

THÈSE DE DOCTORAT
DE L'UNIVERSITÉ DE LORRAINE

Spécialité : Science du bois et des fibres

École doctorale n°608: Sciences et ingénierie des molécules des produits des procédés et
de l'énergie

réalisée au

Laboratoire d'études et de recherche sur le matériau bois

présentée par

Romain Lemaître

pour obtenir le grade de :

DOCTEUR DE L'UNIVERSITÉ DE LORRAINE

Sujet de la thèse :

Développement d'un outil de calcul non linéaire de
dimensionnement d'assemblages bois tridimensionnels soumis
à des torseurs plans

soutenance le 5 mai 2020

devant le jury composé de :

M.	Hans Joachim Bläß	Rapporteur
M.	Hamid Bouchaïr	Rapporteur
M ^{me}	Myriam Chapelain	Examinatrice
M.	Frédéric Rouger	Examineur
M.	Gérard Fezans	Invité
M ^{me}	Carmen Sandhaas	Invitée
M.	Laurent Bléron	Directeur de thèse
M.	Jean-François Bocquet	Co-directeur de thèse

Sommaire

Remerciements	iii
Introduction générale	v
1 Généralités sur le comportement des assemblages bois de type tige	1
1.1 Technologie des assemblages des structures bois	1
1.2 Mécanique du matériau bois	7
1.3 Interaction organe-bois : l'enfoncement	18
1.4 Dimensionnement des assemblages	33
1.5 Conclusion et discussion	42
2 Caractérisation de l'interaction organe-bois	45
2.1 Méthodologie d'analyse de courbes d'essais d'enfoncement	46
2.2 Campagnes expérimentales d'essais d'enfoncement	51
2.3 Paramétrage de l'équation phénoménologique de Sauvat	60
2.4 Conclusion et discussion	63
3 Modélisation des assemblages	83
3.1 Assemblages sollicités par un effort normal	83
3.2 Assemblages sollicités dans leurs plans	87
4 Validation et discussion	103
4.1 Article INTER 51-07-13	103
4.2 Article INTER 52-07-09	118
4.3 Validation de la modélisation tridimensionnelle	133
4.4 Discussion sur l'interaction organe-métal	134
Conclusions et perspectives	137
Annexes	143
A Mathématiques	145
B Essais d'enfoncement	151
C Cahier des charges – caractérisation de raideurs d'assemblages	165
Bibliographie	198
Table des matières	200

Table des figures	202
Liste des tableaux	204

Remerciements

Je tiens tout d'abord à remercier Jean-François Bocquet, co-encadrant de la thèse, pour son soutien, sa confiance et sa patience tout au long de ces années. Sans lui je n'aurais pas pu réaliser ce travail, ni eu l'opportunité de participer aux réunions de l'action COST FP1402. Merci. Je prends l'occasion de ces remerciements et de ce paragraphe pour être original et de ne PAS remercier les larves de hannetons ou « satanés vers blancs » (pour rester poli).

Je remercie Laurent Bléron, encadrant de la thèse, pour sa confiance dans ce travail, et sa réactivité et sa patience sur les difficultés administratives.

Je tiens à remercier sincèrement Hans Joachim Blaß et Hamid Bouchaïr d'avoir été les rapporteurs de ma thèse. Je tiens également à remercier l'ensemble des membres de mon jury de thèse pour leurs questions et remarques pendant la soutenance qui m'ont permis de prendre du recul sur mon sujet de thèse. Cela me permet également de remercier le wifi de l'Université de Lorraine qui a parfaitement fonctionné lors de cette soutenance particulière.

L'action COST FP1402 a été pour moi une réelle opportunité de découvrir les colloques scientifiques et de rencontrer de nombreuses personnes travaillant sur le matériau bois en Europe. En particulier, Thomas K. Bader et Michael Schweigler avec qui j'ai eu de nombreuses discussions fructueuses sur la modélisation des assemblages bois et le modèle de poutre sur fondation. Merci à vous deux.

Je tiens à remercier chaleureusement ceux que j'ai pu rencontrer et croiser pendant ces années en et au-dehors du Campus Bois qui ont contribué par leurs aides et leurs bonnes humeurs à surmonter les obstacles de la thèse. Merci à Clément, Damien, Thibault, Stéphane, Marianne, Fantine, Étienne, Iman, Linda, Cyril, Francisco, Clara, Sébastien, Lydie, Béatrice et pleins d'autres. Ainsi que ceux rencontrés à l'Association Sportive de Rehaincourt-Morville qui m'ont permis de passer quelques dimanches agréables. Je remercie également mes parents, mon frère, ma sœur et les autres membres de ma famille pour leur soutien.

Enfin, merci à Annabelle d'être là au quotidien depuis toutes ces années.

Introduction générale

En mai 2017, s'est achevé à Vancouver (Canada) la construction de la tour Brock Commons. La particularité de cet ouvrage n'est pas tant sa hauteur de 58 mètres pour 18 niveaux, mais l'utilisation du matériau bois pour bâtir la structure. Cet ouvrage n'a pas longtemps détenu le record de hauteur pour un bâtiment en bois puisqu'en mars 2019 la tour Mjosa de 80 mètres pour 18 niveaux a été livrée à la ville de Brumunddal (Norvège). La barre symbolique des 100 mètres pourrait être dépassée après que le promoteur immobilier japonais Sumitomo Forestry a annoncé, en février 2018, la volonté de construire une tour en bois de 350 mètres (70 niveaux) à Tokyo pour 2041. Ces trois exemples précédents montrent l'accélération de l'utilisation du matériau bois dans la réalisation d'ouvrages de grandes ampleurs. Néanmoins, ces bâtiments sont des démonstrateurs et la réalisation de tels ouvrages en bois est totalement inédite pour les ingénieurs. Ils seront confrontés tout au long des différentes phases de la réalisation de ces projets à de nouveaux problèmes qui devront être résolus : fabrication, montage, acoustique, incendie, confort vibratoire au vent, etc. Du point de vue structurel, la mécanique de ces ouvrages, de part leurs tailles et leurs formes, est fortement liée au comportement de leurs assemblages. Cependant, le code de calcul réglementaire en vigueur pour les structures bois, l'Eurocode 5, apparaît incomplet pour dimensionner les assemblages de tels ouvrages. Pour généraliser la construction d'ouvrages bois à plusieurs niveaux, il devient nécessaire de faire évoluer cette réglementation.

En Europe, le bois a été mis au même niveau que les autres matériaux de construction (béton et acier) en matière de fiabilité structurale, grâce à la codification des méthodes d'ingénieries pour le dimensionnement des structures : les Eurocodes structuraux. Ces codes de calcul, pensés dès les années 70, ont été publiés au début des années 2000. Depuis, les procédés de fabrication et d'usinage ont beaucoup évolué ainsi que les produits d'ingénierie. Cela a permis au bois de s'ouvrir à de nouveaux marchés qui étaient réservés à l'acier et au béton : les bâtiments de plusieurs niveaux. De plus, dans la conjoncture économique actuelle et les enjeux écologiques de notre époque, le bois s'avère être un atout. Sa capacité à stocker du carbone, sa transformation à faible coût énergétique et ses diverses utilisations en fin de vie, font du bois un matériau de construction à faible impact environnemental. À cela, s'ajoute une rapidité de mise en œuvre des systèmes constructifs. Même si le bois a la possibilité aujourd'hui de concurrencer les autres matériaux de construction sur différents marchés, son utilisation croissante est confrontée à une difficulté d'ordre normative. À l'époque de la rédaction de l'Eurocode 5, la notion de raideur d'assemblage a été introduite dans un contexte où les exigences sur les déformations des ouvrages bois étaient faibles, ce qui n'est donc plus le cas aujourd'hui, et plus encore pour les bâtiments bois de grande hauteur.

La version actuelle de l'Eurocode 5 a été publiée en 2005. Depuis, deux amendements ont été ajoutés en 2008 et 2014. À l'époque, des moyens importants ont été alloués pour la rédaction de la première édition. En 2022, l'Eurocode 5 va être mis à jour et pour cette future version peu d'activités de recherche seront financées. En prévision de cette mise à jour, une action européenne COST (European Cooperation in Science and Technology) a été créée en 2014 sous l'impulsion de l'Université Technique de Munich : l'action COST FP1402 "*Basis of structural timber design - from research to standards*". Les actions COST sont financées pour créer des activités de mise en réseau : conférences, colloques, visites scientifiques, etc. Elles ne financent pas des activités de recherche ou de mise à jour de norme. L'objectif de l'action COST FP1402 était de combler le décalage entre les différentes avancées scientifiques et le besoin des acteurs de la construction bois (ingénieurs, industriels, etc.). Pour cela, l'action a été structurée en quatre groupes de travail (Working Group) :

- WG 1 : *Basis of Design*
- WG 2 : *Solid/Massive Timber*
- WG 3 : *Connections*
- WG 4 : *Hybrid Timber Structures*

Ces groupes de travail ont eu pour mission, jusqu'en septembre 2018, de réaliser un état de l'art des résultats scientifiques présents dans la version actuelle de l'Eurocode 5, et ainsi conforter leurs rédacteurs, ce qui n'avait pas été suffisamment fait à l'époque. De plus, ces états de l'art devaient également intégrer les résultats scientifiques nécessaires pour le besoin actuel et ainsi faciliter leurs intégrations dans la nouvelle version de l'Eurocode 5.

Parallèlement, en septembre 2013 le gouvernement français a lancé le programme de la « Nouvelle France Industrielle » afin de moderniser son industrie. Parmi les trente-quatre plans industriels engagés dans ce programme, le plan « Industrie du Bois » validé en juin 2014, visait à améliorer la compétitivité de la filière bois construction en France. Pour répondre à cet objectif, le plan s'appuie sur les immeubles structurés, aménagés et agencés en bois : les immeubles à vivre bois. Dans ce contexte, une association loi 1901 a été créée : l'Association pour le Développement des Immeubles à Vivre en bois (ADIVbois). Cette association est organisée en différentes commissions thématiques et est composée des différents acteurs de la filière : bureaux d'études, bureaux de contrôle, industriels, centres techniques, etc. Elle mène différentes actions pour accompagner la réalisation de démonstrateurs. Aux travers d'un Appel à Manifestation d'Intérêt (AMI) lancé en juin 2016 et d'un concours national lancé en février 2017, treize projets ont été retenus. Au final, ces démonstrateurs permettront la pose de près de six millions de mètres carrés de surface de plancher en France d'ici 2022.

Le Laboratoire d'Etudes et de Recherche sur le Matériau Bois (LERMaB) part ses expériences et ses compétences sur le dimensionnement des assemblages a participé aux actions à l'échelle de l'Europe (WG 3 de l'action COST FP1402) et nationale (atelier structure de l'association ADIVbois). Il a proposé en 2016 au CODIFAB (comité professionnel de développement des industries françaises de l'ameublement et du bois) ce sujet de thèse pour répondre au problème croissant du dimensionnement des assemblages des structures bois. Ce travail de thèse a donc eu le souci de s'inscrire d'une part dans le contexte européen à travers l'action COST FP1402 et la révision de l'Eurocode 5, et d'autre part dans le contexte français des immeubles à vivre bois (CODIFAB et ADIVbois). Ce doctorat a été réalisé sur le site d'Épinal du LERMaB. Il a été financé à 60 % par le LERMaB et à 40 % par le CODIFAB.

Les techniques d'assemblages bois sont diverses, elles peuvent être classées en deux catégories : par contact et par juxtaposition. Dans la deuxième catégorie, les éléments de l'assemblage sont connectés à l'aide de connecteurs mécaniques (généralement métalliques). Ces connecteurs sont variés : organes de type tige (pointe, vis, boulon, broche), assembleurs surfaciques (connecteurs métalliques à dents), assembleurs volumiques (anneaux et crampons). Cette liste n'est pas exhaustive mais donne les connecteurs les plus utilisés. Dans ce travail, il a été choisi de s'intéresser uniquement aux organes de type tige traversante (boulon et broche) qui sont très souvent utilisés et qui ont la capacité de transmettre des efforts importants. Ces organes ont également la particularité de travailler principalement en cisaillement. **La finalité de ce travail de doctorat est donc de proposer un outil ingénieur de modélisation numérique pour le dimensionnement d'assemblages bois de type tige traversante sollicités dans leurs plans (sollicitations N , M , V).** La construction d'un tel outil présente deux difficultés d'ordres pratiques. La première sur la durée du temps de calcul du problème traité qui doit être en adéquation avec le temps de travail de l'ingénieur : des dizaines de minutes à quelques heures. La seconde difficulté sur la précision des résultats. L'outil doit rester fiable à l'échelle de l'ingénieur, c'est-à-dire prévoir la raideur et la distribution des efforts sur les organes au sein des assemblages.

Ce travail est organisé en quatre chapitres.

Le chapitre 1 présente des généralités sur le comportement des assemblages bois de type tige. L'objectif est de montrer qu'il n'existe pas de méthode de dimensionnement complète en accord avec les besoins futurs de l'ingénieur. Pour cela, deux études bibliographiques ont été réalisées. Une première étude sur le comportement et la modélisation de l'enfoncement, et une seconde étude sur le dimensionnement des assemblages bois de type tige.

Au chapitre 2, une caractérisation de l'interaction organe-bois est présentée. L'objectif poursuivi dans ce chapitre est d'établir les fondements pour créer une base de données d'essais d'enfoncement, laquelle servira à alimenter le modèle qui sera proposé au chapitre 3. Pour cela, une méthodologie d'analyse de courbes d'essais d'enfoncement est développée. Cette méthodologie sera ensuite utilisée sur des essais réalisés lors de ce doctorat mais également sur des données d'essais mutualisées par différents laboratoires de recherche européens.

Au chapitre 3, l'aspect modélisation est abordé. L'objectif est de donner les principes de modélisation pour construire l'outil de dimensionnement numérique. Ces principes sont décrits dans un premier temps pour des assemblages sollicités par un effort normal, et dans un deuxième temps pour des assemblages sollicités dans leurs plans. Pour ces deux types de chargement, les modélisations retenues pour l'interaction organe-bois et le comportement élastoplastique de l'organe sont détaillés.

Enfin, le chapitre 4 présente la validation de l'outil. L'objectif étant de montrer que l'outil proposé dans le chapitre 3 répond à la problématique de la thèse. Dans ce but, les résultats de simulations numériques sont confrontés aux résultats de différents modèles existants et d'études expérimentales de la littérature. Ce chapitre se conclut par une discussion sur l'utilisation de l'outil de dimensionnement numérique.

1 – Généralités sur le comportement des assemblages bois de type tige

La modélisation du comportement mécanique à l'échelle globale des assemblages des structures bois demeure un grand chantier scientifique. La diversité technologique des assemblages (multimatériaux, multi-organes et multiplans de cisaillement) et des chargements (à froid, à chaud et cyclique), la variabilité naturelle et l'anisotropie du matériau bois ainsi que l'influence de la mise en œuvre sont autant de variables qui rendent difficile l'élaboration de modèles de comportement réalistes et fiables pour l'ingénieur. Dans ce chapitre bibliographique introductif, une présentation de la technologie des assemblages des structures bois est réalisée en section 1.1. Celle-ci est dans un premier temps générale, puis elle se concentre principalement sur les organes de type tige qui font partie du domaine d'étude de ce travail de thèse. Une présentation générale de la mécanique du matériau bois est ensuite réalisée en section 1.2. Puis une étude bibliographique sur l'interaction organe-bois est présentée en section 1.3. Une synthèse sur le dimensionnement des assemblages bois de type tige est effectuée en section 1.4. Celle-ci permet de mettre en évidence les points clés du dimensionnement afin d'être guidé dans le choix du modèle d'assemblage. Enfin, ce chapitre se termine par une conclusion et une discussion sur l'orientation globale de la suite du manuscrit, notamment dans le choix du modèle pour répondre à la problématique du travail de thèse.

1.1 Technologie des assemblages des structures bois

1.1.1 Définition et présentation

Dans [Le Govic, 1995], l'auteur donne une définition générale du terme « assemblage » :

« Dans la construction, l'assemblage peut se définir comme tout dispositif permettant d'assurer la liaison entre les barres ou les composants d'une structure. L'assemblage est donc un ensemble de moyens par lequel on met en liaison des éléments d'une construction. Les moyens correspondent à des technologies et à des procédés : collage, clouage, boulonnage... »

De plus, l'auteur réalise une analyse fonctionnelle du besoin des moyens d'assemblage bois dont il fait ressortir cinq fonctions de service :

- transmettre les efforts du bois, soit directement entre pièces, soit vers un organe de répartition ;
- répartir et transmettre les efforts entre organes ou matériaux d'assemblages ;
- maintenir le dispositif d'assemblage ;

- supprimer les déplacements entre les organes d'assemblages et le bois ;
- renforcer localement le bois dans la zone d'assemblage.

Le choix des moyens d'assemblage fait partie du travail de l'ingénieur structure. Il doit prendre en compte, dans son choix de conception, des critères : économique, esthétique, de fabrication, de montage, ou encore de transport, mais aussi des niveaux de performance recherchés par type d'exigence : mécanique, incendie, sismique, thermique, etc.

Toujours dans [Le Govic, 1995], l'auteur classe également les moyens d'assemblage des structures bois en quatre groupes technologiques : (i) assemblage traditionnel, (ii) assemblage mécanique, (iii) assemblage collé et (iv) assemblage métallo-collé. Même si les techniques et les produits ont évolué, le classement donné dans cet ouvrage (datant d'une vingtaine d'années) est toujours cohérent. Un classement quasi-similaire est donné dans [Natterer *et al.*, 2011].

Les assemblages traditionnels, appelés aussi assemblages bois sur bois ou encore assemblages par contact, sont historiquement utilisés pour la construction en pans de bois et la réalisation de charpente. Pour des raisons historiques et culturelles, deux techniques d'assemblage traditionnels peuvent être distingués, les techniques européennes, voir par exemple [Oslet, 1890], et les techniques orientales (surtout japonaises), voir [Sumiyoshi et Matsui, 1991].

Les assemblages mécaniques constituent la plus grande famille des quatre groupes technologiques. Les moyens d'assemblage utilisés peuvent être des organes de type tige (en métal ou en bois), des assembleurs surfaciques ou volumiques, et des connecteurs métalliques (tôles estampées, pliées). Les moyens d'assemblage les plus courants pour ce groupe technologique sont illustrés sur la figure 1.1. La diversification et l'industrialisation des organes de ce groupe technologique donnent de nombreuses solutions de conception aux ingénieurs et à faibles coûts économiques. De plus, ces assemblages peuvent être réalisés aussi bien en atelier que sur chantier, ce qui est un facteur de flexibilité sur la gestion d'un projet. La transmission des efforts est assurée par juxtaposition des pièces assemblées ou par transmission indirecte ce qui permet la transmission d'efforts normal, tranchant et de moment de flexion (figure 1.2).

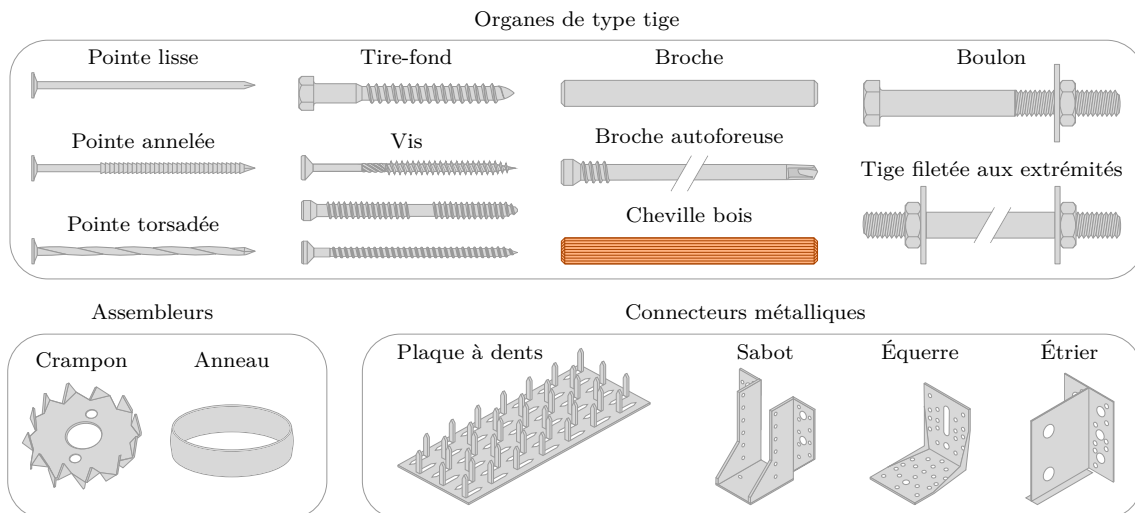


Fig. 1.1 Illustration des principaux moyens d'assemblage mécaniques.

Les assemblages collés permettent de réaliser des sous-structures planes (lamelle, cadre,

portique). La liaison entre les éléments bois est principalement réalisée par entures. Différents types de colles peuvent être utilisés : résorcine, urée-formol, polyuréthane, etc. Le choix de la colle dépend de plusieurs critères, principalement la teneur en eau des éléments bois et de sa résistance à l'eau (voir le tableau 5.75 dans [Natterer *et al.*, 2011]). La mise en œuvre étant complexe, la réalisation de ce type d'assemblage, en France, doit obligatoirement être faite en atelier. Ce moyen d'assemblage peut également être utilisé pour renforcer des poutres entaillées, en collant des plaques de contreplaqué sur les flancs verticaux par exemple.

Le groupe technologique des assemblages métallo-collés est principalement constitué des assemblages par tiges filetées collées, appelés également tiges collées ou goujons collés. La mise en œuvre de ce type d'assemblage est réalisée en atelier. La tige filetée est centrée dans un trou percé dans l'élément bois, où de la résine sous pression est injectée. Différentes résines structurales peuvent être utilisées : résines époxydes, polyuréthanes et résorcines-phénoliques. Ce moyen d'assemblage est polyvalent car il permet d'assembler des éléments bois-bois, bois-métal et bois-béton, ainsi que de renforcer des zones d'assemblages sensibles (entailles et faitages). Mais aussi, il peut être utilisé dans le cadre de rénovation de structures [Lartigau, 2013]. Du point de vue mécanique, ce type de procédé permet d'obtenir des assemblages de grandes rigidités, sans jeu et transmettant des efforts importants (figure 1.3). Ces assemblages possèdent également d'autres atouts, comme leurs esthétismes, leurs grandes résistances en situation d'incendie et d'être utilisés comme joint de transport.



Fig. 1.2 Assemblage de la structure des verrières de la Fondation Louis Vuitton (© Bureau Greisch, www.greisch.com).

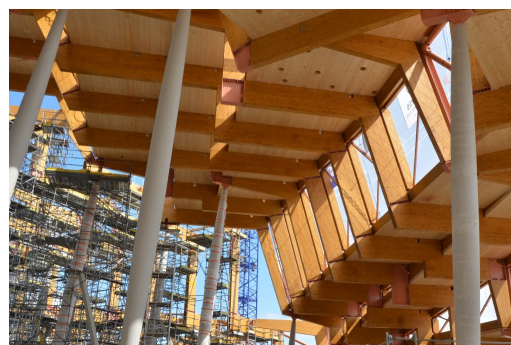


Fig. 1.3 Les boomerangs bois en tiges collées de la structure de l'Aqualagon (© arbonis, www.arbonis.com).

1.1.2 Les organes de type tige

Dans le cadre de l'action COST FP1402, un questionnaire a été réalisé auprès de praticiens de l'Eurocode 5 afin d'obtenir leurs avis sur le contenu et l'organisation du chapitre 8 - « Assemblages par organes métalliques » [Cabrerero *et al.*, 2018]. Ce questionnaire était composé de trente-cinq questions avec trente-six sous-questions. Au total, 412 personnes, provenant de 28 pays européens et de 5 pays non européens, ont été interrogées. Dans ce questionnaire, un classement des types d'organes les plus utilisés a été demandé. Parmi les différents organes proposés dans la question, les organes de type tige arrivent clairement en tête de ce classement (figure 1.4).

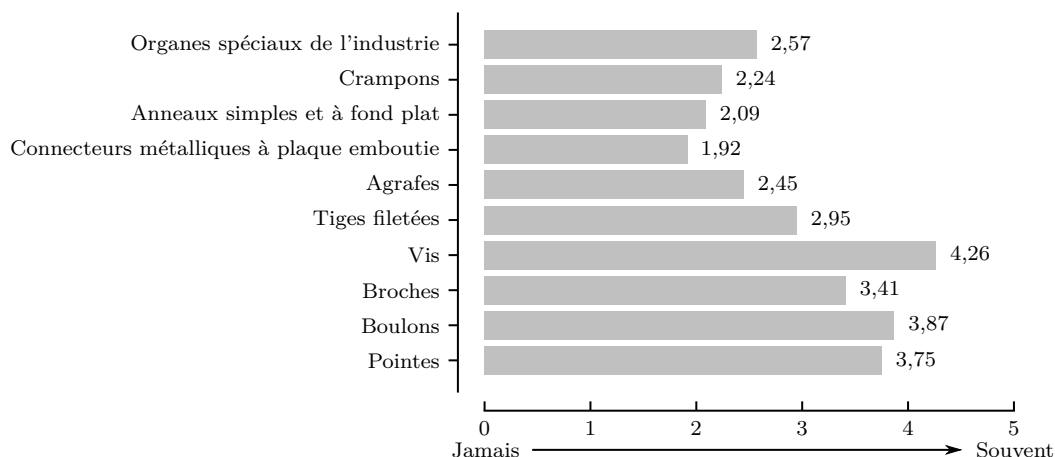


Fig. 1.4 Les types d'organes les plus utilisés (adapté de [Cabrero et al., 2018], figure 18). Résultats issus d'un questionnaire réalisé dans le cadre de l'action COST FP1402 auprès de praticiens de l'Eurocode 5.

Comme évoqué dans le paragraphe précédent, les organes de type tige sont des moyens d'assemblage qui se classent dans le groupe technologique des assemblages mécaniques. Les organes les plus courants sont : les pointes, les tire-fonds, les vis, les broches, les broches autoforeuses, les chevilles bois, les boulons, et les tiges filetées aux extrémités (figure 1.1). Ce sont des moyens d'assemblage qui transfèrent les efforts entre les éléments assemblés (bois ou métalliques), ou vers un élément de répartition (étrier, sabot, etc.). Mais ils permettent aussi de renforcer localement le bois dans la zone d'assemblage, appelé alors renforcement par frettage (par vis ou par pointes). Parmi les organes de type tige, il faut distinguer les traversants (boulon et broche) dont l'axe est perpendiculaire au plan de l'assemblage et les non traversants (pointe et vis) qui peuvent être inclinés (travaillant alors en traction et cisaillement).

La mise en place de vis ou de pointes peut être réalisée sans opérations préliminaires. Cependant pour des pièces de faibles épaisseurs et ou dans des bois durs, il est nécessaire de réaliser un pré-perçage avec une mèche bois (diamètre de pré-perçage égal au diamètre du noyau des vis et n'excédant pas 80 % du diamètre des pointes). Quant aux broches et aux boulons, ils viennent se loger dans des trous préalablement percés dans les éléments bois et ou métalliques. Pour faciliter le montage de l'assemblage, un écart entre les diamètres de perçage et des organes, c'est-à-dire un jeu de perçage, peut être ajouté. Ces jeux de perçages sont limités réglementairement [NF EN 1995-1-1, 2005]. Le jeu de perçage dans les éléments bois est limité à 1 mm pour les boulons et est nul pour les broches. Dans les éléments métalliques, il est limité à la valeur maximale entre 2 mm et 10 % du diamètre de l'organe. Récemment, les broches autoforeuses sont arrivées sur le marché de la construction bois. Ces organes possèdent un diamètre compris entre 5 et 7 mm, et une tête de forage permettant de percer à la fois dans le bois et l'acier, jusqu'à trois tôles d'acier de 5 mm d'épaisseur (système de fixation WS de la société SFS intec). Leur principal avantage est de réduire fortement les jeux de perçage dans les différents éléments de l'assemblage.

La norme [NF EN 14592+A1, 2012] donne pour les organes (pointe, agrafes, vis, broche, boulon et écrou) les exigences et méthodes d'essai concernant le matériau, la géométrie, les

propriétés de résistance et de rigidité, et la protection contre la corrosion. Cette norme est donnée comme document de référence pour l'application de l'Eurocode 5 [NF EN 1995-1-1, 2005].

Les organes de type tige sont généralement en acier mais ils peuvent être également en bois (nommés alors chevilles ou tourillons). Dans ce cas, des organes en bois feuillus, en particulier en chêne, sont privilégiés. D'autres matériaux peuvent être utilisés : bois densifié, contreplaqué densifié et plastique renforcé avec de la fibre de verre. Cependant, l'utilisation de ces matériaux restent encore dans le domaine de la recherche. Les avantages de l'utilisation de ces matériaux non-métalliques sont la résistance au feu (due à leurs faibles conductivités thermiques) et la résistance à la corrosion. Dans ce sens, les travaux de [Thomson *et al.*, 2010] et [Brandon *et al.*, 2015] peuvent être consultés. Pour les organes métalliques, les aciers utilisés sont des aciers non alliés d'usage général (de construction) : acier doux (0,06 à 0,25 %) ¹, semi-dur (0,25 à 0,5 %), dur (0,5 à 1,7 %), ou encore en acier fortement alliés (acier inoxydable).

La géométrie des organes de type tige est principalement cylindrique et de section pleine. Réglementairement, le diamètre des broches est compris entre 6 et 30 mm [NF EN 1995-1-1, 2005]. Il existe aussi des organes avec des sections rectangulaires nommé « *timber rivet* ». Il n'existe pas de traduction officielle pour ces organes car ils sont principalement utilisés aux États-Unis, Canada, Australie et Nouvelle-Zélande. L'utilisation d'organe de section circulaire creuse a aussi été étudiée, ce profil de section augmente principalement la ductilité des assemblages [Guan et Rodd, 2001], [Leijten A. J. *et al.*, 2006], [Leijten et Brandon, 2013] et [Brandon et Leijten, 2014].

Les fabricants proposent principalement trois revêtements pour les organes de type tige : brut, électrozingué et galvanisé à chaud (voir figure 1.5). Ces deux dernières finitions sont réalisées par des traitements de surface pour garantir une protection durable contre la corrosion. Dans ce même but, les fabricants proposent également des organes en acier inoxydable. Cependant, le prix d'achat de ces derniers sont supérieurs de 25 % à celui d'organes en acier, ce qui limite leur utilisation. Les revêtements par galvanisation à chaud sont réalisés par trempage dans un bain de zinc chauffé entre 445 et 465 °C. Pour ce type de finition, l'épaisseur du revêtement se situe entre quelques dizaines à une centaine de micromètres [NF EN ISO 1461, 2009]. Les revêtements électrozingués sont réalisés par électrolyse d'une solution aqueuse contenant principalement du zinc (sous forme de sels métalliques). Avec ce type de finition, l'épaisseur de revêtement est plus faible qu'avec un traitement par galvanisation à chaud, se situant entre quelques micromètres à une dizaine de micromètres [NF EN ISO 2081, 2018]. Il est donc plus adapté aux organes possédant une géométrie complexe, comme les filets, les têtes de vis, etc., où la finition ne doit pas entraver leur utilisation. Il existe également des revêtements spéciaux (lubrifiants) pour faciliter l'insertion des vis dans le bois et limiter la rupture en torsion des vis. Chaque revêtement possède un état de surface différent, lequel est un paramètre important sur le comportement mécanique du contact organe-bois. Ce point sera détaillé au paragraphe 1.3.2.

La désignation des classes de qualité des vis, goujons et tiges filetées est donnée dans la norme [NF EN ISO 898-1, 2013]. Elle est définie symboliquement par deux nombres, séparés par un point. Le nombre à gauche du point représente le centième de la valeur de la résistance en traction. Le nombre à droite du point donne dix fois le rapport entre la valeur

1. Teneur massique en carbone.



Fig. 1.5 Revêtements de protection sur les vis, les broches et les boulons. bi-chromaté (a), zinc lamellaire (b), galvanisation à chaud (c) et électrozingué (d).

de la limite d'élasticité et la valeur de la résistance en traction. Les propriétés obtenues par cette désignation sont exprimées en mégapascals. La limite d'élasticité et la résistance en traction sont respectivement notées f_y et f_u (notations de l'Eurocode 5). Les classes les plus courantes et leurs propriétés associées sont données dans le tableau 1.1.

Table 1.1 Classes de qualité d'acier courantes.

Classes	4.6	4.8	5.6	6.8	8.8	10.9	12.9
f_y	240	320	300	480	640	900	1080
f_u	400	400	500	600	800	1000	1200

Avec f_y et f_u respectivement la limite d'élasticité et la résistance en traction (en MPa).

Le moment plastique est une autre caractéristique mécanique qui est associée aux organes de type tige. Pour les pointes et les vis, cette valeur est généralement fournie par les fabricants. Les méthodes d'essai permettant de déterminer la valeur du moment plastique des organes de type tige sont données dans la norme [NF EN 409, 2009]. Cette valeur peut aussi être évaluée analytiquement par l'expression théorique (pour une section circulaire),

$$M_y = f_y d^3 / 6 \quad (1.1)$$

où M_y est la valeur du moment plastique en N.mm, f_y est la limite d'élasticité en traction en MPa et d est le diamètre de l'organe en mm. La valeur du moment plastique M_y calculée avec l'équation (1.1) représente une charge limite (asymptotique). Dans la norme [NF EN 409, 2009], cette limite est supposée être atteinte pour un angle de rotation de l'organe de 45° . Cependant, il a été observé, malgré la plastification des organes, que les angles de rotation peuvent être largement inférieurs à 45° après rupture des assemblages [Jorissen, 1998] et [Jorissen et Blaß, 1998]. Cela signifie que le moment dans la section lors de la rupture se situe dans la réserve plastique de l'organe. À partir des travaux de [Blaß *et al.*, 2000], des équations simplificatrices ont été intégrées dans l'Eurocode 5 pour estimer le moment plastique d'organe de type tige. Pour les boulons et les broches, l'expression est :

$$M_{y,Rk} = 0,3 f_{u,k} d^{2,6} \quad (1.2)$$

où $M_{y,Rk}$ est la valeur caractéristique du moment plastique en N.mm, $f_{u,k}$ est la valeur caractéristique de la résistance en traction en MPa et d est le diamètre de l'organe en mm.

1.2 Mécanique du matériau bois

L'objectif poursuivi dans cette section est de présenter le comportement mécanique du matériau bois afin d'appréhender les phénomènes mis en jeu dans les assemblages de type tige, notamment vis-à-vis de l'interaction locale organe-bois qui est présentée en section 1.3. Avant cela, des notions élémentaires sur le matériau bois sont données pour comprendre certaines de ses propriétés physiques qui découlent de sa structure complexe et multiéchelle. Cette présentation se voulant être générale, elle ne distinguera pas, sauf indication contraire, les bois de feuillus, de résineux et tropicaux. Il existe de nombreux ouvrages qui traitent du matériau bois, par exemple pour plus d'approfondissement sur l'anatomie et la physique du bois voir [Kollmann et Côté, 1968], [Dinwoodie, 2000] et [Trouy, 2015], et sur la chimie du bois [Stevanovic et Perrin, 2009].

1.2.1 Présentation du matériau bois

Anatomie

Le bois est un matériau issu de la croissance de l'arbre. C'est donc un matériau naturel et d'origine végétale. Il assure quatre fonctions : (i) contrôler et soutenir la posture de l'arbre, (ii) assurer le transport des minéraux et de l'eau, des racines au feuillage, (iii) stocker les réserves nutritives (transformées par photosynthèse dans le feuillage) et (iv) protéger l'arbre des agressions extérieures. Toutes ces fonctions sont assurées par différents types de cellules, lesquelles sont agencées suivant une structuration complexe et multiéchelle. En effet, plusieurs échelles d'observation peuvent être considérées, en partant de l'échelle structurelle jusqu'à l'échelle moléculaire, comme illustré par la figure 1.6.

Le mécanisme de développement de l'arbre est composé d'une croissance en hauteur et d'une croissance en largeur. Chaque année, de nouvelles couches se superposent : se sont les cernes annuels de l'arbre. La succession de ces différentes enveloppes cylindriques et concentriques permet de définir trois directions d'anisotropie (voir figure 1.7) :

- longitudinale ou axiale (noté L) qui suit l'axe du tronc. Elle définit ce qui est couramment appelé le fil du bois ou encore la direction des fibres ;
- radiale (noté R) qui est perpendiculaire à la direction longitudinale et passe par le centre du tronc ;
- tangentielle (noté T) qui est perpendiculaire à la direction longitudinale et tangente aux cernes.

Dans les régions tempérées, la croissance des arbres débute au printemps et s'arrête en hiver. Lors du début de la saison de végétation, le besoin en matière nutritive de l'arbre est important. Son transport est assuré par des cellules larges possédant une paroi mince : c'est le bois initial (ou bois de printemps). En fin de saison, la croissance de l'arbre est ralenti et les besoins en matière nutritive diminuent. Son transport est alors assuré par des cellules étroites possédant une paroi épaisse : c'est le bois final (ou bois d'été). Cet agencement graduel et périodique des cellules ainsi que leurs formes caractérisent le matériau bois comme un milieu hétérogène et poreux à l'échelle mésoscopique (voir figure 1.7). Pour les arbres des régions

tropicales, où les périodes de refroidissement sont à la fois moins marquées et prolongées, l'hétérogénéité et la porosité de leurs bois sont moins prononcées.

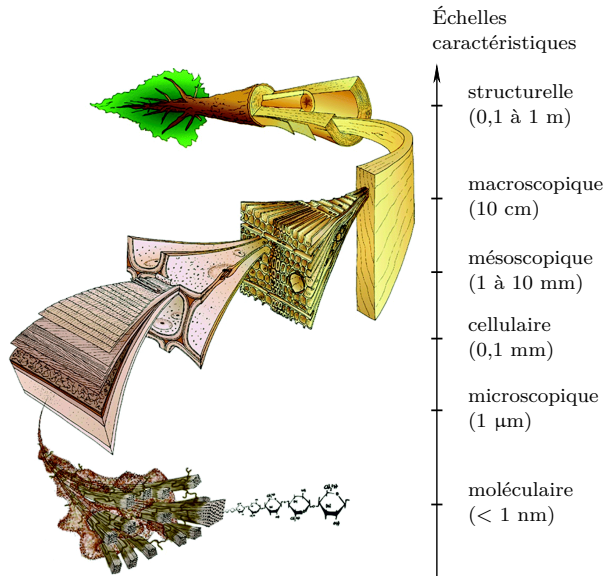


Fig. 1.6 Structure multiéchelle du matériau bois (© Mark Harrington, Université de Canterbury (Nouvelle-Zélande), 1996).

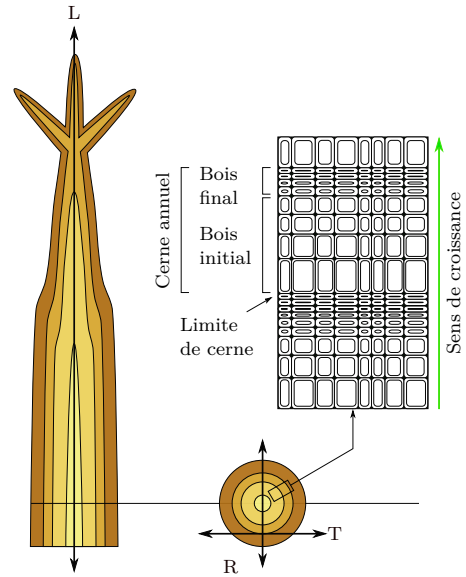


Fig. 1.7 Croissance de l'arbre.

Hygroscopie

Les parois cellulaires du bois contiennent des groupes fonctionnels hydrophiles (groupes hydroxyles OH). L'adhésion par des liaisons hydrogène de molécules d'eau avec les groupes hydroxyles disponibles provoque une accumulation d'eau dans les parois. De plus, la structure poreuse du bois permet également à l'eau de s'accumuler dans les vides cellulaires. L'eau est ainsi présente sous deux aspects dans le matériau bois : l'eau liée et l'eau libre. Le premier aspect est l'ensemble des molécules d'eau liées aux parois cellulaires du bois par des liaisons hydrogène tandis que le second est l'ensemble des molécules d'eau (à l'état liquide ou vapeur) accumulées dans les vides cellulaires (lumens). Cette capacité du matériau bois à adsorber ou désorber l'eau à travers et dans sa structure cellulaire, le définit comme un matériau hygroscopique. En fonction des conditions ambiantes, principalement de l'humidité relative de l'air et de la température, le bois est capable de retenir plus ou moins d'eau : c'est l'équilibre hygroscopique. La quantité d'eau présente dans le bois s'exprime par son taux d'humidité (ou teneur en eau). Noté $\%H$, il est communément défini comme le rapport entre la masse d'eau contenue dans le bois et la masse de bois à l'état anhydre :

$$\%H = \frac{m_H - m_0}{m_0} \times 100 \quad (1.3)$$

où m_H et m_0 sont respectivement les masses du bois à l'humidité H et à l'état anhydre (état pour lequel il n'y a pas d'eau liée et libre dans le bois). La masse à l'état anhydre d'une pièce

de bois sciée est déterminée en séchant cette pièce à 103 ± 2 °C jusqu'à la stabilisation de la masse. Cette méthode est appelée « méthode par dessiccation » et son mode opératoire est défini dans la norme [NF EN 13183-1, 2002]. Par opposition à l'état anhydre, l'état saturé représente l'état pour lequel les parois cellulaires sont saturées en eau liée. La limite de cet état est caractérisée par un taux d'humidité appelé point de saturation des fibres. Pour la majorité des essences, il se situe entre 27 et 30 % [Dinwoodie, 2000].

La perte ou la reprise d'eau dans le bois induisent des variations dimensionnelles : gonflement (adsorption) ou retrait (désorption). Une fois les groupes hydroxyles saturés, l'adsorption d'eau n'est plus possible dans les parois cellulaires et elle s'accumule dans les lumens. Les variations dimensionnelles du matériau bois sont donc présentes entre l'état anhydre et le point de saturation des fibres, et elles sont quasiment proportionnelles à la perte d'eau. Au-dessus de ce taux d'humidité, les variations dimensionnelles deviennent négligeables, voir inexistantes. De plus, l'effet des variations dimensionnelles sur le matériau est fonction des essences et il est fortement anisotrope. Le retrait tangentiel est prépondérant (1,7 à 2 fois supérieurs au retrait radial) tandis que le retrait longitudinal est souvent négligeable [Guitard, 1987].

En plus de provoquer des variations dimensionnelles, les fluctuations du taux d'humidité affectent les valeurs des propriétés de résistance et de rigidité. De manière générale, ces propriétés mécaniques diminuent jusqu'au point de saturation des fibres et deviennent constantes au-dessus de cette valeur [Kollmann et Côté, 1968].

Masse volumique

Il existe également une relation entre les propriétés mécaniques et la masse volumique du bois. Cette dernière est définie comme la masse par unité de volume. Le taux d'humidité du bois influence donc la valeur de la masse volumique. De manière générale, la masse volumique à l'humidité H , noté ρ_H et exprimée en kg/m^3 , est définie par :

$$\rho_H = \frac{m_H}{V_H} \quad (1.4)$$

où V_H est le volume de bois à l'humidité H . D'autres définitions de la masse volumique peuvent être utilisées comme la masse volumique anhydre (rapport de la masse et du volume à l'état anhydre) et la masse volumique basale (rapport de la masse à l'état anhydre et du volume à l'état saturé). Du point de vue normatif, les propriétés mécaniques sont exprimées à un taux d'humidité de 12 % afin d'avoir une valeur de référence (voir les normes [NF EN 338, 2016] et [NF EN 14080, 2013]). Il en est donc de même pour la masse volumique.

Il est communément accepté que la masse volumique de la matière ligneuse est quasi-identique pour les différentes essences, sa valeur étant de 1500 kg/m^3 [Kollmann et Côté, 1968] (d'après les travaux de Stamm et Hansen (1937)²). La différence de masse volumique entre les essences s'explique par l'agencement et la forme des cellules du bois. De même, à l'échelle des cernes, l'alternance entre le bois de printemps et le bois d'été donne une hétérogénéité de la masse volumique au matériau bois (figure 1.8).

2. STAMM, A. J. et HANSEN, L. A. (1937). The bonding force of cellulosic materials for water (from specific volume and thermal date) *J. Phys. Chern.* 41:1007-1016.

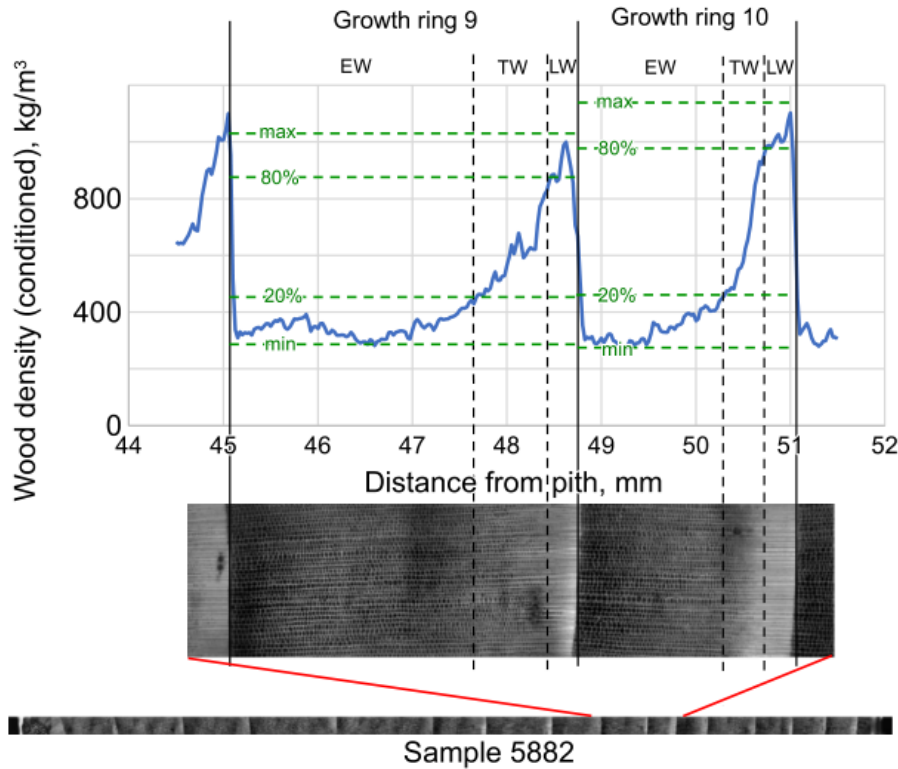


Fig. 1.8 Distribution de la masse volumique du bois dans les cernes annuelles (tiré de [Lundqvist et al., 2018], figure 2). Profil densitométrique réalisé par rayon X sur un échantillon d'épicéa (les niveaux de gris ont été inversés pour montrer les densités les plus élevées en couleurs claires).

1.2.2 Comportement élastique

Comme vu précédemment, le bois est un matériau hétérogène possédant une origine naturelle et une structure cellulaire ce qui respectivement accentue sa variabilité et lui donne un comportement anisotrope (mécanique, hygrométrique et thermique). Son hétérogénéité se retrouve à différentes échelles : à l'échelle macroscopique, l'hétérogénéité est marquée par la présence de nœuds, de la pente de fil et du bois juvénile ; à l'échelle mésoscopique, elle est marquée par les cernes annuelles et des fissures. En pratique, c'est-à-dire à l'échelle structurelle de l'ingénieur (0,1 à 1 m), ces défauts ne sont pas pris en compte et le matériau bois est ainsi considéré comme homogène.

Par ailleurs, les directions d'anisotropie issues de la croissance en longueur et en largeur de l'arbre génèrent une symétrie orthotrope cylindrique au matériau bois. Avec cette symétrie, le repère d'orthotropie $(O, \vec{L}, \vec{R}, \vec{T})$ tourne autour du centre de la grume (voir figure 1.9). De plus, il est possible de définir trois plans de symétrie orthogonaux ayant pour supports deux directions anisotropies :

- le plan transversal RT ;
- le plan longitudinal radial LR ;
- le plan longitudinal tangentiel LT.

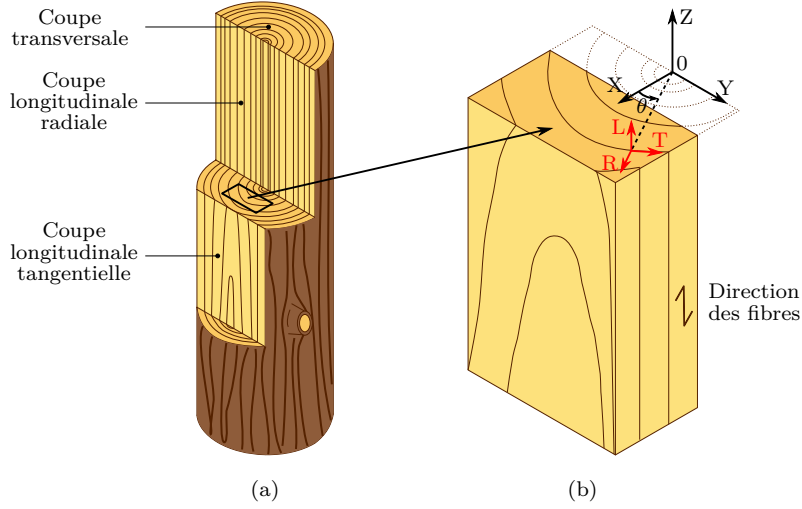


Fig. 1.9 Illustration de la structure multiéchelle du matériau bois. Plans de coupe privilégiés (a). Repère d'orthotropie (b).

Ces symétries et les hypothèses précédentes permet de représenter le bois comme un matériau homogène élastique orthotrope à l'échelle macroscopique. Pour ce type de matériau, le comportement élastique est caractérisé par douze coefficients (dont neuf sont indépendants) :

- 3 modules d'élasticité E_L , E_R et E_T ;
- 3 modules de cisaillement G_{RT} , G_{LT} et G_{LR} ;
- 6 coefficients de Poisson ν_{LT} , ν_{TL} , ν_{LR} , ν_{RL} , ν_{RT} et ν_{TR} .

En utilisant la notation de Voigt, les tenseurs des déformations et des contraintes sont représentés par des vecteurs à six composantes et le tenseur d'élasticité par une matrice 6×6 . Pour un milieu continu tridimensionnel orthotrope, la matrice de souplesse élastique s'écrit avec cette notation dans le repère local $(O, \vec{L}, \vec{R}, \vec{T})$:

$$\begin{pmatrix} \varepsilon_L \\ \varepsilon_R \\ \varepsilon_T \\ \varepsilon_{RT} \\ \varepsilon_{LT} \\ \varepsilon_{LR} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} S_{11} & S_{12} & S_{13} & 0 & 0 & 0 \\ S_{21} & S_{22} & S_{23} & 0 & 0 & 0 \\ S_{31} & S_{32} & S_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & S_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & S_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & S_{66} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \sigma_L \\ \sigma_R \\ \sigma_T \\ \sigma_{RT} \\ \sigma_{LT} \\ \sigma_{LR} \end{pmatrix} \quad (1.5)$$

avec les coefficients diagonaux,

$$S_{11} = \frac{1}{E_L}, \quad S_{22} = \frac{1}{E_R}, \quad S_{33} = \frac{1}{E_T}, \quad S_{44} = \frac{1}{G_{RT}}, \quad S_{55} = \frac{1}{G_{LT}}, \quad S_{66} = \frac{1}{G_{LR}} \quad (1.6)$$

et les coefficients hors-diagonaux,

$$S_{12} = \frac{-\nu_{LR}}{E_L}, \quad S_{13} = \frac{-\nu_{LT}}{E_L}, \quad S_{23} = \frac{-\nu_{RT}}{E_R}, \quad S_{21} = \frac{-\nu_{RL}}{E_R}, \quad S_{31} = \frac{-\nu_{TL}}{E_T}, \quad S_{32} = \frac{-\nu_{TR}}{E_T} \quad (1.7)$$

De plus, la symétrie de la matrice de souplesse impose les relations suivantes :

$$\frac{\nu_{LR}}{E_L} = \frac{\nu_{RL}}{E_R}, \quad \frac{\nu_{LT}}{E_L} = \frac{\nu_{TL}}{E_T}, \quad \frac{\nu_{RT}}{E_R} = \frac{\nu_{TR}}{E_T} \quad (1.8)$$

Cependant, [Garab *et al.*, 2010] a montré expérimentalement que la relation de symétrie :

$$\frac{\nu_{RT}}{E_R} = \frac{\nu_{TR}}{E_T} \quad (1.9)$$

n'est pas applicable au matériau bois. Dans ce sens, l'auteur cite également les travaux de Bodig et Jayne (1983)³ et de Neuhaus (1983)⁴.

La mesure expérimentale des ces propriétés élastiques nécessite différentes configurations d'essais et formes d'échantillons. De nombreux modes opératoires et résultats expérimentaux peuvent être trouvés dans [Kollmann et Côté, 1968] et [Guitard, 1987]. En synthétisant différents travaux, [Kollmann et Côté, 1968] donnent des valeurs de modules d'élasticités E_L , E_R et E_T pour différentes essences. À partir de cette synthèse, il donne la relation d'ordre $E_L \gg E_R > E_T$ et il définit des rapports des modules d'élasticités E_L/E_R . Pour les résineux, il donne un rapport compris entre 40,6 et 182. Pour les feuillus, il donne un rapport compris entre 12,1 et 62. Un travail similaire a été réalisé par [Guitard, 1987], il donne la même relation d'ordre sur les modules d'élasticité. Cependant, il définit d'autres rapports de modules d'élasticités (voir tableau 1.2).

Table 1.2 *Rapports des modules d'élasticités suivant les trois directions d'anisotropie [Guitard, 1987].*

	ρ	E_L/E_R	E_L/E_T	E_R/E_T
Résineux	450	13	21	1,6
Feuillus	650	8	13,5	1,7

Avec ρ la masse volumique (en kg/m^3), et E_L , E_R et E_T les modules d'élasticités respectivement suivant les directions longitudinale, radiale et tangentielle.

Toujours dans [Kollmann et Côté, 1968] et [Guitard, 1987], les auteurs donnent de nombreuses valeurs de coefficients de Poisson pour différentes essences de feuillus et de résineux. Quelques résultats de ces travaux sont synthétisés dans le tableau 1.3. Il apparaît que les coefficients ν_{RL} et ν_{TL} varient du simple au double alors que les ordres de grandeur pour les autres coefficients sont cohérents. La pertinence de l'utilisation et de l'influence des coefficients de Poisson dans des simulations numériques ont été relevées dans [Sandhaas, 2012].

Des résultats expérimentaux sur les propriétés élastiques de cisaillement et des modes opératoires peuvent être trouvés dans les travaux de [Sretenovic *et al.*, 2007] et [Magistris et Salmén, 2005]. De même, les valeurs de propriétés élastiques et de coefficients de Poisson peuvent être trouvées dans [Keunecke *et al.*, 2006], [Keunecke *et al.*, 2008] et [Garab *et al.*, 2010].

À l'échelle structurelle, la dimension des pièces bois (poutres en bois massif ou en lamellé-collé par exemple) permet de s'affranchir de l'orientation des cernes (liée au débit des grumes) et ainsi fixé le repère d'orthotropie $(O, \vec{L}, \vec{R}, \vec{T})$. Cela permet en plus des symétries évoquées plus haut d'ajouter une symétrie de révolution autour de l'axe (O, \vec{L}) . Cette nouvelle symétrie induit une invariance de la loi de comportement autour de cette axe ce qui permet

3. BODIG, J. et JAYNE, B. A. (1993). Mechanics of wood and wood composites, Krieger Publishing Company, Malabar).

4. NEUHAUS, H. (1983). Über das elastische Verhalten von Fichtenholz in Abhängigkeit von der Holzfeuchtigkeit. Holz Roh Werkst 41:21-25).

Table 1.3 Coefficients de Poisson du matériau bois.

Références	ν_{LR}	ν_{LT}	ν_{RT}	ν_{RL}	ν_{TL}	ν_{TR}
[Kollmann et Côté, 1968]						
épicéa	0,43	0,53	0,42	0,019	0,013	0,24
pin	0,46	0,44	0,61	0,031	0,015	0,31
chêne	0,32	0,50	0,66	0,12	0,085	0,30
hêtre	0,45	0,52	0,71	0,073	0,043	0,36
[Guitard, 1987]						
résineux (450 kg/m ³)	0,39	0,43	0,51	0,030	0,020	0,31
feuillus (650 kg/m ³)	0,39	0,46	0,67	0,048	0,033	0,38

de considérer le bois comme un matériau isotrope transverse et ainsi réduire le nombre de coefficients dans la relation de complaisance (1.5), tel que :

$$S_{22} = S_{33}, \quad S_{44} = S_{22} - S_{23}, \quad S_{55} = S_{66} \quad (1.10)$$

Au final, ce type de matériau possède cinq coefficients élastiques indépendants :

- 2 modules d'élasticité E_L et E_T ;
- 1 module de cisaillement G_{LT} ;
- 2 coefficients de Poisson ν_{LT} et ν_{TL} .

Du point de vue normatif de l'Eurocode 5, le bois est considéré comme un matériau isotrope transverse car les valeurs de propriétés élastiques suivant les directions R et T sont proches à l'échelle structurelle. Les bois sont catégorisés en classes de résistance, c'est-à-dire que les bois ayant des propriétés de résistances et de rigidités similaires sont regroupés. Ces classes de résistance sont définies dans les deux normes [NF EN 338, 2016] (feuillus et résineux) et [NF EN 14080, 2013] (lamellé-collé), lesquelles sont données comme documents de référence pour l'application de l'Eurocode 5. Les valeurs de propriétés élastiques moyennes pour les classes de résistance les plus couramment utilisées de résineux, feuillus, lamellés-collés et de produits lamibois sont données dans le tableau 1.4.

Table 1.4 Propriétés élastiques moyennes de produits bois.

	Résineux*			Feuillus*			Lamellé-collé**		Lamibois***	
	C18	C24	C30	D18	D30	D50	GL24h	GL28h	S	Q
E_L	9 000	11 000	12 000	9 500	11 000	14 000	11 500	12 600	13 800	10 500
E_T	300	370	380	630	730	930	300	300	430	2 400
G_{LT}	560	690	750	590	690	880	650	650	600	600

Avec E_L et E_T les modules d'élasticités respectivement suivant les directions longitudinale et transversale (en MPa) et G_{LT} le module de cisaillement (en MPa).

* [NF EN 338, 2016] ;

** [NF EN 14080, 2013] ;

*** Données fabricants MetsäWood pour du Kerto-S et Kerto-Q.

Suivant l'échelle d'étude et la précision recherchée, les produits d'ingénierie bois peuvent être associés à des modèles et des comportements différents. La figure 1.10 synthétise les produits et leurs modélisations associées les plus courantes.

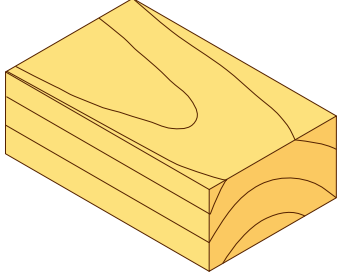
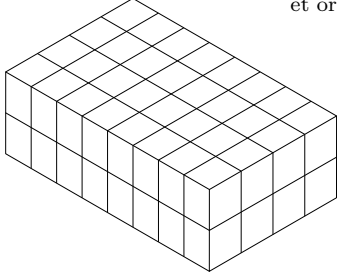
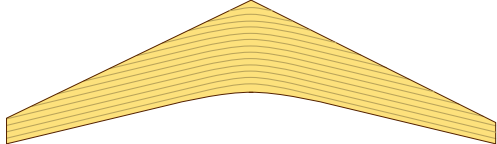
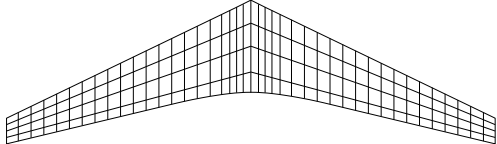
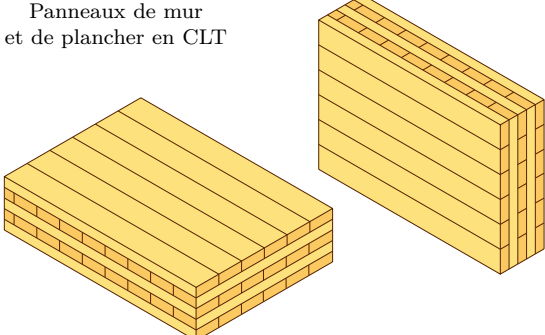
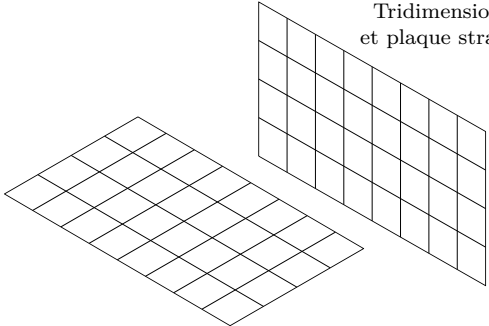
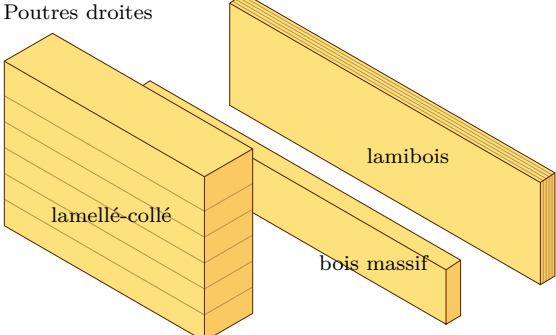
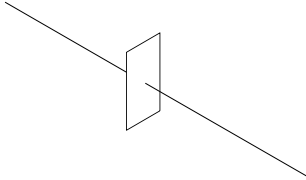
Objet réel	Modèle
<p data-bbox="225 405 608 432">Matériau bois à l'échelle mésoscopique</p> 	<p data-bbox="1187 405 1347 456">Tridimensionnel et orthotrope</p> 
<p data-bbox="225 763 475 815">Poutre à inertie variable, poutre courbe, etc.</p> 	<p data-bbox="1139 763 1353 842">Bidimensionnel en contrainte ou déformation plane</p> 
<p data-bbox="225 1122 453 1173">Panneaux de mur et de plancher en CLT</p> 	<p data-bbox="1166 1122 1353 1173">Tridimensionnel et plaque stratifiée</p> 
<p data-bbox="225 1487 379 1514">Poutres droites</p> 	<p data-bbox="1187 1487 1353 1538">Unidimensionnel barre et poutre</p> 

Fig. 1.10 Les éléments de structure bois et leurs modélisations en pratique.

Pour certaines applications, la modélisation d'une poutre bois par un modèle de plaque orthotrope homogène ou la modélisation de panneau bois (comme du CLT) par un modèle de plaque orthotrope stratifiée. Dans ce sens, les travaux récents de [Franzoni, 2016] et [Perret, 2017] peuvent être consultés. Pour une plaque orthotrope homogène d'épaisseur h , la matrice de souplesse élastique en membrane et efforts tranchants s'écrit dans le repère local $(O, \vec{L}, \vec{T}, \vec{N})$:

$$\begin{pmatrix} N_{11} \\ N_{22} \\ N_{12} \\ M_{11} \\ M_{22} \\ M_{12} \\ V_1 \\ V_2 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} C_{11} & C_{12} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ C_{21} & C_{22} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & C_{33} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & D_{11} & D_{12} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & D_{21} & D_{22} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & D_{33} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & G_{11} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & G_{22} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \epsilon_{11} \\ \epsilon_{22} \\ \epsilon_{12} \\ \kappa_{11} \\ \kappa_{22} \\ \kappa_{12} \\ \gamma_1 \\ \gamma_2 \end{pmatrix} \quad (1.11)$$

avec les raideurs membranaires :

$$\begin{aligned} C_{11} &= \frac{E_L h}{1 - \nu_{LT} \nu_{TL}}, \quad C_{22} = \frac{E_T h}{1 - \nu_{LT} \nu_{TL}}, \quad C_{33} = G_{LT} h, \\ C_{12} &= C_{21} = \nu_{TL} C_{11} = \nu_{LT} C_{22} \end{aligned} \quad (1.12)$$

les raideurs en flexion :

$$\begin{aligned} D_{11} &= \frac{E_L h^3}{12 (1 - \nu_{LT} \nu_{TL})}, \quad D_{22} = \frac{E_T h^3}{12 (1 - \nu_{LT} \nu_{TL})}, \quad D_{33} = \frac{G_{LT} h}{12} \\ D_{12} &= D_{21} = \sqrt{\nu_{LT} \nu_{TL}} D_{11} D_{22} \end{aligned} \quad (1.13)$$

les raideurs d'effort tranchant :

$$G_{11} = \frac{5}{6} G_{LN} h, \quad G_{22} = \frac{5}{6} G_{TN} h \quad (1.14)$$

1.2.3 Comportement à rupture

Sollicitations uniaxiales

Au-delà de la limite élastique, les comportements en traction et en compression du bois sont différents. Cette différence s'explique par la structure cellulaire et l'hétérogénéité du matériau. En compression longitudinale, la rupture est provoquée par un flambage local d'une bande de cellules (typique des matériaux anisotropes) et dans un plan légèrement incliné de 23° , [Byskov *et al.*, 2002] en citant les travaux de Poulsen (1998)⁵. Les comportements en compression et en traction ont été étudiés expérimentalement dans [Byskov *et al.*, 2002] et [Da Silva et Kyriakides, 2007]. Le cisaillement a été étudié dans les travaux de [Dahl et Malo, 2009a], [Dahl et Malo, 2009b] et [Gupta et Sinha, 2012].

L'asymétrie du comportement du bois en traction et en compression est illustrée schématiquement sur la figure 1.11. De plus, l'analyse de cette figure met en évidence quatre modes de rupture : (i) fragile en traction parallèle aux fibres, (ii) fragile en traction perpendiculaire aux fibres, (iii) ductile en compression parallèle aux fibres et (iv) ductile en compression perpendiculaire aux fibres.

5. POULSEN, J.S. (1998). Compression in Clear Wood, PhD thesis, Department of Structural Engineering and Materials, Series R, No. 39, Lyngby, Denmark.

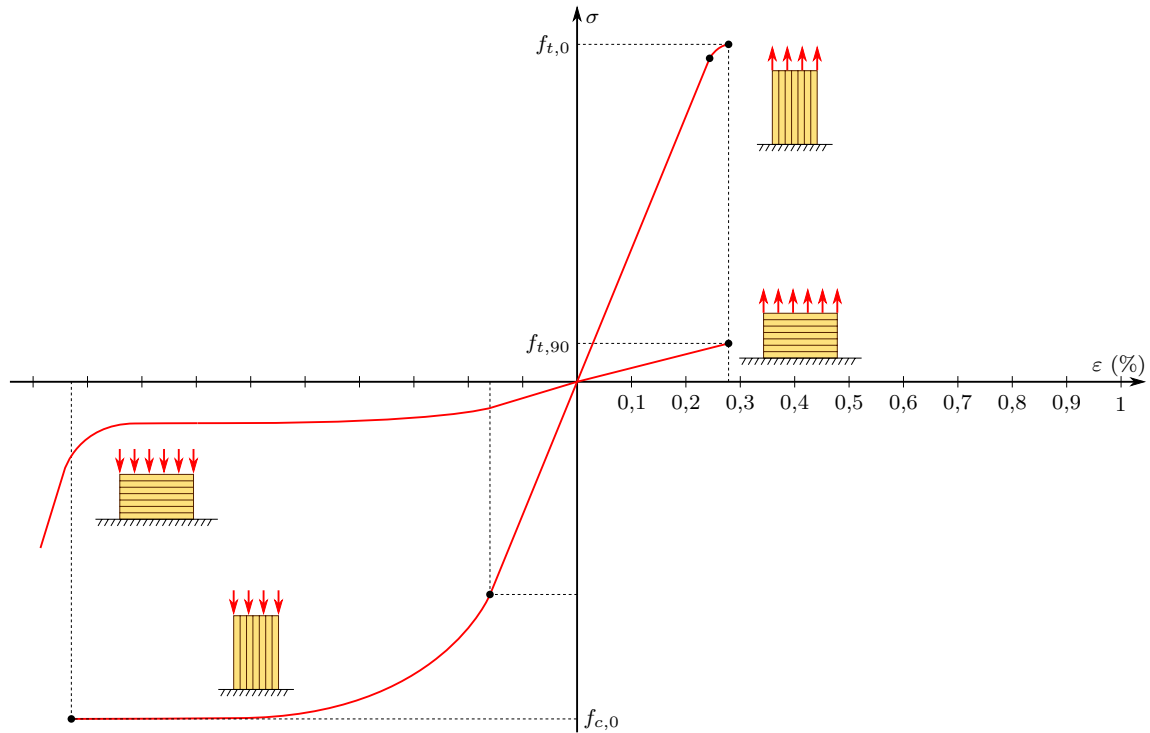


Fig. 1.11 Comportement du bois en traction-compression dans les directions longitudinale et transversale.

Le rapport entre les résistances en traction perpendiculaire et longitudinale est compris entre 1 à 5 % [NF EN 338, 2016]. Il existe une différence de résistance en traction longitudinale suivant l'échelle d'étude, pour du bois sans défaut (*clear wood*) la résistance en traction longitudinale est plus élevée d'environ 50 % que pour du bois avec des défauts (nœuds, pente de fil, etc.) [Kollmann et Côté, 1968].

Sollicitations multiaxiales

Du fait de l'anisotropie du matériau, des tests multiaxiaux sont nécessaires pour étudier les interactions entre les contraintes. Plusieurs travaux ont porté sur ces interactions dans le matériau bois, notamment ceux de [Mackenzie-Helnwein *et al.*, 2005] (voir figure 1.12), [Spengler, 1982] et [Garab *et al.*, 2010]. L'analyse de ces interactions ont un grand intérêt pour comprendre la mécanique du matériau bois et ainsi améliorer des modèles de comportement ou en proposer de nouveaux.

La figure 1.12 montre les points de rupture obtenus pour différentes sollicitations axiales ainsi que les courbes contrainte-déformation et les profils réels des modes de rupture. Les points de rupture obtenus sont contenus dans une enveloppe de forme elliptique. Il est observé une très faible dispersion des points de rupture dans le domaine de la compression ($\sigma_L < 0$ et $\sigma_R < 0$) alors qu'une forte dispersion est observée pour des essais avec une sollicitation en traction longitudinale pure ou mixte ($\sigma_L > 0$). À partir de ces résultats expérimentaux, les auteurs ont proposé un critère de ruine basé sur celui de Tsai-Wu⁶.

6. TSAI, S. et WU, E. (1971). A general theory of strength for anisotropic materials, Journal of Composite

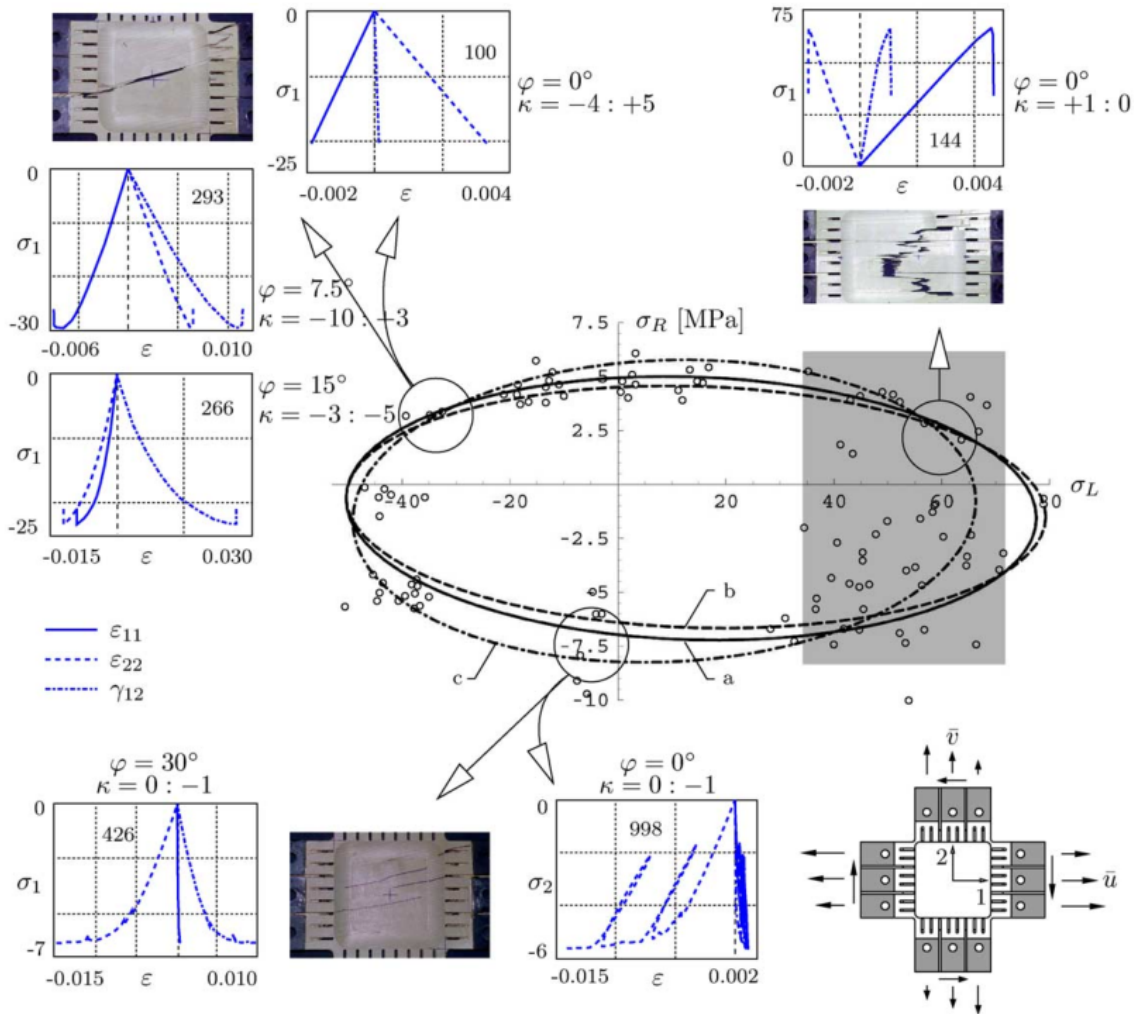


Fig. 1.12 Courbes contrainte-déformation et modes de rupture pour différentes sollicitations multiaxiales du matériau bois dans le plan LR (tirée de [Mackenzie-Helnwein et al., 2005], figure 3).

Dans [Mandery, 1969], l'auteur a utilisé deux méthodologies d'essais différentes pour mesurer la résistance au cisaillement longitudinal du bois lorsqu'une contrainte de compression transversale aux fibres est appliquée. Il a conclu que la résistance au cisaillement longitudinal τ varie linéairement avec la contrainte de compression transversale σ_{90} . Il donne la relation empirique suivante (les contraintes sont exprimées en MPa) :

$$\tau = 5,4 - 1,40 \sigma_{90} \quad (1.15)$$

Dans une étude sur le renforcement de la résistance au cisaillement de poutres en bois avec des vis et des tiges filetées, [Blaß et Krüger, 2010] ont testé l'effet d'une contrainte transversale aux fibres sur la résistance au cisaillement longitudinal. Ils ont montré que la

résistance au cisaillement longitudinal du bois augmente et diminue respectivement avec une contrainte de compression transversale et une contrainte de traction transversale (1.13). À l'aide d'une régression polynomiale, ils ont déterminé une équation empirique (coefficient de corrélation de 0,871 pour 354 essais) pour décrire la variation de la résistance au cisaillement longitudinal avec la contrainte transversale aux fibres (les contraintes sont exprimées en MPa) :

$$\tau = 4,75 - 1,15 \sigma_{90} - 0,13 \sigma_{90}^2 \quad (1.16)$$

D'autres travaux ont également été réalisés sur l'interaction cisaillement-compression transversale du bois, notamment [Keenan, 1973], [Magistris et Salmén, 2005], [Kollmann et Côté, 1968] et [Bocquet, 1997]. Ces deux dernières références seront détaillées dans la section 1.3 car elles sont en lien direct avec le comportement en portance du bois.

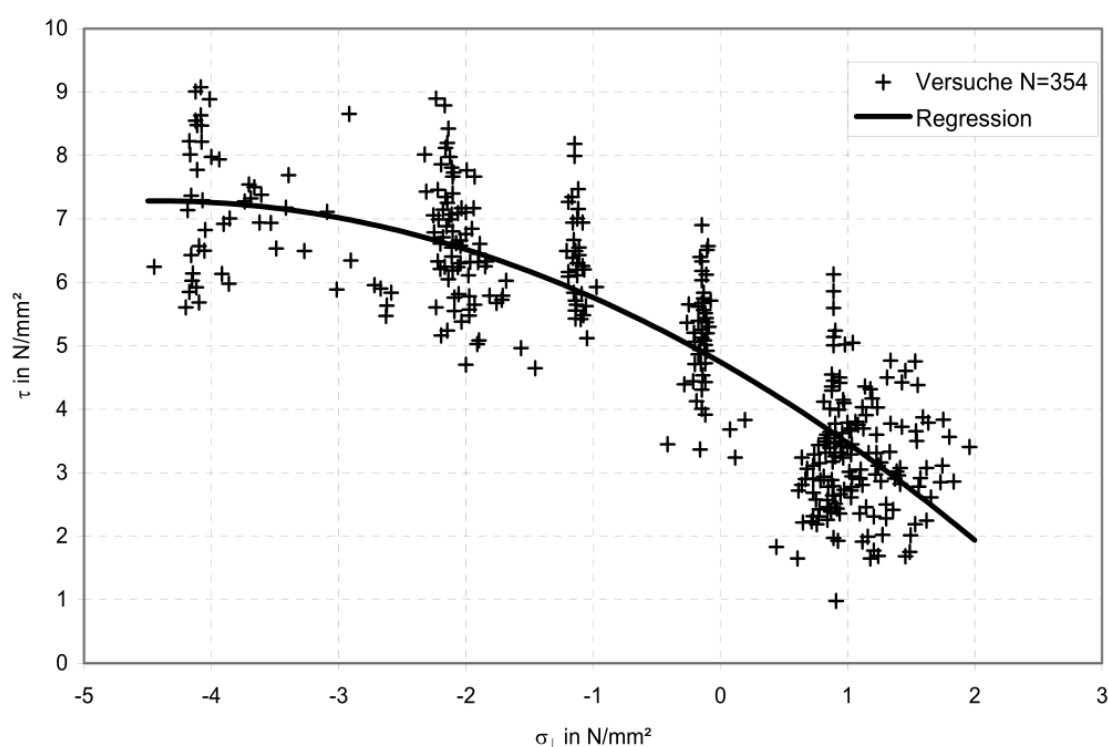


Fig. 1.13 Interaction contrainte transversale et cisaillement (tirée de [Blaß et Krüger, 2010], figure 2-3).

