ADIVBOIS

ETUDE

CARACTERISATION
DE LA RAIDEUR D'ASSEMBLAGES
DE STRUCTURES EN BOIS

PARTIE 2

ASSEMBLAGE PAR BROCHE

STR_A2 RAIDEUR ET JEUX D'ASSEMBLAGES / ASSEMBLAGE PAR BROCHE / Mai 2022

AVERTISSEMENT

Cette publication vise à mettre à disposition des acteurs de la construction les résultats d'études menées dans le cadre des travaux de la Commission Technique d'ADIVbois.

ADIVbois ne saurait être tenu pour responsable des omissions, inexactitudes ou erreurs que pourrait contenir cette publication et qui résulteraient de la retranscription de ces études, réalisées sous la responsabilité de leurs auteurs respectifs, et auxquelles le lecteur est invité à se référer directement.

ADIVbois souligne également que les éléments et recommandations retranscrites dans le présent ouvrage présentent un caractère informatif et ne sauraient en aucun cas se substituer, même pour partie, aux études techniques et juridiques, tant au stade de la conception que de l'exécution, qui incombent à chaque acteur de la construction dans le cadre des projets auxquels il pourra être amené à participer.

Droits d'auteur - copyright ©

L'ensemble de ce document relève de la législation française et internationale sur le droit d'auteur et la propriété intellectuelle. Tous les droits de reproduction sont réservés, y compris pour les documents téléchargeables et les représentations iconographiques et photographiques.

La reproduction de tout ou partie de ce document, y compris sur un support électronique quel qu'il soit est formellement interdite sauf autorisation expresse d' ADIVbois, du Codifab et des réalisateurs de l'étude.

PRÉAMBULE

Depuis 2016, l'**A**ssociation pour le **D**éveloppement des **I**mmeubles à **V**ivre **Bois** porte un projet innovant reposant sur des immeubles bois de moyenne et grande hauteur, qui se distinguent par des solutions structurelles bois et des aménagements intérieurs faisant appel au bois.

Ce projet innovant va de pair avec un important travail collectif (études, benchmark, prototypages) visant à accompagner la réalisation d'immeubles démonstrateurs.

La Commission Technique d'ADIVbois a lancé, depuis 2016, un nombre conséquent de travaux dans le cadre d'ateliers thématiques (structure, incendie, acoustique, enveloppe, environnement…) et d'études afin d'accompagner la conception et la réalisation des Immeubles à Vivre Bois. L'objectif de ces travaux est de favoriser la levée de freins technico-réglementaires et d'être partagés avec la collectivité.

Le présent document s'inscrit dans cette démarche.

L'étude présentée vise à caractériser et à établir des moyens d'évaluation de la raideur des assemblages de forte capacité

Elle a été menée par l'association du CRITTbois et du LERMAB.

CARACTERISATION DE LA RAIDEUR D'ASSEMBLAGES DE STRUCTURES EN BOIS

L'association ADIVbois travaille depuis plusieurs années pour accompagner l'émergence de Bâtiments en Bois de Grand Hauteur (BBGH) en France.

Les études de cas, menées en 2017, ont permis d'identifier plusieurs points fondamentaux à prendre en compte dans la démarche de conception d'un BBGH, et l'évaluation fine de la raideur des assemblages au sein des structures en bois est un point critique qui méritait l'attention de l'atelier structures.

En effet, l'augmentation de la hauteur des immeubles bois, et le recours à des assemblages permettant le transfert d'efforts de plus en plus importants au sein des structures, font que les immeubles deviennent plus sensibles au comportement de ces dits assemblages.

Lors de la construction des immeubles de moyenne et grande hauteur, la raideur de la structure est un paramètre clé pour la bonne modélisation et la justification du projet. La prise en compte des raideurs élastiques dans les connexions entre éléments en bois est indispensable pour rendre compte du comportement global de la structure. Pour cela, l'ingénieur se doit de disposer de la valeur de la raideur des assemblages la plus précise possible.

La problématique de la raideur des assemblages est en outre une thématique bien particulière, car il n'y a pas de moyen pour l'ingénieur calculateur de « se placer du côté de la sécurité » pour mener sa conception :

- Si la raideur est sous-estimée, les déplacements sont alors certes surestimés, mais les efforts au sein des organes d'assemblages peuvent être plus importants que prévus et potentiellement entrainer des ruptures non maitrisées dans les nœuds d'assemblages
- Si la raideur est surestimée, les efforts dans les assemblages peuvent certes être inférieurs aux actions prévues, mais les déplacements calculés sont alors sous-estimés, ce qui peut entrainer des inconforts ou pire une impropriété à l'usage.

Actuellement, l'Eurocode 5 propose une méthode de calcul de la raideur de ces assemblages très approximative, peu adaptée aux configurations possibles des immeubles de grande hauteur (avec un nombre d'organes important), transmettant éventuellement des moments ou encore faisant appel à des montages moins répandus (CLT, vissage à 30° ou 45°). Ces outils ne permettent pas d'assurer le calcul avec précision et rend difficile la maitrise du comportement de ces structures bois de grande hauteur.

En conséquence, l'atelier structure a considéré nécessaire de mener des essais d'assemblages bois pour définir une méthodologie permettant de cibler une valeur de raideur la plus proche de la réalité possible, en fonction de différents paramètres tel que la nature des organes d'assemblages, la nature des pièces bois assemblées ou encore la disposition du montage dans son ensemble.

Un plan d'expérimentation a été définie, en visant à la fois à caractériser les comportements réels des assemblages, mais aussi à s'assurer de la reproductibilité des phénomènes par modélisation et extrapolation. L'objectif est bien d'outiller les calculateurs et ingénieurs de nouvelles formulations permettant de rendre compte au mieux des raideurs des assemblages pour différentes configurations que l'on retrouve dans les structures des bâtiments bois de grande hauteur.

Ainsi, les essais suivants ont été menés :

- Essais de comportement locaux pour alimentation de la modélisation : essais d'arrachement de vis, de portance locale et de flexion de broche ;
- Essais de comportements d'assemblages pour validation et extrapolation : essais sur assemblage par vis, alternés ou non, essais sur assemblages par broches de 12 mm et de 16 mm, essais sur assemblages par contact direct

Pour les essais de comportements d'assemblages, les sollicitations ont en outre été poussées jusqu'à la rupture afin d'enrichir également les bases de données de recherche sur la performance des assemblages renforcés (vis de frettage perpendiculaires).

Dans le cadre de l'action de recherche, les notes de calcul précises ont été élaborées afin de confronter les résultats mesurés avec les valeurs obtenues par le calcul en application de l'Eurocode 5 partie 1-1 (tant en termes de résistance que de raideur). Une analyse a également été menée afin d'évaluer et de préciser les incidences d'une variation des tolérances admissibles sur la fabrication des assemblages bois-métal (notamment sur le jeu au sein des plaques métalliques).

Enfin, de nouvelles formulations analytiques ont été proposées afin d'obtenir les valeurs de glissement, exprimées en kN/mm et calculées en fonction de quelques paramètres clefs définissant les assemblages :

- Le nombre d'organes par file (en unité)
- Le nombre de files d'organes (en unité – nombre pair)
- L'épaisseur de bois (en mm)
- L'épaisseur du ou des plats métalliques (en mm)
- Le diamètre des organes (en mm)
- La pince entre organes dans le sens du fil (en mm)

Les limites d'applications de cette étude doivent cependant être bien comprises :

- Les raideurs sont formulées avec l'hypothèse d'une absence de jeu dans les pièces en bois et d'un jeu de 0,6 mm au diamètre entre la tige et le plat métallique
- Les bois employés relèvent de la classe GL28h (bien que commandés en GL24h, les bois utilisés se sont révélés être plus proches dans leurs caractéristiques – densité et module d'élasticité – d'un bois classe GL28h)

Les résultats de ces essais et les analyses qui en sont tirées ne sont pas à considérer à ce stade comme normatifs, mais permettent :

- Aux concepteurs de structures en bois d'affiner leurs analyses structurelles
- Aux développeurs de logiciels de calculs de proposer de nouvelles approches sur l'évaluation des assemblages
- Au groupe de travail en charge de l'Eurocode 5 d'enrichir le corpus normatif de ces nouvelles connaissances, tant sur les raideurs d'assemblages que sur la rupture d'assemblages bois renforcés (ce travail a été soumis au WG5 en charge de la révision et mise à jour du texte) ;
- De tirer quelques grands enseignements ou de confirmer des pratiques actuelles :
    - la mobilisation de l'effet de corde dans les organes d'assemblages n'est réelle que sur des assemblages présentant un contact parfait ;
    - les vis disposées à 90° du plan de cisaillement conduisent à des raideurs faibles. Les configurations à vis inclinées permettent un gain substantiel de rigidité ;
    - les vis inclinées subissent une perte de raideur très faible sous sollicitations alternées ;
    - la raideur des assemblages augmente généralement en fonction du rapport « t/d » (t = épaisseur du bois ; d = diamètre de l'organe) ;
    - Assemblage en contact direct : comportement relativement similaire entre bois-bois, bois-acier et bois-mortier

SOMMAIRE PARTIE 2 : ASSEMBLAGE PAR BROCHE

1. **BIBLIO-2** : Rapport bibliographique des assemblages par broche (Thèse Romain LEMAITRE)
2. **NOTE-2** : Note de calcul *(consultable sur demande)*
3. **PRO-2.1** : Protocole d'essais de portance locale
4. **PRO-2.2** : Protocole de flexion de broche
5. **PRO-2.3** : Protocole d'essais des assemblages par broche
6. **RAP-2.1** : Analyse du tolérancement de perçage pour la fabrication des assemblage brochés métal bois
7. **RAP-2.2** : Rapport d'essais de flexion de broche
8. **RAP-2.3** : Rapport d'essais de portance locale
9. **RAP-2.4** : Rapport d'essais des assemblages par broche (Diamètre 12)
10. **RAP-2.5** : Rapport d'essais des assemblages par broche (Diamètre 16)
11. **RAP-2.6** : Rapport d'extrapolation par modèle

1. BIBLIO-2
Rapport bibliographique des assemblages par broches (Thèse Romain LEMAITRE)

AVERTISSEMENT

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

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

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

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

LIENS

Code de la Propriété Intellectuelle. articles L 122. 4
Code de la Propriété Intellectuelle. articles L 335.2- L 335.10
http://www.cfcopies.com/V2/leg/leg_droi.php
http://www.culture.gouv.fr/culture/infos-pratiques/droits/protection.htm

UNIVERSITÉ DE LORRAINE

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 Blaß	Rapporteur
M.	Hamid Bouchaïr	Rapporteur
M^{me}	Myriam Chapelain	Examinatrice
M.	Frédéric Rouger	Examinateur
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'aurai 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 contribués 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-Moriville 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 variées : 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 structure 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 commme tout dispositf 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 européeenes, 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).

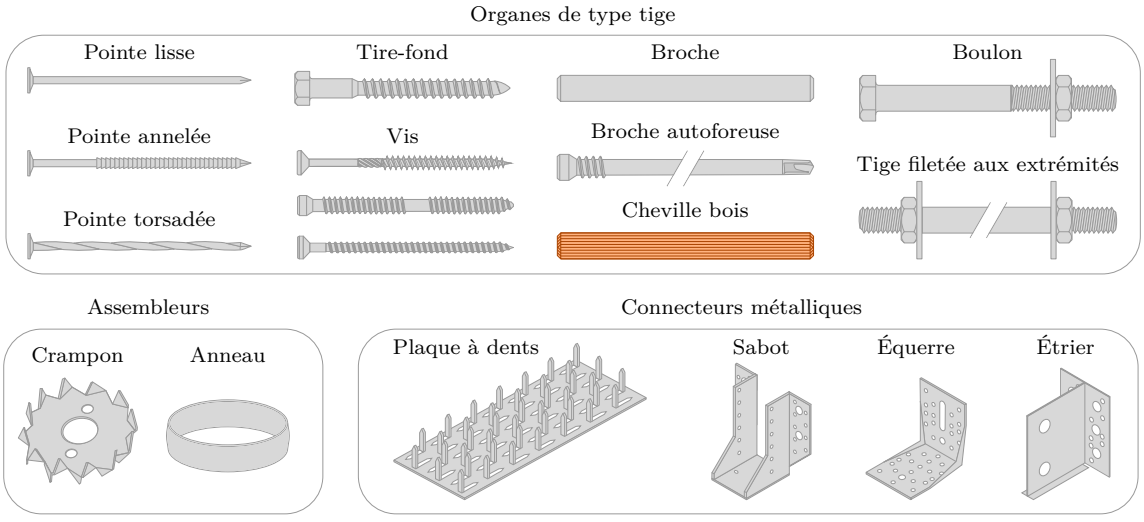


Fig. 1.1 *Illustration des principaux moyens d'assemblage mécaniques.*

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 faîtages). 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 » [Cabrero *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. Parmis les différents organes proposés dans la question, les organes de type tige arrivent clairemment en tête de ce classement (figure 1.4).

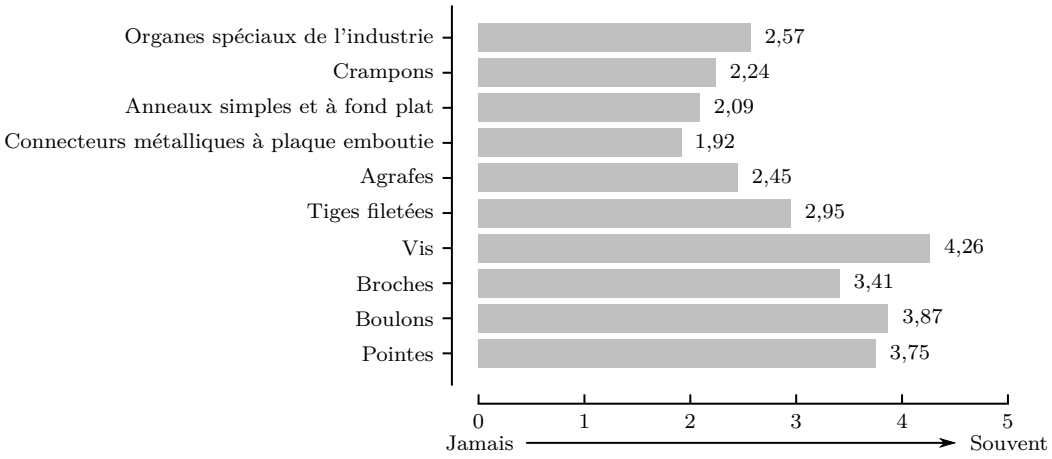


Fig. 1.4 *Les types d'organes les plus utilisés (adapté de [Cabrero* et al.*, 2018], figure 18). Résultats issus d'un questionnaire réalisé dans le cadre de l'action COST FP1402 auprès de praticiens de l'Eurocode 5.*

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). Parmis 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 mêche 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 electrozingués 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),

$$M_y = f_y \, d^3/6 \tag{1.1}$$

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) represente 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 :

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

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 agréssions 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.

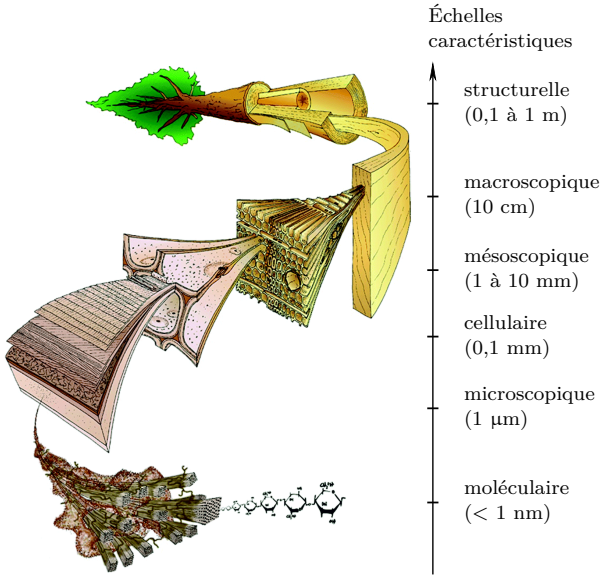


Fig. 1.6 *Structure multiéchelle du matériau bois (© Mark Harrington, Université de Canterbury (Nouvelle-Zélande), 1996).*

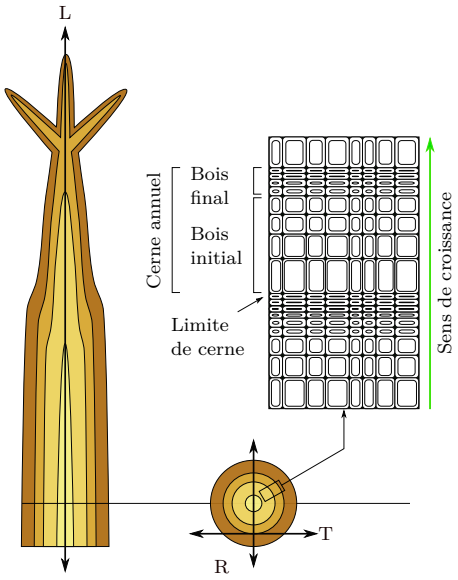


Fig. 1.7 *Croissance de l'arbre.*

Hygroscopie

Les parois cellulaires du bois contiennent des groupes fonctionels 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 défini 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 :

$$\%H = \frac{m_H - m_0}{m_0} \times 100 \tag{1.3}$$

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 :

$$\rho_H = \frac{m_H}{V_H} \tag{1.4}$$

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.

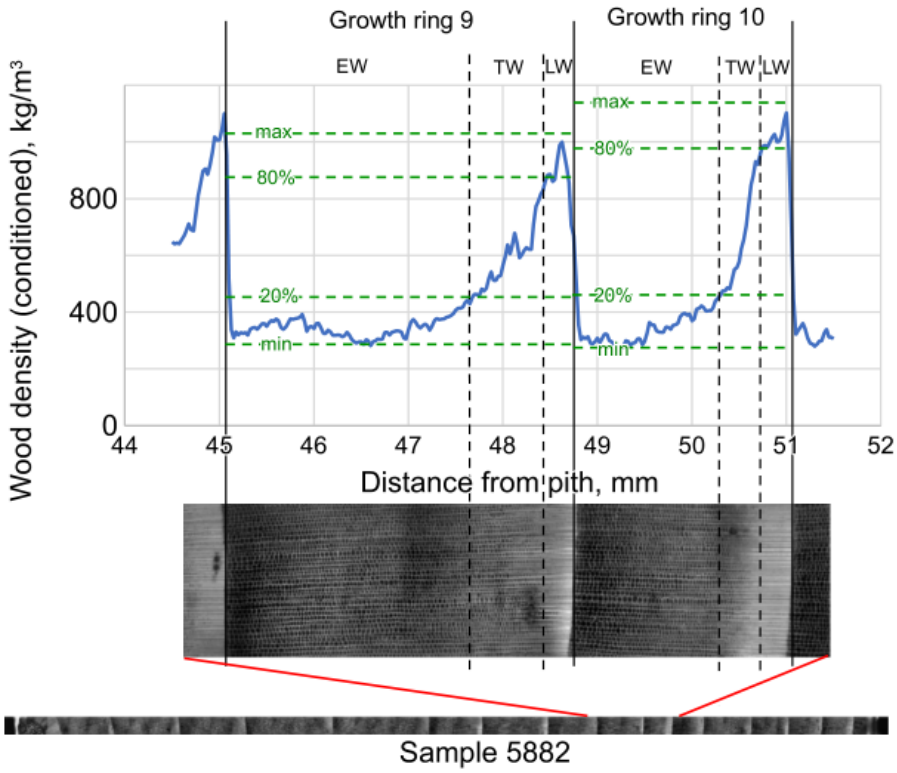


Fig. 1.8 *Distribution de la masse volumique du bois dans les cernes annuelles (tiré de [Lundqvist* et al., *2018], figure 2). Profil densitrométrique réalisé par rayon X sur un échantillon d'épicéa (les niveaux de gris ont été inversés pour montrer les densités les plus élevées en couleurs claires).*

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.

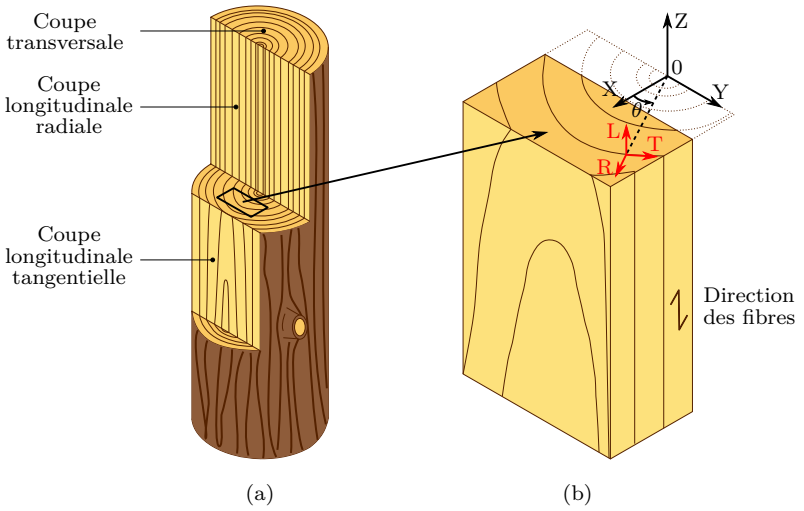


Fig. 1.9 *Illustration de la structure multiéchelle du matériau bois. Plans de coupe privilégiés (a). Repère d'orthotropie (b).*

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, $\vec{L}$, $\vec{R}$, $\vec{T}$) :

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

avec les coefficients diagonaux,

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

et les coefficients hors-diagonaux,

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

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

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

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

$$\frac{\nu_{RT}}{E_R} = \frac{\nu_{TR}}{E_T} \tag{1.9}$$

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 :

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

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_L 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 comportement différents. La figure 1.10 synthétise les produits et leurs modélisations associées les plus courantes.

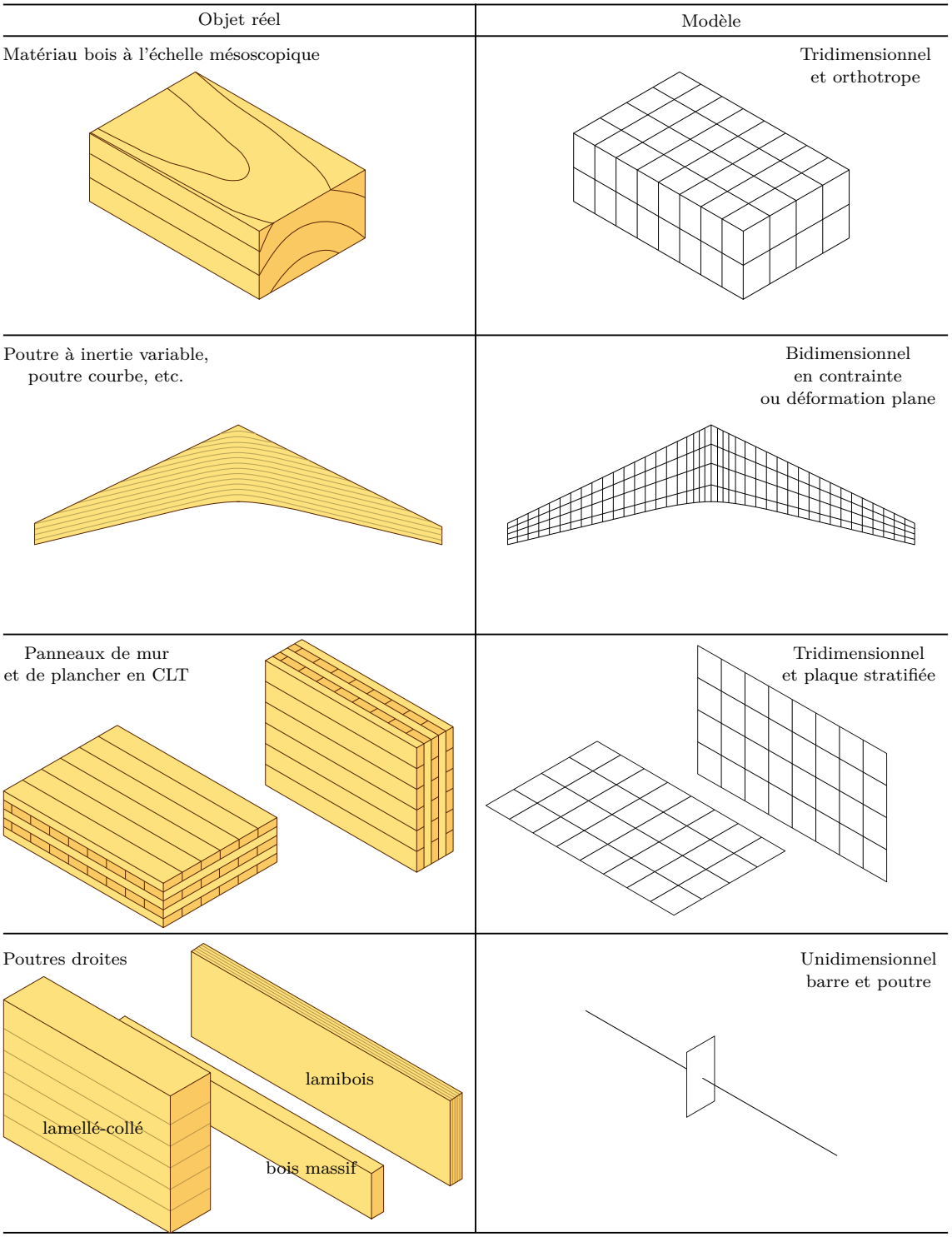


Fig. 1.10 *Les éléments de structure bois et leurs modélisations en pratique.*

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, $\vec{L}$, $\vec{T}$, $\vec{N}$) :

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

avec les raideurs membranaires :

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

les raideurs en flexion :

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

les raideurs d'effort tranchant :

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

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.

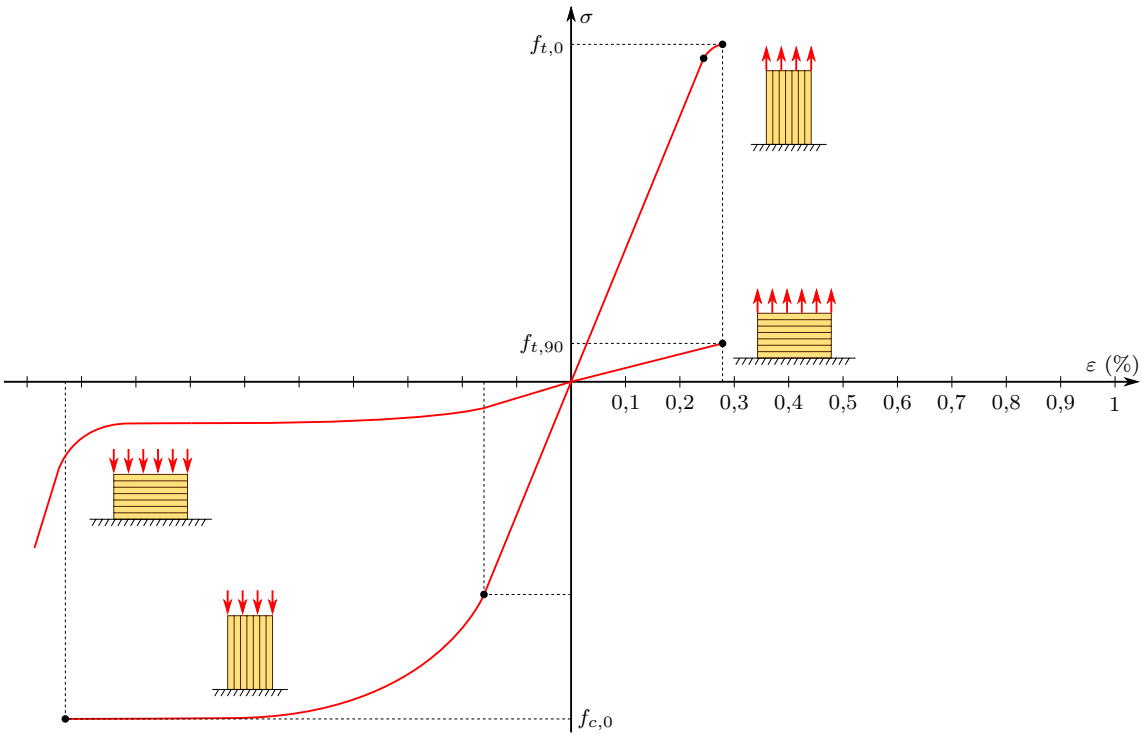


Fig. 1.11 *Comportement du bois en traction-compression dans les directions longitudinale et transversale.*

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 portés 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-Wu [6].

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

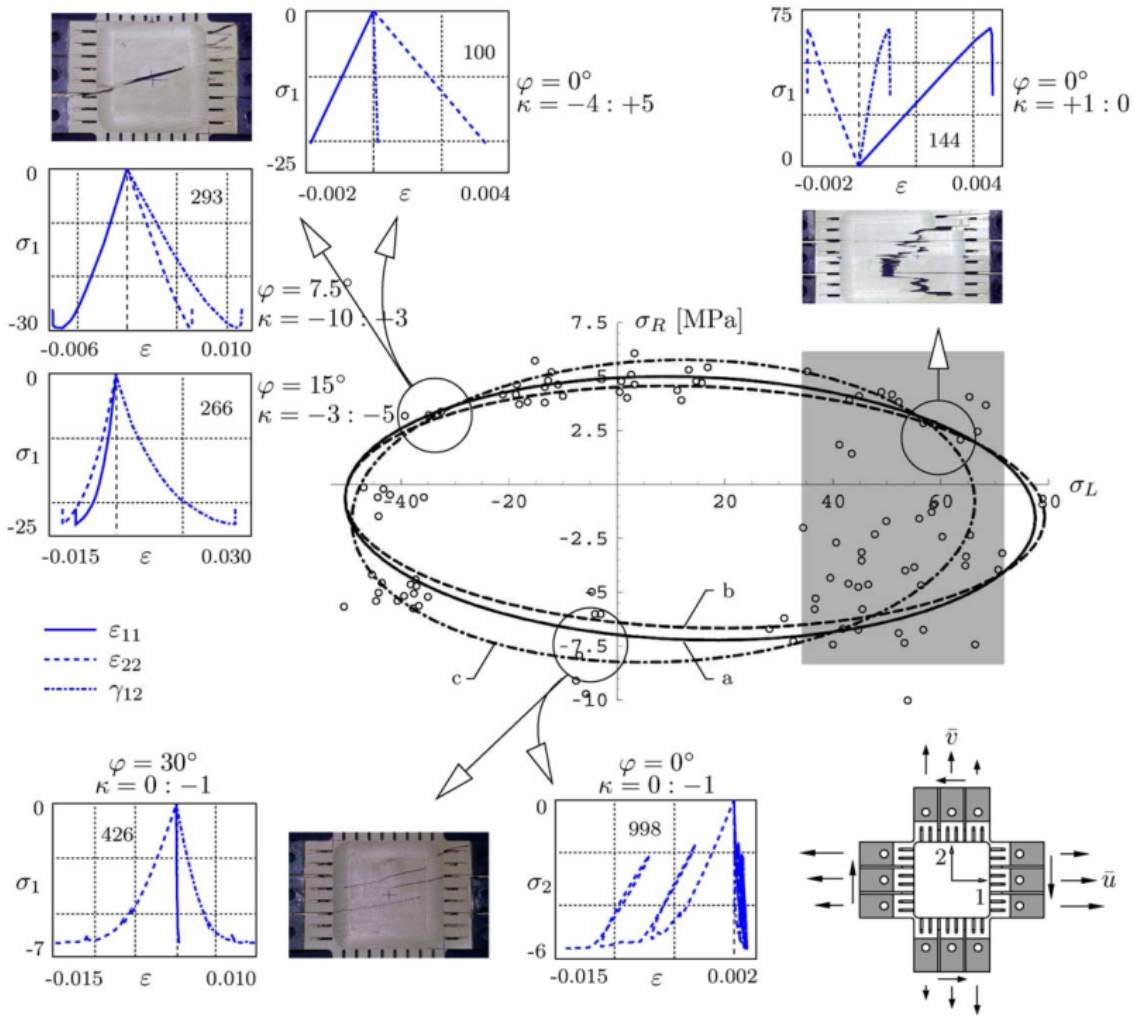


Fig. 1.12 *Courbes contrainte-déformation et modes de rupture pour différentes sollicitations multiaxiales du matériau bois dans le plan LR (tirée de [Mackenzie-Helnwein* et al.*, 2005], figure 3).*

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 conclut 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) :

$$\tau = 5,4 - 1,40\,\sigma_{90} \tag{1.15}$$

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

Materials 5:58–80.

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) :

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

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 détaillés dans la section 1.3 car elles sont en lien direct avec le comportement en portance du bois.

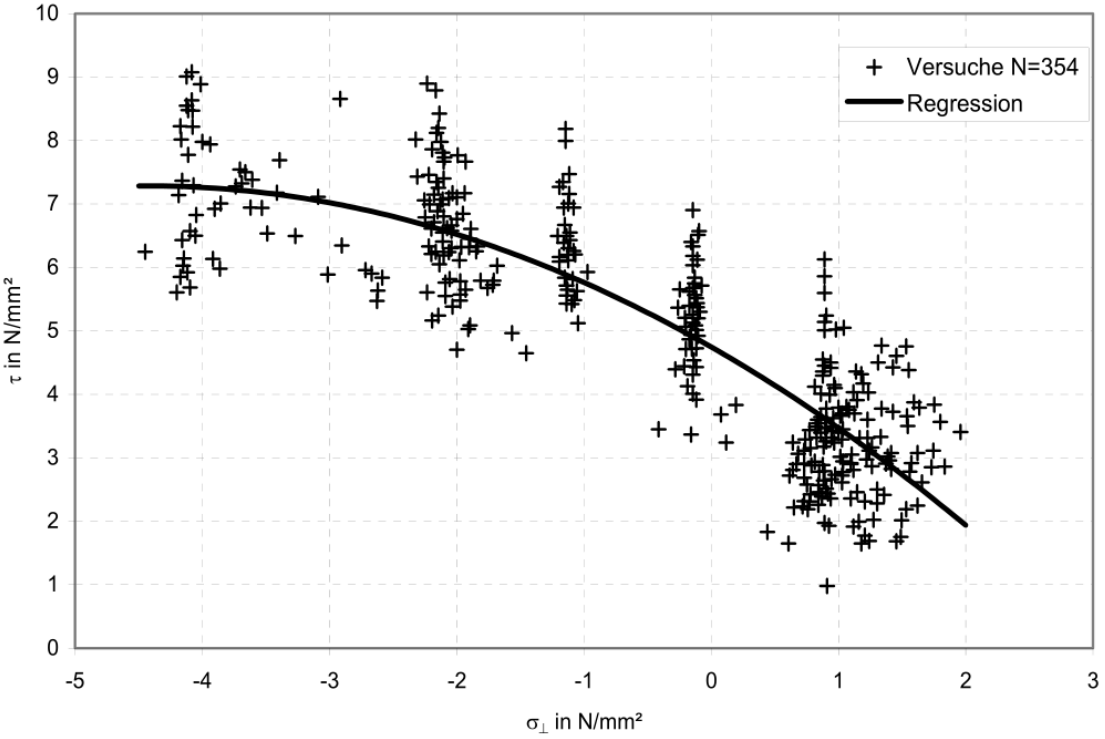


Fig. 1.13 *Interaction contrainte transversale et cisaillement (tirée de [Blaß et Krüger, 2010], figure 2-3).*

1.3 Interaction organe-bois : l'enfoncement

Le comportement global des assemblages bois de type tige est intimemment 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.

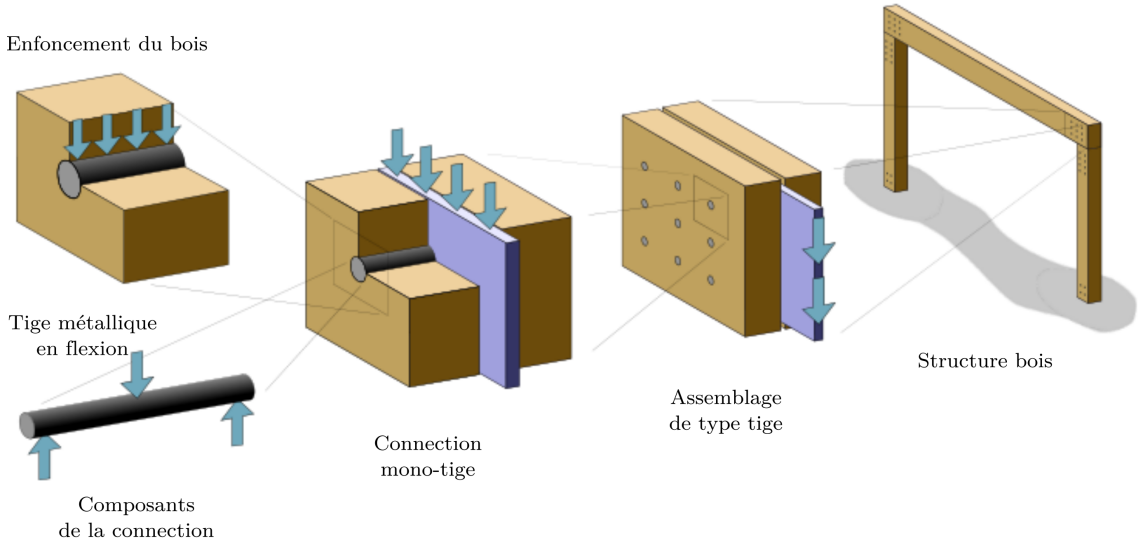


Fig. 1.14 *Approche multiéchelle des assemblages des structures bois de type tige (traduit de [Schweigler, 2018], figure 1).*

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 différent 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

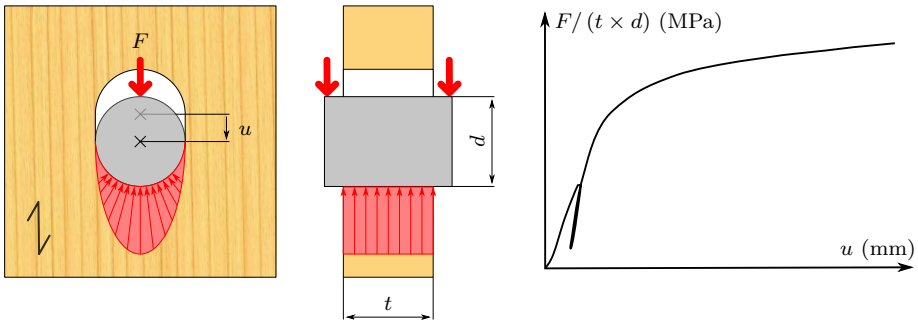


Fig. 1.15 *Allure schématique de l'essai d'enfoncement.*

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).

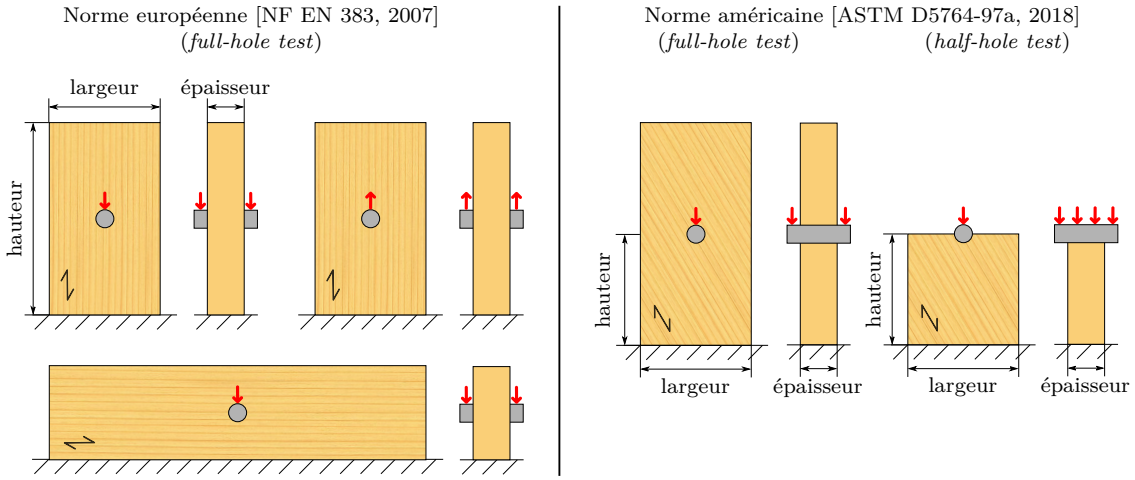


Fig. 1.16 *Configurations et types de chargement possibles de l'essai d'enfoncement.*

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	$\alpha = 0°$	$\alpha = 90°$
largeur	$\geq$ max(50 mm ou $4d$)	$2 \times 3d$	$2 \times 20d$
hauteur	$\geq$ max(50 mm ou $4d$)	$2 \times 7d$	$2 \times 5d$
épaisseur	$\geq$ min(38 mm ou $2d$)	$1{,}5d - 4d$	1,5−$4d$
Type d'essai :			
half-hole	✓	–	
full-hole	✓	✓	
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 $0{,}05d$ (*offset*)	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'évalution 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 perçée. 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 européene 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 précedemment 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 complétement 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 Graf[7], [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, 0. (1921). Bauing. 2:498.

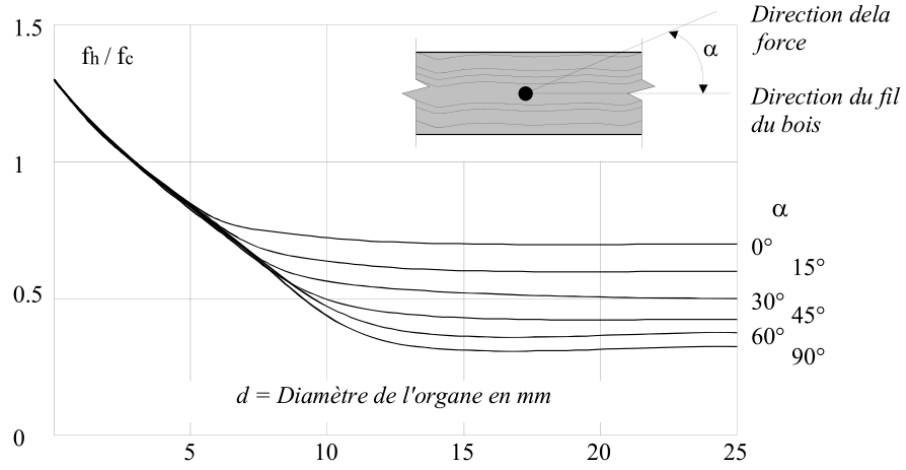


Fig. 1.17 *Effet du diamètre sur la portance locale (tirée de [Bocquet, 1997] adaptée de [Larsen, 1973], figure 03).*

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 cisaillée, 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 ensuité 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.

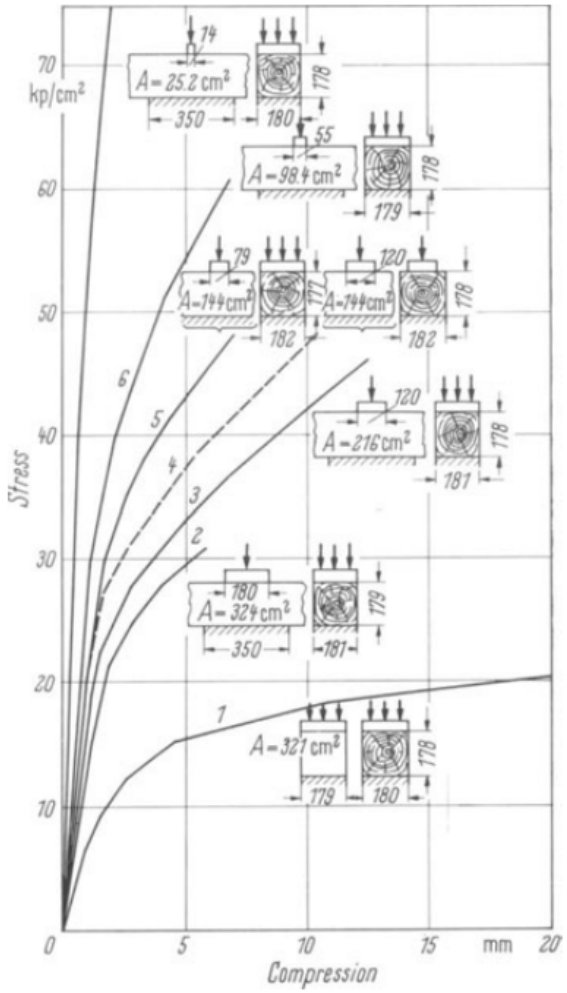


Fig. 1.18 *Effets de contraintes localisées sur le comportement en compression transversale aux fibres (tirée de [Kollmann et Côté, 1968], figure 7.73).*

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 [Sjödin *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*

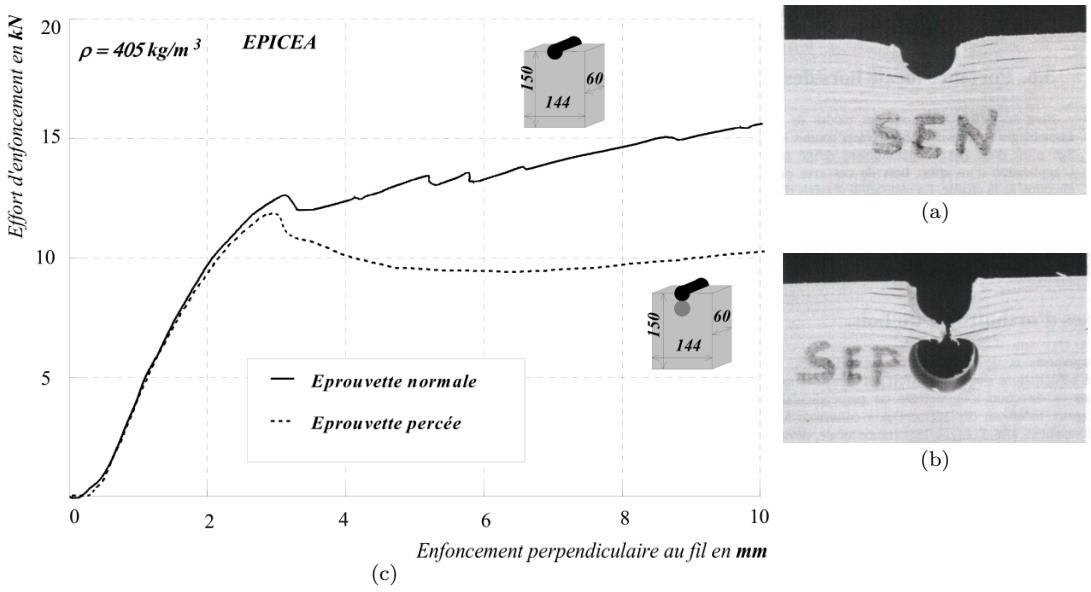


Fig. 1.19 *Influence de la résistance en cisaillement sur le comportement en enfoncement (tirées de [Bocquet, 1997], figures 1.22-a et 1.23). Échantillon témoin après essai (a). Échantillon percé après essai (b). Courbes d'essais (c).*

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-

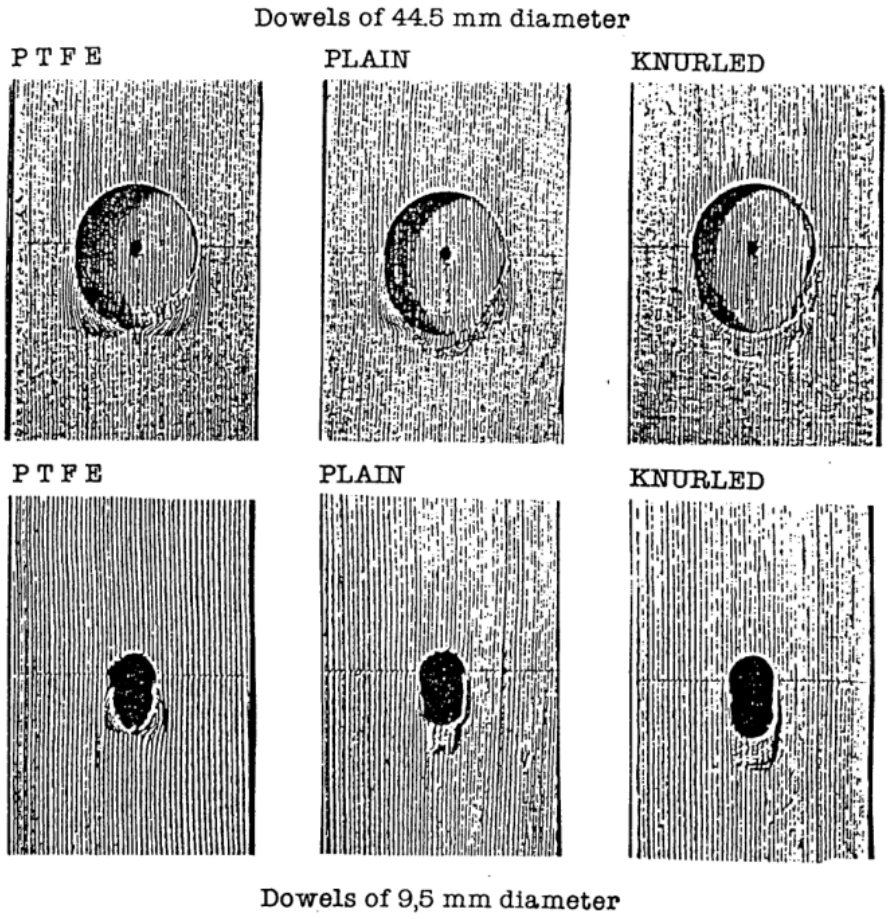


Fig. 1.20 *Influence du frottement organe-bois sur le comportement en enfoncement (tirée de [Rodd, 1988], figure* 1*).*

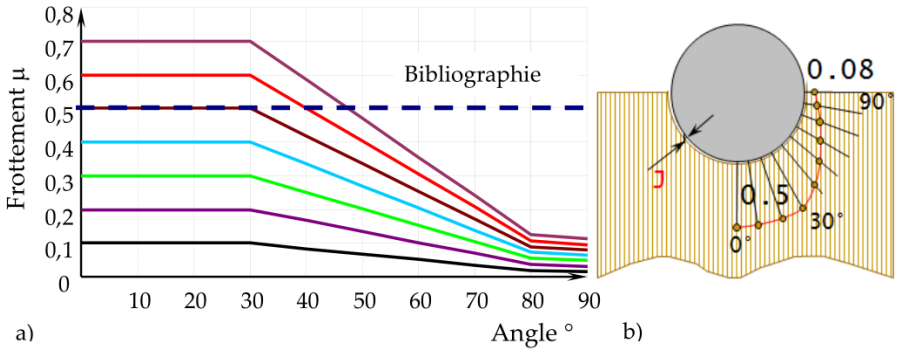


Fig. 1.21 *Profil ad hoc du coefficient de frottement utilisé dans le modèle de [Tavakoli, 2011] (figure* 131*).*

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 :

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

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, Hankinson [8] 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 :

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

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 constations 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 :

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

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 cisaillé 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 :

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

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

et pour du bois feuillus :

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

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

Les influences linéraires 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 :

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

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) :

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

La formulation d'équations empiriques pour des panneaux CLT [9] 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 :

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

9. *Cross laminated timber.*

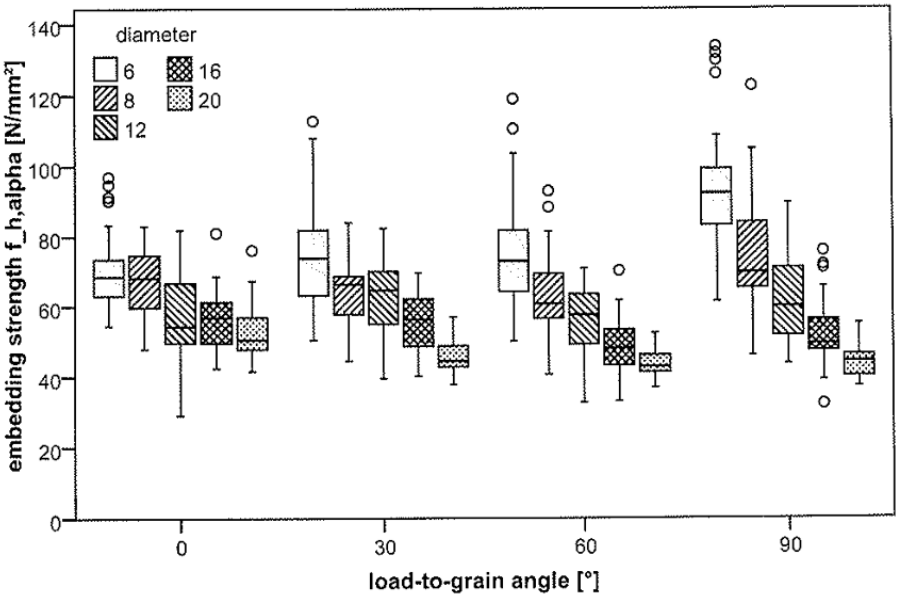


Fig. 1.22 *Influence de l'angle de chargement et du diamètre de l'organe sur la résistance à l'enfoncement (tirée de [Hübner* et al.*, 2008], figure* 4.1*).*

alors que dans le second modèle, elle est intégrée :

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

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 LVL [10] établis des relations pour estimer le module de fondation élastique pour des essais d'enfoncement suivant différentes direction de chargement. Les auteurs ont corrélé 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 corrélé 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 :

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

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

10. *Laminated Veneer Lumber* ou lamibois.

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

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

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

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

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

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.

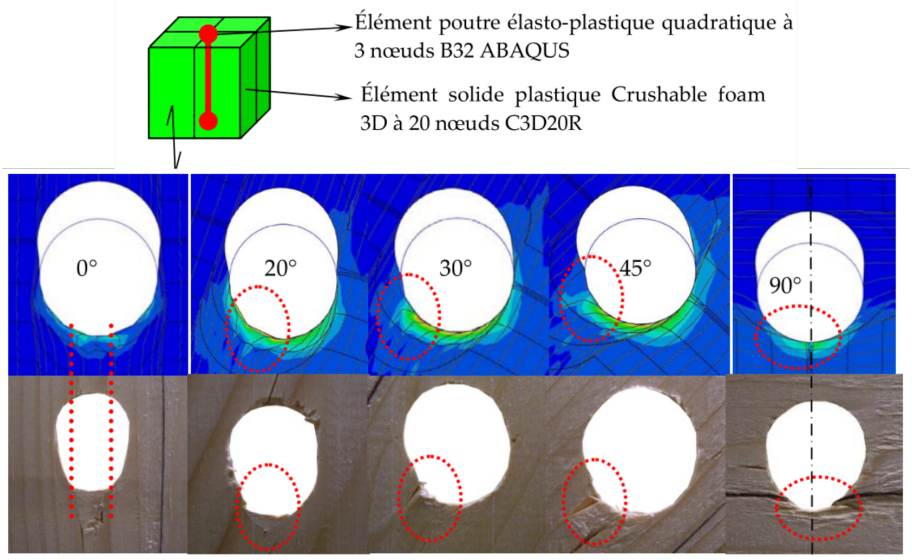


Fig. 1.23 *Modèle tridimentionnel du bois de [Tavakoli, 2011]. Le bois est idéalisé par une association d'éléments poutre et de cubes de mousse. Comparaison des déformations réel et numérique (tirée de [Tavakoli, 2011], figure* 132*).*

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 réglement 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 apréhender 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 :

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

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

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

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

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/m^3. 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 :

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

avec,

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

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'élancement 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 :

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

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'élancement 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 démarcher de l'Eurocode 5 pour estimer la capacité résitante 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 :

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

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 :

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

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].

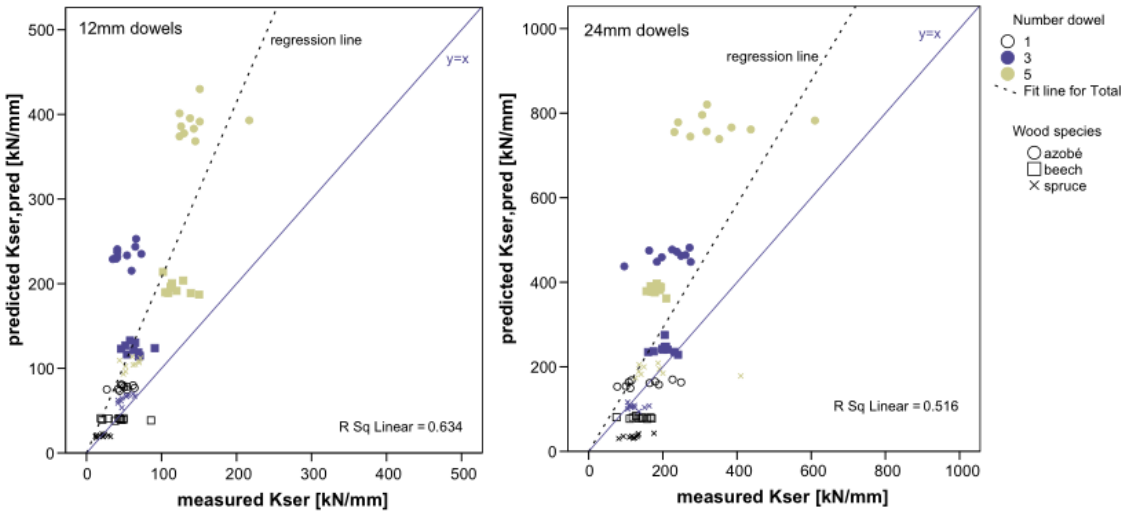


Fig. 1.24 *Comparaison de raideur expérimentale avec la raideur théorique (tirée de [Sandhaas et van de Kuilen, 2017], figure* 12*).*

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 ±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 distibution 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-glissement. 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-glissement linéaire tandis que [Wilkinson, 1986] utilise une courbe effort-glissement non-linéaire. [Jorissen, 1998] a également utilisé une courbe effort-glissement 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 se 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 généralisé 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 conséquence 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 :

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

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

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

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

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

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

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

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 nouvelle 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].

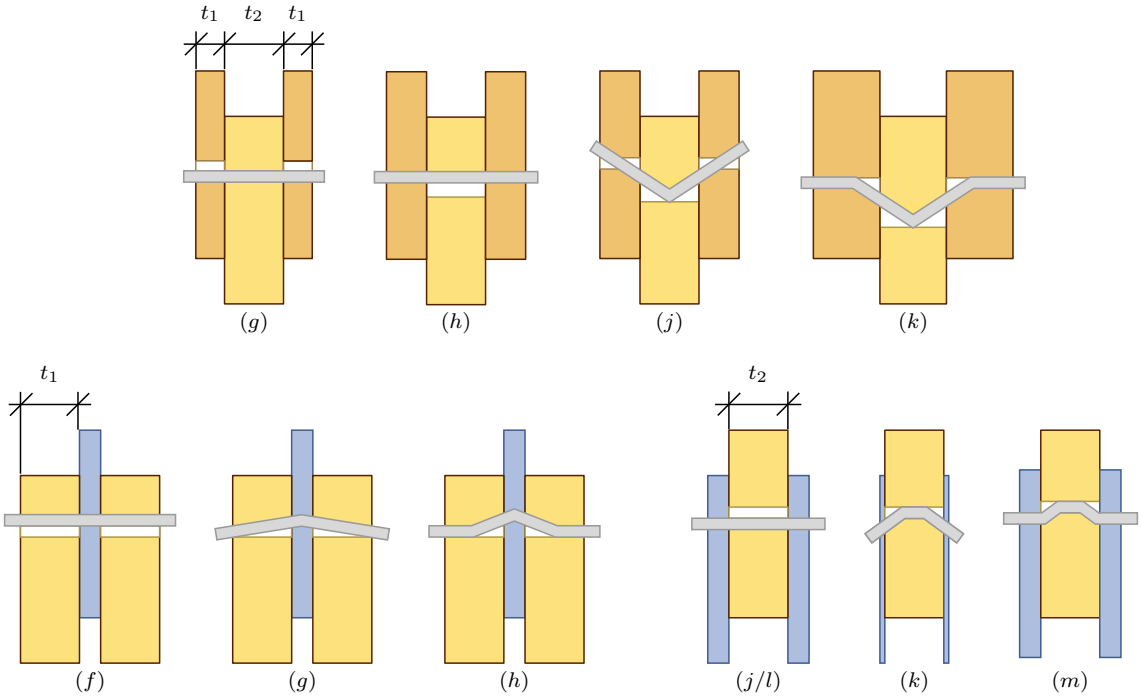


Fig. 1.25 *Modes de rupture des assemblages bois-bois et bois-métal à deux plans de cisaillement.*

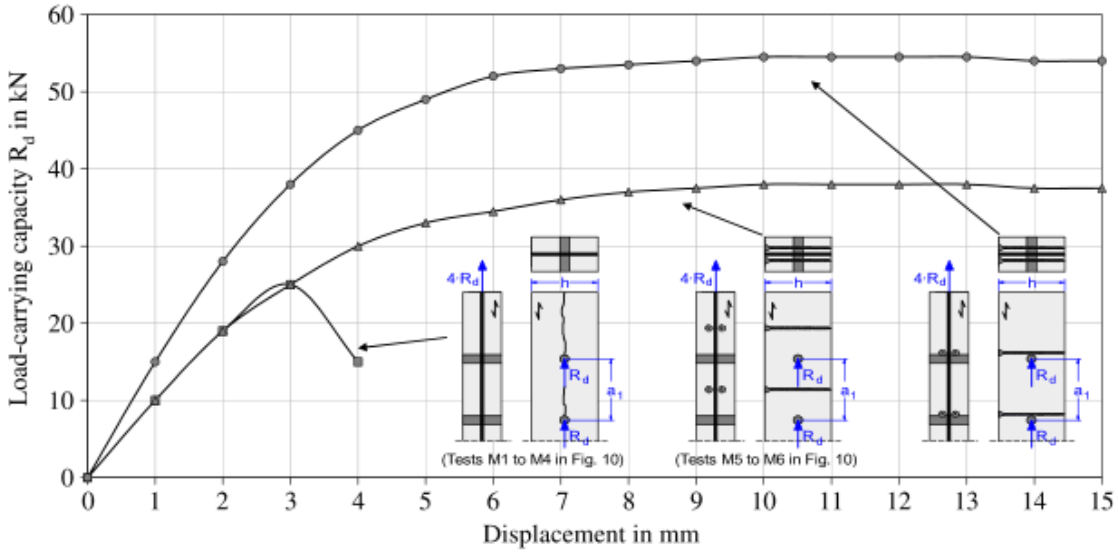


Fig. 1.26 *Allure de courbes force-glissement d'assemblages non-renforcé et renforcés (tirée de [Blaß et Schädle, 2011], figure 8).*

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 :

$$n_{ef} = \min \begin{cases} n \\ n^{0,9} \sqrt[4]{\dfrac{a_1}{13d}} \end{cases} \tag{1.41}$$

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. Parmis 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.

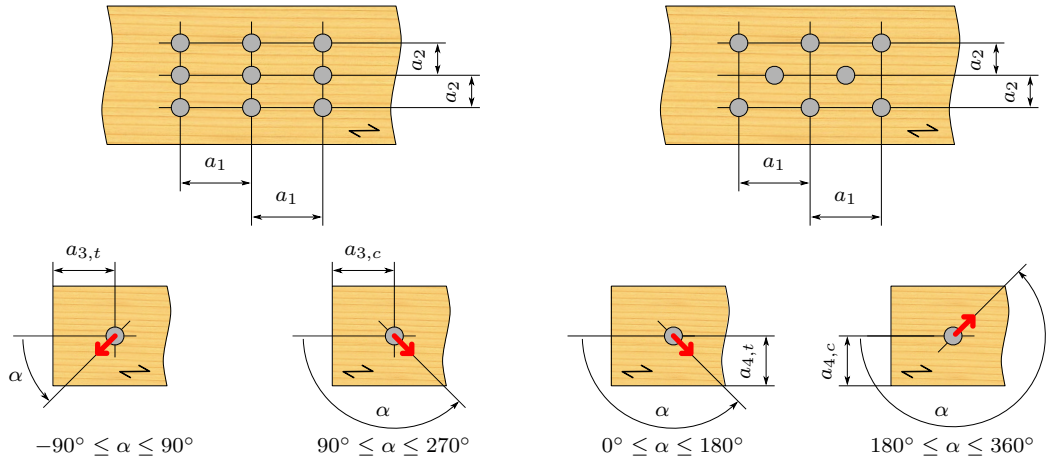


Fig. 1.27 *Espacements et distances pour les organes dans les assemblages bois (adapté de [NF EN 1995-1-1, 2005], figure 8.7).*

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	$(4 + \lvert\cos\alpha\rvert)\, d$	$(3 + 2\lvert\cos\alpha\rvert)\, d$	$[0\ ;\ 360]$
a_2	$4d$	$3d$	$[0\ ;\ 360]$
$a_{3,t}$	$\max(7d\ ;\ 80\ mm)$		$[-90\ ;\ 90]$
$a_{3,c}$	$(1 + 6\sin\alpha)\, d$	$a_{3,t}\lvert\sin\alpha\rvert$	$[90\ ;\ 150[\cup [210\ ;\ 270]$
	$4d$	$\max(3,5d\ ;\ 40\ mm)$	$[150\ ;\ 210[$
$a_{4,t}$	$\max((2 + 2\sin\alpha)\, d\ ;\ 3d)$		$[0\ ;\ 180]$
$a_{4,c}$	$3d$		$[180\ ;\ 360]$

Avec d le diamètre des organes en mm, α l'angle de chargement en ° (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.

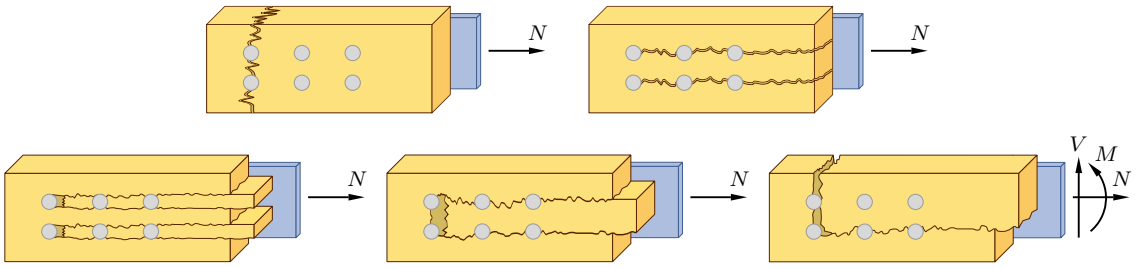


Fig. 1.28 *Modes de rupture fragiles caractéristique des assemblages bois de type tige.*

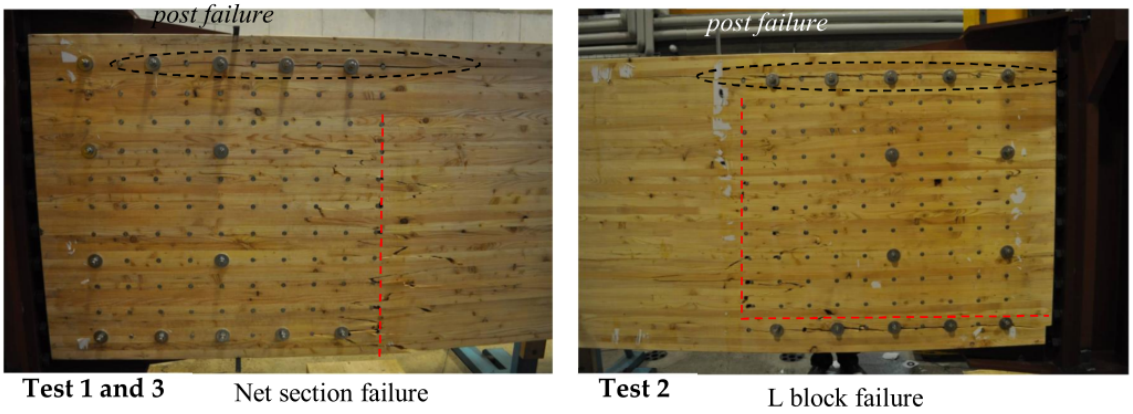


Fig. 1.29 *Rupture de bloc en L (tirée de [Bocquet* et al., *2012], figure 9).*

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

Commme 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 caracteriser 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 phénomélogique. 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 paramètrage de l'équation proposée dans [Sauvat, 2001] est présentée en section 2.3. Parmis 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 fréquement 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 6e 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'écrouissage 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 schématiques dans un cycle de charge-décharge-recharge sur la figure 2.1.

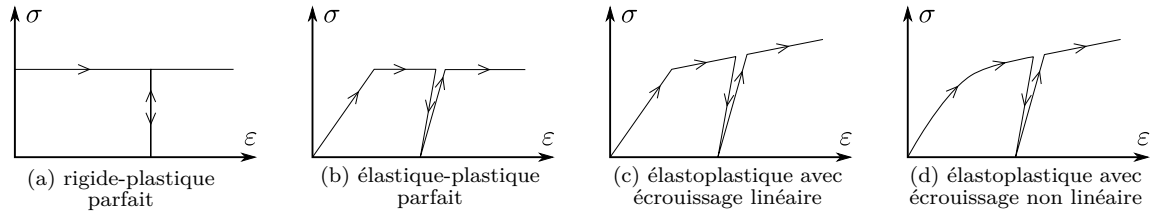


Fig. 2.1 *Les modèles phénoménologiques de l'essai d'enfoncement.*

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

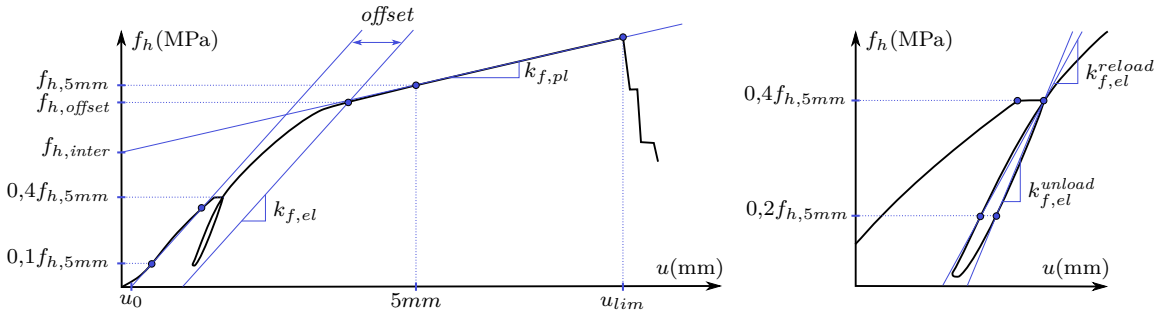


Fig. 2.2 *Illustration des paramètres proposés pour décrire la courbe d'essai d'enfoncement (cas $u_{lim} \geq 5$ mm). Avec f_h la capacité résitante à l'enfoncement du bois et u le déplacement de l'organe dans le bois.*

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 écrouissage linéaire	✓	(✓)	(✓)	✓	✓	✓	|✓|	(✓)	(✓)
avec écrouissage 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 résistance 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 rechargement. 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 mm ; u_{lim}] et [5 mm ; u_{lim}].

Capacité resistante 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 signifirait 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 [Bouchaïr *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 :

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

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 :

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

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 Jaspart dans [Toussaint, 2010] et [Tavakoli, 2011] pour modéliser le comportement du bois.

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

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

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.

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

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 comportment 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 × 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 *Échantilonnage 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	24	15	18	18	16	20	15
				renforcé	✓	✓	✓	–	–	–	–
1'	Épicéa	bois lamellé-collé	16	N	4	–	–	–	–	–	–
				renforcé	–	–	–	–	–	–	–
2	Épicéa	bois lamellé-collé	12	N	24	–	–	–	–	–	18
				renforcé	✓	–	–	–	–	–	–
3	Mélèze	bois lamellé-feuilleté	16	N	14	15	15	15	15	15	14
				renforcé	–	✓	✓	–	–	–	–
4	Épicéa	lamibois (Q)	16	N	10	–	–	–	–	–	–
				renforcé	–	–	–	–	–	–	–

Avec d le diamètre de l'organe (mm), α l'angle entre la direction de chargement et le fil du bois (°) 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*) :

$$X_\alpha = X_0 \cos^2 \alpha + X_{90} \sin^2 \alpha \tag{2.5}$$

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

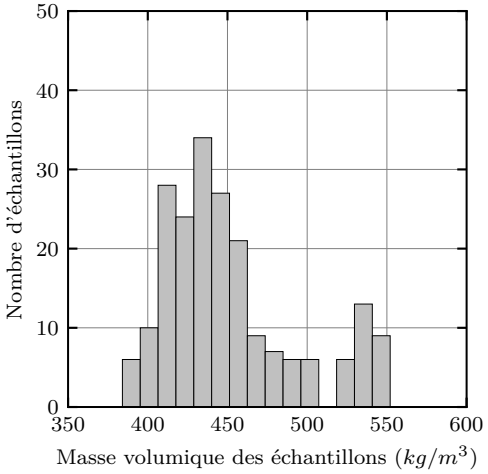


Fig. 2.4 *Histogramme de la masse volumique des différentes séries d'essais d'enfoncement.*

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

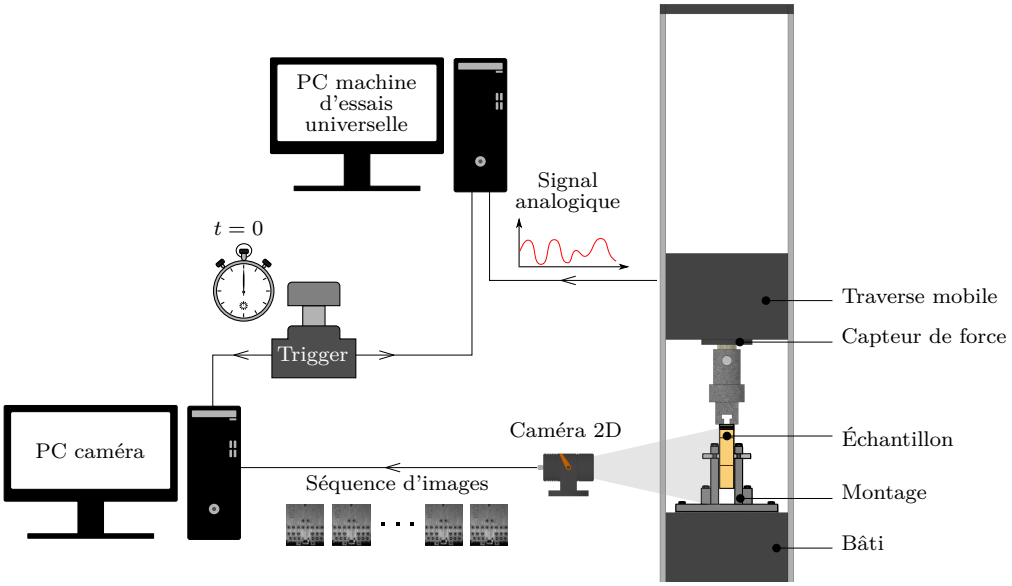


Fig. 2.5 *Schéma descriptif du dispositif expérimental des essais d'enfoncement.*

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 VIDEOMETRIC [1]. 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.

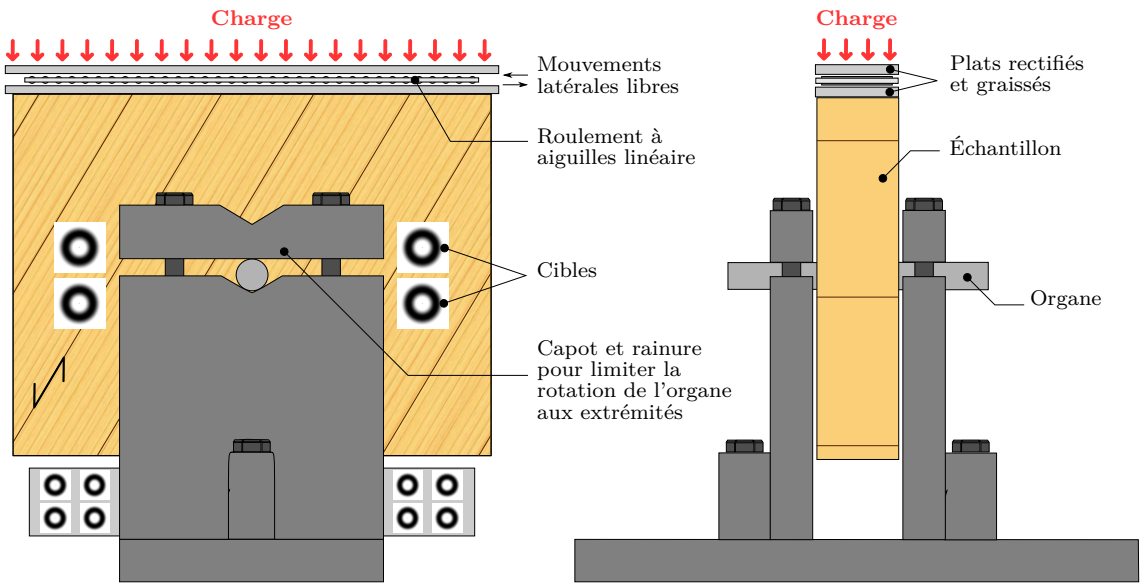


Fig. 2.6 *Schéma du montage utilisé pour la réalisation des essais d'enfoncement.*

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.

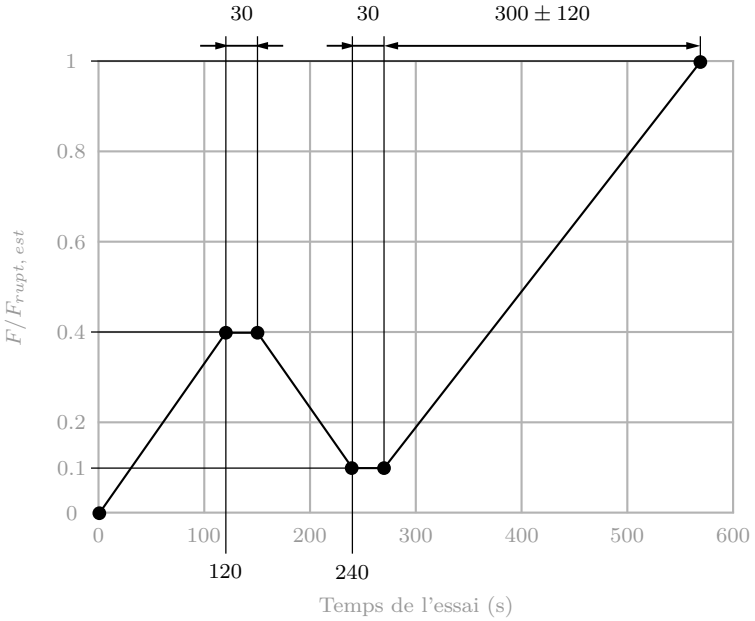


Fig. 2.7 *Allure du cycle de chargement retenu pour les essais d'enfoncement.*

2.2.2 Analyse des résultats

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

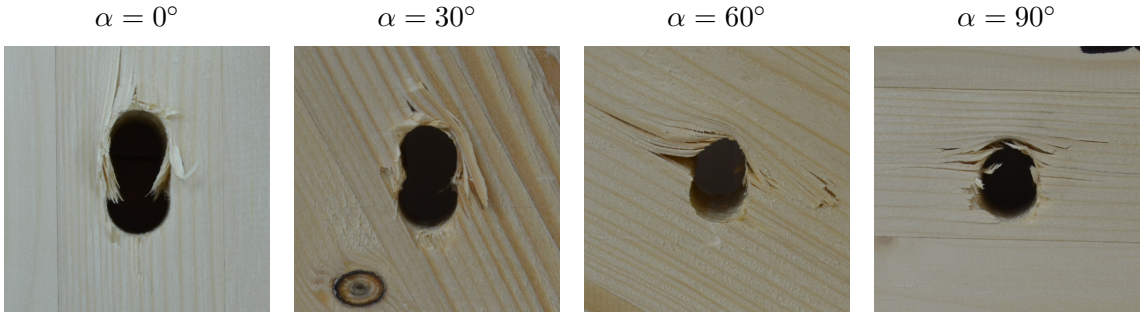


Fig. 2.8 *Photos des zones d'enfoncement pour différents angles de chargement (série d'essais 1).*

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.

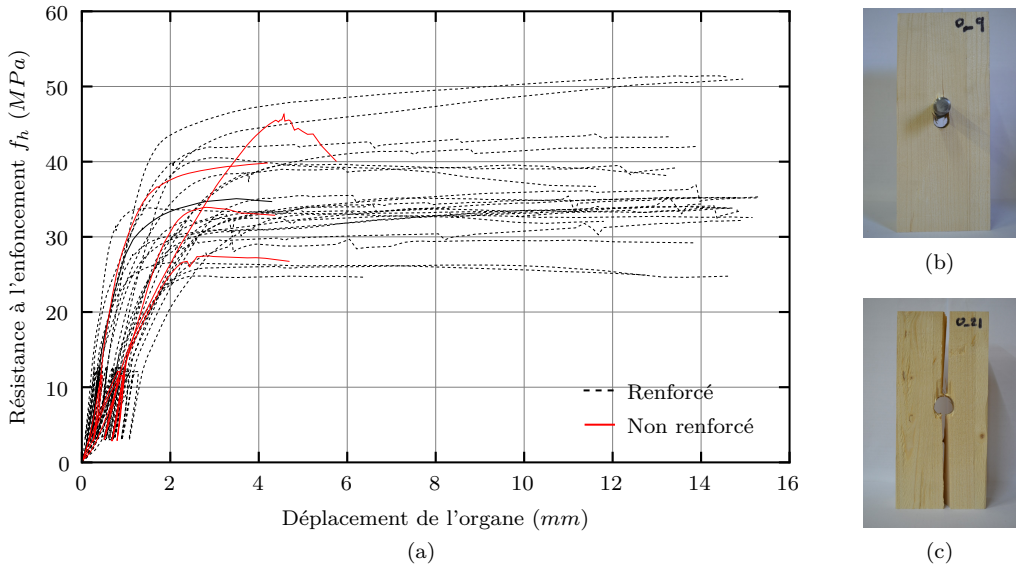


Fig. 2.9 *Influence du renforcement sur le comportement en enfoncement. Étude sur la sous-série 0° de la série d'essais 1 ($d = 16$ mm). Courbes d'essais (a), échantillon renforcé (b) et non renforcé (c).*

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].

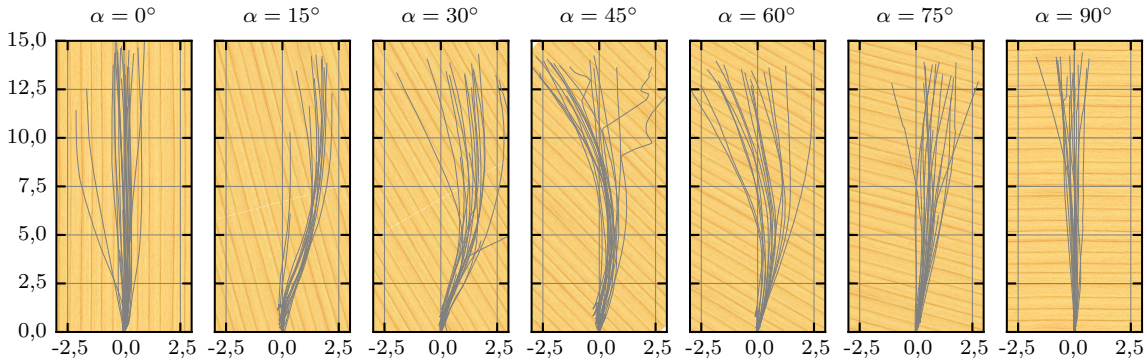


Fig. 2.10 *Trajectoire de l'organe dans le plan de l'échantillon (série d'essais 1).*

Les valeurs moyennes, minimales, maximales et le coefficient de variation des neufs 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/m³)	f_h (MPa)	$k_{f,el}^{load}$ (N/m³)	$k_{f,el}^{reload}$ (N/m³)	$k_{f,el}^{unload}$ (N/m³)	$f_{h,offset}$ (N/m³)	$k_{f,pl}$ (N/m³)	$f_{h,inter}$ (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/m³)	f_h (MPa)	$k_{f,el}^{load}$ (N/m³)	$k_{f,el}^{reload}$ (N/m³)	$k_{f,el}^{unload}$ (N/m³)	$f_{h,offset}$ (N/m³)	$k_{f,pl}$ (N/m³)	$f_{h,inter}$ (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/m³)	f_h (MPa)	$k_{f,el}^{load}$ (N/m³)	$k_{f,el}^{reload}$ (N/m³)	$k_{f,el}^{unload}$ (N/m³)	$f_{h,offset}$ (N/m³)	$k_{f,pl}$ (N/m³)	$f_{h,inter}$ (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/m³)	f_h (MPa)	$k_{f,el}^{load}$ (N/m³)	$k_{f,el}^{reload}$ (N/m³)	$k_{f,el}^{unload}$ (N/m³)	$f_{h,offset}$ (N/m³)	$k_{f,pl}$ (N/m³)	$f_{h,inter}$ (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/m³)	f_h (MPa)	$k_{f,el}^{load}$ (N/m³)	$k_{f,el}^{reload}$ (N/m³)	$k_{f,el}^{unload}$ (N/m³)	$f_{h,offset}$ (N/m³)	$k_{f,pl}$ (N/m³)	$f_{h,inter}$ (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/m³)	f_h (MPa)	$k_{f,el}^{load}$ (N/m³)	$k_{f,el}^{reload}$ (N/m³)	$k_{f,el}^{unload}$ (N/m³)	$f_{h,offset}$ (N/m³)	$k_{f,pl}$ (N/m³)	$f_{h,inter}$ (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/m³)	f_h (MPa)	$k_{f,el}^{load}$ (N/m³)	$k_{f,el}^{reload}$ (N/m³)	$k_{f,el}^{unload}$ (N/m³)	$f_{h,offset}$ (N/m³)	$k_{f,pl}$ (N/m³)	$f_{h,inter}$ (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/m³)	f_h (MPa)	$k_{f,el}^{load}$ (N/m³)	$k_{f,el}^{reload}$ (N/m³)	$k_{f,el}^{unload}$ (N/m³)	$f_{h,offset}$ (N/m³)	$k_{f,pl}$ (N/m³)	$f_{h,inter}$ (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/m³)	f_h (MPa)	$k_{f,el}^{load}$ (N/m³)	$k_{f,el}^{reload}$ (N/m³)	$k_{f,el}^{unload}$ (N/m³)	$f_{h,offset}$ (N/m³)	$k_{f,pl}$ (N/m³)	$f_{h,inter}$ (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/m³)	f_h (MPa)	$k_{f,el}^{load}$ (N/m³)	$k_{f,el}^{reload}$ (N/m³)	$k_{f,el}^{unload}$ (N/m³)	$f_{h,offset}$ (N/m³)	$k_{f,pl}$ (N/m³)	$f_{h,inter}$ (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/m³)	f_h (MPa)	$k_{f,el}^{load}$ (N/m³)	$k_{f,el}^{reload}$ (N/m³)	$k_{f,el}^{unload}$ (N/m³)	$f_{h,offset}$ (N/m³)	$k_{f,pl}$ (N/m³)	$f_{h,inter}$ (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/m³)	f_h (MPa)	$k_{f,el}^{load}$ (N/m³)	$k_{f,el}^{reload}$ (N/m³)	$k_{f,el}^{unload}$ (N/m³)	$f_{h,offset}$ (N/m³)	$k_{f,pl}$ (N/m³)	$f_{h,inter}$ (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,

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

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

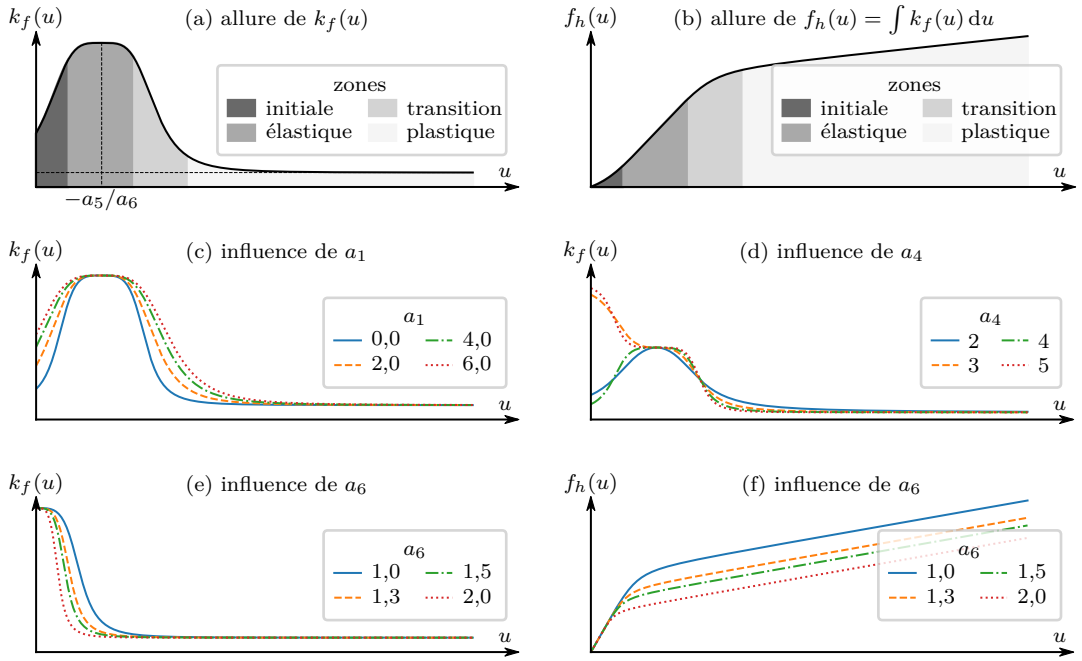


Fig. 2.11 *Allures de la courbe réprésentative de la fonction de Sauvat. Allures du module de fondation $k_f(u)$ (a) et de la résistance à l'enfoncement $f_h(u)$ (b) avec leurs zones élémentaires associées (cas a_4 pair). Influence des paramètres a_1 (c), a_4 (d), a_6 (e) sur l'allure du module de fondation $k_f(u)$. 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 atteind 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 exlue 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,

$$\begin{cases} k_{f,el} = k_f\left(u = -a_5/a_6\right) = -a_3 \times (\arctan(a_1) + a_2) \\ k_{f,pl} = \lim\limits_{u \to +\infty} k_f(u) = -a_3 \times \left(\frac{\pi}{2} + a_2\right) \end{cases} \tag{2.7}$$

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,

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

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

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 :

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

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

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

— **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

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

— **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

$$f_{h,5mm} = \int_0^5 k_f(u)\, \mathrm{d}u \tag{2.13}$$

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

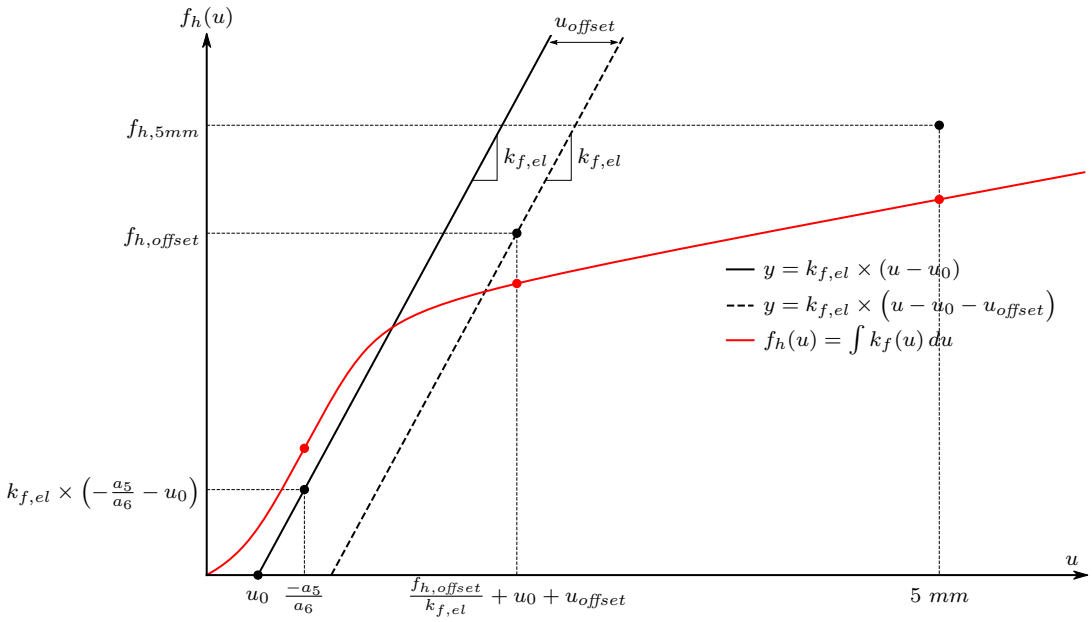


Fig. 2.12 *Illustration du paramétrage de l'équation phénoménologique de Sauvat.*

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

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

Au final, le paramètrage 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

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

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

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 spieces 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

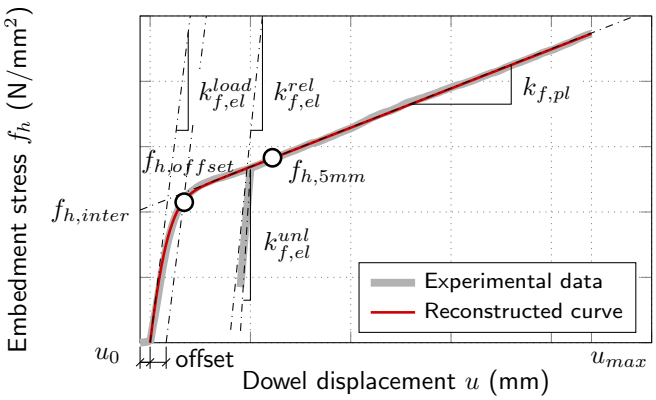


Figure 1. Embedment parameters determined from experiments for curve reconstruction.

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 mm–u_{max}, and 5 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.

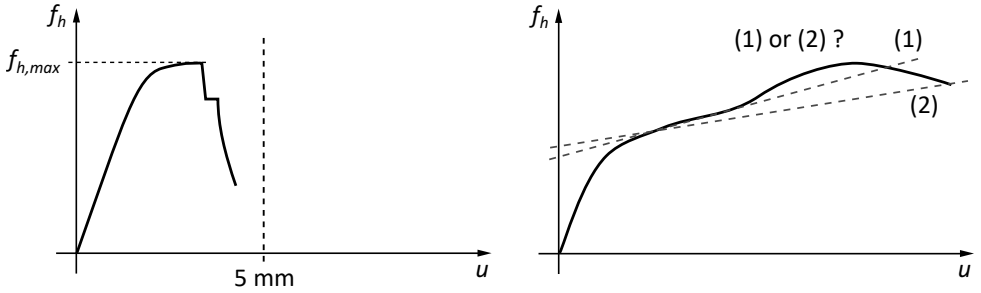


Figure 2. Typical load-displacement curves from embedment tests.

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 spieces, 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.

	spieces		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., α = 0°, 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 $f_{h,offest}$ 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 α = 0° and α = 90° 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

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

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

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

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 embemdent strength.

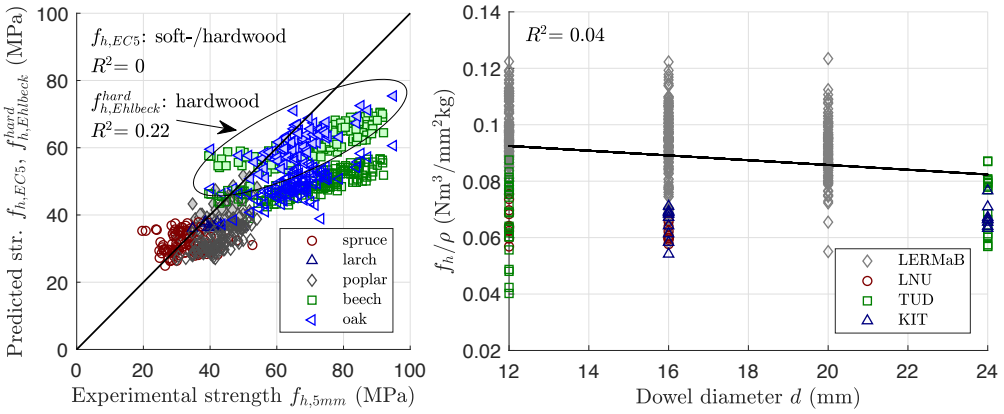


Figure 3. Embedment strength, $f_{h,5mm}$ parallel to the grain (0°); Left: Correlation between experimental $f_{h,5mm}$ and prediction by EC 5, $f_{h,EC5}$ (for soft- and hardwood; empty markers), and by $f_{h,Ehlbeck}^{hard}$ (only for hardwood; filled markers); Right: Ratio $f_{h,5mm}/\rho$ plotted 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 α = 0° 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 α = 0°. Nevertheless, this correlation is very weak as indicated by R^2 = 0.04. Stronger correlation was found for α = 90°, 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.

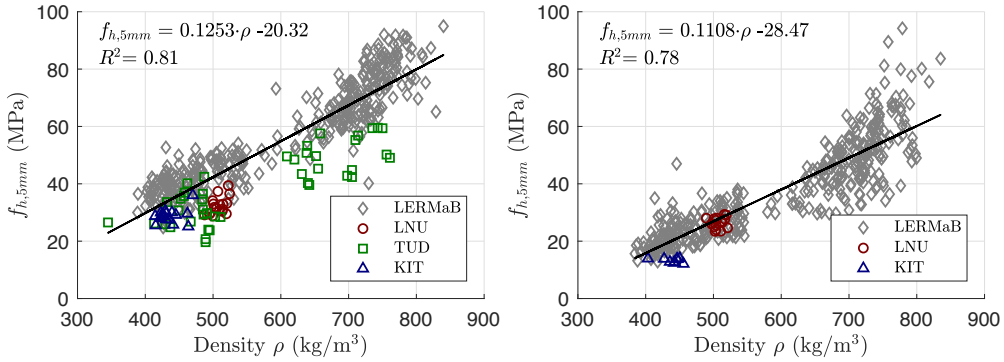


Figure 4. Embedment strength, $f_{h,5mm}$ plotted over density ρ including linear regression equations based on data from (i) LERMaB and (ii) LNU/TU Wien, TU Delft, and KIT; Left: α = 0°; Right: α = 90°.

In Figure 4 (left), $f_{h,5mm}$ of soft- and hardwood samples is plotted over ρ for α = 0°, 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 α = 0°. 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, α = 90°, a similar trend to α = 0° 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, $k_{f,el}^{load}$

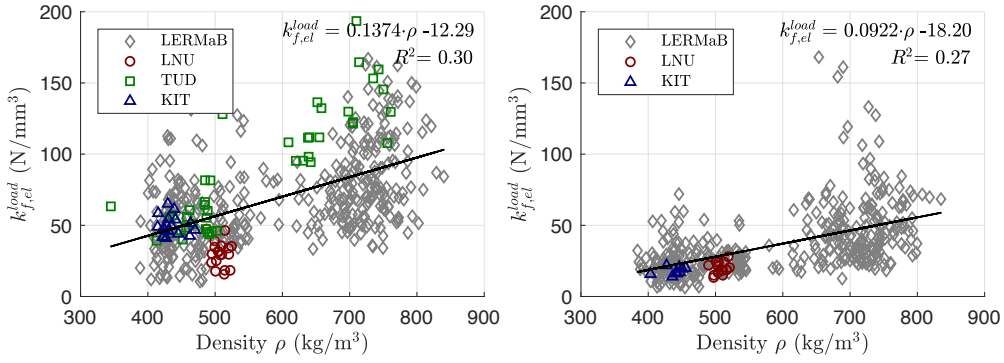


Figure 5. Elastic foundation modulus, $k_{f,el}^{load}$ plotted over ρ including linear regression equations based on data from (i) LERMaB and (ii) LNU/TU Wien, TU Delft, and KIT; Left: α = 0°; Right: α = 90°.

