écrouissage de la fondation n'a que peu d'influence sur la résistance de l'assemblage et justifie une fois de plus l'hypothèse qui consiste à définir la résistance de portance locale au seuil plastique.

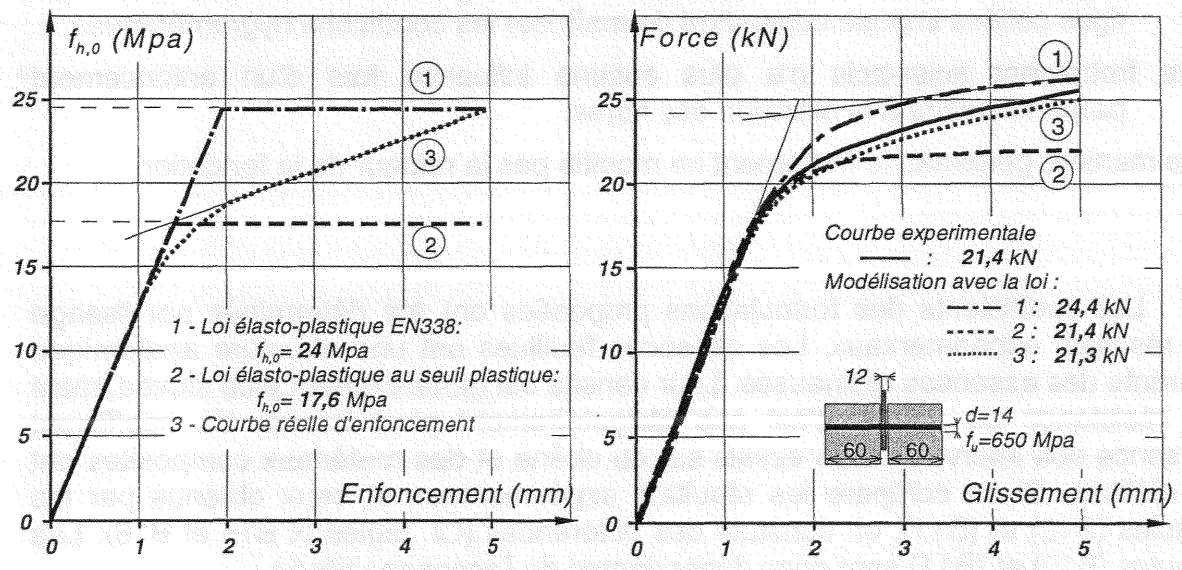


Figure B31 : *Modélisation de différents comportements élasto-plastiques.*

Une caractérisation de la résistance à l'enfoncement au seuil plastique a ensuite été menée. Les essais ont permis de déterminer la raideur d'enfoncement et la résistance en portance locale en fonction de nombreux paramètres qui n'étaient pas toujours pris en compte jusqu'à présent : la masse volumique du bois, le diamètre de la tige, l'angle de sollicitation et le frottement acier-bois. Les formulations établies sont les suivantes :

$$f_{h,\alpha,k} = \frac{\left(0{,}09 - 0{,}0013 \cdot d^{1,2}\right) \cdot \rho_k}{\left(0{,}32 + \frac{340}{\rho_k} + \frac{19}{d}\right) \cdot \sin^3 \alpha + \cos^3 \alpha} \qquad \text{(B10)}$$

$$Md_{ser} = \frac{M_0}{M_{90} \cdot \sin^2(\theta) + \cos^2(\theta) - \frac{M_0}{245}} \qquad \text{(B11)}$$

avec :

$$M_0 = 1{,}9 \cdot \frac{\rho_k}{d^{0,98}} \quad \text{et} \quad M_{90} = 8{,}29 - 0{,}008 \cdot \rho_k$$

Les principales conclusions issues de ces formulations sont :

- l'influence du frottement est, dans la direction longitudinale, un paramètre très important, qui n'était pas pris en compte dans la formule de l'Eurocode 5. En utilisant des tiges collées, pour obtenir un frottement maximum, la portance augmente de 77.5% par rapport à celle de tiges rectifiées. L'utilisation des tiges collées impose cependant de maîtriser les conditions hygrométriques.
- le frottement acier-bois n'a plus aucune influence lors d'un enfoncement perpendiculaire à la direction des fibres.
- de manière générale, le frottement ne modifie pas la raideur de la fondation.

Les coefficients des formulations proposées ont été déterminés par lissage des résultats expérimentaux. Les essences feuillues ont une structure anatomique différente des essences résineuses. Leur densité est généralement plus élevée, mais leur résistance ou rigidité n'est pas obligatoirement plus élevée. Un coefficient d'essence doit intervenir. Des essais sur du chêne et des matériaux composites ont été réalisés. Si on compare les résultats expérimentaux et ceux obtenus par les formules (B10) et (B11), on constate des différences (Cf. tableaux B15 et B16). Les formules (B10) et (B11) sont donc dépendantes de l'essence utilisée.

Désignation	ρ_K (Kg/m^3)	fh,α,k seuil plastique	fh,α,k modèle	Ratio exp./modèle
Chêne 0°	794	67.4 MPa	55.1 MPa	1.10
Chêne 90°	763	40.92 MPa	19.9 MPa	2.06
Contre-plaqué	525	32.76 MPa	36.4 MPa	0.90
Kerto	522	33.35 MPa	36.2 MPa	0.92

Tableau B15: *Valeurs caractéristiques d'enfoncement pour une broche de diamètre de 10 mm.*

Désignation	ρ_K (Kg/m^3)	Md_{ser} expérimental	Md_{ser} modèle	Ratio exp./modèle
Chêne 0°	794	348.5 N/mm^3	451.44 N/mm^3	0.77
Chêne 90°	763	121.5 N/mm^3	97.2 N/mm^3	1.25
Contre-plaqué	525	58.4 N/mm^3	183.2 N/mm^3	0.32
Kerto	522	76.7 N/mm^3	181.4 N/mm^3	0.42

Tableau B16: *Modules caractéristiques d'enfoncement pour une broche de diamètre de 10 mm.*

Il serait nécessaire de déterminer un coefficient propre à chaque essence. Plutôt que de trouver une autre formulation, nous avons préféré développer un modèle capable de déterminer le seuil plastique, en utilisant des caractéristiques physico-mécaniques. Ce travail est présenté dans la partie C.

Il est désormais possible de calculer analytiquement la résistance plastique de n'importe quel assemblage mono-broche, pour lequel les différents jeux fonctionnels ne sont pas pris en compte. Traitons l'exemple de l'assemblage multi-plaques (3) (Cf. figure B32).

Déterminer la charge limite plastique de l'assemblage (3) est possible en utilisant un système équivalent. L'hypothèse retenue dans l'Eurocode 5 consiste à dire que la résistance de cet assemblage est la somme des résistances plastiques des différents plans de cisaillement (P_1, P_2, P_3). La résistance de chaque plan de cisaillement se détermine en utilisant les configurations des assemblages (1) et (2). La figure B33 représente les courbes caractéristiques du comportement des assemblages (1) et (2). La charge plastique de l'assemblage est atteinte dès qu'un des deux assemblages plastifie. Dans ce cas, le seuil plastique de l'assemblage est égal à (F_1+F_2). Mais si l'on est certain de maîtriser la ductilité des deux assemblages, il est possible de sommer les seuils plastiques (F_1+F_3). Le graphique B33 montre bien que l'hypothèse prise dans l'Eurocode 5 sera exacte à la seule condition que l'assemblage (2) tolère une déformation plastique suffisante.

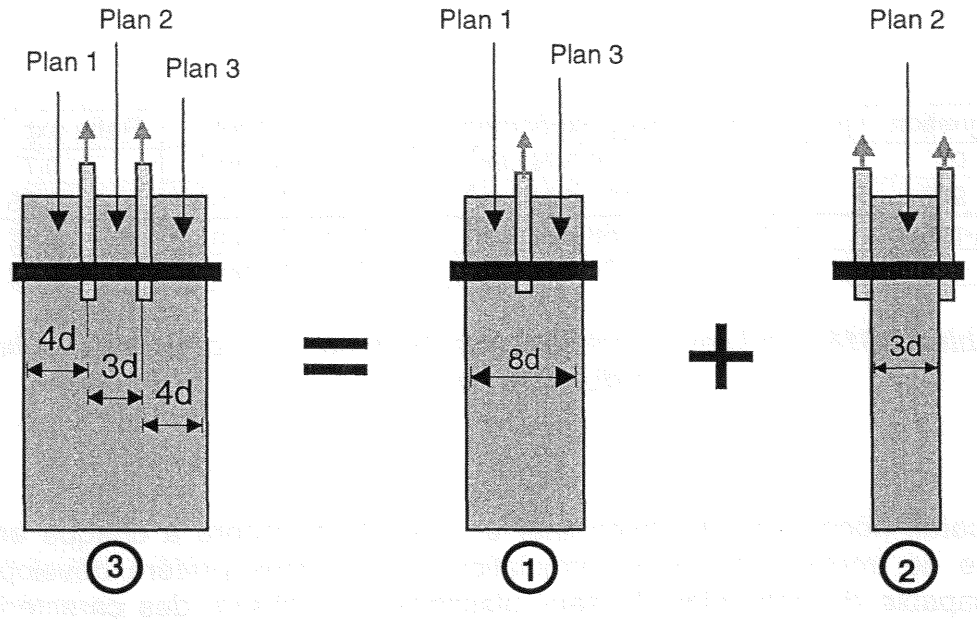


Figure B32 : *Schématisation du système équivalent.*

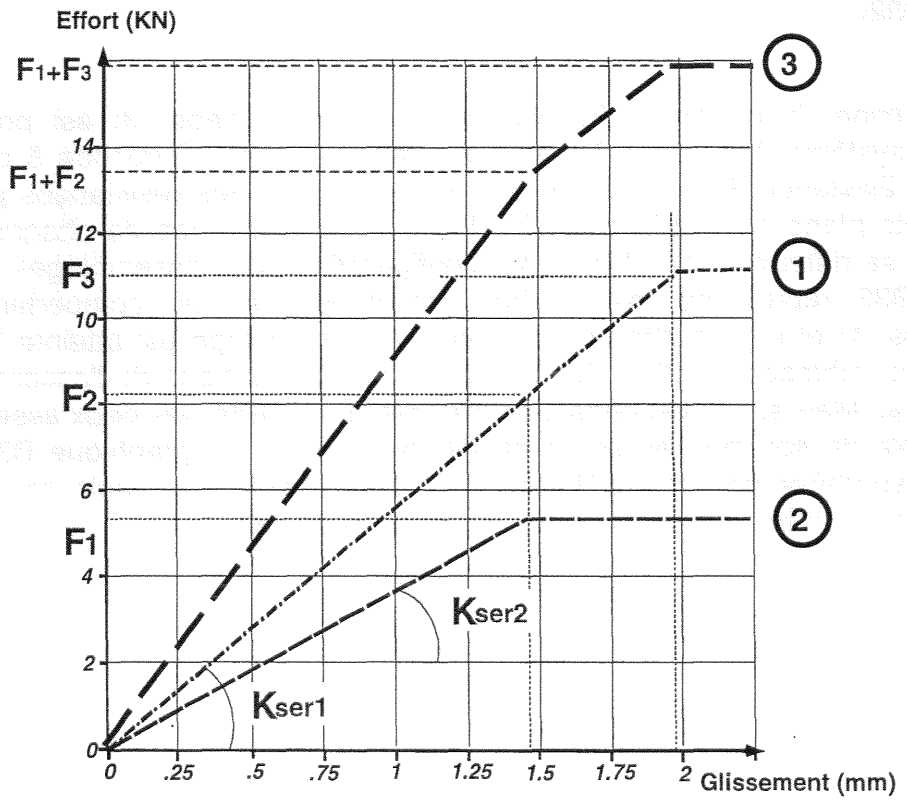


Figure B33 : *Schématisation du calcul d'un assemblage multi-plaques.*

PARTIE C

Cette troisième partie présente la modélisation du comportement d'un assemblage mono-tige. Cette modélisation est finalisée sous forme d'un logiciel, capable de prédire le seuil plastique et la rigidité, d'un assemblage multi-bois ou multi-plaques. Ce modèle numérique prend en compte la loi de comportement phénoménologique de l'acier, les différents jeux fonctionnels ainsi que la loi d'enfoncement du bois. La démarche reste ensuite cohérente avec l'approche proposée par Hirai [Hirai, 1983].

L'originalité de notre modélisation repose sur la prédiction de la portance locale, par la seule connaissance de paramètres physiques du matériau constituant l'assemblage. Ces paramètres permettent d'approcher la loi d'enfoncement par un modèle bilinéaire (Cf. figure C1).

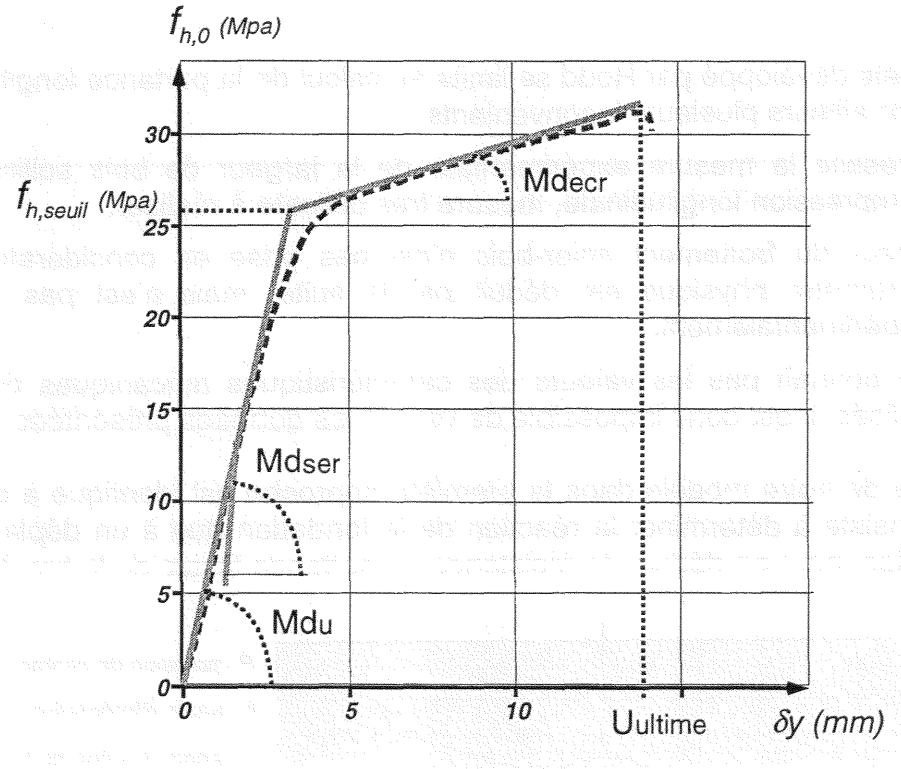


Figure C1 : *Test d'enfoncement parallèle à la direction des fibres.*

1. Caractérisation physique de la portance locale.

1.1. Présentation du modèle.

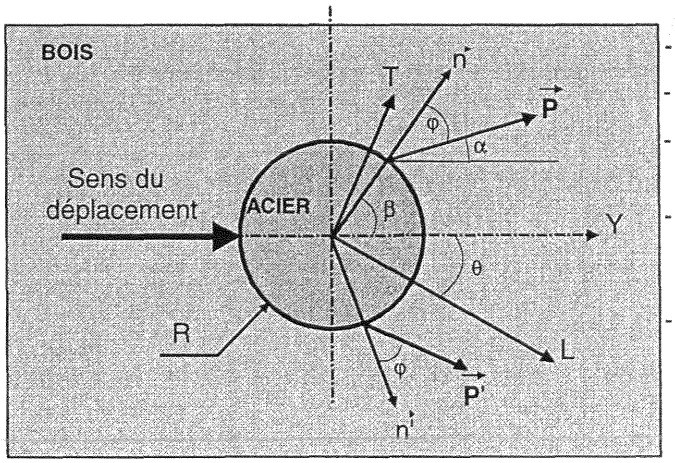
Seul Rodd [Rodd, 1988] a tenté d'expliquer la résistance en portance locale en fonction des caractéristiques mécaniques du bois. Lors d'un essai d'enfoncement, les hypothèses retenues sont :

- le bois n'est soumis qu'à des contraintes de compression longitudinale et de compression transversale.
- son comportement est supposé élasto-plastique parfait suivant ces deux sollicitations.
- la résistance en portance locale atteint son état limite lorsque la zone de contact bois-broche est entièrement plastifiée. Ceci suppose que toutes les contraintes autour du perçage soient égales aux contraintes limites en compression longitudinale ou en compression transversale.

Le modèle développé par Rodd se limite au calcul de la portance longitudinale et comporte par ailleurs plusieurs inconvénients :

- il nécessite la mesure expérimentale de la largeur de bois sollicitée en compression longitudinale, mesure très délicate à réaliser.
- la valeur du frottement acier-bois n'est pas prise en considération. Ce paramètre physique est déduit par la suite, mais n'est pas mesuré expérimentalement.
- on ne connaît pas les valeurs des caractéristiques mécaniques des bois utilisés. Il est donc impossible de vérifier les données présentées.

La base de notre modèle dans la première approche est identique à celui de Rodd. Elle consiste à déterminer la réaction de la fondation due à un déplacement imposé de la tige, pour en déduire la résistance en portance locale de la broche.



- P : pression de contact,
- β : angle d'intégration,
- φ : angle du cône de frottement acier-bois,
- θ : angle entre *l'axe longitudinal d'anisotropie et la direction du déplacement (X)*,
- α :angle entre la pression (P) et la direction du déplacement (Y).

Figure C2 : *Schématisation des paramètres d'intégration.*

Ceci suppose de connaître la répartition des pressions autour de la broche. Les hypothèses retenues sont alors les suivantes (Cf. figure C2) :

1 - s'il n'existe aucun jeu fonctionnel entre la broche et le perçage, le contact maximum est égal au demi-périmètre. Les pressions exercées par la broche sur le bois sont donc réparties sur cette distance.

2 - la pression de contact (P) est normale à la surface du perçage. Elle est déviée d'un angle (φ) par la prise en compte du frottement acier-bois. Cette déviation est directement liée à la direction et au sens du déplacement. La réaction (F_Y) est ensuite déterminée par une intégration des pressions, projetées suivant la direction du déplacement (Y). Elle s'exprime de la manière suivante :

$$F_Y = \int_{-\frac{\pi}{2}}^{\frac{\pi}{2}} P \cdot \cos(\alpha) \cdot B \cdot R \; d\beta = \int_{-\frac{\pi}{2}}^{\frac{\pi}{2}} P \cdot \cos(\beta - \varphi) \cdot B \cdot R \; d\beta \qquad \text{(C1)}$$

où B représente l'épaisseur de l'éprouvette et R le rayon de la broche.

3 – La validité de la formule (C1) doit respecter l'hypothèse suivante : un changement de signe de l'angle d'intégration (β) entraîne aussi un changement de signe du frottement (φ). Cette remarque peut se finaliser par l'équation suivante :

$$\beta \cdot \varphi \geq 0 \qquad \text{(C2)}$$

4 - le comportement du bois est supposé élasto-plastique parfait. Les projections de la pression (P) suivant les directions longitudinales et tangentielles sont alors seuillées ; elles respectent le critère plastique suivant (Cf. figure C3) :

$$\begin{cases} P_L \leq f_{c,0,k} \\ P_T \leq f_{c,90,k} \end{cases} \quad \text{avec}$$

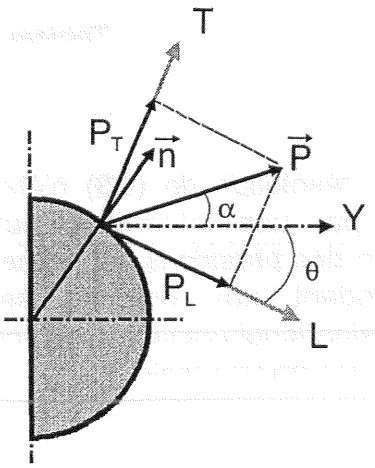


Figure C3 : *Schématisation des paramètres du critère.*

On déduit alors la valeur de la pression (P) de la manière suivante :

$$P = Min\left(P_0, P_{90}\right)$$

$$\text{avec} \quad \begin{cases} P_0 = \dfrac{P_L}{\cos(\alpha-\theta)} = \dfrac{f_{c,0,k}}{\cos(\alpha-\theta)} \\ P_{90} = \dfrac{P_T}{\left|\sin(\alpha-\theta)\right|} = \dfrac{f_{c,90,k}}{\left|\sin(\alpha-\theta)\right|} \end{cases}$$

La portance est ensuite définie comme suit :

$$f_{h,\theta,k} = \frac{F_Y}{2 \cdot B \cdot R}$$

$$f_{h,\theta,k} = \frac{1}{2} \cdot \int_{-\frac{\pi}{2}}^{\frac{\pi}{2}} P \cdot \cos(\alpha) \cdot d\beta \qquad \text{(C3)}$$

Lorsqu'il y a mouvement, la direction de la pression se situe à la limite du cône de frottement, sauf pour les angles (β) compris entre (-φ) et (φ). Dans ce cas, la direction de P reste colinéaire à la direction du déplacement, le vecteur pression reste à l'intérieur du cône de frottement. De ce fait, la valeur de l'angle (α) peut prendre deux valeurs différentes (Cf. tableau C1) :

	$\lvert\beta\rvert<\lvert\varphi\rvert$	$\lvert\beta\rvert\geq\lvert\varphi\rvert$
α	0	β-φ

Tableau C1 : *Valeur de l'angle α.*

La résolution de (C3) n'étant pas évidente de manière analytique, elle est réalisée par une intégration numérique. Une représentation graphique de la répartition des pressions est présentée sur la figure C4. Les parties grisées en clair correspondent aux portions seuillées par la contrainte caractéristique de compression longitudinale ($f_{c,0,k}$), celles en foncé par la contrainte caractéristique de compression transversale ($f_{c,90,k}$).

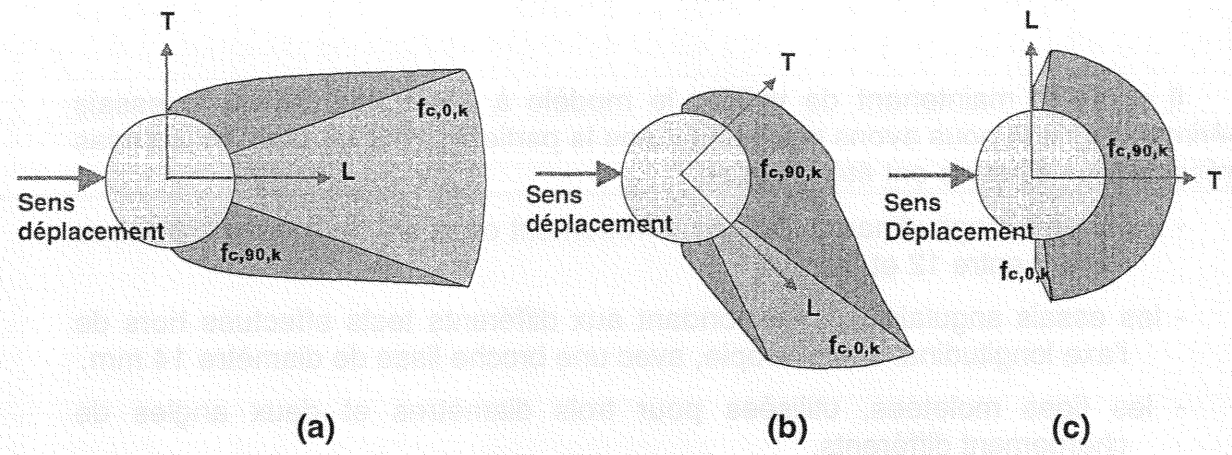


Figure C4 : *Répartition des pressions pour trois angles de sollicitation différents (a : 0°, b : 45°, c : 90°)*

La figure C4 montre alors de manière plus évidente, que la portance longitudinale est supérieure à la portance transverse. La configuration (b) montre que la répartition des pressions n'est pas symétrique pour une direction de chargement hors des axes d'orthotropie. Une composante latérale F_X existe alors.

Nous savons que pour déterminer la portance, le modèle nécessite la connaissance des résistances mécaniques caractérisant le bois, c'est-à-dire les contraintes caractéristiques de compression longitudinale et transversale. Il est possible alors d'exprimer ces contraintes en fonction d'un seul paramètre : la masse volumique caractéristique. D'après l'Eurocode 5 et pour les bois massifs, la contrainte caractéristique transversale ($f_{c,90,k}$) dépend uniquement de la masse volumique caractéristique (ρ_k), celle de compression longitudinale ($f_{c,0,k}$) de la contrainte caractéristique de flexion ($f_{m,k}$).

Après avoir corrélé la masse volumique caractéristique à la contrainte caractéristique de flexion, nous obtenons :

$$f_{c,90,k} = 0{,}015 \cdot \rho_k$$
$$f_{c,0,k} = 5 \cdot f_{m,k}^{\ 0{,}45} \qquad \text{(C4)}$$

avec $f_{m,k} = 23{,}716 - 0{,}19805 \cdot \rho_k + 5 \cdot 10^{-4} \cdot \rho_k^2$ pour les résineux

et $f_{m,k} = -173{,}898 + 0{,}542 \cdot \rho_k - 3 \cdot 10^{-4} \cdot \rho_k^2$ pour les feuillus

1.2. Validation du modèle.

Il convient maintenant de valider le modèle à partir des différents essais expérimentaux que nous avons présentés dans la partie B. Pour ce faire, trois séries représentatives d'essais ont été retenues :

- les essais longitudinaux, réalisés à frottement constant, avec des diamètres variant entre 12 et 20 mm.
- les essais angulaires correspondant aux différents tests effectués hors de l'axe longitudinal d'anisotropie, avec une broche lisse de diamètre 14 mm.
- les tiges moletées, utilisées pour trois diamètres et deux angles de chargement différents.

Les différentes valeurs retenues sont les valeurs caractéristiques correspondant à une série de vingt essais, pour une seule essence et à humidité constante. Le tableau C2 récapitule ces différentes valeurs.

Série	Angle de sollicitation	Diamètre	Valeur du frottement	Masse volumique	Portance expérimentale
Essais longitudinaux	0	12	0.30	375.8	24.3
	0	14	0.30	402.9	23.9
	0	16	0.30	405.7	22.7
	0	18	0.30	411.6	19.7
	0	20	0.30	388.2	17.0
Essais angulaires	0	14	0.30	402.9	23.9
	15	14	0.30	458.3	32.6
	30	14	0.30	375.8	21.3
	45	14	0.30	386.0	18.4
	60	14	0.30	389.0	14.4
	75	14	0.30	463.7	13.9
	90	14	0.30	444.8	9.8
Tiges moletées	0	14	0.90	382.6	36.5
	0	16	0.80	362.8	26.0
	0	20	0.76	497.6	32.1
	30	14	0.90	400.2	26.9

Tableau C2 : *Valeurs expérimentales des portances locales (MPa).*

La figure C5 présente une comparaison des valeurs expérimentales avec celles issues du modèle, dans le cas où l'effet du frottement est négligé. Par contre, sur la figure C6, le frottement est pris en compte. Ces deux graphiques mettent alors en évidence l'importance du frottement. En effet, en omettant ce paramètre, les valeurs issues du modèle sont 50% inférieures aux résultats expérimentaux.

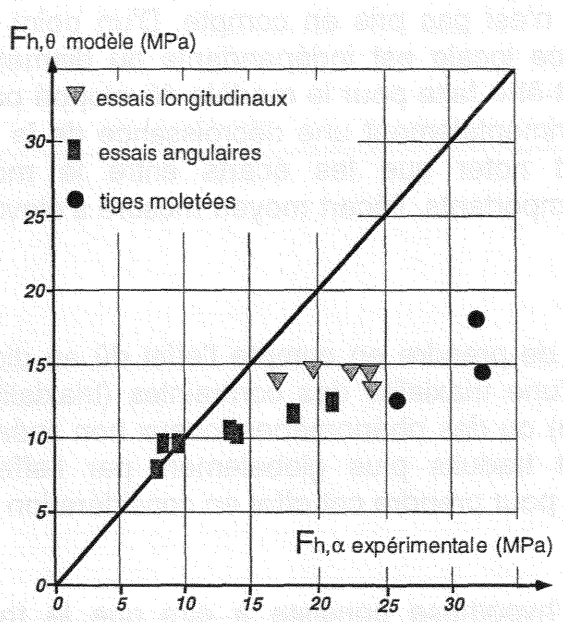


Figure C5 : *Comparaison des portances expérimentales et modélisées sans prise en compte du frottement.*

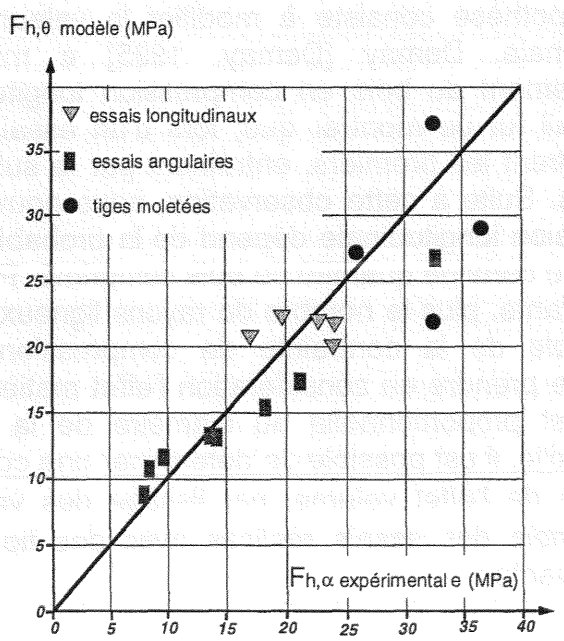


Figure C6 : *Comparaison des portances expérimentales et modélisées avec prise en compte du frottement.*

La figure C6 montre que les hypothèses retenues dans cette modélisation permettent d'estimer de façon très raisonnable la portance. Cependant on constate que l'effet du diamètre n'est pas pris en compte. D'un point de vue analytique, il apparaît que la portance locale est indépendante du diamètre de la broche. La même constatation peut-être faite pour le modèle développé par Rodd. Nous avons pourtant constaté expérimentalement une décroissance de la portance en fonction du diamètre. On peut noter que les écarts entre le modèle et les essais expérimentaux restent importants, l'écart moyen mesuré s'élevant à 6.5%, avec une déviation de 17.6%.

Il est nécessaire de prendre en compte l'effet dû au diamètre, qui peut être induit par l'existence d'une triaxialité des contraintes (triaxialité qui modifierait les résistances du matériau) ou des phénomènes locaux non linéaires plus complexes. Ces phénomènes sont traduits plus globalement par l'effet volume. Plusieurs solutions sont possibles pour prendre cet effet en considération :

- Une première hypothèse consiste à dire que le frottement dépend du diamètre de la broche, ceci étant dû au caractère fortement hétérogène du bois. On pourrait alors supposer que, pour un même état de surface de la broche, le frottement diminue avec l'augmentation du diamètre de la broche. Mais cette hypothèse ne s'est pas vérifiée puisque nous avons montré dans la partie B que le frottement est indépendant du diamètre.