1.3 Interaction organe-bois : l'enfoncement

Le comportement global des assemblages bois de type tige est intimement lié au comportement local de l'interaction organe-bois, comme illustré sur la figure 1.14. La compréhension de cette interaction, communément appelée enfoncement, est donc primordiale pour simuler le comportement des assemblages.

L'équilibre statique de l'organe avec le bois est complexe. Il met en jeu différentes sollicitations dans le matériau du fait de la forme cylindrique de la zone de contact et du caractère

orthotrope du bois. De plus, l'influence d'un grand nombre de paramètres physiques sur le comportement mécanique de l'interaction organe-bois a été montrée à travers plusieurs travaux. La modélisation de cette interaction a également fait l'objet de nombreuses recherches, où plusieurs modèles basés sur des formalismes différents ont été proposés.

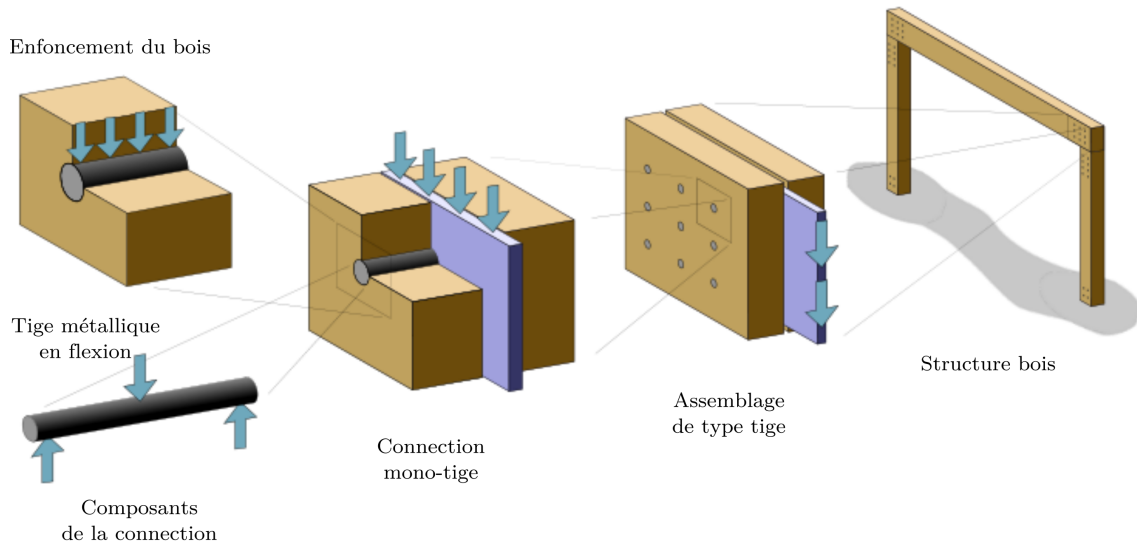


Fig. 1.14 Approche multiéchelle des assemblages des structures bois de type tige (traduit de [Schweigler, 2018], figure 1).

1.3.1 L'essai d'enfoncement

La figure 1.15 représente l'allure d'une courbe d'essai d'enfoncement. Cette expérience consiste à enfoncer un organe cylindrique (généralement métallique) dans un échantillon bois en mesurant l'effort résistant et le déplacement relatif organe-bois. En supposant un état de contrainte uniforme dans la zone de contact et dans l'épaisseur, la résistance à l'enfoncement est alors définie comme le rapport entre l'effort résistant mesuré et la surface projetée de l'organe sur l'échantillon (c'est-à-dire, le diamètre de l'organe multiplié par l'épaisseur de l'échantillon). Elle est généralement notée f_h et est exprimée en mégapascals. La courbe d'essai illustre le comportement plastique du matériau bois pour ce type de chargement, lequel est directement lié à celui des fibres sollicitées en compression.

Deux normes sont principalement utilisées pour réaliser des essais d'enfoncement, une norme européenne [NF EN 383, 2007] et une norme américaine [ASTM D5764-97a, 2018]. Les méthodologies proposées par ces deux normes diffèrent sur plusieurs points : (i) la position du centre de perçage, (ii) les dimensions des échantillons, (iii) la procédure de chargement et (iv) les méthodes d'évaluation des résultats.

Pour les deux normes, les allures des échantillons proposées sont parallélépipédiques et ne diffèrent que par la position du trou de perçage (figure 1.16). Dans la norme européenne, l'échantillon est percé en son centre (*full-hole test*). Ce type d'essai est également autorisé par la norme américaine, qui propose en plus une position du centre de perçage au milieu de l'arrête transversale (*half-hole test*). Cette position du trou de perçage permet de charger

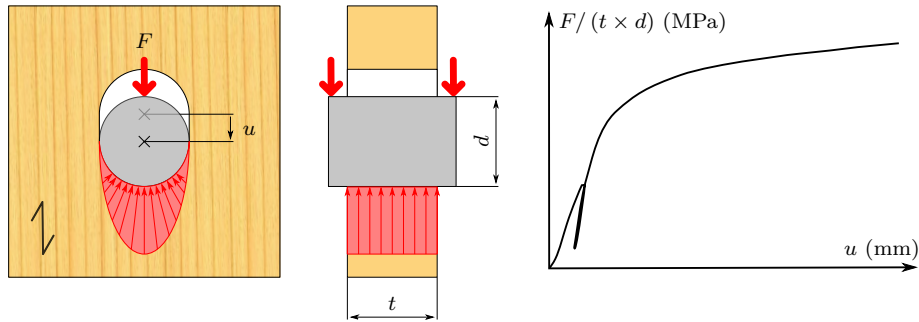


Fig. 1.15 Allure schématique de l'essai d'enfoncement.

uniformément l'échantillon dans son épaisseur, ce qui n'est pas possible avec l'échantillon des essais de type *full-hole* car elle induit nécessairement la mise en flexion de l'organe. Des précautions doivent donc être prises sur le montage expérimental pour limiter cette flexion mais aussi pour mesurer le déplacement relatif entre l'organe et l'échantillon.

La norme américaine donne des dimensions minimales identiques pour l'échantillon quelque soit l'angle de chargement. La norme européenne donne uniquement les dimensions minimales à respecter pour des essais d'enfoncement suivant les directions parallèle et perpendiculaire au fil du bois (tableau 1.5).

Dans la norme américaine, le chargement est monotone et la charge maximale doit être atteinte en une à dix minutes d'essai. La norme européenne donne un mode opératoire de chargement différent. Un cycle de chargement préliminaire doit en général être imposé entre 40 et 10 % de la charge maximale estimée et est suivi d'un chargement monotone jusqu'à l'arrêt de l'essai. La durée d'essai doit être comprise entre environ sept et onze minutes. De plus, le type de chargement est toujours en compression pour la norme américaine et pour des essais d'enfoncement perpendiculaire au fil du bois réalisés avec la norme européenne. Par contre, la norme européenne autorise des chargements en compression ou en traction pour des essais d'enfoncement parallèle au fil du bois (figure 1.16).

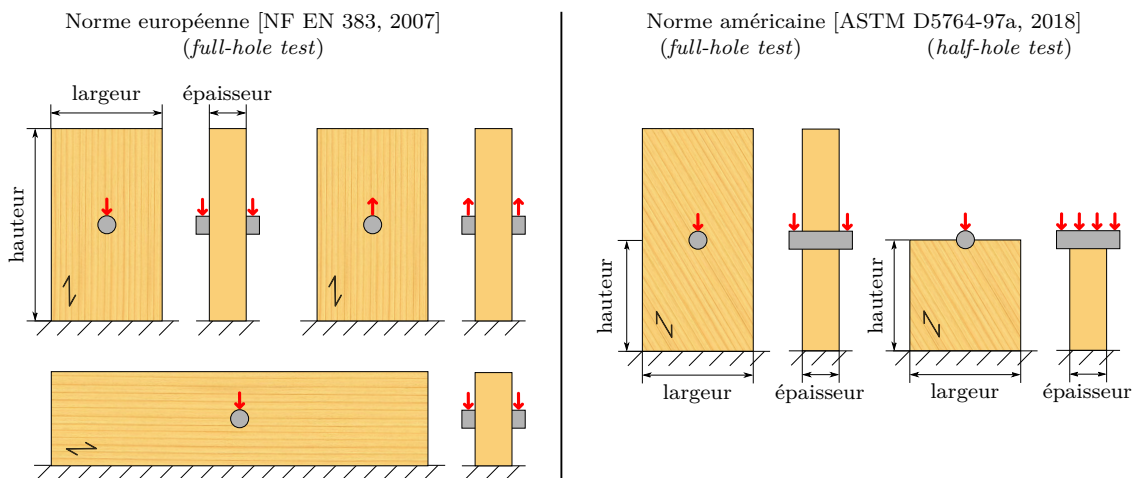


Fig. 1.16 Configurations et types de chargement possibles de l'essai d'enfoncement.

Le dernier point qui diffère entre les deux normes concerne l'évaluation des résultats, c'est-à-dire la définition des propriétés caractéristiques du comportement en enfoncement du bois qui sont relevées à partir de la courbe d'essai. La norme européenne donne trois formules pour calculer des modules de fondation. La norme américaine donne, quant à elle, aucune indication pour évaluer le module de fondation élastique. L'évaluation de la résistance maximale à l'enfoncement, appelée portance locale, est définie dans la norme européenne comme la valeur maximale obtenue entre 0 et 5 mm d'enfoncement. Pour la norme américaine, la portance locale est déterminée comme la contrainte donnant un enfoncement résiduel de 5 % du diamètre de l'organe (*offset method*).

Table 1.5 Comparatif des normes [ASTM D5764-97a, 2018] et [NF EN 383, 2007].

	[ASTM D5764-97a, 2018]	[NF EN 383, 2007]	
Dimensions :	α	$\alpha = 0^\circ$	$\alpha = 90^\circ$
largeur	$\geq \max(50 \text{ mm ou } 4d)$	$2 \times 3d$	$2 \times 20d$
hauteur	$\geq \max(50 \text{ mm ou } 4d)$	$2 \times 7d$	$2 \times 5d$
épaisseur	$\geq \min(38 \text{ mm ou } 2d)$	$1,5d - 4d$	$1,5 - 4d$
Type d'essai :			
<i>half-hole</i>	✓		–
<i>full-hole</i>	✓		✓
Chargement :			
type	compression	compression ou traction	
cycle	–	✓	
temps d'essai	1 à 10 min	7 à 11 min	
Évaluations :			
module de fondation	–	✓	
portance locale	charge maximale ou à $0,05d$ (<i>offset</i>)	charge maximale ou à 5 mm	

Avec d le diamètre de l'organe en mm.

Historiquement, [Sandhaas *et al.*, 2013] et [Awaludin *et al.*, 2007] expliquent que la norme [NF EN 383, 2007] a été élaborée à partir des travaux de [Whale et Smith, 1989]. De même [Awaludin *et al.*, 2007] cite les travaux de [Soltis et Wilkinson, 1991] et [Wilkinson, 1991] comme étant ceux qui ont permis d'élaborer les essais *half-hole test*. Cependant, des essais similaires réalisés quelques années auparavant peuvent être trouvés dans [Komatsu *et al.*, 1989].

Ces deux normes proposent donc des méthodologies et des évaluations de propriétés différentes. Cela a amené plusieurs discussions portant sur les différentes évaluations de la portance locale et leurs adéquations avec la théorie de l'analyse limite, laquelle sera détaillée au paragraphe 1.4.3. Dans [Franke et Magniere, 2014a], les auteurs ont comparé des données d'essais réalisés avec les normes [NF EN 383, 2007] et [ASTM D5764-97a, 2018]. Pour chaque série d'essais, ils ont évalué la portance locale avec les deux méthodologies proposées dans les deux normes. Ils ont ainsi pu comparer l'influence du choix de la méthode d'évaluation sur la portance locale mais aussi l'influence du type d'essai (*full-hole* ou *half-hole*) sur les

propriétés caractéristiques (portance locale et module de fondation). Ils ont montré que pour des essais d'enfoncement parallèle au fil du bois la méthode d'évaluation a peu d'influence sur la valeur de la portance locale car les courbes d'essais présentent un plateau. Pour des essais d'enfoncement perpendiculaire au fil du bois, ils indiquent que la valeur estimée par la méthode de la norme européenne est plus élevée avec un rapport d'environ 1,5. Le même rapport a été trouvé par [Awaludin *et al.*, 2007]. Ils ont également montré que la valeur de la portance locale pour des essais *full-hole* est plus faible que celle d'essais *half-hole* avec un rapport de 0,77 (direction parallèle au fil du bois) et un rapport de 0,98 (direction perpendiculaire au fil du bois). Ces rapports sont donnés ici pour des valeurs de portance locale estimées avec la méthode américaine (*offset* à $0,05d$). Concernant le module de fondation, ils ont montré que les essais *full-hole* donnent des valeurs plus faibles dans la direction parallèle au fil du bois avec un rapport de 0,57, et au contraire des valeurs plus élevées dans la direction perpendiculaire au fil du bois avec un rapport de 1,36.

Malgré le comportement plastique du bois en compression, les essais d'enfoncement dans des directions de chargement proches de la direction du fil du bois provoquent fréquemment une rupture par fendage des échantillons. Cette rupture fragile est liée à l'équilibre du contact organe-bois qui induit des contraintes de traction perpendiculaire aux fibres. Suivant l'objectif poursuivi dans les essais, il s'avère parfois nécessaire de renforcer les échantillons. Pour ses essais d'enfoncement, [Sandhaas, 2012] a renforcé ses échantillons en collant deux morceaux de contreplaqué afin de garantir un enfoncement de l'organe dans le bois d'au moins 5 mm. Ces pièces de contreplaqué ont été collées à une distance de $1,5d$ du trou de perçage pour limiter l'influence de ce renforcement sur l'état de contrainte dans le bois autour de la zone percée. Elle a vérifié que l'apport du renforcement à cette distance n'a pas changé la valeur maximale de la portance locale pour ses différentes séries d'essais. Dans [Lederer *et al.*, 2016], les auteurs ont étudié l'influence du nombre, du type et de la position de renforcements sur le comportement en enfoncement du bois. Ils ont travaillé avec des vis, du contreplaqué et des connecteur métallique à dents. Ils ont montré que l'apport du renforcement augmente fortement la ductilité (jusqu'à un déplacement de l'organe de 30 mm avec du contreplaqué) mais aussi la portance locale du bois (environ 10 à 20 % en moyenne pour les différents moyens de renforcement).

Une synthèse de différents travaux portant sur des essais d'enfoncement peut être consultée dans [Schweigler et Sandhaas, 2018]. Cette synthèse montre qu'il existe moins de travaux sur des essais d'enfoncement hors des axes d'orthotropies que sur des essais d'enfoncement dans les directions parallèle et perpendiculaire aux fibres. Par ailleurs, la norme européenne ne donne pas d'information sur les dimensions à respecter pour des essais d'enfoncement hors des directions d'orthotropie du bois. Plusieurs auteurs ont donc utilisé leurs propres méthodologies. Dans [Hübner *et al.*, 2008], les auteurs ont réalisé des essais sur des bois feuillus avec différents angles de chargement (0, 30, 60 et 90°). Pour les séries d'essais de 30 et 60°, ils ont défini les dimensions des échantillons par interpolation linéaire à partir des dimensions minimales données par la norme européenne pour des directions de chargement parallèle et perpendiculaire au fil du bois. Dans [Pedersen, 2002], l'auteur a réalisé des essais d'enfoncement sur du bois lamellé-collé de résineux avec différents angles de chargement (0, 30, 60 et 90°). Il a fixé des dimensions d'échantillons identiques pour l'ensemble des séries et égales à sept fois le diamètre de l'organe (hauteur et largeur). Dans [Awaludin *et al.*, 2007], les auteurs ont testé cinq angles de chargement (0, 30, 45, 60 et 90°) sur un bois tropical (*Shorea obtusa*) où ils ont également fixé des dimensions d'échantillons identiques pour les

différentes séries. Ils ont fixé une hauteur et une largeur égales respectivement à sept fois et demi, et à cinq fois le diamètre de l'organe.

Dans les travaux de [Whale et Smith, 1989], différents montages et techniques de mesure du déplacement relatif entre l'organe et le bois sont décrits. Comme expliqué précédemment ces travaux ont été à l'origine de la rédaction (première version en 1993) de la norme [NF EN 383, 2007]. Depuis, différents travaux ont montré l'influence des conditions de blocage de l'échantillon sur le comportement mécanique en enfoncement du bois [Bléron et Duchanois, 2006] et [Schweigler *et al.*, 2017], ce qui remet en cause la version actuelle de la norme. D'autres montages et diverses techniques de mesure peuvent être trouvés dans [Schoenmakers et Svensson, 2011], [Tavakoli, 2011], [Sandhaas, 2012] et [Schweigler *et al.*, 2016].

1.3.2 Phénoménologie de l'interaction

Plusieurs facteurs contrôlent le comportement mécanique de l'interaction organe-bois. Ce sont principalement :

- le diamètre de l'organe ;
- le frottement du contact organe-bois ;
- la résistance en cisaillement du bois ;
- la masse volumique du bois ;
- l'angle de chargement.

Les deux premiers facteurs dépendent d'un choix de conception (géométrie de l'organe, type de revêtement et qualité de perçage) et exercent donc une influence maîtrisée (pas complètement en pratique pour le frottement) et prévisible sur le comportement mécanique de l'interaction organe-bois. Les deux facteurs suivants sont moins maîtrisés car liés à la variabilité du matériau bois. Enfin, le dernier facteur est inhérent aux efforts sollicitant l'assemblage et à la géométrie des structures.

L'influence d'autres facteurs sur le comportement mécanique de l'interaction organe-bois a été montrée dans différents travaux : le taux d'humidité du bois [Rammer et Winistorfer, 2001], [Hübner *et al.*, 2008] et la température [Moraes *et al.*, 2005]. Le comportement sous chargement cyclique a également été étudié dans [Sauvat, 2001] et [Chui et Ni, 2007].

Diamètre de l'organe

Plusieurs travaux expérimentaux ont montré l'influence décroissante du diamètre de l'organe sur la portance locale [Larsen, 1973], [Wilkinson, 1991] et [Ehlbeck et Werner, 1992a]. Dans [Larsen, 1973], l'auteur a comparé le rapport entre la portance locale et la résistance en compression avec le diamètre de l'organe. Avec cette comparaison, il a montré que l'influence du diamètre sur la portance locale n'est pas linéaire. De plus, suivant l'angle de chargement, le rapport entre la portance locale et la résistance en compression diminue fortement pour des diamètres d'organes compris entre 6 et 12 mm, pour ensuite tendre vers une valeur seuil (figure 1.17).

Cet effet est comparable à des essais de compression réalisés avec différentes largeurs de chargement. En citant les travaux anciens de Graf⁷, [Kollmann et Côté, 1968] ont mis en avant l'influence de la surface de chargement sur la résistance en compression transversale. Dans ces travaux, Graf a montré que plus la surface de chargement est faible et plus la

7. GRAF, O. (1921). Bauing. 2:498.

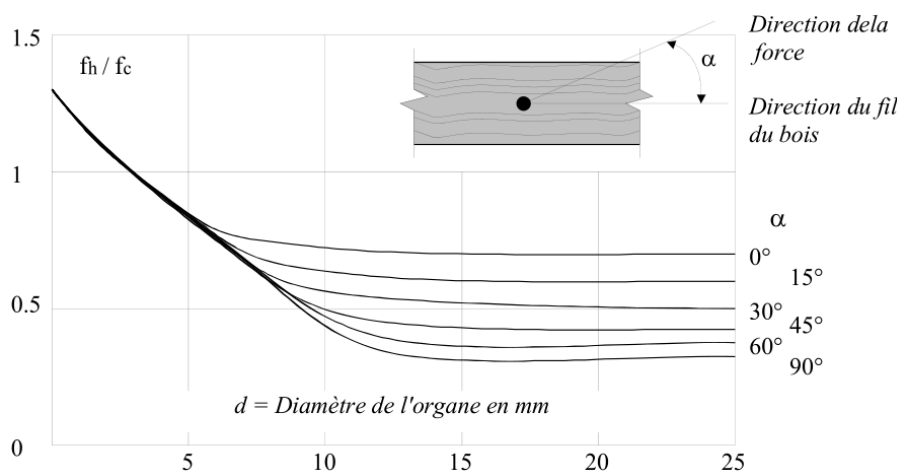


Fig. 1.17 Effet du diamètre sur la portance locale (tirée de [Bocquet, 1997] adaptée de [Larsen, 1973], figure 03).

résistance en compression transversale est élevée (figure 1.18). De même, la rigidité du bois en compression transversale est inversement proportionnelle à la largeur de chargement. Cette dernière observation s'explique par la mise en flexion des fibres du bois pour des largeurs de chargement importantes, ce qui donne un comportement apparent plus souple du matériau.

Résistance au cisaillement

Dans les différentes séries d'essais de la figure 1.18, la géométrie des échantillons est identique, seul la largeur de chargement varie. Cela implique que la largeur de bois cisailée, et donc l'effet du cisaillement sur le comportement, est identique pour les différentes configurations d'essais, voir aussi [Lathuillière, 2015]. Le rôle de la résistance au cisaillement est également présent dans le comportement en enfoncement du bois. Dans [Bocquet, 1997], l'auteur a voulu valider cette hypothèse. Pour cela, il a réalisé deux séries d'essais d'enfoncement de type *half-hole* avec un angle de chargement perpendiculaire au fibres pour trois essences (épicéa, douglas et iroko). La première série d'essais a servi de témoin (figure 1.19 (a)). Pour la seconde série, un trou de perçage a été ajouté en-dessous du trou initial avec un décalage d'un millimètre. La bande bois entre les deux trous de perçage a ensuite été coupée sur toute l'épaisseur de l'échantillon afin de supprimer la contrainte de traction suivant la direction des fibres dans cette bande (figure 1.19 (b)). Avec cette géométrie d'échantillon, le bois sous l'organe est équilibré par un état de contrainte de cisaillement pur. L'observation des courbes d'essais montre peu de différences dans la partie élastique entre les deux séries mais montre des comportements différents dans la partie plastique. Pour les courbes d'essais des échantillons percés, un plateau ductile est observé alors que les courbes d'essais des échantillons témoins montrent une pente d'écrouissage. De plus, le seuil de plasticité pour les échantillons percés est légèrement inférieur à celui des échantillons témoins. L'augmentation de la capacité résistante pour les échantillons témoins s'explique alors par le comportement en compression perpendiculaire du bois.

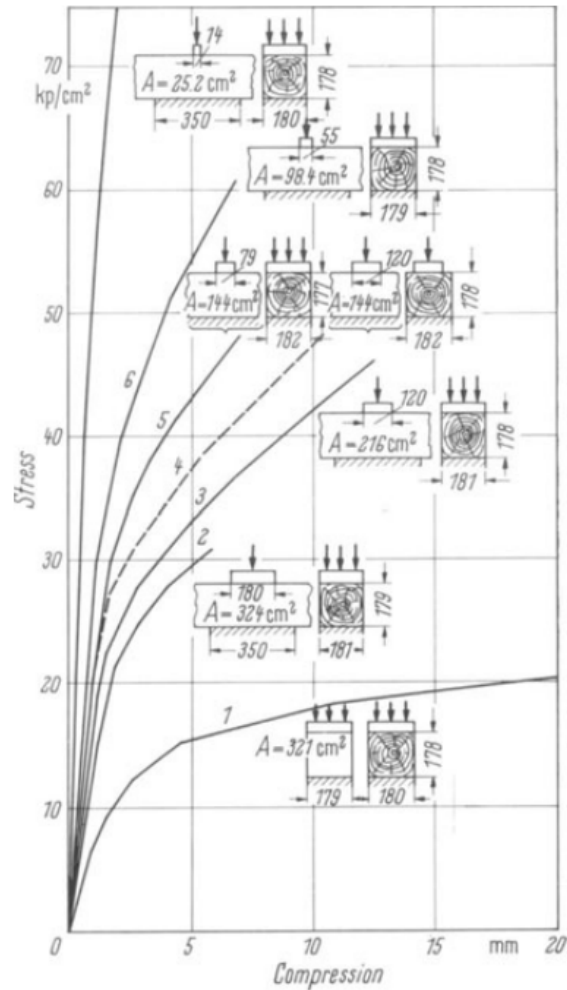


Fig. 1.18 Effets de contraintes localisées sur le comportement en compression transversale aux fibres (tirée de [Kollmann et Côté, 1968], figure 7.73).

Frottement du contact

Dans [Rodd, 1988], l'auteur a étudié l'influence de l'état de surface d'organe cylindrique sur le comportement en enfoncement du bois. Pour cela, il a réalisé trois séries d'essais avec des organes moletés, lisses et enroulés de bandes de Téflon. En prenant comme référence les essais avec les organes lisses, il a montré que la portance locale augmente de 16,6 % avec les organes moletés et diminue de 28,8 % avec les organes enroulés de bandes de Téflon. Il a également quantifié le rapport entre la largeur de bois écrasé en compression sous l'organe et le diamètre de l'organe : 0,123, 0,596 et 0,95 respectivement pour les organes enroulés de bandes de Téflon, lisses et moletés (figure 1.20). Des résultats similaires peuvent être trouvés dans [Sjödén *et al.*, 2008].

De nombreux travaux ont montré l'influence dans leurs modèles numériques du coefficient de frottement entre l'organe et le bois [Wilkinson *et al.*, 1981], [Rahman *et al.*, 1991], [Bocquet, 1997]. Dans [Tavakoli, 2011], l'auteur a utilisé dans sa modélisation une hypothèse *ad*

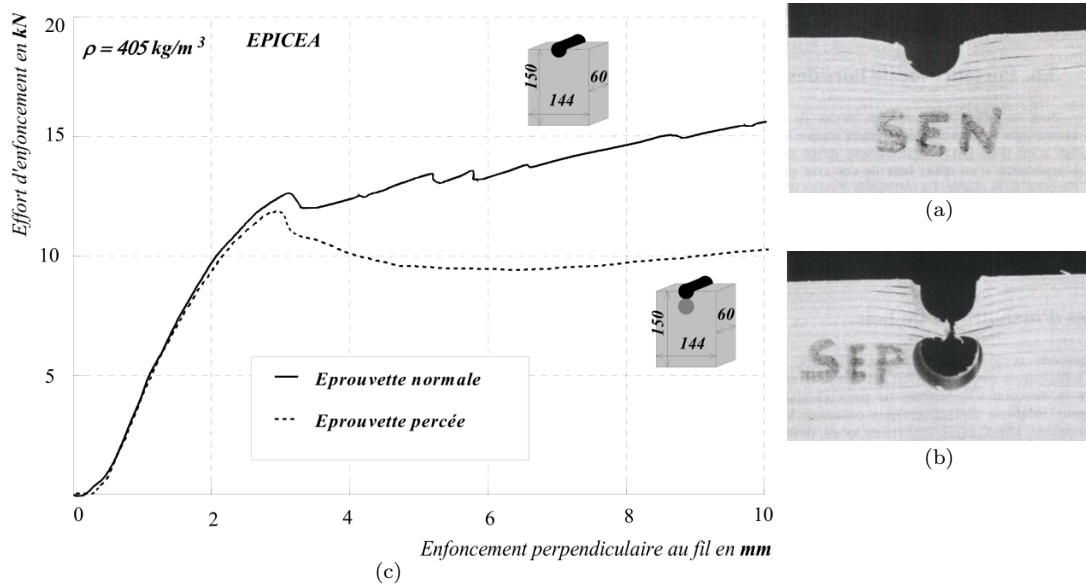


Fig. 1.19 Influence de la résistance en cisaillement sur le comportement en enfoncement (tirées de [Bocquet, 1997], figures 1.22-a et 1.23). Échantillon témoin après essai (a). Échantillon percé après essai (b). Courbes d'essais (c).

hoc pour décrire le profil du coefficient de frottement du contact organe-bois (figure 1.21). En supposant une évolution radiale du coefficient de frottement (constante entre 0 et 30° , linéaire décroissante entre 30 et 80° , et constante jusqu'à 90°), il a montré que les résultats de son modèle s'approche de ses résultats expérimentaux (moins de 8 % d'écart contre 15 % avec un frottement constant).

Masse volumique du bois

L'influence de la masse volumique sur le comportement en enfoncement du bois a été montrée dans de nombreux travaux expérimentaux [Whale et Smith, 1986], [Wilkinson, 1991], [Ehlbeck et Werner, 1992a] et [Sandhaas *et al.*, 2013]. Ces travaux ont été réalisés sur différentes essences de bois (résineux et ou feuillus) afin d'obtenir une large plage de masse volumique. L'analyse de ces résultats expérimentaux est uniquement portée sur la valeur de la portance locale et montre une influence croissante de la masse volumique.

Il existe peu de travaux sur l'influence de la masse volumique sur les propriétés de rigidité en enfoncement, comme le module de fondation élastique. Seul [Bléron, 2000] a montré une influence croissante du module de fondation élastique avec la masse volumique. Il peut être noté que [Komatsu *et al.*, 1989] ont montré pour un comportement en enfoncement parallèle aux fibres une influence croissante du module de fondation élastique avec le module d'élasticité, propriété qui peut être corrélée à la masse volumique.

Angle de chargement

Dans [Larsen, 1973], l'auteur montre que pour des diamètres d'organe inférieurs à six millimètres, la valeur de la portance locale est indépendante de l'angle de chargement (fi-

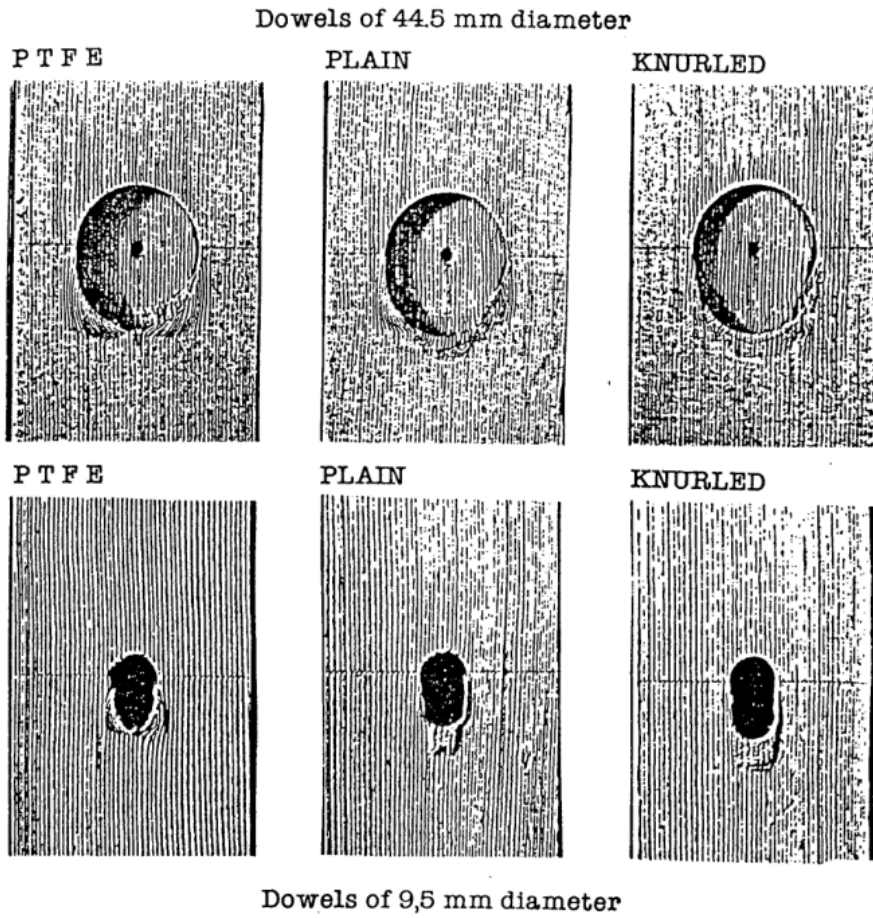


Fig. 1.20 Influence du frottement organe-bois sur le comportement en enfoncement (tirée de [Rodd, 1988], figure 1).

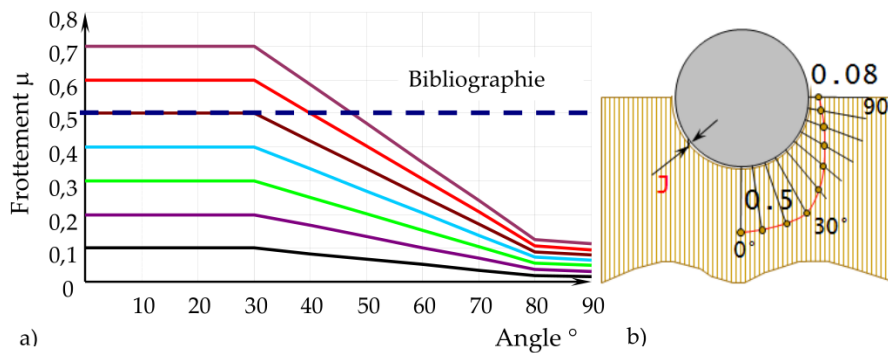


Fig. 1.21 Profil ad hoc du coefficient de frottement utilisé dans le modèle de [Tavakoli, 2011] (figure 131).

gure 1.17). Au-delà, le bois montre un comportement anisotrope. À partir des valeurs des portances locales parallèle et perpendiculaire aux fibres, il propose une formule pour estimer la portance locale hors des axes d'orthotropie :

$$f_{h,\alpha} = f_{h,0^\circ} - (f_{h,0^\circ} - f_{h,90^\circ}) \sin \alpha \quad (1.17)$$

Par ailleurs, les vendeurs de sabots de charpente proposent d'augmenter de 20 à 30 % la portance locale perpendiculairement aux fibres des pointes ce qui est à nuancer avec l'observation de Larsen sur le comportement isotrope en enfoncement du bois pour des diamètres d'organe inférieurs à six millimètres.

Plus anciennement, Hankinson⁸ a proposé une formule empirique pour estimer la résistance du bois sous sollicitation uniaxiale pour différents angles de chargement par rapport aux fibres. Cette formule a été détournée par la suite pour estimer la portance locale hors des axes d'orthotropie :

$$f_{h,\alpha} = \frac{f_{h,0^\circ} f_{h,90^\circ}}{f_{h,0^\circ} \sin^2 \alpha + f_{h,90^\circ} \cos^2 \alpha} \quad (1.18)$$

où dans les équations (1.17) et (1.18), $f_{h,0^\circ}$ et $f_{h,90^\circ}$ représentent respectivement les portances locales parallèle et perpendiculaire aux fibres, α l'angle de chargement par rapport aux fibres. Les exposants sur les fonctions trigonométriques sont généralement identiques et pris égaux à deux [Ehlbeck et Werner, 1992a] et [Hübner *et al.*, 2008]. Dans [Franke et Magniere, 2014b], les auteurs proposent, à partir de constatations expérimentales, de prendre des exposants différents avec 1,2 et 1,5 respectivement sur le sinus et le cosinus.

De même que pour la masse volumique, il existe peu de travaux sur l'influence de l'angle de chargement et des propriétés de rigidité. À partir de ses résultats expérimentaux, [Bléron, 2000] a proposé la formule suivante pour estimer le module de fondation élastique pour un angle de chargement quelconque :

$$k_{f,el,\alpha} = \frac{k_{f,el,0^\circ}}{k_{f,el,90^\circ} \sin^2 \alpha + \cos^2 \alpha - \frac{k_{f,el,0^\circ}}{245}} \quad (1.19)$$

où $k_{f,el,0^\circ}$ et $k_{f,el,90^\circ}$ sont respectivement les modules de fondations élastique parallèle et perpendiculaire aux fibres.

1.3.3 Estimation empirique des propriétés caractéristiques

Propriétés de résistance

Dans la version actuelle de l'Eurocode 5, la capacité résistante d'un organe cisailé est estimée à partir du modèle de Johansen [Johansen, 1949]. Dans ce modèle, le bois est assimilé à un matériau rigide-plastique, lequel est caractérisé par un seul paramètre : la portance locale. De nombreux travaux se sont alors orientés sur la formulation d'équations empiriques pour estimer ce paramètre [Whale et Smith, 1986], [Wilkinson, 1991] et [Ehlbeck et Werner, 1992a]. Des formulations sont également proposées dans [Bléron, 2000], [Hübner *et al.*, 2008], [Sandhaas, 2012]. Dans les différentes équations proposées, les paramètres les plus influents tels que le diamètre de l'organe et la masse volumique du bois ont été intégrés.

8. HANKINSON, R. L. (1921). Investigation of crushing strength of spruce at varying angles of grain. Air service information circular, 3(259):130.

L'équation permettant d'estimer la portance locale utilisée dans l'approche réglementaire de l'Eurocode 5 [NF EN 1995-1-1, 2005] est issue des travaux de Ehlbeck et Werner [Ehlbeck et Werner, 1992a] et [Ehlbeck et Werner, 1992b]. Les auteurs ont réalisé sur différentes essences de bois (chêne, hêtre, azobé, épicéa, etc.) des essais de portance locale avec différents diamètres d'organes (8 à 30 mm). Dans leurs travaux, ils ont distingué l'estimation de la portance locale pour du bois résineux :

$$f_{h,0^\circ} = 0,082 (1 - 0,010 d) \rho \quad (1.20a)$$

$$f_{h,90^\circ} = 0,058 (1 - 0,015 d) \rho \quad (1.20b)$$

et pour du bois feuillus :

$$f_{h,0^\circ} = 0,102 (1 - 0,010 d) \rho \quad (1.21a)$$

$$f_{h,90^\circ} = 0,102 (1 - 0,016 d) \rho \quad (1.21b)$$

Les influences linéaires décroissante du diamètre et croissante de la masse volumique sont bien intégrées dans les équations (1.20) et (1.21).

Dans l'Eurocode 5, aucune distinction n'a été faite entre les bois résineux et feuillus pour estimer la portance locale d'une broche et d'un boulon dans la direction parallèle aux fibres. Seule l'équation (1.20a) a été intégrée. Cependant, la distinction entre les bois résineux et feuillus dans la direction perpendiculaire aux fibres a été introduite par le biais du coefficient k_{90} . Ce coefficient est défini comme le rapport entre les portances locales parallèle et perpendiculaire aux fibres. Plusieurs relations pour estimer ce coefficient k_{90} ont été intégrées dans l'Eurocode 5 :

$$k_{90} = \begin{cases} 1,35 + 0,015 d & \text{pour les résineux} \\ 0,90 + 0,015 d & \text{pour les feuillus} \\ 1,30 + 0,015 d & \text{pour le lamibois} \end{cases} \quad (1.22)$$

Les relations dans (1.22) pour les bois résineux et feuillus sont issus des travaux de [Ehlbeck et Werner, 1992a].

De manière générale, l'estimation de la portance locale pour une broche ou un boulon dans l'Eurocode 5 est donnée par combinaison des équations (1.18), (1.20a) et (1.22) :

$$f_{h,\alpha} = \frac{0,082 (1 - 0,010 d) \rho}{k_{90} \sin^2 \alpha + \cos^2 \alpha} \quad (1.23)$$

La formulation d'équations empiriques pour des panneaux CLT⁹ a été réalisée dans [Uibel et Blaß, 2006]. Les auteurs ont réalisé une analyse statistique de 617 essais d'enfoncement pour différentes positions d'organe, d'angle de chargement (0, 45 et 90°), nombre et épaisseurs des lamelles. Leur analyse statistique a permis d'établir deux modèles pour estimer la portance locale de panneaux CLT. Dans le premier modèle, la structure du panneau (nombre et épaisseurs des lamelles) n'est pas prise en compte :

$$f_{h,\alpha} = \frac{0,035 (1 - 0,015 d) \rho^{1,16}}{1,1 \sin^2 \alpha + \cos^2 \alpha} \quad (1.24)$$

9. *Cross laminated timber.*

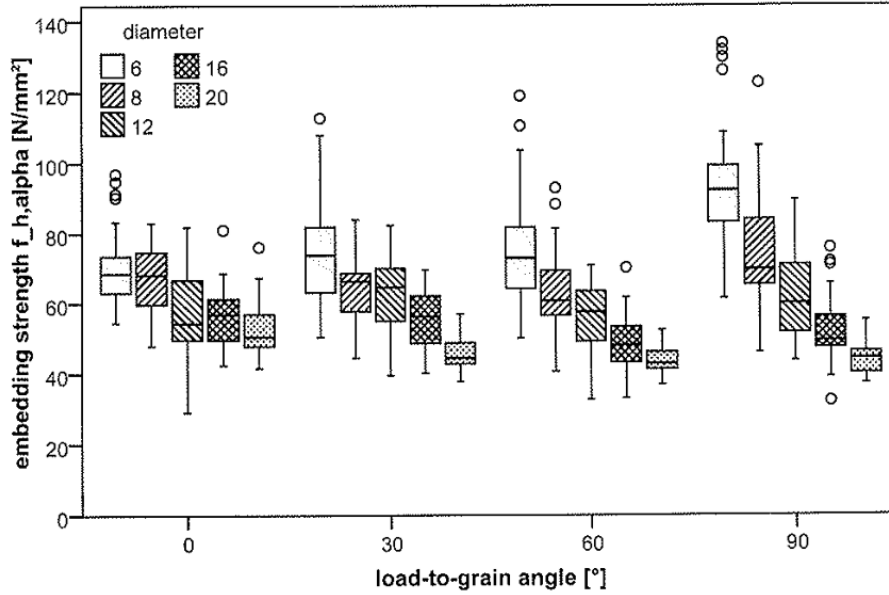


Fig. 1.22 Influence de l'angle de chargement et du diamètre de l'organe sur la résistance à l'enfoncement (tirée de [Hübner et al., 2008], figure 4.1).

alors que dans le second modèle, elle est intégrée :

$$f_{h,\alpha} = 0,037 (1 - 0,016 d) \rho^{1,16} \left[\frac{\sum_{i=1}^n t_{0,i}}{t (1,1 \sin^2 \alpha + \cos^2 \alpha)} + \frac{\sum_{i=1}^n t_{90,i}}{t (1,1 \cos^2 \alpha + \sin^2 \alpha)} \right] \quad (1.25)$$

où t est l'épaisseur du panneaux CLT en mm, $t_{0,i}$ et $t_{90,i}$ respectivement les épaisseurs des couches longitudinale et transversale en mm, ρ la masse volumique moyenne en kg/m^3 et d le diamètre de l'organe en mm.

Propriétés de rigidité

[Hwang et Komatsu, 2002] ont quant à eux à partir d'essais de portance dans du LVL¹⁰ établis des relations pour estimer le module de fondation élastique pour des essais d'enfoncement suivant différentes direction de chargement. Les auteurs ont corréler cette propriété de rigidité avec le diamètre de l'organe. [Komatsu *et al.*, 1989] ont réalisé des travaux similaires avec du bois lamellé-collé. Ils ont corréler le module de fondation élastique dans la direction des fibres avec le module d'élasticité longitudinal du bois et le diamètre de l'organe. De plus, ils ont donné une relation entre les modules de fondation élastiques dans les directions parallèle et perpendiculaire aux fibres. Les expressions originales ont été adpatées ici pour être dans les unités du système international :

$$k_{f,el,0^\circ} = E_L / (31,6 + 10,9 d) \quad (1.26a)$$

$$k_{f,el,90^\circ} = k_{f,el,0^\circ} / 3,4 \quad (1.26b)$$

10. *Laminated Veneer Lumber* ou lamibois.

Dans [Bléron, 2000], l'auteur, à partir d'une base de donnée expérimentale a proposer les relations suivantes :

$$k_{f,el,0^\circ} = 1,9\rho_k / d^{0,98} \quad (1.27a)$$

$$k_{f,el,90^\circ} = 8,29 - 0,008\rho_k \quad (1.27b)$$

[Rodd, 1973] a également donné une formule empirique pour estimer le module de fondation élastique dans la direction perpendiculaire au fil du bois :

$$k_{f,el,90^\circ} = \frac{242,1}{d} + 15,2 \quad (1.28)$$

Avec dans les équations (1.26), (1.27) et (1.28), E_L le module d'élasticité du bois dans la direction longitudinale en MPa, d le diamètre de l'organe en mm, ρ_k la masse volumique caractéristique du bois en kg/m^3 , enfin $k_{f,el,0^\circ}$ et $k_{f,el,90^\circ}$ respectivement les modules de fondation élastique dans les directions parallèle et perpendiculaire au fil du bois en N/mm^3 .

Dans [L.Y. Lam, 2006], l'auteur montre, sans donner d'équation de régression, que le module de fondation est indépendant du diamètre de l'organe (essais réalisés avec des diamètres d'organe de 10 à 20 mm).

[Bléron, 2000] (de manière expérimentale) puis [Reynolds *et al.*, 2013a] (par un modèle numérique) ont montré que le frottement a une incidence minimale sur la valeur du module de fondation élastique.

1.3.4 Modélisations du problème mécanique

L'objectif de ce paragraphe est de présenter les différentes méthodes de modélisation pour résoudre le problème mécanique de l'interaction organe-bois. Ces méthodes peuvent être phénoménologiques, analytiques ou numériques, et elles ont été majoritairement développées pour répondre à un contexte de modélisation d'assemblage.

Comme cela a été vu dans le paragraphe 1.3.2, le comportement mécanique de l'interaction organe-bois est complexe et il met en jeu différents facteurs physiques. Cette mécanique locale à l'échelle d'un assemblage bois de type tige influence fortement son comportement global. C'est pourquoi, l'estimation du comportement mécanique de ce type d'assemblages bois passe par une modélisation rigoureuse des comportements du matériau bois et de l'acier des organes, mais surtout de cette interaction organe-bois.

Une discussion sur l'utilisation rationnelle de ces différents modèles dans le contexte de travail de l'ingénieur sera réalisée en section 1.5.

Modèles analytiques

Un travail théorique pour comprendre le comportement en enfoncement parallèle au fil du bois a été réalisé par [Rodd, 1973] (voir aussi [Rodd, 1988]). À partir d'un modèle analytique, il a formulé la capacité résistante de l'interaction organe-bois comme la somme des efforts repris par le bois en compression longitudinale et en compression transversale, cette dernière étant liée à l'équilibre de l'organe lorsque celui-ci s'enfonce dans le bois. Dans son modèle, l'effet du frottement a été introduit. Cette approche permet également d'estimer l'effort de poussée latérale de l'organe sur le bois qui provoque le fendage du bois mais elle ne donne aucune information sur la raideur du système organe-bois. Par la suite, [Bléron, 2000] a

complété le modèle de Rodd pour tout angle de chargement et il a montré que l'état de contrainte hors des axes d'orthotropie n'est pas symétrique.

Dans [Reynolds *et al.*, 2013a], les auteurs ont étudié la rigidité en enfoncement du bois sous chargement cyclique en se ramenant à un problème d'élasticité plane où l'interaction organe-bois est modélisée par une plaque orthotrope perforée et chargée par un corps rigide. En se basant sur les travaux théoriques de [Lekhnitskii, 1968] et de [De Jong, 1977], ils ont utilisé des fonctions de contrainte de variables complexes pour évaluer la rigidité en enfoncement du bois parallèle et perpendiculaire aux fibres. Pour ce type de problème, l'effet du frottement au niveau du trou de la plaque a été étudié dans [Zhang et Ueng, 1984]. Cet effet a également été analysé dans [Hyer et Klang, 1985], où les auteurs ont en plus étudié l'influence du jeu entre le trou et le diamètre du corps rigide. L'influence de l'angle de chargement a été également étudié dans [Zhang et Ueng, 1985]. D'autres applications de ce type de modèle peuvent être trouvées dans [Reynolds *et al.*, 2013b], [Reynolds *et al.*, 2014] et [Ly, 2006]. Même si ces modélisations de l'interaction organe-bois possèdent un cadre théorique fort et intègrent des effets physiques importants (frottement et jeu), elles se limitent au comportement élastique de l'interaction organe-bois.

Modèles numériques bidimensionnels

Les premiers modèles mathématiques d'assemblage bois de type tige ont été élaborés en considérant des problèmes plans et en modélisant le bois comme des plaques élastiques et orthotropes et l'organe comme un corps rigide [Rowlands *et al.*, 1982]. Ces modèles ont été lentement étendus en affinant la modélisation du contact et en insérant des lois de plasticité [Rahman *et al.*, 1991]. Déjà dans [Rowlands *et al.*, 1982], les auteurs ont souligné que même en utilisant des modèles élastiques pour les matériaux, le comportement de l'assemblage n'est pas linéaire du fait de l'évolution de la surface de contact. [Rahman *et al.*, 1991] ont déclaré qu'en intégrant un comportement plastique en compression, les contraintes de contact peuvent être réduites de 20 %.

Modèles numériques tridimensionnels

Une autre approche consiste à utiliser une méthode incrémentale pour décrire le comportement non linéaire des matériaux au lieu de critères de plasticité. [Patton-Mallory Marcia *et al.*, 1997] ont mis au point un modèle tridimensionnel d'un assemblage mono-tige chargé parallèlement au fil du bois. Dans ce modèle, le comportement plastique en compression et le comportement en cisaillement ont été idéalisés par une courbe trilinéaire. Le comportement du bois en traction transversale a été supposé élastique. L'acier de l'organe a été modélisé comme un matériau élastique parfaitement plastique. Aucune interaction des contraintes n'a été prise en compte. Les auteurs ont déclaré que l'implémentation du comportement fragile du bois en cisaillement et en traction perpendiculaire n'était pas possible avec leur logiciel mais leur modèle reste valide jusqu'à un glissement de 0,762 mm. D'autres modèles tridimensionnels ont été proposés par [Moses et Prion, 2003]. Les auteurs ont utilisé le critère de Hill pour simuler le comportement mécanique des assemblages en utilisant la contrainte-déformation bilinéaire et ils ont ajouté le comportement fragile pour les trois contraintes de traction et les trois contraintes de cisaillement. Leur modèle n'a pas permis de simuler le comportement de l'assemblage au delà de 2 à 3 mm de glissement. Le critère de Hill a

également été utilisé dans [Dias, 2005] pour simuler des essais d'enfoncement jusqu'à rupture de trois essences (épicéa, châtaigner et pin maritime).

Poutre sur fondation et ressort non linéaire

Il existe de nombreux modèles qui combinent des comportements de matériau élastique avec une modélisation sophistiquée du contact entre l'organe et le bois. L'idée est de modéliser la zone d'endommagement sous l'organe par le biais d'une approche traduite par le comportement non linéaire d'un ressort. Dans [Bickerdike et Quenneville, 2006], l'interaction organe-bois est modélisé avec un ressort non linéaire. La raideur de ce ressort est décrite par une fonction mathématique qui a été paramétrée à partir d'essais d'enfoncement. Les modèles de poutre sur fondation sont largement utilisés en raison de leur simplicité et leur rapidité de mise en œuvre [Kuenzi, 1955], [Foschi, 1974], [Hirai, 1983], [Bouchaïr, 1993], [Bocquet, 1997], [Bléron, 2000] et [Sawata et Yasumura, 2003]. Les résultats sont proches du comportement réel, mais en raison de leur approche simplifiée, il n'est pas possible de prendre en compte tous les facteurs influençant le comportement en enfoncement du bois, comme par exemple les comportements fragiles en traction et en cisaillement.

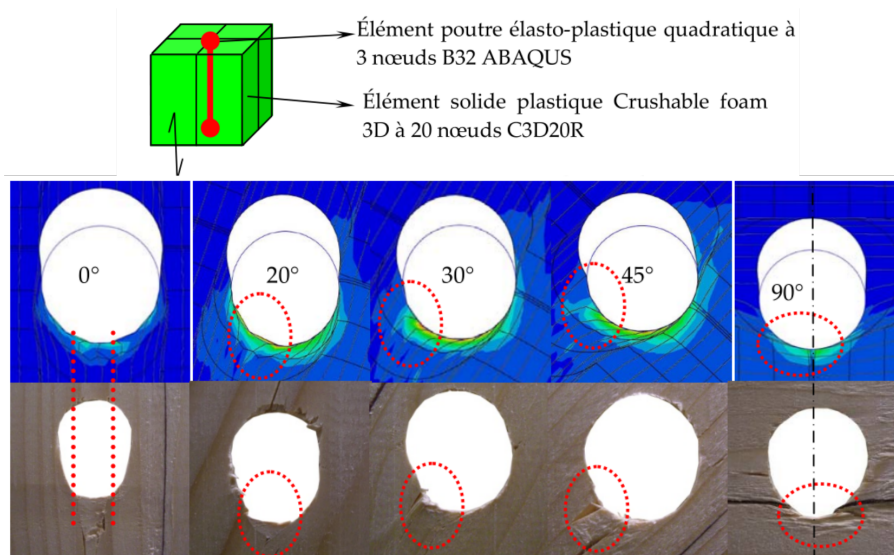


Fig. 1.23 Modèle tridimensionnel du bois de [Tavakoli, 2011]. Le bois est idéalisé par une association d'éléments poutre et de cubes de mousse. Comparaison des déformations réel et numérique (tirée de [Tavakoli, 2011], figure 132).

1.4 Dimensionnement des assemblages

Cette section comporte une synthèse sur le dimensionnement des assemblages bois de type tige, laquelle est focalisée de manière générale sur le règlement de l'Eurocode 5. Ce dimensionnement est composé de trois aspects : les raideurs d'assemblages, la distribution des efforts entre les organes et les critères de rupture. L'objectif poursuivi étant de donner

les outils de dimensionnement utilisés par les ingénieurs afin de les appréhender et que la modélisation proposée au chapitre 3 soit en adéquation avec ces outils.

1.4.1 Raideurs

Le comportement global effort-glissement des assemblages bois de type tige est de manière générale non linéaire et se décompose en trois parties. Une première partie non linéaire dite de mise en place ou de jeu initial, qui est liée à la fois à la qualité et aux tolérances de perçage des éléments de l'assemblage (bois ou métal). Une seconde partie linéaire. Une troisième et dernière partie non linéaire pour des efforts élevés. La prise en compte du glissement initial est difficile à estimer et à prendre en compte dans des modèles de structures. L'Eurocode 5 et les codes de calcul en général, simplifie ce comportement initial complexe par une approche de raideur sécante de la loi de comportement globale de l'assemblage. Dans cette approche, la raideur sécante de l'assemblage, notée généralement $K_{ser,ass}$, est calculée pour représenter à un effort donné le glissement initial ajouté du glissement élastique.

La prise en compte des raideurs d'assemblage dans un modèle de calcul a une réelle importance pour l'analyse globale d'une structure (analyses du premier et du second ordre), car elle permet d'affiner l'estimation de la distribution des efforts dans les éléments structuraux ainsi que leurs déformations. Pour le dimensionnement des structures bois, cela a été introduit dans la norme européenne [NF EN 1995-1-1, 2005] et la norme suisse [SIA 265, 2012] avec des formules empiriques permettant d'estimer les modules de glissement de différents types d'organe (broche, boulon, tire-fond, pointe, etc.). Ceci n'avait pas été fait dans l'ancienne norme de dimensionnement française : les règles *CB 71 - règles de calcul et de conception des charpentes en bois*. Dans ces normes européenne et suisse, les modules de glissement, notés K_{ser} , sont donnés par organe et par plan de cisaillement, et ne dépendent que de deux paramètres : le diamètre de l'organe et la masse volumique des éléments bois. La principale différence entre les deux normes est la valeur des exposants sur ces deux paramètres. Dans la norme européenne, les formules des modules de glissement sont valables pour n'importe quel angle de chargement, c'est-à-dire que le bois est considéré comme un matériau isotrope. La norme suisse propose quant à elle, deux relations pour estimer le module de glissement d'un organe, une dans la direction des fibres et une dans la direction transversale. En se limitant aux boulons et aux broches, la formule de l'Eurocode 5 est exprimée par :

$$K_{ser,EC5} = \rho_m^{1,5} d / 23 \quad (1.29)$$

et les formules de la SIA 265 sont dans les directions parallèle et perpendiculaire aux fibres :

$$K_{ser,SIA265,0^\circ} = 3 \rho_k^{0,5} d^{1,7} \quad (1.30)$$

$$K_{ser,SIA265,90^\circ} = K_{ser,SIA265,0^\circ} / 2 \quad (1.31)$$

Avec dans les équations (1.29), (1.30) et (1.31) : K_{ser} les modules de glissement en N/mm, d le diamètre de l'organe en mm, ρ_k et ρ_m la masse volumique caractéristique à 5 % (respectivement moyenne) en kg/m³. La raideur axiale d'un assemblage $K_{ser,ass,ax}$ est alors calculée en multipliant le module de glissement K_{ser} par le nombre d'organes n et le nombre de plans de cisaillement p et d'un coefficient correctif k_{type} suivant le type d'assemblage :

$$K_{ser,ass,ax} = k_{type} \times n \times p \times K_{ser} \quad (1.32)$$

avec,

$$k_{type} = \begin{cases} 1 & \text{si assemblage bois-bois,} \\ 2 & \text{si assemblage bois-métal.} \end{cases} \quad (1.33)$$

Récemment dans [Jockwer et Jorissen, 2018], les auteurs ont analysé environ un millier d'essais d'assemblage bois-bois à deux plans de cisaillement pour évaluer l'influence d'autres paramètres sur la raideur, comme le nombre d'organes dans une file, le nombre de files et l'élançement des organes (le rapport épaisseurs des éléments bois sur le diamètre de l'organe). Les essais analysés sont ceux testés dans [Jorissen, 1998]. Dans ces travaux, les assemblages ont été principalement testés en compression avec deux feuilles de Téflon placées entre les plans de cisaillement afin de réduire le frottement entre les éléments bois. À partir de cette large base de données, ils ont été en mesure d'établir une équation empirique :

$$K_{ser,ass} = 3,5 n^{1,26} m^{0,61} d^{2,17} (t/d)^{0,25} \quad (1.34)$$

où t est l'épaisseur des éléments bois extérieurs en mm, n le nombre d'organes dans une file et m le nombre de files. Ils montrent donc l'influence de l'élançement des organes sur la raideur des assemblages et de l'influence non-linéaire du nombre d'organes. Toujours dans [Jockwer et Jorissen, 2018], les auteurs ont réalisé un historique sur différentes formules réglementaires de modules de glissement (normes européenne, suisse, canadienne et australienne). Ils en ont conclu que l'origine de la formule de l'Eurocode 5 est floue et basée sur des hypothèses simplificatrices.

Dans [Dorn, 2012], l'auteur a comparé sur différentes séries d'essais d'assemblages bois-métal, les raideurs obtenues expérimentalement et celles estimées analytiquement par l'Eurocode 5. Il a observé que suivant l'épaisseur des éléments bois, la formule de l'Eurocode 5 sous-estime (faible épaisseur, 40 mm) ou surestime (forte épaisseur, 200 mm) la raideur des assemblages. Une étude comparative basée sur l'influence du diamètre et du nombre d'organes a été réalisée dans [Sandhaas et van de Kuilen, 2017]. Les auteurs ont observé que la formule de l'Eurocode 5 sur-estime leurs valeurs expérimentales (figure 1.24). Ils ont proposé d'introduire un nombre efficace d'organes pour estimer les raideurs d'assemblage, dans la même logique que celui-ci de la démarche de l'Eurocode 5 pour estimer la capacité résistante d'une file d'organes d'assemblage (voir 1.4.3).

De la même manière que la raideur axiale d'un assemblage de type tige, la raideur rotationnelle $K_{ser,ass,rot}$ peut être calculée analytiquement :

$$K_{ser,ass,rot} = \sum_{i=1}^n K_{ser,i} r_i^2 \quad (1.35)$$

où n est le nombre d'organes, $K_{ser,i}$ est le module de glissement de l'organe i et r_i la distance entre le centre de raideur et l'organe i . Ce dernier est défini par ces coordonnées x_C et y_C tel que :

$$x_C = \frac{\sum_{i=1}^n K_{ser,i} \times x_i}{\sum_{i=1}^n K_{ser,i}} \quad \text{et} \quad y_C = \frac{\sum_{i=1}^n K_{ser,i} \times y_i}{\sum_{i=1}^n K_{ser,i}} \quad (1.36)$$

avec x_i et y_i les coordonnées de chaque organe i . Une démonstration de l'équation (1.35) peut être trouvée dans [Racher, 2017].

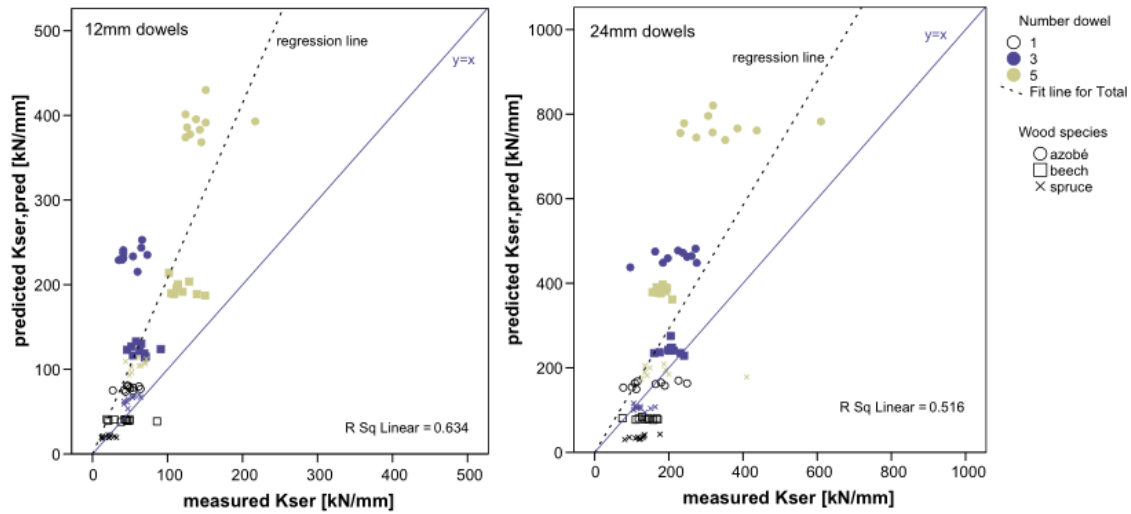


Fig. 1.24 Comparaison de raideur expérimentale avec la raideur théorique (tirée de [Sandhaas et van de Kuilen, 2017], figure 12).

Enfin, l'influence des procédés de fabrication, notamment de la tolérance de perçage sur les raideurs a été étudiée dans les travaux de [Mischler, 1998]. À partir d'essais de traction d'assemblages bois-métal en lamibois (S), l'auteur a montré que des précisions de perçage de $\pm 0,25$ mm et de ± 2 mm diminuent respectivement la raideur d'assemblage de 37 % et de 73 %.

1.4.2 Distribution des efforts

Le transfert d'effort entre les pièces d'un assemblage bois de type tige est réalisé par contact entre les organes (boulons et brochres) et les éléments de l'assemblage (bois ou métal). La répartition des efforts entre les organes est communément appelée distribution des efforts. Son estimation est essentiel pour déterminer la capacité résistante d'un assemblage. Théoriquement, cette distribution des efforts est fonction de plusieurs paramètres : le nombre d'organes, l'espacement entre organes, la rigidité axiale des éléments d'assemblage et du comportement de l'interaction organe-bois [Wilkinson, 1986]. Plusieurs modèles analytiques qui tiennent compte de ces paramètres ont été développés pour estimer la distribution des efforts entre organes [Isyumov, 1967], [Cramer, 1968], [Lantos, 1969], [Wilkinson, 1986], [Jorissen, 1998]. Une revue de ces différentes approches de modélisation peut être trouvée dans [Blaß, 2017], [Jorissen, 1998] et une étude comparative numérique dans [Bader *et al.*, 2018]. Ces travaux ont montré que la distribution des efforts n'est pas uniforme entre les organes, en particulier que les organes aux extrémités sont les plus chargés, et qu'elle dépend du seuil de chargement.

La plupart des travaux sur la distribution des efforts ont été réalisés sur des assemblages composés d'une file d'organe et chargés par un effort normal parallèle au fil du bois. Ceci a été fait pour évaluer le risque de rupture fragile induit par l'accumulation de contrainte autour des organes [Jorissen, 1998]. Dans les différents modèles développés, la base de la modélisation est que le comportement de l'interaction organe-bois est intégré par le biais d'une courbe

effort-glisserment. Ces modélisations intègrent également l'élongation des pièces entre chaque organe en supposant un comportement élastique. Dans [Cramer, 1968] et [Lantos, 1969], les auteurs utilisent une courbe effort-glisserment linéaire tandis que [Wilkinson, 1986] utilise une courbe effort-glisserment non-linéaire. [Jorissen, 1998] a également utilisé une courbe effort-glisserment non-linéaire, laquelle est définie par une fonction mathématique proposée dans [Foschi, 1974]. Il a modifié cette fonction en ajoutant un paramètre quantifiant un glissement initial. En fixant des comportements non-linéaires différents à chaque organe, il a montré que la distribution des efforts est aléatoire et que ce ne sont plus les organes aux extrémités qui sont les plus chargés.

Une démarche de calcul de la distribution d'un moment de flexion dans une couronne d'assemblage a été proposée dans [Heimeshoff, 1977]. Cette démarche a ensuite été généralisée par [Racher, 2017]. Elle intègre les modules de glissement des organes avec une hypothèse simplificatrice où les modules de glissement sont indépendants de l'angle de chargement avec les fibres. Une étude numérique et expérimentale d'essai de flexion sur une couronne d'assemblage bois-bois peut également être trouvée dans [Bouchaïr *et al.*, 2007]. L'influence du contact en extrémité de poutre sur la distribution des efforts d'assemblages sollicités par du moment de flexion a été étudié numériquement dans [Schweigler *et al.*, 2018a]. Les auteurs ont montré que le centre de rotation de l'assemblage se déplace vers la zone en contact et par conséquent que la distribution des efforts s'en trouve complètement changée.

1.4.3 Capacités résistantes

Les méthodes de calcul permettant le dimensionnement des assemblages des structures bois sont définies dans la section 8 de l'Eurocode 5 [NF EN 1995-1-1, 2005]. La démarche proposée est issue de l'analyse limite appliquée pour la première fois aux assemblages bois par Johansen [Johansen, 1949]. Cette méthode est communément appelée théorie de l'analyse limite (*European yield theory*). La méthode proposée énumère les différents modes de rupture possibles d'un assemblage bois composé d'un seul organe suivant un ou deux plans de cisaillement, en considérant également la présence de plaque métallique. Différents travaux expérimentaux confirment la robustesse de cette méthode, notamment dans [Quenneville et Mohammad, 2000]. Cependant, cette méthode n'est applicable dans l'Eurocode 5 que pour des assemblages sollicités avec un effort normal. Pour les assemblages sollicités avec un moment de flexion, seule une méthode est proposée dans [Racher, 2017].

Suivant la théorie de l'analyse limite, pour les assemblages bois-bois et bois-métal en double cisaillement, il existe respectivement quatre et trois modes de rupture possibles. Les différents modes de rupture des assemblages à deux plans de cisaillement en lien avec la théorie de l'analyse limite sont illustrés sur la figure 1.25. La capacité résistante plastique pour un organe et pour un plan de cisaillement est estimée en prenant la valeur minimale de l'ensemble des modes de rupture. Pour des assemblages à deux plans de cisaillement, la

capacité résistante pour des assemblages bois-bois s'exprime par :

$$F_{v,Rk} = \min \begin{cases} f_{h,1,k} t_1 d & (g) \\ 0,5 f_{h,2,k} t_2 d & (h) \\ 1,05 \frac{f_{h,1,k} t_1 d}{2 + \beta} \left(\sqrt{2\beta(1 + \beta) + \frac{4\beta(2 + \beta) M_{y,Rk}}{f_{h,1,k} d t_1^2}} - 1 \right) & (j) \\ 1,15 \sqrt{\frac{2\beta}{1 + \beta}} \sqrt{2 M_{y,Rk} f_{h,1,k} d} & (k) \end{cases} \quad (1.37)$$

pour des assemblages bois-métal (plaque métallique centrale) :

$$F_{v,Rk} = \min \begin{cases} f_{h,1,k} t_1 d & (f) \\ f_{h,1,k} t_1 d \left(\sqrt{2 + \frac{4 M_{y,Rk}}{f_{h,1,k} d t_1^2}} - 1 \right) & (g) \\ 2,3 \sqrt{M_{y,Rk} f_{h,1,k} d} & (h) \end{cases} \quad (1.38)$$

pour des assemblages bois-métal (plaques métalliques latérales minces) :

$$F_{v,Rk} = \min \begin{cases} 0,5 f_{h,2,k} t_2 d & (j) \\ 1,15 \sqrt{2 M_{y,Rk} f_{h,2,k} d} & (k) \end{cases} \quad (1.39)$$

et pour des assemblages bois-métal (plaques métalliques latérales épaisses) :

$$F_{v,Rk} = \min \begin{cases} 0,5 f_{h,2,k} t_2 d & (l) \\ 2,3 \sqrt{M_{y,Rk} f_{h,2,k} d} & (m) \end{cases} \quad (1.40)$$

où $\beta = f_{h,2,k} / f_{h,1,k}$ est le rapport des portances locales caractéristiques des éléments bois avec $f_{h,1,k}$ et $f_{h,2,k}$ définies par l'équation (1.23) en MPa, t_1 est l'épaisseur de l'élément bois latéral, $M_{y,Rk}$ est le moment d'écoulement plastique définie par l'équation (1.2) en N.mm.

Pour les assemblages constitués d'éléments bois, l'apparition de fissure dans la zone d'assemblage peut mettre en cause le bon fonctionnement de l'ouvrage. Ces discontinuités diminuent la capacité résistante de l'assemblage, notamment vis-à-vis de sa résistance en cisaillement. Ces fissures résultent des variations hygrométriques à travers le matériau bois dans la zone d'assemblage. Afin de limiter la fissuration et d'augmenter la résistance du bois, différentes méthodes sont utilisées, renfort par vis, tige filetée, contreplaqué. Le renforcement par frettage des assemblages, c'est-à-dire avec des vis, permet de garantir la résistance en traction transversale du bois dans la zone proche de l'organe est ainsi éviter des ruptures fragiles par fendage. De plus, le renforcement permet de changer le comportement de l'assemblage en passant d'un mode fragile à un mode ductile (voir figure 1.26). Ce comportement plastique est dû à la fois au comportement en compression du bois mais aussi à celui des organes constituants l'assemblage [Blaß et Schädle, 2011].

À partir des travaux de Johansen [Johansen, 1949] sur les assemblages bois, plusieurs auteurs ont proposé de nouvelles équations de l'analyse limite pour différents produits d'ingénieries bois. [Werner, 1993] a proposé des équations pour des assemblages renforcés avec du contreplaqué et [Uibel et Blaß, 2006] des équations pour des assemblages bois-métal avec un panneau CLT constitué de trois couches. De plus, Bejtka et Blaß ont écrit une nouvelle théorie de l'analyse limite en prenant en considération la présence d'un renforcement par vis proche de l'organe [Bejtka et Blaß, 2005].

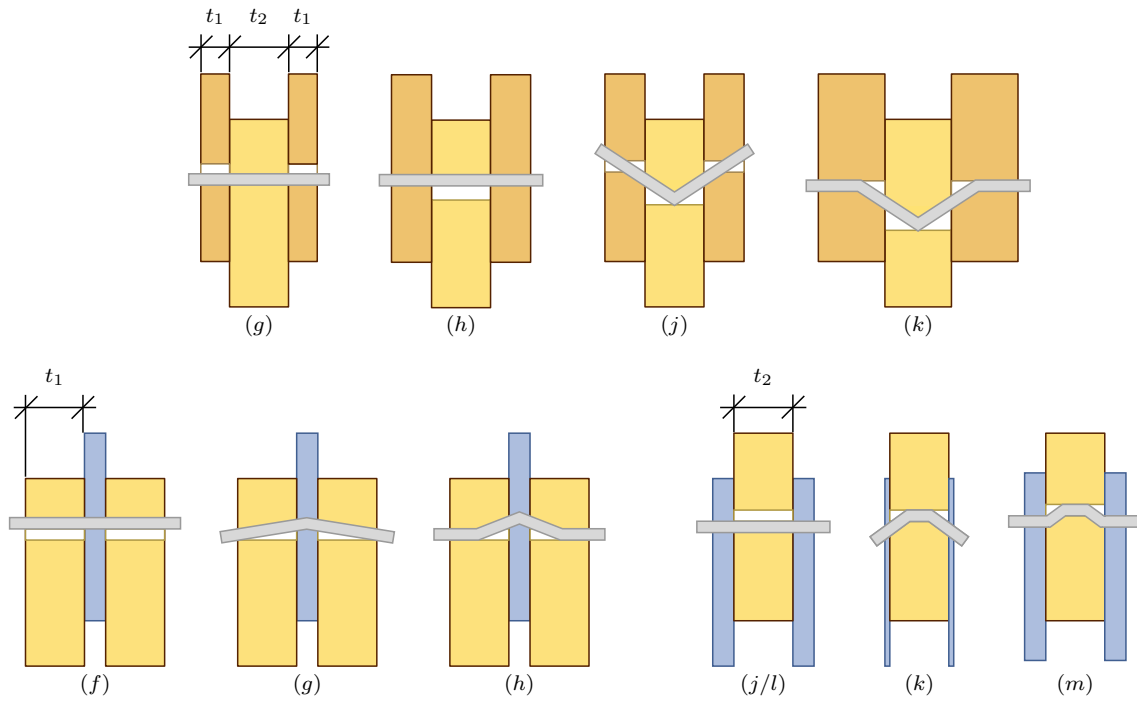


Fig. 1.25 Modes de rupture des assemblages bois-bois et bois-métal à deux plans de cisaillement.

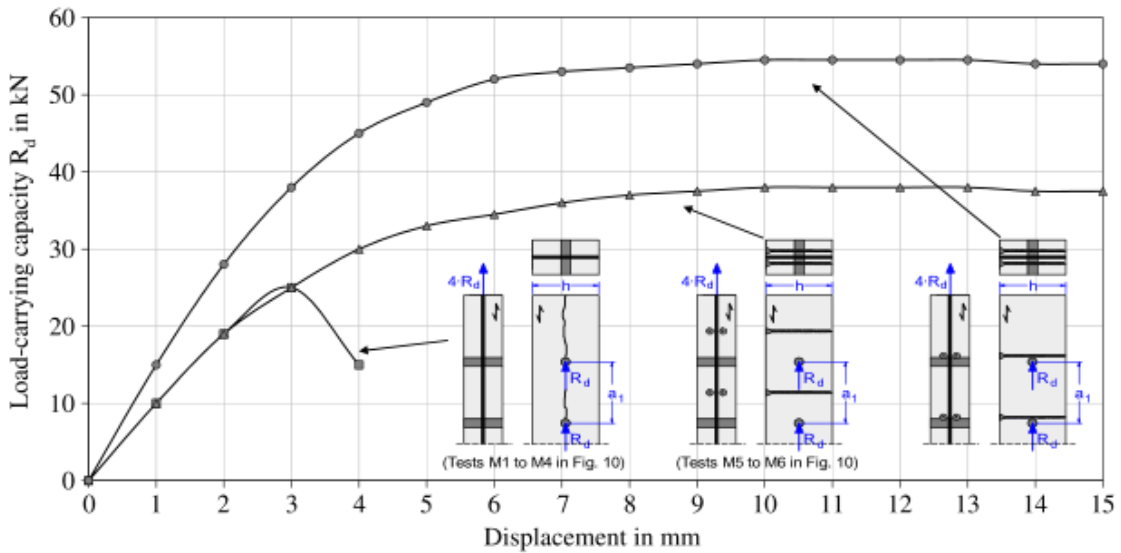


Fig. 1.26 Allure de courbes force-glisement d'assemblages non-renforcé et renforcés (tirée de [Blaß et Schädle, 2011], figure 8).

Le nombre efficace d'organes, noté n_{ef} , défini dans l'Eurocode 5 est basé sur les travaux de [Lantos, 1969] et de [Jorissen, 1998] sur la distribution des efforts. Dans ces travaux, différents paramètres influents ont été analysés comme la rigidité longitudinale des éléments assemblés, le nombre d'organes, la distance entre organes dans une ligne parallèle au fil du bois et les modules de glissement. Ce nombre efficace s'exprime pour une file d'organes par :

$$n_{ef} = \min \left\{ \begin{array}{l} n \\ n^{0,9} \sqrt[4]{\frac{a_1}{13d}} \end{array} \right. \quad (1.41)$$

où n est le nombre d'organes dans une file, a_1 est la distance entre organes dans une ligne parallèle au fil du bois en mm (voir tableau 1.6), d est le diamètre des organes en mm.

L'effet de géométrie sur la capacité résistance et les modes de rupture : espacement entre organe dans le sens parallèle et perpendiculaire aux fibres, distance entre l'organe et les bords de l'assemblage, a été étudié dans de nombreux travaux. Parmi ceux-ci, les travaux de [Mischler, 1998], [Jorissen, 1998] et [Schmid *et al.*, 2002] peuvent être consultés. Ces paramètres géométriques sont illustrés sur la figure 1.27 et définis ci-dessous :

- a_1 : espacement entre organes dans une file parallèle aux fibres,
- a_2 : espacement entre organes perpendiculairement aux fibres,
- $a_{3,t}$: distance entre un organe et une extrémité chargée,
- $a_{3,c}$: distance entre un organe et une extrémité non chargée,
- $a_{4,t}$: distance entre un organe et une rive chargée,
- $a_{4,c}$: distance entre un organe et une rive non chargée.

L'Eurocode 5 fixe réglementairement les espacements et distances minimales pour les organes dans les assemblages bois. Ces valeurs sont choisies pour limiter au maximum les ruptures fragiles précoces des assemblages et donc d'être en accord avec la théorie de l'analyse limite pour estimer les modes de rupture plastique des assemblages. Les recommandations de l'Eurocode 5 sont synthétisées dans le tableau 1.6.