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

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 α = 90°, 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

$$k_{s,0} = \frac{E_0}{31.6 + 10.9 \cdot d}, \tag{4}$$

with E_0 in (N/mm^2), and d in (mm) to give $k_{s,0}$ in (N/mm^3). 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/mm^3 (ρ = 420 kg/m^3) and 68.0 N/mm^3 (ρ = 750 kg/m^3), which is 18% higher and 25% lower, respectively, as predicted by the regression equation given in Figure 5 (left) (R^2 = 0.30). For α = 90°, *Hwang and Komatsu* (2002) underestimates $k_{f,el}^{load}$ predicted by regression equation from Figure 5 (right) (R^2 = 0.27) by 23% (ρ = 420 kg/m^3) and 61% (ρ = 750 kg/m^3), 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 α = 90° (right) than α = 0° (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),

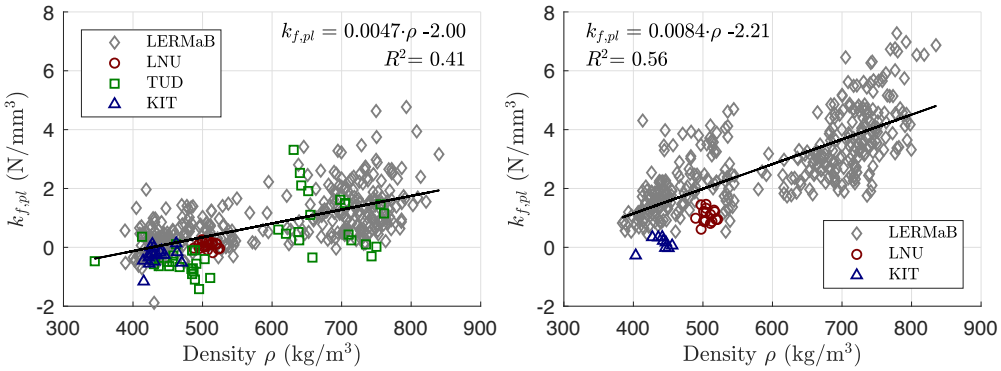


Figure 6. Plastic foundation modulus, $k_{f,pl}$ plotted over ρ including linear regression equations based on data from (i) LERMaB and (ii) LNU/TU Wien, TU Delft, and KIT; Left: α = 0°; Right: α = 90°.

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 place 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

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

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.

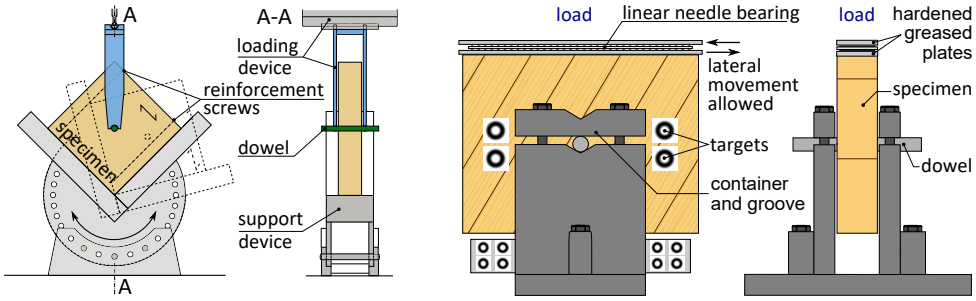


Figure 7. Illustration of embedment test setups for loading at an angle to the grain; Left: Unconstrained loading via pendulum (Schweigler et al., 2016); Right: Unconstrained loading by allowing lateral movement (Lemaître, 2019).

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, Aahus, 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 embedement 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. Fragiacomo (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.

Lathuillière, 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)	$k_{f,el}^{load}$ (N/mm^3)	$k_{f,el}^{rel}$ (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	mean	mean	mean	mean	mean	mean	mean	mean	mean	
		CV n	CV n	CV n	CV n	CV n	CV n	CV n	CV n	CV n	CV n	
Spruce, solid timber, *Blaß and Uibel* (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	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), *Schweigler et al.* (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, *Benistand* (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, *Benistand* (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, *Benistand* (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). 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 élévés. Cependant, il a été conclut 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], [Bouchaïr, 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 Cast3M [1].

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 nécéssaires, 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 :

$$\begin{aligned} M(\kappa) = \frac{3}{8} M_y \Bigg[& \frac{\pi}{2} \frac{E_t}{E} \frac{\kappa}{\kappa_e} + \frac{8}{3} \left(1 - \frac{E_t}{E}\right) \left(1 - \frac{\kappa_e^2}{\kappa^2}\right)^{3/2} \\ & + \frac{\kappa}{\kappa_e} \left(1 - \frac{E_t}{E}\right) \left(\arcsin\left(\frac{\kappa_e}{\kappa}\right) - \frac{\kappa_e}{\kappa} \left(1 - 2\,\frac{\kappa_e^2}{\kappa^2}\right) \left(1 - \frac{\kappa_e^2}{\kappa^2}\right)^{1/2} \right) \Bigg] \end{aligned} \tag{3.1}$$

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

$$M(\kappa) = E\, I\, \kappa \tag{3.2}$$

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

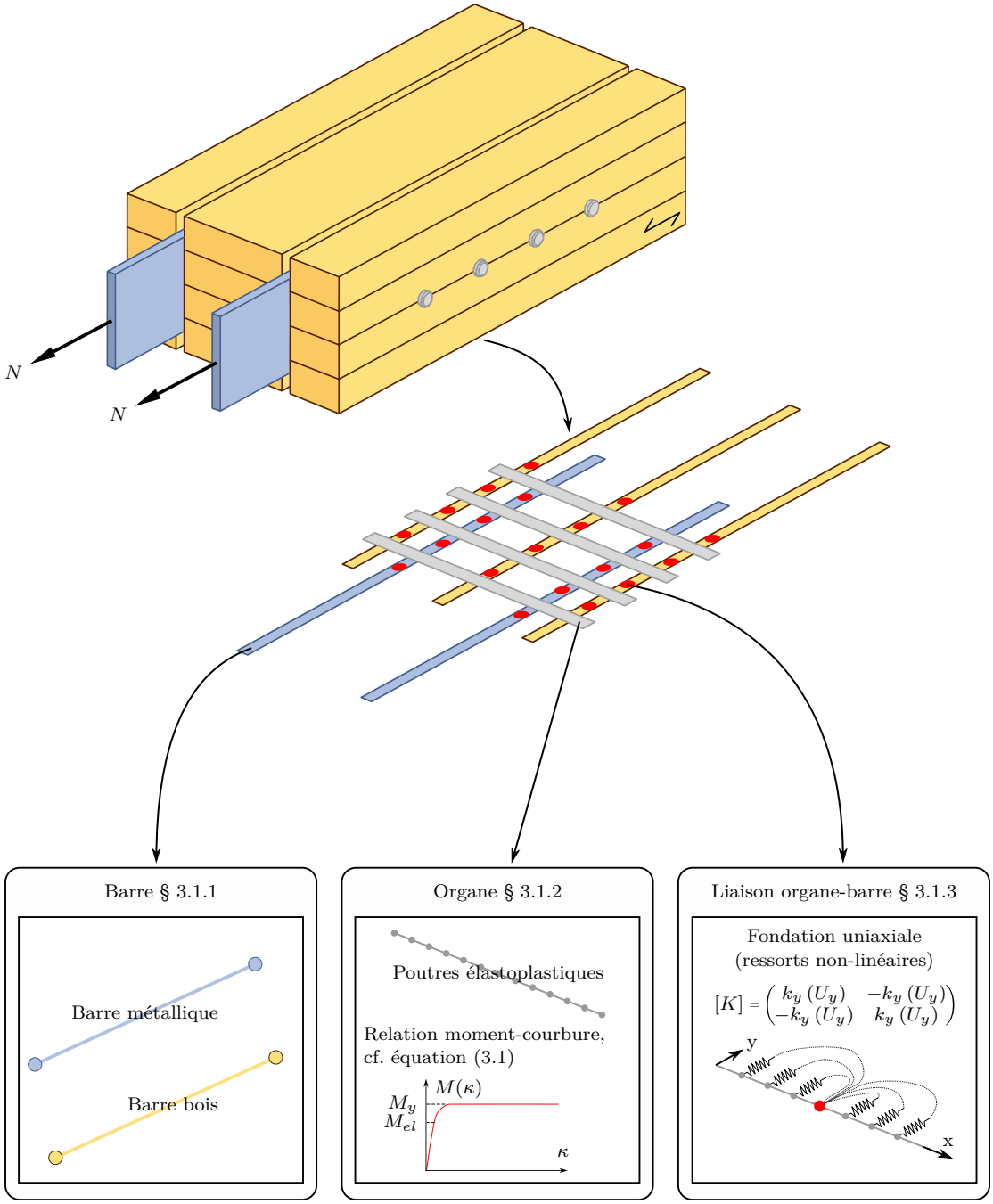


Fig. 3.1 *Principe de modélisation bidimensionnelle des assemblages bois de type tige. Exemple sur un assemblage bois-métal avec quatre plans de cisaillement et une file de quatre organes.*

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

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

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 constituants 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.

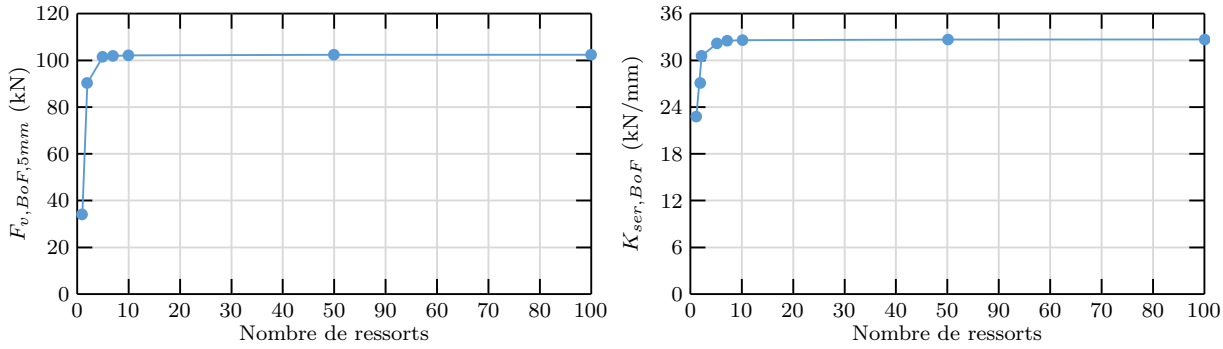


Fig. 3.2 *Influence du nombre de ressorts sur les simulations numériques. $F_{v,BoF,5mm}$ est la capacité résistante de l'assemblage à 5 mm de glissement et $K_{ser,BoF}$ est la raideur axiale de l'assemblage.*

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 constituants 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 $\{U_0\}$, $\{U_1\}$, …, $\{U_n\}$, où $\{U_n\}$ est calculée à partir de la solution $\{U_{n-1}\}$ obtenue à l'incrément précédent en résolvant le système linéaire :

$$\{F_n\} = K\left(\{U_{n-1}\}\right)\{U_n\},\ n = \{1,\ 2,\ 3,\ \ldots\} \tag{3.4}$$

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

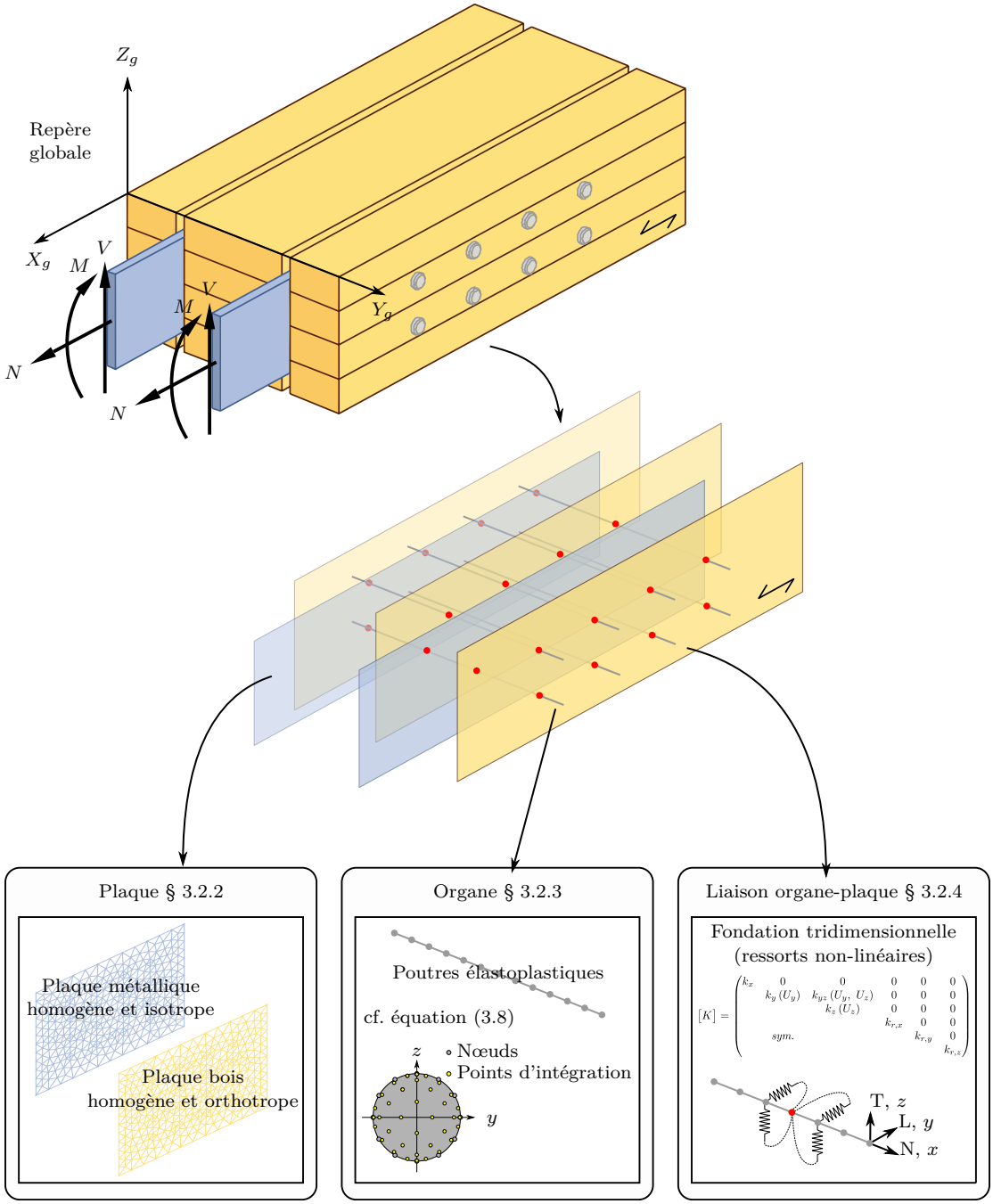


Fig. 3.3 *Principe de modélisation tridimensionnelle des assemblages bois de type tige. Exemple sur un assemblage bois-métal avec quatre plans de cisaillement et deux files de quatre organes.*

— 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'algorigramme 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 *'TRI3'*). 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 :

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

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

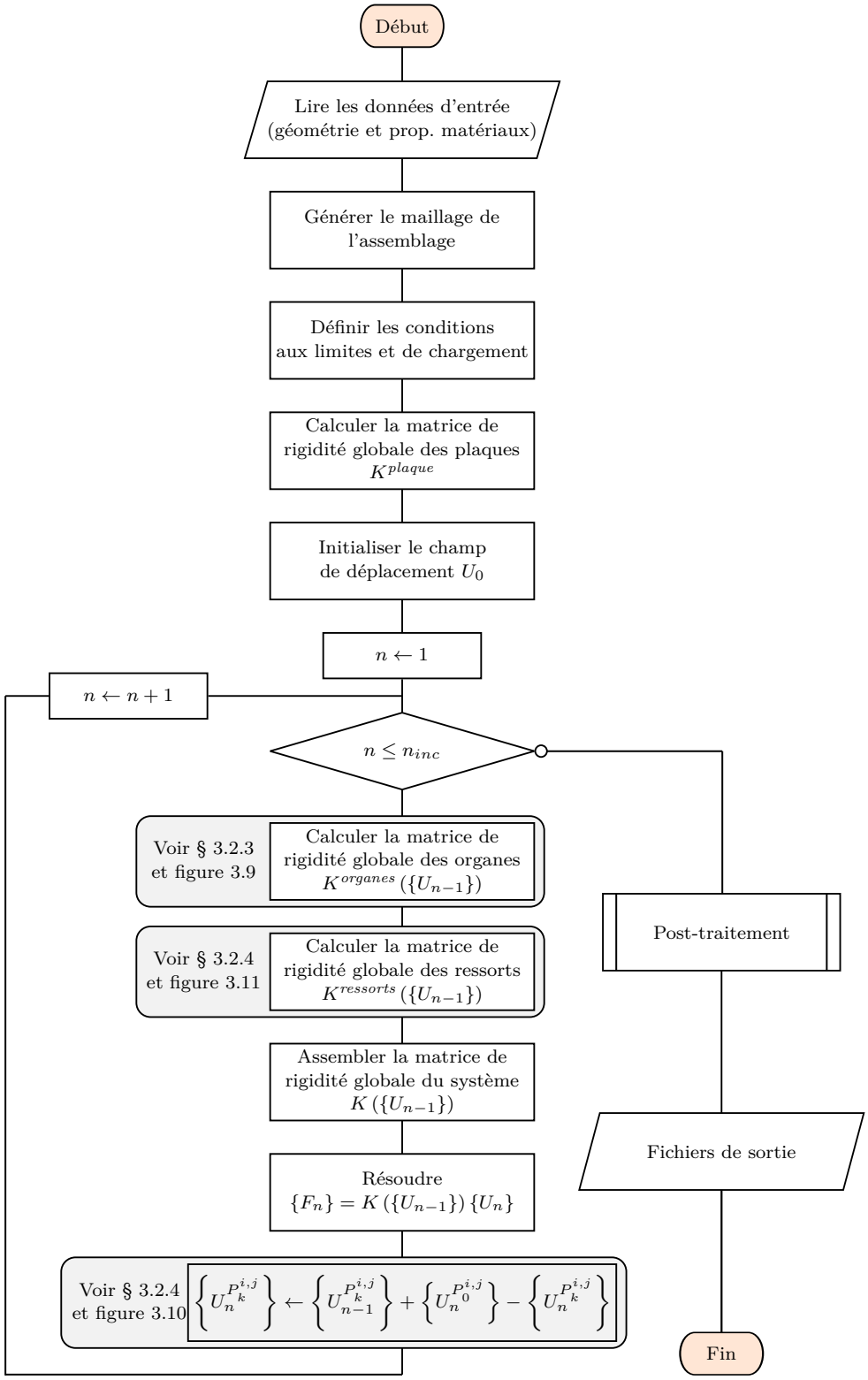


Fig. 3.4 *Algorigramme générale de la modélisation tridimensionnelle.*

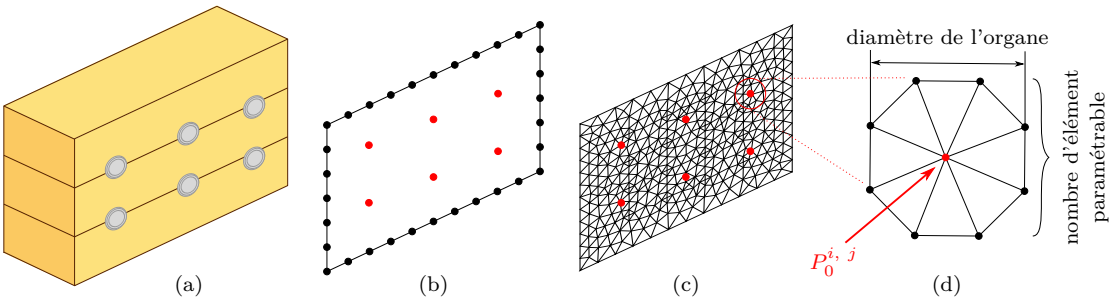


Fig. 3.5 *Maillage des plaques de l'assemblage. Plaque réelle (a). Discrétisation du contour et nœuds de liaison (b). Maillage de la plaque (c). Paramétrage autour de $P_0^{i,\,j}$, nœud de liaison de l'organe i avec la plaque j (d).*

Table 3.1 *Propriétés élastiques des plaques.*

	Bois			Métallique	
	GL24h	GL28h	lamibois (S)		
E_1 ou E_L	11 500	12 600	13 800	E	210 000
E_2 ou E_T	300	300	430	ν	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-Bernouilli, *'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 :

$$S = \pi\, d^2/4 \tag{3.6a}$$

$$I_y = I_z = \pi\, d^4/64 \tag{3.6b}$$

$$J = I_y + I_z = \pi\, d^4/32 \tag{3.6c}$$

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 $(EI)_{Y,éq}$ et $(EI)_{Z,éq}$ dans le repère principal d'inertie $(G,\ \vec{Y},\ \vec{Z})$ de chaque élément *'POUT'*. À partir de $(EI)_{Y,éq}$ et $(EI)_{Z,éq}$ 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.

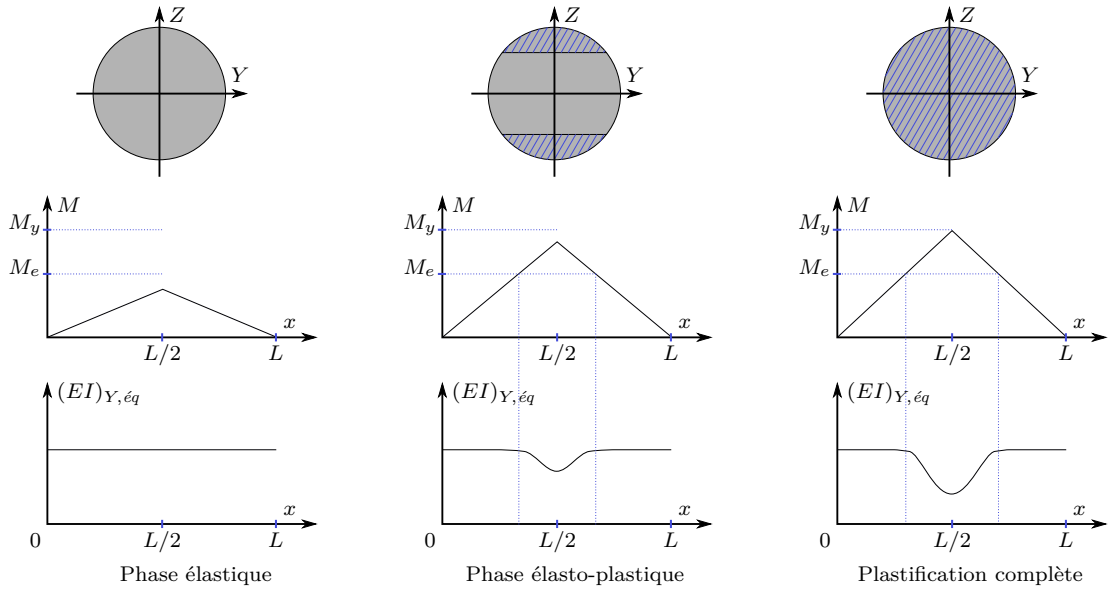


Fig. 3.6 *Progression de la plastification dans une section circulaire en flexion simple.*

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

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

où u_{i+1} et u_i sont les déplacements longitudinaux, θz_{i+1}, θz_i, θy_{i+1} et θy_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 :

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

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 :

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

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

$$\sigma_{xx} = E\, \epsilon_{xx} \tag{3.10}$$

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 rigiditées équuivalentes de la section tel que :

$$(ES)_{éq} = \iint_S E(y,\ z)\, \mathrm{d}S \tag{3.11}$$

$$(EI)_{y,éq} = \iint_S E(y,\ z)\, z^2\, \mathrm{d}S \tag{3.12}$$

$$(EI)_{z,éq} = \iint_S E(y,\ z)\, y^2\, \mathrm{d}S \tag{3.13}$$

$$(EI)_{yz,éq} = \iint_S E(y,\ z)\, yz\, \mathrm{d}S \tag{3.14}$$

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 :

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

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

$$\tag{3.17}$$

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 :

$$\phi = \arctan\left(\frac{(EI)_{z,éq} - (EI)_{Z,éq}}{(EI)_{yz,éq}}\right) \tag{3.18}$$

La démarche se limite ici au cas de flexion déviée. Dans le cas de flexion composée, il faudrait ajouter le calcul le la nouvelle position du 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 $(\xi,\ \eta)$ d'un élément de référence (voir figure 3.7). La transformation T est de la forme :

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

avec,

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

où :

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

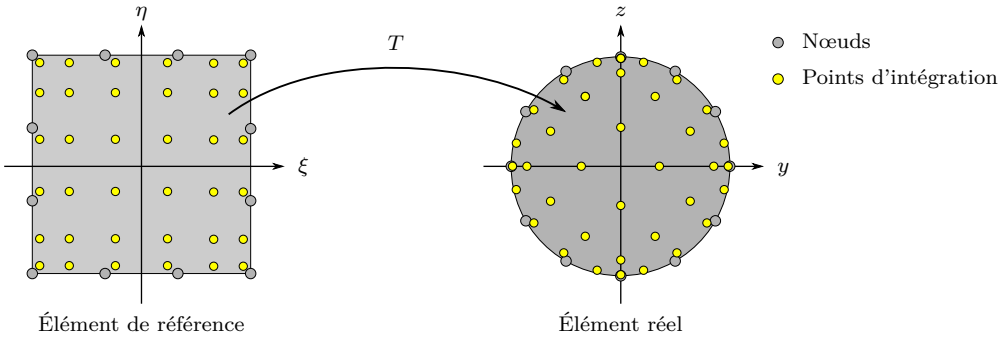


Fig. 3.7 *Transformation géométrique des points d'intégration pour le calcul des déformations axiales dans la section circulaire de l'organe. Exemple sur un quadrangle à 12 nœuds et avec 36 points d'intégration (avec le schéma d'intégration de Gauss-Legendre).*

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 coordonées 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 :

$$(ES)_{éq} = \iint_S E(y,\ z)\,\mathrm{d}S \approx \sum_{i=1}^{n_{pi}} \sum_{j=1}^{n_{pi}} E(\xi_i,\ \eta_j)\, w_i\, w_j\, |J(\xi_i,\ \eta_j)| \tag{3.21}$$

$$(EI)_{y,éq} = \iint_S E(y,\ z)\, z^2\,\mathrm{d}S \approx \sum_{i=1}^{n_{pi}} \sum_{j=1}^{n_{pi}} E(\xi_i,\ \eta_j)\, w_i\, w_j\, \eta_j^2\, |J(\xi_i,\ \eta_j)| \tag{3.22}$$

$$(EI)_{z,éq} = \iint_S E(y,\ z)\, y^2\,\mathrm{d}S \approx \sum_{i=1}^{n_{pi}} \sum_{j=1}^{n_{pi}} E(\xi_i,\ \eta_j)\, w_i\, w_j\, \xi_i^2\, |J(\xi_i,\ \eta_j)| \tag{3.23}$$

$$(EI)_{yz,éq} = \iint_S E(y,\ z)\, yz\,\mathrm{d}S \approx \sum_{i=1}^{n_{pi}} \sum_{j=1}^{n_{pi}} E(\xi_i,\ \eta_j)\, w_i\, w_j\, \xi_i\, \eta_j\, |J(\xi_i,\ \eta_j)| \tag{3.24}$$

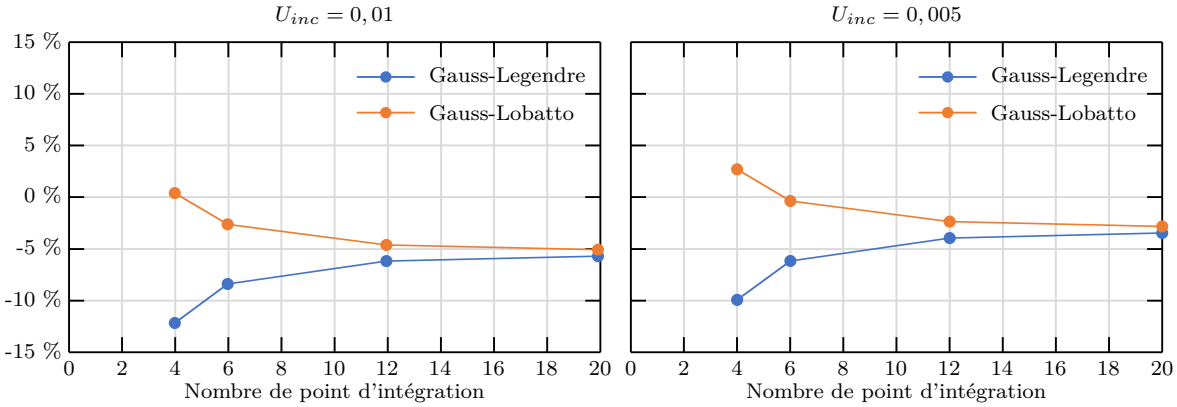


Fig. 3.8 *Influence du nombre de points d'intégration sur les simulations numériques. Écart relatif avec le moment limite plastique définie par l'équation* (1.1) *et celui calculé numériquement à cinq fois la courbure élastique* κ_e. U_{inc} *valeur du pas d'incrément.*

La démarche de modélisation du comportement élastoplastique des organes est résumée à travers l'algorigramme 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

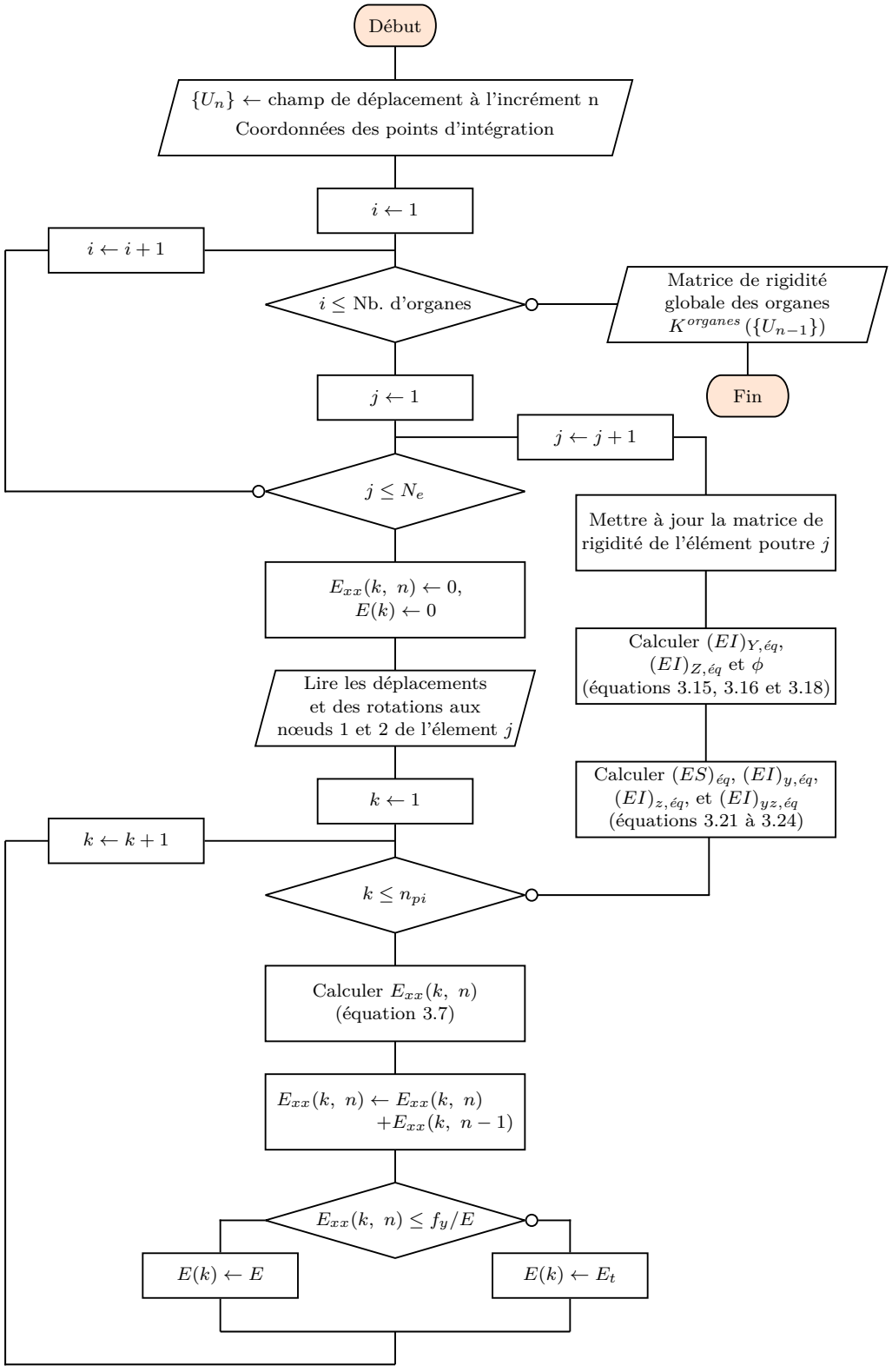


Fig. 3.9 *Algorigramme du modèle de comportement élastoplastique des organes.*

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

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

Les nœuds $P_0^{i,\,j}$ et $P_i^{k,\,j}$ 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 noeud de liaison de l'organe i avec la plaque j ;
— $P_k^{i,\,j}$ est le k-eme noeud de l'organe i dans l'épaisseur de la plaque j.

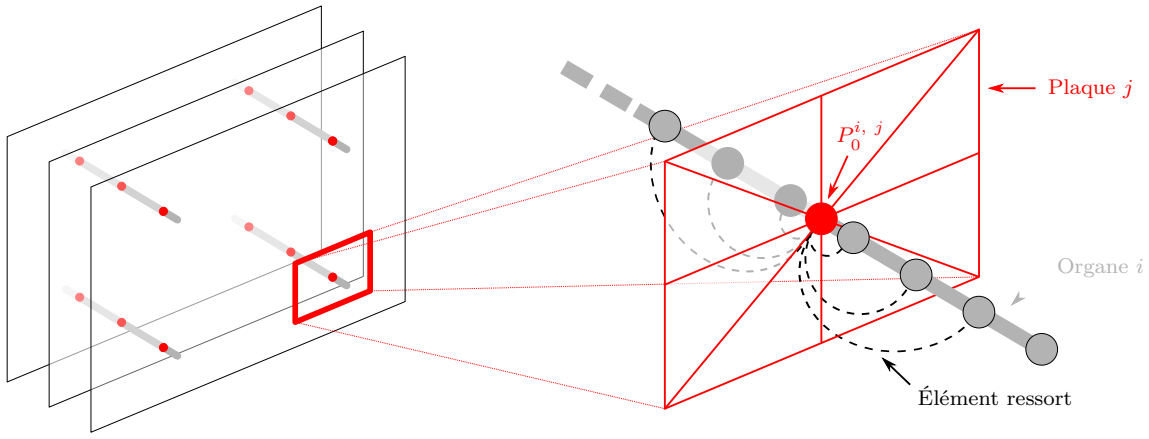


Fig. 3.10 *Liaison organe-plaque pour la modélisation tridimensionnel.*

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

$$\left[K_{ressort}^{métal}\right] = \begin{pmatrix} k_x & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ & k_y\,(U_y) & 0 & 0 & 0 & 0 \\ & & k_z\,(U_z) & 0 & 0 & 0 \\ & & & k_{r,x} & 0 & 0 \\ & sym. & & & k_{r,y} & 0 \\ & & & & & k_{r,z} \end{pmatrix} \tag{3.26}$$

et dans le repère global par :

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

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 :

$$k_y = k_{f,y}\, d\, L_r \tag{3.28a}$$

$$k_z = k_{f,z}\, d\, L_r \tag{3.28b}$$

$$k_{yz} = k_{f,yz}\, d\, L_r \tag{3.28c}$$

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

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

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

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 $P_0^{i,j}$:

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

La démarche de modélisation du comportement non-linéaire du contact organe-bois est résumée à travers l'algorigramme 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-glissement 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 $k_{f,pl,0°}$ a été multiplié par 2, 5 et 10. Cela permet de créer un matériau en apparence plus raide après plastification

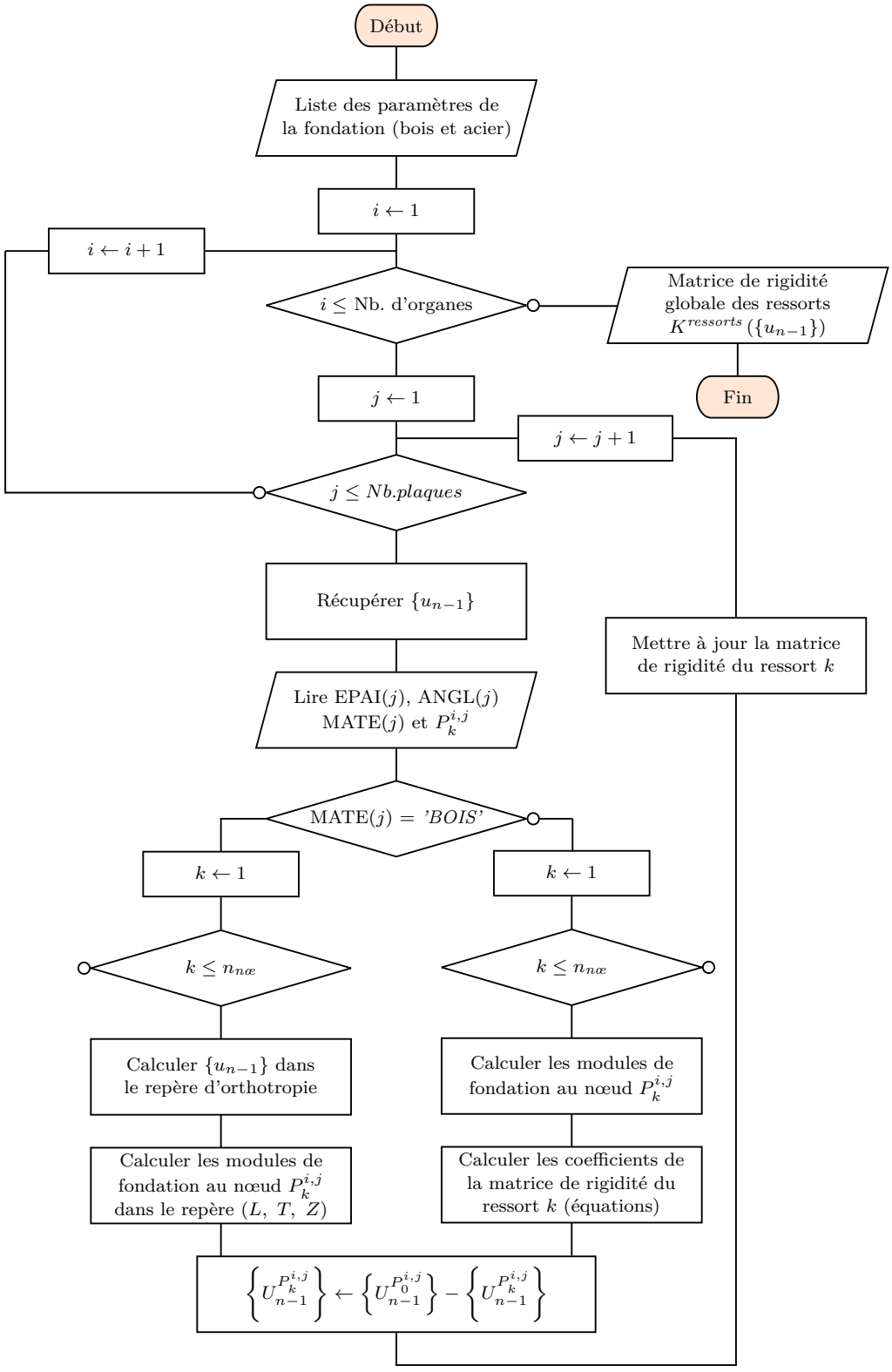


Fig. 3.11 *Algorigramme de la modélisation de la fondation tridimensionnelle.*

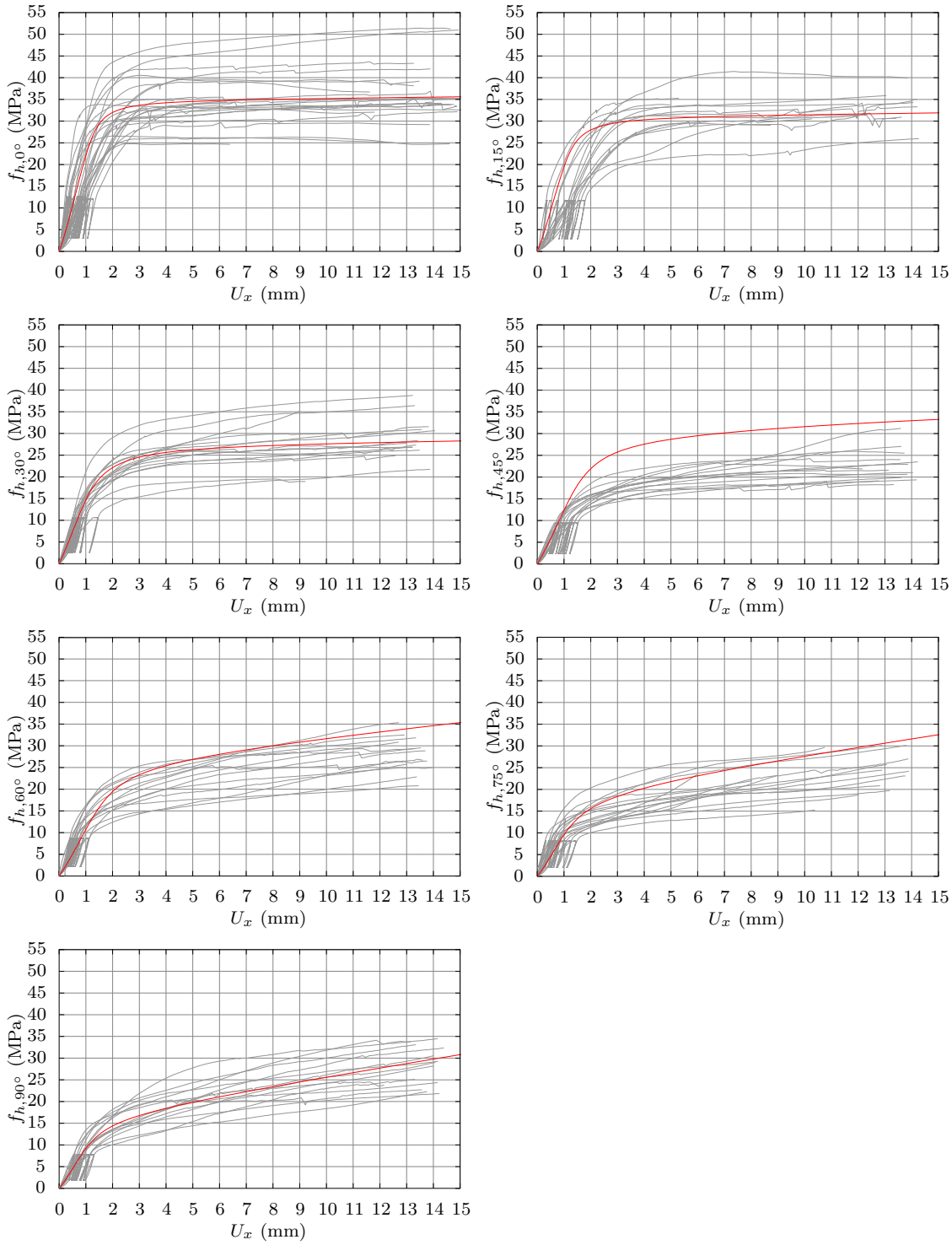


Fig. 3.12 *Courbes d'essais d'enfoncement et simulations numériques (série 1).*

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.

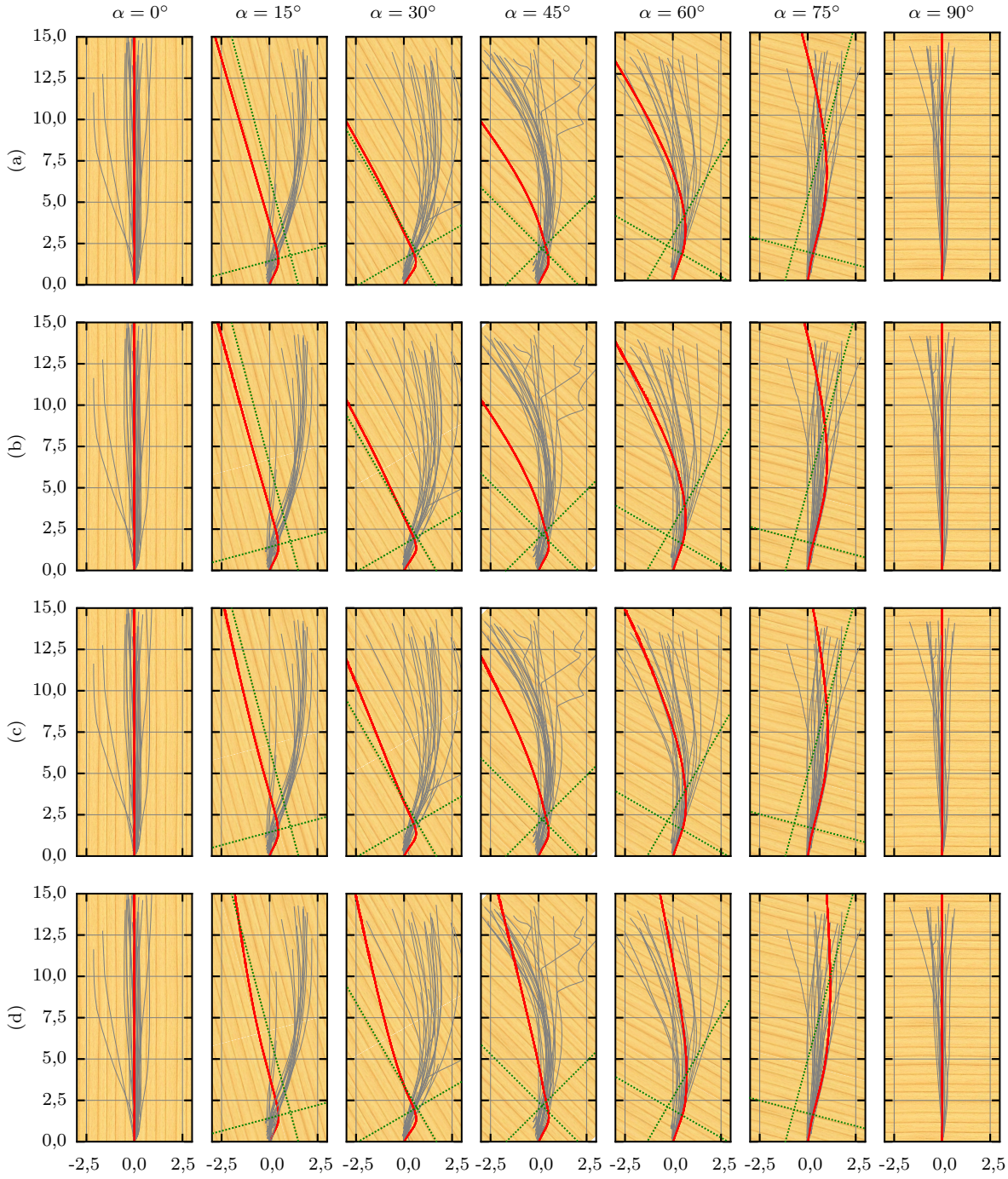


Fig. 3.13 *Trajectoire de l'organe : comparaisons expérimentales et simulations numériques. Loi de fondation à 0 et 90° standard (a),* $k_{f,el,0°} \times 2$ *(b)* $k_{f,el,0°} \times 5$ *(c) et* $k_{f,el,0°} \times 10$ *(d).*

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'élancement 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 todays 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 reactions 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*.

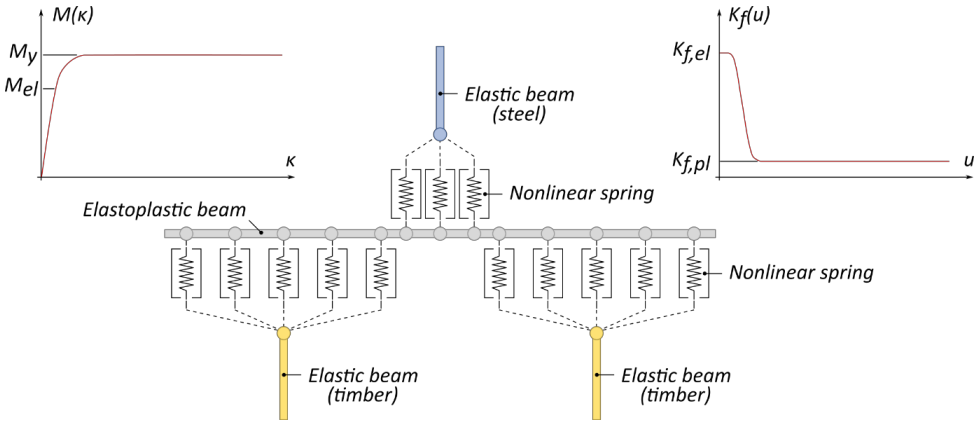


Figure 2.1. Description of the Beam-On-Foundation modelling for the design of timber joints with dowel-type fasteners (example of a meshing steel-to-timber connection with two shear planes)

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 theEYM, 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/m^3};
- 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 *My* 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 0.4*d*. 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).

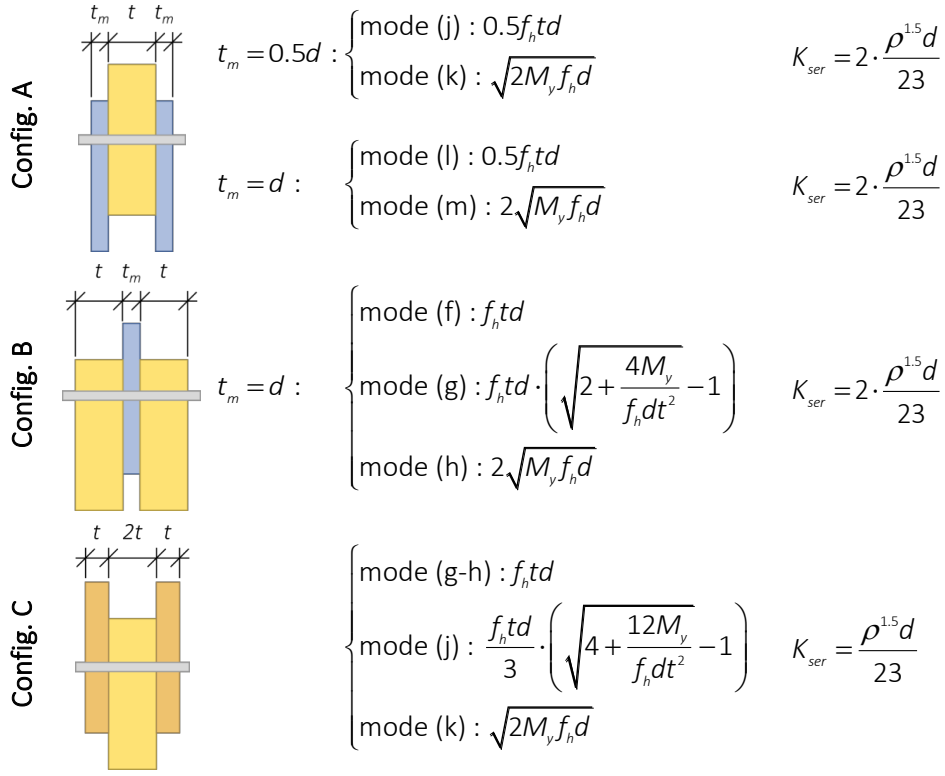


Figure 3.1. Double-shear steel-to-timber and timber-to-timber connections and design equations according to EN 1995-1-1 without partial safety factors for comparison with BOF modelling.

Load-bearing capacity according to the limit state approach ($F_{v,EC5}$) 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.

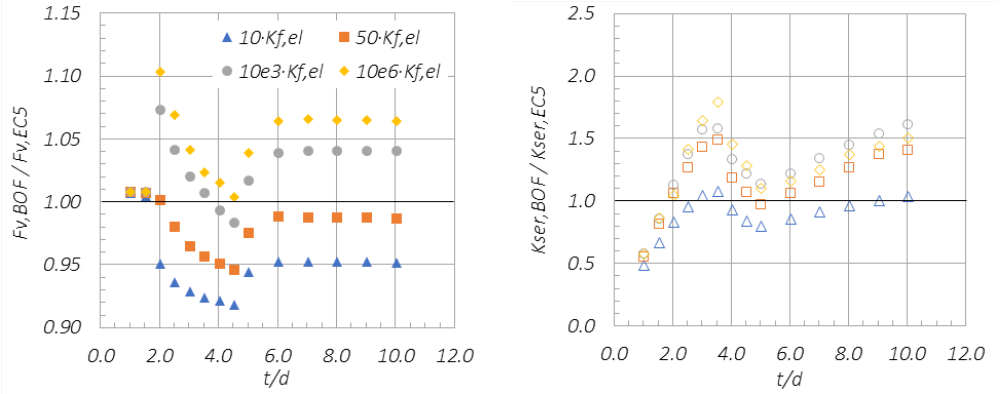
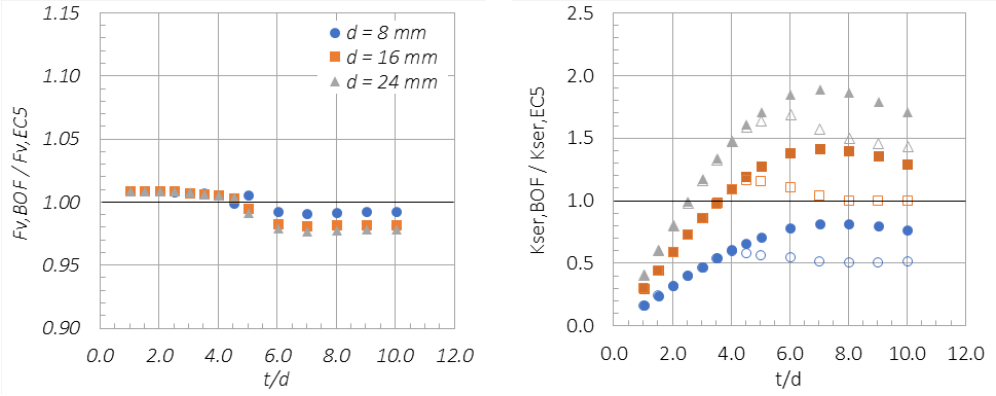


Figure 3.2. Influence of the elastic foundation modulus of the contact between dowel and steel on the ratio of numerical result to the analytical result (configuration B and d = 16 mm).

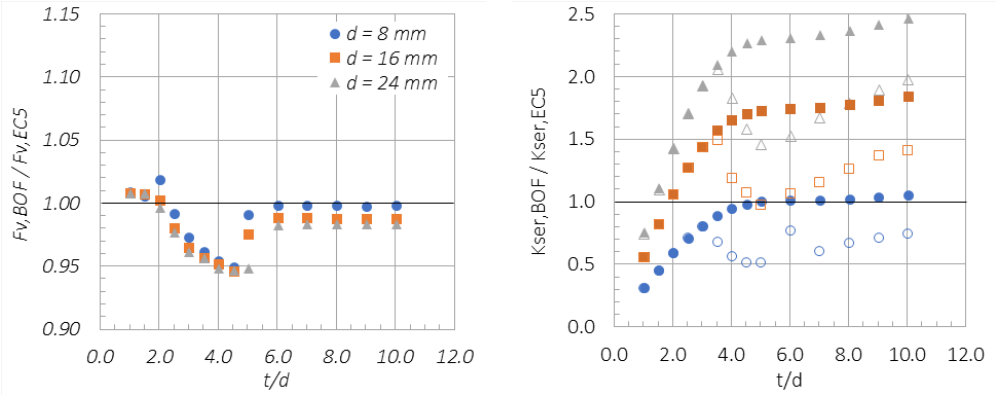
The results are grouped in the different graphs in Figure 3.3, where each point represents the ratio of numerical result to the analytical result. The numerical results show an evolution of the stiffness as a function of the slenderness, t/d, which is not predicted by the empirical formula of Eurocode 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 that 3%.

Configuration A



Configuration B



Configuration C

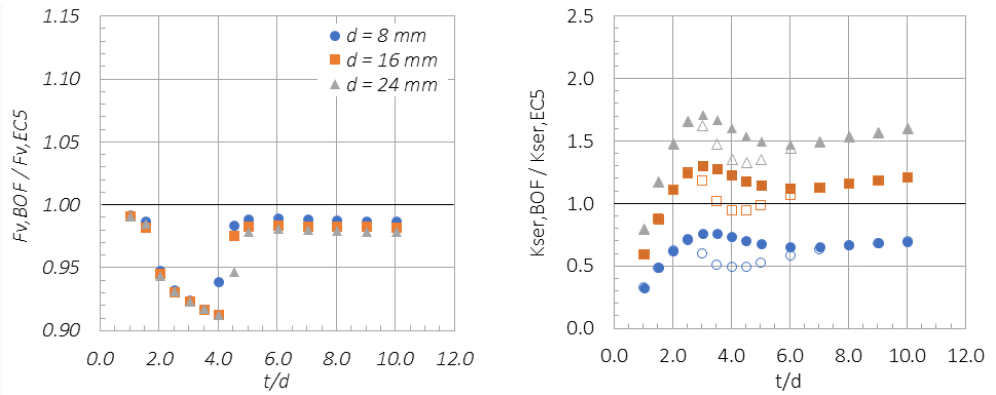


Figure 3.3. Comparison of the load-bearing capacity and the empirical equation for K_{ser} in EN 1995-1-1 with BOF modelling results for each configuration.

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.

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

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

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

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

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

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

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)).

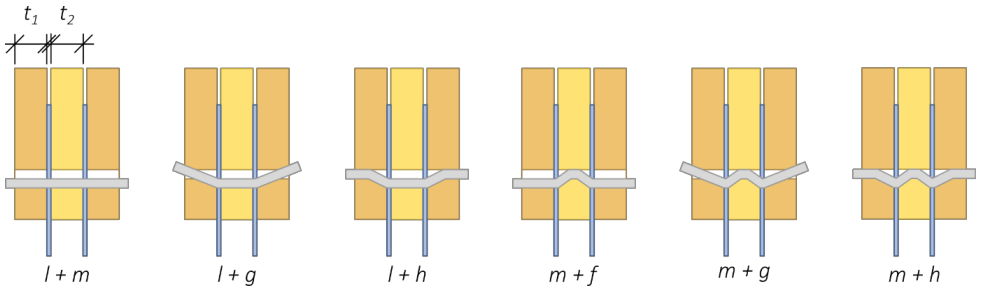


Figure 4.1. Failure modes of multiple-shear planes for steel-to-timber connection.

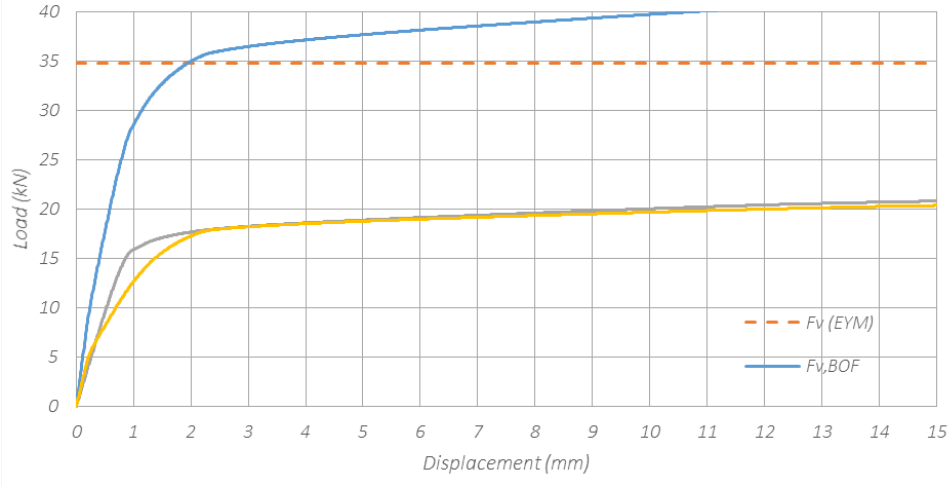


Figure 4.2. BOF modelling results of one multiple-shear plane connection compared with EYM.

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.

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

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

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

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

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)).

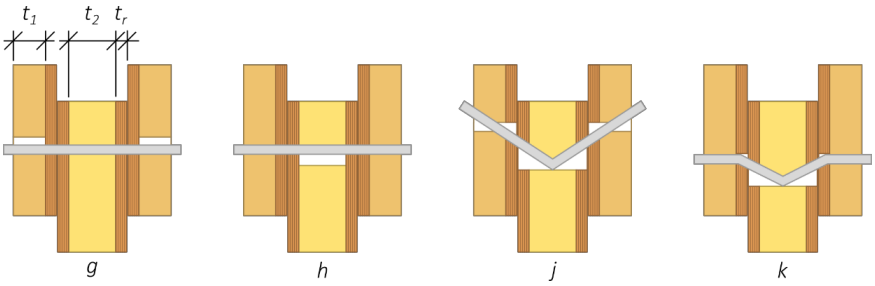


Figure 4.3. Failure modes of timber-to-timber connection reinforced with glued-on wood-based panels.

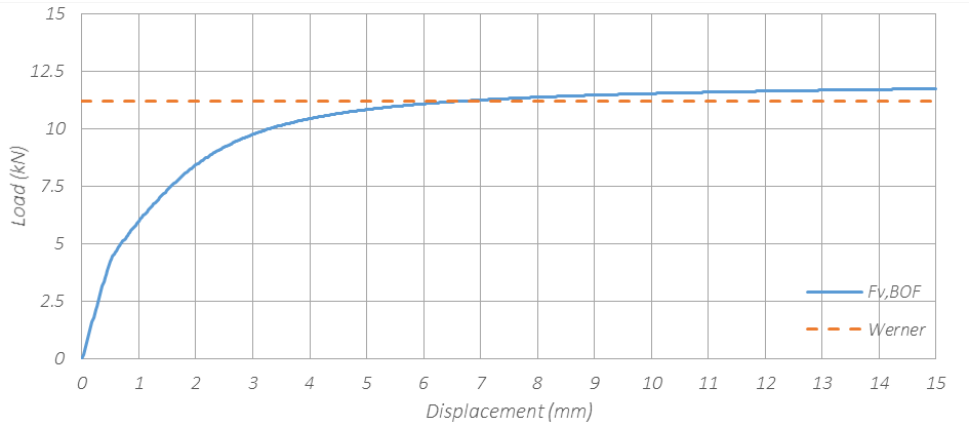


Figure 4.4. BOF modelling result of one timber connection reinforced with glued-on wood-based panels and comparison with Werner (1993) equations.

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.

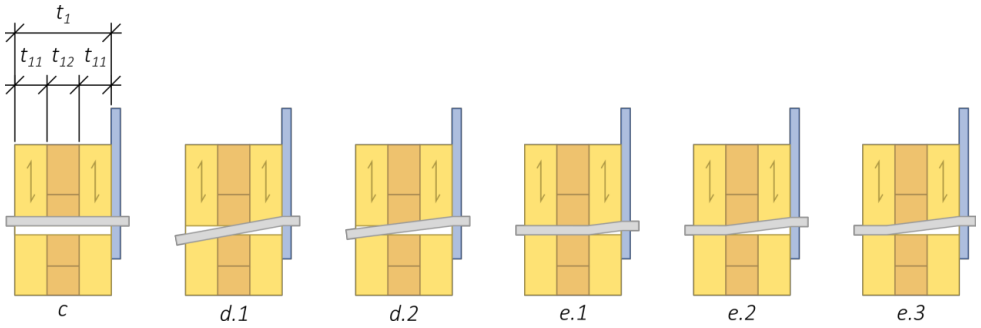


Figure 4.5. Failure modes of one-shear plane for steel-to-CLT connection.

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

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

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

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

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

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

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).

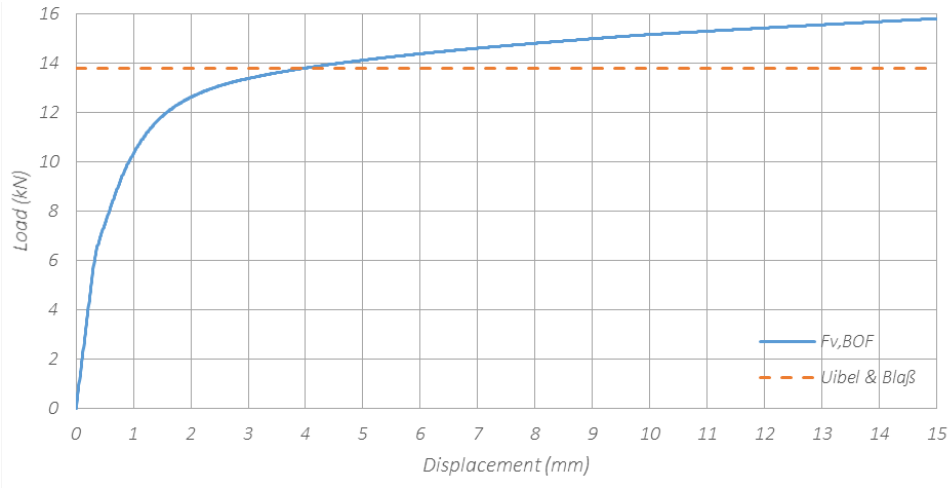


Figure 4.6. BOF modelling result of one CLT connection (three layers 19-22-19) compare with Uibel & Blaß (2006) equations.

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 $K_{f,el,1}$.

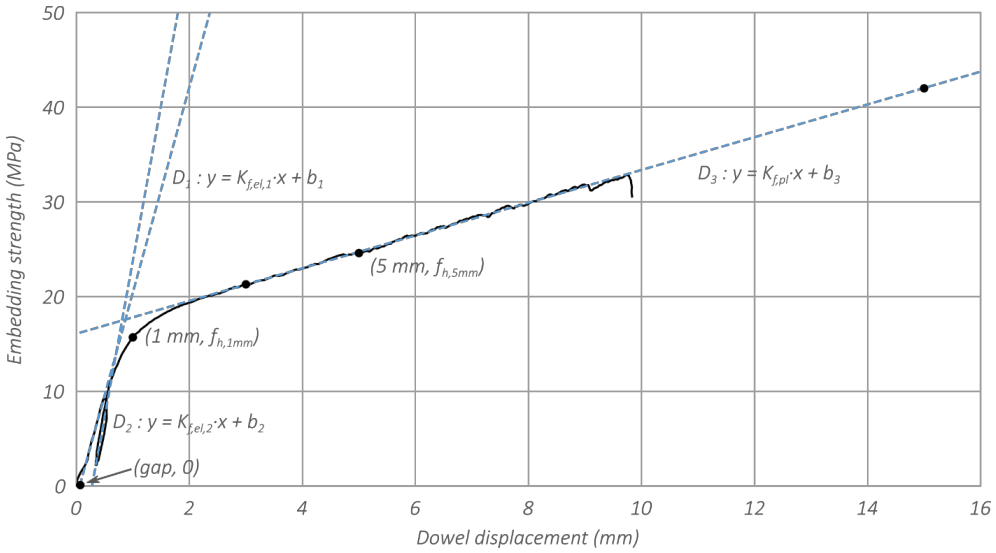


Figure 5.1. Idealized shape of an experimental curve of an embedment test with the characteristic parameters necessary to quantify the nonlinear foundation.

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.

Bouchaïr, 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): Stiftförmige 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 Einfluβgröβen. 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 $d \in [8\,;\,12\,;\,16\,;\,24$ mm$]$;

— l'élancement $t/d \in [1\,;\,1{,}5\,;\,2\,;\,2{,}5\,;\,3\,;\,3{,}5\,;\,4\,;\,4{,}5\,;\,5\,;\,6\,;\,7\,;\,8]$.

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 perpendicualire 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 ensuites 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 :

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

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.

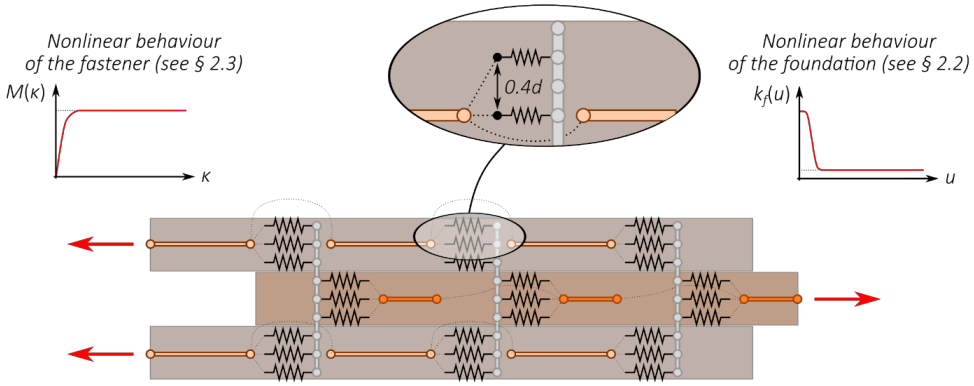


Figure 1. Description of the beam-on-foundation model. Mesh example of a timber-to-timber connection with two shear planes and three dowels in a row.

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.

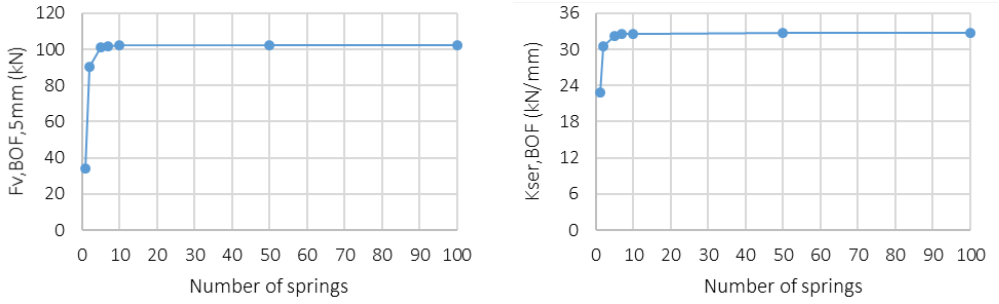


Figure 2. Convergence study as regards number of springs along the fasteners and their influence on the numerical results. $F_{v,BOF,5mm}$ is the load-carrying capacity at a connection slip of 5 mm. $K_{ser,BOF}$ is the slip modulus determined by BOF.

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,

$$k_f(u) = -a_3 \cdot (\arctan((u \cdot a_6 + a_4)^{a5} + a_1) + a_2). \quad (1)$$

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/mm^3) 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:

$a_1 = 2.0$

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

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

$a_4 = 0.0$ (no initial slip) or ≤ 0.0 (with initial slip)

$a_5 = 4$

a_6 = set by nonlinear programming

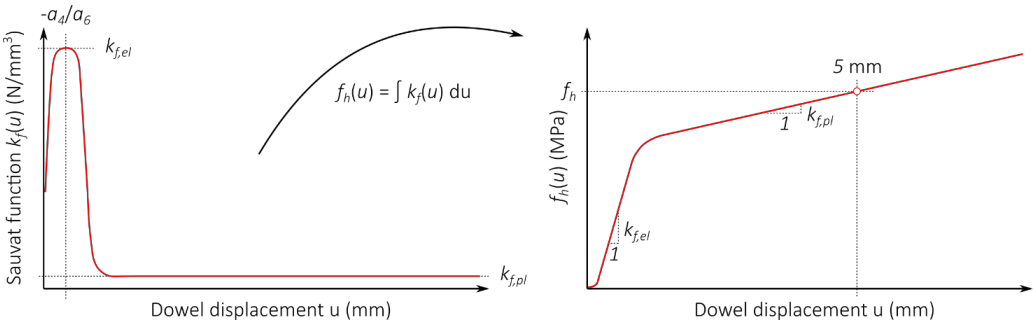


Figure 3. Left: the phenomenological function $k_f(u)$ used in the model (Eq. (1)). Right: the integral of Eq. (1) which is the evolution of the embedment stress $f_h(u)$.

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/m^3};
- elastic modulus of timber members E_0 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.

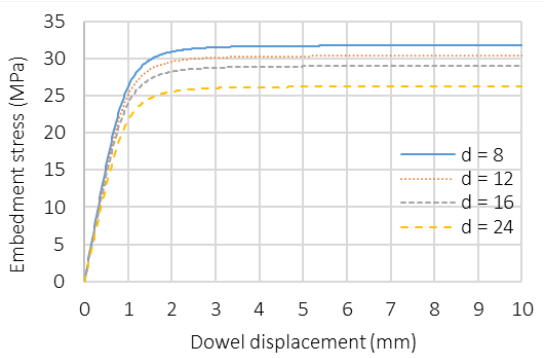
In Lemaître et al (2018), one assumption was made on the elastic foundation modulus. It was assumed that the elastic behaviour of the foundation remained elastic up to an embedment displacement equal to one millimetre. Thus, the elastic foundation modulus $k_{f,el}$ was equal to the embedment strength 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).

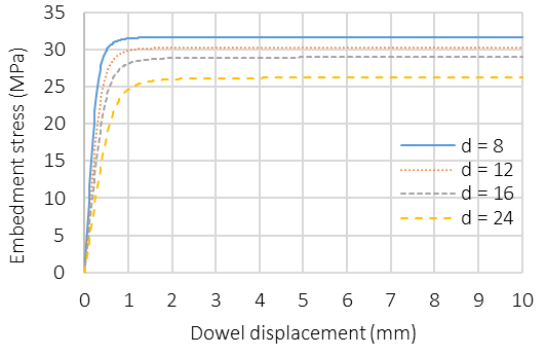
Hypothesis $\mathcal{H}_1$

D	8	12	16	24
f_h	31.68	30.31	28.93	26.17
$k_{f,el}$	31.68	30.31	28.93	26.17
a_4	0.0	0.0	0.0	0.0
a_6	1.35	1.35	1.35	1.35



Hypothesis $\mathcal{H}_2$

d	8	12	16	24
f_h	31.68	30.31	28.93	26.17
$k_{f,el}$	96.80	70.81	55.83	39.22
a_4	0.0	0.0	0.0	0.0
a_6	4.14	3.17	2.61	2.03



Hypothesis $\mathcal{H}_3$

d	8	12	16	24
f_h	31.68	30.31	28.93	26.17
$k_{f,el}$	96.80	70.81	55.83	39.22
a_4	-5.55	-4.57	-3.98	-3.39
a_6	8.27	6.32	5.21	4.03

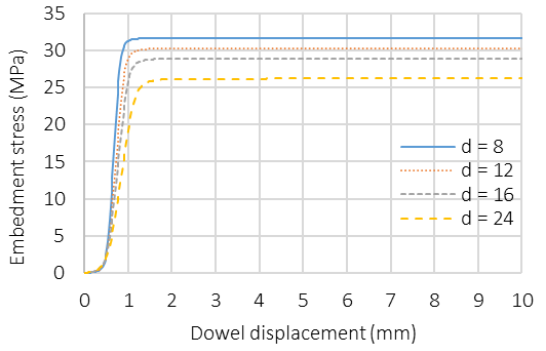


Figure 4. Parameters of the nonlinear embedment foundation and associated embedment curves for the three modelling hypothesis. d is the dowel diameter (in mm), f_h is the embedment strength defined by Eq. (3), $k_{f,el}$ is the elastic foundation modulus (in N/mm^3), a_4 and a_6 are mathematical parameters 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 discritized 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 7*d* 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.

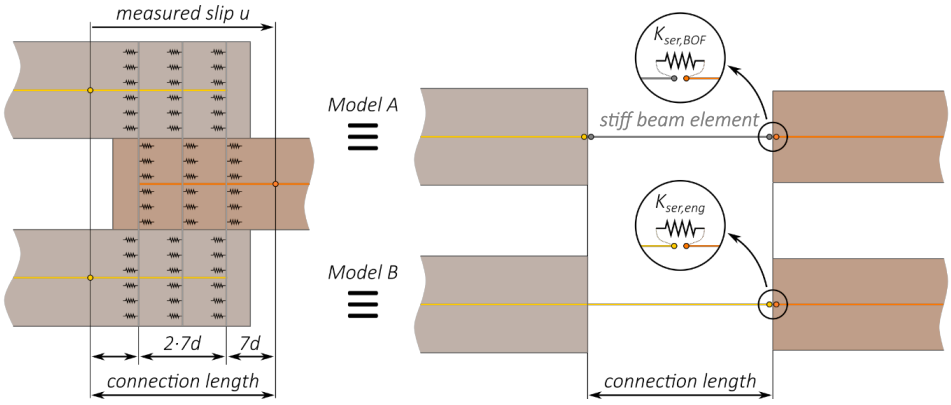


Figure 5. Visualization of the model derived connection slip and the equivalent engineering structural models. Model A should be used with the slip modulus measured by beam-on-foundation modelling $K_{ser,BOF}$. Model B should be used with the slip modulus proposed $K_{ser,eng}$ in Equ. (6).

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-timber 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.

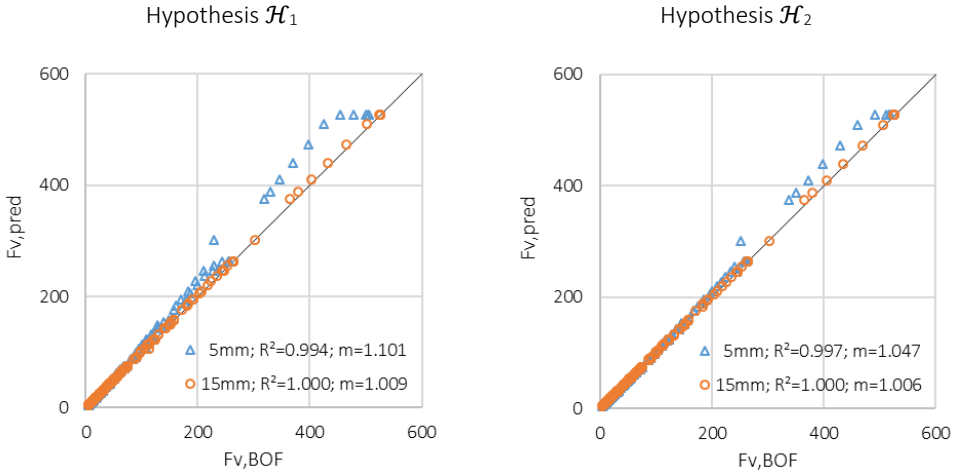


Figure 6. Predicted load-carrying capacity by the Johansen's theory $F_{v,pred}$ versus model-predicted load-carrying capacity by the beam-on-foundation modelling $F_{v,BOF}$ (in kN). R^2 and m are the coefficient of determination and slope of the linear regression, respectively. Left: comparison with $\mathcal{H}_1$. Right: comparison with $\mathcal{H}_2$. Δ $F_{v,BOF}$ at connection slip of 5 mm. ○ $F_{v,BOF}$ 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,

Eurocode 5 $K_{ser} = n \cdot \rho_m^{1.5} \cdot d / 23$ (7)

SIA 265 $K_{ser} = 3 \cdot n \cdot \rho_k^{0.5} \cdot d^{1.7}$ (8)

Jockwer and Jorissen (2018) $K_{ser} = 3.5 \cdot n^{1.26} \cdot d^{2.17} \cdot (t / d)^{0.25}$ (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),

$$K_{ser,prop} = 74.59 \cdot n^{0.78} \cdot d^{1.49} \cdot (t / d)^{0.15} \quad (10)$$

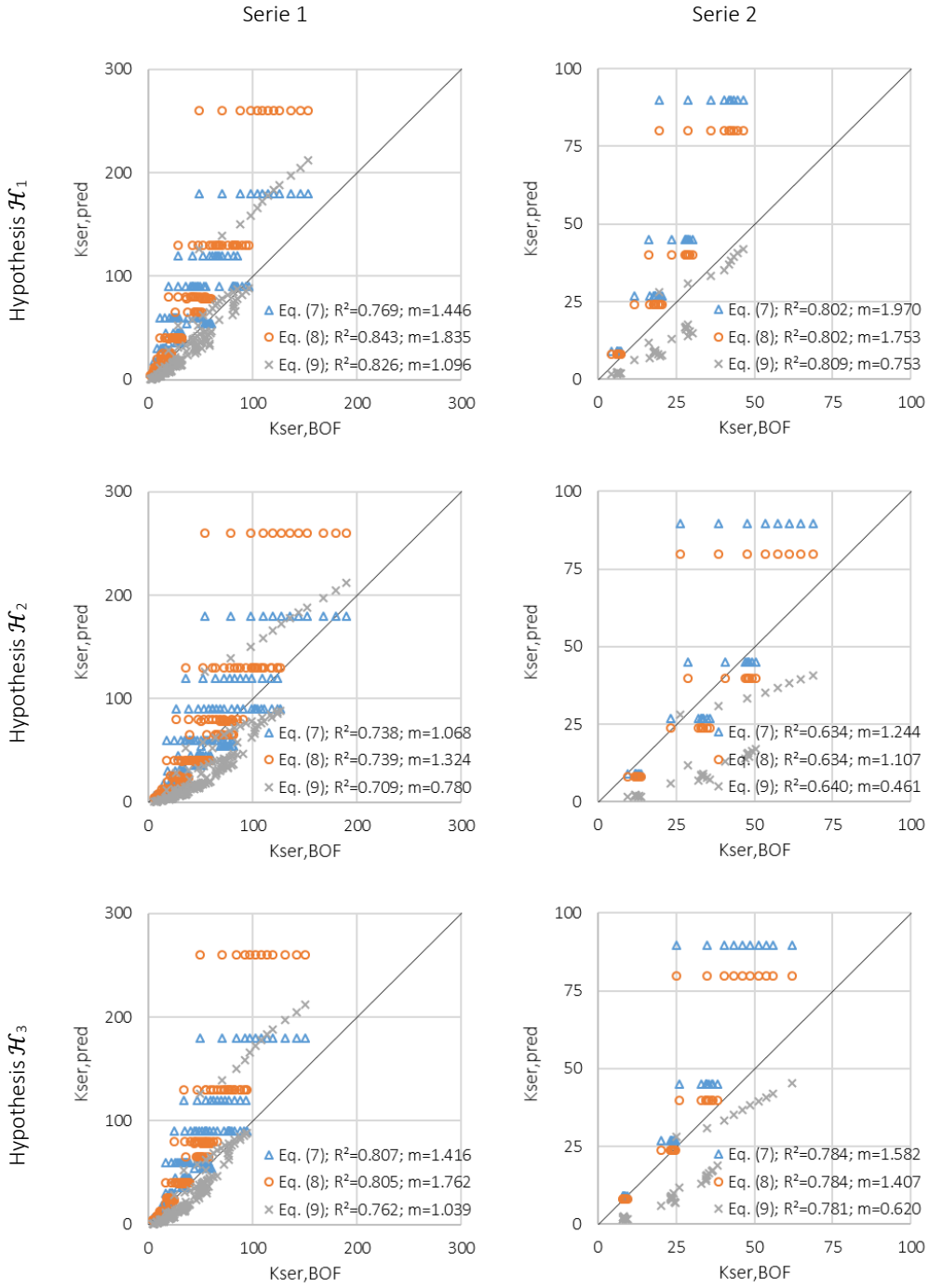


Figure 7. Calculated slip modulus of Eqs. (7-9) $K_{ser,pred}$ versus model-predicted slip modulus from the beam-on-foundation modelling $K_{ser,BOF}$. Values for two shear planes are given (in kN/mm). R^2 and m are the slope and the coefficient of determination of the linear regression, respectively.

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.

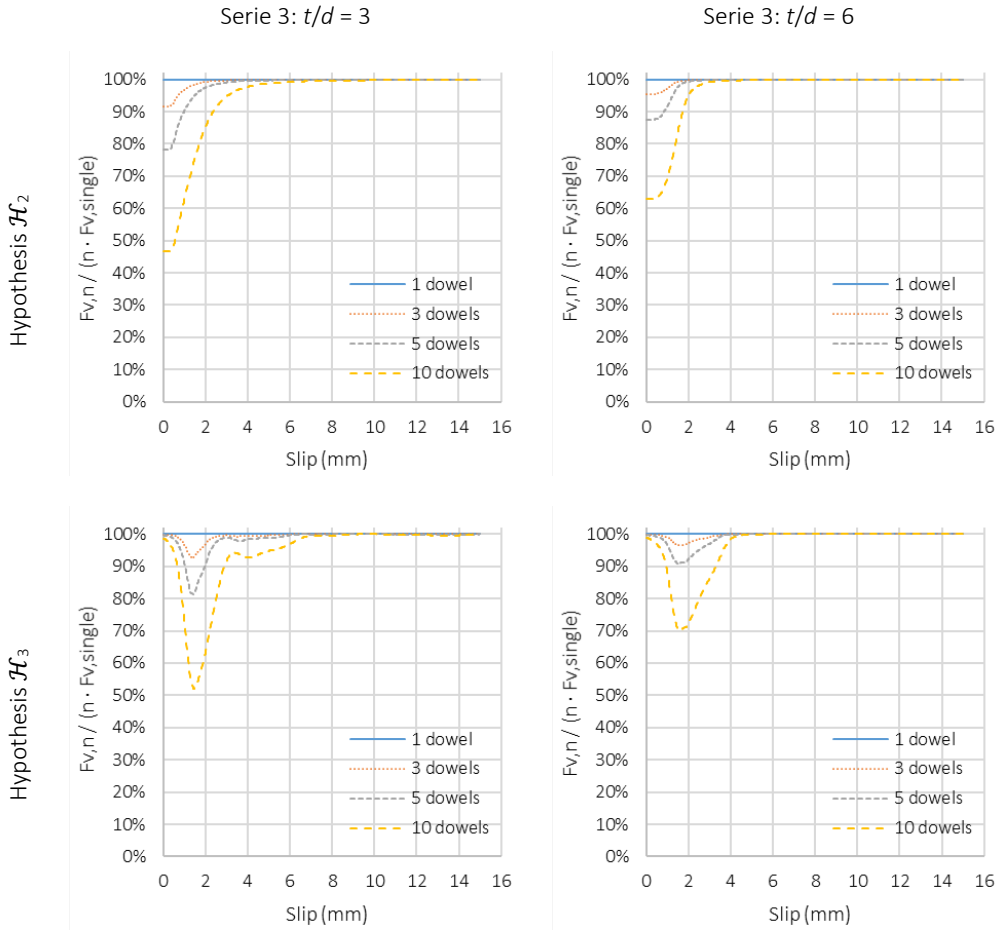


Figure 8. Percentage of effective dowels versus connection slip for Serie 3. $F_{v,n}$ is the load-carrying capacity of a multiple dowel connection with n dowels in a row. $F_{v,single}$ is the load-carrying capacity of a single dowel connection.

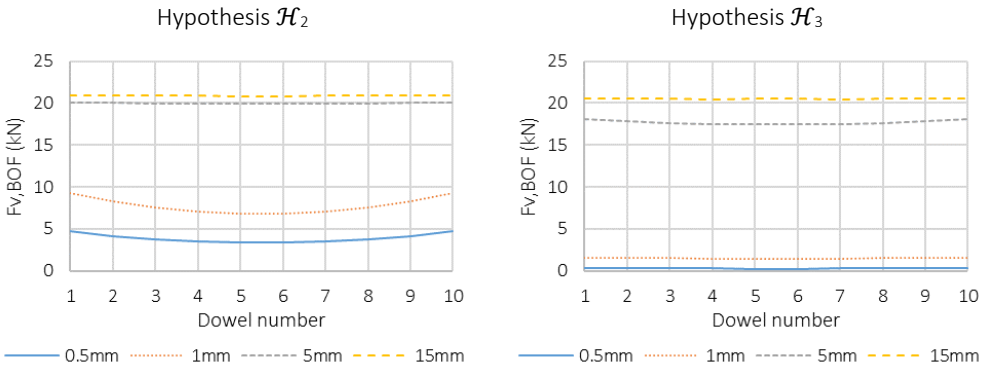


Figure 9. Load distribution in a multiple-dowel connection with 10 dowels in a row, for Serie 4. Left: hypothesis $\mathcal{H}_2$. Right: hypothesis $\mathcal{H}_3$.

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 réspectivement 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 complétement la modélisation.

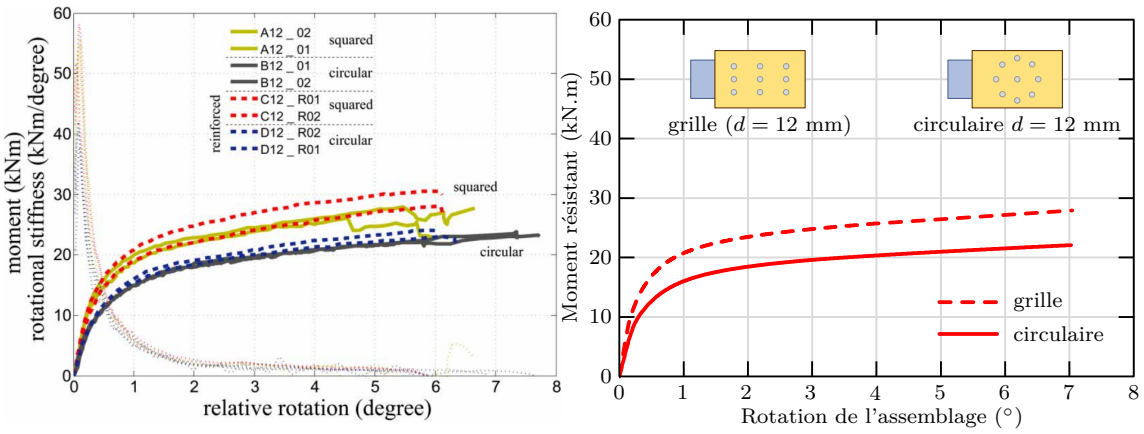


Fig. 4.1 *Comparaisons des résultats expérimentaux de [Bader* et al.*, 2015] avec les simulations numériques.*

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 intégrer 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 permetre 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 problèmatique 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 minimium 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 soucis 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 définie les pinces et distances minimales des organes de renfort ainsi que l'effort tansversal 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'idéaliser 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 feuillus. 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 rotationnels 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 sollicité 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

$$\begin{array}{l} x(\xi) = \langle N(\xi)\rangle \ \{x_n\} \\ y(\xi) = \langle N(\xi)\rangle \ \{y_n\} \end{array} \tag{A.1}$$

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 :

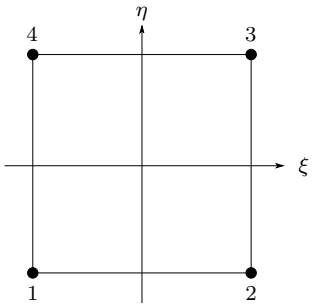
$$\langle N(\xi)\rangle = \langle N_1(\xi),\ N_2(\xi),\ \ldots,\ N_n(\xi)\rangle \tag{A.3}$$

$$N_j(\xi_i) = \begin{cases} 1 & \text{si } i = j \\ 0 & \text{sinon} \end{cases} \tag{A.4}$$

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 :

$$\langle P(\xi,\ \eta)\rangle = \langle 1 \quad \xi \quad \eta \quad \xi\,\eta\rangle \tag{A.5}$$



	ξ_i	η_i
1	-1	-1
2	0	-1
3	1	-1
4	1	0

Fig. A.1 *Quadrangle à 4 nœuds.*

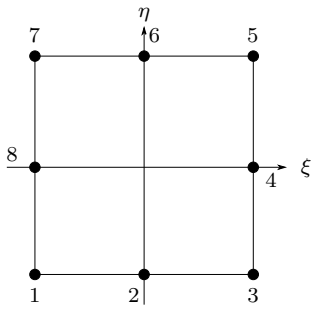
A.1.2 Quadrangle à 8 nœuds

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	$(1-\xi)(1+\eta)/4$	$-(1+\eta)/4$	$(1-\xi)/4$



	ξ_i	η_i		ξ_i	η_i
1	-1	-1	7	-1	1
2	0	-1	8	-1	0
3	1	-1			
4	1	0			
5	1	1			
6	0	1			

Fig. A.2 *Quadrangle à 8 nœuds.*

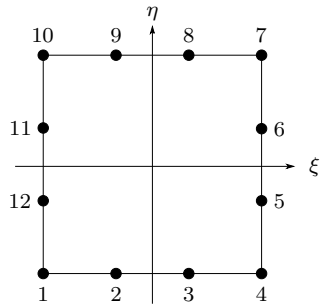
Table A.2 *Fonctions de forme et dérivées premières du quadrangle à 8 nœuds.*

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 :

$$\langle P(\xi,\ \eta)\rangle = \langle 1 \quad \xi \quad \eta \quad \xi^2 \quad \xi\,\eta \quad \eta^2 \quad \xi^3 \quad \xi^2\,\eta \quad \xi\,\eta^2 \quad \eta^3 \quad \xi^3\,\eta \quad \xi\,\eta^3 \rangle \qquad \text{(A.7)}$$



	ξ_i	η_i		ξ_i	η_i
1	-1	-1	7	1	1
2	-1/3	-1	8	1/3	1
3	1/3	-1	9	-1/3	1
4	1	-1	10	-1	1
5	1	-1/3	11	-1	1/3
6	1	1/3	12	-1	-1/3

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 .

$$\int_{-1}^{1} f(x)\,\mathrm{d}x \approx \sum_{i=1}^{n_{pi}} w_i\, f(\xi_i) \tag{A.8}$$

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 $2\,n_{pi}-1$. 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 :

$$P_n(x) = \frac{1}{2^n\,n!} \times \frac{\mathrm{d}^n}{\mathrm{d}x^n}\left[\left(x^2-1\right)^n\right] \tag{A.9}$$

ou par récurrence :

$$P_0(x) = 1, \quad P_1(x) = x \quad \text{et} \quad (n+1)P_{n+1}(x) = (2\,n+1)\,x\,P_n(x) - n\,P_{n-1}(x) \quad \forall\, n \in \mathbb{N} \tag{A.10}$$

Il peut également être démontré que les poids w_i sont définis par la relation :

$$w_i = w_i(\xi_i) = \frac{2}{\left(1-\xi_i^2\right)\left[P_n'(\xi_i)\right]^2} \tag{A.11}$$

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 extrèmes du domaine d'intégration, c'est-à-dire $\xi = -1$ et $\xi = 1$. Le schéma d'intégration de Gauss-Lobatto est construit par :

$$\int_{-1}^{1} f\,(x)\,\mathrm{d}x \approx w_1\,f\,(-1) + \sum_{i=2}^{n_{pi}-1} w_i\,f\,(\xi_i) + w_{n_{pi}}\,f\,(1) \tag{A.12}$$

Les pivots ξ_i sont les $n-2$ racines du polynôme $P_{n-1}^{'}(\xi)$ auquels s'ajoutent les valeurs $\pm\,1$. Le polynôme $P_{n-1}^{'}(\xi)$ est la dérivée du $(n-1)$-ième polynôme de Legendre définie par :

$$P_{n-1}^{'}(x) = \frac{n}{x^2-1} \times \left(x\,P_{n-1}(x) - P_{n-2}(x)\right) \tag{A.13}$$

Les poids w_i sont définis par la relation :

$$w_i = w_i(\xi_i) = \frac{2}{n\,(n-1)\left[P_{n-1}(\xi_i)\right]^2} \tag{A.14}$$

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	8/9
	$\pm\sqrt{3/5}$	5/9
4	$\pm\left(\sqrt{525-70\sqrt{30}}\right)/35$	$\left(18+\sqrt{30}\right)/36$
	$\pm\left(\sqrt{525+70\sqrt{30}}\right)/35$	$\left(18-\sqrt{30}\right)/36$
5	0,000000000000000	0,568888888888889
	± 0,538469310105683	0,478628670499367
	± 0,906179845938664	0,236926885056189
6	± 0,238619186083197	0,467913934572691
	± 0,661209386466265	0,360761573048139
	± 0,932469514203152	0,171324492379171
7	0,000000000000000	0,417959183673469
	± 0,405845151377397	0,381830050505119
	± 0,741531185599395	0,279705391489277
	± 0,949107912342759	0,129484966168869
8	± 0,183434642495650	0,362683783378362
	± 0,525532409916329	0,313706645877887
	± 0,796666477413627	0,222381034453375
	± 0,960289856497536	0,101228536290377
10	± 0,148874338981631	0,295524224714753
	± 0,433395394129247	0,269266719309996
	± 0,679409568299024	0,219086362515982
	± 0,865063366688985	0,149451349150581
	± 0,973906528517172	0,066671344308688
12	± 0,125233408511469	0,249147045813403
	± 0,367831498998180	0,233492536538355
	± 0,587317954286618	0,203167426723066
	± 0,769902674194305	0,160078328543346
	± 0,904117256370475	0,106939325995318
	± 0,981560634246719	0,047175336386512
20	± 0,076526521133497	0,152753387130726
	± 0,227785851141645	0,149172986472604
	± 0,373706088715420	0,142096109318382
	± 0,510867001950827	0,131688638449177
	± 0,636053680726515	0,118194531961518
	± 0,746331906460151	0,101930119817241
	± 0,839116971822219	0,083276741576705
	± 0,912234428251326	0,062672048334109
	± 0,963971927277914	0,040601429800387
	± 0,993128599185095	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	4/3
	± 1	1/3
4	$\pm 1/\sqrt{5}$	5/6
	± 1	1/6
5	0	64/90
	$\pm 1/\sqrt{5}$	49/90
	± 1	1/10
6	± 0,285231516480645	0,554858377035486
	± 0,765055323929465	0,378474956297847
	± 1,000000000000000	0,066666666666667
7	0,000000000000000	0,487619047619048
	± 0,468848793470714	0,431745381209863
	± 0,830223896278567	0,276826047361566
	± 1,000000000000000	0,047619047619048
8	± 0,209299217902479	0,412458794658704
	± 0,591700181433142	0,341122692483505
	± 0,871740148509607	0,210704227143507
	± 1,000000000000000	0,035714285714286
10	± 0,165278957666387	0,327539761183897
	± 0,477924949810444	0,292042683679684
	± 0,738773865105505	0,224889342063126
	± 0,919533908166459	0,133305990851066
	± 1,000000000000000	0,022222222222222
12	± 0,136552932854928	0,271405240910696
	± 0,399530940965349	0,251275603199201
	± 0,632876153031860	0,212508417761031
	± 0,819279321644010	0,157974705564396
	± 0,944899272222880	0,091684517413155
	± 1,000000000000000	0,015151515151515
20	± 0,080545937238822	0,160743286387846
	± 0,239551705922986	0,156580102647475
	± 0,392353183713880	0,148361554070916
	± 0,534992864031993	0,136300482358637
	± 0,663776402289921	0,120709227628391
	± 0,775368260952057	0,101991499700922
	± 0,866877978089950	0,080631764001526
	± 0,935934498812664	0,057181802139794
	± 0,980743704893570	0,032237123186925
	± 1,000000000000000	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).

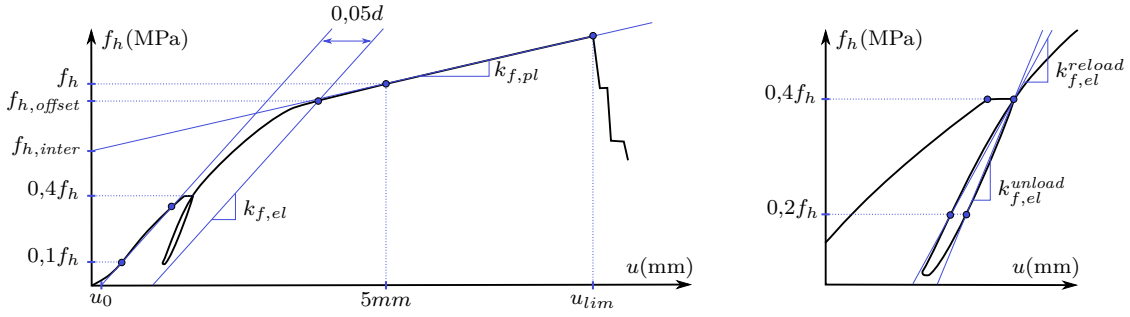


Fig. B.1 *Illustration des paramètres mesurés sur les courbes d'essais d'enfoncement.*

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 1 (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 1 (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 1 (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 1 (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 1 (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 1 (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

CODIFAB
Comité professionnel de Développement
des Industries Françaises de l'Ameublement et du
Bois

CAHIER DES CHARGES

ESSAIS DE CARACTÉRISATION DE

RAIDEURS D'ASSEMBLAGES

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

afaq ISO 9001 Qualité AFNOR CERTIFICATION

Sommaire

1 Objet / Objectifs de l'essai 3
2 Périmètre des essais 3
2.1 Revue règlementaire 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 ;

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 maitrisée 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**.

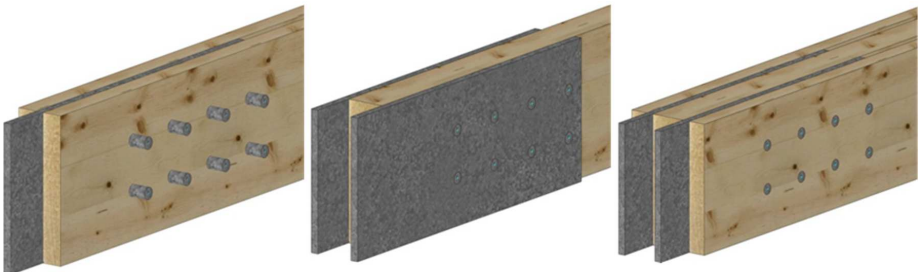
Les jeux de perçage ont une influence sur la raideur et la distribution des efforts dans les assemblages (voir Mischler (1998)). Pour limiter l'influence de ce paramètre dans les BBGH, les perçages bois et métal devront être effectués à la commande numérique afin d'atteindre une précision suffisante. 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 electrozinguage 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.