- Une autre hypothèse consiste à modifier la valeur de la contrainte de compression longitudinale. Demay [Demay, 1995] a mis en évidence les mécanismes d'effondrement du bois en compression longitudinale. La principale conclusion de ce travail fut de montrer que, lors d'un essai de compression, les rayons ligneux s'effondrent les premiers, entraînant par la suite le flambement des fibres les plus proches. Suite à cette observation, nous pouvons supposer que la contrainte de compression longitudinale dépend de la probabilité de rencontrer des rayons ligneux dans une certaine quantité de bois comprimé. Plus la taille de la zone comprimée sera importante, plus le nombre de rayons ligneux sera grand, d'où une diminution vraisemblable de la contrainte de compression longitudinale. Cette hypothèse permettra de prendre en considération l'effet matière puisque la taille de la zone comprimée est proportionnelle au diamètre de la broche. Connaissant numériquement cette taille, il est possible de déterminer une contrainte d'écoulement ($\sigma_{c,0,k}$) qui tient compte de l'effet volume, par lissage des valeurs expérimentales obtenues avec l'ensemble des essais réalisés avec des tiges lisses. La relation retenue est alors la suivante :

$$\sigma_{c,0,k} = f_{c,0,k} \cdot \left(\frac{8{,}37}{\text{largeur comprimée}} \right)^{1.33} \qquad \text{(C5)}$$

La valeur de 8.37 correspond à la taille de la zone sollicitée en compression pour un diamètre de 16mm et pour un frottement de 0.3. Cette relation (C5) est issue du lissage des valeurs expérimentales, obtenues avec une seule essence et pour une seule humidité. On peut dès lors supposer que cette formule sera dépendante de l'essence et de l'humidité. De plus, la contrainte d'écoulement ($\sigma_{c,0,k}$) est seuillée, la valeur minimale correspondant à un diamètre supérieur à 26 mm, la valeur maximale à celle d'un diamètre de 10 mm (Cf. figure C7).

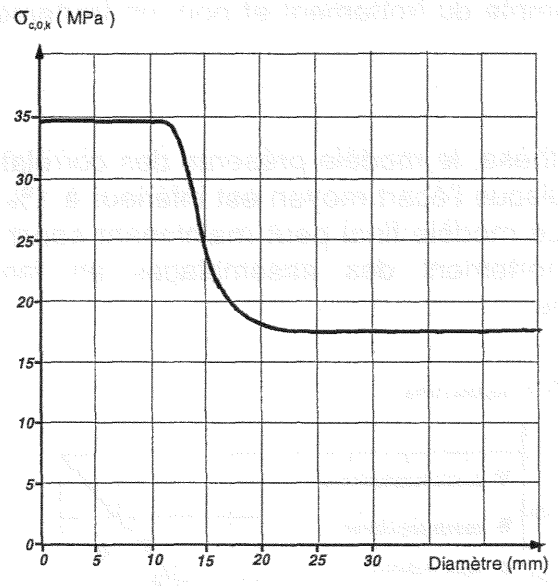


Figure C7 : *Evolution de la contrainte $\sigma_{c,0,k}$ en fonction du diamètre.*

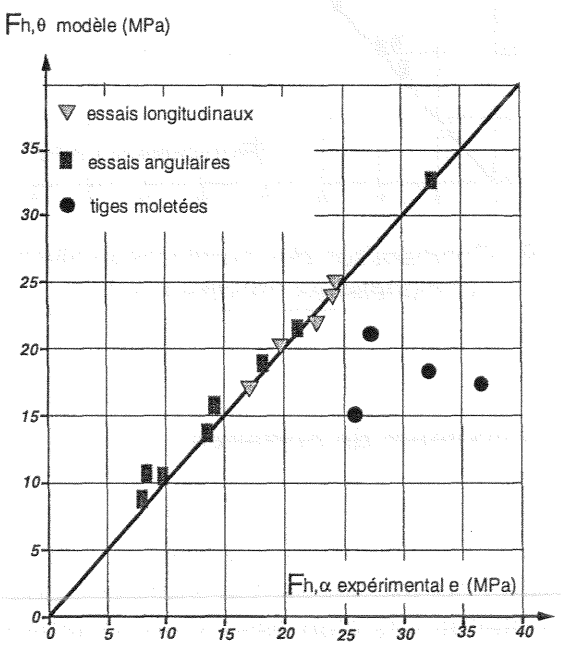


Figure C8 : *Comparaison des portances expérimentales et modélisées.*

Suite à cette modification, le modèle présente des corrélations excellentes pour les essais avec des tiges lisses, puisque l'écart moyen est de 1%, avec une déviation de 3.5% (Cf. figure C8). Par contre, l'effet du frottement est très mal estimé. La taille de la zone sollicitée en compression longitudinale augmente avec le coefficient de frottement, mais cet accroissement de surface entraîne aussi une baisse de la résistance en compression longitudinale (Cf. formule C5). Ce dernier effet étant prépondérant, l'augmentation du frottement tend finalement à diminuer la valeur de la portance locale, contrairement aux observations expérimentales. Une solution consiste donc à calculer la contrainte d'écoulement ($\sigma_{c,0,k}$) selon la formule (C5), avant la prise en compte du frottement et pour un frottement minimum (égal à 0.3).

Suivant cette hypothèse, le modèle présente des corrélations excellentes sur l'ensemble des essais, puisque l'écart moyen est inférieur à 1%, avec une déviation de 4.1% (Cf. figure C9). Le modèle final peut maintenant servir de modèle de base pour l'analyse du comportement des assemblages en fonction de différents paramètres technologiques.

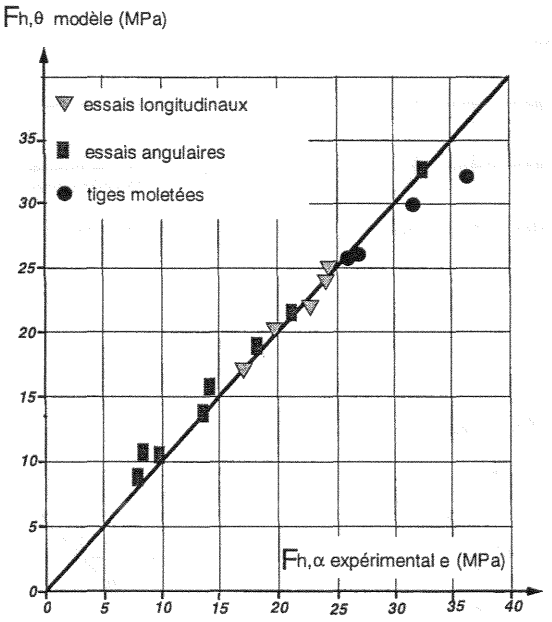


Figure C9 : *Comparaison des portances expérimentales et modélisées (modèle final).*

1.3. Existence du maximum de portance.

La figure C10 montre l'évolution de la portance locale en fonction de l'angle de sollicitation, et pour différents diamètres. On s'aperçoit que la valeur maximale de la portance n'est jamais obtenue lors d'un essai d'enfoncement longitudinal. Ce point avait d'ailleurs été mis en évidence lors des essais d'enfoncement présentés dans la

partie B. De plus, la figure C10 montre que l'effet du diamètre devient nul lors d'une sollicitation perpendiculaire à la direction des fibres. Là encore, cette constatation a été observée expérimentalement. Le réalisme physique de notre modèle est ainsi conforté.

L'étude de la forme intégrale de la portance permet de déduire que la position du maximum dépend du rapport existant entre les contraintes de compression longitudinale et transverse, donc des caractéristiques seuils du matériau. Le maximum de portance est constamment atteint pour un angle de sollicitation égal à Arctan($f_{c,90,k}$ / $f_{c,0,k}$). Au-delà de cet angle limite, les pressions situées dans la zone médiane sous la broche ne sont plus limitées par les contraintes de compression longitudinale, mais par les contraintes de compression perpendiculaire. La valeur devient alors décroissante.

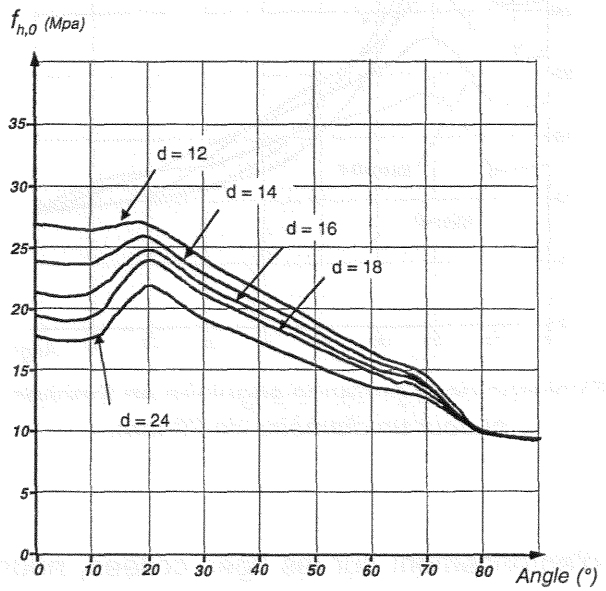


Figure C10 : *Evolution de la portance angulaire en fonction du diamètre et de l'angle de sollicitation pour un frottement de 0,3.*

1.4. Influence du coefficient de frottement acier-bois.

La figure C11 montre l'évolution de la portance en fonction de l'angle de sollicitation et pour différentes valeurs de frottement acier-bois. On constate ici et conformément à nos expérimentations que l'effet du frottement n'a plus aucune incidence pour des essais d'enfoncement perpendiculaires à la direction des fibres.

Lors d'un enfoncement longitudinal, la largeur de la zone soumise à des contraintes de compression longitudinale dépend directement du coefficient de frottement. Plus le frottement est important, plus la largeur de cette zone augmente, entraînant une augmentation de la portance. Par contre, lors d'un enfoncement perpendiculaire, les contraintes de compression longitudinale n'interviennent pratiquement pas (Cf. figure C4). La figure C11 démontre donc une nouvelle fois qu'il est indispensable de prendre en considération le frottement acier-bois, les écarts entre une broche lisse et une broche moletée étant de 50% lors d'un enfoncement longitudinal.

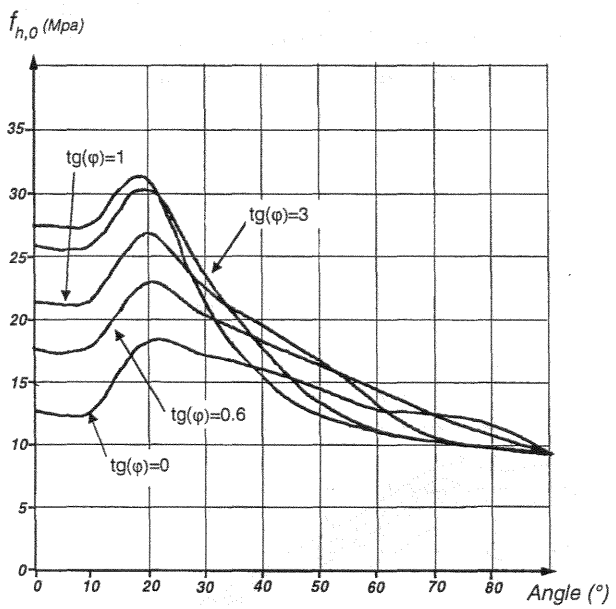


Figure C11 : *Evolution de la portance angulaire en fonction du frottement et pour un diamètre de 20 mm.*

Lors des tests d'enfoncement sur les tiges collées, nous avons pu constater que le joint de colle cédait immédiatement en traction, le phénomène de « tractance » escompté au début ne pouvant être réalisé. Nous pouvons alors modéliser l'enfoncement d'une tige collée comme un contact avec un frottement très important.

La figure C12 présente l'évolution de la portance longitudinale en fonction du frottement acier-bois. On remarque que la portance atteint un seuil pour des valeurs de frottement acier-bois supérieures à 2. A ce niveau de frottement, la totalité du bois est soumise à des contraintes de compression longitudinale. Sur cette même figure, nous avons représenté l'essai réalisé avec une tige collée de diamètre 10 mm. Ceci confirme l'hypothèse qui suppose que l'utilisation d'une tige collée est proche d'un frottement optimum.

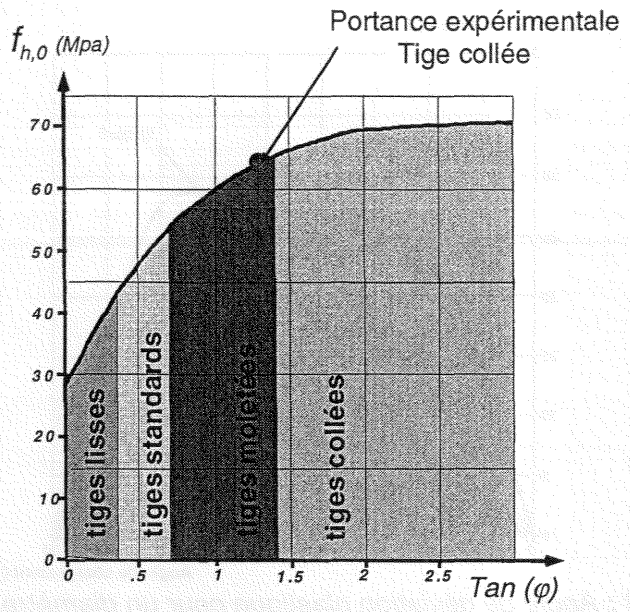


Figure C12 : *Evolution de la portance longitudinale en fonction du frottement et pour un diamètre de 10 mm.*

1.5. Angle de déviation plastique.

Lors des essais hors des axes d'anisotropie, un déplacement latéral (δx) de l'éprouvette était observable au départ de la plastification, puisque l'éprouvette était cinématiquement libre (F_X=0). Ce déplacement latéral définit un angle de déviation plastique ($\beta_p^{ciné}$), égal à :

$$\beta_p^{ciné} = \text{Arctan}\left(\frac{\delta x}{\delta y}\right) \qquad \text{(C6)}$$

(δy) correspondant au déplacement suivant la direction de chargement.

La valeur de l'angle de déviation plastique ($\beta_p^{ciné}$) retenue est celle obtenue au seuil plastique. Notre modèle suppose que l'éprouvette est bloquée; il nous permet d'en déduire une composante latérale F_X et un angle de déviation plastique (β_p^{statiq}) tel que :

$$\beta_p^{statiq} = \text{Arctan}\left(\frac{Fx}{Fy}\right) \qquad \text{(C7)}$$

La figure C13 présente la valeur de la déviation plastique en fonction de l'angle de fil par rapport à la direction du chargement et la valeur du frottement acier-bois. On remarque que les déviations sont de même ordre de grandeurs mais que l'angle, pour lequel la déviation est maximum, diffère entre les essais et la modélisation. Il faudrait donc bloquer l'éprouvette et mesurer FX pour valider cette partie du modèle.

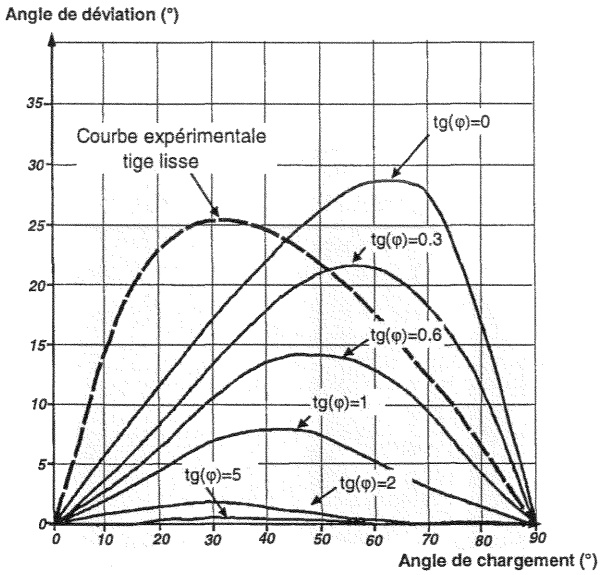


Figure C13 : *Angle de déviation plastique pour un diamètre 14 mm en fonction du frottement acier-bois.*

1.6. Effet de l'humidité.

L'effet de l'humidité sur la résistance en portance locale peut être pris en compte à travers les contraintes caractéristiques de compression longitudinale et transversale fonctions de l'humidité. Lors des essais d'enfoncement avec des tiges lisses, nous avons fait varier l'humidité de 10% à 20% et nous avons constaté une baisse de la résistance en portance locale de 15%. Demay a montré que la contrainte de compression longitudinale diminuait de 2% par pourcentage d'humidité. En supposant que les contraintes longitudinales et transversales diminuent d'autant par pourcentage d'humidité, notre modèle indique une perte de 14.5 % de la portance.

Le tableau C3 compare notre modèle avec les essais d'enfoncement réalisés avec des tiges collées et pour différentes valeurs d'humidité. La diminution des contraintes caractéristiques de compression longitudinale et transversale est supposée égale à 2% par pourcentage d'humidité, que ce soit pour un phénomène de retrait ou de gonflement.

Cycle d'humidité	Nombre éprouvettes	ρ_K (Kg/m^3)	F_h exp (MPa)	F_h modèle (MPa)
Série de référence (10%)	20	457.7	61.7	64.34
Série 1(10%-22%)	20	470.0	30.5	57.39
Série 2(10%-0%)	20	457.9	51.6	53.09

Tableau C3 : *Comparaisons des valeurs caractéristiques expérimentales et modélisées d'enfoncement des tiges collées soumises à des variations de conditions hygroscopiques.*

Au vue du tableau C3, on constate que les valeurs sont cohérentes, à l'exception de la série 1. Plusieurs explications sont alors possibles :

- l'existence de contraintes résiduelles,
- les caractéristiques mécaniques de la colle diminuent lors d'une humidification du bois,
- la valeur du frottement dépend de l'humidité. Il conviendrait alors de corréler cette valeur à l'humidité du bois.

La baisse de la portance locale en fonction de l'humidité peut finalement s'expliquer par une diminution des caractéristiques mécaniques de compression longitudinale et transversale. A partir du modèle par éléments finis, développé dans le chapitre suivant, nous allons désormais pouvoir appréhender l'influence de l'humidité sur la résistance des assemblages mono-tige.

1.7. Effet de l'essence.

Notre modèle a été validé en fonction des essais réalisés sur une seule essence. Il conviendra de vérifier son réalisme vis à vis d'autres essences ou d'autres matériaux composites. Le tableau C4 compare les valeurs expérimentales d'enfoncement à celles issues du modèle, pour du Pin Sylvestre, du Chêne, du contre-plaqué et du Kerto (LVL). Par ailleurs, l'effet volume n'est pas pris en compte, ni pour le contre-plaqué, ni pour le Kerto, puisque ces matériaux ne sont pas des bois massifs.

Désignation	ρ_K (Kg/m^3)	$f_{c,0,k}$ (Mpa)	$f_{c,90,k}$ (Mpa)	$F_{h,\theta,k}$ seuil plastique (MPa)	$F_{h,\theta,k}$ modèle (MPa)	Ratio exp./modèle
Pin Sylvestre 90°	442	28.11	6.63	13.30	10.41	1.27
Chêne 0°	794	33.24	11.91	67.40	41.32	1.63
Chêne 90°	763	32.71	11.44	40.92	17.98	2.27
Contre-plaqué	525	19.9	17.5	32.76	26.66	1.23
Kerto	522	42	9	33.35	34.78	0.96

Tableau C4: *Valeurs caractéristiques d'enfoncement pour une broche de diamètre de 10 mm.*

Les différentes valeurs des contraintes caractéristiques de compression longitudinale et transversale retenues sont issues de l'Eurocode 5. Le tableau C4 indique des résultats corrects à l'exception des essais d'enfoncement sur le chêne. On peut se demander si les valeurs caractéristiques, données pour les feuillus dans l'Eurocode 5, ne sont pas trop restrictives. Il serait donc nécessaire de réaliser des essais de compression, longitudinale et transversale sur le chêne testé pour établir des conclusions vis à vis de l'influence de l'essence sur notre modèle. Il se peut

aussi que le coefficient de frottement d'une tige lisse soit plus élevé pour une essence feuillue que pour une essence résineuse. Il conviendrait là aussi de réaliser des tests de frottement sur différentes essences.

1.8. Caractérisation du module de décharge.

Pour caractériser l'essai d'enfoncement, nous avons besoin de définir les modules de fondation Md_u et Md_{ser} en fonction des caractéristiques de l'assemblage. La module de fondation élastique étant le rapport de la portance sur l'enfoncement, il dépend directement du champ de déformations et du champ de contraintes élastiques autour du perçage. Une formulation analytique de ces champs est très difficile à définir dans un milieu anisotrope. Pour ces raisons, nous avons choisi de modéliser ces modules de fondation à partir des résultats expérimentaux, sans chercher à les expliciter. Par conséquent, les expressions de Md_u et Md_{ser} seront liées au domaine d'application. Il conviendrait alors d'exprimer ces formules pour chaque essence.

La formulation choisie est identique à celle utilisée dans la partie B pour caractériser la portance locale. Cette expression est la suivante :

$$Md_{ser} = \frac{M_0}{M_{90} \cdot \sin^2(\theta) + \cos^2(\theta) - \frac{M_0}{245}} \qquad \text{(C8)}$$

avec :

$$M_0 = 1{,}9 \cdot \frac{\rho_k}{d^{0{,}98}} \quad \text{et} \quad M_{90} = 8{,}29 - 0{,}008 \cdot \rho_k$$

où : - θ : angle entre la direction de l'effort et l'axe longitudinal du bois,
- d : diamètre de la broche,
- ρ_k : masse volumique caractéristique du bois.

Cette expression est indépendante du frottement acier-bois, puisque nous avons constaté expérimentalement que ce facteur n'influait pas sur le module de fondation.

La raideur initiale de l'essai d'enfoncement a été déterminée de manière identique. Les tableaux C5 et C6 présentent les différents rapports entre les modules de fondation initiaux (Md_u) et les modules de fondation élastiques (Md_{ser}) suivant plusieurs configurations.

Angle (°)	0	15	30	45	60	75	90
Md_{ser} / Md_u	1.60	1.53	1.66	1.43	1.48	1.31	1.66

Tableau C5 : *Comparaison des modules de fondations initiaux et élastiques suivant l'angle de sollicitation.*

Diamètre (mm)	12	14	16	18	20
Md_{ser} / Md_u	2.05	1.60	1.47	1.85	2.11

Tableau C6 : *Comparaison des modules de fondations initiaux et élastiques suivant le diamètre de la broche.*

Suite aux différents essais réalisés, le rapport entre les deux modules a pu être corrélé en fonction d'un seul paramètre, le diamètre de la broche. La formule obtenue est alors la suivante :

$$\frac{Md_{ser}}{Md_u} = 30{,}502 - 5{,}0545 \cdot d + 0{,}2866 \cdot d^2 - 0{,}0052 \cdot d^3 \qquad \text{(C9)}$$

$$(r^2 = 0.83)$$

1.9. Caractérisation de la phase plastique.

Le dernier point étudié concerne la phase plastique de l'essai d'enfoncement. Il est ici nécessaire de définir l'enfoncement ultime ainsi que la valeur du module d'écrouissage (Md_{ecr}). En ce qui concerne l'enfoncement ultime, une hypothèse consisterait à dire que la rupture est provoquée par les contraintes de cisaillement longitudinal ou de traction perpendiculaire. La connaissance de la répartition de ces contraintes autour du perçage permettrait alors de localiser la rupture et de quantifier l'enfoncement ultime. L'approche phénoménologique étant très délicate, on se limite ici à définir l'enfoncement ultime par une régression linéaire des résultats expérimentaux. On peut donc émettre les mêmes réserves que celles qui ont été faites dans le chapitre 1.8. La corrélation obtenue est la suivante :

$$U_{ultime} = k \cdot (0{,}67 \cdot d - 1{,}268) \qquad \text{(C10)}$$

avec - k=1 si la tige est lisse

- k=2,5 si la tige est moletée.

Le phénomène d'écrouissage ne s'est produit que lors d'essais dont l'angle de sollicitation était supérieur à 45°. La relation obtenue à partir des essais expérimentaux est alors la suivante :

$$Mecr = 0 \quad si \quad téta \leq 60^\circ$$
$$Mecr = \frac{24{,}7 \cdot téta - 1403{,}3}{3 \cdot d^2} \quad si \quad téta \succ 60^\circ \qquad \text{(C11)}$$

Les différentes équations ou modèles établis nous permettent maintenant de caractériser complètement un essai d'enfoncement par la seule connaissance de quatre paramètres :

- la masse volumique caractéristique du bois,
- l'angle de sollicitation,
- le coefficient de frottement acier-bois,
- le diamètre de la broche.

La loi d'enfoncement ainsi obtenue pourra désormais être introduite dans le modèle éléments finis présentés ci-après.

2. Modélisation de l'assemblage.

Pour réaliser la modélisation d'un assemblage mono-tige, nous avons utilisé la théorie d'une poutre sur fondation élasto-plastique, théorie reprise par de nombreux auteurs [Hirai, 1983], [Rodd, 1996]. Les lois de comportement des différents matériaux étant non linéaires, nous avons utilisé une résolution par une méthode incrémentale.

La poutre est constituée d'éléments linéaires à deux nœuds. Elle peut être chargée par une pression normale q_N et une tangentielle q_T, chaque élément possédant une raideur d'enfoncement normale (K_N) et tangentielle (K_T) (Cf. figure C14).

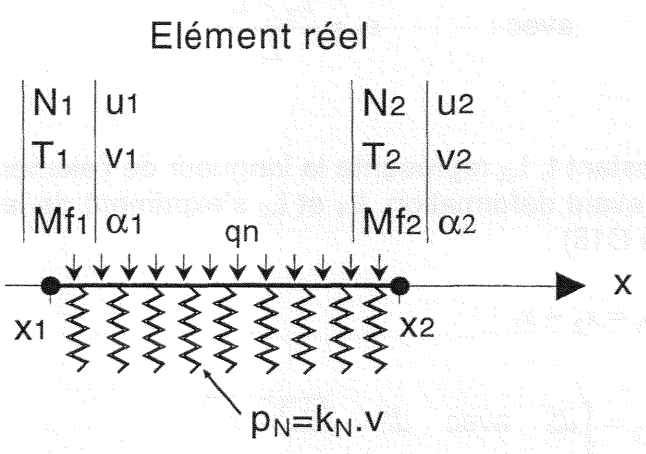


***Figure C14** : Elément à trois variables par nœud.*

Les différentes hypothèses retenues pour cette modélisation sont les suivantes :

1 - la poutre est composée d'éléments linéaires à deux nœuds, possédant trois degrés de liberté par nœud (u, v, α). La résolution incrémentale étant réalisée en petite déformation, la rotation α s'exprime de la manière suivante :

$$\alpha = \frac{\partial v}{\partial x} \qquad \text{(C12)}$$

2 - les effets induits par les contraintes de cisaillement sont négligés.

3 – au sein d'un incrément, le déplacement normal (u) est découplé des autres déplacements dans la résolution élastique en petite déformation. Cette condition signifie que les phénomènes de traction sont dissociés de ceux de flexion.

4 - pour prendre en compte l'effet de frottement longitudinal, il est nécessaire d'estimer la déformation axiale, ce qui impose d'utiliser une hypothèse de grande déformation. Celle-ci n'est pas explicitée précisément mais sera approximée en réactualisant la géométrie dans un calcul itératif. Un couplage entre u et v est alors introduit par une approximation en supposant que la longueur de la fibre moyenne reste constante. Ce couplage est pris en compte par un champ initial de déformation ε_0 , à l'instant t. Dans la direction longitudinale, nous avons alors :

$$\varepsilon_{TOTAL} = \varepsilon_{ELASTIQUE} + \varepsilon_0$$

$$\text{avec :} \qquad \varepsilon_0 = \frac{L_2 - L_1}{L_1} \qquad \text{(C13)}$$

où à un instant t, L_2 représente la longueur de l'élément déformé et L_1 la longueur avant déformation. L_1 et L_2 s'expriment de la manière suivante (Cf. figure C15) :

$$L_1 = x_2 - x_1$$

$$L_2 = \int_L dS \quad \text{avec} \quad dS = \sqrt{dx^2 + dv^2} \qquad \text{(C14)}$$

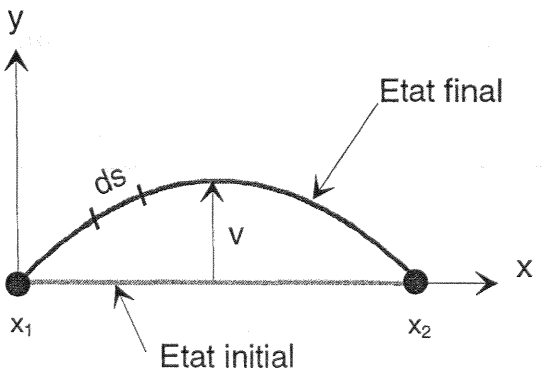


Figure C15 : *Définition des paramètres L_1 et L_2.*

5 - la plastification de la tige s'effectue uniquement en flexion. Le critère de plasticité est lié au moment de flexion par l'introduction d'un module tangent (E_{TG}), déterminé d'après une loi de comportement moment-courbure de la broche. Le module tangent équivalent en traction pure est supposé égal à celui en flexion pure ; cette approximation est établie car elle permet de limiter considérablement le temps de calcul. De plus, cette hypothèse n'a que peu d'influence sur le résultat final.

6 - dans le cadre de cette étude, les charges réparties extérieures (q_N et q_T), qui pourraient être le résultat d'un pré-serrage pour q_T, ou d'un montage en force pour q_N, sont supposées nulles. Cette dernière pression pourrait aussi exprimer l'effet du retrait ou du gonflement du bois.

7 – la raideur normale de fondation élastique (K_N) est obtenue par dérivation de la courbe caractérisant l'enfoncement de la fondation (les différentes valeurs des modules de fondation correspondent à celles définies dans le chapitre 1-6 précédent). Si cette courbe est représentée par la fonction, $f(u)$, la raideur (K_N) s'exprime alors comme suit :

$$K_N = \frac{\partial f}{\partial u} \cdot d \qquad \text{(C15)}$$

8 – la raideur tangente (K_T) sera utilisée afin de prendre en compte la friction longitudinale. Sa valeur non réelle est redéfinie à chaque itération afin de respecter les conditions de frottement, au contact bois-broche, telles que :

$$\tan(\varphi) \geq \frac{q_T}{q_N} \qquad \text{(C16)}$$

2.1. Résolution non linéaire par éléments finis.

Les lois de comportement étant non linéaires, une méthode incrémentale est choisie pour la résolution du problème. Pour la suite de cette partie, toutes les variables statiques et cinématiques sont exprimées sous forme de petites variations, propres à l'approche numérique incrémentale, mais que l'on nommera par soucis de simplicité d'écriture respectivement F et q.