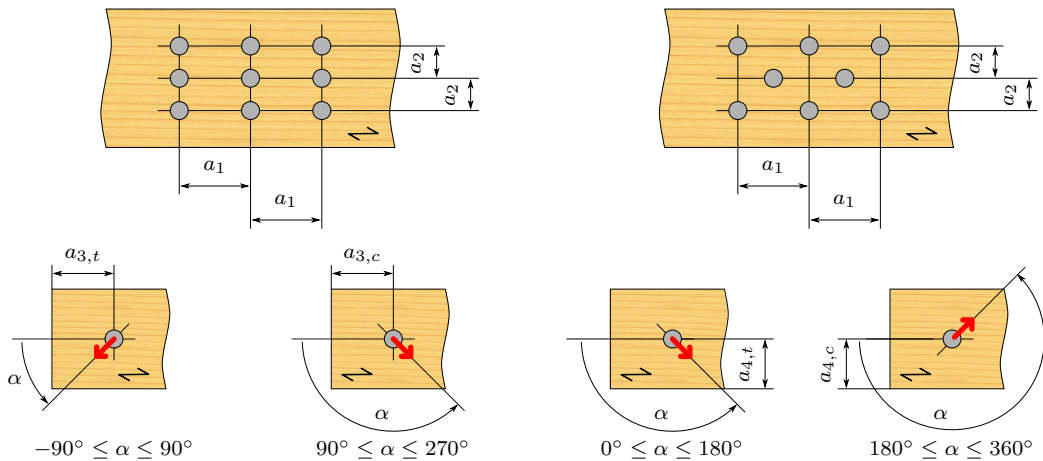


Fig. 1.27 Espacements et distances pour les organes dans les assemblages bois (adapté de [NF EN 1995-1-1, 2005], figure 8.7).

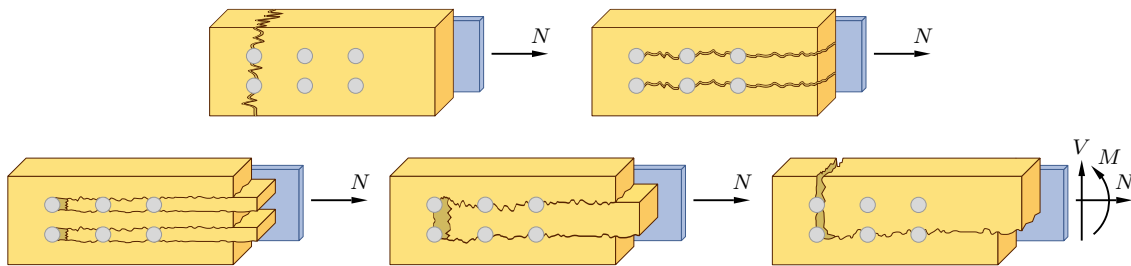
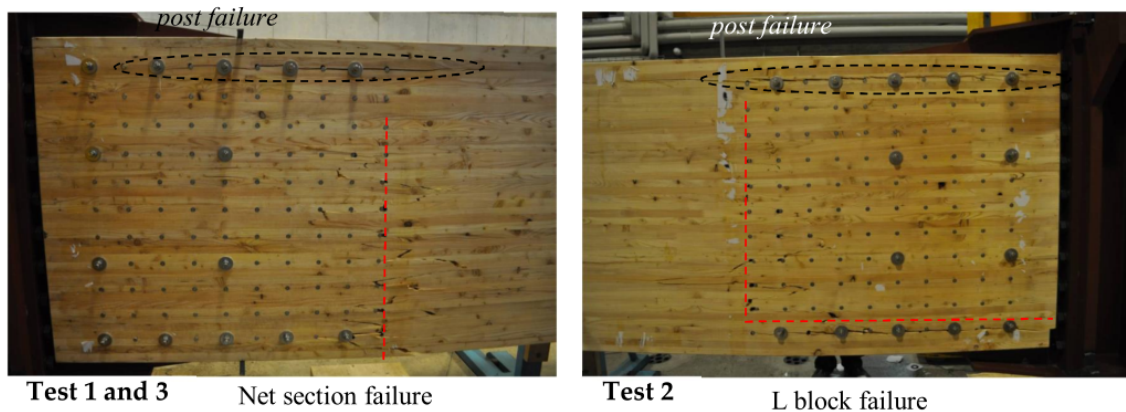
Il existe principalement deux mécanismes de ruine pour les assemblages de type tige : (i) l'écrasement du bois sous l'organe et (ii) l'apparition de rotules plastiques le long de

Table 1.6 *Espacements et distances minimales pour les boulons et les broches préconisés par l'Eurocode 5.*

	Organes		Angle de chargement
	Boulons	Broches	
a_1	$(4 + \cos \alpha) d$	$(3 + 2 \cos \alpha) d$	$[0 ; 360]$
a_2	$4d$	$3d$	$[0 ; 360]$
$a_{3,t}$	$\max(7d ; 80 \text{ mm})$		$[-90 ; 90]$
$a_{3,c}$	$(1 + 6 \sin \alpha) d$	$a_{3,t} \sin \alpha $	$[90 ; 150[\cup [210 ; 270]$
	$4d$	$\max(3,5d ; 40 \text{ mm})$	$[150 ; 210[$
$a_{4,t}$	$\max((2 + 2 \sin \alpha) d ; 3d)$		$[0 ; 180]$
$a_{4,c}$	$3d$		$[180 ; 360]$

Avec d le diamètre des organes en mm, α l'angle de chargement en $^\circ$ (voir la figure 1.27 pour plus de détails).

l'organe. Ces deux mécanismes induisent le fendage du bois sous l'organe. Les différents modes de rupture fragiles des assemblages sont illustrés sur la figure 1.28 et les photographies de la figure 1.29.

Fig. 1.28 *Modes de rupture fragiles caractéristique des assemblages bois de type tige.*Fig. 1.29 *Rupture de bloc en L (tirée de [Bocquet et al., 2012], figure 9).*

Sjödin et Johansson [Sjödin et Johansson, 2007] ont étudié l'influence de l'humidité sur la capacité résistante des assemblages bois. Ils ont montré que l'apparition de fissure peut être limitée lorsque les assemblages sont composés d'une plaque métallique. Les auteurs ont

également montré que l'apparition des fissures est fonction de la distance entre les organes constituants l'assemblage. L'effet de l'humidité sur les propriétés mécaniques des éléments des assemblages a également été étudié dans [Harada *et al.*, 2005]. L'effet de la moisissure sur la capacité résistance et les raideurs d'assemblages bois de type tige a été étudié dans les travaux de [Sawata *et al.*, 2008].

1.5 Conclusion et discussion

Comme cela a été montré au paragraphe 1.3.4, il existe aujourd'hui différentes techniques de modélisation permettant d'analyser le comportement mécanique de l'interaction organe-bois, et donc indirectement de modéliser un assemblage bois de type tige. Cependant, du fait de la mécanique complexe du matériau bois, aucun modèle ne permet d'obtenir une analyse précise de l'état de contrainte autour du trou de perçage, et par conséquent de prédire les ruptures fragiles par fendage des éléments bois. De plus, la plupart de ces modèles s'appuient sur un formalisme mathématique complexe ce qui les rendent difficiles à insérer dans un cadre normatif comme l'Eurocode 5. L'objectif de ce travail de thèse est l'élaboration d'un outil ingénieur de modélisation numérique pour le dimensionnement d'assemblages bois de type tige sollicités dans leurs plans (sollicitations N , M , V). Ce modèle doit donc s'insérer dans ce cadre normatif qu'est l'Eurocode 5.

Dans la section 1.4, le cadre normatif de l'Eurocode 5 pour le dimensionnement des assemblages de type tige a été présenté. Le critère de rupture des assemblages se base sur deux notions. La première par le nombre efficace d'organes n_{ef} qui est définie par une relation empirique. La seconde par la capacité résistante d'un organe qui est définie par plan de cisaillement. Cette seconde notion s'appuie sur des formules analytiques basées sur la théorie de Johansen développée à la fin des années quarante. L'Eurocode 5 ne propose pas de méthode générale, il se limite aux assemblages composés d'un et de deux plans de cisaillement. Cela limite les méthodes à la disposition des ingénieurs structures pour le dimensionnement de certaines configurations d'assemblages.

La vitesse de calcul des ordinateurs ne cessant pas d'augmenter, envisager l'utilisation de méthodes numériques pour calculer les assemblages ne semble aujourd'hui plus irréaliste. C'est donc cette voie qui a été privilégiée. Dans l'approche choisie, le contact entre un organe et les éléments de l'assemblage est modélisé par une poutre élastoplastique sur des appuis non linéaires. Pour plus de simplicité et de lisibilité, ce modèle sera nommé par la suite avec l'acronyme BoF pour « *Beam-on-Foundation* ». Ce type de modélisation semble être un bon compromis entre les impératifs techniques (temps de calcul, facilité de mise en œuvre et d'utilisation) et l'analyse réaliste du comportement des assemblages (distribution des efforts sur les organes, raideur et comportement élastoplastique). Les effets de la déformation élastique des éléments constitutifs de l'assemblage et des jeux de perçages sur la distribution des efforts et la raideur ont été montrés, ils devront donc être pris en compte dans le modèle. L'avantage de ce modèle BoF est qu'il nécessite un seul type d'essai pour le paramétrer, contrairement aux approches avec des critères de plasticité pour lesquels il est nécessaire de réaliser différents essais complexes sous sollicitation uniaxiale ou sollicitation multiaxiale. Dans le modèle BoF, les raideurs des appuis non linéaires sont quantifiées de façon phénoménologique à partir de fonctions mathématiques simples. Ces fonctions sont ensuite paramétrées à partir de courbes d'essais d'enfoncement.

La présentation et l'implémentation du modèle sont réalisées au chapitre 3. Avant cela et pour alimenter le modèle, une caractérisation de l'interaction organe-bois par différentes campagnes expérimentales est présentée au chapitre 2. L'analyse de ces résultats expérimentaux s'appuie sur une méthodologie d'analyse de courbes d'essais d'enfoncement. Celle-ci a été pensée pour être en adéquation avec différentes approches phénoménologiques et en particulier celle du modèle BoF. Cette méthodologie est définie au début du chapitre suivant.

2 – Caractérisation de l’interaction organe-bois

Comme l’a montré le chapitre 1, la modélisation de l’interaction organe-bois est un problème complexe qui est lié au comportement élastoplastique du matériau bois et à de nombreux facteurs physiques. De nombreuses approches (analytiques et numériques) ont été proposées pour modéliser ce type de comportement. La modélisation du contact organe-bois par une poutre élastoplastique sur des appuis non-linéaires semblent la plus utile pour répondre à la problématique de la thèse du fait de sa praticité de mise en œuvre et de sa performance (stockage mémoire et temps de calcul). Ce qui est en adéquation avec la volonté de proposer un outil ingénieur de dimensionnement.

Dans l’Eurocode 5, la démarche de calcul de la résistance plastique d’un assemblage est basée sur les travaux de [Johansen, 1949]. Dans cette approche, un matériau rigide-plastique parfait est considéré pour le bois. Ce modèle de comportement est décrit par un seul paramètre : la résistance à l’enfoncement (notée f_h). De plus, la norme [NF EN 383, 2007] pour caractériser l’enfoncement se focalise principalement sur ce paramètre f_h et le module de fondation élastique (noté $k_{f,el}$), par exemple il n’y a aucun paramètre pour analyser la phase élastoplastique du comportement en enfoncement. Ce manque a également été relevé dans la bibliographie du chapitre 1. Cependant, pour modéliser l’enfoncement à l’aide d’une poutre sur des appuis non-linéaires, il est nécessaire de combler cet absence d’information lié à ses limites normatives et bibliographiques en définissant de nouveaux paramètres physiques.

Dans ce chapitre, l’objectif est de donner les fondements pour établir une base de données d’essais d’enfoncement dans un contexte de modélisation phénoménologique. Pour cela, une méthodologie d’analyse de courbes d’essais d’enfoncement est proposée en section 2.1 ainsi qu’une revue synthétique des équations phénoménologiques pour décrire le comportement non linéaire de l’enfoncement. Cette méthodologie est ensuite utilisée en section 2.2 pour analyser différentes campagnes d’essais d’enfoncement. Le paramétrage de l’équation proposée dans [Sauvat, 2001] est présentée en section 2.3. Parmi toutes les équations existantes, celle-ci à la particularité d’intégrer un enfoncement initial. C’est donc cette équation qui a été choisie pour la modélisation.

Il n’est pas étudié ici l’interaction organe-métal bien que les assemblages bois de type tige soient fréquemment composés de tôles métalliques. En effet, l’étude de cette interaction locale nécessite des moyens techniques différents de ceux des essais d’enfoncement, notamment pour mesurer le déplacement relatif organe-métal en phase élastique. Cette difficulté étant liée à la grande rigidité des matériaux mis en jeu. Cette dernière remarque sur la problématique de l’interaction organe-métal est discuté plus en détails en section 4.4.

2.1 Méthodologie d'analyse de courbes d'essais d'enfoncement

Dans cette section, une méthodologie pour analyser les courbes d'essais d'enfoncement est proposée. Cette méthodologie permet de définir des paramètres physiques qui sont facilement identifiables sur les courbes expérimentales. L'objectif est de décrire, avec ces paramètres, des modèles phénoménologiques de l'essai d'enfoncement. Cette section est une partie d'un travail collaboratif présenté lors de la 6^e conférence International Network on Timber Engineering (INTER) dans le papier 52-07-08, sous la référence [Schweigler *et al.*, 2019] et d'une partie d'un article paru sous la référence [Schweigler *et al.*, 2018b].

2.1.1 Définitions des paramètres physiques

La version actuelle de la norme [NF EN 383, 2007] pour caractériser l'enfoncement d'organe de type tige dans le matériau bois (et ses dérivés) permet d'identifier seulement deux grandeurs physiques : des modules de fondation élastique et une capacité résistante. Il n'y a, par exemple, aucun paramètre pour définir l'écroûissage ou l'enfoncement initial. Ce faible nombre de paramètres limite les choix d'utilisation de modèles phénoménologiques de l'essai d'enfoncement. Quatre modèles peuvent être retenus pour décrire le comportement en enfoncement du bois. Ces derniers sont illustrés par leurs réponses schématisées dans un cycle de charge-décharge-recharge sur la figure 2.1.

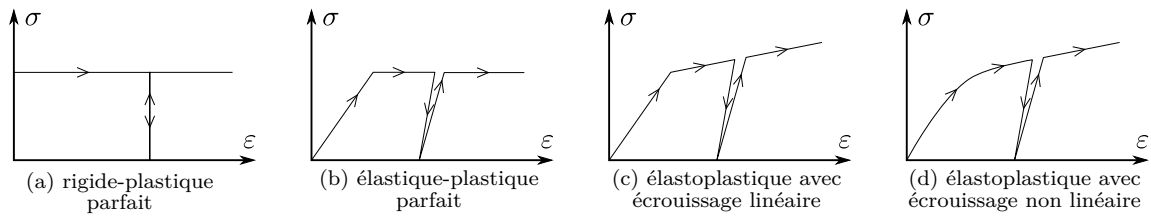


Fig. 2.1 Les modèles phénoménologiques de l'essai d'enfoncement.

L'allure des différents modèles de la figure 2.1 permet de définir un ensemble de paramètres physiques nécessaires à leurs descriptions. Neufs paramètres sont proposés : quatre propriétés de rigidité, trois propriétés de résistance et deux paramètres cinématiques. Ils sont illustrés sur la figure 2.2 et énumérés ci-dessous :

- $k_{f,el}$: module de fondation élastique de première charge ;
- $k_{f,el}^{unload}$: module de fondation de décharge élastique ;
- $k_{f,el}^{reload}$: module de fondation de recharge élastique ;
- $k_{f,pl}$: module de fondation plastique ;
- $f_{h,5mm}$: capacité résistante à 5 mm d'enfoncement (noté également f_h) ;
- $f_{h,offset}$: capacité résistante dans la zone de transition élastique-plastique ;
- $f_{h,inter}$: ordonnée à l'origine de la droite portée par $k_{f,pl}$;
- u_0 : intersection de la droite portée par $k_{f,el}$ avec l'axe des abscisses ;
- u_{lim} : enfoncement atteint lors de la rupture ou à 15 mm.

Selon le type d'analyse visée, le comportement du matériau sera assimilé à des modèles plus ou moins complexes. Pour une analyse avec un chargement cyclique, les trois propriétés de rigidité : $k_{f,el}$, $k_{f,el}^{unload}$ et $k_{f,el}^{reload}$ seront nécessaires alors que pour une analyse avec un

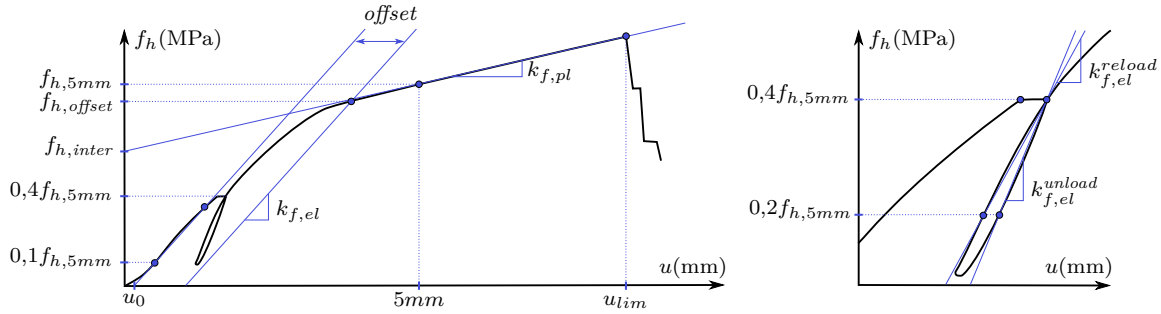


Fig. 2.2 Illustration des paramètres proposés pour décrire la courbe d'essai d'enfoncement (cas $u_{lim} \geq 5 \text{ mm}$). Avec f_h la capacité résistante à l'enfoncement du bois et u le déplacement de l'organe dans le bois.

chargement monotone, seul $k_{f,el}$ le sera. De même, pour une analyse prenant en compte un jeu initial le paramètre u_0 sera nécessaire. Le tableau 2.1 liste les paramètres physiques nécessaires pour décrire les différents modèles phénoménologique de la figure 2.1.

Table 2.1 Paramètres utiles pour décrire les modèles phénoménologiques de l'enfoncement.

Modèles	$k_{f,el}$	$k_{f,el}^{unload}$	$k_{f,el}^{reload}$	$k_{f,pl}$	$f_{h,5mm}$	$f_{h,offset}$	$f_{h,inter}$	u_0	u_{lim}
rigide-plastique parfait	–	–	–	–	✓	–	–	–	–
élastique-plastique parfait	✓	(✓)	(✓)	–	✓	–	–	(✓)	–
avec écoulement linéaire	✓	(✓)	(✓)	✓	✓	✓	✓	(✓)	(✓)
avec écoulement non-linéaire	✓	(✓)	(✓)	✓	✓	✓	✓	(✓)	(✓)

✓ : nécessaire, (✓) : optionnel, |✓| : alternatif à $f_{h,5mm}$, – : non nécessaire.

Dans la suite, les différents paramètres listés précédemment sont définis de manière précise. Ces définitions permettent par la suite de faciliter l'évaluation des paramètres. Certains de ces paramètres ont été définis à partir d'observations réalisées sur les courbes d'essais d'une base de données. L'objectif étant de proposer de nouveaux paramètres, plusieurs définitions ont été initialement données pour certains paramètres avant d'être fixé de manière rigoureuse.

Module de fondation élastique : $k_{f,el}$

Le module de fondation élastique $k_{f,el}$ est défini comme le coefficient directeur de la droite reliant les points à 10 et 40 % de la capacité résistante à l'enfoncement $f_{h,5mm}$ sur le trajet initial de chargement (similaire à la définition suggérée par la norme [NF EN 383, 2007]). Alternativement, une régression linéaire peut être appliquée sur cette partie de courbe.

Module de fondation de décharge-recharge élastique : $k_{f,el}^{unload}$ et $k_{f,el}^{reload}$

Le module de fondation de recharge élastique $k_{f,el}^{reload}$ est défini de la même manière que $k_{f,el}$ avec les points à 20 et 40 % de $f_{h,5mm}$ sur le trajet de recharge. La définition de $k_{f,el}^{unload}$ suit la procédure proposée dans [Schweigler *et al.*, 2017], où $k_{f,el}^{unload}$ est défini comme le coefficient directeur de la droite reliant le point de contrainte au début de la décharge et le point à 20 % de $f_{h,5mm}$. Comme pour évaluer $k_{f,el}$, une régression linéaire

peut être appliquée sur ces parties de courbe. Avec les propriétés $k_{f,el}^{reload}$ et $k_{f,el}^{unload}$, les trajets de recharge et de décharge peuvent être décrits dans des modèles prenant en compte un comportement cyclique.

Module de fondation plastique : $k_{f,pl}$

La plupart des équations paramétrées utilisées pour décrire les courbes non linéaires effort-enfoncement ne permettent qu'une linéarisation de la courbe dans la partie plastique (voir figure 2.2). Cependant, un comportement non linéaire après la limite quasi-élastique peut être observé dans certains essais (enfoncement dans du bois lamellé-collé et du contreplaqué). Il devient alors difficile de définir le module de fondation plastique $k_{f,pl}$. Pour définir ce paramètre $k_{f,pl}$, deux approches peuvent être envisagées :

- méthode des deux points (*2-point method*) : $k_{f,pl}$ est défini comme le coefficient directeur entre deux points de contrainte sur le trajet de chargement après la limite d'élasticité. À partir de l'observation des courbes d'essais, il est devenu évident que le point de contrainte à un déplacement de 5 mm est situé dans la phase élastoplastique. Ainsi, une suggestion est de définir $k_{f,pl}$ entre les points de contrainte à 5 mm et à l'enfoncement limite u_{lim} , c'est-à-dire l'enfoncement à rupture ou à 15 mm. Si la rupture apparaît avant un déplacement de 5 mm, les points de contrainte à $0,75u_{lim}$ et u_{lim} doivent être utilisés. L'avantage de l'approche par deux points réside dans sa simplicité. Toutefois, son principal inconvénient ressort clairement si la rigidité du matériau augmente dans la phase élastoplastique (essais avec du lamellé-collé ou du contreplaqué). Le paramètre $k_{f,pl}$ peut alors être mal prédit par la méthode à deux points. Pour résoudre ce problème, une condition de qualité supplémentaire sur la régression linéaire peut être introduite. Si la condition de qualité n'est pas remplie, l'enfoncement limite doit être réduit jusqu'à ce qu'une partie plus ou moins linéaire apparaisse entre les deux points de contrainte ;
- régression linéaire : la méthode identique à la précédente, où $k_{f,pl}$ est défini comme le coefficient directeur de la droite de régression linéaire entre deux points de contrainte sur le trajet de chargement après la limite d'élasticité. La régression linéaire a été étudiée sur trois intervalles : $[0, 1d ; u_{lim}]$, $[3 \text{ mm} ; u_{lim}]$ et $[5 \text{ mm} ; u_{lim}]$.

Capacité résistante à 5 mm : $f_{h,5mm}$

La capacité résistante à l'enfoncement (ou portance locale) $f_{h,5mm}$ suit la définition de la norme [NF EN 383, 2007], qui est définie comme la contrainte d'enfoncement maximale entre 0 et 5 mm. Pour des raisons de simplicité, il est suggéré d'inclure l'enfoncement initial u_0 dans la définition du déplacement de 5 mm. L'exclusion de u_0 signifierait un processus itératif pour la détermination de $f_{h,5mm}$, puisque par définition, u_0 dépend indirectement de $f_{h,5mm}$. La portance locale $f_{h,5mm}$ est nécessaire pour déterminer la position de la droite portée par $k_{f,pl}$ dans la partie plastique de la courbe. Dans certains modèles, $f_{h,5mm}$ peut être remplacé par $f_{h,inter}$ (voir le tableau 2.1).

Portance locale dans la zone de transition élastique-plastique : $f_{h,offset}$

Le paramètre $f_{h,offset}$ est défini comme l'intersection de la courbe effort-enfoncement avec la droite portée par $k_{f,el}$ décalée d'une valeur prédéfinie (voir la figure 2.2). Cette méthode est

similaire celle de la norme américaine [ASTM D5764-97a, 2018] pour déterminer la portance locale. Comme pour la norme américaine le décalage est défini par rapport au diamètre de l'organe d . Trois décalages différents au moyen de $0,05d$, $0,075d$ et $0,10d$ ont été étudiés. Il s'est avéré d'après les observations de la base de données que le décalage de $0,05d$ était le plus pertinent, c'est donc ce décalage qui a été utilisé pour l'analyse des essais du paragraphe 2.2. Le paramètre $f_{h,offset}$ permet de quantifier la courbure dans la zone de transition entre les parties quasi-élastique et plastique, c'est-à-dire entre les deux parties linéarisées de la courbe.

Ordonnée à l'origine de la droite portée par $k_{f,pl}$: $f_{h,inter}$

Le paramètre $f_{h,inter}$ est défini comme l'intersection de la droite portée par $k_{f,pl}$ avec l'axe des ordonnées. Ce paramètre $f_{h,inter}$ peut se substituer au paramètre $f_{h,5mm}$ dans certaines équations phénoménologiques (voir le tableau 2.1).

Enfoncement initial : u_0

Le glissement initial u_0 est défini comme le déplacement à l'intersection de la droite portée par $k_{f,el}$ avec l'axe des abscisses. Ainsi, la valeur de u_0 dépend fortement des paramètres liés à l'appareillage de chargement (sa position initiale), du montage d'essai et la qualité du perçage (jeu et orientation de l'axe du trou de perçage avec le plan de l'échantillon). Ce paramètre u_0 est un paramètre optionnel pour décrire les modèles phénoménologiques de l'enfoncement, notamment pour introduire une phase de mise en place (voir le tableau 2.1).

Enfoncement limite à rupture : u_{lim}

Le paramètre u_{lim} est défini comme l'enfoncement atteint lors d'une rupture fragile ou lorsque l'essai est arrêté. Il donne la limite de l'enfoncement pour la reconstruction de la courbe effort-enfoncement et il peut également servir de critère d'arrêt dans une modélisation.

2.1.2 Régression des courbes d'essais d'enfoncement

La description d'une courbe d'essai d'enfoncement, c'est-à-dire la relation de la capacité résistante au déplacement relatif de l'organe avec le bois peut être réalisée par des équations mathématiques paramétrées. Ces équations dites phénoménologiques n'ont aucun fondement théorique, elles sont uniquement établies à partir de constatations expérimentales. Plusieurs auteurs ont proposé des expressions mathématiques pour répondre à des besoins ou des contextes différents de celui recherché ici. Néanmoins, elles sont appropriées pour décrire une courbe d'essai d'enfoncement. Dans la suite, les équations les plus pertinentes sont présentées, sans soucis d'exhaustivité. Le tableau 2.2 synthétise les paramètres utiles pour décrire ces équations phénoménologiques.

Équation de Foschi

Foschi [Foschi, 1974] a utilisé une fonction exponentielle pour décrire les courbes expérimentales effort-glissement d'assemblages cloués. Cette équation a été utilisée dans de nombreux travaux comme [Jorissen, 1998], [Dias, 2005] et [Bouchair *et al.*, 2007]. L'équation

Table 2.2 Paramètres utiles pour décrire les équations phénoménologiques de l'enfoncement.

Noms	Équation	Évolution	$k_{f,el}$	$k_{f,pl}$	$f_{h,5mm}$	$f_{h,offset}$	$f_{h,inter}$	u_0
Foschi	(2.1)	effort-enfoncement	✓	✓	–	–	✓	–
Yee-Melchers	(2.2)	effort-enfoncement	✓	✓	–	✓	✓	–
Richard-Abbott	(2.3)	effort-enfoncement	✓	✓	–	✓	✓	–
Sauvat	(2.4)	raideur-enfoncement	✓	✓	✓	✓	–	(✓)

✓ : nécessaire, (✓) : optionnel, – : non nécessaire.

de Foschi donne l'effort en fonction du déplacement u , tel que :

$$u \mapsto (f_{h,inter} + k_{f,pl} \times u) \times \left(1 - \exp \left(-\frac{k_{f,el} \times u}{f_{h,inter}} \right) \right) \quad (2.1)$$

Le paramètre $k_{f,el}$ décrit la pente initiale de la courbe dans la phase élastique et $k_{f,pl}$ la pente finale de la courbe dans la phase élastoplastique. La droite portée par $k_{f,el}$ passe par l'origine, tandis que la position de la droite portée par $k_{f,pl}$ est définie par le paramètre $f_{h,inter}$ son ordonnée à l'origine (voir figure 2.2). La zone de transition située entre les deux droites portées par $k_{f,el}$ et $k_{f,pl}$ ne peut pas être explicitement contrôlée avec cette équation.

Équation de Yee-Melchers

L'expression donnée par [Yee et Melchers, 1986] peut être interprétée comme une extension de celle proposée par [Foschi, 1974] car elle ajoute la possibilité de contrôler la zone de transition de la courbe entre la pente initiale et finale. Cette fonction a été dérivée pour décrire les courbes moment-rotation non linéaires d'assemblages boulonnés entre poutres et poteaux dans les structures métalliques. L'équation de Yee-Melchers est définie par :

$$u \mapsto f_{h,inter} \times \left(1 - \exp \left(-\frac{(k_{f,el} - k_{f,pl} + a_1 \times u) \times u}{f_{h,inter}} \right) \right) + k_{f,pl} \times u \quad (2.2)$$

avec $k_{f,el}$, $k_{f,pl}$ et $f_{h,inter}$, définis de la même manière que précédemment, voir figure 2.2. Le paramètre a_1 permet de contrôler la zone de transition élastique-plastique de la courbe. Pour une valeur de a_1 égale à zéro, l'équation de Yee-Melchers devient quasi-identique à celle de Foschi. Pour des valeurs de a_1 élevées, l'allure de la courbe dégénère vers une courbe bi-linéaire. Cependant, il est à noter que des valeurs élevées pour a_1 conduisent à une surestimation de la rigidité initiale $k_{f,el}$.

Équation de Richard-Abbott

Une autre approche, aboutissant à des caractéristiques de la courbe décrite presque identiques à celles de [Yee et Melchers, 1986], a été présentée dans [Richard et Abbott, 1975]. Cette équation est utilisée pour des applications polyvalentes, comme décrire le comportement moment-rotation d'assemblages dans des cadres en acier, voir par exemple [Almusallam et Richard, 1993]. Elle est également utilisée mais appelée sous le nom d'équation de Jaspert dans [Toussaint, 2010] et [Tavakoli, 2011] pour modéliser le comportement du bois.

L'équation de Richard-Abbott s'exprime par :

$$u \mapsto \frac{(k_{f,el} - k_{f,pl}) \times u}{\left(1 + \left(\frac{(k_{f,el} - k_{f,pl}) \times u}{f_{h,inter}}\right)^{a_1}\right)^{\frac{1}{a_1}}} + k_{f,pl} \times u \quad (2.3)$$

avec les coefficients $k_{f,el}$, $k_{f,pl}$ et $f_{h,inter}$, définis de la même manière que précédemment, voir figure 2.2. Comme la loi de Yee-Melchers, le paramètre a_1 contrôle l'allure de la courbe dans la zone de transition élastique-plastique.

Équation de Sauvat

Dans [Sauvat, 2001], l'auteur a proposé une équation phénoménologique basée sur une fonction trigonométrique. À la différence des lois proposées dans les références précédentes, l'équation de Sauvat décrit l'évolution de la raideur en fonction du glissement u .

$$u \mapsto -a_3 \times [\arctan((u + a_5)^{a_4} + a_1) + a_2] \quad (2.4)$$

Une description de l'équation (2.4) est donnée en section 2.3. En effet, comme expliqué dans l'introduction de ce chapitre, cette équation s'avère utile sur différents points, en particulier sur l'introduction d'un enfoncement initial. C'est cette équation phénoménologique qui est utilisée dans la modélisation proposée au chapitre 3.

2.2 Campagnes expérimentales d'essais d'enfoncement

Afin de déterminer les différentes grandeurs physiques liées au comportement en enfoncement du bois, quatre campagnes expérimentales ont été réalisées sur différents produits : bois lamellé-collé, bois lamellé-feuilleté et lamibois ; différents diamètres d'organe : 12 et 16 mm. Les essais ont été réalisés sur le site d'Épinal du LERMaB. L'analyse des courbes d'essais a été réalisée en utilisant la méthodologie proposée dans la partie 2.1.

2.2.1 Matériels et méthodes

Description des échantillons

L'échantillonnage des séries d'essais avec du lamellé-collé a été réalisé dans des poutres en épicéa de classe de résistance GL24h. La section de ces poutres était de 80 mm par 1 000 mm avec des lamelles de largeur et d'épaisseur respectivement de 80 mm et 40 mm. Pour les essais avec du bois lamellé-feuilleté, l'échantillonnage a été réalisé dans des poutres en mélèze de classe de résistance GL28h ayant une section rectangulaire de 400 mm \times 1 200 mm constituées de carrelets de 30 mm. Comme expliqué dans le chapitre 1, l'angle de chargement α a une forte influence sur le comportement du bois en enfoncement. C'est pourquoi, il a été choisi de réaliser pour différentes campagnes expérimentales des essais avec des angles de chargement de 0, 15, 30, 45, 60, 75 et 90°. Pour chacune de ces séries, 14 à 24 échantillons ont été testés. Des essais sur du lamibois (Q) ont également été réalisés. La dénomination et les informations propres aux différentes séries d'essais sont données dans le tableau 2.3 et une photographie des différents produits utilisés est donnée sur la figure 2.3.

Table 2.3 Échantillonnage des différentes campagnes d'essai d'enfoncement.

Séries	Essences	Produits	d		α						
					0°	15°	30°	45°	60°	75°	90°
1	Épicéa	bois lamellé-collé	16	N renforcé	24 ✓	15 ✓	18 ✓	18 –	16 –	20 –	15 –
1'	Épicéa	bois lamellé-collé	16	N renforcé	4 –	– –	– –	– –	– –	– –	– –
2	Épicéa	bois lamellé-collé	12	N renforcé	24 ✓	– –	– –	– –	– –	– –	18 –
3	Mélèze	bois lamellé-feuilleté	16	N renforcé	14 –	15 ✓	15 ✓	15 –	15 –	15 –	14 –
4	Épicéa	lamibois (Q)	16	N renforcé	10 –	– –	– –	– –	– –	– –	– –

Avec d le diamètre de l'organe (mm), α l'angle entre la direction de chargement et le fil du bois ($^\circ$) et N le nombre d'échantillon.



Fig. 2.3 Les différents produits bois pour les essais d'enfoncement. De gauche à droite : bois lamellé-feuilleté, bois lamellé-collé et lamibois.

L'histogramme de la masse volumique des différentes séries d'essais d'enfoncement est donné sur la figure 2.4.

À partir des dimensions prescrites par la norme [NF EN 383, 2007] pour les directions de chargement parallèle et perpendiculaire au fil du bois et pour des essais de portance avec des boulons et des broches, les dimensions des échantillons des séries 1, 1', 2 et 4 ont été calculées à l'aide d'une interpolation linéaire en fonction de α comme proposé par les auteurs dans [Hübner *et al.*, 2008]. Les dimensions des échantillons de la série 2 ont été calculées à l'aide de l'interpolation suivante (*S-shaped*) :

$$X_\alpha = X_0 \cos^2 \alpha + X_{90} \sin^2 \alpha \quad (2.5)$$

où X_0 et X_{90} sont respectivement les dimensions de l'échantillon parallèle et perpendiculaire à la direction du chargement.

Selon la norme [NF EN 383, 2007], l'épaisseur des échantillons doit être comprise entre

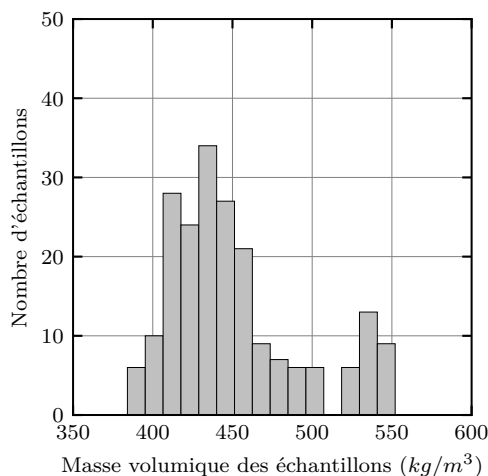


Fig. 2.4 Histogramme de la masse volumique des différentes séries d'essais d'enfoncement.

1,5*d* et 4*d*. Dans un souci de rendement matière sur les poutres ayant servies à l'échantillonnage, les épaisseurs suivantes ont été retenues : 3*d* pour les séries 1 et 1', 2*d* pour la série 2, 3,75*d* pour la série 3 et 50 mm pour la série 4.

L'état de contrainte du bois autour de l'organe lors d'un essai de portance induit des contraintes de traction perpendiculaire au fil du bois. Celles-ci provoquent le fendage de l'échantillon juste après que le bois soit entré dans son domaine plastique. Le besoin d'obtenir le coefficient directeur de la droite de régression de la courbe d'essai dans le domaine plastique nécessite alors de renforcer les échantillons afin de prévenir leurs ruines par fendage. Ce moyen de renforcement ne doit pas modifier le comportement mécanique du bois, c'est pourquoi il doit être situé suffisamment éloigné de l'organe, la valeur retenue est de 1,5*d* comme proposée dans [Sandhaas, 2012]. Le type de renforcement choisi est un renforcement par vis car il permet une mise en œuvre simple et rapide. Ces vis ont été placées de manière équidistante entre l'organe et l'arrête de l'échantillon mais aussi perpendiculairement au fil du bois afin de garantir une résistance à la traction transversale maximale (voir figure). Les vis utilisées sont des vis de types WT-T-6,5×90 et WT-T-6,5×130 produites par la société SFS intec. L'indépendance du renforcement avec le comportement mécanique du bois a été vérifiée en ne renforçant pas cinq échantillons pour chaque série et en comparant les courbes d'essais des échantillons non renforcés avec celles des échantillons renforcés. Il a été remarqué qu'au-delà d'un angle de chargement de 30°, le renforcement des échantillons n'est plus nécessaire car aucunes ruines par fendage n'ont été observées.

Description du dispositif expérimental

L'ensemble des essais d'enfoncement a été réalisé dans un environnement régulé avec une humidité relative de l'air de 65 ± 5 % et une température de 20 ± 2 °C, suivant les recommandations de la norme [NF EN 383, 2007]. Ces conditions environnementales permettent d'obtenir un taux d'humidité d'équilibre des échantillons autour de 12 %, laquelle est la valeur de référence pour donner les propriétés de résistance et de rigidité de l'Eurocode 5 [NF EN 1995-1-1, 2005].

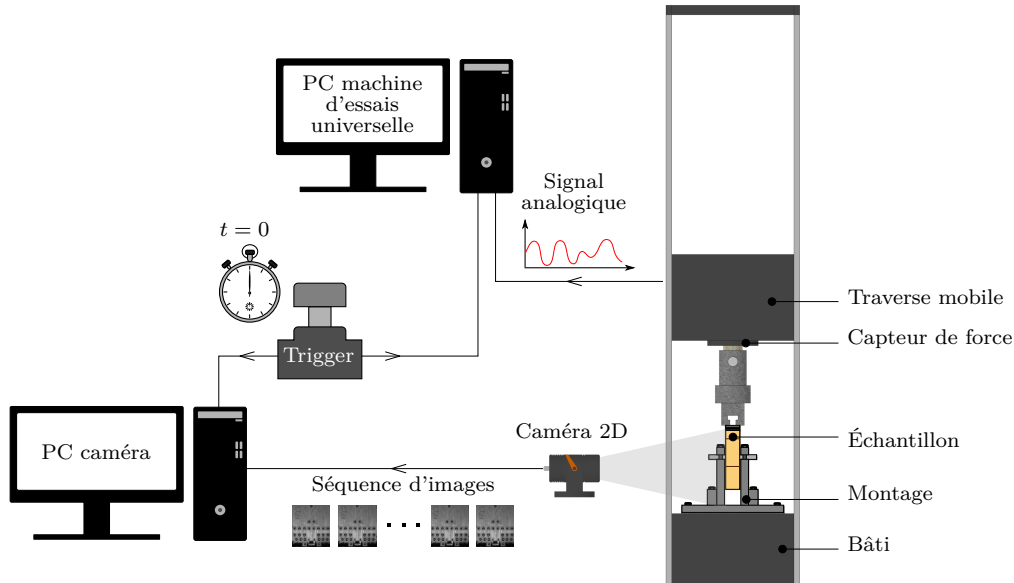


Fig. 2.5 Schéma descriptif du dispositif expérimental des essais d'enfoncement.

Le dispositif expérimental utilisé pour la réalisation des essais est illustré sur la figure 2.5. Ce dispositif est composé de deux chaînes de mesures. Une première chaîne de mesure constituée d'une machine d'essai de type Zwick/Roell Z250 dont la capacité maximale de charge est de 250 kN (classe 1 entre 5 et 245 kN). Les déplacements et les efforts repris par la traverse sont enregistrés et envoyés vers le PC ZWICK. Étant donné l'imprécision de mesure induite par les déformations du bâti et de la traverse de la machine d'essai, les déplacements de la traverse enregistrés ne peuvent pas être exploités. Il est donc nécessaire d'utiliser un autre système d'enregistrement pour obtenir le déplacement relatif de l'organe par rapport à l'échantillon bois. Pour cela, une deuxième chaîne de mesure a été ajoutée, laquelle est composée d'un système de mesure optique 2D développé par la société VIDEOMETRIC¹. Une caméra 2D enregistre une séquence d'images de l'essai, où au préalable des groupes de cibles en papier ont été placées sur l'échantillon bois et sur le montage (voir figure 2.5). L'exploitation par un logiciel annexe des différentes images enregistrées permet d'obtenir les déplacements relatifs entre les deux groupes de cibles et ainsi en déduire le déplacement de l'organe dans le plan de l'échantillon bois.

La synchronisation du démarrage de l'enregistrement des données des deux chaînes de mesures est rendue possible par un système Trigger. Malgré l'utilisation de ce système, chaque chaîne d'acquisition possède sa propre horloge (c'est-à-dire leur propre fréquence d'enregistrement), il est donc nécessaire de les synchroniser en interpolant les valeurs enregistrées par les deux systèmes de mesure sur une plage de temps commune. En corrélant les données des deux chaînes de mesure décrites précédemment, il est alors possible d'obtenir la courbe de portance locale pour chaque échantillon.

Les différentes campagnes ont été réalisées grâce à un montage développé au LERMaB (voir figure 2.6). Ce montage a également été utilisé dans les travaux de [Bléron, 2000]

1. <http://www.videometric.com/>, spécialiste de la numérisation 3D, de la mesure sans contact à très haute précision.

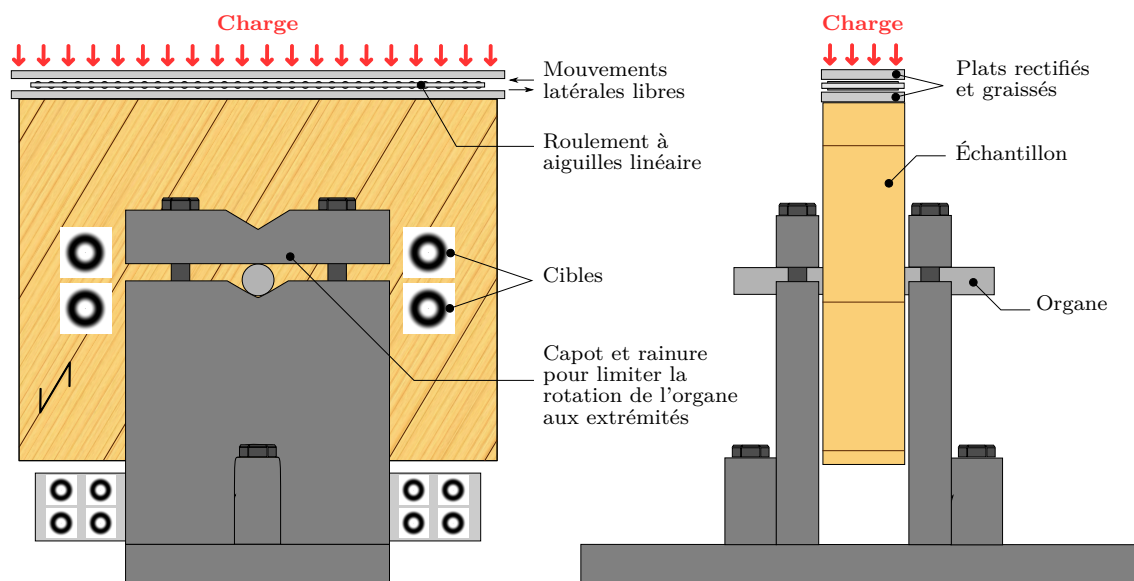


Fig. 2.6 Schéma du montage utilisé pour la réalisation des essais d'enfoncement.

et [Tavakoli, 2011]. L'échantillon bois est placé entre deux plats métalliques pouvant glisser par rapport au bâti du montage afin de limiter la portée de l'organe. De plus, des capots et des rainures sont intégrés pour limiter au maximum la rotation de l'organe à ces extrémités lors de la montée en charge. En limitant ces rotations et la portée, le déplacement induit par la flexion de l'organe peut être négligé par rapport au déplacement de l'organe dans le bois. En tête de l'échantillon des roulements à aiguilles linéaires sont placés entre deux plats rectifiés et graissés. Cet ensemble rend possible le déplacement latéral de l'échantillon et il garantit ainsi la direction verticale de la charge. L'intérêt de ce mouvement latéral pour l'échantillon sera discuté en section 2.4.

Description du cycle de chargement

Les efforts estimés à rupture des différentes séries d'essais ont été déterminés sur la base de l'équation (1.23) de l'Eurocode 5 pour le calcul de la valeur caractéristique de la portance locale à un angle vis-à-vis du fil du bois (formule de Hankison). Pour ces estimations, il est supposé que la variabilité de la masse volumique est identique à la variabilité de la portance locale. Cette hypothèse permet de calculer la valeur moyenne de la portance locale en substituant dans l'équation la masse volumique caractéristique par la masse volumique moyenne.

Le cycle de chargement retenu pour la réalisation des essais d'enfoncement suit le mode opératoire de la norme [NF EN 383, 2007] (voir figure 2.7). Celui-ci commence par une montée en charge pendant 120 secondes jusqu'à 40 % de la valeur estimée à rupture, puis maintenue à ce seuil pendant 30 secondes. Après quoi, la charge diminue pendant 90 secondes jusqu'à 10 % de la valeur estimée à rupture, puis de nouveau maintenue à ce seuil pendant 30 secondes. Enfin, le cycle de chargement se termine par une montée en charge jusqu'à rupture de l'échantillon. La vitesse de chargement a été calculée afin de respecter le temps de la première montée en charge (la vitesse de chargement étant identique dans les autres

parties du cycle par proportionnalité des temps et seuils d'effort). Le comportement du bois en enfoncement étant ductile, un critère d'arrêt en déplacement de la traverse a été ajouté, d'autant plus que les échantillons ont été renforcés pour les sous-séries avec des angles de 0, 15 et 30°. Ce critère d'arrêt a été fixé pour un déplacement de la traverse atteint à 17 mm, ce qui correspond, du fait de la rigidité de l'appareillage de chargement et du montage d'essai, à un enfoncement d'environ 15 mm dans l'échantillon bois.

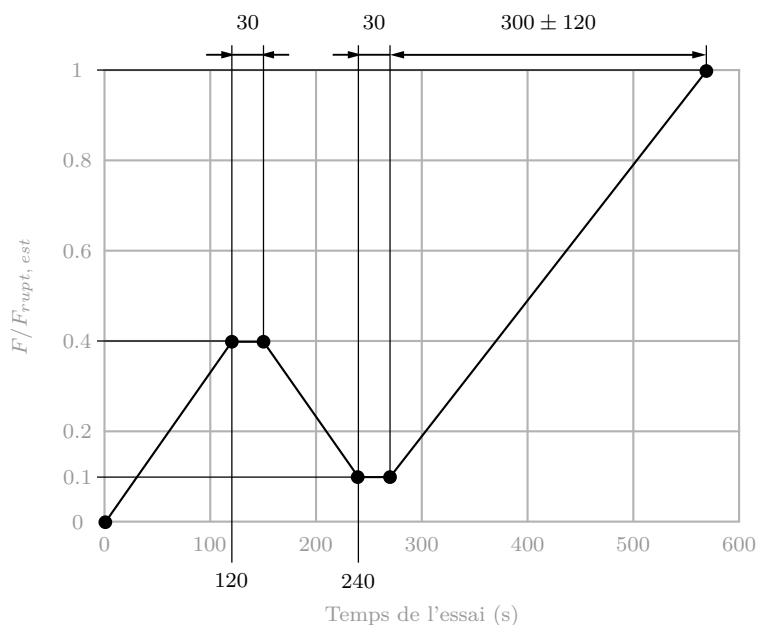


Fig. 2.7 Allure du cycle de chargement retenu pour les essais d'enfoncement.

2.2.2 Analyse des résultats

Au total, 285 essais ont été réalisés avec au moins dix essais par sous-série (sans compter la série témoin 1'). Les photos de quelques zones d'enfoncement après essais sont données sur la figure 2.8.

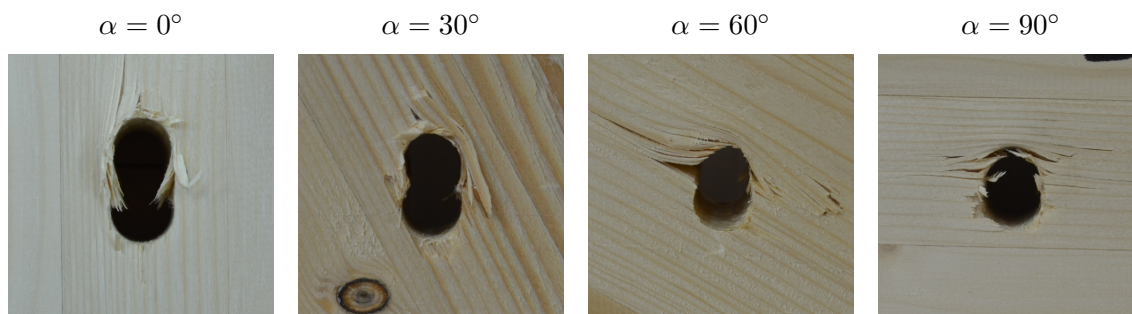


Fig. 2.8 Photos des zones d'enfoncement pour différents angles de chargement (série d'essais 1).

Pour les séries d'essais 1, 2 et 3 (voir tableau 2.3), les échantillons des sous-séries 0°, 15°

et 30° ont été renforcés. Ce renforcement avait pour objectif de prévenir la rupture fragile des échantillons sans altérer le comportement en enfoncement du bois. Pour cela, l'apport du renforcement a été vérifié avec la série d'essais 1', composée de quatre échantillons témoins qui n'ont pas été renforcés. Cette étude est illustrée sur la figure 2.9. L'ensemble des courbes des séries 1 (0°) et 1' sont illustrés sur la figure 2.9 (a). Visuellement, il est clair que le renforcement permet d'augmenter le déplacement maximal. Comme attendu, la rupture des échantillons non renforcé est fragile (fendage des échantillons), ce qui est visible sur les photos des figures 2.9 (b) et (c).

Table 2.4 Apport du renforcement sur les essais d'enfoncement.

Séries	N	ρ (kg/m^3)		f_h (MPa)		$k_{f,el}$ (N/mm^3)		u_{max} (mm)	
		moyenne	CV (%)	moyenne	CV (%)	moyenne	CV (%)	moyenne	CV (%)
1 (0°)	24	446,20	5,9	34,47	17,0	25,11	60,4	13,17	20,1
1'	4	432,80	4,8	33,32	22,5	19,34	52,6	5,08	18,6

Avec N le nombre d'échantillons par série et CV le coefficient de variation.

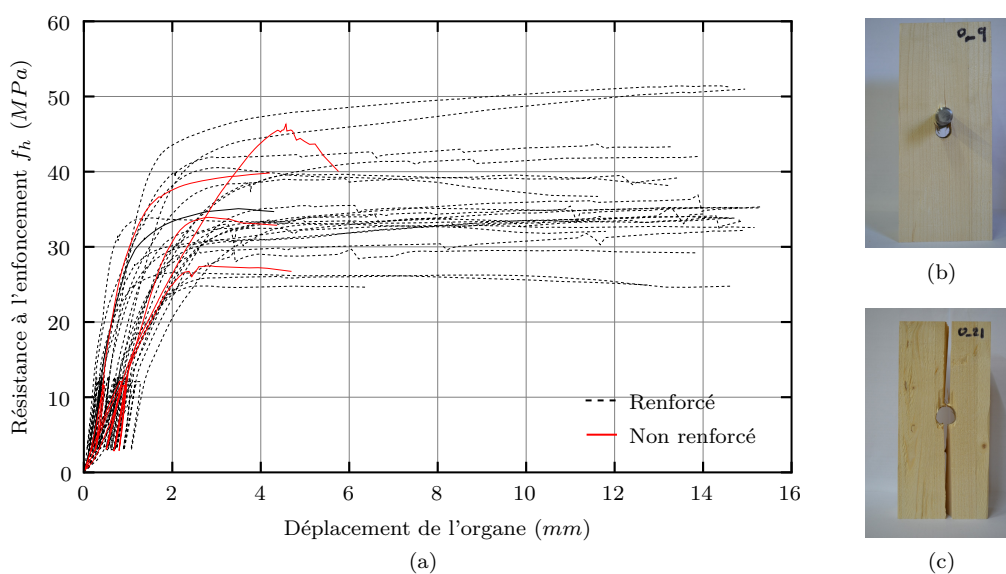


Fig. 2.9 Influence du renforcement sur le comportement en enfoncement. Étude sur la sous-série 0° de la série d'essais 1 ($d = 16$ mm). Courbes d'essais (a), échantillon renforcé (b) et non renforcé (c).

Le mode opératoire utilisé pour les essais d'enfoncement autorise le déplacement horizontal de l'échantillon grâce aux roulements à aiguilles linéaires placés entre la traverse de chargement et l'échantillon. Les trajectoires des organes dans le plan des échantillons sont données sur la figure 2.10. La texture du matériau bois a été ajoutée sur les différents graphes de la figure pour indiquer l'orientation des fibres. Pour des angles de chargement de 0 et 90° , les trajectoires des organes suivent la direction verticale du chargement. Pour les angles de chargement hors des directions d'orthotropie, les trajectoires des organes ont globalement

une allure similaire à une parabole. Il peut être observé plusieurs étapes dans le déplacement de l'organe dans le plan de l'échantillon : (i) l'organe tend à se déplacer vers la direction transversale aux fibres, c'est-à-dire la direction d'orthotropie ayant la rigidité la plus souple, (ii) l'augmentation de la charge provoque localement une densification du bois sous l'organe et donc une augmentation de la raideur du matériau, celui-ci tend alors à se déplacer vers la direction parallèle aux fibres. Cependant pour des angles de chargement de 15, 30 et 45°, il est observé une étape initiale supplémentaire : l'organe se déplace suivant la direction verticale du chargement, cela s'expliquant par l'effet du frottement entre l'organe et le bois. Des trajectoires similaires ont été observées dans les travaux expérimentaux de [Bléron et Duchanois, 2006] et [Schweigler *et al.*, 2016].

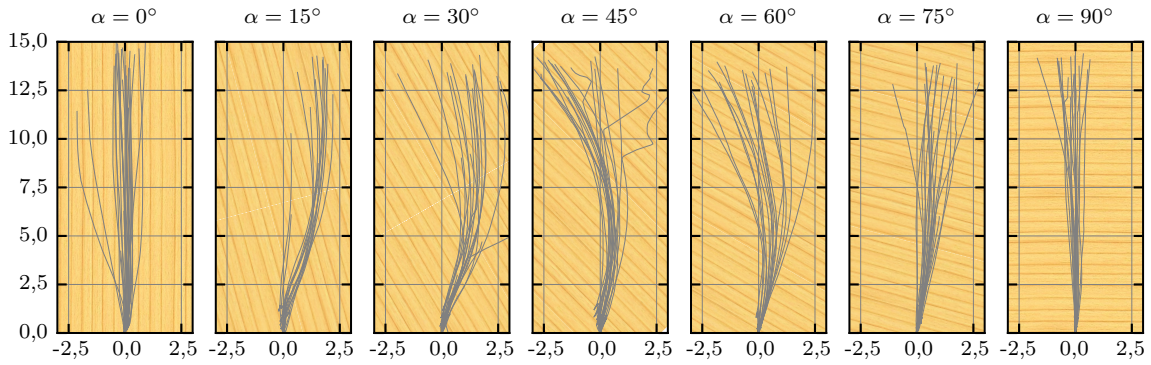


Fig. 2.10 Trajectoire de l'organe dans le plan de l'échantillon (série d'essais 1).

Les valeurs moyennes, minimales, maximales et le coefficient de variation des neuf paramètres définies au paragraphe 2.1.1 pour les différentes séries d'essais sont données dans les tableaux 2.5 à 2.16. L'ensemble des résultats d'essais pour les différentes séries sont données en annexe B.

Table 2.5 Analyse statistique de la série d'essais 1 (0°).

	ρ (kg/m ³)	f_h (MPa)	$k_{f,el}^{load}$ (N/m ³)	$k_{f,el}^{reload}$ (N/m ³)	$k_{f,el}^{unload}$ (N/m ³)	$f_{h,offset}$ (N/m ³)	$k_{f,pl}$ (N/m ³)	$f_{h,inter}$ (MPa)	u_0 (mm)	u_{lim} (mm)
mean	446,2	34,47	25,11	0,00	39,85	32,51	0,065	34,15	0,06	13,2
n	24	24	24	24	24	24	24	24	24	24
min	404,8	24,74	10,52	0,00	27,81	24,78	-0,409	25,13	-0,07	4,3
max	486,3	48,00	61,73	0,00	77,70	44,86	0,570	46,32	0,17	15,3
%CV	5,9 %	17,0 %	60,4 %	0,0 %	30,2 %	15,8 %	335,2 %	16,3 %	101,1 %	20,1 %

Table 2.6 Analyse statistique de la série d'essais 1 (15°).

	ρ (kg/m ³)	f_h (MPa)	$k_{f,el}^{load}$ (N/m ³)	$k_{f,el}^{reload}$ (N/m ³)	$k_{f,el}^{unload}$ (N/m ³)	$f_{h,offset}$ (N/m ³)	$k_{f,pl}$ (N/m ³)	$f_{h,inter}$ (MPa)	u_0 (mm)	u_{lim} (mm)
mean	433,8	31,06	15,70	0,00	36,68	28,53	0,324	29,44	0,08	11,1
n	15	15	15	15	15	15	15	15	15	15
min	415,0	21,60	8,09	0,00	25,83	19,24	-0,089	19,24	-0,43	5,0
max	467,4	39,05	39,41	0,00	55,82	37,02	0,915	38,58	0,28	14,3
%CV	3,0 %	13,9 %	57,0 %	0,0 %	27,2 %	16,3 %	88,0 %	17,7 %	207,3 %	30,0 %

Table 2.7 Analyse statistique de la série d'essais 1 (30°).

	ρ (kg/m ³)	f_h (MPa)	$k_{f,el}^{load}$ (N/m ³)	$k_{f,el}^{reload}$ (N/m ³)	$k_{f,el}^{unload}$ (N/m ³)	$f_{h,offset}$ (N/m ³)	$k_{f,pl}$ (N/m ³)	$f_{h,inter}$ (MPa)	u_0 (mm)	u_{lim} (mm)
mean	432,6	25,94	16,93	0,00	31,76	22,07	0,435	23,76	0,07	12,0
n	18	18	18	18	18	18	18	18	18	18
min	410,3	17,47	6,94	0,00	23,40	14,24	-0,077	15,07	-0,02	4,7
max	455,1	37,07	26,31	0,00	54,13	36,22	1,711	37,43	0,15	14,3
%CV	3,1 %	19,4 %	28,9 %	0,0 %	23,9 %	22,7 %	84,8 %	22,3 %	71,8 %	24,3 %

Table 2.8 Analyse statistique de la série d'essais 1 (45°).

	ρ (kg/m ³)	f_h (MPa)	$k_{f,el}^{load}$ (N/m ³)	$k_{f,el}^{reload}$ (N/m ³)	$k_{f,el}^{unload}$ (N/m ³)	$f_{h,offset}$ (N/m ³)	$k_{f,pl}$ (N/m ³)	$f_{h,inter}$ (MPa)	u_0 (mm)	u_{lim} (mm)
mean	437,0	21,72	12,24	0,00	24,25	17,71	0,451	19,47	0,04	13,5
n	18	18	18	18	18	18	18	18	18	18
min	415,6	16,01	7,60	0,00	18,98	13,10	-0,026	13,53	-0,08	12,2
max	454,5	35,87	18,00	0,00	31,11	29,66	1,443	36,00	0,11	14,2
%CV	3,0 %	24,8 %	26,4 %	0,0 %	12,3 %	26,1 %	91,3 %	28,2 %	144,5 %	4,3 %

Table 2.9 Analyse statistique de la série d'essais 1 (60°).

	ρ (kg/m ³)	f_h (MPa)	$k_{f,el}^{load}$ (N/m ³)	$k_{f,el}^{reload}$ (N/m ³)	$k_{f,el}^{unload}$ (N/m ³)	$f_{h,offset}$ (N/m ³)	$k_{f,pl}$ (N/m ³)	$f_{h,inter}$ (MPa)	u_0 (mm)	u_{lim} (mm)
mean	445,0	22,24	14,81	0,00	23,04	17,63	0,692	18,78	0,04	13,3
n	16	16	16	16	16	16	16	16	16	16
min	415,8	14,23	9,15	0,00	17,55	12,02	-0,122	8,09	-0,07	12,7
max	469,0	31,36	24,55	0,00	32,63	29,13	1,315	31,97	0,14	14,0
%CV	3,7 %	21,0 %	30,0 %	0,0 %	15,6 %	26,1 %	55,8 %	31,5 %	134,6 %	3,0 %

Table 2.10 Analyse statistique de la série d'essais 1 (75°).

	ρ (kg/m ³)	f_h (MPa)	$k_{f,el}^{load}$ (N/m ³)	$k_{f,el}^{reload}$ (N/m ³)	$k_{f,el}^{unload}$ (N/m ³)	$f_{h,offset}$ (N/m ³)	$k_{f,pl}$ (N/m ³)	$f_{h,inter}$ (MPa)	u_0 (mm)	u_{lim} (mm)
mean	447,3	19,62	14,51	0,00	22,25	14,62	1,095	14,15	0,03	11,8
n	20	20	20	20	20	20	20	20	20	20
min	396,3	12,88	7,19	0,00	15,92	10,33	0,350	1,12	-0,09	6,0
max	483,0	32,10	28,40	0,00	32,25	26,71	3,705	27,48	0,15	13,9
%CV	5,0 %	24,8 %	36,6 %	0,0 %	18,9 %	29,9 %	76,2 %	46,0 %	167,3 %	21,9 %

Table 2.11 Analyse statistique de la série d'essais 1 (90°).

	ρ (kg/m ³)	f_h (MPa)	$k_{f,el}^{load}$ (N/m ³)	$k_{f,el}^{reload}$ (N/m ³)	$k_{f,el}^{unload}$ (N/m ³)	$f_{h,offset}$ (N/m ³)	$k_{f,pl}$ (N/m ³)	$f_{h,inter}$ (MPa)	u_0 (mm)	u_{lim} (mm)
mean	439,4	19,85	10,18	0,00	19,90	15,46	0,985	14,92	0,05	13,7
n	15	15	15	15	15	15	15	15	15	15
min	403,7	14,43	6,32	0,00	15,30	10,34	0,270	5,08	-0,10	11,6
max	472,2	27,76	15,59	0,00	26,19	22,86	1,999	24,07	0,22	14,4
%CV	4,7 %	18,4 %	27,2 %	0,0 %	15,9 %	22,6 %	46,2 %	31,6 %	159,3 %	6,2 %

Table 2.12 Analyse statistique de la série d'essais 2 (0°).

	ρ (kg/m ³)	f_h (MPa)	$k_{f,el}^{load}$ (N/m ³)	$k_{f,el}^{reload}$ (N/m ³)	$k_{f,el}^{unload}$ (N/m ³)	$f_{h,offset}$ (N/m ³)	$k_{f,pl}$ (N/m ³)	$f_{h,inter}$ (MPa)	u_0 (mm)	u_{lim} (mm)
mean	424,9	35,63	73,52	0,00	158,69	35,98	-0,674	39,00	0,00	14,0
n	24	24	24	24	24	24	24	24	24	24
min	389,2	30,33	35,13	0,00	100,96	30,49	-1,824	32,93	-0,02	7,7
max	474,7	44,81	112,72	0,00	227,54	48,91	-0,290	53,93	0,04	16,2
%CV	5,1 %	8,6 %	31,8 %	0,0 %	22,0 %	9,5 %	-52,4 %	11,2 %	-	15,2 %

Table 2.13 Analyse statistique de la série d'essais 2 (90°).

	ρ (kg/m ³)	f_h (MPa)	$k_{f,el}^{load}$ (N/m ³)	$k_{f,el}^{reload}$ (N/m ³)	$k_{f,el}^{unload}$ (N/m ³)	$f_{h,offset}$ (N/m ³)	$k_{f,pl}$ (N/m ³)	$f_{h,inter}$ (MPa)	u_0 (mm)	u_{lim} (mm)
mean	404,4	17,93	23,95	0,00	39,67	13,56	0,933	13,27	-0,01	13,2
n	18	18	18	18	18	18	18	18	18	18
min	384,1	13,21	14,69	0,00	30,31	11,28	0,224	8,92	-0,04	8,3
max	443,1	23,03	52,77	0,00	60,14	15,72	1,760	20,08	0,04	17,2
%CV	3,6 %	12,9 %	35,7 %	0,0 %	21,1 %	9,7 %	39,5 %	25,2 %	136,5 %	17,0 %

Table 2.14 Analyse statistique de la série d'essais 3 (0°).

	ρ (kg/m ³)	f_h (MPa)	$k_{f,el}^{load}$ (N/m ³)	$k_{f,el}^{reload}$ (N/m ³)	$k_{f,el}^{unload}$ (N/m ³)	$f_{h,offset}$ (N/m ³)	$k_{f,pl}$ (N/m ³)	$f_{h,inter}$ (MPa)	u_0 (mm)	u_{lim} (mm)
mean	536,3	40,77	46,90	0,00	63,39	41,17	-0,672	43,48	0,02	5,4
n	14	14	14	14	14	14	14	14	14	14
min	522,8	32,95	34,06	0,00	44,26	33,52	-2,336	34,24	-0,02	2,5
max	552,1	46,13	64,68	0,00	83,68	48,32	0,653	55,55	0,11	9,0
%CV	1,8 %	8,8 %	17,2 %	0,0 %	16,0 %	9,6 %	-125,4 %	13,8 %	197,1 %	38,5 %

Table 2.15 Analyse statistique de la série d'essais 3 (90°).

	ρ (kg/m ³)	f_h (MPa)	$k_{f,el}^{load}$ (N/m ³)	$k_{f,el}^{reload}$ (N/m ³)	$k_{f,el}^{unload}$ (N/m ³)	$f_{h,offset}$ (N/m ³)	$k_{f,pl}$ (N/m ³)	$f_{h,inter}$ (MPa)	u_0 (mm)	u_{lim} (mm)
mean	536,6	27,09	23,81	0,00	0,00	21,46	1,499	19,60	0,06	10,0
n	14	14	14	14	14	14	14	14	14	14
min	529,8	20,84	15,44	0,00	0,00	16,47	0,721	11,05	-0,07	9,3
max	544,9	32,14	33,04	0,00	0,00	26,67	2,690	26,43	0,24	10,5
%CV	0,9 %	12,6 %	21,7 %	0,0 %	0,0 %	12,8 %	31,3 %	20,5 %	135,5 %	3,4 %

Table 2.16 Analyse statistique de la série d'essais 4

	ρ (kg/m ³)	f_h (MPa)	$k_{f,el}^{load}$ (N/m ³)	$k_{f,el}^{reload}$ (N/m ³)	$k_{f,el}^{unload}$ (N/m ³)	$f_{h,offset}$ (N/m ³)	$k_{f,pl}$ (N/m ³)	$f_{h,inter}$ (MPa)	u_0 (mm)	u_{lim} (mm)
mean	497,7	41,09	30,97	0,00	76,17	38,23	0,059	40,80	0,07	14,5
n	10	10	10	10	10	10	10	10	10	10
min	490,4	34,09	22,59	0,00	61,10	34,45	-0,442	33,19	0,02	12,8
max	506,7	47,27	50,44	0,00	107,48	44,06	0,364	49,48	0,14	15,3
%CV	1,2 %	8,4 %	28,1 %	0,0 %	18,4 %	7,1 %	370,7 %	10,4 %	48,5 %	5,2 %

2.3 Paramétrage de l'équation phénoménologique de Sauvat

Dans [Sauvat, 2001], l'auteur a proposé une équation phénoménologique (2.4) (page 51), basée sur une fonction trigonométrique, pour définir l'évolution de la raideur d'assemblage avec le glissement des plans de cisaillement. Dans le cadre d'un projet industriel sur les assemblages à plans multiples [Bocquet *et al.*, 2004], un sixième paramètre a été ajouté à la fonction (2.4) pour donner l'équation,

$$k_f(u) = -a_3 \times [\arctan((u \times a_6 + a_5)^{a_4} + a_1) + a_2] \quad (2.6)$$

c'est également sous cette forme qu'elle est citée dans [Cointe, 2003]. Pour la suite, l'équation (2.6) est détournée pour décrire l'évolution du module de fondation $k_f(u)$ avec le déplacement de l'organe dans le bois u .

Les six paramètres de l'équation (2.6) n'ont pas de significations physiques évidentes. Cependant, à partir d'interprétations mathématiques, il est possible de les lier avec certaines

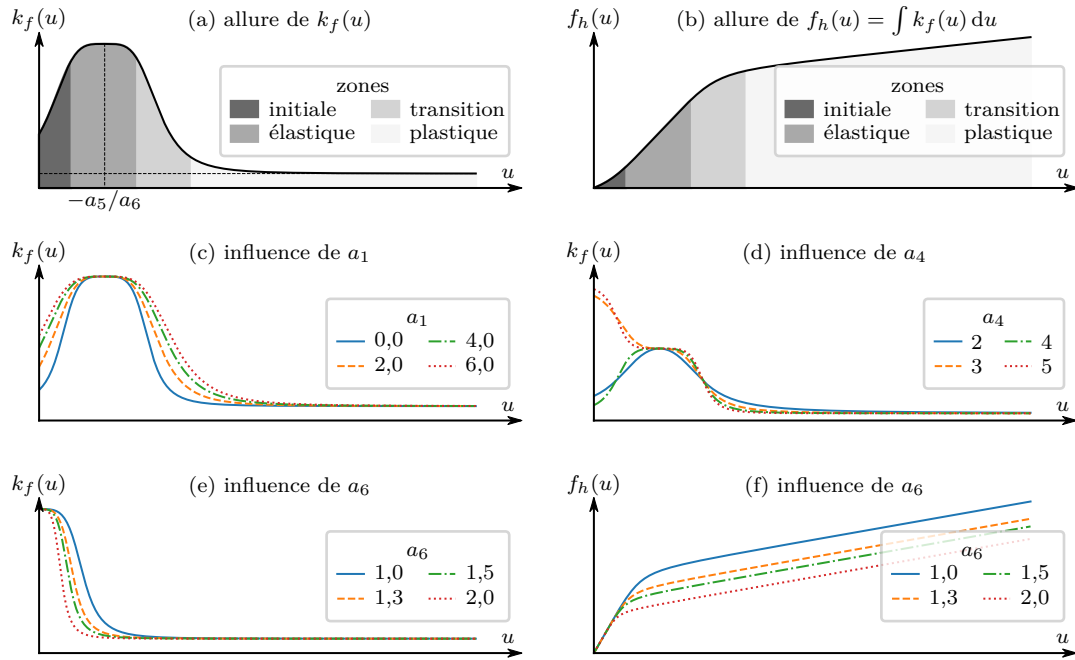


Fig. 2.11 Allures de la courbe représentative de la fonction de Sauvat. Allures du module de fondation $k_f(u)$ (a) et de la résistance à l'enfoncement $f_h(u)$ (b) avec leurs zones élémentaires associées (cas a_4 pair). Influence des paramètres a_1 (c), a_4 (d), a_6 (e) sur l'allure du module de fondation $k_f(u)$. Influence du paramètre a_6 (f) sur l'allure de la résistance à l'enfoncement $f_h(u)$. Les courbes des figures (b) et (f) ont été calculées numériquement par la méthode des trapèzes.

propriétés physiques de la mécanique de l'enfoncement présentées à la section 2.1. Avant de réaliser ce travail, la fonction est présentée.

L'allure de la courbe représentative de la fonction $u \mapsto k_f(u)$ est illustrée sur la figure 2.11 (a). Pour des valeurs paires du paramètre a_4 , la fonction est croissante sur l'intervalle $[0 ; -a_5/a_6]$ puis décroissante sur l'intervalle $[-a_5/a_6 ; +\infty]$. Elle atteint un maximum pour u égal à $-a_5/a_6$ et une limite finie quand u tend vers $+\infty$. Les figures 2.11 (c), (d) et (e) montrent respectivement l'influence des paramètres a_1 , a_4 et a_6 sur l'allure de la courbe représentative de la fonction $u \mapsto k_f(u)$. Le paramètre a_1 , à valeur dans l'ensemble des réels, joue un rôle de mise en forme de la courbe dans les zones initiale et de transition élastique-plastique. Ce rôle est également assuré par le paramètre a_4 , à la différence qu'il doit être à valeur dans l'ensemble des entiers strictement positifs. De plus, pour des valeurs de a_4 paires, la courbe admet une symétrie par rapport à l'axe $u = -a_5/a_6$ tandis qu'elle admet une symétrie par rapport au point $(-a_5/a_6 ; -a_3 \times (\arctan(a_1) + a_2))$ pour des valeurs de a_4 impaires. Cette dernière symétrie doit être exclue car elle ne décrit pas la phénoménologie de l'enfoncement, ce qui a pour conséquence de restreindre les valeurs de a_4 aux nombres entiers positifs et pairs. Enfin, le paramètre a_6 permet indirectement de définir la limite d'élasticité (voir figure 2.11 (f)).

Par hypothèses, le maximum de la fonction $u \mapsto k_f(u)$ est égal à la valeur du module de fondation élastique $k_{f,el}$ et la limite finie quand u tend vers $+\infty$ à la valeur du module de

fondation plastique $k_{f,pl}$. Mathématiquement, ces hypothèses se traduisent par le système d'équations,

$$\begin{cases} k_{f,el} = k_f(u = -a_5/a_6) = -a_3 \times (\arctan(a_1) + a_2) \\ k_{f,pl} = \lim_{u \rightarrow +\infty} k_f(u) = -a_3 \times (\frac{\pi}{2} + a_2) \end{cases} \quad (2.7)$$

La résolution du système (2.7) permet de lier les deux paramètres mathématiques a_2 et a_3 avec les propriétés $k_{f,el}$ et $k_{f,pl}$, et le paramètre a_1 ,

$$a_2 = \frac{k_{f,el} \times \frac{\pi}{2} - k_{f,pl} \times \arctan(a_1)}{k_{f,pl} - k_{f,el}} \quad (2.8)$$

$$a_3 = \frac{k_{f,pl} - k_{f,el}}{\frac{\pi}{2} - \arctan(a_1)} \quad (2.9)$$

En calculant une primitive de la fonction $u \mapsto k_f(u)$, il est possible d'obtenir l'évolution de la résistance à l'enfoncement $f_h(u)$, tel que :

$$f_h(u) = \int_0^u k_f(x) dx = \int_0^u -a_3 \times [\arctan((x \times a_6 + a_5)^{a_4} + a_1) + a_2] dx \quad (2.10)$$

À partir de l'intégrale (2.10), il est maintenant possible de compléter le paramétrage de l'équation (2.6), c'est-à-dire déterminer le triplet (a_4, a_5, a_6) , en s'appuyant sur trois autres paramètres de l'enfoncement : u_0 , $f_{h,offset}$ et $f_{h,5mm}$. Pour cela, il est nécessaire de définir un système de trois équations à partir de trois hypothèses :

- **hypothèse 1** : la courbe de la fonction $u \mapsto f_h(u)$ est tangente à la droite portée par $k_{f,el}$ pour u égal à $-a_5/a_6$, donc

$$k_{f,el} \times \left(-\frac{a_5}{a_6} - u_0 \right) = \int_0^{-\frac{a_5}{a_6}} k_f(u) du \quad (2.11)$$

- **hypothèse 2** : la valeur de la fonction $u \mapsto f_h(u)$ est égal au paramètre $f_{h,offset}$ pour u égal à $\frac{f_{h,offset}}{k_{f,el}} + u_0 + u_{offset}$, donc

$$f_{h,offset} = \int_0^{\frac{f_{h,offset}}{k_{f,el}} + u_0 + u_{offset}} k_f(u) du \quad (2.12)$$

- **hypothèse 3** : la valeur de la fonction $u \mapsto f_h(u)$ est égal au paramètre $f_{h,5mm}$ pour u égal à 5 mm , donc

$$f_{h,5mm} = \int_0^5 k_f(u) du \quad (2.13)$$

Cependant, l'intégrale (2.10) ne peut pas être exprimée par des fonctions usuelles. Par conséquence, le système composé des équations (2.11), (2.12) et (2.13) ne pourra pas être résolu de manière analytique. De plus, les trois équations du système sont non linéaires. Finalement, déterminer le triplet (a_4, a_5, a_6) devient un problème de régression non linéaire (voir figure 2.12), lequel est résolu par un algorithme de Gauss-Newton.