1 2 3

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.

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.

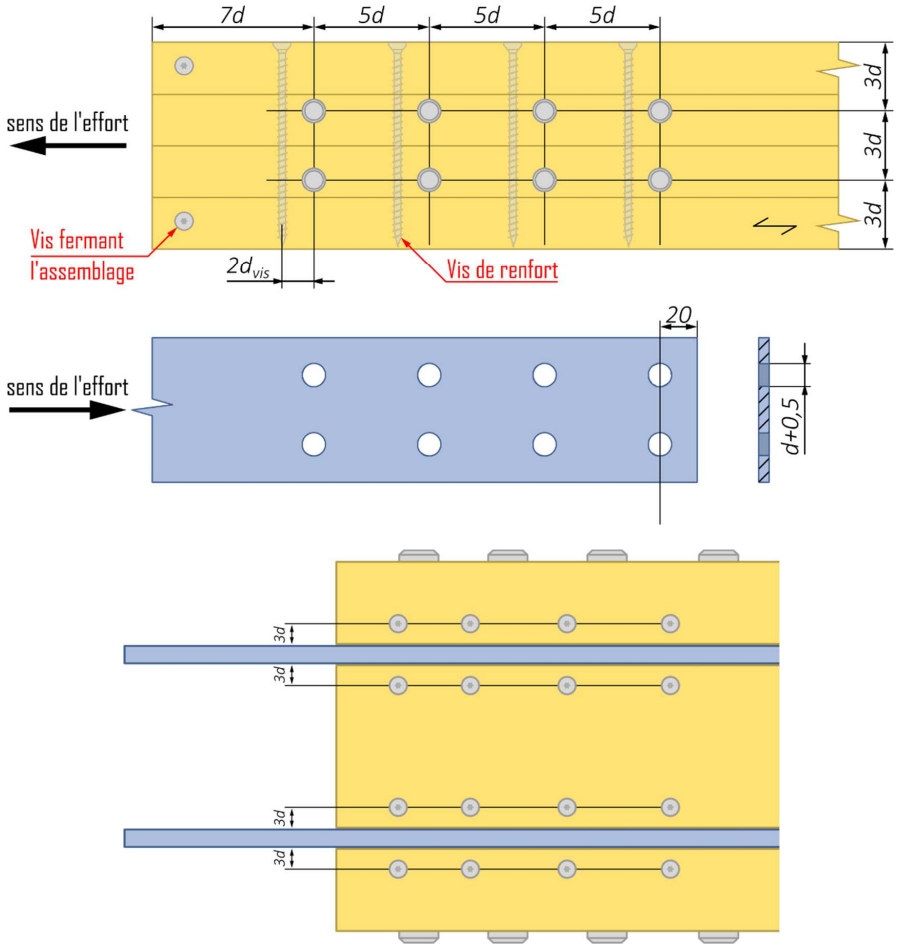


Figure 2.2. Pinces et distances minimales retenues pour les éléments bois et métalliques des assemblages mécaniques de type broche dans du bois lamellé-collé.

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.

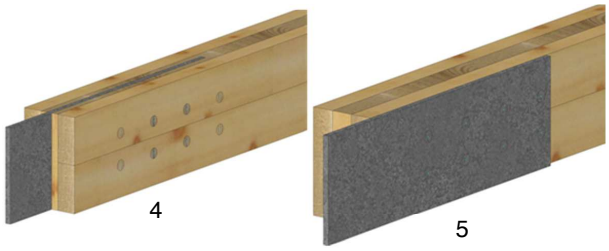


Figure 2.3. Schémas des différentes configurations d'assemblages mécaniques de type broche en bois lamellé croisé.

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.

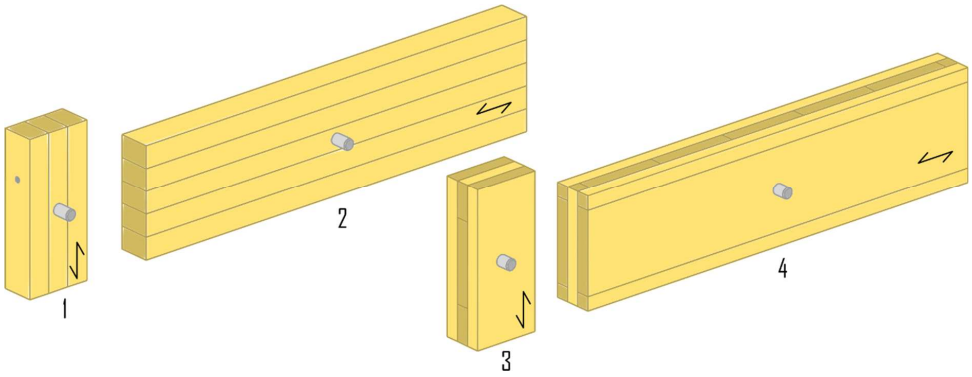


Figure 2.8. Schémas des différentes configurations d'éprouvettes des essais d'enfoncement.

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.

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	$3d$* 12-20-12**	$3d$* 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.

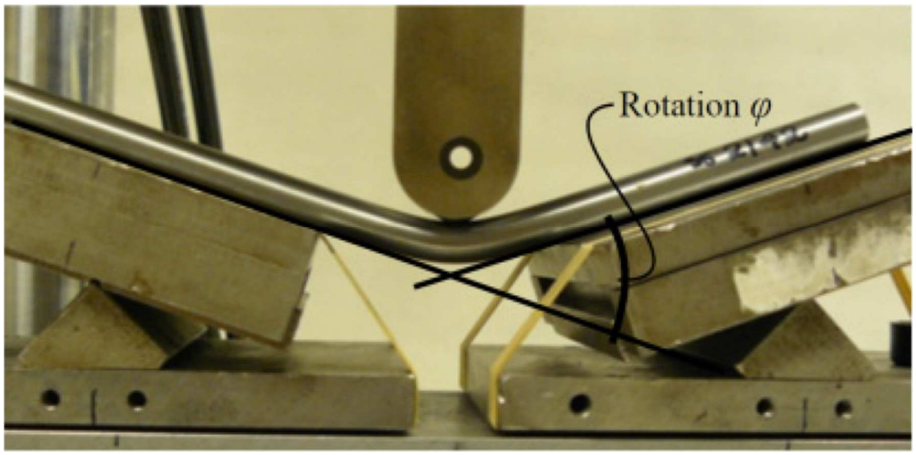


Figure 2.9. Exemple de montage pour la réalisation des essais de flexion de broches (Bader et al. (2016)).

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 % ± 5 %

T= 20°C ± 2°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 ramenée 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'Adivbois.

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'Adivbois.

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 kmod 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 ± 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

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 :

- *Ks,i* module de glissement de l'assemblage au palier *i*, en kN/mm ;
- *Ksec,i* module de glissement sécant de l'assemblage au palier *i*, en kN/mm ;
- *Frupt,exp* effort maximal, en kN ;
- *wij* glissement au point *ij*, avec *i* numéro du palier, *j* = 1 (palier haut) ou *j* = 0 (palier bas), en mm ;
- *Fij* effort au point *ij*, avec *i* numéro du palier, *j* = 1 (palier haut) ou *j* = 0 (palier bas), en kN ;

Où :

- $K_{s,i} = \left(F_{i1} - F_{i0}\right) / \left(w_{i1} - w_{i0}\right)$
- $K_{\text{sec},i} = F_{i1} / w_{i1}$

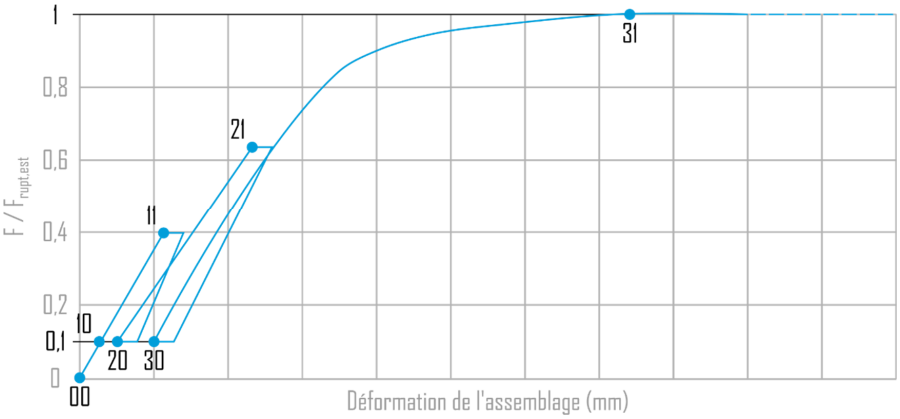


Figure 2.10. Exemple de courbe expérimentale d'essai d'assemblage mécanique de type broche en bois lamellé-collé.

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

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 kmod 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 kmod 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 fc,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 ± 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 :

- $K_{s,i} = \left(F_{i1} - F_{i0}\right) / \left(w_{i1} - w_{i0}\right)$
- $K_{\text{sec},i} = F_{i1} / w_{i1}$

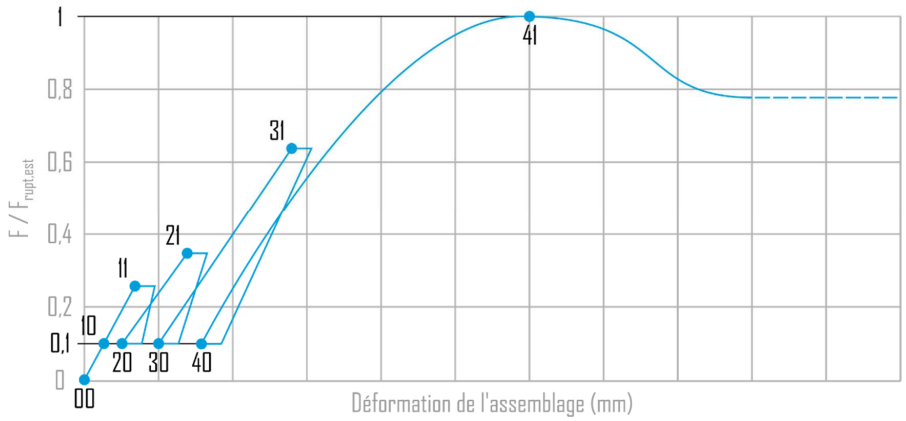


Figure 2.11. Exemple d'une courbe expérimentale d'un essai de compression.

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 ± 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).

$$f_{h,\alpha,mean} = 0.037 \cdot (1 - 0.016d) \cdot \rho_{mean}^{1.16} \left[\frac{2t_0}{t\left(1.2\sin^2\alpha + \cos^2\alpha\right)} + \frac{t_{90}}{t\left(1.2\cos^2\alpha + \sin^2\alpha\right)} \right]$$

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 bu bois, en ° ;
- *t0* l'épaisseur des lames des plis extérieurs (CLT), en mm ;
- *t90* l'épaisseur des lames dans le sens transversal (CLT), en mm ;
- *t* l'épaisseur total des éprouvettes (CLT), en mm.

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 constituants 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.

Le laboratoire intègrera 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 différentiant les coûts fixes et variables. ADIVbois se réserve le droit de repartir 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). *Modelisation des deformations 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., Barthram, 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). *Modelisation non lineaire 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

[Byskov *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] Heimeshoff, 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

[Lathuillière, 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 transfering dvw 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 modelling*. 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*, Seatle, 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 Iijima, 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 apacity 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 surves. *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 précontrainte 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 *ad hoc* 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 tridimentionnel 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-glissement 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 réprésentative 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 Algorigramme 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 Algorigramme du modèle de comportement élastoplastique des organes 96
3.10 Liaison organe-plaque pour la modélisation tridimensionnel 97
3.11 Algorigramme 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 Échantilonnage 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

Romain Lemaître **5 mai 2020**

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

2. NOTE-2
Note de calculs des assemblages par broches

(consultable sur demande)

3. PRO-2.1
Protocole d'essais de portance locale

Laboratoire d'Etudes et de Recherche
sur le Matériau Bois
EA 43 70 USC / INRA

Ecole Nationale Supérieure des
Technologies et Industries du Bois

CAMPAGNE D'ESSAIS VISANT A CARACTERISER LA RAIDEUR D'ASSEMBLAGES COURANTS DE STRUCTURES EN BOIS

PRO-2.1 : Protocole d'essais de portance locale

Fait à Epinal, le vendredi 17 décembre 2021

Ecole Nationale Supérieure
des Technologies et Industries du Bois
27, rue Philippe SEGUIN
CS60036
88026 EPINAL

Tél : 03-72-74-96 -11
Fax : 03-72-74-96-38
e-mail : jean-françois.bocquet@univ-lorraine.fr

SOMMAIRE

SOMMAIRE **2**

1. – ESSAIS DE CARACTERISATION DE LA PORTANCE LOCALE **3**

1.1. Definition des echantillons 3
1.2. Determination de la masse volumique 4
1.3. Protocole des essais 5
1.3.1. La chaîne d'acquisition 5
1.3.2. Dispositif de montage d'essai 6
1.3.3. Dispositif de mesure 7
1.3.3.1. Mesure sans contact 7
1.3.4. Cycle de chargement 8
1.4. Resultats 9

2. - BIBLIOGRAPHIE : **9**

1. – ESSAIS DE CARACTERISATION DE LA PORTANCE LOCALE

Les essais seront effectués sur la machine universelle ZWICK du CAMPUS BOIS située à Epinal (Vosges, 88). Pour ce type d'essai de portance, 8 lots de 15 échantillons seront testés afin de déterminer les valeurs de la portance locale pour chacune des configurations retenues.

1.1. DEFINITION DES ECHANTILLONS

La campagne d'essais sera constituée de 4 lots de 15 échantillons pour le BLC et 4 lots de 15 échantillons pour le CLT. Le Tableau 1-1 présente les principales dimensions des différents composants constituant les éprouvettes.

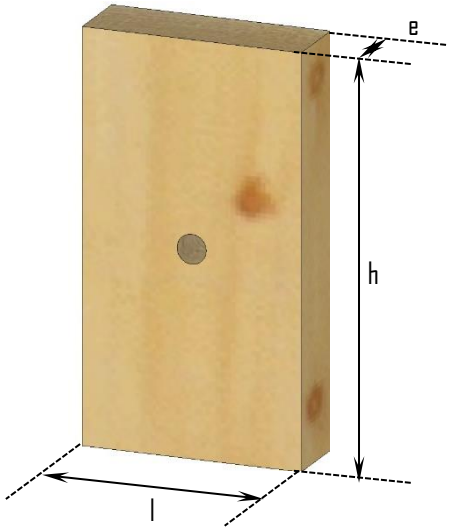


Figure 1-1 : Vue 3D des échantillons et repérage des dimensions

Tableau 1-1 : Dénomination des éprouvettes

BLC			
Ref.	Hauteur (h) [mm]	Largeur (l) [mm]	Epaisseur (e) [mm]
1.1.	168	72	36
1.2.	224	96	48
2.1.	480	120	36
2.2.	640	160	48
CLT			
Ref.	Hauteur (h) [mm]	Largeur (l) [mm]	Epaisseur (e) [mm]
3.1.	168	72	12-20-12
3.2.	224	96	12-20-12
4.1.	480	120	12-20-12
4.2.	640	160	12-20-12

Dans l'optique d'utiliser les résultats des essais d'enfoncement dans des modèles par éléments finis, le palier plastique (comportement après atteinte du seuil plastique) doit être le plus représentatif possible. Pour limiter l'ouverture de fissures en traction transversale dans les essais à 0°, les éprouvettes seront frétées par une vis de renfort. Des essais préliminaires ont démontré que la vis permettait une phase de plastification plus importante (pouvant atteindre 10mm d'enfoncement dans le bois pour les essais à 0°) contrairement aux éprouvettes non frettées (qui cassent à un enfoncement généralement proche de 5mm) Les 15 essais préliminaires ont montré que la vis de frettage, n'a statistiquement pas d'impact sur la valeur de la portance à 5mm ou de la raideur en phase élastique.

1.2. DETERMINATION DE LA MASSE VOLUMIQUE

Pour l'ensemble des éléments constituants les échantillons, la masse volumique sera déterminée avant l'usinage, sur l'élément entier avec une prise d'humidité par la méthode électrique par résistance selon la norme NF EN 13183-2 [1] au milieu de l'élément. Toutes ces valeurs seront répertoriées dans un tableau du type Tableau 1-2.

Tableau 1-2 : Synthèse des masses volumiques et humidité pour la configuration n°1.1.

Désignation des éléments	ρ [kg/m^3]	H [%]	$\rho_{12\%}$ [kg/m^3]
1.1.-1			
1.1.-2			
1.1.-3			
1.1.-4			
1.1.-5			
1.1.-6			
1.1.-7			
1.1.-8			
1.1.-9			
1.1.-10			
1.1.-11			
1.1.-12			
1.1.-13			
1.1.-14			
1.1.-15			
Minimum			
Maximum			
Moyenne			
Ecart type			
COV			

1.3. PROTOCOLE DES ESSAIS

1.3.1. La chaîne d'acquisition

Sur chacun des essais de portance locale, la valeur de la cellule de force fixée sur la traverse ainsi que les valeurs des déplacements seront enregistrées en fonction du temps. Pour cela, un dispositif de mesure constitué de deux chaînes d'acquisition sera mis en place.

La première chaîne de mesures enregistrera en continu le déplacement de la traverse et la charge sur la cellule de force. Cette chaîne d'acquisition sera intégrée dans le système d'asservissement de la machine.

La deuxième chaîne de mesures sera composée de 2 caméras 2D. L'acquisition des données enregistrées par ces caméras sera faite par le logiciel VDM_acqui. Pour permettre l'acquisition des données pour cette deuxième chaîne de mesures, des cibles d'une taille adaptée seront disposées sur les deux faces de l'échantillon bois (cf. partie : 1.3.3).

La synchronisation des deux chaînes de mesures sera donnée par un signal de type trigger, permettant une synchronisation instantanée temporellement des données issues des caméras et celles issues de la machine ZWICK.

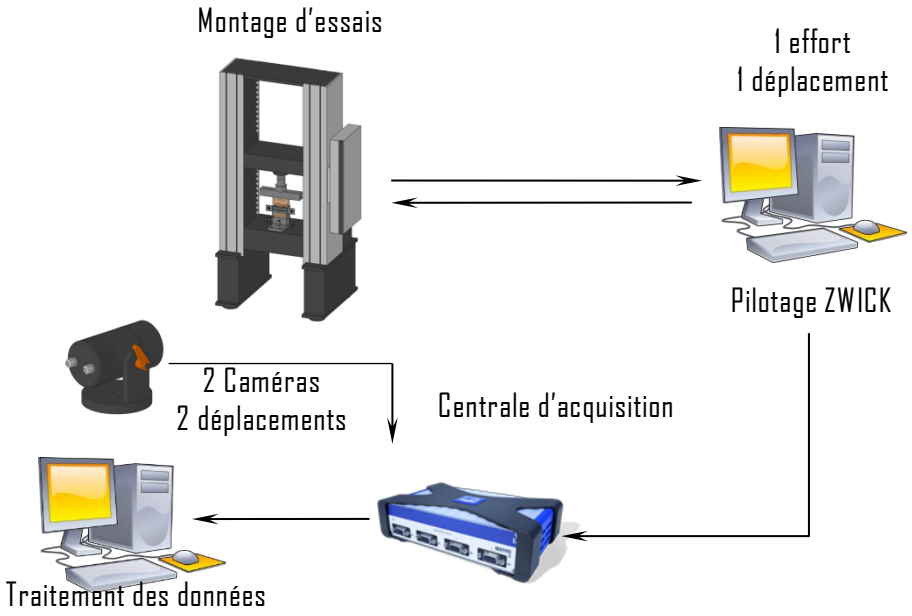


Figure 1-2 : Schéma de principe de la chaîne d'acquisition

1.3.2. Dispositif de montage d'essai

Les essais de portance locale seront effectués selon le principe de montage présenté en Figure 1-3.

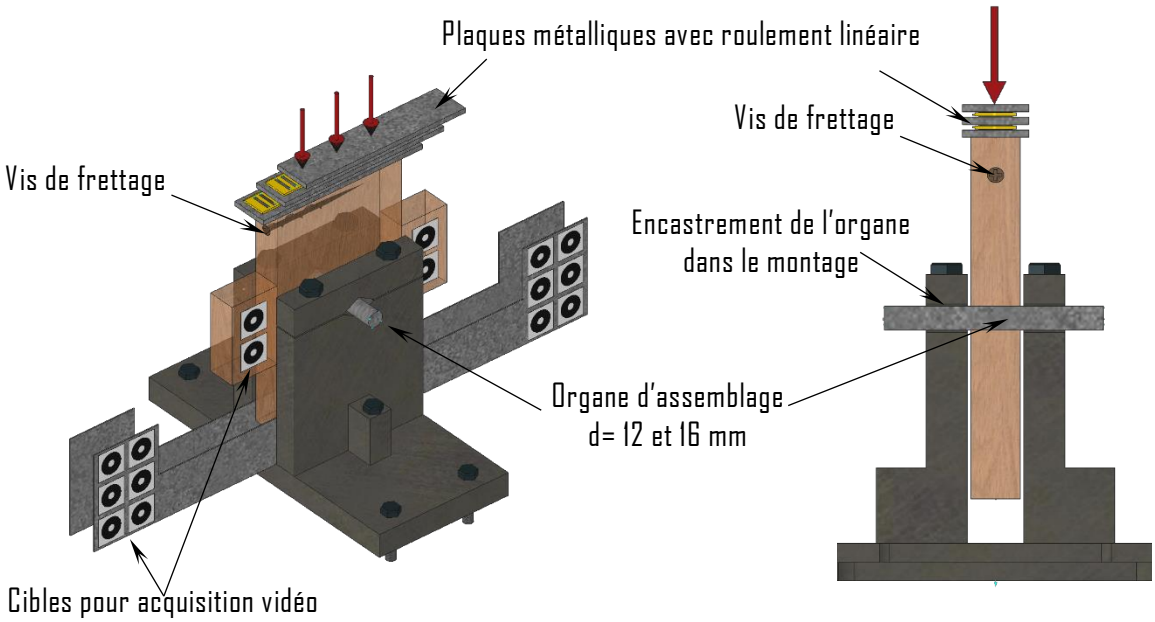


Figure 1-3 : Principe de montage de l'essai de portance

Le montage de portance comportera deux joues latérales en acier d'une épaisseur 25mm qui viennent encastrer la tige d'assemblage, limitant ainsi sa déformation par flexion. Un système de plaques métalliques et de roulements linéaires permettra de laisser libre le déplacement horizontal de l'éprouvette ce qui sera indispensable pour ne pas perturber la mesure de la raideur d'enfoncement.

1.3.3. Dispositif de mesure

1.3.3.1. Mesure sans contact

Le dispositif de mesure sera constitué de deux caméras 2D et du logiciel VDM_acqui. Ces caméras seront positionnées avec un recul d'environ 1 mètre de la face de mesure, afin d'obtenir une précision de l'ordre du 0,02 mm. Ce dispositif de mesure permettra de suivre les déplacements sans contact au cours du temps des cibles collées sur l'échantillon. Ce dispositif, après l'analyse des images des caméras, permettra de connaître les coordonnées spatiales de chacune des cibles. Dans notre cas d'étude, cette analyse déterminera la raideur d'enfoncement de la broche dans le bois.

En associant plusieurs cibles formant un corps dit « rigide », ici au nombre de 2, il sera possible de connaître les déplacements relatifs entre les différents objets. Ceci permettra d'éliminer les mouvements parasites sur la distance séparant les objets de l'étude. Les corps dits « rigides » seront constitués pour l'un de deux cales bois visées à gauche et à droite de l'échantillon (Objet n°1), pour l'autre d'un plaque métallique collée sur le montage de portance (Objet n°2). Les cibles de ces deux corps dit « rigides » seront placées dans le même plan de mesure. La Figure 1-4 présente le principe de positionnement des cibles constituant les objets sur une face de l'échantillon. Le même positionnement sera effectué sur l'autre face de l'échantillon. Par l'intermédiaire de ce dispositif, le déplacement relatif moyen de l'éprouvette bois au regard du montage sera connu. Il sera considéré comme l'enfoncement de la broche dans le bois.

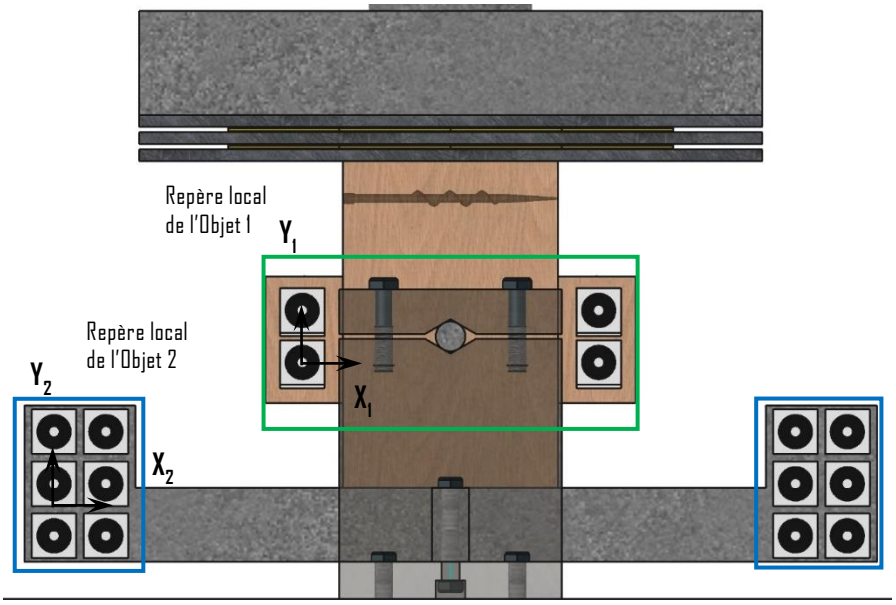


Figure 1-4 : Principe de positionnement des cibles et des repères locaux et identification des paramètres de calcul.

1.3.4. Cycle de chargement

Le cycle de chargement sera effectué selon certaines recommandations de la norme NF EN 383 [2]. Le cycle de chargement sera le suivant :

- ✓ Une rampe croissante, pilotée en force, sera effectuée jusqu'à la charge de 40% de la charge estimée à 5 mm d'enfoncement en 120s puis un palier de maintien d'une durée de 30s.
- ✓ Une rampe décroissante, pilotée en force, sera effectuée jusqu'à la charge de 40% de la charge estimée en 90s puis un palier de maintien d'une durée de 30s.
- ✓ Une rampe croissante, pilotée en force, sera effectué jusqu'à une déformation de 15mm avec une vitesse déterminée pour que la charge estimée à 5 mm d'enfoncement soit atteinte en 300s + ou – 120 s.

Les valeurs des charges estimées à 5 mm d'enfoncement des éprouvettes sont estimées selon l'équation suivante. Elles sont rappelées dans le Tableau 1-3.

$$F_{est,mean} = 0,082 \times (1 - 0,01 \times d) \times \rho_{mean} \times d \times e$$

$$avec \quad \rho_{mean} = 420 kg / m^3$$

Tableau 1-3 : Charge estimée à 5 mm d'enfoncement en [kN]

BLC	
Ref.	Effort estimé ($F_{est,mean}$)
1.1.	13,09
1.2.	22,22
2.1.	8,56
2.2.	13,97
CLT	
Ref.	Effort estimé ($F_{est,mean}$)
3.1.	16,10
3.2.	19,78
4.1.	15,84
4.2.	19,45

1.4. RESULTATS

Pour l'ensemble des résultats des essais de portance, il sera présenté les données géométriques, les résultats expérimentaux, les photos de rupture de chacune des éprouvettes ainsi que la courbe expérimentale décrite ci-dessous de chacun des essais résumés en une page par essai.

La présentation des résultats des essais est réalisée de la manière suivante :

- ✓ La courbe moyenne sera présentée avec la contrainte d'enfoncement $(f_{h,mean})$ en fonction du déplacement moyen de l'organe (u_{moyen}) (cf. Figure 1-5)

- **Détermination de la contrainte d'enfoncement**

$$f_{h,mean} = \frac{F}{d \times e}$$

- ✓ $f_{h,mean}$: Contrainte d'enfoncement [MPa]
- ✓ F : Effort du vérin [kN]
- ✓ d : Diamètre de l'organe
- ✓ e : Epaisseur de l'échantillon considéré

- **Détermination de l'enfoncement moyen**

La valeur moyenne du déplacement de l'organe (u_{moyen}) sera défini comme étant la moyenne des déplacements relatifs de l'objet n°1 par rapport à l'objet n°2 sur chacune des faces A et B dénommée respectivement u_A et u_B .

$$u_{mean} = \frac{u_A + u_B}{2}$$

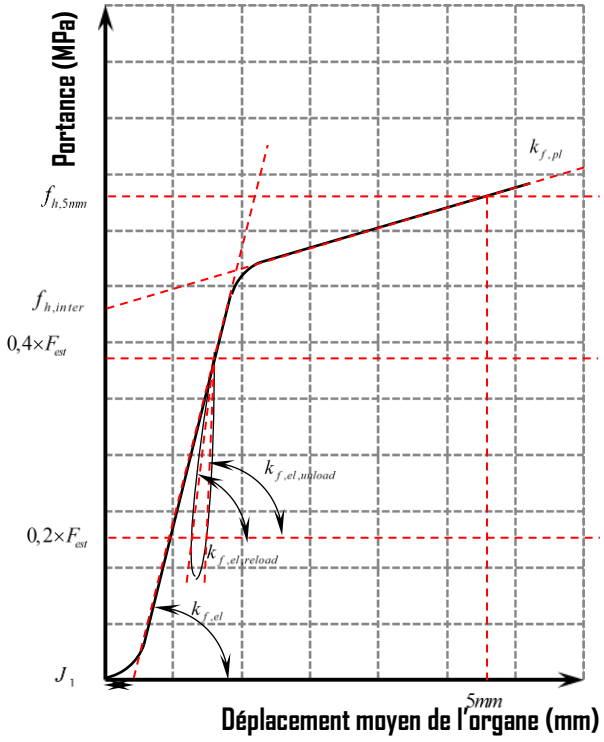


Figure 1-5 : Courbe expérimentale idéalisée

- ✓ $f_{h,5mm}$: Valeur de la portance locale en [MPa] à 5 mm d'enfoncement définie conformément à la norme NF EN 383. Elle s'obtient soit à partir de l'effort maximal lors de l'essai, si l'enfoncement n'atteint pas les 5mm, soit à 5mm d'enfoncement
- ✓ $f_{h,inter}$: définie comme étant l'intersection de la droite de coefficient directeur $\left(k_{f,pl}\right)$ et l'axe des ordonnées
- ✓ $k_{f,el}$: Valeur du module de fondation élastique de la première montée en charge en [MPa/mm] définie par la valeur du coefficient directeur de la droite de régression linéaire entre les seuils de 10% et 40% de valeur estimée de la résistance à l'enfoncement du lot d'éprouvette considéré
- ✓ $k_{f,el,unload}$: Valeur du module de fondation élastique de la décharge élastique en [MPa/mm] définie par la valeur du coefficient directeur de la droite de régression linéaire entre les seuils de 20% et 40% de valeur estimée de la résistance à l'enfoncement du lot d'éprouvette considéré
- ✓ $k_{f,el,reload}$: Valeur du module de fondation élastique de la recharge élastique en [MPa/mm] définie par la valeur du coefficient directeur de la droite de régression linéaire entre les seuils de 20% et 40% de valeur estimée de la résistance à l'enfoncement du lot d'éprouvette considéré
- ✓ $k_{f,pl}$: Valeur du module de fondation plastique en [MPa/mm] définie par la valeur du coefficient directeur de la droite passant par les points de déplacement de 5 mm et 15mm.
- ✓ J_1 : Valeur du jeu initial en [mm]
- ✓ ρ : Valeur de la masse volumique en [kg/m^3]
- ✓ H : Valeur de l'humidité en [%]
- ✓ Le mode rupture de l'échantillon

A la suite des campagnes d'essais, il sera présenté des tableaux de synthèse par configuration d'essai. A titre d'exemple, le Tableau 1-4 présente l'ensemble des résultats qui seront obtenus pour la configuration n°1.1.1.

Tableau 1-4 : Principe de synthèse des valeurs déterminées par les essais pour la configuration n°1.1.

Echantillon	f_{h5mm} [MPa]	$f_{h,inter}$ [MPa]	$k_{f,el}$ [MPa/mm]	$k_{f,el,unload}$ [MPa/mm]	$k_{f,el,reload}$ [MPa/mm]	$k_{f,pla}$ [MPa/mm]	J_1 [mm]
POR_0_12_BLC_1							
…							
POR_0_12_BLC_15							
Moyenne							
Maximum							
Minimum							
Ecart type							
COV							

2.- BIBLIOGRAPHIE :

[1] AFNOR, NF EN 13183-2: Teneur en humidité d'une pièce de bois scié - Partie 2 - Estimation par méthode électrique par résistance. 2002.

[2] AFNOR, NF EN 383: Structure en bois - Méthode d'essai - Determination de caractéristiques de fondation et de la portance d'éléments d'assemblage de type broche. 2007.

4. PRO-2.2
Protocole de flexion de broche

Laboratoire d'Etudes et de Recherche
sur le Matériau Bois
EA 43 70 USC / INRA

Ecole Nationale Supérieure des
Technologies et Industries du Bois

CAMPAGNE D'ESSAIS VISANT A CARACTERISER LA RAIDEUR D'ASSEMBLAGES COURANTS DE STRUCTURES EN BOIS

PRO-2.2 : Protocole d'essais de flexion de broche

Fait à Epinal, le vendredi 17 décembre 2021

Ecole Nationale Supérieure
des Technologies et Industries du Bois
27, rue Philippe SEGUIN
CS60036
88026 EPINAL

Tél : 03-72-74-96 -11
Fax : 03-72-74-96-38
e-mail : jean-françois.bocquet@univ-lorraine.fr

SOMMAIRE

SOMMAIRE **2**

1. – ESSAIS DE CARACTERISATION DE FLEXION DE BROCHE **3**

1.1. Definition des echantillons 3
1.2. Protocole des essais 4
1.2.1. La chaîne d'acquisition *4*
1.2.2. Dispositif de montage d'essai *5*
1.2.3. Dispositif de mesure *6*
1.2.3.1. Mesure sans contact 6
1.2.4. Cycle de chargement *6*
1.3. Resultats 7

2. - BIBLIOGRAPHIE : **9**

1. – ESSAIS DE CARACTERISATION DE FLEXION DE BROCHE

Les essais seront effectués sur la machine universelle ZWICK du CAMPUS BOIS située à Epinal (Vosges, 88). Pour ce type d'essai de flexion de broches, 2 lots de 15 échantillons seront testés afin de déterminer les valeurs de moment d'écoulement plastique pour chacune des configurations retenues.

1.1. DEFINITION DES ECHANTILLONS

La campagne d'essais sera constituée de 2 lots de 15 échantillons de broches de diamètre 12 mm et 16 mm. Le Tableau 1-1 présente les principales dimensions des broches faisant office d'éprouvettes, la Figure 1-1 présente les plans des échantillons.

Tableau 1-1 : Dénomination des éprouvettes par type de broche

Ref	Ø Broche [mm]	Longueur [mm]
1	12	340
2	16	340

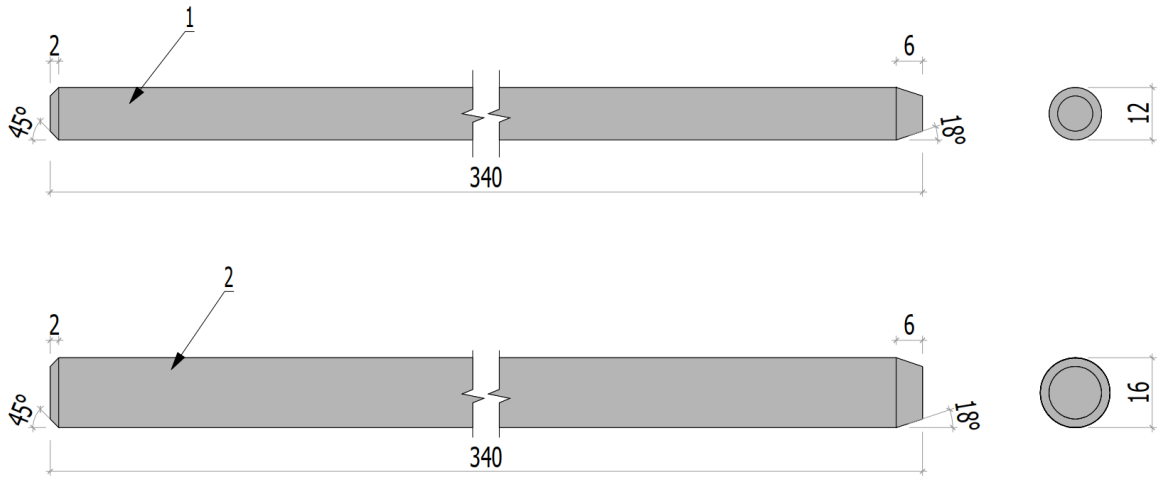


Figure 1-1 : Dimensions des broches – côtes en mm

1.2. PROTOCOLE DES ESSAIS

1.2.1. La chaîne d'acquisition

Sur chacun des essais de flexion de broche, la valeur de la cellule de force fixée sur la traverse ainsi que les valeurs des déplacements seront enregistrées en fonction du temps. Un dispositif de mesure constitué de deux chaînes d'acquisition sera mis en place et permettra de déterminer le moment plastique de l'organe conformément à la norme NF EN 409 [1] ainsi que la loi de plastification Moment/Rotation de l'organe.

La première chaîne de mesures enregistrera en continu le déplacement de la traverse et la charge sur la cellule de force. Cette chaîne d'acquisition sera intégrée dans le système d'asservissement de la machine.

La deuxième chaîne de mesures sera composée d'une caméra 2D. L'acquisition des données enregistrées par cette caméra sera faite par le logiciel VDM_acqui. Pour permettre l'acquisition des données pour cette deuxième chaîne de mesures, des cibles d'une taille adaptée seront disposées sur le montage (cf. partie : 1.2.3.1).

La synchronisation des deux chaînes de mesures sera donnée par un signal de type trigger, permettant une synchronisation instantanée temporellement des données issues des caméras et celles issues de la machine ZWICK.

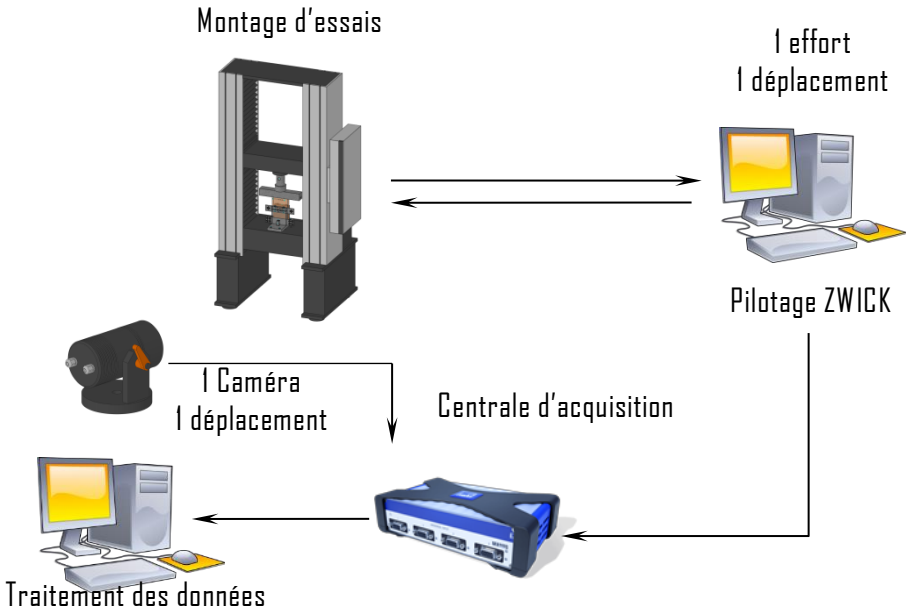


Figure 1-2 : Schéma de principe de la chaîne d'acquisition

1.2.2. Dispositif de montage d'essai

Les essais de flexion de broche seront effectués selon le principe de montage présenté en Figure 1-3.

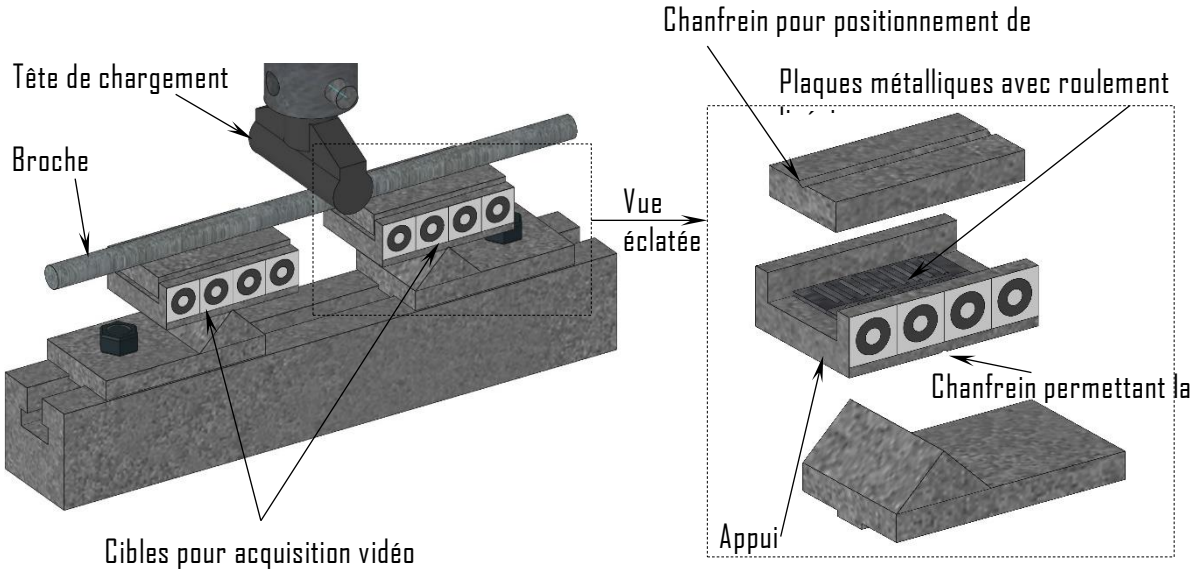


Figure 1-3 : Principe de montage de l'essai de flexion

Le montage de flexion de broche comportera deux appuis permettant la rotation de la broche lors de sa déformation sous charge appliquée par la tête de chargement. Un système de plaques métalliques et de roulements linéaires permettra de laisser libre le déplacement horizontal de l'éprouvette ce qui sera indispensable pour ne pas biaiser le résultat des essais de flexion de broche. La portée de l'essai sera de 250mm pour les deux diamètres. Ainsi le bras de levier sera de 125mm.

1.2.3. Dispositif de mesure

1.2.3.1. Mesure sans contact

Le dispositif de mesure sera constitué d'une caméra 2D et du logiciel VDM_acqui. Cette caméra sera positionnée avec un recul d'environ 1 mètre de la face de mesure, afin d'obtenir une précision de l'ordre de 0,02 mm. Ce dispositif de mesure permettra de suivre les déplacements sans contact au cours du temps des cibles collées sur le montage d'essai. Ce dispositif, après l'analyse des images de la caméra, permettra de connaître les coordonnées spatiales de chacune des cibles et de suivre la rotation de la broche. Dans notre cas d'étude, cette analyse déterminera la valeur globale de la rotation.

En associant plusieurs cibles formant un corps dit « rigide », il sera possible de connaître les rotations des différents objets placés sur la face du montage afin de connaître l'angle de la rotation se formant sur la broche. Les corps dits « rigides » seront constitués de profilés en U (cf. Figure 1-3). La Figure 1-4 présente le principe de positionnement des cibles constituant les objets.

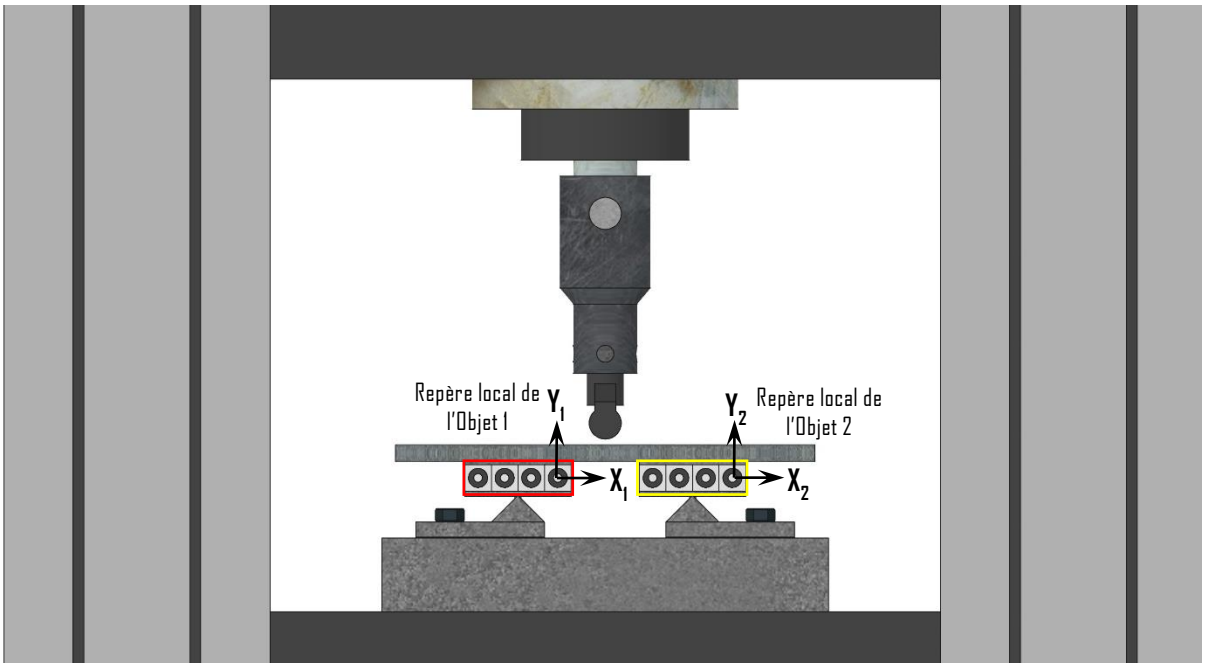


Figure 1-4 : Principe de positionnement des cibles, des repères locaux et identification des paramètres de calcul.

1.2.4. Cycle de chargement

Le cycle de chargement sera effectué par une rampe croissante, pilotée en force. Elle sera effectuée en 30 secondes selon les recommandations de la norme NF EN 409 [1]. Les essais seront amenés jusqu'à un angle de rotation avoisinant les 45°.

Les efforts à rupture seront estimés à partir des résistances en traction de l'acier fourni par le fournisseur de broches. Ces efforts à rupture seront définis à l'aide de l'équation suivante :

$$M_y = f_y \times \frac{d^3}{6}$$

Tableau 1-2 : Valeur à rupture des essais de flexion

Configuration	R_m [MPa]	M [N.mm]	$F_{vérin,mean,rup}$ [kN]
12	960	276480	**4,4**
16	937	639658	**10,2**

1.3. RESULTATS

Pour l'ensemble des résultats des essais de flexion de broche, il sera présenté l'ensemble des courbes des essais expérimentaux décrites par la suite, une photo de rupture de l'ensemble des broches, ainsi que la valeur du moment définie conformément à la norme NF EN 409 et la valeur maximale du moment.

La présentation des résultats des essais sera réalisée de la manière suivante :

- ✓ Un graphique illustrant le moment de flexion en fonction de l'angle de rotation (cf. Figure 1-5).

- **Détermination de l'angle de rotation de la broche**

L'angle de rotation sera défini par l'analyse de l'angle de rotation relatif de l'objet 1 dans le repère de l'objet n°2. Cette valeur sera directement extraite de l'analyse du logiciel de traitement d'image VDM_acqui.

- **Détermination du moment de plastification**

Le moment de plastification d'organe sera défini selon l'équation suivante :

$$M = \frac{F_{cellule}}{2} \times 125$$

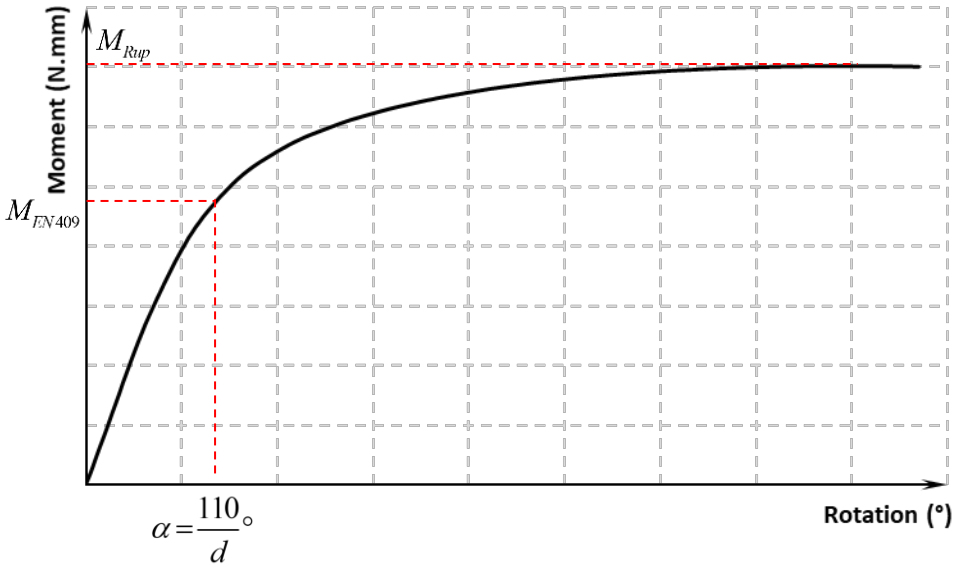


Figure 1-5 : Courbe expérimentale idéalisée

- ✓ M_{rup} : Valeur maximale du moment dans l'échantillon [N.mm]
- ✓ $M_{EN\,409}$: Valeur du moment dans l'échantillon [N.mm] selon le dépouillement conformément à la norme NF EN 409 [1]

A la suite des campagnes d'essais, il sera présenté des tableaux de synthèse par diamètre. A titre d'exemple, le Tableau 1-3 présente l'ensemble des résultats qui seront obtenus pour le diamètre 12.

Tableau 1-3 : Principe de synthèse des valeurs déterminées par les essais pour le diamètre 12

Configuration	$\left(M_{rup}\right)$ [N.mm]	$\left(M_{EN409}\right)$ [N.mm]
1		
[...]		
15		
Minimum		
Maximum		
Moyenne		
Ecart type		
COV		

2.- BIBLIOGRAPHIE :

[1] AFNOR, NF EN 409: Structures en bois - Méthodes d'essais - Détermination du moment plastique des organes d'assemblage de type tige. 2009.

5. PRO-2.3
Protocole d'essais des assemblages par broche

Laboratoire d'Etudes et de Recherche
sur le Matériau Bois
EA 43 70 USC / INRA

Ecole Nationale Supérieure des
Technologies et Industries du Bois

CAMPAGNE D'ESSAIS VISANT A CARACTERISER LA RAIDEUR D'ASSEMBLAGES COURANTS DE STRUCTURES EN BOIS

PRO-2.3 : Protocole d'essais des assemblages par broches

Fait à Epinal, le vendredi 17 décembre 2021

Ecole Nationale Supérieure
des Technologies et Industries du Bois
27, rue Philippe SEGUIN
CS60036
88026 EPINAL

Tél : 03-72-74-96 -11
Fax : 03-72-74-96-38
e-mail : jean-françois.bocquet@univ-lorraine.fr

SOMMAIRE

SOMMAIRE **2**

1. – ESSAIS DE CARACTERISATION D'ASSEMBLAGES PAR BROCHES **3**

1.1. Definition des echantillons 3
1.2. Determination de la masse volumique 4
1.3. Protocole des essais 5
1.3.1. La chaîne d'acquisition 5
1.3.2. Dispositif de montage d'essai 6
1.3.3. Dispositif de mesure 7
1.3.3.1. Jeu de montage 7
1.3.3.2. Effort 8
1.3.3.1. Positionnement des capteurs LVDT 8
1.3.4. Cycle de chargement 10
1.4. Resultats 11

2. - BIBLIOGRAPHIE : **13**

1. – ESSAIS DE CARACTERISATION D'ASSEMBLAGES PAR BROCHES

Les essais seront effectués sur la dalle d'essais mécaniques du CAMPUS BOIS située à Epinal (Vosges, 88). Pour ce type d'essai de cisaillement, 5 échantillons seront testés afin de déterminer la valeur de résistance et de la raideur d'assemblage pour chacune des configurations retenues.

1.1. DEFINITION DES ECHANTILLONS

La campagne d'essais sera constituée de 18 lots de 5 échantillons pour le BLC et 8 lots de 5 échantillons pour le CLT. Le Tableau 1-1 présente les principales dimensions des différents composants constituant les éprouvettes. Les dimensions prévues initialement pour le BLC ont été modifiées car le moment plastique des broches a été modifié par rapport aux hypothèses initiales afin d'affiner la démarche.

Tableau 1-1 : Dénomination des éprouvettes

BLC								
Tôle en Ame			Tôles latérales			Multiplans		
Ref.	Hauteur	Epaisseur	Ref.	Hauteur	Epaisseur	Ref.	Hauteur	Epaisseur
1.1.1	108	39	2.1.1	108	90	3.1.1	108	39/60/39
1.1.2	108	76	2.1.2	108	113	3.1.2	108	76/94/76
1.1.3	108	113	2.1.3	108	113	3.1.3	108	113/113/113
1.2.1	144	49	2.2.1	144	98	3.2.1	144	49/78/49
1.2.2	144	95	2.2.2	144	140	3.2.2	144	90/125/90
1.2.3	144	140	2.2.3	144	140	3.2.3	144	140/140/140

CLT					
Tôle en Ame			Tôle latérale		
Ref.	Hauteur	Epaisseur	Ref.	Hauteur	Epaisseur
4.1.1	108	15-20-15	5.1.2	108	4-20-4
4.1.2	108	30-30-30	5.1.3	108	30-30-30
4.2.1	144	15-20-15	5.2.2	144	8-20-8
4.2.2	144	30-30-30	5.2.3	144	30-30-30

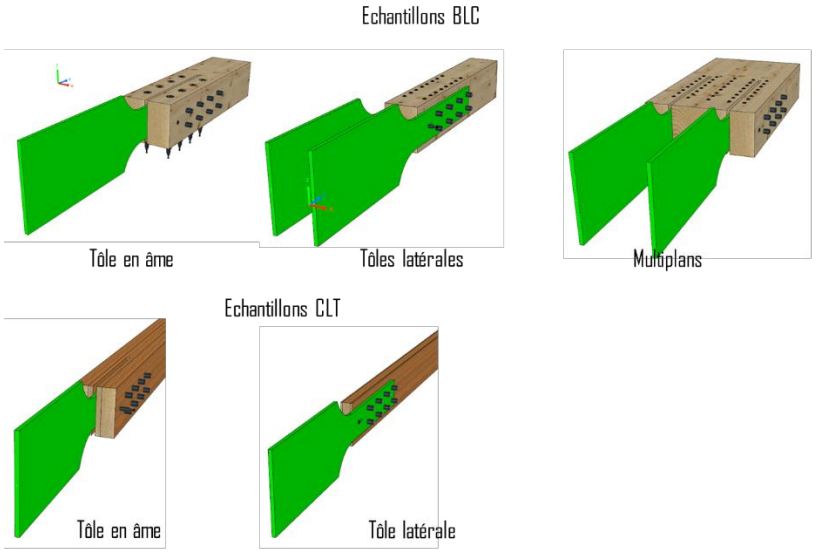


Figure 1-1 : Vue 3D des familles d'échantillons

1.2. DETERMINATION DE LA MASSE VOLUMIQUE

Pour l'ensemble des éléments qui constitue les échantillons (c'est-à-dire 2 pour la tôle en âme, 1 pour les tôles latérales et 3 pour le multiplan), la masse volumique sera déterminée avant l'usinage, sur l'élément entier avec une prise d'humidité par la méthode électrique par résistance selon la norme NF EN 13183-2 [1] au milieu de l'élément. Toutes ces valeurs seront répertoriées dans un tableau du type Tableau 1-2. Il sera également pris le module d'élasticité à l'aide de la méthode vibratoire longitudinale.

Tableau 1-2 : Synthèse des masses volumiques et humidité pour la configuration n°1.1.1.

Désignation des éléments	ρ [kg/m^3]	H [%]	$\rho_{12\%}$ [kg/m^3]	E_0 [MPa]
1.1.1.-1-1/2				
1.1.1.-1-2/2				
1.1.1.-2-1/2				
1.1.1.-2-2/2				
1.1.1.-3-1/2				
1.1.1.-3-2/2				
1.1.1.-4-1/2				
1.1.1.-4-2/2				
1.1.1.-5-1/2				
1.1.1.-5-2/2				
Minimum				
Maximum				
Moyenne				
Ecart type				
COV				

1.3. PROTOCOLE DES ESSAIS

1.3.1. La chaîne d'acquisition

Sur chacun des essais de traction, la valeur des cellules de forces fixées sur les vérins ainsi que les valeurs des déplacements seront enregistrées en fonction du temps. Pour cela, un dispositif de mesure constitué de deux chaînes d'acquisition sera mis en place.

La première chaîne de mesures enregistrera en continu le déplacement et la charge sur les vérins. Cette chaîne d'acquisition sera intégrée dans le système d'asservissement du vérin (baie de pilotage) (cf. paragraphe 1.3.3.2).

La deuxième chaîne de mesures sera constituée de quatre à huit capteurs du type LVDT, lesquels seront positionnés sur des points caractéristiques de l'échantillon. Les valeurs des déplacements de ces capteurs seront enregistrées par une centrale d'acquisition (cf. paragraphe 1.3.3.1), elle-même branchée à la baie de pilotage. Ce dispositif permettra une synchronisation temporelle simultanée des données.

Ces enregistrements seront ensuite analysés pour déterminer les valeurs de la raideur (cf. paragraphe 1.4) et de la résistance de l'assemblage.

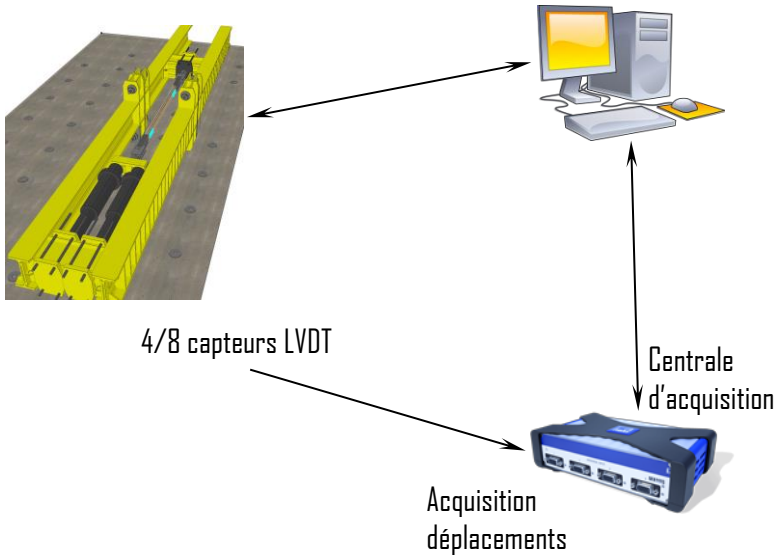


Figure 1-2 : Schéma de principe de la chaîne d'acquisition

1.3.2. Dispositif de montage d'essai

Les essais de traction seront effectués selon le principe de montage présenté en Figure 1-3. Un jumelage de deux vérins est nécessaire pour amener certains échantillons à rupture.

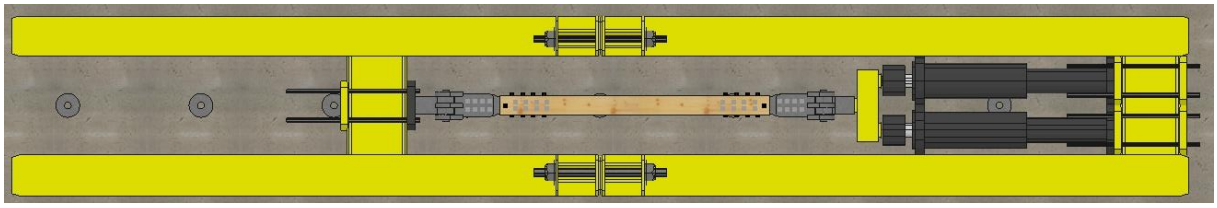


Figure 1-3 : Principe de montage de l'essai de traction

Ce montage sera donc constitué des ferrures conçus expressément pour la campagne d'essais possédant un axe de rotation (cf. Figure 1-4 Ferrure grise). Ces dernières seront fixées d'un côté sur une plaque avec un axe filetée (cf. Figure 1-4 photo de gauche), de l'autre côté un palonnier sera conçu pour jumelés deux vérins. Ce palonnier sera conçu de telle sorte que les pièces puissent pivotées les unes avec les autres afin de garantir l'alignement.

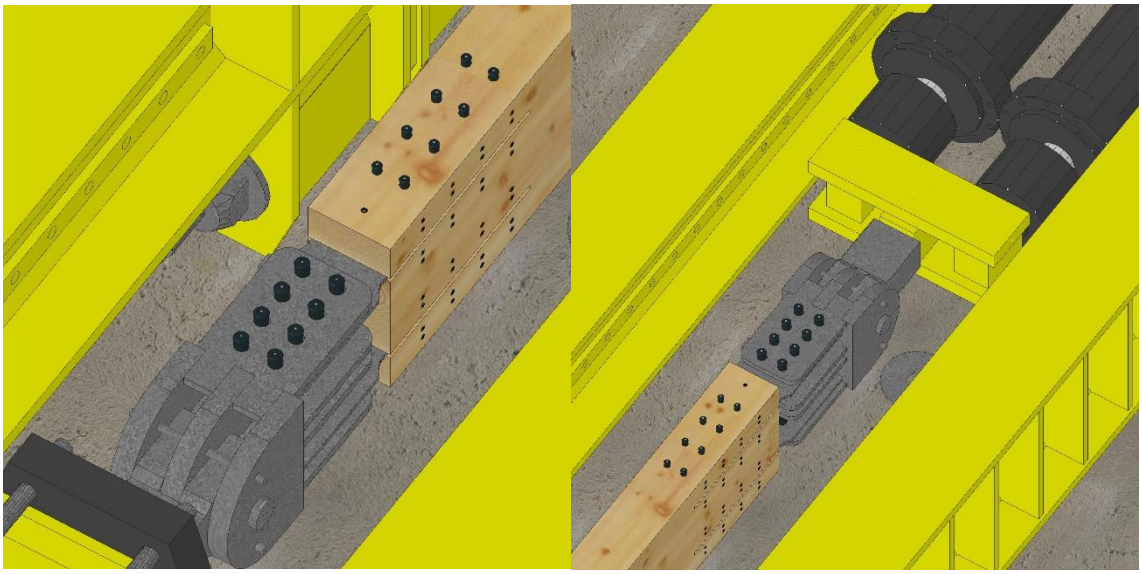


Figure 1-4 : Zoom sur les points d'attache des échantillons

1.3.3. Dispositif de mesure

1.3.3.1. Jeu de montage

À la suite des essais préliminaires de perçage, un jeu de montage a été observé. Afin d'analyser ce jeu de montage (J_{mont}), une mesure de déplacement de la tôle sera prise à l'aide d'un comparateur avant l'essai de l'échantillon considéré. Pour ce faire, la ferrure d'assemblage sera mise en butée aux deux positions extrêmes. L'ensemble des résultats sera présenté dans un tableau du type Tableau 1-3 pour chaque configuration.

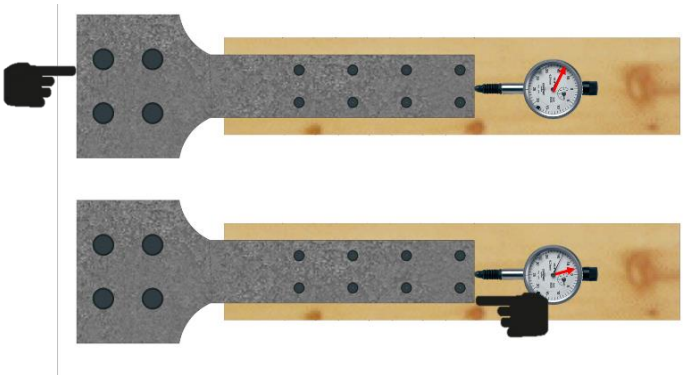


Figure 1-5 : Principe de prise de mesure du jeu de montage initial

Tableau 1-3 : Tableau de synthèse des jeux de montage pour la configuration n°1.1.1.

Désignation des éléments	(J_{mont}) [mm]
1.1.1.-1-G	
1.1.1.-1-D	
etc....	
Minimum	
Maximum	
Moyenne	
Ecart type	
COV	

1.3.3.2. Effort

Pour la caractérisation de la résistance et de la raideur de l'assemblage, le dispositif de mesure de l'effort sera constitué de deux cellules de force d'une capacité de 450kN avec une précision de 1,0% fixées à l'extrémité de chacun des vérins de la dalle d'essais. Un dispositif, type palonnier, sera positionné entre les cellules de forces et les mors de traction permettant de jumeler les deux vérins et d'exercer un effort axial par rapport à l'échantillon.

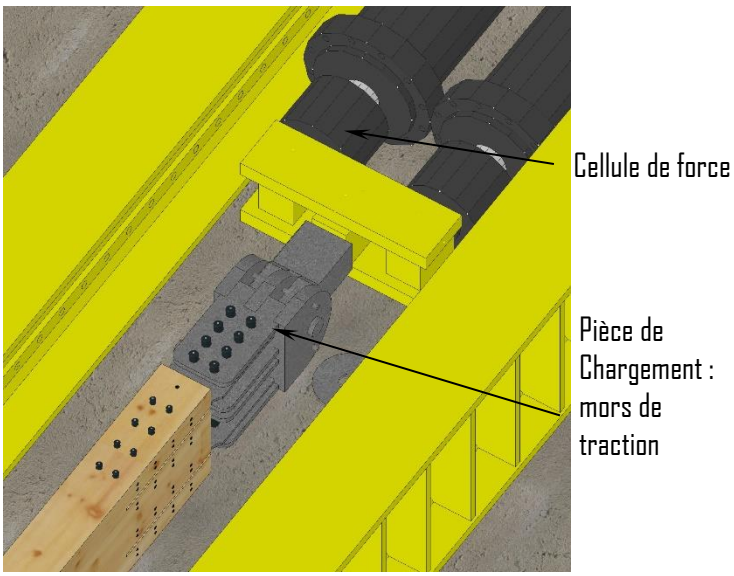


Figure 1-6 : Principe du dispositif de mesure de l'effort de traction.

1.3.3.1. Positionnement des capteurs LVDT

Le principe du dispositif de positionnement des capteurs de type LVDT est présenté en Figure 1-8. Les capteurs seront positionnés au droit de chacune des plaques constituant l'assemblage et pour les deux assemblages. Un dispositif de maintien des corps rigides des capteurs sera vissé à l'axe sur les faces latérales, reculé de 30mm par rapport à l'extrémité de l'entaille (cf. Figure 1-7). Les noyaux des capteurs seront, quant à eux, aimantés sur une barre métallique préalablement pointée (soudage) sur les ferrures de l'assemblage à 15mm (cf. Figure 1-7).

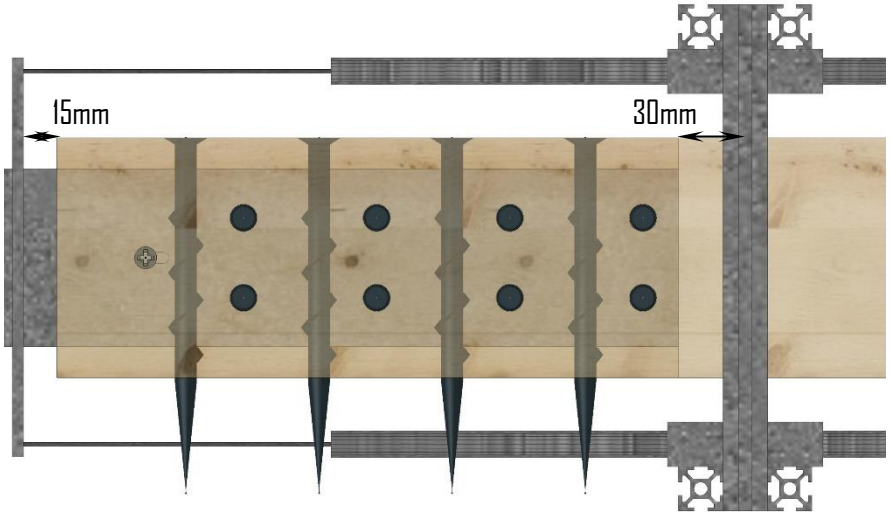


Figure 1-7 : Vue de face du principe de dispositif de mesure du glissement

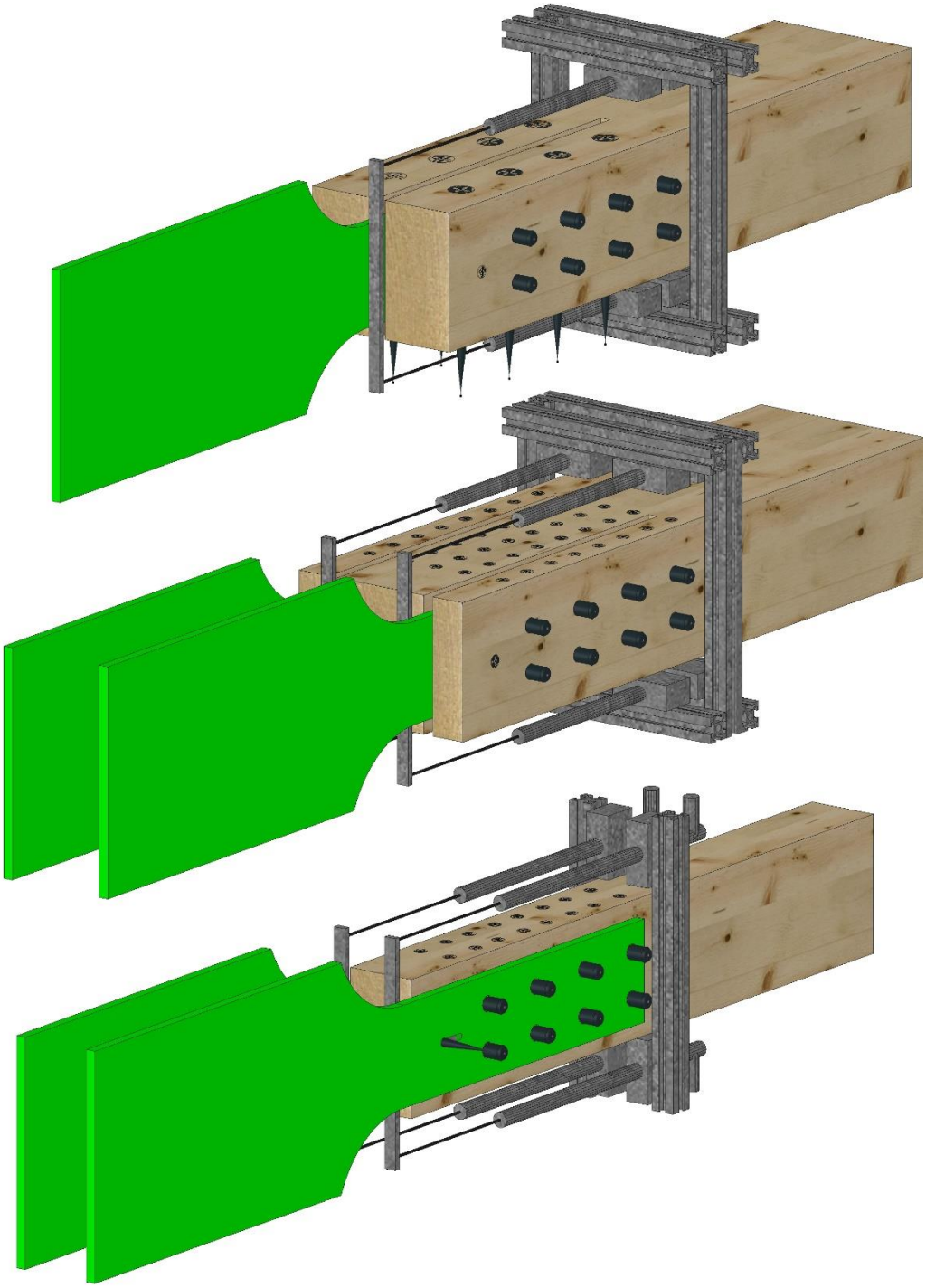


Figure 1-8 : Principe de positionnement des capteurs

1.3.4. Cycle de chargement

Le cycle de chargement sera effectué conformément à celui proposé dans le cahier des charges. Pour rappel, le cycle de chargement des assemblages sera une adaptation de celui donné dans la norme NF EN 26891:1991 [2]. 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 sera calculée de manière à obtenir un temps de la dernière montée, permettant de passer de 10% à 100% de l'effort à rupture estimé, en 300s ± 120s. Cette même vitesse sera imposée sur l'ensemble du cycle de chargement.

Les valeurs des efforts estimatifs à rupture des éprouvettes sont rappelées dans le Tableau 1-4. L'essentiel des modes de ruptures devraient apparaître sous la forme d'une rupture fragile en rupture de bloc.

Tableau 1-4 : Effort estimé à rupture des éprouvettes

BLC											
Tôle en Ame				Tôles latérales				Multiplans			
Ref.	F_{max} (kN)	F_k (kN)	F_{ELU} (kN)	Ref.	F_{max} (kN)	F_k (kN)	F_{ELU} (kN)	Ref.	F_{max} (kN)	F_k (kN)	F_{ELU} (kN)
1.1.1	113	85	72	2.1.1	130	98	83	3.1.1	173	150	127
1.1.2	189	165	140	2.1.2	163	123	104	3.1.2	271	205	173
1.1.3	287	246	208	2.1.3	163	123	104	3.1.3	326	246	208
1.2.1	189	165	140	2.2.1	189	142	120	3.2.1	300	226	191
1.2.2	365	276	233	2.2.2	269	203	172	3.2.2	481	363	307
1.2.3	470	406	344	2.2.3	269	203	172	3.2.3	539	406	344

CLT							
Tôle en Ame				Tôle latérale			
Ref.	F_{max} (kN)	F_k (kN)	F_{ELU} (kN)	Ref.	F_{max} (kN)	F_k (kN)	F_{ELU} (kN)
4.1.1	57	43	37	5.1.2	15	12	10
4.1.2	115	86	73	5.1.3	115	86	73
4.2.1	76	58	49	5.2.2	41	31	26
4.2.2	153	115	97	5.2.3	153	115	97

1.4. RESULTATS

Pour l'ensemble des résultats des essais de traction, il sera présenté les données géométriques, les résultats expérimentaux, les photos de rupture de chacune des éprouvettes ainsi que la courbe expérimentale décrite ci-dessous de chacun des essais, résumé en deux pages par essai.

La présentation des résultats des essais est réalisée de la manière suivante :

- ✓ Les deux courbes des deux assemblages du même échantillon avec l'effort total (F_{total}) en fonction du glissement moyen des capteurs équipant un côté de l'échantillon (u_1) (cf. Figure 1-9)

$$F_{total} = F_1 + F_2$$

- F_{total} : Effort total [kN]
- F_i : Effort du vérin n°i [kN]

- **Détermination du glissement moyen**

Le glissement longitudinal (u_1) sera défini comme étant la moyenne des déplacements des deux ou quatre capteurs positionnés au niveau de l'assemblage considéré. Pour les échantillons composés des tôles latérales et du multiplan, une étude plus approfondie pourra également être faite, dans un deuxième temps, sur la dissociation du glissement d'assemblage de chacune des ferrures de l'assemblage considéré.

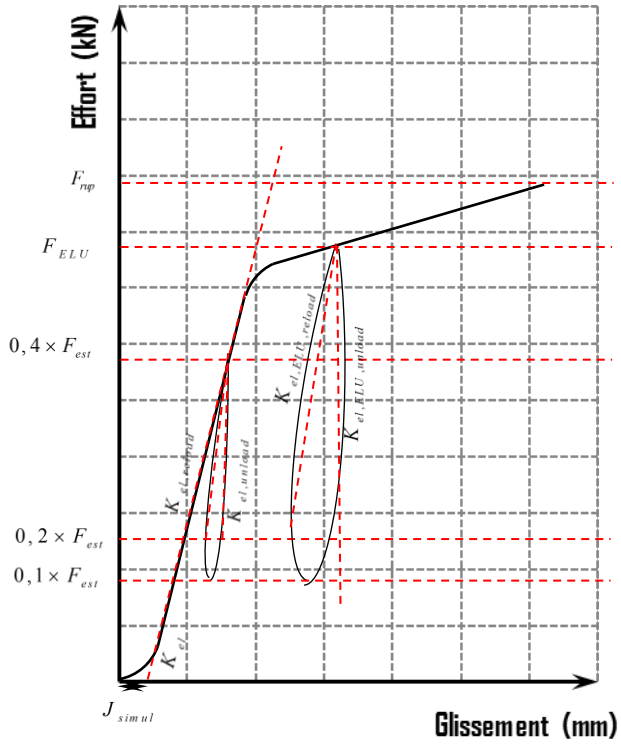


Figure 1-9 : Courbe expérimentale idéalisée

- ✓ F_{rup} : Valeur maximale de l'effort de traction dans l'échantillon en [kN]
- ✓ ρ : Valeur de la masse volumique en [kg/m^3]
- ✓ H : Valeur de l'humidité en [%]
- ✓ Le mode rupture de l'échantillon
- ✓ J_{simul} : Valeur du jeu de travail de simultanéité des organes en [mm] définie
- ✓ K_{el} : Valeur de la raideur d'assemblage de la première montée en charge en [kN/mm] définie par la valeur du coefficient directeur de la droite de régression linéaire entre les seuils de 10% et 40% de la valeur estimée de la résistance de l'assemblage du lot considéré
- ✓ $K_{el,unload}$: Valeur de la raideur d'assemblage de la décharge élastique en [kN/mm] définie par la valeur du coefficient directeur de la droite de régression linéaire entre les seuils de 20% et 40% de la valeur estimée de la résistance de l'assemblage du lot considéré
- ✓ $K_{el,reload}$: Valeur de la raideur d'assemblage de la recharge élastique en [kN/mm] définie par la valeur du coefficient directeur de la droite de régression linéaire entre les seuils de 20% et 40% de la valeur estimée de la résistance de l'assemblage du lot considéré
- ✓ $K_{el,ELU,unload}$: Valeur de la raideur d'assemblage de la décharge élastique en [kN/mm] définie par la valeur du coefficient directeur de la droite de régression linéaire entre le seuil ELU et le seuil de 20% de la valeur estimée de la résistance de l'assemblage du lot considéré
- ✓ $K_{el,ELU,reload}$: Valeur de la raideur d'assemblage de la recharge élastique en [kN/mm] définie par la valeur du coefficient directeur de la droite de régression linéaire entre le seuil ELU et le seuil de 20% de la valeur estimée de la résistance de l'assemblage du lot considéré

A la suite des campagnes d'essais, il sera présenté des tableaux de synthèse par configuration d'essai. A titre d'exemple, le Tableau 1-5 présente l'ensemble des résultats qui seront obtenus pour la configuration n°1.1.1.

Tableau 1-5 : Principe de synthèse des valeurs déterminées par les essais pour la configuration n°1.1.1.

Configuration	F_{rup} [kN]	ρ [kg/m^3]	H [%]	Type de rupture	J_{simul} [mm]	K_{el} [kN/mm]	$K_{el,unload}$ [kN/mm]	$K_{el,reload}$ [kN/mm]	$K_{el,ELU,unload}$ [kN/mm]	$K_{el,ELU,reload}$ [kN/mm]
1.1.1.-1										
1.1.1.-2										
1.1.1.-3										
1.1.1.-4										
1.1.1.-5										
Minimum										
Maximum										
Moyenne										
Ecart type										
COV										

Différentes analyses seront être effectuées à partir de l'ensemble des données. Une comparaison des valeurs de raideurs mesurées seront comparées entre elles ainsi qu'avec la raideur déterminée conformément à la norme NF EN 1995-1-1 [3].

2.- BIBLIOGRAPHIE :

[1] AFNOR, NF EN 13183-2: Teneur en humidité d'une pièce de bois scié - Partie 2 - Estimation par méthode électrique par résistance. 2002.
[2] AFNOR, NF EN 26891: Structure en bois Assemblages réalisés avec des éléments de fixation - Principes généraux pour la détermination des caractéristiques de résistance et de déformation. 1991.
[3] AFNOR, NF EN 1995-1-1: EC 5 - Eurocode 5 - Calcul des structures en bois - Partie 1-1 - Règles générales et règles pour les bâtiments. 2005.

6. RAP-2.1
Analyse du tolérancement de perçage pour la fabrication des assemblages brochés métal bois

Laboratoire d'Etudes et de Recherche
sur le Matériau Bois
EA 43 70 USC / INRA

Ecole Nationale Supérieure des
Technologies et Industries du Bois

RAP-2.1 - Analyse du tolérancement de perçage pour la fabrication des assemblages brochés métal bois Etude Adiv'Bois

Fait à Epinal, le vendredi 17 décembre 2021

Ecole Nationale Supérieure
des Technologies et Industries du Bois
27, rue Philippe SEGUIN
CS60036
88026 EPINAL

Tél : 03-74 76 91 -11

e-mail : jean-françois.bocquet@univ-lorraine.fr

SOMMAIRE

..... 1

SOMMAIRE **2**

1. – INTRODUCTION **3**

2. – ETUDE DE FAISABILITE DES ASSEMBLAGES AVEC UN TOLERANCEMENT SERRE **4**

2.1. RAPPEL DES TOLERANCES RETENUES DANS LE CADRE DE L'ADIV'BOIS 4
2.2. MOYEN MIS EN ŒUVRE POUR LA REALISATION DES PERCEMENTS BOIS 5
2.2.1. Robot d'usinage 5 axes *5*
2.2.2. Outils montés sur le robot *5*
2.1. MOYEN MIS EN ŒUVRE POUR LA REALISATION DES PERCEMENTS METAL 7
2.2. MOYEN DE CONTROLE 7
2.2.1. Mesure du positionnement des percements dans le bois et le métal *7*
2.2.2. Mesure du diamètre de perçage dans le métal et le bois *8*

3. - CONTROLE DU PERÇAGE DES FERRURES **9**

3.1. POSITIONEMENT DU REPERE DE MESURE DES PERCEMENTS DES FERRURES DES PRE TESTS 9
3.1.1. Résultats des mesures de positionnement des perçages ø 12 mm *9*
3.1.2. Résultats des mesures de positionnement des perçages ø 16 mm *10*
3.1.3. Résultats de la mesure du diamètre des percements des ferrures des pré tests *10*
3.1.4. Bilan du contrôle d'exécution des ferrures *11*
3.2. POSITIONEMENT DU REPERE DE MESURE DES PERCEMENTS DES FERRURES 11
3.2.1. Résultats des mesures de positionnement *12*
3.2.2. Résultats des mesures de diamètres de perçages *13*

4. - CONTROLE DES PERCEMENTS DANS LE BOIS LAMELLE COLLE **15**

4.1.1. PROTOCOLE DE PERCEMENT BLC_1 ..... *17*
4.1.1.1. Résultats des mesures de positionnement BLC_1 17
4.1.1.2. Bilan des résultats des mesures de positionnement BLC_1 18
4.1.2. PROTOCOLE DE PERCEMENT BLC_2 ..... *19*
4.1.2.1. Résultats des mesures de positionnement BLC_2 19
4.1.2.2. Résultats des mesures de diamètre BLC_2 21
4.1.2.3. Bilan des résultats de mesures de percement de la pièce BLC_2 22
4.1.3. PROTOCOLE DE PERCEMENT BLC_3 ..... *22*
4.1.3.1. Résultats des mesures de positionnement BLC_3 22
4.1.3.2. Bilan des résultats de mesures de percement de la pièce BLC_3 23
4.1.4. PROTOCOLE DE PERCEMENT BLC_4 ..... *24*
4.1.4.1. Résultats des mesures de positionnement BLC_4 25
4.1.4.1. Résultats des mesures de diamètre BLC_4 26
4.1.4.2. Bilan des résultats de mesures de percement de la pièce BLC_4 26
4.1.5. PROTOCOLE DE PERCEMENT BLC_5 ..... *27*
4.1.5.1. Résultats des mesures de positionnement BLC_5 27
4.1.5.2. Bilan des résultats de mesures de percement de la pièce BLC_5 29

5. – PERÇAGE PAR MECHE A TOURILLONNER **30**

6. - CONCLUSIONS SUR LA FAISABILITE DES ASSEMBLAGES **34**

1. – INTRODUCTION

En 2017, l'Adiv'bois a conduit des études préliminaires portant sur le dimensionnement d'ouvrages bois de grande hauteur type. Cette étude a montré que pour les structures de type exosquelette principalement, la maîtrise du jeu était fondamentale.

En effet, vis-à-vis du critère dimensionnant qu'est le confort vibratoire au vent, l'ouvrage bois étudié serait limité à environ 20 niveaux si le jeu maximum autorisé dans l'Eurocode 5 était considéré. Si le jeu pouvait être éliminé, 10 étages supplémentaires pourraient être ajoutés. Dans la confection des assemblages de type tige avec des broches, il est autorisé un jeu nul dans le bois et un jeu ne pouvant pas dépasser 0,1 d avec un maximum de 2 mm dans le métal (d étant le diamètre de l'organe). Cette tolérance est une valeur maximale qui permet d'utiliser les formules de vérification en capacité de l'Eurocode 5, mais en aucun cas une recommandation de conception. Lorsque du jeu est présent dans les assemblages, il doit nécessairement être pris en compte dans les calculs : plus il sera faible, meilleur sera le comportement global de la structure. La fabrication d'assemblages de type tige sans jeu est quasi impossible sans faire appel à des procédés particuliers ou propriétaires. Cependant une valeur très faible de jeu peut être visée aujourd'hui étant donné l'évolution des moyens de fabrication dans une gamme de coût restant celle du marché.

Le but de l'étude est donc de fixer un tolérancement de fabrication provenant de la capabilité machine bois et métal standard afin de voir l'influence des dispersions sur le comportement final des assemblages. Ainsi, à l'issue de l'étude, le tolérancement pourra être revu afin de tirer ce jeu au plus bas.

Le concepteur pourra alors à partir de la valeur du jeu et de l'estimation réaliste de la raideur d'assemblage produire des choix éclairés vis-à-vis de sa conception.

Cette campagne d'essais a donc pour but dans un premier temps de vérifier par la mesure, les tolérances d'usinage propre aux machines d'usinage à disposition : bois et métal. La machine bois est celle de l'ENSTIB, un robot cinq axes de type portique, la machine métal est une machine de découpe laser de la société SIMPSON STRONG TIE. Si le robot de l'ENSTIB est une machine un peu particulière, la machine de la société SIMPSON est une machine de production standard du secteur du bois. La machine de l'ENSTIB est un robot de bonne précision mais pouvant être moins précis qu'un robot d'usinage standard dans le cadre d'une utilisation relevant une production d'entreprise.

Dans un second temps, le but de l'étude est de connaitre les paramètres influant sur le perçage du bois et de déterminer ceux qui peuvent être optimaux pour réaliser les usinages de l'étude de raideur des assemblages qui reste le but principal de l'étude.

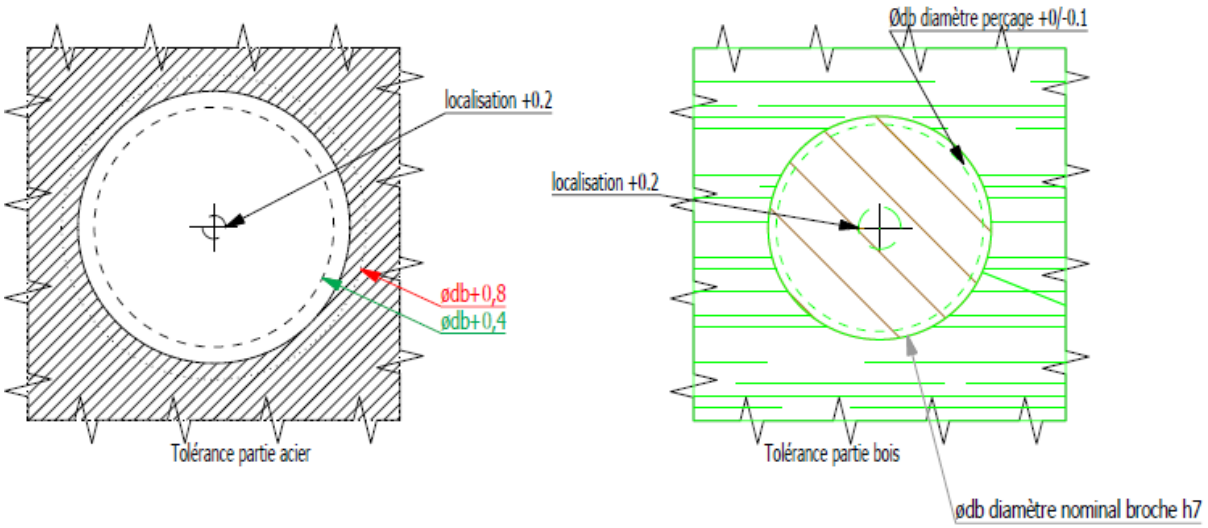
Enfin, il sera proposé de conclure sur les valeurs de tolérancement fixés en début d'étude.

Afin de vérifier le tolérancement de perçage sur les plaques métalliques, des ferrures de pré-essais ont été commandées spécialement. Les perçages dans le bois sont réalisés sur des pièces en bois lamellé collé de type GL24 h. qui demeure une qualité tout à fait standard.

2. – ETUDE DE FAISABILITE DES ASSEMBLAGES AVEC UN TOLERANCEMENT SERRE

2.1. RAPPEL DES TOLERANCES RETENUES DANS LE CADRE DE L'ADIV'BOIS

Les tolérances retenues dans le cadre des discussions de l'Adiv'Bois sont indiquées sur le document : « Plan de tolérancement ». La **Erreur ! Source du renvoi introuvable.** présente la proposition initiale de tolérancement général d e l'assemblage.



Tolérance positionnement machine bois : ±0.1mm
Tolérance positionnement machine métal : ±0.1mm
Tolérance perçage acier : ±0.2mm
Tolérance perçage bois : 0mm

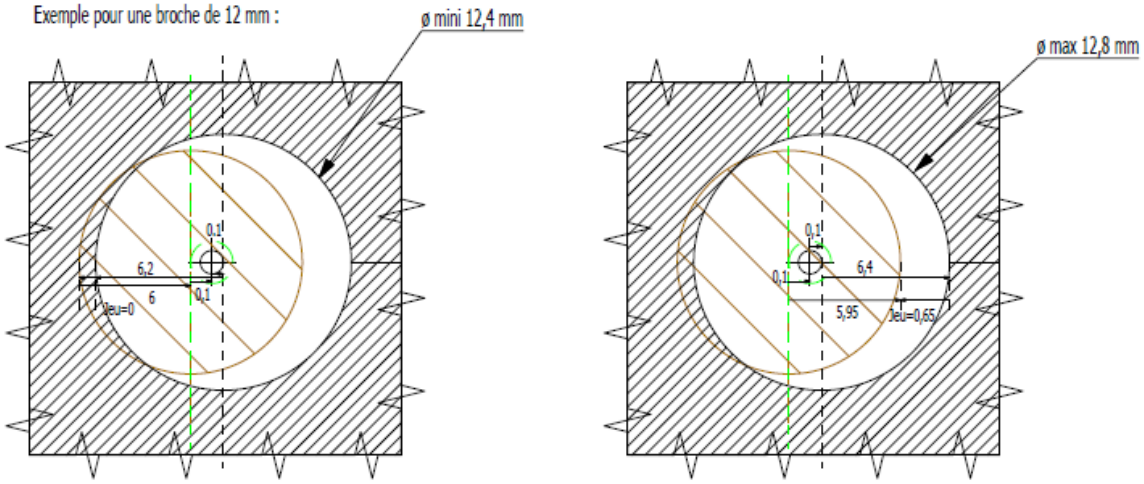


Figure 2-1 : Tolérancement général intialement proposé

Il est retenu :

-un jeu « mini » de perçage dans les plaques métalliques est de 12.4mm pour le ø 12 et de 16.4mm pour le ø 16.

-un jeu « maxi » de perçage dans les plaques métalliques est de 12.8mm pour le ø12 et 16.8mm pour le ø16.

2.2. MOYEN MIS EN ŒUVRE POUR LA REALISATION DES PERCEMENTS BOIS

2.2.1. Robot d'usinage 5 axes

Les percements sont réalisés à l'aide d'un robot 5 axes de type « Wood Unlimited » (Figure 2-2). Ce robot, est un robot d'usinage et de montage, il a donc la particularité d'être moins rigide que les machines spécifiques à la taille de structures complexes, cependant en limitant les vitesses de déplacement du portique la précision d'un robot d'usinage peut-être simulée et donc servir de référence.

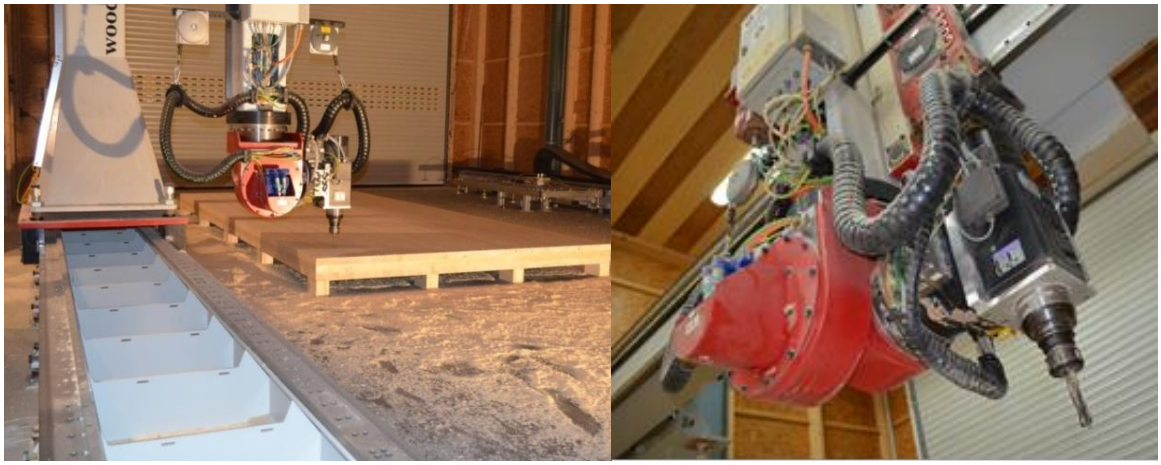


Figure 2-2 Robot 5 axes "Wood unlimited".

2.2.2. Outils montés sur le robot

En première approche, les outils de percement (cf. Figure 2-3) sont communs à n'importe quelle machine et ne présentent pas de spécificité particulière. Ceux-ci sont facilement disponibles dans le commerce. Les caractéristiques de chaque outil sont résumées dans le Tableau 2. Pour les perçages longs, des forets à métaux, plus rigides que des mèches à bois sont également testés.

Tableau 2 : Caractéristiques des outils de perçage pour le bois.

Désignation	Diamètre (mm)		Longueur (mm)	Matière
	Mesuré	Tolérance fournisseur		
Fraise	16	+0/-0.05	40	Carbure
Foret (avant trou)	11.9	-+0/-0.02	80	HSS
Foret	15.9	-+0/-0.18	130	HSS
Foret	11.87	-+0/-0.18	150	HSS
Mèche	11.88	+0/-0.15	200	HSS
Mèche	15.86	+0/-0.15	200	HSS



Fraise ø16mm (avant trou)



Foret ø12mm (avant trou)



Mèche ø16mm



Mèche ø12mm



Foret ø16mm



Foret ø12mm

Figure 2-3 : Outils de perçage pour le bois montés sur le robot 5 axes « WOOD UNLIMITED ».

2.1. MOYEN MIS EN ŒUVRE POUR LA REALISATION DES PERCEMENTS METAL

La découpe et le percement des plaques se fait à l'aide d'une machine de découpe plasma du type indiqué sur la Figure 2-4.

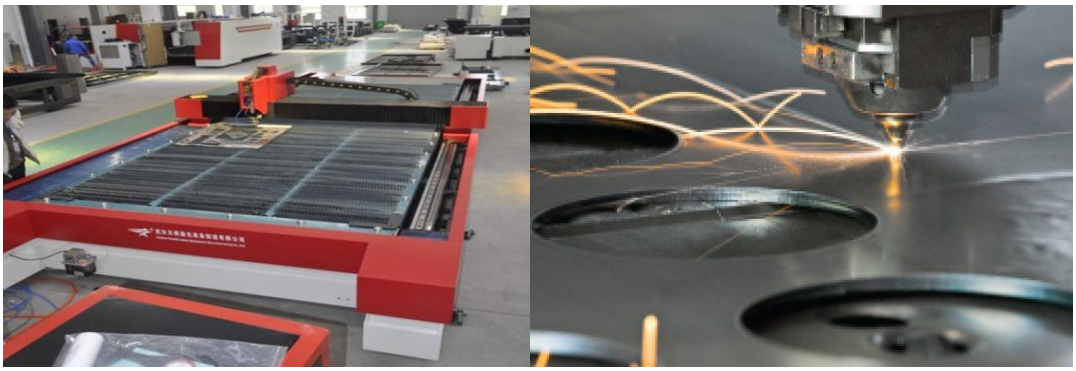


Figure 2-4 : Commande numérique à découpe plasma.

2.2. MOYEN DE CONTROLE

2.2.1. Mesure du positionnement des percements dans le bois et le métal

Le contrôle du positionnement se fait via une table de contrôle de type « M.CONTI » (Figure 2-5). Ce type d'appareil de contrôle est plus couramment utilisé dans la menuiserie pour la vérification de tolérancement des meubles.

La table est composée d'un chariot sur rails muni d'un porte outil permettant de se déplacer sur la table. Celui-ci est équipé d'un lecteur analogique qui enregistre la valeur de positionnement.

L'outil utilisé pour la mesure de positionnement est un outil conique permettant la vérification d'entraxe de perçage.

A noter que la précision de cette table de contrôle est de l'ordre du ±0.05 mm

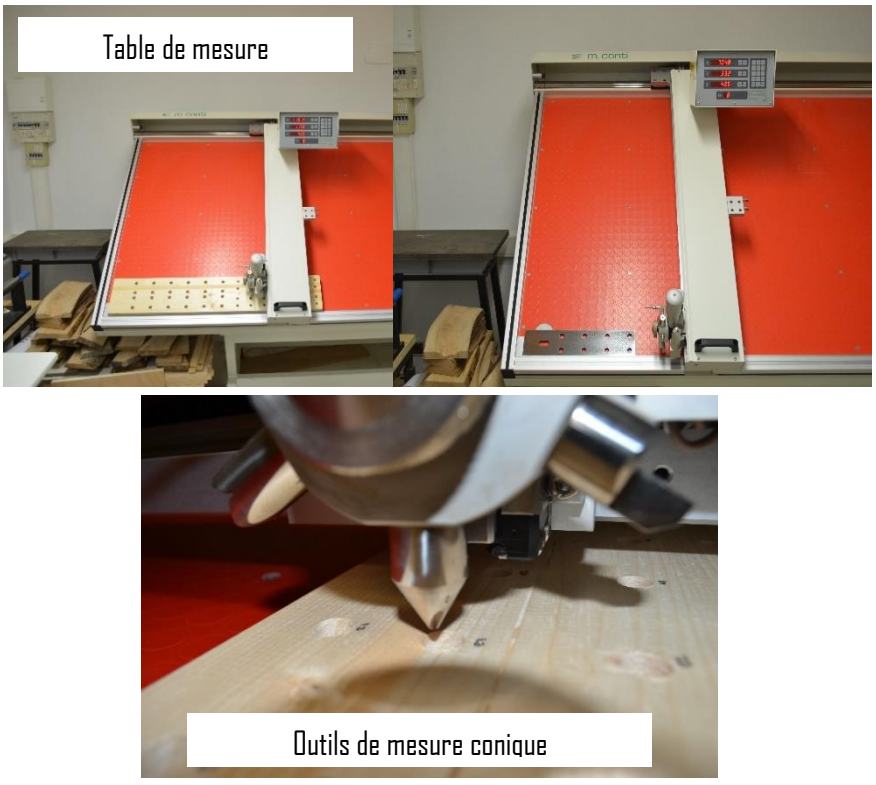


Figure 2-5 Table de contrôle pour la mesure du positionnement des perçages.