Pour chaque incrément de force $[F_e]$, la loi de comportement est considérée comme étant linéaire élastique. Suivant la méthode des éléments finis, le comportement de chaque élément est caractérisé par une matrice élémentaire de rigidité élémentaire $[K_e]$. Cette matrice permet de relier les efforts généralisés élémentaires $[F_e]$ aux déplacements généralisés élémentaires $[q_e]$ par la relation :

$$[F_e] = [K_e].[q_e] \qquad \text{(C17)}$$

L'ensemble de ces relations propres à chaque élément et des conditions de continuité entre éléments amènent à un système global d'équations dont la résolution conduit à une solution élastique du problème posé. L'obtention de ce système d'équations découle d'une discrétisation des variables cinématiques et quelque fois des variables géométriques par des approximations nodales. Ici, un changement de l'espace réel vers un espace de référence est utilisé. L'élément de référence choisi est un élément à une dimension défini entre –1 et 1 (Cf. figure C16).

L'approximation géométrique retenue est de forme polynomiale :

$$x(\xi) = N_i^*(\xi)\, x_i \qquad \text{(C18)}$$

avec pour l'élément de référence choisi :

$$N_1^* = \frac{1-\xi}{2}$$
$$N_2^* = \frac{1+\xi}{2}$$

Cette transformation doit être bijective en tout point. Son jacobien (J) doit être strictement positif ou nul, il s'exprime par :

$$dx = J\, d\xi$$

$$soit : \qquad (C19)$$

$$J = \frac{\partial x}{\partial \xi} = \frac{\partial N_1^*}{\partial \xi} x_1 + \frac{\partial N_2^*}{\partial \xi} x_2 = \frac{\partial N_i^*}{\partial \xi} x_i = \frac{x_2 - x_1}{2} = \frac{l}{2} \geq 0$$

2.1.1 Etude de l'élément soumis à une sollicitation de traction.

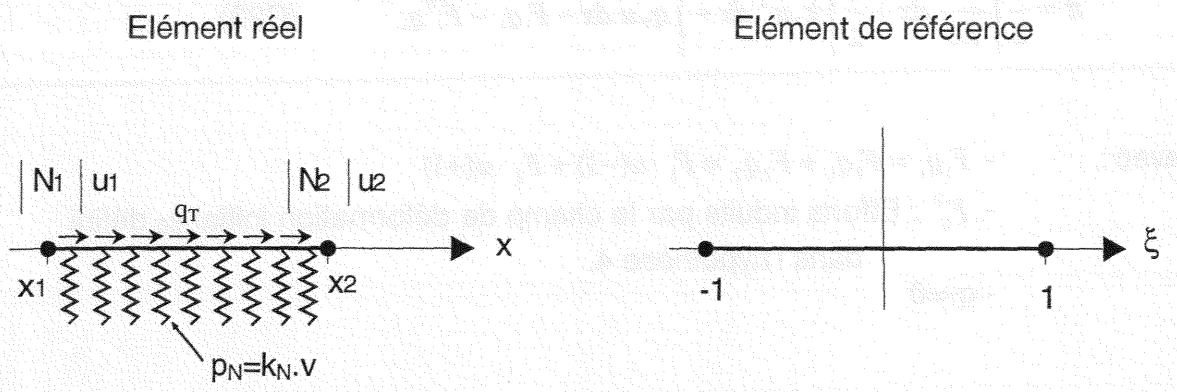


***Figure C16** : Elément soumis à une sollicitation de traction.*

L'étude de la sollicitation de traction pour ce type d'élément nécessite l'utilisation d'une seule variable par nœud, caractérisant le déplacement normal u, associé à l'effort normal N (Cf. figure C16). Les fonctions d'interpolation nodale sont, dans ce cas, identiques à celles de l'approximation géométrique (ces éléments sont dits isoparamétriques). Le déplacement, u, s'exprime en fonction des déplacements nodaux q comme :

$$u(\xi) = N_i^*(\xi)\, q_i \qquad \text{(C20)}$$

La méthode de résolution est basée sur le principe des travaux virtuels, qui implique que l'équilibre est atteint pour une variation d'énergie potentielle nulle, soit :

$$\delta\pi = 0 \qquad \text{(C21)}$$

L'équation (C21) peut être reformulée par :

$$\delta\pi = \frac{\partial \pi}{\partial q} \cdot \delta q = 0 \qquad \text{(C22)}$$

avec (δq) un champ de déplacement virtuel, cinématiquement admissible. Ce champ doit satisfaire les conditions suivantes :

- être continu et dérivable dans le domaine élémentaire.
- être continu entre les éléments, c'est-à-dire posséder au moins une continuité C^0.
- satisfaire aux conditions limites.

Tous ces critères sont satisfaits par l'approximation polynomiale retenue. L'énergie potentielle s'écrit alors :

$$\pi = \frac{1}{2}\int_l \frac{N^2}{ES}\,dx + \frac{1}{2}\int_l k_T u^2\,dx - \int_l q_T u\,dx - F_i q_i - F_i^0 q_i \qquad \text{(C23)}$$

avec :
- $F_i q_i = F_1 q_1 + F_2 q_2 = F_1 \cdot u(-1) + F_2 \cdot u(+1)$
- F_i^0 : Efforts induits par le champ de déformation initial ε_0 défini dans l'hypothèse 4.
- $q_T=0$

La dérivation de l'énergie potentielle par le champ des déplacements nodaux nous permet d'accéder à un système d'équations linéaires du type :

$$[F_e] = [K_e].[q_e] \qquad \text{(C24)}$$

avec : $[K_e] = [K_{traction}] + [K_{fondation}]$

où :

$$[K_{traction}] = \frac{ES}{L}\begin{bmatrix} 1 & -1 \\ -1 & 1 \end{bmatrix}$$

$$[K_{fondation}] = \frac{K_T.L}{6}\cdot\begin{bmatrix} 2 & 1 \\ 1 & 2 \end{bmatrix}$$

2.1.2. Etude de l'élément soumis à une sollicitation de flexion.

Le nombre de termes définissant la base de l'approximation doit être égal au nombre de variables nodales de l'élément considéré. Le degré de la base polynomiale est donc égal à trois (Cf. figure C17). Les éléments sont ici hybrides, l'approximation géométrique étant différente de l'approximation nodale utilisée pour exprimer l'approximation des déplacements. La base <P> de l'approximation se caractérise de la manière suivante :

$$\langle P \rangle = \langle 1 \;\; \xi \;\; \xi^2 \;\; \xi^3 \rangle$$

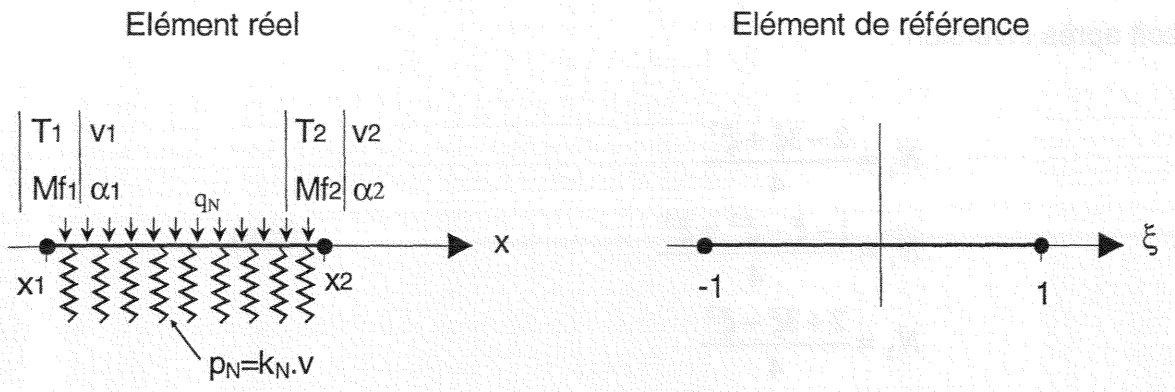


***Figure C17** : Elément soumis à une sollicitation de flexion.*

Le déplacement transverse v(ξ) dans l'élément est relié aux déplacements nodaux (q) par la relation :

$$v(\xi)=\langle N\rangle.\langle q\rangle$$

avec $\langle N\rangle$, la matrice des fonctions d'interpolation nodales sur l'élément définie comme suit :

$$\langle N\rangle=\langle P\rangle\cdot[P_n]^{-1} \qquad \text{(C25)}$$

L'élément retenu possède une continuité de type C^1. La matrice nodale d'approximation $[P_n]$ est alors égale à [Touzot, 1981] :

$$[P_n]=\begin{bmatrix}\langle P(\xi_1)\rangle\\ \left\langle\frac{\partial P}{\partial\xi}(\xi_1)\right\rangle\\ \langle P(\xi_2)\rangle\\ \left\langle\frac{\partial P}{\partial\xi}(\xi_2)\right\rangle\end{bmatrix}=\begin{bmatrix}1&-1&1&-1\\0&1&-2&3\\1&1&1&1\\0&1&2&3\end{bmatrix}$$

soit après inversion :

$$N_1 = \frac{2 - 3\xi + \xi^3}{4}$$
$$\overline{N_1} = \frac{1 - \xi - \xi^2 + \xi^3}{4} \qquad \text{(C26)}$$
$$N_2 = \frac{2 + 3\xi - \xi^3}{4}$$
$$\overline{N_2} = \frac{-1 - \xi + \xi^2 + \xi^3}{4}$$

Les fonctions d'interpolation établies, il est possible de définir le déplacement v(ξ) dans le système de référence de la manière suivante :

$$v(\xi) = N_i(\xi) \cdot v_i + \overline{N_i}(\xi) \frac{\partial v}{\partial \xi} = N_i(\xi) \cdot v_i + \overline{N_i}(\xi) \cdot \alpha_i \cdot \frac{l}{2} \qquad \text{(C27)}$$

Exprimons maintenant l'énergie potentielle pour cet l'élément sollicité en flexion :

$$\pi = \frac{1}{2} \int_l \frac{Mf^2}{EI} dx + \frac{1}{2} \int_l k_N v^2 \, dx - \int_l q_N v \, dx - F_i q_i \qquad \text{(C28)}$$

(F_i représentant les forces généralisées et q_i les déplacements généralisés)

En supposant que les sections planes restent planes après de petits déplacements ou de petites déformations, le moment de flexion reste proportionnel au rayon de courbure, tel que :

$$Mf = EIv''$$

L'énergie potentielle s'exprime en fonction du champ de déplacement :

$$\pi = \frac{1}{2} \int_l EI\left(v''\right)^2 dx + \frac{1}{2} \int_l k_N v^2 \, dx - \int_l q_N v \, dx - T_i v_i - M_i v_i' \qquad \text{(C29)}$$

S.C.D. - U.H.P. NANCY
BIBLIOTHÈQUE DES SCIENCES
Rue du Jardin Botanique
54600 VILLERS-LES-NANCY

Pour exprimer cette équation dans l'espace de référence, il est nécessaire d'exprimer v" et v' en fonction de ξ :

$$\frac{\partial v}{\partial x}=\frac{\partial v}{\partial \xi}\cdot\frac{\partial \xi}{\partial x}=\frac{1}{J}\cdot\frac{\partial v}{\partial \xi}$$

$$\frac{\partial^2 v}{\partial x^2}=\frac{\partial}{\partial x}\left[\frac{\partial v}{\partial x}\right]=\frac{\partial}{\partial x}\left[\frac{\partial v}{\partial \xi}\cdot\frac{\partial \xi}{\partial x}\right]=\frac{\partial \xi}{\partial x}\cdot\frac{\partial}{\partial x}\left[\frac{\partial v}{\partial \xi}\right]+\frac{\partial v}{\partial \xi}\cdot\frac{\partial}{\partial x}\left[\frac{\partial \xi}{\partial x}\right]$$

$$=\frac{\partial \xi}{\partial x}\cdot\frac{\partial^2 v}{\partial x\cdot\partial \xi}+\frac{\partial v}{\partial \xi}\cdot\frac{\partial}{\partial x}\left[\frac{\partial \xi}{\partial x}\right]=\frac{\partial \xi}{\partial x}\cdot\frac{\partial^2 v}{\partial \xi^2}\cdot\frac{\partial \xi}{\partial x}+\frac{\partial v}{\partial \xi}\cdot\frac{\partial}{\partial x}\left[\frac{\partial \xi}{\partial x}\right]$$

$$=\frac{\partial^2 v}{\partial \xi^2}\cdot\left(\frac{\partial \xi}{\partial x}\right)^2+\frac{\partial v}{\partial \xi}\cdot\frac{\partial^2 \xi}{\partial x^2}$$

$$\frac{\partial^2 \xi}{\partial x^2}=0 \quad \textit{puisque} \quad \frac{\partial \xi}{\partial x}=\frac{2}{L}$$

d'où :

$$\frac{\partial^2 v}{\partial x^2}=\frac{\partial^2 v}{\partial \xi^2}\cdot\left(\frac{\partial \xi}{\partial x}\right)^2=\frac{1}{J^2}\cdot\frac{\partial^2 v}{\partial \xi^2}$$

$$\frac{\partial^2 v}{\partial x^2}=v''=\frac{4}{l^2}\cdot\frac{\partial^2 v}{\partial \xi^2}=\frac{4}{l^2}\left[\frac{\partial^2 N_i}{\partial \xi^2}v_i+\frac{\partial^2 \overline{N_i}}{\partial \xi^2}\alpha_i\frac{l}{2}\right]$$

$$v''=\frac{4}{l^2}\left[\frac{\partial^2 N_i}{\partial \xi^2}\;;\;\frac{\partial^2 \overline{N_i}}{\partial \xi^2}\cdot\frac{l}{2}\;;\;\frac{\partial^2 N_2}{\partial \xi^2}\;;\;\frac{\partial^2 \overline{N}_2}{\partial \xi^2}\cdot\frac{l}{2}\right]\cdot\begin{bmatrix}v_1\\ \alpha_1\\ v_2\\ \alpha_2\end{bmatrix}$$

$$v''=[B]\cdot[q]$$

L'énergie s'écrit finalement :

$$\pi=\frac{1}{2}\int_l EI\,v''\,dx+\frac{1}{2}\int_l k_N\,v^2\,dx-\int_l q_N\,v\,dx-F_i\,q_i$$

$$\pi=\frac{1}{2}\int_{-1}^{1}[q]^T[B]^T EI\,[B][q]J\,d\xi+\frac{1}{2}\int_{-1}^{1}k_N[q]^T[N]^T[N][q]J\,d\xi-\int_{-1}^{1}q_N[N][q]J\,d\xi-[q]^T[F]$$

L'objectif consiste à minimiser cette énergie, ce qui revient à exprimer :

$$\frac{\partial \pi}{\partial q_k} = 0$$

soit :

$$[F] = \left[\left[\int_{-1}^{1} [B]\ [EI]\ [B]\ J\ d\xi \right] + \left[k_N \int_{-1}^{1} [N]\ [N]\ J\ d\xi \right] \right] . [q]$$

$$[F] = \left[K_{flexion} + K_{fondation} \right] \cdot [q]$$

Il est maintenant possible de définir les matrices élémentaires de rigidité de flexion et de rigidité due à la fondation plastique. Ces matrices sont égales à :

$$[K_{flexion}] = \frac{EI}{L^3} \cdot \begin{bmatrix} 12 & 6L & -12 & 6L \\ & 4L^2 & -6L & 2L^2 \\ & & 12 & -6L \\ & & & 4L^2 \end{bmatrix}$$

$$[K_{fondation}] = \frac{K_N \cdot L}{2} \cdot \begin{bmatrix} \frac{26}{35} & \frac{11L}{105} & \frac{9}{35} & -\frac{13L}{210} \\ & \frac{2L^2}{105} & \frac{13L}{210} & -\frac{L^2}{70} \\ & & \frac{26}{35} & -\frac{22L}{210} \\ & & & \frac{2L^2}{105} \end{bmatrix}$$

et :

$$[F] = \begin{bmatrix} \frac{q_N \cdot L}{2} \\ \frac{q_N \cdot L^2}{12} \\ \frac{q_N \cdot L}{2} \\ -\frac{q_N \cdot L^2}{12} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} T_1 \\ M_1 \\ T_2 \\ M_2 \end{bmatrix}$$

La matrice globale de rigidité élémentaire s'obtient par sommation des différentes matrices. Dans cette approche incrémentale, les rigidités E et K sont approximées par des rigidités tangentes.

$$\begin{bmatrix} N_1 \\ T_1 \\ Mf_1 \\ N_2 \\ T_2 \\ Mf_2 \end{bmatrix} = \left[\left[K_{poutre} \right] + \left[K_{fondation} \right] \right] . \begin{bmatrix} u_1 \\ v_1 \\ \alpha_1 \\ u_2 \\ v_2 \\ \alpha_2 \end{bmatrix}$$

avec :

$$\left[K_{poutre}\right] = \frac{E_{TG} I}{L^3} \cdot \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 12 & 6L & 0 & -12 & 6L \\ & & 4L^2 & 0 & -6L & 2L^2 \\ & & & 0 & 0 & 0 \\ & & & & 12 & -6L \\ & & & & & 4L^2 \end{bmatrix} + \frac{E_{TG} S}{L} \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & -1 & 0 & 0 \\ & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ & & 0 & 0 & 0 & 0 \\ & & & 1 & 0 & 0 \\ & & & & 0 & 0 \\ & & & & & 0 \end{bmatrix}$$

$$\left[K_{fondation}\right] = \frac{K_N \cdot L}{2} \cdot \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{26}{35} & \frac{11L}{105} & 0 & \frac{9}{35} & -\frac{13L}{210} \\ & & \frac{2L^2}{105} & 0 & \frac{13L}{210} & -\frac{L^2}{70} \\ & & & 0 & 0 & 0 \\ & & & & \frac{26}{35} & -\frac{22L}{210} \\ & & & & & \frac{2L^2}{105} \end{bmatrix} + \frac{K_T L}{6} \begin{bmatrix} 2 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ & & 0 & 0 & 0 & 0 \\ & & & 2 & 0 & 0 \\ & & & & 0 & 0 \\ & & & & & 0 \end{bmatrix}$$

Une fois la matrice globale de rigidité élémentaire établie, la seconde opération consiste à assembler les différentes matrices élémentaires. L'assemblage est l'opération qui consiste à construire la matrice de rigidité globale [K] et le vecteur global des sollicitations [F] à partir des matrices élémentaires [Ke] et des vecteurs élémentaires des sollicitations [Fe] [Hinton, 1980]. [Ke] a pour dimension le nombre de degré de liberté de l'élément, tandis que [K] a pour dimension le nombre de degré de liberté du système global. Cette matrice satisfait à la relation suivante :

$$[F]=[K][q] \qquad \text{(C30)}$$

où [q] représente le vecteur de déplacement nodal pour l'ensemble de la structure.

2.2. Loi de comportement.

2.2.1. Prise en compte de la plasticité de la tige.

Par hypothèse, nous avons supposé que la plastification de la tige s'effectue uniquement en flexion (les efforts induits par le frottement latéral n'influent pas sur la plastification) et qu'une section plane reste plane après déformation. La loi de comportement de l'acier est dérivée du modèle de Ramberg-Osgood [Ramberg, 1943], qui est le suivant :

$$\begin{aligned} \sigma &= E \cdot \varepsilon_{élastique} \quad si \quad \sigma \le \sigma_E \\ \sigma &= C \cdot \left(\varepsilon_{plastique} + \varepsilon_0\right)^n \quad si \quad \sigma \ge \sigma_E \\ avec : \quad \varepsilon_0 &= \left(\frac{\sigma_E}{C}\right)^{\frac{1}{n}} \end{aligned} \qquad \text{(C31)}$$

La figure C18 présente la répartition des contraintes dans une section vérifiant la loi de comportement retenue. La progression de la plasticité est caractérisée par la variable y_1, variable qui représente la première fibre plastifiée dans une section.

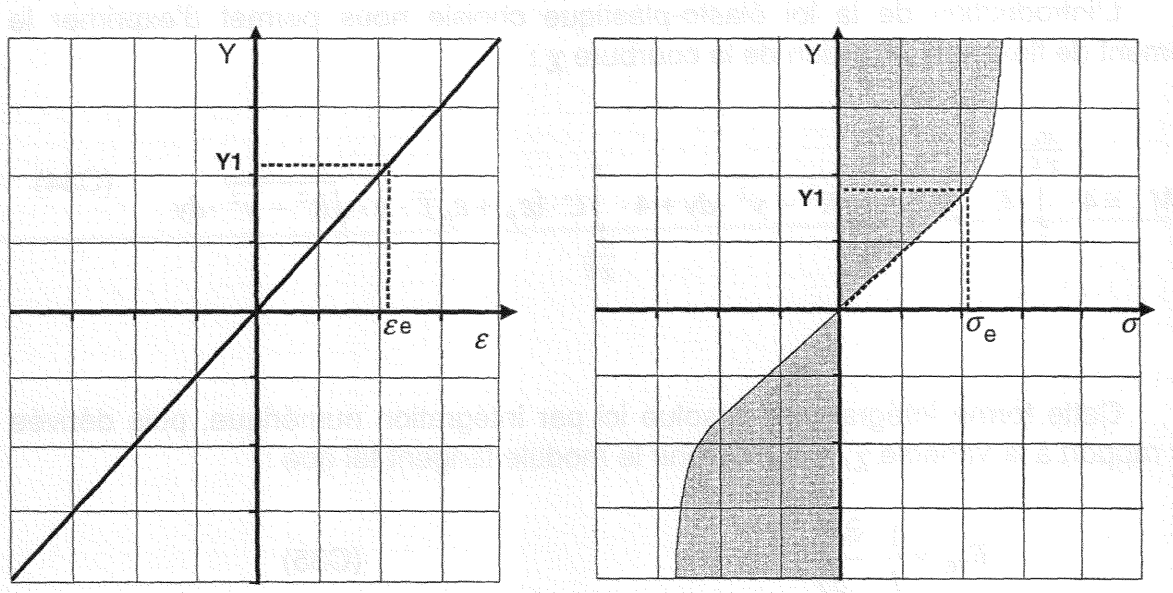


Figure C18 : *Répartition des déformations et des contraintes dans une section de la broche.*

L'élément retenu (élément à deux nœuds et à une dimension) ne nous permet pas de considérer aisément une variation non linéaire de la contrainte sur la section et d'établir un critère de plastification pour chaque fibre de cette section. Nous allons tenir compte de ces effets d'une manière globale, par la prise en compte d'un module tangent (E_{TG}), défini pour chaque incrément de la manière suivante :

$$M_f = E_{TG} \cdot I \cdot \chi \qquad \text{(C32)}$$

où χ représente la courbure
I correspond au moment quadratique de la section

Il nous faut à présent déterminer la relation moment-courbure afin d'exprimer au final le module tangent (E_{TG}). Exprimons le moment de flexion (M_f) :

$$M_f = \iint \sigma \cdot y \cdot dS \qquad \text{(C33)}$$

Pour une section cylindrique, on peut réduire l'intégration à un quart de surface. On obtient alors :

$$M_f = 4 \cdot \int_0^R \sigma \cdot y \cdot \sqrt{R^2 - y^2} \cdot dy$$

L'introduction de la loi élasto-plastique choisie nous permet d'exprimer le moment de flexion en fonction de la courbure χ :

$$M_f = 4 \cdot \int_0^{\frac{\sigma_E}{\chi \cdot E}} E \cdot \chi \cdot y^2 \cdot \sqrt{R^2 - y^2} \cdot dy + 4 \cdot \int_{\frac{\sigma_E}{\chi \cdot E}}^{R} C \cdot (\varepsilon_P + \varepsilon_0)^n \cdot y \cdot \sqrt{R^2 - y^2} \cdot dy \qquad \text{(C34)}$$

Cette forme intégrale est résolue ici par intégration numérique, puis dérivée par rapport à la variable χ, afin d'obtenir le module tangent tel que :

$$E_{TG} = \frac{1}{I} \cdot \frac{\partial M_f}{\partial \chi} \qquad \text{(C35)}$$

La figure C19 représente l'évolution du module tangent en fonction de la valeur du moment de flexion dans l'élément. Le module tangent est égal au module de Young du matériau, tant que la valeur du moment de flexion de l'élément reste inférieure à la valeur du moment élastique (M_e). Cette prise en compte de la plasticité dans l'élément barre revient à rechercher l'adoucissement d'un matériau équivalent.

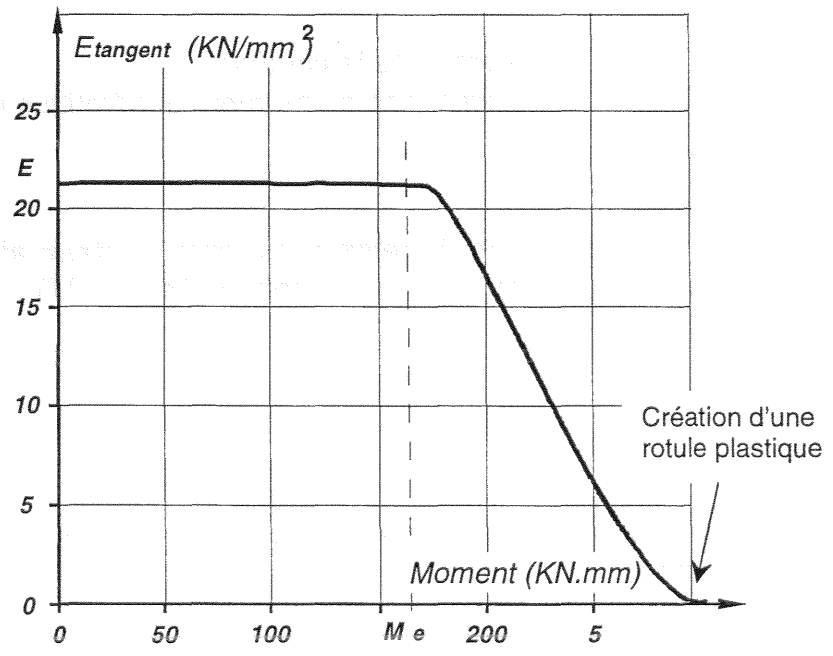


Figure C19 : *Evolution du module tangent en fonction du moment de flexion.*

2.2.2.2. Détermination de la raideur de fondation.

Dans la pratique, il est essentiel de prévoir un jeu fonctionnel entre le perçage dans le bois et la broche. Un jeu fonctionnel entre les diamètres de perçage des plaques métalliques et les diamètres des broches peut également exister. Nous avons choisi de prendre ces conditions conceptuelles en considération.

La méthode adoptée consiste à utiliser des éléments de contact qui sont gérés à travers la raideur de la fondation plastique. La démarche présentée ci-dessous correspond au cas de l'existence d'un jeu fonctionnel entre le bois et la broche. Le raisonnement est naturellement identique pour gérer le jeu fonctionnel entre la broche et les plaques métalliques.

La méthode employée sépare la fondation plastique en deux, une fondation supérieure et une fondation inférieure (Cf. figure C20). Le problème étant similaire pour chaque fondation, seule la démarche sur la fondation supérieure est explicitée. Afin de prendre en compte le caractère non linéaire de la fondation, les raideurs normale et tangente de fondation, associées à chaque élément, doivent être recalculées pour chaque incrément.

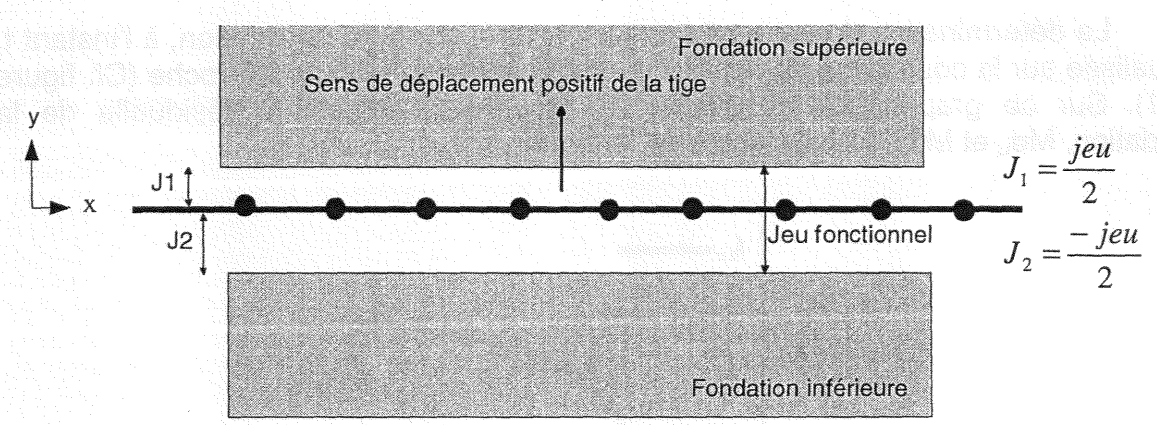


Figure C20 : *Schématisation du jeu fonctionnel entre le bois et la broche à l'instant initial.*

Raideur normale de fondation :

Pour chaque incrément, la connaissance des déplacements nodaux de l'incrément antérieur permet de déterminer une raideur de fondation à partir de la courbe d'enfoncement caractérisant la fondation concernée.

La raideur de fondation étant supposée constante sur l'élément, le déplacement moyen de l'élément est déterminé en faisant la moyenne des déplacements aux nœuds composant cet élément :

$$\overline{V} = \frac{q_1 + q_2}{2} \qquad \text{(C36)}$$

Pour le calcul de l'enfoncement (Vy) dans la fondation élasto-plastique, il est nécessaire de tenir compte de la valeur du jeu fonctionnel et de l'enfoncement moyen. La broche se situant dans la fondation supérieure, l'enfoncement moyen est égal à :

$$Vy = \overline{V} - J_1 \qquad \text{(C37)}$$

La valeur maximale de l'enfoncement pour chaque élément est stockée dans une variable, V_1. Le stockage de ce paramètre est nécessaire, puisqu'il permet de conserver la valeur de l'enfoncement plastique. La valeur de V_1 est égale à :

$$V_1 = Max\,(Vy) \qquad \text{(C38)}$$

(Une valeur V_2 est naturellement nécessaire pour la fondation inférieure)

La détermination de cette raideur tangente dépend de la situation, à l'instant t, visualisée sur la courbe qui caractérise le test d'enfoncement de la broche (Cf. figure C21). Sur ce graphe, Vp représente la déformation plastique résiduelle de la fondation, Md_u et Md_{ser}, les modules de fondation.