Comme expliqué précédemment, la forme actuelle de l'équation (2.6) limite la valeur du paramètre a_4 à un nombre entier et pair. L'introduction de la valeur absolue sur le terme $(u \times a_6 + a_5)$ de l'équation (2.6) permet de s'affranchir de cette limitation en autorisant pour

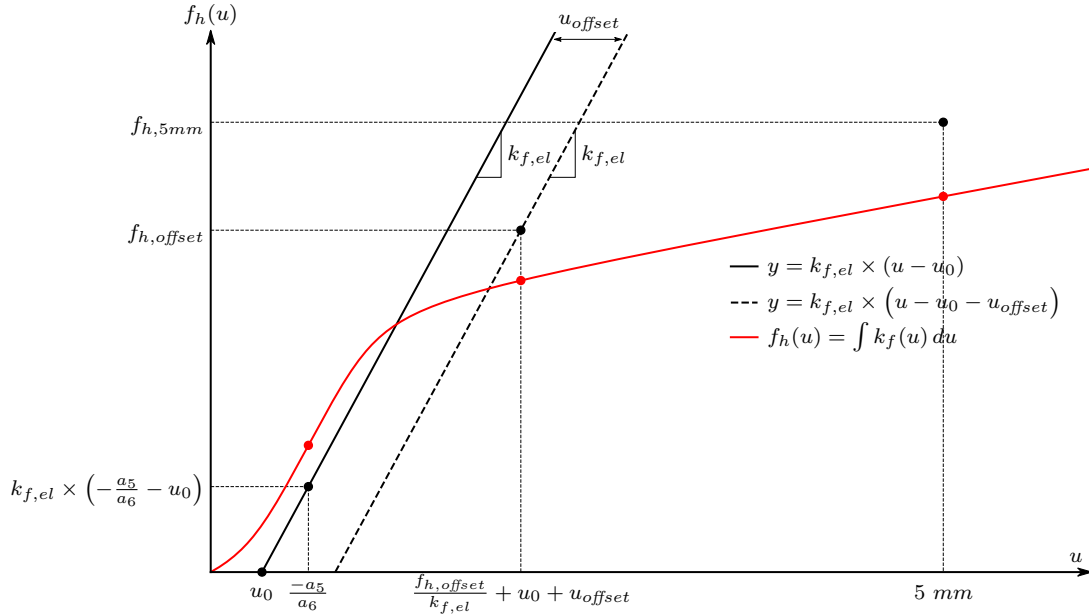


Fig. 2.12 Illustration du paramétrage de l'équation phénoménologique de Sauvat.

le paramètre a_4 toutes valeurs dans l'ensemble des réels strictement positifs. De plus, avec le paramétrage expliqué précédemment et l'ajout de la valeur absolue sur le terme $(u \times a_6 + a_5)$, le paramètre a_1 ne présente plus d'intérêt. Ainsi, à partir des remarques précédentes une nouvelle forme de l'équation de Sauvat est proposée

$$k_f(u) = -a_3 \times [\arctan(|u \times a_6 + a_5|^{a_4}) + a_2] \quad (2.14)$$

Au final, le paramétrage de la nouvelle forme de l'équation phénoménologique de Sauvat revient à déterminer le 5-uplet $(a_2, a_3, a_4, a_5, a_6)$ pour l'équation (2.14). La démarche expliquée précédemment pour déterminer les paramètres a_4, a_5, a_6 reste inchangée. Seuls les équations (2.8) et (2.9) sont simplifiées, tel que

$$a_2 = \frac{\pi}{2} \times \frac{k_{f,el}}{k_{f,pl} - k_{f,el}} \quad (2.15)$$

$$a_3 = \frac{2}{\pi} \times (k_{f,pl} - k_{f,el}) \quad (2.16)$$

Le paramétrage complet de l'équation 2.14 pour les quatre séries d'essais est donné dans le tableau 2.17.

2.4 Conclusion et discussion

Les principaux résultats de ce chapitre ont fait l'objet d'une publication présentée ci-après sous la référence [Schweigler *et al.*, 2019]. Ces différents résultats étant la conclusion d'un travail collaboratif européen initié lors de l'action COST FP1402. Dans cet article, une base de données comprenant les résultats de 1565 essais d'enfoncement réalisés sur six essences de bois (résineux et feuillus), de quatre produits à base de bois, de quatre diamètres

d'organes et avec sept angles de chargement différents a été présentée (voir tableau 2.18). Les méthodes de détermination des paramètres d'enfoncement et les méthodes de reconstruction des courbes effort-enfoncement à partir de ces paramètres d'enfoncement ont été discutées. Sur la base de l'analyse de ces paramètres et des observations expérimental, il est recommandé de modifier la norme [NF EN 383, 2007] en augmentant la valeur limite de l'enfoncement à 15 mm. Pour cela, les échantillons sensibles au fendage doivent être renforcés. Les règlements concernant les appareillages d'essai et les dimensions des échantillons pour des essais hors des axes d'orthotropie doivent être inclus. Les méthodes d'essais doivent être plus précises, afin d'éviter toute différence entre les résultats issus de campagnes essais effectués avec différents appareillages, comme cela a été observé dans cette étude. Des paramètres supplémentaires pouvant servir de donnée d'entrée aux modèles numériques, doivent être inclus dans la norme [NF EN 383, 2007], notamment le module de fondation dans la partie plastique de la courbe d'essai. L'objectif final des futures versions de l'Eurocode 5 pourrait être d'inclure des équations de régression pour plusieurs paramètres d'enfoncement, similaires à celle pour estimer la portance locale, voir équation (1.23) par exemple. Cependant, la grande dispersion des paramètres observée dans cette étude, en particulier des paramètres de rigidité, ne permet pas pour le moment de proposer des équations de régression. Seuls des essais d'enfoncement supplémentaires réalisés en accord avec une version révisée de la norme [NF EN 383, 2007] sont nécessaires pour permettre la détermination des équations de régression fiables.

Embedment test analysis and data in the context of phenomenological modeling for dowelled timber joint design

Michael Schweigler, Depart. of Building Technol., Linnaeus University, Växjö, Sweden

Thomas K. Bader, Depart. of Building Technology, Linnaeus University, Växjö, Sweden

Jean-François Bocquet, ENSTIB/LERMAB, University of Lorraine, Épinal, France

Romain Lemaître, ENSTIB/LERMAB, University of Lorraine, Épinal, France

Carmen Sandhaas, Karlsruhe Institute of Technology, Germany

Keywords: dowelled timber joints, embedment tests, load-displacement curves, numerical analysis, database

1 Introduction

Numerical models, like the phenomenological Beam-On-Foundation (BOF) approach, have proven to be an efficient alternative to the analytical European Yield Model (EYM) for the design of dowelled timber joints according to *EN 1995-1-1* (2004) (EC 5) (see e.g. *Lemaître et al. (2018)*, *Bader et al. (2016)*). In contrast to the EYM, BOF-models allow not only for prediction of the load-carrying capacity, but also for prediction of the load-displacement behavior of single-dowel connections, and thus of their stiffness. This makes BOF-models predestined for the design of joints in advanced modern timber structures, which for reason of their complexity rely on a reliable prediction of the joint load-deformation behavior.

BOF-models are used since the early thirties of the last century (*Hager, 1930*). Models of different complexity were used from simplified (i) rigid-ideal plastic models, which allow only for strength prediction (cf. *Johansen (1949)*); to (ii) bi-linear elastic approaches, being able to predict stiffness and strength (*Sawata and Yasumura (2003)*, *Cachim and Franssen (2009)*), and (iii) nonlinear elastic models, which are optimized for numerical simulations (*Lemaître et al., 2018*). BOF-models might be even used for earthquake design by application of plastic, or even hysteresis models (*Izzi et al. (2018)*, *Girhammar et al. (2017)*). Developers and users of such phenomenological models face the challenge to find reliable input data on the load-deformation behavior of steel dowels embedded

in wood or wood-based products.

Lack of input data for numerical models, like BOF, is one of the main reasons which hinders application of such models in engineering practice and in research. Since the EYM of EC 5 uses only the embedment strength ($f_{h,EC5}$) but no stiffness, as input, the related European standard for embedment testing, *EN 383* (2007), focuses mainly on the embedment strength determination. However, numerical modeling requires information on the entire load-displacement curve from embedment tests.

The aim of this contribution is to

1. present methods to analyze and parameterize experimental load-displacement curves for BOF-models, with embedment parameters suitable for this purpose;
2. provide a database of embedment parameters for different wood species and wood products, and try to find correlations between parameters;
3. give recommendations for embedment testing, with the aim to exploit data in numerical models.

2 Embedment test curve analysis

In embedment tests acc. to *EN 383* (2007), the reaction force, F , and two dowel displacements, u_{left} and u_{right} , are measured. Thus, the outcome is a data file with point-wise information on F and u , giving a nonlinear load-displacement curve. Since documentation, dissemination and standardization of these point-wise load-displacement data is cumbersome, we suggest herein to describe embedment curves by embedment parameters as follows.

Load-displacement curves from embedment tests are analyzed, resulting in strength, stiffness and displacement parameters, similar to what is required acc. to *EN 383* (2007). However, the *EN 383*-set of parameters needs to be extended. With this extended set of embedment parameters, in combination with parameterized equations (Section 2.2), embedment load-displacement curves can be reconstructed serving as input to numerical simulation methods. The amount of data which needs to be documented and disseminated is much smaller, compared to tabulated data on load-displacement curves. Furthermore, the standardization process can be facilitated by providing regression equations for determination of single embedment parameters, as it is done for the embedment strength $f_{h,EC5}$ in the current version of EC 5.

The required parameters and their determination are discussed in the following.

2.1 Embedment parameters

Depending on the model used to describe the embedment load-displacement behavior (e.g. bilinear or nonlinear curves) and the applied method to reconstruct embedment

curves (Schweigler et al., 2018), a different number of embedment parameters is required. Parameters to describe nonlinear load-displacement curves, including unloading-reloading hysteresis, are illustrated Figure 1, and listed in the following:

- $f_{h,5mm}$: embedment strength at 5 mm
- $f_{h,offset}$: embedment stress in the transition zone
- $k_{f,el}^{load}$: elastic foundation modulus from first-loading sequence
- $k_{f,el}^{unl}$: elastic foundation modulus from unloading sequence
- $k_{f,el}^{rel}$: elastic foundation modulus from reloading sequence
- $k_{f,pl}$: plastic foundation modulus
- u_{max} : maximum displacement
- $f_{h,inter}$: embedment stress at the intersection of $k_{f,pl}$ with the stress axis
- u_0 : initial slip

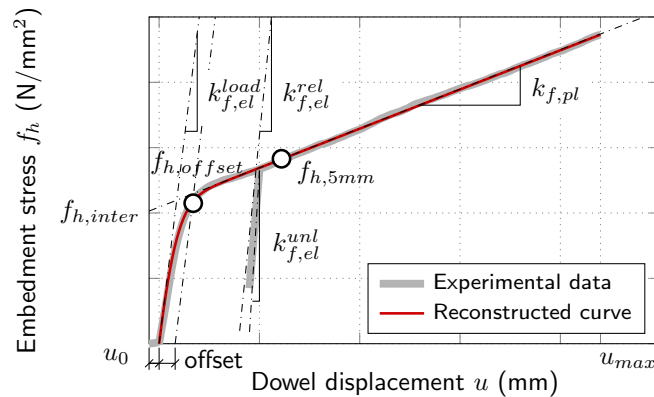


Figure 1. Embedment parameters determined from experiments for curve reconstruction.

Table 1 gives the required parameters for reconstruction of embedment load-displacement curves, to be used in different single-dowel models. Depending on model complexity one to eight parameters are required. For the simplest approach, assuming rigid-ideal plastic embedment behavior, as it is used in the EYM, the only required parameter is the embedment strength, $f_{h,5mm}$. While for plastic and hysteresis models, two strength, four stiffness and one displacement parameters are needed. The parameter $f_{h,inter}$ is set into parentheses, since it is used as substitute for $f_{h,5mm}$ in some cases (see discussion in Section 2.1.5). Initial slip, u_0 , is always an optional parameter.

Determination of the above-mentioned embedment parameters, based on experimentally determined load-displacement curves is discussed next.

Table 1. Required embedment parameters for different models to describe the embedment behavior.

Type of model	$f_{h,5mm}$	$f_{h,offset}$	$k_{f,el}^{load}$	$k_{f,el}^{unl}$	$k_{f,el}^{rel}$	$k_{f,pl}$	u_{max}	$f_{h,inter}$	u_0
rigid-ideal plastic	✓	-	-	-	-	-	-	-	-
bi-linear elastic	✓	-	✓	-	-	✓	✓	(✓)	(✓)
nonlinear elastic	✓	✓	✓	-	-	✓	✓	(✓)	(✓)
plastic/hysteresis	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	(✓)	(✓)

✓ ...required, (✓)...optional or substitute, -...not required

2.1.1 Embedment strength at 5 mm, $f_{h,5mm}$

The embedment strength, $f_{h,5mm}$, follows the definition of EN 383 (2007), which is defined as the maximum embedment stress, f_h , up to a dowel displacement u of 5 mm. For the sake of simplicity, it is suggested to include the initial slip, u_0 , in the 5 mm displacement definition of the embedment strength, $f_{h,5mm}$. Excluding u_0 would mean an iterative process for determination of $f_{h,5mm}$, since by definition according to Section 2.1.7, u_0 , depends indirectly on $f_{h,5mm}$. The embedment strength, $f_{h,5mm}$, is needed for determination of the position of the elasto-plastic curve part. In some cases it is beneficial to substitute $f_{h,5mm}$ by $f_{h,inter}$ (see Section 2.1.5).

2.1.2 Elastic foundation modulus from first-loading sequence, $k_{f,el}^{load}$

The elastic foundation modulus, $k_{f,el}^{load}$, is defined as the inclination of the line connecting stress points on the loading path at 10% and 40% of the embedment strength, $f_{h,5mm}$ (similar to the stress points suggested by EN 383 (2007)). Alternatively, linear regression could be applied on this curve part.

By the elastic foundation modulus, $k_{f,el}^{load}$, the inclination (i.e. stiffness) of the load-displacement curve at the beginning of the quasi-elastic curve part is defined. Depending on the the applied method and parameterized equation for reconstructing the curve (cf. Table 1), the stiffness reduces from $k_{f,el}^{load}$ at the beginning, to a smaller value at the end of the this curve part, migrating to the transition zone.

2.1.3 Elastic foundation modulus from re- and unloading sequence, $k_{f,el}^{rel}$ and $k_{f,el}^{unl}$

The reloading modulus, $k_{f,el}^{rel}$, is defined in the same way as $k_{f,el}^{load}$. Stress points at 10% and 40% of the reloading path are used. Definition of $k_{f,el}^{unl}$ follows the procedure suggested by Schweigler et al. (2017), where $k_{f,el}^{unl}$ is defined as the inclination of the line connecting the stress point on the unloading path at beginning of the unloading sequence and the stress point at 20% load drop. Alternatively, linear regression could be applied on these curve parts.

By $k_{f,el}^{rel}$ and $k_{f,el}^{unl}$ the reloading-unloading path in plastic or hysteresis models can be described.

2.1.4 Embedment stress in the transition zone, $f_{h,offset}$

The parameter $f_{h,offset}$ is defined as intersection of the embedment load-displacement curve with an offset of the $k_{f,el}^{load}$ -line (see Figure 1). This method is similar to the offset method for determination of the embedment strength according to *ASTM D5764-97a* (2002). We suggest to use a offset defined relative to the dowel diameter, d . Herein, three different offsets by means of $0.050d$, $0.075d$ and $0.100d$ were investigated.

The parameter $f_{h,offset}$ allows for calibration of the curvature in the transition zone between the two linear curve parts, i.e., the quasi-elastic and plastic curve part.

2.1.5 Plastic foundation modulus, $k_{f,pl}$

Most parameterized equations used for derivation of nonlinear load-displacement curves allow only for linear description of the loading path in the plastic curve part (see Figure 1, and *Schweigler et al.* (2018)). However, in some experiments a nonlinear behavior after the quasi-elastic limit as e.g. shown in Figure 2 (right) was observed. This makes definition of the plastic foundation modulus, $k_{f,pl}$, challenging. To define $k_{f,pl}$, basically two approaches can be considered. Both were investigated in this study:

- 2-point method: $k_{f,pl}$, is defined as linear path between two stress points on the loading path after the yield limit. From experiments it became obvious, that the stress point at 5 mm displacement is usually located in the plastic curve part. Thus, one suggestion is to define $k_{f,pl}$ between the stress points at 5 mm and at maximum displacement u_{max} , i.e., 15 mm, or the displacement at failure. If failure occurs before a displacement of 5 mm is reached, stress points at u_{max} and $0.75u_{max}$ are proposed. The advantage of the 2-point approach is its simplicity. However, its main drawback gets obvious from line (2) in Figure 2 (right). The parameter $k_{f,pl}$ might be mispredicted by the 2-point method, since all information between the two defined stress points get lost. To tackle this problem an additional quality condition for the linear approximation could be introduced. If the quality condition is not fulfilled, the maximum displacement has to be reduced until a more-or-less linear part appears between the two stress points (see line (1) in Figure 2 (right)). However, as stated in *Schweigler et al.* (2018) a reliable prediction beyond the displacement at the second stress point is impossible.
- Linear regression: A curve section, covering the plastic part, is isolated from the load-displacement curve and linear regression analysis with optimization by the R^2 is applied. Three different curve sections were investigated, namely $0.1d-u_{max}$, $3\text{ mm}-u_{max}$, and $5\text{ mm}-u_{max}$. Since linear approximation from regression analysis does not necessarily go through the stress point at 5 mm, i.e. embedment strength $f_{h,5mm}$, an additional stress parameter, $f_{h,inter}$, needs to be defined (see Section 2.1.6). The big advantage compared to the 2-point method is its robust-

ness. Nevertheless, a quality condition should be used here as well, in order to ensure that the plastic curve section can be sufficiently approximated linearly.

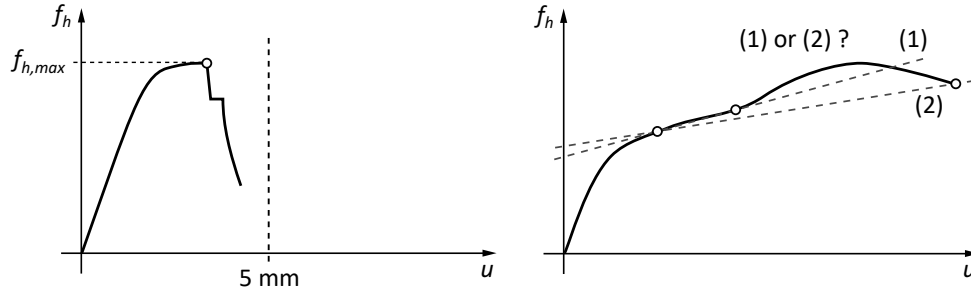


Figure 2. Typical load-displacement curves from embedment tests.

2.1.6 Embedment stress at the intersection of $k_{f,pl}$ with the stress axis, $f_{h,inter}$

The parameter $f_{h,inter}$ is defined as the intersection of the line with an inclination $k_{f,pl}$ (e.g. as outcome from linear regression analysis) with the embedment stress axis. By $f_{h,inter}$, the location of the linear curve part in the plastic region is defined.

2.1.7 Initial slip u_0 , and maximum displacement, u_{max}

The initial slip is defined as the displacement, u , at the intersection of the line from determination of $k_{f,el}^{load}$ with the displacement axis, considering that $u = 0$ mm at the beginning of the test. Thus, the size of u_0 depends strongly on test setup related parameters, like the initial position of the loading device, or the assembling of the connection, and the drilling quality of the borehole. In the design of connections, u_0 could be predefined by execution classes, to make it independent from laboratory production and assembling quality. This procedure was suggested in Schweigler *et al.* (2018). The parameter u_0 is an optional parameter for the description of load-displacement curves. As discussed in Schweigler *et al.* (2018), some models allow for direct consideration of u_0 in the definition of nonlinear load-displacement curves, while for others u_0 can simply be added by a corresponding translation of the load-displacement curve.

The maximum displacement, u_{max} , is defined as the displacement at brittle failure, or the displacement when the test is stopped. It gives the displacement limit for reconstruction of the load-displacement curve.

2.2 Analytical equations for load-displacement curves

Mathematical functions allow to define load-displacement curves based on the embedment parameters described in Section 2.1, which then serve as input to numerical models on the single-dowel level. A summary of such methods is given in Schweigler *et al.* (2018). It includes methods, which are based on exponential or power functions (e.g. Richard and Abbott (1975)), polynomial functions, or trigonometric functions.

The approach from *Richard and Abbott (1975)* turned out to give good results for description of embedment curves (see *Schweigler et al. (2018)*). The equation reads as

$$f_h(u) = \frac{(k_{f,el}^{load} - k_{f,pl}) \cdot u}{\left[1 + \left[\frac{(k_{f,el}^{load} - k_{f,pl}) \cdot u}{f_{h,inter}}\right]^a\right]^{\frac{1}{a}}} + k_{f,pl} \cdot u, \quad (1)$$

where $k_{f,el}^{load}$ and $k_{f,pl}$ are the gradient of the initial and end tangent of the curve, respectively, while $f_{h,inter}$ describes the intersection between the end tangent and the stress axis. Furthermore, the parameter a controls the transition characteristic between the initial and end tangent of the curve. Parameter a can be defined by $f_{h,offset}$.

3 Embedment parameter database and analysis

The database includes embedment parameters from in total 1565 tests, taken from 7 reports originating from ENSTIB/LERMaB Epinal, Vienna University of Technology (IMWS, TU Wien), Linnaeus University Växjö (LNU), TU Delft and Karlsruhe Institute of Technology (KIT). It includes only test series for which load-displacement data were at disposal. In addition, it was aimed to include data from test series with unloading-reloading hysteresis. References for the specific test series are given in Table 3.

The database comprises parameters from embedment test on 6 soft- and hardwood species, 4 wood-based products, 4 dowel diameter, loaded at 7 different load-to-grain angles. The exact number of tests per category is given in Table 2.

Table 2. Number of tests per category included in the embedment parameter database.

	species	product	diameter	α
366	spruce	1111 solid	535 12 mm	526 0°
55	pine	196 GLT	654 16 mm	35 15°
28	larch	138 LVL (Kerto-S)	339 20 mm	185 30°
287	poplar	10 LVL (Kerto-Q)	37 24 mm	39 45°
470	beech	110 plywood		286 60°
359	oak			40 75°
				454 90°
In total: 1565 tests				

Most specimens were reinforced in order to avoid premature splitting before the bearing capacity was reached. More than 80% of setups which tend to split, i.e., $\alpha = 0^\circ$, 15° or 30° were reinforced. Several test specimens were stored at standard climatic conditions of 20°C and 65% relative humidity prior to testing. The corresponding mean moisture content per test series was between 9.7%–13.6%. For further details on the single embedment test, the reader is referred to the references given in Table 3.

The database aims to serve as source for engineers and scientists for application in numerical approaches, like BOF-models, and as basis for standardization. It includes

several embedment parameters for parameterized equations for embedment load-displacement curves as discussed in Section 2.1 and 2.2, respectively. Embedment parameters are given as mean values including coefficient of variation and the number of tests. Thus, data can be exploited in stochastic approaches as well.

Embedment parameters were consistently determined as described in Section 2.1 for all tests included in the database. The parameter $f_{h,offset}$ was determined based on an offset of $0.050d$. Over all tests an offset of $0.050d$ turned out to fit the transition zone best, especially for tests with a comparable short transition zone (loading in or close to the grain direction). For loading perpendicular or close to perpendicular to the grain and offset of $0.075d$ or even $0.100d$ would be more suitable, however, an offset of $0.050d$ was used throughout the analysis.

To describe $k_{f,pl}$, the method using linear regression of the experimental data in the curve section between $0.1d$ and u_{max} was applied (see Section 2.1.5). This method was found to be overall most stable for evaluation of $k_{f,pl}$. For tests with larger transition zones, it was seen, that parts of the transition zone were included in the curve section $0.1d-u_{max}$, which should be avoided in order to not falsify the plastic tangent. Nevertheless, it turned out that the parameter $k_{f,pl}$ was hardly influenced therefrom, as long as u_{max} was sufficiently large.

Having at hand embedment parameters from 1445 tests (excluding plywood and LVL/Kerto-Q) it is aimed to find correlations of those embedment parameters with wood density, ρ , and dowel diameter, d . Results from embedment tests loaded in between the principal material directions are not considered for correlation analysis due to its comparable small sample size. The sample size for $\alpha = 0^\circ$ and $\alpha = 90^\circ$ was 460 and 400, respectively.

As it gets obvious from Figures 3–6, a considerable scattering of the embedment parameters was found. In general, scattering of data was found to be stronger for the "stiffnesslike" foundation modulus parameters than for the strength parameters. Interestingly, for most parameters data appeared in two groups, i.e. (I) LERMaB data, and (II) LNU/TU Wien, TU Delft, and KIT data. The LERMaB group, i.e. largest group, showed the tendency to give higher strength values than group (II). For the foundation modulus parameters, diversified results were found. Difference might be explained by different test setups, dowel surface qualities, loading and measurement procedures, etc., used in the individual test series. In general, no obvious influence of wood species, wood product, and dowel diameter on the embedment parameters was found. Correlation plots of the individual embedment parameters are presented and discussed in the following.

3.1 Embedment strength at 5 mm, $f_{h,5mm}$

Embedment strength determination and correlation analysis was the subject of numerous studies. Among others, *Whale and Smith* (1986) and *Ehlbeck and Werner* (1992)

investigated softwood and hardwood subjected to embedment loading, while *Hübner et al.* (2008) focused on European hardwood. Those authors proposed correlation equations of the embedment strength $f_{h,5mm}$ with ρ and d . The proposed design equation for softwood (Eq. (2)) from *Ehlbeck and Werner* (1992) is used in the current version of EC 5 to predict embedment strength for soft- and hardwood, reading as

$$f_{h,EC5} = 0.082 \cdot (1 - 0.010 \cdot d) \cdot \rho. \quad (2)$$

Ehlbeck and Werner (1992) proposed the following equation for hardwood

$$f_{h,Ehlbeck}^{hard} = 0.102 \cdot (1 - 0.010 \cdot d) \cdot \rho. \quad (3)$$

In Eq. (2) and (3) mean mass density, ρ_{mean} , was used as it was done in *Ehlbeck and Werner* (1992). In EC 5, ρ_{mean} was simply replaced by ρ_k to shift from mean to characteristic values of the embedment strength.

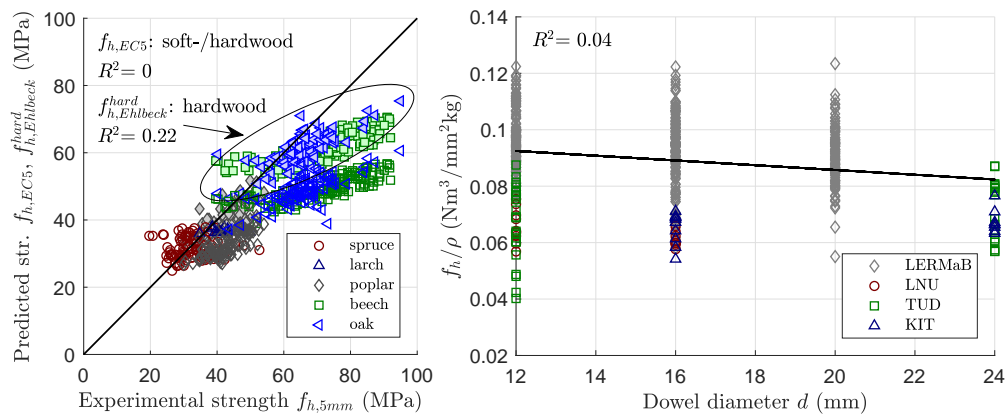


Figure 3. Embedment strength, $f_{h,5mm}$ parallel to the grain (0°); Left: Correlation between experimental $f_{h,5mm}$ and prediction by EC 5, $f_{h,EC5}$ (for soft- and hardwood; empty markers), and by $f_{h,Ehlbeck}^{hard}$ (only for hardwood; filled markers); Right: Ratio $f_{h,5mm}/\rho$ plotted over dowel diameter, d .

In Figure 3 (left) the correlation between predicted embedment strength $f_{h,EC5}$ (Eq. (2)) and $f_{h,Ehlbeck}^{hard}$ (Eq. (3)), and experimentally determined embedment strength, $f_{h,5mm}$ for $\alpha = 0^\circ$ is illustrated. While a sufficient correlation was found for softwood (spruce and larch), hardwood embedment strength was substantially underestimated by EC 5, resulting in a R^2 for the entire sample (soft- and hardwood) of equal to zero, i.e., no correlation. Applying Eq. (3) on the hardwood samples yielded R^2 of 0.22. As illustrated in Figure 3 (right) a small decrease of $f_{h,5mm}$ with increasing d was found for $\alpha = 0^\circ$. Nevertheless, this correlation is very weak as indicated by $R^2 = 0.04$. Stronger correlation was found for $\alpha = 90^\circ$, resulting in $R^2 = 0.20$. Due to the weak correlation of $f_{h,5mm}$ with d , a linear regression analysis for $f_{h,5mm}$, and also the other embedment parameters, was performed with only one dependent parameter, i.e., the density, ρ .

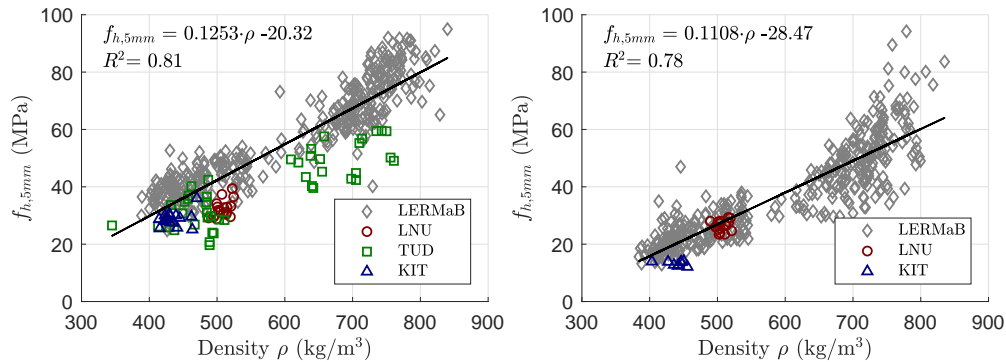


Figure 4. Embedment strength, $f_{h,5mm}$ plotted over density ρ including linear regression equations based on data from (i) LERMaB and (ii) LNU/TU Wien, TU Delft, and KIT; Left: $\alpha = 0^\circ$; Right: $\alpha = 90^\circ$.

In Figure 4 (left), $f_{h,5mm}$ of soft- and hardwood samples is plotted over ρ for $\alpha = 0^\circ$, including the correlation equation and R^2 . Higher $f_{h,5mm}$ for LERMaB data, compared to data from other laboratories gets obvious. Interpretation of this finding is difficult, due to the large number of possible influence parameters. One possible explanation could be the use of reinforcement to avoid premature splitting for all LERMaB experiments loaded at $\alpha = 0^\circ$. Experiments from TU Delft and KIT were unreinforced, and thus often failed before the 5 mm limit. Experiments from LNU/TU Wien were reinforced, but LVL (Kerto-S) was used, which might result in lower $f_{h,5mm}$ than solid timber of the same density (cf. Schweigler *et al.* (2016)). For loading perpendicular to the grain, $\alpha = 90^\circ$, a similar trend to $\alpha = 0^\circ$ was found (Figure 4 (right)). Embedment strength showed a quite strong correlation with density, resulting in an $R^2 = 0.78$ for the entire group of tests (soft- and hardwood). The parameter $f_{h,offset}$ showed similar results and trends as $f_{h,5mm}$ (not shown herein).

3.2 Elastic foundation modulus from first-loading sequence, $k_{f,el}^{load}$

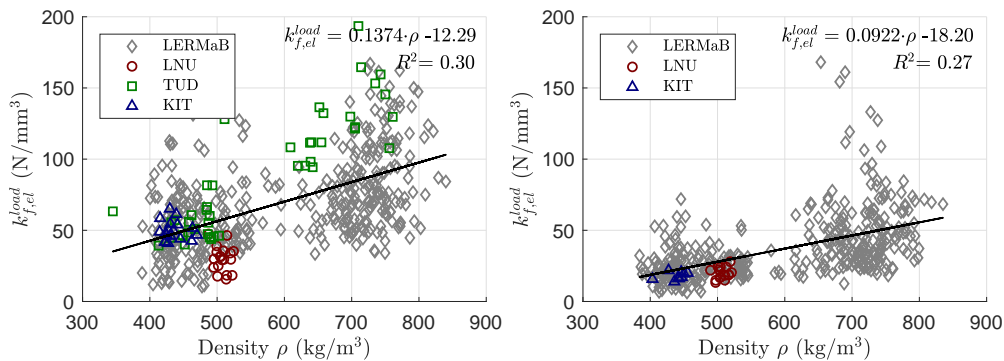


Figure 5. Elastic foundation modulus, $k_{f,el}^{load}$ plotted over ρ including linear regression equations based on data from (i) LERMaB and (ii) LNU/TU Wien, TU Delft, and KIT; Left: $\alpha = 0^\circ$; Right: $\alpha = 90^\circ$.

In Figure 5 (left), $k_{f,el}^{load}$ is plotted over the density for loading parallel to the grain ($\alpha = 0^\circ$).

Compared to strength value, $f_{h,5mm}$ the scattering increased substantially. This highlights the sensitivity of stiffness determination from embedment tests. Similar to the embedment strength parameter, two distinct groups of test results can be found, i.e., group (I) LERMaB, and group (II) incorporating the other sources. Especially for group (I) pronounced scattering of the results was found, which might be partly explained by measuring the dowel displacement, u , only on one side of the test specimen. Thus, due to inhomogeneous stiffness distribution of the wooden material along the dowel axis, the dowel might rotate relative to the midplane of the test specimen, and consequently falsify the measured displacement and the calculated stiffness $k_{f,el}^{load}$. For high density, group (II) showed higher $k_{f,el}^{load}$ than group (I), i.e. LERMaB. This is in contrast to findings for $f_{h,5mm}$. Similar trends were seen for loading at $\alpha = 90^\circ$, shown in Figure 5 (right).

Compared to embedment strength, less literature can be found for embedment modulus. *Hwang and Komatsu* (2002) proposed to estimate the elastic foundation modulus parallel to the grain, $k_{s,0}$, as function of the modulus of elasticity, E_0 , and dowel diameter, d . The equation has been adapted to be compatible with SI-units, reading as

$$k_{s,0} = \frac{E_0}{31.6 + 10.9 \cdot d'} \quad (4)$$

with E_0 in (N/mm²), and d in (mm) to give $k_{s,0}$ in (N/mm³). For loading perpendicular to the grain, $k_{s,90}$ was estimated by $k_{s,0}/3.4$ according to *Hwang and Komatsu* (2002).

Correlating ρ_{mean} with $E_{0,mean}$ from *EN 338* (2009), and insertion in Eq. (4), gives for $d = 16$ mm, $k_{s,0} = 53.4$ N/mm³ ($\rho = 420$ kg/m³) and 68.0 N/mm³ ($\rho = 750$ kg/m³), which is 18% higher and 25% lower, respectively, as predicted by the regression equation given in Figure 5 (left) ($R^2 = 0.30$). For $\alpha = 90^\circ$, *Hwang and Komatsu* (2002) underestimates $k_{f,el}^{load}$ predicted by regression equation from Figure 5 (right) ($R^2 = 0.27$) by 23% ($\rho = 420$ kg/m³) and 61% ($\rho = 750$ kg/m³), respectively. It should be pointed out, that the validity of this comparison is questionable, for reason of the weak correlation of ρ with $k_{f,el}^{load}$.

For the elastic foundation modulus parameters in the unloading and reloading sequences, i.e., $k_{f,el}^{rel}$ and $k_{f,el}^{unl}$, very similar results to $k_{f,el}^{load}$ were found with even more pronounced scattering and weak correlations with ρ . In general $k_{f,el}^{unl}$ was found to give highest values, followed by $k_{f,el}^{rel}$ and $k_{f,el}^{load}$.

3.3 Plastic foundation modulus, $k_{f,pl}$

The plastic foundation modulus, $k_{f,pl}$, describes the displacement hardening after the elastic limit. Thus, it is not surprising that in Figure 6, higher values can be seen for loading at $\alpha = 90^\circ$ (right) than $\alpha = 0^\circ$ (left). Furthermore, a less pronounced scattering of the data and a stronger correlation with the density (0° : $R^2 = 0.41$; 90° : $R^2 = 0.56$),

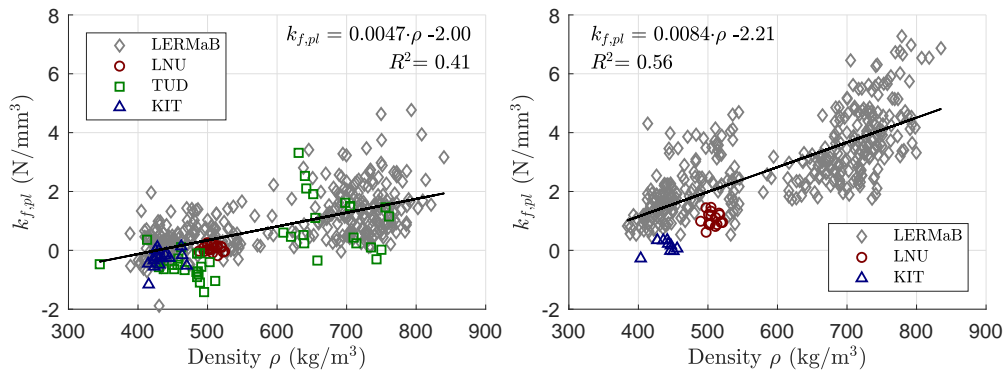


Figure 6. Plastic foundation modulus, $k_{f,pl}$ plotted over ρ including linear regression equations based on data from (i) LERMaB and (ii) LNU/TU Wien, TU Delft, and KIT; Left: $\alpha = 0^\circ$; Right: $\alpha = 90^\circ$.

as for $k_{f,el}^{load}$ can be seen. The smaller scattering might be explained by the larger Δu , which is used for calculation of $k_{f,pl}$, compared to $k_{f,el}^{load}$. Thus it reacts less sensitive to inaccuracies in the measured displacements.

4 Prerequisites and recommendations for embedment testing

In order to fully exploit numerical models, like BOF-models, in engineering applications, additional or adjusted parameters from embedment tests are needed as input. For determination of these parameters, adjustments of the (i) displacement range being tested, going hand in hand with necessary (ii) reinforcement measures to avoid premature splitting, and (iii) regulations for testing at an angle to the grain are recommended.

Large scattering of the embedment parameters presented in Section 3 underlines the importance of a precise and complete definition of test setup, as well as test- and evaluation-procedure, in order to ensure reliable results from embedment tests.

Following adjustments are recommended for a revised version of *EN 383* (2007).

4.1 Maximum displacement

Numerical models, like BOF approaches, aim for replacement of time consuming and costly joint tests by simulations. Since the related test standard for joints *EN 26 891* (1991) requires to test up to a displacement of 15 mm, it is necessary to test up to this limit at the embedment level as well. Thus, it is recommended to increase the aimed displacement limit from 5 mm to 15 mm.

4.2 Reinforcement

From multiple studies (e.g. *Sandhaas et al. (2013)*) it was seen, that it can be challenging to reach even the current displacement limit of 5 mm. This is the case for testing

in or close to the grain direction, as well as for some wood species being sensitive to splitting. Premature splitting means, that the plastic limit, $f_{h,5mm}$, cannot be reached, which however, is a prerequisite for the EYM in EC 5. Thus, reinforcement is required in order to ensure ductile behavior for the determination of the plastic limit, $f_{h,5mm}$, as well as the required displacement limit of 15 mm.

For reinforcement of test specimens either glued-on boards, or screws could be considered (Lathuillière *et al.*, 2015). In order to act only as reinforcement to avoid premature brittle failure, screws have to be placed at a certain distance from the dowel. In Lederer *et al.* (2016) the influence of different reinforcement measures, and their distance to the loaded dowel was studied. For reinforcement screws, an increase of the embedment force was seen, when the dowel was closer than ca. 5 mm from the screw. Thus, it is recommended to place the reinforcement screw at least at a distance of 15 mm + d from the undeformed, i.e. initial position of the dowel. Furthermore, Lederer *et al.* (2016) highlighted the importance of a sufficient strength of the reinforcement. Following Chapter 8.2.2 of the Austrian National Annex of EC 5, the strength of reinforcement screws can be designed for 30% of the expected embedment force.

4.3 Specimen size

In EN 383 (2007) no information for testing at an angle to the grain is given. However, since especially in moment loaded connections, arbitrary load-to-grain angles are possible, embedment tests should be conducted for intermediate load-to-grain angles as well. Thus, information on the specimen size for these load-to-grain angles should be included in the test standard. This could be done by interpolation between already existing regulations for 0° and 90°. Hübner *et al.* (2008) proposed linear interpolation of the specimen size between 0° and 90°. Herein we suggest to interpolate dimensions by following an S-shaped curve, which could be done as follows

$$X_{\alpha} = X_0 \cdot \cos(\alpha)^2 + X_{90} \cdot \sin(\alpha)^2, \quad (5)$$

with X_{α} as the dimension at a specific load-to-grain angle, and X_0 and X_{90} as the dimensions at 0° and 90°, respectively. This proposal is based on observations from Schweigler *et al.* (2016) and Schweigler *et al.* (2017), which showed that embedment test at 15° and 75° behave very similar to tests at 0° and 90°, respectively.

4.4 Test setups for loading at an angle to the grain

Loading at an angle to the grain causes an unsymmetric stress and stiffness distribution below the loaded dowel. Thus, if the test setup is unconstrained in lateral direction, a lateral displacement is evoked; if the test setup is constrained, a lateral force is evoked, which yields an lower and upper limit for the embedment forces, respectively (cf. Schweigler *et al.* (2017)). This calls for adjusted regulations regarding the test setup

in EN 383. Two possible setups for unconstrained embedment tests are illustrated in Figure 7.

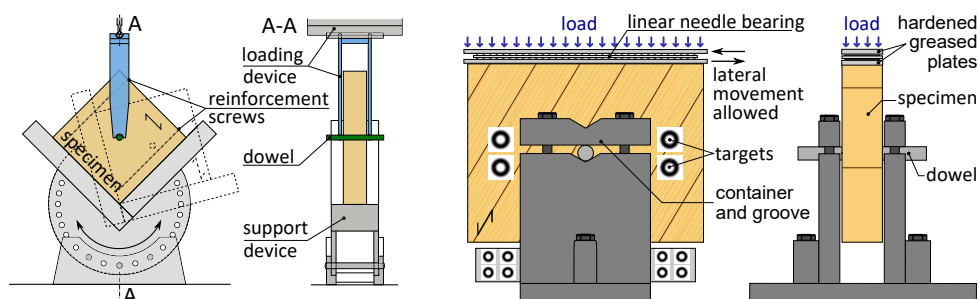


Figure 7. Illustration of embedment test setups for loading at an angle to the grain; Left: Unconstrained loading via pendulum (Schweigler et al., 2016); Right: Unconstrained loading by allowing lateral movement (Lemaître, 2019).

5 Conclusions

A database comprising embedment parameters from 1565 tests, on 6 soft- and hardwood species, 4 wood-based products, 4 dowel diameters, loaded at 7 different load-to-grain angles was presented. Methods for determination of embedment parameters, and methods for derivation of embedment load-displacement curves based on these embedment parameters were discussed.

Based on analysis of the embedment parameters, and observations from embedment tests, it is recommended to adjust the embedment test standard EN 383 by increasing the displacement limit to 15 mm. Embedment tests being sensitive to splitting shall be reinforced. Regulations regarding test setups and specimen size for embedment test at an angle to the grain need to be included. Definitions for execution and evaluation of embedment test shall be extended and more precise, in order to avoid difference in results from embedment tests, carried out at different facilities, as it was observed in this study. Additional embedment parameters, which can serve as input to numerical models, shall be included in EN 383.

The final aim for future versions of EC 5 should be to include regression equations for several embedment parameters, similar to the equation for the embedment strength in the current EC 5. However, the large scattering of embedment parameters, especially for the stiffness parameters, observed in this study, does not allow to give recommendations for regression equations at this time. Additional embedment tests, following regulations of a revised version of EN 383 are required, to allow for determination of reliable regression equations for the proposed parameters.

6 Acknowledgements

This work has been carried out within the project `hardwood_joint`, which is supported under the umbrella of ERA-NET Cofund ForestValue by BMLFUW (AT), ADEME (FR), FNR (DE), Vinnova, Swedish Energy Agency and Formas (SE). ForestValue has received funding from the European Union's Horizon 2020 research and innovation programme under grant agreement N° 773324.

7 References

- ASTM D5764-97a (2002). "Standard Test Method for Evaluating Dowel-Bearing Strength of Wood and Wood-Based Products". In: *ASTM International*.
- Bader, T. K., M. Schweigler, E. Serrano, M. Dorn, B. Enquist, and G. Hochreiner (2016). "Integrative experimental characterization and engineering modeling of single-dowel connections in LVL". In: *Construction and Building Materials* 107, pp. 235–246.
- Benistand, T. (2019). "Comportements structurels des Essences de bois feuillus français en vue de leur meilleure intégration aux Eurocodes 5." PhD thesis. University of Lorraine, France (in progress).
- Blaß, H. J. and T. Uibel (2007). "Tragfähigkeit von stiftförmigen Verbindungsmitteln in Brettsperrholz (in German)". In: *Karlsruher Berichte zum Ingenieurholzbau Band 8*.
- Cachim, P. B. and J.M. Franssen (2009). "Numerical modelling of timber connections under fire loading using a component model". In: *Fire Safety Journal* 44(6), pp. 840–853.
- Ehlbeck, J. and H. Werner (1992). "Softwood and hardwood embedding strength for dowel-type fasteners." In: *Proceedings of CIB-W18/25-7-2, Aarhus, Sweden*.
- EN 1995-1-1 (2004). "Eurocode 5: Design of timber structures – Part 1-1: General – Common rules and rules for buildings". In: *European Committee for Standardization (CEN), Brussels, Belgium*.
- EN 26 891 (1991). "Timber structures; Joints made with mechanical fasteners; General principles for the determination of strength and deformation characteristics". In: *European Committee for Standardization (CEN), Brussels, Belgium*.
- EN 338 (2009). "Structural timber–Strength classes". In: *European Committee for Standardization (CEN), Brussels, Belgium*.
- EN 383 (2007). "Timber structures – Test method – Determination of embedment strength and foundation values for dowel type fasteners." In: *European Committee for Standardization (CEN), Brussels, Belgium*.
- Girhammar, U. A., P. J. Gustafsson, and B. Källsner (2017). "Modeling of shear walls using finite shear connector elements based on continuum plasticity". In: *Frontiers of Structural and Civil Engineering* 11(2), pp. 143–157.
- Hager, K. (1930). "Der Lochleibungsdruck bei Holzverbindungen (in German)". In: *Der Bauingenieur* 11(50), pp. 865–866.

- Hübner, U., T. Bogensberger, and G. Schickhofer (2008). "Embedding strength of European hardwoods". In: *Proceedings of CIB-W18/41-7-5, St. Andrews, Canada*.
- Hwang, K. and K. Komatsu (2002). "Bearing properties of engineered wood products I: effects of dowel diameter and loading direction". In: *Journal of Wood Science* 48(4), pp. 295–301.
- Izzi, M., G. Rinaldin, A. Polastri, and M. Fragiaco (2018). "A hysteresis model for timber joints with dowel-type fasteners". In: *Engineering Structures* 157, pp. 170–178.
- Johansen, K. W. (1949). "Theory of timber connections." In: *Int Assoc Bridge Struct Eng.* 9, pp. 249–262.
- Lathuilière, D., L. Bléron, T. Descamps, and J.F. Bocquet (2015). "Reinforcement of dowel type connections". In: *Construction and Building Materials* 97, pp. 48–54.
- Lederer, W., T. K. Bader, G. Unger, and J. Eberhardsteiner (2016). "Influence of different types of reinforcements on the embedment behavior of steel dowels in wood". In: *European Journal of Wood and Wood Products* 74(6), pp. 793–807.
- Lemaître, R. (2019). "Développement d'un outil de calcul non linéaire de dimensionnement d'assemblages bois tridimensionnels soumis à des torseurs plans." PhD thesis. University of Lorraine, France (in progress).
- Lemaître, R., J.F. Bocquet, M. Schweigler, and T. K. Bader (2018). "Beam-on-foundation modelling as an alternative design method for timber joints with dowel-type fasteners – Part 1: Strength and stiffness per shear plane of single-fastener joints." In: *Proceedings of INTER/51-07-13, Tallinn, Estonia*.
- Richard, R. M. and B. J. Abbott (1975). "Versatile elastic-plastic stress-strain formula". In: *Journal of the Engineering Mechanics Division* 101(4), pp. 511–515.
- Sandhaas, C., G.J.P. Ravenshorst, H.J. Blass, and J.W.G. van de Kuilen (2013). "Embedment tests parallel-to-grain and ductility aspects using various wood species". In: *European Journal of Wood and Wood Products* 71(5), pp. 599–608.
- Sawata, K. and M. Yasumura (2003). "Estimation of yield and ultimate strengths of bolted timber joints by nonlinear analysis and yield theory". In: *Journal of Wood Science* 49(5), pp. 383–391.
- Schweigler, M., T. K. Bader, G. Hochreiner, and R. Lemaître (2018). "Parameterization equations for the nonlinear connection slip applied to the anisotropic embedment behavior of wood". In: *Composites Part B: Engineering* 142, pp. 142–158.
- Schweigler, M., T. K. Bader, G. Hochreiner, G. Unger, and J. Eberhardsteiner (2016). "Load-to-grain angle dependence of the embedment behavior of dowel-type fasteners in laminated veneer lumber". In: *Construction and Building Materials* 126, pp. 1020–1033.
- Schweigler, M., T. K. Bader, J. Vessby, and J. Eberhardsteiner (2017). "Constrained displacement boundary conditions in embedment testing of dowel-type fasteners in LVL". In: *Strain* 53(6). DOI: 10.1111/str.12238.
- Whale, L.R.J. and I. Smith (1986). "The derivation of design clauses for nailed and bolted joints in Eurocode 5." In: *Proceedings of CIB-W18/19-7-6, Florence, Italy*.

Table 3. Embedment parameter database for selected test series, including mean values, coefficient of variation (CV) in %, and number of tests (n).

d (mm)	α (°)	ρ (kg/m ³)		MC (%)		$f_{h,5mm}$ (MPa)		$f_{h,offset}$ (MPa)		$k_{load}^{f,el}$ (N/mm ³)		$k_{f,el}^{el}$ (N/mm ³)		$k_{f,el}^{unl}$ (N/mm ³)		$k_{f,pl}$ (N/mm ³)		$f_{h,inter}$ (MPa)		u_0 (mm)		u_{max} (mm)
		mean	n	mean	n	mean	n	mean	n	mean	n	mean	n	mean	n	mean	n	mean	n	mean	n	
Spruce, solid timber, <i>Blaß and Uibel</i> (2007)																						
24	0	439	13.6	29.6	29.4	44.4	84.9	116.8	-0.286	30.2	0.14	5.1–5.6										
		4.0	8	4.2	8	8.5	8	6.7	8	6.5	2	2.1	2	69.3	8	9.5	8	48.4	8			
24	90	439	13.4	13.3	12.4	17.9	24.5	32.7	0.129	12.4	0.05	4.6–6.0										
		3.4	9	2.9	9	5.3	9	6.3	9	14.1	9	6.6	2	8.2	2	156	9	10.3	9	56.6	9	
Spruce, LVL (Kerto-S), <i>Schweigler et al.</i> (2016)																						
12	0	507	11.5	31.8	30.6	29.8	39.7	57.4	0.095	30.6	0.10	24.0										
		1.8	7	4.8	11	5.1	7	7.3	7	12.8	7	7.6	7	16.5	7	9.3	7	58.9	7	132	7	
12	30	515	11.5	27.3	25.1	23.9	32.7	46.9	0.312	25.0	0.15	24.0										
		1.5	6	4.8	11	3.2	6	5.1	6	8.6	6	13.9	6	9.7	6	35.3	6	4.7	6	81.5	5	
12	60	510	11.5	25.1	21.0	20.7	24.5	37.0	0.603	21.8	0.10	24.0										
		0.8	6	4.8	11	4.6	6	4.5	6	22.1	6	12.6	6	12.7	6	25.4	6	8.8	6	68.1	5	
12	90	505	11.5	27.5	20.6	20.3	23.4	34.7	1.17	21.5	0.01	24.0										
		1.9	7	4.8	11	4.9	7	8.1	7	22.4	7	13.9	7	13.6	7	13.5	7	8.0	7	433	7	
Poplar, solid timber, <i>Benistand</i> (2019)																						
12	0	500	9.7	46.9	40.7	52.4	133.7	135.3	0.730	41.1	0.04	12.5–14.2										
		7.2	40	6.1	40	8.1	40	7.4	40	39.9	40	22.8	40	20.8	40	52.2	40	11.0	40	163	40	
Beech, solid timber, <i>Benistand</i> (2019)																						
12	0	747	11.6	82.1	72.9	79.8	119.6	121.1	1.60	70.8	0.04	6.9–16.6										
		3.6	35	1.6	35	8.1	35	8.4	35	41.2	35	28.8	35	25.9	35	50.9	35	10.5	35	80.0	35	
12	90	726	11.9	62.3	38.5	48.0	73.8	75.1	5.17	34.4	0.07	11.9–15.3										
		6.7	40	2.9	40	20.0	40	18.6	40	35.7	40	30.3	40	28.5	40	21.7	40	20.3	40	47.3	40	
Oak, solid timber, <i>Benistand</i> (2019)																						
12	0	710	12.5	68.7	60.1	66.4	106.2	104.3	2.38	56.2	0.02	1.5–9.2										
		6.6	30	6.6	30	13.6	30	13.1	30	34.5	30	37.1	30	29.7	30	41.8	30	13.9	30	362	30	
12	90	707	13.2	52.4	34.9	30.2	40.6	41.6	3.96	30.4	0.04	9.8–17.1										
		6.9	30	5.6	30	22.2	30	25.2	30	30.3	30	25.5	30	26.2	30	24.7	30	27.4	30	96.6	30	

* The complete embedment parameter database can be found at [DIVA \(http://urn.kb.se/resolve?urn=urn:nbn:se:lnu:diva-87945\)](http://urn.kb.se/resolve?urn=urn:nbn:se:lnu:diva-87945). In addition to the above mentioned references, the database includes data from: *Sandhaas et al.* (2013), *Schweigler et al.* (2017), and *Lemaître* (2019).

Table 2.17 Paramètres a_4 , a_5 et a_6 calculés pour les différentes séries d'essais.

Série 1 (bois lamellé-collé et $d = 16$ mm)								
	u_0	f_h	$f_{h,offset}$	$k_{f,el}$	$k_{f,pl}$	a_4	a_5	a_6
0°	0,06	34,47	32,51	25,11	0,065	2,4794	-0,8145	1,4240
90°	0,05	19,85	15,46	10,18	0,985	1,7269	-0,6365	1,1950
Série 2 (bois lamellé-collé et $d = 12$ mm)								
	u_0	f_h	$f_{h,offset}$	$k_{f,el}$	$k_{f,pl}$	a_4	a_5	a_6
0°	0,00	35,63	35,98	73,52	-0,674	2,6926	-0,0481	2,3598
90°	-0,01	17,93	13,56	23,95	0,933	2,7060	-0,0480	2,1471
Série 3 (bois lamellé-feuilleté et $d = 16$ mm)								
	u_0	f_h	$f_{h,offset}$	$k_{f,el}$	$k_{f,pl}$	a_4	a_5	a_6
0°	0,02	40,77	41,17	46,90	-0,672	2,5516	-0,6527	1,9680
90°	0,06	27,09	21,46	23,81	1,499	2,3343	-0,9575	2,3521
Série 4 (lamibois (Q) et $d = 16$ mm)								
	u_0	f_h	$f_{h,offset}$	$k_{f,el}$	$k_{f,pl}$	a_4	a_5	a_6
0°	0,07	41,09	38,23	30,97	0,059	2,2298	-0,8402	1,5130

Voir les définitions des paramètres u_0 , f_h , $f_{h,offset}$, $k_{f,el}$ et $k_{f,pl}$ au paragraphe 2.1.1.

Table 2.18 Nombre d'essais par catégorie inclus dans la base de données d'enfoncement.

	Essences	Produits	Diamètre	α
366	épicéa	1111 bois massif	535 12 mm	526 0°
55	pin	196 bois lamellé-collé	654 16 mm	35 15°
28	mélèze	138 lamibois (S)	339 20 mm	185 30°
287	peuplier	10 lamibois (Q)	37 24 mm	39 45°
470	hêtre	110 contreplaqué		286 60°
359	chêne			40 75°
				454 90°

Avec α l'angle entre la direction de chargement et la direction du fil du bois.

3 – Modélisation des assemblages

La synthèse bibliographique du chapitre 1 a montré la difficulté de modéliser le problème mécanique de l'interaction organe-bois. Néanmoins, plusieurs auteurs proposent à partir de formalismes différents de nombreux modèles. Bien que certains travaux montrent des résultats intéressants, leurs modélisations sont difficiles à insérer dans un cadre normatif de dimensionnement de structure. Elles sont également difficiles à utiliser pour l'ingénieur du fait de leurs temps de calcul élevés. Cependant, il a été conclu dans ce chapitre que la modélisation numérique d'une poutre élastoplastique sur appuis non linéaire (modèle BoF) semble la voie la plus intéressante pour répondre à la problématique de la thèse. Laquelle est de proposer un outil numérique de dimensionnement d'assemblage bois de type tige en adéquation avec le travail de l'ingénieur, c'est-à-dire que cette modélisation soit capable de prédire à la fois les raideurs et la distribution des efforts entre organes.

La modélisation BoF propose d'idéaliser l'interaction organe-bois par des ressorts non linéaires. Les raideurs de ces ressorts sont exprimées par des fonctions mathématiques, lesquelles sont définies de manière phénoménologique. Plusieurs auteurs ont travaillé sur ce type de modélisation dont [Hirai, 1983], [Bouchair, 1993], [Bocquet, 1997] et [Bléron, 2000]. Cependant, ces travaux se limitent à une modélisation plane, ce qui limite les simulations numériques à des assemblages sollicités par un effort normal. L'objectif dans ce chapitre est de proposer et de justifier les techniques de modélisation pour étendre cette approche en trois dimensions, afin de simuler le comportement mécanique d'un assemblage sollicité dans son plan (sollicitations N , M , V).

Dans ce chapitre, une modélisation en deux dimensions est tout d'abord proposée en section 3.1 afin de justifier l'utilisation du modèle BoF aux assemblages sollicités par un effort normal. Puis, la modélisation est étendue en trois dimensions en section 3.2. Ces deux modélisations sont développées à l'aide du code calcul éléments finis Cast3M¹.

3.1 Assemblages sollicités par un effort normal

Dans cette section, une modélisation bidimensionnel d'assemblages bois de type tige sollicités par des efforts de traction (ou de compression) suivant la direction parallèle (ou perpendiculaire) aux fibres est présentée. Pour ces sollicitations, une approche 2D est justifiée car il n'y a pas de déplacement de l'organe hors des directions d'orthotropie du bois (voir figure 2.10). Cependant, cette approche en deux dimensions impose une limitation des configurations d'assemblages avec une seule file d'organes. Afin de réduire la taille du problème, la modélisation est composée d'éléments unidimensionnels : barres, poutres et ressorts. Dans

1. <http://www-cast3m.cea.fr/index.php>

cette modélisation, le contact entre le bois et l'organe est idéalisé par des ressorts uniaxiaux placés le long de l'organe. Cette représentation idéalisée du contact est répétée pour chaque organe, lesquels sont ensuite reliés par des barres élastiques permettant ainsi d'intégrer les déformations élastiques des éléments de l'assemblage (bois ou métallique). Les descriptions complètes des modélisations des différents éléments composant l'assemblage sont données : dans le paragraphe 3.1.1 pour les barres, dans le paragraphe 3.1.2 pour les organes et enfin dans le paragraphe 3.1.3 pour les ressorts. Le principe de la modélisation bidimensionnel des assemblages est synthétisé dans l'illustration de la figure 3.1.

La méthode de résolution étant identique à celle de la modélisation tridimensionnelle qui sera présentée en section 3.2, elle ne sera pas détaillée ici.

3.1.1 Modélisation des barres

La déformation des éléments (bois ou métallique) composants l'assemblage est intégrée par la modélisation d'éléments barre (modèle '*BARR*' dans Cast3M) à deux nœuds et un degré de liberté (support géométrique '*SEG2*' dans Cast3M). Pour ce type de modèle, un seul paramètre matériau et géométrique sont nécessaires, respectivement un module d'élasticité et l'aire de la section. La longueur des éléments barres est égale à la distance entre organes.

3.1.2 Modélisation des organes

L'organe est modélisé par des éléments poutres (modèle Navier-Bernouilli, '*POUT*' dans Cast3M) à deux nœuds et à trois degrés de libertés (support géométrique '*SEG2*' dans Cast3M). Le nombre d'éléments poutres est deux fois plus élevé que le nombre de ressorts, c'est-à-dire qu'entre deux ressorts adjacents il y a deux éléments poutres.

Le comportement élastoplastique des organes est intégré en mettant à jour à chaque incrément de calcul, les modules d'élasticités des éléments poutres. Les moments de flexion calculés dans les éléments poutres à l'incrément précédent permettent de remonter via une courbe d'évolution moment-courbure $M(\kappa)$ définie par :

$$M(\kappa) = \frac{3}{8} M_y \left[\frac{\pi}{2} \frac{E_t}{E} \frac{\kappa}{\kappa_e} + \frac{8}{3} \left(1 - \frac{E_t}{E}\right) \left(1 - \frac{\kappa_e^2}{\kappa^2}\right)^{3/2} + \frac{\kappa}{\kappa_e} \left(1 - \frac{E_t}{E}\right) \left(\arcsin\left(\frac{\kappa_e}{\kappa}\right) - \frac{\kappa_e}{\kappa} \left(1 - 2 \frac{\kappa_e^2}{\kappa^2}\right) \left(1 - \frac{\kappa_e^2}{\kappa^2}\right)^{1/2} \right) \right] \quad (3.1)$$

à des modules d'élasticités équivalents en conservant l'hypothèse de la théorie des poutres (pour $\kappa \leq \kappa_e$) :

$$M(\kappa) = E I \kappa \quad (3.2)$$

où $\kappa_e = 2f_y/(dE)$ est la courbure élastique (en mm^{-1}), E et E_t sont respectivement le module d'élasticité et le module tangent (en MPa), I est le moment quadratique de la section circulaire de l'organe (en mm^4) et M_y est le moment limite plastique théorique donné par l'équation (1.1) (en N.mm).

La relation moment-courbure $M(\kappa)$ de l'équation (3.1) est définie en charge plastique (pour $\kappa \geq \kappa_e$) pour un matériau élastoplastique avec écrouissage isotrope linéaire. Pour

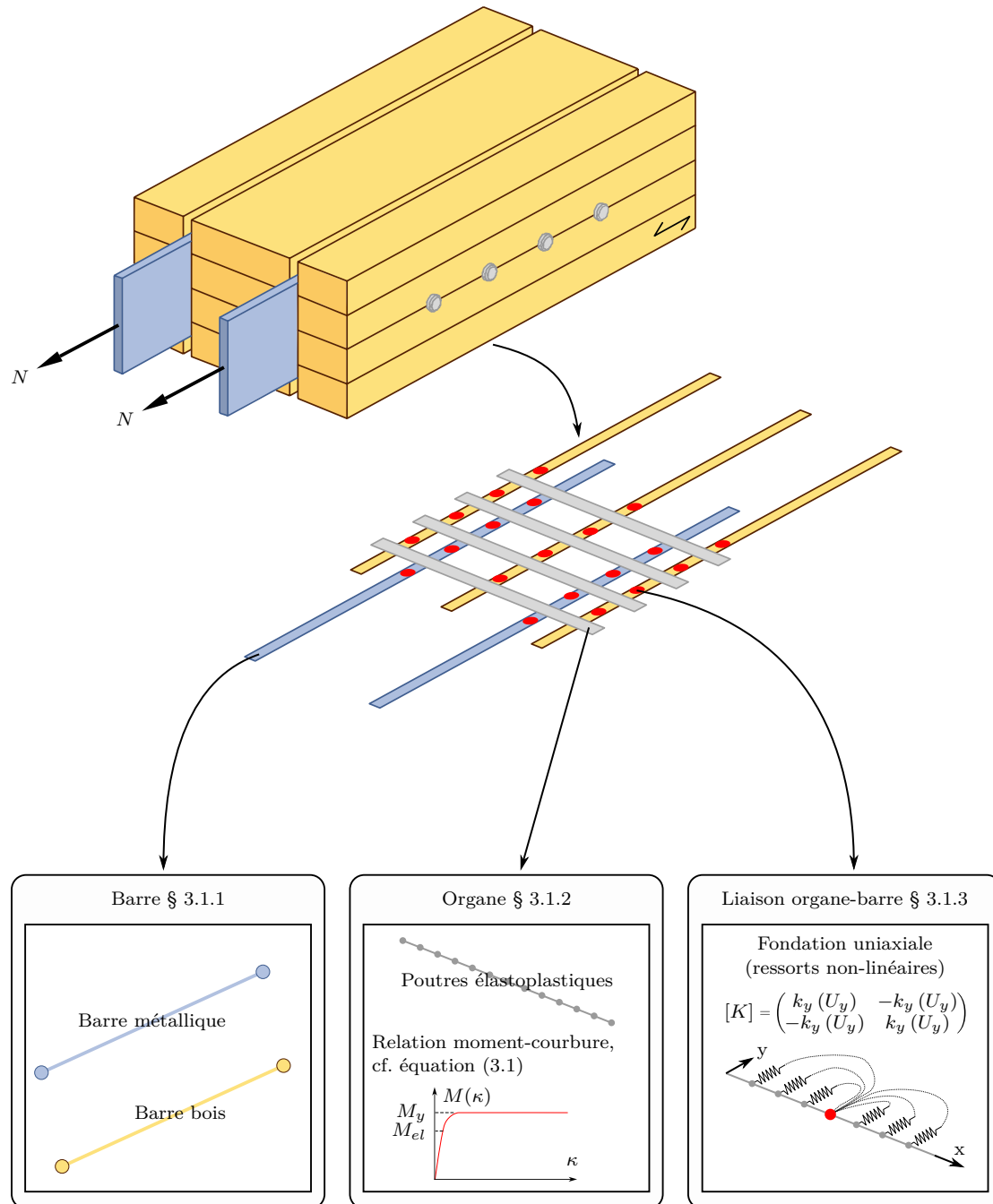


Fig. 3.1 Principe de modélisation bidimensionnelle des assemblages bois de type tige. Exemple sur un assemblage bois-métal avec quatre plans de cisaillement et une file de quatre organes.

un modèle de flexion élastoplastique parfaite, c'est-à-dire en prenant $E_t = 0$ dans (3.1), la relation moment-courbure devient :

$$M(\kappa) = \frac{3}{8} M_y \left(\left(1 - \frac{\kappa_e^2}{\kappa^2}\right)^{1/2} + \frac{2}{3} \left(1 - \frac{\kappa_e^2}{\kappa^2}\right)^{3/2} + \frac{\kappa}{\kappa_e} \arcsin\left(\frac{\kappa_e}{\kappa}\right) \right) \quad (3.3)$$

3.1.3 Modélisation du contact organe-barre

Le comportement de l'interaction organe-barre est intégré par des éléments ressorts placés le long de l'organe. Ces éléments ressorts ont comme supports géométriques les nœuds des éléments poutres constituant l'organe et un nœud support correspondant à une extrémité des éléments barres présentées en 3.1.1. Les déplacements relatifs entre les nœuds des organes et le nœud support suivant x (direction de l'organe) sont imposés à zéro. Les déplacements relatifs suivant y (direction longitudinale de l'assemblage) permettent de définir l'allongement des ressorts. Les allongements calculés à l'incrément précédent permettent de calculer de nouvelles raideurs. Ces nouvelles raideurs qui seront utilisées pour l'incrément suivant sont calculés en utilisant l'équation phénoménologique de Sauvat (2.14) présentée en section 2.3. En fonction de la position des ressorts dans l'épaisseur des assemblages, un jeu de paramétrage lié au matériau constitutif de l'élément (bois ou métallique) est donné pour l'équation (2.14).

Afin d'étudier l'influence du nombre de ressorts sur les simulations numériques, une étude de sensibilité a été réalisée pour une configuration : un assemblage bois-bois à deux plans de cisaillement, une file de cinq organes avec un diamètre égal à 16 mm et des épaisseurs des éléments bois de 48 mm (éléments extérieurs) et 96 mm (élément intérieur). Les résultats de cette étude montre une convergence des résultats numériques, qui sont la capacité résistante de l'assemblage à 5 mm de glissement (noté $F_{v,BoF,5mm}$) et la raideur axiale de l'assemblage $K_{ser,BoF}$. Les résultats de cette étude sont donnés sur la figure 3.2.

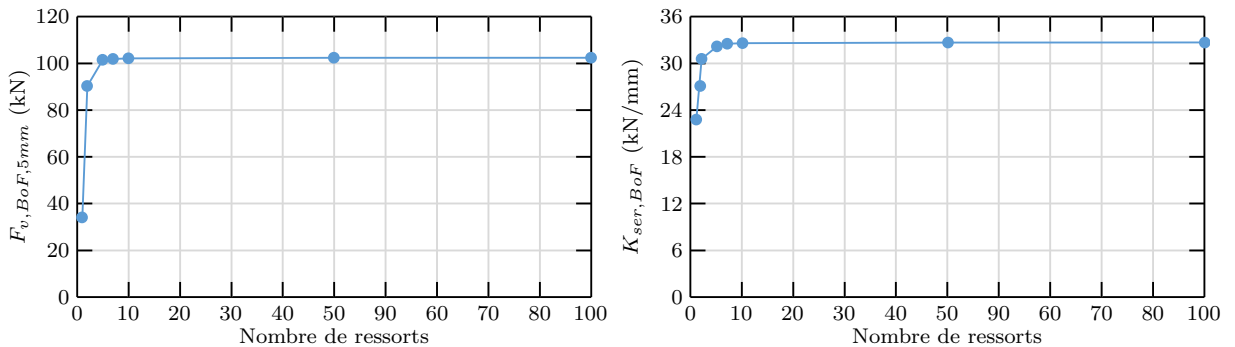


Fig. 3.2 Influence du nombre de ressorts sur les simulations numériques. $F_{v,BoF,5mm}$ est la capacité résistante de l'assemblage à 5 mm de glissement et $K_{ser,BoF}$ est la raideur axiale de l'assemblage.

Sur la base de ces résultats, un nombre minimum de sept ressorts est suggéré. Cette valeur est un compromis entre un temps de calcul approprié et des résultats précis. Pour la configuration d'assemblage étudiée, une erreur relative d'environ 0,5 % est observée entre un nombre de ressorts égal à sept et cent. Comme le nombre de ressorts dépend de l'épaisseur

des éléments, il est préférable de donner une distance à respecter entre deux éléments ressorts plutôt qu'un nombre de ressorts dans l'épaisseur des éléments bois. D'après cette étude, une distance maximale de $0,4d$ est suggérée.

3.2 Assemblages sollicités dans leurs plans

Pour simuler le comportement mécanique d'assemblages bois de type tige, un modèle éléments finis tridimensionnel est développé à l'aide du code de calcul aux éléments finis Cast3M. Ce modèle intègre les différents comportements des matériaux constituant ce type d'assemblage : (i) le comportement élastique des éléments (bois ou métalliques), (ii) le comportement élastoplastique des organes et (iii) le comportement non-linéaire de l'interaction organe-bois. La démarche générale de modélisation tridimensionnelle des assemblages bois de type tige est illustrée sur le schéma de la figure 3.3.

Le point (iii) a été discuté dans la conclusion du chapitre 1, où il est apparu que la modélisation de l'interaction organe-bois par un modèle de poutre sur fondation (modèle BoF) semble être la voie de développement la plus efficace pour répondre à la problématique de la thèse. Dans ce type d'approche, la complexité de la déformation locale et de l'état de contrainte du bois autour de l'organe est idéalisée par des appuis non-linéaire le long de l'organe. Ces appuis sont modélisés par des éléments ressorts à six degrés de liberté dont les raideurs sont décrites par une fonction mathématique phénoménologique. La caractérisation de ces éléments ressorts a été réalisée au chapitre 2 à travers une méthodologie d'analyse de courbes d'essai d'enfoncement, d'une base de données expérimentales et du paramétrage de l'équation phénoménologique de Sauvat (2.14).

La méthode de résolution est décrite au paragraphe 3.2.1. La démarche de modélisation des éléments plaques est donnée au paragraphe 3.2.2. La modélisation et l'intégration du comportement élastoplastique des organes est présentée au paragraphe 3.2.3. Enfin, les principes de modélisation de l'intégration du comportement non-linéaire de l'interaction organe-bois sont présentées au paragraphe 3.2.4.

3.2.1 Méthode de résolution

La résolution du problème est faite de manière incrémentale. À chaque incrément n , un système linéaire est construit à partir des matrices de rigidité élémentaires des différents éléments de la modélisation (plaques, poutres, ressorts). Ces matrices de rigidité élémentaires sont ensuite assemblées pour construire la matrice de rigidité globale du système. Les comportements non-linéaires des organes et de l'interaction organe-bois sont intégrés en calculant à chaque incrément de nouvelles matrices de rigidité élémentaires pour ces éléments. Ce calcul est réalisé en utilisant le vecteur des déplacements aux nœuds des éléments calculé à l'incrément précédent $n - 1$. Cette méthode de résolution consiste donc à construire une suite de solutions $\{U_0\}, \{U_1\}, \dots, \{U_n\}$, où $\{U_n\}$ est calculée à partir de la solution $\{U_{n-1}\}$ obtenue à l'incrément précédent en résolvant le système linéaire :

$$\{F_n\} = K(\{U_{n-1}\})\{U_n\}, \quad n = \{1, 2, 3, \dots\} \quad (3.4)$$

Comme expliqué précédemment, la solution $\{U_{n-1}\}$ étant connue, il est possible de construire les matrices de rigidité élémentaires $k_e^{res}(\{u_{n-1}\})$ et $k_e^{org}(\{u_{n-1}\})$ où :

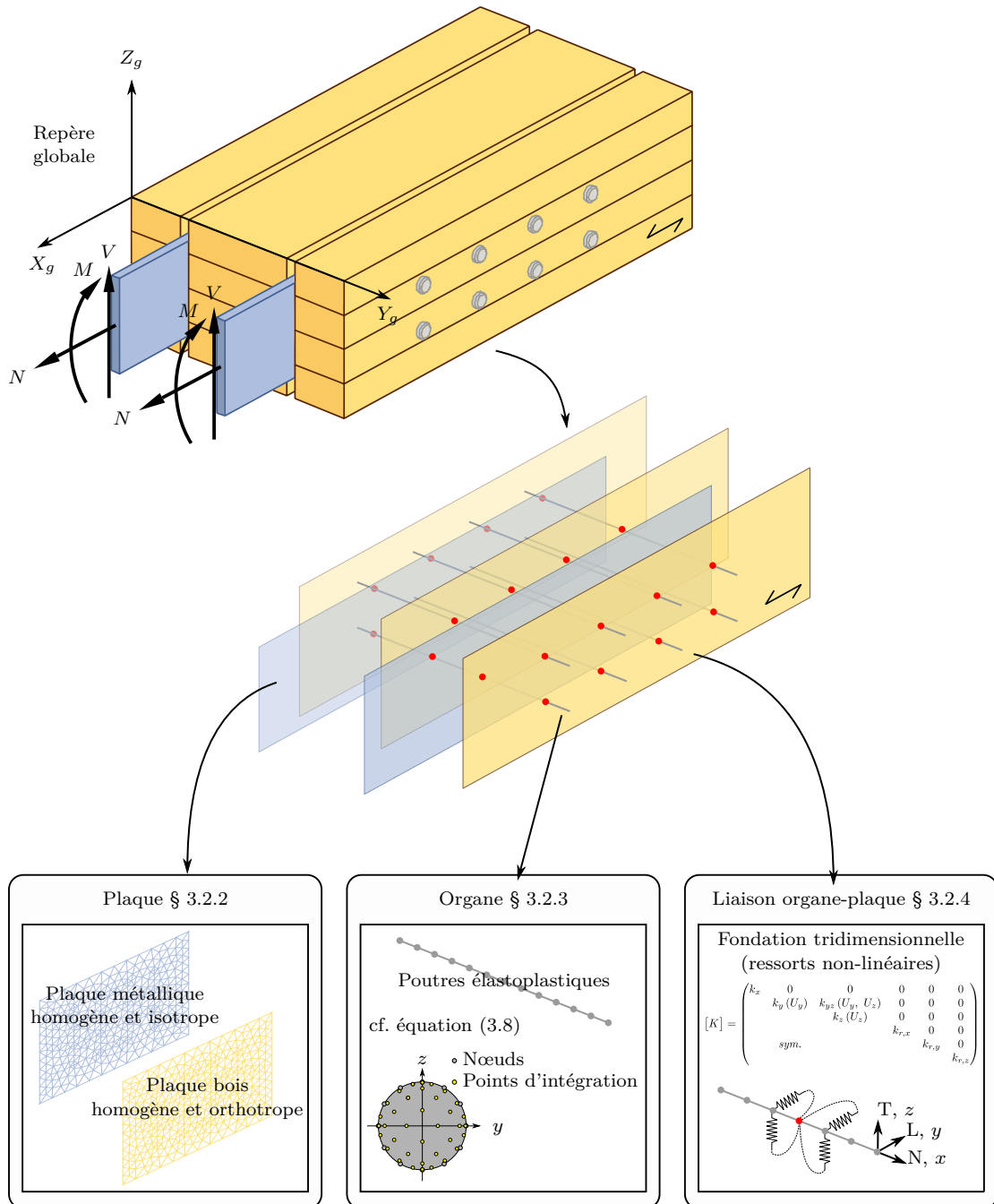


Fig. 3.3 Principe de modélisation tridimensionnelle des assemblages bois de type tige. Exemple sur un assemblage bois-métal avec quatre plans de cisaillement et deux files de quatre organes.