Le protocole de contrôle se résume aux étapes suivantes :

- Mise à zéro de la table,
- Mise en position de la pièce à mesurer,
- Maintien en position de la pièce,
- Prise de mesure à l'aide de l'outil conique,
- Enregistrement des mesures sur un tableur.

2.2.2. Mesure du diamètre de perçage dans le métal et le bois

Le contrôle de la tolérance diamétrale se fait via un projecteur de profil de type « mitsuyo » (Figure 2-6). Celui-ci est équipé en partie supérieure d'une platine éclairée depuis le dessous. Le profil, ou l'ombre est projeté à l'écran du bas suivant l'agrandissement indiqué par la focale. La mesure se fait dès lors, grâce à un écran analogique permettant une précision de l'ordre du ±0.01 mm.

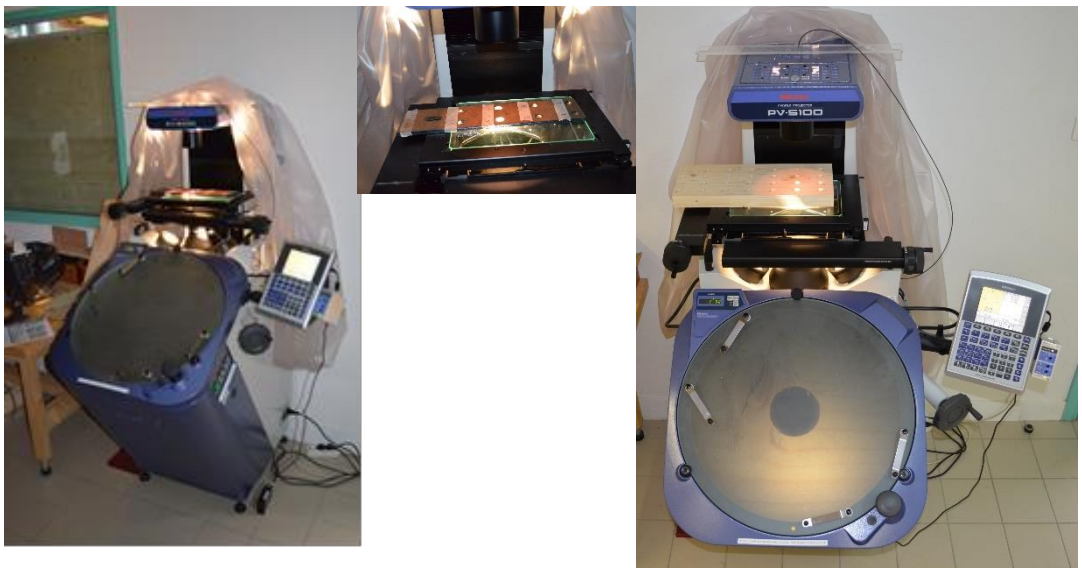


Figure 2-6 : Projecteur de profil.

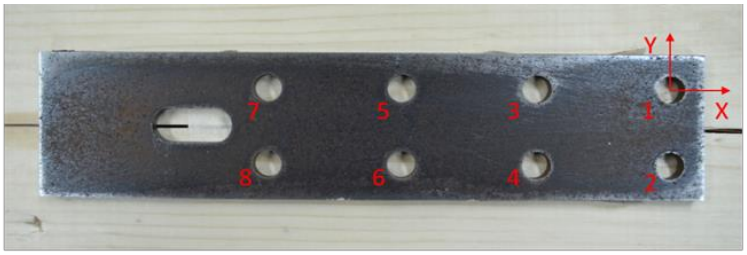
3. - CONTROLE DU PERÇAGE DES FERRURES

Les premières ferrures contrôlées sont des ferrures de « pré-essais » commandées spécialement pour le contrôle du tolérancement, elles sont usinées au plasma dans de la tôle d'épaisseur 8mm.

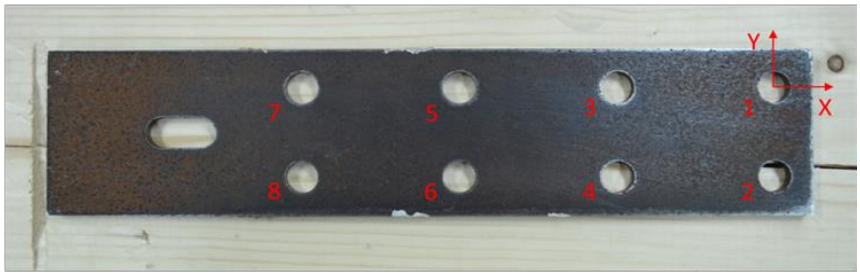
Celles-ci ont été commandées chez le même fournisseur qui produira les ferrures d'assemblage des essais en raideur dont l'étude dimensionnelle sera présentée ci-après.

3.1. POSITIONEMENT DU REPERE DE MESURE DES PERCEMENTS DES FERRURES DES PRE TESTS

Les percements sont mesurés suivant un axe X et Y dans l'ordre indiqué des points sur la Figure 3-1



Ferrure pré-essais avec percement ø12mm

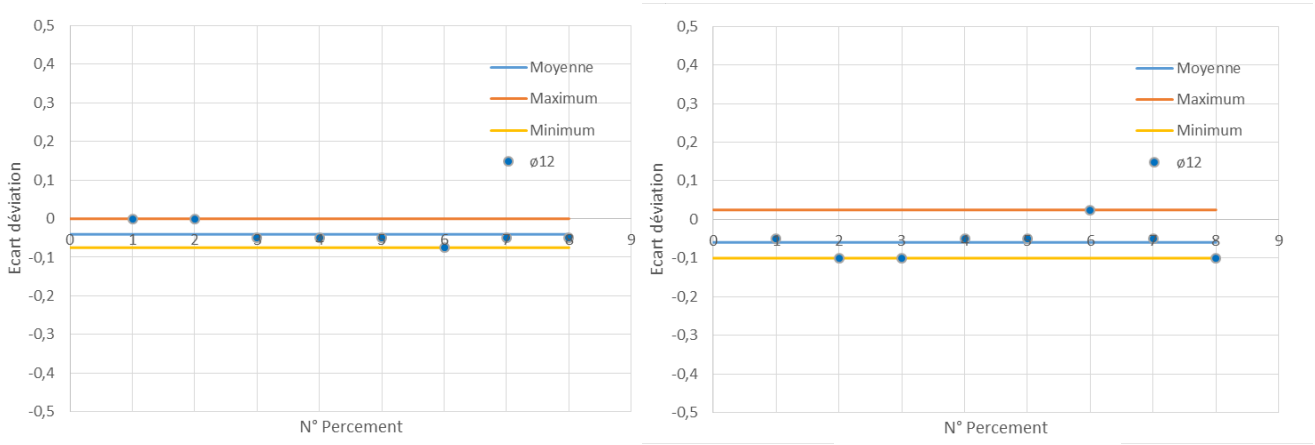


Ferrure pré-essais avec percement ø16mm

Figure 3-1 : Ferrures de pré essais.

3.1.1. Résultats des mesures de positionnement des perçages ϕ 12 mm

Les écarts de positionnement des plaques de pré-essais en diamètre 12 mm, sont présentés Figure 3-2. L'écart maximum mesuré est de 0.1mm ce qui constitue un tolérancement de ±0.1mm



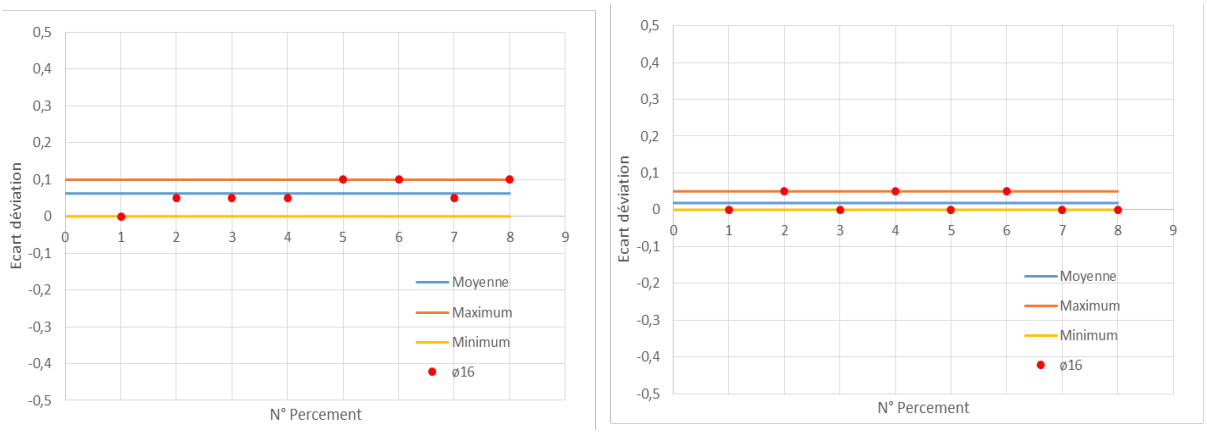
Suivant l'axe X

Suivant l'axe Y

Figure 3-2 Déviation des percements dans la ferrure percée ø12 suivant l'axe X et Y en mm

3.1.2. Résultats des mesures de positionnement des perçages ø 16 mm

Les écarts de positionnement des plaques de pré-essais en diamètre 16 mm, sont présentés Figure 3-3. L'écart maximum mesuré est de 0.1mm ce qui constitue un tolérancement de ±0.1mm



Suivant l'axe X Suivant l'axe Y

Figure 3-3 Déviation des percements dans la ferrure ø16 suivant l'axe X et Y en mm

3.1.3. Résultats de la mesure du diamètre des percements des ferrures des pré tests

La mesure des diamètres de percement des deux jeux de ferrures des pré-essais ont été réalisés sur le projecteur de profils. La tolérance diamétrale mesurée est globalement de ø 12.7±0.1 mm (cf. Tableau 3), celle prescrite dans le « Plan de tolérancement » est de ø 12.6 ± 0.2 mm. Pour le diamètre ø 16, il est mesuré globalement ø 16,7±0.1 pour 16,6 ± 0.2.

Tableau 3 : Mesures des diamètres de percement dans les ferrures de pré-essais

Plaque 1	**ø12**	**ø16**
1	12,7	16,72
2	12,7	16,75
3	12,7	16,78
4	12,7	16,7
5	12,7	16,75
6	12,7	16,77
7	12,7	16,73
8	12,8	16,77
Plaque 2		
1	12,66	16,71
2	12,7	16,74
3	12,77	16,74
4	12,74	16,76
6	12,8	16,72
7	12,8	16,67
8	12,8	16,72
Moyenne	12,73	16,74
MIN	12,66	16,67
MAX	12,8	16,78

3.1.4. Bilan du contrôle d'exécution des ferrures

Au regard des valeurs mesurées et des valeurs prescrites, les ferrures de pré-essais respectent le tolérancement prescrit (Tableau 4). A noter que la moyenne diamétrale mesurée est supérieure de 0.1 mm à la moyenne demandée bien que cet écart reste compatible avec le tolérancement demandé.

Tableau 4 : Bilan du tolérancement des ferrures de pré-essais.

Diamètre	Type de tolérance	Demandé	Mesuré
Ø12	Positionnement	X±0.1	X±0.1
	Diamètre	12.6±0.2	12.7±0.1
Ø16	Positionnement	X ±0.1	X ±0.1
	Diamètre	16.6 ±0.2	16.7 ±0.1

3.2. POSITIONEMENT DU REPERE DE MESURE DES PERCEMENTS DES FERRURES

Après avoir vérifié la capacité de la machine de perçage métallique, l'ensemble des ferrures nécessaires au essais d'assemblages ont été commandées.

Les percements sont mesurés comme il a été montré précédemment suivant un axe X et Y selon la Figure 3-4. L'ensemble des ferrures a été mesuré par lot d'une dizaine de ferrure à la fois en les disposant côte à côte sur la table de mesure.

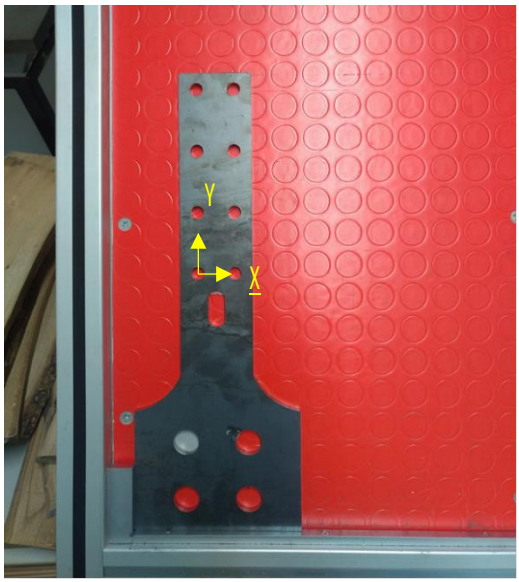
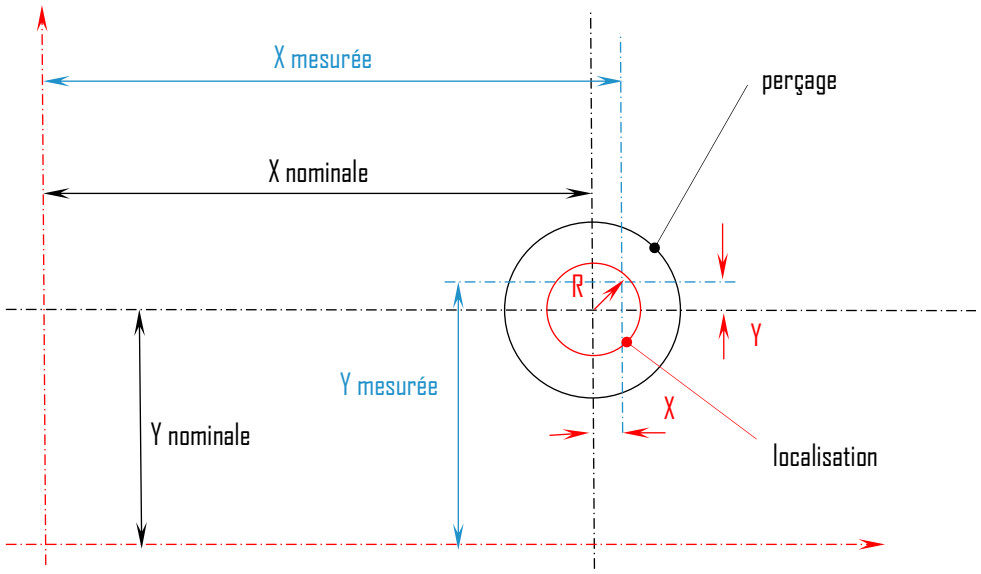


Figure 3-4 Axes de mesure des percemments des ferrures

3.2.1. Résultats des mesures de positionnement

L'ensemble des mesures de tolérances de positionnement sont présentés par l'histogramme de la Figure 3-5 pour un total de 3152 mesures de tolérance de positionnement. Afin d'indiquer une valeur représentative de l'écart de localisation, les écarts suivant les axes X et Y sont tout d'abord calculés par rapport à la cote nominale. La racine des écarts au carré est ensuite calculée.



$$X = X_{mesurée} - X_{nominale}$$
$$Y = Y_{mesurée} - Y_{nominale}$$
$$R = \sqrt{X^2 + Y^2}$$

La mesure de tolérance est calculée par le vecteur à l'aide des valeurs en X et en Y représentant ainsi le rayon du cercle.

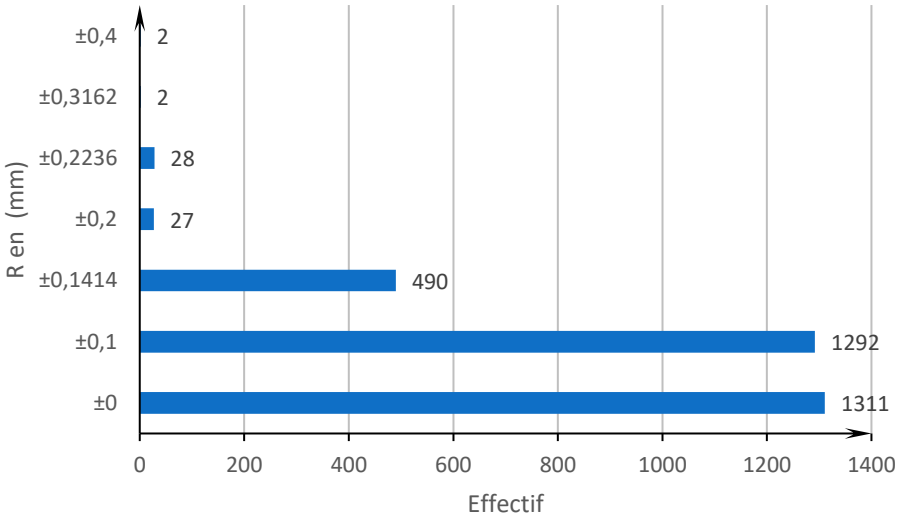


Figure 3-5 : Résultats de tolérance de positionnement

Les résultats montrent que 82,6% des mesures sont comprises dans l'intervalle de tolérance de ±0,1mm représentant ainsi une localisation de 0,2mm pris comme hypothèse initiale.

3.2.2. Résultats des mesures de diamètres de perçages

En date de rédaction, 30% des ferrures percées en 12 mm et 16 mm ont été contrôlées.

Les Figure 3-6 et Figure 3-7 présentent respectivement les résultats de tolérances de diamètres de broches 12mm et 16mm par un histogramme.

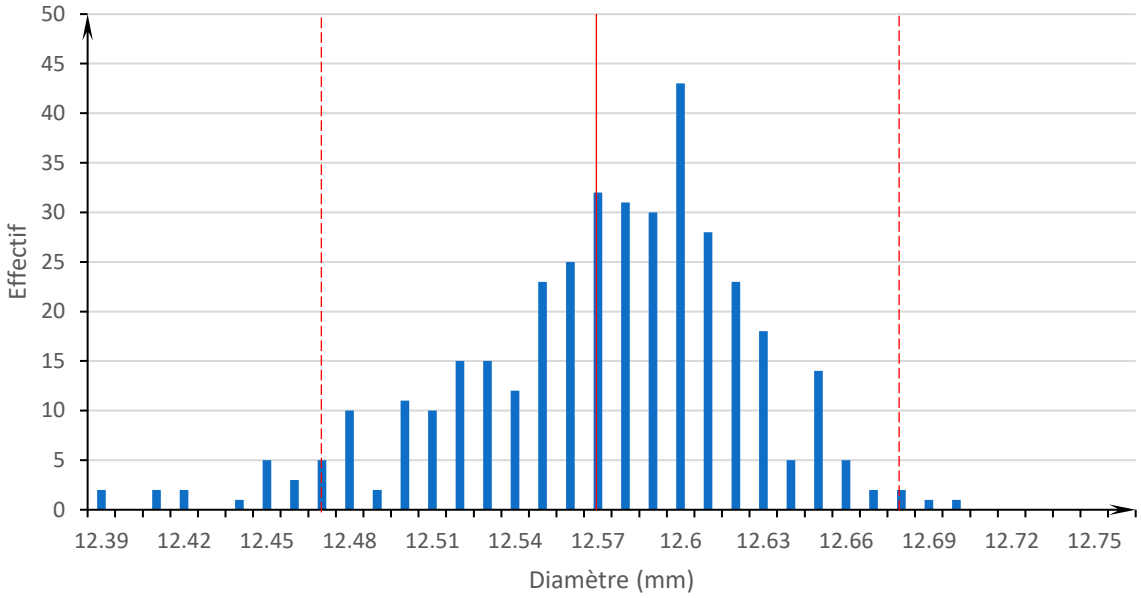


Figure 3-6 : Résultats de tolérance de diamètre de 12 mm

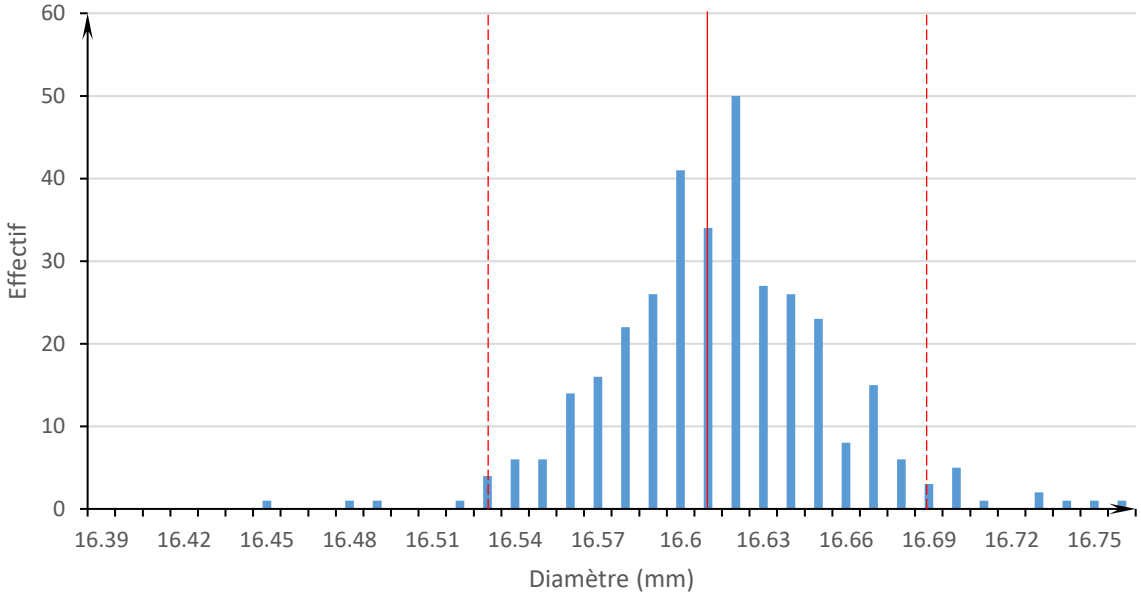


Figure 3-7 : Résultats de tolérance de diamètre de 16 mm

Le Tableau 5 présente les valeurs moyennes ainsi que les écarts type. Au regard de la définition de l'écart type en statistique, il est possible de déterminer une borne inférieure et supérieure où 95% des valeurs sont comprises entre ces bornes.

Tableau 5 : Bilan du tolérancement des ferrures de pré-essais.

Diamètre		Valeur
Ø12	Moyenne	12,57
	Ecart type	0,05
	Borne inférieure	**12,47**
	Borne supérieure	**12,68**
Ø16	Moyenne	16,61
	Ecart type	0,04
	Borne inférieure	**16,53**
	Borne supérieure	**16,69**

En conclusion, les perçages réalisés sont dans les tolérances demandées 12,6 +- 0.2 et 16.6 +- 0.2. A 95 %, il peut être observé que la précision peut être donnée à 12,6 +- 0.1 et 16.6 +- 0.1.

4.- CONTROLE DES PERCEMENTS DANS LE BOIS LAMELLE COLLE

La précision du positionnement ainsi que celle du perçage pouvant être obtenue avec le robot n'étant pas connue avec précision, plusieurs éprouvettes de perçage ont été réalisées. En réalisant plusieurs éprouvettes, différents protocoles de perçage ont été réalisés. A travers les différents tests réalisés, un optimum de précision a pu être défini. Afin de présenter l'analyse qui va suivre, la succession des protocoles suivis sont tout d'abord décrit de manière rapide sur la Figure 4-1.

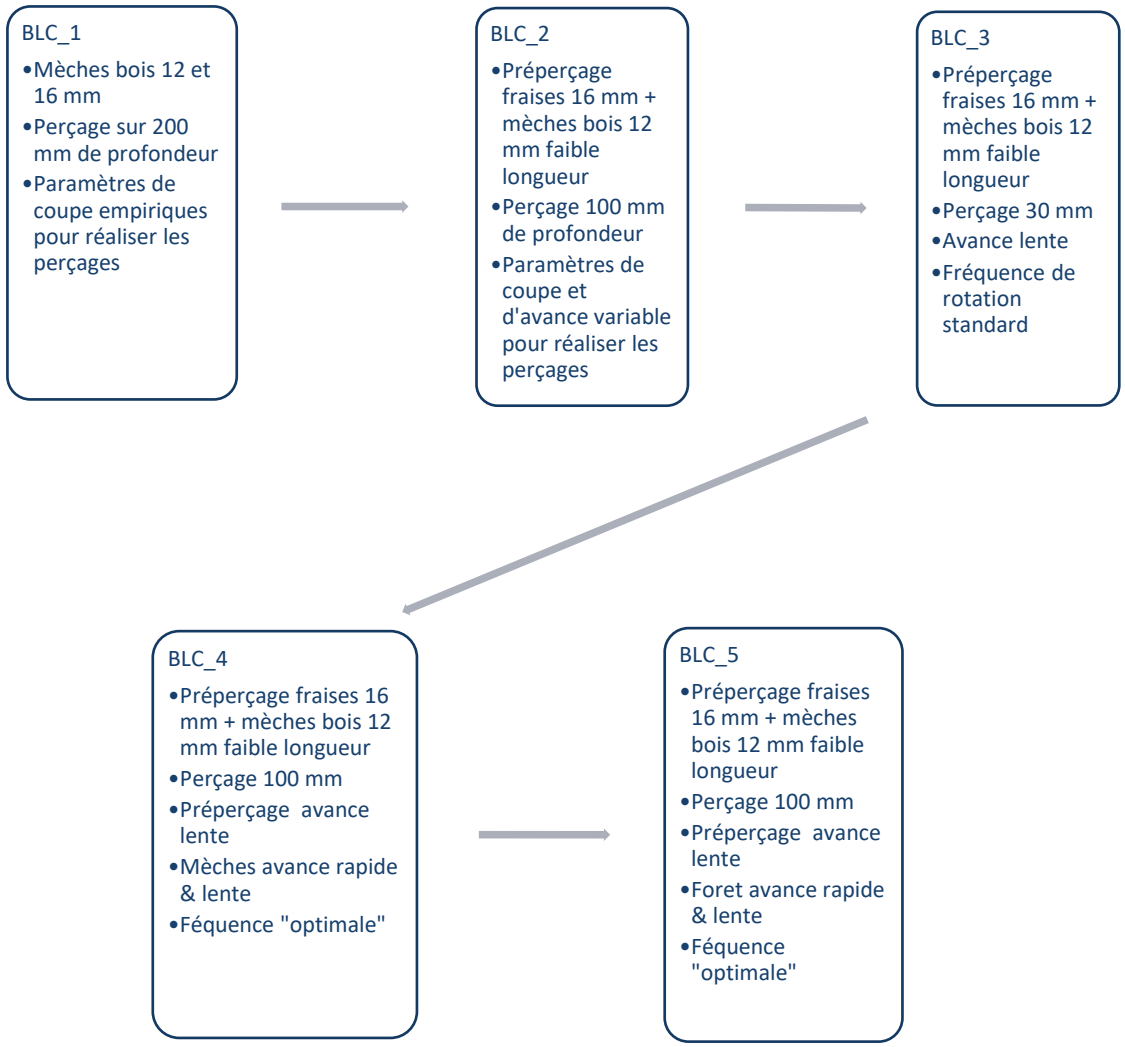
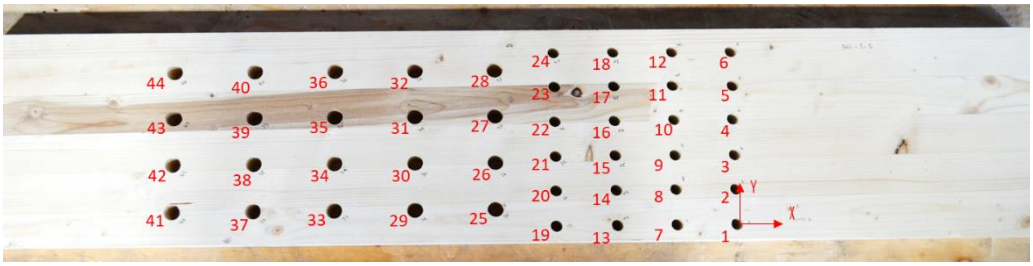
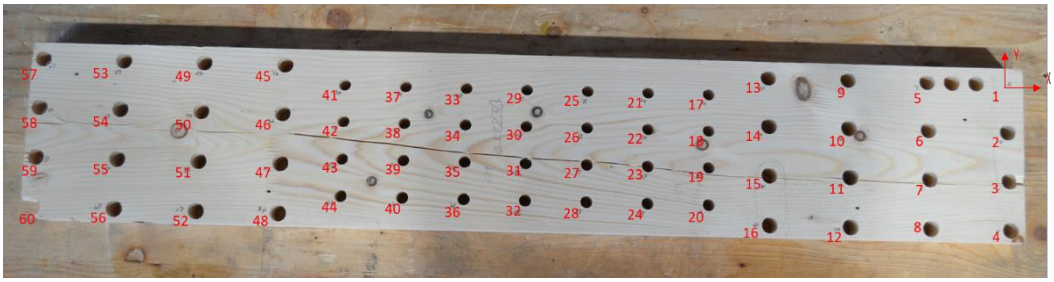


Figure 4-1 : Chronologie des essais de percements réalisés dans le bois lamellé collé présentant les variantes adoptées.

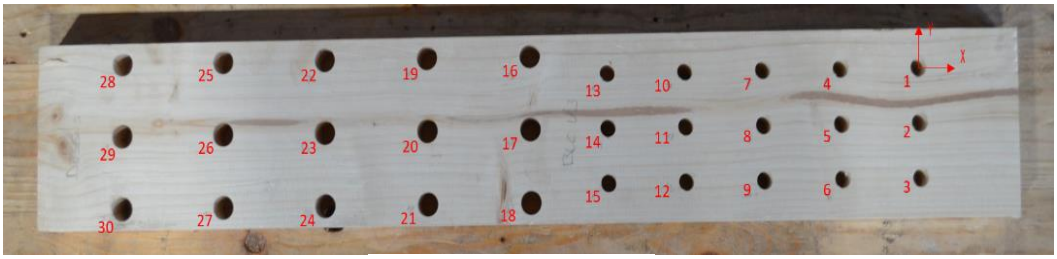
Les perçages présentés en Figure 4-2, sont réalisés dans du bois lamellé-collé perpendiculairement au plan de collage. Les axes de repérage présentés sur cette même figure restent les mêmes sur tous les graphiques présentés dans la suite du document.



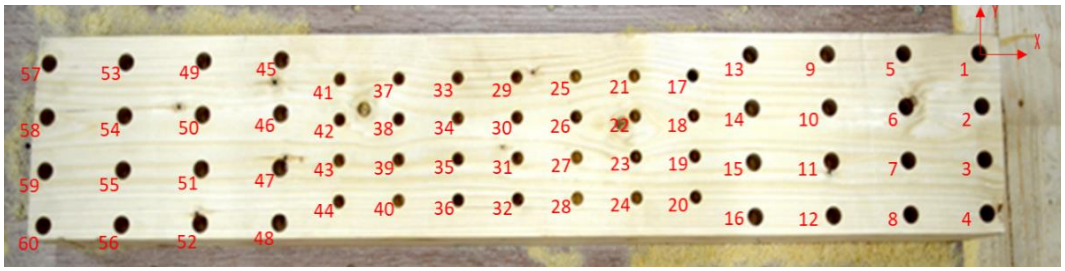
BLC_1



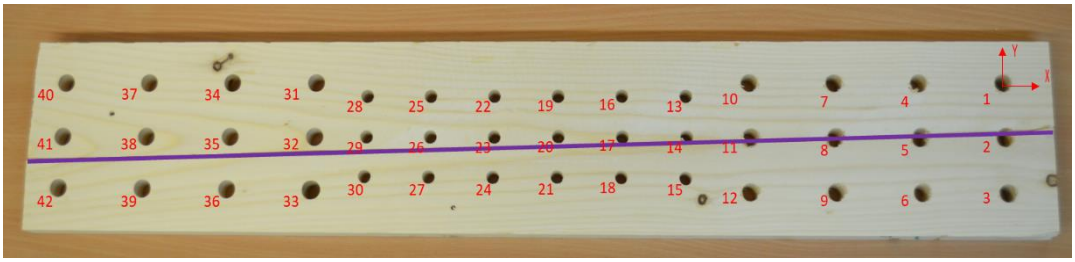
BLC_2



BLC_3



BLC_4



BLC_5

Figure 4-2 : Repère de mesure des axes des percements sur les 5 éprouvettes testés

4.1.1. PROTOCOLE DE PERCEMENT BLC_1

Dans l'éprouvette BLC_1, les perçages ont été réalisés avec des mèches bois suivant la configuration de perçage la plus contraignante pour réaliser les assemblages de l'étude en termes de profondeur d'usinage, c'est-à-dire 200 mm. Les paramètres de coupe sont calculés à partir d'une fréquence de rotation empirique. La valeur du débourrage a elle aussi été déterminée empiriquement, elle est présentée dans le Tableau 6.

Calcul de la vitesse d'avance :

Hypothèse de fréquence : F = 1000 trs/min (hypothèse empirique)

$$V_c = \frac{D \cdot \pi \cdot n}{1000} = \frac{12 \cdot \pi \cdot 1000}{1000} \approx 40\ mm/\min$$

Tableau 6 : Paramètre de coupe pour le percage de la pièce BLC_1

	Profondeur (mm)	Va (mm/min)	F (trs/min)	Débourrage (mm)
Ø12	200	400	1000	15
Ø16	200	400	1000	15

4.1.1.1. Résultats des mesures de positionnement BLC_1

Les écarts de positionnement sur la face d'attaque de la pièce BLC_1 sont présentés sur la Figure 4-3.

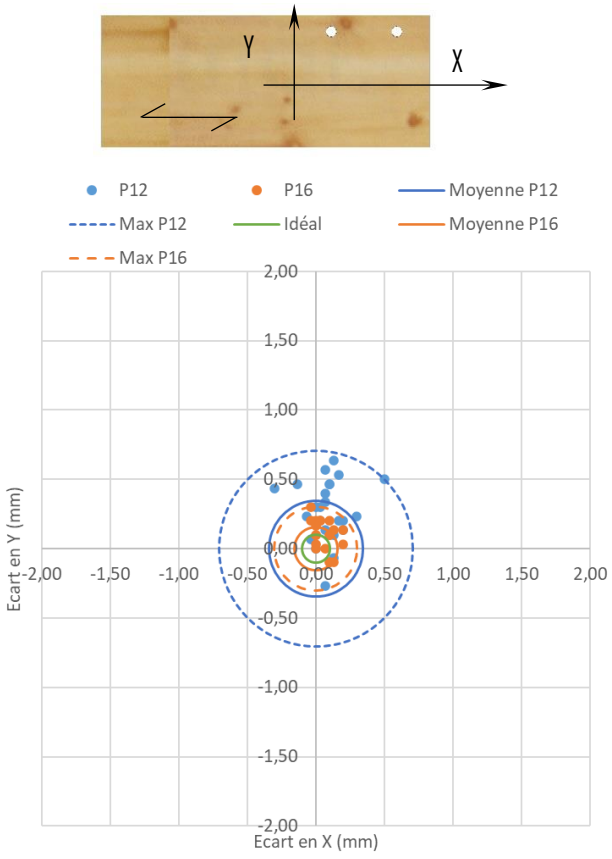


Figure 4-3 : Ecarts en mm par rapport à la cote nominale dans la pièce BLC_1 sur sa face d'attaque suivant l'axe X et Y.

Les écarts de positionnement sur la face débouchante de la pièce BLC_1 sont présentés sur la Figure 4-4.

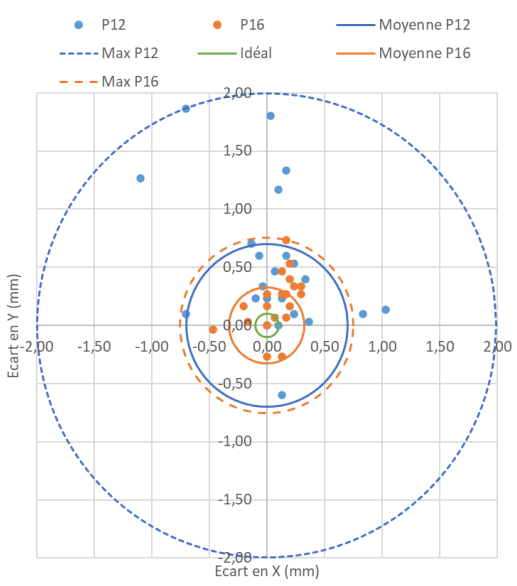


Figure 4-4 : Ecart en mm par rapport à la cote nominale dans la pièce BLC_1 sur sa face débouchante suivant l'axe X et Y en mm

4.1.1.2. Bilan des résultats des mesures de positionnement BLC_1

Les perçages effectués présentent des tolérances de positionnements qui sont résumés dans le Tableau 7.

Tableau 7 : Valeurs moyennes et maximales des tolérances de positionnement des percements de la pièce BLC_1 pour les faces d'attaque et débouchante.

N°	Attaque		Débouchante	
	Moyenne	Maximale	Moyenne	Maximale
P12	0,34	0,70	0,70	2,00
P16	0,16	0,30	0,33	0,75

Ces écarts sont bien supérieurs à ceux exigés de ±**0.1** mm.

Il a pu être remarqué que la déviation est plus importante dans le sens perpendiculaire au fil que dans le sens longitudinal, ceci malgré un débourrage du trou tous les 15 mm. Cet écart est plus important lorsque le trou est plus petit. Ceci s'explique simplement par le fait que la mèche est moins rigide.

La vitesse élevée de rotation crée du fait que la mèche ne soit pas parfaitement équilibrée un balourd, à la rencontre du bois celle-ci dévie encore si la pointe attrape du bois de printemps très tendre. En partant avec une déviation, celle-ci s'accentue car la mèche a du mal à s'autoguider par son propre trou.

4.1.2. PROTOCOLE DE PERCEMENT BLC_2

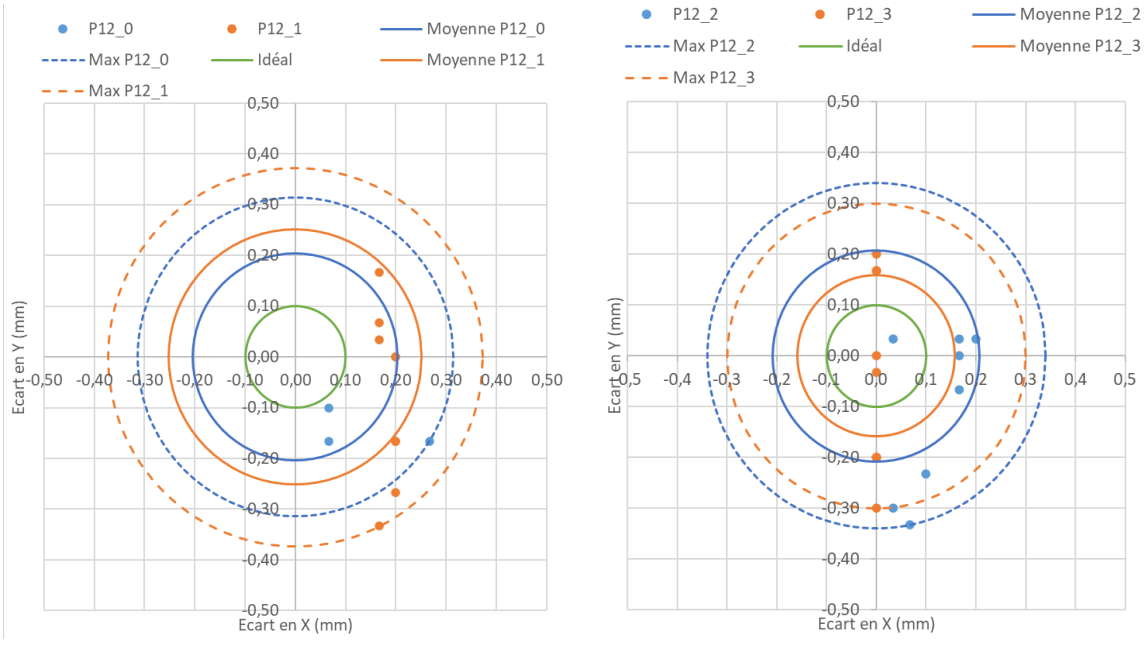
Dans l'éprouvette BLC_2, les perçages ont été réalisés avec des mèches bois suivant les configurations d'usinage présentés dans le Tableau 8. La profondeur de percement ainsi que les caractéristiques de coupe et d'avance ont été modifiés par rapport à la pièce BLC_1. La vitesse d'avance reste similaire à l'éprouvette BLC_1 mais la fréquence de rotation ainsi que la profondeur de débourrage diffèrent suivant les cas. A noter que la profondeur de perçage est égale à 20 mm pour 2 cas contre 100mm pour le reste des pièces.

Tableau 8 : Paramètres de coupe pour le perçage de la pièce BLC_2

Désignation	Diamètre (mm)	Profondeur (mm)	Va (mm/min)	F (trs/min)	Débourrage (mm)
P12_0	12	20	400	1000	15
P12_1	12	100	400	800	10
P12_2	12	100	400	1000	15
P12_3	12	100	400	1200	20
P16_0	16	20	10000	18000	0
P16_1	16	100	400	1500	20
P16_2	16	100	400	1500	15
P16_3	16	100	400	1500	10

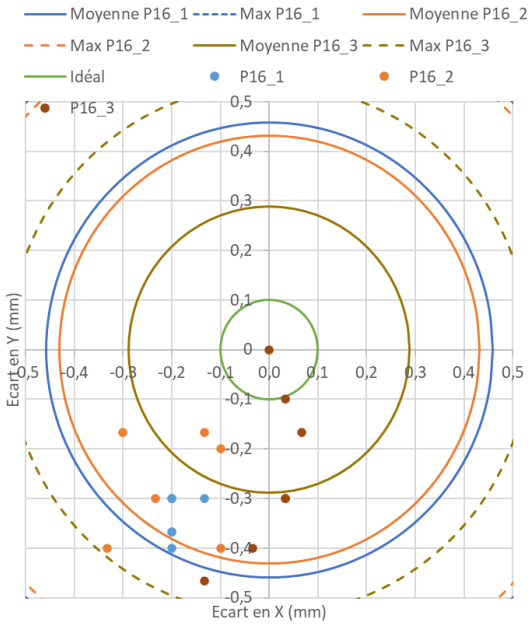
4.1.2.1. Résultats des mesures de positionnement BLC_2

Les écarts de positionnement sur la face d'attaque de la pièce BLC_2 sont présentés Figure 4-5 et Figure 4-6 respectivement pour les diamètres 12 et 16. Les valeurs moyennes et maximales de tolérances de positionnement sont présentées dans le Tableau 9.



P12_0 et P12_1 P12_2 et P12_3

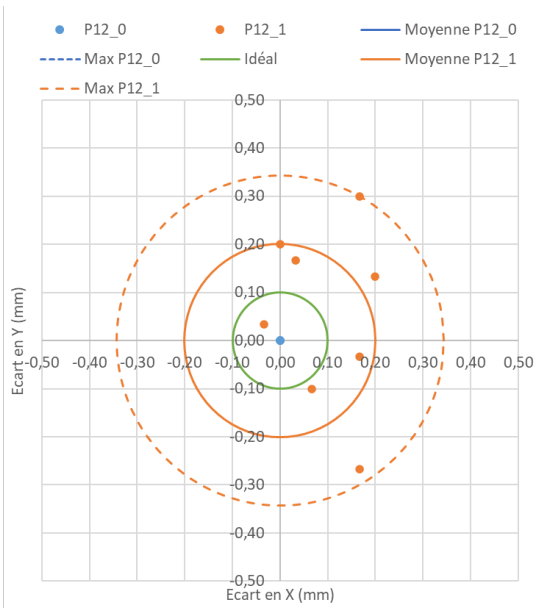
Figure 4-5 : Ecarts en mm par rapport à la cote nominale dans la pièce BLC_2 sur sa face d'attaque suivant l'axe X et Y en mm pour le diamètre 12



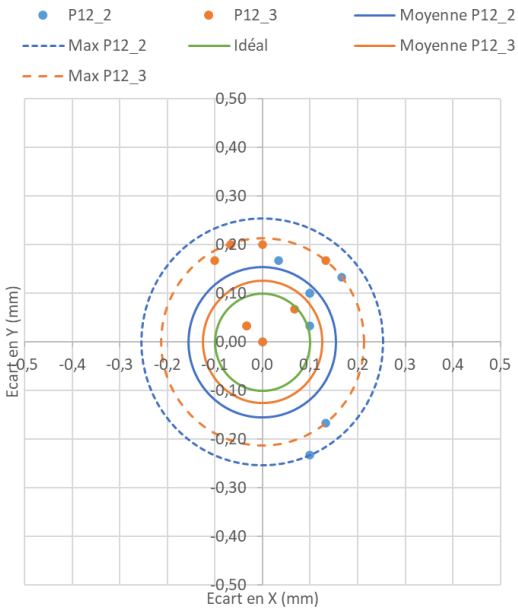
P16_1, P16_2 et P16_3

Figure 4-6 : Ecarts en mm par rapport à la cote nominale dans la pièce BLC_2 sur sa face d'attaque suivant l'axe X et Y en mm pour le diamètre 16

Les écarts de positionnement sur la face débouchante de la pièce BLC_2 sont présentés Figure 4-7 et Figure 4-8 respectivement pour les diamètres 12 et 16. Les valeurs moyennes et maximales de tolérances de positionnement sont présentées dans le Tableau 9.

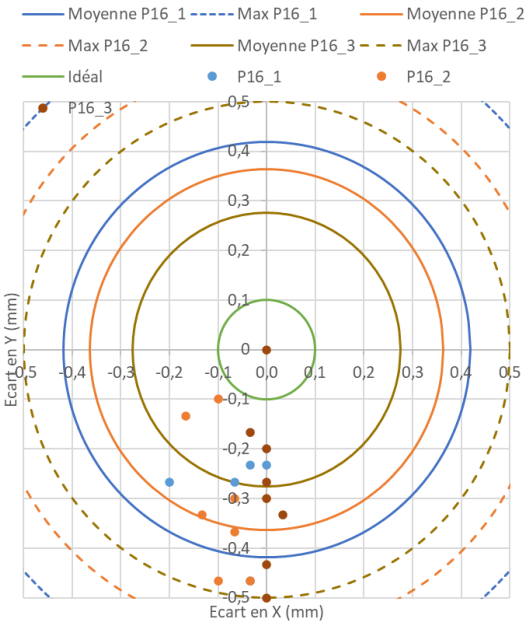


P12_0 et P12_1



P12_2 et P12_3

Figure 4-7 : Ecarts des percements dans la pièce BLC_2 sur la face débouchante suivant l'axe X et Y en mm pour le diamètre 12



P16_1, P16_2 et P16_3

Figure 4-8 : Ecarts des percements dans la pièce BLC_2 sur la face débouchante suivant l'axe X et Y en mm pour le diamètre 16

Tableau 9 : Valeurs moyennes et maximales des tolérances de positionnement des percements de la pièce BLC_2 pour les faces d'attaque et débouchante

N°	Attaque		Débouchante	
	Moyenne	Maximale	Moyenne	Maximale
P12_0	0,20	0,31	0	0
P12_1	0,25	0,37	0,20	0,34
P12_2	0,21	0,34	0,16	0,25
P12_3	0,16	0,3	0,13	0,21
P16_1	0,46	0,71	0,42	0,67
P16_2	0,43	0,69	0,36	0,57
P16_3	0,29	0,53	0,28	0,50

4.1.2.2.Résultats des mesures de diamètre BLC_2

Les mesures de diamètre sur le dessus de la pièce BLC_2 sont résumées dans le Tableau 10. Les paramètres de coupe « P12_0 » présente un diamètre équivalent au diamètre nominal de mèche. Les paramètres de coupe « P16_3 » présente un diamètre légèrement supérieur au diamètre de la mèche.

Tableau 10 : Mesures des diamètres de percement sur le dessus de la pièce BLC_2

Désignation	P12_0	P12_1	P12_2	P12_3	P16_0	P16_1	P16_2	P16_3
Ecart (mm)	-0,08	0,02	-0,03	0,07	0,01	0,07	0,05	-0,01

4.1.2.3. Bilan des résultats de mesures de percement de la pièce BLC_2

D'un point de vue tolérancement diamétrale les paramètres de coupe « P12_0 » et « P16_3 » correspondent à un avant trou avec une ovalisation de perçage négligeable. Ces avant-trous présentent néanmoins un tolérancement de positionnement supérieur à la valeur demandée (±0.1mm). Cet écart peut être réduit par une avance plus lente de déplacement, celui-ci ayant une inertie importante, sa vitesse d'avance à un impact sur la précision de positionnement.

Au niveau du perçage traversant, les paramètres de coupe « P12_2 » et « P12_3 » sont sensiblement similaires au niveau du positionnement, néanmoins les paramètres de coupe « P12_2 » présente une ovalisation plus faible. Les paramètres de coupe « P12_2 » est donc une piste à suivre pour la suite.

Pour le diamètre de 16mm, les paramètres de coupe « P16_3 » présente une ovalisation et un tolérancement de positionnement qui semble plus optimal.

4.1.3. PROTOCOLE DE PERCEMENT BLC_3

Dans l'éprouvette BLC_3, les perçages ont été réalisés à l'aide d'une fraise carbure pour les percements ø16 et d'un foret pour le ø12. Les percements comportent seulement des pré-perçages d'une profondeur de 30 mm. La vitesse d'avance a été réduite de 75% pour le ø12mm et de 95% pour le ø16mm (Tableau 11). Cette réduction est calculée par rapport au protocole de percement BLC_2, afin de minimiser l'effet d'inertie du robot.

Tableau 11 : Paramètres de coupe pour le perçage BLC_3

Désignation	Diamètre (mm)	Profondeur (mm)	Va (mm/min)	F (trs/min)	Débourrage (mm)
P12	12	30	100	1000	15
P16	16	30	500	18000	0

4.1.3.1. Résultats des mesures de positionnement BLC_3

Les écarts de positionnement sur la face d'attaque de la pièce BLC_3 sont présentés Figure 4-9. Les valeurs moyennes et maximales de tolérances de positionnement sont présentées dans le Tableau 12.

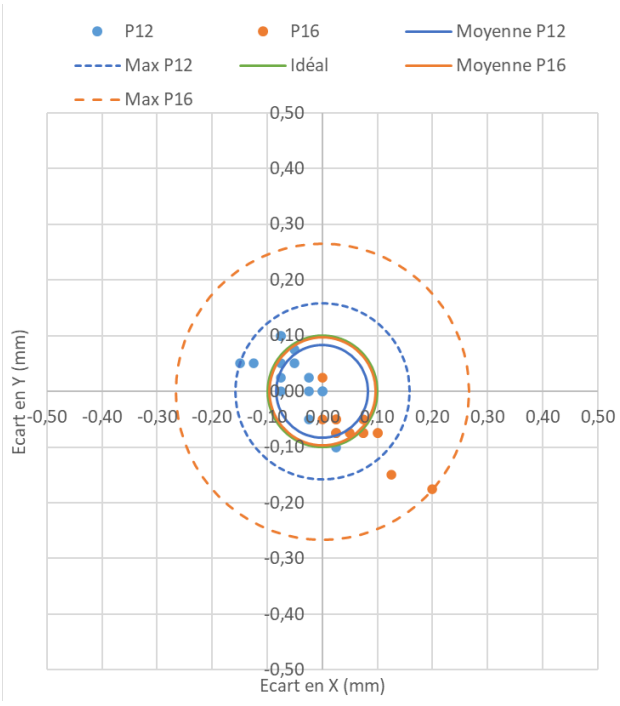


Figure 4-9 : Ecarts en mm par rapport à la cote nominale dans la pièce BLC_3 sur sa face d'attaque suivant l'axe X et Y.

Le Tableau 12 présente le résultat des erreurs de positionnement pour la pièce BLC_3 en face supérieure.

Tableau 12 : Valeurs moyennes et maximales des tolérances de positionnement des percements de la pièce BLC_3 pour la face d'attaque

N°	Attaque	
	Moyenne	Maximale
P12	0,08	0,16
P16	0,1	0,27

4.1.3.2. Bilan des résultats de mesures de percement de la pièce BLC_3

Le tolérancement mesuré étant proche de celui demandé, le percement d'avant-trous à vitesse lente s'avère être une nécessité, cependant ils font perdre du temps dans une logique de productivité.

Les avant-trous étant réalisés à l'aide de foret/fraise d'un diamètre proche de la valeur nominale 12 et 16 mm, les broches se montent « sans forcer » (cf. Figure 4-10).

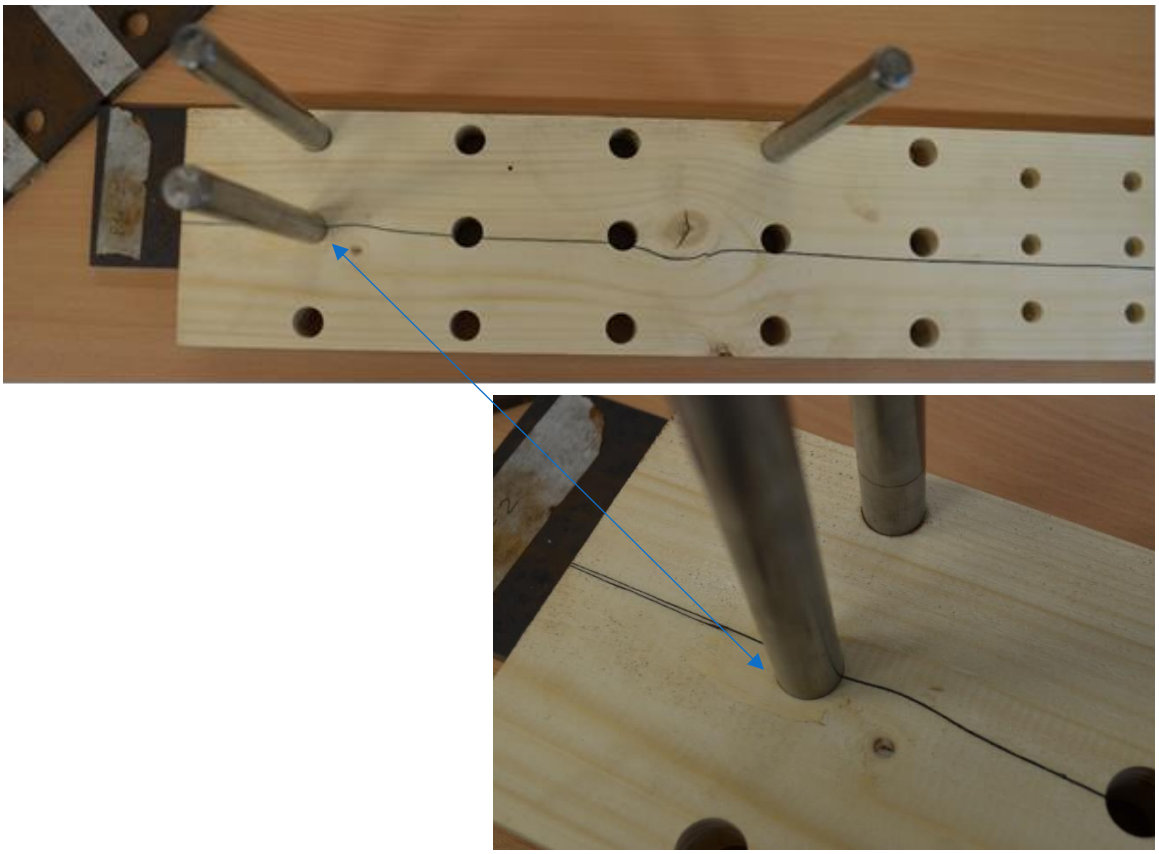


Figure 4-10 : Mise en place de la broche sans serrage initial.

4.1.4. PROTOCOLE DE PERCEMENT BLC_4

Dans l'éprouvette BLC_4, les perçages ont été réalisés avec des mèches bois suivant une profondeur de 100mm et un avant-trou d'une profondeur de 20mm. La vitesse d'avance pour le percement de l'avant trou est similaire à celle utilisée sur l'éprouvette BLC_3. La vitesse d'avance du percement traversant sera étudiée sous 2 vitesses : « lente » et « rapide ».

Les paramètres de coupe « P12_1 » et « P16_1 » sont considérés avec une avance dite « lente » et les paramètres de coupe « P12_2 » et « P16_2 » sont considérés avec une avance dite « rapide » (Tableau 13).

Les vitesses d'avance, fréquences de rotation, et débourrages utilisés pour la vitesse rapide sont repris à partir des essais BLC_2 suivant les paramètres de coupe « P12_2 » et « P16_3 ».

Tableau 13 : Paramètre de coupe pour le perçage de la pièce BLC_4

Désignation		Diamètre (mm)	Profondeur (mm)	Va (mm/min)	F (trs/min)	Débourrage (mm)
P12_1 (lent)	Avant trou	12	20	100	1000	0
	perçage	12	100	100	800	15
P12_2 (rapide)	Avant trou	12	20	100	1000	0
	perçage	12	100	400	800	15
P16_1 (lent)	Avant trou	16	20	2500	18000	0
	perçage	16	100	100	1500	10
P16_2 (rapide)	Avant trou	16	20	2500	18000	0
	perçage	16	100	400	1500	10

4.1.4.1. Résultats des mesures de positionnement BLC_4

Les écarts de positionnement sur la face d'attaque de la pièce BLC_4 en vitesses lente et rapide sont présentées Figure 4-11. Les valeurs moyennes et maximales des tolérances de positionnement sont présentées dans le Tableau 14.

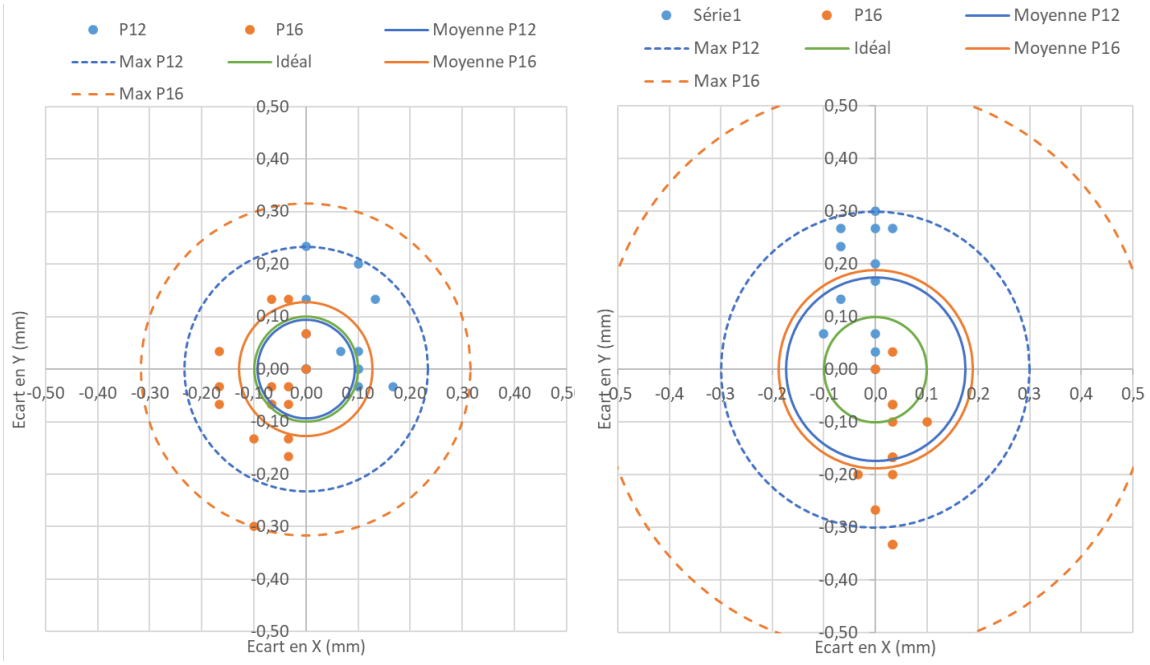


Figure 4-11 : Ecarts en mm par rapport à la cote nominale dans la pièce BLC_4 sur sa face d'attaque suivant l'axe X et Y à vitesse lente et rapide.

Les écarts de positionnement sur la face débouchante de la pièce BLC_4 en vitesse lente et rapides sont présentés Figure 4-12. Les valeurs moyennes et maximales de tolérances de positionnement sont présentées dans le Tableau 14.

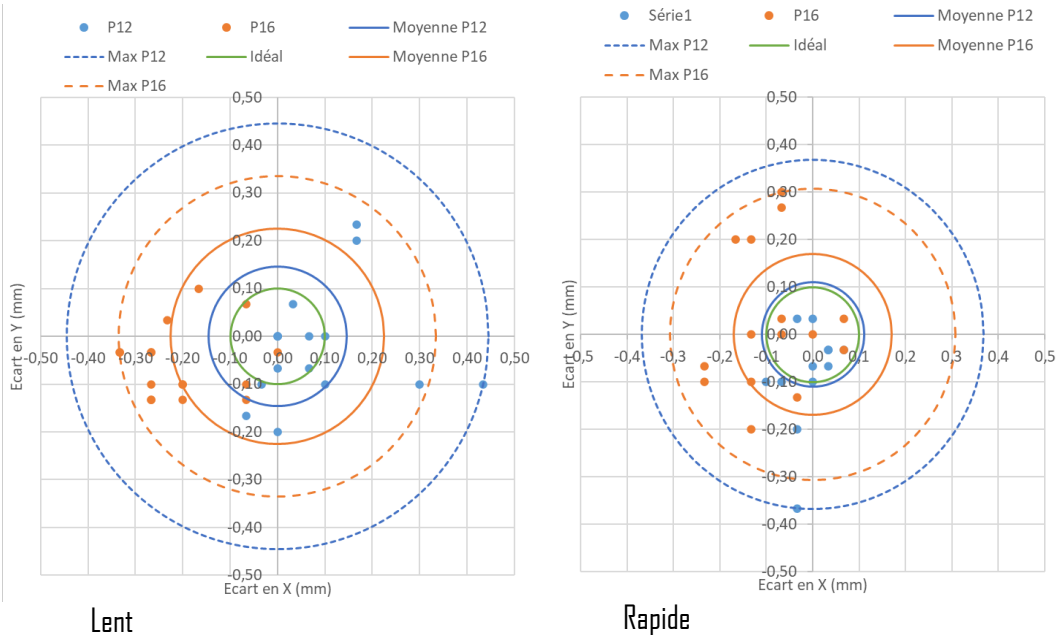


Figure 4-12 : Ecarts en mm par rapport à la cote nominale dans la pièce BLC_4 sur sa face débouchante suivant l'axe X et Y à vitesse lente et rapide

Tableau 14 : Valeurs moyennes et maximales des tolérances de positionnement des percements de la pièce BLC_3 pour les faces d'attaque et débouchante pour les vitesses lente et rapide.

N°	Vitesse	Attaque		Débouchante	
		Moyenne	Maximale	Moyenne	Maximale
P12	Lente	0,09	0,23	0,15	0,45
P12	Rapide	0,17	0,3	0,11	0,37
P16	Lente	0,13	0,32	0,23	0,34
P16	Rapide	0,19	0,53	0,17	0,31

4.1.4.1. Résultats des mesures de diamètre BLC_4

Les mesures de diamètre sur le dessus de la pièce BLC_4 (après fraisage) sont résumées dans le Tableau 15. Les valeurs de diamètre mesurées correspondent aux diamètres des mèches utilisées pour le ø12 et présente une différence de 0.2mm pour le ø16mm sans dépasser le diamètre nominal de perçage.

Tableau 15 : Tolérance diamétrale BLC_4

	Ø12 (mm)	Ø16 (mm)
Diamètre	12	15.8

4.1.4.2. Bilan des résultats de mesures de percement de la pièce BLC_4

Globalement un perçage lent apporte un tolérancement de ±0.2mm et un perçage rapide apporte ±0.3 mm d'écart. Une faible ovalisation diamétrale est observée sur la partie supérieure de l'éprouvette en ø12, la mise en place des broches nécessite un assemblage en force (Figure 4-13).

Un débourrage de 15mm pour le ø12mm et de 10mm pour le ø16mm semble une piste à retenir pour la suite des perçages.

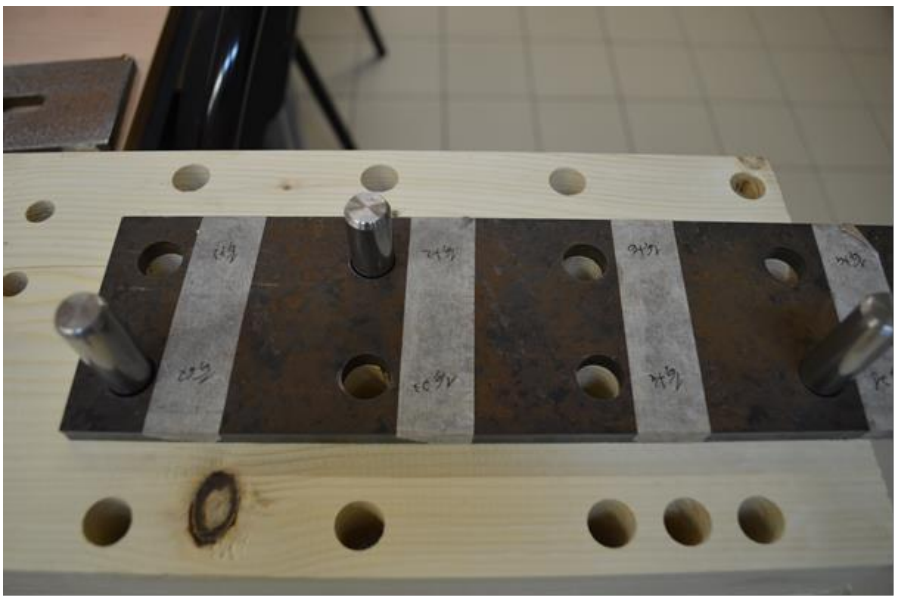


Figure 4-13 : Montage de la ferrure sur la pièce BLC_4

4.1.5. PROTOCOLE DE PERCEMENT BLC_5

Les précédents essais ont été réalisés à l'aide de mèches bois type « 3 pointes », ces mèches ont la particularité de comporter une pointe effilée en bout ce qui peut dévier la position de l'outil au moment de l'attaque dans le bois suivant le cerne du bois rencontré (printemps ou été). Ajoutée à cela une grande longueur d'outils (200mm), composé d'un acier de type HSS, la mèche demeure un outil souple sensible aux vibrations et à son défaut d'équilibrage. Un foret d'une plus petite longueur (150mm) se trouve plus rigide et donc moins sensible aux vibrations.

Un essai a donc été mené suivant les caractéristiques optimums déterminées dans les précédents protocoles à l'aide, cette fois-ci, de forets. Ces essais comportent donc des avant-trous réalisés avec une vitesse d'avance lente, et des percements traversant à vitesses lente et rapide (Tableau 16).

Le foret de ø12mm pour le pré-perçage est sensiblement le même que le foret servant aux perçages traversants, la différence réside dans la longueur de l'outil qui est plus faible pour le pré-perçage. Les paramètres de coupe « P12_3 » et « P12_4 » ne comporte donc pas d'avant-trou car celui-ci va être réalisé par le même outil mais avec une vitesse d'avance différente.

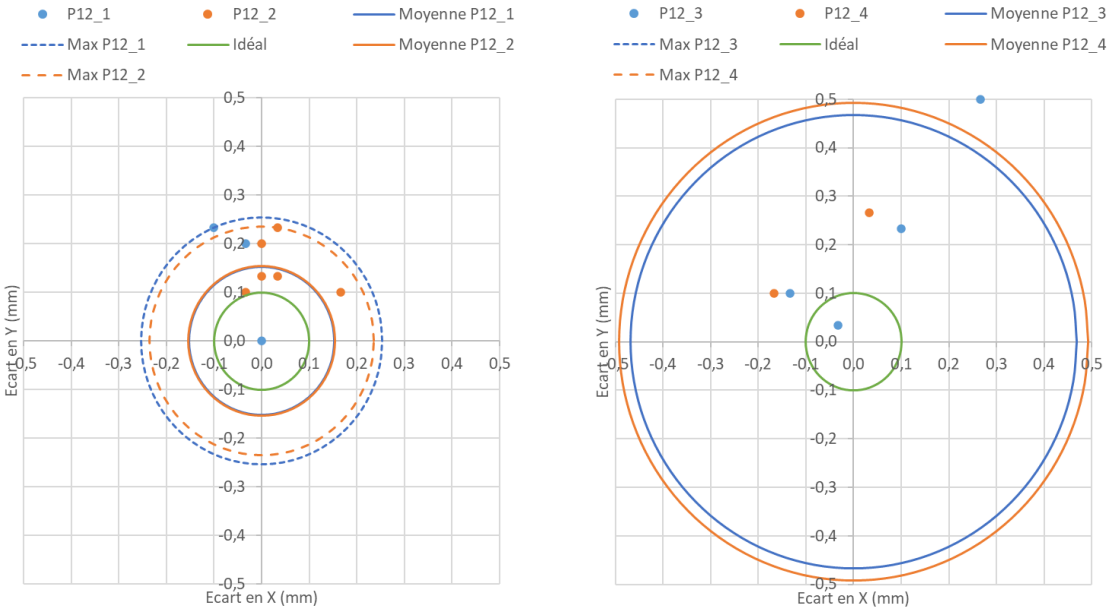
Tableau 16 : Paramètre de coupe pour le perçage de la pièce BLC_5

Désignation		Diamètre (mm)	Profondeur (mm)	Va (mm/min)	F (trs/min)	Débourrage (mm)
P12_1	Avant trou	12	30	100	1000	0
	Perçage	12	100	100	800	15
P12_2	Avant trou	12	30	100	1000	0
	Perçage	12	100	400	800	15
P12_3	Perçage	12	100	100	800	15
P12_4	Perçage	12	100	400	800	15
P16_1	Avant trou	16	30	2500	18000	0
	Perçage	16	100	100	1500	10
P16_2	Avant trou	16	30	2500	18000	0
	Perçage	16	100	400	1500	10

4.1.5.1. Résultats des mesures de positionnement BLC_5

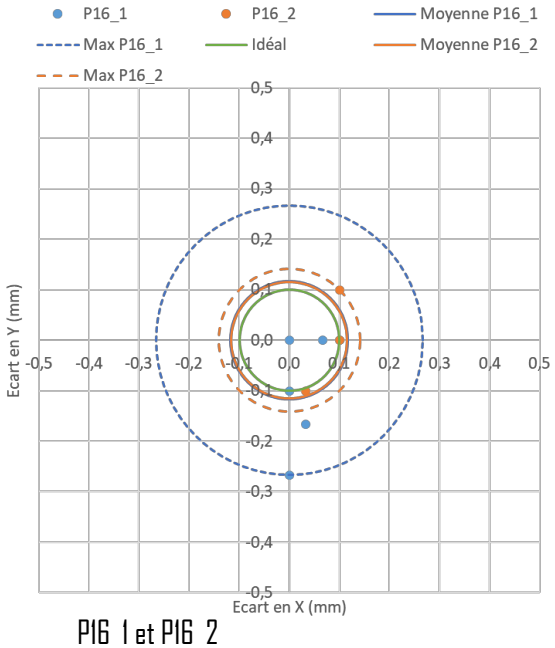
A la suite des percements, un délignage dans l'épaisseur a été réalisé afin d'avoir une dimension d'éprouvette capable d'être mesuré par la table de mesure. Lors de cette opération l'éprouvette s'est fendue sur toute sa longueur, ce qui a rendu non mesurable la tolérance de positionnement sur la face d'attaque.

Les écarts de positionnement sur la face débouchante de la pièce BLC_5 sont présentés Figure 4-14. Les valeurs moyennes et maximales de tolérances de positionnement sont présentées dans le Tableau 17.



P12_1 et P12_2 P12_3 et P12_4

Figure 4-14 : Ecarts en mm par rapport à la cote nominale dans la pièce BLC_5 sur sa face d'attaque suivant l'axe X et Y pour le diamètre 12



P16_1 et P16_2

Figure 4-15 : Ecarts en mm par rapport à la cote nominale dans la pièce BLC_5 sur sa face d'attaque suivant l'axe X et Y pour le diamètre 16

Tableau 17 : Valeurs moyennes et maximales de tolérancements de positionnement des percements de la pièce BLC_5

N°	Tolérancement	
	Moyen	Maximal
P12_1	0,15	0,25
P12_2	0,17	0,24
P12_3	0,47	1,06
P12_4	0,49	1,01
P16_1	0,12	0,27
P16_2	0,12	0,14

4.1.5.2. Bilan des résultats de mesures de percement de la pièce BLC_5

Le positionnement le plus précis est obtenu avec les paramètres de coupe « P12_2 » et « P16_2 ». Pour ces paramètres, les valeurs maximales de tolérancement sont respectivement de l'ordre de ±0.24mm et ±0.14mm.

Une avance rapide ou une avance lente avec un avant trou change peu la tolérance de positionnement. Les tolérances de positionnement pour les paramètres de coupe « P16_1 » et « P16_2 » sont globalement les mêmes. Il faut noter que la différence de tolérance est expliquée par le nombre de perçages qui est deux fois plus faible pour le paramètre de coupe « P16_2 ».

En résumé un avant trou réalisé à vitesse lente, suivi d'un perçage traversant à l'aide d'un foret dans une pièce de bois d'épaisseur égale ou plus petite que 100 mm permet une valeur maximale de tolérance de positionnement de ±0,2 mm dans les conditions de percement propre au protocole BLC_5. Cependant l'état de surface des percements est très différent entre la mèche et la fraise ce qui sera certainement la cause de variabilité sur la raideur. D'autre part, pour des percements courts, un changement d'outil conduit à une perte de temps non cohérente avec une logique de production industrielle.



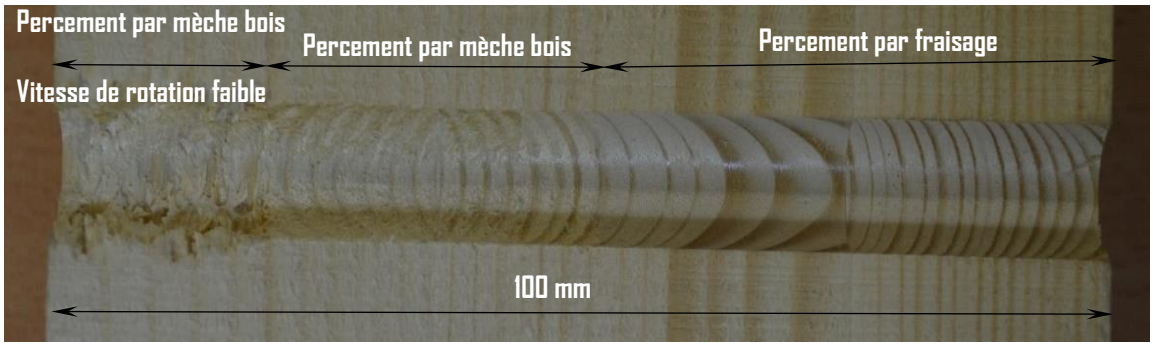


Figure 4-16 : Etats de surface des percements en 3 phases : fraise, mèche et méche perceuse manuelle (vitesse de rotation faible) .

5.– PERÇAGE PAR MECHE A TOURILLONNER

Au regard des différents essais de perçage pratiqués, il est apparu que le perçage direct avec les outils standard n'était pas à même de permettre de rester dans les tolérances prescrites pour l'étude dont le but est bien de maitriser la raideur dans un cadre de production industrielle. Après discussion avec différents industriels, il est apparu que cette problématique est souvent rencontrée en usine ce qui oblige généralement les industriels à augmenter les tolérances dans les tôles métalliques afin de réussir le montage qui s'avère quand même parfois laborieux.

En discutant avec un outilleur de menuiserie GRAVIER Affutage SARL, celui-ci a proposé de réaliser des « mèches » en partant sur le principe de coupe de mèches dites à tourillonner. En effet, la déviation en perçage direct provient essentiellement de la déviation initiale à l'attaque de la matière, ces mèches à tourillonner sont plus rigides et ont des taillants affûtés spécialement ce qui rend plus efficient l'usinage réalisé avec ce type d'outils foreur. La mèche étant taillée, son balourd est moins important ce qui fait qu'à haute vitesse de rotation sa pointe reste co-axiale à l'axe théorique de perçage Figure 5-1.



Figure 5-1 : Méche à tourillonner standard.

La Figure 5-2 ci-dessous présente les outils commandés, une mèche « type à tourillonner » de 12 mm et une de 16 mm.



Figure 5-2 : Méche à tourillonner de diamètre 12 et 16 mm longueur utile respective 120 et 140 mm.

A l'aide de ces mèches l'usinage d'une éprouvette de traction réelle a été réalisée. La vitesse de rotation a été réglée à 4000 tr/min, la vitesse d'avance a été fixée à 375 mm/min (sachant que la vitesse recommandée par le fabricant peut atteindre 1500 mm /min) et la distance de débourrage a été fixée à 10 mm.



Figure 5-3 : Réalisation de perçage à l'aide des mèches à tourillonner, qualité des usinages.

Afin de relever la précision des usinages, une plaque de MDF a été positionnée au dessus et au dessous de la zone percée. Par l'interposition de ces plaques, la mesure de la localisation est rendue possible sur la face d'attaque et la face

débouchante. En effet, la machine de contrôle utilisée pour mesurer la position des perçages n'est pas prévue pour des pièces de cette épaisseur. Dans le cadre de cet essai la pièce usinée a été découpée pour mesurer les percements ce qui ne pourra être le cas lors de la fabrication des échantillons.

La Figure 5-3 montre que la qualité des usinages obtenus est quasi parfaite en termes de découpe : les états de surface des percements sont constants sans fibre arrachée, aucune trace de débourage n'apparait et les abords des trous sont parfaitement découpés ce qui permet une insertion idéale des broches. La variabilité qui pourra être observée au niveau des essais d'assemblages pourrait donc être réduite aux incertitudes de localisation.

En premier lieu, le Tableau 18 présente les valeurs des diamètres de perçage réalisés.

Tableau 18 : Mesures des diamètres de percement dans l'échantillon bois.

Face d'attaque	**ϕ12**	**ϕ16**
1	12,11	16,07
2	12.14	16,06
3	12.13	16,05
4	12.1	16,005
5	12.14	16,03
6	12.09	16,08
7	12.16	16,06
8	12.16	16,04
Face débouchante		
1	12.13	16,03
2	12.14	15,99
3	12.15	16,05
4	12.13	15,96
5	12.13	16.1
6	12.14	16,11
7	12.11	16,03
8	12.15	16.00
Moyenne	12,14	16,05
MIN	12,09	15,96
MAX	12,16	16,11

Il peut être constaté que la variation des diamètres obtenus est faible, que les diamètres obtenus sont légèrement plus gros que les mèches elles-mêmes : ceci plus pour le diamètre de 12 mm que celui de 16 mm. Pour la réalisation des éprouvettes d'essais, les mèches peuvent donc être rectifiée à un diamètre de 11, 85 mm pour la mèche de 12 mm et à un diamètre de 15,90 mm pour la mèche de 16 mm afin d'assurer le serrage des broches dans leur logement.

Au niveau de la mesure de la localisation, il peut être constaté que l'emploi des mèches à tourillonner permet la réalisation de perçage qui sont correctement positionnés avec une rectitude quasi parfaite. Même s'il existe un écart entre la face du dessus et la face du dessous celui-ci est très faible. L'interposition en face d'attaque de la plaque de MDF n'est pas concluant car elle perturbe par sa fixation peu rigide le positionnement de la mèche. Etant donné le faible écart entre les deux faces et que la face inférieure présente plus de déviation, une seule plaque de MDF serait placée en face inférieure pour mesurer les dispersions de localisation.

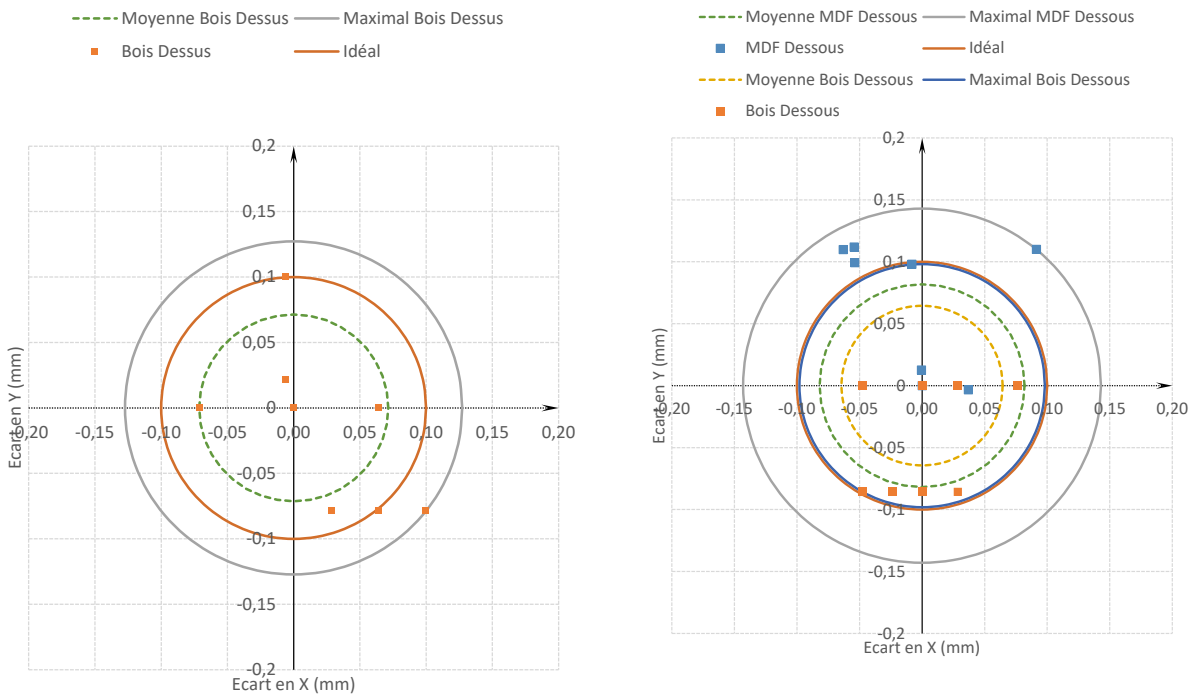


Figure 5-4 : Localisation des perçages de 12 mm en face d'attaque (dessus) et face débouchante (dessous) : mesures sur bois direct (après découpage de la pièce) et mesures relevées sur panneau MDF.

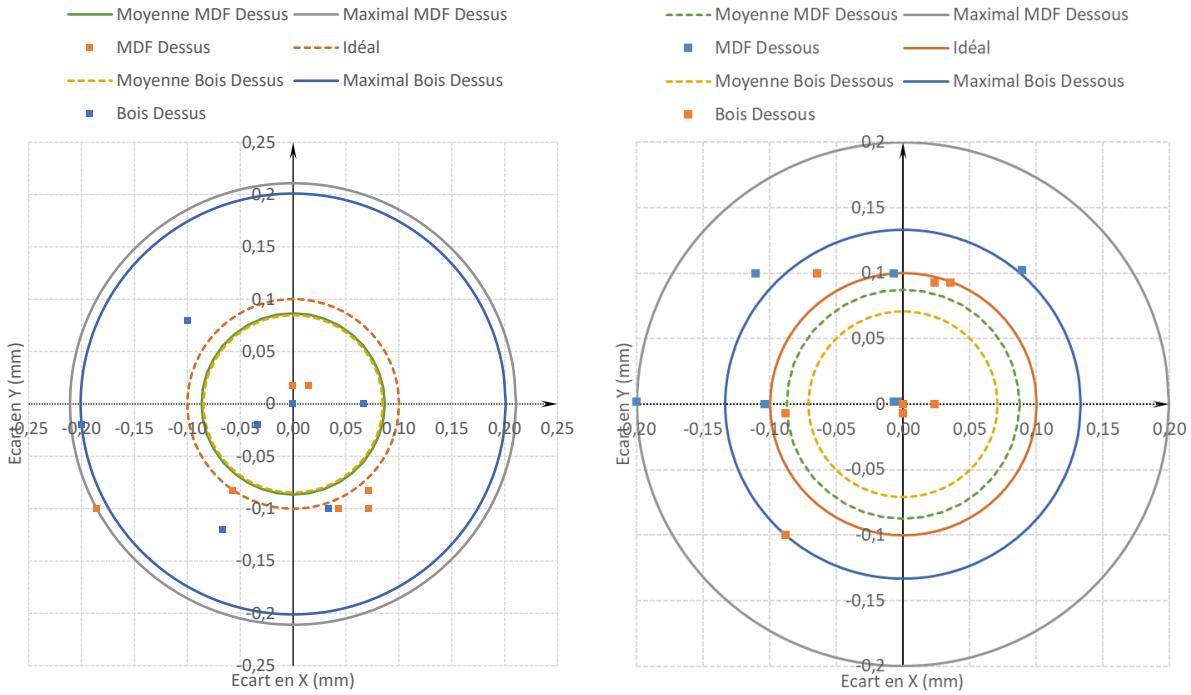


Figure 5-5 : Localisation des perçages de 16 mm en face d'attaque (dessus) et face débouchante (dessous) : mesures sur bois direct (après découpage de la pièce) et mesures relevées sur panneau MDF.

6. - CONCLUSIONS SUR LA FAISABILITE DES ASSEMBLAGES

En premier lieu, cette campagne d'étude préliminaire sur la qualité de réalisation des échantillons a permis comme il était prévu d'affiner la méthodologie de réalisation des assemblages. Le but étant d'étudier la fabrication afin de réduire les jeux d'assemblages avec pour objectif de maîtriser la raideur et sa variabilité. Tout d'abord le contrôle de fabrication effectué sur les plaques métalliques a montré que le tolérancement retenu des percements dans les tôles était atteignable par jet plasma sans contrôle de fabrication particulier mis à part le suivi standard des matériels eux-mêmes. L'intervalle de tolérance fixé au départ à +- 0.2 mm pourrait être réduit à +- 0.15.

La qualité de production des broches électrozinguées s'est révélée satisfaisante car la tolérance h7 est respectée et que ces broches peuvent être produite de manière industrielle avec un coût standard et des qualités d'acier garantie.

La campagne d'essais préliminaire de perçage a montré les limites de l'utilisation de matériel de forage standard, quel que soit le protocole adopté. La méthodologie qui consiste à pré-percer à l'aide d'une fraise reste intéressante mais induit un temps d'usinage rallongé. L'utilisation de la mèche spéciale sur base du principe de « mèche à tourillonner » a démontré une grande efficacité en termes de localisation puisque la tolérance de localisation de 0,2 mm est quasi atteinte. La qualité des percements est parfaite. Seul le diamètre réalisé est légèrement plus gros que celui demandé. Ceci peut aisément être corrigé par rectification grâce aux mesures réalisées. Pour le moment l'optimisation de la vitesse d'avancement et la fréquence et l'amplitude de débourrage n'a pas été réalisé. Ceci mériterait un travail d'étude supplémentaire pour la production industrielle. De même les longueurs de perçage sont pour le moment réduites mais un développement de ce type de mèche peut être réalisé avec adjonction d'injection d'air pour limiter la fréquence des débourrages.

Ainsi le tolérancement prévu va pouvoir être mis en œuvre, avant les essais de caractérisation des raideurs d'assemblage, le jeu initial « bois/tôle » sera mesuré à l'aide d'un comparateur (Figure 6-1) ou par capteur LVDT permettant une analyse complète sur les jeux d'assemblage globaux.

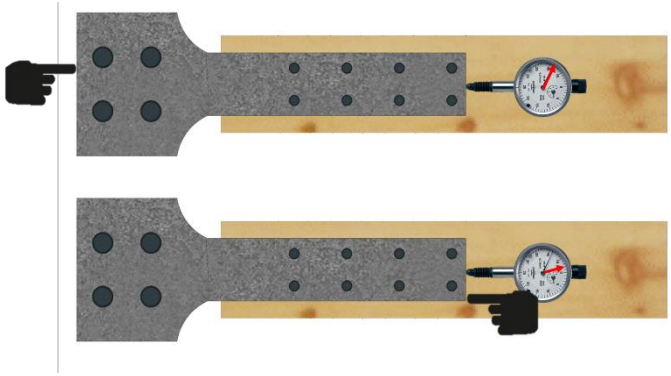


Figure 6-1 : Mesure du jeu de positionnement initial de la ferrure

Fait à EPINAL le 17/12/2021

Jean-François BOCQUET

Maître de Conférences à l'**ENSTIB**

Enseignant chercheur du **LERMAB**



7. RAP-2.2
Rapport d'essais de flexion de broche

Laboratoire d'Etudes et de Recherche
sur le Matériau Bois
EA 43 70 USC / INRA

Ecole Nationale Supérieure des
Technologies et Industries du Bois

CAMPAGNE D'ESSAIS VISANT A CARACTERISER LA RAIDEUR D'ASSEMBLAGES COURANTS DE STRUCTURES EN BOIS

RAP-2.2 : Rapport des essais de flexion de broches

Fait à Epinal, le vendredi 17 décembre 2021

Ecole Nationale Supérieure
des Technologies et Industries du Bois
27, rue Philippe SEGUIN
CS60036
88026 EPINAL

Tél : 03-72-74-96 -11
Fax : 03-72-74-96-38
e-mail : jean-françois.bocquet@univ-lorraine.fr

SOMMAIRE

SOMMAIRE **2**

1. – ESSAIS DE CARACTERISATION DE FLEXION DE BROCHE **3**

1.1. Definition des echantillons 3
1.2. Protocole des essais 4
1.2.1. La chaîne d'acquisition *4*
1.2.2. Dispositif de montage d'essai *5*
1.2.3. Dispositif de mesure *6*
1.2.3.1. Mesure sans contact 6
1.2.4. Cycle de chargement *6*
1.3. Resultats 7
1.3.1. Diamètre 12 ..... *8*
1.3.2. Diamètre 16 ..... *10*

2. - BIBLIOGRAPHIE : **13**

- ANNEXE A - – CERTIFICAT DE MATIERE POUR LE DIAMETRE 12 ..... **14**

- ANNEXE B - – CERTIFICAT DE MATIERE POUR LE DIAMETRE 16 ..... **16**

1. – ESSAIS DE CARACTERISATION DE FLEXION DE BROCHE

Les essais ont été effectués sur la machine universelle ZWICK du CAMPUS BOIS située à Epinal (Vosges, 88). Pour ce type d'essai de flexion de broches, 2 lots de 15 échantillons ont été testés afin de déterminer les valeurs de moment d'écoulement plastique pour chacune des configurations retenues conformément à la norme NF EN 409 [1].

1.1. DEFINITION DES ECHANTILLONS

La campagne d'essais a été constituée de 2 lots de 15 échantillons de broches de diamètre 12 mm et 16 mm. Le Tableau 1-1 présente les principales dimensions des broches faisant office d'éprouvettes, la Figure 1-1 présente les plans des échantillons.

Tableau 1-1 : Dénomination des éprouvettes par type de broche

Ref	Ø Broche [mm]	Longueur [mm]
1	12	340
2	16	340

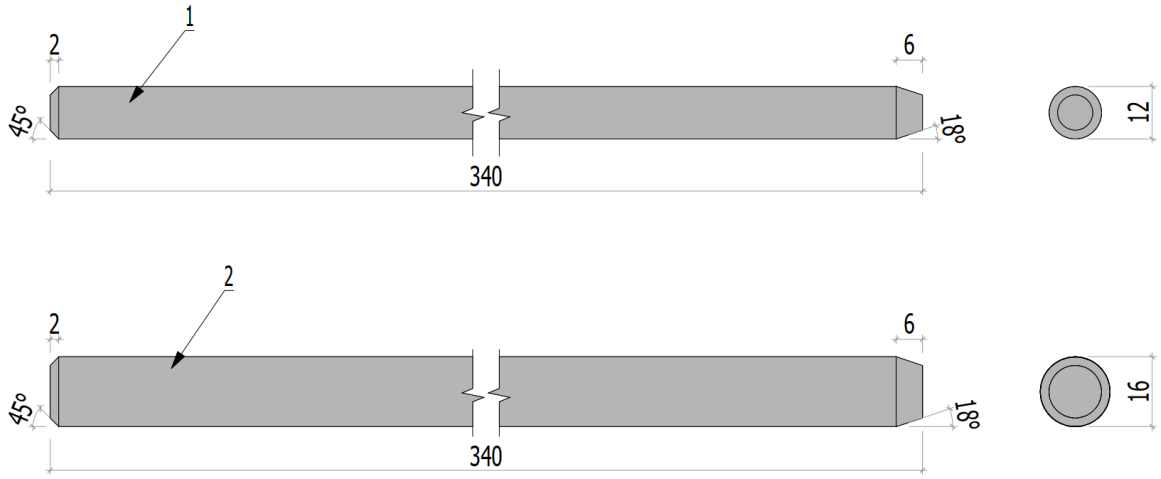


Figure 1-1 : Dimensions des broches – côtes en mm

1.2. PROTOCOLE DES ESSAIS

1.2.1. La chaîne d'acquisition

Sur chacun des essais de flexion de broche, la valeur de la cellule de force fixée sur la traverse ainsi que les valeurs des déplacements ont été enregistrées en fonction du temps. Un dispositif de mesure constitué de deux chaînes d'acquisition a été mis en place et a permis de déterminer le moment plastique de l'organe conformément à la norme NF EN 409 [1] ainsi que la loi de plastification Moment/Rotation de l'organe.

La première chaîne de mesures enregistre en continu le déplacement de la traverse et la charge sur la cellule de force. Cette chaîne d'acquisition a été intégrée dans le système d'asservissement de la machine.

La deuxième chaîne de mesures a été composée d'une caméra 2D. L'acquisition des données enregistrées par cette caméra a été faite par le logiciel VDM_acqui. Pour permettre l'acquisition des données pour cette deuxième chaîne de mesures, des cibles d'une taille adaptée ont été disposées sur le montage (cf. partie : 1.2.3.1).

La synchronisation des deux chaînes de mesures a été donnée par un signal de type trigger, permettant une synchronisation instantanée temporelle des données issues des caméras et celles issues de la machine ZWICK.

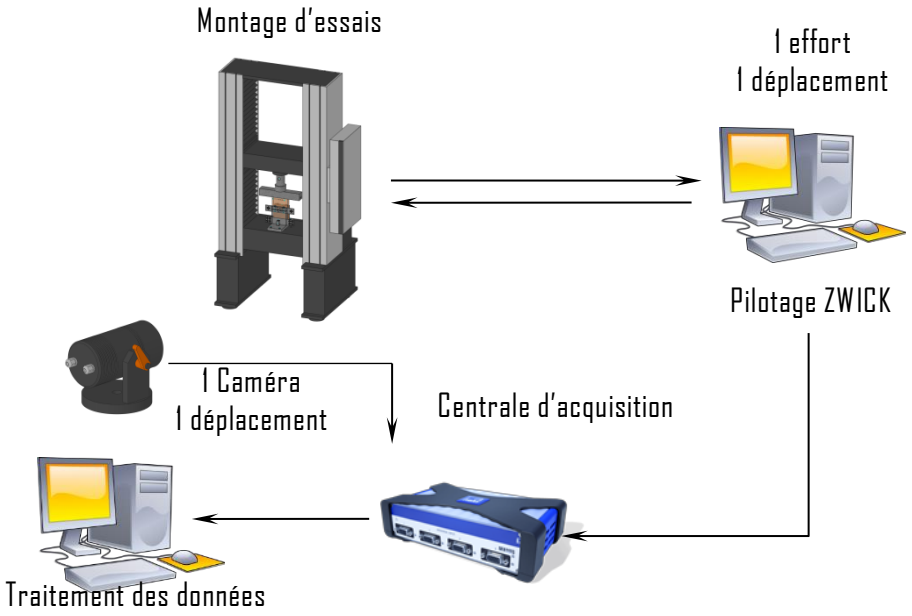


Figure 1-2 : Schéma mis en place de la chaîne d'acquisition

1.2.2. Dispositif de montage d'essai

Les essais de flexion de broche ont été effectués selon le montage présenté en Figure 1-3.

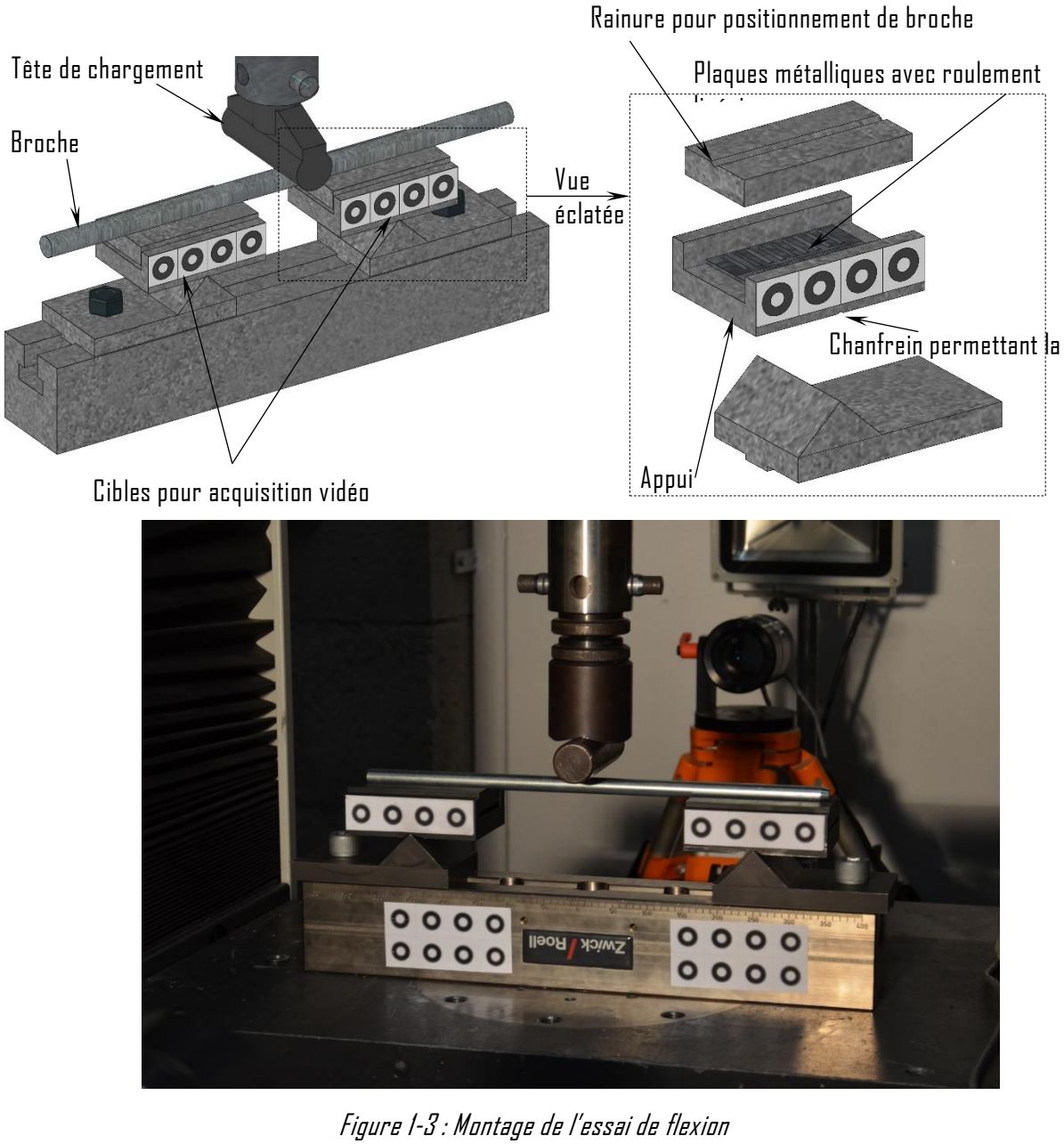


Figure 1-3 : Montage de l'essai de flexion

Le montage de flexion de broche s'est composé de deux appuis permettant la rotation de la broche lors de sa déformation sous charge appliquée par la tête de chargement. Un système de plaques métalliques et de roulements linéaires a permis de laisser libre le déplacement horizontal de l'éprouvette ce qui est indispensable pour ne pas biaiser le résultat. La portée de la broche était de 250mm pour les deux diamètres. Ainsi le bras de levier était de 125mm.