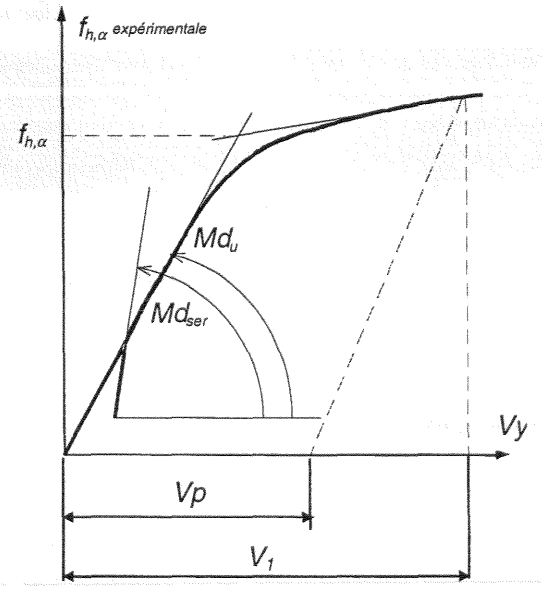


Figure C21 : *Détermination de la raideur élastique de fondation.*

Plusieurs configurations sont susceptibles de se produire en fonction de l'incrément de force (dF) et de la valeur d'enfoncement de l'élément dans la fondation :

a / Cas du chargement (dF≥0)

- $Vy \leq Vp$: l'élément se situe dans le jeu fonctionnel ou celui créé par le matage dans la fondation. La valeur de la raideur associée est nulle (K_N=0).
- $Vp \leq Vy \leq V_1$: phase de chargement élastique ($K_N=Md_{ser}.d$).
- $Vy \geq V_1$: phase de plastification. La raideur est déduite de la dérivée à la courbe d'enfoncement, d'où : $K_N = \frac{\partial F_{h,\alpha,k}}{\partial V} \cdot d$.
  La nouvelle valeur du seuil plastique est aussi conservée (V_1=Vy).

b / Cas de la décharge (dF<0)

- $Vy \leq Vp$: l'élément se situe dans le jeu fonctionnel ou celui créé par le matage dans la fondation. La valeur de la raideur associée est nulle (K_N=0).
- $Vy \geq Vp$: phase de décharge élastique ($K_N=Md_{ser}.d$).

Raideur tangentielle de fondation :

En ce qui concerne la raideur tangente (K_T), elle est calculée afin de respecter les conditions de frottement, au contact bois-broche, telle que :

$$\tan(\varphi) \geq \frac{F_T}{F_N} \qquad \text{(C39)}$$

2.2.3. Algorithme général.

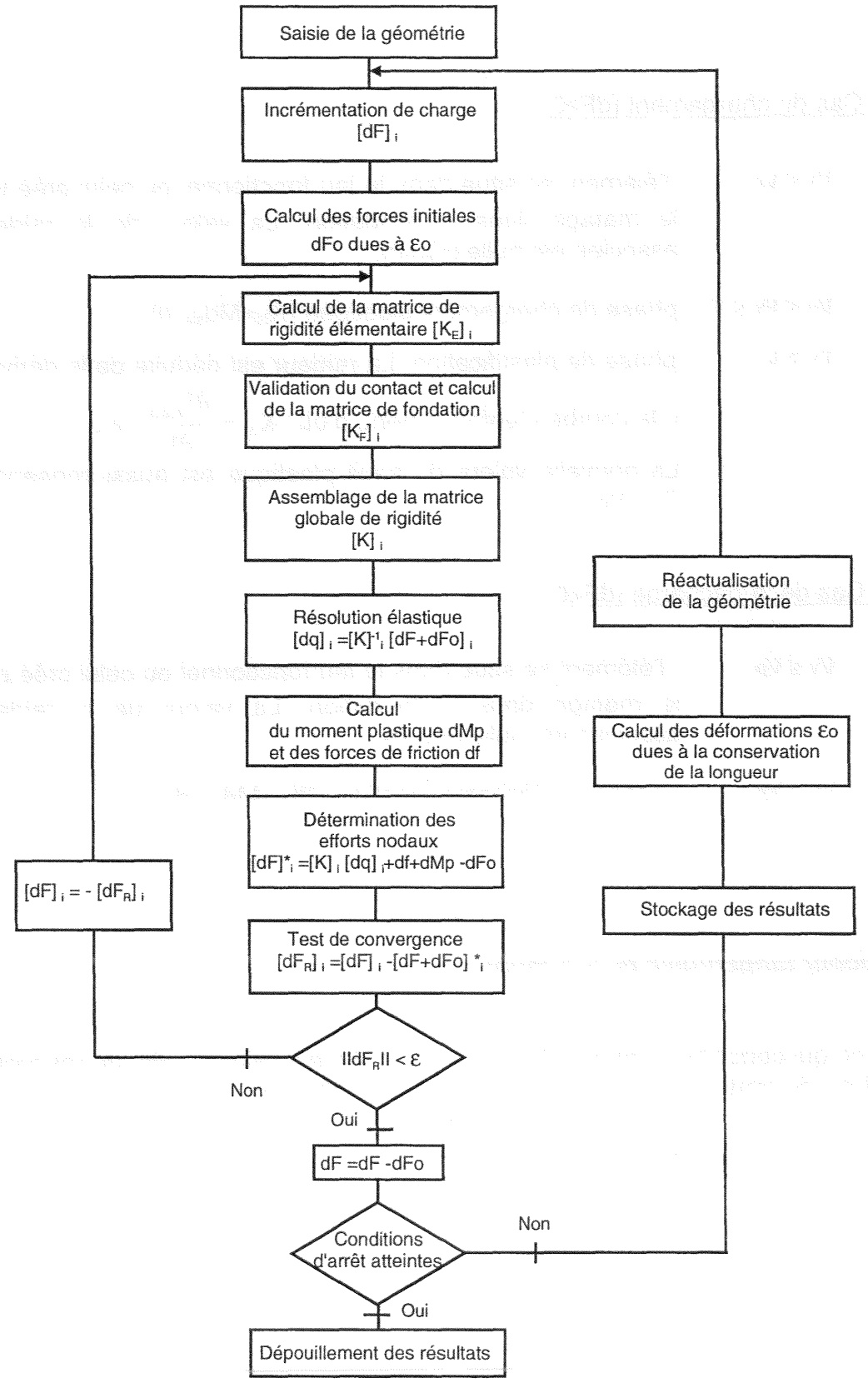


Figure C22 : *Algorithme de résolution non linéaire.*

L'algorithme général (Cf. figure C22) consiste finalement à répéter une résolution élastique jusqu'à ce que les conditions d'arrêt ou les consignes imposées soient atteintes. Les consignes imposées peuvent être de deux natures (forces ou déplacements). En ce qui concerne les conditions d'arrêt, elles sont effectives si l'enfoncement maximum dans la fondation est égal à l'enfoncement ultime mesuré expérimentalement.

Les lois de comportement des matériaux mis en présence étant non linéaires, l'équation d'équilibre (C30) ne peut être entièrement satisfaite. La solution consiste à introduire un vecteur de force résiduelle, noté $[dF_R]$, tel que :

$$[dF_R]=[K][dq]-[dF]\neq[0] \qquad \text{(C40)}$$

L'algorithme consiste ensuite à faire tendre les forces résiduelles vers zéro, pour chaque pas de calcul. Le passage à l'incrément suivant est réalisé lorsque les forces résiduelles sont inférieures à une valeur de référence ε, choisie arbitrairement. Après chaque pas de calcul, la géométrie est réactualisée, ce qui permet de gérer automatiquement le frottement tangentiel entre la tige et les différentes fondations, créé par l'existence du déplacement longitudinal u généré par :

- le contact oblique dû à la déformée,
- la conservation de la longueur de la fibre moyenne.

2.3. Présentation du logiciel « GUSS-2D ».

Le logiciel « GUSS-2D » (***G**eneral **U**ltra **S**pecific **S**oftware*) a été développé en langage Visual Basic, car ce langage offre de nombreuses facilités, plus particulièrement dans la gestion de l'interface graphique. Le logiciel permet le calcul de plusieurs types d'assemblages mono-broche. La figure C23 illustre les différentes possibilités de modélisation offertes par le logiciel (de gauche à droite) :

- assemblage multi-bois,
- assemblage renforcé latéralement par un matériau composite,
- sollicitations hors des axes principaux d'anisotropie,
- assemblage multi-plaques.

Le jeu fonctionnel entre les différents éléments, ainsi que le contact acier-bois sont aussi intégrés dans le code de calcul.

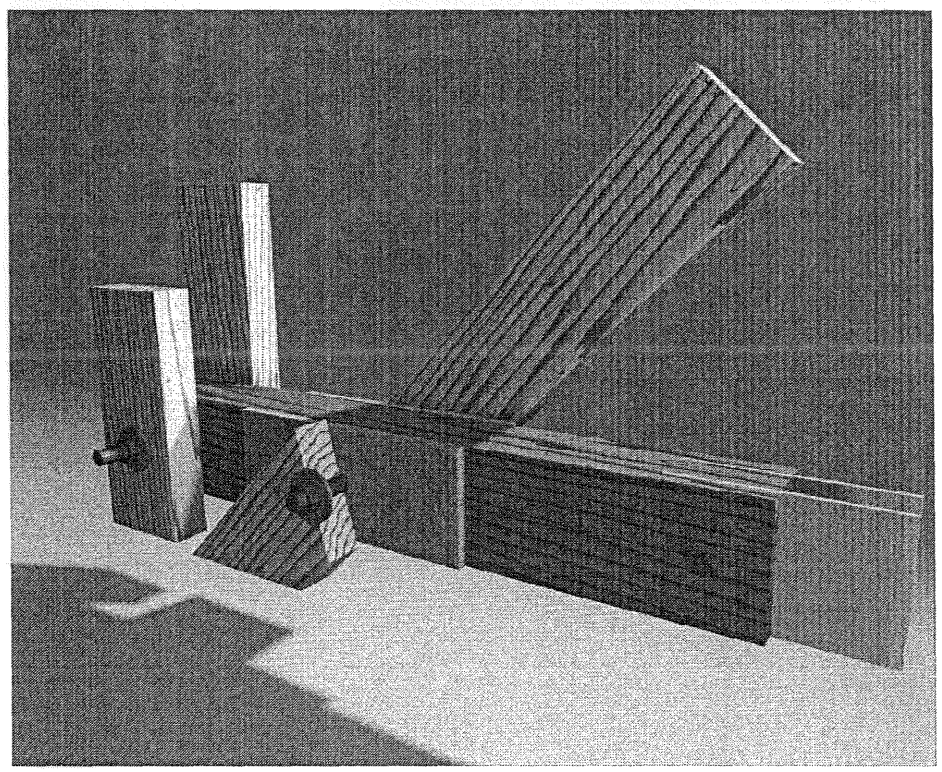


Figure C23 : *Présentation des différentes possibilités du logiciel GUSS-2D.*

Comme la plupart des logiciels de calcul par éléments finis, cinq menus principaux sont définis :

1 - Fichier.

2 - Données.

3 - Calcul.

4 - Loi de comportement

5 - Résultats.

2.3.1 Les entrées du logiciel.

- le menu ***Fichier*** permet la reprise d'une étude antérieure ou la création d'une nouvelle étude. Il permet aussi de sauvegarder une étude ou de quitter l'application.

- le menu ***Données*** sert à créer la géométrie de l'assemblage. Pour débuter l'étude, il est nécessaire de définir les caractéristiques globales de l'assemblage : la longueur et le diamètre de la tige, ainsi que la nuance de l'acier. Chaque nuance d'acier est définie par sa limite élastique (Re), son module de Young (E) ainsi que deux caractéristiques d'écrouissage (n) et (C). Ces quatre paramètres permettent de définir la loi de comportement en traction de la tige en acier, en utilisant le modèle de Ramberg-Osgood.

Dans un deuxième temps, les différents plans de cisaillement de l'assemblage doivent être créés. Ces plans délimitent des « blocs », chaque bloc étant défini par plusieurs paramètres (Cf. figures C24 et C25) :

- ***le type de fondation associée*** **:**

  Il peut s'agir de bois, d'acier, d'un matériau composite ou d'une broche libre (dans ce cas, aucune fondation n'est associée). Pour chaque fondation, un essai d'enfoncement, ou la loi générale définie au début de cette partie caractérisant cette fondation, est matérialisé à l'écran.

- ***la valeur du jeu fonctionnel existant entre la tige et la fondation*** **:**

  Prenons l'exemple de l'assemblage représenté sur la figure C24. Les jeux fonctionnels existants entre la broche et le bois ou, entre la broche et les plaques métalliques, sont vraisemblablement différents. Il est alors nécessaire de pouvoir affecter un jeu fonctionnel propre à chaque contact (bois-acier ou acier-acier). La solution consiste à définir systématiquement un jeu fonctionnel pour chaque bloc.

- ***Le type de chargement*** **:**

  Un déplacement du bloc est, ou n'est pas, imposé.

- ***Le nombre d'élément souhaité pour discrétiser le bloc (facultatif).***

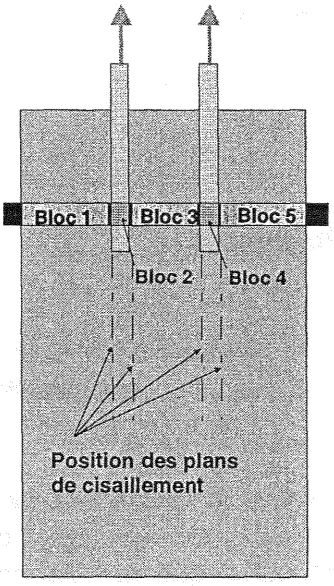


Figure C24 : *Schématisation des blocs.*

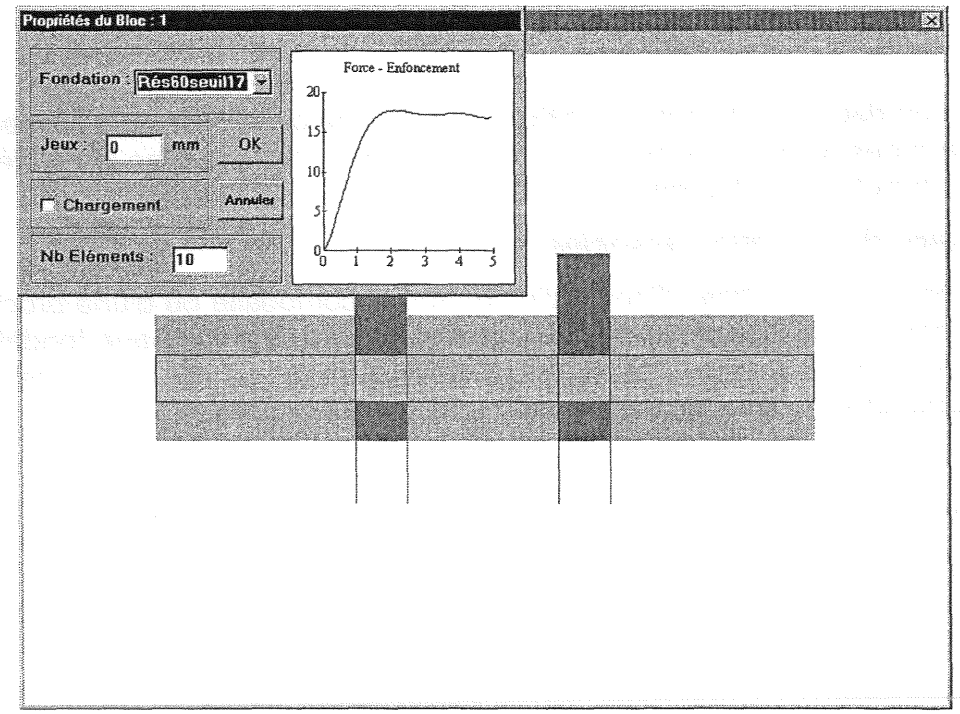


Figure C25 *: Représentation de la fenêtre de saisie des propriétés propres à chaque bloc.*

S.C.D. - U.H.P. NANCY 1
BIBLIOTHÈQUE DES SCIENCES
Rue du Jardin Botanique
54600 VILLERS-LES-NANCY

2.3.2 Le traitement.

Le menu ***Calcul*** permet d'effectuer deux cycles différents de chargement :

- un chargement monotone jusqu'à rupture.
- le chargement défini par le protocole de l'Eurocode 5 : il s'agit d'effectuer un premier chargement jusqu'à 40% de la valeur estimée du seuil de plastification, puis de décharger l'assemblage jusqu'à 10% de cette même valeur. Cette décharge permet de calculer la raideur élastique de l'assemblage. Enfin, un dernier chargement jusqu'à rupture est effectué.

Lors de la résolution, nous avons choisi de piloter le chargement en déplacement et non pas en force. D'un point de vue numérique, cette solution est préférable car elle évite tous risques d'instabilité du système. De plus ce système est plus réaliste dans le cas des assemblages bois.

2.3.3.Les sorties du logiciel.

Le menu ***Loi de comportement*** réalise le tracé de la loi charge-glissement obtenue. Les valeurs de la raideur élastique, du seuil de plastification et de l'effort de rupture sont déterminées automatiquement, par lissage des zones élastiques et plastiques (Cf. figure C26).

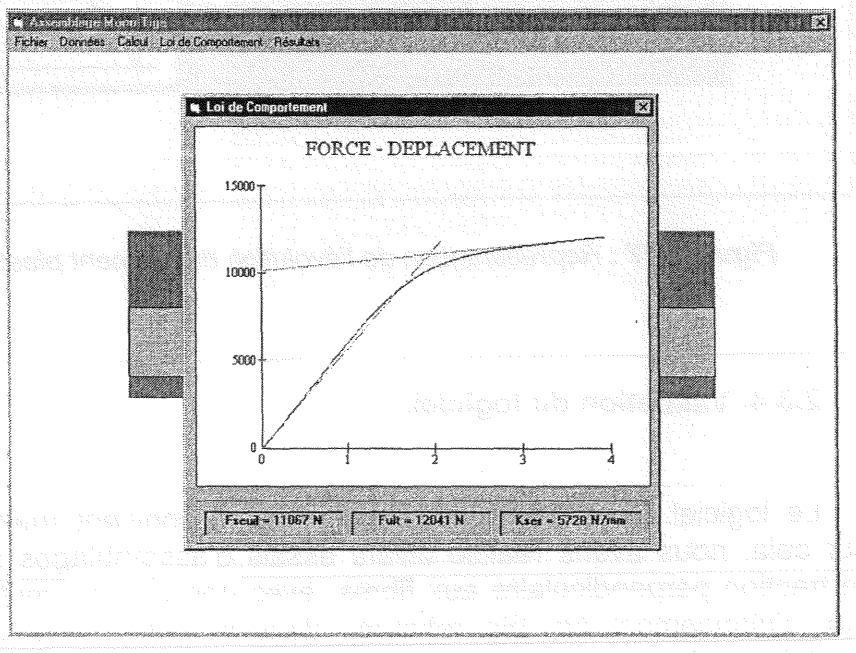


Figure C26 *: Représentation de la loi de comportement*

Le dernier menu est le menu ***Résultats***. Ce menu permet, pour chaque itération de calcul, l'accès aux différentes informations suivantes :

- La déformée de la tige et l'enfoncement résiduel de la fondation plastique,
- Le moment de flexion, l'effort tranchant, le moment plastique et le module tangent le long de la tige (Cf. figure C27),
- La répartition des réactions de la fondation plastique et des pressions de chargement le long de la tige,
- Les résultantes par bloc.

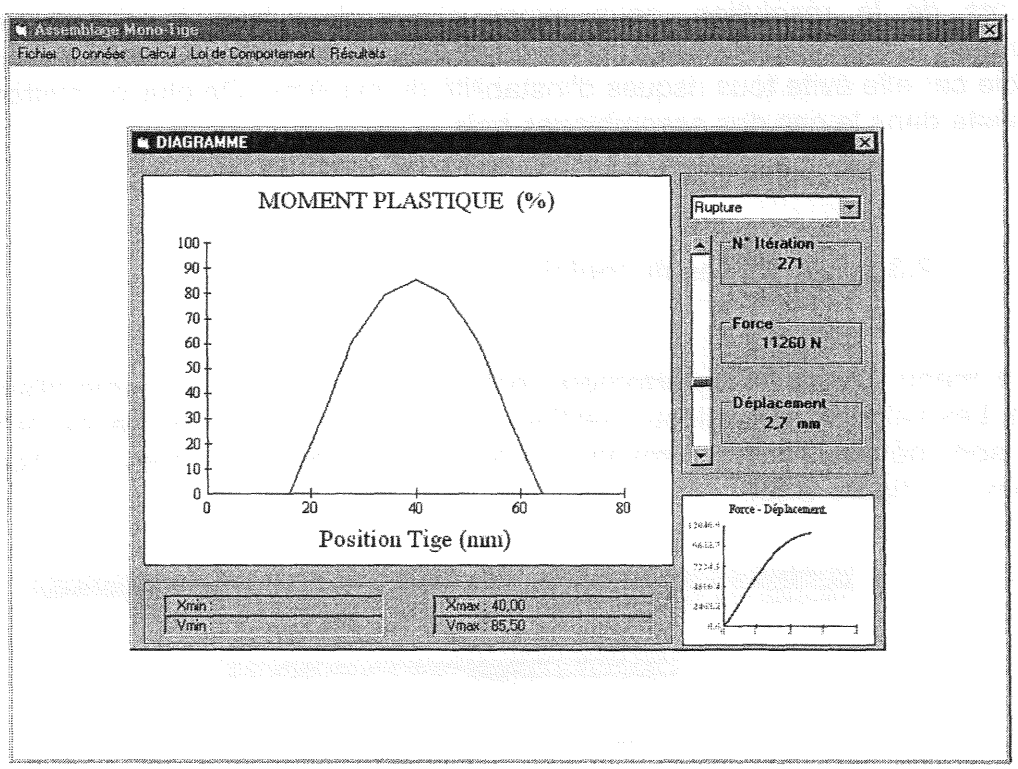


Figure C27 *: Représentation de l'évolution du moment plastique.*

2.3.4. Validation du logiciel.

Le logiciel étant désormais fonctionnel, il convient maintenant de le valider. Pour cela, nous avons réalisé divers essais d'assemblages mono-broche, sollicités en traction perpendiculaire aux fibres, avec une plaque centrale en acier. Trois valeurs d'élancement ont été retenues dans la perspective d'obtenir trois modes de déformation. La courbe d'enfoncement choisie a été la courbe expérimentale.

Les figures C28 à C30 représentent la comparaison entre les courbes expérimentales et les courbes issues du modèle. Les courbes issues de la modélisation étant correctes vis à vis des courbes expérimentales, nous pouvons maintenant quantifier l'influence de plusieurs paramètres (diamètre de la broche, élancement, humidité, etc...).

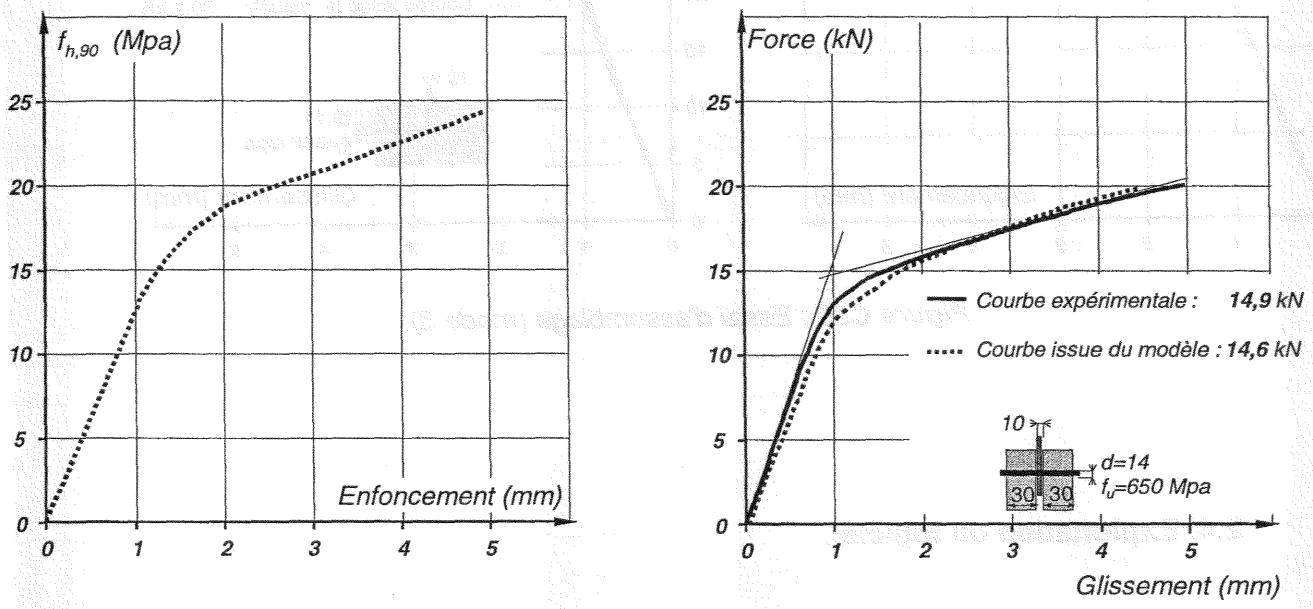


***Figure C28** : Essai d'assemblage (mode 1).*

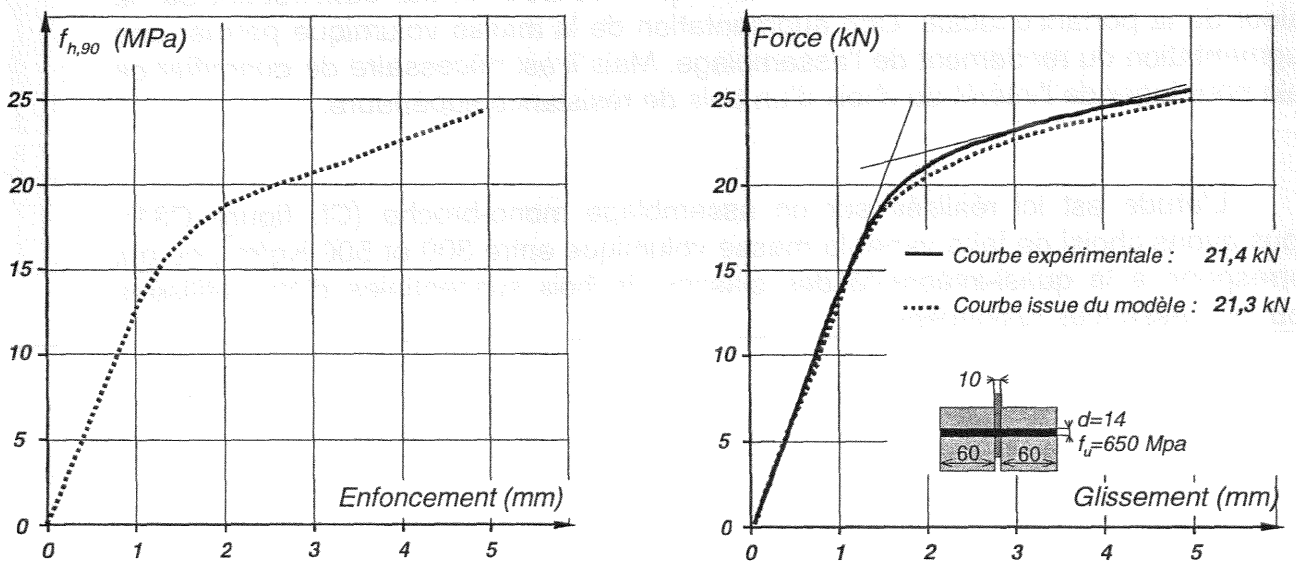


***Figure C29** : Essai d'assemblage (mode 2).*

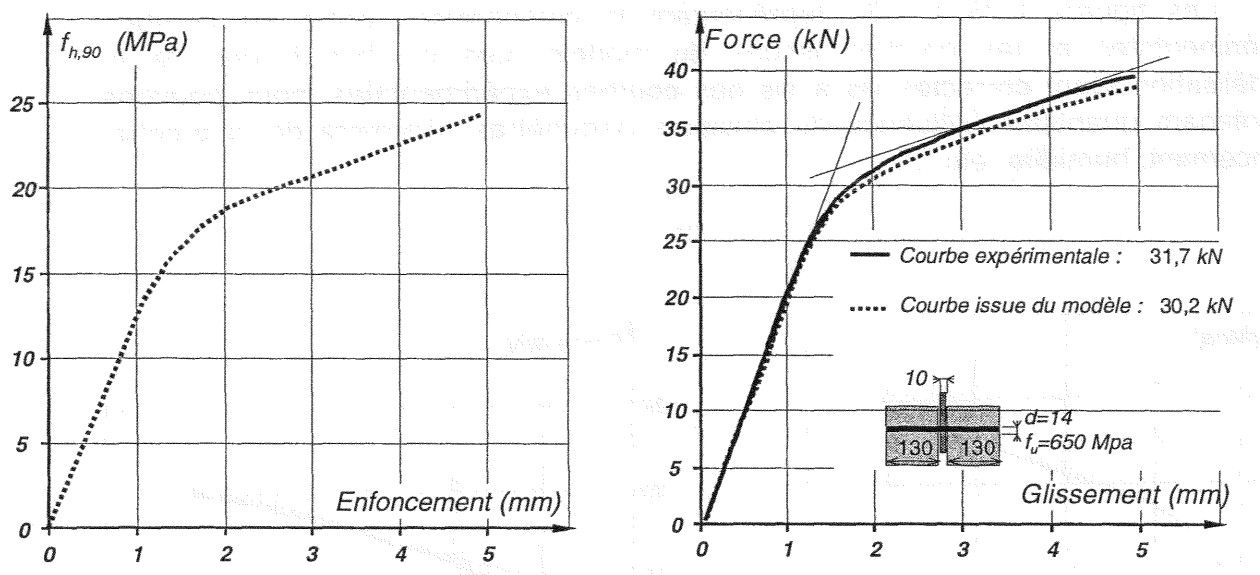


Figure C30 *: Essai d'assemblage (mode 3).*

2.4. Exploitation du logiciel.

2.4.1. Influence de la masse volumique.

Le premier facteur étudié concerne la densité du bois. Ce paramètre influe directement sur les caractéristiques mécaniques du bois, et par conséquent sur la valeur de la portance locale. Une augmentation de la masse volumique permet une augmentation du rendement de l'assemblage. Mais il est nécessaire de quantifier ce gain pour juger de l'intérêt du choix d'un bois de résistance supérieure.

L'étude est ici réalisée sur un assemblage mono-broche (Cf. figure C31). Nous avons choisi de faire varier la masse volumique entre 300 et 500 Kg/m^3, ce qui correspond à la quasi-intégralité des classes de bois susceptibles d'être utilisées pour des essences résineuses.