- k_e^{res} : matrice de rigidité élémentaire d'un élément ressort ;
- k_e^{org} : matrice de rigidité élémentaire d'un élément poutre élastoplastique ;
- $\{u_{n-1}\}$: vecteur des déplacements aux nœuds de l'élément.

Ces matrices de rigidité élémentaires sont ensuite assemblées avec celles des éléments plaques k_e^{pla} pour obtenir la matrice de rigidité globale du système $K(\{U_{n-1}\})$. Le comportement des matériaux constitutifs des plaques étant élastique, les matrices k_e^{pla} sont calculées une seule fois avant le début de la boucle de résolution.

La méthode de résolution utilisée ici n'inclut pas de test de convergence, contrairement par exemple, à une méthode de Newton-Raphson ou pas-à-pas. La convergence des résultats est alors liée au choix de la valeur de l'incrément de calcul (appelé aussi pas de calcul).

La démarche générale de la méthode de résolution du problème physique ainsi que les étapes de pré et post-traitement sont synthétisées à travers l'algorithme de la figure 3.4.

3.2.2 Modélisation des plaques

Le maillage des plaques est constitué d'éléments linéaires à deux dimensions (éléments triangulaires 'TRIS'). Il est généré automatiquement à partir du contour des plaques en utilisant l'opérateur 'SURF' de Cast3M. La discrétisation du contour des plaques est paramétrable ainsi que le maillage autour des nœuds de liaison P_0 . L'ensemble des principes de construction du maillage des plaques est illustré sur la figure 3.5. Afin de diminuer la taille du système à résoudre et donc de limiter le temps de calcul, seuls les nœuds du contour des plaques et des nœuds de liaison P_0 sont conservés pour la résolution (méthode des super-éléments), voir figure 3.5 (b).

Le modèle de comportement du matériau est élastique et orthotrope pour les plaques bois. Ce type de comportement est défini par quatre paramètres : deux modules d'élasticité E_1 et E_2 respectivement dans les directions parallèle et perpendiculaire aux fibres (en MPa), un coefficient de Poisson ν_{12} dans le plan de la plaque et un module de cisaillement G_{12} dans le plan de la plaque (en MPa). Pour les plaques métalliques, le modèle de comportement du matériau est élastique et isotrope. Celui-ci ne nécessite que deux paramètres : un module d'élasticité E (en MPa) et un coefficient de Poisson ν . Le modèle cinématique de plaque choisi est celui de Love-Kirchhoff (l'effet de l'effort tranchant n'est pas intégré) à partir d'élément de type 'COQ3' de Cast3M. De manière générale, les valeurs des paramètres matérielles pour les plaques bois et métalliques qui seront utilisées dans les simulations sont données dans le tableau 3.1. Ces valeurs sont extraites de la bibliographie qui a été présentée au paragraphe 1.2.2. Les coefficients de Poisson sont pris égaux à la valeur moyenne de ν_{LT} et ν_{LR} qui sont donnés dans [Guitard, 1987] pour du résineux (voir tableau 1.3). Par hypothèse, le coefficient de Poisson ν_{LT} pour du lamibois (S) est identique à celui du lamellé-collé.

Pour les plaques bois, la direction des fibres est donnée dans le plan de la plaque et elle est définie pour chaque plaque. De ce fait, il est possible de modéliser des assemblages où la direction des fibres des éléments ne sont pas colinéaires, comme un rein de portique par exemple. Cette direction est paramétrée par l'angle α et elle est exprimée dans le repère global par le vecteur :

$$\vec{X}_1 = (\cos \alpha, 0, -\sin \alpha) \quad (3.5)$$

Le paramétrage de la direction parallèle aux fibres sera utile au paragraphe 3.2.4 pour décrire la modélisation du contact organe-plaque.

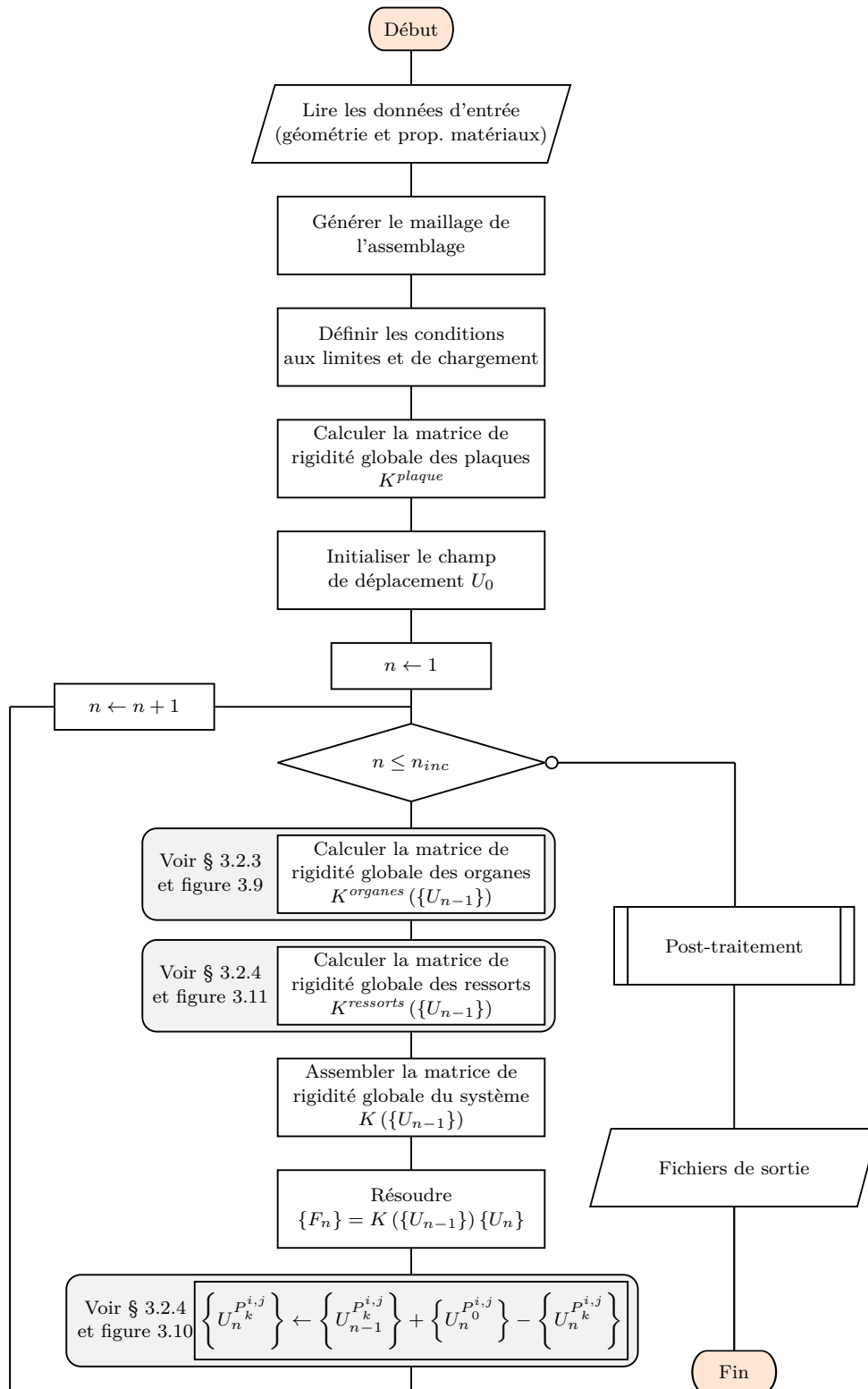


Fig. 3.4 Algorithme générale de la modélisation tridimensionnelle.

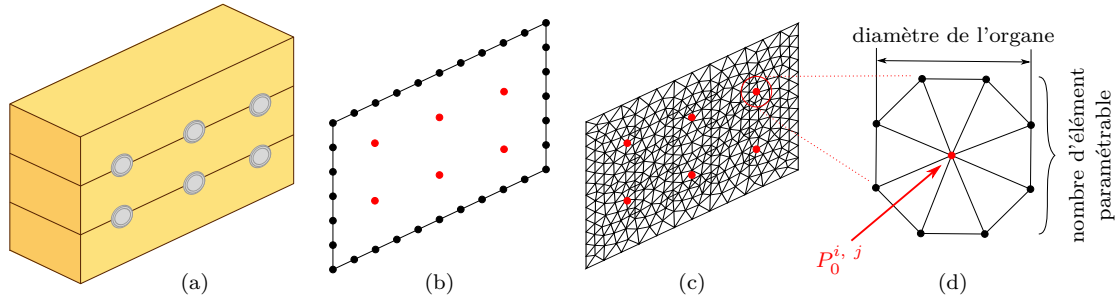


Fig. 3.5 Maillage des plaques de l'assemblage. Plaque réelle (a). Discrétisation du contour et nœuds de liaison (b). Maillage de la plaque (c). Paramétrage autour de $P_0^{i,j}$, nœud de liaison de l'organe i avec la plaque j (d).

Table 3.1 Propriétés élastiques des plaques.

	Bois			Métallique	
	GL24h	GL28h	lamibois (S)	E	ν
E_1 ou E_L	11 500	12 600	13 800	210 000	
E_2 ou E_T	300	300	430		0,3
ν_{12} ou ν_{LT}	0,41	0,41	0,41		
G_{12} ou G_{LT}	650	650	600		

Avec E_L et E_T respectivement les modules d'élasticité suivant les directions parallèle et transversale aux fibres (en MPa), ν_{LT} le coefficient de Poisson dans le plan de la plaque et G_{LT} le module de cisaillement dans le plan de la plaque (en MPa). E le module d'élasticité (en MPa) et ν le coefficient de Poisson.

À ce stade, le modèle n'intègre pas la modélisation de plaques stratifiées. Ce type de plaque est difficile à appréhender, en particulier à cause de son comportement en flexion hors plan.

3.2.3 Modélisation des organes

Le maillage des organes est réalisé à l'aide d'éléments linéaires à une dimension (élément 'SEG2') avec six degrés de liberté par nœud. Les éléments finis utilisés sont des éléments poutres (modèle Navier-Bernoulli, 'POUT' dans Cast3M). Ce type d'élément est caractérisé par deux paramètres matérielles : un module d'élasticité E et un coefficient de Poisson ν . Ainsi que de quatre paramètres géométriques : l'aire de la section S , des inerties de flexion I_y et I_z respectivement autour des axes (G, \vec{y}) et (G, \vec{z}) du repère local de l'élément, et l'inertie polaire J . Pour une section circulaire de diamètre d , les quatre paramètres précédent s'expriment par :

$$S = \pi d^2/4 \quad (3.6a)$$

$$I_y = I_z = \pi d^4/64 \quad (3.6b)$$

$$J = I_y + I_z = \pi d^4/32 \quad (3.6c)$$

Le comportement élastoplastique de ces éléments est intégré à l'aide d'une procédure

développée dans Cast3M pour ce travail. Cette procédure permet de calculer à chaque incrément de calcul de nouvelles rigidités équivalentes de flexion $(EI)_{Y,\acute{e}q}$ et $(EI)_{Z,\acute{e}q}$ dans le repère principal d'inertie (G, \vec{Y}, \vec{Z}) de chaque élément 'POUT'. À partir de $(EI)_{Y,\acute{e}q}$ et $(EI)_{Z,\acute{e}q}$ les différentes matrices de rigidité élémentaires sont mises à jour avant l'incrément de calcul suivant. Cette approche permet d'intégrer un comportement élastoplastique tout en conservant un modèle unidimensionnel de poutre.

L'idée de base de cette procédure est d'intégrer l'évolution de la zone plastique dans la section en associant un module de Young en différents points supports. En considérant un cas de flexion simple, la zone plastique s'étend depuis les fibres extérieures de la section de l'organe avec une forme de segment circulaire (voir figure 3.6). Les points supports doivent donc être suffisamment nombreux et correctement répartis pour représenter cette réalité physique.

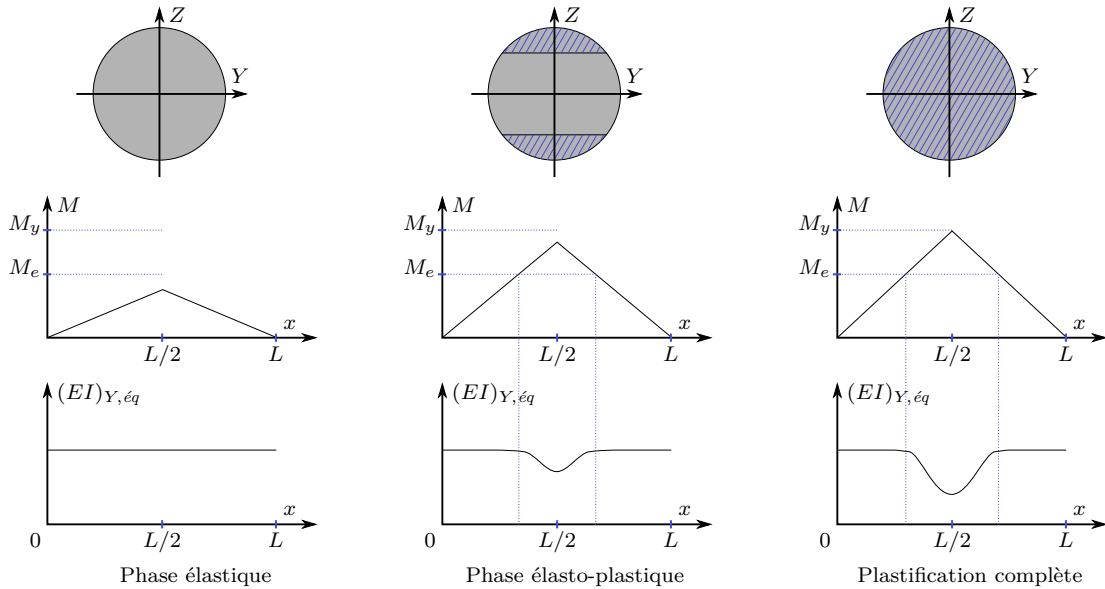


Fig. 3.6 Progression de la plastification dans une section circulaire en flexion simple.

Le calcul des modules de Young est réalisé en calculant à chaque point support la déformation axiale :

$$\epsilon_{xx}(y, z) = \frac{u_{i+1} - u_i}{L_i} - y \frac{\theta_{z_{i+1}} - \theta_{z_i}}{L_i} + z \frac{\theta_{y_{i+1}} - \theta_{y_i}}{L_i} \quad (3.7)$$

où u_{i+1} et u_i sont les déplacements longitudinaux, $\theta_{z_{i+1}}$, θ_{z_i} , $\theta_{y_{i+1}}$ et θ_{y_i} sont les rotations aux nœuds de l'élément poutre, L_i est la longueur de l'élément poutre et (y, z) les coordonnées du point support.

À partir de la valeur de la déformation axiale $\epsilon_{xx}(y, z)$ calculée, un test est réalisée pour affecter au point support un module de Young :

$$E(y, z) = \begin{cases} E & \text{si } \epsilon_{xx}(y, z) \leq f_y / E \\ E_t & \text{sinon} \end{cases} \quad (3.8)$$

Ce test suppose qu'une loi de comportement uniaxiale en traction est associée au point support. Cette loi s'exprime dans la phase élastoplastique ($\epsilon_{xx} > f_y/E$) par :

$$\sigma_{xx} = f_y \left(1 - \frac{E_t}{E}\right) + E_t \epsilon_{xx} \quad (3.9)$$

et dans la phase élastique ($\epsilon_{xx} \leq f_y/E$) par :

$$\sigma_{xx} = E \epsilon_{xx} \quad (3.10)$$

avec E et E_t respectivement le module de Young et le module tangent de l'organe (en MPa), f_y la limite d'élasticité de l'organe (en MPa).

Une fois que l'opération décrite précédemment est réalisée pour chaque point support, il est possible de calculer les nouvelles rigidités équivalentes de la section tel que :

$$(ES)_{\acute{e}q} = \iint_S E(y, z) dS \quad (3.11)$$

$$(EI)_{y,\acute{e}q} = \iint_S E(y, z) z^2 dS \quad (3.12)$$

$$(EI)_{z,\acute{e}q} = \iint_S E(y, z) y^2 dS \quad (3.13)$$

$$(EI)_{yz,\acute{e}q} = \iint_S E(y, z) yz dS \quad (3.14)$$

Avec la démarche proposée, le matériau constitutif de la section n'est plus homogène mais hétérogène. Il est alors nécessaire de calculer les rigidités équivalentes dans le repère principale d'inertie :

$$(EI)_{Y,\acute{e}q} = \frac{1}{2} \left[(EI)_{y,\acute{e}q} + (EI)_{z,\acute{e}q} - \sqrt{4(EI)_{yz,\acute{e}q}^2 + \left((EI)_{y,\acute{e}q} - (EI)_{z,\acute{e}q} \right)^2} \right] \quad (3.15)$$

$$(EI)_{Z,\acute{e}q} = \frac{1}{2} \left[(EI)_{y,\acute{e}q} + (EI)_{z,\acute{e}q} + \sqrt{4(EI)_{yz,\acute{e}q}^2 + \left((EI)_{y,\acute{e}q} - (EI)_{z,\acute{e}q} \right)^2} \right] \quad (3.16)$$

$$(3.17)$$

et l'angle entre l'axe (G, \vec{y}) du repère local de l'élément et l'axe (G, \vec{Y}) du repère principal d'inertie :

$$\phi = \arctan \left(\frac{(EI)_{z,\acute{e}q} - (EI)_{Z,\acute{e}q}}{(EI)_{yz,\acute{e}q}} \right) \quad (3.18)$$

La démarche se limite ici au cas de flexion déviée. Dans le cas de flexion composée, il faudrait alors ajouter le calcul du nouveau de centre de gravité de la section plastifiée.

L'ensemble de l'opération décrite précédemment est ensuite répétée pour chaque point support de chaque élément poutre de chaque organe.

Dans la méthode proposée, il est nécessaire de construire des points supports pour calculer des déformations axiales dans la section circulaire d'un élément poutre de l'organe. Les coordonnées de ces points supports sont calculées à l'aide d'une transformation géométrique T , laquelle permet de définir la coordonnée d'un nœud dans un élément réel à partir des

coordonnées (ξ, η) d'un élément de référence (voir figure 3.7). La transformation T est de la forme :

$$y(\xi, \eta) = \sum_{i=1}^{n_e} N_i(\xi, \eta) y_i \quad \text{et} \quad z(\xi, \eta) = \sum_{i=1}^{n_e} N_i(\xi, \eta) z_i \quad (3.19)$$

avec,

$$y_i = \frac{d}{2} \times \cos\left(\frac{2\pi(i-1)}{n_e}\right) \quad \text{et} \quad z_i = \frac{d}{2} \times \sin\left(\frac{2\pi(i-1)}{n_e}\right) \quad (3.20)$$

où :

- n_e : nombre de nœuds de l'élément de référence ;
- ξ et η : coordonnées d'un nœud de l'élément de référence ;
- $N_i(\xi, \eta)$: fonction de transformation géométrique ;
- y_i et z_i : coordonnées du i -ème nœud de l'élément réel ;
- $y(\xi, \eta)$ et $z(\xi, \eta)$: coordonnées d'un point de l'élément réel.

Les fonctions de transformation géométrique N_i sont des polynômes en ξ et η construits par interpolation dans une base polynomiale. Le choix de cette base polynomiale dépend de l'élément de référence. Les expressions des fonctions de transformation géométrique pour différents éléments de référence (quadrangle) sont données dans l'annexe A.1.

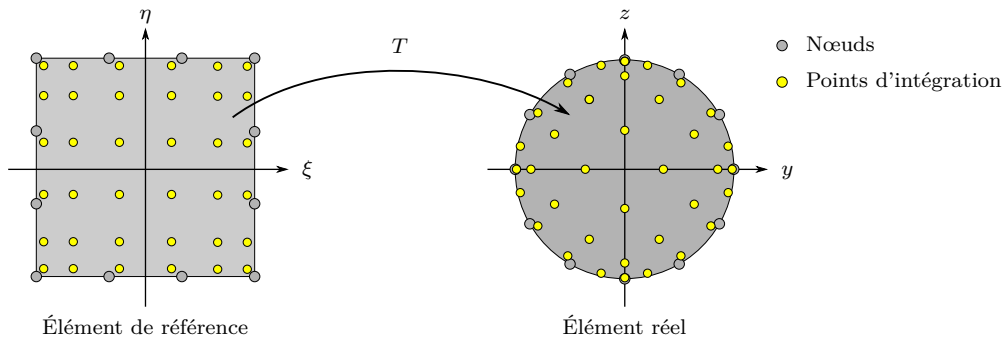


Fig. 3.7 Transformation géométrique des points d'intégration pour le calcul des déformations axiales dans la section circulaire de l'organe. Exemple sur un quadrangle à 12 nœuds et avec 36 points d'intégration (avec le schéma d'intégration de Gauss-Legendre).

Le choix des coordonnées des points supports repose sur des schémas d'intégration numérique. Deux schémas d'intégration ont été étudiés, le schéma de Gauss-Legendre et celui de Gauss-Lobatto. Pour un schéma avec n_{pi} points, les coordonnées (appelés pivots ou points d'intégration) sont pour la méthode de Gauss-Legendre les racines du polynôme de Legendre de degré n_{pi} et pour la méthode de Gauss-Lobatto les racines de la dérivée du polynôme de Legendre de degré $n_{pi} - 1$. Les coordonnées des pivots pour ces deux schémas d'intégration sont données en annexe A.2. La différence entre les deux schémas est que dans celui de Gauss-Lobatto les points situés aux extrémités du domaine d'intégration sont inclus, c'est-à-dire que ce schéma permet d'intégrer des points supports sur la périphérie de la section circulaire de l'organe.

Une étude comparative pour les deux schémas d'intégration est illustrée sur la figure 3.8. Cette étude compare la valeur du moment limite M_y obtenue à partir d'une simulation numérique d'une poutre en flexion trois-points avec la valeur théorique de M_y définie par

l'équation (1.1). Cette étude met en avant l'influence du nombre de points d'intégration choisi dans la section mais aussi l'influence du pas d'incrément.

Finalement, le calcul des rigidités équivalentes devient :

$$(ES)_{\acute{e}q} = \iint_S E(y, z) dS \approx \sum_{i=1}^{n_{pi}} \sum_{j=1}^{n_{pi}} E(\xi_i, \eta_j) w_i w_j |J(\xi_i, \eta_j)| \quad (3.21)$$

$$(EI)_{y,\acute{e}q} = \iint_S E(y, z) z^2 dS \approx \sum_{i=1}^{n_{pi}} \sum_{j=1}^{n_{pi}} E(\xi_i, \eta_j) w_i w_j \eta_j^2 |J(\xi_i, \eta_j)| \quad (3.22)$$

$$(EI)_{z,\acute{e}q} = \iint_S E(y, z) y^2 dS \approx \sum_{i=1}^{n_{pi}} \sum_{j=1}^{n_{pi}} E(\xi_i, \eta_j) w_i w_j \xi_i^2 |J(\xi_i, \eta_j)| \quad (3.23)$$

$$(EI)_{yz,\acute{e}q} = \iint_S E(y, z) yz dS \approx \sum_{i=1}^{n_{pi}} \sum_{j=1}^{n_{pi}} E(\xi_i, \eta_j) w_i w_j \xi_i \eta_j |J(\xi_i, \eta_j)| \quad (3.24)$$

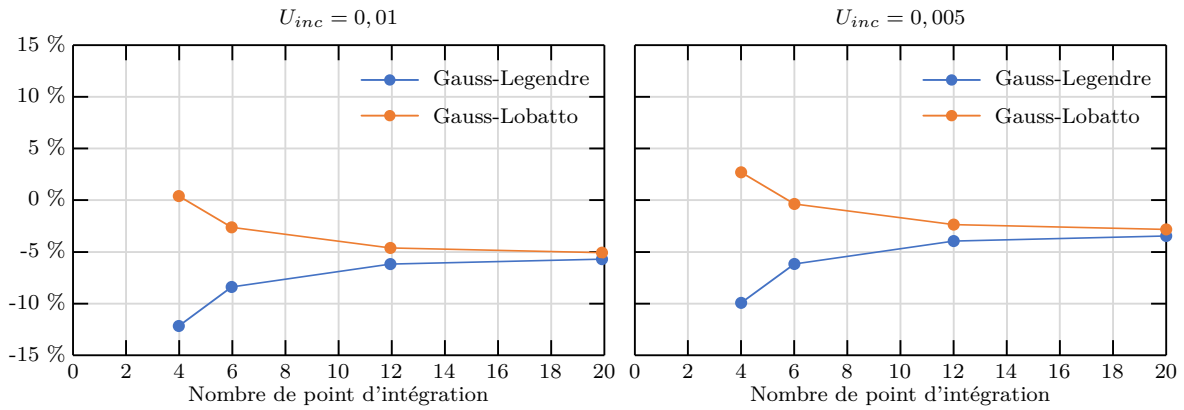


Fig. 3.8 Influence du nombre de points d'intégration sur les simulations numériques. Écart relatif avec le moment limite plastique définie par l'équation (1.1) et celui calculé numériquement à cinq fois la courbure élastique κ_e . U_{inc} valeur du pas d'incrément.

La démarche de modélisation du comportement élastoplastique des organes est résumée à travers l'algorithme de la figure 3.9.

3.2.4 Modélisation du contact organe-plaque

Des éléments ressorts servent d'éléments de contact entre les nœuds des éléments poutres constituant les organes et leurs nœuds de liaison P_0 avec les plaques. Les matrices de rigidité de ces ressorts sont définies dans les repères d'orthotropie des plaques afin d'introduire les équations phénoménologiques adéquates pour simuler l'enfoncement de l'organe dans les directions parallèle et perpendiculaire aux fibres.

La matrice de rigidité des ressorts s'exprime dans le repère d'orthotropie d'une plaque à

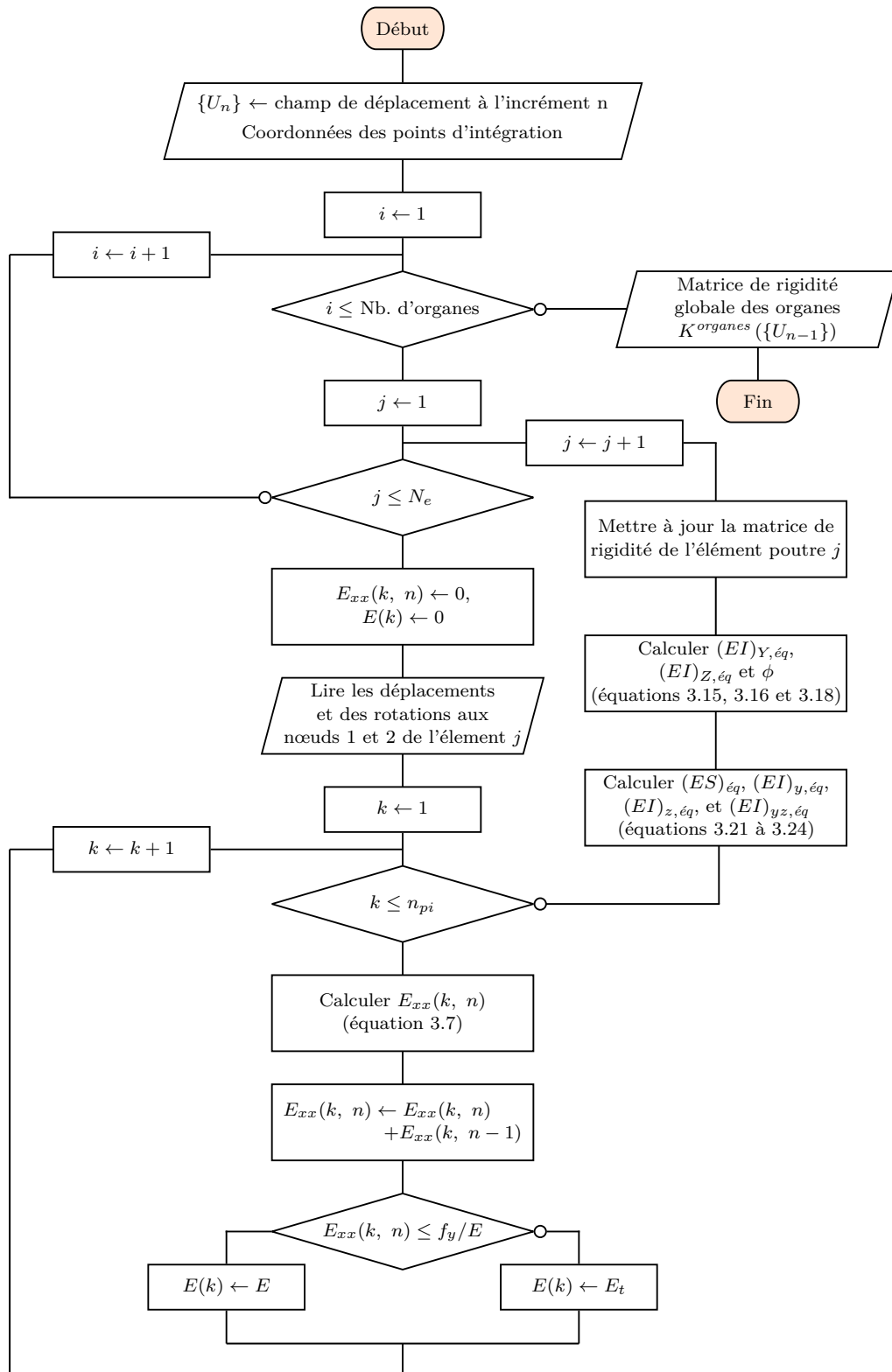


Fig. 3.9 Algorithme du modèle de comportement élastoplastique des organes.

l'aide de la matrice de rotation $[R_\alpha]$ d'angle α autour de l'axe normal au plan de la plaque :

$$[R_\alpha] = \begin{pmatrix} \cos^2 \alpha & 0 & -\sin^2 \alpha & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ \sin^2 \alpha & 0 & \cos^2 \alpha & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \quad (3.25)$$

Les nœuds $P_0^{i,j}$ et $P_k^{i,j}$ sont les supports géométriques d'un élément ressort à deux nœuds et à six degrés de liberté par nœud (voir figure 3.10), où :

- $P_0^{i,j}$ est le nœud de liaison de l'organe i avec la plaque j ;
- $P_k^{i,j}$ est le k -eme nœud de l'organe i dans l'épaisseur de la plaque j .

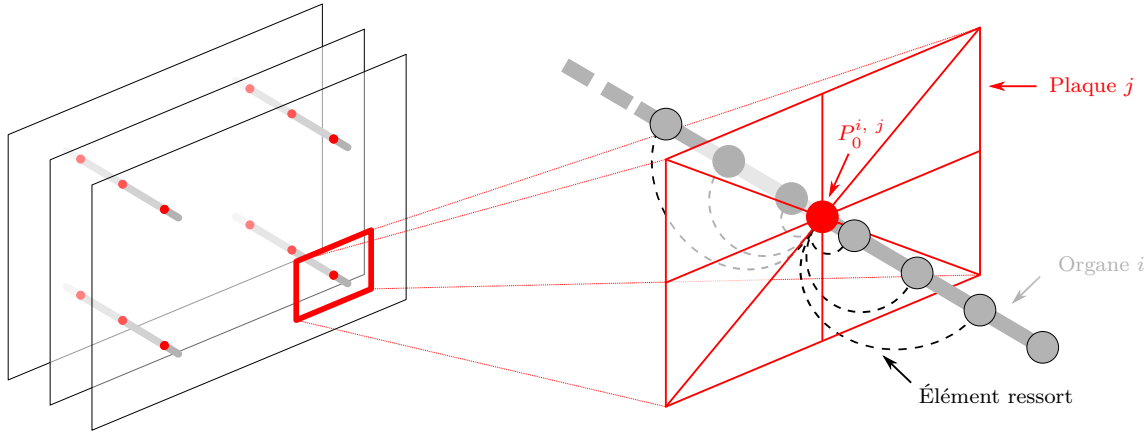


Fig. 3.10 Liaison organe-plaque pour la modélisation tridimensionnel.

La matrice de rigidité de cet élément ressort s'écrit dans le repère local de l'élément :

$$[K_{ressort}^{m\acute{e}tal}] = \begin{pmatrix} k_x & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ & k_y (U_y) & 0 & 0 & 0 & 0 \\ & & k_z (U_z) & 0 & 0 & 0 \\ & & & k_{r,x} & 0 & 0 \\ sym. & & & & k_{r,y} & 0 \\ & & & & & k_{r,z} \end{pmatrix} \quad (3.26)$$

et dans le repère global par :

$$[K_{ressort}^{bois}] = \begin{pmatrix} k_x & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ & k_y (U_y) & k_{yz} (U_y, U_z) & 0 & 0 & 0 \\ & & k_z (U_z) & 0 & 0 & 0 \\ & & & k_{r,x} & 0 & 0 \\ sym. & & & & k_{r,y} & 0 \\ & & & & & k_{r,z} \end{pmatrix} \quad (3.27)$$

Les coefficients k_x , k_y , k_z , $k_{r,x}$, $k_{r,y}$ et $k_{r,z}$ des matrices (3.26) et (3.27) sont calculés à partir des expressions suivantes :

$$k_y = k_{f,y} d L_r \quad (3.28a)$$

$$k_z = k_{f,z} d L_r \quad (3.28b)$$

$$k_{yz} = k_{f,yz} d L_r \quad (3.28c)$$

$$k_{r,x} = \frac{G J}{L_r} \times 10^{-12} \quad (3.28d)$$

$$k_{r,y} = \frac{4 E I_y}{L_r} \times 10^{-12} \quad (3.28e)$$

$$k_{r,z} = \frac{4 E I_z}{L_r} \times 10^{-12} \quad (3.28f)$$

où d est le diamètre de l'organe, L_r est la largeur de la bande de chargement du ressort.

Les valeurs de $k_{f,y}$, $k_{f,z}$ et $k_{f,yz}$ sont calculées à partir de l'équation phénoménologique de Sauvat (2.14) et des vecteurs de déplacements relatifs du nœud $P_k^{i,j}$ de la fondation et le nœud de liaison $P_0^{i,j}$:

$$\left\{ u_{n-1}^{P_k^{i,j}} \right\} \leftarrow \left\{ u_{n-1}^{P_0^{i,j}} \right\} - \left\{ u_{n-1}^{P_k^{i,j}} \right\} \quad (3.29)$$

La démarche de modélisation du comportement non-linéaire du contact organe-bois est résumée à travers l'algorithme de la figure 3.11.

Afin de valider la modélisation de l'interaction organe-bois par une fondation tridimensionnelle, des simulations numériques représentant les essais d'enfoncement de la série 1 sont réalisées (voir le tableau 2.3). Les courbes effort-glisement des simulations numériques sont comparées à celle des essais. L'ensemble des graphiques est donné dans la figure 3.12. Il est observé que pour l'ensemble des angles de chargement la simulation numérique entre dans le faisceau de courbes expérimentales. Cette observation est à nuancer avec les résultats pour un angle de chargement de 45° . Cela s'explique par les faibles résultats de la valeur de la portance locale f_h et du module de fondation élastique $k_{f,el}$ qui ont été relevées lors des essais. Pour f_h , des écarts de -19,4 et -2,4 % avec respectivement la série à 30° et 60° sont observés. De même pour $k_{f,el}$, des écarts de -33,1 et -26,1 % sont observés pour les séries à 30° et 60° respectivement.

Comme il a été observé dans la partie expérimentale du chapitre 2, la trajectoire des organes dans le plan des échantillons bois est complexe. Les trajectoires des organes pour les simulations numériques précédentes ont été comparées à celles obtenues expérimentalement. L'ensemble des graphiques est donné dans la figure 3.13 (a). Il est observé que pour des angles de chargement (60° et 75°) proches de la direction transversale aux fibres, les trajectoires obtenues numériquement sont proches de celles observées expérimentalement. Cependant, pour les angles de chargement (15° , 30° et 45°) proches de la direction parallèle aux fibres, les trajectoires obtenues numériquement ne sont pas analogues à celles observées expérimentalement. Pour ces angles de chargement, la trajectoire est déviée très rapidement. Afin de faciliter les observations, les limites d'enfoncement élastique dans les directions d'orthotropie ont été représentées en traitillé sur les graphiques de la figure 3.13. Pour expliquer ces écarts, d'autres simulations ont été réalisées en modifiant la loi de fondation suivant la direction parallèle aux fibres. Le module de fondation plastique $k_{f,pl,0^\circ}$ a été multiplié par 2, 5 et 10. Cela permet de créer un matériau en apparence plus raide après plastification

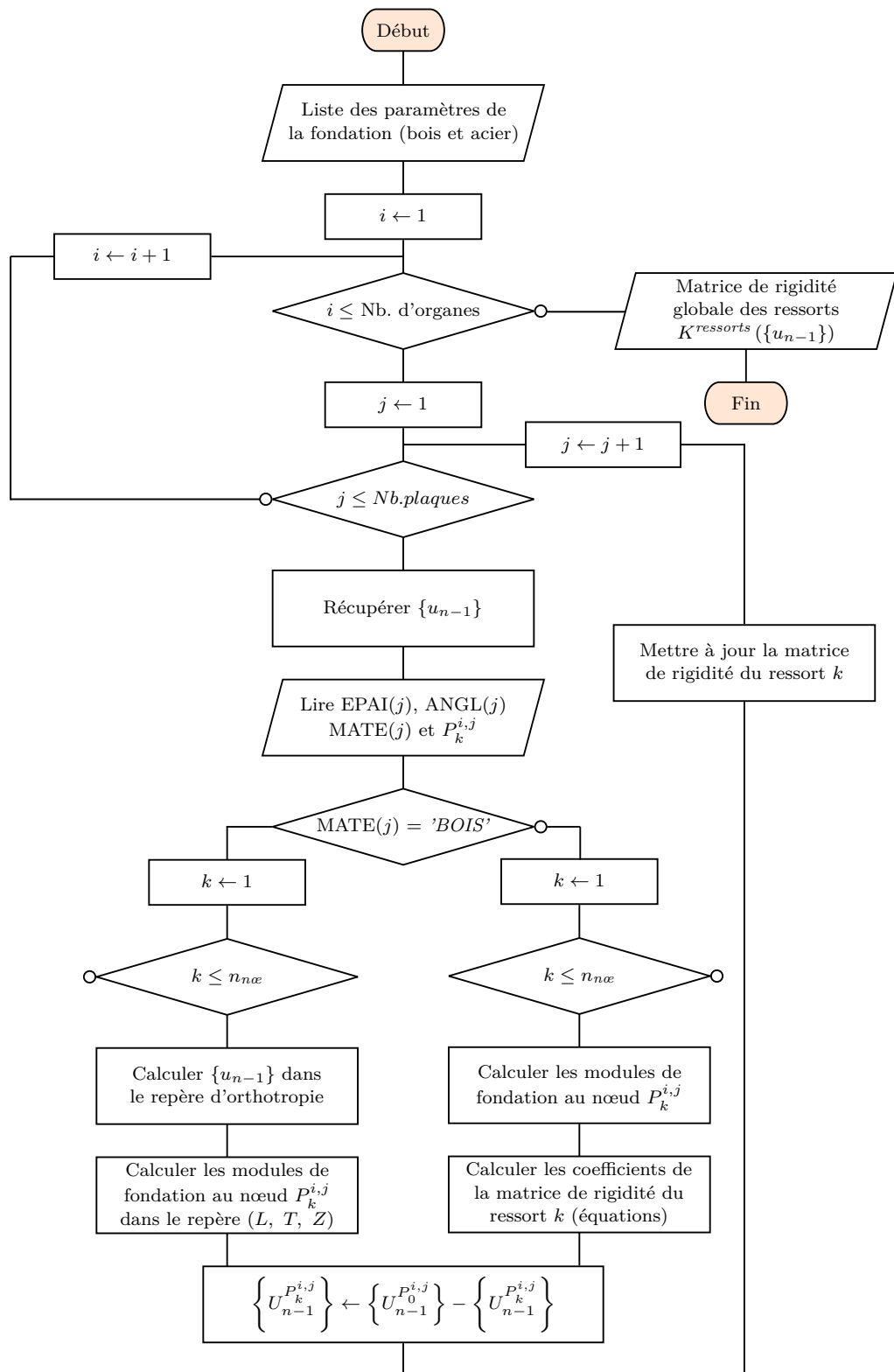


Fig. 3.11 Algorithme de la modélisation de la fondation tridimensionnelle.

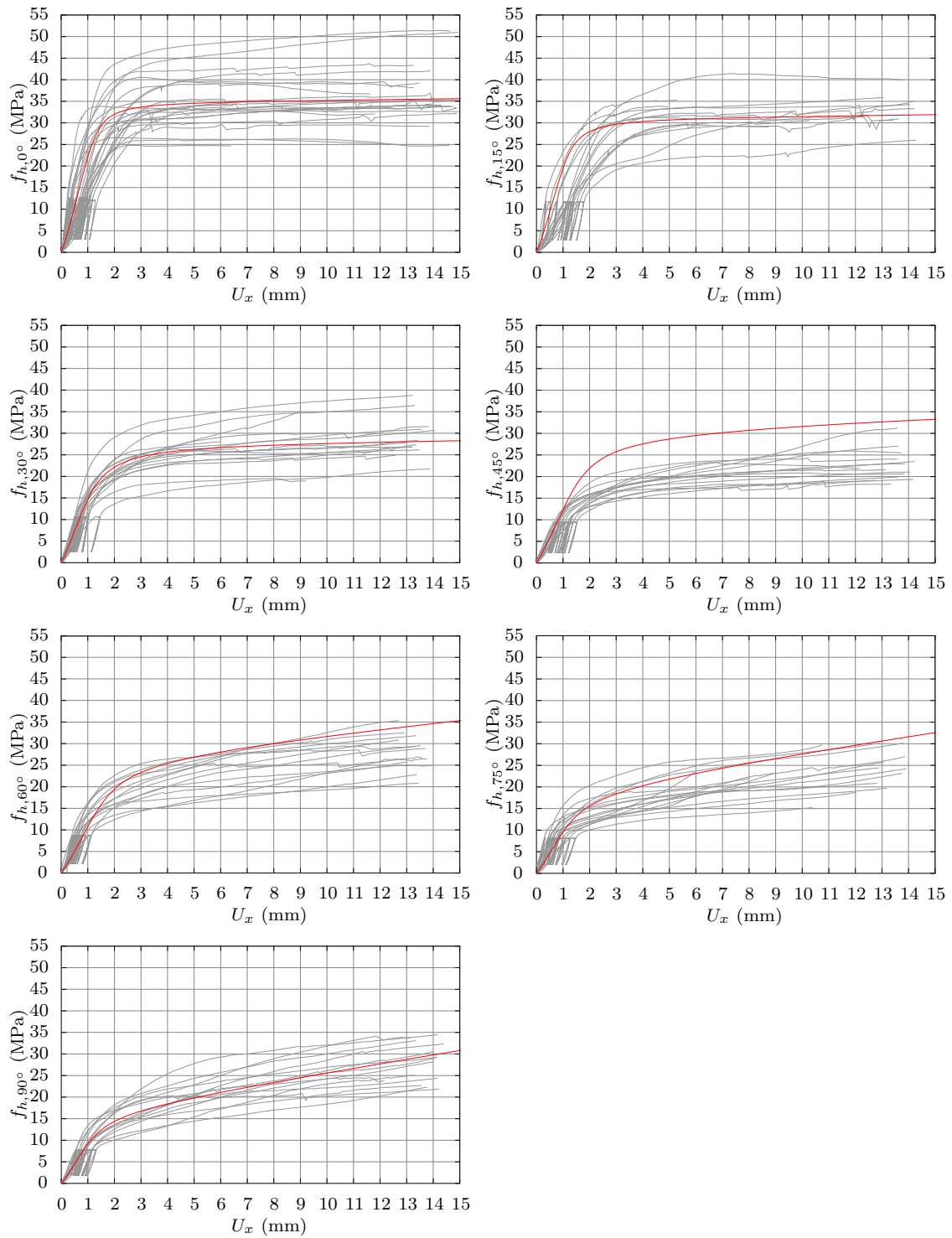


Fig. 3.12 Courbes d'essais d'enfoncement et simulations numériques (série 1).

des ressorts dans la direction longitudinale et ainsi forcer l'organe à dévier vers la direction transversale aux fibres. Les résultats sont donnés dans les graphes des figures 3.13 (b), (c) et (d). L'effet souhaité est bien observé avec les simulations numériques. Cependant, la trajectoire de l'organe est encore déviée trop rapidement. Une explication de ce phénomène pourrait être liée au frottement qui garantie une trajectoire d'organe colinéaire à la direction de chargement jusqu'à la plastification du bois sous l'organe. Ce point pourrait être vérifié expérimentalement en réalisant des essais d'enfoncement avec une broche moletée (frottement organe-bois fort) pour forcer la direction de l'organe dans la direction de chargement et retarder le changement de trajectoire de l'organe.

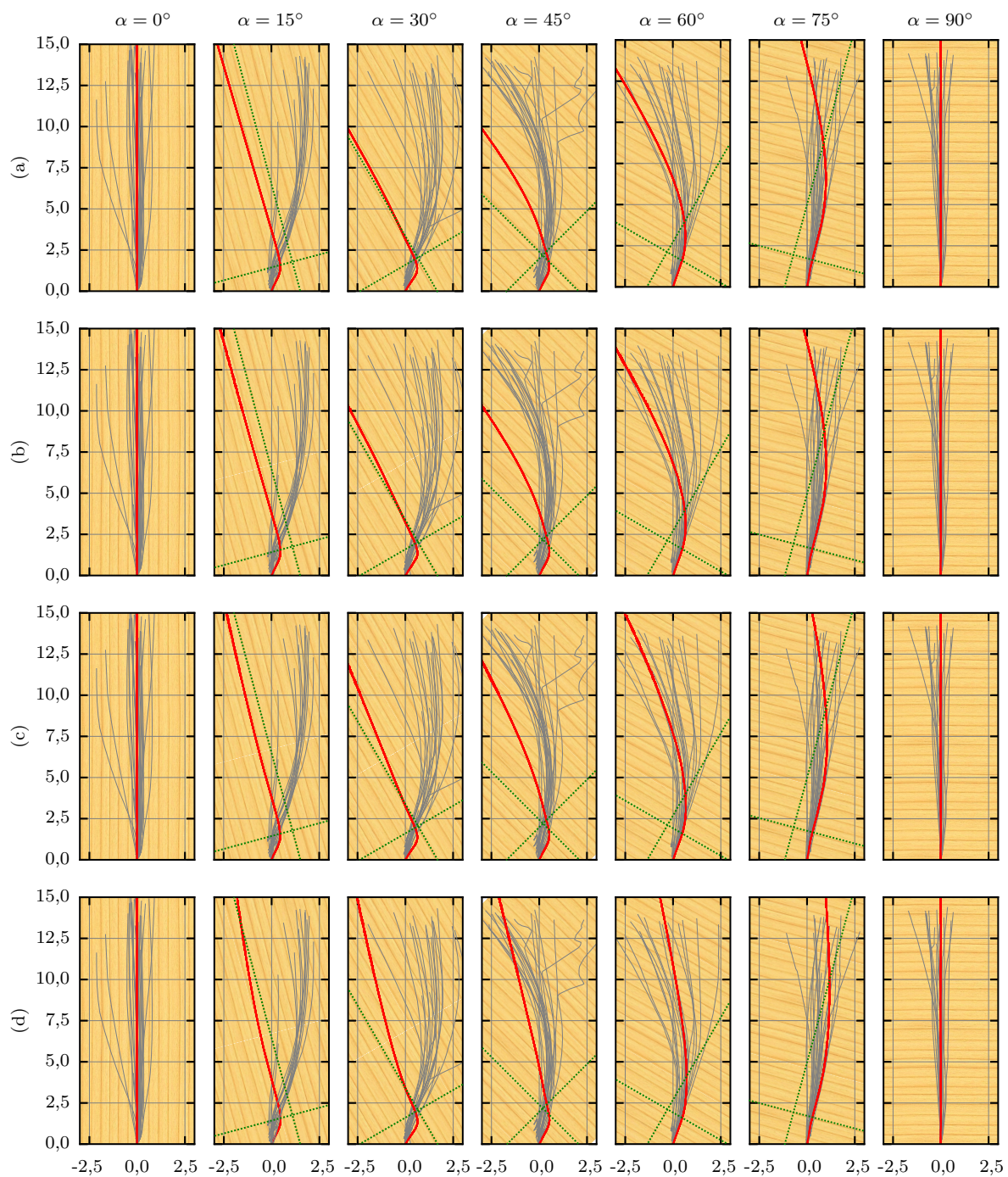


Fig. 3.13 Trajectoire de l'organe : comparaisons expérimentales et simulations numériques. Loi de fondation à 0 et 90° standard (a), $k_{f,el,0} \times 2$ (b) $k_{f,el,0} \times 5$ (c) et $k_{f,el,0} \times 10$ (d).

4 – Validation et discussion

4.1 Article INTER 51-07-13

Dans cette section, la modélisation bidimensionnelle des assemblages de type tige présentée au chapitre 3 est utilisée pour réaliser une étude comparative entre les estimations de l'Eurocode 5 et celles des simulations numériques sur la capacité résistante plastique et la raideur axiale d'assemblage mono-tige.

Dans un premier temps, la comparaison se focalise sur les assemblages bois-bois et bois-métal à deux plans de cisaillement, incluant différents paramètres géométrique de l'assemblage : diamètres et épaisseur des éléments bois. Cette étude de sensibilité est réalisée pour chaque paramètre afin d'évaluer leur influence sur le comportement mécanique des assemblages.

Dans un deuxième temps, la comparaison est complétée pour différentes configurations d'assemblages afin de mettre en évidence les possibilités de la modélisation BoF : assemblage avec quatre plan de cisaillement, assemblage multi-matériaux (CLT), assemblage renforcé avec du contreplaqué. Pour ces configurations d'assemblages, la comparaison est réalisée avec les résultats de la littérature.

Les résultats des simulations numériques de la modélisation BoF et leur comparaison avec les estimations de l'Eurocode 5 mettent en évidence la validité et l'avantage de la modélisation. La comparaison montre que la modélisation est cinématiquement compatible avec les modes de ruptures estimés par la théorie de Johansen. De plus, l'effet de l'éclatement de l'organe sur la valeur du module de glissement K_{ser} a été démontré, effet qui n'est pas explicitement couvert dans les équations de l'Eurocode 5.

Cette section a été publiée et présentée lors de la 5^e conférence International Network on Timber Engineering (INTER) dans le papier 51-07-13, sous la référence [Lemaître *et al.*, 2018].

Beam-on-foundation modelling as an alternative design method for timber joints with dowel-type fasteners – Part 1: Strength and stiffness per shear plane of single-fastener joints.

Romain Lemaître, ENSTIB/LERMAB, University of Lorraine, Épinal, France

Jean-François Bocquet, ENSTIB/LERMAB, University of Lorraine, Épinal, France

Michael Schweigler, Department of Building Technology, Linnaeus University, Växjö, Sweden

Thomas K. Bader, Department of Building Technology, Linnaeus University, Växjö, Sweden

Keywords: timber joints, numerical modelling, beam-on-foundation, embedment

1 Introduction

Optimised manufacturing processes made possible the production of larger dimensions timber products, which allow for the design of outstanding structures. In the last version of the EN 1995-1-1 (Eurocode 5 (2004)), which was developed during the 1990s, it seemed important to its drafters to propose design formulas to estimate stiffness of joints in accordance with the needs of that time. Aware of the technical jump that had to be managed, the proposed rules remained simple. However, simple design equations became insufficient to cope with present-day challenges, which are, e.g., related to the design of high-rise wooden buildings. In Eurocode 5, the resistant capacity of dowel-type timber joints is no longer determined by empirical formulas but it is based on the limit analysis proposed by Johansen (1949). This methodology however shows limits for complex joints even though many improvements have been made since its introduction (Blaß & Laskewitz (2000)). In parallel with these analytical approaches, developments in computational mechanics made it possible to develop simple numerical methods (Foschi (1974), Hirai (1983)), which take even into account

nonlinear phenomena. These approaches have remained unused in practical design due to their complex implementation and their high running time, at the time of their invention, while today's computational resources would allow for fast and efficient numerical methods-based design. Numerical modelling of connections can help engineers to fill the gaps of the Eurocode 5 and to cope with variability in connection design. For this purpose, dowel-type fasteners are numerically modelled as elastoplastic beams on a nonlinear foundation in engineered wood-based products (Sawata & Yasumura (2002), Hochreiner et al. (2013)). This method is called Beam-On-Foundation (BOF) modelling and shows huge potential for engineering design. The purpose of this paper is to show how this method can substitute and complement limit analysis and empirical stiffness formulas of timber joints with dowel-type fasteners. Corresponding perspectives are exemplified after a comparison of BOF modelling with the limit state approach in EN 1995-1-1.

2 Description of the Beam-on-foundation method

The complexity in the local deformation and stress state in wood close to the dowel suggests using a phenomenological approach to describe the embedment behaviour instead of using 3-dimensional continuum models. Thus, beam-on-foundation approaches have been developed (see Figure 2.1), where nonlinear springs are used to model the contact between wood and steel dowel, by making use of mathematical functions for the nonlinear relative displacement-embedment load behaviour (see Foschi (1970), Hirai (1983) and Schweigler et al. (2018)). In most of these equations, the parameters can be related to physical properties derived from uniaxial embedment tests. The simplest approach would be to assume linear tangents with a continuous intermediate nonlinear transition. An initial nonlinear region with increasing stiffness is typically observed in test data. This is linked on the one hand to the quality and the precision of production and assembling, and on the other hand to the stochastic nature of the properties. Mathematical functions enable an integration of this initial behaviour, which would lead to a more realistic load distribution in multiple fastener joints. The dowel itself is modelled by 1-dimensional beam elements, which makes it possible to reduce the number of elements compared to a 3-dimensional model. An elastoplastic material behaviour is assigned to these beam elements. Prescription of displacements of the connected structural elements yield corresponding reaction forces, which gives access to the global load-displacement behaviour of the connection.

The sensitivity of the discretization of the embedment behaviour, i.e., the number of springs elements and their distance along the dowel on the global load-displacement curve of the connection, were investigated in Hirai (1983). In this paper, it has given rules to define the number of springs elements according to the slenderness of the connection t/d .

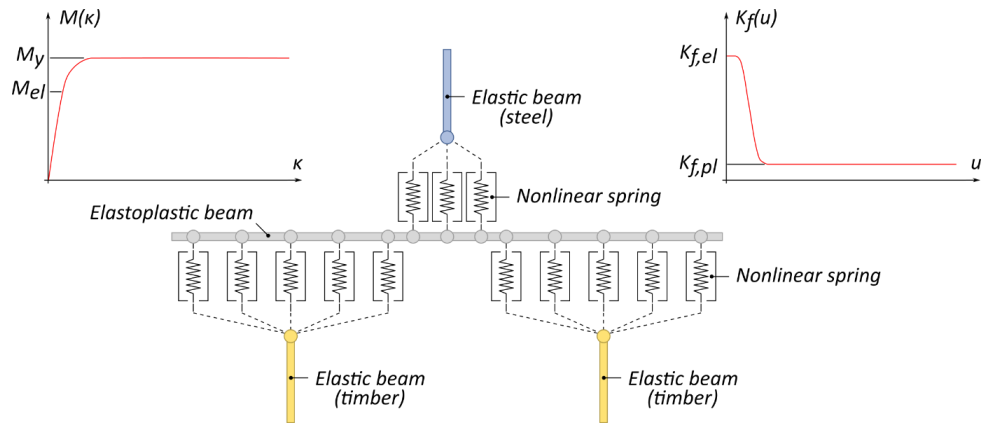


Figure 2.1. Description of the Beam-On-Foundation modelling for the design of timber joints with dowel-type fasteners (example of a meshing steel-to-timber connection with two shear planes)

3 Comparison with European Yield Model

In this part, the load-bearing capacities and the stiffness of different types of connection assemblies computed with the analytical formulas of the European yield model (EYM) are compared with the numerical results of the BOF modelling.

In order to investigate the validity of the BOF modelling and to demonstrate that it can be used as an alternative to the EYM, results of these two methods will be compared for different connections with variation in connection parameters. In particular, load-bearing capacity, i.e., the connection load at a displacement equal to 5 mm and the quasi-elastic stiffness of the connection were computed. Connection parameters were chosen to encompass all failure modes (see Figures 8-2 and 8-3 in EN 1995-1-1) and included the following variations:

- dowel diameter d in {8 mm; 16 mm; 24 mm};
- slenderness of the connection t/d in {1; 1.5; 2; 2.5; 3; 3.5; 4; 4.5; 5; 6; 7; 8; 9; 10}, where t is the thickness of the timber members;
- density of timber ρ in {420 kg/m³};
- yield strength of the dowel f_y in {240 MPa}.

The comparison is limited to timber-to-timber and steel-to-timber joints with double-shear planes (equations (8.7), (8.11), (8.12) and (8.13) in EN 1995-1-1), see Figure 3.1. Design equations specified in Figure 3.1 are based on the EYM, but contrary to EN 1995-1-1 equations, partial safety factors related to the uncertainties on the materials and the rope effect are neglected in order to be able to compare the mechanical models. Uncertainty considerations can be later added to the BOF model.

The BOF model was established with an elasto-plastic beam element representing the steel dowel. Young's modulus of steel equal to 210 GPa and a yield strength equal to

240 MPa (f_y) was used. The yield moment M_y included in equations of Figure 3.1 was equal to the theoretical expression for a circular cross-section. The nonlinear behaviour of dowel elements was defined from a moment-curvature relationship which allowed to calculate a new bending stiffness of the dowel for each step of calculation (equal to 0.02 mm).

The foundation used to model the contact between wood and steel dowel was described by a pure elasto-plastic behaviour where the elastic limit f_h was equal to the empirical expression (8-16) of EN 1995-1-1. It was supposed that the elastic behaviour remained elastic up to a millimetre of embedment. Therefore, the elastic and plastic foundation moduli (named $K_{f,el}$ and $K_{f,pl}$) were equal to f_h and zero, respectively.

The distance between embedment spring elements was equal to $0.4d$. The nonlinear spring gave only loads parallel to the displacement direction, while the dowel was free to move along its axial direction (no friction was considered).

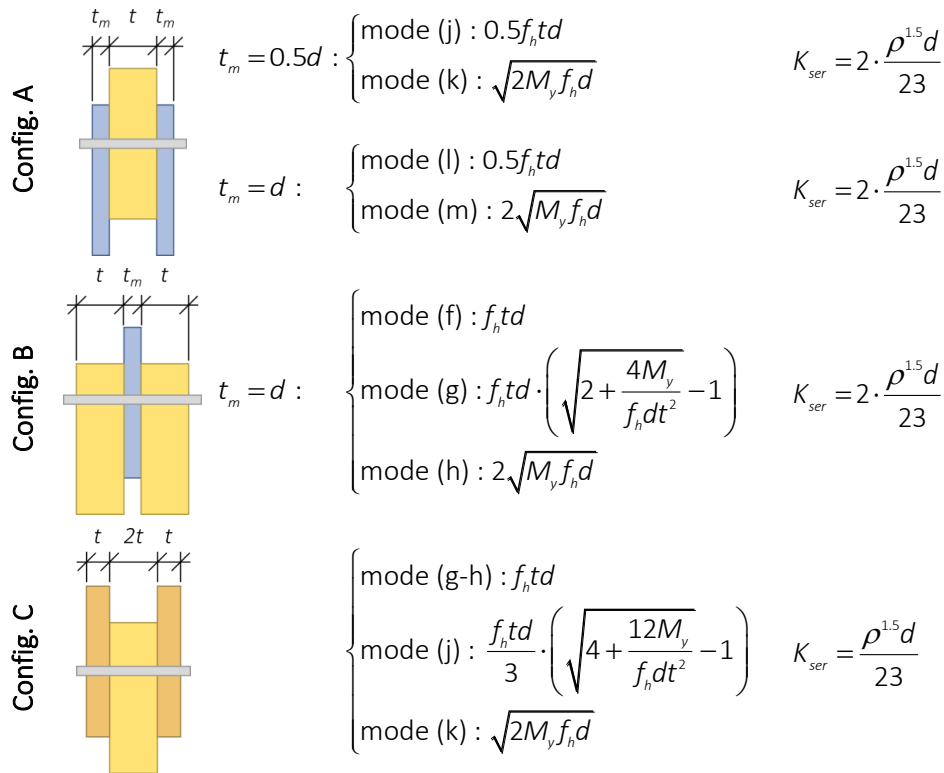


Figure 3.1. Double-shear steel-to-timber and timber-to-timber connections and design equations according to EN 1995-1-1 without partial safety factors for comparison with BOF modelling.

Load-bearing capacity according to the limit state approach ($F_{v,ECS}$) were compared to the reaction force in the BOF model for a relative displacement equal to 5 mm ($F_{v,BOF}$). The foundation modulus K_{ser} according to EN 1995-1-1 (see Figure 3.1) was compared

to the numerical simulations using two evaluations methods. In the first approach, stiffness was defined between 10% and 40% of the load-bearing capacity $F_{v,BOF}$ (empty forms of the Figure 3.2 and Figure 3.3). In the second approach, the stiffness is defined between 0% and 10% of the load-bearing capacity $F_{v,BOF}$ to guarantee all material behaviours were linear (full forms of the Figure 3.3).

It was observed that the foundation used to model the contact between steel and dowel influences numerical results. Being difficult to quantify the elastic foundation modulus for that type of contact, different numerical simulations have been realized (exemplary shown in Figure 3.2 for configuration B with a dowel diameter equal to 16 mm). Based on these simulations, an elastic behaviour with a foundation modulus equal to fifty times $K_{f,el}$ was retained in the rest of this study.

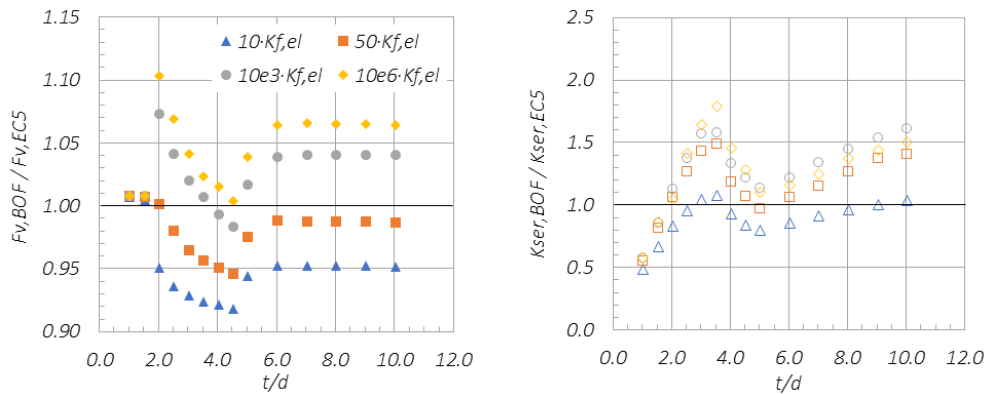
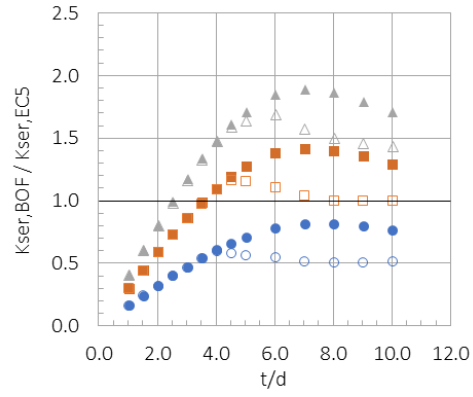
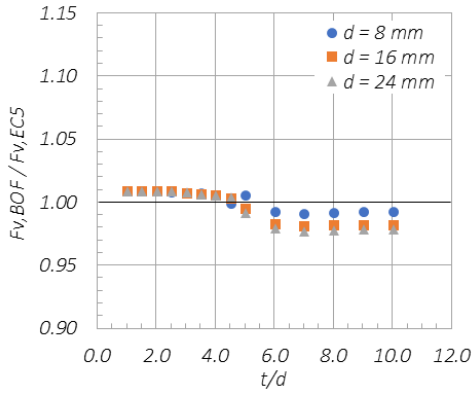


Figure 3.2. Influence of the elastic foundation modulus of the contact between dowel and steel on the ratio of numerical result to the analytical result (configuration B and $d = 16$ mm).

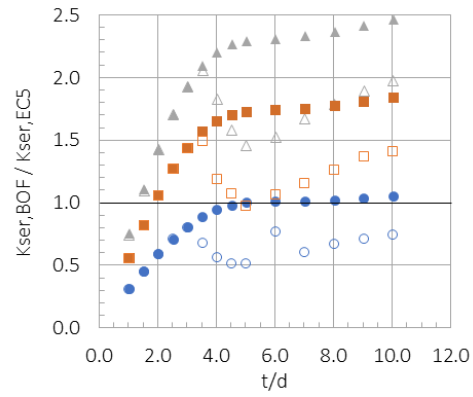
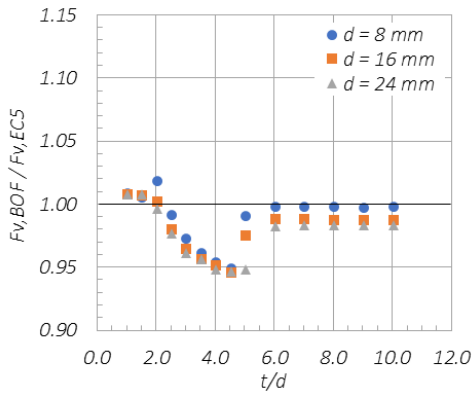
The results are grouped in the different graphs in Figure 3.3, where each point represents the ratio of numerical result to the analytical result. The numerical results show an evolution of the stiffness as a function of the slenderness, t/d , which is not predicted by the empirical formula of Eurocode 5 for K_{ser} . It is observed that the evolution of the stiffness is more marked in the first definition of the stiffness (empty forms) for configurations B and C. It could be explained by the early emergence of the first plastic hinge on the dowel (in the inner part of the connection) decreasing its bending stiffness therefore the stiffness of the connection.

For the load-bearing capacity at 5 mm slip, the numerical results are in good agreement with the load calculated by the EYM. It becomes however obvious that differences evolve in accordance with the failure modes. Indeed, for the mode with one plastic hinge in the steel dowel, whatever the configuration and the dowel diameter, the differences between the numerical and the analytical results are lower than 10%. For the failure modes without plastic hinge or more than one, whatever the configuration and the dowel diameter, the differences are lower than 3%.

Configuration A



Configuration B



Configuration C

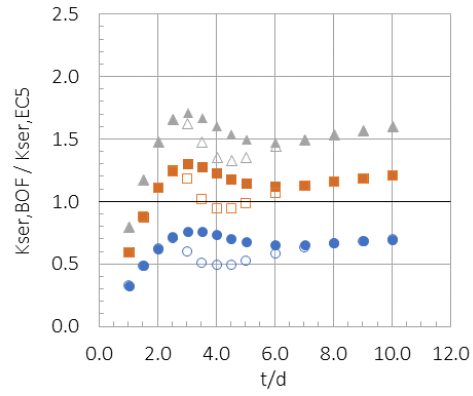
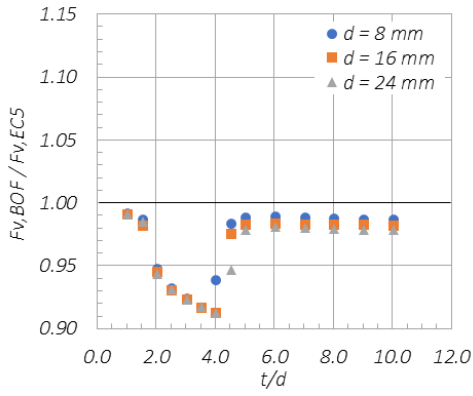


Figure 3.3. Comparison of the load-bearing capacity and the empirical equation for K_{ser} in EN 1995-1-1 with BOF modelling results for each configuration.

4 Perspectives of the method

Emergence of new engineering wood-based products (EWPs) led to the situations that design equations for connection in Eurocode 5 do not cover all EWPs. Moreover, only a limited number of connection layups are covered by Eurocode 5 equations. The BOF modelling can thus complement and extend Eurocode 5 equations and is intended to be a universal tool for estimating the mechanical behaviour of connections (load-bearing capacity, load distribution and stiffness). In the following, perspectives of this numerical tool for configurations which are not covered or only partially covered by Eurocode 5, will be shown. These configurations do not pretend to be exhaustive but are limited to the most common practically relevant cases.

4.1 Multiple-shear plane connections: comparison analytical equations and BOF

To calculate multiple-shear planes connections, Eurocode 5 proposes to decompose the connection into series of three elements and to calculate for each decomposition the load-bearing capacity of each shear planes (§ 8.1.3 of EN 1995-1-1). However, checking the compatibility of failure modes (see Figure 4.1) remains a tedious work for some configuration of connections. It is proposed here to check the consistency of the BOF modelling for a steel-to-timber connection with four shear planes. The connection is composed of two outer timber members with a thickness of t_1 equal to 95 mm and an inner timber member with thickness t_2 equal to 90 mm. The thickness of the steel plates is taken equal to the dowel diameter, d , equal to 16 mm. Finally, the material properties (embedding strength f_h and yield strength f_y) are identical to those specified in Section 3. For this design example, analytical formulas of the Johansen theory are given below and are associated with the failure modes shown in Figure 4.1.

$$\text{mode (l + f)} : 0.5f_h t_2 d + f_h t_1 d \quad (\text{Eq. 4-1})$$

$$\text{mode (l + g)} : 0.5f_h t_2 d + f_h t_1 d \left(\sqrt{2 + \frac{4M_y}{f_h d t_1^2}} - 1 \right) \quad (\text{Eq. 4-2})$$

$$\text{mode (l + h)} : 0.5f_h t_2 d + 2\sqrt{M_y f_h d} \quad (\text{Eq. 4-3})$$

$$\text{mode (m + f)} : 2\sqrt{M_y f_h d} + f_h t_1 d \quad (\text{Eq. 4-4})$$

$$\text{mode (m + g)} : 2\sqrt{M_y f_h d} + f_h t_1 d \left(\sqrt{2 + \frac{4M_y}{f_h d t_1^2}} - 1 \right) \quad (\text{Eq. 4-5})$$

$$\text{mode (m + h)} : 2\sqrt{M_y f_h d} + 2\sqrt{M_y f_h d} \quad (\text{Eq. 4-6})$$

Results of the numerical simulation are shown in Figure 4.2 in terms of the global load-relative displacement curve (displacement at the steel plate). In this graph, both load-slip curves of the outer parts and of the inner part are given. A substantially different

behaviour in the timber members of the connection becomes obvious from the BOF model, which is not predicted by Eurocode 5 design equations. Load-bearing capacity for a dowel connection at a slip of 5 mm, as predicted by the numerical simulation, is 7% higher than EN 1995-1-1 predictions based on the EYM (predicted failure mode (m + h)).

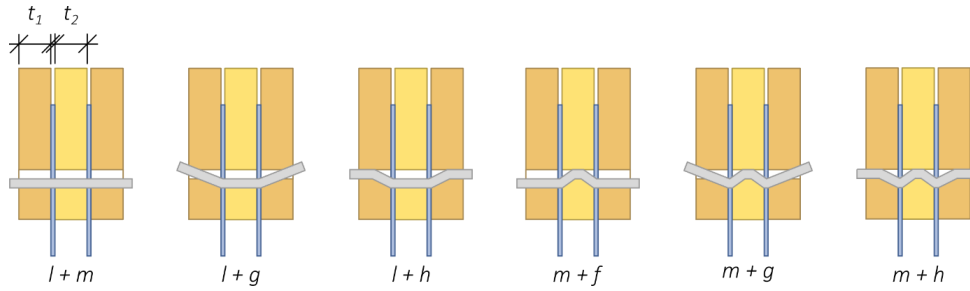


Figure 4.1. Failure modes of multiple-shear planes for steel-to-timer connection.

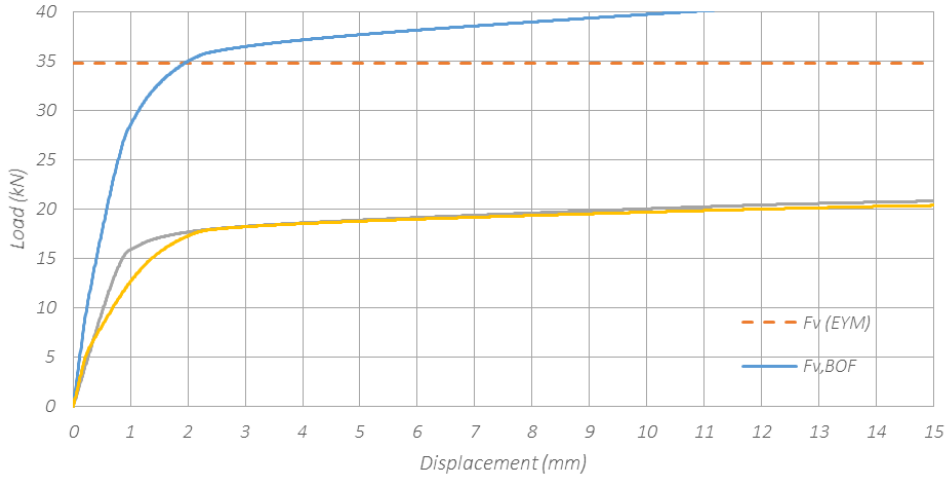


Figure 4.2. BOF modelling results of one multiple-shear plane connection compared with EYM.

4.2 Multiple-material connections: Reinforcement with plywood

The addition of plywood as reinforcement significantly increases the resistance capacity of connections (see Bouchaïr et al. (2007)). Analytical formulas based on the EYM, considering the contribution of plywood were derived in Werner (1993). It is proposed here to compare the BOF modelling with these formulas.

$$\text{mode (g) : } (f_{h,1}t_1 + f_{h,r}t_r)d \tag{Eq. 4-7}$$

$$\text{mode (h) : } (0.5f_{h,2}t_2 + f_{h,r}t_r)d \tag{Eq. 4-8}$$

$$\text{mode (j)} : \frac{\beta f_{h,1} d}{2 + \beta} \left[\sqrt{(t_1 + 4t_r)^2 + \frac{2 + \beta}{\beta} \left(t_1^2 - 4\eta t_r^2 + \frac{4M_y}{df_{h,1}} \right)} - (t_1 + 4t_r) \right] + f_{h,r} t_r d \quad (\text{Eq. 4-9})$$

$$\text{mode (k)} : \frac{2\beta f_{h,1} d}{1 + \beta} \left[\sqrt{t_r^2 - \frac{1 + \beta}{2\beta} \left(\eta t_r^2 - \frac{2M_y}{df_{h,1}} \right)} - t_r \right] + f_{h,r} t_r d \quad (\text{Eq. 4-10})$$

Where:

- $f_{h,r} = 0.11(1 - 0.01d)\rho$, $\beta = f_{h,2}/f_{h,1}$ (equal to 1) and $\eta = f_{h,r}/f_{h,1}$ (equal to 1.34)

The connection is composed of two outer timber members with a thickness of t_1 equal to 32 mm and an inner timber member with a thickness of t_2 equal to 64 mm, on which plywood panels with a thickness of t_2 equal to 10 mm (see Figure 4.3) were added at the inner shear planes. As the previous example, the material properties are identical to those mentioned in Section 3 and dowel diameter was equal to 16 mm. The results of the numerical simulation are shown in the graph of the Figure 4.4. They show good agreement with Werner's equations (predicted failure mode (j)).

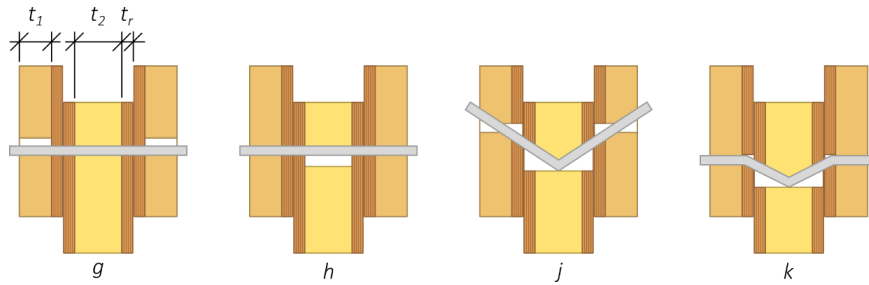


Figure 4.3. Failure modes of timber-to-timer connection reinforced with glued-on wood-based panels.

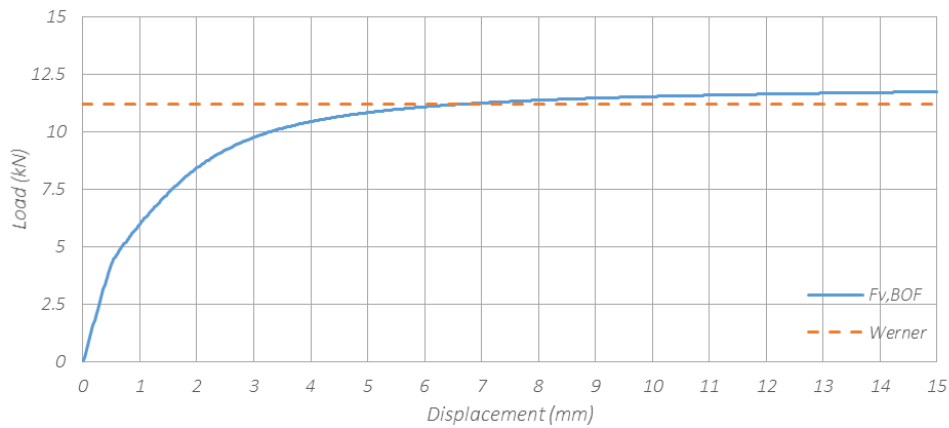


Figure 4.4. BOF modelling result of one timber connection reinforced with glued-on wood-based panels and comparison with Werner (1993) equations.

4.3 Multiple-material connections: Cross laminated timber (CLT)

The last example of the BOF modelling is related to a CLT connection with one shear plane (three layers 19-22-19 for the CLT and the thickness of the steel plate was equal to the dowel diameter 16 mm). Uibel & Blaß (2006) have proposed different analytical formulas for this type of connection. The results of the numerical simulation are shown in Figure 4.6 (predicted failure mode (d.2)). They also show good agreement between the numerical results and the analytical equations.