1.2.3. Dispositif de mesure

1.2.3.1. Mesure sans contact

Le dispositif de mesure a été constitué d'une caméra 2D et du logiciel VDM_acqui. Cette caméra a été positionnée avec un recul de 0,8 mètre de la face de mesure, afin d'obtenir une précision de l'ordre de 0,02 mm. Ce dispositif de mesure a permis de suivre les déplacements sans contact au cours du temps des cibles collées sur le montage d'essai. Ce dispositif, après l'analyse des images de la caméra, a permis de connaître les coordonnées spatiales de chacune des cibles et de suivre la rotation de la broche. Dans notre cas d'étude, cette analyse a permis de déterminer la valeur globale de la rotation.

En associant plusieurs cibles formant un corps dit « rigide », il a été possible de connaître les rotations des différents objets placés sur la face du montage afin de connaître l'angle de la rotation se formant sur la broche. Les corps dits « rigides » ont été constitués de profilés en U (cf. Figure 1-3). La Figure 1-4 présente le positionnement des cibles constituant les objets.

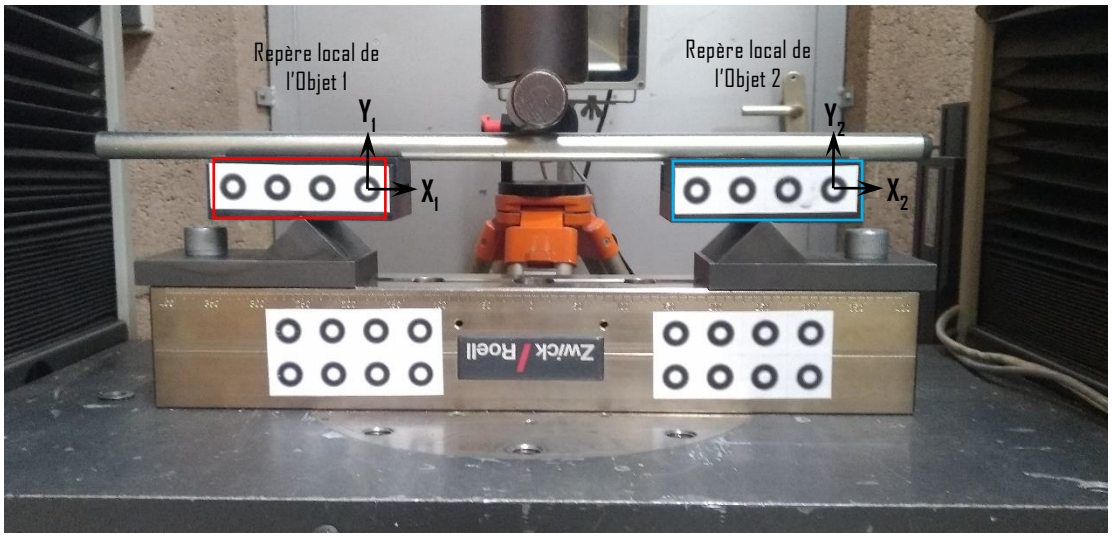


Figure 1-4 : Positionnement des cibles, des repères locaux et identification des paramètres de calcul.

1.2.4. Cycle de chargement

Le cycle de chargement a été le suivant :

- ✓ Une rampe croissante, pilotée en force, est effectuée en 30 secondes selon les recommandations de la norme NF EN 409 [1]. Les essais ont été amenés jusqu'à un angle de rotation avoisinant les 45°.

Les efforts à rupture ont été estimés à partir des résistances en traction de l'acier fourni par le fournisseur de broches (cf.). Ces efforts à rupture ont été définis à l'aide de l'équation suivante :

$$M_y = f_y \times \frac{d^3}{6}$$

Tableau 1-2 : Valeur à rupture des essais de flexion

Configuration	R_m [MPa]	M [N.mm]	$F_{vérin,mean,rup}$ [kN]
12	960	276480	**4,4**
16	937	639658	**10,2**

1.3. RESULTATS

Au regard des résultats, il est présenté l'ensemble des courbes des essais expérimentaux décrites par la suite, une photo de rupture de l'ensemble des broches, ainsi que la valeur du moment définie conformément à la norme NF EN 409 et la valeur maximale du moment.

La présentation des résultats des essais est réalisée de la manière suivante :

- ✓ Un graphique illustrant le moment de flexion en fonction de l'angle de rotation (cf. Figure 1-5).

- **Détermination de l'angle de rotation de la broche**

L'angle de rotation a été défini par l'analyse de l'angle de rotation relatif de l'objet 1 dans le repère de l'objet n°2. Cette valeur a été directement extraite de l'analyse du logiciel de traitement d'image VDM_acqui.

- **Détermination du moment de plastification**

Le moment de plastification d'organe a été défini selon l'équation suivante :

$$M = \frac{F_{cellule}}{2} \times 125$$

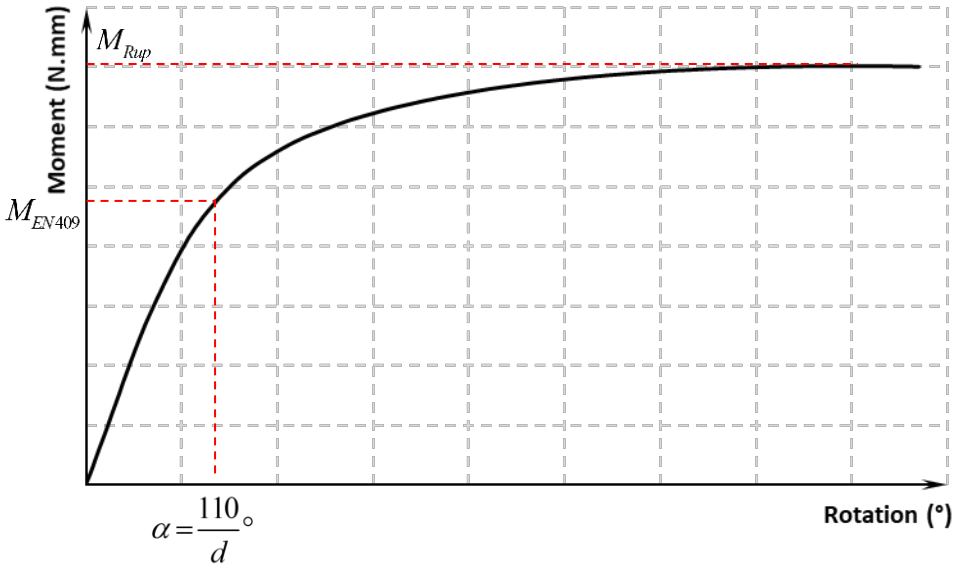


Figure 1-5 : Courbe expérimentale idéalisée

- ✓ M_{rup} : Valeur maximale du moment dans l'échantillon en [N.mm]
- ✓ $M_{EN\,409}$: Valeur du moment dans l'échantillon en [N.mm] selon le dépouillement conformément à la norme NF EN 409 [1]

1.3.1. Diamètre 12

A la suite des campagnes d'essais, le Tableau 1-3 présente l'ensemble des résultats qui ont été obtenus pour le diamètre 12. Les lois d'écoulement plastique sont également présentées en Figure 1-6. La Figure 1-7 présente les broches de diamètre 12 après les essais.

Tableau 1-3 : Résultats des essais de flexion de broche de diamètre 12

Echantillon	M EN 409 [N.mm]	M max [N.mm]
FLE-12-1	199987,0	286698,4
FLE-12-2	201873,3	290298,8
FLE-12-3	200446,7	286965,5
FLE-12-4	201360,3	284845,1
FLE-12-5	200590,3	287199,4
FLE-12-6	201939,5	289748,4
FLE-12-7	198502,6	282454,1
FLE-12-8	200951,3	288593,8
FLE-12-9	200384,4	287498,7
FLE-12-10	201437,3	291284,4
FLE-12-11	201182,5	289182,7
FLE-12-12	204089,1	290662,1
FLE-12-13	201858,0	292180,2
FLE-12-14	200049,3	287049,1
FLE-12-15	201657,0	291250,6
Moyenne	**201087,24**	**288394,09**
Maximum	204089,07	292180,18
Minimum	198502,61	282454,10
Ecart type	1242,63	2658,53
COV	0,62%	0,92%

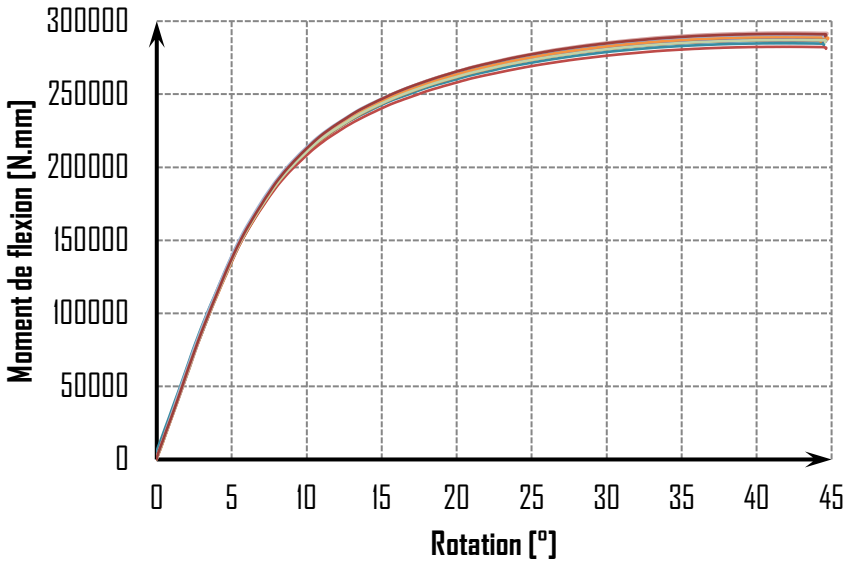


Figure 1-6 : Courbe des lois d'écoulement plastique des broches de diamètre 12mm



Figure 1-7 : Broches après essais

1.3.2. Diamètre 16

A la suite des campagnes d'essais, le Tableau 1-4 présente l'ensemble des résultats qui ont été obtenus pour le diamètre 16. Les lois d'écoulement plastique sont également présentées en Figure 1-8 . La Figure 1-9 présente les broches de diamètre 16mm après les essais.

Tableau 1-4 : Résultats des essais de flexion de broches de diamètre 16

Echantillon	M EN 409 [N.mm]	M max [N.mm]
FLE-16-1	539813,4	705485,7
FLE-16-2	541278,9	702661,6
FLE-16-3	542389,0	704178,9
FLE-16-4	543845,3	703738,8
FLE-16-5	541572,3	705784,9
FLE-16-6	537451,2	697008,9
FLE-16-7	542396,4	705302,6
FLE-16-8	540986,8	701759,9
FLE-16-9	543785,8	708578,9
FLE-16-10	538690,3	697910,0
FLE-16-11	543052,1	706915,3
FLE-16-12	542622,3	705806,5
FLE-16-13	538791,8	698700,2
FLE-16-14	544370,2	708303,2
FLE-16-15	541564,3	704140,7
Moyenne	**541507,34**	**703751,74**
Maximum	544370,18	708578,92
Minimum	537451,17	697008,91
Ecart type	2053,10	3569,64
COV	0,38%	0,51%

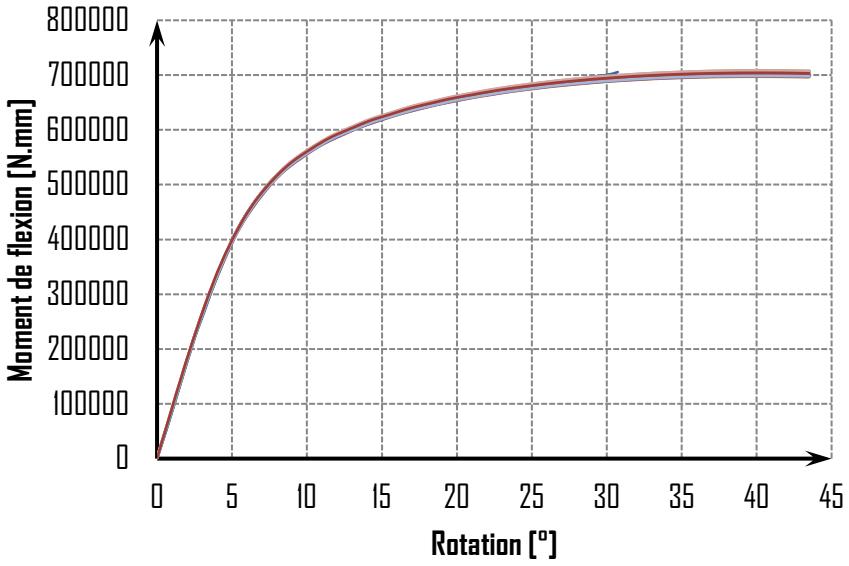


Figure 1-8 : Courbe des lois d'écoulement plastique des broches de diamètre 16mm



Figure 1-9 : Broches après essais

2.– CONCLUSIONS

Les essais de broches montrent très peu de variabilité, les valeurs de résistance sont légèrement supérieures aux valeurs minimales demandées (fu=900MPa) ce qui conduit comme il était prévu à une adaptation des dimensions des bois des essais de traction.

Pour réaliser l'extrapolation des résultats d'essais à l'aide de la modélisation, les essais de flexion de broches seront simulés. Des essais de traction sur des tiges seront également conduits afin de boucler la modélisation.

3.- BIBLIOGRAPHIE :

[1] AFNOR, NF EN 409: Structures en bois - Méthodes d'essais - Détermination du moment plastique des organes d'assemblage de type tige. 2009.

- ANNEXE A -- CERTIFICAT DE MATIERE POUR LE DIAMETRE 12

151290

Azienda con sistema di gestione certificato da IGQ secondo UNI EN ISO 9001:2008

The Company's Quality Management System is certified by IGQ according to UNI EN ISO 9001:2008

Rodacciai
23842 Bosisio Parini (LC) – Via Leopardi, 1 – Italia
Tel.: +39031878111 – Fax +39031878312
Internet: www.rodacciai.com – e-mail: info@rodacciai.com

CERTIFICAT DE RÉCEPTION Inspection Certif. N. 019082 Date 26/02/2016

Selon According to . . . . . EN 10204:2004 3.1

CLIENT - Customer

VIAL FRERES SA

B P 29
43220 DUNIERES

COMMANDE - Order
N. 151290 Date 1/12/2015

BON DE LIVRAISON - Delivery note
N. 01433/47 Date 26/02/2016

Poids KG 4.470,00 **LOT. Nr.** 2015/A/54111
TOLLERANCE EN10278 h10 + 0,000 - 0,070 mm **LONG.BARRE** 3.000 - 3.050 mm

QUALITE - Grade
NORME ASTM A193/A193M 15 Grade B7 (AISI 4140)

Marque RODACCIAI . . . . . RK1 / B7

COULEE - Heat BA7154

PROFIL - Shape . . . . . ROND
DIMENSION - Size . . . . . mm 12,00
TRAITEMENT THERMIQUE - Heat Treatment . TRAITE
ETAT DE LIVRAISON - Form of delivery . . ETIRE

ANALYSE DE COULEE % - Cast analysis % by mass

C	Mn	Si	S	P	Cr	Ni	Mo	Al	Cu
0,430	0,820	0,190	0,0250	0,010	1,070	0,060	0,160	0,020	0,080

CARACTERISTIQUES MECANIQUES SUR PRODUIT LIVRÉ
Mechanical properties of the delivered material

		Releve
Resistance a la traction	Rm (MPa)	960,0
Limite elastique convent.	Rp (0,2) (MPa)	758,0
Allongement a la rupture	A 4 (%)	21,0
Durete'	HBW	289,0
Striction	Z (%)	64,4

TREMPABILITE' JOMINY - Jominy Hardenability Durete' HRC

Distance mm	1,5	3	5	7	9	11	13	15
Durete' HRC	59,0	58,0	57,0	55,0	54,0	52,0	50,0	47,0

Distance mm	20	25	30	35	40	45	50
Durete' HRC	42,0	40,0	38,0	36,0	36,0	35,0	34,0

PAGE 1 / SUITE ./.

VIAL Frères / Ser ACHATS
C. BUNIAZET
Vérifié et accepté
le 17 MARS 2016

Rodacciai

23842 Bosisio Parini (LC) – Via Leopardi, 1 – Italia
Tel.: +39031878111 – Fax: +39031878312
internet: www.rodacciai.com – e-mail: info@rodacciai.com

Azienda con sistema di gestione certificato da IGQ
secondo UNI EN ISO 9001:2008

The Company's Quality Management System
is certified by IGQ according to UNI EN ISO 9001:2008

SUITE DU CERTIFICAT DE RECEPTION N. 019082 Date 26/02/2016
Inspection Certificate's continuance

DIMENSION GRAIN AUSTENITIQUE - Austenitic grain size

Valeur	6
Par Methode	MC QUAID-EHN
Selon	ISO643:03 ASTM E112

TENEUR INCLUSIONELLE - Inclusion Content

Selon DIN 50602 (Stahl Eisen Pruefbratt 1570 71)
Methode K: indice total d'ensemble . . . . . K 3 = 1

REVENU A UNE TEMPERATURE SUPERIEURE A 593 C
Macroetch examination according to ASTM E381: S 1; R 1; C 1
Nous certifions que le produit enumere ci-dessus
est conforme aux prescriptions de la commande.
Ce certificat a ete etabli sur systeme informatique
est valable selon EN 10204 sans signature.

PAGE 2 / 2 · RODACCIAI: L'Inspecteur d'Usine
Alessia Porta

- ANNEXE B -- CERTIFICAT DE MATIERE POUR LE DIAMETRE 16

Rodacciai
23842 Bosisio Parini (LC) – Via Giuseppe Roda 1 – Italia
Tel.: +39031878111 – Fax: +39031878312
Internet: www.rodacciai.com – e-mail: info@rodacciai.com

Azienda con sistema di gestione certificato da IGQ secondo UNI EN ISO 9001:2008

The Company's Quality Management System is certified by IGQ according to UNI EN ISO 9001:2008

CERTIFICAT DE RÉCEPTION Inspection Certif. N. 088220 Date 14/06/2018

Selon According to . . . . . EN 10204:2004 3.1

CLIENT - Customer

VIAL FRERES SA

B P 29
43220 DUNIERES

COMMANDE - Order
N. 180195 Date 12/04/2018

BON DE LIVRAISON - Delivery note
N. 03054/47 Date 14/06/2018

Poids KG 4.598,00 LOT. Nr. 2018/A/09492
TOLLERANCE EN10278 h10 + 0,000 - 0,070 mm LONG.BARRE 3.000 - 3.050 mm

QUALITE - Grade
NORME ASTM A193/A193M 17 Grade B7

Marque RODACCIAI . . . . . RK1 / B7

COULEE - Heat BD1136

PROFIL - Shape . . . . . ROND
DIMENSION - Size . . . . . mm 16,00
TRAITEMENT THERMIQUE - Heat Treatment . TRAITE
ETAT DE LIVRAISON - Form of delivery . . ETIRE

ANALYSE DE COULEE % - Cast analysis % by mass

C	Mn	Si	S	P	Cr	Ni	Mo	Al	Cu
0,400	0,790	0,230	0,0030	0,011	0,930	0,070	0,160	0,025	0,080

CARACTERISTIQUES MECANIQUES SUR PRODUIT LIVRÉ
Mechanical properties of the delivered material

		Releve	Min	Max
Resistance a la traction	Rm (MPa)	937,0	880	1050
Limite elastique convent.	Rp (0,2) (MPa)	758,0	720	
Allongement a la rupture	A 4 (%)	21,8	16	
Allongement a la rupture	A 5 (%)	19,3	12	
Durete'	HBW	283,0		
Striction	Z (%)	59,9	52	
Resilience Average	KV-20°C Joule	88,0	27	

VIAL
Cecile Buniazet
2018.07.19 17:29:17 +02'00'

PAGE 1 / SUITE ./.

Rodacciai

23842 Bosisio Parini (LC) – Via Giuseppe Roda 1 – Italia
Tel.: +39031878111 – Fax: +39031878312
Internet: www.rodacciai.com – e-mail: info@rodacciai.com

Azienda con sistema di gestione certificato da IGQ secondo UNI EN ISO 9001:2008

The Company's Quality Management System is certified by IGQ according to UNI EN ISO 9001:2008

SUITE DU CERTIFICAT DE RECEPTION N. 088220 Date 14/06/2018
Inspection Certificate's continuance

TREMPABILITE' JOMINY - Jominy Hardenability

Distance	mm	1,5	3	5	7	9	11	13	15
Durete'	HRC	57,0	56,0	55,0	54,0	52,0	50,0	48,0	45,0

Distance	mm	20	25	30	35	40	45	50
Durete'	HRC	42,0	39,0	37,0	35,0	34,0	34,0	33,0

DIMENSION GRAIN AUSTENITIQUE - Austenitic grain size

Valeur . . . . . 7 ISO 643:03-ASTM E112

TENEUR INCLUSIONELLE - Inclusion Content

Selon DIN 50602 (Stahl Eisen Pruefbratt 1570 71)
Methode K: indice d'ensemble (oxides) . . . . . K 3 = 0

NOTES - Notes

Qualité de surface : classe 2 selon EN 10277-1:2008
Controle US: classe 4 selon EN 10308

REVENU A UNE TEMPERATURE SUPERIEURE A 593 C
Macroetch examination according to ASTM E381: S 1; R 1; C 1
Nous certifions que le produit enumere ci-dessus
est conforme aux prescriptions de la commande.
Ce certificat a ete etabli sur systeme informatique
est valable selon EN 10204 sans signature.

Materiale conforme alle seguenti direttive/regolamenti europee:
. 76/769/CEE e successive modifiche
. 2000/53/CE, 2002/525/CE, 2005/673, 2008/33/CE e 2008/112/CE relative ai veicoli fuori uso (ELV)
. 2006/117 Contaminazione radioattiva
. Reach (EC 1907/2006 - 1272/2008 - EU 848/2012) Allegato XVII 24 giugno 2016 e EU 2017/999 Allegato XIV del 13 Giugno 2017-06-21 e lista SVHC-EHC aggiornata al 15/01/2018
- Canadian list 168 aggiornata al 18/01/2018
. Direttiva Rohs3: 2002/95/CE - 2011/65/UE e successive modifiche
Materiale conforme a Dodd-Frank Act relativo a minerali provenienti dalle zone dei conflitti.

Material conforming to the following European directives/regulations:
. 76/769/EEC and following amendments
. 2000/53/EC, 2002/525/EC, 2005/673, 2008/33/EC and 2008/112/EC on end-of-life vehicles (ELV)
. 2006/117 Radioactive Contamination
. Reach (EC 1907/2006 - 1272/2008 - EU 848/2012) enclosed XVII 24 june 2016 - EU 999/2017 enclosed XIV 13 june 2017 and list SVHC-EHC updated on 15/01/2018
- Canadian list 168 updated on 18/01/2018
. Rohs3 Directive: 2002/95/CE - 2011/65/UE and following amendments
Material conforming to Dodd-Frank Act related to conflict minerals.

PAGE 2 / 2 RODACCIAI: L'Inspecteur d'Usine
Alessia Porta

8. RAP-2.3
Rapport d'essais de portance locale

Laboratoire d'Etudes et de Recherche
sur le Matériau Bois
EA 43 70 USC / INRA

Ecole Nationale Supérieure des
Technologies et Industries du Bois

CAMPAGNE D'ESSAIS VISANT A CARACTERISER LA RAIDEUR D'ASSEMBLAGES COURANTS DE STRUCTURES EN BOIS

RAP-2.3 : Rapport des essais de portance locale

Fait à Epinal, le vendredi 17 décembre 2021

Ecole Nationale Supérieure
des Technologies et Industries du Bois
27, rue Philippe SEGUIN
CS60036
88026 EPINAL

Tél : 03-72-74-96 -11
Fax : 03-72-74-96-38
e-mail : jean-françois.bocquet@univ-lorraine.fr

SOMMAIRE

SOMMAIRE **2**

1. – ESSAIS DE CARACTERISATION DE LA PORTANCE LOCALE **3**

1.1. Definition des echantillons 3
1.2. Determination de la masse volumique 4
1.3. Protocole des essais 8
1.3.1. La chaîne d'acquisition 8
1.3.2. Dispositif de montage d'essai 9
1.3.3. Dispositif de mesure 10
1.3.3.1. Mesure sans contact 10
1.3.4. Cycle de chargement 11
1.4. Resultats 12
1.4.1. Diamètre 12 13
1.4.2. Diamètre 16 15

2. – ANALYSE DES COURBES D'ENFONCEMENT **17**

2.1. Definition des parametres 17
2.2. Diametre 12 19
2.3. Diametre 12 20

3. - BIBLIOGRAPHIE : **22**

1. – ESSAIS DE CARACTERISATION DE LA PORTANCE LOCALE

Les essais ont été effectués sur la machine universelle ZWICK du CAMPUS BOIS située à Epinal (Vosges, 88). Pour ce type d'essai de portance, 8 lots de 15 échantillons devront être testés afin de déterminer les valeurs de la portance locale conformément à la norme NF EN 383 ainsi que les paramètres physiques pour décrire la loi de comportement de l'enfoncement d'organe de type tige.

1.1. DEFINITION DES ECHANTILLONS

Actuellement, la campagne d'essais a été constituée de 2 lots de 15 échantillons pour le BLC. Le Tableau 1-1 rappelle les principales dimensions des différents composants constituant les éprouvettes.

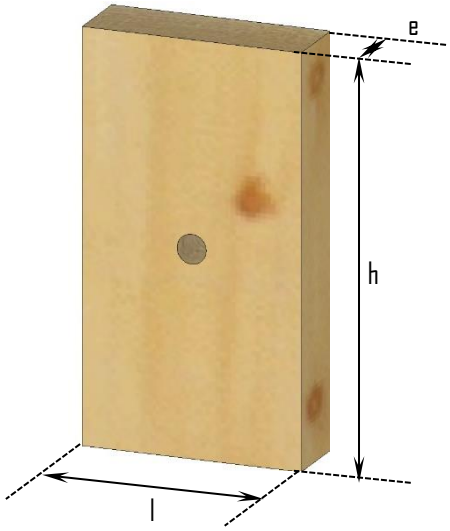


Figure 1-1 : Vue 3D des échantillons et repérage des dimensions

Tableau 1-1 : Dénomination des éprouvettes

BLC				Effectué
Ref.	Hauteur (h) [mm]	Largeur (l) [mm]	Epaisseur (e) [mm]	
1.1.	168	72	36	oui
1.2.	224	96	48	oui
2.1.	480	120	36	
2.2.	640	160	48	
CLT				Effectué
Ref.	Hauteur (h) [mm]	Largeur (l) [mm]	Epaisseur (e) [mm]	
3.1.	168	72	12-20-12	
3.2.	224	96	12-20-12	
4.1.	480	120	12-20-12	
4.2.	640	160	12-20-12	

Dans l'optique d'utiliser les résultats des essais d'enfoncement dans une modélisation par éléments finis, le palier plastique (comportement après atteinte du seuil plastique) doit être le plus représentatif possible. Pour limiter l'ouverture de fissures en traction transversale dans les essais à 0°, les éprouvettes ont été frétées par une vis de renfort. Des essais préliminaires ont démontré que la vis permettait une phase de plastification plus importante (pouvant atteindre 10mm d'enfoncement dans le bois pour les essais à 0°) contrairement aux éprouvettes non frettées (qui cassent à un enfoncement généralement proche de 5mm). Les 15 essais

préliminaires ont montré que la vis de frettage, n'avait statistiquement pas d'impact sur la valeur de la portance à 5mm ou de la valeur de raideur en phase élastique.

1.2. DETERMINATION DE LA MASSE VOLUMIQUE

Pour l'ensemble des éléments constituants les échantillons, la masse volumique a été déterminée avant l'usinage, sur l'élément entier avec une prise d'humidité par la méthode électrique par résistance selon la norme NF EN 13183-2 [1] au milieu de l'élément. Les tableaux ci-dessous présentent les dimensions des éprouvettes, les masses, les humidités ainsi que les masses volumiques ramenées à 12%, respectivement pour les éprouvettes 1.1. et 1.2..

Tableau 1-2 : Synthèse des masses volumiques et humidité pour la configuration n°1.1.

Echantillon	H [%]	m [g]	h [mm]	e [mm]	l [mm]	ρ(12%) [kg/m^3]
POR_0_12_BLC_1	11,7	180,89	167,5	35,97	72,03	426,5
POR_0_12_BLC_2	11,6	219,18	168	36,01	71,41	525,6
POR_0_12_BLC_3	10,9	175,14	168	35,94	72,04	409,3
POR_0_12_BLC_4	10,8	211,18	168	35,98	71,87	500,2
POR_0_12_BLC_5	11,5	245,36	167	36,08	71,91	589,8
POR_0_12_BLC_6	10,9	177,33	167,5	36	71,93	416,1
POR_0_12_BLC_7	11,5	186,25	168	36,07	72,05	436,7
POR_0_12_BLC_8	11,3	228,83	168	36,02	70,96	552,9
POR_0_12_BLC_9	11	173,94	168	36,03	71,94	406,0
POR_0_12_BLC_10	10,8	206,43	168	36,11	71,6	488,3
POR_0_12_BLC_11	12,1	210,89	168	35,96	71,7	504,3
POR_0_12_BLC_12	11,7	214,64	167,5	36,09	71,37	515,1
POR_0_12_BLC_13	12,1	208,52	167,5	36,05	71,11	503,1
POR_0_12_BLC_14	10,9	188,15	168	35,9	71,9	443,5
POR_0_12_BLC_15	11,2	179,6	167,5	35,92	71,98	423,2
					Moyenne	476,04
					Maximum	589,79
					Minimum	406,02
					Ecart type	57,25
					COV	12,03%

Echantillon	mi	ln(mi)	(ln(mi)-moy)²	N essai	sy	ks	mk
1	426,5	6,055667215	1,07E-02	15	11,88%	1,99	**373,29**
2	525,6	6,264505076	1,12E-02				
3	409,3	6,014506367	2,08E-02				
4	500,2	6,214975778	3,15E-03				
5	589,8	6,379760083	4,88E-02				
6	416,1	6,03095888	1,64E-02				
7	436,7	6,079286902	6,33E-03				
8	552,9	6,315165562	2,44E-02				
9	406,0	6,00640598	2,32E-02				
10	488,3	6,191011629	1,03E-03				
11	504,3	6,223246548	4,14E-03				
12	515,1	6,244300566	7,30E-03				
13	503,1	6,220862218	3,84E-03				
14	443,5	6,0945908	4,13E-03				
15	423,2	6,047782153	1,23E-02				
Moyenne	476,04	6,158868384					
Minimum	406,02						
Maximum	589,79						
Ecart type	57,25						
COV	12,03%						

Tableau 1-3 : Synthèse des masses volumiques et humidité pour la configuration n°1.2.

Echantillon	H [%]	m [g]	h [mm]	e [mm]	l [mm]	ρ(12%) [kg/m^3]
POR_0_16_BLC_1	10,7	485,9	222,5	47,82	95,85	473,4
POR_0_16_BLC_2	8,3	510	223	47,94	95,22	491,7
POR_0_16_BLC_3	9,9	490,8	222	47,96	95,6	477,1
POR_0_16_BLC_4	8,5	400,5	225	47,74	95,76	382,5
POR_0_16_BLC_5	10,5	493,7	222,5	47,87	95,82	480,1
POR_0_16_BLC_6	10,1	475,5	222	47,83	95,58	464,1
POR_0_16_BLC_7	10	426,1	224	47,97	95,5	411,1
POR_0_16_BLC_8	9,5	469,4	225	47,83	95,8	449,6
POR_0_16_BLC_9	10,3	568	223,5	47,91	95,41	551,2
POR_0_16_BLC_10	9,9	472,5	224	47,86	95,03	458,9
POR_0_16_BLC_11	9,7	485,1	223	47,88	95,69	469,3
POR_0_16_BLC_12	9,6	492,1	223,5	47,8	95,4	477,0
POR_0_16_BLC_13	9	434,5	222	48,01	95,62	419,9
POR_0_16_BLC_14	9,9	447,8	222,5	48,01	96,15	431,4
POR_0_16_BLC_15	10,6	498,2	222,5	48,1	95,42	484,4
					Moyenne	461,46
					Maximum	551,24
					Minimum	382,55
					Ecart type	39,72
					COV	8,61%

Echantillon	mi	ln(mi)	(ln(mi)-moy)²	N essai	sy	ks	mk
1	473,4	6,159836649	8,36E-04	15	8,67%	1,99	**386,98**
2	491,7	6,197936014	4,49E-03				
3	477,1	6,167774225	1,36E-03				
4	382,5	5,946854305	3,39E-02				
5	480,1	6,1740228	1,86E-03				
6	464,1	6,140037994	8,32E-05				
7	411,1	6,018786168	1,26E-02				
8	449,6	6,108370914	5,08E-04				
9	551,2	6,312176586	3,29E-02				
10	458,9	6,128874025	4,17E-06				
11	469,3	6,151315525	4,16E-04				
12	477,0	6,167604293	1,35E-03				
13	419,9	6,040124157	8,24E-03				
14	431,4	6,067055852	4,08E-03				
15	484,4	6,182990067	2,71E-03				
Moyenne	461,46	6,130917305					
Minimum	382,55						
Maximum	551,24						
Ecart type	39,72						
COV	8,61%						

1.3. PROTOCOLE DES ESSAIS

1.3.1. La chaîne d'acquisition

Sur chacun des essais de portance locale, la valeur de la cellule de force fixée sur la traverse ainsi que les valeurs des déplacements ont été enregistrées en fonction du temps. Pour cela, un dispositif de mesure constitué de deux chaînes d'acquisition a été mis en place.

La première chaîne de mesures enregistre en continue le déplacement de la traverse et la charge sur la cellule de force. Cette chaîne d'acquisition a été intégrée dans le système d'asservissement de la machine.

La deuxième chaîne de mesures a été de 2 caméras 2D. L'acquisition des données enregistrées par ces caméras a été faite par le logiciel VDM_acqui. Pour permettre l'acquisition des données pour cette deuxième chaîne de mesures, des cibles d'une taille adaptée ont été disposées sur les deux faces de l'échantillon bois (cf. partie : 1.3.3).

La synchronisation des deux chaînes de mesures a été donnée par un signal de type trigger, permettant une synchronisation instantanée temporellement des données issues des caméras et celles issues de la machine ZWICK.

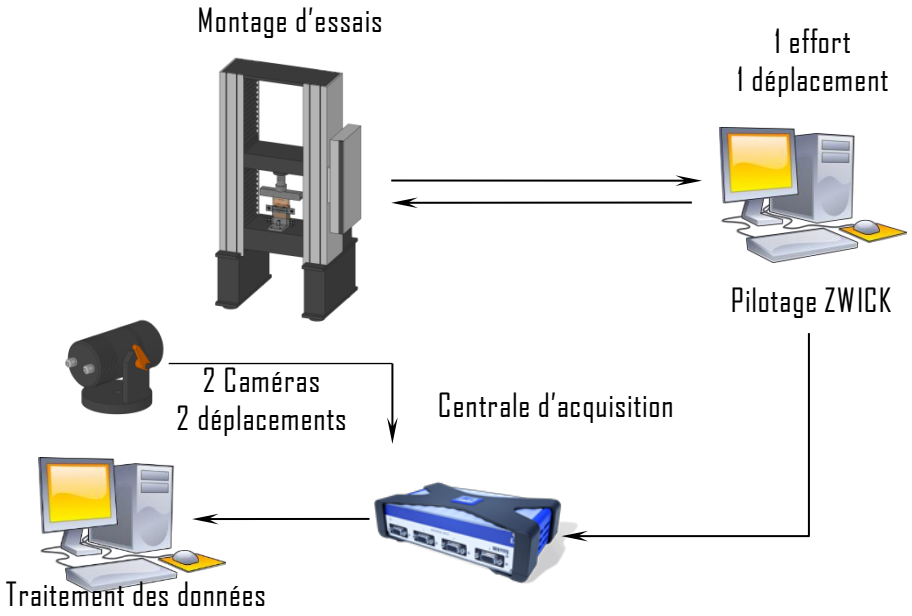


Figure 1-2 : Schéma mis en place de la chaîne d'acquisition

1.3.2. Dispositif de montage d'essai

Les essais de portance locale ont été effectués selon le montage définis dans le protocole. La Figure 1-3 présente le montage physique de l'essai de portance.

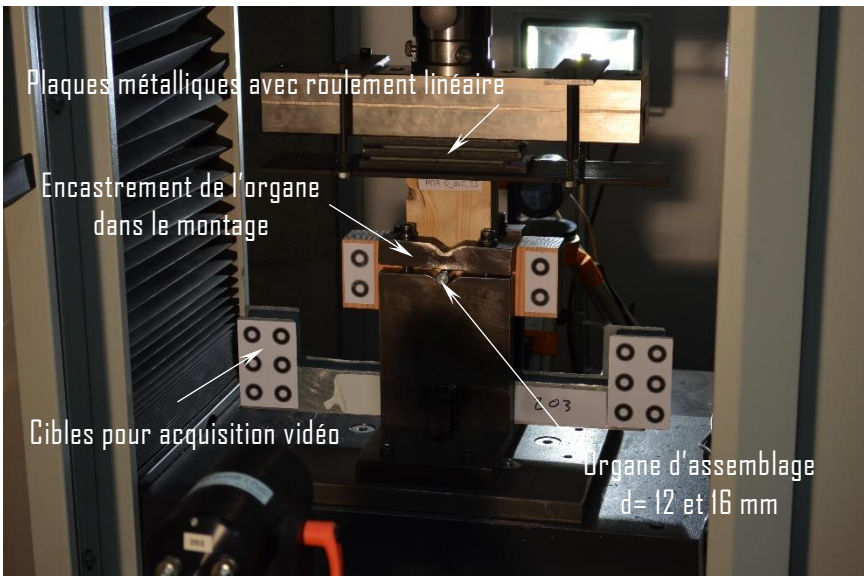


Figure 1-3 : Dispositif du montage de l'essai de portance

Le montage de portance comporte deux joues latérales en acier d'une épaisseur 25mm qui viennent encastrer la tige d'assemblage, limitant ainsi sa déformation par flexion. Un système de plaques métalliques et de roulements linéaires a permis de laisser libre le déplacement horizontal de l'éprouvette ce qui est indispensable pour ne pas perturber la mesure de la raideur d'enfoncement.

1.3.3. Dispositif de mesure

1.3.3.1. Mesure sans contact

Le dispositif de mesure était constitué de deux caméras 2D et du logiciel VDM_acqui. Ces caméras ont été positionnée avec un recul d'environ 0,8 mètre de la face de mesure, afin d'obtenir une précision de l'ordre du 0,02 mm. Ce dispositif de mesure a permis de suivre les déplacements sans contact au cours du temps des cibles collées sur l'échantillon. Ce dispositif, après l'analyse des images des caméras, a permis de connaître les coordonnées spatiales de chacune des cibles. Dans notre cas d'étude, cette analyse a permis d'obtenir la loi de comportement globale d'enfoncement de la broche dans le bois.

En associant plusieurs cibles formant un corps dit « rigide », ici au nombre de 2, il a été possible de connaître les déplacements relatifs entre les différents objets. Ceci a permis d'éliminer les mouvements parasites sur la distance séparant les objets de l'étude. Les corps dits « rigides » ont été constitués pour l'un de deux cales bois visées à gauche et à droite de l'échantillon (Objet n°1), pour l'autre d'un plaque métallique collée sur le montage de portance (Objet n°2). Les cibles de ces deux corps dit « rigides » ont été placées dans le même plan de mesure. La Figure 1-4 présente le positionnement réel des cibles constituant les objets sur une face de l'échantillon. Le même positionnement a été effectué sur l'autre face de l'échantillon. Par l'intermédiaire de ce dispositif, le déplacement relatif moyen de l'éprouvette bois au regard du montage a été connu. Il a été considéré comme l'enfoncement de la broche dans le bois.

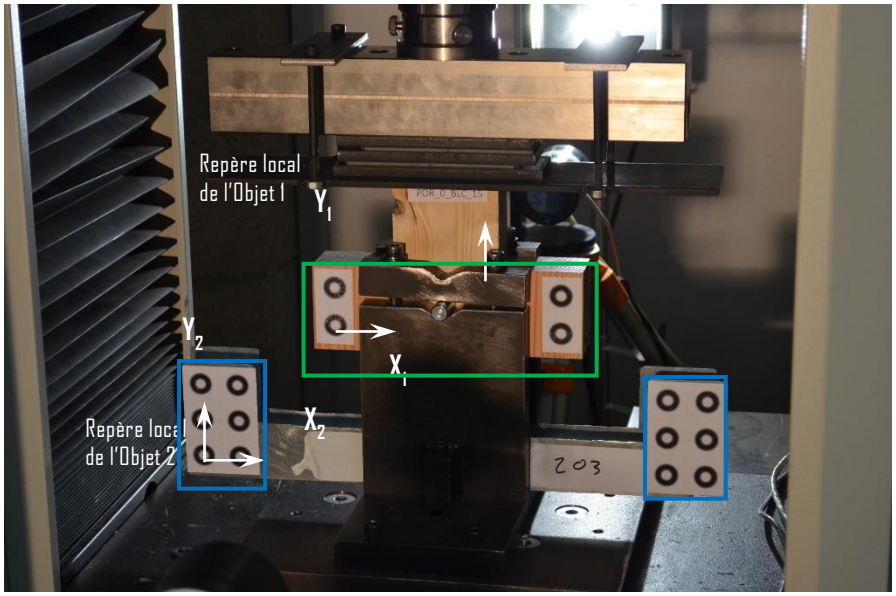


Figure 1-4 : Positionnement des cibles et des repères locaux et identification des paramètres de calcul.

1.3.4. Cycle de chargement

Le cycle de chargement a été effectué selon certaines recommandations de la norme NF EN 383 [2]. Le cycle de chargement a été le suivant, celui défini dans le cahier des charges :

- ✓ Une rampe croissante, pilotée en force, a été effectuée jusqu'à la charge de 40% de la charge estimée à 5 mm d'enfoncement en 120s puis un palier de maintien d'une durée de 30s.
- ✓ Une rampe décroissante, pilotée en force, a été effectuée jusqu'à la charge de 40% de la charge estimée en 90s puis un palier de maintien d'une durée de 30s.
- ✓ Une rampe croissante, pilotée en force, a été effectué jusqu'à une déformation de 15mm avec une vitesse déterminée pour que la charge estimée à 5 mm d'enfoncement soit atteinte en 300s + ou – 120 s.

Pour rappel, les valeurs des charges estimées à 5 mm d'enfoncement des éprouvettes sont estimées selon l'équation suivante. Elles sont rappelées dans le Tableau 1-4.

$$F_{est,mean} = 0,082 \times (1 - 0,01 \times d) \times \rho_{mean} \times d \times e$$
$$avec \quad \rho_{mean} = 420 kg / m^3$$

Tableau 1-4 : Charge estimée à 5 mm d'enfoncement en [kN]

BLC	
Ref.	Effort estimé ($F_{est,mean}$)
1.1.	13,09
1.2.	22,22
2.1.	8,56
2.2.	13,97
CLT	
Ref.	Effort estimé ($F_{est,mean}$)
3.1.	16,10
3.2.	19,78
4.1.	15,84
4.2.	19,45

1.4. RESULTATS

Pour l'ensemble des résultats des essais de portance, il est présenté les données géométriques, les résultats expérimentaux, les photos de rupture de chacune des éprouvettes ainsi que la courbe expérimentale décrite ci-dessous de chacun des essais résumés en une page par essai.

La présentation des résultats des essais est réalisée de la manière suivante :

- ✓ La courbe moyenne est présentée avec la contrainte d'enfoncement $(f_{h,mean})$ en fonction du déplacement moyen de l'organe (u_{moyen}) (cf. Figure 1-5)

- **Détermination de la contrainte d'enfoncement**

$$f_{h,mean} = \frac{F}{d \times e}$$

- ✓ $f_{h,mean}$: Contrainte d'enfoncement [MPa]
- ✓ F : Effort du vérin [kN]
- ✓ d : Diamètre de l'organe
- ✓ e : Epaisseur de l'échantillon considéré

- **Détermination de l'enfoncement moyen**

La valeur moyenne du déplacement de l'organe (u_{moyen}) a été définie comme étant la moyenne des déplacements relatifs de l'objet n°1 par rapport à l'objet n°2 sur chacune des faces A et B dénommée respectivement u_A et u_B .

$$u_{mean} = \frac{u_A + u_B}{2}$$

- ✓ $f_{h,5mm}$: Valeur de la portance locale en [MPa] à 5 mm d'enfoncement définie conformément à la norme NF EN 383 [2]. Elle s'obtient soit à partir de l'effort maximal lors de l'essai, si l'enfoncement n'atteint pas les 5mm, soit à 5mm d'enfoncement
- ✓ ρ : Valeur de la masse volumique en [kg/m^3]
- ✓ H : Valeur de l'humidité en [%]
- ✓ Le mode rupture de l'échantillon (Fendage ou 15 mm c'est-à-dire que l'essai a été stoppé à 15mm)

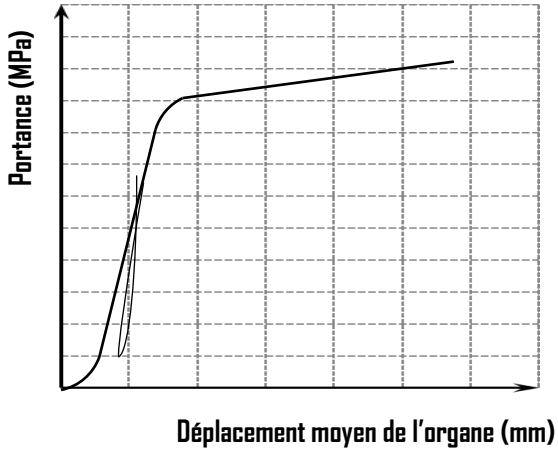


Figure 1-5 : Courbe expérimentale idéalisée

1.4.1. Diamètre 12

La Figure 1-6 présente les courbes d'essais de caractérisation de portance locale dans le sens longitudinal dans du bois lamellé-collé pour le diamètre 12mm. Conformément à la norme NF EN 383 [2], le Tableau 1-5 présente les valeurs expérimentales des résistances d'enfoncement à 5mm ainsi que la densité de l'échantillon considéré.

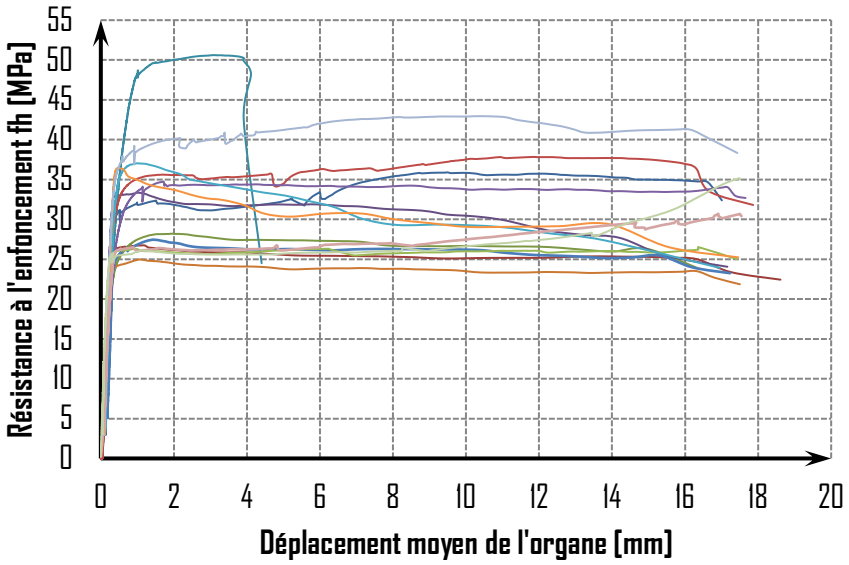


Figure 1-6 : Comportement d'enfoncement dans le sens longitudinal dans du bois lamellé-collé des broches de diamètre 12 (Configuration n°1.1.)

Tableau 1-5 : Synthèse des valeurs de résistances d'enfoncement pour la configuration n°1.1.

Echantillon	f_{h5mm} [MPa]	ρ(12%) [kg/m^3]	Type de rutpure
POR_0_12_BLC_1	26,7	426,5	15mm
POR_0_12_BLC_2	32,4	525,6	15mm
POR_0_12_BLC_3	28,2	409,3	15mm
POR_0_12_BLC_4	33,3	500,2	15mm
POR_0_12_BLC_5	50,6	589,8	Fendage
POR_0_12_BLC_6	25,0	416,1	15mm
POR_0_12_BLC_7	27,5	436,7	15mm
POR_0_12_BLC_8	35,6	552,9	15mm
POR_0_12_BLC_9	26,3	406,0	15mm
POR_0_12_BLC_10	34,7	488,3	15mm
POR_0_12_BLC_11	37,0	504,3	15mm
POR_0_12_BLC_12	36,4	515,1	15mm
POR_0_12_BLC_13	41,0	503,1	15mm
POR_0_12_BLC_14	26,5	443,5	15mm
POR_0_12_BLC_15	26,1	423,2	15mm
Moyenne	32,49	476,04	
Maximum	50,61	589,79	
Minimum	24,96	406,02	
Ecart type	7,08	57,25	
COV	21,78%	12,03%	

A partir de ce tableau, la Figure 1-8 est tracé permettant de voir l'évolution de la résistance à l'enfoncement en fonction de la densité et de la comparer à la proposition actuelle de l'estimation de la résistance à l'enfoncement conformément à la norme NF EN 1955-1-1 [3]. Un écart moyen de 10,9% est observé entre les essais et la prédiction.

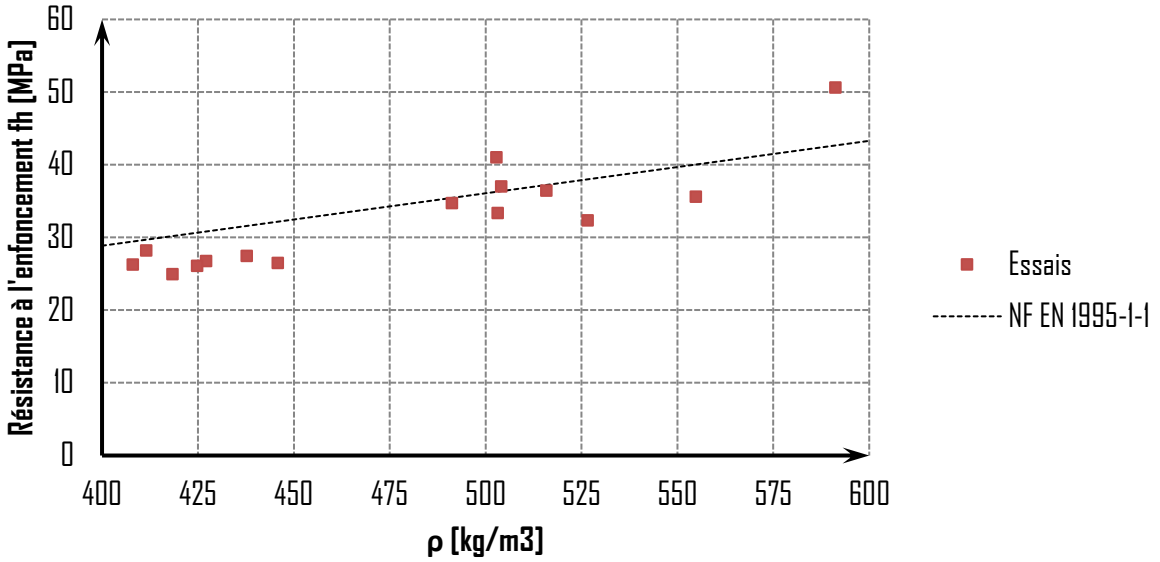


Figure 1-7 : Comparaison de l'évolution de la résistance à l'enfoncement entre les essais et la norme NF EN 1995-1-1.

1.4.2. Diamètre 16

La Figure 1-8 présente les courbes d'essais de caractérisation de portance locale dans le sens longitudinal dans du bois lamellé-collé pour le diamètre 16mm. Conformément à la norme NF EN 383 [2], le Tableau 1-6 présente les valeurs expérimentales des résistances d'enfoncement à 5mm ainsi que la densité de l'échantillon considéré.

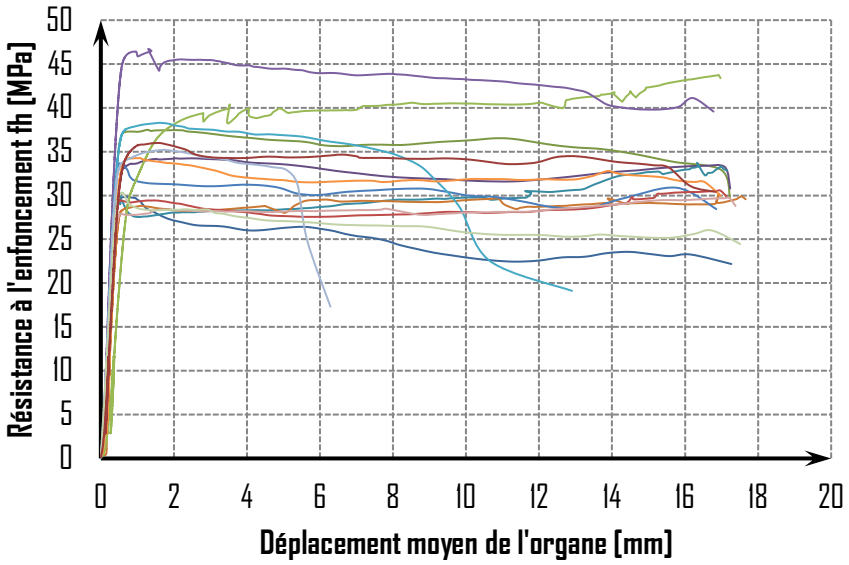


Figure 1-8 : Comportement d'enfoncement dans le sens du fil dans du bois lamellé-collé des broches de diamètre 16 (Configuration n°1.2.)

Tableau 1-6 : Principe de synthèse des valeurs déterminées par les essais pour la configuration n°1.2.

Echantillon	f_{h5mm} [MPa]	ρ [kg/m^3]	Type de rutpure
POR_0_16_BLC_1	29,9	476,4	15mm
POR_0_16_BLC_2	37,5	501,0	15mm
POR_0_16_BLC_3	34,2	482,2	15mm
POR_0_16_BLC_4	30,2	389,4	15mm
POR_0_16_BLC_5	28,8	483,7	15mm
POR_0_16_BLC_6	33,6	468,5	15mm
POR_0_16_BLC_7	29,4	415,2	15mm
POR_0_16_BLC_8	40,3	455,3	15mm
POR_0_16_BLC_9	46,7	556,0	15mm
POR_0_16_BLC_10	38,3	463,8	15mm
POR_0_16_BLC_11	34,3	474,8	15mm
POR_0_16_BLC_12	35,2	482,8	Fendage
POR_0_16_BLC_13	28,4	426,3	Fendage
POR_0_16_BLC_14	30,3	436,0	15mm
POR_0_16_BLC_15	36,0	487,9	15mm
Moyenne	34,22	461,46	
Maximum	46,67	551,24	
Minimum	28,39	382,55	
Ecart type	5,07	39,72	
COV	14,82%	8,61%	

A partir de ce tableau, la Figure 1-9 est tracée permettant de voir l'évolution de la résistance à l'enfoncement en fonction de la densité et de la comparer à la proposition actuelle de l'estimation de la résistance à l'enfoncement conformément à la norme NF EN 1955-1-1 [3]. Un écart moyen de 9,8% est observé entre les essais et la prédiction.

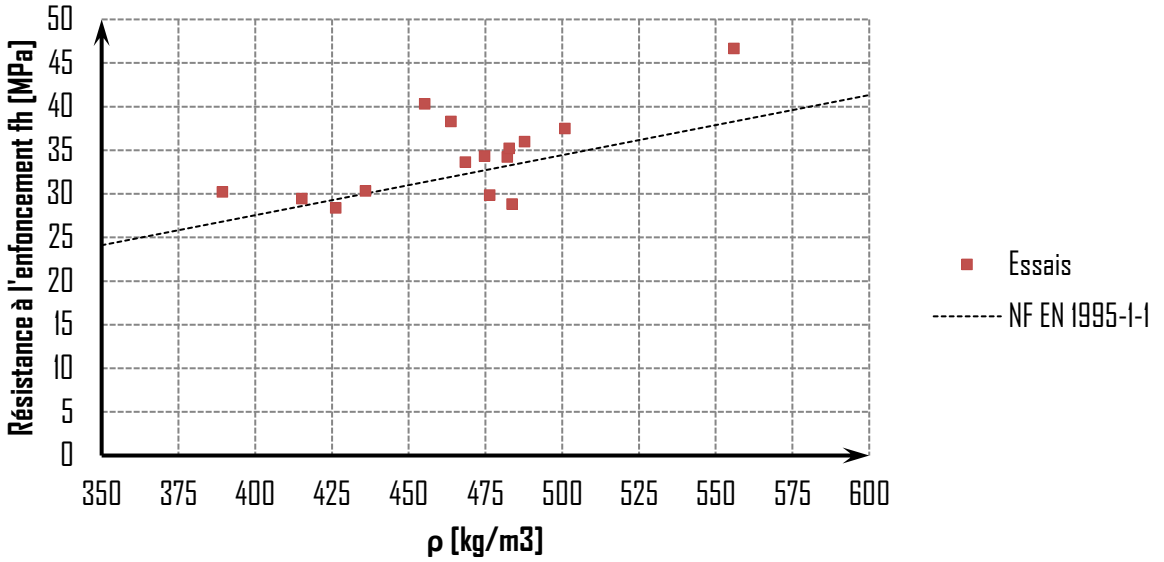


Figure 1-9 : Comparaison de l'évolution de la résistance à l'enfoncement entre les essais et la norme NF EN 1995-1-1.

2. – ANALYSE DES COURBES D'ENFONCEMENT

2.1. DEFINITION DES PARAMETRES

Au regard de l'analyse bibliographique, il existe, aujourd'hui, des fonctions mathématiques permettant d'obtenir une régression de courbes d'essais, ici, d'enfoncement. Ces fonctions permettent d'incrémenter des lois de comportement mécaniques simplifiées dans des modèles d'éléments finis. Cette démarche permet une extrapolation de configuration d'essais afin d'étudier des configurations non expérimentées.

Pour ce faire, la fonction mathématique retenue, est la fonction de Richard-Abbott [4] selon l'équation :

$$f_h(u) = \frac{\left(k_{f,el} - k_{f,pl}\right) \times u}{\left(1 + \left(\frac{\left(k_{f,el} - k_{f,pl}\right) \times u}{f_{h,\mathrm{inter}}}\right)^{a_1}\right)^{1/a_1}} + k_{f,pl} \times u$$

Afin d'obtenir la régression des courbes d'essais selon cette équation, il est nécessaire de déterminer différents paramètres physiques qui sont :

- ✓ $f_{h,inter}$: Valeur de la portance locale en [MPa] définie comme étant l'intersection de la droite de coefficient directeur $\left(k_{f,pl}\right)$ et l'axe des ordonnées
- ✓ $k_{f,el}$: Valeur du module de fondation élastique de la première montée en charge en [MPa/mm] définie par la valeur du coefficient directeur de la droite de régression linéaire entre les seuils de 10% et 40% de valeur estimée de la résistance à l'enfoncement du lot d'éprouvette considéré
- ✓ $k_{f,pl}$: Valeur du module de fondation plastique en [MPa/mm] définie par la valeur du coefficient directeur de la droite passant par les points de déplacement de 5 mm et 15mm.
- ✓ u : Valeur de déplacement en [mm]
- ✓ a_1 : Valeur du paramètre permettant le contrôle de l'allure de la courbe dans la zone de passage entre le comportement élastique et plastique

Pour enrichir cette fonction, trois autres paramètres sont également définis. Leurs définitions sont :

- ✓ $k_{f,el,unload}$: Valeur du module de fondation élastique de la décharge élastique en [MPa/mm] définie par la valeur du coefficient directeur de la droite de régression linéaire entre les seuils de 20% et 40% de valeur estimée de la résistance à l'enfoncement du lot d'éprouvette considéré
- ✓ $k_{f,el,reload}$: Valeur du module de fondation élastique de la recharge élastique en [MPa/mm] définie par la valeur du coefficient directeur de la droite de régression linéaire entre les seuils de 20% et 40% de valeur estimée de la résistance à l'enfoncement du lot d'éprouvette considéré
- ✓ J_1 : Valeur du jeu initial en [mm]

La détermination de l'ensemble de ces paramètres sont présentés sur la Figure 2-1, excepté le paramètre a_1 qui est un paramètre

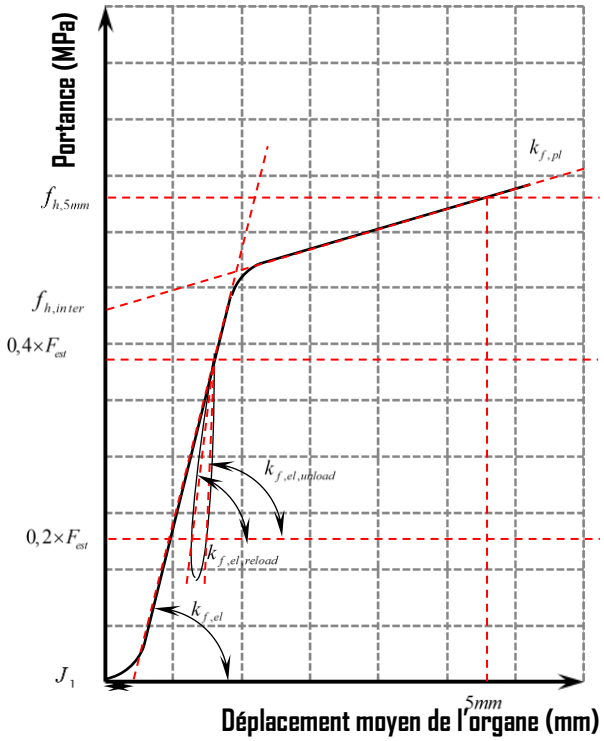


Figure 2-1 : Courbe expérimentale idéalisée

2.2. DIAMETRE 12

Le Tableau 2-1 présente l'ensemble des paramètres physiques définis précédemment pour le diamètre 12 sur le bois lamellé-collé sollicité dans le sens longitudinal. La Figure 2-2 présente l'allure de la régression en comparaison avec les courbes d'essais. Elle est définie avec les valeurs moyennes des paramètres physiques et la valeur de 2 pour le paramètre a_1.

Tableau 2-1 : Synthèse des paramètres physiques pour la régression des courbes d'essais pour le diamètre 12

Echantillon	$f_{h,inter}$	$k_{f,el}$	$k_{f,pla}$	$k_{f,el,unload}$	$k_{f,el,reload}$
POR_0_12_BLC_1	26,1	94,1	-0,1	150,5	156,8
POR_0_12_BLC_2	30,7	94,2	0,3	145,7	120,5
POR_0_12_BLC_3	28,2	78,0	-0,2	150,8	118,2
POR_0_12_BLC_4	33,8	123,1	-0,4	173,4	153,3
POR_0_12_BLC_5	48,2	85,1	0,0	122,5	106,9
POR_0_12_BLC_6	24,4	102,4	-0,1	306,1	162,6
POR_0_12_BLC_7	27,1	81,1	-0,1	108,2	117,0
POR_0_12_BLC_8	34,6	97,9	0,2	138,9	85,8
POR_0_12_BLC_9	26,0	96,6	0,0	186,3	168,1
POR_0_12_BLC_10	34,6	79,7	-0,1	143,7	125,3
POR_0_12_BLC_11	37,3	85,3	-0,8	208,0	118,8
POR_0_12_BLC_12	34,7	111,0	-0,5	175,9	150,8
POR_0_12_BLC_13	41,2	113,3	0,0	165,2	143,7
POR_0_12_BLC_14	25,0	89,2	0,3	128,2	110,8
POR_0_12_BLC_15	23,4	135,6	0,5	206,2	170,1
Moyenne	**31,69**	**97,77**	**-0,07**	**167,32**	**133,91**
Maximum	48,18	135,57	0,45	306,10	170,10
Minimum	23,44	77,98	-0,83	108,20	85,77
Ecart type	7,02	16,74	0,33	48,05	25,60
COV	22,16%	17,12%	-443,66%	28,72%	19,12%

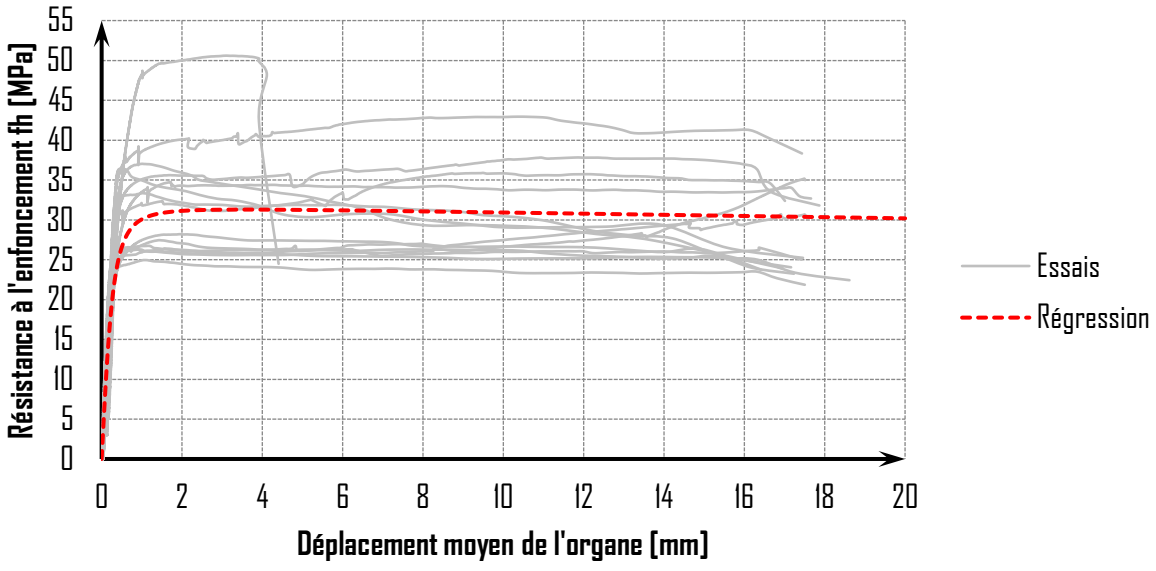


Figure 2-2 : Régression des courbes d'essais pour le diamètre 12

2.3. DIAMETRE 16

Le Tableau 2-2 présente l'ensemble des paramètres physiques définis précédemment pour le diamètre 16 sur le bois lamellé-collé sollicité dans le sens longitudinal. La Figure 2-3 présente l'allure de la régression en comparaison avec les courbes d'essais. Elle est définie avec les valeurs moyennes des paramètres physiques et la valeur de 2 pour le paramètre a_1.

Tableau 2-2 : Synthèse des paramètres physiques pour la régression des courbes d'essais pour le diamètre 16

Echantillon	$f_{h,inter}$	$k_{f,el}$	$k_{f,pla}$	$k_{f,el,unload}$	$k_{f,el,reload}$
POR_0_12_BLC_1	27,9	86,1	-0,4	128,1	104,6
POR_0_12_BLC_2	37,3	88,4	-0,2	124,3	110,2
POR_0_12_BLC_3	33,8	74,6	-0,1	119,4	102,8
POR_0_12_BLC_4	26,4	72,4	0,4	101,8	89,4
POR_0_12_BLC_5	28,6	104,9	0,0	128,9	109,2
POR_0_12_BLC_6	31,7	85,3	-0,2	132,9	118,2
POR_0_12_BLC_7	26,9	82,5	0,2	126,5	104,8
POR_0_12_BLC_8	38,1	51,4	0,3	105,3	83,8
POR_0_12_BLC_9	46,3	98,6	-0,4	131,3	121,7
POR_0_12_BLC_10	43,7	91,9	-1,4	128,8	115,7
POR_0_12_BLC_11	31,8	73,8	0,0	143,5	100,2
POR_0_12_BLC_12	39,6	74,6	-1,9	116,9	99,2
POR_0_12_BLC_13	27,7	76,8	0,1	114,1	96,3
POR_0_12_BLC_14	28,4	70,6	-0,2	99,9	86,8
POR_0_12_BLC_15	35,0	70,1	-0,1	107,1	87,2
Moyenne	**33,54**	**80,13**	**-0,25**	**128,1**	**104,6**
Maximum	46,27	104,94	0,42	124,3	110,2
Minimum	26,35	51,36	-1,89	119,4	102,8
Ecart type	6,31	13,16	0,62	101,8	89,4
COV	18,83%	16,42%	-242,12%	128,9	109,2

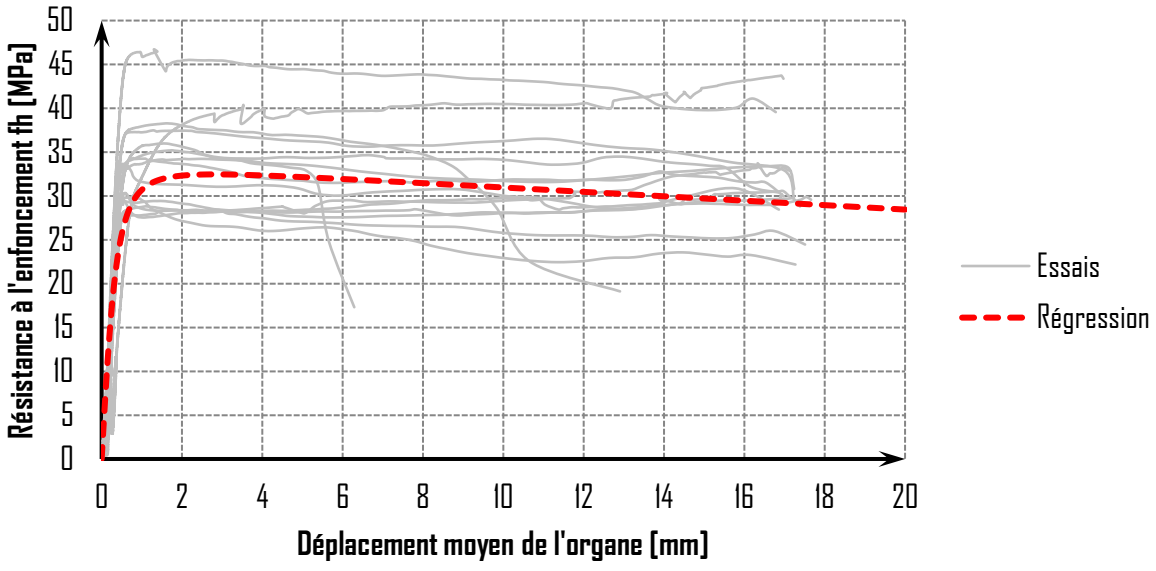


Figure 2-3 : Régression des courbes d'essais pour le diamètre 16

3.– CONCLUSION

Les essais de portance dans le sens du fil ont été conduits afin de pouvoir en complément des essais de flexion de broches établir les dimensions précises des essais de traction pour chaque mode de rupture visée. Les valeurs obtenues sont conformes aux données bibliographiques, les essais ont été dépouillés afin de caractériser les paramètres nécessaires à la modélisation. Les essais seront conduits dans le sens perpendiculaire au fil afin de déterminer précisément la portance dans les essais de CLT.

4.- BIBLIOGRAPHIE :

[1] AFNOR, NF EN 13183-2: Teneur en humidité d'une pièce de bois scié - Partie 2 - Estimation par méthode électrique par résistance. 2002.
[2] AFNOR, NF EN 383: Structure en bois - Méthode d'essai - Determination de caractéristiques de fondation et de la portance d'éléments d'assemblage de type broche. 2007.
[3] AFNOR, NF EN 1995-1-1: EC 5 - Eurocode 5 - Calcul des structures en bois - Partie 1-1 - Règles générales et règles pour les bâtiments. 2005.
[4] R. M. Richard and B. J. Abbott, "Versatile Elastic-Plastic Stress-Strain Formula," Journal of the Engineering Mechanics Division, vol. 101, no. 4, pp. 511–515, 1975.

9. RAP-2.4
Rapport d'essais des assemblages par broche (Diamètre 12)

Laboratoire d'Etudes et de Recherche
sur le Matériau Bois
EA 43 70 USC / INRA

Ecole Nationale Supérieure des
Technologies et Industries du Bois

CAMPAGNE D'ESSAIS VISANT A CARACTERISER LA RAIDEUR D'ASSEMBLAGES COURANTS DE STRUCTURES EN BOIS

16 - RAP-2.4 : Rapport d'essais des assemblages par broches de 12 mm

Fait à Epinal, le jeudi 21 avril 2022

Ecole Nationale Supérieure
des Technologies et Industries du Bois
27, rue Philippe SEGUIN
CS60036
88026 EPINAL

Tél : 03-72-74-96-11
Fax : 03-72-74-96-38
e-mail : jean-françois.bocquet@univ-lorraine.fr
web : www.enstib.uhp-nancy.fr

SOMMAIRE

SOMMAIRE **2**

1. - DEMARCHE DE DEPOUILLEMENT **5**

2. - IDENTIFICATION DES MODES DE RUPTURE **7**

3. - CONFIGURATION 1-1-1 ..... **16**

3.1. ECHANTILLON 16
3.2. RESULTATS 17
3.2.1. Echantillon 1-1-1-1 ..... *17*
3.2.2. Echantillon 1-1-1-2 ..... *19*
3.2.3. Echantillon 1-1-1-3 ..... *21*
3.2.4. Echantillon 1-1-1-4 ..... *23*
3.2.5. Echantillon 1-1-1-5 ..... *25*
3.2.6. Synthèse *27*
3.2.7. Analyse statistique *30*

4. - CONFIGURATION 1-1-2 ..... **31**

4.1. ECHANTILLON 31
4.2. RESULTATS 32
4.2.1. Echantillon 1-1-2-1 ..... *32*
4.2.2. Echantillon 1-1-2-2 ..... *34*
4.2.3. Echantillon 1-1-2-3 ..... *36*
4.2.4. Echantillon 1-1-2-4 ..... *38*
4.2.5. Echantillon 1-1-2-5 ..... *40*
4.2.6. Synthèse *42*
4.2.7. Analyse statistique *45*

5. - CONFIGURATION 1-1-3 ..... **46**

5.1. ECHANTILLON 46
5.2. RESULTATS 47
5.2.1. Echantillon 1-1-3-1 ..... *47*
5.2.2. Echantillon 1-1-3-2 ..... *49*
5.2.3. Echantillon 1-1-3-3 ..... *51*
5.2.4. Echantillon 1-1-3-4 ..... *53*
5.2.5. Echantillon 1-1-3-5 ..... *55*
5.2.6. Synthèse *57*
5.2.7. Analyse statistique *60*

6. - CONFIGURATION 2-1-1 ..... **61**

6.1. ECHANTILLON 61
6.2. RESULTATS 62
6.2.1. Echantillon 2-1-1-1 ..... *62*
6.2.2. Echantillon 2-1-1-2 ..... *64*
6.2.3. Echantillon 2-1-1-3 ..... *66*
6.2.4. Echantillon 2-1-1-4 ..... *68*
6.2.5. Echantillon 2-1-1-5 ..... *70*
6.2.6. Synthèse *72*
6.2.7. Analyse statistique *75*

7. - CONFIGURATION 2-1-2 ..... **76**

7.1. ECHANTILLON 76
7.2. RESULTATS 77
7.2.1. Echantillon 2-1-2-1 ..... *77*
7.2.2. Echantillon 2-1-2-2 ..... *79*
7.2.3. Echantillon 2-1-2-3 ..... *81*
7.2.4. Echantillon 2-1-2-4 ..... *83*

7.2.5. Echantillon 2-1-2-5 85
7.2.6. Synthèse 87
7.2.7. Analyse statistique 90

8. - CONFIGURATION 2-1-3 91

8.1. ECHANTILLON 91
8.2. RESULTATS 92
8.2.1. Echantillon 2-1-3-1 92
8.2.2. Echantillon 2-1-3-2 94
8.2.3. Echantillon 2-1-3-3 96
8.2.4. Echantillon 2-1-3-4 98
8.2.5. Echantillon 2-1-3-5 100
8.2.6. Synthèse 102
8.2.7. Analyse statistique 105

9. - CONFIGURATION 3-1-1 106

9.1. ECHANTILLON 106
9.2. RESULTATS 107
9.2.1. Echantillon 3-1-1-1 107
9.2.2. Echantillon 3-1-1-2 109
9.2.3. Echantillon 3-1-1-3 111
9.2.4. Echantillon 3-1-1-4 113
9.2.5. Echantillon 3-1-1-5 115
9.2.6. Synthèse 117
9.2.7. Analyse statistique 121

10. - CONFIGURATION 3-1-2 122

10.1. ECHANTILLON 122
10.2. RESULTATS 123
10.2.1. Echantillon 3-1-2-1 123
10.2.2. Echantillon 3-1-2-2 125
10.2.3. Echantillon 3-1-2-3 127
10.2.4. Echantillon 3-1-2-4 129
10.2.5. Echantillon 3-1-2-5 131
10.2.6. Synthèse 133
10.2.7. Analyse statistique 137

11. - CONFIGURATION 3-1-3 138

11.1. ECHANTILLON 138
11.2. RESULTATS 139
11.2.1. Echantillon 3-1-3-1 139
11.2.2. Echantillon 3-1-3-2 141
11.2.3. Echantillon 3-1-3-3 143
11.2.4. Echantillon 3-1-3-4 145
11.2.5. Echantillon 3-1-3-5 147
11.2.6. Synthèse 149
11.2.7. Analyse statistique 153

12. - CONFIGURATION 4-1-1 154

12.1. ECHANTILLON 154
12.2. RESULTATS 155
12.2.1. Echantillon 4-1-1-1 155
12.2.2. Echantillon 4-1-1-2 157
12.2.3. Echantillon 4-1-1-3 159
12.2.4. Echantillon 4-1-1-4 161
12.2.5. Echantillon 4-1-1-5 163
12.2.6. Synthèse 165
12.2.7. Analyse statistique 168

13. - CONFIGURATION 4-1-2 169

13.1. ECHANTILLON 169
13.2. RESULTATS 170
13.2.1. Echantillon 4-1-2-1 170
13.2.2. Echantillon 4-1-2-2 172
13.2.3. Echantillon 4-1-2-3 174
13.2.4. Echantillon 4-1-2-4 176
13.2.5. Echantillon 4-1-2-5 178
13.2.6. Synthèse 180
13.2.7. Analyse statistique 183

14. - CONFIGURATION 5-1-2 184

14.1. ECHANTILLON 184
14.2. RESULTATS 185
14.2.1. Echantillon 5-1-2-1 185
14.2.2. Echantillon 5-1-2-2 187
14.2.3. Echantillon 5-1-2-3 189
14.2.4. Echantillon 5-1-2-4 191
14.2.5. Echantillon 5-1-2-5 193
14.2.6. Synthèse 195
14.2.7. Analyse statistique 198

15. - CONFIGURATION 5-1-3 199

15.1. ECHANTILLON 199
15.2. RESULTATS 200
15.2.1. Echantillon 5-1-3-1 200
15.2.2. Echantillon 5-1-3-2 202
15.2.3. Echantillon 5-1-3-3 204
15.2.4. Echantillon 5-1-3-4 206
15.2.5. Echantillon 5-1-3-5 208
15.2.6. Synthèse 210
15.2.7. Analyse statistique 213

16. – CONCLUSIONS DE LA PHASE ESSAI 214

17. - BIBLIOGRAPHIE : 215

1.- DEMARCHE DE DEPOUILLEMENT

Un rappel de la démarche de dépouillement des essais extrait du protocole d'essais est fait. Une modification a été apporté pour la détermination de la raideur élastique (K_{el}), elle est présentée par la suite. La présentation des résultats des essais est réalisée de la manière suivante :

- ✓ Deux courbes représentant les assemblages à chaque extrémité du même échantillon avec l'effort total (F_{total}) en fonction du glissement moyen des capteurs équipant un côté de l'échantillon (u_1) (cf. Figure 1-1)

$$F_{total} = F_1 + F_2$$

- F_{total} : Effort total [kN]
- F_i : Effort du vérin n°i [kN]
- **Détermination du glissement moyen**

Le glissement longitudinal (u_1) sera défini comme étant la moyenne des déplacements des deux ou quatre capteurs positionnés au niveau de l'assemblage considéré.

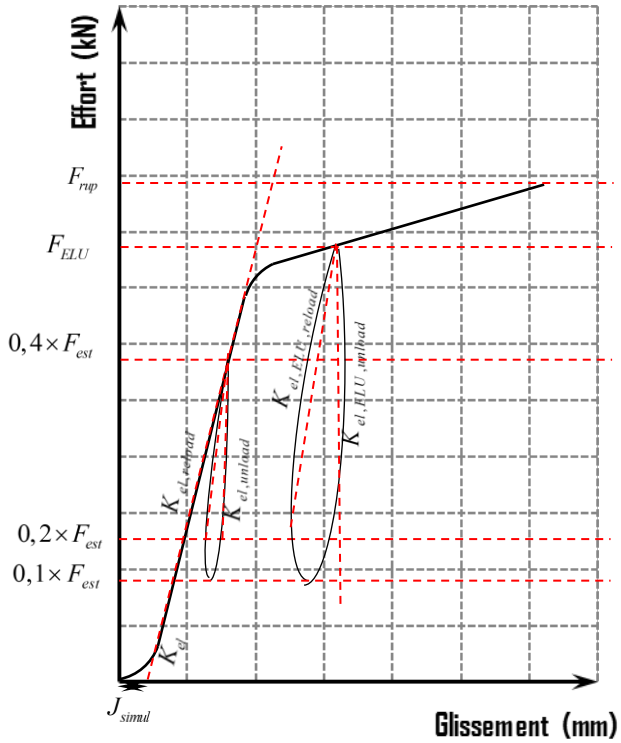


Figure 1-1 : Courbe expérimentale idéalisée

- ✓ F_{rup} : Valeur maximale de l'effort de traction dans l'échantillon en [kN]
- ✓ ρ : Valeur de la masse volumique en [kg/m^3]
- ✓ Le mode rupture de l'échantillon
- ✓ J_{simul} : Valeur du jeu de travail de simultanéité des organes en [mm] définie
- ✓ K_{el} : Valeur de la raideur d'assemblage de la première montée en charge en [kN/mm] définie par la valeur du coefficient directeur de la droite passant par les seuils de 10% et 40% de la valeur moyenne de la résistance de l'assemblage du lot considéré obtenu par les essais expérimentaux
- ✓ $K_{el,unload}$: Valeur de la raideur d'assemblage de la décharge élastique en [kN/mm] définie par la valeur du coefficient directeur de la droite de régression linéaire entre les seuils de 20% et 40% de la valeur estimée de la résistance de l'assemblage du lot considéré
- ✓ $K_{el,reload}$: Valeur de la raideur d'assemblage de la recharge élastique en [kN/mm] définie par la valeur du coefficient directeur de la droite de régression linéaire entre les seuils de 20% et 40% de la valeur estimée de la résistance de l'assemblage du lot considéré
- ✓ $K_{el,ELU,unload}$: Valeur de la raideur d'assemblage de la décharge élastique en [kN/mm] définie par la valeur du coefficient directeur de la droite de régression linéaire entre le seuil ELU et le seuil de 20% de la valeur estimée de la résistance de l'assemblage du lot considéré
- ✓ $K_{el,ELU,reload}$: Valeur de la raideur d'assemblage de la recharge élastique en [kN/mm] définie par la valeur du coefficient directeur de la droite de régression linéaire entre le seuil ELU et le seuil de 20% de la valeur estimée de la résistance de l'assemblage du lot considéré

2. - IDENTIFICATION DES MODES DE RUPTURE

Pour l'ensemble des essais de traction, il a été identifié plusieurs modes de ruptures. Ils sont présentés selon les figures ci-dessous de manière idéalisée. Ces modes de rupture font apparaître des zones rompues en cisaillement longitudinal (Zone en rouge), des zones rompues en traction (Zone en Bleu) et des zones en cisaillement perpendiculaire au plan des broches (Zone en Vert). Pour les ruptures de manière partielle, l'indication d'une épaisseur efficace sera mentionnée en mm.

Le premier mode de rupture est une rupture en traction d'une section pleine. Elle est dénommée « Section Pleine ». Les éléments des échantillons rompus selon ce mode seront identifiés par « SP ».

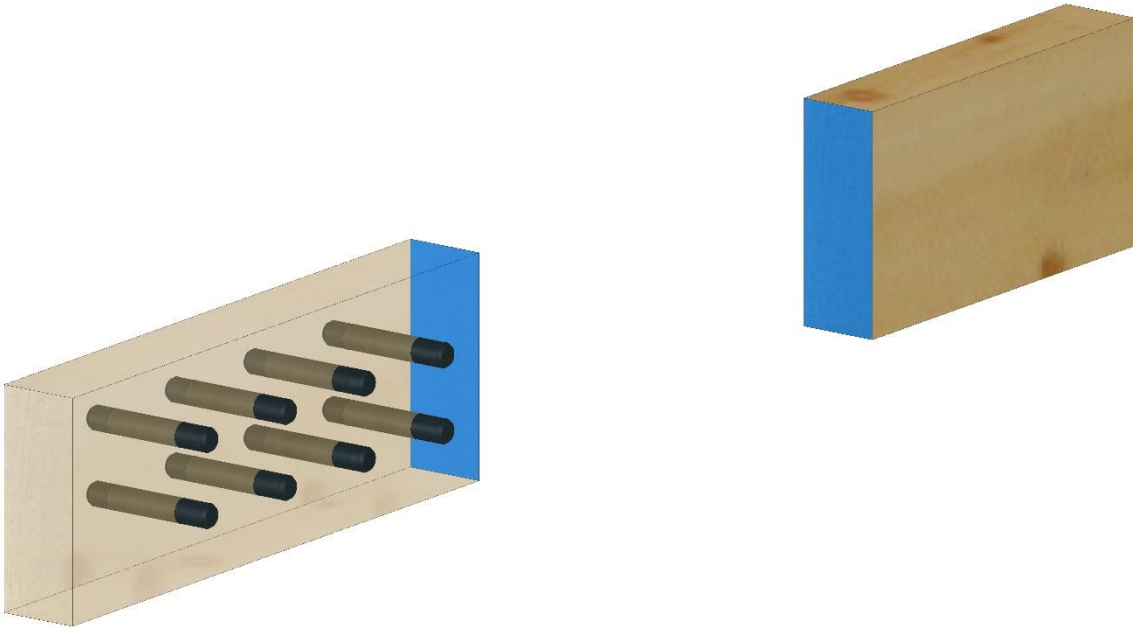


Figure 2-1 : Rupture SP

Le deuxième mode de rupture est une rupture de bloc de forme C. Elle est dénommée « Bloc en C ». Les éléments des échantillons rompus selon ce mode seront identifiés par « C ».

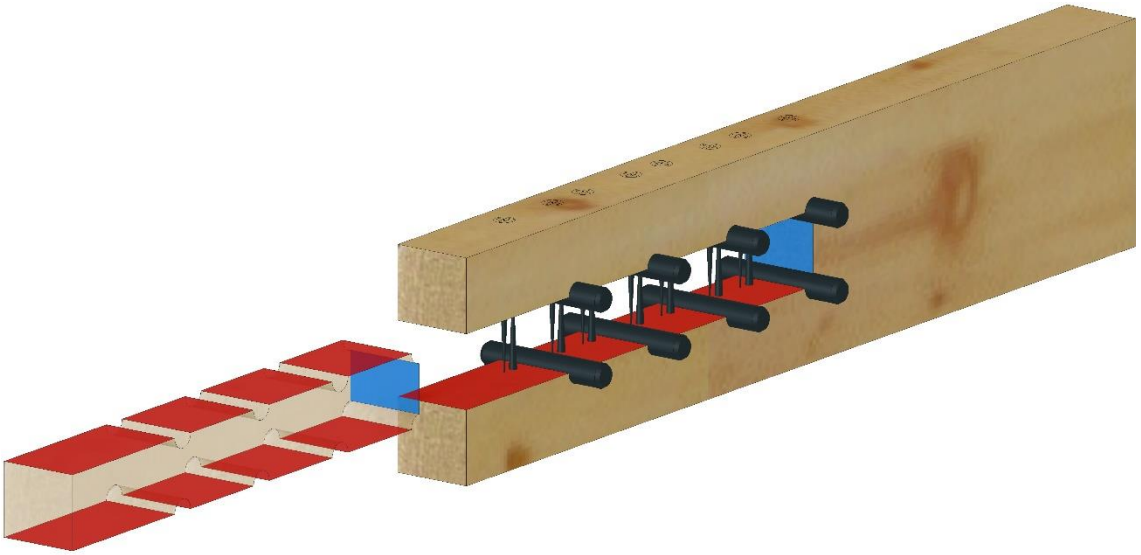


Figure 2-2 : Rupture de bloc en C

Le troisième mode de rupture est une rupture de bloc de forme L. Elle est dénommée « Bloc en L ». Les éléments des échantillons rompus selon ce mode seront identifiés par « L ».

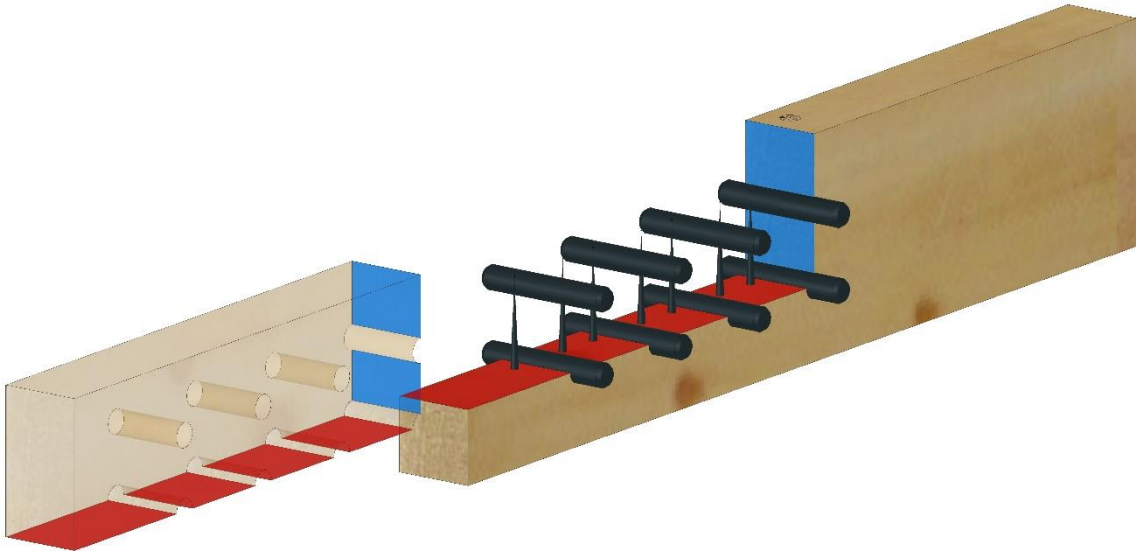


Figure 2-3 : Rupture de bloc en L

Le quatrième mode de rupture est une rupture en section nette. Elle est dénommée « Section Nette ». Les éléments des échantillons rompus selon ce mode seront identifiés par « SN ».

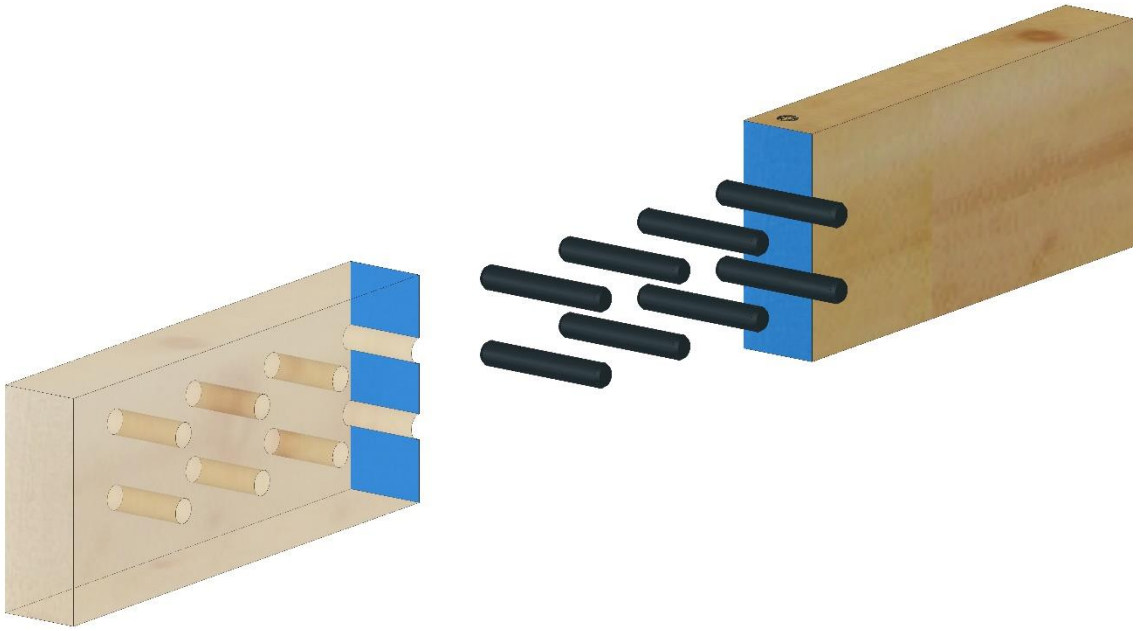


Figure 2-4 : Rupture nette SN

Le cinquième mode de rupture est une rupture en cisaillement en ligne. Elle est dénommée « Cisaillement en Ligne ». Les éléments des échantillons rompus selon ce mode seront identifiés par « CL ». Pour ce type de rupture, il sera indiqué le nombre de file rompue en cisaillement.

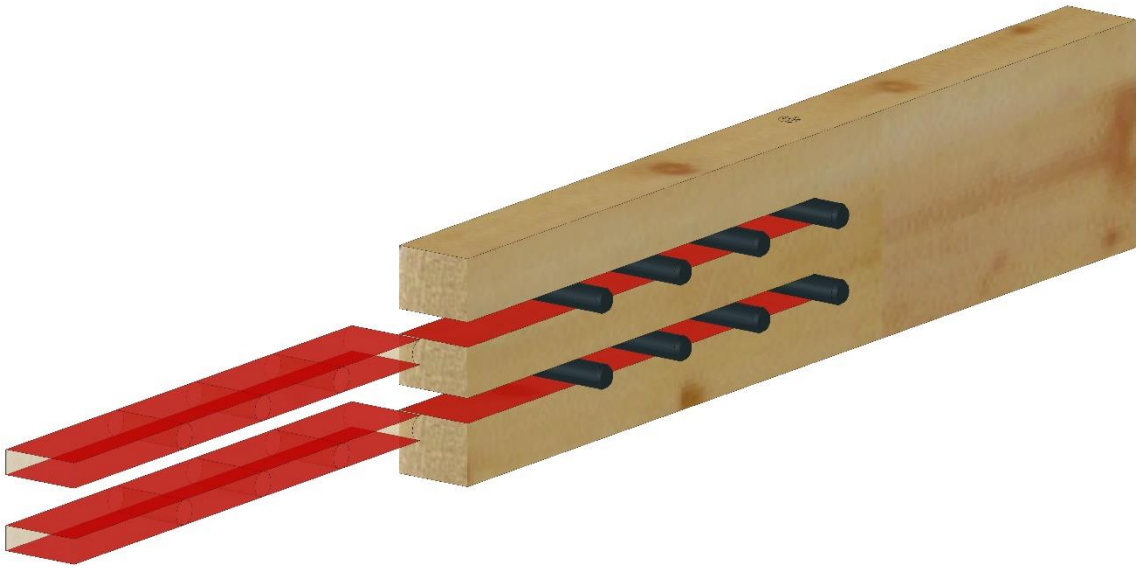


Figure 2-5 : Rupture CL

Le sixième mode de rupture est une rupture de bloc en C de manière partielle au droit du plan des vis. Elle est dénommée « Bloc en C Partielle Vis ». Les éléments des échantillons rompus selon ce mode seront identifiés par « CPV ».

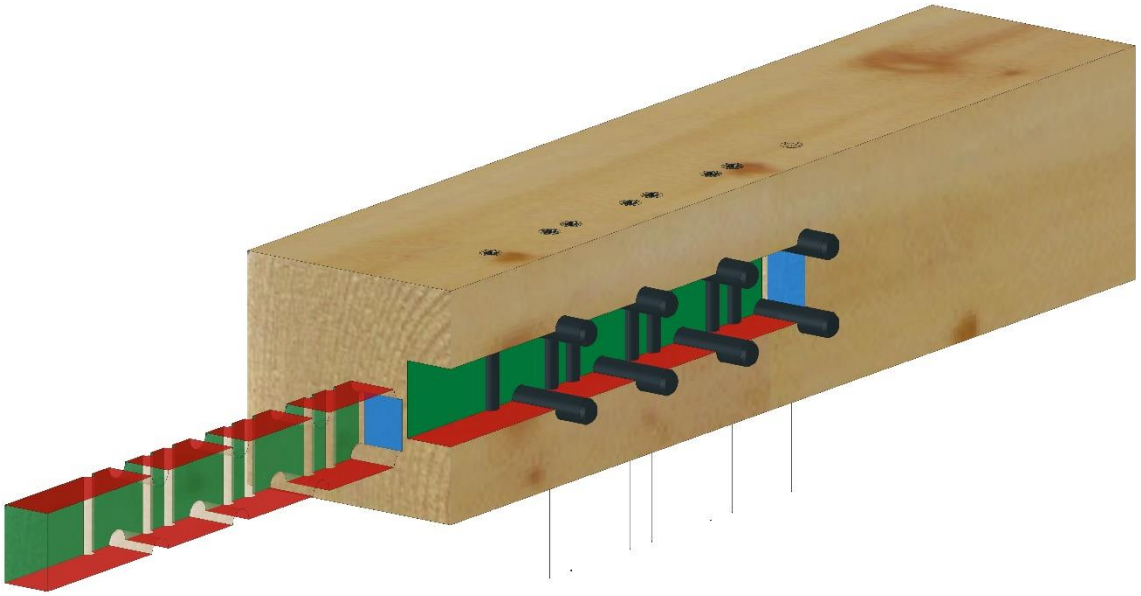


Figure 2-6 : Rupture de bloc CPV

Le septième mode de rupture est une rupture de bloc en L de manière partielle au droit du plan des vis. Elle est dénommée « Bloc en L Partielle Vis ». Les éléments des échantillons rompus selon ce mode seront identifiés par « LPV ».

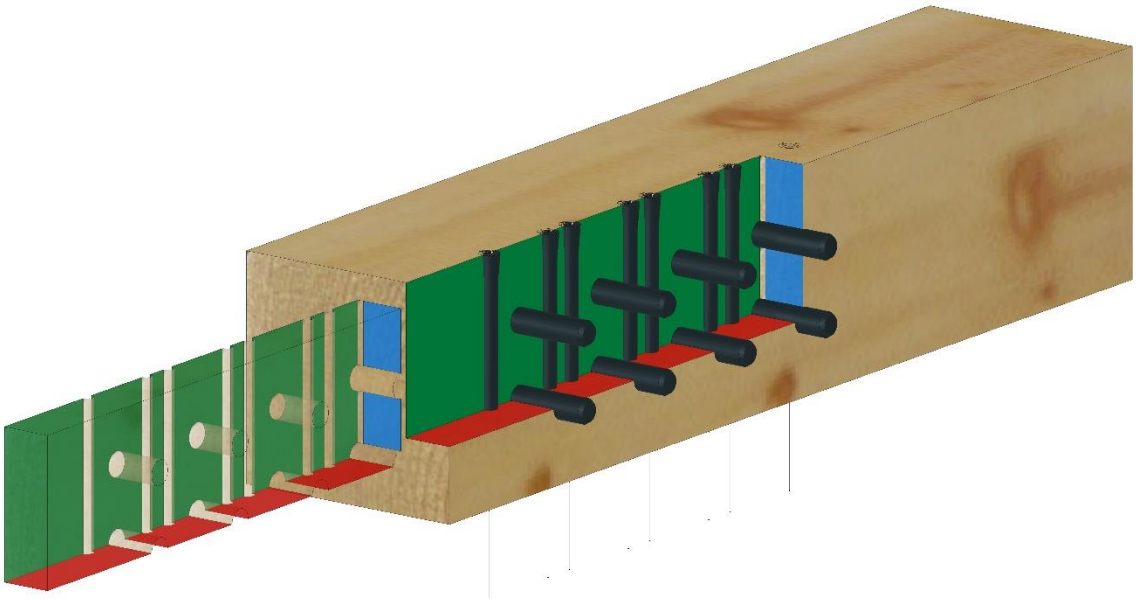


Figure 2-7 : Rupture LPV

Le huitième mode de rupture est une rupture en section nette de manière partielle au droit du plan des vis. Elle est dénommée « Section nette Partielle Vis ». Les éléments des échantillons rompus selon ce mode seront identifiés par « SNPV ».