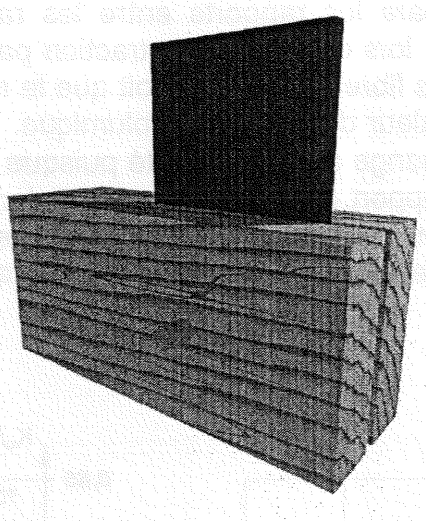


Figure C31 *: Schématisation de l'assemblage à plaque métallique centrale.*

La figure C32 montre que la densité influe plus fortement sur la valeur de la portance longitudinale que sur la portance transverse. Cette observation provient du fait que l'effet de la masse volumique est plus important sur la contrainte caractéristique de compression longitudinale que sur la contrainte caractéristique de compression transversale. Augmenter de 50% la masse volumique permet donc d'augmenter la portance transverse de 26% et la portance longitudinale de 62%. L'incidence directe sur l'assemblage étudié est une amélioration de 35% en traction parallèle et 28% en traction perpendiculaire.

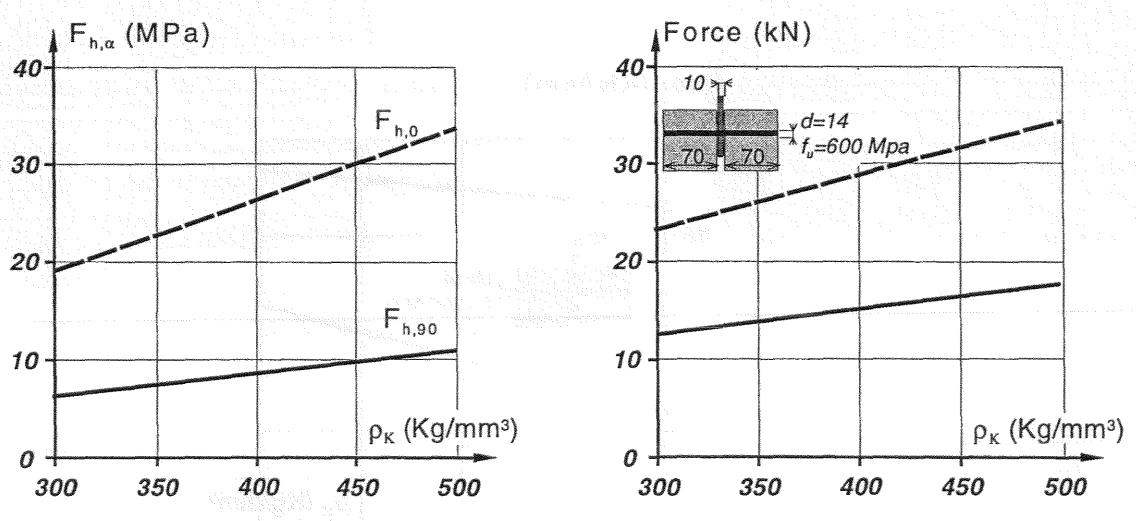


Figure C32 *: Résultats des simulations de l'assemblage.*

La figure C33 compare les rapports entre les raideurs initiales (K_u) et les raideurs de décharge (K_{ser}), lors d'un essai de traction parallèle et perpendiculaire à la direction longitudinale des fibres. On s'aperçoit que le rapport entre k_u et k_{ser} reste constant quel que soit la valeur de la masse volumique. Or on sait que le mode de déformation des broches change avec la densité puisque l'on change la valeur du f_h. Cela signifie donc que le rapport (K_u/K_{ser}) est indépendant du mode de déformation des broches. De plus, la figure C34 montre que la masse volumique influe plus fortement lors d'un essai de traction perpendiculaire que pour un essai de traction parallèle.

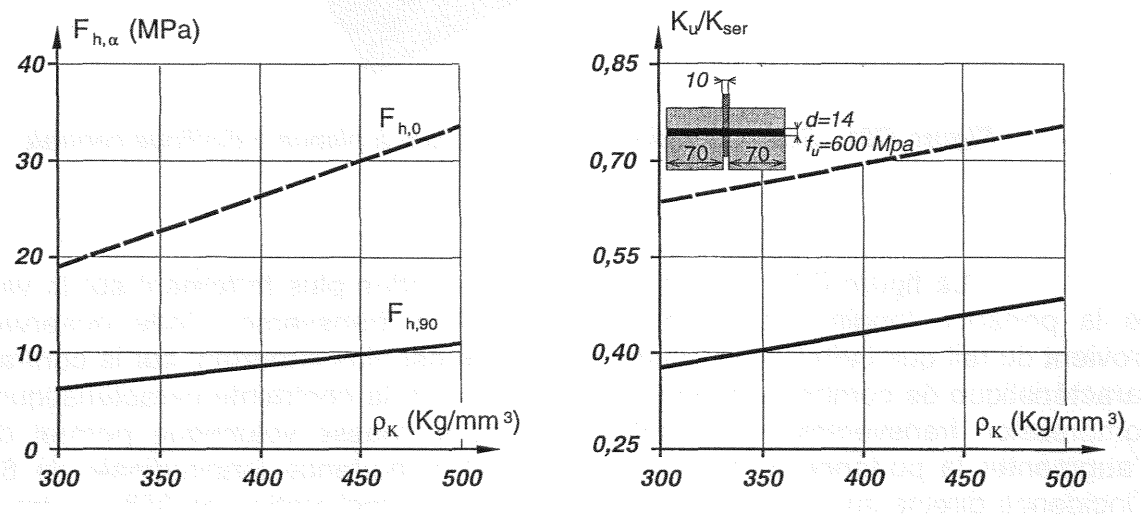


Figure C33 *: Evolution du rapport Ku/Kser en fonction de la masse volumique.*

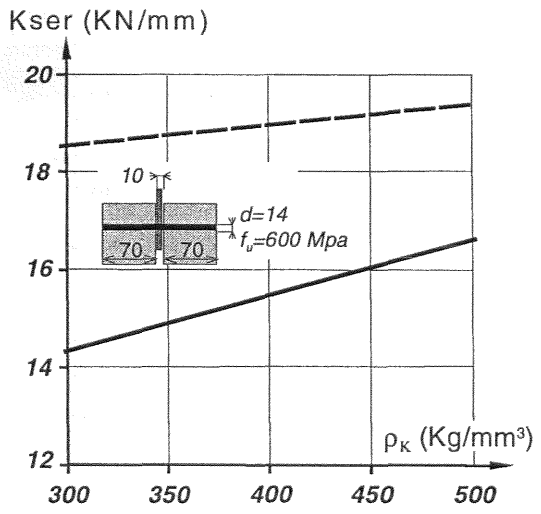


Figure C34 *: Evolution du rapport Ku/Kser en fonction de la masse volumique.*

2.4.2. Influence de l'élancement de la broche.

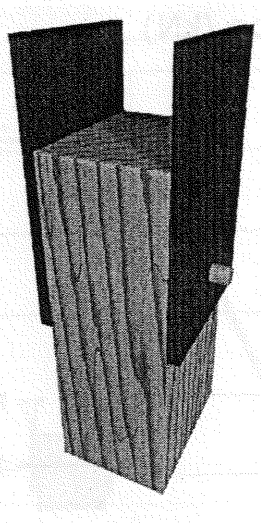


***Figure C35** : Représentation de l'assemblage à plaques latérales.*

L'effet de l'élancement de la broche a été étudié sur les assemblages représentés sur les figures C31 et C35. Nous savons désormais que l'élancement influe sur le mode de déformation de la broche. En faisant varier ce paramètre, nous allons pouvoir vérifier les équations définies dans l'Eurocode 5, pour chaque mode de déformation des broches. Expérimentalement, nous avons montré qu'il était inutile de prendre en considération le coefficient de 1,1 caractérisant les effets dus aux efforts normaux dans les barres, pour l'équation définissant le mode 2. Le graphique C36 présente l'évolution de la charge plastique estimée par l'Eurocode 5 et celle obtenue par notre modèle. On constate que les deux modèles sont cohérents, à condition toutefois de supprimer la valeur du coefficient de 1,1.

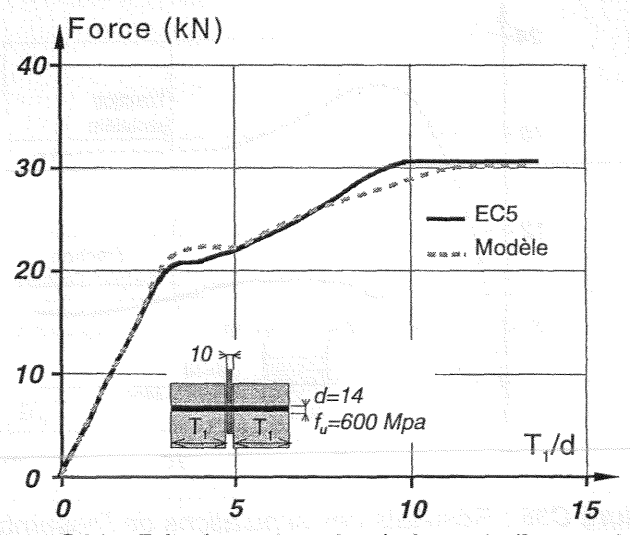


***Figure C36** : Résultats des simulations de l'assemblage.*

En ce qui concerne l'assemblage avec les plaques latérales, les formules définies dans l'Eurocode 5 se corrèlent parfaitement aux valeurs issues du modèle, quel que soit le mode de déformation de la broche (Cf. figure C37).

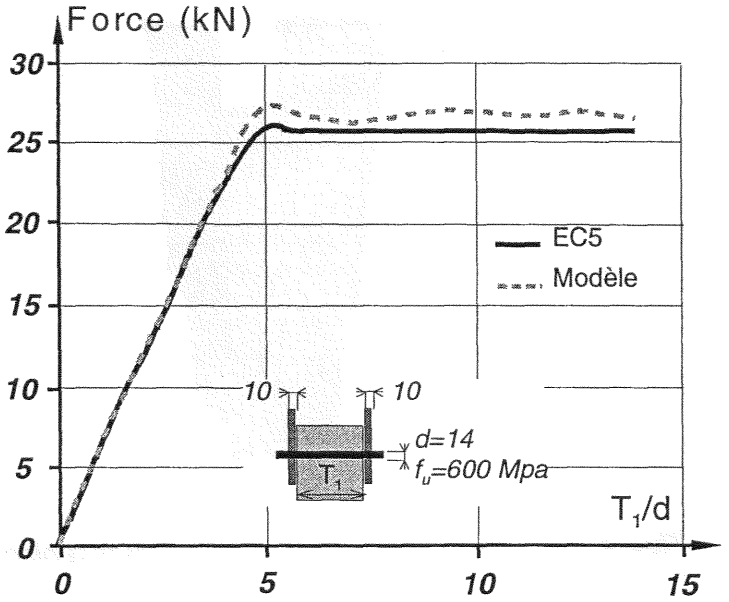


Figure C37 *: Résultats des simulations de l'assemblage.*

Les graphiques C38 et C39 représentent l'évolution de la raideur élastique en fonction de l'élancement de la broche. On constate que la raideur augmente avec l'élancement jusqu'à une valeur seuil. Cette valeur est atteinte dès que le fonctionnement de l'assemblage passe du mode 1 à un mode différent.

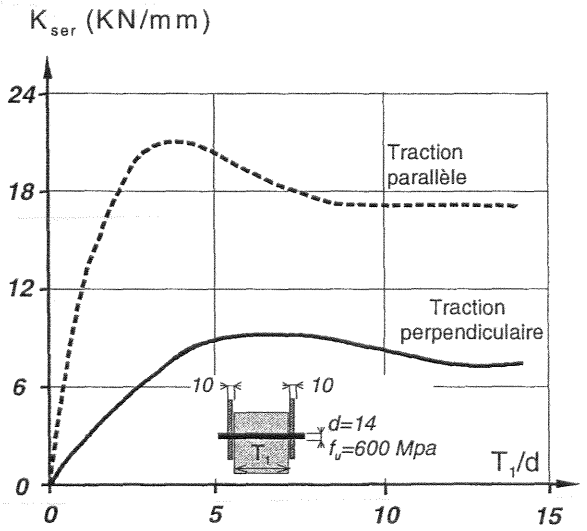


Figure C38 *: Résultats des simulations de l'assemblage.*

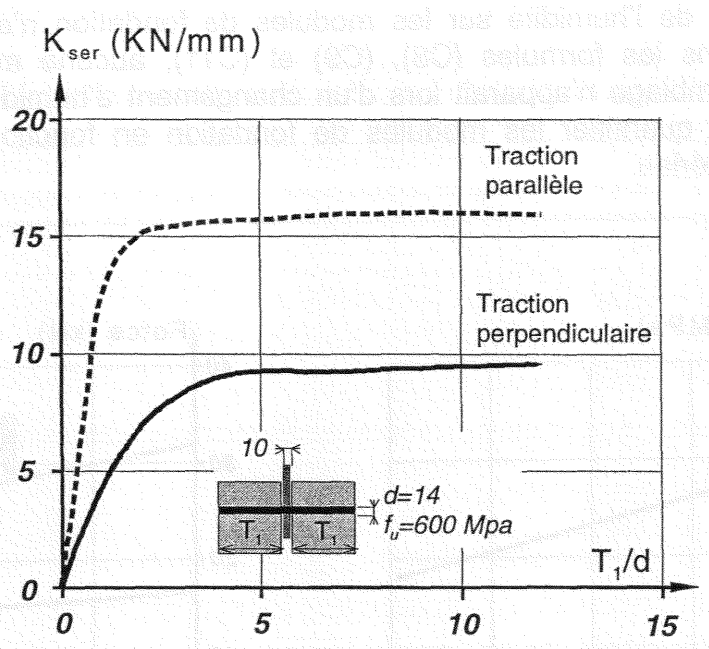


***Figure C39** : Résultats des simulations de l'assemblage).*

2.4.3. Influence de l'humidité.

L'influence de l'humidité a été observée sur un assemblage possédant une plaque métallique centrale (Cf. figure C40).

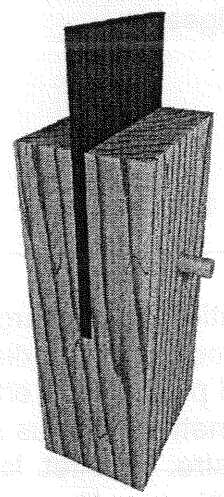


***Figure C40** : Représentation de l'assemblage.*

L'influence de l'humidité sur les modules de fondation n'étant pas pris en considération dans les formules (C8), (C9) et (C11), aucune modification de la raideur de l'assemblage n'apparaît lors d'un changement d'humidité. Il serait donc indispensable de quantifier les modules de fondation en fonction des propriétés élastiques du matériau.

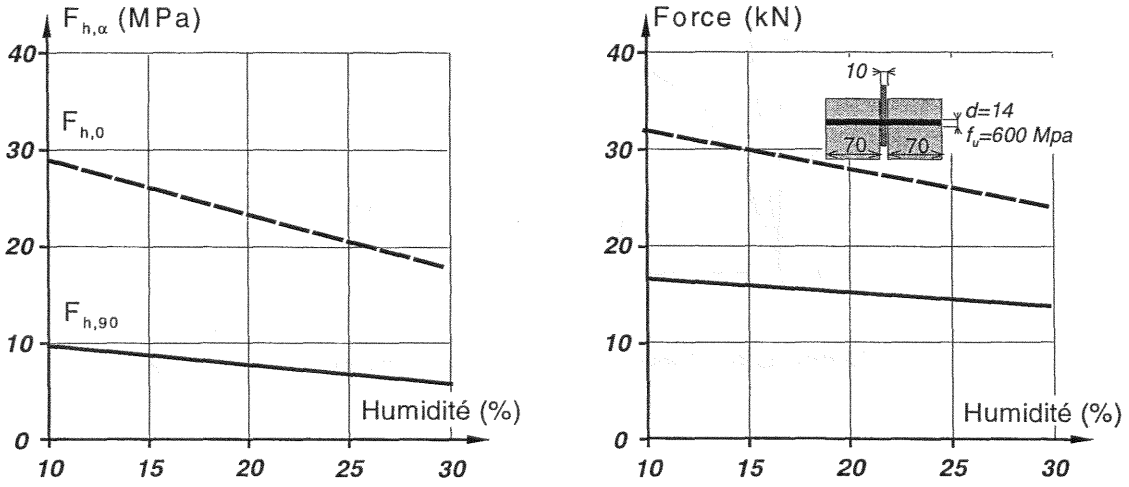


***Figure C41** : Résultats des simulations de l'assemblage.*

Par contre, il est possible de quantifier l'influence de l'humidité sur la charge limite plastique. La figure C41 présente les évolutions de la résistance en portance locale et de la charge limite plastique en fonction de l'humidité du bois. On constate que l'humidité est plus influente lors d'un essai de traction parallèle à la direction des fibres que pour un essai de traction perpendiculaire. La charge plastique diminue quasiment, pour les essais de traction parallèle aux fibres, de 1% par pourcentage d'humidité, ce qui est loin d'être négligeable.

2.4.4. Influence du jeu fonctionnel.

La figure C42 présente l'évolution de la charge limite plastique en fonction du jeu fonctionnel entre le bois et la broche. Le jeu diamétral varie de 0 à 1 mm pour mesurer la baisse de résistance qu'il peut exister entre une broche et un boulon. Là encore, on s'aperçoit que le jeu est nettement plus pénalisant lors d'une sollicitation parallèle aux fibres que perpendiculaire. En effet, la charge limite plastique diminue de 45% pour une sollicitation parallèle aux fibres et de 20% pour une sollicitation perpendiculaire. De plus, il ne faut pas oublier que le jeu entraîne des phénomènes de fatigue, pénalisant encore plus la résistance de l'assemblage.

Au niveau de la raideur de décharge de l'assemblage, aucune variation n'a été remarquée. Par contre, une baisse de la raideur (K_u) de 12% apparaît entre une configuration sans jeu et avec un jeu de 1 mm.

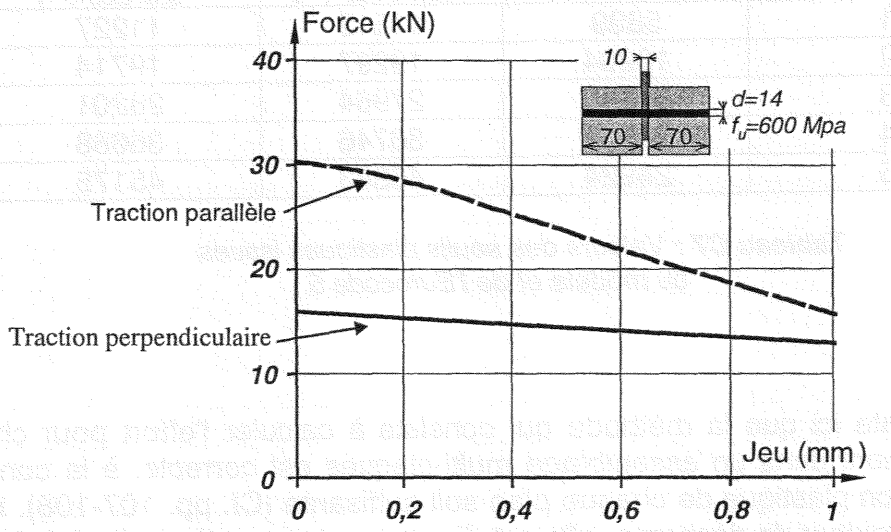


***Figure C42** : Résultats des simulations de l'assemblage.*

2.4.5. Influence du nombre de plaques.

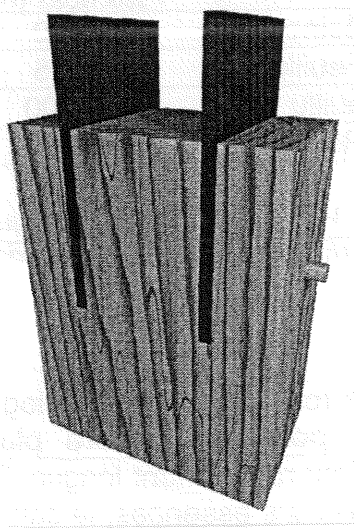


***Figure C43** : Représentation de l'assemblage multi-plaques.*

La figure C43 représente un assemblage multi-plaques et mono-broche. La distance entre chaque plaque a été choisie, de manière arbitraire, égale à cinq diamètres. Nous avons ensuite fait évoluer le nombre de plaques composant cet assemblage. Le tableau C7 récapitule les résultats obtenus.

Nombre plaques	K_{ser} (N/mm)	$F_{seuil\ GUSS}$ (N)	$F_{seuil\ EC5}$ (N)
1	5899	11513	11227
2	10204	19297	19714
3	15145	27964	28201
4	20042	36746	36688
5	24924	46343	45175

Tableau C7 : *Valeurs des seuils plastiques issues du modèle et de l'Eurocode 5.*

On constate ici que la méthode qui consiste à calculer l'effort pour chaque plan de cisaillement dans un assemblage multi-plaques est correcte, à la condition que la déformation plastique de chaque plan soit suffisante (Cf. pp. 107-108). En ce qui concerne la raideur de décharge, elle est directement proportionnelle à la largeur de l'assemblage.

Il est aussi possible de simuler un assemblage multi-essences. Prenons l'exemple d'un assemblage identique à celui de la figure C43, les parties latérales et la partie centrale étant composées d'une essence résineuse ou d'une essence feuillue. Le tableau C8 présente les résultats obtenus suivant les différentes configurations.

Configuration	$F_{seuil\ GUSS}$ (N)	$F_{seuil\ EC5}$ (N)
Résineux – Feuillu - Résineux	96550	93727
Feuillu – Résineux - Feuillu	85525	89957
Feuillu – Feuillu - Feuillu	117200	125000
Résineux – Résineux - Résineux	60088	58684

Tableau C8 : *Valeurs des seuils plastiques issues du modèle et de l'Eurocode 5.*

On constate une nouvelle fois que la méthodologie de calcul de l'Eurocode 5 est satisfaisante. Par contre, pour un nombre plus important de plans de cisaillement, cette méthode devient rapidement longue. De plus, si un même plan de cisaillement est constitué de plusieurs essences, le calcul analytique est impossible. Un outil de dimensionnement devient alors indispensable.

3. Conclusion

Une méthode de modélisation des assemblages mono-broche, finalisée sous forme d'un outil de dimensionnement fiable, a été présentée dans cette partie. L'originalité de notre démarche a consisté à intégrer dans notre modèle tous les paramètres pertinents, influant sur le comportement des assemblages bois (configuration géométrique, masse volumique et humidité du bois, coefficient de frottement acier-bois, angle entre la direction des fibres et la direction du chargement, jeu fonctionnel). La modélisation a été effectuée en grandes déformations, ce qui a aussi permis de prendre en considération le frottement axial entre la broche et le bois.

Une analyse des mécanismes d'enfoncement a permis de modéliser correctement, à partir des caractéristiques intrinsèques des matériaux, la résistance en portance locale d'une broche pour toute configuration. De ce fait, il est désormais possible d'estimer la charge plastique ainsi que la raideur de l'assemblage (cette dernière caractéristique n'ayant jusqu'alors jamais été modélisée). De plus, l'effet de l'humidité du bois, du jeu fonctionnel, ainsi que du frottement acier-bois, sur le comportement global de l'assemblage, est maintenant quantifiable.

Cette modélisation a permis de confirmer une des conclusions établies dans la partie B : au niveau de l'Eurocode 5, il est inutile de prendre en compte le coefficient de 1.1 dans l'équation caractérisant le mode 2 (prise en compte des efforts axiaux dans la broche). On s'aperçoit aussi que la raideur de l'assemblage évolue de manière non linéaire en fonction du mode de déformation et de l'angle de sollicitation.

Cette approche cohérente et totale de la modélisation permet une simulation rapide de tous les types d'assemblages mono-broches (assemblages renforcés latéralement par un matériau composite, assemblage multi-bois ou multi-plaques, etc...). Par la suite, cette démarche peut être généralisée, pour simuler le comportement d'un assemblage multi-broches.

PARTIE D

Du fait de l'orthotropie du matériau bois, une sollicitation uniaxiale peut générer une triaxialité des contraintes (Cf. figure D1), impliquant l'apparition de contraintes de traction perpendiculaire et de cisaillement longitudinal.

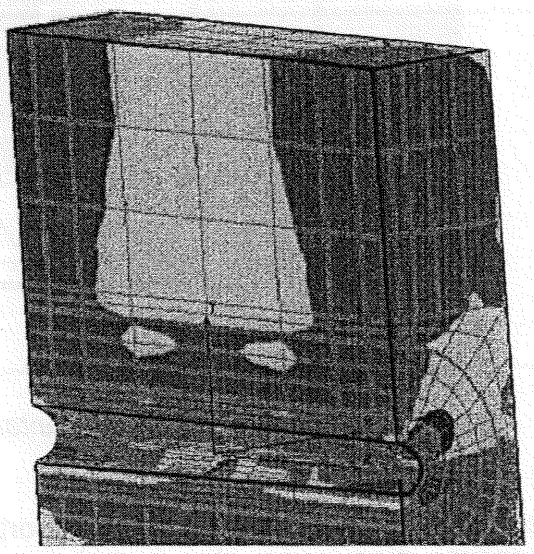


Figure D1 : *Répartition des contraintes de traction perpendiculaire.*

Or le bois est un matériau qui présente une faible résistance suivant ces deux sollicitations. La conséquence néfaste de ces faiblesses est une augmentation des sections des barres lors du dimensionnement des assemblages. Aujourd'hui les recherches visent donc à développer des nouveaux assemblages, présentant de hauts niveaux de résistance mécanique et une ductilité élevée.

Les thématiques de recherches actuelles concernent principalement le renforcement du bois suivant les directions où ses résistances mécaniques sont les plus faibles par un collage de tissus de fibres (verre, kevlar, carbone) ou de matériaux dérivés du bois (contre-plaqué, OSB, etc.). Suivant ce type de techniques, le renforcement par fibres de verre est considéré comme le plus économique.

Une autre solution consiste à gérer le positionnement des différents plans de cisaillement, afin d'équilibrer les efforts par plan de cisaillement (Cf. figure D2). Maintenant, cette méthode est facilement réalisable, de par l'utilisation d'un logiciel tel GUSS.

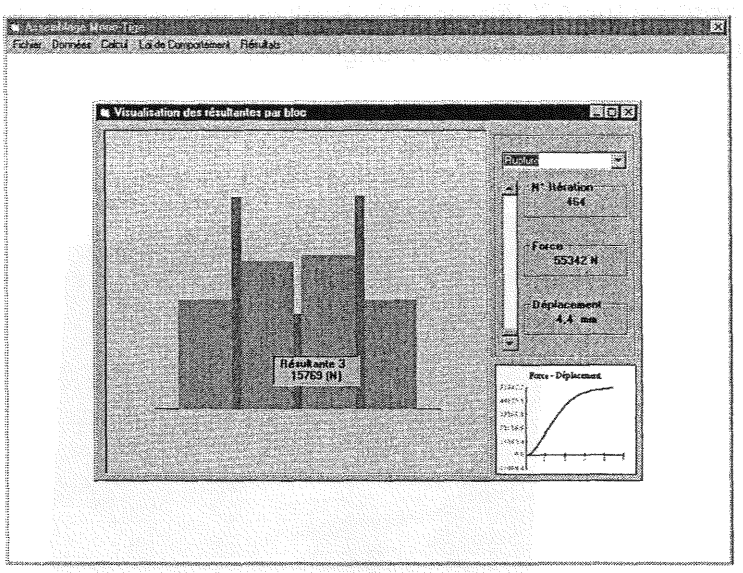


Figure D2 : *Visualisation des résultantes par bloc.*

Prenons maintenant un peu de recul par rapport à la problématique du renforcement pour essayer d'envisager des techniques différentes. Suite à une constatation simple, nous sommes arrivés à l'hypothèse que la nature accepte difficilement les changements brutaux. Dans la construction, l'assemblage peut se définir comme l'élément assurant la continuité entre les barres ou les composants d'une structure. Cette continuité dans le cas des structures bois est en général assurée par d'autres matériaux (métaux, résines, etc...). Là aussi, le changement est brutal puisque le passage des efforts se réalise directement de la broche vers le bois. On passe d'un matériau très rigide, l'acier, à un autre matériau qui l'est nettement moins, le bois. On peut dès lors supposer qu'une singularité des propriétés génère des concentrations de contraintes dues à la continuité des déformations. Le système fonctionnerait mieux si le passage des efforts de la broche vers le bois s'effectuait de manière progressive (Cf. figure D3).

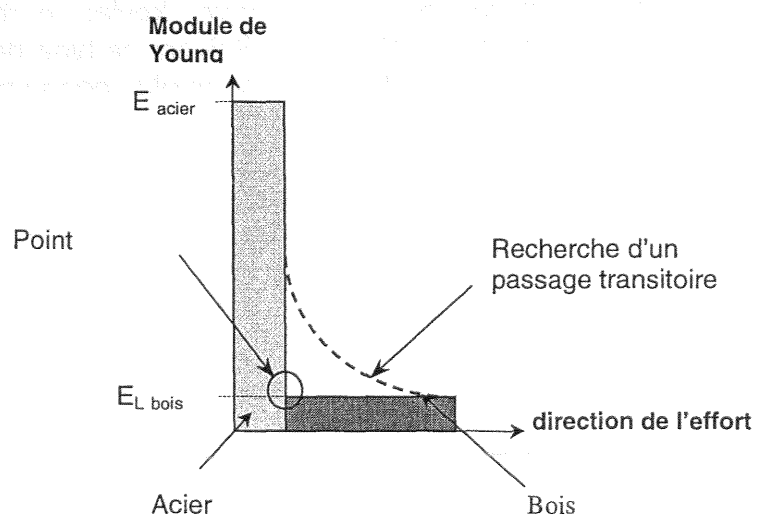


Figure D3 : *Discontinuité des propriétés au sein de l'assemblage.*

L'étude, menée ici, consiste à créer une zone de transition entre le bois et la broche. Par ailleurs, nous avons démontré dans les parties précédentes que la résistance de l'assemblage dépend directement de la portance locale de la broche, définie au seuil plastique. Si on se réfère aux équations (D1) établies dans l'Eurocode 5, on constate que la charge limite plastique d'un l'assemblage mono-broche, à plaque métallique centrale, est directement corrélée à la valeur de la portance de la broche ($f_{h,1,d}$). Un gain de la portance locale induira une augmentation de la capacité résistante de l'assemblage.

$$R_d = 2 \,.\, \min \begin{cases} R_1 = f_{h,1,d} \cdot d \cdot t_1 \\ R_2 = 1{,}1 \cdot f_{h,1,d} \cdot d \cdot t_1 \cdot \left[\sqrt{\left(2 + \left(\dfrac{4 \cdot M_{y,d}}{f_{h,1,d} \cdot d \cdot t^2} \right) \right)} - 1 \right] \\ R_3 = 1{,}5 \cdot \sqrt{M_{y,d} \cdot f_{h,1,d} \cdot d} \end{cases} \qquad \text{(D1)}$$

Une des possibilités pour augmenter le rendement de l'assemblage consiste finalement à augmenter la résistance en portance locale de la tige ou à diminuer les concentrations de contraintes par la création d'une zone transitoire. Ces deux voies de recherches seront donc développées dans cette partie.