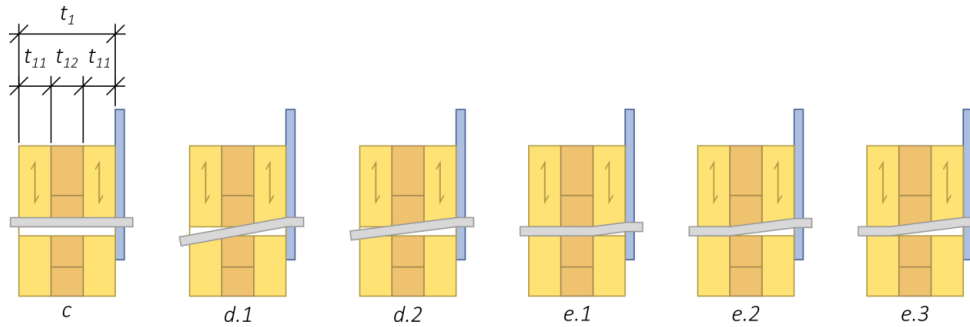


Figure 4.5. Failure modes of one-shear plane for steel-to-CLT connection.

$$\text{mode (c)} : f_h t d \quad (\text{Eq. 4-11})$$

$$\text{mode (d.1)} : f_{h,1} t d \cdot \left[\sqrt{2} \cdot \sqrt{\beta \left(\beta(2 + \psi^2 - 2\psi + 1) + 2\psi(1 - \psi) + \frac{2M_y}{f_{h,1} d t^2} \right)} - \beta \right] \quad (\text{Eq. 4-12})$$

$$\text{mode (d.2)} : f_{h,1} t d \cdot \left[\sqrt{2} \cdot \sqrt{\psi(2\beta - 2) + 2 - \beta + \frac{2M_y}{f_{h,1} d t^2} + 2\psi + \beta(1 - 2\psi) - 2} \right] \quad (\text{Eq. 4-13})$$

$$\text{mode (e.1)} : 2\sqrt{M_y f_{h,1} d} \quad (\text{Eq. 4-14})$$

$$\text{mode (e.2)} : f_{h,1} t d \psi \cdot \left[1 - \beta + \sqrt{\beta \left(\beta - 1 + \frac{4M_y}{f_{h,1} d t^2 \psi^2} \right)} \right] \quad (\text{Eq. 4-15})$$

$$\text{mode (e.3)} : f_{h,1} t d \cdot \left[\beta(1 - 2\psi) + \sqrt{2\psi - 1 + 2\psi(\beta - 1) - \beta + 1 + \frac{4M_y}{f_{h,1} d t^2}} \right] \quad (\text{Eq. 4-16})$$

Where:

- $f_h = 0.112 d^{0.5} \rho^{1.05}$, $f_{h,1} = 0.082(1 - 0.01d)\rho$, $f_{h,12} = f_{h,1} / (1.35 + 0.015d)$;
- $\beta = f_{h,12} / f_{h,1}$ (equal to 0.629), $\psi = t_{11} / t_1$ (equal to 0.317).

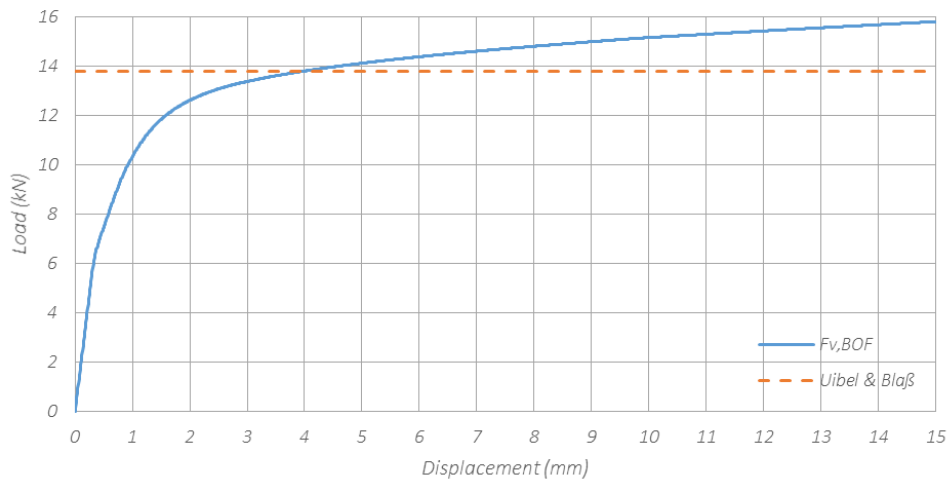


Figure 4.6. BOF modelling result of one CLT connection (three layers 19-22-19) compare with Uibel & Blaß (2006) equations.

5 Proposed modifications for the EN 383 (2007)

The stress field of the timber around the dowel during an embedding test induces tensile stresses perpendicular to the grain of the wood. These stresses can cause splitting of the timber just after or even before the timber has entered its plastic domain (for tests with low load-to-grain angles, 0° to 30°). This phenomenon is more pronounced for timber with a high density and especially for hardwoods. However, at the scale of a connection, because of the mass of the material around the dowel or possible reinforcement (screws, plywood for example), the risk for splitting might be considerably reduced and ductile connection behaviour is achieved. In order to be able to predict the behaviour of these connections, there is a need to obtain experimental curves of embedment up to high dowel displacement (about 15 mm). For this purpose, embedment test specimens should be reinforced in order to avoid splitting. The reinforcement can be achieved by glued-on plywood at the end area of the specimen or by screws. The reinforcement must not alter the mechanics of the embedment and it must be placed sufficiently far from the drilling hole: $1.5d$ (for reinforcement by plywood, see Sandhaas (2012)) and $3d$ (for reinforcement by screw). The type of reinforcement to be favoured is a reinforcement by screw because it allows a simple and fast implementation. Screws should be placed perpendicular to the wood grain to ensure maximum transverse tensile strength.

By reinforcing embedment test specimens up to load-to-grain angles of equal to 30° , it becomes possible to idealize the experimental curves of embedment tests of wood or wood-based material by a nonlinear function with linear hardening (see Figure 5.1) for all diameters, densities and load-to-grain angles. From this idealized shape, six

physical parameters related to the embedding of timber can be defined. The proposed parameters are as follows:

- $f_{h,5mm}$: embedding strength defined at a displacement equal to 5 mm;
- $f_{h,1mm}$: embedding strength defined at a displacement equal to 1 mm;
- $K_{f,el,1}$: elastic foundation modulus defined between 10% and 40% of $f_{h,5mm}$ during the first loading;
- $K_{f,el,2}$: elastic foundation modulus defined between 10% and 40% of $f_{h,5mm}$ during the first unloading;
- $K_{f,pl}$: plastic foundation modulus defined between 3 mm and 15 mm displacement;
- gap : gap between the dowel and the wood defined as the intersection of the x-axis and the line with the slope of $K_{f,el,1}$.

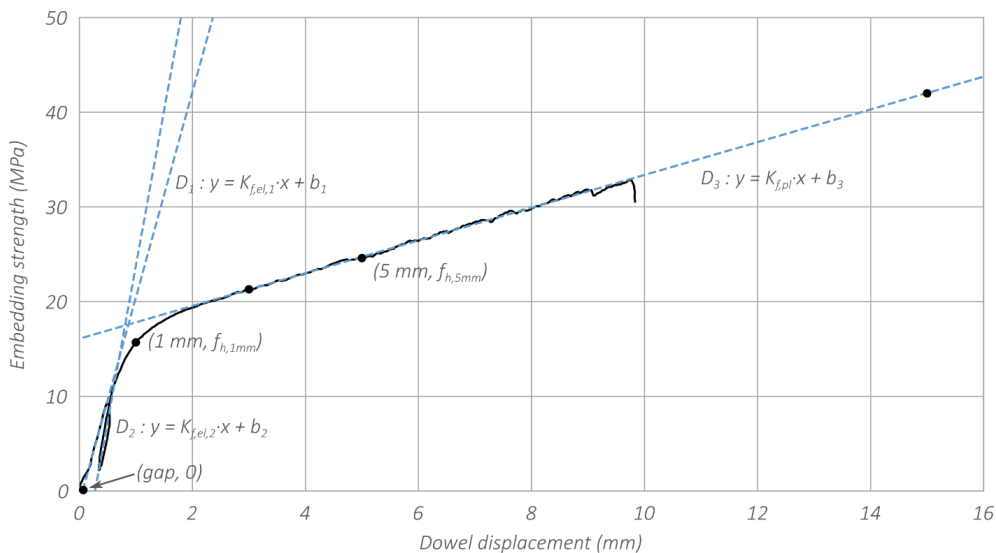


Figure 5.1. Idealized shape of an experimental curve of an embedment test with the characteristic parameters necessary to quantify the nonlinear foundation.

These six parameters have the advantage of being easily measurable (regardless of the type of material tested: softwood, hardwood, CLT, LVL, plywood, etc.) and can be used in mathematical functions describing the nonlinear foundation, no matter which one is chosen by the users of the BOF modelling (see Schweigler et al. (2018)).

Bléron & Duchanois (2006) and Schweigler et al. (2016) have shown that for embedding tests out of orthotropic axes, the relative displacement between the dowel and the wood is not collinear with the direction of the load. Both authors have used a set-up to leave free and measure the lateral displacement of the test specimen. This embedding mechanic is found in connections loaded by bending moments and that is why the embedding tests out of the orthotropic axes made to quantify the nonlinear foundation of the BOF modelling will have to take into account the previous remark.

Finally, the last proposal concerns the dimension of the test specimens for embedding tests with solid wood or glulam. The dimensions of the test specimens with load-to-grain angle tests are calculated by linear interpolation from the dimensions given in EN 383 (2007) for 0° and 90° (see Hübner et al. (2008)).

6 Discussion and conclusions

In this paper, principles of modelling dowel-type fastener connections with beam-on-foundation (BOF) models using the finite element method, was described. A comparative study of the load-bearing capacity and the stiffness of single-dowel connections with two shear planes predicted by the EYM with the prediction of the BOF method was made. This comparison included effects of parameters included in the Yield Analysis Theory of EN 1995-1-1. The study was continued by the design of connections with more than two shear planes, as well as by connections with reinforcements and multiple-material layups in order to highlight possibilities of the BOF method compared to the Yield Analysis Theory, as regards practical engineering problems.

BOF model calculations and their comparison to the design equations highlights the validity of the method and the advantage of a kinematically compatible model that allows prediction of the slip behaviour of connections in addition to the ultimate strength. Effects that are not explicitly covered in the empirical design equations, namely the influence of the slenderness on the elastic slip modulus, were demonstrated. The low identified gaps come from different approaches of kinematic, an isolated hinge for the Johansen theory and a continuous approach along the dowel for the BOF method.

Finally, recommendations for modifications of the timber engineering design standards were proposed. Since the BOF method requires additional input compared to the Yield Analysis Theory, namely kinematically compatible load-displacement data, proposed modifications mainly concern the embedment test standard EN 383 (2007). In the future a study will also have to be done to quantify the foundation of the contact between dowel and steel.

BOF calculations presented herein were limited to single dowel connections loaded parallel to the grain. The 2-dimensional model can however be applied to calculate connection behaviour for arbitrary load-to-grain angles and has been extended to a 3-dimensional foundation model. Their integration in multiple fastener connections was demonstrated in a previous work and can be used to predict load distribution.

This paper could be the first of a series of four papers, which will, in addition to this one, encompass: methodology for modelling multiple fastener joints with the BOF method and reliability, second order theory effect for considering the rope effect in dowel-type fasteners using the BOF method, basic parameters for different wood species and their exploitation in the BOF method.

7 References

- Blaß, H.J., Laskewitz, B. (2000): Load-carrying capacity of joints with dowel-type fasteners and interlayers, CIB-W18/33-7-6, Delft, Netherlands.
- Bleron, L., Duchanois, G. (2006): Angle to the grain embedding strength concerning dowel type fasteners. *Forest products journal*, 56(3), 44.
- Bouchair, A., Racher P., and Bocquet J. F. (2007): Analysis of Dowelled Timber to Timber Moment-Resisting Joints. *Materials and Structures* 40 (10): 1127–41.
- EN 383 (2007): Timber structures. Test methods. Determination of embedment strength and foundation values for dowel type fasteners.
- Eurocode 5 (2004): Design of timber structures - Part 1-1: General and rules for buildings. CEN. (EN 1995-1-1).
- Foschi, R.O. (1974): Load-Slip Characteristics of Nails. *Wood Science*, 17, 69-77.
- Hirai, T. (1983): Non-linear load-slip relationship of bolted wood-joints with steel side members –II – Application of the generalised theory of beam on elastic foundation. *Makusu Gakkaishi*, Vol. 29, No. 12, pp 839-844
- Hochreiner, G., Bader, T.K., de Borst, K., Eberhardsteiner, J. (2013): Stiff förmige Verbindungsmittel im EC5 und baustatische Modellbildung mittels kommerzieller Statiksoftware, *Bauingenieur* 88:275-289.
- Hübner, U., Bogensperger, T., Schickhofer, G. (2008): Embedding strength of European hardwoods, CIB-W18/41-7-5, Andrews, Canada.
- Johansen, K.W. (1949): Theory of Timber Connections, International Association for Bridge and Structural Engineering (ABSE) Pub. 9, 249-262.
- Sandhaas, C. (2012): Mechanical Behaviour of Timber Joints with Slotted-in Steel Plates. PhD thesis, Technische Universiteit Delft.
- Sawata, K., Yasumura, M. (2002): Determination of embedding strength of wood for dowel-type fasteners, *Journal of Wood Science* 48(2), 138-146.
- Schweigler, M., Bader, T.K., Hochreiner, G., Unger, G., Eberhardsteiner, J. (2016): Load-to-grain angle dependence of the embedment behavior of dowel-type fasteners in laminated veneer lumber. *Construction and Building Materials*, 126:1020-1033.
- Schweigler, M., Bader, T.K., Hochreiner, G., Lemaître, R. (2018): Parameterization equations for the nonlinear connection slip applied to the anisotropic behaviour of wood. *Composites Part B: Engineering*, 142:142-158.
- Uibel, T., Blaß, H. J. (2006): Load carrying capacity of joints with dowel type fasteners in solid wood panels. CIB-W18/39-7-5, Florence, Italy.
- Werner, H. (1993): Untersuchungen von Holz-Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln unter Berücksichtigung streuender Einflußgrößen. PhD thesis, Universität Karlsruhe.

4.2 Article INTER 52-07-09

Cette section est la suite directe de la section 4.1. La modélisation bidimensionnelle des assemblages est de nouveau utilisée pour réaliser une étude comparative entre les estimations de l'Eurocode 5 et celles des simulations numériques sur la capacité résistante plastique et la raideur axiale d'assemblage. Cependant, la comparaison n'est pas limitée aux assemblages mono-tige, elle est étendue à des assemblages composés d'une file d'organes de une, trois, cinq et dix broches. Cette comparaison comprend également les différents paramètres suivant :

- le diamètre des broches $d \in [8; 12; 16; 24 \text{ mm}]$;
- l'élanement $t/d \in [1; 1,5; 2; 2,5; 3; 3,5; 4; 4,5; 5; 6; 7; 8]$.

Elle se limite cependant aux assemblages sollicités par un effort normal parallèle aux fibres, même si la modélisation présentée peut être appliquée à des assemblages sollicités par un effort normal perpendiculaire aux fibres. De plus, l'étude se limite aux assemblages bois-bois car la gestion de l'interaction organe-métal doit encore être validé expérimentalement. Ce point sera développé en section 4.4.

Dans un premier temps, les capacités résistantes à 5 et 15 mm de glissement sont calculées à partir des courbes effort-glissement numériques. Ces valeurs sont ensuite comparées à celles obtenues par la théorie de Johansen. Cette étude a permis de montrer la validité de la modélisation BoF pour estimer la capacité résistante plastique des assemblages. Dans un second temps, un travail comparatif sur la raideur d'assemblage est réalisé. Cette comparaison est réalisée à partir des simulations numériques et des formules analytiques proposées dans la littérature. Elle a permis de mettre en évidence l'influence non-linéaire du nombre d'organes qui avait été récemment mis en avant dans [Sandhaas et van de Kuilen, 2017] et [Jockwer et Jorissen, 2018]. En conclusion de cette étude, une formule pour estimer la raideur axiale d'assemblage bois-bois de type tige, construite à l'aide d'une régression non-linéaire, est proposée :

$$K_{ser,ass} = 74,59 n^{0,78} d^{1,49} (t/d)^{0,25} \quad (4.1)$$

où $K_{ser,ass}$ est la raideur pour un plan de cisaillement (en N/mm), n est le nombre d'organes, d est le diamètre des organes (en mm) et t est l'épaisseur des éléments bois extérieurs (en mm). Enfin, l'allure de la distribution des efforts entre organes à différentes valeurs de glissement est étudiée. Cette étude montre de nouveau la validation de la modélisation BoF car elle met en évidence l'influence du nombre d'organes et de l'effet d'un glissement initial sur la distribution des efforts.

Cette section a été publiée et présentée lors de la 6^e conférence International Network on Timber Engineering (INTER) dans le papier 52-07-09, sous la référence [Lemaître *et al.*, 2019].

Beam-on-Foundation Modelling as an Alternative Design Method for Timber Joints with Dowel-Type Fasteners – Part 2: Modelling Techniques for Multiple Fastener Connections

Romain Lemaître, ENSTIB/LERMaB, University of Lorraine, Épinal, France

Jean-François Bocquet, ENSTIB/LERMaB, University of Lorraine, Épinal, France

Michael Schweigler, Department of Building Technology, Linnaeus University, Växjö, Sweden

Thomas K. Bader, Department of Building Technology, Linnaeus University, Växjö, Sweden

Keywords: dowelled timber connections, numerical modelling, beam-on-foundation

1 Introduction

In many design codes for timber structures (e.g. Eurocode 5 and SIA 265), the stiffness of a connection is given by empirical equations for a single dowel-type fastener per shear plane. The global stiffness of the connection is then given by multiplication with the number of dowels and shear planes. In the codes cited above, the empirical equations to estimate stiffness only depend on two parameters, namely the dowel diameter and the wood density. The main difference between different codes and stiffness of different types of fasteners is the choice of the exponent on these two parameters. Development and background of empirical equations for stiffness in different codes were recently reported in Jockwer and Jorissen (2018), who analysed about one thousand double shear timber-to-timber connection tests to evaluate the influence of further parameters on stiffness, such as number of fasteners in a row, number of rows of fasteners and dowel slenderness. From this huge database, they have been able to estimate another empirical stiffness equation, that includes dowel slenderness as an additional parameter. Effects of the latter have even been reported in Lemaître et al. (2018), by using a phenomenological numerical model instead of

experiments. Sandhaas and van de Kuilen (2017) reported that using the slip modulus K_{ser} , calculated according to Eurocode 5 for stiffness prediction of multiple fastener joints, considerably overestimates the experimentally observed stiffness and they proposed to introduce an effective number of dowels in their design, which was also recommended in Jockwer and Jorissen (2018).

This paper continues the work presented in Lemaître et al. (2018) on strength and stiffness estimations of single-fastener connections using a beam-on-foundation (BOF) modelling. In Lemaître et al (2018), the beam-on-foundation model calculations were compared to design equations of Eurocode 5, i.e. the load-carrying capacity and slip modulus. By these comparisons, the validity of the method for the design of single-fastener connections was highlighted. Moreover, effects that are not explicitly covered by the empirical design equations, namely the influence of the dowel slenderness and the nonlinear dowel diameter on the slip modulus were demonstrated.

In the present paper, the same comparisons are made for multiple dowelled connections. Moreover, load distribution between dowels in this type of connection, which was shown to be non-uniform by Blass (1995), is studied by means of the BOF model. Different approaches to estimate the load distribution have been proposed by Cramer (1968), Lantos (1969) and Wilkinson (1986).

2 Methodology

In this section, the beam-on-foundation model, applied for simulation of the mechanical behaviour of timber joints with multiple dowels in a row parallel to the grain is presented. Only joints loaded by a normal force are considered herein. The model is based on an idealisation of the contact between wood and steel dowel by nonlinear springs along the dowel. This modelling enables to predict only the ductile elastoplastic behaviour of a connection. Brittle failure modes are not considered. The phenomenological modelling approach is called beam-on-foundation (BOF) and has among others already been used by Hirai (1983) and Sawata and Yasumura (2003).

The nonlinear springs give only loads parallel to the displacement direction, neglecting friction between shear planes and the wood-steel dowel interface. Thus, no rope effect is considered herein. Moreover, no interaction between adjacent springs is considered in the modelling (Winkler's foundation).

The problem is solved numerically by the finite element method with the French finite element code Cast3M (<http://www-cast3m.cea.fr/index.php>). The mechanical behaviour of the model components is linearized for each displacement increment (0.02 mm).

2.1 Mesh

A 2-dimensional model with 1-dimensional elements, i.e. beams and springs, is used in order to reduce the problem size. In this model, the contact between wood and steel fastener is idealised by springs along the fastener. The spring behaviour is described in the next Section 2.2. The fastener is modelled by 1-dimensional beam elements with an elastoplastic behaviour. The description of this behaviour is done in the Section 2.3. The number of beam elements to model the fastener is twice the number of springs. Two beam elements are used between adjacent springs and one element at the end of the fastener (Figure 1).

This idealised representation is repeated for each fastener, and the single fasteners are then connected by elastic beams, simulating the elastic deformations of the wood between the fasteners (Figure 1). The latter is a function of the parallel and lateral spacing, the side member thickness and the Young's modulus of wood in the load direction. The distance between each fastener is assumed to be $7d$, where d is the dowel diameter.

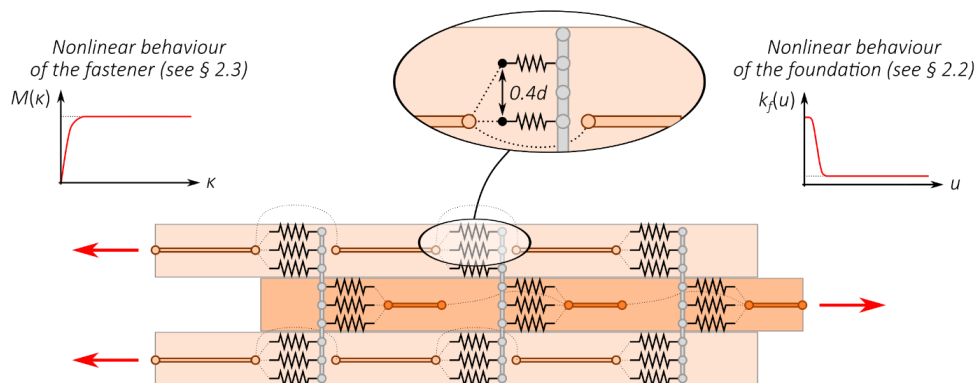


Figure 1. Description of the beam-on-foundation model. Mesh example of a timber-to-timber connection with two shear planes and three dowels in a row.

In order to investigate the influence of the number of springs for each connection member on the numerical results, a sensitivity study was done for one standard configuration: a timber-to-timber connection with two shear planes, five dowels in a row with a dowel diameter equal to 16 mm and thicknesses of outer and inner timber members equal to 48 mm and 96 mm, respectively. Results of this study showed convergence of the numerical results, which are the load-carrying capacity at a connection slip of 5 mm $F_{V,BOF,5mm}$ and the slip modulus $K_{ser,BOF}$ (Figure 2). Based on these results, a minimum spring number of 7 is suggested for this standard configuration. This value is a compromise between a suitable time of calculation and accurate results. For the studied reference configuration, a relative error of about 0.5% between a spring

number equal to 7 and 100 is observed. Since the number of springs depends on the member thickness, a minimum distance between spring elements of $0.4d$ is suggested. This value is used for all calculations presented in this paper.

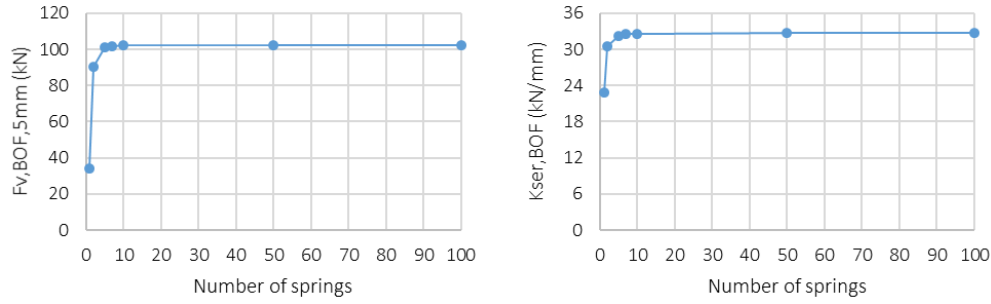


Figure 2. Convergence study as regards number of springs along the fasteners and their influence on the numerical results. $F_{v,BOF,5mm}$ is the load-carrying capacity at a connection slip of 5 mm. $K_{ser,BOF}$ is the slip modulus determined by BOF.

2.2 Foundation behaviour

Several parametrization equations can be found in literature to describe the nonlinear behaviour of embedment; see Schweigler et al (2018) for a review. In this study, the phenomenological function proposed in Sauvat (2001) is used. This equation is based on a trigonometric function,

$$k_f(u) = -a_3 \cdot (\arctan((u \cdot a_6 + a_4)^{a_5} + a_1) + a_2). \quad (1)$$

which describes the derivative of the embedment stress with respect to the displacement, i.e., the stiffness of the embedment behaviour, k_f (Figure 3). The parameters a_1 and a_5 can be considered as shape parameters while the parameter a_4 is able to add an initial slip (Figure 3). By physical considerations, parameters a_2 and a_3 can be linked with other mathematical parameters, i.e. a_1 and a_2 , and physical parameters, i.e. $k_{f,el}$ and $k_{f,pl}$ which are the elastic and plastic foundation moduli, respectively (Figure 3). Solving Eq. (2) at a dowel displacement of 5 mm allows for determination of a_6 , i.e.,

$$\int k_f(u) du = f_h, \quad (2)$$

with f_h equal to the embedment stress (in MPa) at a dowel displacement of 5 mm, as defined by the empirical expression (8-16) of EN 1995-1-1,

$$f_h = 0.082 \cdot (1 - 0.01 \cdot d) \cdot \rho, \quad (3)$$

with the dowel diameter d (in mm) and the timber density ρ (in kg/m³).

Compared to the embedment strength, the foundation modulus properties have been less investigated in literature. However, Hwang and Komatsu (2002), proposed an empirical expression for $k_{f,el}$ (in N/mm³) for glulam (the original expression has been adapted herein to be compatible with SI-units),

$$k_{f,el} = E_0 / (31.6 + 10.9 \cdot d), \quad (4)$$

where E_0 is the Young's modulus of wood (in MPa) and d the dowel diameter (in mm). The second foundation modulus $k_{f,pl}$ is assumed to be equal to zero, i.e. the foundation is assumed to be an elastic perfectly plastic material as only parallel to the grain loadings are considered in this paper.

Finally, the following values and analytical expressions of the mathematical parameters in Eq. (1) are suggested:

$$a_1 = 2.0$$

$$a_2 = (k_{f,el} \cdot \pi/2 - k_{f,pl} \cdot \arctan(a_1)) / (k_{f,pl} - k_{f,el})$$

$$a_3 = -k_{f,el} / (\arctan(a_1) + a_2)$$

$$a_4 = 0.0 \text{ (no initial slip) or } \leq 0.0 \text{ (with initial slip)}$$

$$a_5 = 4$$

$$a_6 = \text{set by nonlinear programming}$$

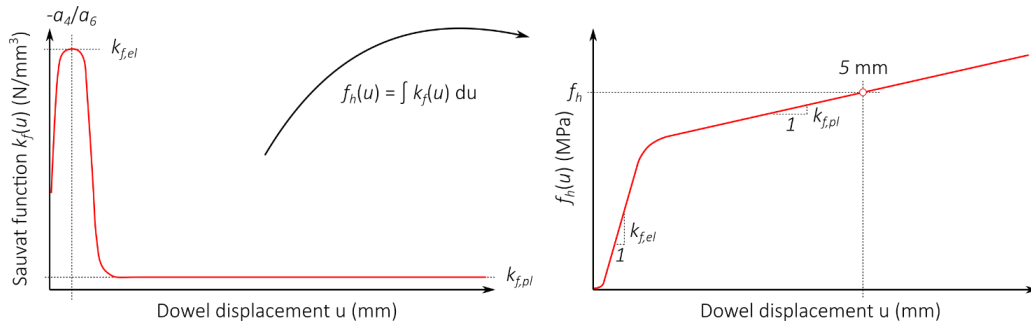


Figure 3. Left: the phenomenological function $k_f(u)$ used in the model (Eq. (1)). Right: the integral of Eq. (1) which is the evolution of the embedment stress $f_h(u)$.

2.3 Fastener behaviour

The elastoplastic behaviour of the steel fastener is modelled by an elastic perfectly plastic material. This nonlinear behaviour is implemented in the model by calculating a new Young's modulus for each beam element constituting the fastener at each displacement increment. For these calculations, the moment-curvature relationship for a circular cross section is defined for $\kappa \geq \kappa_e = 2 \cdot f_y / (d \cdot E)$ by,

$$M(\kappa) = 3/8 \cdot M_y \cdot [2/3 \cdot (1 - (\kappa_e/\kappa)^2)^{3/2} + (1 - (\kappa_e/\kappa)^2)^{1/2} + \kappa/\kappa_e \arcsin(\kappa_e/\kappa)], \quad (5)$$

where, $M_y = f_y \cdot d^3/6$ is the yield moment for a circular cross-section (in MPa), f_y is the yield strength of the dowel (in MPa), d is the dowel diameter (in mm), E is the Young's modulus of the dowel (in MPa).

Through this approach, the model considers the development of plastic hinges along the fastener.

2.4 Material and geometrical properties

Similar to Lemaître et al (2018), a numerical parametric study is carried out. The material and geometrical properties of the connections are chosen to encompass all failure modes defined by Eurocode 5 (see Figures 8-2 and 8-3 in EN 1995-1-1), which led to the following variations:

- dowel diameter d in {8 mm; 12 mm; 16 mm; 24 mm};
- slenderness of the connection t/d in {1; 1.5; 2; 2.5; 3; 3.5; 4; 4.5; 5; 6; 7; 8} where t is the thickness of outer timber members;
- timber density ρ in {420 kg/m³};
- elastic modulus of timber members E_o in {11 500 MPa};
- yield strength of the dowel f_y in {240 MPa};
- number of dowels in a row n in {1; 3; 5; 10}.

This study is limited to timber-to-timber joints with double shear planes. The thickness of the inner timber member is twice the thickness of outer timber members.

In Lemaître et al (2018), one assumption was made on the elastic foundation modulus. It was assumed that the elastic behaviour of the foundation remained elastic up to an embedment displacement equal to one millimetre. Thus, the elastic foundation modulus $k_{f,el}$ was equal to the embedment strength f_h according to Eq. (3). Herein, the elastic foundation modulus $k_{f,el}$ is calculated using Eq. (4), and an additional case, assuming an initial slip by using a negative value for the parameter a_5 in Eq. (1). In order to investigate the influence of these assumptions, the following three hypothesis for the foundation moduli are assumed:

- \mathcal{H}_1 : the elastic foundation modulus $k_{f,el}$ is equal to Eq. (3);
- \mathcal{H}_2 : the elastic foundation modulus $k_{f,el}$ is equal to Eq. (4);
- \mathcal{H}_3 : the elastic foundation modulus $k_{f,el}$ is equal to Eq. (4) with an initial slip of 0.5 mm.

576 numerical load-slip curves were computed in this parametric study. All parameters used for the three hypotheses are summarised in Figure 4. The parameters a_5 are defined by intersection of the elastic foundation modulus $k_{f,el}$ with the displacement axis (x-axis) at 0.5 mm (hypothesis \mathcal{H}_3). The parameter a_6 is derived through nonlinear solution of Eq. (2).

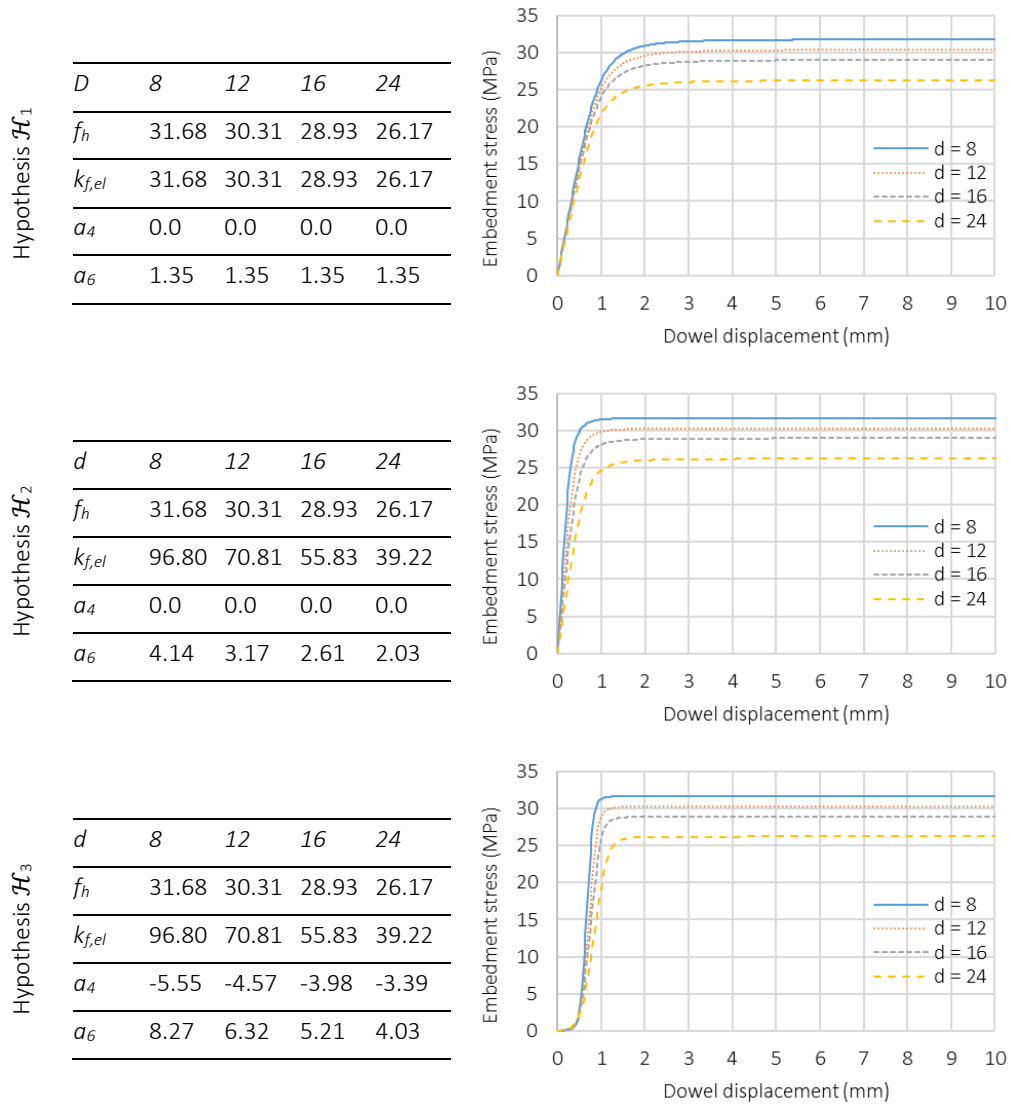


Figure 4. Parameters of the nonlinear embedment foundation and associated embedment curves for the three modelling hypothesis. d is the dowel diameter (in mm), f_h is the embedment strength defined by Eq. (3), $k_{f,el}$ is the elastic foundation modulus (in N/mm^3), a_4 and a_6 are mathematical parameters of the phenomenological function in the Eq. (1). The embedment curves of all charts are approximated using the trapezoidal rule from Eq. (1) between 0 mm and 15 mm discretized into 750 subintervals.

2.5 Evaluation of the slip modulus

The connection slip is measured as the relative displacement between the end nodes of the outer and inner timber members, which were assumed at a distance of $7d$ from the fasteners (Figure 5).

The slip modulus of the multiple fastener connection, $K_{ser,BOF}$, was then defined as the slope of the line connecting the points on the load-slip curve at 10% and 40% of the load carrying capacity at a connection slip of 5 mm $F_{v,BOF,5mm}$.

Using a beam-on-foundation modelling could help engineers to predict an accurate slip modulus $K_{ser,eng}$. Nevertheless, engineers are used to apply connection stiffness at beam nodes in a structural frame and truss analysis software. In case elastic beam elements are chosen in truss models, the slip modulus estimated by a beam-on-foundation modelling $K_{ser,BOF}$ needs to be corrected by the elastic deformation of the timber or steel over the connection length (Figure 5). It is proposed to calculate $K_{ser,eng}$ by

$$K_{ser,eng} = K_b \cdot K_{ser,BOF} / (K_b - K_{ser,BOF}), \quad (6)$$

where K_b is the equivalent stiffness of the connection area.

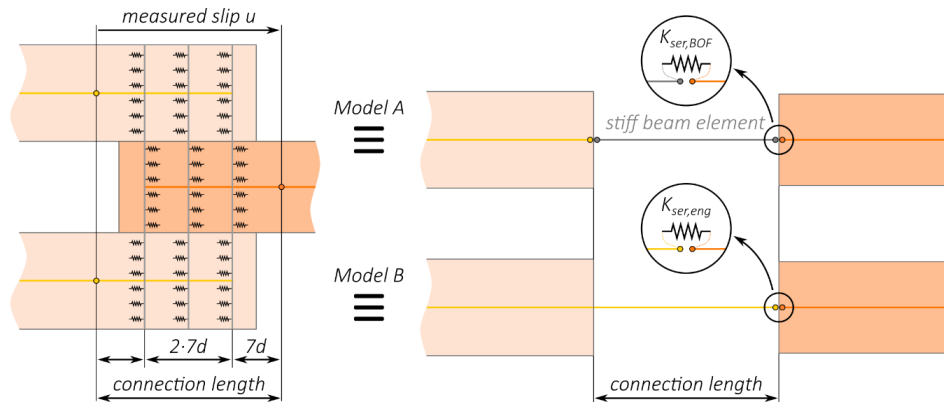


Figure 5. Visualization of the model derived connection slip and the equivalent engineering structural models. Model A should be used with the slip modulus measured by beam-on-foundation modelling $K_{ser,BOF}$. Model B should be used with the slip modulus proposed $K_{ser,eng}$ in Equ. (6).

3 Results

In this section, comparison between numerical results of the beam-on-foundation modelling and predictions from analytical equation of the European Yield Model are made (Section 3.1). This includes a study of the load-carrying capacity as it has been done in Lemaître et al (2018) for one single dowel connection. In Section 3.2, a comparison of the slip modulus is carried out. Finally, a study of the load distribution in multiple fastener timber-to-timer joints is made (Section 3.3).

In order to investigate the sensitivity of geometrical parameters, i.e. the number of dowels in a row n , the dowel diameter d and the dowel slenderness t/d , different series of connections are defined (Table 1).

Moreover, the sensitivity of material parameters is also investigated as regards the three hypotheses of the foundation behaviour defined in Figure 4.

Table 1. Serie definitions used for the comparison.

Series	n	d	t/d
1	1, 3, 5, 10	8, 12, 16, 24	1, 1.5, 2, 2.5, 3, 3.5, 4, 4.5, 5, 6, 7, 8
2	1, 3, 5, 10	12	1, 1.5, 2, 2.5, 3, 3.5, 4, 4.5, 5
3	1, 3, 5, 10	12	3, 6
4	10	16	3

3.1 Load-carrying capacity

In this section, only Serie 1 is considered (Table 1). This includes all parameter variations from Section 2.4. From numerical load-slip curves, the load-carrying capacities at connection slip of 5 mm and 15 mm are analysed. These values are compared with the load-carrying capacity predicted by the European Yield Method of the Eurocode 5 based on the work of Johansen (1949). As in Lemaître et al (2018) for investigation of single dowel connections, the partial safety factors related to the uncertainties of materials and the rope effect are neglected for this comparison.

In order to investigate the influence of the elastic foundation modulus on the load-carrying capacity, the numerical results of hypotheses \mathcal{H}_1 and \mathcal{H}_2 are illustrated in Figure 6. No considerable difference became obvious between hypotheses \mathcal{H}_1 and \mathcal{H}_2 . For both hypotheses, the numerical results are in very good agreement with the load-carrying capacities predicted by the Johansen's theory according to Eurocode 5.

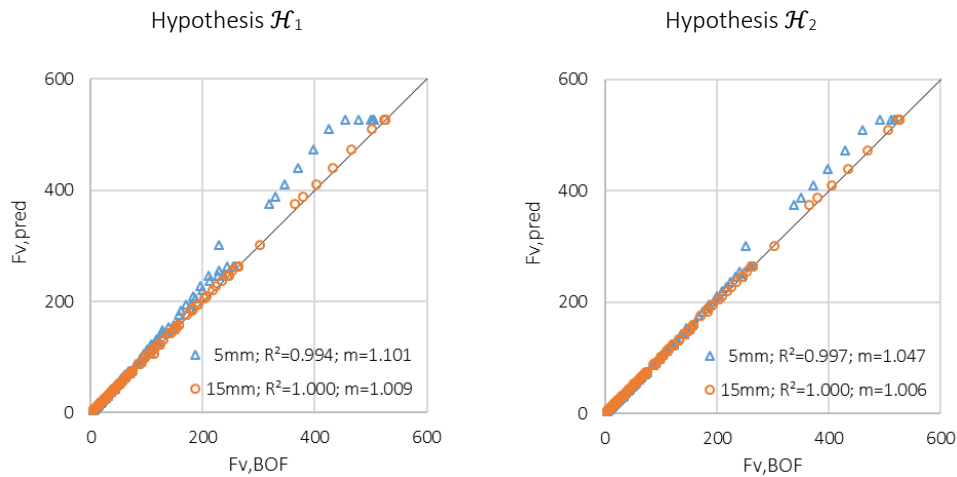


Figure 6. Predicted load-carrying capacity by the Johansen's theory $F_{v,pred}$ versus model-predicted load-carrying capacity by the beam-on-foundation modelling $F_{v,BOF}$ (in kN). R^2 and m are the coefficient of determination and slope of the linear regression, respectively. Left: comparison with \mathcal{H}_1 . Right: comparison with \mathcal{H}_2 . Δ $F_{v,BOF}$ at connection slip of 5 mm. \circ $F_{v,BOF}$ at connection slip of 15 mm.

3.2 Slip modulus

In this section, only Serie 1 and 2 according to Table 1 are considered. Serie 2 includes only one dowel diameter of 12 mm and dowel slenderness ratios between 1 to 5. Serie 2 is representative for the geometry and configurations of the connections used in Jockwer and Jorissen (2018) with the aim to establish an empirical equation for the slip modulus, see Eq. (9).

For both series, BOF-model predicted slip moduli are compared with different empirical equations for the slip modulus of timber-to-timber connections. The latter are given for one shear plane,

$$\text{Eurocode 5} \quad K_{ser} = n \cdot \rho_m^{1.5} \cdot d / 23 \quad (7)$$

$$\text{SIA 265} \quad K_{ser} = 3 \cdot n \cdot \rho_k^{0.5} \cdot d^{1.7} \quad (8)$$

$$\text{Jockwer and Jorissen (2018)} \quad K_{ser} = 3.5 \cdot n^{1.26} \cdot d^{2.17} \cdot (t / d)^{0.25} \quad (9)$$

where n is the number of dowels in a row, ρ_m (respectively ρ_k) is the mean (respectively characteristic) value of the wood density (in kg/m^3), d is the dowel diameter (in mm) and t is the thickness of outer timber members (in mm).

Figure 7 compares the numerical slip moduli $K_{ser,BOF}$ from the beam-on-foundation modelling with the predicted values according to Eqs. (7-9). Graphs on the left and the right side of Figure 7 are comparison for Serie 1 and 2, respectively.

In general, beam-on-foundation modelling predictions and Eq. (9) are in good agreement. Through the Serie 1 comparison, the significant effect of the dowel slenderness becomes obvious, as the fitting with Eq. (9) is better. However, some differences exist between the hypotheses \mathcal{H}_1 and \mathcal{H}_2 . This indicates that the elastic foundation modulus hypothesis should be reconsidered. However, the drilling tolerance used in the experimental campaign of Jockwer and Jorissen (2018) is unknown. This parameter has an important consequence on a connection stiffness. In practice, higher number of dowels is important and this might reduce drilling tolerance. An investigation on the slip modulus with a combination of hypotheses \mathcal{H}_2 and \mathcal{H}_3 could be performed and might be more representative for connections with a high number of dowels.

Serie 2 comparisons show that the number of dowels has a nonlinear effect on the slip modulus, as also predicted through an exponent on the number of dowels by Eq. (9).

Based on the numerical results of Serie 1 and hypothesis \mathcal{H}_1 , a nonlinear regression analysis was applied to derive an empirical equation. This yielded the following equation for the slip modulus of timber-to-timber connections per shear plane (in N/mm),

$$K_{ser,prop} = 74.59 \cdot n^{0.78} \cdot d^{1.49} \cdot (t / d)^{0.15} \quad (10)$$

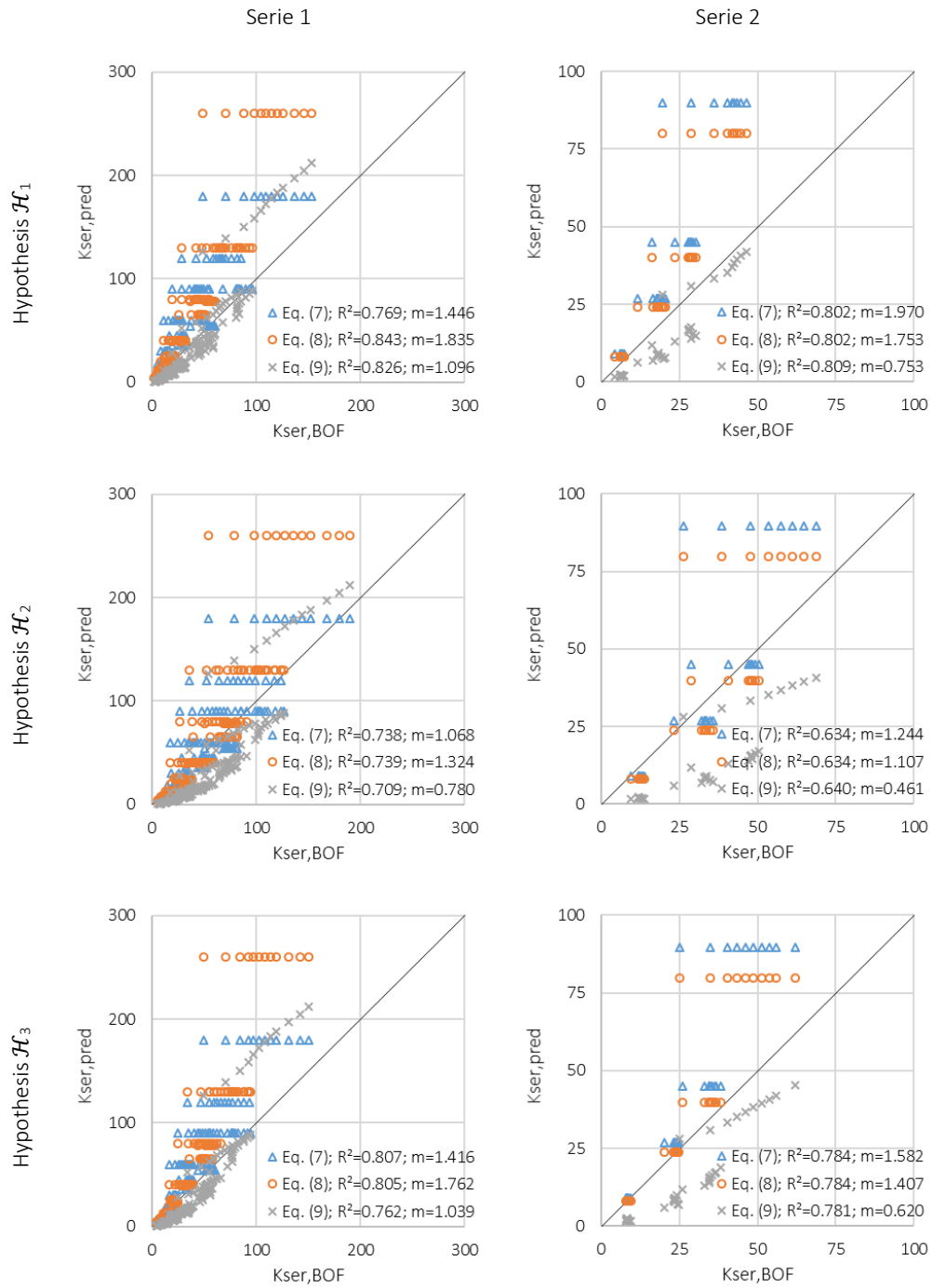


Figure 7. Calculated slip modulus of Eqs. (7-9) $K_{ser,pred}$ versus model-predicted slip modulus from the beam-on-foundation modelling $K_{ser,BOF}$. Values for two shear planes are given (in kN/mm). R^2 and m are the slope and the coefficient of determination of the linear regression, respectively.

3.3 Load distribution

In this section, model predictions from Serie 3 and 4 (Table 1) are exploited for studying load distribution. Figure 8 compares the percentage of effective dowels as compared to the number of dowels in a row, for the different connection configurations of Serie 3 with hypotheses \mathcal{H}_2 and \mathcal{H}_3 . Results with \mathcal{H}_3 highlight the influence of the drilling tolerance on the load distribution as an initial slip is considered for the foundation behaviour (Figure 4). Figure 9 compares for one connection configuration (Serie 4) the load distribution at different slip values, i.e. 0.5 mm, 1 mm, 5 mm and 15 mm, with hypotheses \mathcal{H}_2 and \mathcal{H}_3 . Results show that the beam-on-foundation model's efficiency to estimate load distribution and the influence of initial slip on the connection strength at different displacements. For a review of numerical modelling approaches to estimate load distribution, see the paper of Bader et al, in Sandhaas et al (2018), pages 221-239.

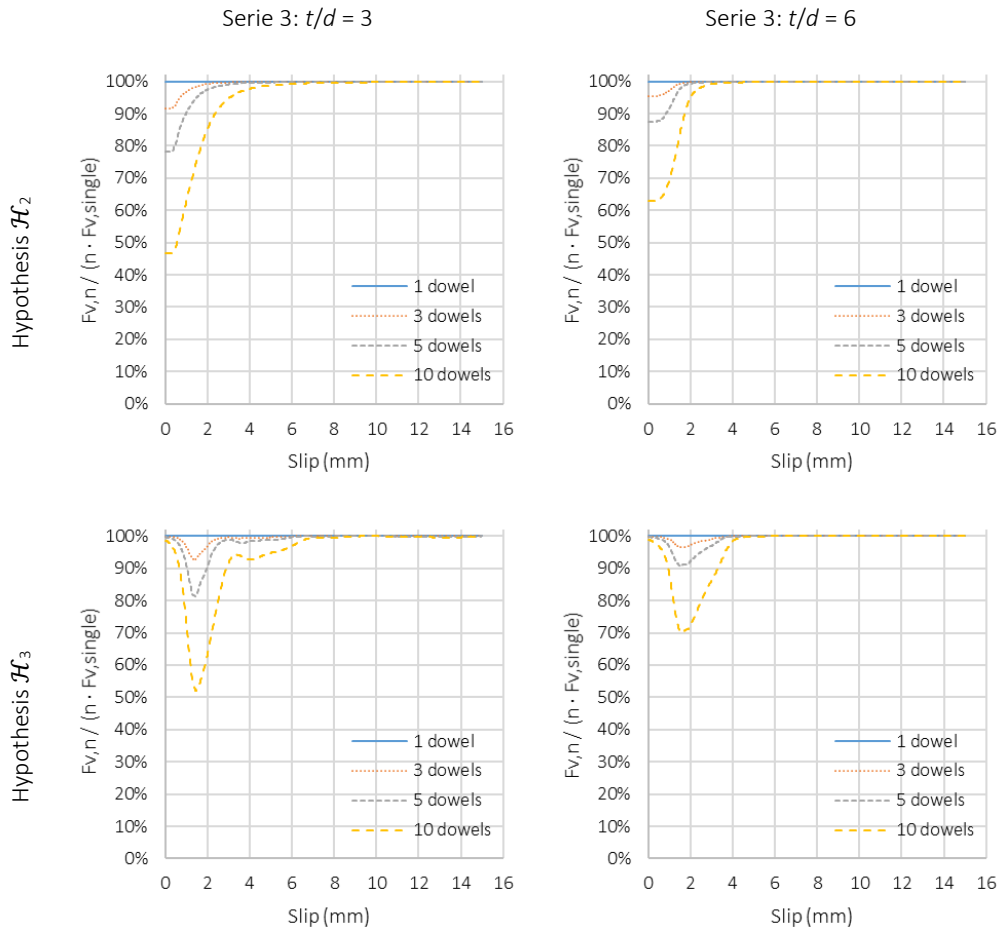


Figure 8. Percentage of effective dowels versus connection slip for Serie 3. $F_{v,n}$ is the load-carrying capacity of a multiple dowel connection with n dowels in a row. $F_{v,single}$ is the load-carrying capacity of a single dowel connection.

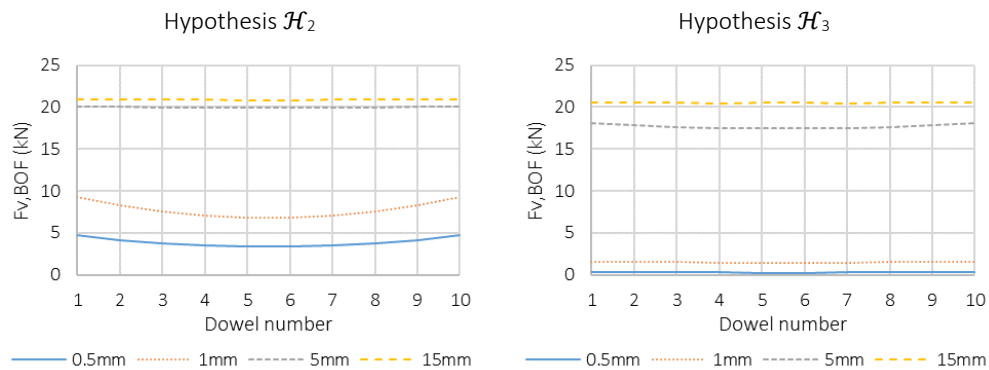


Figure 9. Load distribution in a multiple-dowel connection with 10 dowels in a row, for Serie 4. Left: hypothesis \mathcal{H}_2 . Right: hypothesis \mathcal{H}_3 .

4 Conclusion

Beam-on-foundation calculations in Lemaître et al (2018) were limited to single dowel connections loaded parallel to the grain. In this paper, the model was extended to multiple fastener connections loaded by a normal force parallel to the grain. The presented 2-dimensional model is however more general and can be applied to multiple fasteners connections with arbitrary load-to-grain angles.

Beam-on-foundation model calculations and their comparison to the design equations highlights the validity of the method and the advantage of a kinematically compatible model that allows for prediction of the displacement behaviour of multiple dowelled timber connections in addition to their ultimate strength. Compared to Eurocode 5 and SIA 265, Jockwer and Jorissen's proposal considered two major influence factors, namely the number of dowels in a row, and the dowel slenderness. The pronounced influence of these parameters was also revealed by the numerical model. This model could be further exploited by means of the database proposed in the paper INTER 2019 -52-07-08.

The elastic foundation modulus for steel fastener to steel plate contact needs further evaluation. This would open possibility for a similar study on steel-to-timber joints. Another important parameter not covered herein is the distance between fasteners in grain direction. Its influence can however easily be assessed with the proposed model.

Beam-on-foundation modelling is more powerful than the approach developed in Wilkinson (1986) for calculation of load distribution. More parameters can be integrated, such as the drilling tolerance, or multi-material and multiple shear planes connections.

This paper is a first step towards a design method, however the methodology needs to be thoroughly validated by experiments, ideally with tests where all parameters are known, i.e. steel quality, steel behaviour (with or without hardening), embedment behaviour, the drilling tolerance, hole positions etc.

5 References

- Blass H. J. (1995): Multiple fastener joints. Lecture C15 in Timber Engineering STEP 1, Centrum Hout, The Netherlands.
- Cramer C.O. (1968): Load distribution in multiple-bolt tension joints. *Journal of the Structural Division, ASCE* 94(ST5):1101-1117.
- EN 1995-1-1 (2004), Eurocode 5: Design of timber structures: Part 1-1, General common rules and rules for building, Comité Européen de Normalisation (CEN), Brussels, Belgium.
- Hirai T. (1983): Nonlinear load-slip relationship of bolted wood-joints with steel side-members II. Application of the generalized theory of a beam on an elastic foundation. *Mokuzai Gakkaishi* 29(12):839-844.
- Hwang K. and Komatsu K. (2002): Bearing properties of engineered wood products I: effects of dowel diameter and loading direction. *Journal of Wood Science* 48, 295–301.
- Jockwer J., Jorissen A. (2018): Load-deformation behaviour and stiffness of lateral connections with multiple dowel type fasteners. INTER meeting 51, paper 51-07-7, Tallinn, Estonia.
- Johansen K.W. (1949): Theory of Timber Connections, International Association for Bridge and Structural Engineering (ABSE) Pub. 9, 249-262.
- Lantos G. (1969): Load distribution in a row of fasteners subjected to lateral load. *Wood Science* 1(3):129-136.
- Lemaître R., Bocquet J. F., Schweigler M., Bader T. K. (2018): Beam-on-foundation modelling as alternative design method for timber joints with dowel-type fasteners – Part 1: Strength and stiffness per shear plane of single-fastener joints. INTER meeting 51, paper 51-07-13, Tallinn, Estonia.
- Sauvat N. (2001): Résistance d'assemblages de type tige en structure bois sous chargements cycliques complexes. PhD thesis. Université Blaise Pascal-Clermont-Ferrand II, France.
- Sandhaas, C., Munch-Andersen, J., Dietsch, P. (eds.) (2018): Design of Connections in Timber Structures: A state-of-the-art report by COST Action FP1402 / WG3, Shaker Verlag Aachen.
- Sandhaas C. and van de Kuilen J-W G. (2017): Strength and stiffness of timber joints with very high strength steel dowels. *Engineering Structures* 131:394-404.
- Sawata K. and Yasumura M. (2003): Estimation of yield and ultimate strengths of bolted timber joints by nonlinear analysis and yield theory. *Journal of Wood Science* 49(5), 383-391.
- Schweigler M., Bader T.K., Hochreiner G., Lemaître R. (2018): Parameterization equations for the nonlinear connection slip applied to the anisotropic behaviour of wood. *Composites Part B: Engineering*, 142:142-158.
- SIA 265 (2012): Timber structures. SIA Swiss Society of Engineers and Architects, Zurich, Switzerland.
- Wilkinson, T. L. (1986): Load Distribution among Bolts Parallel to Load. *Journal of Structural Engineering*, 112(4):835–852.

4.3 Validation de la modélisation tridimensionnelle

Afin d'illustrer l'utilisation de la modélisation 3D présentée au chapitre 3, une comparaison entre des résultats expérimentaux et des simulations numériques est réalisée. Les résultats expérimentaux sont ceux issus des travaux de [Bader *et al.*, 2015]. Dans ces travaux, deux configurations d'assemblages ont été testées en flexion, une première avec une disposition d'organes en grille (3×3) et une seconde avec une disposition circulaire (8 organes en périphérie et 1 organe au centre). Pour ces deux configurations d'assemblages deux diamètres d'organes ont été utilisés : 12 et 20 mm. La limite d'élasticité de ces organes étant de 320 MPa. De plus, une campagne d'essais sur des assemblages renforcés a également été menée. Au total huit essais ont été réalisés.

Les assemblages sont constitués de produits bois de type lamibois-S. Les propriétés élastiques utilisées pour les simulations numériques sont ceux données dans le tableau 3.1. Les épaisseurs des éléments bois et de la tôle métallique sont respectivement de 51 et 12 mm. Seuls les essais avec des diamètres d'organes de 12 mm ont été simulés car aucune donnée permettant de paramétrer la fondation organe-bois n'a été trouvée pour les organes de 20 mm. La fondation du contact organe-bois est constituée de neuf ressorts par plaque bois et celle du contact organe-métal par trois ressorts. Par hypothèse, il a été choisit ici de considérer un comportement élastique pour les ressorts de la fondation organe-métal, où le module de fondation élastique du métal est cent fois supérieur à celui du bois dans la direction longitudinale. Il a été choisit d'utiliser 12×12 points d'intégration dans la section des organes pour modéliser le comportement élastoplastique des organes. En plus de la limite élastique prise à 320 MPa, il est supposé un module tangent de 100 MPa. Cette valeur a été déterminée par une analyse des courbes expérimentales contrainte-déformation d'essais de traction données dans [Bader *et al.*, 2015].

La comparaison des résultats expérimentaux et des simulations numériques est illustrée sur les graphes de la figure 4.1. La comparaison des courbes moment-rotation expérimentales avec celles des simulations numériques montrent une réponse cohérente de la modélisation d'assemblage bois de type tige proposée. Cependant, d'autres comparaisons devront encore être réalisées pour valider complètement la modélisation.

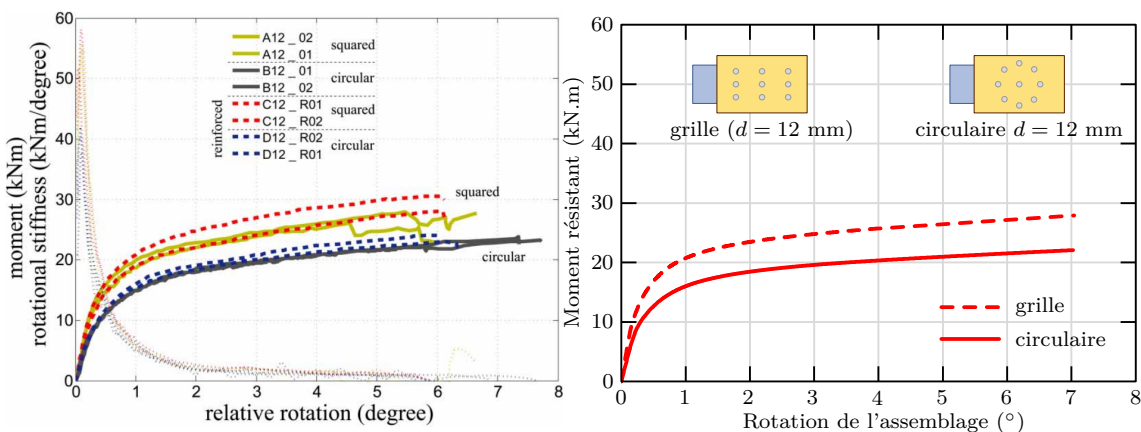


Fig. 4.1 Comparisons des résultats expérimentaux de [Bader et al., 2015] avec les simulations numériques.

4.4 Discussion sur l'interaction organe-métal

Jusqu'à présent, la modélisation de l'interaction entre un organe et les éléments de l'assemblage s'est principalement focalisée sur les éléments bois. Cette interaction organe-bois a été caractérisée au chapitre 2 puis son idéalisation par un modèle de poutre sur fondation a été justifiée au chapitre 3. Cependant, l'utilisation de tôles métalliques dans les assemblages bois de type tige est courant, c'est pourquoi la modélisation de l'interaction organe-métal doit également être caractérisée et justifiée. D'autant plus que cette interaction locale joue un rôle prépondérant sur la mécanique globale des assemblages, notamment sur la raideur et la distribution des efforts entre organes.

Au premier abord, la caractérisation de l'interaction organe-métal semble plus aisée que l'interaction organes-bois car les matériaux sont isotropes. Cependant, la raideur des matériaux mis en jeu amène des problèmes techniques pour mesurer expérimentalement la déformation du contact, en particulier dans la phase élastique. En effet, les essais de portance présentés au chapitre 2 montrent que le module de fondation élastique est mesuré dans une plage d'un à deux dixièmes de millimètres. De manière intuitive, l'ordre de grandeur de la plage à mesurer pour des essais de portance sur des tôles métalliques sera plus faible que celui sur du bois. La mesure du module de fondation élastique doit donc être réalisée avec des moyens performants comme par exemple un système d'acquisition vidéo. De plus, la réalisation d'essai de portance sur des tôles métalliques est difficile à mener. En compression, la faible épaisseur des tôles peut engendrer une instabilité en flambement. En traction, le mode opératoire (essai de cisaillement) est complexe à mettre en œuvre. Au-delà de la phase élastique, le comportement élastoplastique du contact organe-métal provient du matage de la tôle et ou de l'organe au niveau du contact mais aussi potentiellement du voilement de la tôle. Ce comportement élastoplastique peut facilement être intégré dans la modélisation BoF. D'après les remarques précédentes, il apparaît que mesurer localement la déformation du contact organe-métal est difficile. **Une solution serait de caractériser l'interaction locale organe-métal par une méthode inverse à partir du comportement global en traction d'assemblages bois-métal**, lequel serait déduit des courbes expérimentales effort-glissement.

Comme cela a été expliqué en introduction de ce manuscrit, le travail de thèse s'inscrit dans la problématique actuelle des bâtiments bois de grandes hauteurs. En France, cette problématique est portée par l'association ADIVbois laquelle joue le rôle d'accompagnateur auprès des acteurs qui s'engagent dans ce type de projet. Au cours du troisième trimestre de l'année 2019, cette association a lancé avec le CODIFAB un appel d'offre visant à caractériser expérimentalement les raideurs de différentes technologies d'assemblage bois : par contact direct, de type tige et vissé. Cette campagne expérimentale doit permettre de clarifier certains points normatifs du dimensionnement des assemblages et ainsi de répondre aux besoins des acteurs s'engageant dans des projets de bâtiments bois de grandes hauteurs. Cet appel d'offre a été pensé lors de nombreux échanges avec les membres de l'atelier technique structure d'ADIVbois. Ce doctorat étant financé à 40 % par le CODIFAB, il a semblé judicieux de lier les travaux de la thèse sur la modélisation des assemblages avec la campagne expérimentale de l'appel d'offre. Cette campagne expérimentale permettra de répondre à la problématique sur l'interaction organe-métal soulevée ci-dessus.

Le cahier des charges de cette future campagne expérimentale peut être consulté en annexe B.4 (seules les pages relatives aux essais d'assemblages de type tige ont été intégrées).

Cependant, il semble pertinent d'expliquer ici la philosophie qui a amené à l'élaboration de ce cahier des charges et dont les objectifs pour les essais d'assemblages bois de type tige sont de : (i) clarifier la validité des équations analytiques de l'Eurocode 5 pour estimer la raideur d'assemblages multi-organes et multi-plans de cisaillement et (ii) vérifier le principe de renforcement par vis qui est proposé dans la future version de l'Eurocode 5.

Afin de disposer de résultats d'essais conséquents, plusieurs configurations d'assemblages bois-métal avec différents produits bois seront testées. Dans du bois lamellé-collé avec :

- une tôle métallique en âme ;
- deux plaques métalliques latérales ;
- quatre plans de cisaillement.

Dans du bois lamellé-croisé avec :

- une tôle métallique en âme ;
- une plaque métallique latérale.

Pour toutes ces configurations plusieurs épaisseurs de produits bois seront testées dans le but d'obtenir différents modes de rupture, de même deux diamètres de broches seront utilisés : 12 et 16 mm. Les broches seront au minimum de classe 4.6 ou S235JR. L'ensemble de ces résultats d'essais pourrait permettre de valider expérimentalement que la raideur axiale d'assemblage dépend de l'élancement de l'organe, c'est-à-dire indirectement des modes de rupture.

Pour boucler les résultats expérimentaux avec les simulations numériques, une attention particulière sera prise sur la mesure des facteurs influents de la mécanique des assemblages comme :

- la qualité et le comportement de l'acier des organes ;
- le comportement en enfoncement du bois ;
- la tolérance de perçage des éléments bois et métalliques.

Ces différentes mesures seront réalisées en parallèle des essais d'assemblage par des essais de comportement unitaire (essais d'enfoncement du bois, essais de traction de broches). Plus la mesure de ces paramètres sera précise plus il sera facile de remonter par une méthode inverse à la raideur du contact organe-métal. Dans ce même but, la qualité et l'épaisseur des tôles métalliques devront être identiques. Cela permettra de garantir un comportement local du contact identique pour les différentes configurations d'assemblages. Il a été choisi d'utiliser des tôles de 8 mm d'épaisseur et de classe d'acier S355. L'épaisseur des tôles a été justifiée dans un souci pratique, car les plaques minces, c'est-à-dire avec une épaisseur inférieure à $0,5d$, sont les plus utilisées mais également économique.

Les essais de traction d'assemblages seront menés jusqu'à rupture afin de vérifier dans le même temps le principe de renforcement par vis qui est proposé dans la future version de l'Eurocode 5. Cette proposition définit les pinces et distances minimales des organes de renfort ainsi que l'effort transversal aux fibres induit de l'enfoncement de l'organe dans le bois [BNTEC/P21A, 2017]¹. La quantification de cet effort, supposé égal à 30 % de la capacité résistante plastique de l'organe, permet de définir le renforcement par frettage adéquate. De plus, atteindre la rupture permettrait de valider qu'avec un renforcement de l'assemblage par vis, le nombre efficace d'organes est égal au nombre réel d'organes.

1. Projet de texte finalisé sur le renforcement soumis aux commentaires des commissions miroir nationales (version du 28 novembre 2017).

Conclusions et perspectives

Ce travail de doctorat avait pour objectif de proposer un outil ingénieur de modélisation numérique pour le dimensionnement d'assemblages de structures bois de type tige sollicités par un torseur d'efforts plan (sollicitations N , M , V). Il s'est inscrit dans un contexte où les besoins de l'ingénieur pour le dimensionnement de ce type d'assemblage, en particulier sur l'estimation de la raideur et de la distribution des efforts, sont croissants et indispensables pour le développement des constructions bois.

Dans la synthèse bibliographique du chapitre 1, le cadre normatif de l'Eurocode 5 pour le dimensionnement des assemblages de type tige a été présenté. Il a permis de lister les outils d'ingénierie du dimensionnement afin que la modélisation proposée soit en adéquation avec la problématique de la thèse. Ce point a également permis de souligner le faible nombre de travaux portant sur l'estimation des raideurs d'assemblages. Dans ce même chapitre, il a été montré qu'il existe de nombreux modèles s'appuyant sur des formalismes différents pour analyser le comportement mécanique de l'interaction organe-bois. La plupart de ces modèles s'appuient sur un formalisme mathématique complexe, ce qui pose trois problèmes : (i) ils sont difficiles à insérer dans un cadre normatif de dimensionnement de structure, (ii) leur implémentation dans un logiciel métier devient sophistiquée et (iii) le temps de calcul avec ce type de modèle n'est pas en accord avec le temps de travail de l'ingénieur structure. Cependant, il a été expliqué que la modélisation de l'interaction organe-bois par une poutre élastoplastique sur des appuis non linéaires (modélisation BoF pour *Beam-on-Foundation*) semble aujourd'hui un bon compromis entre les trois problèmes soulevés précédemment. C'est donc ce type de modélisation qui a été retenue comme base de développement.

Dans le chapitre 2, une méthodologie d'analyse de courbes d'essai d'enfoncement a été exposée. Celle-ci a été pensée afin d'identifier les paramètres physiques utiles à la description des différents modèles phénoménologiques de l'enfoncement ainsi que de combler les manques actuels de la norme associée aux essais d'enfoncement, notamment dans la partie plastique de la courbe. De plus, des recommandations sur le dispositif expérimental, les dimensions des échantillons et le renforcement des échantillons ont été proposés dans ce chapitre. Une synthèse bibliographique sur les équations phénoménologiques permettant de décrire le comportement mécanique non linéaire de l'enfoncement a également été réalisée. Cette méthodologie a été utilisée sur des résultats expérimentaux de quatre laboratoires de recherche européens. Ainsi une base de données incluant différents diamètres d'organe, différentes plages de masse volumique, différents angles de chargement, différentes essences et différents produits d'ingénierie a été constituée. L'analyse de cette base de données a permis de proposer différentes équations empiriques notamment pour estimer les modules de fondation élastique et plastique. Ces différents résultats sont les conclusions d'un travail col-

laboratif européen démarré lors de l'action COST FP1402 "*Basis of structural timber design - from research to standards*", lequel a fait l'objet de différentes publications et de communications, sous les références [Schweigler *et al.*, 2018b] et [Schweigler *et al.*, 2019]. Dans ce chapitre 2, des campagnes expérimentales d'essais d'enfoncement sur plusieurs matériaux et diamètres d'organe ont également été présentées. Elles ont permis d'obtenir des données expérimentales pour alimenter la modélisation du chapitre 3. L'équation phénoménologique de Sauvat a été présentée. Celle-ci a été choisie pour décrire l'évolution non linéaire des raideurs des ressorts. Une démonstration du lien entre certains paramètres mathématiques de cette équation et une partie des paramètres physiques de l'enfoncement a été réalisée. Une méthode de résolution numérique a également été donnée pour compléter le paramétrage de l'équation de Sauvat. Enfin, une nouvelle forme de cette équation a été proposée. Celle-ci est plus simple à paramétrer et elle permet de mieux décrire le comportement non linéaire de l'enfoncement.

Dans le chapitre 3, les aspects techniques de la modélisation sont présentés. Dans un premier temps, une modélisation est développée en deux dimensions afin de valider la cinématique des modes de rupture plastique des assemblages de type tige sollicités par un effort normal. Puis, elle est généralisée en trois dimensions afin de proposer une modélisation pour les assemblages sollicités par un torseur d'efforts plan (sollicitation N , M , V). Pour chaque approche (en deux et trois dimensions), le comportement non linéaire de l'interaction organe-bois est idéalisé par un modèle de poutre élastoplastique sur des appuis non linéaires. Cette modélisation est répétée pour chaque organe composant l'assemblage et elles sont connectées par des barres élastiques dans le cas de la modélisation 2D et par une plaque orthotrope élastique pour la modélisation 3D. Le comportement en enfoncement a été validé à partir de résultats expérimentaux du chapitre 2, tandis que le comportement non linéaire de l'organe a été validé à partir de la théorie analytique du comportement en flexion de poutre élastoplastique.

Dans le chapitre 4, la validité du modèle en deux dimensions est justifiée au travers de deux publications sous les références [Lemaître *et al.*, 2018] et [Lemaître *et al.*, 2019]. La première publication a mis en évidence la cohérence de la modélisation BoF pour estimer les modes de rupture plastique d'assemblages mono-tige bois-bois et bois-métal à deux plans de cisaillement. De plus, elle a également mis en évidence l'influence de l'élancement de l'organe dans l'épaisseur de l'assemblage sur l'évaluation du module de glissement. La seconde publication se présente comme la suite de la première, où la cohérence de la modélisation BoF a été montrée sur des assemblages par organes multiples (avec une file d'organes). Cette publication a permis d'approfondir la question sur l'estimation des raideurs d'assemblage, notamment l'effet non linéaire du nombre d'organes sur la raideur des assemblages. La validité de la modélisation en trois dimensions d'assemblage bois-bois a également été justifiée à partir de comparaisons entre des simulations numériques et des résultats expérimentaux de la littérature.

Ce travail de doctorat rassemble un certain nombre de concept et permet une avancée importante vers une méthode de dimensionnement numérique des assemblages bois de type tige. Il a montré qu'il était possible de simuler le comportement global d'un assemblage en modélisant l'interaction locale organe-bois par une poutre élastoplastique sur des appuis non linéaires. En utilisant la méthode des éléments finis, deux types de modélisation ont été développés, une en deux dimensions pour des assemblages sollicités par un effort normal et une

autre plus générale en trois dimensions. Finalement, seule la modélisation en trois dimensions doit être retenue car elle permet d’englober tous les types de sollicitations, c’est-à-dire : effort normal, moment de flexion et effort tranchant. Afin de limiter la taille du système à résoudre, les éléments finis utilisés dans cette modélisation 3D sont linéaires à une et deux dimensions (triangulaire). Comme expliqué précédemment, l’idée principale de ce travail est d’idéaler par un modèle de poutre élastoplastique sur des appuis non linéaires l’interaction organe-bois. Ce schéma se répète pour chaque organe et il se connecte dans l’épaisseur aux différents nœuds de l’intersection de l’organe avec les éléments de l’assemblage. Ces derniers sont modélisés par des plaques dont le matériau constitutif est élastique et orthotrope pour des éléments bois ou élastique et isotrope pour des éléments métalliques. Pour simuler l’enfoncement de l’organe dans le plan des éléments bois, les appuis non linéaires sont composés de deux ressorts, un dans la direction parallèle aux fibres et un autre dans la direction perpendiculaire. Ce choix de modélisation est une façon de répondre aux difficultés soulevées par le comportement mécanique complexe de l’enfoncement. Cette modélisation de l’enfoncement a été validée pour différents angles de chargement sur du bois résineux mais elle devra l’être sur du bois feuillu. L’évolution non linéaire des raideurs des ressorts est décrite par une fonction mathématique paramétrée. Ces paramètres sont identifiés expérimentalement par des essais d’enfoncement. Un consensus européen, initié lors de l’action COST FP1402, a permis de créer la première version d’une base de données d’essais d’enfoncement pour alimenter ce type de modélisation dans le futur. Cette base de données permet de fournir les jeux de paramètres pour différents matériaux, diamètres d’organe et produits d’ingénierie. Avec ce modèle de l’enfoncement, la modélisation devient un outil universel malgré la diversité technologique des assemblages de type tige : à organes et à plans de cisaillement multiples, et multimatériaux. En effet, il suffit pour chaque ressort le long de l’organe d’entrer les paramètres associés aux différents matériaux constitutifs de l’assemblage. D’où l’importance de l’élaboration d’une base de données d’essais d’enfoncement.