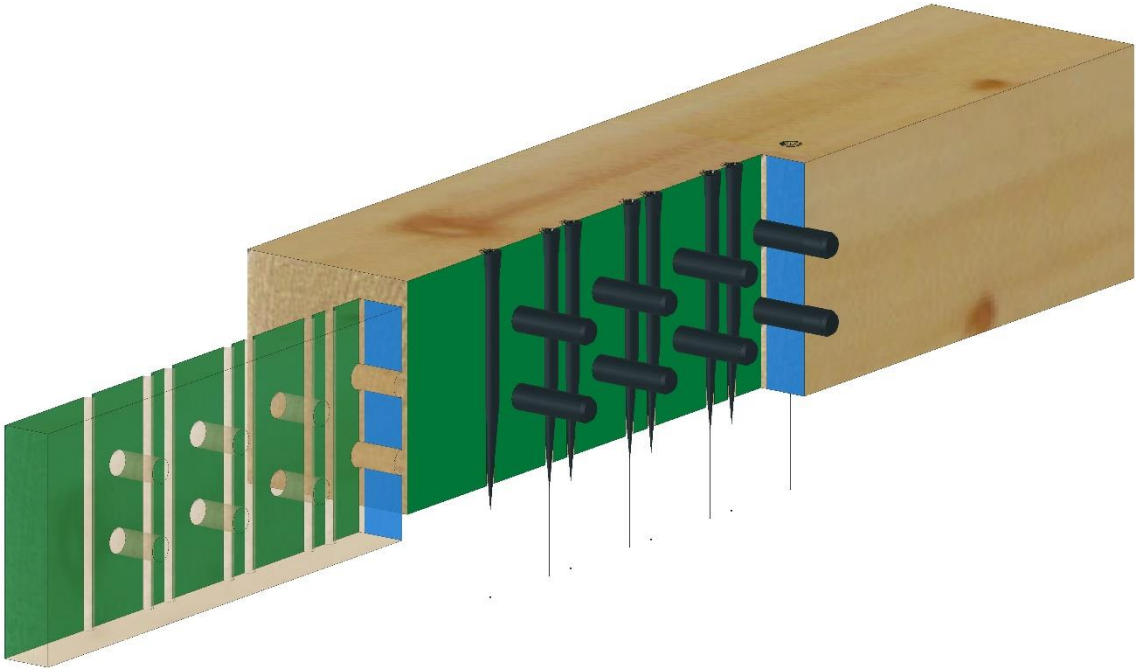


Figure 2-8 : Rupture SNPV

Le neuvième mode de rupture est une rupture de bloc en C de manière partielle. Elle est dénommée « Bloc en C Partielle ». Les éléments des échantillons rompus selon ce mode seront identifiés par « CP ».

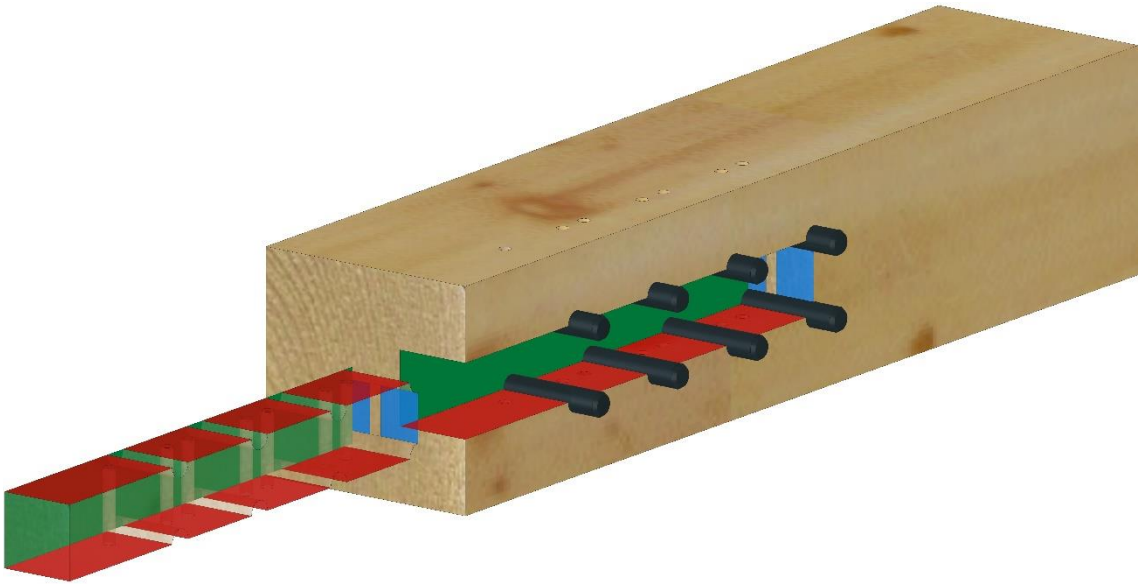


Figure 2-9 : Rupture CP

Le dixième mode de rupture est une rupture de bloc en L de manière partielle. Elle est dénommée « Bloc en L Partielle ». Les éléments des échantillons rompus selon ce mode seront identifiés par « LP ».

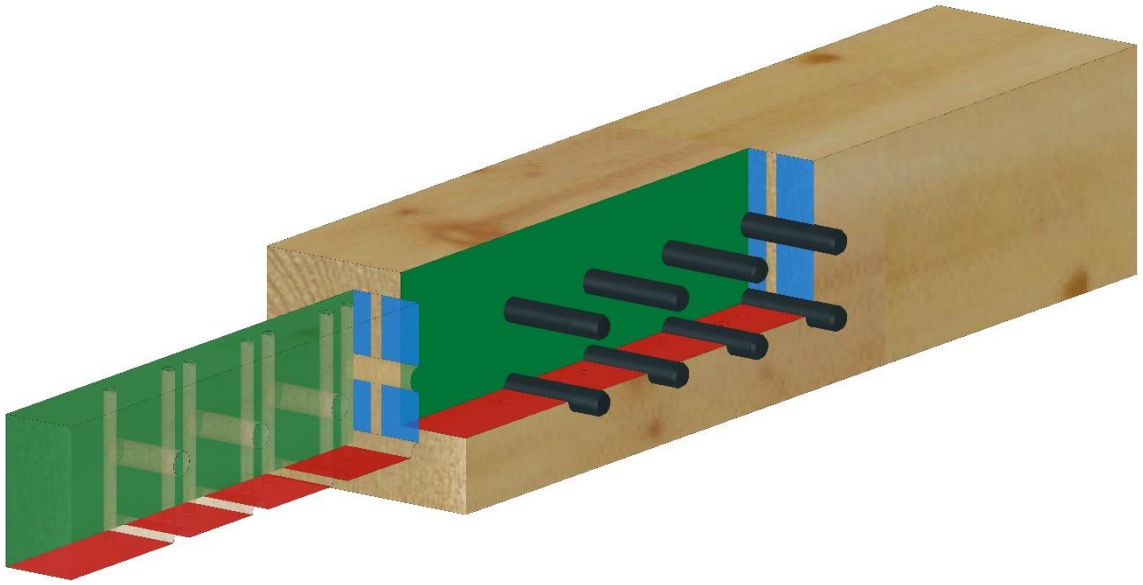


Figure 2-10 : Rupture LP

Le onzième mode de rupture est une rupture en section nette de manière partielle. Elle est dénommée « Section Nette Partielle ». Les éléments des échantillons rompus selon ce mode seront identifiés par « SNP ».

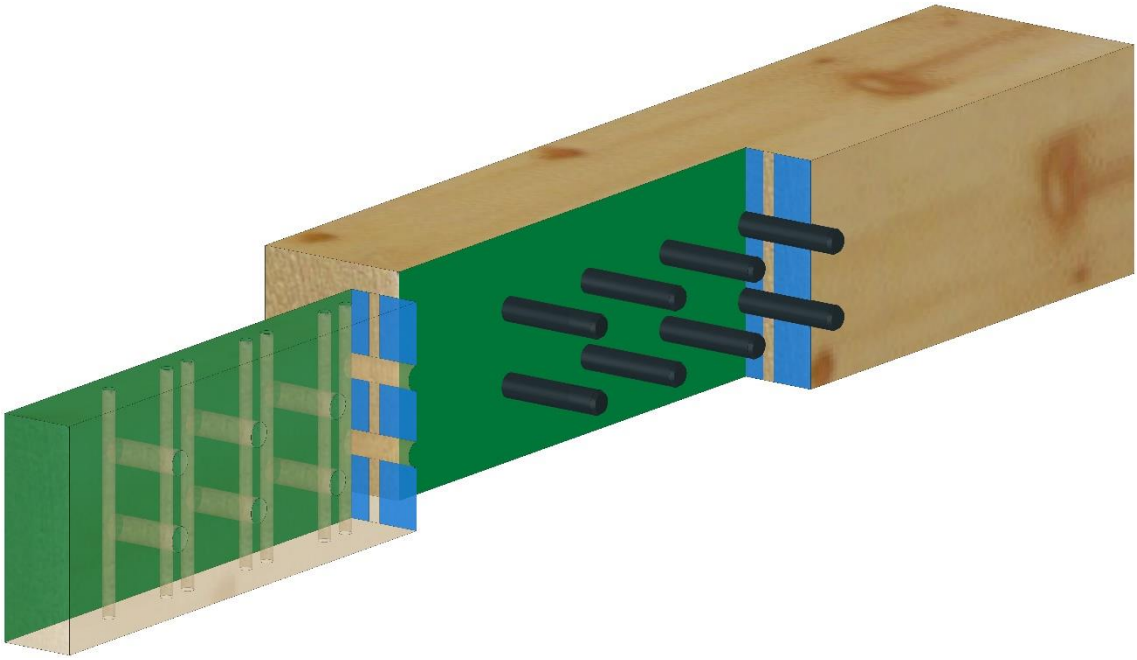


Figure 2-11 : Rupture SNP

Le douzième mode de rupture est une rupture en cisaillement en ligne de manière partielle. Elle est dénommée « Cisaillement en Ligne Partielle ». Les éléments des échantillons rompus selon ce mode seront identifiés par « CLP ». Pour ce type de rupture, il sera indiqué le nombre de file rompue en cisaillement.

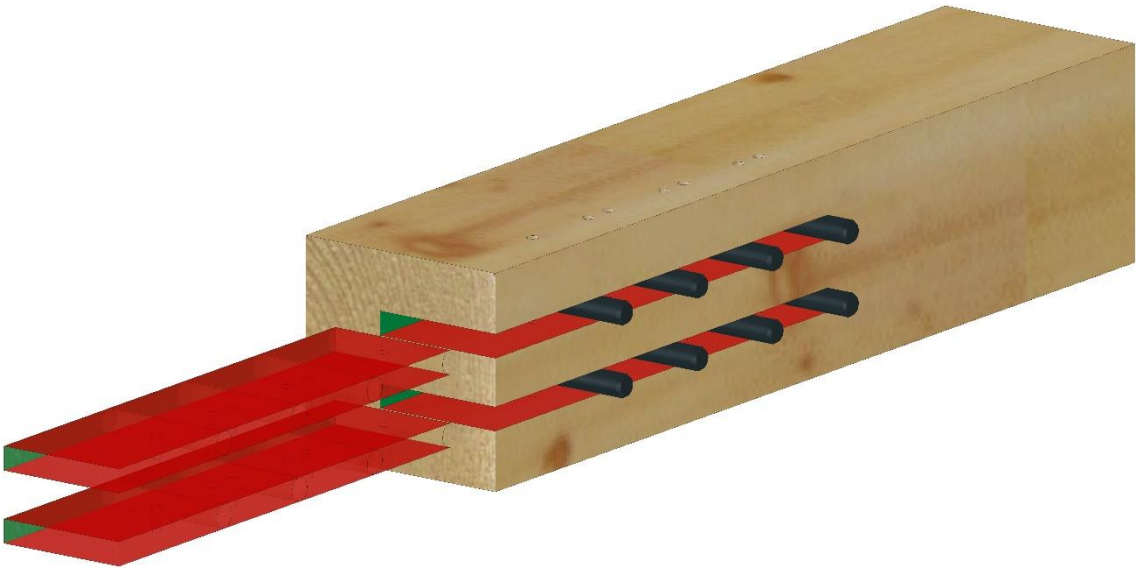


Figure 2-12 : Rupture CLP

Le treizième mode de rupture est une rupture en section nette partielle au droit du plan des vis associé à une rupture en bloc de bloc en C de manière partielle. Elle est dénommée « Section Nette Partielle Vis / Bloc en C Partielle ». Les éléments des échantillons rompus selon ce mode seront identifiés par « SNPV / CP ».

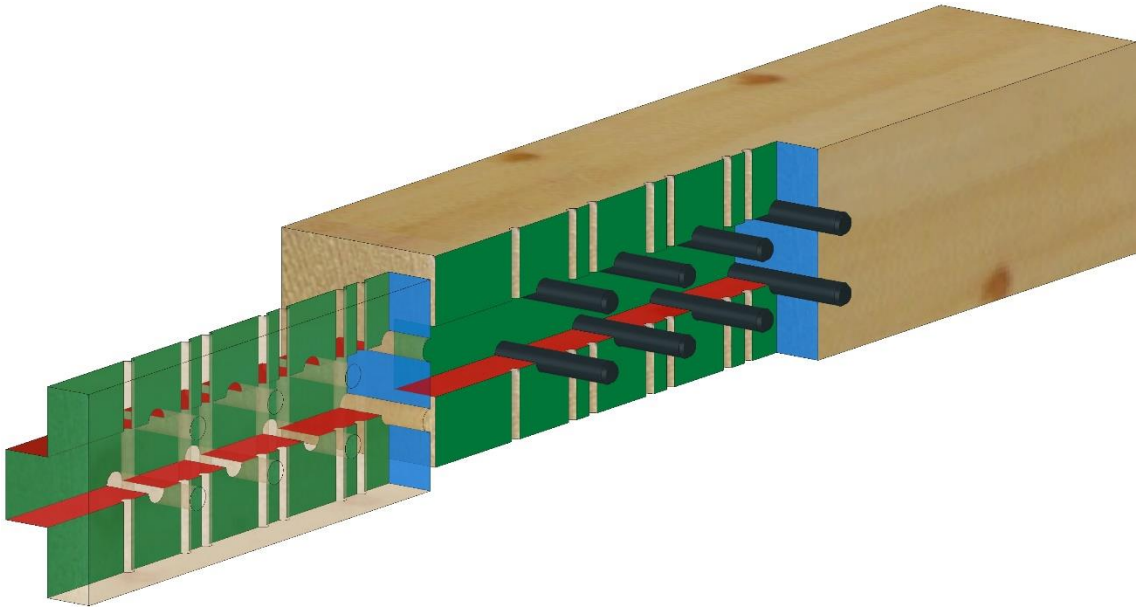


Figure 2-13 : Rupture SNPV/CP

Le quatorzième mode de rupture est une rupture en section nette partielle au droit du plan des vis associé à une rupture en bloc en C. Elle est dénommée « Section Nette Partielle Vis / Bloc en C ». Les éléments des échantillons rompus selon ce mode seront identifiés par « SNPV / C ».

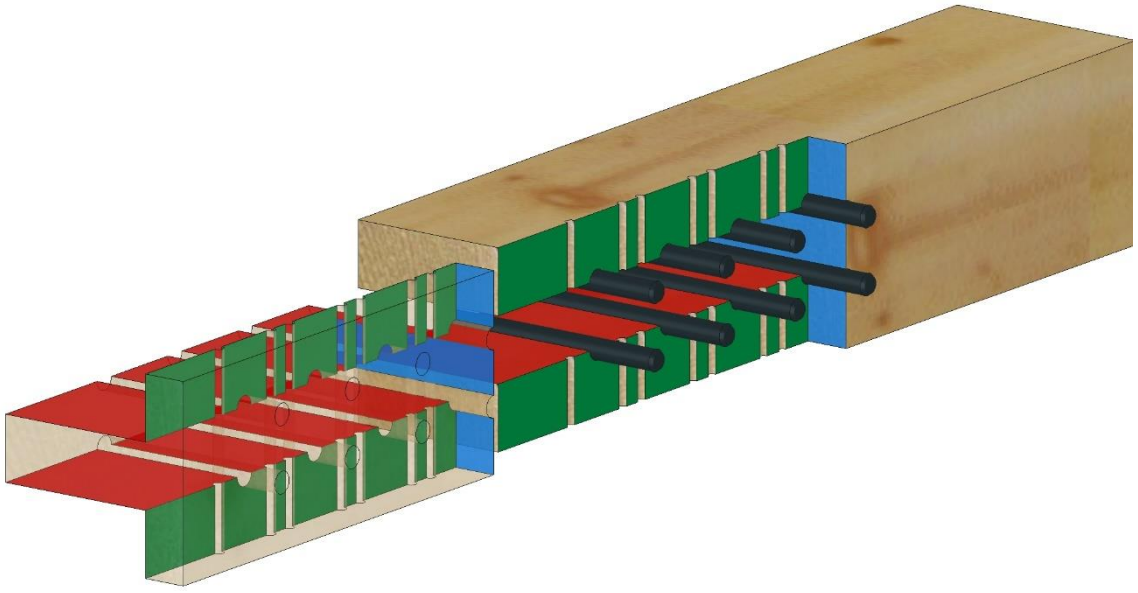


Figure 2-14 : Rupture SNPV/C

Le quinzième de rupture est une rupture en section nette partielle au droit du plan des vis associé à une rupture en cisaillement en ligne de manière partielle. Elle est dénommée « Section Nette Partielle Vis / Cisaillement en Ligne Partielle ». Les éléments des échantillons rompus selon ce mode seront identifiés par « SNPV / CLP ».

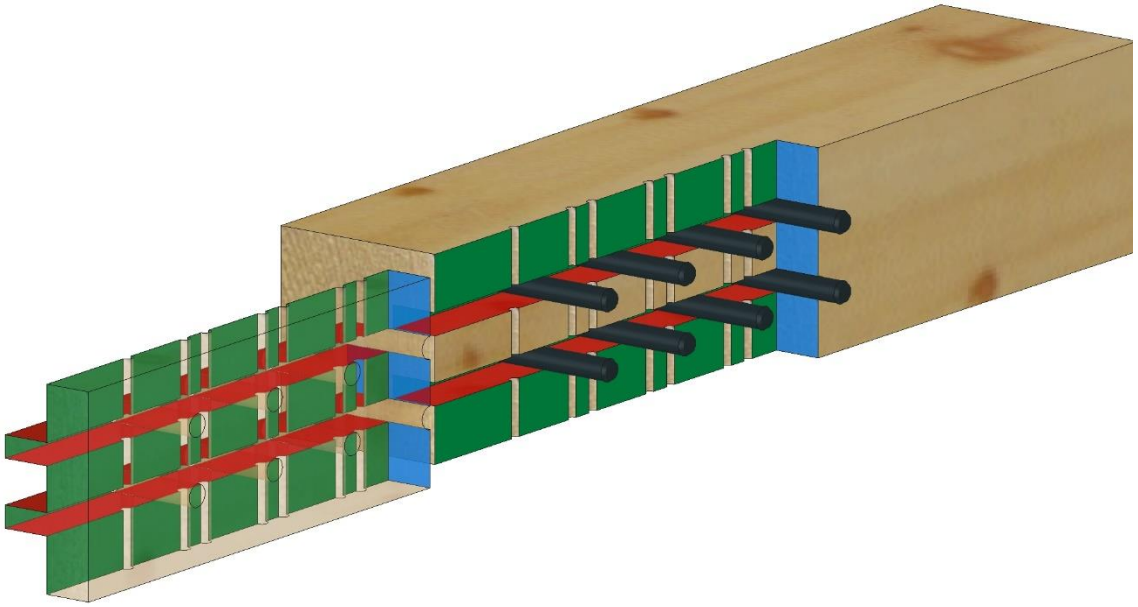


Figure 2-15 : Rupture SNPV/CLP

Le seizième mode de rupture est une rupture en section nette partielle associé à une rupture en cisaillement en ligne. Elle est dénommée « Section Nette Partielle Vis / Cisaillement en Ligne ». Les éléments des échantillons rompus selon ce mode seront identifiés par « SNPV / CL ».

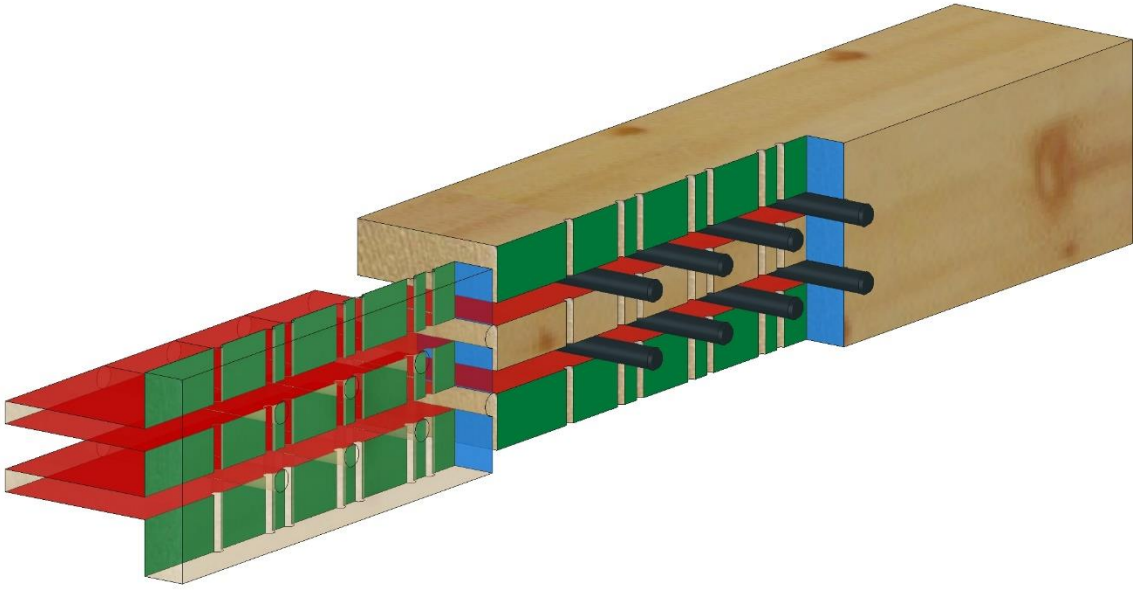


Figure 2-16 : Rupture SNPV/CL

Le dix-septième mode de rupture est une rupture en section nette partielle au droit du plan des vis associé à une rupture en bloc en L. Elle est dénommée « Section Nette Partielle Vis / Bloc en L ». Les éléments des échantillons rompus selon ce mode seront identifiés par « SNPV / L ».

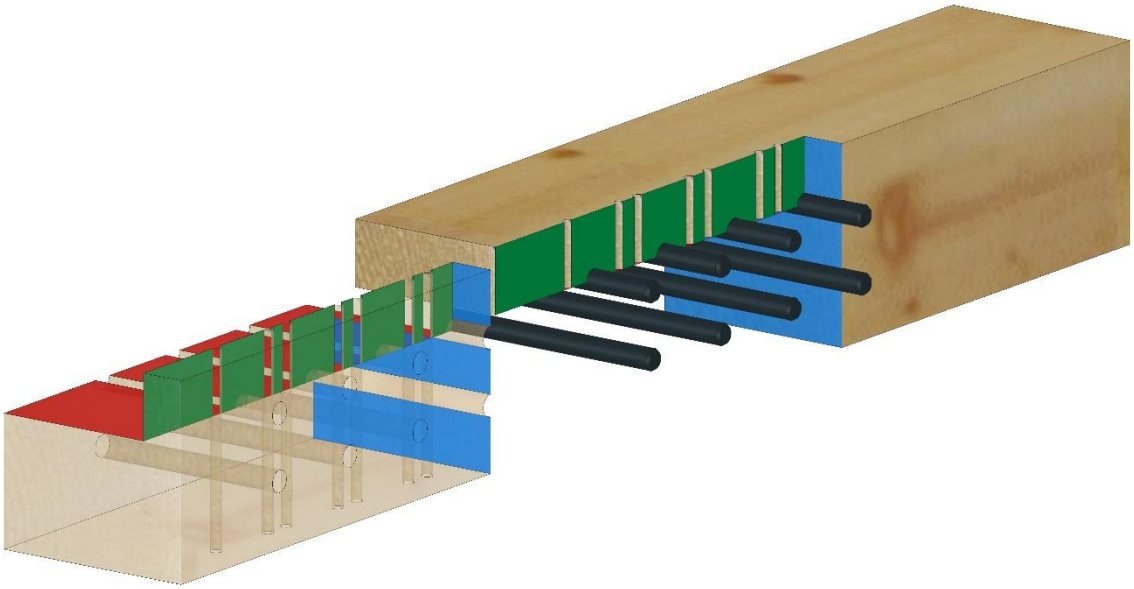


Figure 2-17 : Rupture SNPV/L

3. - CONFIGURATION 1-1-1

3.1. ECHANTILLON

Pour rappel, la configuration d'essai consiste en un test de traction d'une barre en bois lamellé-collé comportant à chaque extrémité un assemblage constitué de 8 broches de diamètre 12 mm, répartie en 2 files de 4 broches et d'une plaque métallique en âme. Le mode de rupture prévu des broches pour ce type d'assemblage est un mode 1, dont la note de calcul a imposé les épaisseurs de bois (t_1) à 39mm. L'assemblage a été renforcé par 32 vis de 4.5*80 plus une vis de fermeture afin d'éviter l'ouverture de l'assemblage. Une vue CAO est également présentée afin de visualiser la composition (cf. Figure 3-1).

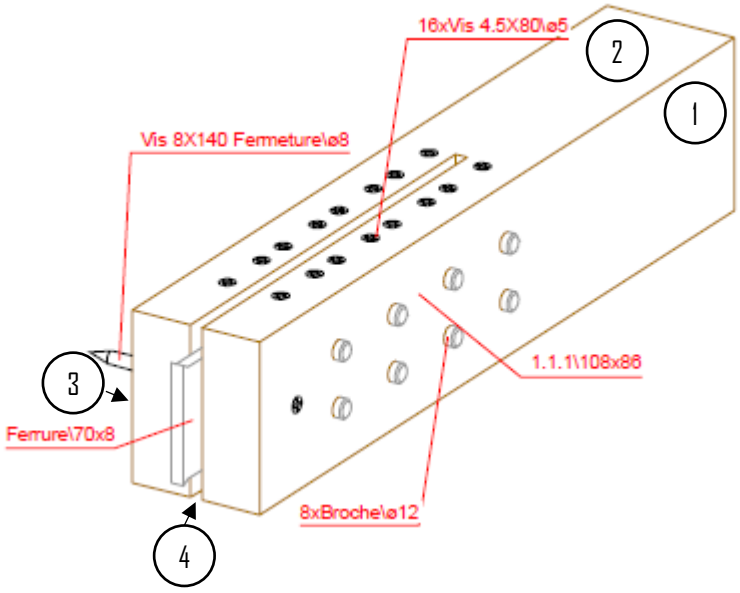


Figure 3-1 : Assemblage de la configuration 1-1-1

Le Tableau 3-1 présente la masse volumique par bois constituant un échantillon et la moyenne de la masse volumique de l'échantillon ramené à 12% d'humidité.

Tableau 3-1 : Masse volumique des bois et de l'échantillon de la configuration 1-1-1

Configuration	Numéro d'échantillon	Masse volumique par bois [kg/m^3]	Masse volumique moyenne [kg/m^3]
1-1-1	1	475	477
		480	
	2	450	467
		485	
	3	465	458
		452	
	4	470	465
		460	
	5	454	460
		467	

3.2. RESULTATS

3.2.1. Echantillon 1-1-1-1

La Figure 3-2 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des deux capteurs de type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. La courbe bleue présente donc le comportement d'un assemblage d'extrémité composé d'une plaque métallique.

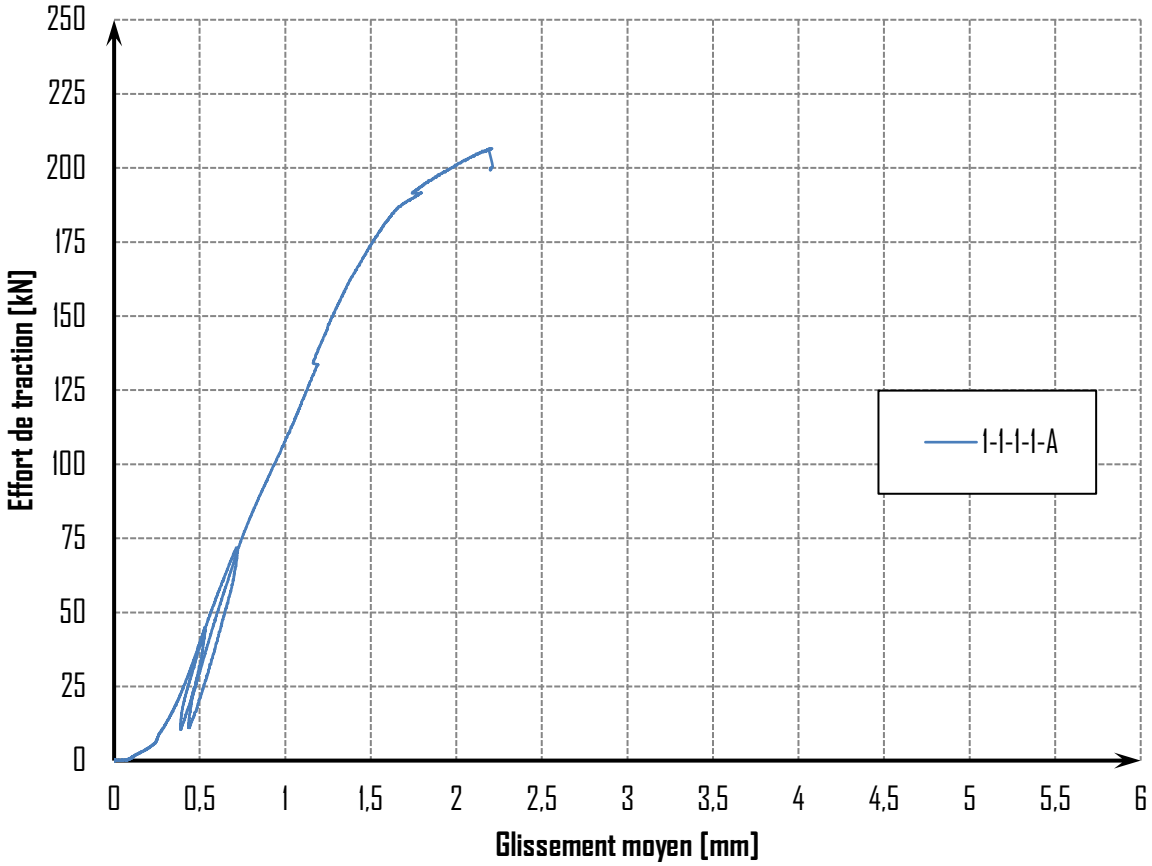
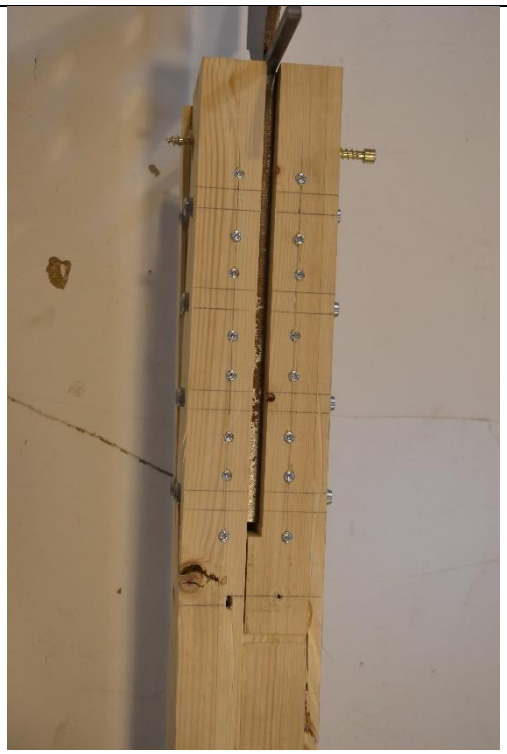


Figure 3-2 : Echantillon n°1 de la configuration 1-1-1

Le Tableau 3-2 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°1-1-1-1 où la rupture s'est produite.

Tableau 3-2 : Photo des 4 faces du côté de la rupture de l'échantillon 1-1-1-1

 (1)	 (3)
 (2)	 (4)

3.2.2. Echantillon 1-1-1-2

La Figure 3-3 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des deux capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé d'une plaque métallique.

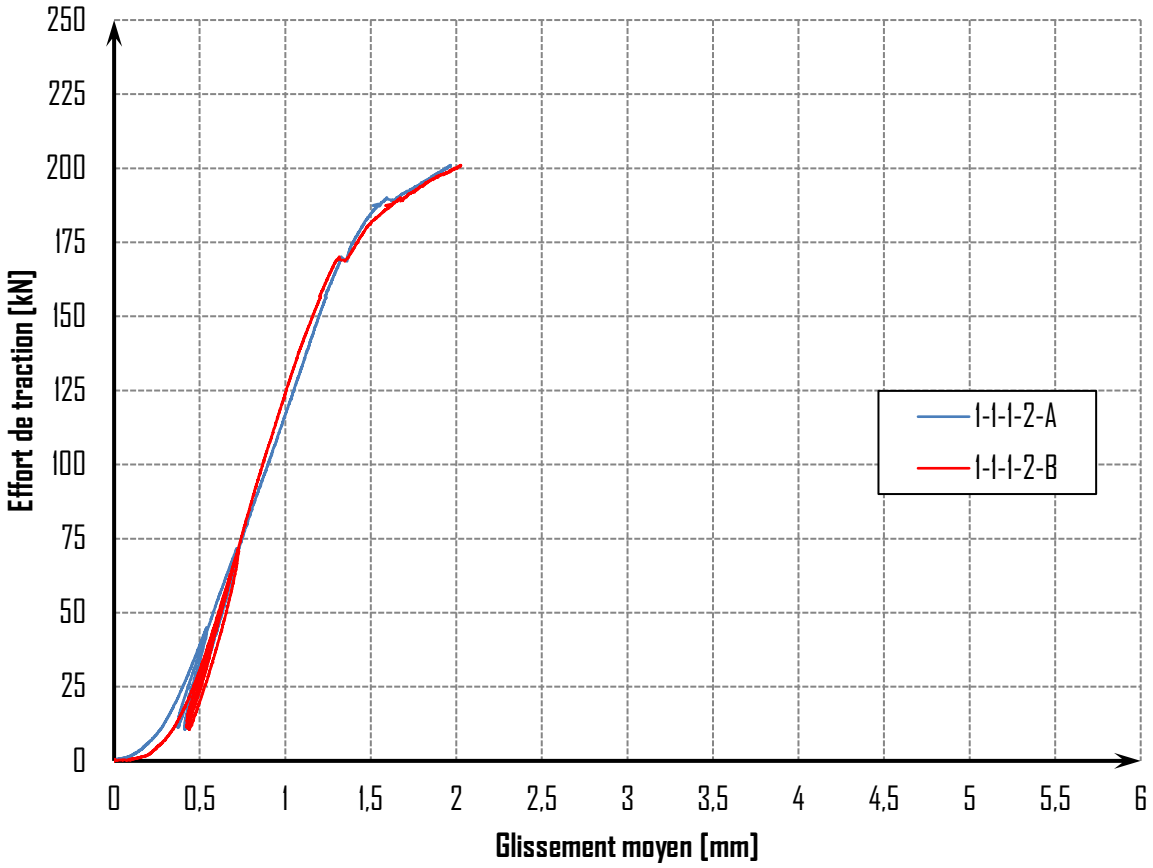
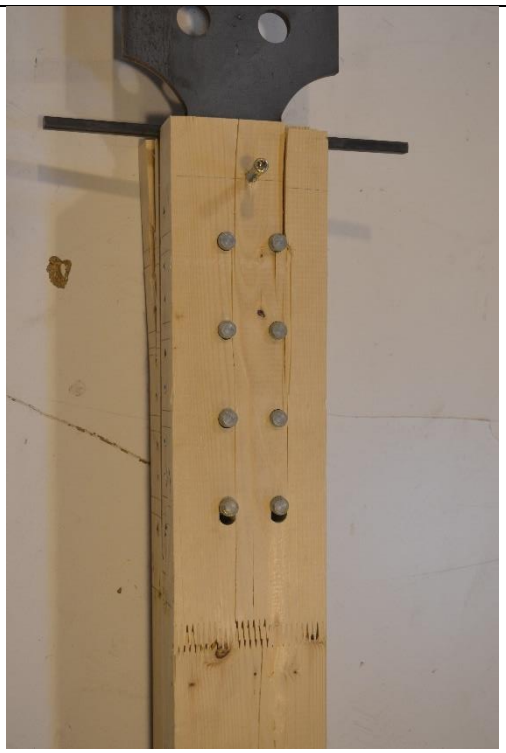
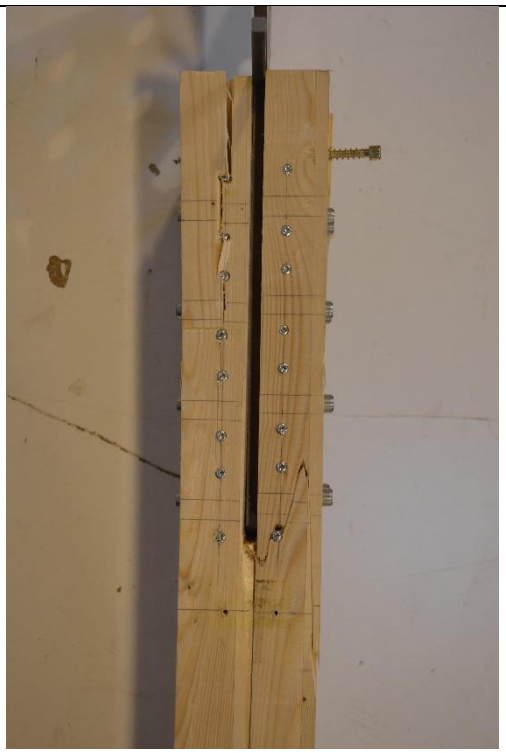


Figure 3-3 : Echantillon n°2 de la configuration 1-1-1

Le Tableau 3-3 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°1-1-1-2 où la rupture s'est produite.

Tableau 3-3 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 1-1-1-2

<table>
<tr>
<td>

(1)</td>
<td>
(3)</td>
</tr>
<tr>
<td>
(2)</td>
<td>
(4)</td>
</tr>
</table>

3.2.3. Echantillon 1-1-1-3

La Figure 3-4 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des deux capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé d'une plaque métallique.

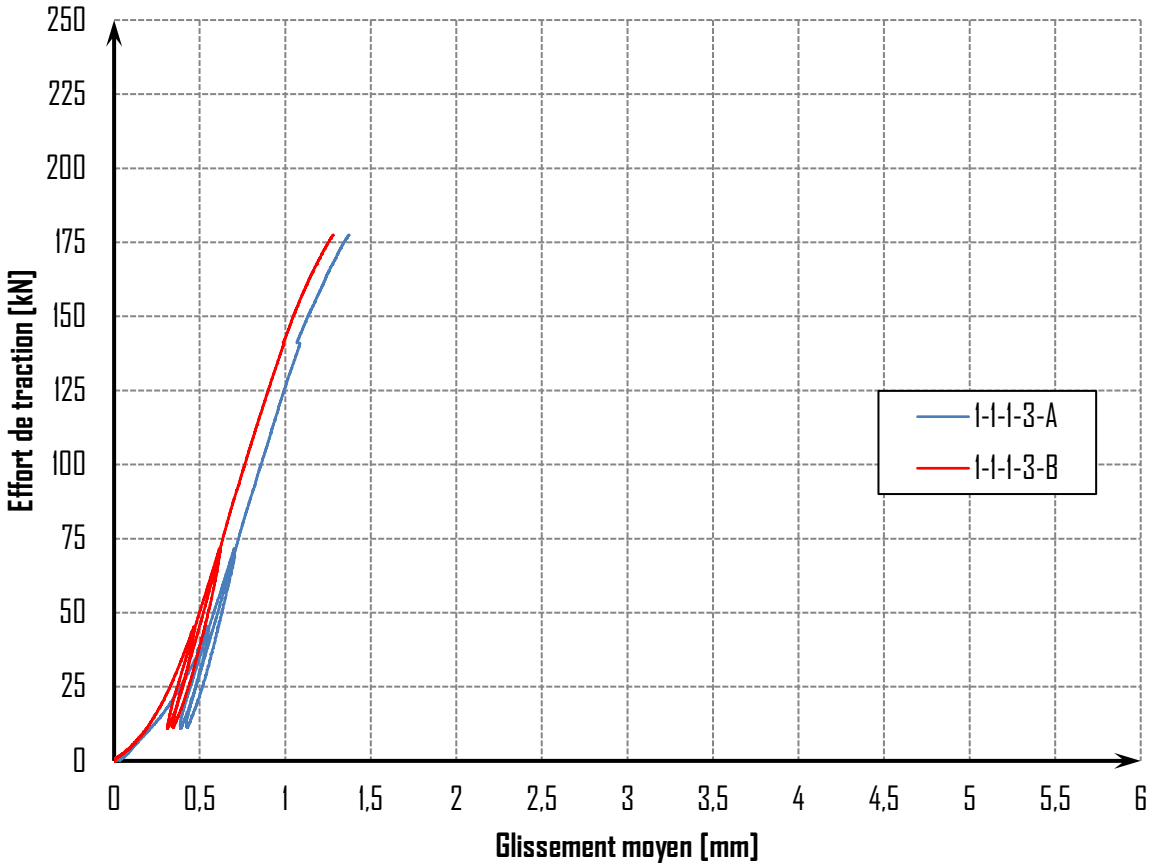
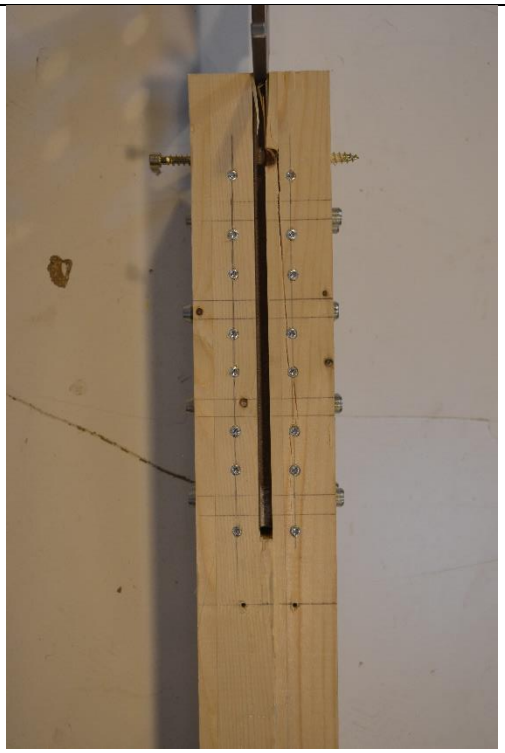
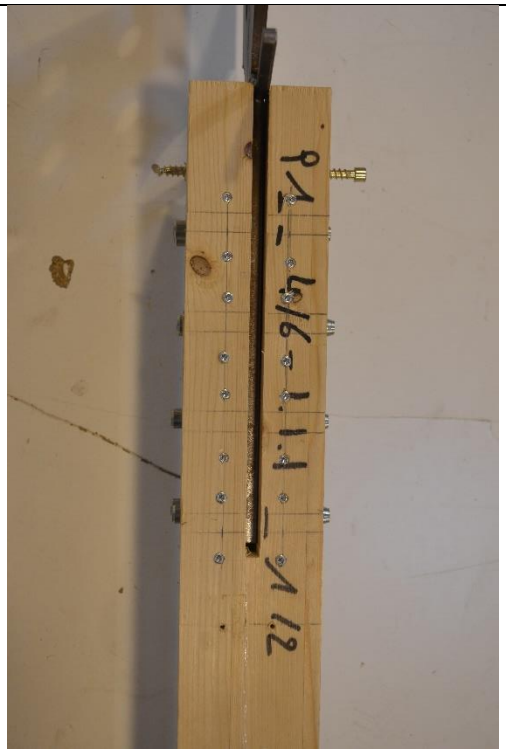


Figure 3-4 : Echantillon n°3 de la configuration 1-1-1

Le Tableau 3-4 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°1-1-1-3 où la rupture s'est produite.

Tableau 3-4 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 1-1-1-3

<table>
<tr>
<td>

(1)</td>
<td>
(3)</td>
</tr>
<tr>
<td>
(2)</td>
<td>
(4)</td>
</tr>
</table>

3.2.4. Echantillon 1-1-1-4

La Figure 3-5 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des deux capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé d'une plaque métallique.

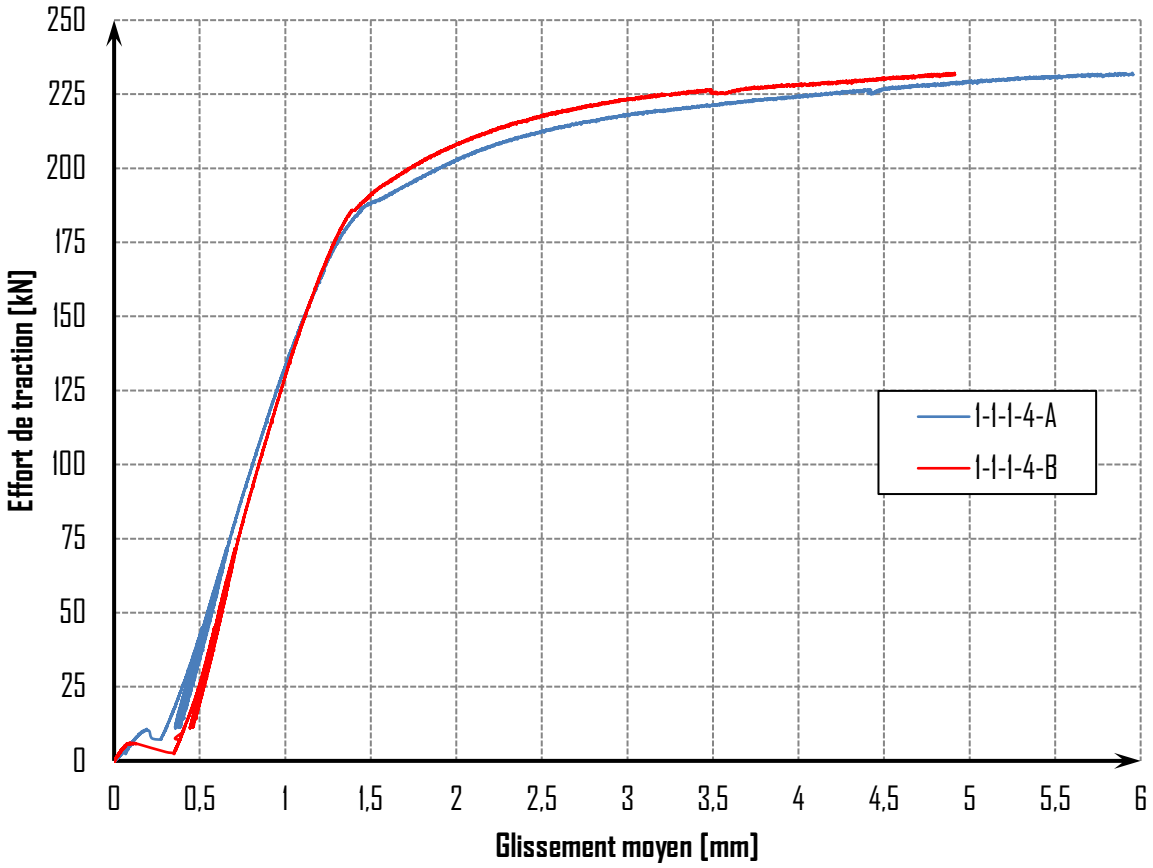
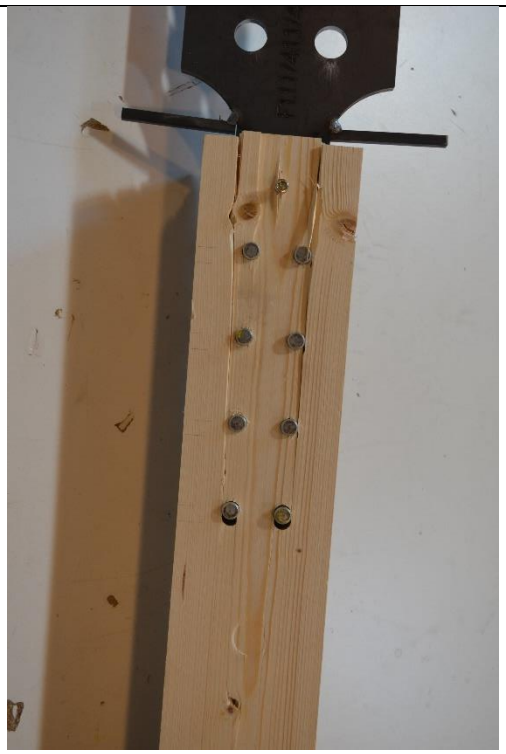


Figure 3-5 : Echantillon n°4 de la configuration 1-1-1

Le Tableau 3-5 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°1-1-1-4 où la rupture s'est produite.

Tableau 3-5 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 1-1-1-4

<table>
<tr>
<td>

(1)</td>
<td>
(3)</td>
</tr>
<tr>
<td>
(2)</td>
<td>
(4)</td>
</tr>
</table>

3.2.5. Echantillon 1-1-1-5

La Figure 3-6 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des deux capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé d'une plaque métallique.

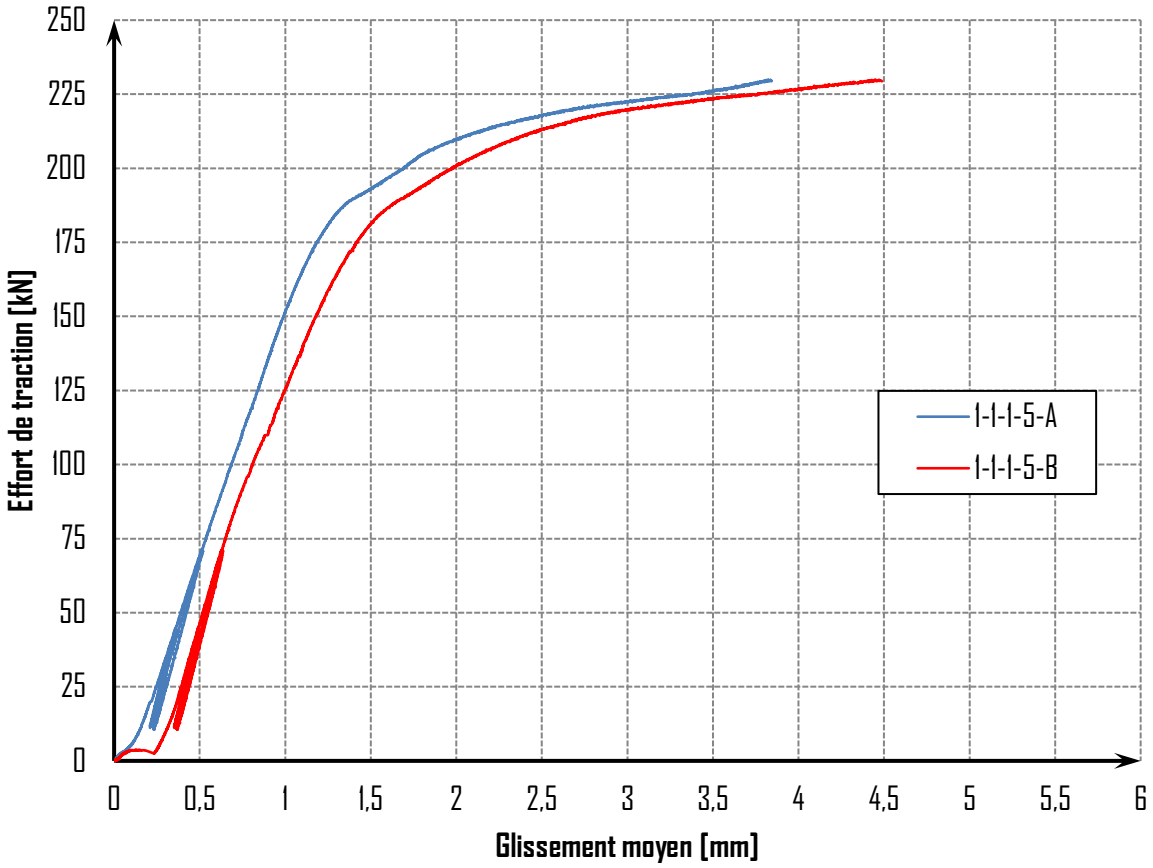
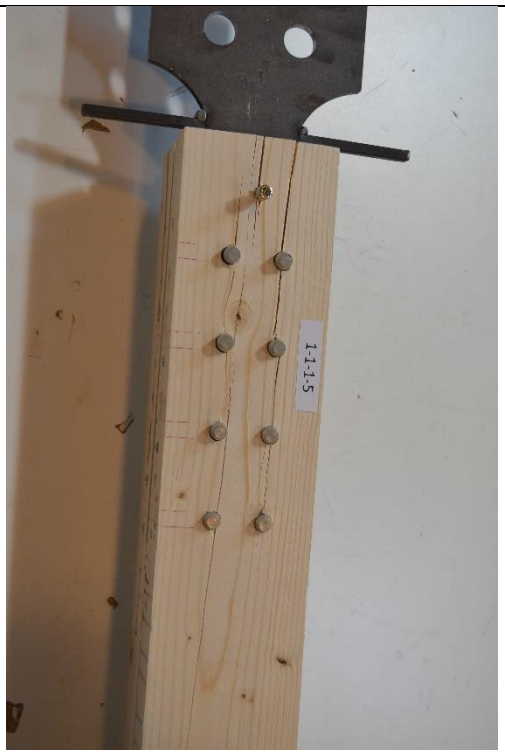


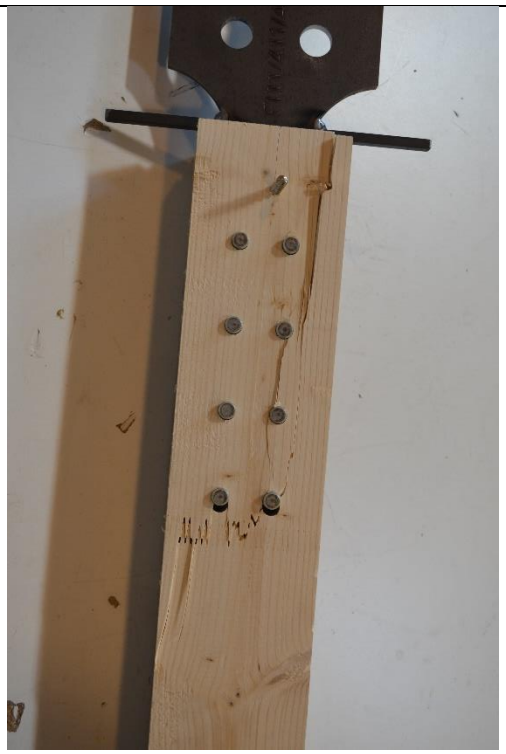
Figure 3-6 : Echantillon n°5 de la configuration 1-1-1

Le Tableau 3-6 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°1-1-1-5 où la rupture s'est produite.

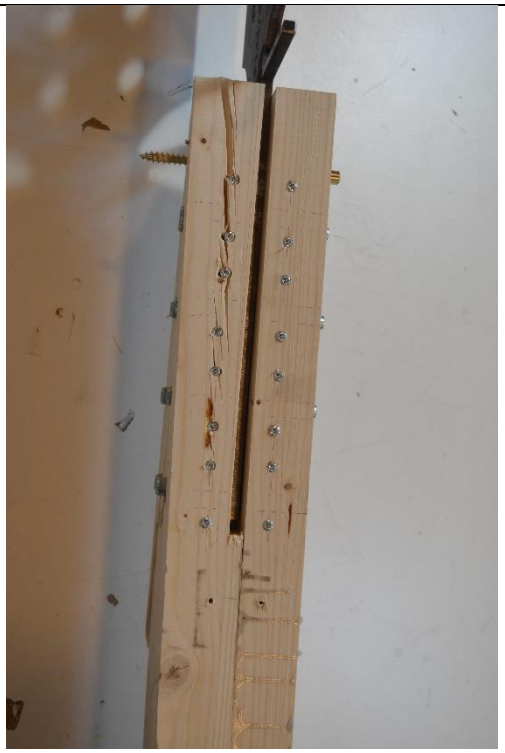
Tableau 3-6 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 1-1-1-5



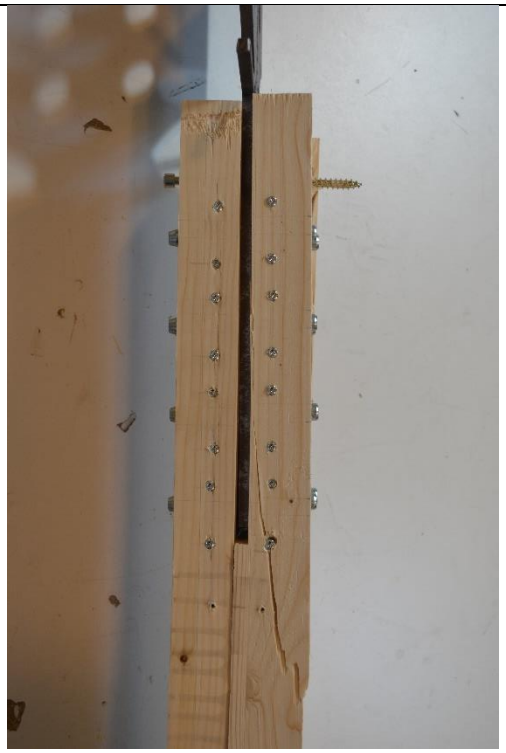
(1)



(3)



(2)



(4)

3.2.6. Synthèse

La Figure 3-7 présente les courbes de l'effort de traction dans les deux assemblages en fonction du glissement moyen obtenu à chaque extrémité des échantillons. Les résultats montrent un comportement semblable pour l'ensemble des assemblages. La Figure 3-8 présente un zoom des mêmes courbes pour un effort maximum de 50kN et un glissement de 1 mm maximum.

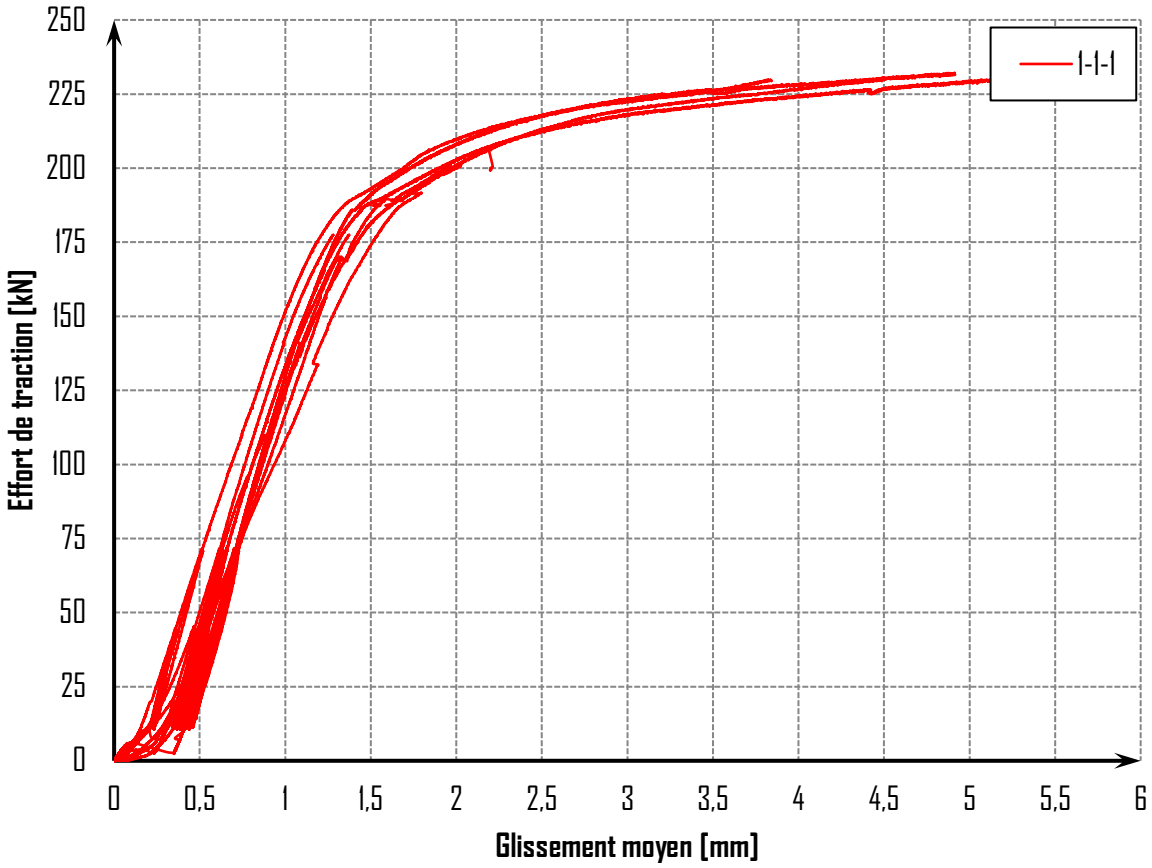


Figure 3-7 : Evolution de l'effort de traction en fonction du glissement moyen des échantillons de la configuration 1-1-1

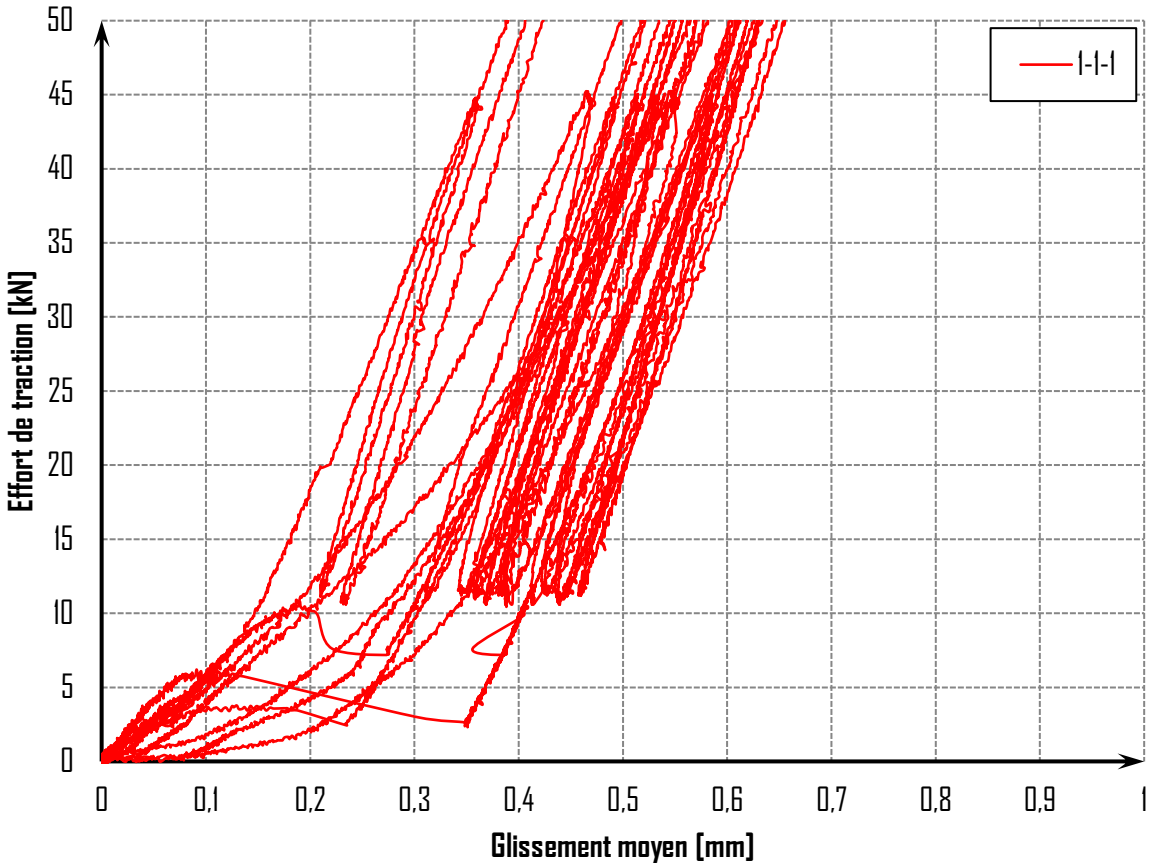


Figure 3-8 : Evolution de l'effort de traction en fonction du glissement moyen des échantillons de la configuration 1-1-1

Le Tableau 3-7 présente les valeurs des efforts de traction ainsi que les modes de rupture observés sur les faces 1 et 3 du côté de la rupture. Le

Tableau 3-8 présente les valeurs des raideurs d'assemblages définis selon le protocole d'essais rappelé dans ce présent document.

Tableau 3-7 : Résultats des efforts de traction [kN] ainsi que du mode rupture

Echantillon	Effort	Masse volumique	Type de rupture
1-1-1-1	206.6	477	L
			SN
1-1-1-2	200.8	467	L
			SN
1-1-1-3	176.7	458	SN
			SN
1-1-1-4	232.1	465	C
			C
1-1-1-5	229.9	460	L
			Fendage
Moyenne	209.23	465.8	
Maximum	232.09	477.5	
Minimum	176.71	458.5	
Ecart type	22.83	7.45	
COV	10.91%	1.60%	

Tableau 3-8 : Résultats des raideurs d'assemblage [kN/mm] et des jeux initiaux

Echantillon	K_{ser}	$K_{el,unload}$	$K_{el,reload}$	$K_{el,ELU,unload}$	$K_{el,ELU,reload}$	Jeu
1-1-1-1	145.86	294.6	197.6	217.0	187.1	0.23
1-1-1-2	146.45	212.2	171.6	203.0	181.3	0.23
	179.62	238.9	189.6	224.0	202.1	0.32
1-1-1-3	147.32	242.1	185.3	236.0	200.4	0.20
	163.38	280.7	193.0	242.2	207.1	0.16
1-1-1-4	179.92	224.3	198.5	223.7	208.5	0.26
	214.32	254.5	230.8	248.8	234.9	0.38
1-1-1-5	172.23	229.5	208.4	216.3	201.4	0.10
	191.34	247.6	230.6	229.2	222.6	0.26
Moyenne	**171.16**	**247.16**	**200.59**	**226.70**	**205.05**	**0.24**
Maximum	214.32	294.62	230.76	248.80	234.93	0.38
Minimum	145.86	212.23	171.60	203.04	181.33	0.10
Ecart type	23.18	26.40	19.82	14.14	16.37	0.08
COV	13.54%	10.68%	9.88%	6.24%	7.98%	33.89%

3.2.7. Analyse statistique

L'annexe D de la norme NF EN 1990 Partie D7 [3] fournie deux approches permettant de déterminer une propriété caractéristique d'un produit, dans le cas présent, l'effort de traction caractéristique. Il a été choisi que les données soient dépouillées en suivant une loi Log Normale, ce qui, comme le précise l'annexe D [3], présente l'avantage d'exclure les valeurs négatives.

La première approche suppose que le coefficient de variation (COV) Vx est inconnu tandis que la deuxième approche suppose que le COV est parfaitement connu.

Dans le tableau ci-dessous, les valeurs des efforts de traction à rupture d'un assemblage par échantillon sont présentées. A partir de ces valeurs, il est possible de déterminer une valeur caractéristique de l'effort de traction des assemblages à rupture conformément au dépouillement statistique de l'Annexe D de la norme NF EN 1990 [3]. Le coefficient de variation Vx étant supérieur à 10%, il est nécessaire de passer par une approche Vx inconnu.

Tableau 3-9 : Détermination de la valeur caractéristique de l'assemblage 1-1-1

Echantillon	mi	ln(mi)	(ln(mi)-moy)²	N essai	kn	sy	ks	mk
1-1-1-1	206.6	5.33	5.81E-05	5	Inconnu	11.17%	2.33	160.51
1-1-1-2	200.8	5.30	1.31E-03					
1-1-1-3	176.7	5.17	2.69E-02					
1-1-1-4	232.1	5.45	1.18E-02					
1-1-1-5	229.9	5.44	9.82E-03					
Moyenne	209.23	5.34						
Minimum	176.71							
Maximum	232.09							
Ecart type	22.83							
COV	10.91%							

A partir de ces hypothèses, il est possible de calculer la valeur caractéristique de l'effort de traction à rupture de l'assemblage de type 1-1-1 constitué des 8 broches selon l'équation suivante :

$$F_{t,Rk} = \exp\left(m_y - k_n \times 0,11\right) = \exp\left(5,34 - 2,33 \times 0,11\right) = 160,51kN$$

4. - CONFIGURATION 1-1-2

4.1. ECHANTILLON

Pour rappel, la configuration d'essai consiste en un test de traction d'une barre en bois lamellé-collé comportant à chaque extrémité un assemblage constitué de 8 broches de diamètre 12 mm, répartie en 2 files de 4 broches et d'une plaque métallique en âme. Le mode de rupture prévu des broches pour ce type d'assemblage est un mode 2, dont la note de calcul a imposé les épaisseurs de bois (t_1) à 78mm. L'assemblage a été renforcé par 16 vis de 6*120 plus une vis de fermeture afin d'éviter l'ouverture de l'assemblage. Une vue CAO est également présentée afin de visualiser la composition (cf. Figure 4-1).

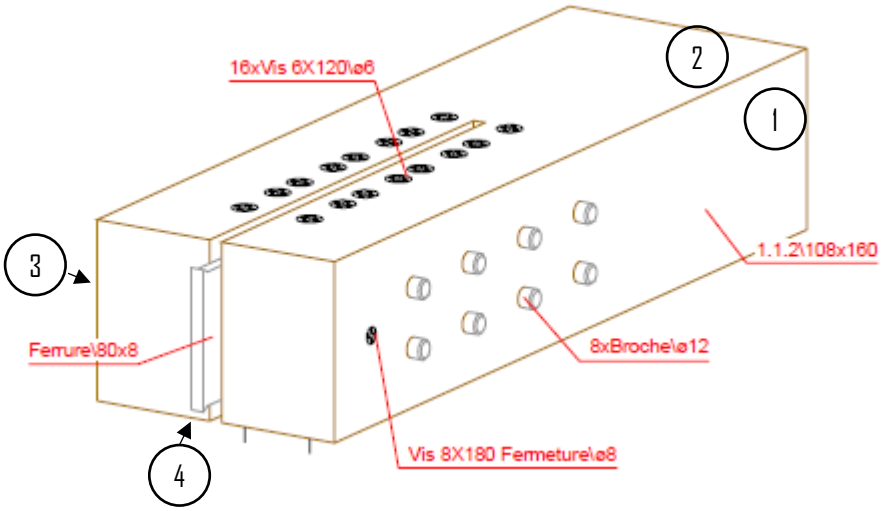


Figure 4-1 : Echantillon de la configuration 1-1-2

Le Tableau 4-1 présente la masse volumique par bois constituant un échantillon et la moyenne de la masse volumique de l'échantillon ramenée à 12% d'humidité.

Tableau 4-1 : Masse volumique des bois et de l'échantillon de la configuration 1-1-2

Configuration	Numéro d'échantillon	Masse volumique par bois [kg/m^3]	Masse volumique moyenne [kg/m^3]
1-1-2	1	471	490.5
		510	
	2	475	481
		487	
	3	463	455
		447	
	4	482	481
		480	
	5	475	465.5
		456	

4.2. RESULTATS

4.2.1. Echantillon 1-1-2-1

La Figure 4-2 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des deux capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé d'une plaque métallique.

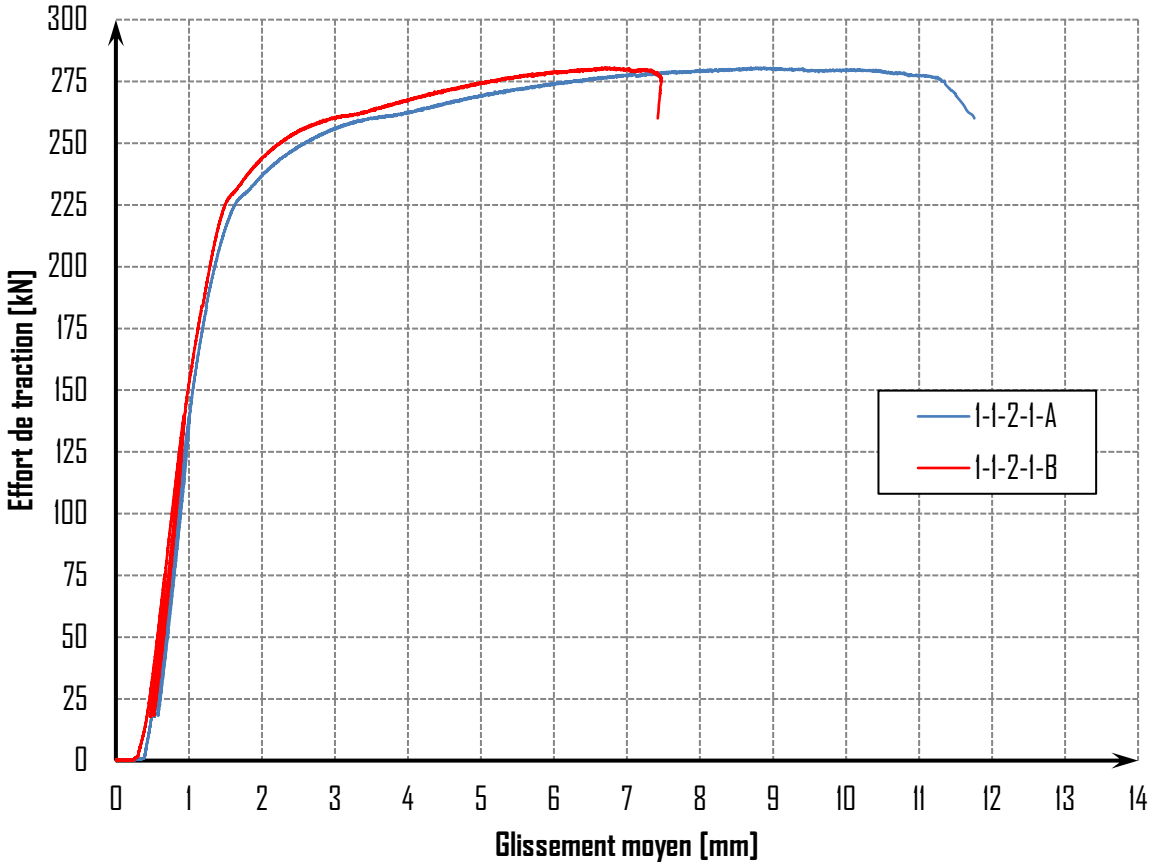


Figure 4-2 : Echantillon n°1 de la configuration 1-1-2

Le Tableau 4-2 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°I-I-2-I où la rupture s'est produite.

Tableau 4-2 : Photo des 4 faces du côté de la rupture I-I-2-I

<table>
<tr>
<td>

(1)</td>
<td>
(3)</td>
</tr>
<tr>
<td>
(2)</td>
<td>
(4)</td>
</tr>
</table>

4.2.2. Echantillon 1-1-2-2

La Figure 4-3 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des deux capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé d'une plaque métallique.

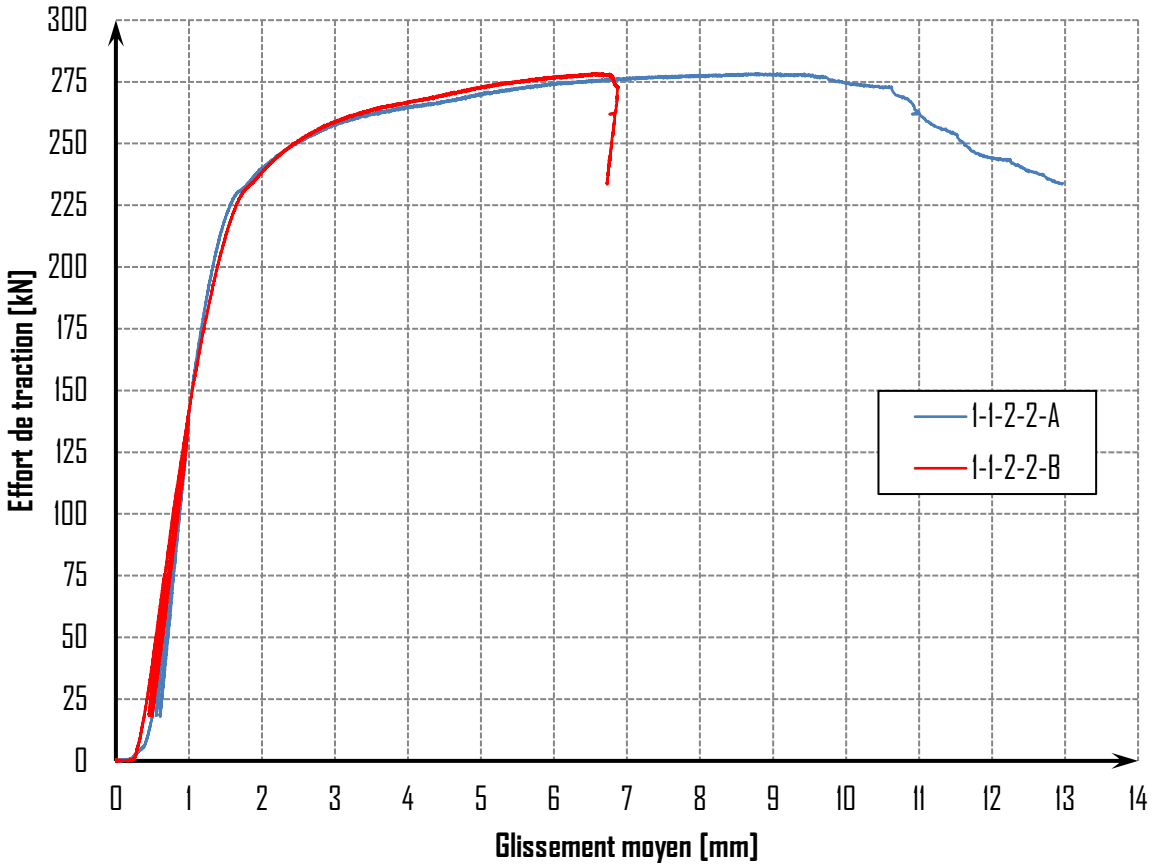
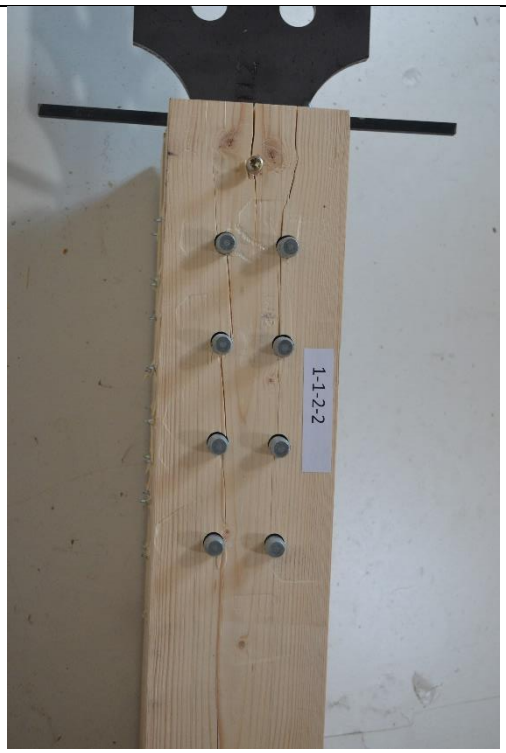
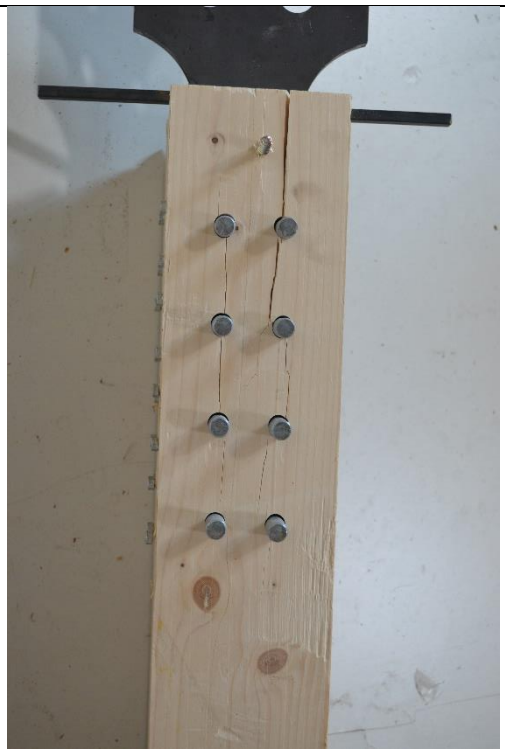
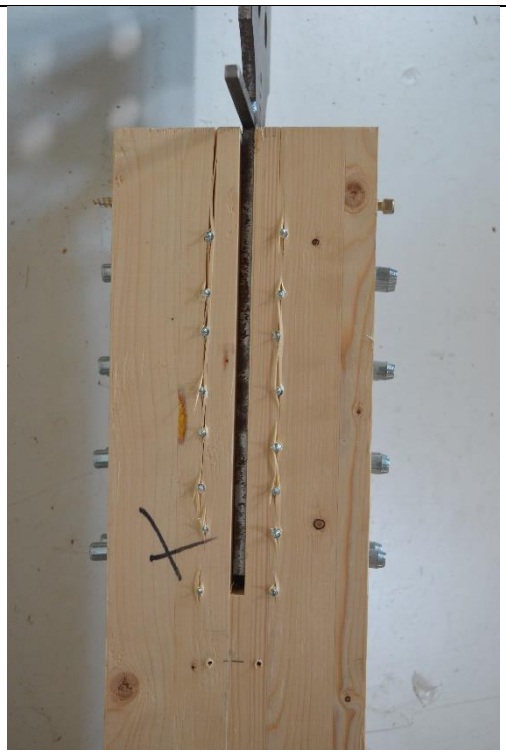
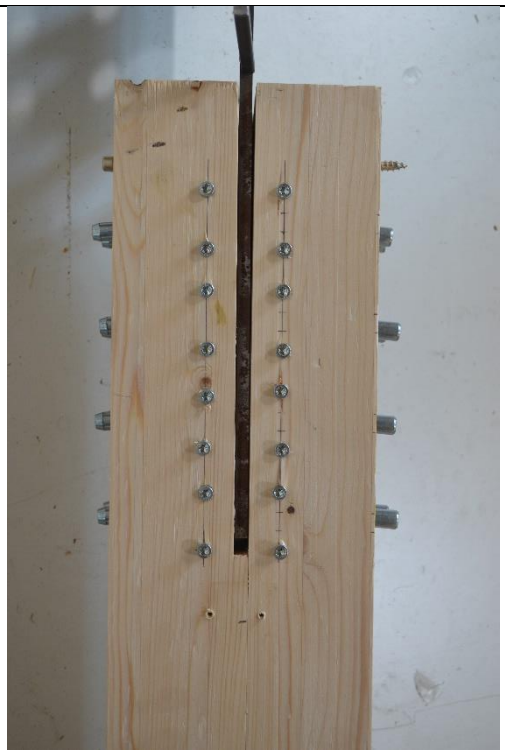


Figure 4-3 : Echantillon n°2 de la configuration 1-1-2

Le Tableau 4-3 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°1-1-2-2 où la rupture s'est produite.

Tableau 4-3 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 1-1-2-2

<table>
<tr>
<td>

(1)</td>
<td>
(3)</td>
</tr>
<tr>
<td>
(2)</td>
<td>
(4)</td>
</tr>
</table>

4.2.3. Echantillon 1-1-2-3

La Figure 4-4 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des deux capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé d'une plaque métallique.

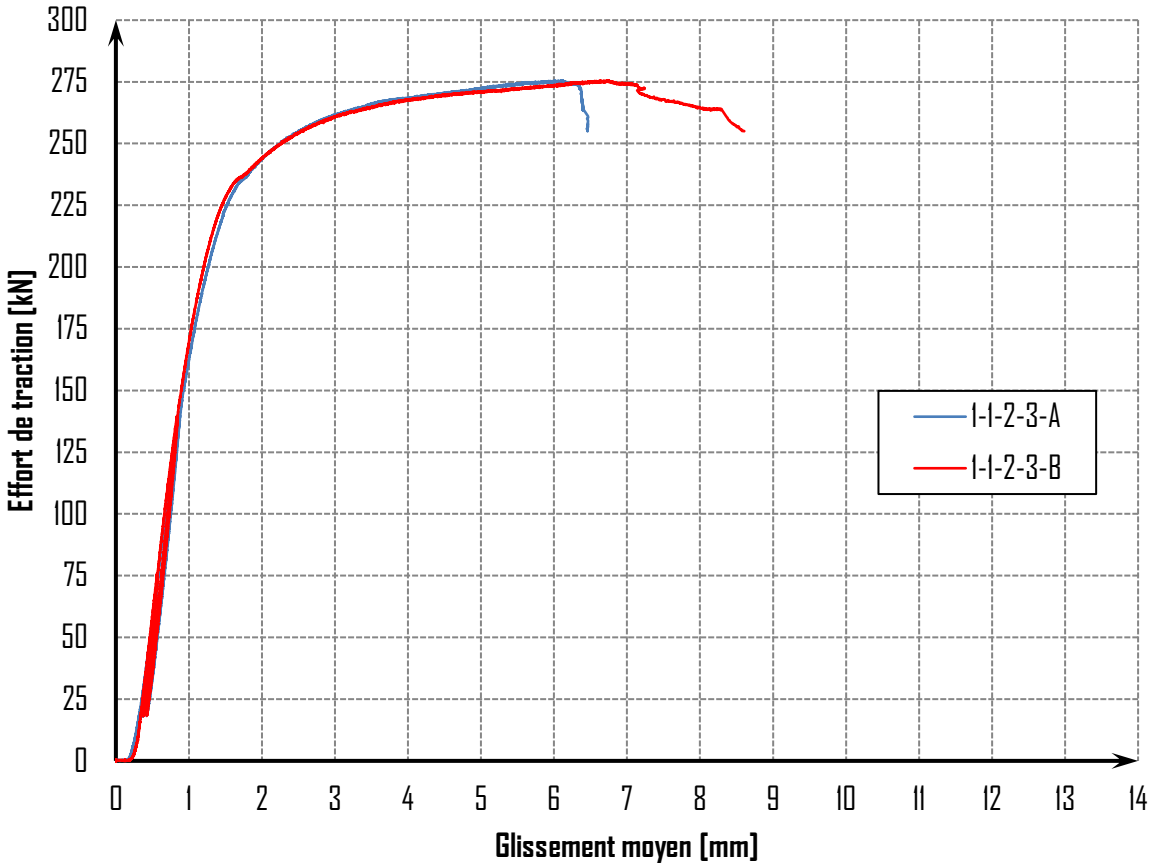
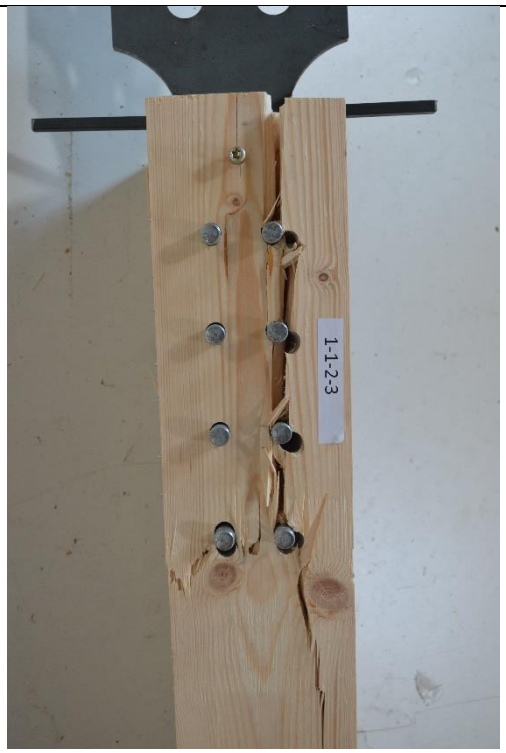
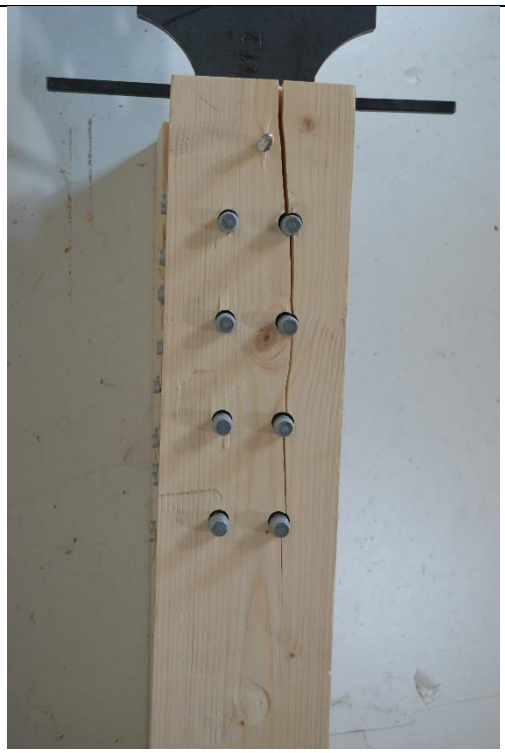
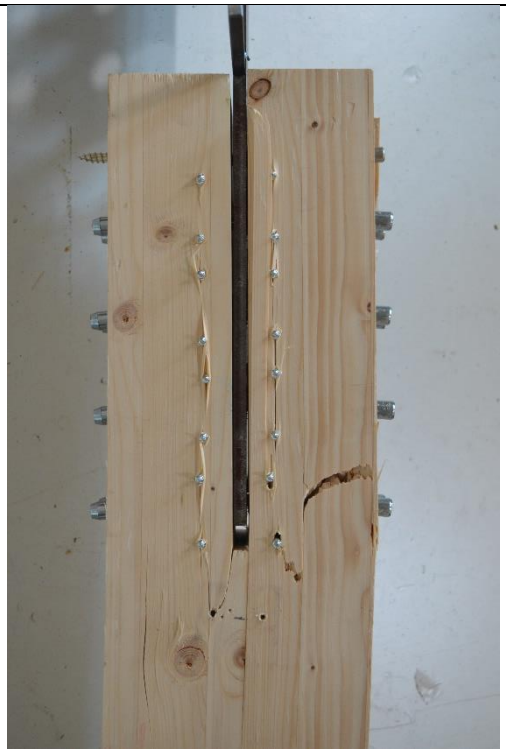
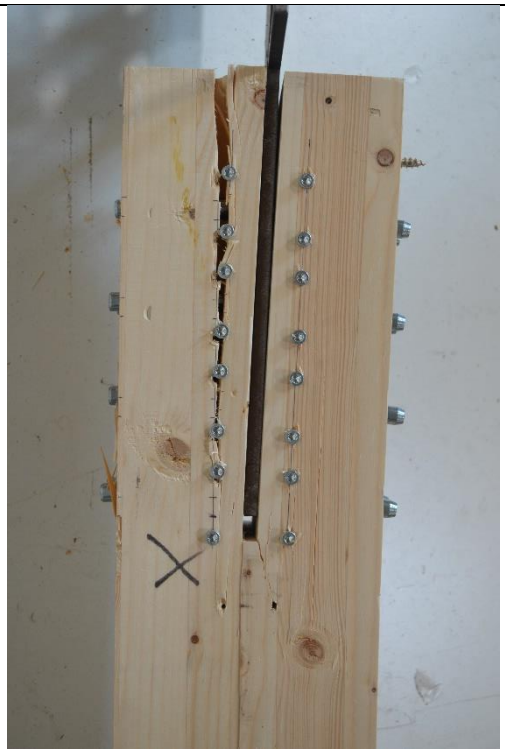


Figure 4-4 : Echantillon n°3 de la configuration 1-1-2

Le Tableau 4-4 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°1-1-2-3 où la rupture s'est produite.

Tableau 4-4 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 1-1-2-3

<table>
<tr>
<td>

(1)</td>
<td>
(3)</td>
</tr>
<tr>
<td>
(2)</td>
<td>
(4)</td>
</tr>
</table>

4.2.4. Echantillon 1-1-2-4

La Figure 4-5 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des deux capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé d'une plaque métallique.

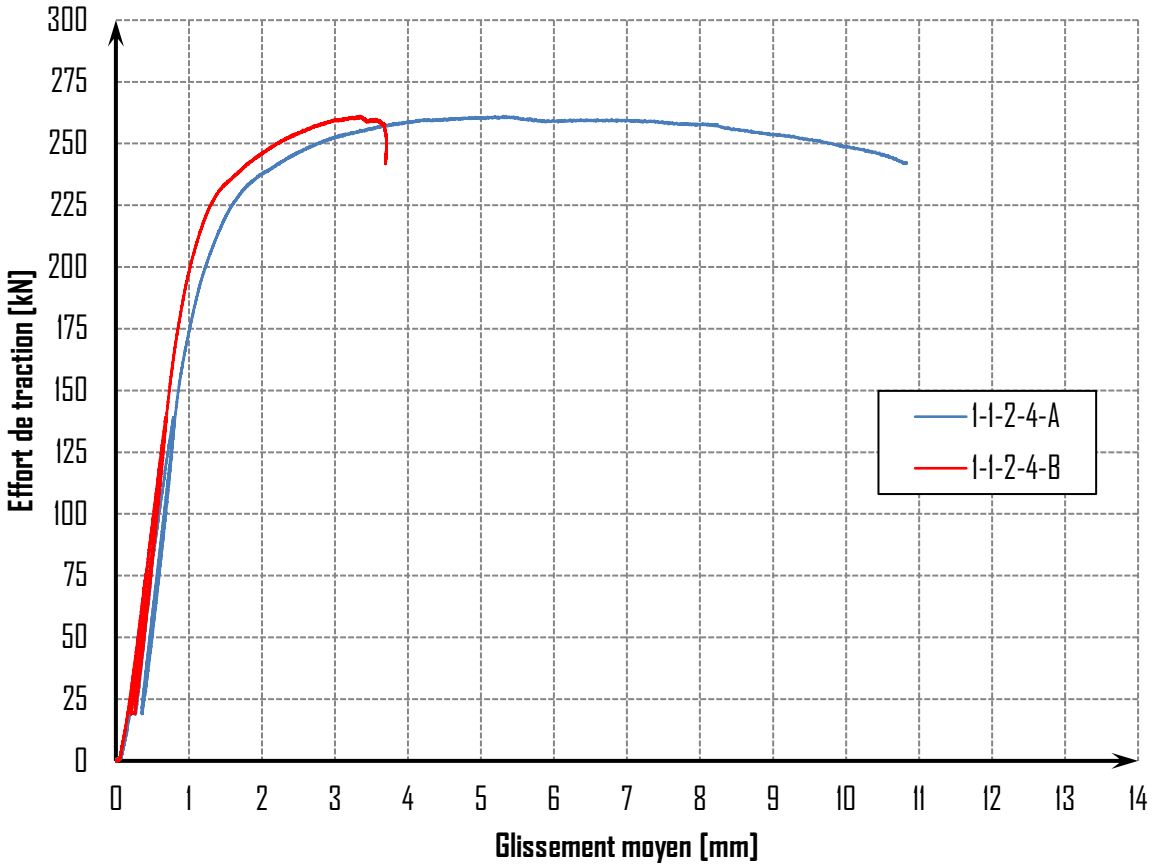


Figure 4-5 : Echantillon n°4 de la configuration 1-1-2

Le Tableau 4-5 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°1-1-2-4 où la rupture s'est produite.

Tableau 4-5 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 1-1-2-4



(1)



(3)



(2)



(4)

4.2.5. Echantillon 1-1-2-5

La Figure 4-6 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des deux capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé d'une plaque métallique.

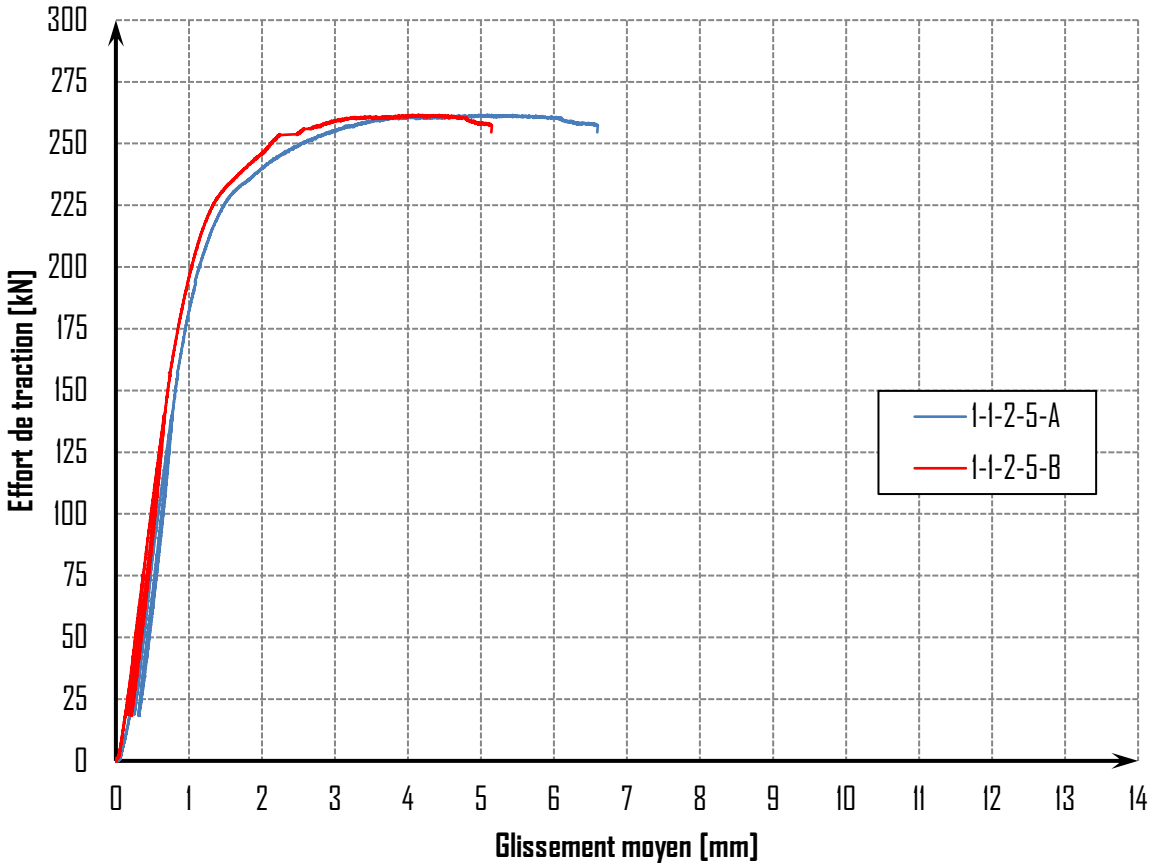
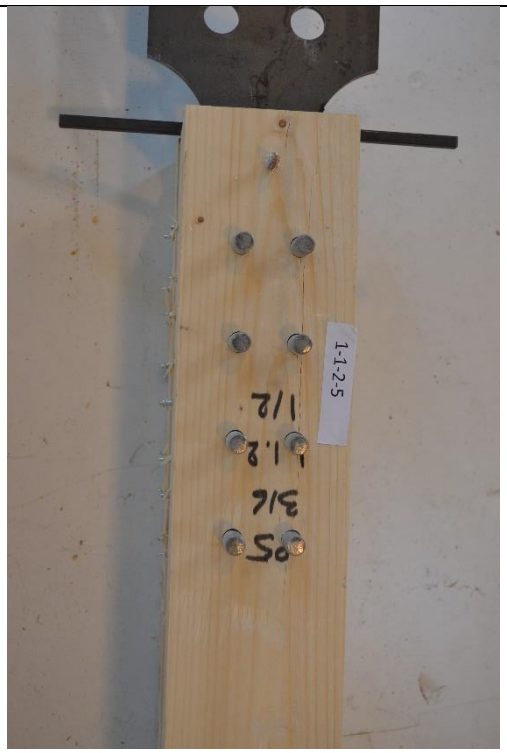
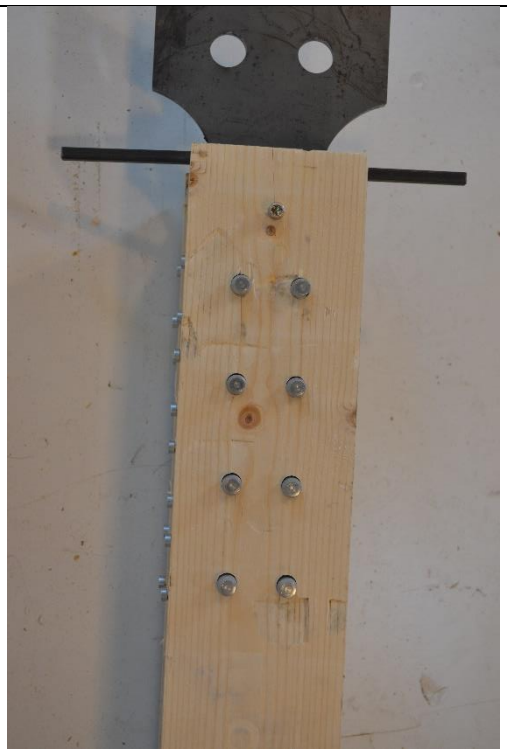
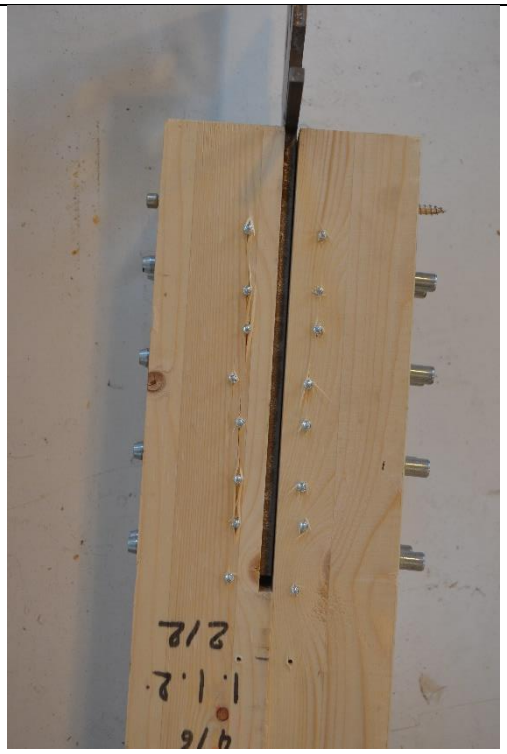


Figure 4-6 : Echantillon n°5 de la configuration 1-1-2

Le Tableau 4-6 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°1-1-2-5 où la rupture s'est produite.