1. Création d'une zone transitoire.

1.1. Imprégnation de la zone d'assemblage.

La solution étudiée consiste en une modification locale des propriétés mécaniques du bois au voisinage de la tige métallique. La première idée consiste alors à imprégner le bois par une résine, dans la zone de l'assemblage. L'imprégnation doit augmenter les caractéristiques mécaniques, et par conséquent augmenter la portance locale de la broche (Cf. figure C32), mais aussi permettre l'obtention de la zone de transition recherchée.

Les essences résineuses employées dans le domaine de la construction bois étant difficilement imprégnables, notre choix s'est dirigé vers une résine superfluide. L'imprégnation a été réalisée avec une résine époxy superfluide de la société Shell. Cette colle est déjà utilisée par une société ferroviaire d'Afrique du Sud pour renforcer les traverses de chemin de fer au niveau de la liaison avec les rails. Cette résine permet d'imprégner les traverses de bois dense dans des conditions normales de température et de pression. Elle pourrait ainsi imprégner sans difficulté le bois, sur plusieurs centimètres d'épaisseur. Cette imprégnation, réalisée sans autoclave, par pression directe (50 bars) de la résine sur le bois, doit alors permettre d'obtenir une zone de discontinuité progressive au sein de l'assemblage sans aucun risque d'incompatibilité de collage dans le cas d'un assemblage par tige collée (Cf. partie C : la portance est maximale si l'on utilise une tige collée).

Pour imprégner plus facilement le bois entourant la tige, la viscosité du mélange a été diminuée à l'aide d'un solvant : le méthyl-éthyl-cétone. Des tests de viscosité en fonction du pourcentage de solvant dans la colle ont permis de fixer une valeur de 15% afin d'obtenir une viscosité de 50 centipoises pour le mélange. Le temps de gel du mélange (colle - durcisseur - solvant) est alors d'environ 12 heures. Nous avons alors vérifié que la colle pouvait correctement imprégner le bois. Pour ce faire, un colorant bleu (CKT 300) est additionné à la colle afin de quantifier la profondeur d'imprégnation de la résine dans le bois.

La profondeur d'imprégnation obtenue avec cette technique reste cependant trop limitée. Elle ne se réalise que dans le sens des fibres, sur une profondeur de 2 à 3 cm. Radialement, la pénétration de la résine n'excède pas 3 mm (Cf. figure D4). Plusieurs autres solutions d'imprégnation mécanique ont été essayées, mais toutes sont restées non concluantes. Finalement, seule une imprégnation de la résine par traitement autoclave est possible.

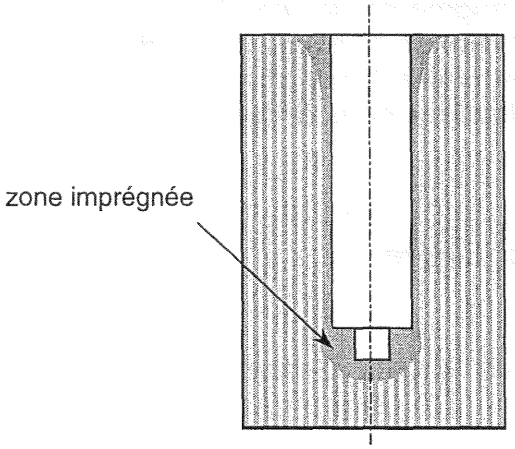


Figure D4 : *Imprégnation du bois par une résine époxy.*

Une autre technique a alors consisté à créer artificiellement cette zone. La solution consiste à placer un insert coaxial entre la tige métallique et le bois (Cf. figure D5). L'insert est réalisé en bois (Pin Sylvestre), préalablement imprégné par une résine en autoclave, pour être proche des caractéristiques physico-mécaniques de l'éprouvette. Cette solution reste cohérente avec les hypothèses avancées précédemment ; elle a en plus l'avantage de permettre le contrôle de la taille de la zone de transition et la détection des défauts ou des singularités.

S.C.D. - U.H.P. NANCY 1
BIBLIOTHEQUE DES SCIENCES
Rue du Jardin Botanique
54600 VILLERS-LES-NANCY

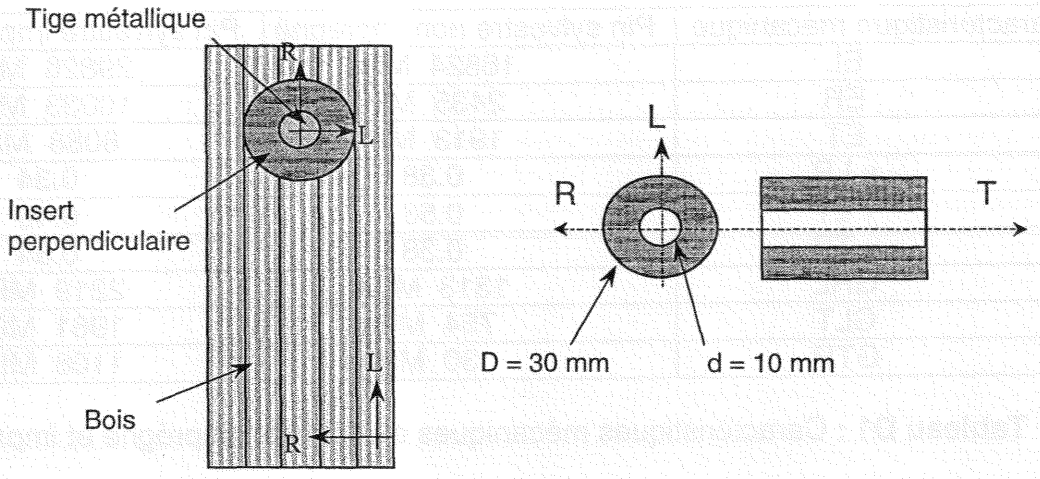


Figure D5 : *Dimensions de l'insert.*

La densification de l'insert n'a pu être réalisée à l'aide de la résine époxy mentionnée auparavant, l'imprégnation en autoclave avec cette résine ayant posée quelques problèmes (réaction en chaîne, exothermique, de type polycondensation). Pour imprégner le Pin Sylvestre, nous avons finalement utilisé une résine du type polyester (Norsodyne S708) de la société CRAY VALLEY. Le programme de densification en autoclave a été le suivant :

- une heure de vide (0,4 bar)
- une heure de pression (12 bars).

La polymérisation s'effectue dans une enceinte à 100°C pendant 24 heures. Les inserts sont ensuite tournés et percés à un diamètre de 10 mm (Cf. figure D5), puis collés dans les éprouvettes (percées trou pour trou) avec une colle structurale utilisée par les lamellistes (Purbond HB 110). Pour des raisons pratiques, l'insert est cylindrique, mais une autre forme (carrée par exemple) aurait pu tout autant être employée. Par convention, l'insert sera dit parallèle si son axe longitudinal d'anisotropie est colinéaire à celui de l'éprouvette. Il sera dit perpendiculaire lorsque ce même axe d'anisotropie sera perpendiculaire à l'axe longitudinal de l'éprouvette. Les deux configurations seront étudiées.

Les propriétés mécaniques du bois avant et après imprégnation ont été mesurées. Des jauges d'extensométries ont donc été collées sur des cubes de 5 cm d'arêtes, sollicités en compression. Les caractéristiques mécaniques moyennes obtenues sont récapitulées dans le tableau D1.

Caractéristique mécanique	Pin sylvestre non imprégné	Pin sylvestre imprégné
EL	16824 MPa	29826 MPa
ER	2435 MPa	10033 MPa
ET	1913 MPa	8088 MPa
ν LR	0.38	0.34
ν LT	0.53	0.40
ν TR	0.38	0.34
GRL	1313 MPa	2219 MPa
GLT	754 MPa	1961 MPa
GTR	30 MPa	1108 MPa

Tableau D1 : Caractéristiques mécaniques du bois non imprégné et imprégné.

Les caractéristiques d'élasticité sont toute améliorées et l'anisotropie du matériau est diminuée (Cf. figure D6). Les propriétés du bois imprégné restent alors cohérentes avec une loi des mélanges du type :

$$E_{bois\ impregné,i} = \frac{\rho_{bois} \cdot E_{bois,i} + \rho_{colle} \cdot E_{colle}}{\rho_{bois} + \rho_{colle}} \qquad \text{(D2)}$$

avec ρ : fraction massique

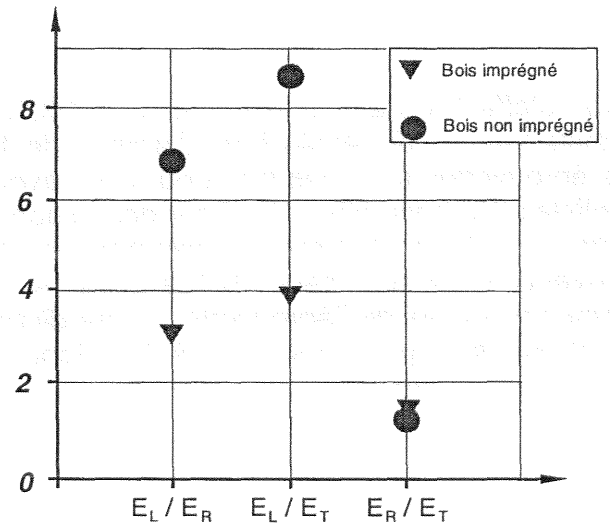


Figure D6 : *Comparaison des rapports des modules de Young de bois imprégné et non imprégné*

Connaissant désormais les propriétés élastiques de l'insert, différentes modélisations ont pu être effectuées pour un assemblage comportant une tige de diamètre 10 mm. La figure D7 présente l'évolution des contraintes de traction perpendiculaire suivant l'axe V (direction où ces contraintes sont maximales), calculées pour un diamètre d'insert de 40 mm. L'axe des abscisses de la figure D7 débute à 5 mm, puisque l'on souhaite uniquement étudier les contraintes dans l'insert.

Ces simulations montrent que l'insert permet de baisser très fortement l'état de contrainte dans le bois. Cependant, il doit être deux fois plus résistant que le bois massif.

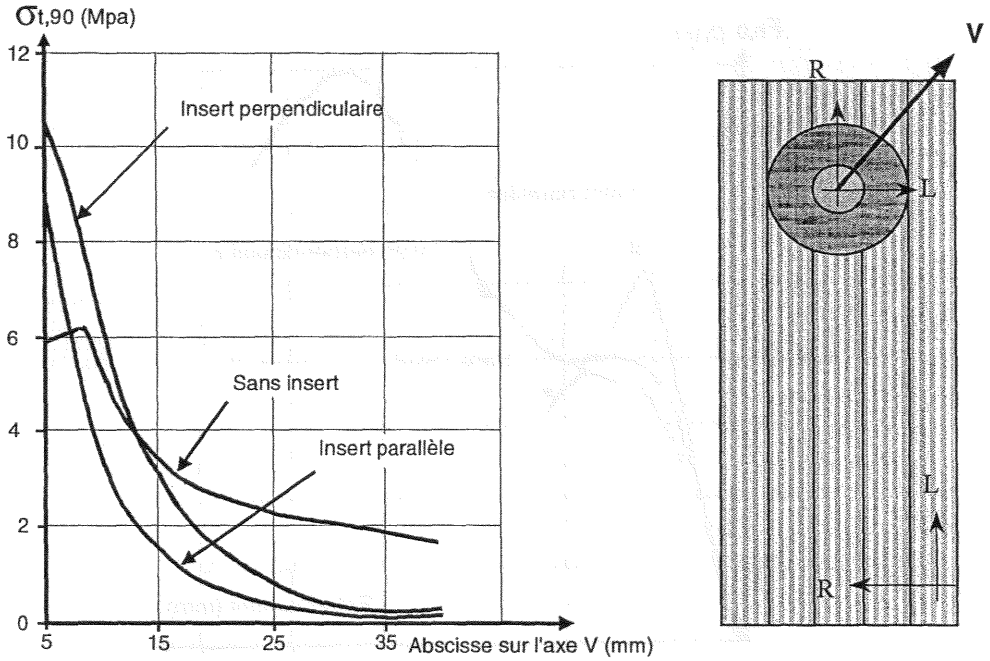


Figure D7 : *Evolution des contraintes de traction perpendiculaire suivant l'axe V résultants des simulations numériques.*

1.2. Portance locale du bois imprégné.

L'imprégnation par la résine polyester a permis d'augmenter la masse volumique des échantillons de 50%. La portance locale doit alors être augmentée. Des tests d'enfoncement ont donc été réalisés sur des éprouvettes de bois non densifié, possédant un insert en leur milieu. En effet, l'utilisation de la résine polyester permet une imprégnation en autoclave sur une distance de six à huit centimètres suivant la direction longitudinale. Or les dimensions des éprouvettes utilisées pour les tests d'enfoncement ont une longueur égale à 14 diamètres. Par conséquent, il aurait été impossible d'imprégner la totalité de l'éprouvette. Les résultats sont récapitulés dans le tableau D2 et sur la figure D8.

Désignation	$F_{h,k}$ au seuil plastique
Pin sylvestre – Enfoncement parallèle	41.10
Pin sylvestre imprégné– Enfoncement parallèle	45.53
Pin sylvestre imprégné– Enfoncement perpendiculaire	81.55

Tableau D2 : *Essais d'enfoncement de pin sylvestre imprégné par une résine polyester (broche de 10mm).*

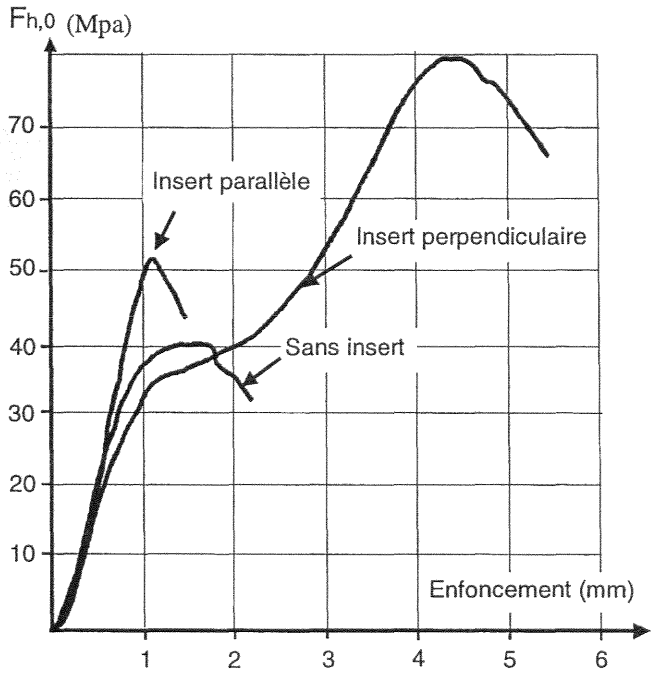


Figure D8 : *Essai d'enfoncement sur des inserts perpendiculaires.*

Pour les éprouvettes possédant des inserts parallèles, les essais ne montrent pas de plastification ; la rupture est fragile, due aux effets de bords. Par ailleurs, si les inserts avaient plastifié, la valeur de la portance suivant cette configuration serait supérieure à celle obtenue avec les inserts perpendiculaires. Au contraire, 2 seuils plastiques apparaissent lors des tests d'enfoncement avec des inserts perpendiculaires. Le premier seuil correspond à la plastification de l'insert et le deuxième à la plastification du pin sylvestre. Nous verrons que ce phénomène se retrouve lors des essais sur les assemblages. Suite à ces tests d'enfoncement, on peut supposer que la solution optimale sera obtenue lors de l'utilisation d'un insert dit « perpendiculaire », car cette configuration confère une portance maximale à l'insert.

1.3. Caractérisation des essais.

Les essais ont été réalisés avec des éprouvettes en bois lamellé-collé de Pin Sylvestre traité CCA classe 4 dont la densité est comprise entre 0.47 et 0.55. L'épaisseur de la plaque métallique et le diamètre de la broche sont de 10 mm. La distance au bord chargée est de 120 mm, la largeur et l'épaisseur sont déterminées en respectant les règles de dimensionnement de l'Eurocode 5 pour ce type d'assemblage (Cf. figure D9). L'humidité moyenne des éprouvettes lors des essais était de 8 %. Pour chaque configuration, une série de 10 essais a été réalisée.

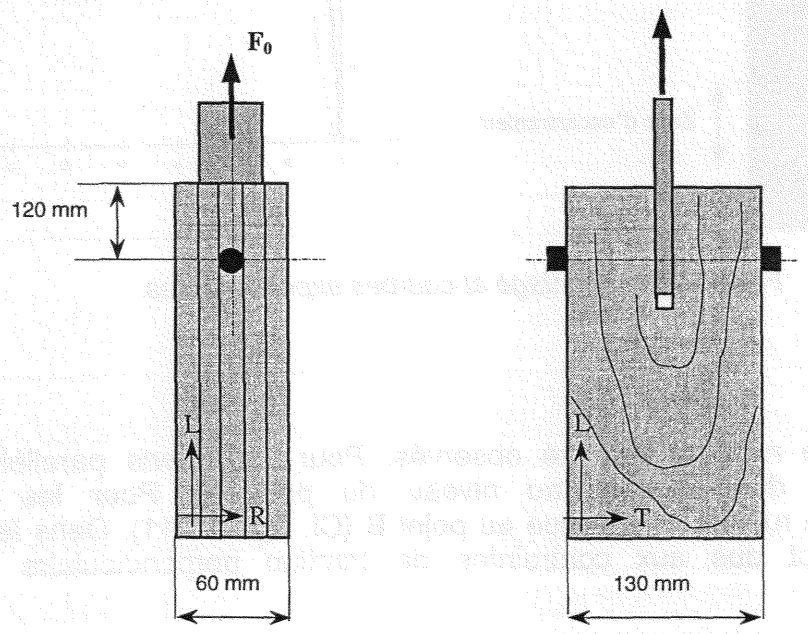


Figure D9 : *Schématisation de l'assemblage.*

La figure D10 représente une comparaison des différentes courbes d'essais obtenues. Pour les éprouvettes possédant un insert perpendiculaire, il est possible d'observer les deux seuils de plastification, déjà remarqué sur les essais d'enfoncement. On peut aussi constater que la meilleure configuration est obtenue avec les inserts perpendiculaires, comme nous l'avions envisagé.

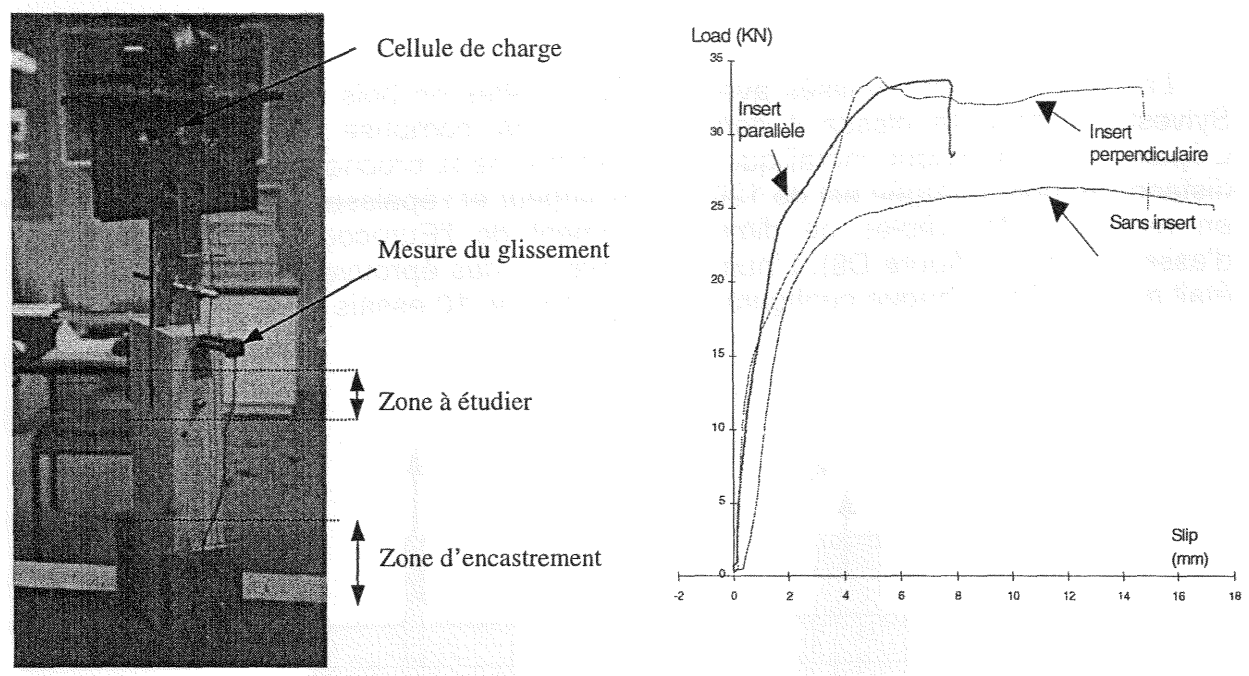
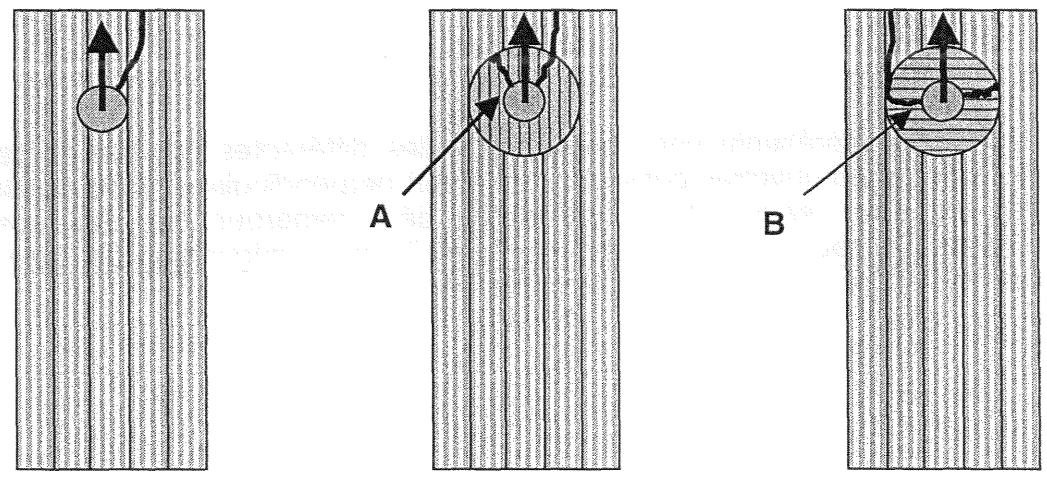


Figure D10 : *Montage et courbes expérimentales.*

Deux types de ruptures ont été observés. Pour les inserts parallèles, les ruptures s'initient, dans l'insert, au niveau du point A. Pour les inserts perpendiculaires, la rupture commence au point B (Cf. figure D11). Dans les deux cas, la fissure est due aux contraintes de traction perpendiculaire ou de cisaillement.



Broche seule | *Broche avec insert parallèle* | *Broche avec insert perpendiculaire*

Figure D11 : *Mode de rupture.*

Les modes de déformation des broches sont de type 2 et 3. Le mode 3 est rencontré plus particulièrement lors des essais avec les inserts perpendiculaires, tandis que le mode 2 se retrouve lors des essais sans insert et avec les inserts parallèles. Ceci démontre une nouvelle fois que les inserts parallèles ne présentent pas de plastification.

Les résistances moyennes obtenues sont présentées dans le tableau D3. Nous n'avons pas établi de valeurs caractéristiques car le nombre d'essais (égal à 10) était trop restreint.

	Masse volumique	Ku (KN/mm)	Fseuil (KN)	Fmax (KN)
axe ∅ 10 mm seul	512	15.7	24.45	26.2
axe ∅ 10 mm + insert parallèle	513	20.8	26.10	31.0
axe ∅ 10 mm + insert perpendiculaire	503	18.9	35.70	35.7

Tableau D3 : *Résultats des essais avec et sans insert.*

L'ajout d'un insert permet d'augmenter la valeur de l'effort critique de 36 %, celle du module ultime de glissement, Ku, de 33 % et celle de la charge limite plastique de 46%. Nous avons pu vérifier une nouvelle fois que la théorie de l'analyse limite se vérifie bien (Cf. tableau D4) à condition que les résistances en portance locale soient déterminées au seuil plastique. En simulant la configuration d'assemblage à l'aide du logiciel GUSS, on constate que l'on retrouve aussi les charges plastiques expérimentales. Ceci signifie donc que l'augmentation de la résistance de l'assemblage est due ici, uniquement à l'amélioration de la portance locale.

	Fh	$F_{estimée\ EC5}$	$F_{estimée\ GUSS}$	Fseuil
axe ∅ 10 mm seul	41.10	24.1	24.3	24.45
axe ∅ 10 mm + insert parallèle	45.53	25.7	25.8	26.10
axe ∅ 10 mm + insert perpendiculaire	81.55	34.4	36.6	35.70

Tableau D4 : *Comparaison des charges plastiques théoriques et expérimentales.*

Le système composé d'un insert fonctionne bien, mais il peut certainement être encore amélioré. Dans la partie C, nous avons montré que la portance était maximale avec une tige collée, car le frottement acier-bois était dans ce cas optimum. Des essais sur des tiges collées, avec et sans insert, ont été réalisés. Seule la configuration avec des inserts perpendiculaires a été étudiée car elle correspond au gain maximum observé expérimentalement. Les résultats récapitulatifs obtenus sont présentés dans le tableau D5.

	Masse volumique	Ku (KN/mm)	Fseuil (KN)	Fmax (KN)
axe ∅ 10 mm axe non collé	512	15.7	24.45	26.2
axe ∅ 10 mm axe collé	527	24.1	31.50	36.1
axe ∅ 10 mm axe collé + insert perpendiculaire	530	32.9	35.40	38.2

Tableau D5 : *Résultats des essais avec et sans insert, pour des tiges collées.*

Ce tableau montre que l'utilisation de tiges collées, sans insert, permet une augmentation de 30% de la charge limite plastique, ce qui était tout à fait prévisible au vue des résultats de la partie B (l'utilisation de tiges collées augmente la portance de 77%). Les inserts perpendiculaires, associés aux tiges collées, n'améliorent que très peu le rendement par rapport à une tige non collée. Cette faible influence s'explique par le fait que le frottement a très peu d'influence sur la portance perpendiculaire aux fibres.

Finalement, l'insert permet une augmentation de la portance de 98%. Cela entraîne un gain de 45%, entre un assemblage non renforcé et un assemblage utilisant la technique des inserts. Pour améliorer encore nos résultats, il conviendrait d'utiliser un insert pour lequel la portance est supérieure. Leijten a réalisé des essais d'enfoncement sur du hêtre densifié. Les valeurs de résistances en portance locale sont de 120 MPa dans le sens transverse et de 160 MPa dans le sens longitudinale. L'utilisation d'un insert feuillu, imprégné par une résine, ou densifié mécaniquement, serait alors une voie de développement très intéressante.

Des premiers essais de portance et d'assemblages, avec des inserts en chêne non densifié, ont été effectués. Le tableau D6 montre que la valeur de la portance du chêne est supérieure de 63% à celle du pin sylvestre.

	Masse volumique	Portance au seuil plastique
Pin sylvestre parallèle	512	41.10
Chêne parallèle	794	67.36
Chêne perpendiculaire	763	40.92

Tableau D6 : *Essais d'enfoncement de chêne (broche de 10mm).*

Le tableau D7 récapitule les résultats obtenus sur les assemblages comportant des inserts en chêne. Il montre que l'analyse limite ne fonctionne pas correctement avec les inserts chêne, disposés parallèlement, car la rupture est ici fragile (Cf. figure D12). Elle se produit avant que l'assemblage ait atteint sa charge limite plastique, l'insert n'ayant pas eu le temps de plastifier complètement. Ceci explique

que l'effort estimé est supérieur à la résistance expérimentale. Le gain maximum est de 50% au niveau de l'effort ultime en utilisant des inserts perpendiculaires, et de 22% pour la résistance limite plastique en utilisant des inserts parallèles.

	Masse volumique	Effort estimé par GUSS (KN)	Effort seuil plastique moyen (KN)	Effort critique moyen (KN)
∅ 10 mm seul	512	24.1	24.4	26.2
∅ 10 mm + insert chêne parallèle	544	32.4	29.7	29.7
∅ 10 mm + insert chêne perpendiculaire	490	24.0	24.6	39.1

Tableau D7 : *Effort de rupture pour les assemblages avec ou sans insert en chêne.*

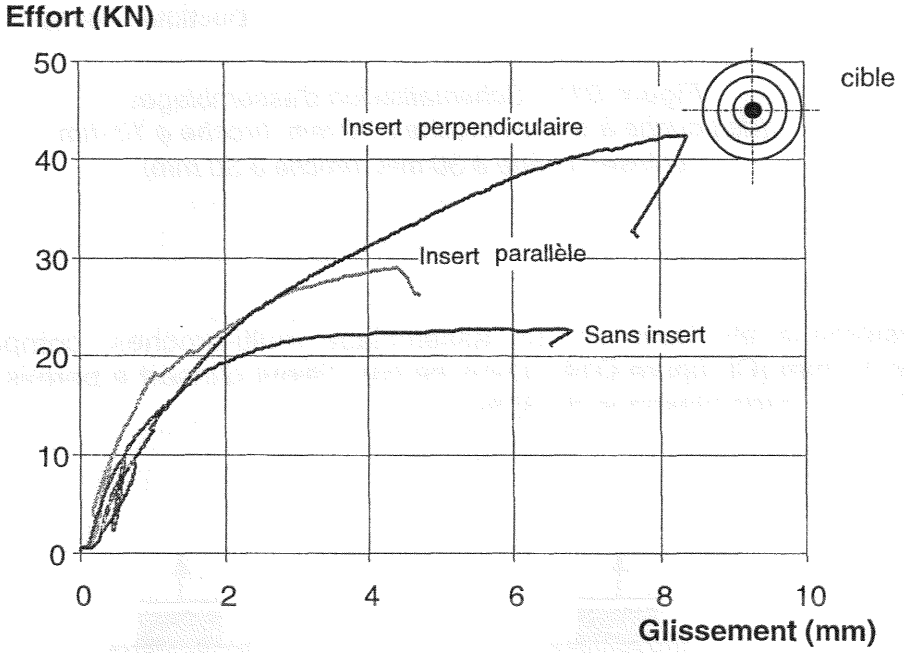


Figure D12 : *Courbes expérimentales charge - glissement*

La figure D12 démontre cependant que l'objectif défini par Haller au niveau du renforcement des assemblages bois est quasiment atteint (Cf. Partie A, chapitre 4.1). En effet, cette technique a permis d'augmenter la ductilité de l'assemblage et d'obtenir une augmentation de 50% de la charge plastique.