Dans cette modélisation, tous les comportements matériels de l’assemblage sont intégrés : le comportement non linéaire de l’enfoncement, le comportement élastoplastique de l’organe et le comportement élastique des éléments de l’assemblage (bois ou métallique). Cela donne une estimation précise des efforts dans l’épaisseur de l’assemblage (le long de l’organe) et pour chaque organe. Cette estimation permet ensuite de trouver la distribution des efforts des organes sur les éléments de l’assemblage générée par des sollicitations planes. De plus, cette modélisation permet également de remonter aux contraintes généralisées (N , M , V) entrant dans l’assemblage. D’une part, cela permet d’évaluer les courbes effort-glissement et moment-rotation des assemblages et ainsi déterminer les raideurs axiales et rotationnelles des assemblages. D’autre part, les contraintes généralisées peuvent être utilisés pour appliquer des critères de rupture fragile réglementaires pour les assemblages de type tige.

Aujourd’hui, cette modélisation est développée à l’aide du code de calcul aux éléments finis Cast3M. Le programme est actuellement écrit dans le langage de commande Gibiane qui est un langage de haut niveau et interprété lors de son exécution, ce qui augmente donc le temps de calcul des simulations. L’appropriation de cette modélisation par les éditeurs de logiciels de calcul de structure permettrait d’augmenter la rapidité d’exécution de la simulation et donc de diminuer le temps de calcul, en proposant un programme en version compilée pour une utilisation « ingénieur ».

Perspectives

Dans ce travail, le paramétrage de l'interaction organe-métal n'a pas été validé expérimentalement et théoriquement. Cela est prévu pour le deuxième semestre de 2020 à travers une campagne d'essais lancée par le CODIFAB et l'association ADIVbois. Dans cette campagne, des essais d'assemblages bois-métal en traction seront réalisés. Une attention particulière sera prise sur la mesure des facteurs influents de la mécanique des assemblages comme : la qualité et le comportement de l'acier des organes, le comportement en enfoncement du bois. Ces différentes mesures seront réalisées en parallèle des essais d'assemblage par des essais de comportement unitaire (essais d'enfoncement du bois, essais de traction de broches). Elles permettront ensuite d'alimenter le modèle BoF afin de le valider pour des assemblages bois-métal. D'autres facteurs influents tels que les tolérances de perçage et de localisation seront également relevés.

Outre le comportement à froid, la modélisation proposée dans ce travail de doctorat offre de nouvelles perspectives pour d'autres types de comportements : à chaud et cyclique. Ces derniers étant respectivement liés aux exigences incendie et sismique. La modélisation du comportement à chaud des assemblages pourrait être intégrée en ajoutant un couplage thermomécanique au sein du modèle de l'interaction organe-bois. De plus, le comportement cyclique des assemblages n'est pas pris en compte dans la modélisation du fait que les comportements en décharges des appuis non linéaires et de l'organe ne sont pas intégrés.

La modélisation se limite aux assemblages composés de boulons et de broches, c'est-à-dire aux organes travaillant en cisaillement. Afin d'englober le plus de configurations d'assemblage possible, le modèle doit s'étendre aux assemblages vissés. Dans ce type d'assemblage, les organes ont la particularité d'être sollicités par un effort de traction en plus d'efforts de cisaillement. De plus, ils peuvent en pratique être non perpendiculaires aux plans de cisaillement de l'assemblage, généralement à 45°. Dans ce cas, une première amélioration nécessaire à la modélisation serait de valider le modèle de comportement élastoplastique de l'organe en flexion composée.

La fissuration des éléments bois influence fortement le comportement mécanique des assemblages. Cela a été montré dans la bibliographie à travers différents travaux expérimentaux. La modélisation proposée pourrait également permettre d'analyser ce problème en créant artificiellement une discontinuité du maillage des plaques suivant la direction longitudinale de l'assemblage. De plus, le renforcement d'assemblages fissurés par frettage pourrait être intégré à la modélisation, en ajoutant des éléments poutres suivant la direction transversale de l'assemblage. Ces éléments poutres servant à la modélisation des vis pourrait être connectés par des ressorts linéaires (ou non-linéaires) aux nœuds du maillage des plaques pour intégrer le comportement en arrachement axial. L'idée serait alors de montrer que ce type de renforcement ne change pas la distribution des efforts entre organes et donc que les critères de rupture pour des assemblages renforcés soient identiques à ceux d'assemblages non renforcés. En plus du renforcement par vis, le renforcement par contreplaqué pourrait également être intégré à la modélisation en ajoutant le comportement de plaques multicouches et en affectant aux différents ressorts les lois d'enfoncement associées aux matériaux constitutifs de l'assemblage. Ce même principe pourrait être utilisé pour des assemblages constitués de panneaux CLT.

La modélisation proposée offre d'autres perspectives qui ne demandent pas de développements importants. Il serait intéressant d'étudier par exemple les influences : du contact

en extrémité de poutre sur le comportement des assemblages sollicités par du moment de flexion et de l'ordre de chargement des sollicitations (M puis N , ou N puis M , etc.).

Annexes

A Mathématiques

A.1 Transformation géométrique

$$\begin{aligned} x(\xi) &= \langle N(\xi) \rangle \{x_n\} \\ y(\xi) &= \langle N(\xi) \rangle \{y_n\} \end{aligned} \tag{A.1}$$

avec,

$$\langle N(\xi) \rangle = \langle P(\xi) \rangle [P_n]^{-1} \tag{A.2}$$

où $[P_n]$ est la matrice nodale de transformation géométrique, $\{x_n\}$ et $\{y_n\}$ sont les coordonnées des nœuds de l'élément réel.

Le nombre de fonctions $P(\xi)$ constituant la base polynomiale doit être égal au nombre de nœuds géométriques de l'élément.

La transformation de l'élément de référence vers l'élément réel s'exprime par :

$$\langle N(\xi) \rangle = \langle N_1(\xi), N_2(\xi), \dots, N_n(\xi) \rangle \tag{A.3}$$

$$N_j(\xi_i) = \begin{cases} 1 & \text{si } i = j \\ 0 & \text{sinon} \end{cases} \tag{A.4}$$

A.1.1 Quadrangle à 4 nœuds

Élément comportant 4 nœuds sur sa frontière (voir figure A.1). La base polynomiale $\langle P(\xi, \eta) \rangle$ est non complète et bi-linéaire en ξ et η :

$$\langle P(\xi, \eta) \rangle = \langle 1 \quad \xi \quad \eta \quad \xi \eta \rangle \tag{A.5}$$

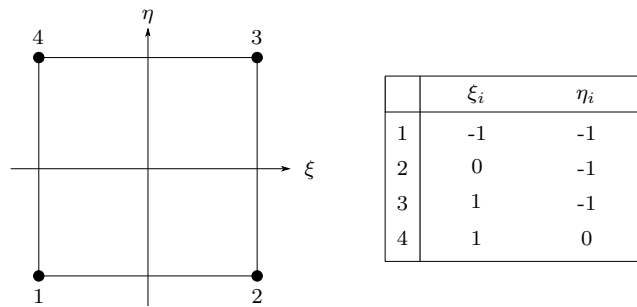


Fig. A.1 Quadrangle à 4 nœuds.

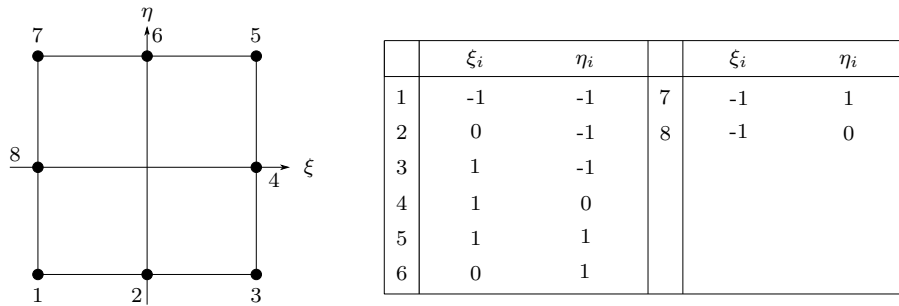
A.1.2 Quadrangle à 8 nœuds

Élément comportant 8 nœuds sur sa frontière (voir figure A.2). La base polynomiale $\langle P(\xi, \eta) \rangle$ est non complète et quadratique en ξ et η :

$$\langle P(\xi, \eta) \rangle = \langle 1 \quad \xi \quad \eta \quad \xi^2 \quad \xi \eta \quad \eta^2 \quad \xi^2 \eta \quad \xi \eta^2 \rangle \tag{A.6}$$

Table A.1 *Fonctions de forme et dérivées premières du quadrangle à 4 nœuds.*

Nœud	N_i	$\partial N_i/\partial \xi$	$\partial N_i/\partial \eta$
1	$(1 - \xi)(1 - \eta)/4$	$-(1 - \eta)/4$	$-(1 - \xi)/4$
2	$(1 + \xi)(1 - \eta)/4$	$(1 - \eta)/4$	$-(1 + \xi)/4$
3	$(1 + \xi)(1 + \eta)/4$	$(1 + \eta)/4$	$(1 + \xi)/4$
4	$(1 - \xi)(1 + \eta)/4$	$-(1 + \eta)/4$	$(1 - \xi)/4$

Fig. A.2 *Quadrangle à 8 nœuds.*Table A.2 *Fonctions de forme et dérivées premières du quadrangle à 8 nœuds.*

Nœud	N_i	$\partial N_i/\partial \xi$	$\partial N_i/\partial \eta$
1	$-(1 - \xi)(1 - \eta)(1 + \xi + \eta)/4$	$(1 - \eta)(2\xi + \eta)/4$	$(1 - \eta)(\xi + 2\eta)/4$
2	$(1 - \xi^2)(1 - \eta)/2$	$-(1 - \eta)\xi$	$-(1 - \xi^2)/2$
3	$-(1 + \xi)(1 - \eta)(1 - \xi + \eta)/4$	$(1 - \eta)(2\xi - \eta)/4$	$-(1 + \xi)(\xi - 2\eta)/4$
4	$(1 + \xi)(1 - \eta^2)/2$	$(1 - \eta^2)/2$	$-(1 + \xi)\eta$
5	$-(1 + \xi)(1 + \eta)(1 - \xi - \eta)/4$	$(1 + \eta)(2\xi + \eta)/4$	$(1 + \xi)(\xi + 2\eta)/4$
6	$(1 - \xi^2)(1 + \eta)/2$	$-(1 + \eta)\xi$	$(1 - \xi^2)/2$
7	$-(1 - \xi)(1 + \eta)(1 + \xi - \eta)/4$	$(1 + \eta)(2\xi - \eta)/4$	$-(1 - \xi)(\xi - 2\eta)/4$
8	$(1 - \xi)(1 - \eta^2)/2$	$-(1 - \eta^2)/2$	$-(1 - \xi)\eta$

A.1.3 Quadrangle à 12 nœuds

Élément comportant 12 nœuds sur sa frontière (voir figure A.3). La base polynomiale $\langle P(\xi, \eta) \rangle$ est non complète et cubique en ξ et η :

$$\langle P(\xi, \eta) \rangle = \langle 1 \quad \xi \quad \eta \quad \xi^2 \quad \xi\eta \quad \eta^2 \quad \xi^3 \quad \xi^2\eta \quad \xi\eta^2 \quad \eta^3 \quad \xi^3\eta \quad \xi\eta^3 \rangle \quad (\text{A.7})$$

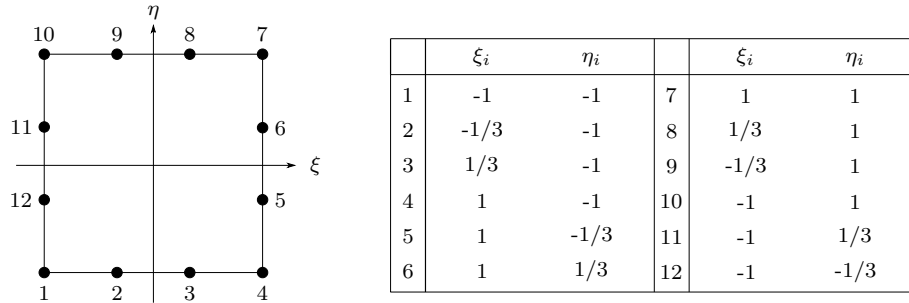


Fig. A.3 Quadrangle à 12 nœuds.

Table A.3 Fonctions de forme et dérivées premières du quadrangle à 12 nœuds.

Nœud	$\frac{1}{\lambda} N_i$	$\frac{1}{\lambda} \partial N_i / \partial \xi$	$\frac{1}{\lambda} \partial N_i / \partial \eta$
1	$(1 - \xi)(1 - \eta) \left(-\frac{10}{9} + \xi^2 + \eta^2\right)$	$(1 - \eta) \left(\frac{10}{9} + 2\xi - 3\xi^2 + \eta^2\right)$	$(1 - \xi) \left(\frac{10}{9} + 2\eta - 3\eta^2 - \xi^2\right)$
2	$(1 - 3\xi)(1 - \xi^2)(1 - \eta)$	$(1 - \eta)(-3 - 2\xi + 9\xi^2)$	$(-1 + \xi^2)(1 - 3\xi)$
3	$(1 + 3\xi)(1 - \xi^2)(1 - \eta)$	$(1 - \eta)(3 - 2\xi - 9\xi^2)$	$(-1 + \xi^2)(1 + 3\xi)$
4	$(1 + \xi)(1 - \eta) \left(-\frac{10}{9} + \xi^2 + \eta^2\right)$	$(1 - \eta) \left(-\frac{10}{9} + 2\xi + 3\xi^2 + \eta^2\right)$	$(1 + \xi) \left(\frac{10}{9} + 2\eta - 3\eta^2 - \xi^2\right)$
5	$(1 + \xi)(1 - 3\eta)(1 - \eta^2)$	$(1 - \eta^2)(1 - 3\eta)$	$(1 + \xi)(-3 - 2\eta + 9\eta^2)$
6	$(1 + \xi)(1 + 3\eta)(1 - \eta^2)$	$(1 - \eta^2)(1 + 3\eta)$	$(1 + \xi)(3 - 2\eta - 9\eta^2)$
7	$(1 + \xi)(1 + \eta) \left(-\frac{10}{9} + \xi^2 + \eta^2\right)$	$(1 + \eta) \left(-\frac{10}{9} + 2\xi + 3\xi^2 + \eta^2\right)$	$(1 + \xi) \left(-\frac{10}{9} + 2\eta + 3\eta^2 + \xi^2\right)$
8	$(1 + 3\xi)(1 - \xi^2)(1 + \eta)$	$(1 + \eta)(3 - 2\xi - 9\xi^2)$	$(1 - \xi^2)(1 + 3\xi)$
9	$(1 - 3\xi)(1 - \xi^2)(1 + \eta)$	$(1 + \eta)(-3 - 2\xi + 9\xi^2)$	$(1 - \xi^2)(1 - 3\xi)$
10	$(1 - \xi)(1 + \eta) \left(-\frac{10}{9} + \xi^2 + \eta^2\right)$	$(1 + \eta) \left(\frac{10}{9} + 2\xi - 3\xi^2 - \eta^2\right)$	$(1 - \xi) \left(-\frac{10}{9} + 2\eta + 3\eta^2 + \xi^2\right)$
11	$(1 - \xi)(1 + 3\eta)(1 - \eta^2)$	$(-1 + \eta^2)(1 + 3\eta)$	$(1 - \xi)(3 - 2\eta - 9\eta^2)$
12	$(1 - \xi)(1 - 3\eta)(1 - \eta^2)$	$(-1 + \eta^2)(1 - 3\eta)$	$(1 - \xi)(-3 - 2\eta + 9\eta^2)$

Avec $\lambda = 9/32$.

A.2 Intégration numérique à une dimension

A.2.1 Quadrature de Gauss-Legendre

Le schéma d'intégration de Gauss-Legendre fait partie des méthodes d'intégration numérique .

$$\int_{-1}^1 f(x) dx \approx \sum_{i=1}^{n_{pi}} w_i f(\xi_i) \quad (\text{A.8})$$

où les ξ_i et les w_i sont respectivement appelés les pivots et les poids, et n_{pi} est le nombre de points pris sur le domaine d'intégration.

Les pivots et les poids sont choisis pour rendre l'approximation de l'équation (A.8) exacte pour n'importe quel polynôme de degré au plus $2n_{pi} - 1$. Il peut être démontré que les pivots ξ_i sont les racines des polynômes de Legendre P_n , lesquels peuvent être calculés par la formule de Rodrigues :

$$P_n(x) = \frac{1}{2^n n!} \times \frac{d^n}{dx^n} \left[(x^2 - 1)^n \right] \quad (\text{A.9})$$

ou par récurrence :

$$P_0(x) = 1, \quad P_1(x) = x \quad \text{et} \quad (n+1)P_{n+1}(x) = (2n+1)xP_n(x) - nP_{n-1}(x) \quad \forall n \in \mathbb{N} \quad (\text{A.10})$$

Il peut également être démontré que les poids w_i sont définis par la relation :

$$w_i = w_i(\xi_i) = \frac{2}{(1 - \xi_i^2) [P'_n(\xi_i)]^2} \quad (\text{A.11})$$

Les valeurs des pivots et des poids pour différents nombres de point d'intégration n_{pi} sont données dans le tableau A.4.

A.2.2 Quadrature de Gauss-Lobatto

Le schéma d'intégration de Gauss-Legendre n'inclue pas les deux valeurs extrêmes du domaine d'intégration, c'est-à-dire $\xi = -1$ et $\xi = 1$. Le schéma d'intégration de Gauss-Lobatto est construit par :

$$\int_{-1}^1 f(x) dx \approx w_1 f(-1) + \sum_{i=2}^{n_{pi}-1} w_i f(\xi_i) + w_{n_{pi}} f(1) \quad (\text{A.12})$$

Les pivots ξ_i sont les $n - 2$ racines du polynôme $P'_{n-1}(\xi)$ auxquels s'ajoutent les valeurs ± 1 . Le polynôme $P'_{n-1}(\xi)$ est la dérivée du $(n - 1)$ -ième polynôme de Legendre définie par :

$$P'_{n-1}(x) = \frac{n}{x^2 - 1} \times (xP_{n-1}(x) - P_{n-2}(x)) \quad (\text{A.13})$$

Les poids w_i sont définis par la relation :

$$w_i = w_i(\xi_i) = \frac{2}{n(n-1) [P'_{n-1}(\xi_i)]^2} \quad (\text{A.14})$$

Table A.4 Pivots et des poids pour le schéma d'intégration de Gauss-Legendre.

n_{pi}	Pivots ξ_i	Poids w_i
1	0	2
2	$\pm 1/\sqrt{3}$	1
3	0 $\pm \sqrt{3/5}$	8/9 5/9
4	$\pm \left(\frac{\sqrt{525 - 70\sqrt{30}}}{35} \right)$ $\pm \left(\frac{\sqrt{525 + 70\sqrt{30}}}{35} \right)$	$(18 + \sqrt{30})/36$ $(18 - \sqrt{30})/36$
5	0,000000000000000 $\pm 0,538469310105683$ $\pm 0,906179845938664$	0,568888888888889 0,478628670499367 0,236926885056189
6	$\pm 0,238619186083197$ $\pm 0,661209386466265$ $\pm 0,932469514203152$	0,467913934572691 0,360761573048139 0,171324492379171
7	0,000000000000000 $\pm 0,405845151377397$ $\pm 0,741531185599395$ $\pm 0,949107912342759$	0,417959183673469 0,381830050505119 0,279705391489277 0,129484966168869
8	$\pm 0,183434642495650$ $\pm 0,525532409916329$ $\pm 0,796666477413627$ $\pm 0,960289856497536$	0,362683783378362 0,313706645877887 0,222381034453375 0,101228536290377
10	$\pm 0,148874338981631$ $\pm 0,433395394129247$ $\pm 0,679409568299024$ $\pm 0,865063366688985$ $\pm 0,973906528517172$	0,295524224714753 0,269266719309996 0,219086362515982 0,149451349150581 0,066671344308688
12	$\pm 0,125233408511469$ $\pm 0,367831498998180$ $\pm 0,587317954286618$ $\pm 0,769902674194305$ $\pm 0,904117256370475$ $\pm 0,981560634246719$	0,249147045813403 0,233492536538355 0,203167426723066 0,160078328543346 0,106939325995318 0,047175336386512
20	$\pm 0,076526521133497$ $\pm 0,227785851141645$ $\pm 0,373706088715420$ $\pm 0,510867001950827$ $\pm 0,636053680726515$ $\pm 0,746331906460151$ $\pm 0,839116971822219$ $\pm 0,912234428251326$ $\pm 0,963971927277914$ $\pm 0,993128599185095$	0,152753387130726 0,149172986472604 0,142096109318382 0,131688638449177 0,118194531961518 0,101930119817241 0,083276741576705 0,062672048334109 0,040601429800387 0,017614007139152

Avec n_{pi} le nombre de points d'intégration.

Table A.5 *Pivots et des poids pour le schéma d'intégration de Gauss-Lobatto.*

n_{pi}	Pivots ξ_i	Poids w_i
1	0	2
2	± 1	1
3	0 ± 1	4/3 1/3
4	$\pm 1/\sqrt{5}$ ± 1	5/6 1/6
5	0 $\pm 1/\sqrt{5}$ ± 1	64/90 49/90 1/10
6	$\pm 0,285231516480645$ $\pm 0,765055323929465$ $\pm 1,000000000000000$	0,554858377035486 0,378474956297847 0,066666666666667
7	0,000000000000000 $\pm 0,468848793470714$ $\pm 0,830223896278567$ $\pm 1,000000000000000$	0,487619047619048 0,431745381209863 0,276826047361566 0,047619047619048
8	$\pm 0,209299217902479$ $\pm 0,591700181433142$ $\pm 0,871740148509607$ $\pm 1,000000000000000$	0,412458794658704 0,341122692483505 0,210704227143507 0,035714285714286
10	$\pm 0,165278957666387$ $\pm 0,477924949810444$ $\pm 0,738773865105505$ $\pm 0,919533908166459$ $\pm 1,000000000000000$	0,327539761183897 0,292042683679684 0,224889342063126 0,133305990851066 0,022222222222222
12	$\pm 0,136552932854928$ $\pm 0,399530940965349$ $\pm 0,632876153031860$ $\pm 0,819279321644010$ $\pm 0,944899272222880$ $\pm 1,000000000000000$	0,271405240910696 0,251275603199201 0,212508417761031 0,157974705564396 0,091684517413155 0,015151515151515
20	$\pm 0,080545937238822$ $\pm 0,239551705922986$ $\pm 0,392353183713880$ $\pm 0,534992864031993$ $\pm 0,663776402289921$ $\pm 0,775368260952057$ $\pm 0,866877978089950$ $\pm 0,935934498812664$ $\pm 0,980743704893570$ $\pm 1,000000000000000$	0,160743286387846 0,156580102647475 0,148361554070916 0,136300482358637 0,120709227628391 0,101991499700922 0,080631764001526 0,057181802139794 0,032237123186925 0,005263157894737

Avec n_{pi} le nombre de points d'intégration.

B Essais d'enfoncement

Les résultats d'essais des différentes séries réalisées sont donnés pour chaque série d'essais dans les tableaux B.1 à B.12.

La désignation des essais est notée X_Y_Z tel que :

- X : diamètre de l'organe ;
- Y : angle de chargement par rapport aux fibres ;
- Z : numéro de l'éprouvette.

Les paramètres mesurés sur les courbes d'essais sont définis ci-dessous et illustrés sur la figure B.1 :

- t : épaisseur (en mm) ;
- ρ : masse volumique (en kg/m^3) ;
- f_h : portance locale à 5 mm (en MPa) ;
- $k_{f,el}$: module de fondation élastique de première charge (en N/mm^3) ;
- $k_{f,el}^{reload}$: module de fondation de décharge élastique (en N/mm^3) ;
- $k_{f,el}^{unload}$: module de fondation de recharge élastique (en N/mm^3) ;
- $f_{h,offset}$: portance dans la zone de transition élastique-plastique à $0,05d$ (en MPa) ;
- u_0 : intersection de la droite portée par $k_{f,el}$ avec l'axe des abscisses (en mm) ;
- $k_{f,pl}$: module de fondation plastique (en N/mm^3) ;
- R^2 : coefficient de détermination de la droite de régression pour le calcul de $k_{f,pl}$;
- $f_{h,inter}$: ordonnée à l'origine de la droite portée par $k_{f,pl}$ (en MPa) ;
- u_{lim} : enfoncement atteint lors de la rupture (en mm).

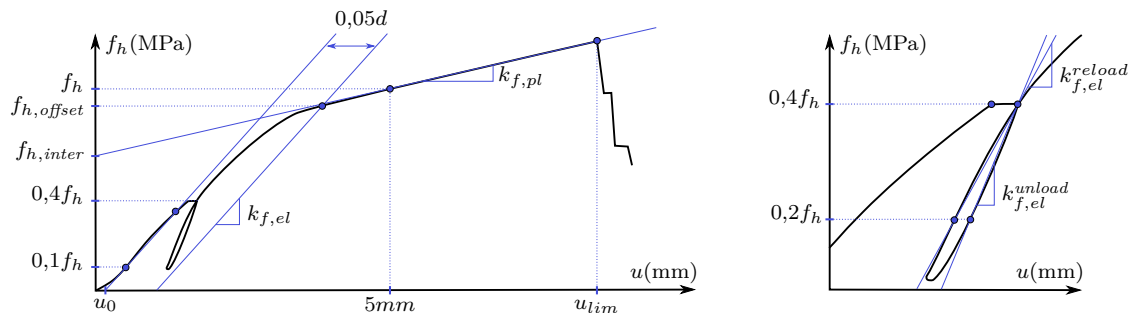


Fig. B.1 Illustration des paramètres mesurés sur les courbes d'essais d'enfoncement.

B.1 Série 1

Table B.1 Résultats des essais d'enfoncement de la série d'essais 1 (0°).

Test No.	t (mm)	ρ (kg/m ³)	f_h (N/m ²)	$k_{f,el}^{load}$ (N/m ³)	$k_{f,el}^{reload}$ (N/m ³)	$k_{f,el}^{unload}$ (N/m ³)	$f_{h,offset}$ (N/m ³)	u_0 (mm)	$k_{f,pl}$ (N/m ³)	R^2	$f_{h,inter}$ (Mpa)	u_{max} (mm)
16_0_01	49	453,6	34,69	35,83	0,00	39,79	32,65	0,04	-0,220	0,714	35,63	4,3
16_0_02	49	479,6	45,31	18,68	0,00	31,97	43,36	0,04	0,570	0,987	42,45	14,9
16_0_03	49	428,0	25,95	13,77	0,00	31,86	25,83	0,05	-0,138	0,468	26,64	14,1
16_0_04	49	466,0	31,17	15,28	0,00	29,97	30,32	-0,04	0,271	0,888	29,82	14,8
16_0_05	49	458,0	29,87	19,45	0,00	31,98	28,71	0,09	0,234	0,911	28,70	14,9
16_0_06	49	454,7	33,86	19,71	0,00	34,49	32,08	0,06	-0,007	0,390	33,90	14,7
16_0_07	49	481,0	33,81	11,35	0,00	27,81	32,55	-0,07	0,133	0,851	33,15	15,3
16_0_08	49	458,1	32,37	26,14	0,00	39,94	29,60	0,07	0,293	0,946	30,91	14,8
16_0_09	49	431,0	26,15	50,63	0,00	77,70	25,71	0,08	-0,159	0,935	26,95	12,7
16_0_10	49	471,0	48,00	28,26	0,00	44,91	44,86	0,07	0,336	0,978	46,32	14,6
16_0_11	49	447,3	34,01	14,45	0,00	29,93	31,43	0,01	0,264	0,894	32,69	13,7
16_0_12	49	463,4	31,33	33,94	0,00	69,94	29,77	0,06	0,125	0,896	30,70	14,4
16_0_13	49	485,8	33,13	61,73	0,00	41,06	33,77	0,02	-0,159	0,908	33,93	11,8
16_0_14	49	417,6	32,24	12,86	0,00	36,64	32,45	-0,04	0,033	0,043	32,07	15,2
16_0_15	49	426,4	24,74	15,07	0,00	33,64	24,78	0,07	-0,078	0,457	25,13	6,4
16_0_16	49	486,3	40,20	19,51	0,00	37,48	34,65	0,17	0,205	0,795	39,17	13,9
16_0_17	49	412,2	38,90	39,76	0,00	43,39	32,41	0,14	0,084	0,489	38,48	12,1
16_0_18	49	427,1	39,41	60,52	0,00	46,77	33,90	0,07	-0,409	0,958	41,46	11,6
16_0_19	49	409,8	42,03	33,60	0,00	47,14	39,68	0,01	0,155	0,835	41,25	13,3
16_0_20	49	418,9	39,67	15,29	0,00	30,69	37,47	0,08	-0,186	0,657	40,60	13,3
16_0_21	49	404,8	35,47	11,95	0,00	33,02	34,82	0,09	-0,035	0,138	35,64	14,0
16_0_22	49	422,4	28,78	20,91	0,00	38,00	24,84	0,16	0,048	0,387	28,54	13,9
16_0_23	49	428,9	33,35	13,32	0,00	46,44	32,95	0,13	0,096	0,057	32,87	13,0
16_0_24	49	477,5	32,96	10,52	0,00	31,92	31,59	0,17	0,093	0,441	32,50	14,6

Table B.2 Résultats des essais d'enfoncement de la série d'essais I (15°).

Test No.	t (mm)	ρ (kg/m ³)	f_h (N/m ²)	$k_{f,el}^{load}$ (N/m ³)	$k_{f,el}^{reload}$ (N/m ³)	$k_{f,el}^{unload}$ (N/m ³)	$f_{h,offset}$ (N/m ³)	u_0 (mm)	$k_{f,pl}$ (N/m ³)	R^2	$f_{h,inter}$ (Mpa)	u_{max} (mm)
16_15_01	49	421,2	29,26	8,39	0,00	28,19	27,94	-0,07	0,240	0,676	28,06	10,3
16_15_02	49	437,8	29,38	8,85	0,00	25,83	28,56	0,19	-0,089	0,863	29,83	8,7
16_15_03	49	433,7	33,71	13,17	0,00	38,20	33,17	0,23	0,241	0,755	32,52	5,0
16_15_04	49	437,4	35,16	25,57	0,00	55,82	31,84	0,06	0,365	0,973	33,33	5,3
16_15_05	49	420,4	28,85	11,74	0,00	34,09	25,21	0,28	0,883	0,979	24,44	6,1
16_15_06	49	435,3	32,01	10,55	0,00	30,22	31,02	0,20	0,318	0,742	30,42	14,2
16_15_07	49	427,0	28,14	10,41	0,00	26,29	26,40	0,12	0,539	0,781	25,44	12,3
16_15_08	49	426,7	31,57	19,68	0,00	49,78	29,03	0,13	0,189	0,719	30,62	14,2
16_15_09	49	428,0	33,33	10,15	0,00	38,92	32,49	0,06	0,104	0,675	32,81	14,1
16_15_10	49	437,9	33,23	39,41	0,00	52,09	27,74	0,03	0,329	0,994	31,59	13,0
16_15_11	49	453,0	24,70	11,82	0,00	42,13	19,24	0,06	0,915	0,888	20,12	12,3
16_15_12	49	467,4	34,72	26,96	0,00	28,82	29,87	-0,43	0,257	0,345	33,44	11,6
16_15_13	49	430,2	31,15	19,81	0,00	42,17	28,35	0,17	0,008	0,006	31,11	12,0
16_15_14	49	435,5	39,05	10,93	0,00	25,97	37,02	-0,01	0,095	0,151	38,58	13,8
16_15_15	49	415,0	21,60	8,09	0,00	31,74	20,04	0,21	0,471	0,929	19,24	14,3

Table B.3 Résultats des essais d'enfoncement de la série d'essais I (30°).

Test No.	t (mm)	ρ (kg/m ³)	f_h (N/m ²)	$k_{f,el}^{load}$ (N/m ³)	$k_{f,el}^{reload}$ (N/m ³)	$k_{f,el}^{unload}$ (N/m ³)	$f_{h,offset}$ (N/m ³)	u_0 (mm)	$k_{f,pl}$ (N/m ³)	R^2	$f_{h,inter}$ (Mpa)	u_{max} (mm)
16_30_01	49	423,8	27,49	15,70	0,00	33,95	25,54	0,11	0,542	0,997	24,78	6,0
16_30_02	49	450,6	31,49	18,04	0,00	28,40	24,76	0,02	0,591	0,931	28,54	13,3
16_30_03	49	410,3	25,04	20,02	0,00	33,82	20,55	0,12	0,340	0,988	23,34	13,0
16_30_04	49	455,1	18,85	14,53	0,00	40,05	16,40	0,08	0,177	0,945	17,97	8,2
16_30_06	49	439,1	25,06	16,02	0,00	24,70	21,20	-0,02	0,389	0,946	23,11	13,4
16_30_07	49	428,4	17,47	10,51	0,00	24,19	14,24	0,08	0,480	0,995	15,07	13,9
16_30_08	49	434,8	22,99	15,80	0,00	27,04	19,36	0,00	0,373	0,968	21,12	13,5
16_30_09	49	415,1	18,87	6,94	0,00	24,63	18,05	0,09	0,560	0,986	16,07	14,3
16_30_10	49	453,8	34,14	25,04	0,00	34,31	29,21	0,09	0,560	0,973	31,34	13,2
16_30_11	49	437,5	25,84	18,44	0,00	35,46	21,19	0,05	0,174	0,377	24,97	13,3
16_30_12	49	413,9	23,55	26,31	0,00	37,86	17,68	0,09	0,174	0,687	22,68	12,6
16_30_13	49	433,0	37,07	17,35	0,00	27,73	36,22	0,09	-0,077	0,000	37,43	4,7
16_30_14	49	432,1	28,26	13,63	0,00	24,37	20,83	0,04	1,711	0,991	19,70	9,0
16_30_15	49	418,6	23,60	19,25	0,00	31,63	19,80	-0,02	0,401	0,997	21,59	13,2
16_30_17	49	429,0	28,16	12,30	0,00	31,34	24,90	0,15	0,384	0,624	26,23	13,8
16_30_18	49	444,5	26,02	13,06	0,00	23,40	21,80	0,05	0,509	0,966	23,48	14,1
16_30_19	49	435,9	26,13	19,34	0,00	34,68	23,28	0,11	0,077	0,507	25,75	13,2
16_30_20	49	431,0	26,89	22,47	0,00	54,13	22,35	0,06	0,469	0,991	24,54	13,5

Table B.4 Résultats des essais d'enfoncement de la série d'essais I (45°).

Test No.	t (mm)	ρ (kg/m ³)	f_h (N/m ²)	$k_{f,el}^{load}$ (N/m ³)	$k_{f,el}^{reload}$ (N/m ³)	$k_{f,el}^{unload}$ (N/m ³)	$f_{h,offset}$ (N/m ³)	u_0 (mm)	$k_{f,pl}$ (N/m ³)	R^2	$f_{h,inter}$ (Mpa)	u_{max} (mm)
16_45_01	49	429,4	25,71	11,05	0,00	26,54	19,25	0,05	0,655	0,872	22,44	13,2
16_45_02	49	419,9	35,87	17,73	0,00	27,11	29,66	0,07	-0,026	0,019	36,00	12,5
16_45_03	49	440,9	22,80	13,88	0,00	24,25	19,61	0,10	0,145	0,518	22,07	13,6
16_45_04	49	428,4	19,87	14,22	0,00	22,22	16,06	0,11	0,834	0,991	15,70	13,6
16_45_05	49	436,2	17,22	15,33	0,00	24,80	15,47	-0,02	0,245	0,642	15,99	12,8
16_45_06	49	448,6	17,28	10,17	0,00	18,98	13,33	-0,01	0,118	0,398	16,69	13,3
16_45_07	49	435,3	16,91	7,60	0,00	21,74	14,25	0,01	0,266	0,982	15,58	14,2
16_45_08	49	431,2	22,03	11,95	0,00	18,99	15,21	-0,08	-0,023	0,001	22,14	12,2
16_45_09	49	415,6	16,01	9,92	0,00	24,28	13,10	-0,06	0,451	0,986	13,76	13,6
16_45_10	49	449,1	19,66	16,93	0,00	24,12	15,14	0,09	0,234	0,840	18,49	13,1
16_45_11	49	420,6	20,03	12,65	0,00	26,81	15,35	0,00	1,300	0,993	13,53	13,6
16_45_12	49	454,5	21,45	11,07	0,00	23,46	15,70	0,09	0,465	0,930	19,12	13,7
16_45_13	49	441,8	28,70	18,00	0,00	31,11	23,19	0,07	1,443	0,995	21,48	14,0
16_45_14	49	452,3	18,30	7,94	0,00	22,24	16,39	0,06	0,304	0,996	16,78	14,0
16_45_15	49	450,9	31,34	10,78	0,00	22,35	27,31	0,05	0,678	0,949	27,95	14,0
16_45_16	49	442,0	19,43	8,80	0,00	25,77	16,88	0,07	0,441	0,993	17,23	14,2
16_45_17	49	451,1	18,65	9,38	0,00	26,65	15,08	0,04	0,485	0,967	16,22	13,9
16_45_18	49	417,8	19,79	12,87	0,00	24,99	17,78	0,02	0,095	0,547	19,31	13,8

Table B.5 Résultats des essais d'enfoncement de la série d'essais I (60°).

Test No.	t (mm)	ρ (kg/m ³)	f_h (N/m ²)	$k_{f,el}^{load}$ (N/m ³)	$k_{f,el}^{reload}$ (N/m ³)	$k_{f,el}^{unload}$ (N/m ³)	$f_{h,offset}$ (N/m ³)	u_0 (mm)	$k_{f,pl}$ (N/m ³)	R^2	$f_{h,inter}$ (Mpa)	u_{max} (mm)
16_60_01	49	442,7	26,82	24,55	0,00	32,63	20,37	0,05	0,718	0,993	23,23	12,9
16_60_02	49	446,1	24,67	15,22	0,00	27,47	19,39	0,07	0,562	0,837	21,86	13,3
16_60_03	49	441,6	16,26	10,69	0,00	20,74	13,43	-0,03	0,788	0,998	12,32	13,4
16_60_04	49	459,2	26,00	15,65	0,00	22,47	20,54	0,01	0,700	0,993	22,50	13,3
16_60_05	49	444,4	31,36	15,65	0,00	22,18	29,13	0,00	-0,122	0,719	31,97	12,7
16_60_06	49	460,8	25,22	19,11	0,00	25,07	20,89	0,05	1,315	0,993	18,64	12,7
16_60_07	49	415,8	14,23	10,62	0,00	17,55	12,02	0,03	1,227	0,987	8,09	13,5
16_60_08	49	456,8	17,64	13,99	0,00	21,45	15,84	0,08	0,376	0,988	15,76	13,4
16_60_09	49	469,0	23,17	16,73	0,00	23,84	16,26	-0,07	0,995	0,998	18,20	12,7
16_60_10	49	450,3	20,11	9,82	0,00	21,13	12,16	0,01	0,767	0,930	16,28	13,5
16_60_11	49	416,4	19,29	21,77	0,00	22,90	14,05	0,14	0,808	0,998	15,25	13,0
16_60_12	49	443,6	24,50	13,00	0,00	22,85	18,46	0,10	0,256	0,513	23,22	13,6
16_60_13	49	461,6	26,85	17,05	0,00	25,65	23,28	0,03	0,229	0,588	25,71	13,7
16_60_14	49	416,7	16,85	9,52	0,00	19,10	12,81	0,03	1,098	0,994	11,36	13,7
16_60_15	49	438,8	21,96	14,48	0,00	24,03	15,84	0,03	0,888	0,997	17,52	13,5
16_60_16	49	455,6	20,82	9,15	0,00	19,54	17,56	0,08	0,460	0,990	18,52	14,0

Table B.6 Résultats des essais d'enfoncement de la série d'essais I (75°).

Test No.	t (mm)	ρ (kg/m ³)	f_h (N/m ²)	$k_{f,el}^{load}$ (N/m ³)	$k_{f,el}^{reload}$ (N/m ³)	$k_{f,el}^{unload}$ (N/m ³)	$f_{h,offset}$ (N/m ³)	u_0 (mm)	$k_{f,pl}$ (N/m ³)	R^2	$f_{h,inter}$ (Mpa)	u_{max} (mm)
16_75_01	49	482,0	17,31	9,57	0,00	15,92	11,33	0,02	1,092	0,955	11,86	13,9
16_75_02	49	439,1	19,36	15,10	0,00	27,17	17,25	0,04	0,864	0,995	15,04	8,0
16_75_03	49	427,4	17,35	8,94	0,00	18,97	10,33	-0,04	0,916	0,967	12,77	13,7
16_75_04	49	461,8	22,75	11,68	0,00	24,88	18,00	0,03	0,840	0,996	18,54	13,8
16_75_05	49	477,8	16,22	8,49	0,00	18,51	12,02	0,15	1,747	0,998	7,48	9,0
16_75_06	49	483,0	19,64	9,99	0,00	20,43	11,84	0,03	3,705	0,999	1,12	6,0
16_75_07	49	462,0	17,29	13,09	0,00	28,20	13,05	0,12	0,661	0,965	13,98	13,8
16_75_08	49	416,5	15,59	16,03	0,00	24,78	11,74	0,00	2,495	1,000	3,11	6,0
16_75_09	49	456,3	32,10	24,28	0,00	32,25	26,71	0,07	0,925	0,951	27,48	13,2
16_75_10	49	438,8	23,38	10,65	0,00	23,84	13,87	0,09	2,216	1,000	12,30	13,9
16_75_11	49	396,3	15,23	12,44	0,00	24,65	11,70	0,07	0,548	0,990	12,49	13,2
16_75_12	49	444,9	17,83	14,64	0,00	23,64	14,14	0,03	0,979	0,991	12,94	13,1
16_75_13	49	418,9	17,08	12,95	0,00	21,84	12,71	0,06	0,795	0,998	13,10	13,9
16_75_14	49	451,5	14,32	17,93	0,00	17,11	10,67	0,05	0,634	0,997	11,15	12,0
16_75_15	49	456,5	18,93	15,39	0,00	21,51	14,72	-0,02	0,697	1,000	15,45	12,9
16_75_16	49	464,4	23,24	16,90	0,00	19,62	15,04	0,01	0,872	0,976	18,88	12,9
16_75_17	49	435,4	25,75	17,71	0,00	24,93	20,05	-0,04	0,685	0,961	22,32	10,7
16_75_18	49	441,5	18,10	28,40	0,00	20,43	13,90	0,01	0,350	0,973	16,35	12,8
16_75_19	49	447,1	28,09	18,85	0,00	20,09	22,84	-0,09	0,438	0,981	25,90	12,8
16_75_20	49	444,5	12,88	7,19	0,00	16,30	10,52	0,06	0,437	0,994	10,70	10,4

Table B.7 Résultats des essais d'enfoncement de la série d'essais I (90°).

Test No.	t (mm)	ρ (kg/m ³)	f_h (N/m ²)	$k_{f,el}^{load}$ (N/m ³)	$k_{f,el}^{reload}$ (N/m ³)	$k_{f,el}^{unload}$ (N/m ³)	$f_{h,offset}$ (N/m ³)	u_0 (mm)	$k_{f,pl}$ (N/m ³)	R^2	$f_{h,inter}$ (Mpa)	u_{max} (mm)
16_90_01	49	472,2	18,20	8,95	0,00	22,27	13,02	0,17	1,193	0,969	12,23	14,1
16_90_02	49	460,6	20,39	10,13	0,00	20,62	18,75	0,07	0,270	0,820	19,04	13,6
16_90_03	49	448,8	22,83	15,59	0,00	26,19	16,80	0,05	1,646	0,989	14,59	11,9
16_90_04	49	431,9	27,76	9,26	0,00	19,69	22,86	-0,01	0,736	0,978	24,07	14,2
16_90_05	49	434,7	20,75	14,56	0,00	19,78	16,49	0,01	0,566	0,969	17,92	11,6
16_90_06	49	403,7	16,75	10,64	0,00	19,31	13,36	0,02	0,553	0,971	13,99	14,2
16_90_07	49	413,2	15,07	6,79	0,00	18,13	11,15	0,22	1,999	0,993	5,08	14,3
16_90_08	49	449,5	20,23	8,99	0,00	20,61	14,64	-0,02	1,144	0,998	14,51	14,0
16_90_09	49	437,8	19,73	8,98	0,00	16,93	14,91	0,01	0,507	0,982	17,19	14,2
16_90_10	49	454,6	20,52	6,32	0,00	16,13	16,39	-0,10	1,262	0,975	14,21	14,4
16_90_11	49	467,3	22,69	13,79	0,00	24,93	18,11	0,09	0,718	0,987	19,10	14,2
16_90_12	49	447,4	14,43	8,31	0,00	15,30	11,09	0,00	0,895	0,994	9,95	13,8
16_90_13	49	412,9	18,65	9,97	0,00	19,91	14,26	0,07	1,057	0,998	13,36	14,0
16_90_14	49	417,4	15,38	7,93	0,00	16,21	10,34	0,07	1,174	0,959	9,52	13,3
16_90_15	49	438,4	24,35	12,49	0,00	22,43	19,68	0,09	1,051	0,992	19,10	13,3

B.2 Série 2

Table B.8 Résultats des essais d'enfoncement de la série d'essais 2 (0°).

Test No.	t (mm)	ρ (kg/m ³)	f_h (N/m ²)	$k_{f,el}^{load}$ (N/m ³)	$k_{f,el}^{reload}$ (N/m ³)	$k_{f,el}^{unload}$ (N/m ³)	$f_{h,offset}$ (N/m ³)	u_0 (mm)	$k_{f,pl}$ (N/m ³)	R^2	$f_{h,inter}$ (Mpa)	u_{max} (mm)
12_0_01	24	408,8	35,05	41,59	0,00	110,16	35,33	0,02	-0,532	0,970	37,71	14,4
12_0_02	24	400,3	31,55	72,52	0,00	149,20	32,31	-0,02	-0,290	0,938	33,00	14,3
12_0_03	24	442,4	32,71	73,23	0,00	129,45	33,86	0,01	-0,333	0,924	34,37	15,3
12_0_04	24	432,9	35,63	70,92	0,00	175,80	37,71	-0,02	-0,629	0,982	38,78	10,8
12_0_05	24	418,4	37,20	95,54	0,00	163,45	36,50	0,01	-0,474	0,955	39,57	14,4
12_0_06	24	403,7	37,02	49,85	0,00	100,96	37,63	-0,02	-0,568	0,964	39,86	13,0
12_0_07	24	432,8	32,93	95,44	0,00	158,30	34,70	-0,02	-0,399	0,333	34,93	12,8
12_0_08	24	408,0	36,46	73,61	0,00	133,60	36,15	-0,02	-1,047	0,972	41,69	12,4
12_0_09	24	412,9	32,82	49,62	0,00	105,20	35,09	-0,01	-0,814	0,991	36,89	14,6
12_0_10	24	389,2	34,92	52,82	0,00	130,68	34,83	0,04	-0,822	0,993	39,03	15,1
12_0_11	24	474,7	34,19	61,51	0,00	144,80	36,06	0,02	-0,525	0,951	36,81	15,3
12_0_12	24	423,7	30,33	35,13	0,00	114,06	30,49	-0,01	-0,521	0,951	32,93	15,1
12_0_13	24	472,6	34,42	109,65	0,00	201,89	36,24	0,00	-0,563	0,944	37,24	12,8
12_0_14	24	423,9	38,83	53,54	0,00	166,65	38,49	-0,01	-0,565	0,957	41,65	15,4
12_0_15	24	411,9	37,47	73,34	0,00	180,26	37,69	-0,01	-0,606	0,735	40,50	15,6
12_0_16	24	402,3	36,17	81,50	0,00	167,16	33,62	0,02	-1,502	0,990	43,68	9,6
12_0_17	24	413,0	36,78	59,37	0,00	175,61	36,26	-0,02	-0,729	0,963	40,43	14,9
12_0_18	24	434,0	34,92	110,99	0,00	190,86	33,99	-0,02	-0,772	0,952	38,78	16,2
12_0_19	24	406,8	32,45	89,32	0,00	205,56	33,03	-0,02	-0,480	0,735	34,85	15,9
12_0_20	24	449,4	34,93	80,33	0,00	179,07	34,27	-0,01	-0,591	0,904	37,89	16,1
12_0_21	24	426,5	36,35	45,60	0,00	128,32	34,52	0,00	-0,642	0,752	39,56	13,6
12_0_22	24	429,2	40,79	112,72	0,00	227,54	38,99	-0,01	-0,650	0,972	44,04	14,1
12_0_23	24	430,4	44,81	110,42	0,00	210,08	48,91	0,00	-1,824	0,987	53,93	7,7
12_0_24	24	449,7	36,31	66,00	0,00	159,83	36,92	-0,01	-0,301	0,921	37,82	15,7

Table B.9 Résultats des essais d'enfoncement de la série d'essais 2 (90°).

Test No.	t (mm)	ρ (kg/m ³)	f_h (N/m ²)	$k_{f,el}^{load}$ (N/m ³)	$k_{f,el}^{reload}$ (N/m ³)	$k_{f,el}^{unload}$ (N/m ³)	$f_{h,offset}$ (N/m ³)	u_0 (mm)	$k_{f,pl}$ (N/m ³)	R^2	$f_{h,inter}$ (Mpa)	u_{max} (mm)
12_90_01	24	386,0	18,47	24,30	0,00	60,14	13,01	0,01	0,587	0,957	15,54	9,1
12_90_02	24	412,6	17,73	14,69	0,00	40,13	11,28	0,04	1,760	0,995	8,93	8,3
12_90_03	24	388,8	19,19	22,42	0,00	59,33	14,88	0,00	0,887	0,944	14,75	9,9
12_90_04	24	411,8	21,20	23,84	0,00	39,14	14,76	-0,01	0,959	0,954	16,40	17,2
12_90_05	24	397,5	17,79	17,26	0,00	34,65	12,91	0,00	1,070	0,989	12,44	16,6
12_90_06	24	396,8	19,36	26,97	0,00	39,21	15,72	0,01	0,591	0,961	16,41	14,2
12_90_07	24	405,9	16,82	30,39	0,00	39,85	12,66	-0,04	0,886	0,979	12,39	15,0
12_90_08	24	407,9	23,03	27,66	0,00	42,66	15,04	-0,03	0,590	0,819	20,08	13,0
12_90_09	24	443,1	17,76	22,21	0,00	37,78	13,98	-0,01	0,824	0,959	13,64	13,6
12_90_10	24	405,5	18,52	17,38	0,00	33,31	13,54	-0,03	1,334	0,909	11,85	13,5
12_90_11	24	388,0	13,21	19,21	0,00	30,31	12,19	-0,01	0,725	0,983	9,59	13,4
12_90_12	24	406,7	15,67	52,77	0,00	43,58	13,77	-0,03	1,276	0,998	9,29	13,1
12_90_13	24	419,5	19,05	19,84	0,00	36,18	15,53	-0,01	0,224	0,935	17,93	13,7
12_90_14	24	415,2	16,82	20,36	0,00	34,48	13,13	-0,03	0,581	0,994	13,91	13,5
12_90_15	24	409,5	20,45	19,98	0,00	32,70	14,31	-0,03	0,903	0,987	15,94	12,6
12_90_16	24	406,9	16,40	19,28	0,00	33,35	11,73	-0,01	1,144	0,997	10,68	13,4
12_90_17	24	392,9	15,97	20,30	0,00	32,69	12,04	-0,03	1,411	0,967	8,92	13,5
12_90_18	24	384,1	15,29	32,24	0,00	44,56	13,55	-0,04	1,039	0,983	10,09	13,4

B.3 Série 3

Table B.10 Résultats des essais d'enfoncement de la série d'essais 3 (0°).

Test No.	t (mm)	ρ (kg/m ³)	f_h (N/m ²)	$k_{f,el}^{load}$ (N/m ³)	$k_{f,el}^{reload}$ (N/m ³)	$k_{f,el}^{unload}$ (N/m ³)	$f_{h,offset}$ (N/m ³)	u_0 (mm)	$k_{f,pl}$ (N/m ³)	R^2	$f_{h,inter}$ (Mpa)	u_{max} (mm)
16_0_04	59,7	538,6	38,90	39,31	0,00	63,57	39,02	-0,01	-1,501	0,768	45,37	4,3
16_0_05	59,64	528,0	41,54	49,84	0,00	63,64	42,18	0,01	-0,533	0,818	43,94	4,5
16_0_06	59,73	545,4	38,34	40,72	0,00	57,05	38,09	0,05	-0,042	0,305	38,55	7,5
16_0_10	59,75	534,0	42,55	34,06	0,00	49,31	41,82	-0,02	-0,923	0,747	47,16	6,7
16_0_11	59,88	544,2	45,59	51,04	0,00	63,65	46,31	0,02	-1,103	0,743	51,10	6,1
16_0_22	59,7	528,2	46,13	39,89	0,00	55,56	48,32	0,06	-1,359	0,728	51,34	3,8
16_0_23	59,7	525,6	39,13	45,29	0,00	75,53	39,59	-0,01	-1,194	0,887	42,34	2,7
16_0_29	59,71	528,5	41,09	49,89	0,00	44,26	39,26	0,01	0,398	0,220	39,71	3,5
16_0_33	59,8	543,9	44,84	49,81	0,00	70,51	46,00	0,00	-2,336	0,923	55,55	4,6
16_0_37	59,75	522,8	32,95	38,69	0,00	71,79	33,52	0,02	-0,259	0,677	34,24	9,0
16_0_43	59,67	541,9	42,79	64,68	0,00	64,80	43,12	0,00	0,111	0,381	42,23	5,2
16_0_44	59,73	552,1	37,14	57,20	0,00	83,68	37,65	0,11	-1,240	0,339	40,19	2,5
16_0_45	59,73	547,8	41,06	48,10	0,00	67,80	42,17	-0,01	0,653	0,679	37,79	8,6
16_0_47	59,77	527,3	38,77	48,06	0,00	64,69	39,30	0,00	-0,078	0,056	39,16	6,5

Table B.11 Résultats des essais d'enfoncement de la série d'essais 3 (90°).

Test No.	t (mm)	ρ (kg/m ³)	f_h (N/m ²)	$k_{f,el}^{load}$ (N/m ³)	$k_{f,el}^{reload}$ (N/m ³)	$k_{f,el}^{unload}$ (N/m ³)	$f_{h,offset}$ (N/m ³)	u_0 (mm)	$k_{f,pl}$ (N/m ³)	R^2	$f_{h,inter}$ (Mpa)	u_{max} (mm)
16_90_01	60	537,0	30,40	20,47	0,00	0,00	23,07	0,04	1,811	0,993	21,35	10,0
16_90_04	60	534,6	31,02	15,44	0,00	0,00	24,47	0,11	1,401	0,991	24,02	10,5
16_90_05	60	532,8	20,84	22,23	0,00	0,00	19,04	0,16	0,721	0,905	17,23	10,5
16_90_08	60	542,6	28,15	26,45	0,00	0,00	23,29	0,06	1,317	0,981	21,56	9,9
16_90_10	60	539,0	24,63	24,58	0,00	0,00	22,75	0,24	1,339	0,955	17,94	10,3
16_90_22	60	530,5	24,60	20,23	0,00	0,00	18,88	0,07	1,731	0,994	15,94	9,8
16_90_25	60	536,7	28,27	18,60	0,00	0,00	21,37	0,08	1,484	0,989	20,85	10,4
16_90_26	60	532,4	27,01	24,83	0,00	0,00	22,08	-0,02	1,153	0,984	21,25	10,1
16_90_30	60	544,7	26,24	27,28	0,00	0,00	19,24	0,00	1,281	0,915	19,84	9,9
16_90_33	60	544,9	29,57	31,25	0,00	0,00	21,01	-0,03	2,037	0,984	19,38	9,9
16_90_36	60	536,6	32,14	26,98	0,00	0,00	26,67	0,12	1,143	0,964	26,43	10,0
16_90_38	60	529,8	22,15	33,04	0,00	0,00	18,78	-0,01	1,536	0,953	14,47	9,7
16_90_43	60	538,3	24,50	16,64	0,00	0,00	16,47	0,14	2,690	0,997	11,05	9,3
16_90_46	60	533,1	29,77	25,37	0,00	0,00	23,32	-0,07	1,338	0,936	23,08	9,9

B.4 Série 4

Table B.12 Résultats des essais d'enfoncement de la série d'essais 4.

Test No.	t (mm)	ρ (kg/m ³)	f_h (N/m ²)	$k_{f,el}^{load}$ (N/m ³)	$k_{f,el}^{reload}$ (N/m ³)	$k_{f,el}^{unload}$ (N/m ³)	$f_{h,offset}$ (N/m ³)	u_0 (mm)	$k_{f,pl}$ (N/m ³)	R^2	$f_{h,inter}$ (Mpa)	u_{max} (mm)
16_0_01	49,5	492,8	41,87	50,44	0,00	107,48	38,90	0,06	0,134	0,615	41,20	14,6
16_0_02	49,5	506,3	34,09	25,03	0,00	61,10	34,45	0,02	0,180	0,607	33,19	14,8
16_0_03	50	499,0	38,71	30,20	0,00	71,62	37,49	0,11	0,095	0,574	38,23	15,0
16_0_04	49,5	497,2	39,30	22,59	0,00	75,54	35,31	0,09	0,053	0,002	39,04	15,3
16_0_05	50	506,7	39,90	27,95	0,00	92,39	35,98	0,04	0,176	0,206	39,02	14,6
16_0_06	49,5	504,3	47,27	25,88	0,00	62,38	44,06	0,05	-0,442	0,972	49,48	12,8
16_0_07	49,5	496,5	41,79	39,04	0,00	74,00	38,63	0,09	0,364	0,999	39,97	14,9
16_0_08	50	490,4	43,60	28,79	0,00	76,18	39,25	0,08	-0,057	0,300	43,88	15,0
16_0_09	49,75	491,5	42,50	23,28	0,00	67,85	39,18	0,14	-0,098	0,073	42,99	13,6
16_0_11	50	492,7	41,91	36,49	0,00	73,11	39,06	0,05	0,187	0,772	40,98	14,3

C Cahier des charges – caractérisation de raideurs d'assemblages



Comité professionnel de Développement
des Industries Françaises de l'Ameublement et du
Bois

CAHIER DES CHARGES
ESSAIS DE CARACTÉRISATION DE
RAIDEURS D'ASSEMBLAGES

Sommaire

1	Objet / Objectifs de l'essai	3
2	Périmètre des essais	3
2.1	Revue réglementaire et bibliographique	4
2.2	Type d'assemblages	4
2.2.1	Assemblages mécaniques bois-métal composés de broches dans du bois lamellé-collé	5
2.2.2	Assemblages mécaniques bois-métal composés de broches dans du bois lamellé croisé	10
2.2.3	Assemblages mécaniques bois-bois et bois-métal composés de vis dans le bois lamellé croisé	12
2.2.4	Assemblages par contact bois-bois et bois-métal dans du bois lamellé-collé ..	17
2.2.5	Enfoncement de broches dans du bois lamellé-collé et lamellé croisé.	18
2.2.6	Caractérisation de la classe d'acier des broches	20
2.3	Humidité densité et température des échantillons	20
2.4	Déroulement des essais	21
2.4.1	Assemblages mécaniques.....	21
2.4.2	Assemblages contact	23
2.4.3	Enfoncement.....	26
2.5	Consignations des résultats	27
3	Etudes des limites et de propositions pour l'extrapolation des résultats des essais	28
4	Méthodologie / Suivi des essais	28
5	Prix.....	29
6	Présentation de l'offre	29
7	Modalités de réponses	30



1 Objet / Objectifs de l'essai

L'association ADIVbois travaille depuis 3 ans pour accompagner l'émergence de Bâtiments en Bois de Grandes Hauteurs (BBGH).

La Commission Technique d'ADIVbois a contribué à la réalisation de plusieurs études exploitables par les concepteurs adhérents dont notamment, un Benchmarking national et international, des Etudes de cas sur 3 grands principes constructifs types, et une prestation d'AMO dans le cadre d'un programme PUCA, dédié spécifiquement aux BBGH.

Cette Commission Technique fonctionne avec un comité de pilotage et 4 ateliers (structure, feu, acoustique, enveloppe).

Dans ce contexte, l'atelier structure d'ADIVbois, propose de lancer une campagne d'essais visant à caractériser la raideur d'assemblages courants de structures en bois. Les objectifs principaux de ces essais sont :

- Clarifier la validité des formulations analytiques de détermination de la raideur d'assemblages bois / métal proposée dans l'Eurocode 5 avec des assemblages comprenant plusieurs organes et plusieurs plans de cisaillement de type tige,
- Établir des valeurs et des premières formulations analytiques pour des assemblages pas ou peu traités dans l'Eurocode 5 tels que les raideurs d'assemblages brochés en CLT (Cross Laminated-Timber) et les assemblages par contact direct bois/bois,
- Caractériser la raideur d'assemblages vissés avec du bois CLT pour différents modes de liaison,

Ces essais de raideurs seront conduits jusqu'à la rupture afin de vérifier dans le même temps certains principes de renforcement qui sont proposés dans la future version de l'Eurocode 5.

L'atelier structures de la Commission Technique d'ADIVbois assurera le suivi de ces essais.

ADIVbois souhaite pouvoir communiquer et exploiter les résultats obtenus avec ces essais, mais n'en demande pas l'exclusivité.

2 Périmètre des essais

L'atelier structures a défini le périmètre de ces essais, de leur analyse et des études associées portant sur la revue de l'état de l'art et l'analyse/exploitation des essais.

2.1 Revue règlementaire et bibliographique

La campagne d'essais proposée par ce document est issue d'une part de la limite des textes normatifs et règlementaires actuellement en vigueur sur le sujet de raideurs d'assemblages et d'autre part des interrogations sur la pertinence de l'extrapolation de ces formules de raideur aux assemblages attendus sur les BGH/IGH construits dans un futur très proche.

En préambule à la campagne d'essais, il sera demandé au titulaire de la mission de réaliser une revue bibliographique de l'ensemble des documents sur ce sujet (Eurocode, Normes spécifiques nationales, Guides techniques issus des différents acteurs de la construction bois (BET, Laboratoires, Constructeurs, Industriels, ... etc), publications scientifiques ... etc).

Cette revue bibliographique portera principalement sur la raideur des assemblages et couvrira à minima les typologies d'assemblages décrites dans la suite de ce document et devant faire l'objet des essais. Elle sera complétée au besoin sur la résistance quand celle-ci fait défaut dans l'Eurocode 5. La revue bibliographique devra comporter une analyse critique des limites d'applications des textes et/ou de leur adaptation dans un contexte Français/Eurocode si besoin.

Les résultats de cette revue bibliographique devront être transmis à travers un rapport pouvant servir de guide de justification à destination de l'ensemble des intervenants des futurs BGH bois (BET, Constructeur, Industriels, Bureau de Contrôle,...)

2.2 Type d'assemblages

Les assemblages étudiés permettant de répondre aux objectifs sont les assemblages qui répondent aux critères suivants :

- Assemblages issues de technologies non propriétaires (lorsqu'ils le sont par nature comme les vis, un assemblage dit « générique » sera défini);
- Assemblages aptes à la reprise d'efforts importants tout en ayant une déformation limitée, en lien direct avec la construction de BBGH ;

Pour répondre à ces exigences, plusieurs configurations d'assemblages doivent être testées en traction ou en compression dans le but de confronter les futurs résultats expérimentaux avec les calculs issus des formules analytiques de raideurs d'assemblage de l'Eurocode 5. La raideur des assemblages jouant un rôle important dans le comportement mécanique des BBGH, ce point doit donc être éclairci. Pour cela, il est demandé de tester :

- Assemblages dont la raideur joue un rôle particulier dans le comportement global des ouvrages :
 - Assemblages mécaniques bois-métal composés de broches dans du bois lamellé-collé et du bois lamellé croisé ;
 - Assemblages mécaniques bois-métal composés de vis dans le bois lamellé croisé ;
- Assemblages permettant de transmettre de fortes descentes de charges sur poteaux ;
 - Assemblages par contact bois-bois et bois-métal incluant un calage au mortier (ciment) sur du bois lamellé-collé ;



Cahier des charges - Essais de caractérisation de raideur d'assemblages

Afin d'apporter des éléments complémentaires nécessaires à l'extrapolation des résultats d'essais, des essais complémentaires doivent être effectués pour déterminer certaines propriétés mécaniques. Pour cela, il est demandé de tester :

- La résistance à l'enfoncement de broches utilisées dans du bois lamellé-collé et du bois lamellé croisé,
- Le moment plastique des broches utilisées.

Les assemblages seront constituées de membrures en bois lamellé-collé de classe de résistance **GL24H** avec les propriétés conforment à la norme NF EN 14080 et de membrures en bois lamellé-croisé avec des lamelles classées en **C24**. Les essais d'enfoncement devront être effectués avec des bois identiques à ceux utilisés pour les essais d'assemblages.

Les caractéristiques physico-mécaniques des broches seront au minimum de classe **4.6** ou **S235JR** dans la demande initiale pour garantir un niveau de résistance. Il sera souhaitable d'augmenter cette classe si celle-ci peut être maîtrisée afin de faciliter la faisabilité du renforcement des assemblages (augmentation de la largeur des bois en mode 1) par vis comme il sera expliqué dans la suite de ce document. Cette augmentation de classe de résistance fera l'objet d'une variante à la réponse de l'appel d'offre. Ce qu'il est demandé spécifiquement, ce n'est pas une classe garantie mais une résistance constante tout au long des essais. Le titulaire du marché devra préciser le protocole qui lui permettra de garantir cette demande. Les diamètres utilisés seront les diamètres 12 et 16 mm.

Les caractéristiques physico-chimiques des plaques métalliques seront de classe **S355**.

Les jeux de perçage ont une influence sur la raideur et la distribution des efforts dans les assemblages (voir Mischler (1998)). Pour limiter l'influence de ce paramètre dans les BBGH, les perçages bois et métal devront être effectués à la commande numérique afin d'atteindre une précision suffisante. Le jeu de perçage dans le bois et le diamètre des tiges respecteront la recommandation 10.4.4 de l'Eurocode 5 (Détails structuraux et contrôle). Les broches devront être de qualité h10. Le jeu de perçage dans les plaques métalliques sera réalisé à $d + 0,5 \pm 0,2$. Le titulaire devra fournir un relevé de mesures des éléments mis en œuvre.

Le traitement de surface par électrozinguage des organes devra être identique à l'ensemble des essais. Le frottement broche sur bois a une grande influence sur la portance locale (Rodd (1988), Bocquet (1997), Bléron (2000) et Tavakoli (2011)), il est donc nécessaire que ce paramètre mécanique soit absolument maîtrisé pour que l'étude des essais puisse être bouclée (essais d'enfoncement compris). Le traitement de surface devra être précisé lors de la réponse de l'appel d'offre. L'épaisseur du traitement devra être pris en compte dans le tolérancement des broches (EC5 10.4.4).

Des feuilles de PTFE graissées entre chaque plan de cisaillement devront être intégrées pour la réalisation des assemblages mécanique bois/métal.

2.2.1 Assemblages mécaniques bois-métal composés de broches dans du bois lamellé-collé

Trois configurations en traction ont été définies pour tester les assemblages mécaniques bois-métal composés de broches dans du bois lamellé-collé (cf. figure 2.1). Pour chacune des trois configurations, plusieurs paramètres seront variables comme le diamètre des broches et l'épaisseur des éléments bois. Ceci pour établir la raideur sur différents modes de rupture de tiges.

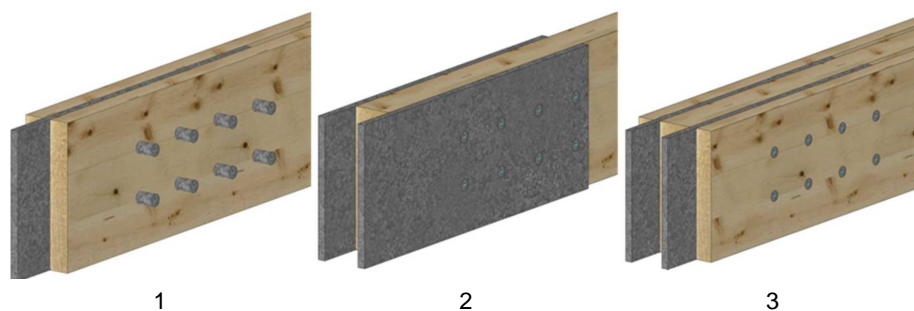


Figure 2.1. Schémas des différentes configurations d'assemblages mécaniques de type broche dans du bois lamellé-collé.

L'allure des éprouvettes des différentes configurations est illustrée à l'aide des schémas de la figure 2.1. Les éprouvettes seront identifiées de la manière suivante : **X.Y.Z.n**.

Avec :

- **X** : **1** pour une plaque métallique en âme, **2** pour des plaques métalliques latérales, **3** pour du multiplans ;
- **Y** : **1** pour un diamètre de broche de 12 mm et **2** pour un diamètre de broche de 16 mm ;
- **Z** : **1**, **2** ou **3** en fonction des épaisseurs des éléments bois (voir tableau 2.1).
- **n** : numéro de l'éprouvette.



Cahier des charges - Essais de caractérisation de raideur d'assemblages

Tableau 2.1. Désignation et caractéristiques des éléments utilisés pour les essais d'assemblages mécaniques de type broche en bois lamellé-collé.

Désignation	Nombre d'essais	Dimensions des éléments bois en mm			Dimensions des éléments métalliques en mm		
		Hauteur	Longueur	Épaisseur(s)	Hauteur	Longueur	Épaisseur
1.1.1	5	108	1 624	20	80	284	8
1.1.2	5	108	1 624	60	100	284	8
1.1.3	5	108	1 624	100	150	284	8
1.2.1	5	144	2 024	20	100	372	8
1.2.2	5	144	2 024	60	150	372	8
1.2.3	5	144	2 024	100	200	372	8
2.1.1	5	108	1 624	40	80	284	8
2.1.2	5	108	1 624	120	80	284	8
2.1.3	5	108	1 624	200	80	284	8
2.2.1	5	144	2 024	40	100	372	8
2.2.2	5	144	2 024	120	100	372	8
2.2.3	5	144	2 024	200	100	372	8
3.1.1	5	108	1 624	20-40-20	80	284	8
3.1.2	5	108	1 624	60-120-60	100	284	8
3.1.3	5	108	1 624	100-200-100	150	284	8
3.2.1	5	144	2 024	20-40-20	100	372	8
3.2.2	5	144	2 024	60-120-60	120	372	8
3.2.3	5	144	2 024	100-200-100	200	372	8

Le titulaire du marché devra pour chaque essai confectionner l'échantillon permettant d'avoir deux assemblages. Cette méthode permettra d'obtenir par essai, deux raideurs d'assemblage et une résistance d'assemblage.

Avant la réalisation des essais d'assemblages mécaniques, le titulaire devra effectuer les essais de flexion de broches afin de valider la résistance mécanique des broches. Celle-ci devra être constante pour l'ensemble de l'étude. Si la qualité d'acier est différente de celle définie dans le cahier des charges, une réadaptation des assemblages devra être effectuée et présentée en comité technique d'ADIVBois.

Les pinces et les distances minimales entre les broches dans les éléments bois des assemblages suivront les recommandations de l'EN 1995-1-1:2004. Les valeurs sont rappelées sur le schéma de la figure 2.2. La pince centrale entre les deux assemblages devra respecter 10 fois la hauteur de l'élément bois équivalent également à 90 fois le diamètre de l'organe.

Les dimensions des plaques métalliques données dans le Tableau 2.1 correspondent aux dimensions de la zone de recouvrement avec les éléments bois pour les propriétés mécaniques initialement définies. Le titulaire devra ajouter une longueur supplémentaire pour venir s'accrocher à son dispositif de chargement. Les dimensions de cette longueur supplémentaire pourront évoluer seulement par un élargissement le cas échéant (pas en épaisseur).

Lorsque les broches plastifient, un effort latéral apparaît ce qui provoque un écartement des éléments extérieurs des assemblages et une distribution non uniforme des efforts. Afin de limiter cette ouverture, un dispositif devra être ajouté pour maintenir les éléments jusqu'à la rupture sans perturber la mesure ou induire des efforts parasites (par exemple des vis quand cela est possible).

Dans la future version de l'Eurocode 5, un paragraphe sur le renforcement des assemblages par vis doit être ajouté (BNTEC/P21A numéro du document 0232). Dans ce paragraphe, des distances minimales sont données pour placer les vis de renfort dans les assemblages. Ces dernières doivent être placées à une distance de $3d_{vis}$ des plans de cisaillement et à une distance de $2d_{vis}$ des organes (voir schéma de la figure 2.2). Toujours selon la future version de l'Eurocode 5, ce renforcement permet de garantir normalement un nombre efficace d'organes égal au nombre réel d'organes de l'assemblage. Lorsque les épaisseurs de bois ne peuvent pas recevoir la vis de renforcement, un dispositif par contreplaqué pourra être adopté comme solution de renforcement. Il sera soumis à la validation du comité technique d'ADIVBois.

Sur chaque échantillon, un principe de fermeture d'assemblage devra être mis en place puisque les assemblages sont uniquement constitués de broches. Ici, le principe de fermeture proposée est un système par vis. Cependant, un autre dispositif peut être proposé sans que celui-ci vienne perturber la raideur et la résistance de l'assemblage. Il sera soumis à la validation du comité technique d'ADIVBois.

CODIFAB

Cahier des charges - Essais de caractérisation de raideur d'assemblages

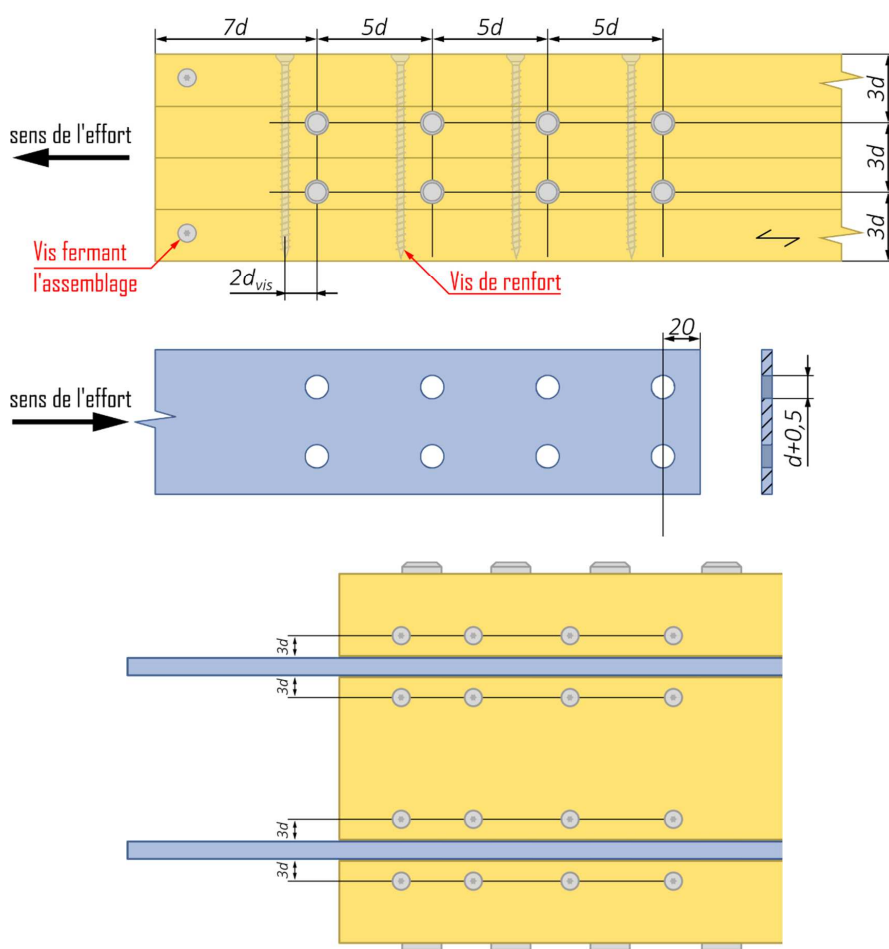


Figure 2.2. Pincés et distances minimales retenues pour les éléments bois et métalliques des assemblages mécaniques de type broche dans du bois lamellé-collé.

2.2.2 Assemblages mécaniques bois-métal composés de broches dans du bois lamellé croisé

Deux configurations en traction ont été retenues pour tester les assemblages mécaniques bois-métal composés de broches dans du bois lamellé croisé (voir les schémas de la figure 2.3). Pour chacune des deux configurations, plusieurs paramètres seront variables comme le diamètre des broches et l'épaisseur des éléments bois.

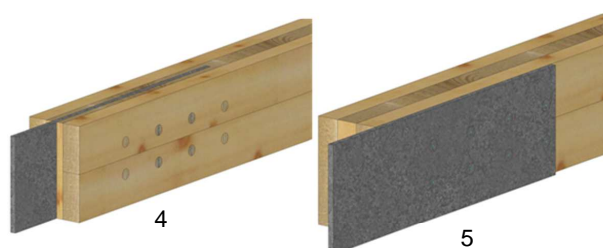


Figure 2.3. Schémas des différentes configurations d'assemblages mécaniques de type broche en bois lamellé croisé.

L'allure des éprouvettes des différentes configurations est illustrée à l'aide des schémas de la figure 2.3. Les éprouvettes seront identifiées de la manière suivante : **X.Y.Z.n**.

Avec :

- **X** : **4** pour une plaque métallique en âme, **5** pour une plaque métallique latérale ;
- **Y** : **1** pour un diamètre de broche de 12 mm et **2** pour un diamètre de broche de 16 mm ;
- **Z** : **1, 2** ou **3** en fonction des épaisseurs des éléments bois (voir tableau 2.2).
- **n** : numéro de l'éprouvette.



Tableau 2.2. Désignation et caractéristiques des éléments utilisés pour les essais d'assemblages mécaniques de type broche en bois lamellé croisé.

Désignation	Nombre d'essais	Dimensions des éléments bois en mm			Dimensions des éléments métalliques en mm		
		Hauteur	Longueur	Épaisseur(s)	Hauteur	Longueur	Épaisseur
4.1.1	5	108	1 600	10-20-10*	75	450	8
4.1.2	5	108	1 600	30-30-30	75	450	8
4.2.1	5	144	1 800	15-20-15*	86	550	8
4.2.2	5	144	1 800	30-30-30	86	550	8
5.1.2	5	108	1 600	15-20-15*	75	450	8
5.1.3	5	108	1 600	30-30-30	75	450	8
5.2.2	5	144	1 800	15-20-15*	86	550	8
5.2.3	5	144	1 800	30-30-30	86	550	8

Le titulaire du marché devra pour chaque essai confectionner l'échantillon permettant d'avoir deux assemblages. Cette démarche permettra d'obtenir par essai deux raideurs d'assemblage et une résistance d'assemblage.