Tableau 4-6 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 1-1-2-5

<table>
<tr>
<td>

(1)</td>
<td>
(3)</td>
</tr>
<tr>
<td>
(2)</td>
<td>
(4)</td>
</tr>
</table>

4.2.6. Synthèse

La Figure 4-7 présente les courbes de l'effort de traction dans les deux assemblages complets en fonction du glissement moyen obtenu à chaque extrémité de l'échantillon. Les résultats montrent un comportement semblable pour l'ensemble des échantillons. La Figure 4-8 présente un zoom des mêmes courbes pour un effort maximum de 100kN et un glissement de 1,1 mm maximum.

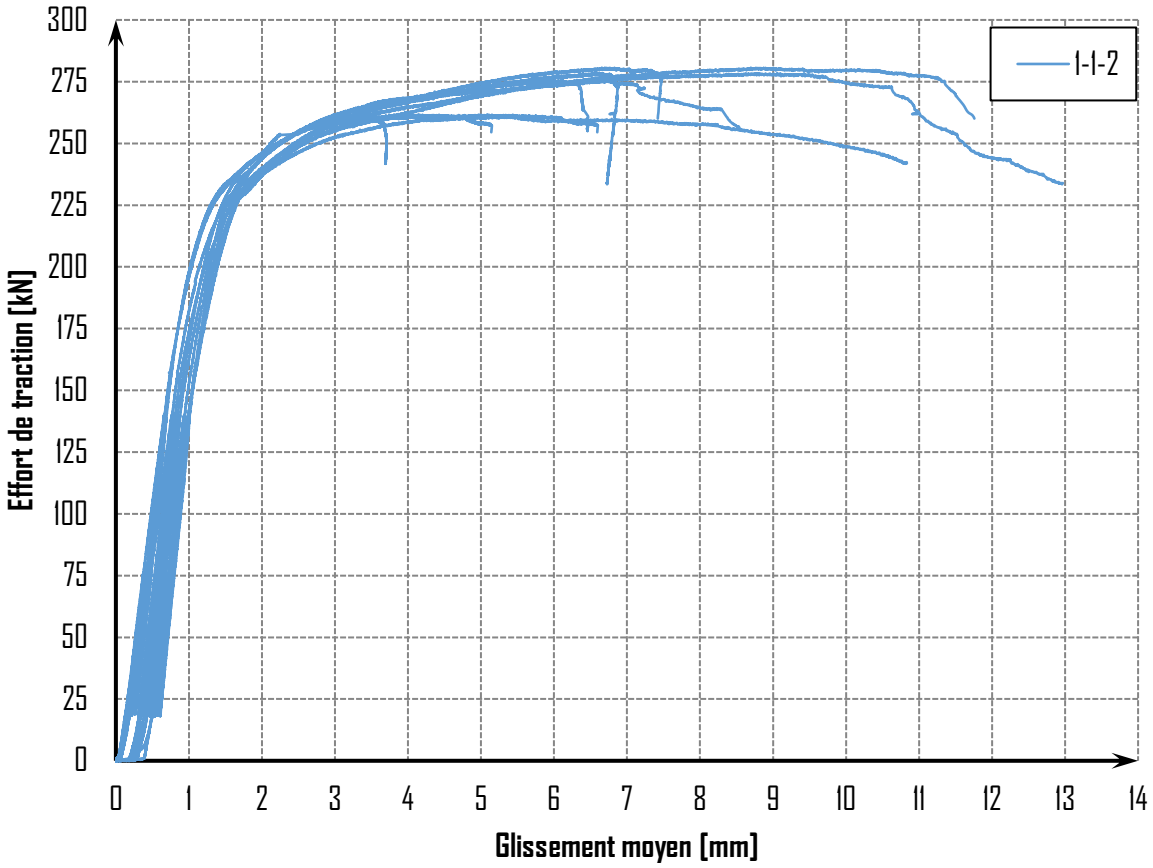


Figure 4-7 : Evolution de l'effort de traction en fonction du glissement moyen des échantillons de la configuration 1-1-2

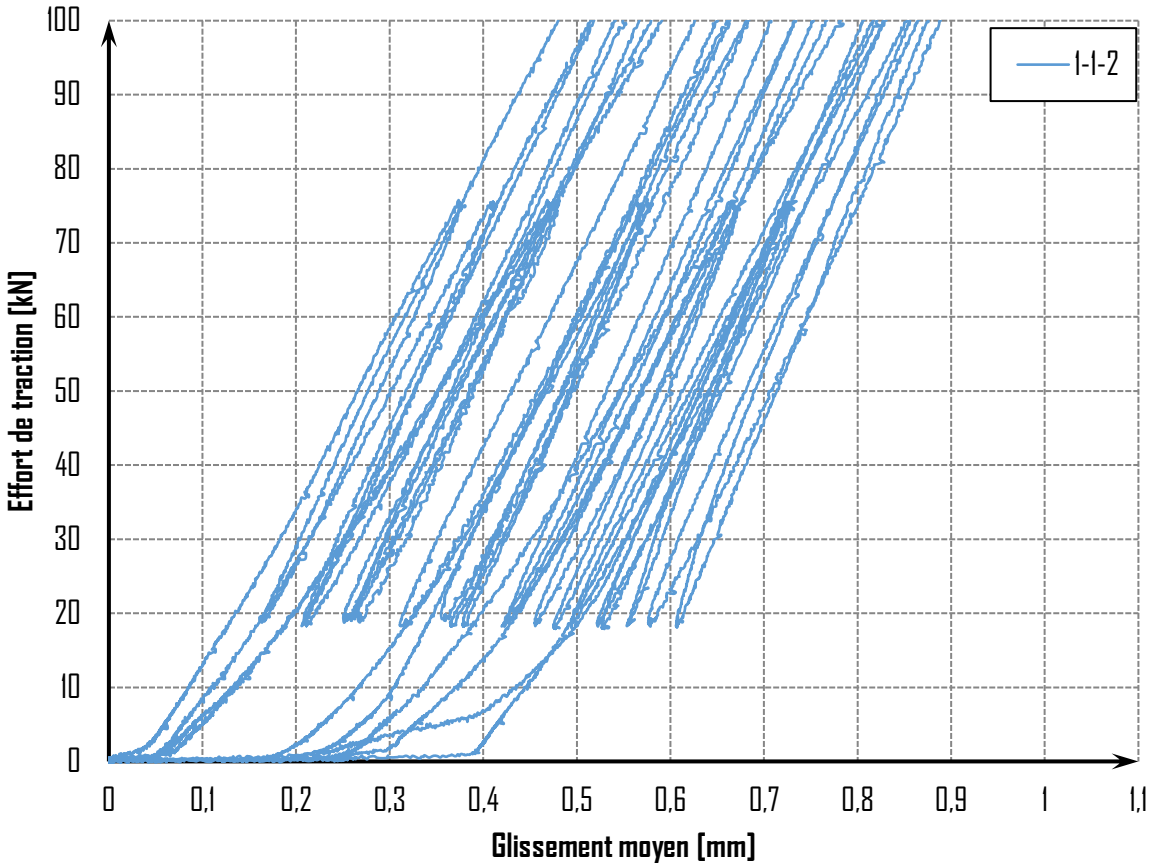


Figure 4-8 : Evolution de l'effort de traction en fonction du glissement moyen des échantillons de la configuration 1-1-2

Le Tableau 4-7 présente les valeurs des efforts de traction ainsi que les modes de rupture observés sur les faces 1 et 3 du côté de la rupture. Le

Tableau 4-8 présente les valeurs des raideurs d'assemblages définis selon le protocole d'essais rappelé dans ce présent document.

Tableau 4-7 : Résultats des efforts de traction [kN] ainsi que du mode rupture

Echantillon	Effort	Masse volumique	Type de rupture
1-1-2-1	280.6	490.5	CP (tef=45)
			Fendage
1-1-2-2	278.4	481	SNP/C (tef=30)
			Fendage
1-1-2-3	275.6	455	SNP/L (tef=18)
			SNP/L (tef=18)
1-1-2-4	261.1	481	CLP (tef=50)
			Fendage
1-1-2-5	261.7	465.5	CP (tef=45)
			CP (tef=45)
Moyenne	271.51	474.6	
Maximum	280.62	490.5	
Minimum	261.14	455	
Ecart type	9.37	14.16	
COV	3.45%	2.98%	

Tableau 4-8 : Résultats des raideurs d'assemblage [kN/mm] et des jeux initiaux

Echantillon	K_{ser}	$K_{el,unload}$	$K_{el,reload}$	$K_{el,ELU,unload}$	$K_{el,ELU,reload}$	Jeu
1-1-2-1	240.75	293.8	266.8	288.1	270.9	0.42
	246.78	318.1	286.6	304.2	287.5	0.36
1-1-2-2	259.54	338.0	300.3	307.6	295.0	0.44
	210.06	277.2	247.3	239.4	241.0	0.31
1-1-2-3	228.03	289.1	271.3	283.6	268.8	0.25
	250.58	313.2	287.9	298.9	285.9	0.27
1-1-2-4	205.87	269.4	249.4	276.9	255.9	0.11
	232.40	286.9	260.5	286.2	272.6	0.08
1-1-2-5	212.99	266.2	241.5	276.1	259.1	0.11
	233.91	275.3	256.1	276.7	261.6	0.05
Moyenne	**232.09**	**292.72**	**266.77**	**283.77**	**269.83**	**0.24**
Maximum	259.54	338.02	300.29	307.63	295.01	0.44
Minimum	205.87	266.16	241.49	239.44	240.97	0.05
Ecart type	18.09	23.47	19.60	19.33	16.41	0.14
COV	7.79%	8.02%	7.35%	6.81%	6.08%	59.92%

4.2.7. Analyse statistique

L'annexe D de la norme NF EN 1990 Partie D7 [3] fournie deux approches permettant de déterminer une propriété caractéristique d'un produit, dans le cas présent, l'effort de traction caractéristique. Il a été choisi que les données soient dépouillées en suivant une loi Log Normale, ce qui, comme le précise l'annexe D [3], présente l'avantage d'exclure les valeurs négatives.

La première approche suppose que le coefficient de variation (COV) Vx est inconnu tandis que la deuxième approche suppose que le COV est parfaitement connu.

Dans le tableau ci-dessous, les valeurs des efforts de traction à rupture de l'assemblage complet sont présentées. A partir de ces valeurs, il est possible de déterminer une valeur caractéristique de l'effort de traction des assemblages à rupture conformément au dépouillement statistique de l'Annexe D de la norme NF EN 1990 [3]. Le coefficient de variation Vx étant inférieur à 10%, il est nécessaire de passer par une approche Vx connu. Cependant, aucune analogie n'est possible.

Tableau 4-9 : Détermination de la valeur caractéristique de l'assemblage 1-1-2

Echantillon	mi	ln(mi)	(ln(mi)-moy)²	N essai	kn	sy	Analogie	sy cor	ks	mk
1-1-2-1	280.6	5.64	1.12E-03	5	Connu	3.45%	Non	10.00%	1.80	226.67
1-1-2-2	278.4	5.63	6.62E-04							
1-1-2-3	275.6	5.62	2.38E-04							
1-1-2-4	261.1	5.57	1.48E-03							
1-1-2-5	261.7	5.57	1.31E-03							
Moyenne	271.51	5.60								
Minimum	261.14									
Maximum	280.62									
Ecart type	9.37									
COV	3.45%									

A partir de ces hypothèses, il est possible de calculer la valeur caractéristique de l'effort de traction à rupture de l'assemblage de type 1-1-2 constitué des 8 broches selon l'équation suivante :

$$F_{t,Rk} = \exp\left(m_y - k_n \times 0,10\right) = \exp\left(5,60 - 1,8 \times 0,10\right) = 226,67kN$$

5. - CONFIGURATION 1-1-3

5.1. ECHANTILLON

Pour rappel, la configuration d'essai consiste en un test de traction d'une barre en bois lamellé-collé comportant à chaque extrémité un assemblage constitué de 8 broches de diamètre 12 mm, répartie en 2 files de 4 broches et d'une plaque métallique en âme. Le mode de rupture prévu des broches pour ce type d'assemblage est un mode 3, dont la note de calcul a imposé les épaisseurs de bois (t_1) à 113mm. L'assemblage a été renforcé par uniquement 8 vis de 8*120 au lieu des 16 vis prévues plus une vis de fermeture afin d'éviter l'ouverture de l'assemblage. Une vue CAO est également présentée afin de visualiser la composition (cf. Figure 5-1).

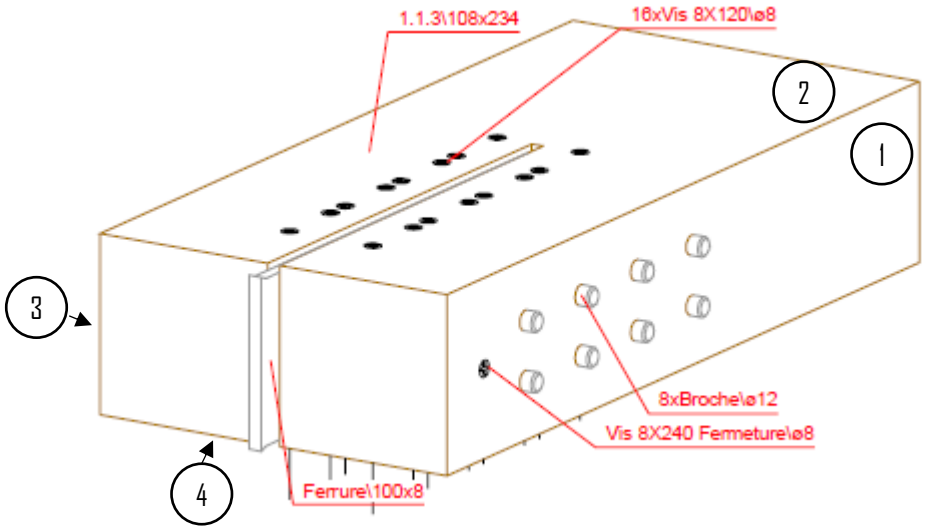


Figure 5-1 : Echantillon de la configuration 1-1-3

Le Tableau 5-1 présente la masse volumique chaque bois constituant un échantillon et la moyenne de la masse volumique de l'échantillon ramenée à 12% d'humidité.

Tableau 5-1 : Masse volumique des bois et de l'échantillon de la configuration 1-1-3

Configuration	Numéro d'échantillon	Masse volumique par bois [kg/m^3]	Masse volumique moyenne [kg/m^3]
1-1-3	1	447	452
		456	
	2	480	466
		452	
	3	450	455
		460	
	4	444	440
		436	
	5	449	438
		427	

5.2. RESULTATS

5.2.1. Echantillon 1-1-3-1

La Figure 5-2 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des deux capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé d'une plaque métallique.

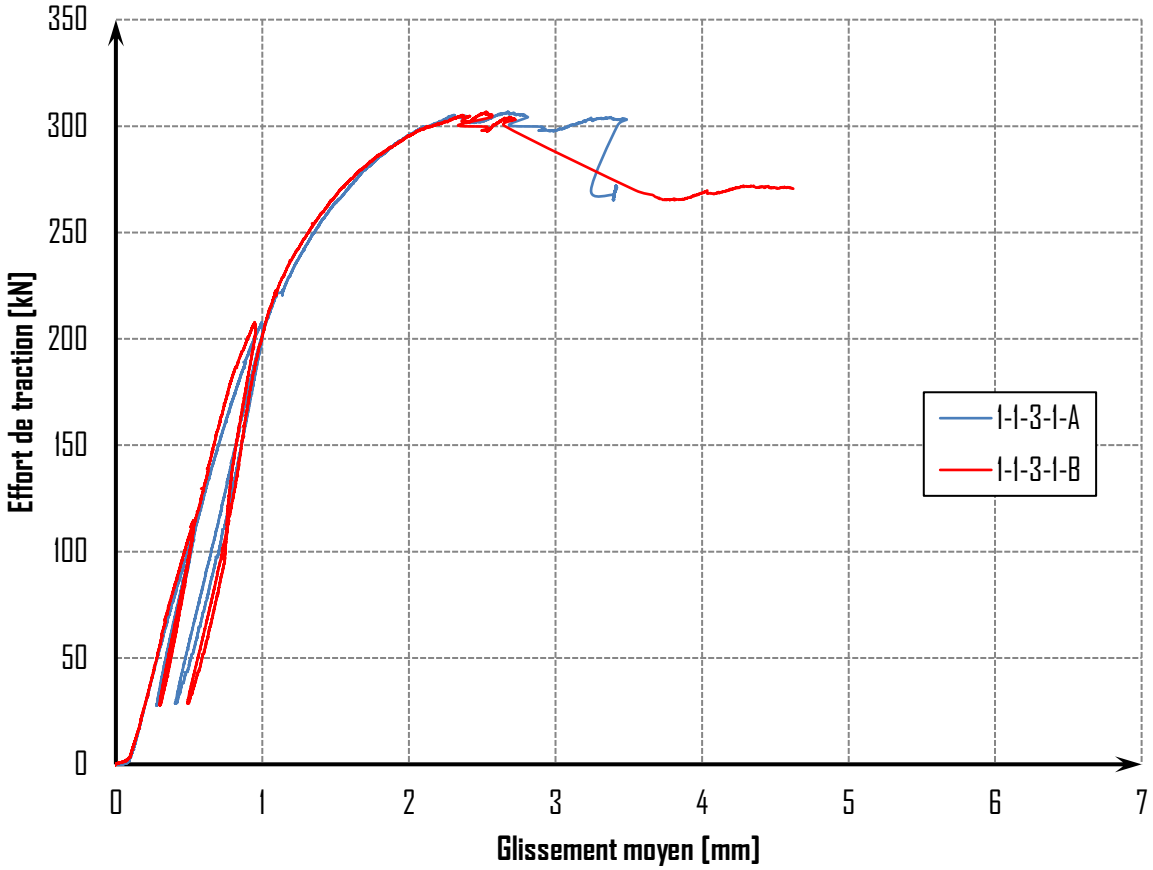


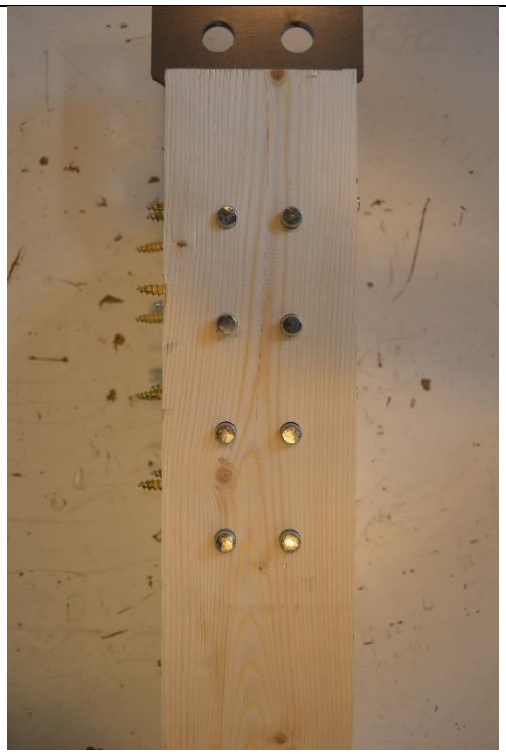
Figure 5-2 : Echantillon n°1 de la configuration 1-1-3

Le Tableau 5-2 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°1-1-3-1 où la rupture s'est produite.

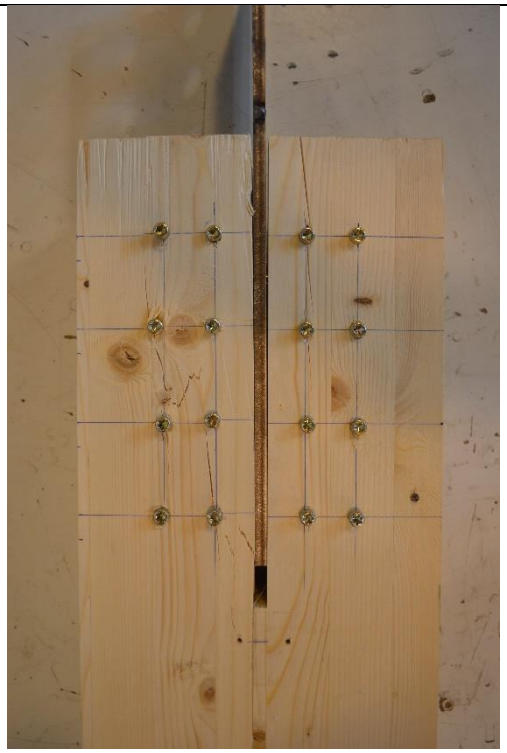
Tableau 5-2 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 1-1-3-1



(1)



(3)



(2)



(4)

5.2.2. Echantillon 1-1-3-2

La Figure 5-3 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des deux capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé d'une plaque métallique.

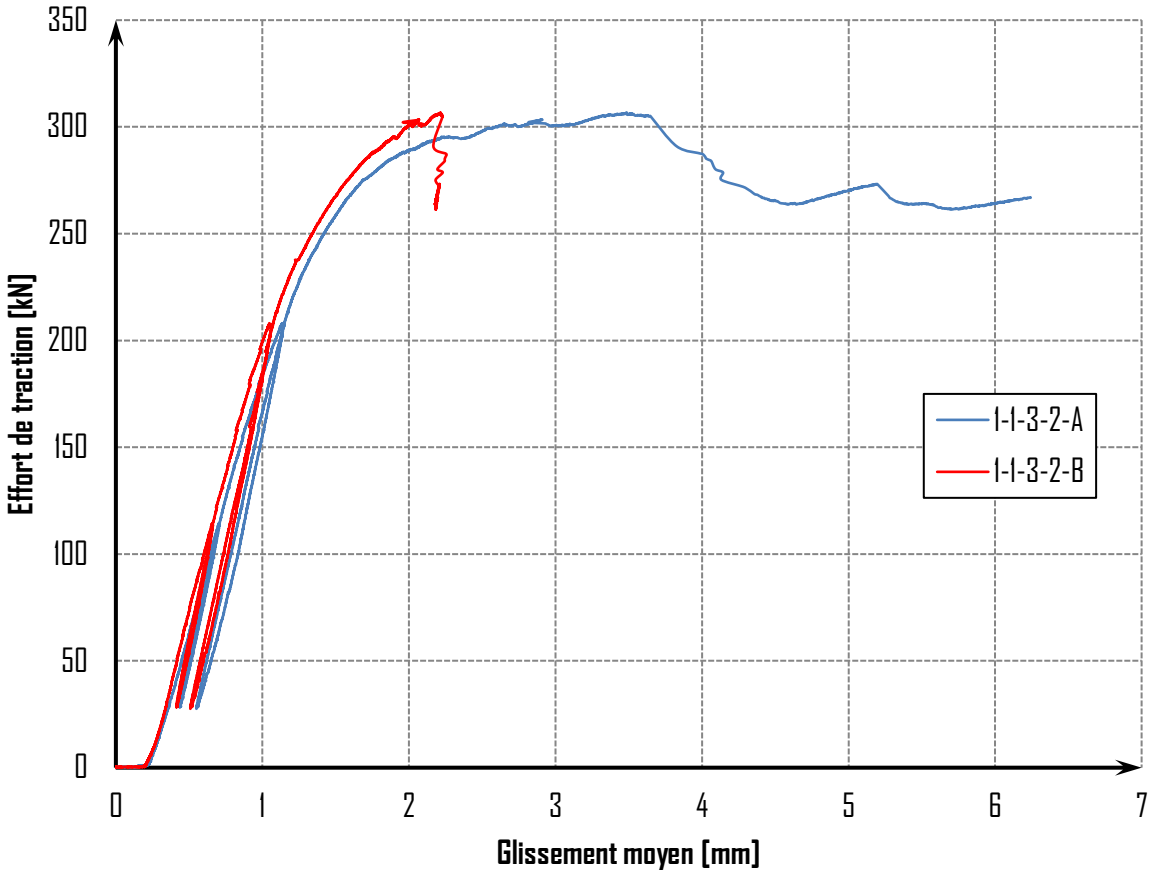
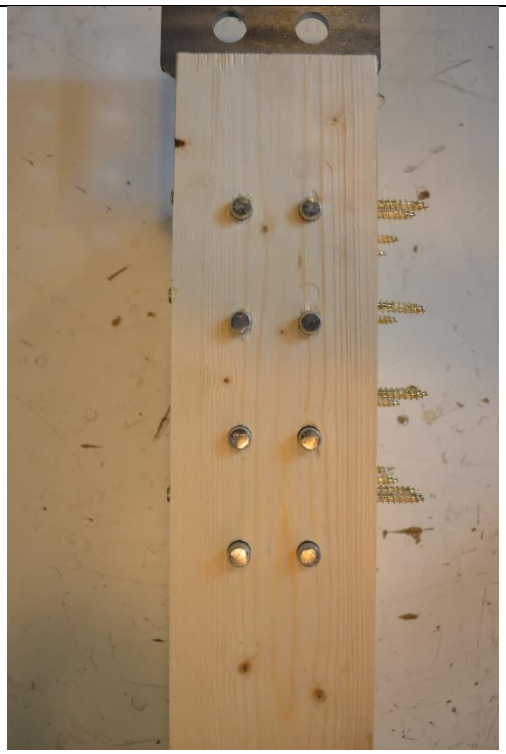
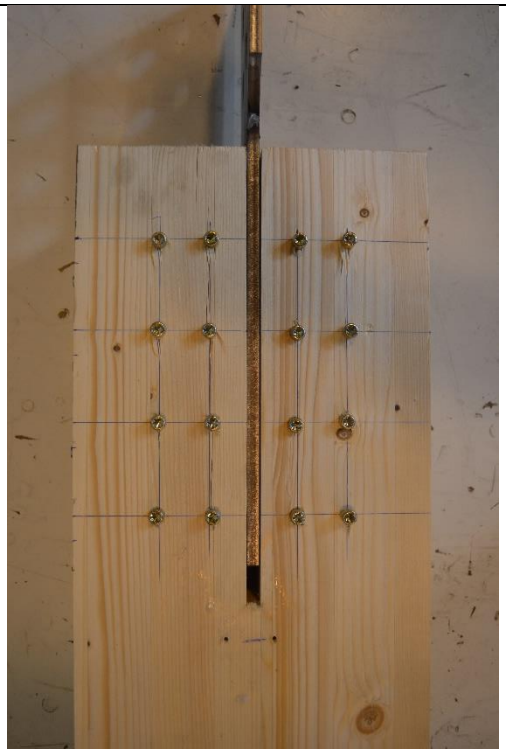


Figure 5-3 : Echantillon n°2 de la configuration 1-1-3

Le Tableau 5-3 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°1-1-3-2 où la rupture s'est produite.

Tableau 5-3 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 1-1-3-2

<table>
<tr>
<td>

(1)</td>
<td>
(3)</td>
</tr>
<tr>
<td>
(2)</td>
<td>
(4)</td>
</tr>
</table>

5.2.3. Echantillon 1-1-3-3

La Figure 5-4 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des deux capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé d'une plaque métallique.

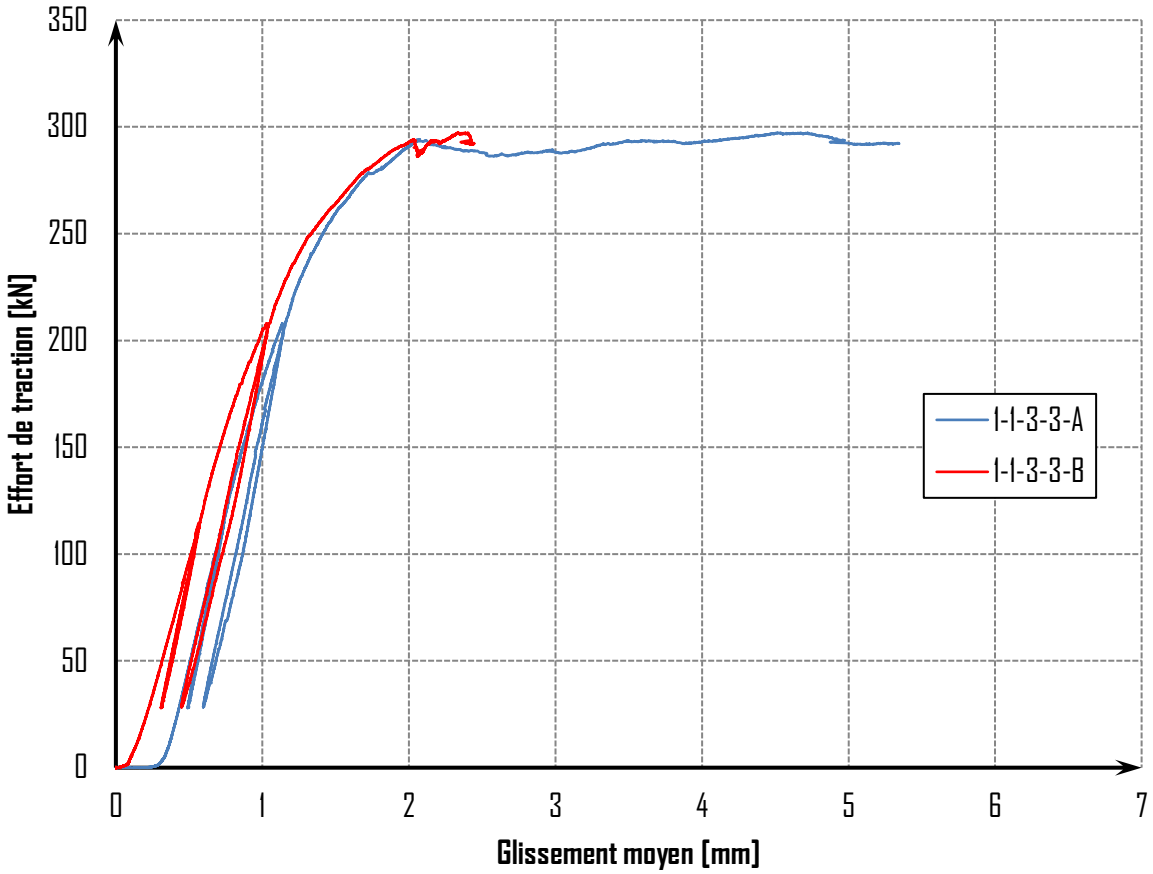


Figure 5-4 : Echantillon n°3 de la configuration 1-1-3

Le Tableau 5-4 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°1-1-3-3 où la rupture s'est produite.

Tableau 5-4 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 1-1-3-3

<table>
<tr>
<td>

(1)</td>
<td>
(3)</td>
</tr>
<tr>
<td>
(2)</td>
<td>
(4)</td>
</tr>
</table>

5.2.4. Echantillon 1-1-3-4

La Figure 5-5 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des deux capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé d'une plaque métallique.

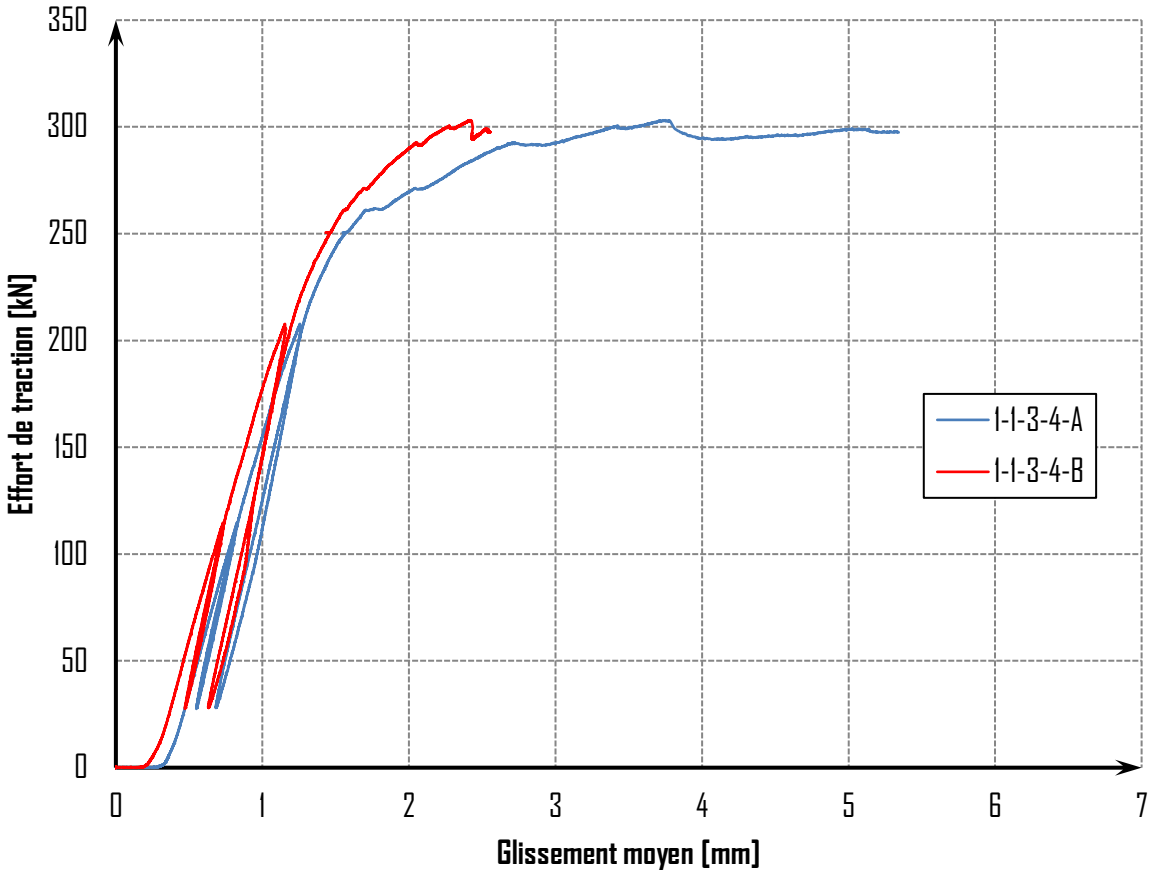


Figure 5-5 : Echantillon n°4 de la configuration 1-1-3

Le Tableau 5-5 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°I-I-3-4 où la rupture s'est produite.

Tableau 5-5 : Photo des 4 faces du côté de la rupture I-I-3-4

<table>
<tr>
<td>

(1)</td>
<td>
(3)</td>
</tr>
<tr>
<td>
(2)</td>
<td>
(4)</td>
</tr>
</table>

5.2.5. Echantillon 1-1-3-5

La Figure 5-6 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des deux capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé d'une plaque métallique.

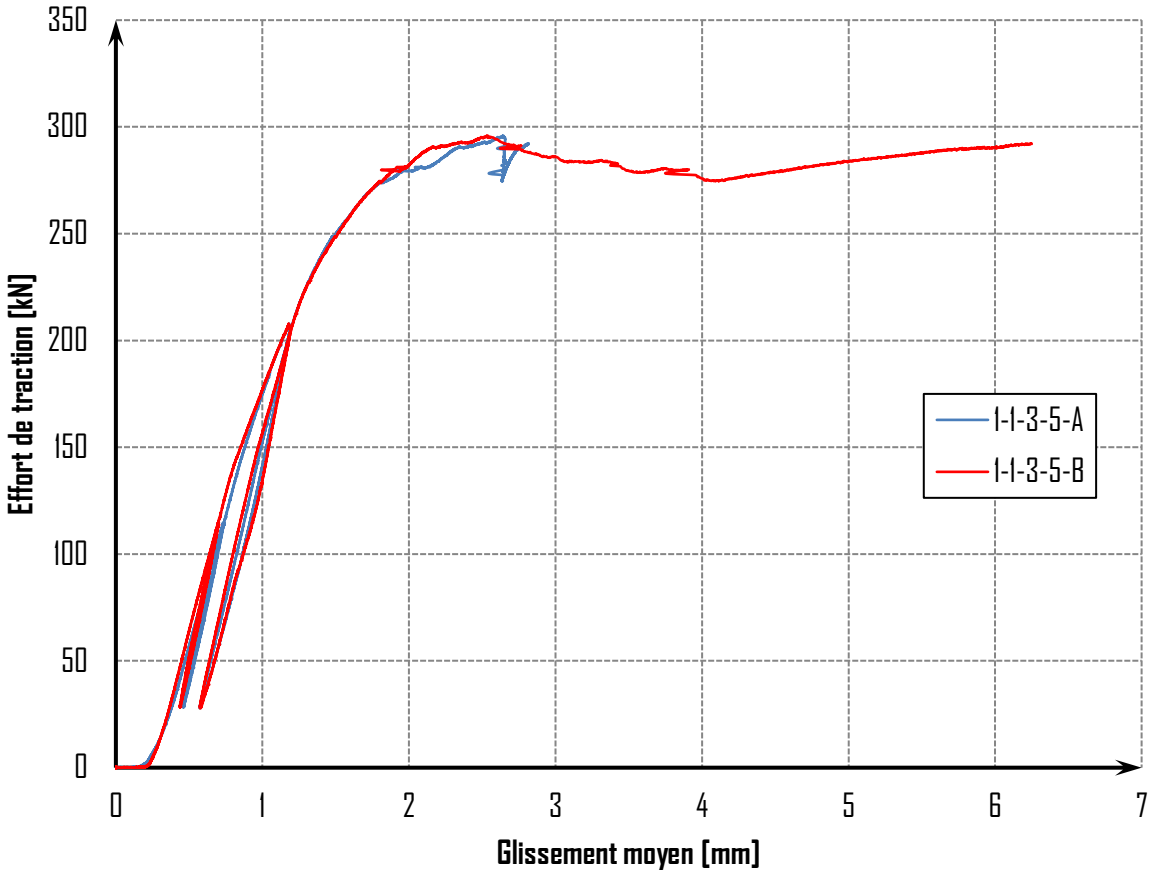


Figure 5-6 : Echantillon n°5 de la configuration 1-1-3

Le Tableau 5-6 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°1-1-3-5 où la rupture s'est produite.

Tableau 5-6 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 1-1-3-5



(1)



(3)



(2)



(4)

5.2.6. Synthèse

La Figure 5-7 présente les courbes de l'effort de traction dans les deux assemblages complets en fonction du glissement moyen obtenu à chaque extrémité de l'échantillon. Les résultats montrent un comportement semblable pour l'ensemble des échantillons. La Figure 5-8 présente un zoom des mêmes courbes pour un effort maximum de 50kN et un glissement de 1 mm maximum.

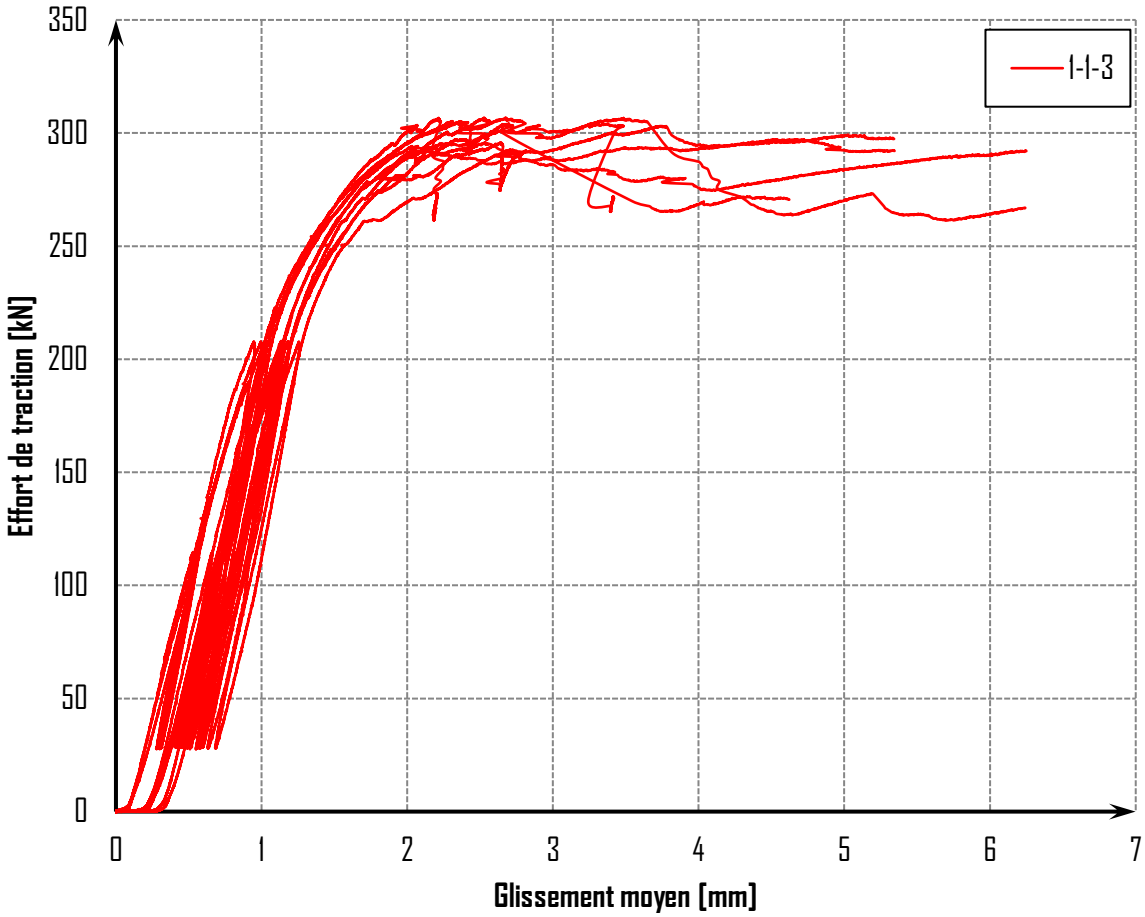


Figure 5-7 : Evolution de l'effort de traction en fonction du glissement moyen des échantillons de la configuration 1-1-3

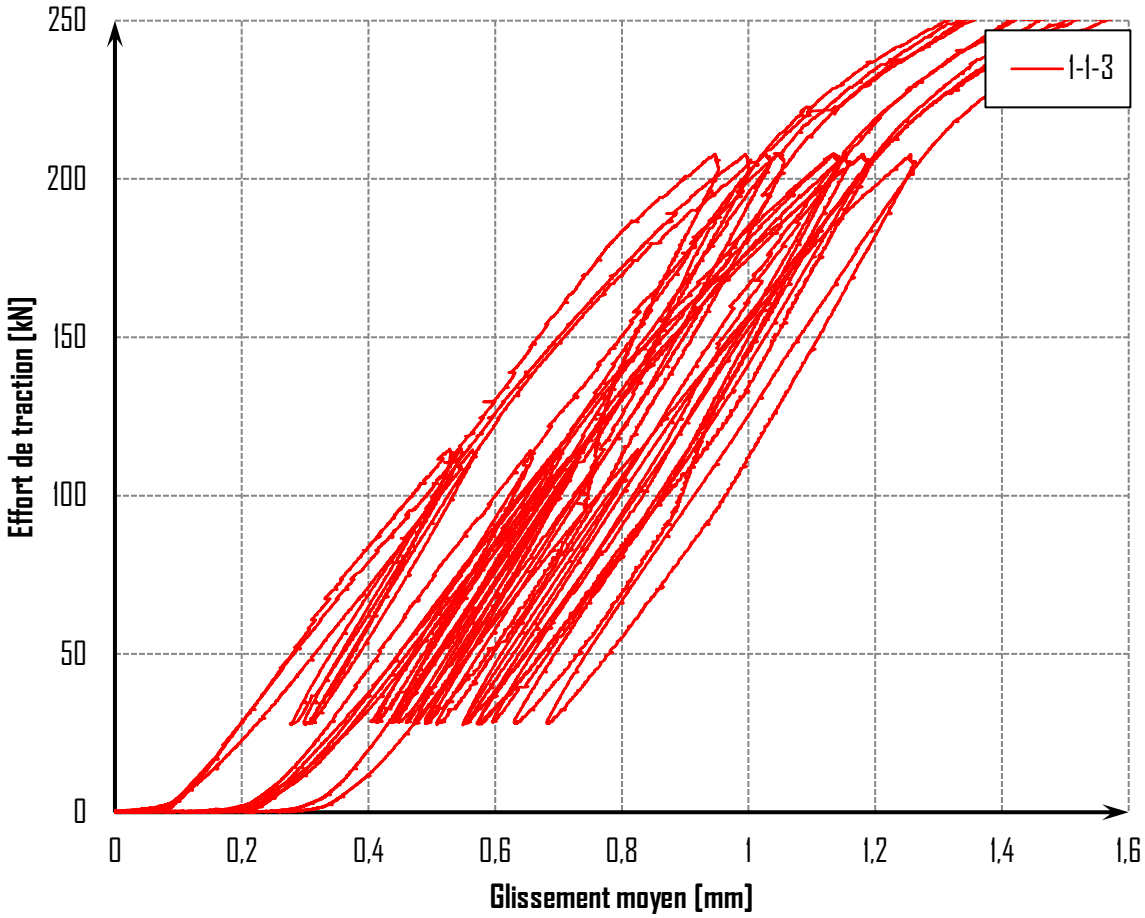


Figure 5-8 : Evolution de l'effort de traction en fonction du glissement moyen des échantillons de la configuration 1-1-3

Le Tableau 5-7 présent les valeurs des efforts de traction ainsi que les modes de rupture observés sur les faces 1 et 3 du côté de la rupture. Le

Tableau 5-8 présente les valeurs des raideurs d'assemblages définis selon le protocole d'essais rappelé dans ce présent document.

Tableau 5-7 : Résultats des efforts de traction [kN] ainsi que du mode rupture

Echantillon	Effort	Masse volumique	Type de rupture
1-1-3-1	306.7	451	SNPV (tef=57)
			LPV
1-1-3-2	306.7	466	CLP (tef=18)
			LP (tef=57)
1-1-3-3	298.3	455	CP (tef=57)
			CP (tef=57)
1-1-3-4	303.1	440	SNPV (tef=18mm)
			SNPV (tef=18mm)
1-1-3-5	298.7	438	CLP (1 file tef=18)
			CLP (1 file tef=57)
Moyenne	**302.72**	450.1	
Maximum	306.74	466	
Minimum	298.31	438	
Ecart type	4.09	11.48042	
COV	1.35%	3%	

Tableau 5-8 : Résultats des raideurs d'assemblage [kN/mm] et des jeux initiaux

Echantillon	K_{ser}	$K_{el,unload}$	$K_{el,reload}$	$K_{el,ELU,unload}$	$K_{el,ELU,reload}$	Jeu
1-1-3-1	242.43	337.64	294.64	319.14	294.23	0.08
	251.50	401.84	348.58	474.46	366.11	0.09
1-1-3-2	249.83	333.98	303.37	323.50	301.89	0.25
	268.13	369.72	327.38	342.21	319.47	0.23
1-1-3-3	285.98	369.44	334.96	350.94	325.04	0.33
	251.53	350.06	319.81	319.71	300.51	0.11
1-1-3-4	242.25	323.14	287.82	331.93	297.98	0.36
	239.45	349.22	312.83	384.30	319.99	0.26
1-1-3-5	244.37	328.66	302.91	309.66	289.17	0.27
	260.27	310.09	310.09	298.37	275.06	0.26
Moyenne	**253.58**	**347.38**	**314.24**	**345.42**	**308.95**	**0.22**
Maximum	285.98	401.84	348.58	474.46	366.11	0.36
Minimum	239.45	310.09	287.82	298.37	275.06	0.08
Ecart type	14.40	27.01	18.74	51.33	25.29	0.10
COV	5.68%	7.77%	5.96%	14.86%	8.19%	43.40%

5.2.7. Analyse statistique

L'annexe D de la norme NF EN 1990 Partie D7 [3] fournie deux approches permettant de déterminer une propriété caractéristique d'un produit, dans le cas présent, l'effort de traction caractéristique. Il a été choisi que les données soient dépouillées en suivant une loi Log Normale, ce qui, comme le précise l'annexe D [3], présente l'avantage d'exclure les valeurs négatives.

La première approche suppose que le coefficient de variation (COV) Vx est inconnu tandis que la deuxième approche suppose que le COV est parfaitement connu.

Dans le tableau ci-dessous, les valeurs des efforts de traction à rupture de l'assemblage complet sont présentées. A partir de ces valeurs, il est possible de déterminer une valeur caractéristique de l'effort de traction des assemblages à rupture conformément au dépouillement statistique de l'Annexe D de la norme NF EN 1990 [3]. Le coefficient de variation Vx étant inférieur à 10%, il est nécessaire de passer par une approche Vx connu. Cependant, aucune analogie n'est possible.

Tableau 5-9 : Détermination de la valeur caractéristique de l'assemblage 1-1-3

Echantillon	mi	ln(mi)	(ln(mi)-moy)²	N essai	kn	sy	Analogie	sy cor	ks	mk
1-1-3-1	306.7	5.73	1.76E-04	5	Connu	1.35%	Non	10.00%	1.80	252.83
1-1-3-2	306.7	5.73	1.69E-04							
1-1-3-3	298.3	5.70	2.12E-04							
1-1-3-4	303.1	5.71	2.06E-06							
1-1-3-5	298.7	5.70	1.72E-04							
Moyenne	302.72	5.71								
Minimum	298.31									
Maximum	306.74									
Ecart type	4.09									
COV	1.35%									

A partir de ces hypothèses, il est possible de calculer la valeur caractéristique de l'effort de traction à rupture de l'assemblage de type 1-1-3 constitué des 8 broches selon l'équation suivante :

$$F_{t,Rk} = \exp\left(m_y - k_n \times 0,10\right) = \exp\left(5,71 - 1,8 \times 0,10\right) = 252,83kN$$

6. - CONFIGURATION 2-1-1

6.1. ECHANTILLON

Pour rappel, la configuration d'essai consiste en un test de traction d'une barre en bois lamellé-collé comportant à chaque extrémité un assemblage constitué de 8 broches de diamètre 12 mm, répartie en 2 files de 4 broches et de deux plaques métalliques latérales. Le mode prévu pour ce type d'assemblage est un mode 1, dont la note de calculs a imposé une épaisseur de bois (t_1) à 90mm. L'assemblage a été renforcé par 16 vis de 6*120. Une vue CAO est également présentée afin de visualiser la composition (cf. Figure 6-1).

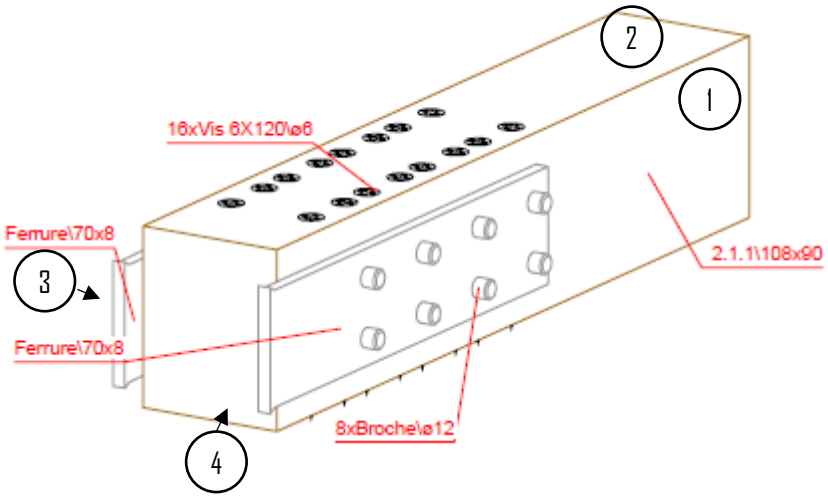


Figure 6-1 : Echantillon de la configuration 2-1-1

Le Tableau 6-1 présente la masse volumique des échantillons ramenée à 12% d'humidité.

Tableau 6-1 : Masse volumique des échantillons de la configuration 2-1-1

Configuration	Numéro d'échantillon	Masse volumique moyenne [kg/m^3]
2-1-1	1	472
	2	481
	3	472
	4	468
	5	478

6.2. RESULTATS

6.2.1. Echantillon 2-1-1-1

La Figure 6-2 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

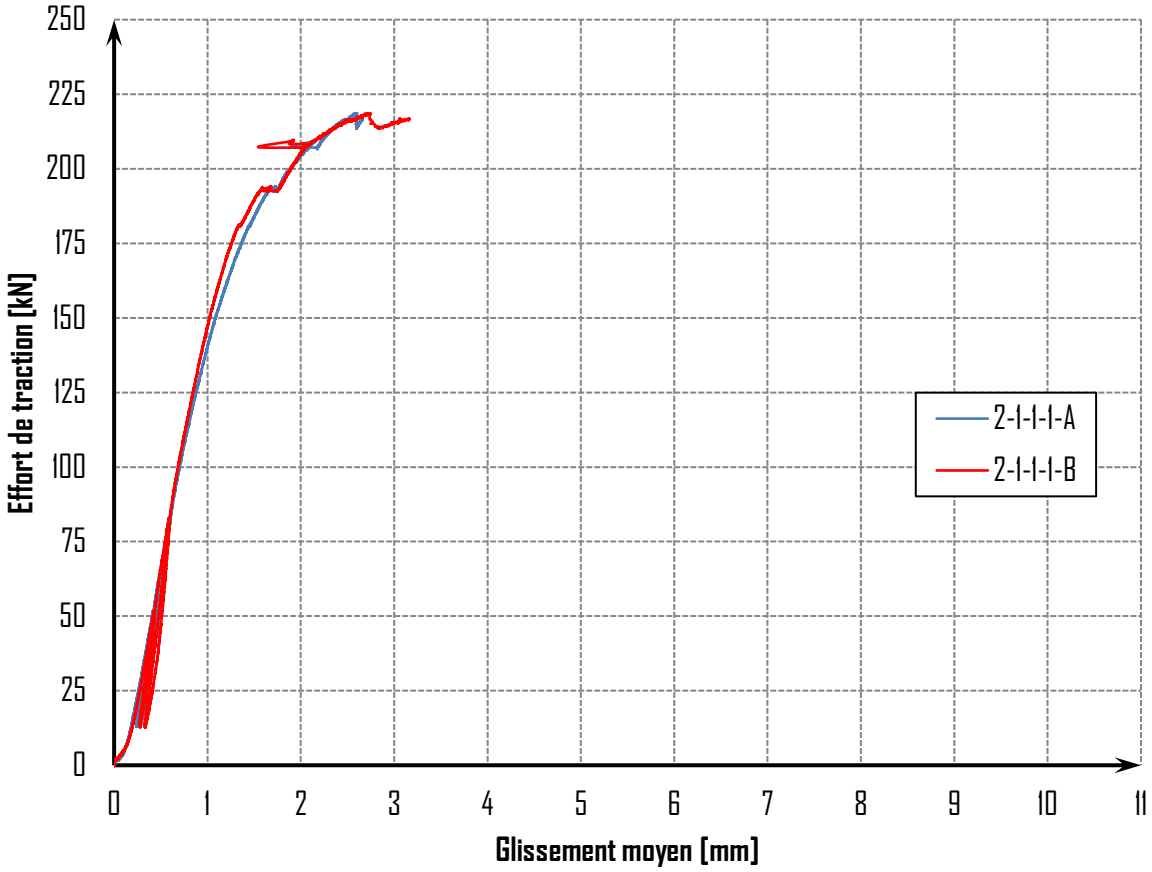
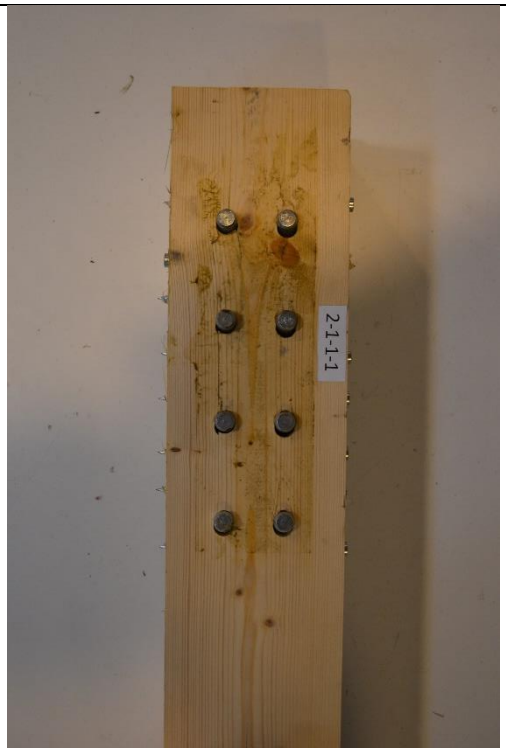
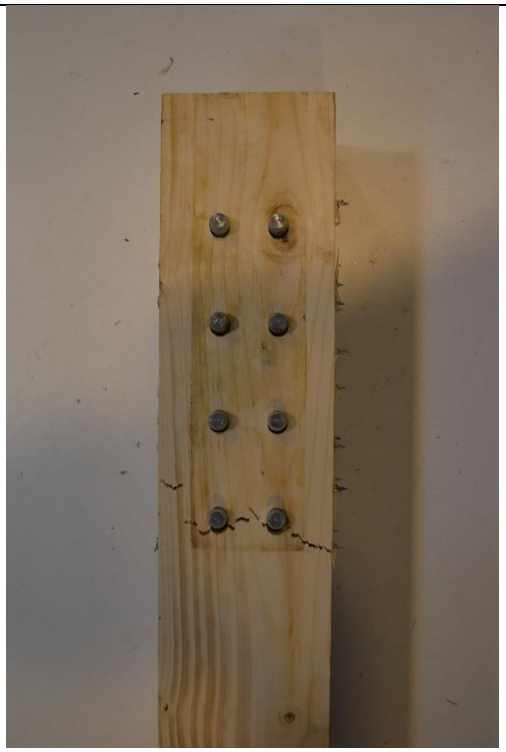
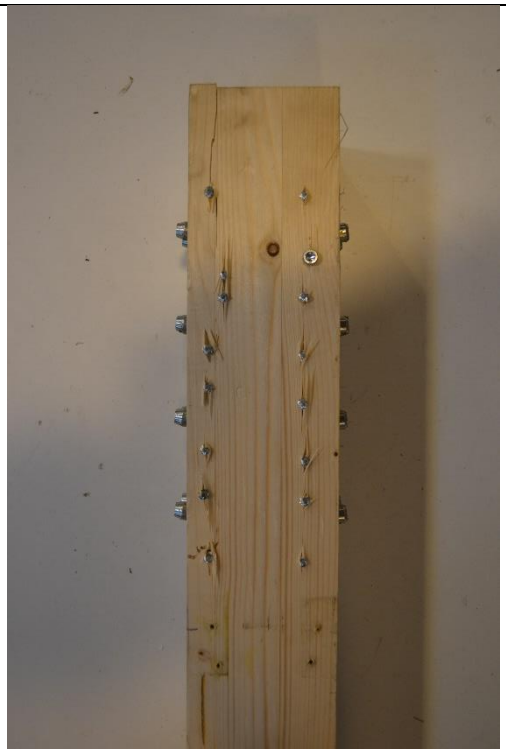


Figure 6-2 : Echantillon n°1 de la configuration 2-1-1

Le Tableau 6-2 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°2-1-1-1 où la rupture s'est produite.

Tableau 6-2 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 2-1-1-1

<table>
<tr>
<td>

(1)</td>
<td>
(3)</td>
</tr>
<tr>
<td>
(2)</td>
<td>
(4)</td>
</tr>
</table>

6.2.2. Echantillon 2-1-1-2

La Figure 6-3 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

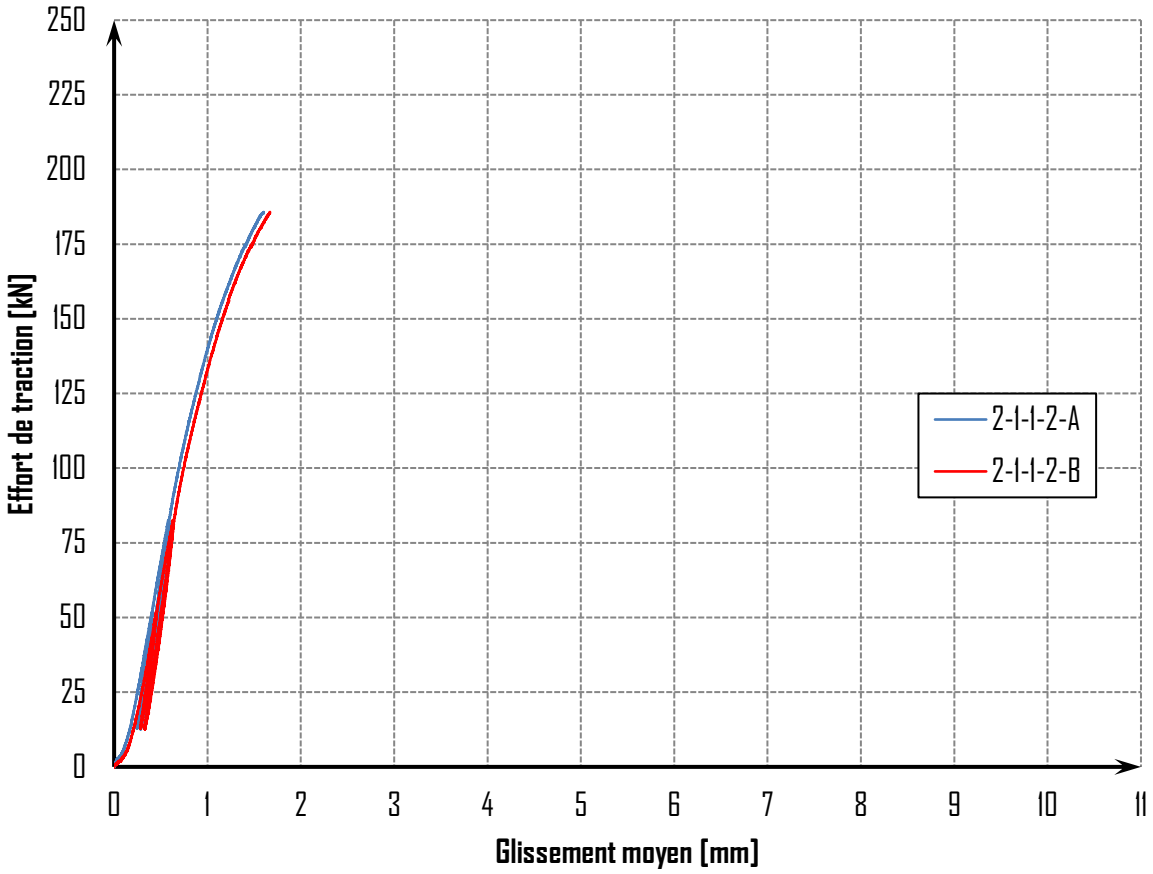
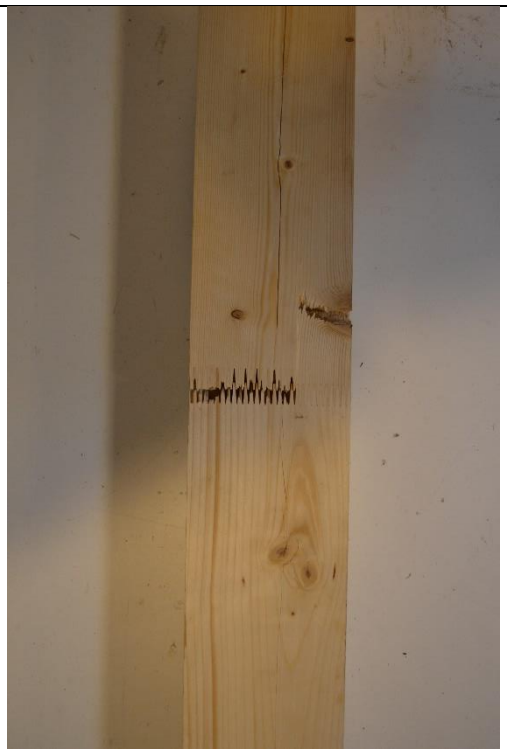


Figure 6-3 : Echantillon n°2 de la configuration 2-1-1

Le Tableau 6-3 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°2-1-1-2 où la rupture s'est produite.

Tableau 6-3 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 2-1-1-2

<table>
<tr>
<td>

(1)</td>
<td>
(3)</td>
</tr>
<tr>
<td>
(2)</td>
<td>
(4)</td>
</tr>
</table>

6.2.3. Echantillon 2-1-1-3

La Figure 6-4 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

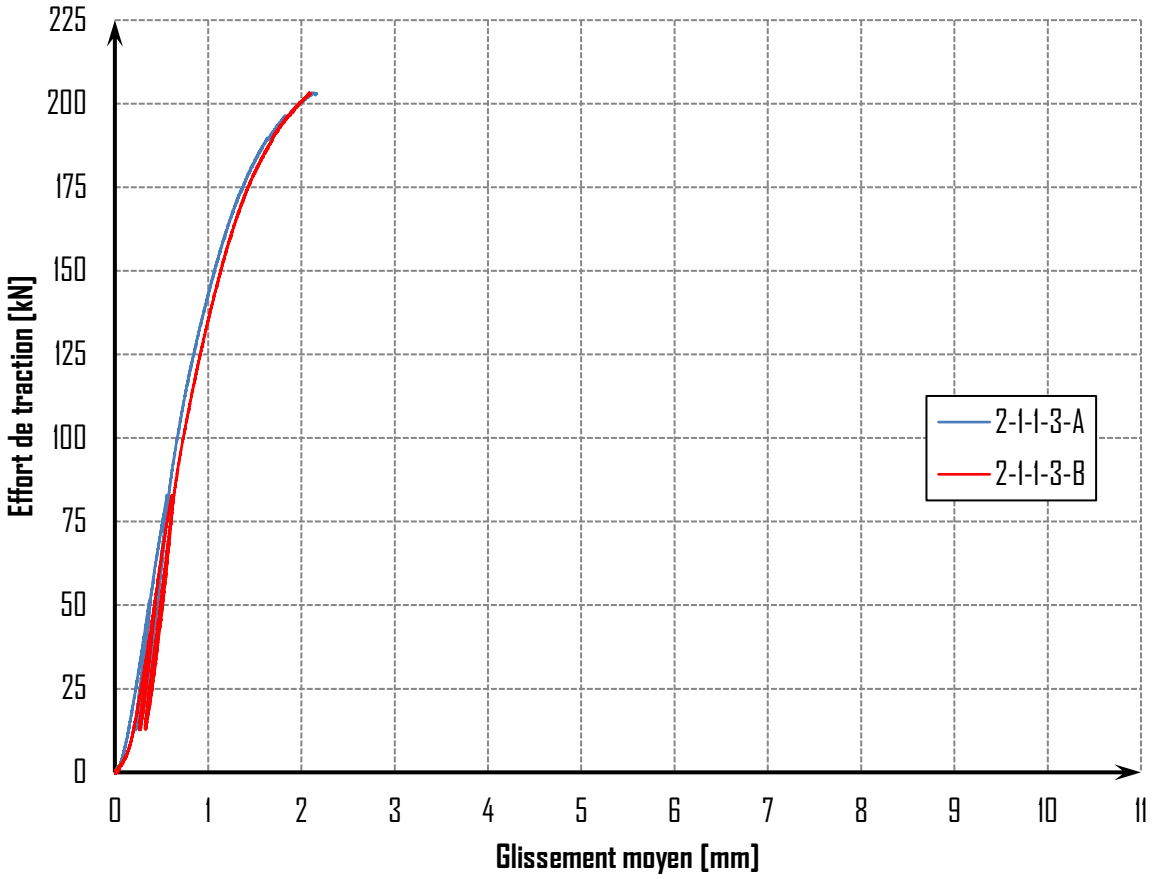
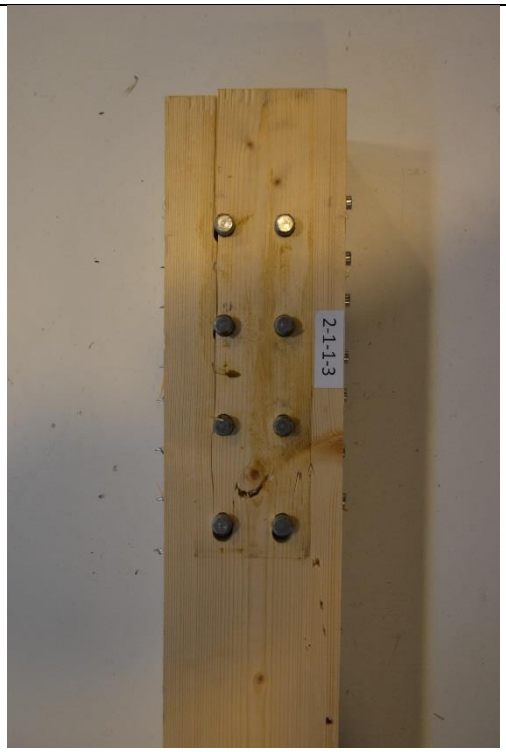


Figure 6-4 : Echantillon n°3 de la configuration 2-1-1

Le Tableau 6-4 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°2-1-1-3 où la rupture s'est produite.

Tableau 6-4 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 2-1-1-3



(1)



(3)



(2)



(4)

6.2.4. Echantillon 2-1-1-4

La Figure 6-5 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

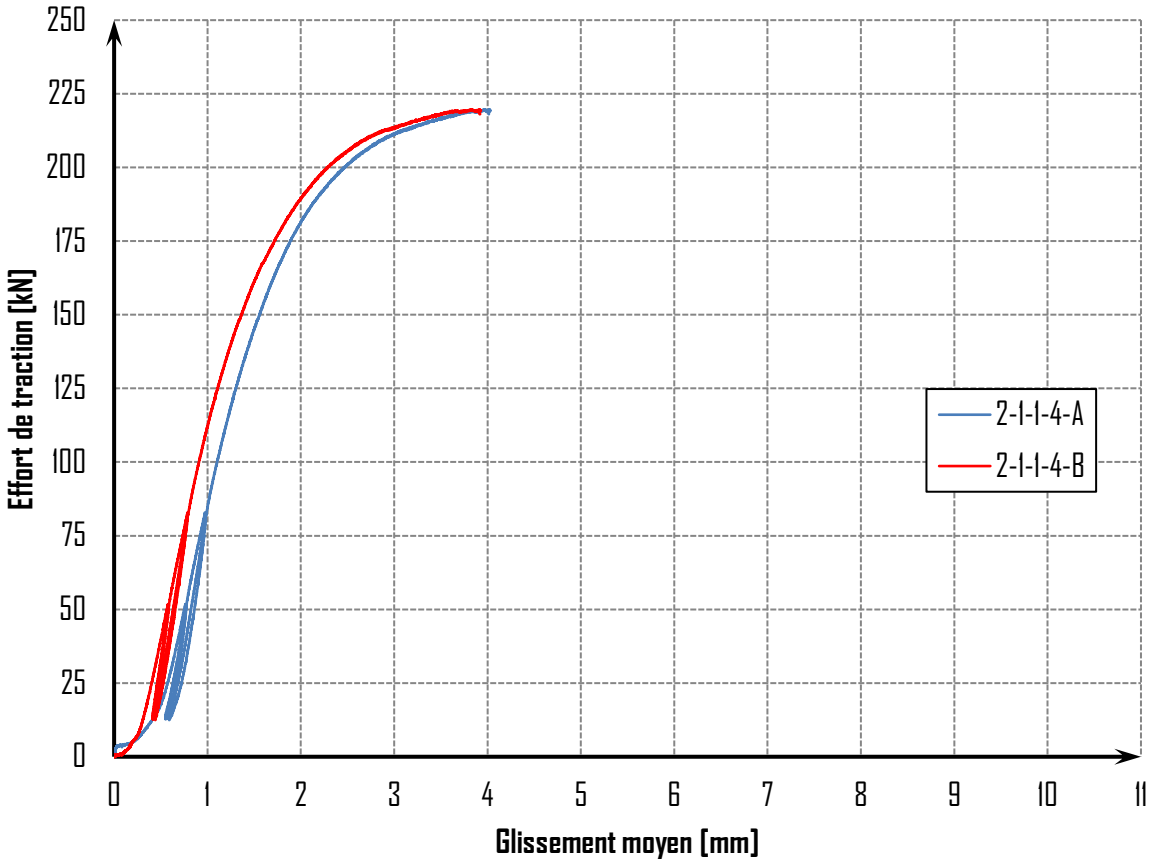


Figure 6-5 : Echantillon n°4 de la configuration 2-1-1

Le Tableau 6-5 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°2-1-1-4 où la rupture s'est produite.

Tableau 6-5 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 2-1-1-4



(1)



(3)



(2)



(4)

6.2.5. Echantillon 2-1-1-5

La Figure 6-6 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

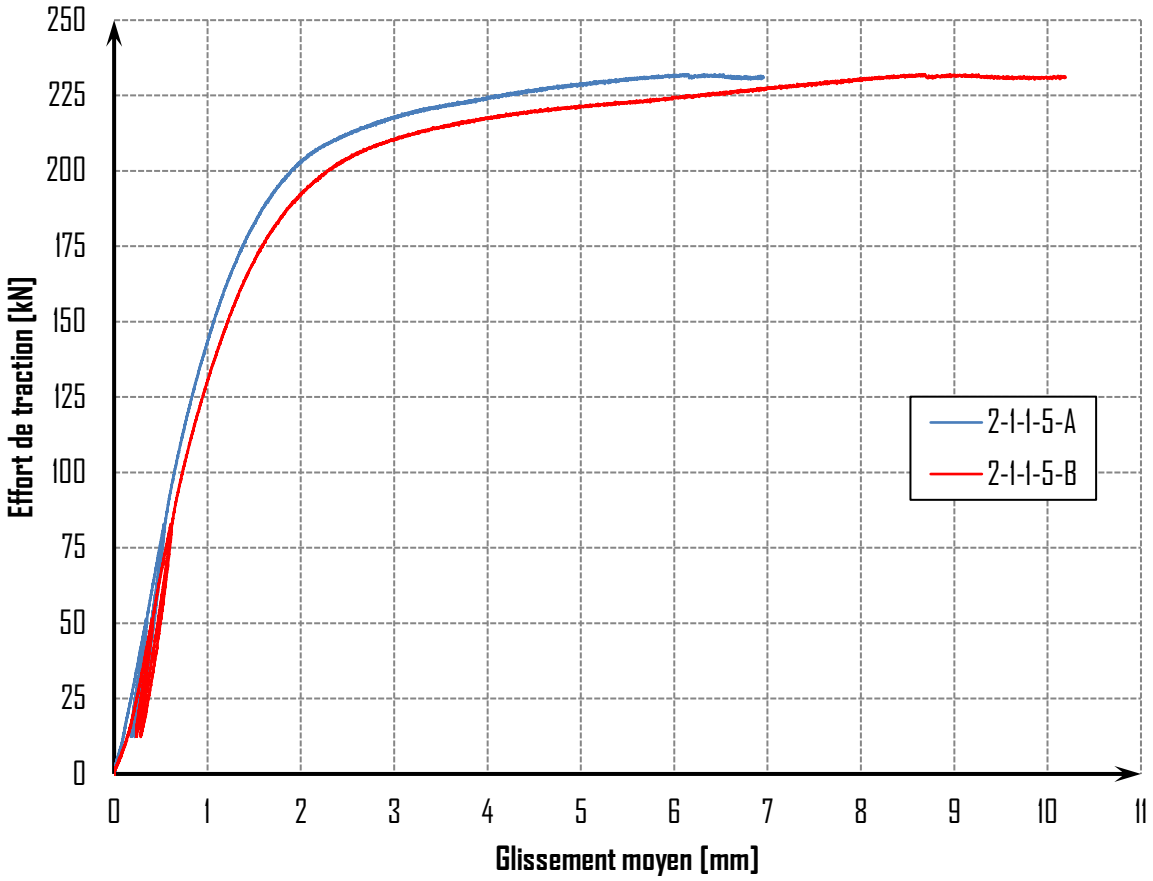
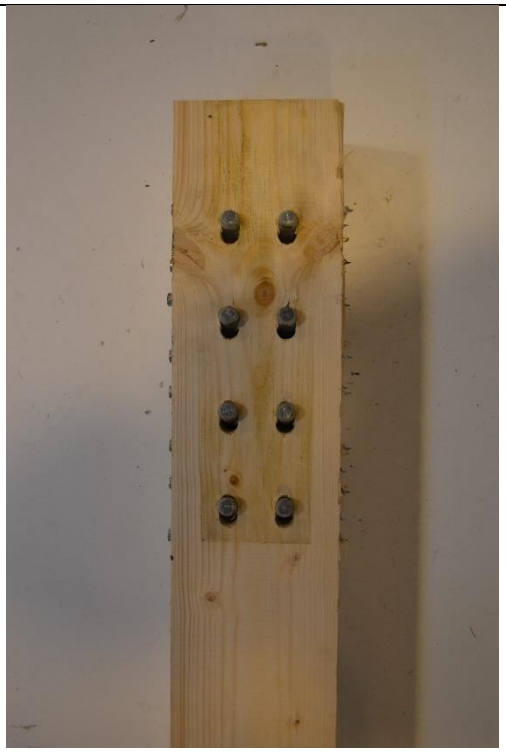


Figure 6-6 : Echantillon n°5 de la configuration 2-1-1

Le Tableau 6-6 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°2-1-1-5 où la rupture s'est produite.

Tableau 6-6 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 2-1-1-5

<table>
<tr>
<td>

(1)</td>
<td>
(3)</td>
</tr>
<tr>
<td>
(2)</td>
<td>
(4)</td>
</tr>
</table>

6.2.6. Synthèse

La Figure 6-7 présente les courbes de l'effort de traction dans les deux assemblages en fonction du glissement moyen obtenu à chaque extrémité de l'échantillon. Les résultats montrent un comportement semblable pour l'ensemble des échantillons. La Figure 6-8 présente un zoom des mêmes courbes pour un effort maximum de 100kN et un glissement de 1.4 mm maximum.

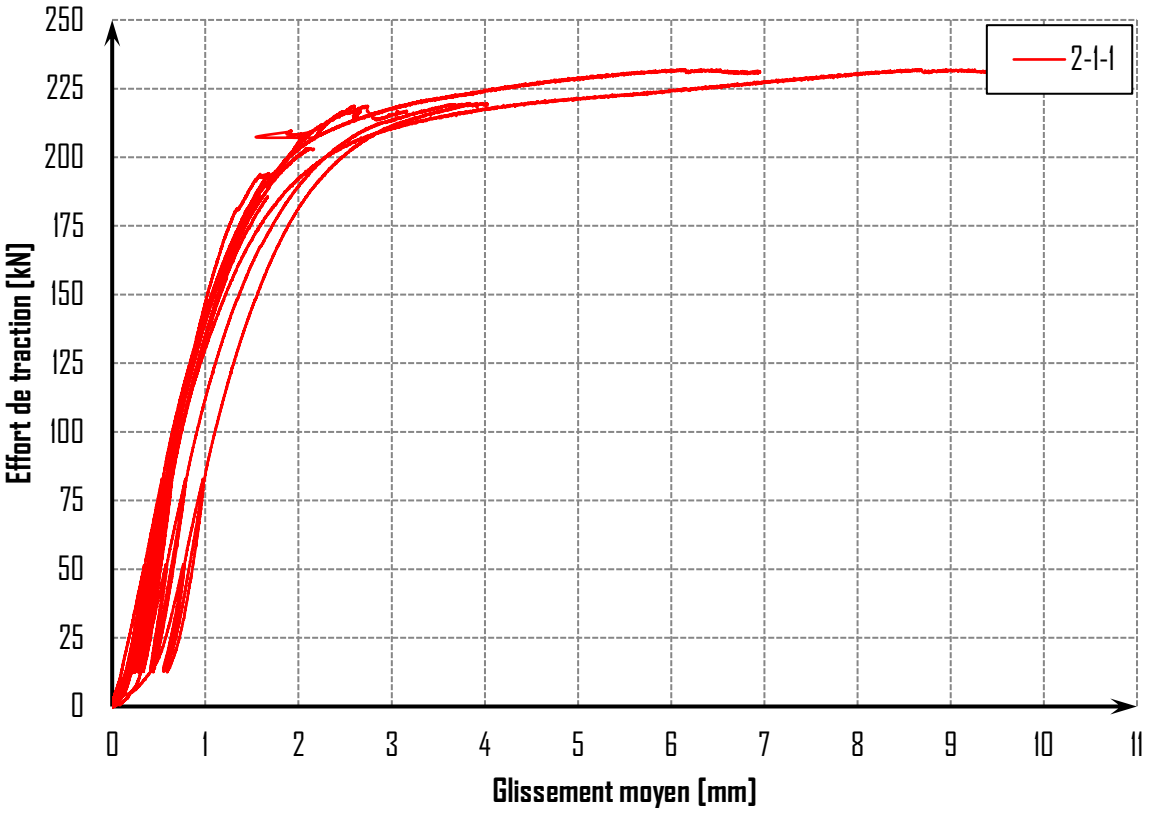


Figure 6-7 : Evolution de l'effort de traction en fonction du glissement moyen des échantillons de la configuration 2-1-1

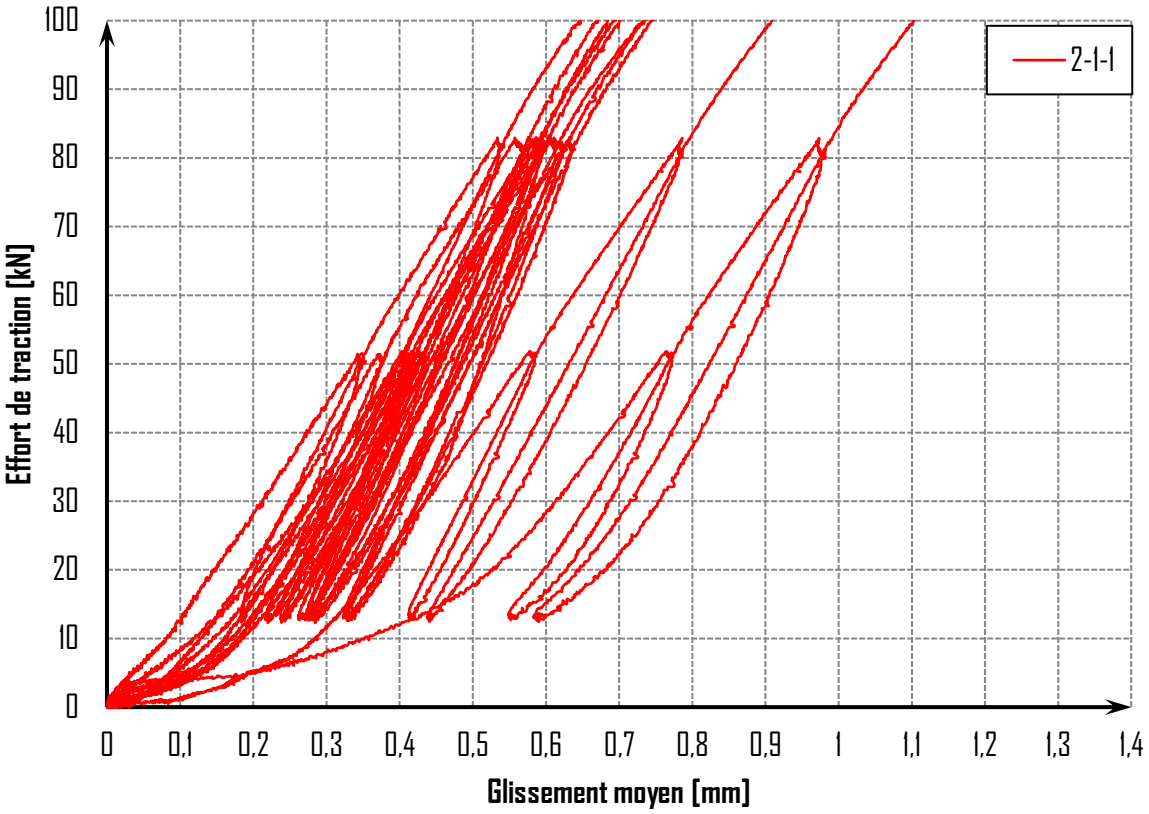


Figure 6-8 : Evolution de l'effort de traction en fonction du glissement moyen des échantillons de la configuration 2-1-1

Le Tableau 6-7 présent les valeurs des efforts de traction ainsi que les modes de rupture observés sur les faces 1 et 3 du côté de la rupture. Le

Tableau 6-8 présente les valeurs des raideurs d'assemblages définis selon le protocole d'essais rappelé dans ce présent document.

Tableau 6-7 : Résultats des efforts de traction [kN] ainsi que du mode rupture

Echantillon	Effort	Masse volumique	Type de rupture
2-1-1-1	218.7	472	SNPV (tef=18)
2-1-1-2	185.2	481	SP
2-1-1-3	203.3	472	L
2-1-1-4	219.7	468	CP (tef=35)
2-1-1-5	232.0	478	Plastique
Moyenne	**211.78**	474	
Maximum	232.04	481	
Minimum	185.18	468	
Ecart type	18.03	5.19	
COV	8.51%	1.09%	

Tableau 6-8 : Résultats des raideurs d'assemblage [kN/mm] et des jeux initiaux

Echantillon	K_{ser}	$K_{el,unload}$	$K_{el,reload}$	$K_{el,ELU,unload}$	$K_{el,ELU,reload}$	Jeu
2-1-1-1	168.49	251.35	211.92	240.75	218.94	0.11
	180.36	283.74	224.45	319.16	267.23	0.13
2-1-1-2	169.63	263.67	225.15	248.34	221.59	0.10
	166.81	257.15	225.65	240.79	221.17	0.15
2-1-1-3	164.95	283.79	234.51	251.36	228.35	0.07
	164.74	257.20	223.38	252.63	223.20	0.13
2-1-1-4	137.55	226.04	185.94	217.89	192.45	0.38
	147.34	240.52	214.77	214.59	197.53	0.23
2-1-1-5	159.09	258.48	207.90	242.72	215.14	0.02
	153.00	203.92	203.92	226.88	204.73	0.08
Moyenne	**161.20**	**252.59**	**215.76**	**245.51**	**219.03**	**0.14**
Maximum	180.36	283.79	234.51	319.16	267.23	0.38
Minimum	137.55	203.92	185.94	214.59	192.45	0.02
Ecart type	12.35	24.41	14.06	29.13	20.62	0.10
COV	7.66%	9.67%	6.51%	11.86%	9.41%	72.40%

6.2.7. Analyse statistique

L'annexe D de la norme NF EN 1990 Partie D7 [3] fournie deux approches permettant de déterminer une propriété caractéristique d'un produit, dans le cas présent, l'effort de traction caractéristique. Il a été choisi que les données soient dépouillées en suivant une loi Log Normale, ce qui, comme le précise l'annexe D [3], présente l'avantage d'exclure les valeurs négatives.

La première approche suppose que le coefficient de variation (COV) Vx est inconnu tandis que la deuxième approche suppose que le COV est parfaitement connu.

Dans le tableau ci-dessous, les valeurs des efforts de traction à rupture de l'assemblage complet sont présentées. A partir de ces valeurs, il est possible de déterminer une valeur caractéristique de l'effort de traction des assemblages à rupture conformément au dépouillement statistique de l'Annexe D de la norme NF EN 1990 [3]. Le coefficient de variation Vx étant inférieur à 10%, il est nécessaire de passer par une approche Vx connu. Cependant, aucune analogie n'est possible.

Tableau 6-9 : Détermination de la valeur caractéristique de l'assemblage 2-1-1

Echantillon	mi	ln(mi)	(ln(mi)-moy)²	N essai	kn	sy	Analogie	sy cor	ks	mk
2-1-1-1	218.7	5.39	1.23E-03	5	Connu	8.50%	Non	10.00%	1.80	176.37
2-1-1-2	185.2	5.22	1.72E-02							
2-1-1-3	203.3	5.31	1.44E-03							
2-1-1-4	219.7	5.39	1.58E-03							
2-1-1-5	232.0	5.45	8.90E-03							
Moyenne	211.78	5.35								
Minimum	185.18									
Maximum	232.04									
Ecart type	18.03									
COV	8.51%									

A partir de ces hypothèses, il est possible de calculer la valeur caractéristique de l'effort de traction à rupture de l'assemblage de type 2-1-1 constitué des 8 broches selon l'équation suivante :

$$F_{t,Rk} = \exp\left(m_y - k_n \times 0,10\right) = \exp\left(5,35 - 1,8 \times 0,10\right) = 176,37kN$$

7. - CONFIGURATION 2-1-2

7.1. ECHANTILLON

Pour rappel, la configuration d'essai consiste en un test de traction d'une barre en bois lamellé-collé comportant à chaque extrémité un assemblage constitué de 8 broches de diamètre 12 mm, répartie en 2 files de 4 broches et de deux plaques métalliques latérales. Le mode prévu pour ce type d'assemblage est un mode 2, dont la note de calculs a imposé une épaisseur de bois (t_1) à 113mm. L'assemblage a été renforcé par 16 vis de 6*120. Une vue CAO est également présentée afin de visualiser la composition (cf. Figure 7-1).

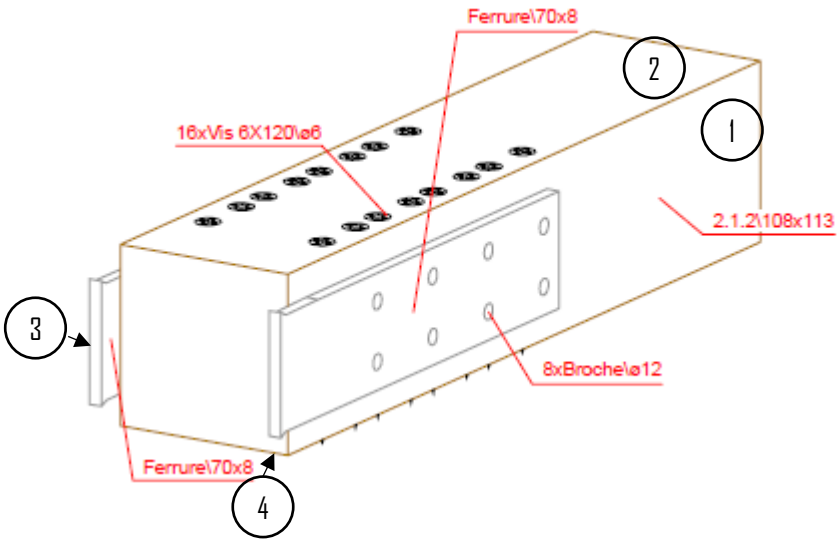


Figure 7-1 : Echantillon de la configuration 2-1-2

Le Tableau 7-1 présente la masse volumique des échantillons ramenée à 12% d'humidité.

Tableau 7-1 : Masse volumique des échantillons de la configuration 2-1-2

Configuration	Numéro d'échantillon	Masse volumique moyenne [kg/m^3]
2-1-2	1	478
	2	495
	3	480
	4	480
	5	478

7.2. RESULTATS

7.2.1. Echantillon 2-1-2-1

La Figure 7-2 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

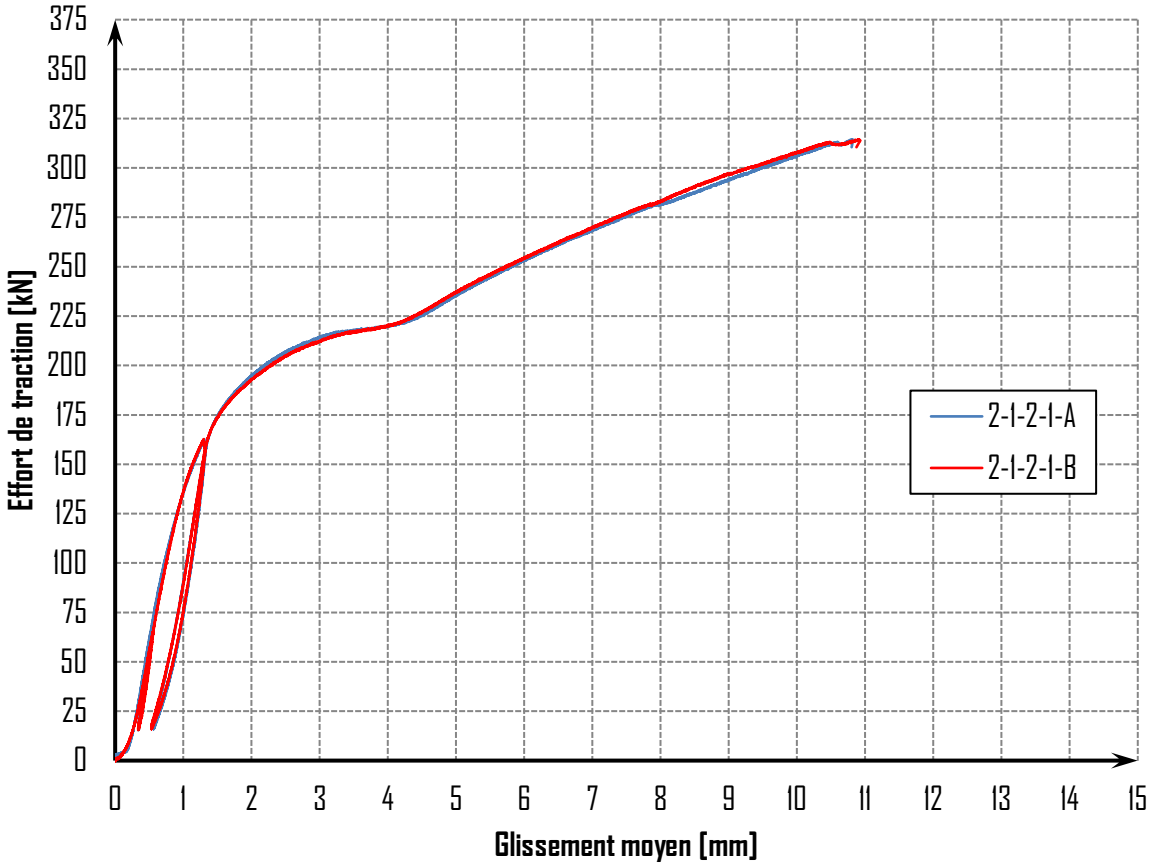
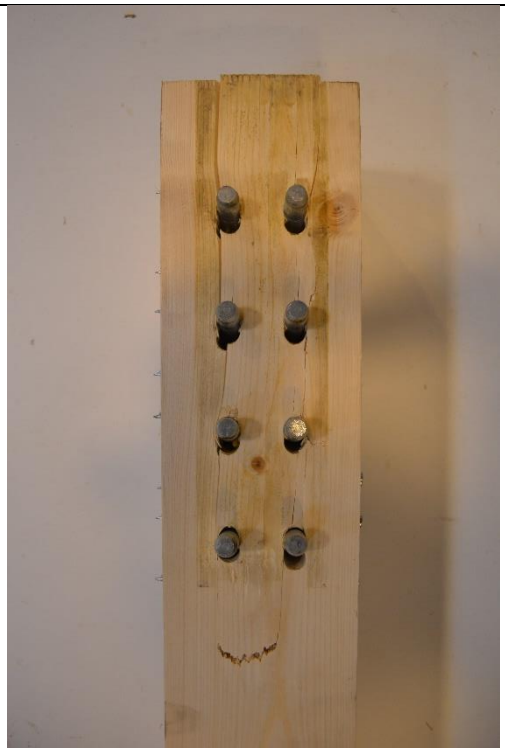


Figure 7-2 : Echantillon n°1 de la configuration 2-1-2

Le Tableau 7-2 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°2-1-2-1 où la rupture s'est produite.

Tableau 7-2 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 2-1-2-1

<table>
<tr>
<td>

(1)</td>
<td>
(3)</td>
</tr>
<tr>
<td>
(2)</td>
<td>
(4)</td>
</tr>
</table>

7.2.2. Echantillon 2-1-2-2

La Figure 7-3 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

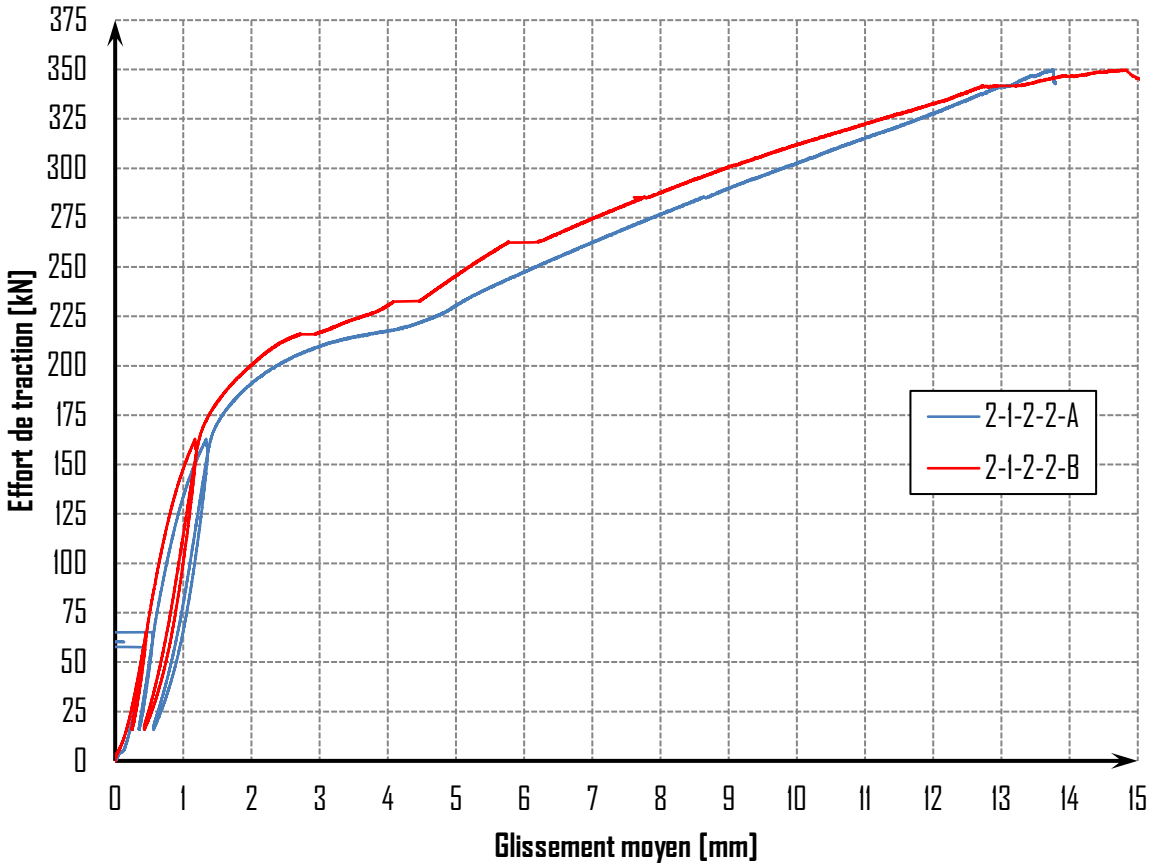
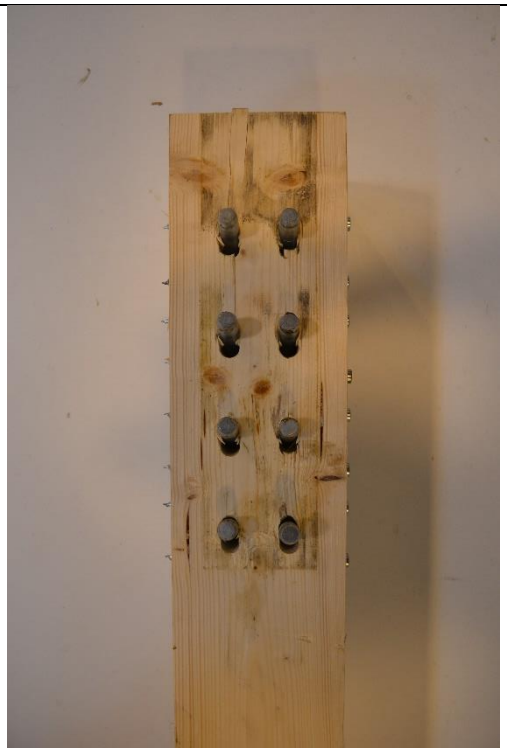


Figure 7-3 : Echantillon n°2 de la configuration 2-1-2

Le Tableau 7-3 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°2-1-2-2 où la rupture s'est produite.