Des essais ont également été réalisés sur des assemblages de même dimension, comportant une broche de diamètre 30 mm. La figure D13 montre que les améliorations obtenues par l'ajout d'insert ne sont pas seulement dues à la simple augmentation du diamètre.

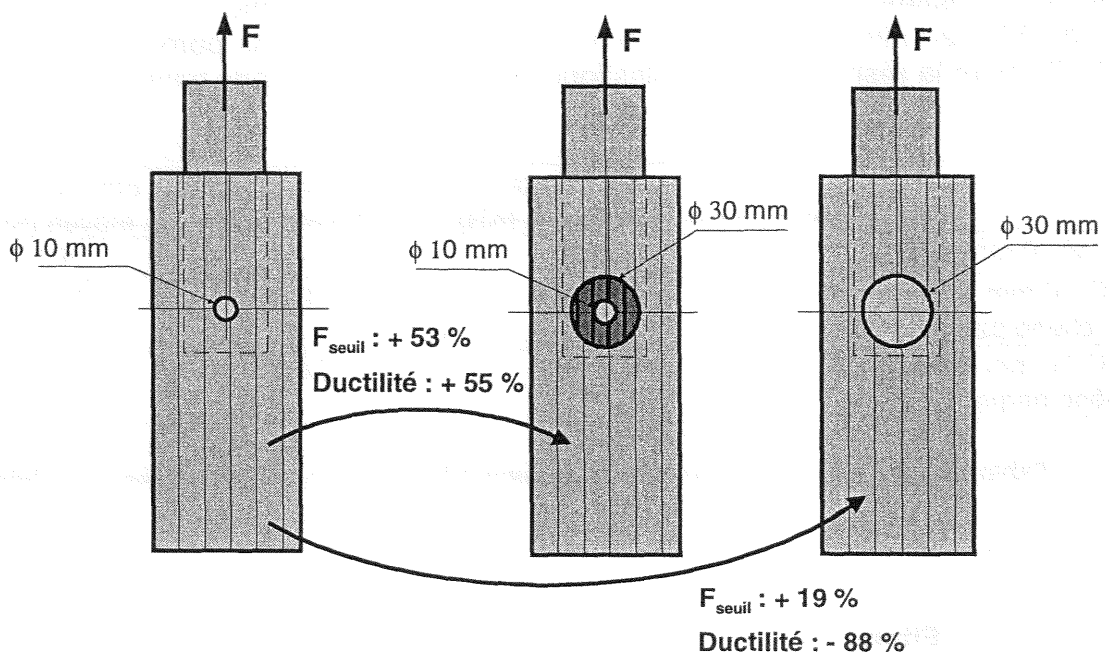


Figure D13 : *Schématisation d'assemblages (de gauche à droite : broche ϕ 10 mm, broche ϕ 10 mm et insert chêne ϕ 30 mm, broche ϕ 30 mm)*

Ce système a été testé sur un assemblage multi-broches, composé de 6 broches de 12 mm (Cf. figure D14). Dans ce cas, l'ajout d'insert a permis là encore d'augmenter la charge plastique de 32%.

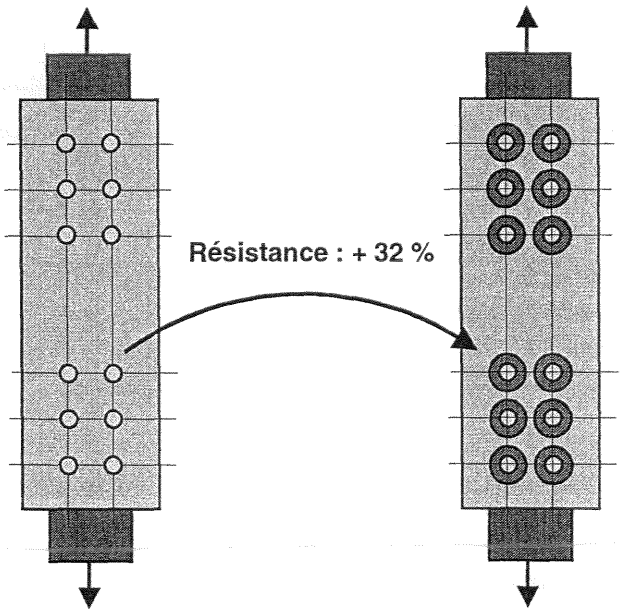


Figure D14 : Schématisation de l'assemblage multi-broches.

2. Application aux tiges collées parallèlement au fil du bois.

La modification de la zone locale de l'assemblage par l'ajout d'un insert, améliore le comportement de l'assemblage de manière considérable. On peut dès lors supposer que cette technique de renforcement est applicable à d'autres configurations. Depuis de nombreuses années, les tiges collées sont utilisées dans les constructions lamellé-collé dans les pays scandinaves. Les organes métalliques ont pour fonction de répartir les efforts et l'adhésif de transmettre ces efforts des tiges vers le bois. Il résulte de cette association des potentialités importantes tant d'un point de vue mécanique, qu'esthétique ou économique.

Dans ce cas de figure (Cf. figure D15), la problématique est la même que celle présentée précédemment. En effet, la colle a pour objectif de créer une continuité de contact entre la tige et le bois. Les rigidités des deux matériaux (le bois et l'acier) étant très différentes, des points singuliers apparaissent à l'interface bois-colle-acier. De plus, l'anisotropie des propriétés du matériau bois fait que, dans le cas d'une tige collée, une sollicitation de type traction monoaxiale peut induire une triaxialité des contraintes. Ainsi en plus des contraintes longitudinales, des contraintes transversales apparaissent. Dans ce cas, la modification de la zone d'assemblage, doit apporter une augmentation du rendement de l'assemblage, puisque les problèmes rencontrés sont identiques à ceux rencontrés avec l'assemblage à plaque métallique centrale.

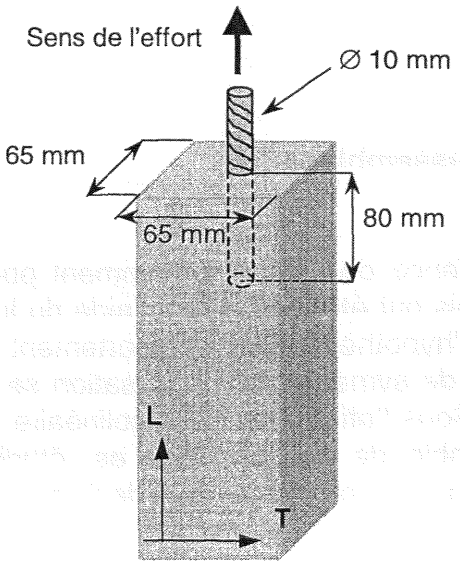


Figure D15 : *Schématisation des essais de traction.*

Le système composé d'insert devrait là aussi permettre de diminuer les concentrations de contraintes. De plus, les caractéristiques mécaniques de l'insert étant supérieures à celles du bois, la résistance de l'assemblage devrait en être encore plus augmentée.

D'après les travaux de Buchanan [Buchanan, 1997], la longueur optimale d'une tige collée est de 17.5 fois le diamètre. Passé cette distance, la valeur de la résistance ultime se stabilise, puisque l'on a en permanence une rupture de la tige (Cf. figure D16). Cette condition impose des longueurs très importantes, dès lors qu'on utilise des diamètres supérieurs à 20 mm. Notre travail s'est donc restreint à l'étude des tiges courtes, c'est à dire des tiges pour lesquelles les longueurs de collage sont égales à huit diamètres.

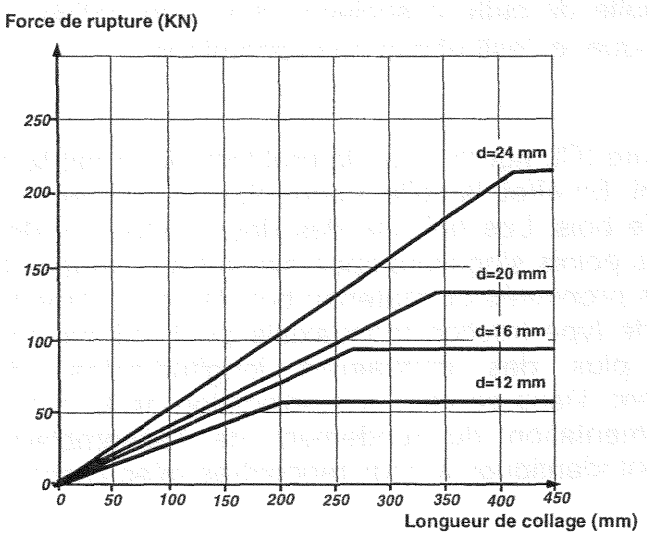


Figure D16 : *Evolution de l'effort de rupture en fonction de la longueur de collage.*

2.1. Modélisation de l'assemblage.

Afin de quantifier l'influence de l'insert, notamment pour son utilisation, des modélisations par éléments finis ont été réalisées à l'aide du logiciel CASTEM 2000. Cette étude a été limitée à l'hypothèse d'un comportement linéaire élastique. La géométrie présentant 3 plans de symétrie, la modélisation se réduit au huitième de l'éprouvette (Cf. figure D17). Sous l'effet d'un effort colinéaire à la tige, la répartition des contraintes dans l'ensemble de l'assemblage est étudiée, en faisant varier différents paramètres tels la longueur ou le diamètre de l'insert.

Les matériaux en présence sont au nombre de cinq:

- acier,
- colle acier-bois (Epoxy),
- colle insert-bois (Colle polyuréthanne),
- insert,
- bois.

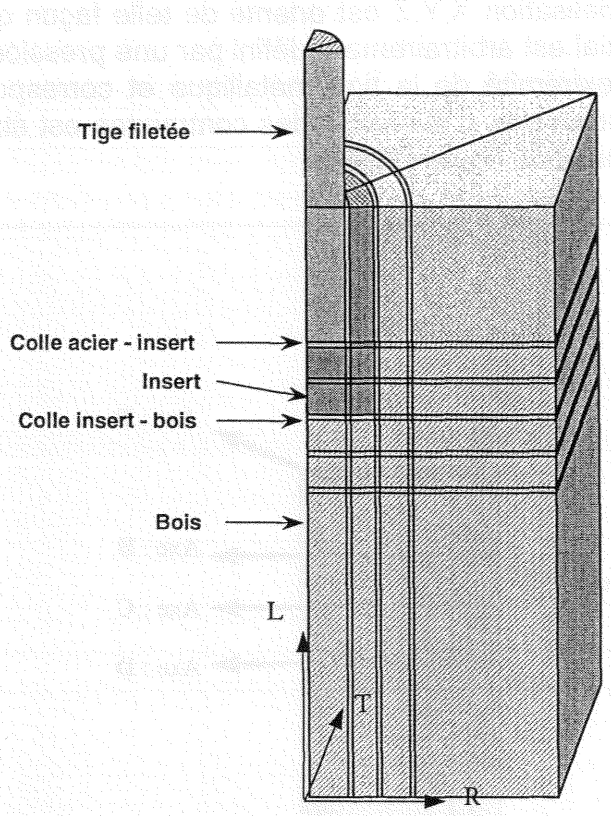


Figure D17 : *Préparation du maillage de l'assemblage.*

Bien que les colles soient différentes, leurs propriétés de rigidité sont peu importantes du fait de leur faible représentation volumique dans la modélisation. Leurs propriétés élastiques sont donc prises identiques à celles d'une colle époxy classique. Deux types d'insert sont simulés : les inserts en chêne et ceux réalisés avec du Pin Sylvestre imprégné par la résine polyester. La première simulation porte sur les inserts en Pin Sylvestre. Les différentes caractéristiques mécaniques employées sont récapitulées dans le tableau D8.

Caractéristique mécanique	Pin sylvestre non imprégné	Pin sylvestre imprégné	Acier	Colle
EL	16824	29826	210000	2860
ER	2435	10033		
ET	1913	8088		
ν LR	0,38	0,34	0,3	0,3
ν LT	0,53	0,40		
ν TR	0,38	0,34		
GRL	1313	2219	80000	1100
GLT	754	1961		
GTR	30	1108		

Tableau D8 : *Propriétés élastiques des matériaux.*

Le repère de la modélisation X,Y,Z est orienté de telle façon qu'il correspond au repère R,T,L. L'effort axial est arbitrairement défini par une pression surfacique de 200 MPa appliquée sur l'extrémité de la tige métallique et correspond à un effort global de 15700 N sur l'éprouvette. L'évolution des contraintes est étudiée selon les directions définies ci-dessous (Cf. figure D18).

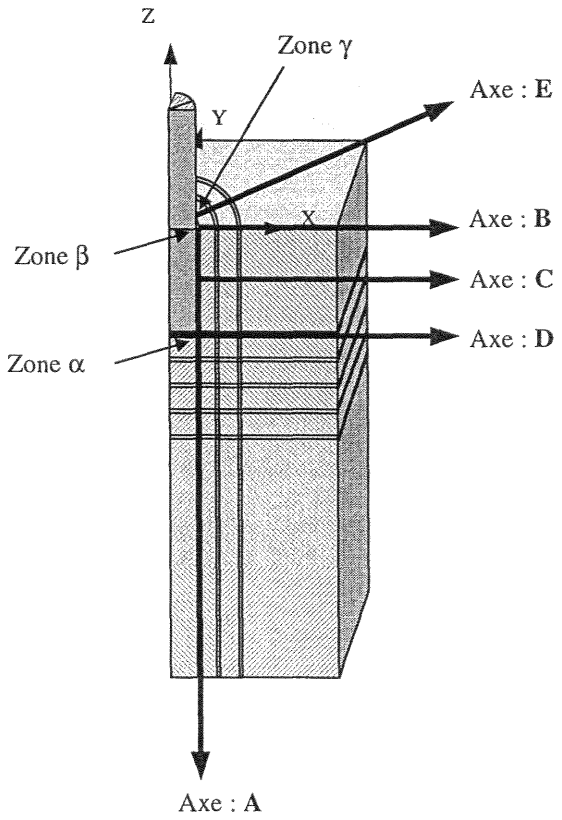


Figure D18 : *Schématisation des axes de dépouillement des contraintes.*

Les différentes résistances mécaniques retenues pour la modélisation sont celles référencées dans l'Eurocode 5 (Cf. tableau D9).

Mode de sollicitation	Contrainte caractéristique (MPa)
Compression axiale	29
Traction axiale	24
Flexion statique	32
Cisaillement longitudinal	3.5
Traction transversale	0.45
Compression transversale	6

Tableau D9 : *Contraintes caractéristiques de ruptures du bois lamellé collé [Eurocode 5, 1996].*

Les différentes modélisations montrent que les principales concentrations de contraintes apparaissent aux extrémités de la tige et de l'insert (zones α et β). La présence de l'insert de bois imprégné, de rigidité plus élevée, augmente l'état de contrainte le long de la tige, mais fait chuter la contrainte de traction longitudinale dans le bois (Cf. figure D19). Par ailleurs, cette figure montre bien la discontinuité des contraintes obtenues, due aux différences des rigidités des matériaux.

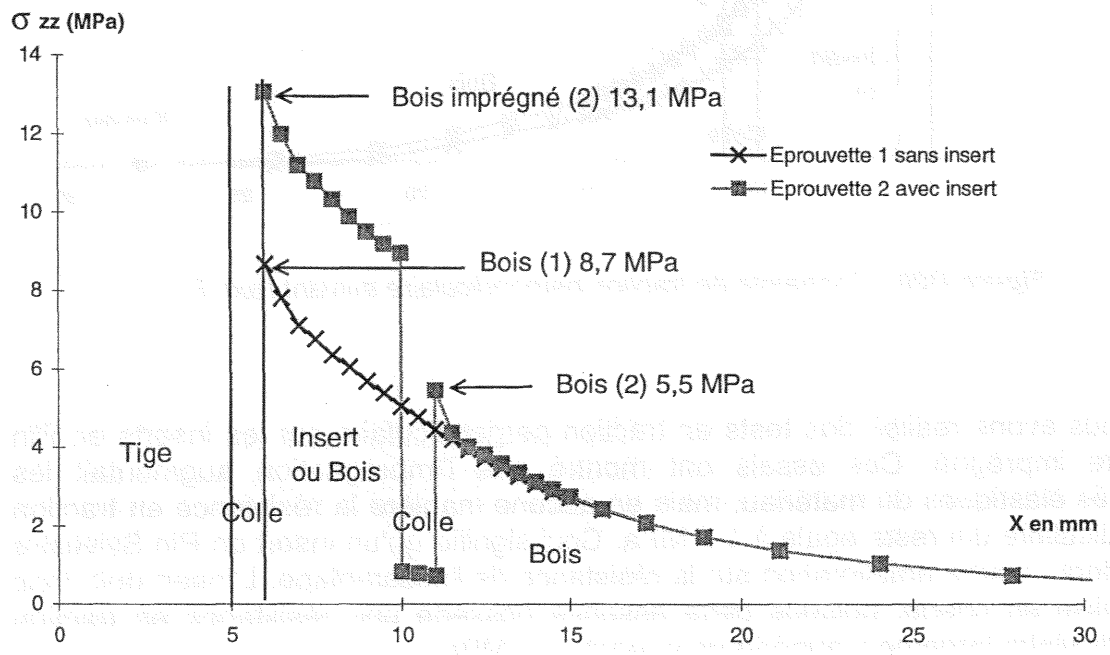


Figure D19 : *Contrainte de traction longitudinale suivant l'axe C.*

Les contraintes de traction perpendiculaire sont maximales à l'extrémité supérieure de l'éprouvette. La figure D20 présente la répartition de ces contraintes suivant l'axe B. La résistance en traction transversale est véritablement un facteur limitant la résistance globale de l'assemblage. L'insert permet une nouvelle fois de baisser considérablement les concentrations de contrainte dans le bois puisque la valeur diminue de 66%. Cependant, la présence de l'insert augmente le niveau de la contrainte de traction transversale de 21 %. La résistance en traction transversale des inserts doit donc être d'autant supérieure pour obtenir une résistance globale équivalente de l'assemblage.

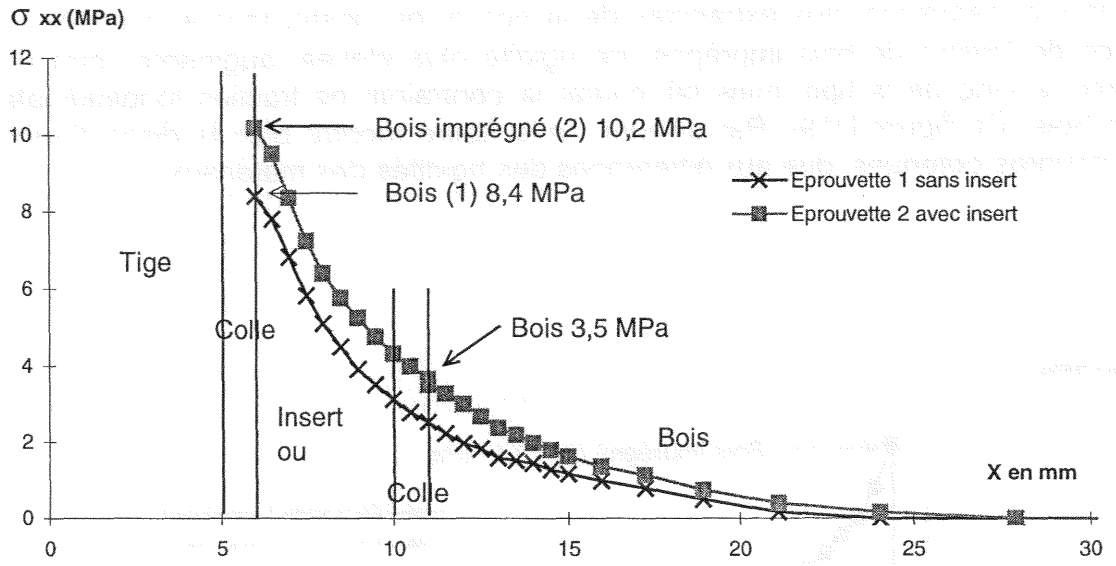


Figure D20 : *Contrainte de traction perpendiculaire suivant l'axe B.*

Nous avons réalisé des tests en traction perpendiculaire sur les inserts en Pin Sylvestre imprégné. Ces essais ont montré que l'imprégnation augmentait les propriétés élastiques du matériau, mais en aucune manière la résistance en traction perpendiculaire qui reste égale à 1.9 MPa. Ceci signifie qu'un insert en Pin Sylvestre n'apportera aucune amélioration sur la résistance de l'assemblage. L'insert doit donc être réalisé en chêne, puisque cette essence possède une résistance en traction perpendiculaire largement supérieure et égale à 9 MPa.

Outre les contraintes de traction perpendiculaire, la rupture des tiges collées peut être aussi induite par de trop fortes contraintes de cisaillement longitudinal. Les contraintes cisaillement sont maximales dans le plan bissecteur de l'éprouvette (comprenant les axes A et E). Les concentrations de contraintes apparaissent dans le bois et le bois imprégné au du bord libre de l'éprouvette (zone γ). Le graphique D21 montre que l'insert doit posséder ici une résistance au moins égale à celle du bois lamellé-collé pour obtenir un gain dans l'assemblage. La présence de l'insert permet en outre de baisser de 75% les valeurs des contraintes dans le bois.

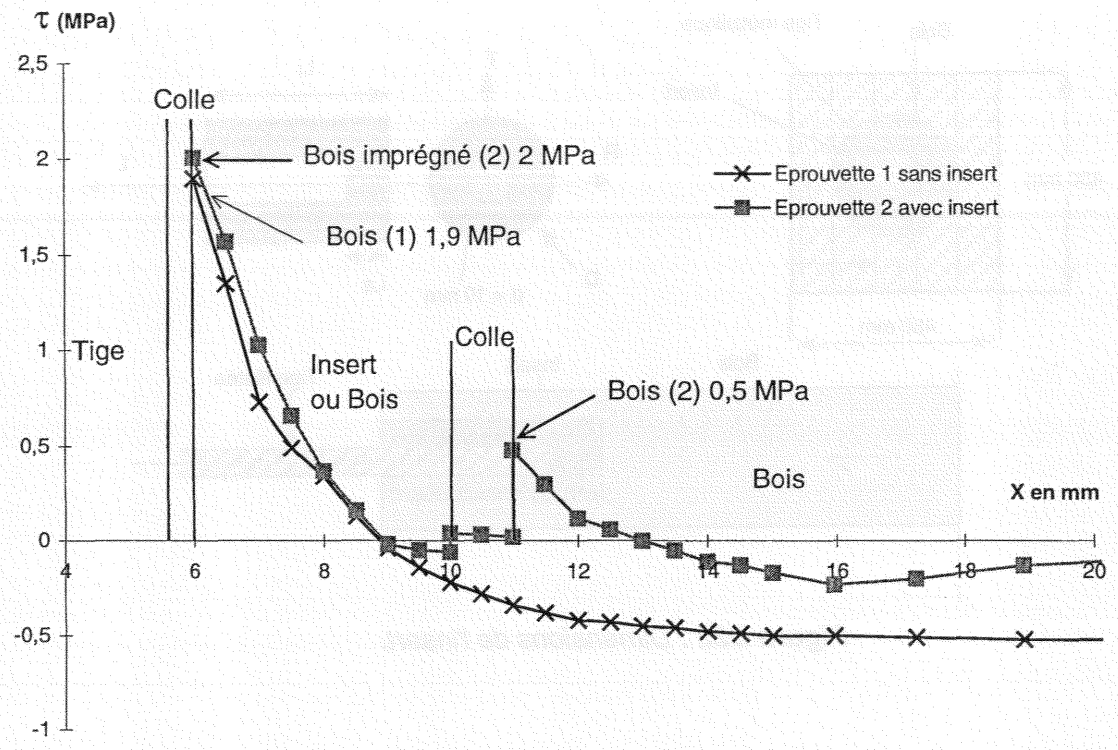


Figure D21 : *Contrainte de cisaillement suivant l'axe E.*

Ces différents résultats indiquent finalement que l'insert doit être réalisé en bois dur (chêne). Cette solution devrait permettre d'obtenir des gains intéressants puisque les concentrations de contraintes diminuent lors de l'ajout de cet insert.

2.2. Résultats expérimentaux.

Les éprouvettes d'essai ont été réalisées à partir de poutres en lamellé-collé de Pin Sylvestre. Les dimensions des éprouvettes 65×65×490 mm assurent le respect des distances entre la tige et le bord de chaque l'éprouvette (Cf. figure D22). Leur humidité moyenne est de 10.5 %. La masse volumique caractéristique des inserts en chêne est de 810 Kg/m^3. Suite aux différentes simulations, le diamètre des inserts en chêne a été choisi égal à 30mm et leur longueur à 100 mm. La distance L_s est donc égale à 20 mm puisque la longueur de collage est de 80 mm.

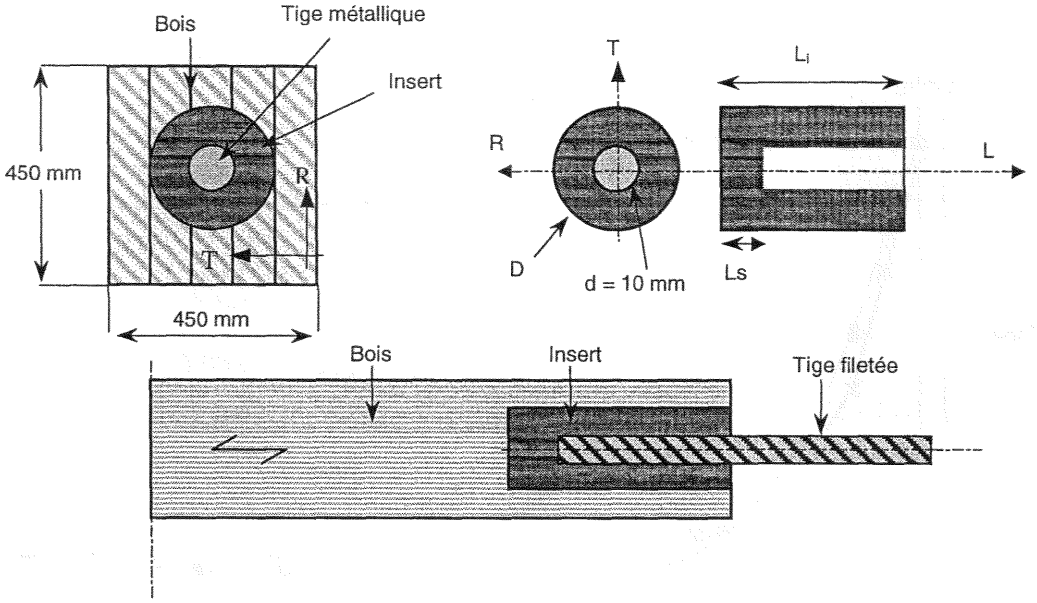


Figure D22 : *Dimensions de l'insert.*

Le dispositif d'essai est décrit sur la figure D23. La chaîne cinématique présente deux liaisons pivot et une vraie rotule afin de solliciter l'éprouvette en traction pure.

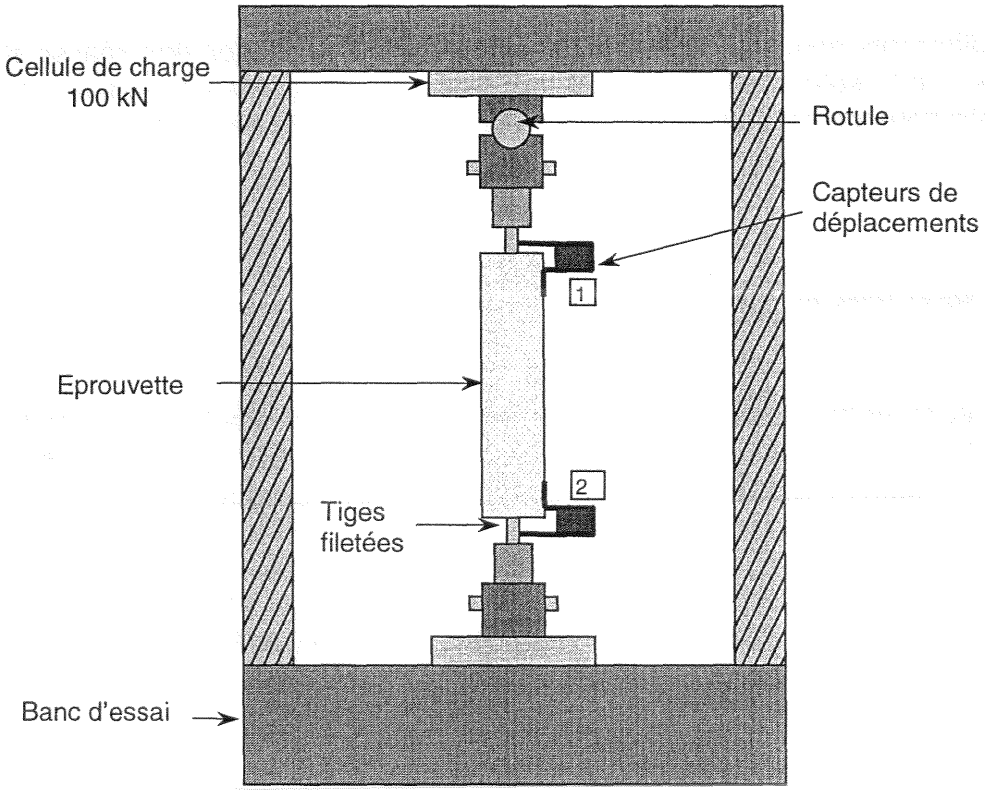


Figure D23 : *Dispositif d'essai de traction.*

Des capteurs sont fixés par l'intermédiaire de pattes métalliques (Cf. figure D24). L'une est taraudée dans son épaisseur et vient s'insérer dans le filet de la tige, l'autre est une équerre vissée sur le bois.

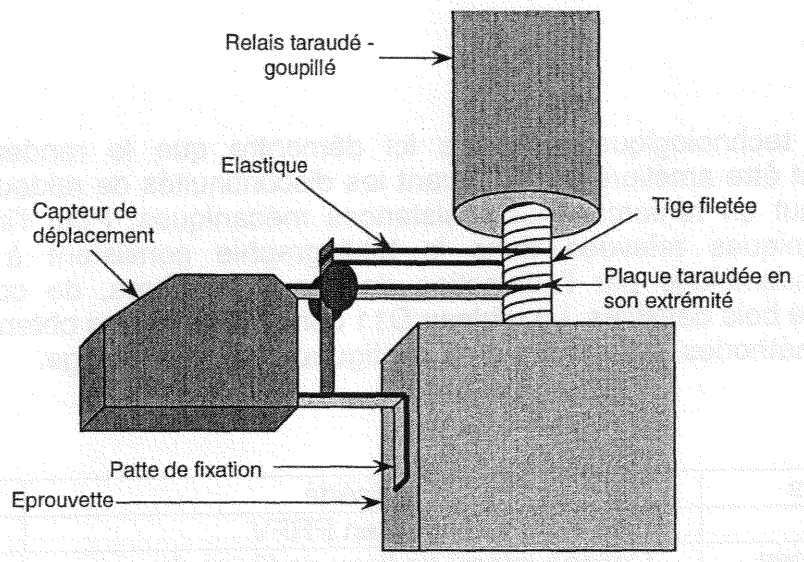


Figure D24 : *Positionnement des Capteurs.*

Les mesures relevées sont:

- La charge de traction (en kN).
- L'extension totale de la traverse (en mm).
- Le déplacement donné par le capteur de déplacement 1 (en mm).
- Le déplacement donné par le capteur de déplacement 2 (en mm).