Les dimensions des plaques métalliques données dans le Tableau 2.2 correspondent aux dimensions de la zone de recouvrement avec les éléments bois. Le titulaire devra ajouter une longueur supplémentaire pour venir s'accrocher à son dispositif de chargement. Les dimensions de cette longueur supplémentaire pourront évoluer seulement par un élargissement le cas échéant (pas en épaisseur).

2.2.5 Enfoncement de broches dans du bois lamellé-collé et lamellé croisé.

L'objectif de cette campagne d'essais est de caractériser la portance locale de différents matériaux (BLC et CLT), pour différents diamètres (12 mm et 16 mm) et différents angles de chargement par rapport au fil du bois (0° et 90°). Les propriétés issues de cette campagne d'essais permettront par la suite de boucler avec les résultats des essais d'assemblages.

Dans cette campagne, quatre configurations d'essais d'enfoncement ont été retenues avec pour chaque, un nombre de 15 essais. L'allure des éprouvettes des différentes configurations est illustrée à l'aide des schémas de la figure 2.8. Les éprouvettes seront identifiées de la manière suivante : **X.Y.n**.

Avec :

- **X** : **1** pour du BLC à 0° , **2** pour du BLC à 90° , **3** pour du CLT à 0° et **4** pour du CLT à 90° ;
- **Y** : **1** pour un diamètre de broche de 12 mm et **2** pour un diamètre de broche de 16 mm ;
- **n** : numéro de l'éprouvette.

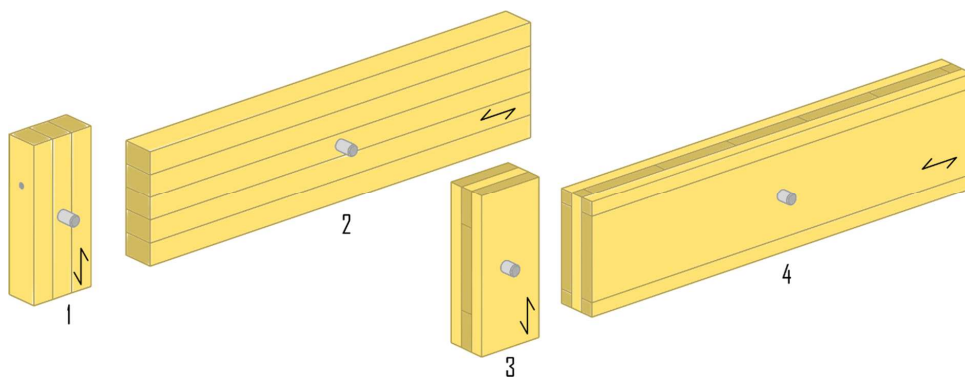


Figure 2.8. Schémas des différentes configurations d'éprouvettes des essais d'enfoncement.

Les dimensions des éprouvettes pour les quatre configurations d'essais sont définies en accord avec la norme NF EN 383:2007. Les formules sont rappelées dans le tableau 2.6 et les applications numériques sont données dans le tableau 2.7.



Cahier des charges - Essais de caractérisation de raideur d'assemblages

Tableau 2.6. Dimensions des éprouvettes bois pour les essais d'enfoncement en accord avec NF EN 383:2007.

Dimensions	Valeurs à 0°	Valeurs à 90°
Direction parallèle aux fibres	14d	10d
Direction perpendiculaire aux fibres	6d	40d
Épaisseur	3d*	3d*
	12-20-12**	12-20-12**

* Ces valeurs ne sont valables que pour les essais des configurations 1 et 2.

** Ces valeurs ne sont valables que pour les essais des configurations 3 et 4.

L'équilibre de l'organe avec le bois lors d'un essai d'enfoncement dans une direction de chargement parallèle aux fibres, induit des contraintes de traction transversale. Celles-ci provoquent le fendage de l'échantillon juste après que le bois soit entré dans son domaine plastique. La volonté d'obtenir une courbe expérimentale d'enfoncement jusqu'à quinze millimètres nécessite alors de renforcer les éprouvettes des configurations 1.1 et 1.2 afin de prévenir leurs ruines par fendage. Le type de renforcement à privilégier est un renforcement par vis car il permet une mise en œuvre simple et rapide. Cependant, ce moyen de renforcement ne doit pas modifier le comportement mécanique du bois, c'est pourquoi il doit être suffisamment éloigné de l'organe. La valeur retenue est de 3d (d organe) plus grande que celle proposée dans le draft de l'Eurocode 5:2022 pour le renforcement des assemblages (BNTEC/P21A numéro du document 0232). Les vis devront être filetées sur toutes leurs longueurs, placées au milieu de l'éprouvette dans son épaisseur et perpendiculairement au fil du bois afin de garantir une résistance à la traction transversale maximale. Une vis de renfort de diamètre 6,5 mm pourra convenir.

Tableau 2.7. Désignation et caractéristiques des éprouvettes bois utilisées pour les essais d'enfoncement.

Désignation	Type de matériau	Diamètre en mm	Angle entre la direction du chargement et les fibres en °	Nombre d'essais	Dimensions des éprouvettes en mm		
					Direction parallèle aux fibres	Direction perpendiculaire aux fibres	Épaisseur
1.1	GL24h	12	0	15	168	72	36
1.2	GL24h	16	0	15	480	120	36
2.1	GL24h	12	90	15	224	96	48
2.2	GL24h	16	90	15	640	160	48
3.1	CLT	12	0	15	168	72	12-20-12
3.2	CLT	16	0	15	480	120	12-20-12
4.1	CLT	12	90	15	224	96	12-20-12
4.2	CLT	16	90	15	640	160	12-20-12

2.2.6 Caractérisation de la classe d'acier des broches

L'objectif de ces essais est la caractérisation du moment d'écoulement plastique de broches. Cette propriété mécanique servira à boucler avec les résultats d'essais d'assemblages mécaniques. Le titulaire devra faire 15 essais de flexion de broches au diamètre de 12 mm et 16 mm. Ces essais devront faire l'objet d'un rapport préliminaire avant les essais d'assemblages mécaniques afin d'identifier exactement la qualité d'acier demandée. Il sera transmis à l'atelier Structure d'Adivbois

Le titulaire devra être équipé d'un dispositif de flexion permettant de garder le même bras de levier toute au long de l'essai de flexion équivalent à celui de la Figure 2.9.

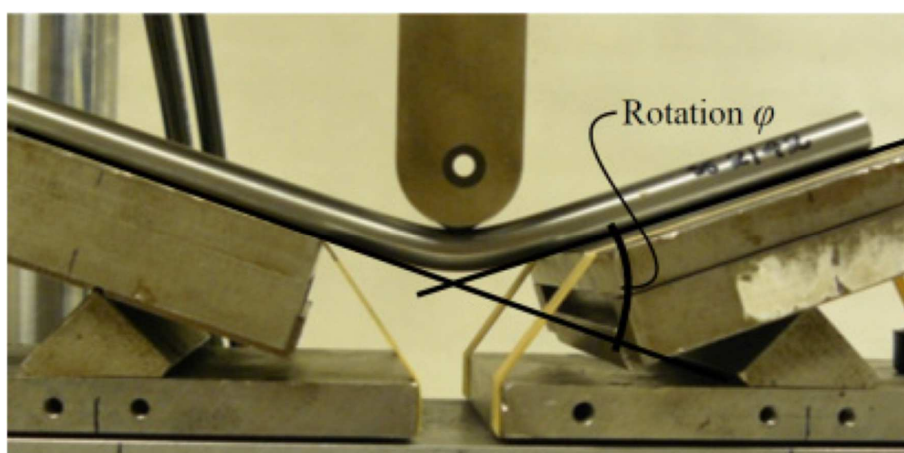


Figure 2.9. Exemple de montage pour la réalisation des essais de flexion de broches (Bader et al. (2016)).

2.3 Humidité densité et température des échantillons

Il est supposé que les structures seront protégées de l'humidité. En conséquence l'effet de la variation de la teneur en eau sur la raideur ne sera pas analysé.

Les échantillons testés devront être en équilibre hydrique avant démarrage des essais. Les conditions hygrométriques des échantillons lors de l'essai doivent idéalement correspondre à la classe de service 1 de l'Eurocode 5 sur le bois, soit un équilibre du bois dans les conditions suivantes :

$$HR = 65 \% \pm 5 \%$$

$$T = 20^{\circ}\text{C} \pm 2^{\circ}\text{C}$$

L'humidité des éprouvettes pourra être relevée grâce à un hygromètre à pointe, dans la lamelle centrale de l'éprouvette. Une éprouvette ne pourra être testée que si son équilibre hygroscopique est atteint et proche de 12%. Le titulaire devra également prendre la densité de chacun des éléments de l'assemblage et ramener la masse volumique à 12% d'humidité.



L'ambiance doit être contrôlée pendant toute la durée de l'essai.

Les candidats pourront proposer d'adapter ces conditions d'humidité pour être compatible avec les moyens disponibles. Ces adaptations seront soumises à validation préalable de l'atelier Structure d'Adivois.

2.4 Déroulement des essais

Le protocole de déroulement des essais sera à fournir par le titulaire avec les notes de calculs des assemblages afin de valider l'estimation des efforts à rupture pour les hypothèses retenus par le titulaire du marché. Il sera soumis à validation de l'atelier Structure d'Adivois.

Pour rappel, il sera prévu de tester 5 échantillons par types d'assemblages mécaniques. Cette démarche permettra d'obtenir pour l'analyse 10 mesures de raideur d'assemblage et 5 résistances d'assemblage. Pour les assemblages de contact, 5 essais seront effectués permettant d'obtenir 5 raideurs de contact et 5 résistances d'assemblage du type contact. Il sera prévu d'effectuer plusieurs cycles pour caractériser une éventuelle diminution de la raideur suite à des alternances d'efforts (propres aux structures de contreventement, vis-à-vis des efforts de vent ou sismiques).

Pour rappel, il sera prévu de caractériser 15 échantillons pour définir l'enfoncement dans chacune direction. Ce nombre d'essais est le minimum afin de définir un enfoncement cohérent vis-à-vis de la littérature. Il sera prévu de caractériser le moment d'écoulement plastique des broches et vis à l'aide 15 essais de flexion par type d'organe.

2.4.1 Assemblages mécaniques

Le cycle de chargement des assemblages mécaniques sera adapté de celui donné dans la norme NF EN 26891:1991. Le cycle est composé de deux seuils d'effort et d'une montée à rupture. Le premier seuil est atteint par une montée en charge jusqu'à 40% de l'effort estimé à rupture de l'assemblage pour ensuite être maintenue pendant 30s. Puis la charge diminue jusqu'à 10% de l'effort moyen estimé à rupture pour être de nouveau maintenue pendant 30s. Le second palier est atteint par une montée en charge jusqu'à l'effort ELU estimé de l'assemblage avec un k_{mod} égal à 1,1 pour ensuite être maintenue pendant 30s. Puis la charge diminue de nouveau jusqu'à 10% de l'effort moyen estimé à rupture pour être maintenue pendant 30s. Enfin, le cycle se termine par une montée en charge jusqu'à rupture.

La vitesse de chargement devra être calculée de manière à obtenir un temps de la dernière montée c'est-à-dire celle permettant de passer de 10% à 100% de l'effort à rupture estimé en 300s \pm 120s. Cette même vitesse devra être imposée sur l'ensemble du cycle de chargement.

Les efforts à rupture ainsi que les vitesses de chargement sont donnés à titre indicatif. Le titulaire devra confirmer ces valeurs à l'aide d'une note de calculs des assemblages après avoir défini la résistance mécanique des organes.

Tableau 2.8. Données d'entrées des cycles de chargement des différentes configurations d'essais d'assemblages mécaniques de type broche en bois lamellé-collé.

Désignation	Mode de rupture estimé	Effort estimé à rupture (kN)	Vitesse de chargement (kN/s)
1.1.1	Bloc (cis.)	57,71	0,173
1.1.2	Bloc (cis.)	173,12	0,519
1.1.3	Plastique	199,39	0,598
1.2.1	Bloc (cis.)	76,94	0,231
1.2.2	Bloc (cis.)	230,83	0,692
1.2.3	Plastique	326,95	0,981
2.1.1	Bloc (cis.)	57,71	0,173
2.1.2	Plastique	160,45	0,481
2.1.3	Plastique	160,45	0,481
2.2.1	Bloc (cis.)	76,94	0,231
2.2.2	Bloc (cis.)	230,83	0,692
2.2.3	Plastique	231,19	0,694
3.1.1	Bloc (cis.)	115,42	0,346
3.1.2	Plastique	307,10	0,921
3.1.3	Plastique	332,31	0,997
3.2.1	Bloc (cis.)	153,83	0,462
3.2.2	Plastique	408,85	1,227
3.2.3	Plastique	490,42	1,471
4.1.1	Plastique	48,67	0,1460
4.1.2	Plastique	65,10	0,1953
4.2.1	Plastique	78,94	0,2368
4.2.2	Plastique	95,88	0,2876
5.1.2	Plastique	77,68	0,2330
5.1.3	Plastique	86,42	0,2593
5.2.2	Plastique	109,44	0,3283
5.2.3	Plastique	139,40	0,4183



Cahier des charges - Essais de caractérisation de raideur d'assemblages

Différentes grandeurs devront être mesurées et enregistrées (fréquence d'acquisition de 0,2 s) lors des essais : le temps, l'effort et le glissement de l'assemblage. Ce dernier pourra être mesuré avec des capteurs de type LVDT ou un système de mesure optique. Pour les configurations 1 et 2, le glissement devra être mesuré à chaque assemblage. Pour la configuration 3, les déplacements relatifs des plaques métalliques avec les éléments bois extérieurs et intérieurs.

L'allure d'une courbe expérimentale d'un essai de traction est illustrée sur le graphique de la figure 2.10. Les différentes propriétés caractéristiques de l'assemblage qui devront être relevées sur la courbe expérimentale sont définies et énumérées ci-dessous :

Avec :

- $K_{s,i}$ module de glissement de l'assemblage au palier i , en kN/mm ;
- $K_{sec,i}$ module de glissement sécant de l'assemblage au palier i , en kN/mm ;
- $F_{rupt,exp}$ effort maximal, en kN ;
- w_{ij} glissement au point ij , avec i numéro du palier, $j = 1$ (palier haut) ou $j = 0$ (palier bas), en mm ;
- F_{ij} effort au point ij , avec i numéro du palier, $j = 1$ (palier haut) ou $j = 0$ (palier bas), en kN ;

Où :

- $K_{s,i} = (F_{i1} - F_{i0}) / (w_{i1} - w_{i0})$
- $K_{sec,i} = F_{i1} / w_{i1}$

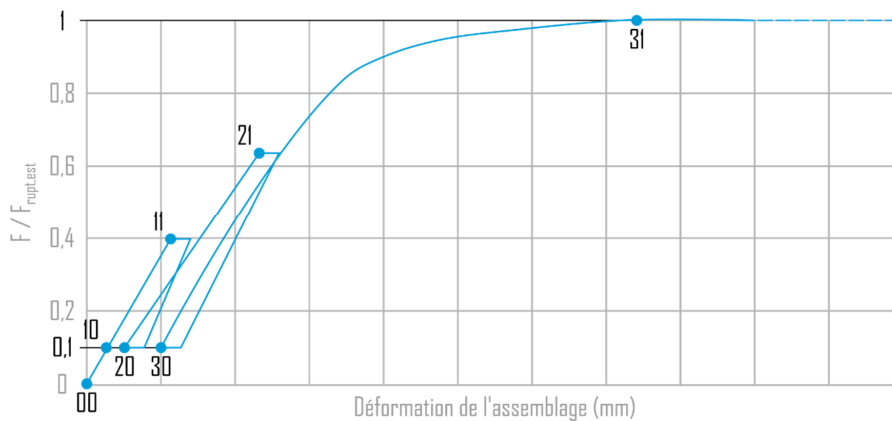


Figure 2.10. Exemple de courbe expérimentale d'essai d'assemblage mécanique de type broche en bois lamellé-collé.

2.4.2 Assemblages contact

Le cycle de chargement sera adapté à celui donné dans la norme NF EN 26891:1991. Le cycle est composé de trois paliers et d'une montée à rupture. Le premier palier est atteint par une montée en charge jusqu'à l'effort ELS estimé de l'assemblage pour ensuite être

Téléphone : +33 1 44 68 18 08 - fax : +33 1 44 74 37 80 - e-mail : information@codifab.fr

Comité professionnel de développement économique créé par le décret n°71490 du 23 juin 1971 modifié par le décret n°2009-371 du 1er avril 2009 - Siret : 332 264 027 00027



maintenue pendant trente secondes. Puis la charge diminue jusqu'à 10% de l'effort moyen estimé à rupture pour être de nouveau maintenue pendant trente secondes. Le second palier est atteint par une montée en charge jusqu'à l'effort ELU estimé de l'assemblage avec un k_{mod} égal à 0,6 pour ensuite être maintenue pendant trente secondes. Puis la charge diminue de nouveau jusqu'à 10% de l'effort moyen estimé à rupture pour être maintenue pendant trente secondes. Le dernier palier est atteint par une montée en charge jusqu'à l'effort ELU estimé de l'assemblage avec un k_{mod} égal à 1,1 pour ensuite être maintenue pendant trente secondes. Puis la charge diminue une dernière fois jusqu'à 10% de l'effort moyen estimé à rupture pour être maintenue pendant trente secondes. Enfin, le cycle se termine par une montée en charge jusqu'à rupture.

Les efforts moyens à rupture pour les différentes configurations ont été estimés à partir de la résistance en compression axiale caractéristique $f_{c,0,k}$ pour du GL24h donnée par la norme NF EN 14080:2013 et un coefficient de variation de 15%.

La vitesse de chargement devra être calculée de manière à obtenir un temps de la dernière montée c'est-à-dire celle permettant de passer de 10% à 100% de l'effort à rupture estimé en $300s \pm 120s$. Cette même vitesse devra être imposée sur l'ensemble du cycle de chargement.

Tableau 2.9. Données d'entrées du cycle de chargement des différentes configurations d'essais de compression.

Désignation	Effort à rupture estimé (kN)	Vitesse de chargement (kN/s)
1, 2, 3	814,85	2,445

Différentes grandeurs devront être mesurées et enregistrées (fréquence d'acquisition de 0,2 s) lors des essais : le temps, l'effort et la déformation de l'assemblage. Cette dernière pourra être mesurée avec des capteurs de type LVDT ou des extensomètres placés sur au moins deux faces opposées. Les points de mesures devront être positionnés à 30 mm de part et d'autre de la jonction.

L'allure d'une courbe expérimentale d'un essai de compression est illustrée sur le graphique de la figure 2.11. Les différentes propriétés caractéristiques de l'assemblage qui devront être relevées sur la courbe expérimentale sont définies et énumérées ci-dessous :

Avec :

- $K_{s,i}$ module de glissement de l'assemblage au palier i , en kN/mm ;
- $K_{sec,i}$ module de glissement sécant de l'assemblage au palier i , en kN/mm ;
- $F_{rupt,exp}$ effort maximal, en kN ;
- w_{ij} glissement au point ij , avec i numéro du palier, $j = 1$ (palier haut) ou $j = 0$ (palier bas), en mm ;
- F_{ij} effort au point ij , avec i numéro du palier, $j = 1$ (palier haut) ou $j = 0$ (palier bas), en kN ;

Où :

CODIFAB

Cahier des charges - Essais de caractérisation de raideur d'assemblages

- $K_{s,i} = (F_{i1} - F_{i0}) / (w_{i1} - w_{i0})$
- $K_{sec,i} = F_{i1} / w_{i1}$

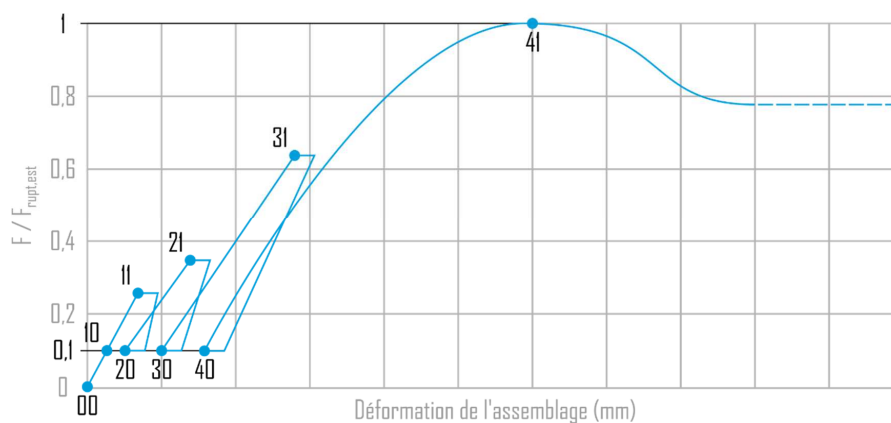


Figure 2.11. Exemple d'une courbe expérimentale d'un essai de compression.

2.4.3 Enfoncement

Le cycle de chargement suivra la procédure de la norme NF EN 383:2007. Le cycle commence par une montée en charge jusqu'à 40% de l'effort moyen estimé à rupture pour ensuite être maintenue pendant 30s. Puis la charge diminue jusqu'à 10% de l'effort moyen estimé à rupture pour être de nouveau maintenue pendant 30s. Enfin, le cycle se termine par une montée en charge jusqu'à rupture. Pour cette campagne d'essais, le critère d'arrêt devra être fixé pour un déplacement de 15 à 20 mm de la traverse de la machine d'essai, lequel correspondra à un enfoncement de l'organe dans le bois d'environ 15 mm.

Une méthode de pilotage en force devra être utilisée pour mener les essais. La vitesse de chargement a été calculée pour obtenir une durée normalisée d'essai de 570s \pm 120s. Les vitesses de chargement des différentes configurations d'essais d'enfoncement ont été estimées et synthétisées dans le Tableau 2.10.

Les portances locales moyennes à rupture pour les configurations 1 et 2 ont été estimées à partir des équations suivantes de l'Eurocode 5 pour du bois de résineux.

$$f_{h,\alpha,mean} = \frac{0.082 \cdot (1 - 0.01d) \cdot \rho_{mean}}{(1.35 + 0.015d) \sin^2 \alpha + \cos^2 \alpha}$$

Les portances locales moyennes à rupture pour les configurations 3 et 4 ont été estimées à partir d'une équation empirique proposée dans la publication 39-7-5 du CIB-W18 (Uibel & Blaß, 2006).

$$f_{h,\alpha,mean} = 0.037 \cdot (1 - 0.016d) \cdot \rho_{mean}^{1.16} \left[\frac{2t_0}{t(1.2 \sin^2 \alpha + \cos^2 \alpha)} + \frac{t_{90}}{t(1.2 \cos^2 \alpha + \sin^2 \alpha)} \right]$$

Avec pour les deux équations précédentes :

- d diamètre de l'organe, en mm ;
- ρ masse volumique moyenne de l'éprouvette, en kg/m³ ;
- α angle entre la direction du chargement et le fil du bois, en ° ;
- t_0 l'épaisseur des lames des plis extérieurs (CLT), en mm ;
- t_{90} l'épaisseur des lames dans le sens transversal (CLT), en mm ;
- t l'épaisseur total des éprouvettes (CLT), en mm.



Cahier des charges - Essais de caractérisation de raideur d'assemblages

Tableau 2.10. Données d'entrées des cycles de chargement des différentes configurations d'essais d'enfoncement.

Désignation	Portance locale estimée à rupture (MPa)	Effort à rupture estimé (kN)	Vitesse de chargement (kN/s)
1.1	30,31	13,09	0,039
1.2	28,93	22,22	0,066
2.1	19,81	8,56	0,026
2.2	18,19	13,97	0,042
3.1	30,50	16,10	0,048
3.2	28,09	19,78	0,059
4.1	30,00	15,84	0,047
4.2	27,63	19,45	0,058

2.5 Consignations des résultats

L'ensemble des résultats sera consigné dans un rapport servant de livrable auprès de la Commission Technique d'ADIVbois qui comportera, sans que cette liste ne soit exhaustive :

- Les caractéristiques géométriques de l'ensemble des éléments constituant les assemblages testés ;
- Les humidités ainsi que les densités de chacun des éléments constituant les échantillons de toutes les campagnes ;
- Des schémas techniques représentant les assemblages testés ;
- Une description du mode opératoire de l'essai : mode de sollicitation (déplacement imposé / force appliquée), nombre de cycles, schéma identifiant les points de mesures, paramètres mesurés, vitesse de chargement, etc. ;
- Un listing des résultats observés pour chaque paramètre mesuré sous format tableau ;
- Les courbes d'essais Force vérin (kN) / Glissement (mm) ou Force vérin (kN) / Tassement en ce qui concerne les essais d'assemblage. Les courbes d'essais Force vérin (kN) / Enfoncement (mm) pour les essais de portance. Les courbes d'essais Moment (kN.m) / Rotation (Radians) pour les essais de flexion de broches
- Les photos identifiant précisément le ou les modes de ruptures de toutes les éprouvettes pour toutes les campagnes d'essais
- Une exploitation des résultats visant à caractériser les raideurs de l'assemblage, ainsi qu'une comparaison avec les raideurs « théoriques » en se basant sur l'application de l'Eurocode 5 ;
- Une exploitation visant à préciser la charge ultime et le mode de ruine de l'assemblage, ainsi qu'une comparaison avec les résistances « théoriques » en se basant sur l'application de l'Eurocode 5 ;
- Une exploitation visant à préciser la portance locale, ainsi qu'une comparaison avec la portance « théoriques » en se basant sur l'application de l'Eurocode 5 ;

- La détermination des valeurs caractéristiques des efforts à rupture ainsi que les raideurs d'assemblages.

3 Etudes des limites et de propositions pour l'extrapolation des résultats des essais

Pour chacune des typologies mentionnées ci avant et testées, le titulaire du marché devra réaliser, après les essais, une étude critique permettant de formuler des recommandations portant d'une part sur l'extrapolation possible des résultats a des assemblages similaires et d'autre part les limites d'application des résultats des essais.

4 Méthodologie / Suivi des essais

Le laboratoire retenu pour ces essais devra se coordonner avec l'atelier structures de la commission technique ADIVbois. Pour ce faire il faudra prévoir les réunions de coordination suivantes :

- **Réunion de démarrage :**

Une fois le Laboratoire choisi, celui-ci devra établir la méthodologie détaillée des essais et la présenter à l'atelier structures.

La méthodologie détaillée comprendra :

- les notes de calculs détaillés avec l'ensemble des hypothèses,
- les protocoles d'essais complets comprenant, les montages d'essais, des schémas présentant les points de mesures précis et les cycles de chargement
- les démarches de dépouillements permettant de préparer les réunions intermédiaires

Le Laboratoire devra intégrer les différentes remarques réalisées pendant cette réunion pour le démarrage des essais.

- **Réunion d'étape :**

Cette (ces) réunion(s) servira(ont) à analyser les premiers résultats obtenus par le laboratoire. Des adaptations du mode opératoire pourront notamment y être décidées le cas échéant. Au moins une semaine avant cette réunion, le Laboratoire diffusera à l'atelier structures un rapport d'étape préliminaire synthétisant les premiers résultats et dépouillements.

Une fois, les validations faites au cours de ces réunions, les campagnes d'essais des typologies discutés pourront être réalisées.

- **Réunion finale :**

Une fois le rapport final établi et diffusé à l'atelier structures, une nouvelle réunion avec l'atelier sera organisée.



Cahier des charges - Essais de caractérisation de raideur d'assemblages

Le laboratoire intégrera les remarques faites par les membres de l'atelier structures avant diffusion du rapport final.

5 Livrables attendus

Au minima, le candidat doit prévoir les livrables suivants :

- Etude bibliographique et méthodologie des essais
- Résultats bruts des essais
- Rapport d'étape (à fixer selon le planning et méthodologie du candidat)
- Rapport final des essais
- Rapport de synthèse récapitulant les hypothèses principales, la procédure et les conclusions principales de l'essai.

6 Planning

L'objectif est de diffuser le rapport final au plus tard en décembre 2019.

7 Prix

Chaque laboratoire fixera le prix global des essais en détaillant :

- L'étude bibliographique,
- La fourniture des échantillons,
- La réalisation des notes de calcul et écriture des protocoles,
- La réalisation des essais,
- La réalisation des rapports avec la prise en compte des commentaires de l'atelier structures
- L'étude des limites et proposition d'extrapolation des résultats des essais
- L'assistance aux réunions de l'atelier structure.

Le prix global devra être proposé par série d'échantillons en différenciant les coûts fixes et variables. ADIVbois se réserve le droit de répartir la mission avec différents laboratoires, chaque laboratoire réalisera au moins les essais concernant la même série d'échantillon.

8 Présentation de l'offre

Le dossier de réponse doit contenir les éléments suivants :

- Equipe/références et moyens mis en œuvre
- Méthodologie des essais et contrôles mis en place,
- Planning d'intervention,
- Liste de livrables
- Proposition financière.

9 Modalités de réponses

Les offres sont à adresser à :

CODIFAB
120 avenue Ledru Rollin
75011, Paris

- en version papier : **seul le texte faisant foi au plus tard le vendredi 30 Août 2019 à 17h**
- en parallèle en version numérique à info@adivbois.org

Vous pouvez obtenir tout renseignement utile auprès de :

Sur les aspects administratifs

Marie-Pierre SUZE, Assistante ADIVbois
01.44.68.18.26
info@adivbois.org

Sur les aspects techniques

Xavier DAVY, co-animateur de l'atelier structures
02.99.85.70.13
xavier.davy@egis.fr

Jordi CORNUDELLA, co-animateur de l'atelier structures
01.82.51.53.65
jordi.cornudella@setec.com

Bibliographie

- [Almusallam et Richard, 1993] ALMUSALLAM, T. H. et RICHARD, R. M. (1993). Steel frame analysis with flexible joints exhibiting a strain-softening behavior. *Computers & Structures*, 46(1):55–65. 50
- [ASTM D5764-97a, 2018] ASTM D5764-97A (2018). Standard Test Method for Evaluating Dowel-Bearing Strength of Wood and Wood- Based Products. Norme américaine, American Society for Testing and Materials (ASTM). 19, 20, 21, 49
- [Awaludin *et al.*, 2007] AWALUDIN, A., SMITTAKORN, W., HIRAI, T. et HAYASHIKAWA, T. (2007). Bearing properties of Shorea obtusa beneath a laterally loaded bolt. *Journal of Wood Science*, 53(3):204–210. 21, 22
- [Bader *et al.*, 2018] BADER, T. K., BOCQUET, J.-F., SCHWEIGLER, M. et LEMAÎTRE, R. (2018). Numerical modeling of the load distribution in multiple fastener connections. In *Design of Connections in Timber Structures A state-of-the-art report by COST Action FP1402 / WG 3*, pages 221–239. Shaker Verlag GmbH. 36
- [Bader *et al.*, 2015] BADER, T. K., SCHWEIGLER, M., HOCHREINER, G., SERRANO, E., ENQUIST, B. et DORN, M. (2015). Dowel deformations in multi-dowel LVL-connections under moment loading. *Wood Material Science & Engineering*, 10(3):216–231. 133
- [Bejtka et Blaß, 2005] BEJTKA, I. et BLASS, H. J. (2005). Self-tapping screws as reinforcements in connections with dowel-type fasteners. In *Proceedings of CIB-W18*, 38-07-04, Karlsruhe, Germany. 38
- [Bickerdike et Quenneville, 2006] BICKERDIKE, M. et QUENNEVILLE, P. (2006). Predicting the Row Shear Failure Mode in Parallel-to-Grain Bolted Connections. In *Proceedings of World Conference of Timber Engineering (WCTE)*, page 8, Portland, United States. 33
- [Blaß, 2017] BLASS, H. J. (2017). E13 Joints with multiple fasteners. In *Timber Engineering - Principles for Design*. KIT Scientific Publishing, Karlsruhe. 36
- [Blaß *et al.*, 2000] BLASS, H. J., BIENHAUS, A. et KRÄMER, V. (2000). Effective bending capacity of dowel-type fasteners. In *Proceedings of CIB-W18*, 33-07-05, Delft, The Netherlands. 6
- [Blaß et Krüger, 2010] BLASS, H. J. et KRÜGER, O. (2010). Schubverstärkung von Holz mit Holzschrauben und Gewindestangen. Rapport technique, KIT Scientific Publishing, Karlsruhe. 17, 18
- [Blaß et Schädle, 2011] BLASS, H. J. et SCHÄDLE, P. (2011). Ductility aspects of reinforced and non-reinforced timber joints. *Engineering Structures*, 33(11):3018–3026. 38, 39

- [Bléron, 2000] BLÉRON, L. (2000). *Contribution à l'optimisation des performances d'assemblages bois en structure. Analyse de la portance dans les assemblages de type tige*. Thèse de doctorat, Université Henry Poincaré. 26, 28, 31, 33, 54, 83
- [Bléron et Duchanois, 2006] BLÉRON, L. et DUCHANOIS, G. (2006). Angle to the grain embedding strength concerning dowel type fasteners. 56:44–50. 23, 58
- [Bocquet, 1997] BOCQUET, J.-F. (1997). *Modélisation des déformations locales du bois dans les assemblages broches et boulonnes*. thesis, Clermont-Ferrand 2. 18, 24, 25, 26, 33, 83
- [Bocquet *et al.*, 2012] BOCQUET, J.-F., BARTHAM, C. et PINEUR, A. (2012). L block failure of dowelled connections subject to bending reinforced with threaded rods. *In Proceedings of CIB-W18*, 45-07-03, Växjö, Sweden. 41
- [Bocquet *et al.*, 2004] BOCQUET, J.-F., SAUVAT, N. et RACHER, P. (2004). Fiabilité et compétitivité des assemblages de structures bois : mécanismes de ruine associés aux assemblages à plans multiples. Rapport technique, Centre Technique du Bois et de l'Ameublement. 60
- [Bouchaïr, 1993] BOUCHAÏR, A. (1993). *Modélisation non linéaire du comportement local des assemblages bois*. thesis, Université Blaise Pascal-Clermont-Ferrand II. 33, 83
- [Bouchaïr *et al.*, 2007] BOUCHAÏR, A., RACHER, P. et BOCQUET, J. F. (2007). Analysis of dowelled timber to timber moment-resisting joints. *Materials and Structures*, 40(10):1127–1141. 37, 49
- [Brandon et Leijten, 2014] BRANDON, D. et LEIJTEN, A. J. M. (2014). Advances in moment transferring dvw reinforced timber connections – Numerical analyses and verification, Part 2. *Construction and Building Materials*, 56:32–43. 5
- [Brandon *et al.*, 2015] BRANDON, D., MALUK, C., ANSELL, M. P., HARRIS, R., WALKER, P., BISBY, L. et BREGULLA, J. (2015). Fire performance of metal-free timber connections. *Proceedings of the Institution of Civil Engineers - Construction Materials*, 168(4):173–186. 5
- [Bykov *et al.*, 2002] BYSKOV, E., CHRISTOFFERSEN, J., DENCKER CHRISTENSEN, C. et SAND POULSEN, J. (2002). Kinkband formation in wood and fiber composites—morphology and analysis. *International Journal of Solids and Structures*, 39(13): 3649–3673. 15
- [Cabrero *et al.*, 2018] CABRERO, J. M., STEPINAC, M., RANASINGHE, K. et KLEIBER, M. (2018). Results from a questionnaire for practitioners about the connections chapter of Eurocode 5. *In Design of Connections in Timber Structures A state-of-the-art report by COST Action FP1402 / WG 3*, pages 3–17. Shaker Verlag GmbH. 3, 4
- [Chui et Ni, 2007] CHUI, Y. H. et NI, C. (2007). Load-Embedment Response of Timber to Reversed Cyclic Load. *Wood and Fiber Science*, 29(2):148–160. 23
- [Cointe, 2003] COINTE, A. (2003). *Prévision de résistances d'assemblages bois par organes multiples à l'aide des réseaux de neurones*. Thèse de doctorat, Université Bordeaux I. 60
- [Cramer, 1968] CRAMER, C. O. (1968). Load distribution in multiple-bolt tension joints. *Journal of the Structural Division*. 36, 37
- [Da Silva et Kyriakides, 2007] DA SILVA, A. et KYRIAKIDES, S. (2007). Compressive response and failure of balsa wood. *International Journal of Solids and Structures*, 44(25): 8685–8717. 15

- [Dahl et Malo, 2009a] DAHL, K. B. et MALO, K. A. (2009a). Nonlinear shear properties of spruce softwood : experimental results. *Wood Science and Technology*, 43(7):539. 15
- [Dahl et Malo, 2009b] DAHL, K. B. et MALO, K. A. (2009b). Nonlinear shear properties of spruce softwood : Numerical analyses of experimental results. *Composites Science and Technology*, 69(13):2144–2151. 15
- [De Jong, 1977] DE JONG, T. (1977). Stresses Around Pin-Loaded Holes in Elastically Orthotropic or Isotropic Plates. *Journal of Composite Materials*, 11(3):313–331. 32
- [Dias, 2005] DIAS, A. M. P. G. (2005). *Mechanical behaviour of timber-concrete joints*. Thèse de doctorat, Technische Universiteit Delft. 33, 49
- [Dinwoodie, 2000] DINWOODIE, J. M. (2000). *Timber. Its Nature and Behavior*. New York ; Florence, crc press édition. 7, 9
- [Dorn, 2012] DORN, M. (2012). *Investigations on the serviceability limit state of dowel-type timber connections*. Thèse de doctorat, Vienna University of Technology. 35
- [Ehlbeck et Werner, 1992a] EHLBECK, J. et WERNER, H. (1992a). Softwood and hardwood embedding strength for dowel-type fasteners. *In Proceedings of CIB-W18*, 25-07-02, Åhus, Sweden. 23, 26, 28, 29
- [Ehlbeck et Werner, 1992b] EHLBECK, J. et WERNER, H. (1992b). Tragfähigkeit von Laubholzverbindungen mit stabförmigen Verbindungsmitteln. Rapport technique, Karlsruhe University of Technology, Karlsruhe. 29
- [Foschi, 1974] FOSCHI, R. (1974). Load-slip characteristics of nails. *Wood Science and Technology*, pages 69–76. 33, 37, 49, 50
- [Franke et Magniere, 2014a] FRANKE, S. et MAGNIERE, N. (2014a). Discussion of testing and evaluation methods for the embedment behaviour of connections. *In Proceedings of International Network on Timber Engineering (INTER)*, 47-07-01, Bath, United Kingdom. 21
- [Franke et Magniere, 2014b] FRANKE, S. et MAGNIERE, N. (2014b). The Embedment Failure of European Beech Compared to Spruce Wood and Standards. volume 9, pages 221–229. 28
- [Franzoni, 2016] FRANZONI, L. (2016). *Mechanical behavior of regularly spaced Cross Laminated Timber panels : Modeling and experimental validation in ambient and fire conditions*. Thèse de doctorat, Université Paris-Est. 15
- [Garab *et al.*, 2010] GARAB, J., KEUNECKE, D., HERING, S., SZALAI, J. et NIEMZ, P. (2010). Measurement of standard and off-axis elastic moduli and Poisson’s ratios of spruce and yew wood in the transverse plane. *Wood Science and Technology*, 44(3):451–464. 12, 16
- [Guan et Rodd, 2001] GUAN, Z. W. et RODD, P. D. (2001). Hollow steel dowels — a new application in semi-rigid timber connections. *Engineering Structures*, 23(1):110–119. 5
- [Guitard, 1987] GUITARD, D. (1987). *Mécanique du matériau bois et composites*. Collection Nabla. Cepadues-Éditions, Toulouse, France. 9, 12, 13, 89
- [Gupta et Sinha, 2012] GUPTA, R. et SINHA, A. (2012). Effect of grain angle on shear strength of Douglas-fir wood. *Holzforschung*, 66:655–658. 15
- [Harada *et al.*, 2005] HARADA, M., HAYASHI, Y., HAYASHI, T., KARUBE, M. et OHGAMA, T. (2005). Effect of moisture content of members on mechanical properties of timber joints. *Journal of Wood Science*, 51(3):282–285. 42

- [Hübner *et al.*, 2008] HÜBNER, U., BOGENSPERGER, T. et SCHICKHOFER, G. (2008). Embedding strength of European hardwoods. *In Proceedings of CIB-W18*, 41-07-05, St. Andrews, Canada. 22, 23, 28, 30, 52
- [Heimeshoff, 1977] HEIMESHOF, B. (1977). Berechnung von Rahmenecken mit Dübelanschluss (Dübelkreis). *Holzbau-Statik-Aktuell, Folge*, 2:1–5. 37
- [Hirai, 1983] HIRAI, T. (1983). Nonlinear Load-Slip Relationship of Bolted Wood-Joints with Steel Side-Members II. Application of the Generalized Theory of a Beam on an Elastic Foundation. *Mokuzai Gakkaishi*, 29(12):839–844. 33, 83
- [Hwang et Komatsu, 2002] HWANG, K. et KOMATSU, K. (2002). Bearing properties of engineered wood products I : effects of dowel diameter and loading direction. *Journal of Wood Science*, 48(4):295–301. 30
- [Hyer et Klang, 1985] HYER, M. W. et KLANG, E. C. (1985). Contact stresses in pin-loaded orthotropic plates. *International Journal of Solids and Structures*, 21(9):957–975. 32
- [Isyumov, 1967] ISYUMOV, N. (1967). Load distribution in multiple shear-plate joints in timber. 36
- [Jockwer et Jorissen, 2018] JOCKWER, R. et JORISSEN, A. (2018). Load-deformation behaviour and stiffness of lateral connections with multiple dowel type fasteners. *In Proceedings of International Network on Timber Engineering (INTER)*, 51-07-07, Tallinn, Estonia. 35, 118
- [Johansen, 1949] JOHANSEN, K. (1949). Theory of timber connections. *International Association of Bridge and Structural Engineering*, (9):249–262. 28, 37, 38, 45
- [Jorissen, 1998] JORISSEN, A. (1998). *Double shear timber connections with dowel type fasteners*. Thèse de doctorat, Technische Universiteit Delft. 6, 35, 36, 37, 40, 49
- [Jorissen et Blaß, 1998] JORISSEN, A. et BLASS, H. J. (1998). The fastener yield strength in bending. *In Proceedings of CIB-W18*, 31-07-06, Savonlinna, Finland. 6
- [Keenan, 1973] KEENAN, F. J. (1973). *Shear strength of glued-laminated timber beams*. thesis, University of Toronto. 18
- [Keunecke *et al.*, 2008] KEUNECKE, D., HERING, S. et NIEMZ, P. (2008). Three-dimensional elastic behaviour of common yew and Norway spruce. *Wood Science and Technology*, 42(8):633–647. 12
- [Keunecke *et al.*, 2006] KEUNECKE, D., SONDEREGGER, W., PERETEANU, K., LÜTHI, T. et NIEMZ, P. (2006). Determination of Young's and shear moduli of common yew and Norway spruce by means of ultrasonic waves. *Wood Science and Technology*, 41(4):309. 12
- [Kollmann et Côté, 1968] KOLLMANN, F. F. P. et CÔTÉ, W. A. (1968). *Principles of Wood Science and Technology : I Solid Wood*. OCLC : 1053800399. 7, 9, 12, 13, 16, 18, 23, 25
- [Komatsu *et al.*, 1989] KOMATSU, K., MAEDA, N. et HORIE, K. (1989). Analysis of glulam frame-structures considering nonlinear characteristics of fasteners II. Verification by experiments. *Mokuzai Gakkaishi*, 35(3):201–211. 21, 26, 30
- [Kuenzi, 1955] KUENZI, E. W. (1955). Theoretical design of a nailed or bolted joint under lateral load. Technical report D1951, U.S. Dept. of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory, Madison, WI. 33

- [Lantos, 1969] LANTOS, G. (1969). Load distribution in a row of fasteners subjected to lateral load. *Wood Science*, 1(3):129–136. 36, 37, 40
- [Larsen, 1973] LARSEN, H. J. (1973). The yield load of bolted and nailed joints. In *Proceedings of International Union of Forestry Research Organization Division V (IUFRO-V)*, pages 646–655. 23, 24, 26
- [Lartigau, 2013] LARTIGAU, J. (2013). *Caractérisation du comportement des assemblages par goujons collés dans les structures bois*. Thèse de doctorat, Université Sciences et Technologies-Bordeaux I. 3
- [Lathuilière, 2015] LATHUILLIÈRE, D. (2015). *Étude du comportement et du renforcement d'appuis sollicités en compression selon un angle donné du bois lamellé-collé*. Thèse de doctorat, Université de Lorraine. 24
- [Le Govic, 1995] LE GOVIC, C. (1995). *Les assemblages dans la construction en bois*. Centre technique du bois et de l'ameublement (CTBA), Paris. 1, 2
- [Lederer et al., 2016] LEDERER, W., BADER, T. K., UNGER, G. et EBERHARDSTEINER, J. (2016). Influence of different types of reinforcements on the embedment behavior of steel dowels in wood. *European Journal of Wood and Wood Products*, 74(6):793–807. 22
- [Leijten et Brandon, 2013] LEIJTEN, A. J. M. et BRANDON, D. (2013). Advances in moment transferring dwv reinforced timber connections – Analysis and experimental verification, Part 1. *Construction and Building Materials*, 43:614–622. 5
- [Leijten A. J. et al., 2006] LEIJTEN A. J., RUXTON S., PRION H. et LAM F. (2006). Reversed-Cyclic Behavior of a Novel Heavy Timber Tube Connection. *Journal of Structural Engineering*, 132(8):1314–1319. 5
- [Lekhnitskii, 1968] LEKHNITSKII, S. G. (1968). Anisotropic plates. Rapport technique FTD-HT-23-608-67, FOREIGN TECHNOLOGY DIV WRIGHT-PATTERSON AFB OH. 32
- [Lemaître et al., 2018] LEMAÎTRE, R., BOCQUET, J.-F., SCHWEIGLER, M. et BADER, T. K. (2018). Beam-on-foundation modelling as an alternative design method for timber joints with dowel-type fasteners – Part 1 : Strength and stiffness per shear plane of single-fastener joints. In *Proceedings of International Network on Timber Engineering (INTER)*, 51-07-13, Tallinn, Estonia. 103, 138
- [Lemaître et al., 2019] LEMAÎTRE, R., BOCQUET, J.-F., SCHWEIGLER, M. et BADER, T. K. (2019). Beam-on-foundation modelling as an alternative design method for timber joints with dowel-type fasteners – Part 2 : modelling techniques for multiple fastener connections. In *Proceedings of International Network on Timber Engineering (INTER)*, 52-07-09, Tacoma, United States. 118, 138
- [Lundqvist et al., 2018] LUNDQVIST, S.-O., SEIFERT, S., GRAHN, T., OLSSON, L., GARCÍA-GIL, M. R., KARLSSON, B. et SEIFERT, T. (2018). Age and weather effects on between and within ring variations of number, width and coarseness of tracheids and radial growth of young Norway spruce. *European Journal of Forest Research*, 137(5):719–743. 10
- [Ly, 2006] LY, D. P. L. (2006). *Développement de modèles analytiques pour la prédiction du comportement élastique des assemblages mécaniques à broches dans la construction en bois*. Thèse de doctorat, Université de Liège. 32
- [Mackenzie-Helnwein et al., 2005] MACKENZIE-HELNWEIN, P., MÜLLNER, H. W., EBERHARDSTEINER, J. et MANG, H. A. (2005). Analysis of layered wooden shells using an

- orthotropic elasto-plastic model for multi-axial loading of clear spruce wood. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 194(21):2661–2685. 16, 17
- [Magistris et Salmén, 2005] MAGISTRIS, F. D. et SALMÉN, L. (2005). Combined shear and compression analysis using a modified Iosipescu shear test device. Experimental studies on dry wood. *Holzforschung*, 59(5):539–545. 12, 18
- [Mandery, 1969] MANDERY, W. L. (1969). Relationship between perpendicular compressive stress and shear stress of wood. *Wood Science*, 1(3):177–182. 17
- [Mischler, 1998] MISCHLER, A. (1998). Design of joints with laterally loaded dowels. In *Proceedings of CIB-W18*, 31-07-02, Savonlinna, Finland. 36, 40
- [Moraes et al., 2005] MORAES, P. D., ROGAUME, Y., BOCQUET, J. F. et TRIBOULOT, P. (2005). Influence of temperature on the embedding strength. *Holz als Roh- und Werkstoff*, 63(4):297–302. 23
- [Moses et Prion, 2003] MOSES, D. M. et PRION, H. G. (2003). A three-dimensional model for bolted connections in wood. *Canadian Journal of Civil Engineering*, 30(3):555–567. 32
- [Natterer et al., 2011] NATTERER, J., SANDOZ, J.-L. et REY, M. (2011). *Construction en bois : matériau, technologie et dimensionnement*, volume 13 de *Traité de Génie Civil de l'École Polytechnique Fédérale de Lausanne*. Presses polytechniques et universitaires romandes, Lausanne, deuxième édition édition. 2, 3
- [NF EN 13183-1, 2002] NF EN 13183-1 (2002). Teneur en humidité d'une pièce de bois scié - Partie 1 : détermination par la méthode par dessiccation. Norme française B 53-611-1, Association Française de Normalisation (AFNOR). 9
- [NF EN 14080, 2013] NF EN 14080 (2013). Structures en bois - Bois lamellé collé et bois massif reconstitué - Exigences. Norme française P21-501, Association Française de Normalisation (AFNOR). 9, 13
- [NF EN 14592+A1, 2012] NF EN 14592+A1 (2012). Structures en bois - Éléments de fixation de type tige - Exigences. Norme française P21-402, Association Française de Normalisation (AFNOR). 4
- [NF EN 1995-1-1, 2005] NF EN 1995-1-1 (2005). Eurocode 5 - Conception et calcul des structures en bois - Partie 1-1 : généralités - Règles communes et règles pour les bâtiments. Norme française P21-711-1, Association Française de Normalisation (AFNOR). 4, 5, 29, 34, 37, 40, 53
- [NF EN 338, 2016] NF EN 338 (2016). Bois de structure - Classes de résistance. Norme française P21-353, Association Française de Normalisation (AFNOR). 9, 13, 16
- [NF EN 383, 2007] NF EN 383 (2007). Structures en bois - Méthodes d'essai - Détermination de caractéristiques de fondation et de la portance locale d'éléments d'assemblage de type broche. Norme française P21-303, Association Française de Normalisation (AFNOR). 19, 20, 21, 23, 45, 46, 47, 48, 52, 53, 55, 64
- [NF EN 409, 2009] NF EN 409 (2009). Structures en bois - Méthodes d'essais - Détermination du moment plastique des organes d'assemblage de type tige. Norme française P21-384, Association Française de Normalisation (AFNOR). 6
- [NF EN ISO 1461, 2009] NF EN ISO 1461 (2009). Revêtements par galvanisation à chaud sur produits finis en fonte et en acier - Spécifications et méthodes d'essai. Norme française A 91-121, Association Française de Normalisation (AFNOR). 5

- [NF EN ISO 2081, 2018] NF EN ISO 2081 (2018). Revêtements métalliques et autres revêtements inorganiques - Dépôts électrolytiques de zinc avec traitements supplémentaires sur fer ou acier. Norme française A 91-102, Association Française de Normalisation (AFNOR). 5
- [NF EN ISO 898-1, 2013] NF EN ISO 898-1 (2013). Caractéristiques mécaniques des éléments de fixation en acier au carbone et en acier allié — Partie 1 : Vis, goujons et tiges filetées de classes de qualité spécifiées — Filetages à pas gros et filetages à pas fin. Norme française E25-100-1, Association Française de Normalisation (AFNOR). 5
- [Oslet, 1890] OSLET, G. (1890). *Traité de charpente en bois*. Encyclopédie théorique et pratique des connaissances civiles et militaires. Partie civile. Cours de construction. Quatrième partie. H. Chairgrasse fils, Paris. 2
- [Patton-Mallory Marcia *et al.*, 1997] PATTON-MALLORY MARCIA, CRAMER STEVEN M., SMITH FREDERICK W. et PELLICANE PATRICK J. (1997). Nonlinear Material Models for Analysis of Bolted Wood Connections. *Journal of Structural Engineering*, 123(8):1063–1070. 32
- [Pedersen, 2002] PEDERSEN, M. U. (2002). *Dowel type timber connections - strength modeling*. thesis, Danmarks Tekniske Universitet. 22
- [Perret, 2017] PERRET, O. (2017). *Strength and Stability of Cross-Laminated-Timber Walls at Short and Long Term*. Thèse de doctorat, Université Paris-Est. 15
- [Quenneville et Mohammad, 2000] QUENNEVILLE, J. H. et MOHAMMAD, M. (2000). On the failure modes and strength of steel-wood-steel bolted timber connections loaded parallel-to-grain. *Canadian journal of civil engineering*, 27(4):761–773. 37
- [Racher, 2017] RACHER, P. (2017). E14 Moment-resisting joints. In *Timber Engineering - Principles for Design*. KIT Scientific Publishing, Karlsruhe, Germany. 35, 37
- [Rahman *et al.*, 1991] RAHMAN, M. U., CHIANG, Y. J. et ROWLANDS, R. E. (1991). Stress and Failure Analysis of Double-Bolted Joints in Douglas-Fir and Sitka Spruce. *Wood and Fiber Science*, 23(4):567–589. 25, 32
- [Rammer et Winistorfer, 2001] RAMMER, D. R. et WINISTORFER, S. G. (2001). Effect of Moisture Content on Dowel-Bearing Strength. *Wood and Fiber Science*, 33(1):126–139. 23
- [Reynolds *et al.*, 2013a] REYNOLDS, T., HARRIS, R. et CHANG, W.-S. (2013a). An analytical model for embedment stiffness of a dowel in timber under cyclic load. *European Journal of Wood and Wood Products*, 71(5):609–622. 31, 32
- [Reynolds *et al.*, 2013b] REYNOLDS, T., HARRIS, R. et CHANG, W.-S. (2013b). Viscoelastic embedment behaviour of dowels and screws in timber under in-service vibration. *European Journal of Wood and Wood Products*, 71(5):623–634. 32
- [Reynolds *et al.*, 2014] REYNOLDS, T., HARRIS, R. et CHANG, W.-S. (2014). Stiffness of dowel-type timber connections under pre-yield oscillating loads. *Engineering Structures*, 65:21–29. 32
- [Richard et Abbott, 1975] RICHARD, R. M. et ABBOTT, B. J. (1975). Versatile Elastic-Plastic Stress-Strain Formula. *Journal of the Engineering Mechanics Division*, 101(4):511–515. 50
- [Rodd, 1973] RODD, P. D. (1973). *The analysis of timber joints made with circular dowel connectors*. Thèse de doctorat, University of Sussex. 31

- [Rodd, 1988] RODD, P. D. (1988). Timber joints made with improved circular dowel fasteners. *In Proceedings of the International Timber Engineering Conference*, Seattle, United States. 25, 27, 31
- [Rowlands *et al.*, 1982] ROWLANDS, R. E., RAHMAN, M. U., WILKINSON, T. L. et CHIANG, Y. I. (1982). Single- and multiple-bolted joints in orthotropic materials. *Composites*, 13(3):273–279. 32
- [Sandhaas, 2012] SANDHAAS, C. (2012). *Mechanical behaviour of timber joints with slotted-in steel plates*. Thèse de doctorat, Technische Universiteit Delft. OCLC : 840461596. 12, 22, 23, 28, 53
- [Sandhaas *et al.*, 2013] SANDHAAS, C., RAVENSHORST, G. J. P., BLASS, H. J. et van de KUILEN, J. W. G. (2013). Embedment tests parallel-to-grain and ductility aspects using various wood species. *European Journal of Wood and Wood Products*, 71(5):599–608. 21, 26
- [Sandhaas et van de Kuilen, 2017] SANDHAAS, C. et van de KUILEN, J.-W. G. (2017). Strength and stiffness of timber joints with very high strength steel dowels. *Engineering Structures*, 131:394–404. 35, 36, 118
- [Sauvat, 2001] SAUVAT, N. (2001). *Resistance d’assemblages de type tige en structure bois sous chargements cycliques complexes*. Thèse de doctorat, Université Blaise Pascal-Clermont-Ferrand II. 23, 45, 51, 60
- [Sawata *et al.*, 2008] SAWATA, K., SASAKI, T., DOI, S. et IJIMA, Y. (2008). Effect of decay on shear performance of dowel-type timber joints. *Journal of Wood Science*, 54(5):356–361. 42
- [Sawata et Yasumura, 2003] SAWATA, K. et YASUMURA, M. (2003). Estimation of yield and ultimate strengths of bolted timber joints by nonlinear analysis and yield theory. *Journal of Wood Science*, 49(5):383–391. 33
- [Schmid *et al.*, 2002] SCHMID, M., BLASS, H. J. et FRASSON, R. P. M. (2002). Effect of distances, spacing and number of dowels in a row on the load carrying capacity of connections with dowels failing by splitting. *In Proceedings of CIB-W18*, 35-07-05, Kyoto, Japan. 40
- [Schoenmakers et Svensson, 2011] SCHOENMAKERS, J. C. M. et SVENSSON, S. (2011). Embedment tests perpendicular to the grain – optical measurements of deformation fields. *European Journal of Wood and Wood Products*, 69(1):133–142. 23
- [Schweigler, 2018] SCHWEIGLER, M. (2018). *Nonlinear modeling of reinforced dowel joints in timber structures - a combined experimental-numerical study*. Thèse de doctorat, Vienna University of Technology. 19
- [Schweigler *et al.*, 2019] SCHWEIGLER, M., BADER, T. K., BOCQUET, J.-F., LEMAÎTRE, R. et SANDHAAS, C. (2019). Embedment test analysis and data in the context of phenomenological modeling for dowelled timber joint design. *In Proceedings of International Network on Timber Engineering (INTER)*, 52-07-08, Tacoma, United States. 46, 63, 138
- [Schweigler *et al.*, 2018a] SCHWEIGLER, M., BADER, T. K. et HOCHREINER, G. (2018a). Engineering modeling of semi-rigid joints with dowel-type fasteners for nonlinear analysis of timber structures. *Engineering Structures*, 171:123–139. 37
- [Schweigler *et al.*, 2018b] SCHWEIGLER, M., BADER, T. K., HOCHREINER, G. et LEMAÎTRE, R. (2018b). Parameterization equations for the nonlinear connection slip applied to the

- anisotropic embedment behavior of wood. *Composites Part B : Engineering*, 142:142–158. 46, 138
- [Schweigler *et al.*, 2016] SCHWEIGLER, M., BADER, T. K., HOCHREINER, G., UNGER, G. et EBERHARDSTEINER, J. (2016). Load-to-grain angle dependence of the embedment behavior of dowel-type fasteners in laminated veneer lumber. *Construction and Building Materials*, 126:1020–1033. 23, 58
- [Schweigler *et al.*, 2017] SCHWEIGLER, M., BADER, T. K., VESSBY, J. et EBERHARDSTEINER, J. (2017). Constrained displacement boundary condition in embedment testing of dowel-type fasteners in LVL. *Strain*, 53(6):e12238. 23, 47
- [Schweigler et Sandhaas, 2018] SCHWEIGLER, M. et SANDHAAS, C. (2018). Database and parameterization of embedment slip curves. In *Design of Connections in Timber Structures A state-of-the-art report by COST Action FP1402 / WG 3*, pages 87–93. Shaker Verlag GmbH. 22
- [SIA 265, 2012] SIA 265 (2012). Construction en bois. Norme suisse SN 505265 :2012 fr, Société suisse des ingénieurs et des architectes, Zurich, Switzerland. 34
- [Sjödin et Johansson, 2007] SJÖDIN, J. et JOHANSSON, C.-J. (2007). Influence of initial moisture induced stresses in multiple steel-to-timber dowel joints. *Holz als Roh- und Werkstoff*, 65(1):71–77. 41
- [Sjödin *et al.*, 2008] SJÖDIN, J., SERRANO, E. et ENQUIST, B. (2008). An experimental and numerical study of the effect of friction in single dowel joints. *Holz als Roh- und Werkstoff*, 66(5):363–372. 25
- [Soltis et Wilkinson, 1991] SOLTIS, L. A. et WILKINSON, T. L. (1991). United States Adaptation of European Yield Model to Large-Diameter Dowel Fastener Specification. In *Proceedings of the 1991 International timber engineering conference*, volume 3, pages 43–49. 21
- [Spengler, 1982] SPENGLER, R. (1982). Festigkeitsverhalten von Brettschichtholz unter zweiachsiger Beanspruchung. Rapport technique 62, Technische Universität München. 16
- [Sretenovic *et al.*, 2007] SRETENOVIC, A., MÜLLER, U., GINDL, W. et TEISCHINGER, A. (2007). New Shear Assay for the Simultaneous Determination of Shear Strength and Shear Modulus in Solid Wood : Finite Element Modeling and Experimental Results. *Wood and Fiber Science*, 36(3):302–310. 12
- [Stevanovic et Perrin, 2009] STEVANOVIC, T. et PERRIN, D. (2009). *Chimie du bois*. Presses polytechniques et universitaires romandes, Lausanne (Suisse). OCLC : 429480622. 7
- [Sumiyoshi et Matsui, 1991] SUMIYOSHI, T. et MATSUI, G. (1991). *Wood Joints in Classical Japanese Architecture*. 2
- [Tavakoli, 2011] TAVAKOLI, I. (2011). *Modélisation tridimensionnelle d’assemblages de structures bois en tôle pliée mince par la méthode des éléments finis*. Thèse de doctorat, Université Henry Poincaré. 23, 25, 27, 33, 50, 55
- [Thomson *et al.*, 2010] THOMSON, A., HARRIS, R., WALKER, P. et ANSELL, M. (2010). Development of non-metallic timber connections for contemporary applications. In *Proceedings of World Conference of Timber Engineering (WCTE)*, page 8, Riva Del Garda, Trento, Italy. 5

- [Toussaint, 2010] TOUSSAINT, P. (2010). *Application et modélisation du principe de la pré-contrainte sur des assemblages de structure bois*. Thèse de doctorat, Université Henry Poincaré. 50
- [Trouy, 2015] TROUY, M.-C. (2015). *Anatomie du bois : formation, fonctions et identification*. édition Quae, Versailles Cedex. 7
- [Uibel et Blaß, 2006] UIBEL, T. et BLASS, H. J. (2006). Load carrying capacity of joints with dowel type fasteners in solid wood panels. *In Proceedings of CIB-W18*, 39-07-05, Florence, Italy. 29, 38
- [Werner, 1993] WERNER, H. (1993). *Untersuchungen von Holz-Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln unter Berücksichtigung streuender Einflußgrößen*. PhD Thesis, Dissertation, University of Karlsruhe, Germany. 38
- [Whale et Smith, 1986] WHALE, L. R. J. et SMITH, I. (1986). The derivation of design clauses for nailed and bolted joints in Eurocode 5. *In Proceedings of CIB-W18*, 19-07-06, Florence, Italy. 26, 28
- [Whale et Smith, 1989] WHALE, L. R. J. et SMITH, I. (1989). A method for measuring the embedding characteristics of wood and wood-based materials. *Materials and Structures*, 22(6):403–410. 21, 23
- [Wilkinson, 1986] WILKINSON, T. L. (1986). Load Distribution among Bolts Parallel to Load. *Journal of Structural Engineering*, 112(4):835–852. 36, 37
- [Wilkinson, 1991] WILKINSON, T. L. (1991). Dowel bearing strength. Research paper FPL-RP-505, U.S. Dept. of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory, Madison, WI. 21, 23, 26, 28
- [Wilkinson *et al.*, 1981] WILKINSON, T. L., ROWLANDS, R. et COOK, R. (1981). An incremental finite-element determination of stresses around loaded holes in wood plates. *Computers & Structures*, 14(1-2):123–128. 25
- [Yee et Melchers, 1986] YEE, Y. L. et MELCHERS, R. E. (1986). Moment-Rotation Curves for Bolted Connections. *Journal of Structural Engineering*, 112(3):615–635. 50
- [Zhang et Ueng, 1984] ZHANG, K.-D. et UENG, C. E. (1984). Stresses Around a Pin-loaded Hole in Orthotropic Plates. *Journal of Composite Materials*, 18(5):432–446. 32
- [Zhang et Ueng, 1985] ZHANG, K.-d. et UENG, C. E. S. (1985). Stresses around a pin-loaded hole in orthotropic plates with arbitrary loading direction. *Composite Structures*, 3(2):119–143. 32

Table des matières

Remerciements	iii
Introduction générale	v
1 Généralités sur le comportement des assemblages bois de type tige	1
1.1 Technologie des assemblages des structures bois	1
1.1.1 Définition et présentation	1
1.1.2 Les organes de type tige	3
1.2 Mécanique du matériau bois	7
1.2.1 Présentation du matériau bois	7
1.2.2 Comportement élastique	10
1.2.3 Comportement à rupture	15
1.3 Interaction organe-bois : l'enfoncement	18
1.3.1 L'essai d'enfoncement	19
1.3.2 Phénoménologie de l'interaction	23
1.3.3 Estimation empirique des propriétés caractéristiques	28
1.3.4 Modélisations du problème mécanique	31
1.4 Dimensionnement des assemblages	33
1.4.1 Raideurs	34
1.4.2 Distribution des efforts	36
1.4.3 Capacités résistantes	37
1.5 Conclusion et discussion	42
2 Caractérisation de l'interaction organe-bois	45
2.1 Méthodologie d'analyse de courbes d'essais d'enfoncement	46
2.1.1 Définitions des paramètres physiques	46
2.1.2 Régression des courbes d'essais d'enfoncement	49
2.2 Campagnes expérimentales d'essais d'enfoncement	51
2.2.1 Matériels et méthodes	51
2.2.2 Analyse des résultats	56
2.3 Paramétrage de l'équation phénoménologique de Sauvat	60
2.4 Conclusion et discussion	63

3	Modélisation des assemblages	83
3.1	Assemblages sollicités par un effort normal	83
3.1.1	Modélisation des barres	84
3.1.2	Modélisation des organes	84
3.1.3	Modélisation du contact organe-barre	86
3.2	Assemblages sollicités dans leurs plans	87
3.2.1	Méthode de résolution	87
3.2.2	Modélisation des plaques	89
3.2.3	Modélisation des organes	91
3.2.4	Modélisation du contact organe-plaque	95
4	Validation et discussion	103
4.1	Article INTER 51-07-13	103
4.2	Article INTER 52-07-09	118
4.3	Validation de la modélisation tridimensionnelle	133
4.4	Discussion sur l'interaction organe-métal	134
	Conclusions et perspectives	137
	Annexes	143
A	Mathématiques	145
A.1	Transformation géométrique	145
A.1.1	Quadrangle à 4 nœuds	145
A.1.2	Quadrangle à 8 nœuds	145
A.1.3	Quadrangle à 12 nœuds	146
A.2	Intégration numérique à une dimension	147
A.2.1	Quadrature de Gauss-Legendre	147
A.2.2	Quadrature de Gauss-Lobatto	148
B	Essais d'enfoncement	151
B.1	Série 1	152
B.2	Série 2	159
B.3	Série 3	161
B.4	Série 4	163
C	Cahier des charges – caractérisation de raideurs d'assemblages	165
	Bibliographie	198
	Table des matières	200
	Table des figures	202
	Liste des tableaux	204

Table des figures

1.1	Illustration des principaux moyens d'assemblage mécaniques	2
1.2	Assemblage de la structure des verrières de la Fondation Louis Vuitton	3
1.3	Les boomerangs bois en tiges collées de la structure de l'Aqualagon	3
1.4	Les types d'organes les plus utilisés	4
1.5	Revêtements de protection sur les vis, les broches et les boulons	6
1.6	Structure multiéchelle du matériau bois	8
1.7	Croissance de l'arbre	8
1.8	Distribution de la masse volumique du bois dans les cernes annuelles	10
1.9	Illustration de la structure multiéchelle du matériau bois	11
1.10	Les éléments de structure bois et leurs modélisations en pratique	14
1.11	Comportement du bois en traction-compression dans les directions longitudinale et transversale	16
1.12	Courbes contrainte-déformation et modes de rupture pour différentes sollicitations multiaxiales du matériau bois dans le plan LR	17
1.13	Interaction contrainte transversale et cisaillement	18
1.14	Approche multiéchelle des assemblages des structures bois de type tige	19
1.15	Allure schématique de l'essai d'enfoncement	20
1.16	Configurations et types de chargement possibles de l'essai d'enfoncement	20
1.17	Effet du diamètre de l'organe sur la portance locale	24
1.18	Effets de contraintes localisées sur le comportement en compression transversale aux fibres	25
1.19	Influence de la résistance en cisaillement sur le comportement en enfoncement	26
1.20	Influence du frottement organe-bois sur le comportement en enfoncement	27
1.21	Profil <i>ad hoc</i> du coefficient de frottement utilisé dans [Tavakoli, 2011]	27
1.22	Influence de l'angle de chargement et du diamètre de l'organe sur la résistance à l'enfoncement	30
1.23	Modèle tridimensionnel du bois de [Tavakoli, 2011]	33
1.24	Comparaison de raideur expérimentale avec la raideur théorique	36
1.25	Modes de rupture des assemblages bois-bois et bois-métal à deux plans de cisaillement	39
1.26	Allure de courbes force-glisement d'assemblages non-renforcé et renforcés	39
1.27	Espacements et distances pour les organes dans les assemblages bois	40
1.28	Modes de rupture fragiles caractéristique des assemblages bois de type tige	41
1.29	Rupture de bloc en L	41

2.1	Les modèles phénoménologiques de l'essai d'enfoncement	46
2.2	Illustration des paramètres proposés pour décrire la courbe d'essai d'enfoncement	47
2.3	Les différents produits bois pour les essais d'enfoncement	52
2.4	Histogramme de la masse volumique des différentes séries d'essais d'enfoncement	53
2.5	Schéma descriptif du dispositif expérimental des essais d'enfoncement	54
2.6	Schéma du montage utilisé pour la réalisation des essais d'enfoncement	55
2.7	Allure du cycle de chargement retenu pour les essais d'enfoncement	56
2.8	Photos des zones d'enfoncement pour différents angles de chargement (série d'essais 1)	56
2.9	Influence du renforcement sur le comportement en enfoncement	57
2.10	Trajectoire de l'organe dans le plan de l'échantillon (série d'essais 1)	58
2.11	Allures de la courbe représentative de la fonction de Sauvat	61
2.12	Illustration du paramétrage de l'équation phénoménologique de Sauvat	63
3.1	Principe de modélisation bidimensionnelle des assemblages bois de type tige	85
3.2	Influence du nombre de ressorts sur les simulations numériques	86
3.3	Principe de modélisation tridimensionnelle des assemblages bois de type tige	88
3.4	Algorithme générale de la modélisation tridimensionnelle	90
3.5	Maillage des plaques de l'assemblage	91
3.6	Progression de la plastification dans une section circulaire en flexion simple	92
3.7	Transformation géométrique des points d'intégration pour le calcul des déformations axiales dans la section circulaire de l'organe	94
3.8	Influence du nombre de points d'intégration sur les simulations numériques	95
3.9	Algorithme du modèle de comportement élastoplastique des organes	96
3.10	Liaison organe-plaque pour la modélisation tridimensionnel	97
3.11	Algorithme de la modélisation de la fondation tridimensionnelle	99
3.12	Courbes d'essais d'enfoncement et simulations numériques (série 1)	100
3.13	Trajectoire de l'organe : comparaisons expérimentales et simulations numériques	102
4.1	Comparaisons des résultats expérimentaux de [Bader et al., 2015] avec les simulations numériques	133
A.1	Quadrangle à 4 nœuds	145
A.2	Quadrangle à 8 nœuds	146
A.3	Quadrangle à 12 nœuds	147
B.1	Illustration des paramètres mesurés sur les courbes d'essais d'enfoncement	151

Liste des tableaux

1.1	Classes de qualité d'acier courantes	6
1.2	Rapports des modules d'élasticités suivant les trois directions d'anisotropie [Guitard, 1987]	12
1.3	Coefficients de Poisson du matériau bois	13
1.4	Propriétés élastiques moyennes de produits bois	13
1.5	Comparatif des normes [ASTM D5764-97a, 2018] et [NF EN 383, 2007]	21
1.6	Espacements et distances minimales pour les boulons et les broches préconisés par l'Eurocode 5	41
2.1	Paramètres utiles pour décrire les modèles phénoménologiques de l'enfoncement	47
2.2	Paramètres utiles pour décrire les équations phénoménologiques de l'enfoncement	50
2.3	Échantillonnage des différentes campagnes d'essai d'enfoncement	52
2.4	Apport du renforcement sur les essais d'enfoncement	57
2.5	Analyse statistique de la série d'essais 1 (0°)	58
2.6	Analyse statistique de la série d'essais 1 (15°)	58
2.7	Analyse statistique de la série d'essais 1 (30°)	59
2.8	Analyse statistique de la série d'essais 1 (45°)	59
2.9	Analyse statistique de la série d'essais 1 (60°)	59
2.10	Analyse statistique de la série d'essais 1 (75°)	59
2.11	Analyse statistique de la série d'essais 1 (90°)	59
2.12	Analyse statistique de la série d'essais 2 (0°)	59
2.13	Analyse statistique de la série d'essais 2 (90°)	60
2.14	Analyse statistique de la série d'essais 3 (0°)	60
2.15	Analyse statistique de la série d'essais 3 (90°)	60
2.16	Analyse statistique de la série d'essais 4	60
2.17	Paramètres a_4 , a_5 et a_6 calculés pour les différentes séries d'essais	82
2.18	Nombre d'essais par catégorie inclus dans la base de données d'enfoncement .	82
3.1	Propriétés élastiques des plaques	91
A.1	Fonctions de forme et dérivées premières du quadrangle à 4 nœuds	146
A.2	Fonctions de forme et dérivées premières du quadrangle à 8 nœuds	146
A.3	Fonctions de forme et dérivées premières du quadrangle à 12 nœuds	147
A.4	Pivots et des poids pour le schéma d'intégration de Gauss-Legendre	149
A.5	Pivots et des poids pour le schéma d'intégration de Gauss-Lobatto	150

B.1	Résultats des essais d'enfoncement de la série d'essais 1 (0°)	152
B.2	Résultats des essais d'enfoncement de la série d'essais 1 (15°)	153
B.3	Résultats des essais d'enfoncement de la série d'essais 1 (30°)	154
B.4	Résultats des essais d'enfoncement de la série d'essais 1 (45°)	155
B.5	Résultats des essais d'enfoncement de la série d'essais 1 (60°)	156
B.6	Résultats des essais d'enfoncement de la série d'essais 1 (75°)	157
B.7	Résultats des essais d'enfoncement de la série d'essais 1 (90°)	158
B.8	Résultats des essais d'enfoncement de la série d'essais 2 (0°)	159
B.9	Résultats des essais d'enfoncement de la série d'essais 2 (90°)	160
B.10	Résultats des essais d'enfoncement de la série d'essais 3 (0°)	161
B.11	Résultats des essais d'enfoncement de la série d'essais 3 (90°)	162
B.12	Résultats des essais d'enfoncement de la série d'essais 4	163

Développement d'un outil de calcul non linéaire de dimensionnement d'assemblages bois tridimensionnels soumis à des torseurs plans

Résumé : Ce travail de doctorat a pour objectif de proposer un outil ingénieur de modélisation numérique pour le dimensionnement d'assemblage de structures bois de type tige sollicités dans leurs plans (sollicitations N , M , V). Il s'inscrit dans un contexte où les besoins de l'ingénieur pour le dimensionnement de ce type d'assemblage, en particulier sur l'estimation de la raideur et de la distribution des efforts, sont croissants. Un modèle tridimensionnel de poutre élastoplastique sur des appuis non linéaires a été retenue comme base de développement afin de modéliser le comportement mécanique local de l'interaction organe-bois. Ces appuis non linéaires servent à décrire le comportement en enfoncement de l'organe dans l'épaisseur des éléments bois. Des essais d'enfoncement sur plusieurs matériaux et diamètres d'organe ont été réalisés pour caractériser ce comportement. Une méthodologie d'analyse de courbes d'essai d'enfoncement a été proposée pour être en adéquation avec le modèle utilisé. Dans le cadre d'un travail collaboratif européen, cette méthodologie a été utilisée sur des résultats expérimentaux de quatre laboratoires de recherche afin de constituer une base de données. L'analyse de cette dernière a permis de proposer différentes équations empiriques pour estimer des paramètres physiques de l'enfoncement. La modélisation proposée est développée à l'aide du code de calcul aux éléments finis Cast3M. Celle-ci intègre tous les comportements matériels de l'assemblage. Cela donne une estimation précise de la distribution des efforts des organes de l'assemblage générée par des sollicitations planes, ainsi que les raideurs axiales et rotationnelles. La modélisation a mis en évidence l'influence de l'élancement de l'organe dans l'épaisseur de l'assemblage sur l'estimation de la raideur d'assemblage.

Mots clés : Assemblage bois de type tige, modélisation numérique, raideur, enfoncement

Engineering modelling to design dowel-type timber joints with in-plane loading

Abstract: The aim of this PhD is to propose a numerical modelling engineering tool for the design of dowelled timber joints with in-plane loading (N , M , V). It is part of a context where the needs of the engineers for the design of these kind of joints are increasing, in particular on the connection stiffness estimation and the load distribution. A three-dimensional model of an elastoplastic beam on non-linear supports was chosen as the basis for development in order to model the local mechanical behaviour of the dowel-wood interaction. These nonlinear supports are used to describe the embedment behaviour of the dowel in the thickness of the timber members. Embedding tests on several materials and dowel diameters were carried out to characterize this behaviour. Methodology to analyse embedment test curves was proposed to be in line with the model used. Within the framework of a European collaborative work, this methodology was used on experimental results from four research laboratories in order to provide a database. The database analysis has made it possible to find some empirical correlations to estimate physical parameters related to the embedment. The proposed modelling is developed using the Cast3M finite element calculation code. It integrates all the material behaviours of the joint components. It gives an accurate estimate of the load distribution of the joint generated by in-plane loading, as well as the axial and rotational stiffnesses. The numerical model has revealed the influence of the dowel slenderness on the connection stiffness estimation.

Keywords : Dowelled timber joint, numerical modelling, stiffness, embedment