Chaque série est constituée de 20 essais. Les résultats expérimentaux, exprimés en valeurs caractéristiques, sont récapitulés dans le tableau D10.

Caractéristiques mécaniques	Eprouvette sans insert	Eprouvette avec insert
ρ_k (Kg/m^3)	446	454
Résistance ultime (N)	26360	35445

Tableau D10 : *Résultats expérimentaux caractéristiques.*

Tous les essais ont eu une rupture fragile, matérialisée par un décollement d'une portion bois, restée adhérente à la tige. La raideur n'a pu être correctement mesurée car les déformations obtenues étaient trop faible vis à vis de la précision des capteurs. Les valeurs obtenues ne sont donc pas significatives. Par contre, les essais ont montré un gain de 35% de la résistance ultime de l'assemblage.

3. Conclusion.

La solution technologique proposée ici démontre que le rendement d'un assemblage peut être amélioré en diminuant les discontinuités de raideurs au sein de la liaison, tout en renforçant les résistances mécaniques. Pour l'instant, les différentes techniques relevées dans la bibliographie consistent à renforcer latéralement l'assemblage par l'adjonction de tissus de fibres, de connecteurs métalliques ou de bois densifiés. Le tableau D11 compare les gains obtenus suivant ces différentes méthodes, pour une même configuration d'assemblage.

Auteurs	Procédé	Gain
Erki	Tuyau en PRFV	30%
Soltis, Chen	Collage latéral de tissu de fibres de verre	30%
Bléron	Insert en chêne	60%
Leijten	Collage latéral de hêtre densifié	63%
Kevarinmäki	Ajout latéral de connecteurs métalliques	75%

Tableau D11 : *Comparaison des gains obtenus suivant différentes techniques de renforcement.*

La meilleure solution reste celle de Kevarinmäki, puisqu'il obtient des gains au niveau de l'assemblage de 75%. Cette technique consiste à disposer des connecteurs métalliques de part et d'autre de l'assemblage pour renforcer le bois en cisaillement longitudinal et en traction perpendiculaire (Cf. figure D25). Notre solution est cependant très convenable, les gains sont proches de ceux obtenus par Leijten. Par ailleurs, nous avons simulé la technique mise au point par Leijten, à l'aide du logiciel GUSS. Les résultats confirment bien que les gains mesurés s'expliquent uniquement par la présence de renforts en hêtre densifié, dont la portance est de 120 MPa. En utilisant le même matériau pour la réalisation des inserts à partir de notre approche, la résistance de l'assemblage pourrait alors être augmentée de plus de 85%.

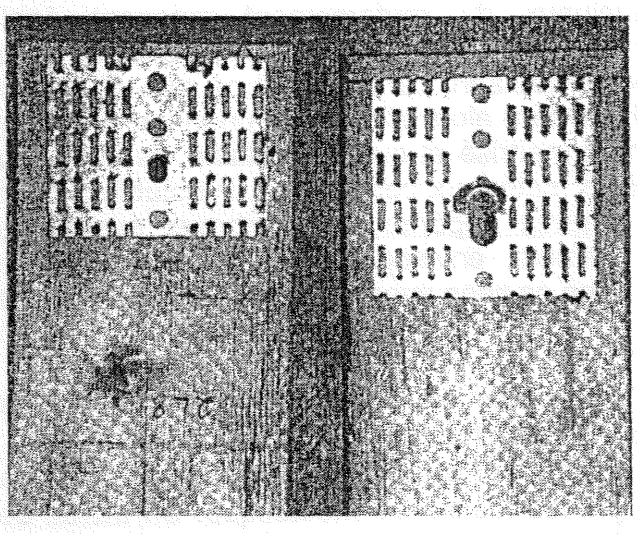


Figure D25 : *Renforcement par connecteur métallique d'un assemblage broché.*

Cette solution possède par ailleurs plusieurs avantages :

- elle permet le contrôle de la zone de transition,
- par analogie avec les matériaux reconstitués (Kerto, contre-plaqué, etc...), qui sont peu sensibles aux variations hygrométriques, on peut supposer que l'utilisation d'un insert imprégné restera plus stable vis-à-vis des changements d'humidité.
- en ce qui concerne les assemblages par tiges collées (Cf. figure D15), si l'on compare nos résultats aux règles professionnelles [Guide professionnel, 1999], on remarque que la résistance expérimentale que nous avons obtenue avec une longueur de collage égale à 8 diamètres est légèrement supérieure à celle préconisée par ces règles, pour une longueur de collage de 16 diamètres (Cf. tableau D11). Selon ces règles professionnelles, la longueur de collage doit en effet être supérieure ou égale à 16 diamètres. La longueur des tiges peut donc être diminuée de moitié en utilisant là encore la technique de création d'une zone transitoire.

	Règles professionnelles	Résultats expérimentaux avec inserts chêne
Longueur de collage (mm)	16.d	8.d
Résistance (KN)	34.6	35.4

Tableau D11 : *Comparaison des résistances expérimentales et estimées par les règles professionnelles.*

Les objectifs principaux du renforcement reposent également sur la suppression du jeu fonctionnel dans l'assemblage. Sur ce point, les inserts possédant une tige collée remplissent parfaitement ce rôle. Si l'on ne souhaite pas utiliser cette technique, il convient alors d'imaginer un insert pour lequel le diamètre du perçage est parfaitement maîtrisé et qui reste stable vis à vis des changements hygrométriques. L'emploi de matériaux composites, injectables, constitue alors une solution pertinente, qui pourrait apporter de nombreux avantages. Un système démontable serait, par exemple, envisageable. Des recherches et des contrats industriels ont été lancés dans ce sens avec une société d'injection plastique.

De plus, une autre solution est envisageable. Au lieu de modifier les propriétés locales du bois, pourquoi ne pas changer les propriétés de la tige. L'idée reste la même : utiliser une broche ayant des propriétés élastiques proches de celles du bois, mais possédant une très grande résistance mécanique. Un travail de recherche sur l'élaboration d'un matériau composite serait là encore une autre voie de développement.

CONCLUSION

L'Eurocode 5 permet le dimensionnement des assemblages de type tige à partir des dimensions des éléments assemblés et des caractéristiques mécaniques de l'acier et du bois. Cependant, des manques existent sur le comportement des assemblages hors des directions d'orthotropie, en terme de résistance limite plastique et de rigidité (la mauvaise estimation de la portance locale induit par ailleurs une surestimation de la charge plastique). Bien que ces assemblages aient été modélisés de nombreuses fois, aucune approche n'intègre l'ensemble des paramètres pertinents caractérisant l'assemblage et ne permet d'estimer la raideur de l'assemblage.

Les assemblages bois restant encore les points de faiblesse des structures, différentes techniques de renforcement sont recherchées. Elles visent principalement à renforcer latéralement le bois par l'adjonction de matériaux composites (tissus de fibres, contre-plaqué, etc.). Cependant, les gains obtenus jusqu'à présent peuvent vraisemblablement être encore améliorés, en utilisant des approches différentes.

A partir de l'analyse bibliographique et d'une première approche purement expérimentale, réalisée dans la deuxième partie, nous avons analysé le fonctionnement de l'assemblage. Ce travail a montré que les assemblages pouvaient être correctement dimensionnés à condition que la résistance en portance locale soit définie au seuil plastique et non pas au maximum obtenu avant 5 mm de glissement. Il a aussi permis de mettre en évidence qu'il était inutile de prendre en considération le coefficient de 1.1, dans l'équation caractérisant le mode 2.

Une deuxième phase expérimentale a alors consisté à redéfinir la résistance en portance locale, au seuil plastique, vis-à-vis de plusieurs paramètres :

- le diamètre de la broche,
- l'angle entre la direction du chargement et l'axe longitudinal d'anisotropie,
- la masse volumique du bois,
- le frottement acier-bois.

Les essais ont montré que l'effet du frottement et de l'humidité, vis-à-vis de la portance, dépend de la direction du chargement. De plus, une tige collée représente le cas d'un frottement optimum. Par contre, son utilisation impose de maîtriser parfaitement les conditions hygrométriques. Les modules de fondation ont aussi été définis suivant ces mêmes paramètres afin de modéliser au final la raideur de l'assemblage.

Une approche numérique a été réalisée. Elle a consisté à créer un outil de dimensionnement fiable, capable de modéliser le comportement d'un assemblage mono-broche (Cf. figure E1). L'étude s'est réalisée en deux temps. Tout d'abord, les mécanismes d'enfoncement ont été analysés, ce qui a permis de modéliser la portance en fonction de l'ensemble des caractéristiques intrinsèques du matériau et suivant toutes les directions possibles de chargement.

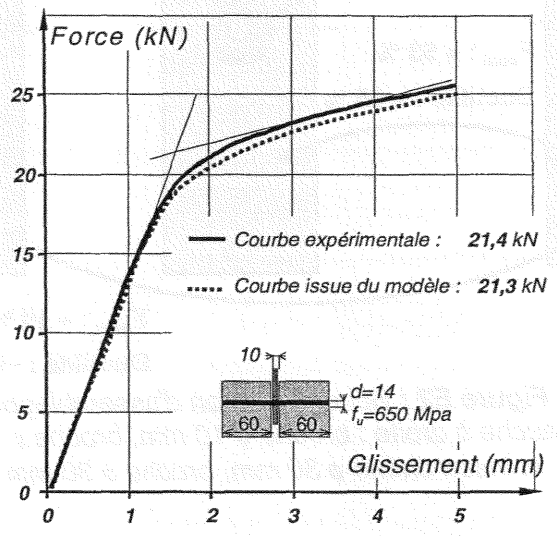


Figure E1 : *Comparaison des courbes expérimentales et des courbes issues du modèle.*

Dans un deuxième temps, le comportement de l'assemblage a pu être simulé. L'originalité a consisté à intégrer l'ensemble des paramètres influençant le comportement de l'assemblage (masse volumique et humidité du bois, diamètre et nuance de la broche, etc..). De cette manière, l'effet de chaque paramètre peut désormais être quantifié vis-à-vis des caractéristiques principales de l'assemblage (charge plastique, raideur, ductilité). Le logiciel permet aussi l'optimisation rapide de l'assemblage pour de nombreuses configurations (assemblages renforcés latéralement, assemblage multi-essences, assemblage avec des plaques métalliques de différentes épaisseurs, etc.). Une approche similaire est alors envisageable pour modéliser le comportement d'un assemblage multi-broches, sachant que le problème est ici plus complexe puisqu'il faut aussi gérer la répartition aléatoire des défauts de perçage.

Enfin, une forme originale de renforcement a été imaginée. Au lieu de renforcer latéralement le bois par l'adjonction de tissus de fibres, l'idée développée ici a consisté à positionner un insert entre la broche et le bois, afin de diminuer les discontinuités des raideurs au sein de l'assemblage, tout en augmentant simultanément la portance locale. Cette technique a permis d'augmenter la ductilité de l'assemblage et d'obtenir une augmentation de 50% de la charge plastique. La figure E2 montre par ailleurs que cette augmentation n'est pas seulement due à la simple augmentation du diamètre.

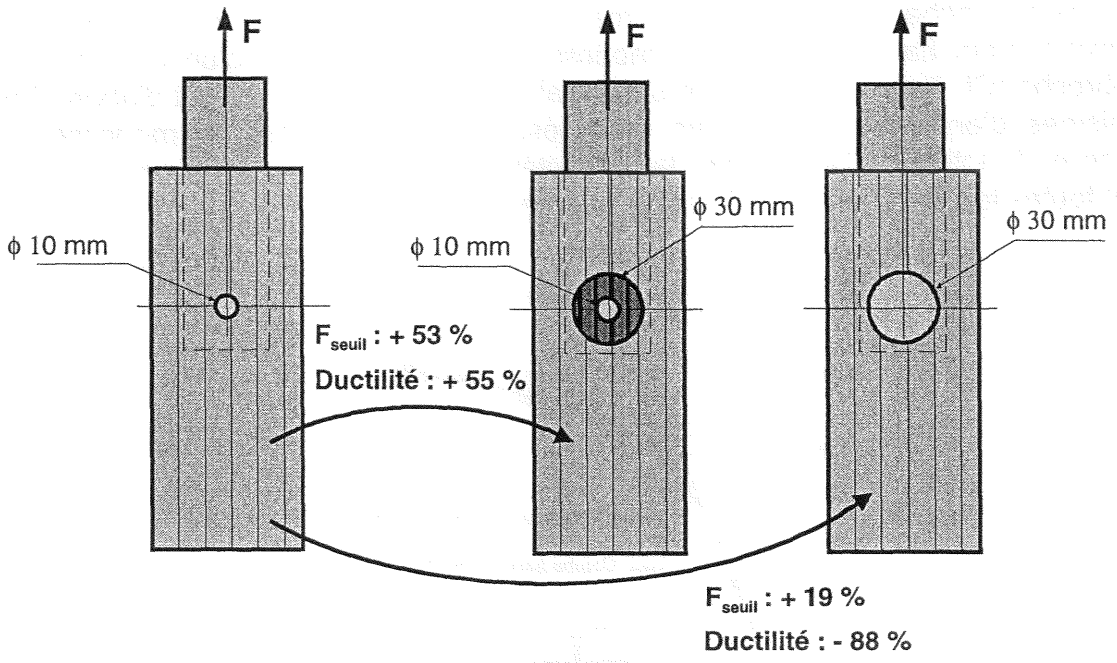


Figure E2 : *Schématisation d'assemblages (de gauche à droite : broche ϕ 10 mm, broche ϕ 10 mm et insert chêne ϕ 30 mm, broche ϕ 30 mm)*

La modification de la zone locale de l'assemblage peut également s'appliquer à d'autres configurations. La figure E4 présente la schématisation d'un assemblage par tige collée. Dans ce cas, l'ajout d'un insert permet de diminuer de moitié la longueur de collage de la tige, si l'on se réfère aux règles professionnelles actuellement en vigueur [Guide professionnel, 1999].

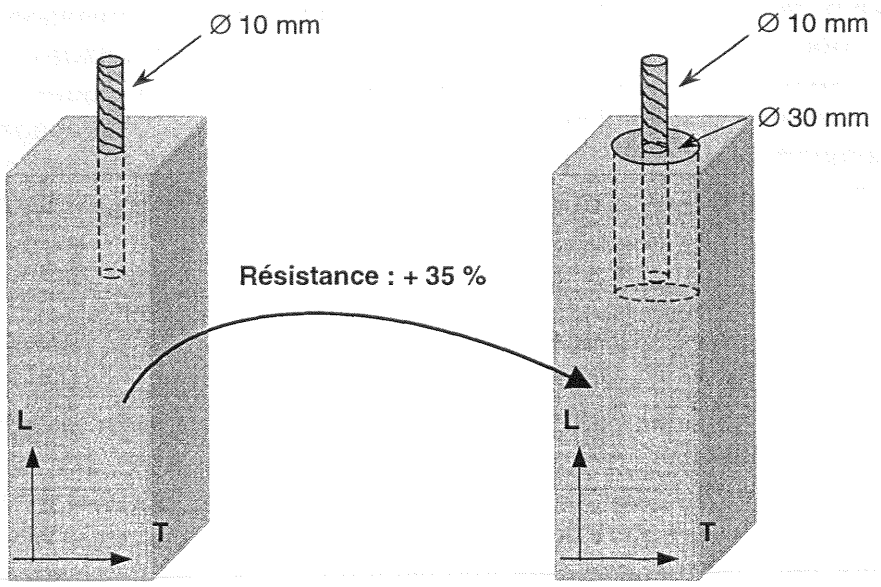


Figure E4 : *Schématisation des essais de traction.*

Le développement de nouveaux matériaux, ayant des propriétés élastiques proches de celle du bois et des résistances mécaniques très élevées, constituerait à présent une nouvelle voie de recherche pour la réalisation des inserts. Des contrats industriels ont été lancés dans ce sens avec une société d'injection plastique.

L'objectif final consiste donc à créer une liaison haute résistance qui soit démontable (ce dernier aspect devrait entraîner de nouvelles perspectives de développement), puis d'appliquer cette technologie aux assemblages multi-broches. Le développement d'une méthode de simulation par éléments finis, appliquée aux assemblages multi-broches et réalisées en utilisant la même approche que celle présentée dans ce travail, devraient dès lors permettre d'appréhender les influences des divers paramètres de ces assemblages.

S.C.D. - U.H.P. NANCY 1
BIBLIOTHÈQUE DES SCIENCES
Rue du Jardin Botanique
54600 VILLERS-LES-NANCY

BIBLIOGRAPHIE

[A]

American Forest & Paper Association (AF& PA), 1991
« National design specification for wood construction »
Washington, D.C.

Aune, P. , Patton-Mallory, M., 1986
« Lateral load-bearing capacity of nailed joints based on the yield theory. Theoretical development and experimental verification »
Research papers FPL 469 & 470
US Department of Agriculture, Forest Products Laboratory.

[B]

BIBOIS-ENSTIB
« Logiciel d éléménts finis pour les calculs plans »
Développement interne ENSTIB.

Bocquet, J.F., 1997
« Modélisation des déformations locales du bois dans les assemblages brochés et boulonnés »
Thèse, Université Blaise Pascal - Clermont II.

Bouchair, A., Vergne, A., 1995
« An application of the Tsaï criterion as a plastic flow law for timber bolted joint modelling »
Wood Science and Technology, Vol 30, pp 3-19.

Bouchair, A., Vergne, A., 1994
« Numerical analysis of wood bolted joints. Influence of various local parameters »
Cost C1, Second State of the Art Workshop, pp 503-513, Prague.

Buchanan, A., Deng, J.X., 1997
« Strength of epoxy bonded steel connections in glue laminated timber »
Civil Engineering Research Report 97/4
University of Canterbury, Christchurch, New Zealand.

[C]

Chen, C.J., 1998
« Mechanical performance of fiberglass reinforced timber joints »
Proceedings of the 5th World Conference on Timber Engineering
Vol 2, pp 500-507, Lausanne, Switzerland.

Chiang, Y.J., Rahman, M.U., Rowlands, R.E., 1991
« Stress and failure analysis of double-bolted joints in Douglas-fir and Sitka spruce »
Wood and Fiber Science, Vol 23, pp 567-589.

CTBA-INFO, 1997
« Les broches : exemple d'un assemblage bois innovant. », n°67.

[D]

Della Giustina, G., 1985
« La pathologie des charpentes en bois »
Editions du Moniteur, ISBN 2-281-11086-9.

Demay, L., 1995
« L'instabilité du bois en compression », Rapport de DEA Sciences du Bois, Nancy.

Drake, R., Ansell, M., Aram, J., Mettem, C., Bainbridge, R., 1998
« Non-metallic connections for timber structures »
Proceedings of the 5th World Conference on Timber Engineering
Vol 2, pp 577-584, Lausanne, Switzerland.

[E]

Elbeck, J., Werner, H., 1992
« Softwood and hardwood embedding strength for dowel type fasteners »
Working commission W18A - Timber Structures, International. Council for Building Research. Studies and Documentation, Univ. Of Karlsruhe, Germany.

« L'encyclopédie de Diderot et d'Alembert. L'art de charpenterie »
Edition Inter-Livres, ISBN 2.905.388.374.

Eriksson, L.I., 1986
« Contact stresses in bolted joints of composite maminates »
Composite Structures, Vol 6, p 57-75.

Erki, M.A., 1995
« Bolted glass-fibre-reinforced plastic joints »
Canadian Journal of Civil Engineering, Vol 22, pp 736-744.

Eurocode 5, 1996
« Structures en bois aux états limites. Introduction à l'Eurocode 5. Matériaux et bases de calcul », Edition Eyrolles, 1ère édition, ISBN 2-212-11832-5.

S.C.D. - U.H.P. NANCY 1
BIBLIOTHÈQUE DES SCIENCES
Rue du Jardin Botanique
54600 VILLERS-LES-NANCY

[G]

Gauzin-Müller D., 1999
« Construire avec le bois », Edition Le Moniteur, ISBN 2-281-19108-7.

Gerold M., 1992
« Verbund von holz und gewindestangen aus stahl. »
Bautechnik, Vol 69, n°4, p167-178.

« Guide Professionnel - Assemblage bois : tiges ou goujons collés de grandes dimensions », 1999
Les cahiers d'Irabois, N°11, Juin 1999.

Gustafsson, P.J., 1987
« Analysis of generalized Volkersen-joints in terms of non-linear fracture mechanics »
Mechanical behaviour of adhesive joints. Edition Pluralis, Paris.

[H]

Haller, P., 1996
« Experimental study on Glassfibre Reinforced and Densified Timber Joints »
Proceedings of the International World Engineering
Vol 1, pp 308-314, New Orleans, USA.

Haller, P., 1998
« Progress in Timber joint development and modeling »
Proceedings of the 5th World Conference on Timber Engineering
Vol 1, pp 337-344, Lausanne, Switzerland.

Hankinson, R.L., 1921
« Investigation of crushing strength of spruce at varying angles of grain »
Air service inform. Circular III, n°259. US Air Service, Washington DC, USA.

Hilson, B.O., Whale, L.R.J. and Smith,I., 1990
« Characteristic properties of nailed and bolted joints under short-term lateral load. Part 5. Appraisal of current design data in BS5268 : Part 2 :1984 Structural Use of Timber ».
J. Inst. Wood Sci., vol11, pp 208-212.

Hinton, E., Owen, D.R.J, 1980
« An introduction to finite element computations ».
Department of Civil Engineering, University College of Swansea
ISBN 0-906674-06-9.

Hirai, T. ,1983
« Nonlinear Load-Slip Relationship of Bolted Wood-Joints with Steel Side-Members . Application of the Generalized Theory of a Beam on an Elastic Foundation »
Mokuzai Gakkaishi, Vol 29, n°12, pp 839-844.

[I]

IRABOIS, 1998
« Projet de règles professionnelles - Assemblages bois : Tiges ou goujons collés de grandes dimensions », Projet N°3.

[J]

Johansen, K.W., 1949
« Theory of timber connections »
International Association of Bridge and Structural Engineering
Publication n°9 :249-262, Bern.

Johansson, C.J., 1995
« Axial strength of glued-in bolts. Calculation model based on non-linear fracture mechanics. Apreliminary study »
Division of Structural Mechanics, Lunds Institute of Technology
Box 118, S-22100 Lund, Sweden.

[K]

Kangas, J., 1994
« Joints of glulam structures based on glued-in ribbed steel rods »
VTT Publications 196, Tecnical Research Centre of Finland, ISBN 951-38-4634-2.

Kevarinmäki, A., 1995
« Bolt joints of kerto-LVL reinforced with nail plates »
Publication 49, Helsinki University of Technology, ISBN 951-22-2725-8.

[L]

Larsen, H.J., Reestrup, V., 1969
« Tests on screws in wood »
Danok Selskab for Bygingsstatik, Bygings-Statiske Meddelelser, Vol 40, n°1, pp 3-36.

Larsen, H.J., 1973
« The yield load of bolted and nailed joints »
Colloque IUFRO 5.02., pp 646-654, Rep. South. Afr.

Le Govic, C. , 1998
« Innovations dans le domaine de l'assemblage du bois »
Colloque design industriel architecture et rhéologie du bois, Bordeaux, France.

Leijten, A.J.M., 1996
« The concept of the prestressed DVW reinforced joint with expanded tubes »
Proceedings of the International Wood Ingineering Conference
Vol 2, pp 295-299, New Orleans, Louisiana, USA.

[M]

Madsen, B., 1992
« Structural behaviour of timber »
Building Material Laboratory, Technical University of Denmark.

Madsen, B., 1996
« Timber connections with strength and reliability of steel »
In International Wood Engineering Conference
Vol 4, pp 504-511, New Orleans, Louisiana, USA.

Möller, T., 1951
« En ny metod för beräkning av spikförband »
Report n°117, Chalmers University of Technology, Sweden.

[N]

NF-EN 383, 1993
« Structures en bois – Méthodes d'essais », P21-303, ISSN 0335-3931.

[P]

Patton-Mallory, M., Cramer, S.M., Pellicane, P.J., 1997
« Nonlinear material models for analysis of bolted wood connections »
Journal of Structural Engineering, Vol 123, n°8, pp1063-1070.

Pope, D.J., Hilson, B.O., 1995
« Embedment testing for bolts. A comparison of the European and American procedures »
Journal of the Institute of Wood Science, Vol 13, n° 6, Issue 78, pp 568-571.

[R]

Ragupathy P., Virdi, K.S., 1994
« Rotation capacity of semi-rigid joints in timber frames »
Cost C1, Second State of the Art Workshop, pp 335-343, Prague.

Ramberg, W., Osgood, W.R., 1943
« Description of stress-strain curves by three parameters », NACA tech. Note 902.

Ranta-Maunus, A., Kangas, J., 1994
« Glued-in steel rods in V-shape »
Pacific Timber Engineering Conference, pp 778,784, Gold Coast Australia.

« Règles de calcul et de conception des charpentes en bois », 1965
Eyrolles, 6ème édition, 1991. ISBN 2.212.10080.9

Riberholt, H., 1988
« Glued bolts in glulam. Part 2 »
Serie R, N°228, Department of Structural Engineering
Technical University of Denmark, ISBN 87-87336-94-4.

Richard Avent, R., 1996
« State-of-the Art of Epoxy Repair of Heavy Timber »
International Wood Engineering Conference, Vol 3, pp 346-353.

Rodd, P.D., 1988
« Timber joints made with improved circular dowel fasteners »
International Timber Engineering Conference, Vol 1, pp 26-37, Seattle, USA.

Rodd, P.D., 1994
« Moment transmitting timber joints made with laterally loaded resin bonded dowels »
COST C1, Second State of the Art Workshop, pp 359-368.

Rodd, P.D., Guan, Z.W., 1996
« A simplified FE model for double shear joints made with a hallow dowel fastener »
Proceedings of the International Wood Ingineering Conference
Vol 1, pp 164-171, New Orleans, Louisiana, USA.

Rodd, P.D., Leijten, A.J.M., 1996
« The bending moment capacity of DVW reinforced glulam joints»
Proceedings of the International Wood Ingineering Conference
Vol 2, pp 312-317, New Orleans, Louisiana, USA.

Rowlands, R.E., Rahman, M.U., Chiang, Y.I., Wilkinson, T.L., 1982
« Single and multiple bolted joints in orthotropic material »
Composites, Vol 10, n°3, pp 273-279.

S.C.D. - U.H.P. NANCY 1
BIBLIOTHÈQUE DES SCIENCES
Rue du Jardin Botanique
54600 VILLERS-LÈS-NANCY

[S]

Schrepfer, V., 1998
« Improvement of tensile strength and stifness of solid wood »
Proceedings of the 5th World Conference on Timber Engineering
Vol 1, pp 199-206, Lausanne, Switzerland.

Smith, I., 1988
« An integratted approach to modelling load-slip behaviour of timber joints with dowel-type fasteners », University of New Brunswick, Canada.

Smith, I., Whale, L.R.J.,.1988
« Characteristic properties of nailed and bolted joints under short-term lateral load. Part 2 : Embedment test apparatus for wood and wood-based sheet material »
Civil Engineering Department of Brighton Polytechnic, England.

Soltis, L.A., Ross, R.J., Windorski, D.F., 1997
« Effect of fiberglass reinforcement on the behavior of bolted wood connections »
Wood Design Focus, Vol 8, n°3, pp 19-23.

[T]

Timoshenko, S.P., 1978
« Résistance des matériaux - Tome 2 »
Dunod Technique, ISBN 2-04-10268-X.

Townsend, P.K., 1990
« Steel dowels epoxy bonded in glue laminated timber »
Research report 90/11, Department of civil Engineering
University of Canterbury, Christchurch, New Zealand.

Touzot, G., Dhatt, G., 1981
« Une présentation de la méthode des éléments finis »
Maloine S.A. Editeur
27, rue de l'Ecole de Médecine
75006 Paris.

Turkowskij, S., 1991
« Prefabricated joints of timber structures on inclined glued-in bars »
International Timber Engineering Conference, Vol 3, pp 143-148, London, England.

[V]

« Validation des codes de calcul CB71 et EC5 sur le dimensionnement des assemblages de type tiges »
Conv. N°01.40.09./95, Ministère de l'Agriculture et de la Pêche (DERF)/CUST. Assemblages mono-tige, Octobre 1998.

Volkersen, O., 1938
« Die nietkraftverteilung in zugbeanspruchter nieverbindungen mit konstanten laschenquersnitten », Luftfahrtvorshung, Band 15, pp 42-47.

[W]

Werner, H., 1996
« Reinforced joints with dowels and expanted tubes loaded in tension »
Proceedings of the International Wood Ingineering Conference
Vol 2, pp 307-311, New Orleans, Louisiana, USA.

Werner, H., 1993
« Tragfähigkeit von Holz-Verbindungen mit stiftörmigen Verbindungsmitteln unter Berücksichtigung streuender Einflussgrössen. Berichte der Versuchsanstalt für Stahl », Holz und Steine der Universität von Karlsruhe, 4. Folge – Helft 28.

Whale, L.R.J, Smith, I., 1986
« Mechanical timber joints »
Research report, N°18, Trada, Hughenden Valley, England.

Wilkinson T.L., R.E. Rowlands, 1981
« Analysis of mechanical joints in wood », Experimental Mechanics, pp 408-414.

Wilkinson T.L., Rowlands, R.E., 1981
« Influence of elastic properties on the stresses in bolted joints in wood »
Wood Science, Vol 14, pp 15-22.

Wilkinson, T.L., 1991
« Dowel bearing strength »
Res. Pap. FPL 505, U.S.D.A., Forest Service
Forest Products Laboratory Madison, Wisc.

université HENRI POINCARÉ
NANCY 1

Monsieur Laurent BLERON

DOCTORAT de l'UNIVERSITE HENRI POINCARE, NANCY-1

en SCIENCES et TECHNOLOGIES INDUSTRIELLES

VU, APPROUVE ET PERMIS D'IMPRIMER

Nancy, le 24 JUIL. 2000 n° 392

Le Président de l'Université,

UNIVERSITÉ HENRI POINCARÉ, NANCY 1
LE PRÉSIDENT
C. BURLET

3C-F9

UNIVERSITÉ HENRI POINCARÉ · NANCY 1
24-30, rue Lionnois B.P. 3069 54013 Nancy cedex - Tél. 03 83 85 48 00 - Fax 03 83 85 48 48
Adresse électronique : _____ @uhp-nancy.fr