Tableau 7-3 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 2-1-2-2

<table>
<tr>
<td>

(1)</td>
<td>
(3)</td>
</tr>
<tr>
<td>
(2)</td>
<td>
(4)</td>
</tr>
</table>

7.2.3. Echantillon 2-1-2-3

La Figure 7-4 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

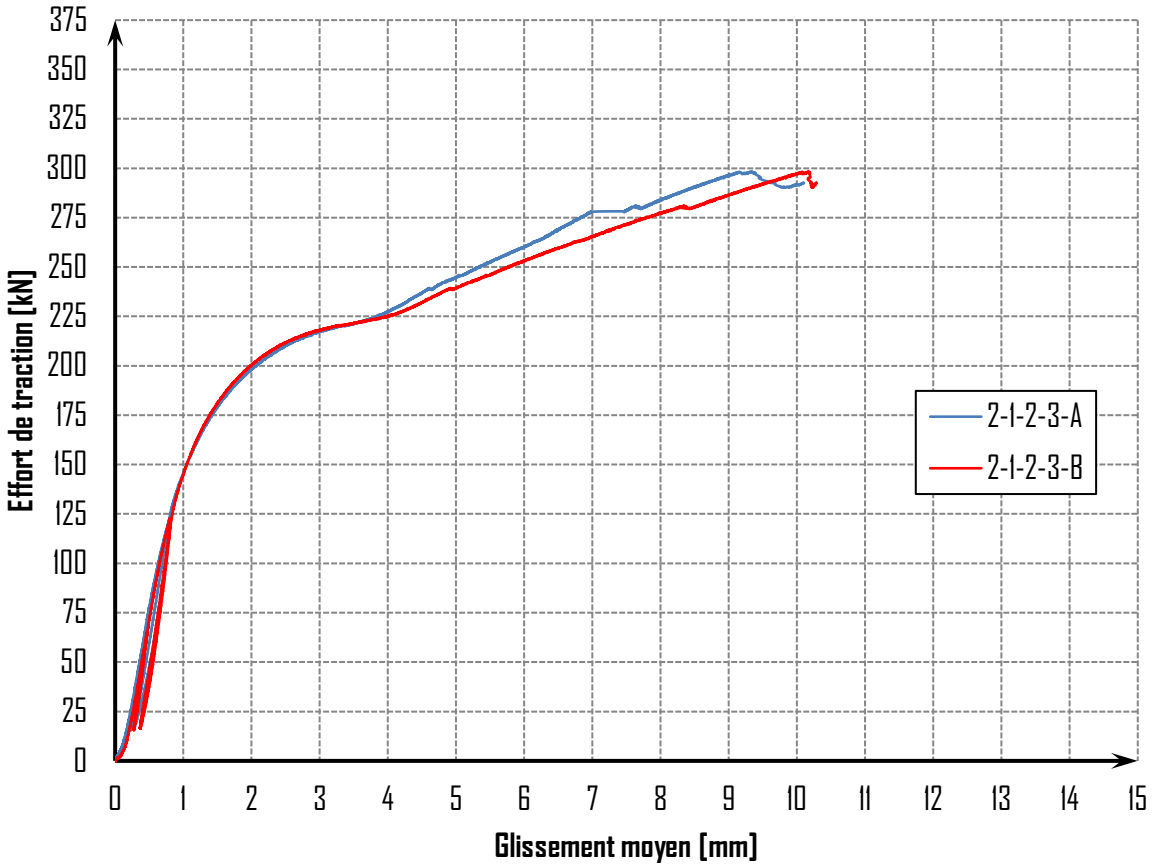


Figure 7-4 : Echantillon n°3 de la configuration 2-1-2

Le Tableau 7-4 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°2-1-2-3 où la rupture s'est produite.

Tableau 7-4 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 2-1-2-3

<table>
<tr>
<td>

(1)</td>
<td>
(3)</td>
</tr>
<tr>
<td>
(2)</td>
<td>
(4)</td>
</tr>
</table>

7.2.4. Echantillon 2-1-2-4

La Figure 7-5 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

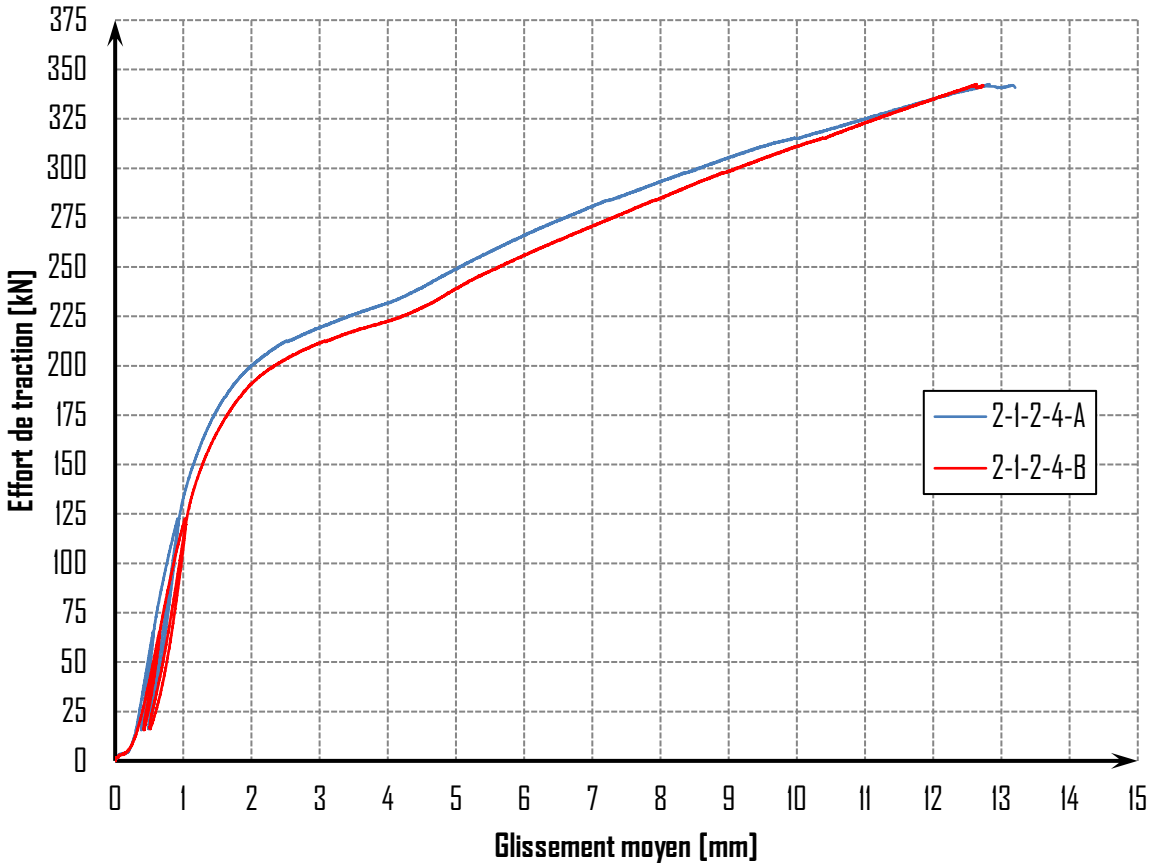


Figure 7-5 : Echantillon n°4 de la configuration 2-1-2

Le Tableau 7-5 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°2-1-2-4 où la rupture s'est produite.

Tableau 7-5 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 2-1-2-4

<table>
<tr>
<td>

(1)</td>
<td>
(3)</td>
</tr>
<tr>
<td>
(2)</td>
<td>
(4)</td>
</tr>
</table>

7.2.5. Echantillon 2-1-2-5

La Figure 7-6 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

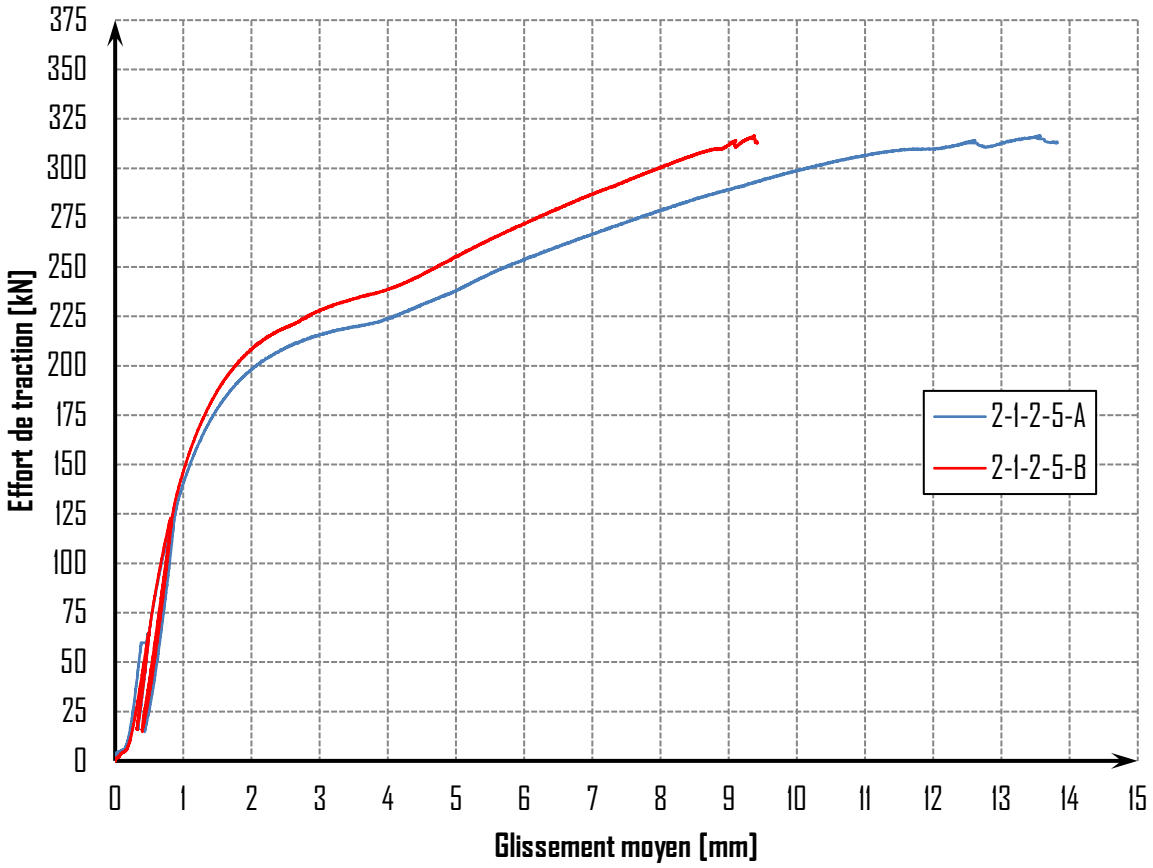
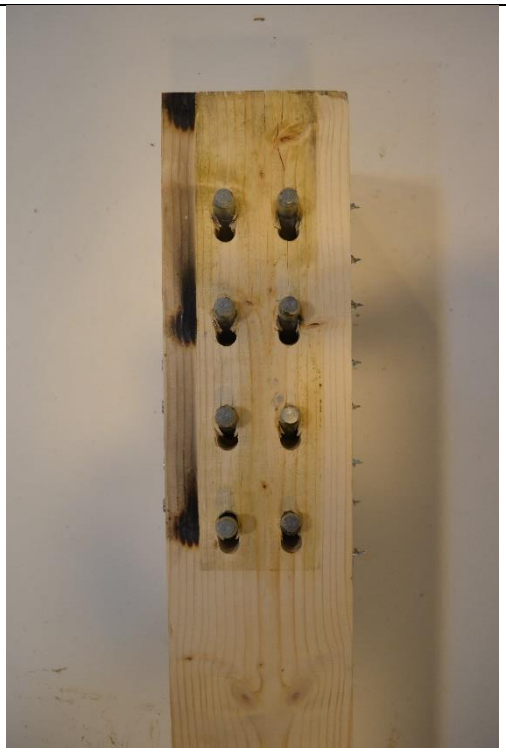
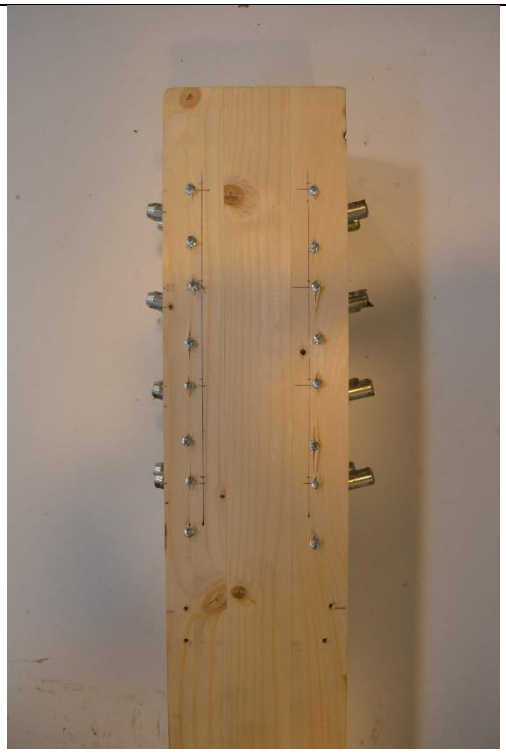
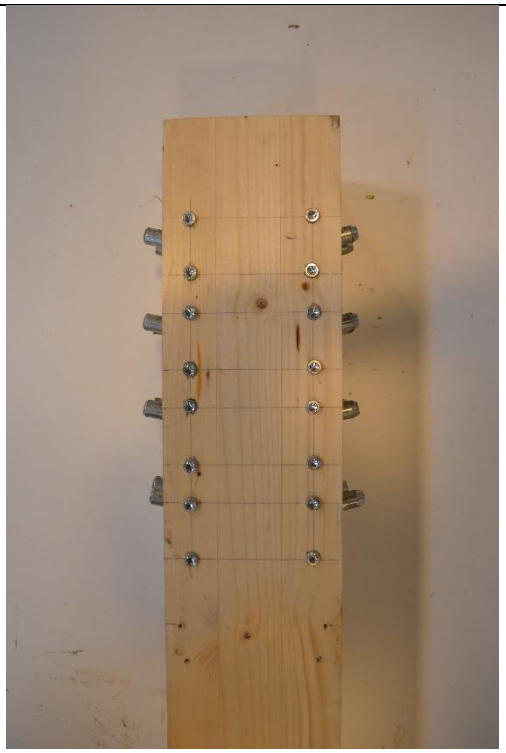


Figure 7-6 : Echantillon n°5 de la configuration 2-1-2

Le Tableau 7-6 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°2-1-2-5 où la rupture s'est produite.

Tableau 7-6 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 2-1-2-5

<table>
<tr>
<td>

(1)</td>
<td>
(3)</td>
</tr>
<tr>
<td>
(2)</td>
<td>
(4)</td>
</tr>
</table>

7.2.6. Synthèse

La Figure 7-7 présente les courbes de l'effort de traction dans les deux assemblages en fonction du glissement moyen obtenu à chaque extrémité de l'échantillon. Les résultats montrent un comportement semblable pour l'ensemble des échantillons. La Figure 7-8 présente un zoom des mêmes courbes pour un effort maximum de 140kN et un glissement de 1,4 mm maximum.

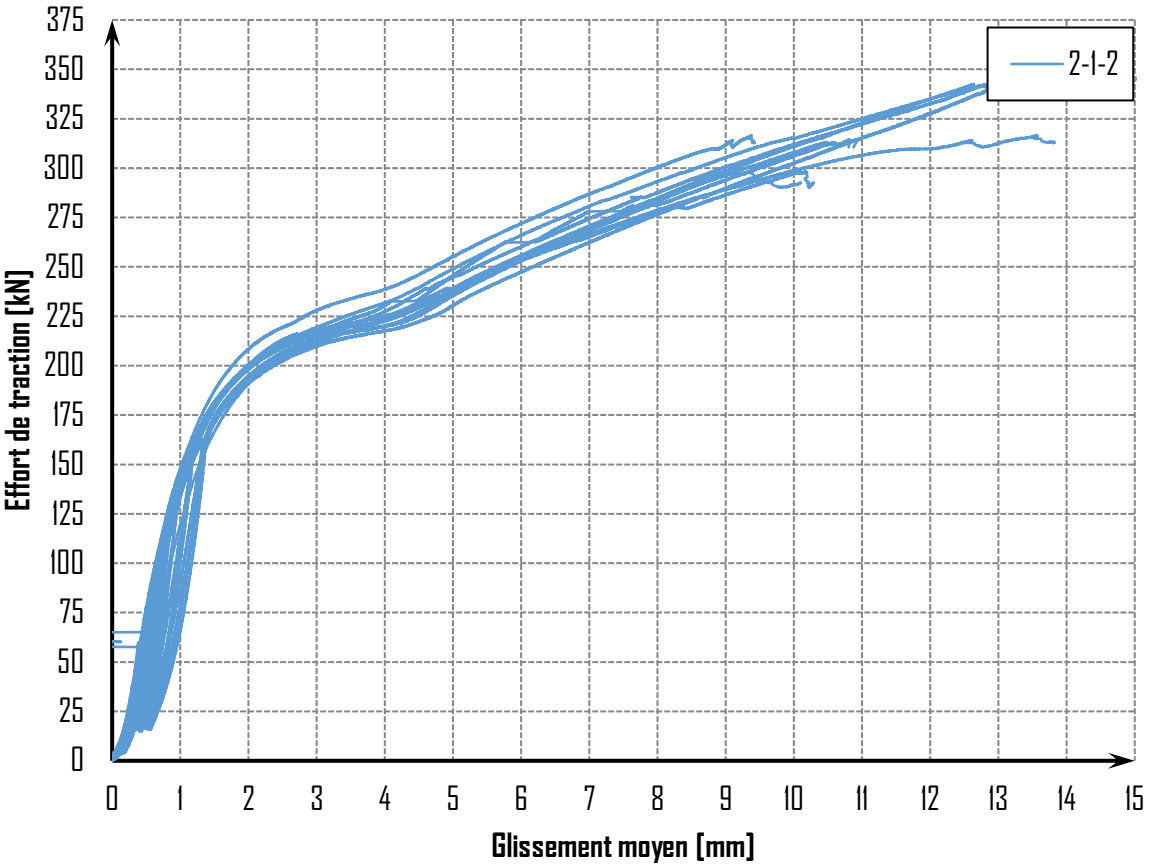


Figure 7-7 : Evolution de l'effort de traction en fonction du glissement moyen des échantillons de la configuration 2-1-2

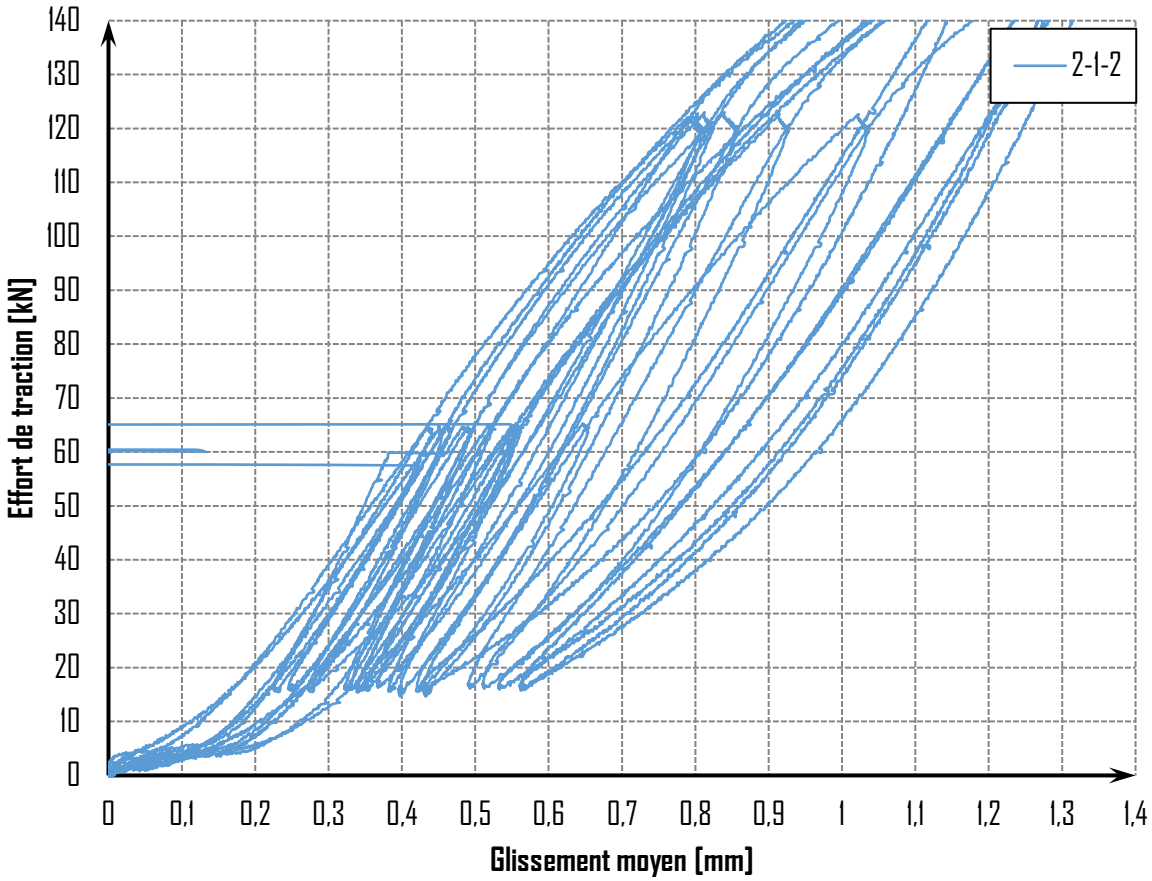


Figure 7-8 : Evolution de l'effort de traction en fonction du glissement moyen des échantillons de la configuration 2-1-2

Le Tableau 7-7 présent les valeurs des efforts de traction ainsi que les modes de rupture observés sur les faces 1 et 3 du côté de la rupture. Le

Tableau 7-8 présente les valeurs des raideurs d'assemblages définis selon le protocole d'essais rappelé dans ce présent document.

Tableau 7-7 : Résultats des efforts de traction [kN] ainsi que du mode rupture

Echantillon	Effort	Masse volumique	Type de rupture
2-1-2-1	314.4	478	C
2-1-2-2	349.8	495	CL (1 file)
2-1-2-3	298.3	480	C
2-1-2-4	342.5	480	C
2-1-2-5	316.6	478	CL (2 files)
Moyenne	324.31	482	
Maximum	349.81	495	
Minimum	298.29	478	
Ecart type	21.32	7.37	
COV	6.57%	1.53%	

Tableau 7-8 : Résultats des raideurs d'assemblage [kN/mm] et des jeux initiaux

Echantillon	K_{ser}	$K_{el,unload}$	$K_{el,reload}$	$K_{el,ELU,unload}$	$K_{el,ELU,reload}$	Jeu
2-1-2-1	117.26	287.52	254.04	187.66	186.79	0.08
	119.84	268.59	230.05	184.70	181.19	0.11
2-1-2-2	105.70	273.39	229.67	179.44	179.70	0.01
	123.21	281.66	228.80	191.75	188.02	0.02
2-1-2-3	168.98	247.80	222.80	220.61	210.38	0.07
	171.94	278.11	242.16	259.74	235.65	0.11
2-1-2-4	166.19	298.05	257.54	260.77	240.28	0.20
	151.46	251.53	203.46	229.04	203.77	0.24
2-1-2-5	156.75	315.03	271.89	274.26	248.73	0.08
	183.82	264.60	264.60	269.87	247.53	0.16
Moyenne	**146.52**	**276.63**	**240.50**	**225.78**	**212.21**	**0.11**
Maximum	183.82	315.03	271.89	274.26	248.73	0.24
Minimum	105.70	247.80	203.46	179.44	179.70	0.01
Ecart type	27.56	20.44	21.32	38.23	28.37	0.07
COV	18.81%	7.39%	8.87%	16.93%	13.37%	68.81%

7.2.7. Analyse statistique

L'annexe D de la norme NF EN 1990 Partie D7 [3] fournie deux approches permettant de déterminer une propriété caractéristique d'un produit, dans le cas présent, l'effort de traction caractéristique. Il a été choisi que les données soient dépouillées en suivant une loi Log Normale, ce qui, comme le précise l'annexe D [3], présente l'avantage d'exclure les valeurs négatives.

La première approche suppose que le coefficient de variation (COV) Vx est inconnu tandis que la deuxième approche suppose que le COV est parfaitement connu.

Dans le tableau ci-dessous, les valeurs des efforts de traction à rupture de l'assemblage complet sont présentées. A partir de ces valeurs, il est possible de déterminer une valeur caractéristique de l'effort de traction des assemblages à rupture conformément au dépouillement statistique de l'Annexe D de la norme NF EN 1990 [3]. Le coefficient de variation Vx étant inférieur à 10%, il est nécessaire de passer par une approche Vx connu. Cependant, aucune analogie n'est possible.

Tableau 7-9 : Détermination de la valeur caractéristique de l'assemblage 2-1-2

Echantillon	mi	ln(mi)	(ln(mi)-moy)²	N essai	kn	sy	Analogie	sy cor	ks	mk
2-1-2-1	314.4	5.75	8.67E-04	5	Connu	6.57%	Non	10.00%	1.80	270.42
2-1-2-2	349.8	5.86	5.99E-03							
2-1-2-3	298.3	5.70	6.71E-03							
2-1-2-4	342.5	5.84	3.18E-03							
2-1-2-5	316.6	5.76	5.04E-04							
Moyenne	324.31	5.78								
Minimum	298.29									
Maximum	349.81									
Ecart type	21.32									
COV	6.57%									

A partir de ces hypothèses, il est possible de calculer la valeur caractéristique de l'effort de traction à rupture de l'assemblage de type 2-1-2 constitué des 8 broches selon l'équation suivante :

$$F_{t,Rk} = \exp\left(m_y - k_n \times 0,10\right) = \exp\left(5,78 - 1,80 \times 0,10\right) = 270,42kN$$

8. - CONFIGURATION 2-1-3

8.1. ECHANTILLON

Pour rappel, la configuration d'essai consiste en un test de traction d'une barre en bois lamellé-collé comportant à chaque extrémité un assemblage constitué de 8 broches de diamètre 12 mm, répartie en 2 files de 4 broches et de quatre plaques métalliques latérales. Le mode prévu pour ce type d'assemblage est un mode 3, dont la note de calculs a imposé une épaisseur de bois (t_1) à 113mm. L'assemblage a été renforcé par 8 vis de 6*120 au lieu des 16 vis prévues initialement. Une vue CAO est également présentée afin de visualiser la composition (cf. Figure 8-1).

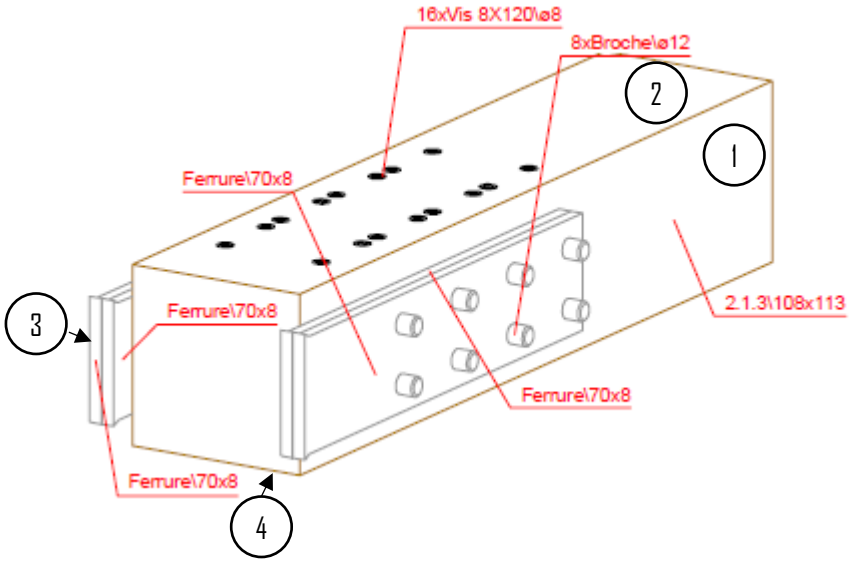


Figure 8-1 : Echantillon de la configuration 2-1-3

Le Tableau 8-1 présente la masse volumique des échantillons ramenée à 12% d'humidité.

Tableau 8-1 : Masse volumique des échantillons de la configuration 2-1-3

Configuration	Numéro d'échantillon	Masse volumique moyenne [kg/m^3]
2-1-3	1	452
	2	420
	3	432
	4	457
	5	465

8.2. RESULTATS

8.2.1. Echantillon 2-1-3-1

La Figure 8-2 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

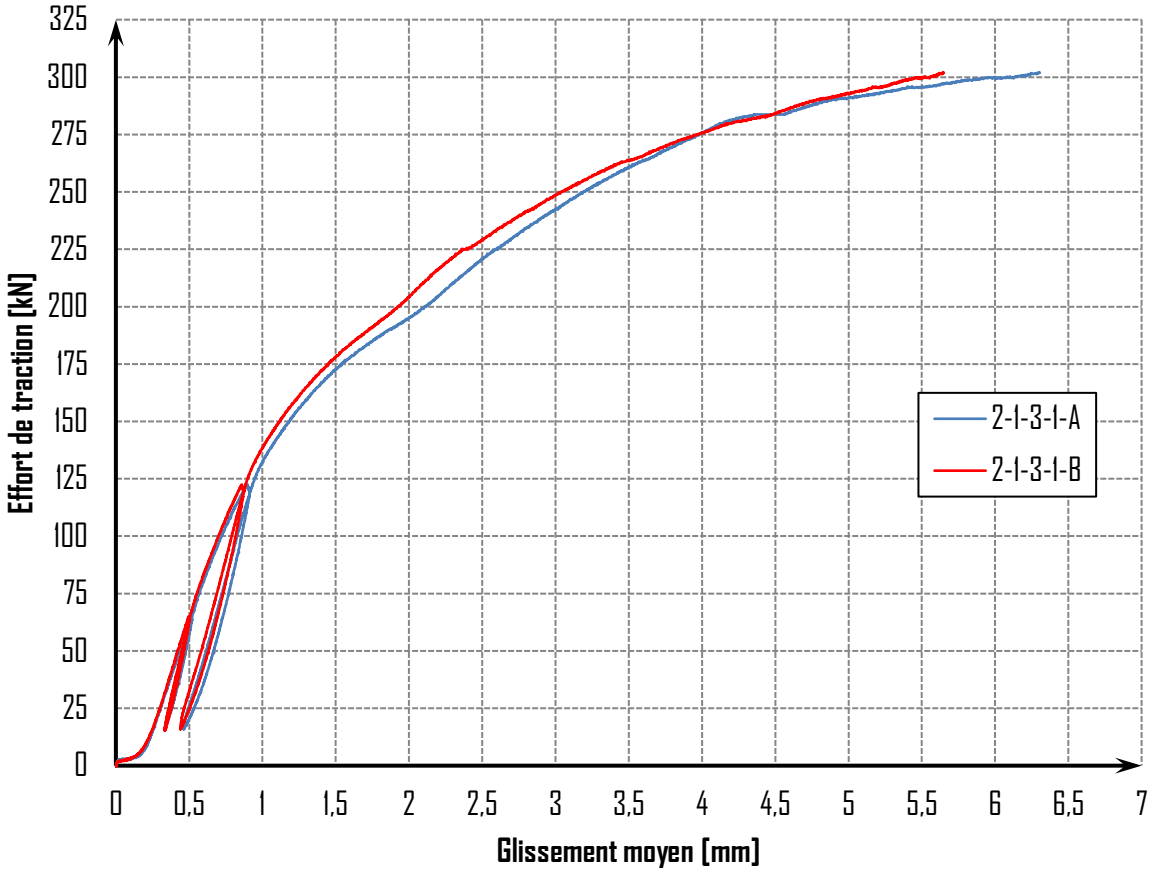


Figure 8-2 : Echantillon n°1 de la configuration 2-1-3

Le Tableau 8-2 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°2-1-3-1 où la rupture s'est produite.

Tableau 8-2 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 2-1-3-1

<table>
<tr>
<td>

(1)</td>
<td>
(3)</td>
</tr>
<tr>
<td>
(2)</td>
<td>
(4)</td>
</tr>
</table>

8.2.2. Echantillon 2-1-3-2

La Figure 8-3 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

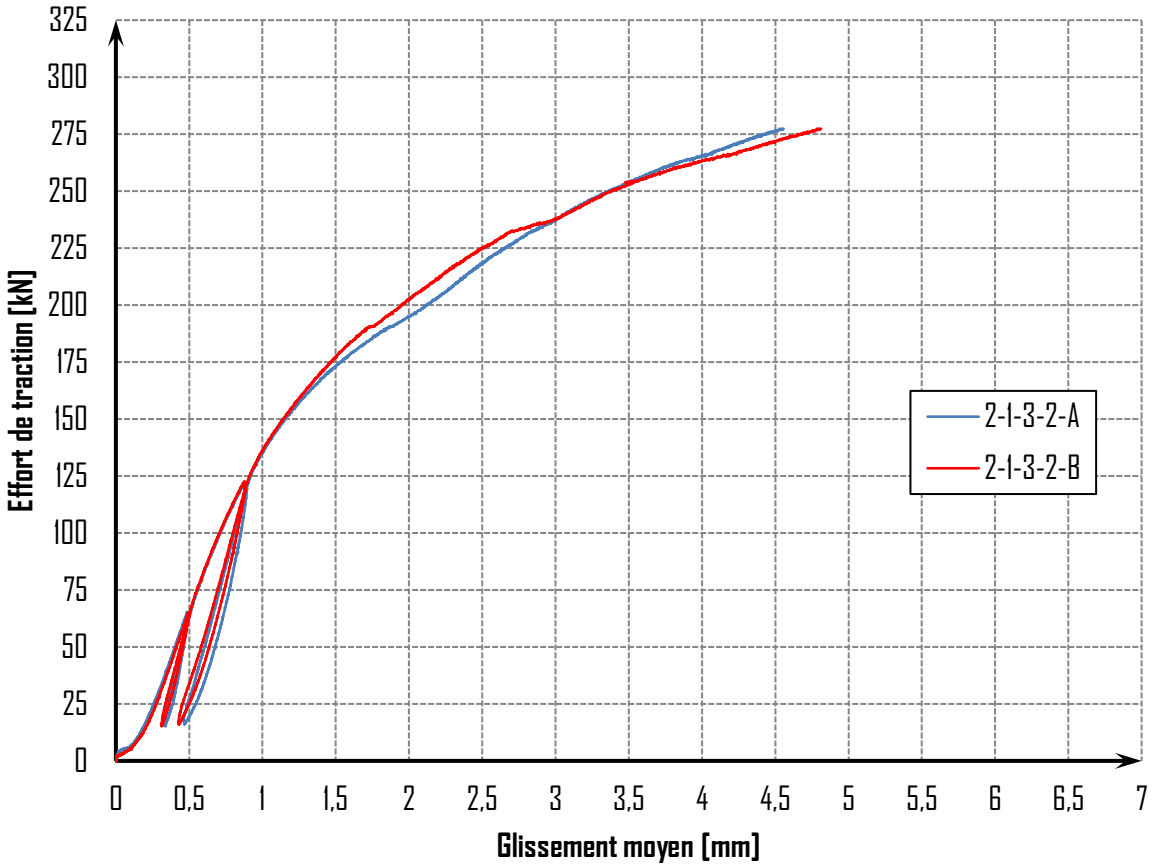


Figure 8-3 : Echantillon n°2 de la configuration 2-1-3

Le Tableau 8-3 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°2-1-3-2 où la rupture s'est produite.

Tableau 8-3 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 2-1-3-2

<table>
<tr>
<td>

(1)</td>
<td>
(3)</td>
</tr>
<tr>
<td>
(2)</td>
<td>
(4)</td>
</tr>
</table>

8.2.3. Echantillon 2-1-3-3

La Figure 8-4 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

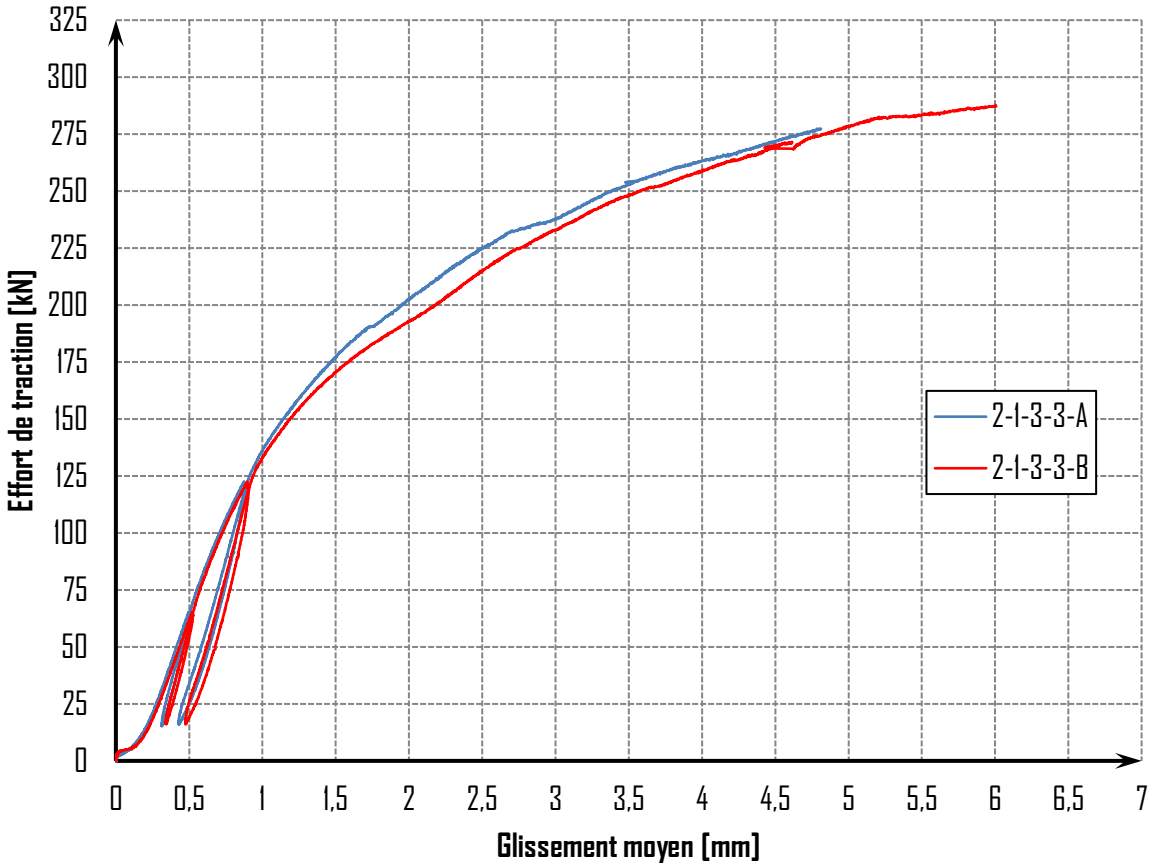


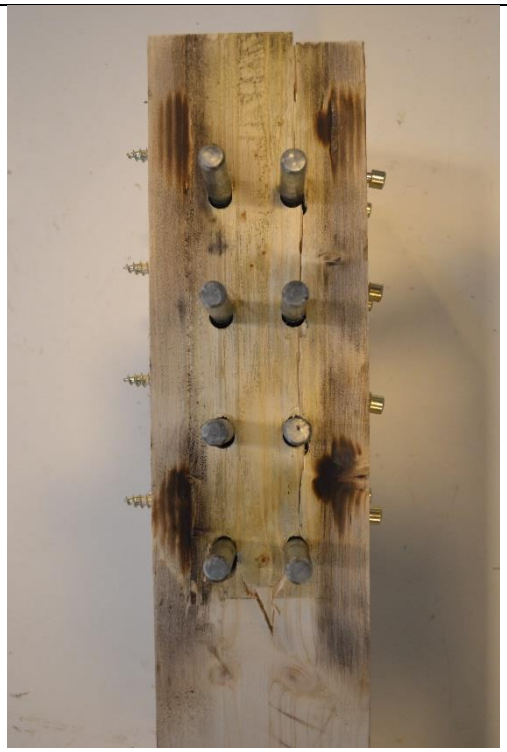
Figure 8-4 : Echantillon n°3 de la configuration 2-1-3

Le Tableau 8-4 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°2-1-3-3 où la rupture s'est produite.

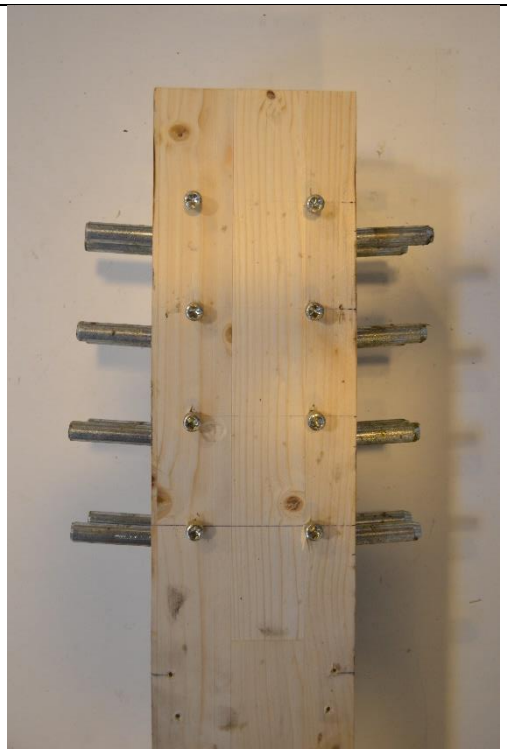
Tableau 8-4 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 2-1-3-3



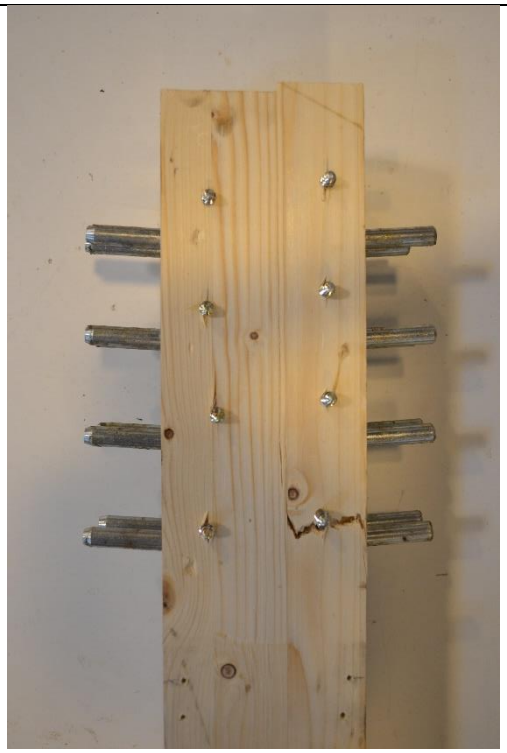
(1)



(3)



(2)



(4)

8.2.4. Echantillon 2-1-3-4

La Figure 8-5 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

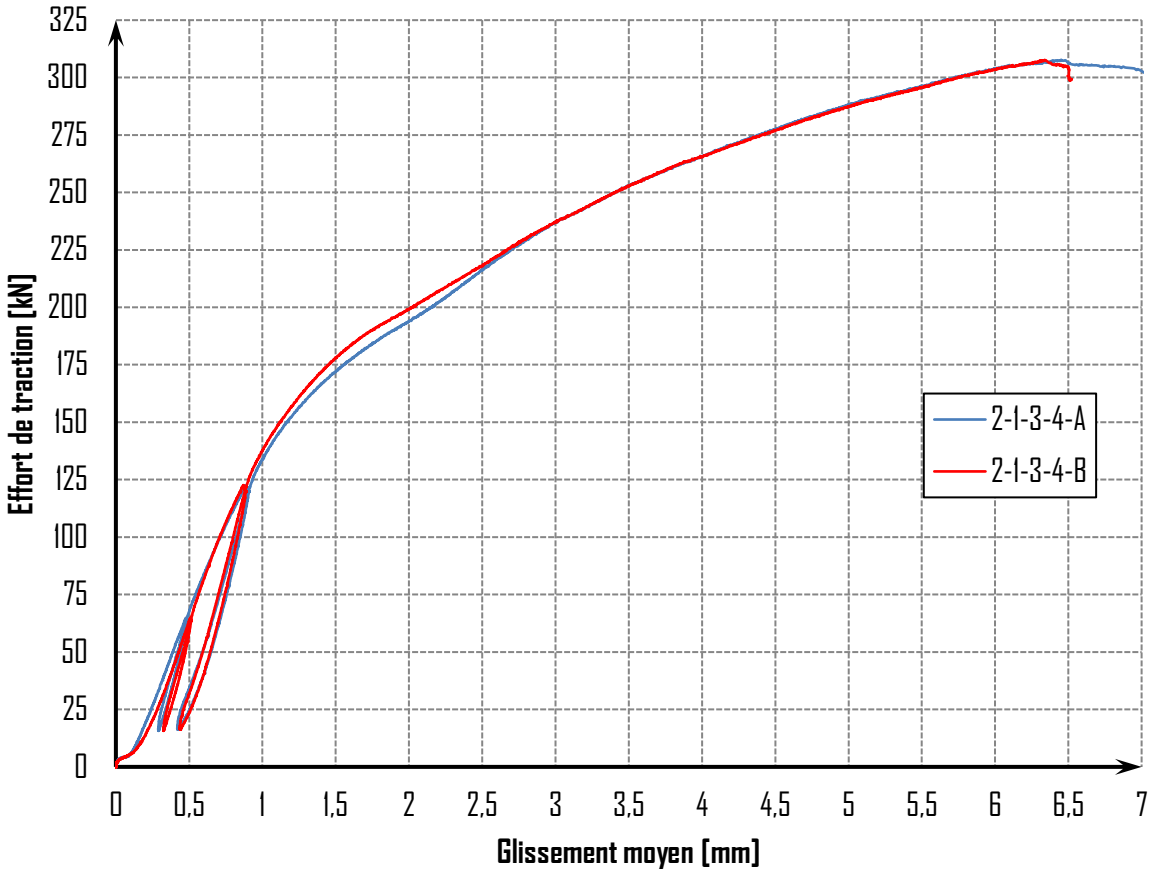
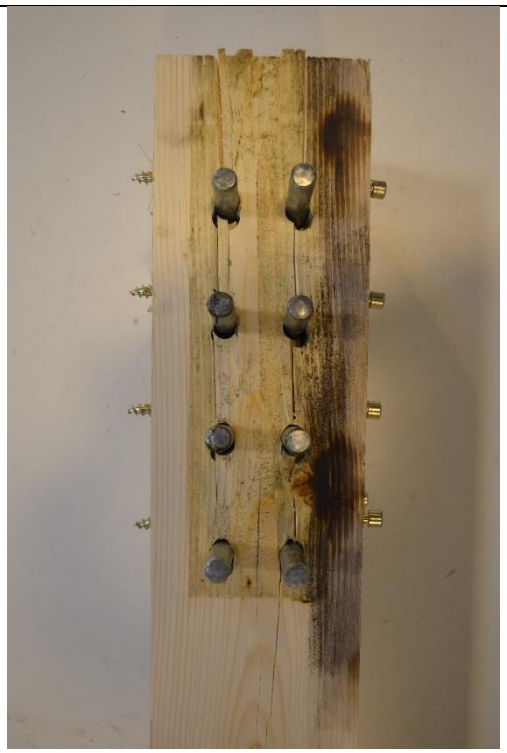
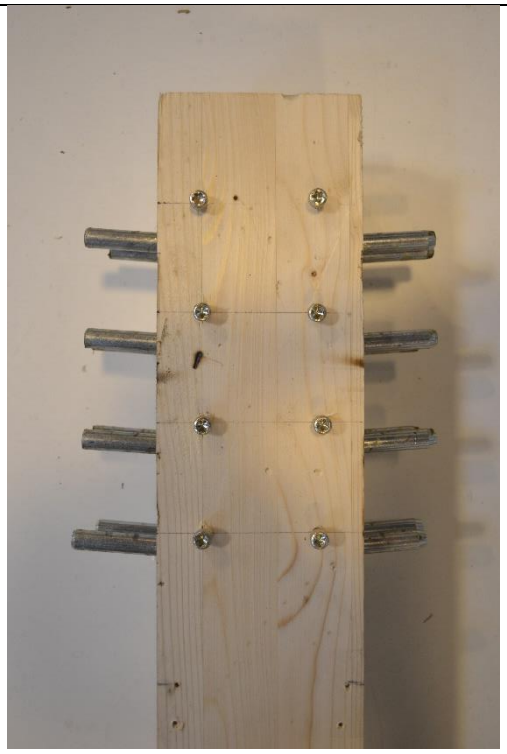
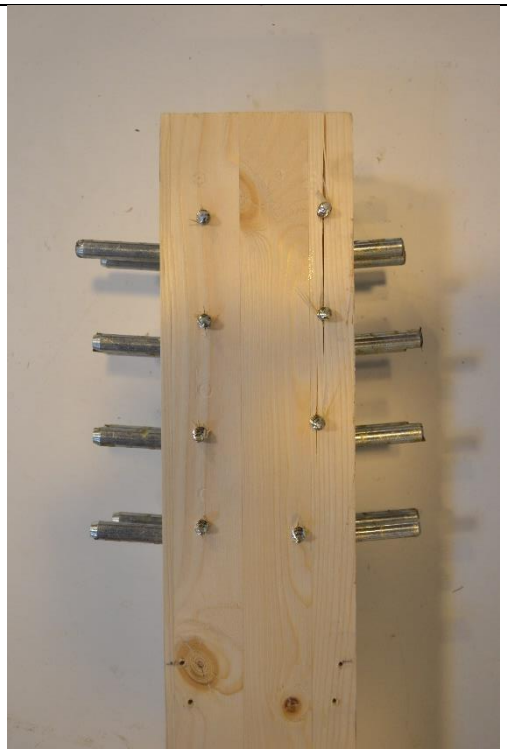


Figure 8-5 : Echantillon n°4 de la configuration 2-1-3

Le Tableau 8-5 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°2-I-3-4 où la rupture s'est produite.

Tableau 8-5 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 2-I-3-4

<table>
<tr>
<td>

(1)</td>
<td>
(3)</td>
</tr>
<tr>
<td>
(2)</td>
<td>
(4)</td>
</tr>
</table>

8.2.5. Echantillon 2-1-3-5

La Figure 8-6 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

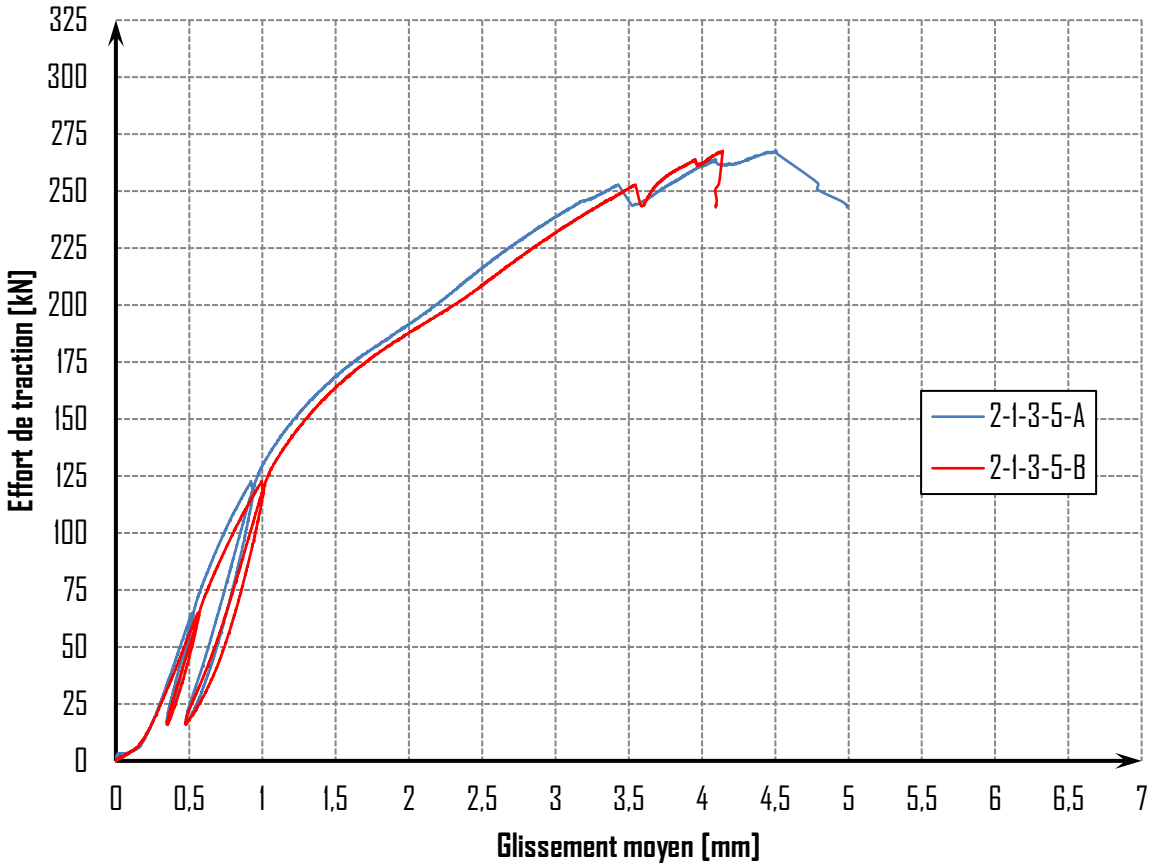
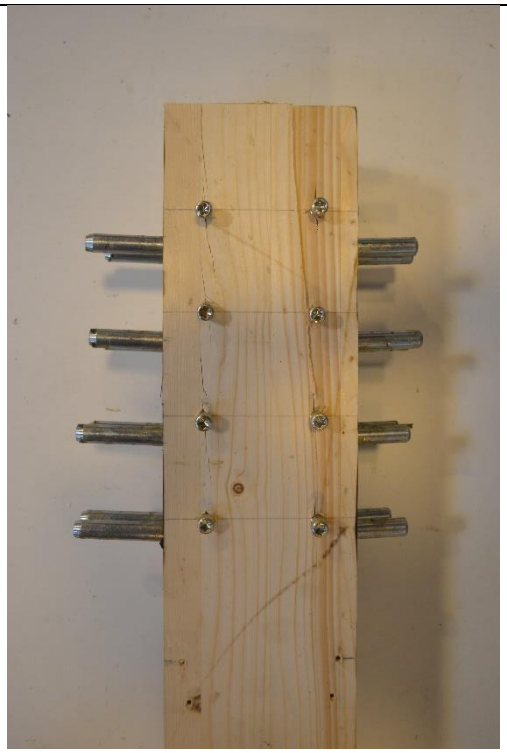


Figure 8-6 : Echantillon n°5 de la configuration 2-1-3

Le Tableau 8-6 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°2-1-3-5 où la rupture s'est produite.

Tableau 8-6 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 2-1-3-5

<table>
<tr>
<td>

(1)</td>
<td>
(3)</td>
</tr>
<tr>
<td>
(2)</td>
<td>
(4)</td>
</tr>
</table>

8.2.6. Synthèse

La Figure 8-7 présente les courbes de l'effort de traction dans les deux assemblages en fonction du glissement moyen obtenu à chaque extrémité de l'échantillon. Les résultats montrent un comportement semblable pour l'ensemble des échantillons. La Figure 8-8 présente un zoom des mêmes courbes pour un effort maximum de 140kN et un glissement de 1.4 mm maximum.

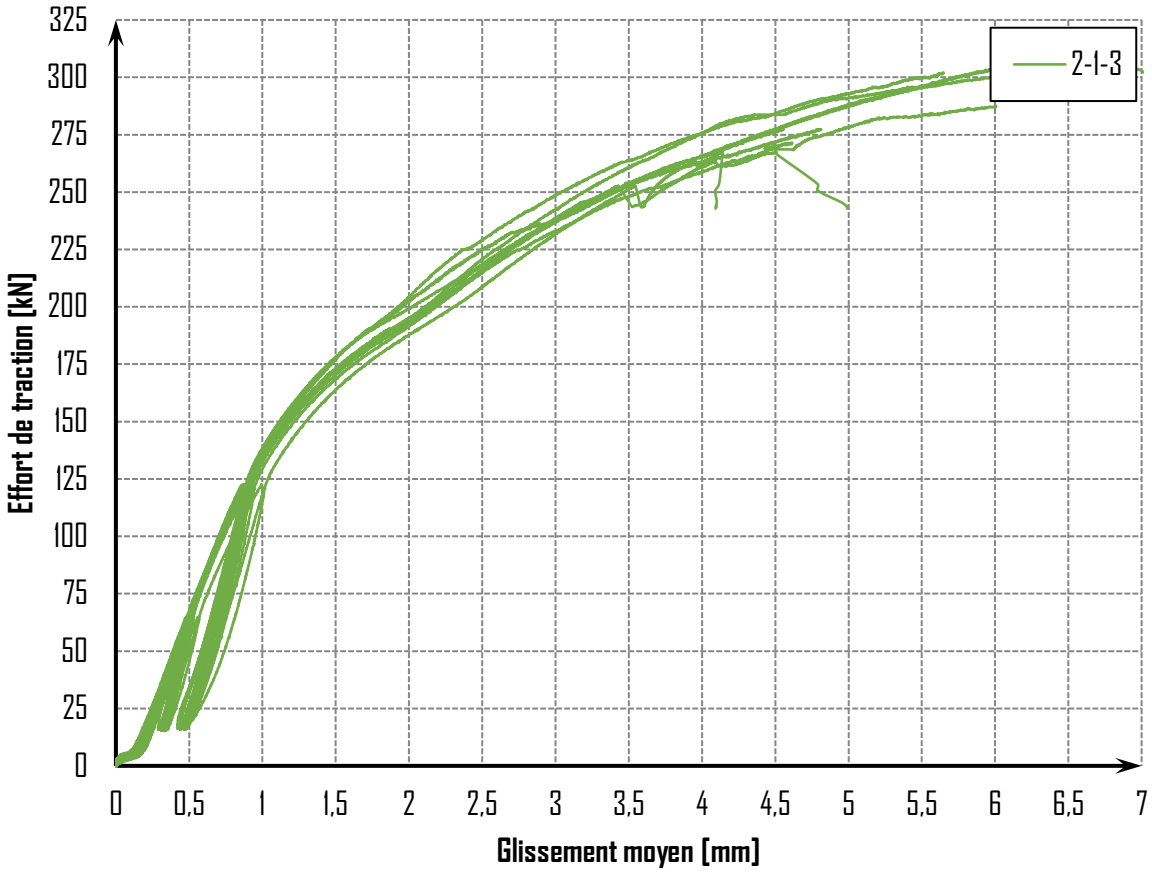


Figure 8-7 : Evolution de l'effort de traction en fonction du glissement moyen des échantillons de la configuration 2-1-3

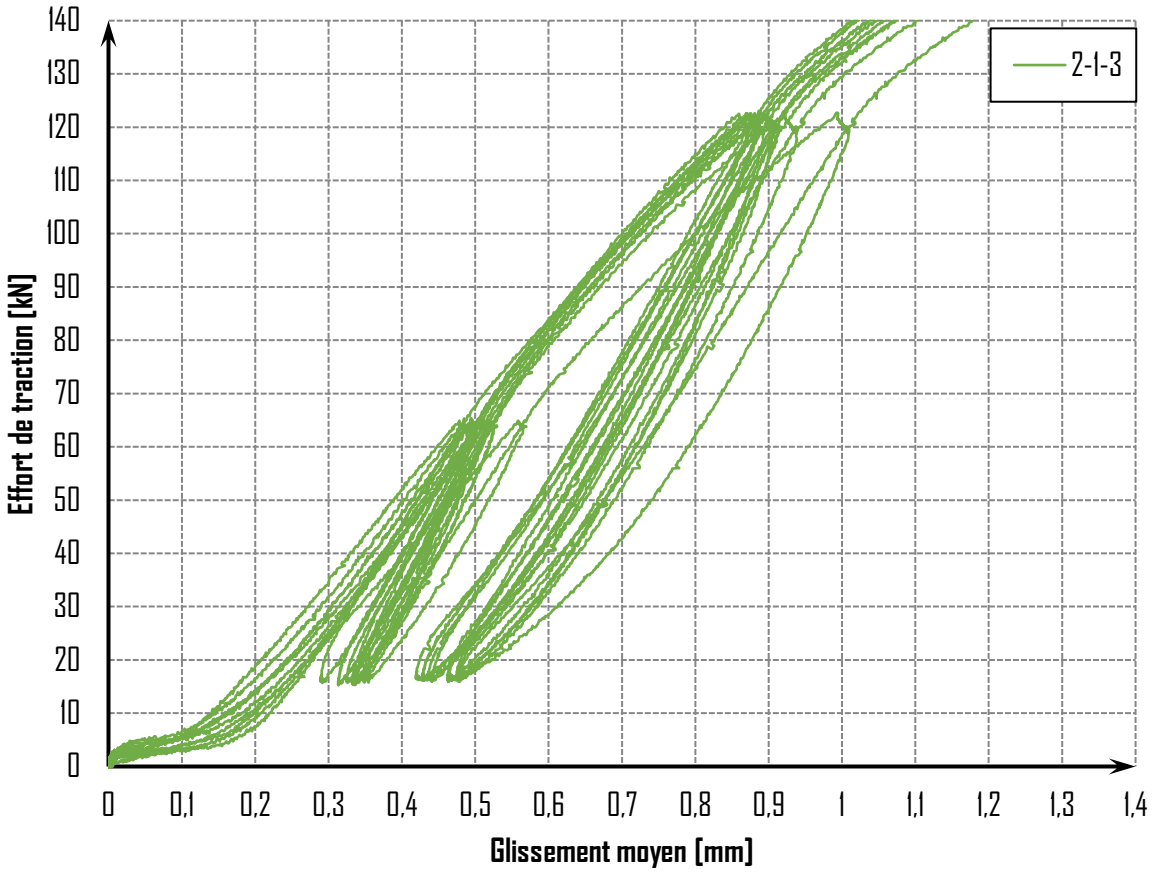


Figure 8-8 : Evolution de l'effort de traction en fonction du glissement moyen des échantillons de la configuration 2-1-3

Le Tableau 8-7 présente les valeurs des efforts de traction ainsi que les modes de rupture observés sur les faces 1 et 3 du côté de la rupture. Le

Tableau 8-8 présente les valeurs des raideurs d'assemblages définis selon le protocole d'essais rappelé dans ce présent document.

Tableau 8-7 : Résultats des efforts de traction [kN] ainsi que du mode rupture

Echantillon	Effort	Masse volumique	Type de rupture
2-1-3-1	301.8	452	L
2-1-3-2	277.4	420	SN
2-1-3-3	287.2	432	C
2-1-3-4	307.6	457	C
2-1-3-5	267.6	465	L
Moyenne	288.32	445	
Maximum	307.61	465	
Minimum	267.62	420	
Ecart type	16.61	18.76	
COV	5.76%	4.21%	

Tableau 8-8 : Résultats des raideurs d'assemblage [kN/mm] et des jeux initiaux

Echantillon	K_{ser}	$K_{el,unload}$	$K_{el,reload}$	$K_{el,ELU,unload}$	$K_{el,ELU,reload}$	Jeu
2-1-3-1	169.30	296.25	254.66	262.29	231.64	0.15
	178.39	321.89	269.63	268.42	238.45	0.16
2-1-3-2	160.44	398.22	253.05	288.81	241.60	0.10
	166.95	300.77	243.07	262.07	227.59	0.13
2-1-3-3	165.80	297.01	248.61	271.12	236.41	0.14
	170.38	300.30	243.80	265.86	225.53	0.17
2-1-3-4	153.25	277.96	224.60	250.66	215.62	0.08
	170.45	294.62	240.24	267.94	237.66	0.14
2-1-3-5	161.53	301.40	252.51	256.06	226.44	0.14
	145.53	215.58	215.58	233.49	204.20	0.13
Moyenne	**164.20**	**300.40**	**244.57**	**262.67**	**228.51**	**0.13**
Maximum	178.39	398.22	269.63	288.81	241.60	0.17
Minimum	145.53	215.58	215.58	233.49	204.20	0.08
Ecart type	9.46	44.46	15.43	14.40	11.53	0.03
COV	5.76%	14.80%	6.31%	5.48%	5.05%	20.20%

8.2.7. Analyse statistique

L'annexe D de la norme NF EN 1990 Partie D7 [3] fournie deux approches permettant de déterminer une propriété caractéristique d'un produit, dans le cas présent, l'effort de traction caractéristique. Il a été choisi que les données soient dépouillées en suivant une loi Log Normale, ce qui, comme le précise l'annexe D [3], présente l'avantage d'exclure les valeurs négatives.

La première approche suppose que le coefficient de variation (COV) Vx est inconnu tandis que la deuxième approche suppose que le COV est parfaitement connu.

Dans le tableau ci-dessous, les valeurs des efforts de traction à rupture de l'assemblage complet sont présentées. A partir de ces valeurs, il est possible de déterminer une valeur caractéristique de l'effort de traction des assemblages à rupture conformément au dépouillement statistique de l'Annexe D de la norme NF EN 1990 [3]. Le coefficient de variation Vx étant inférieur à 10%, il est nécessaire de passer par une approche Vx connu. Cependant, aucune analogie n'est possible.

Tableau 8-9 : Détermination de la valeur caractéristique de l'assemblage 2-1-3

Echantillon	mi	ln(mi)	(ln(mi)-moy)²	N essai	kn	sy	Analogie	sy cor	ks	mk
2-1-3-1	301.8	5.71	2.21E-03	5	Connu	5.76%	Non	10.00%	1.80	240.50
2-1-3-2	277.4	5.63	1.40E-03							
2-1-3-3	287.2	5.66	5.99E-06							
2-1-3-4	307.6	5.73	4.37E-03							
2-1-3-5	267.6	5.59	5.36E-03							
Moyenne	288.32	5.66								
Minimum	267.62									
Maximum	307.61									
Ecart type	16.61									
COV	5.76%									

A partir de ces hypothèses, il est possible de calculer la valeur caractéristique de l'effort de traction à rupture de l'assemblage de type 2-1-3 constitué des 8 broches selon l'équation suivante :

$$F_{t,Rk} = \exp\left(m_y - k_n \times 0,10\right) = \exp\left(5,66 - 1,80 \times 0,10\right) = 240,50kN$$

9. - CONFIGURATION 3-1-1

9.1. ECHANTILLON

Pour rappel, la configuration d'essai consiste en un test de traction d'une barre en bois lamellé-collé comportant à chaque extrémité un assemblage constitué de 8 broches de diamètre 12 mm, répartie en 2 files de 4 broches et de deux plaques en âme. Le mode prévu pour ce type d'assemblage est un mode 2, dont la note de calculs a imposé les épaisseurs de bois extérieures à 39mm et une épaisseur intérieure à 60mm. L'assemblage a été renforcé par 32 vis de 6*120 plus une vis de fermeture afin d'éviter l'ouverture de l'assemblage. Une vue CAO est également présentée afin de visualiser la composition (cf. Figure 9-1).

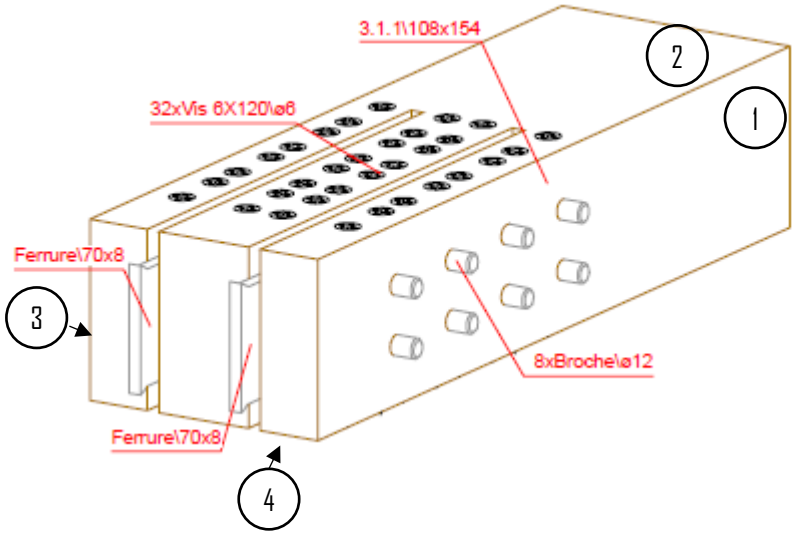


Figure 9-1 : Echantillon de la configuration 3-1-1

Le Tableau 9-1 présente la masse volumique par bois constituant un échantillon et la moyenne de la masse volumique de l'échantillon ramenée à 12% d'humidité.

Tableau 9-1 : Masse volumique des bois et de l'échantillon de la configuration 3-1-1

Configuration	Numéro d'échantillon	Masse volumique par bois [kg/m^3]	Masse volumique moyenne [kg/m^3]
3-1-1	1	441	442
		429	
		455	
	2	496	480
		466	
		479	
	3	472	449
		453	
		422	
	4	466	444
		417	
		450	
	5	441	456
		466	
		460	

9.2. RESULTATS

9.2.1. Echantillon 3-1-1-1

La Figure 9-2 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

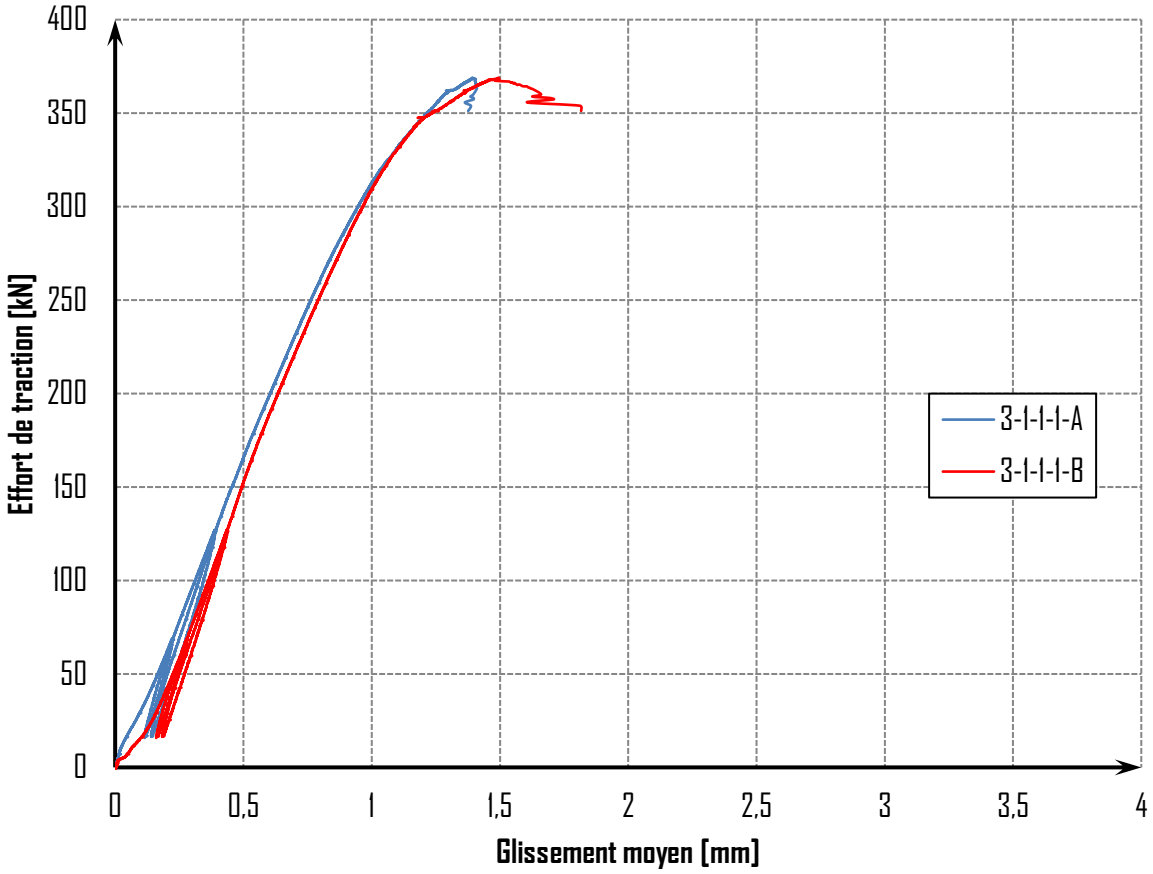
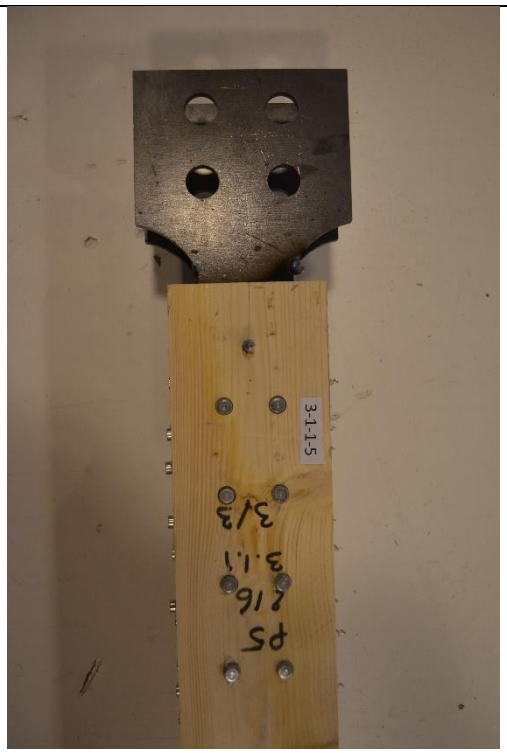
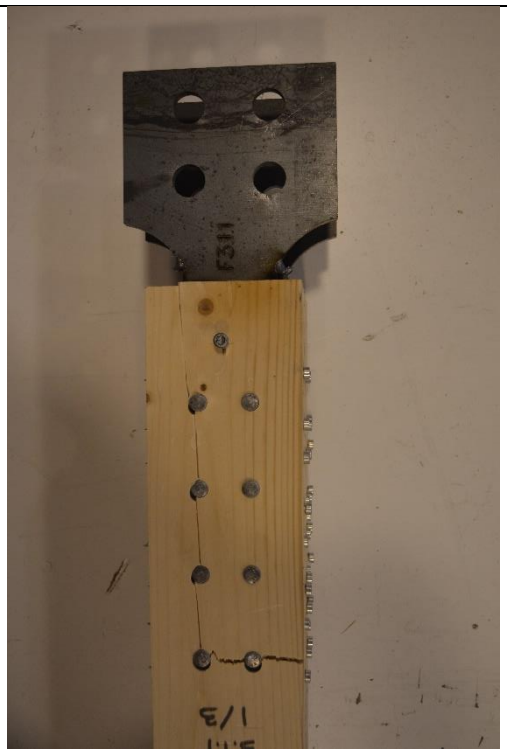
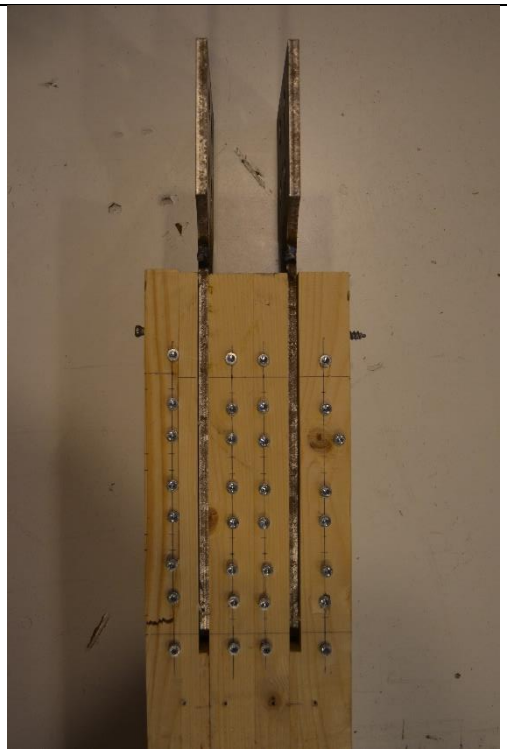
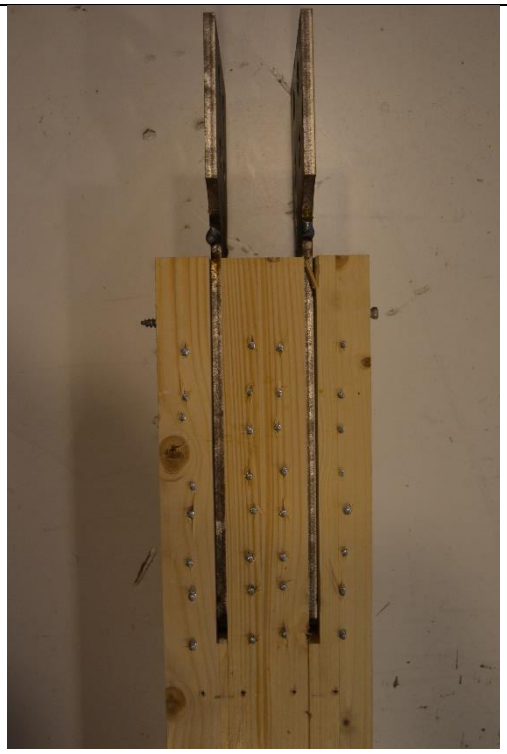


Figure 9-2 : Echantillon n°1 de la configuration 3-1-1

Le Tableau 9-2 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°3-1-1-1 où la rupture s'est produite.

Tableau 9-2 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 3-1-1-1

<table>
<tr>
<td>

(1)</td>
<td>
(3)</td>
</tr>
<tr>
<td>
(2)</td>
<td>
(4)</td>
</tr>
</table>

9.2.2. Echantillon 3-1-1-2

La Figure 9-3 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

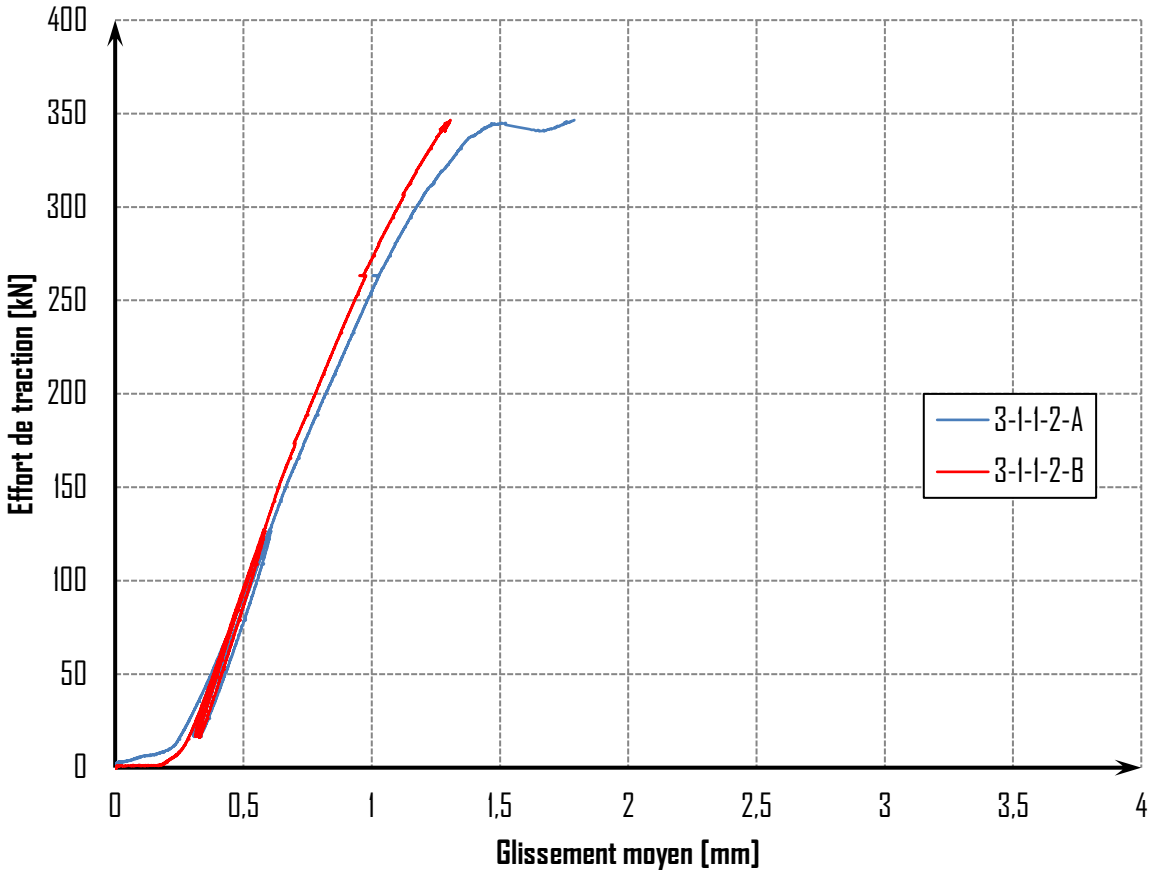
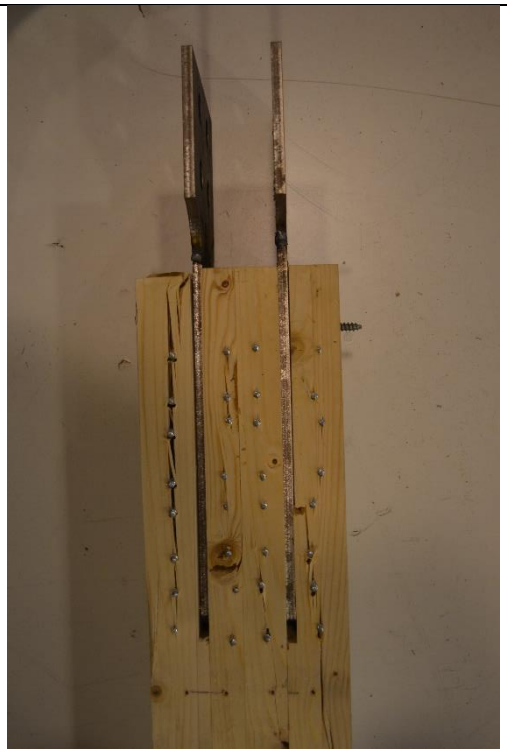
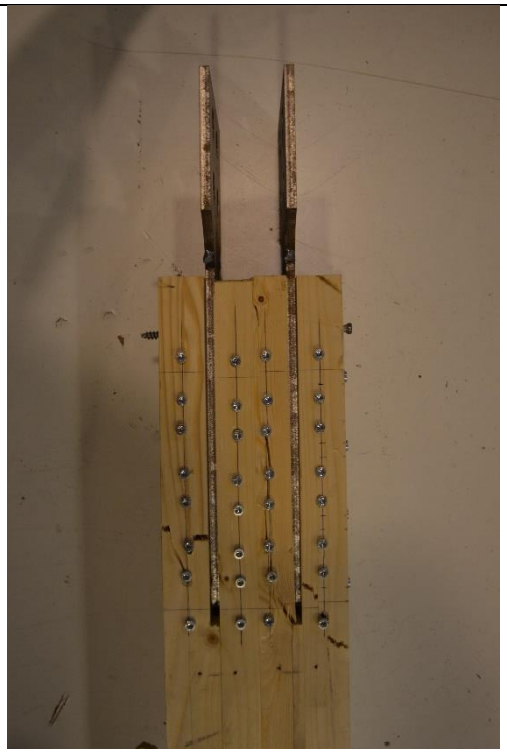


Figure 9-3 : Echantillon n°2 de la configuration 3-1-1

Le Tableau 9-3 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°3-1-1-2 où la rupture s'est produite.

Tableau 9-3 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 3-1-1-2

<table>
<tr>
<td>

(1)</td>
<td>
(3)</td>
</tr>
<tr>
<td>
(2)</td>
<td>
(4)</td>
</tr>
</table>

9.2.3. Echantillon 3-1-1-3

La Figure 9-4 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

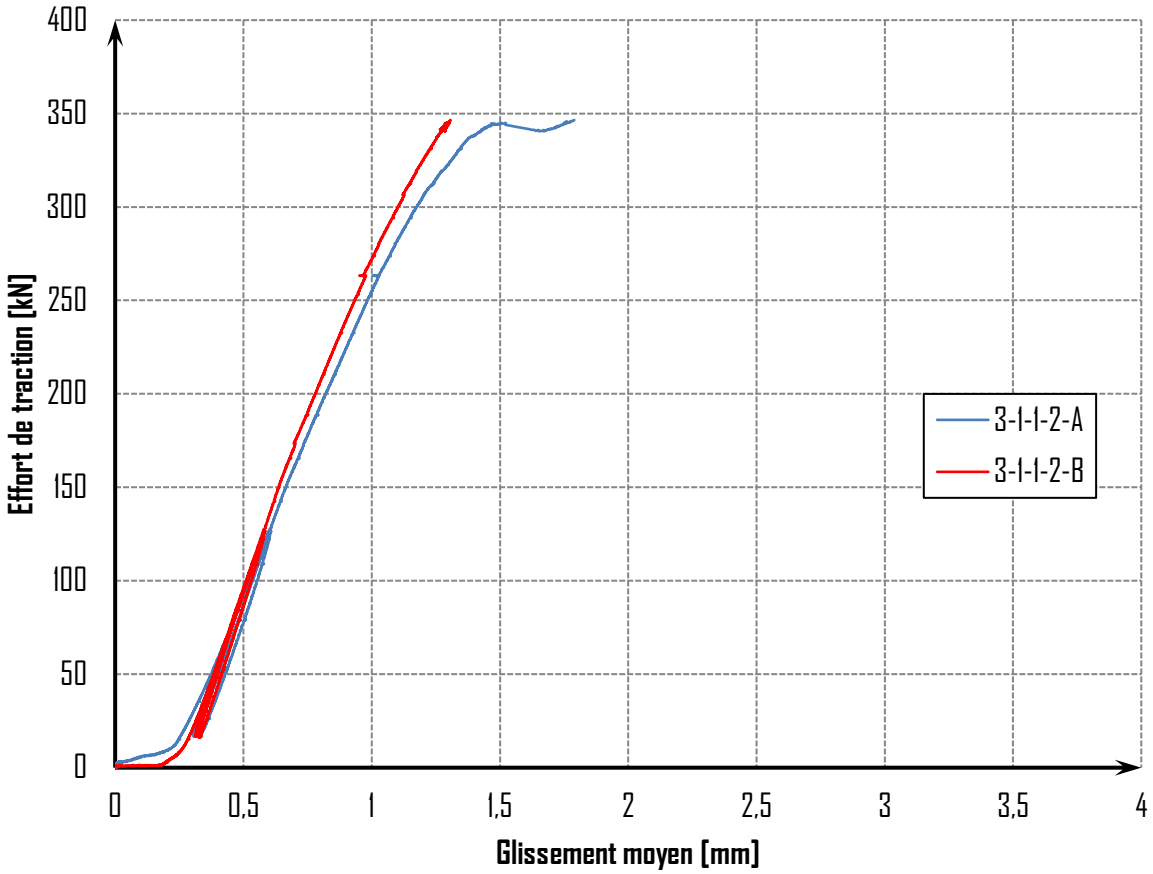
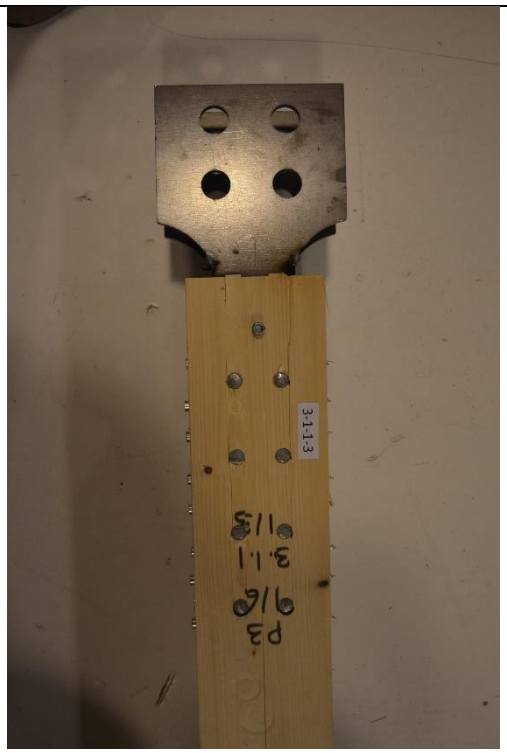


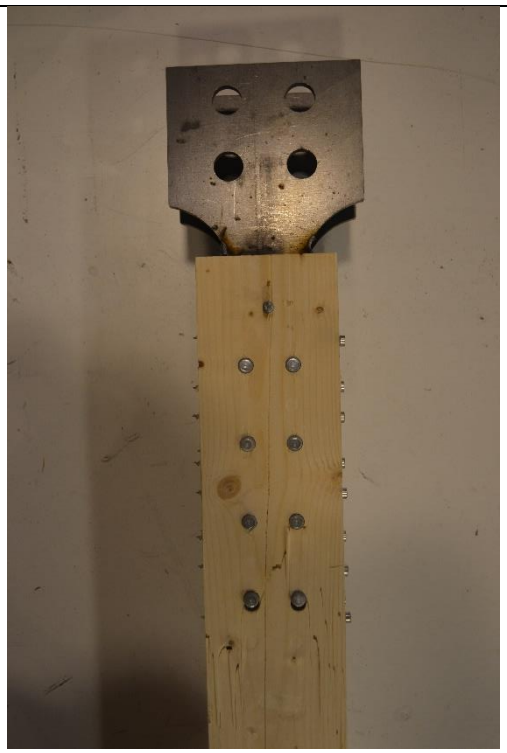
Figure 9-4 : Echantillon n°3 de la configuration 3-1-1

Le Tableau 9-4 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°3-1-1-3 où la rupture s'est produite.

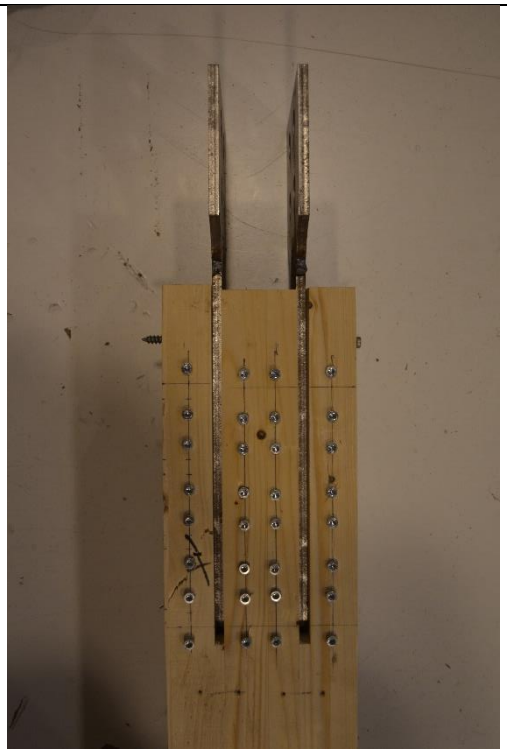
Tableau 9-4 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 3-1-1-3



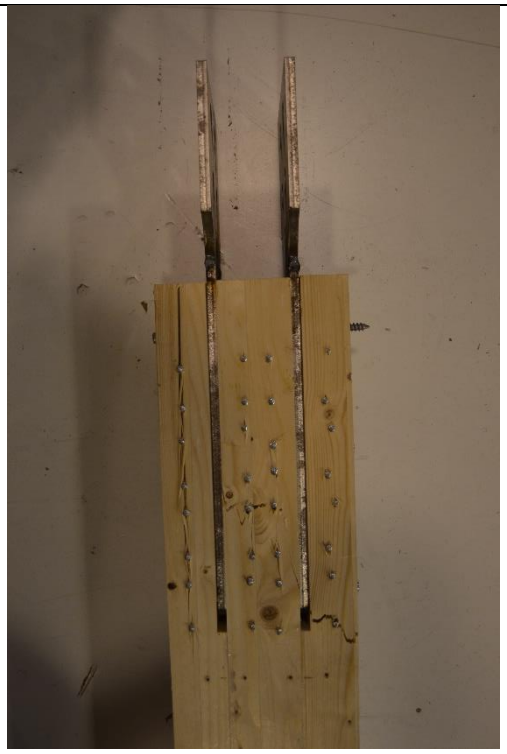
(1)



(3)



(2)



(4)

9.2.4. Echantillon 3-1-1-4

La Figure 9-5 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

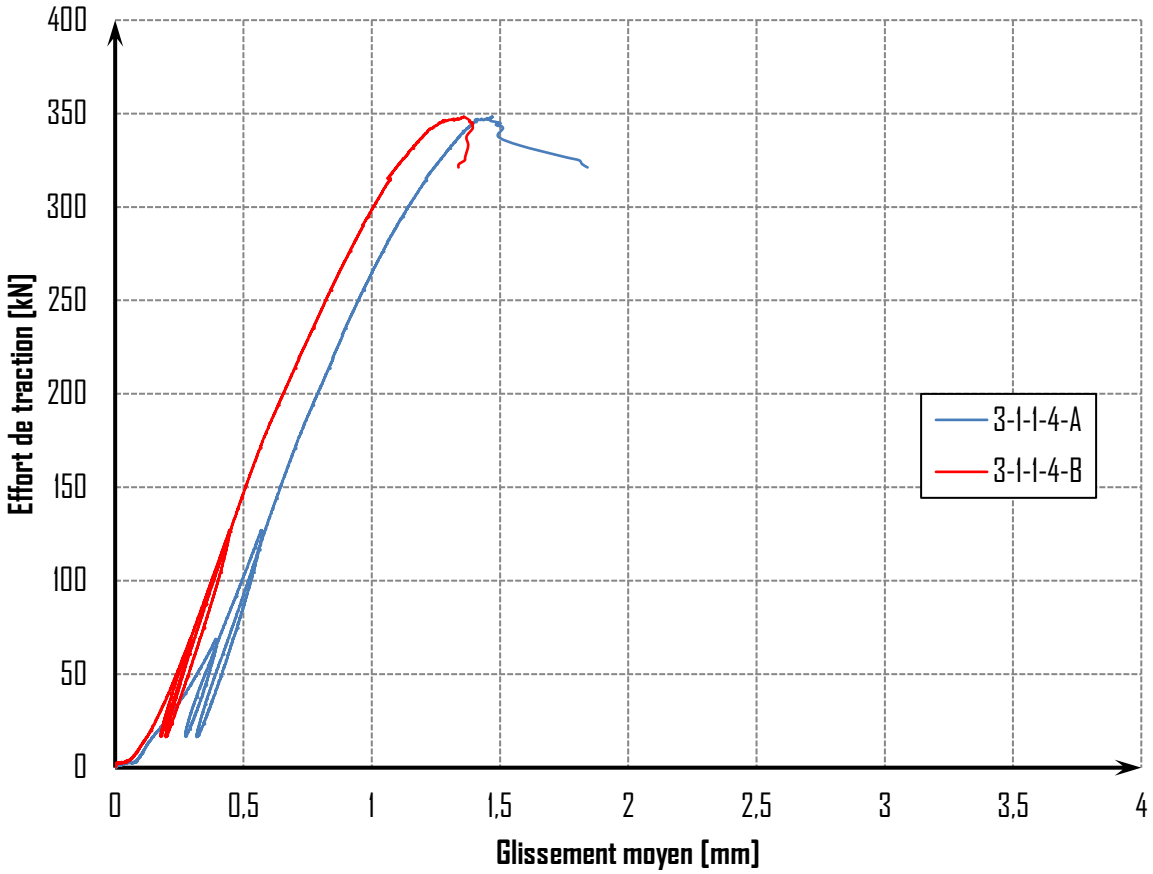
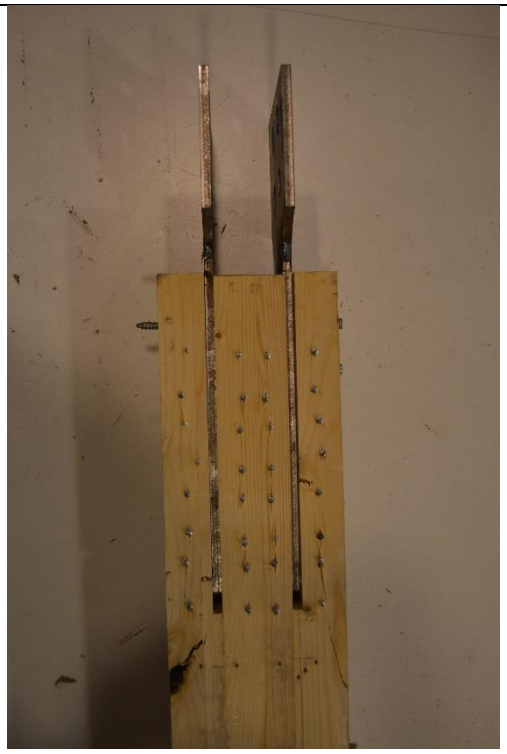
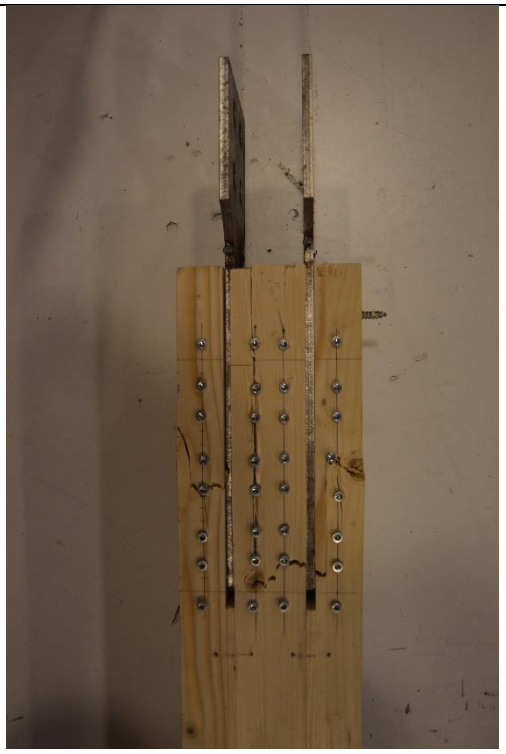


Figure 9-5 : Echantillon n°4 de la configuration 3-1-1

Le Tableau 9-5 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°3-1-1-4 où la rupture s'est produite.

Tableau 9-5 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 3-1-1-4

<table>
<tr>
<td>

(1)</td>
<td>
(3)</td>
</tr>
<tr>
<td>
(2)</td>
<td>
(4)</td>
</tr>
</table>

9.2.5. Echantillon 3-1-1-5

La Figure 9-6 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

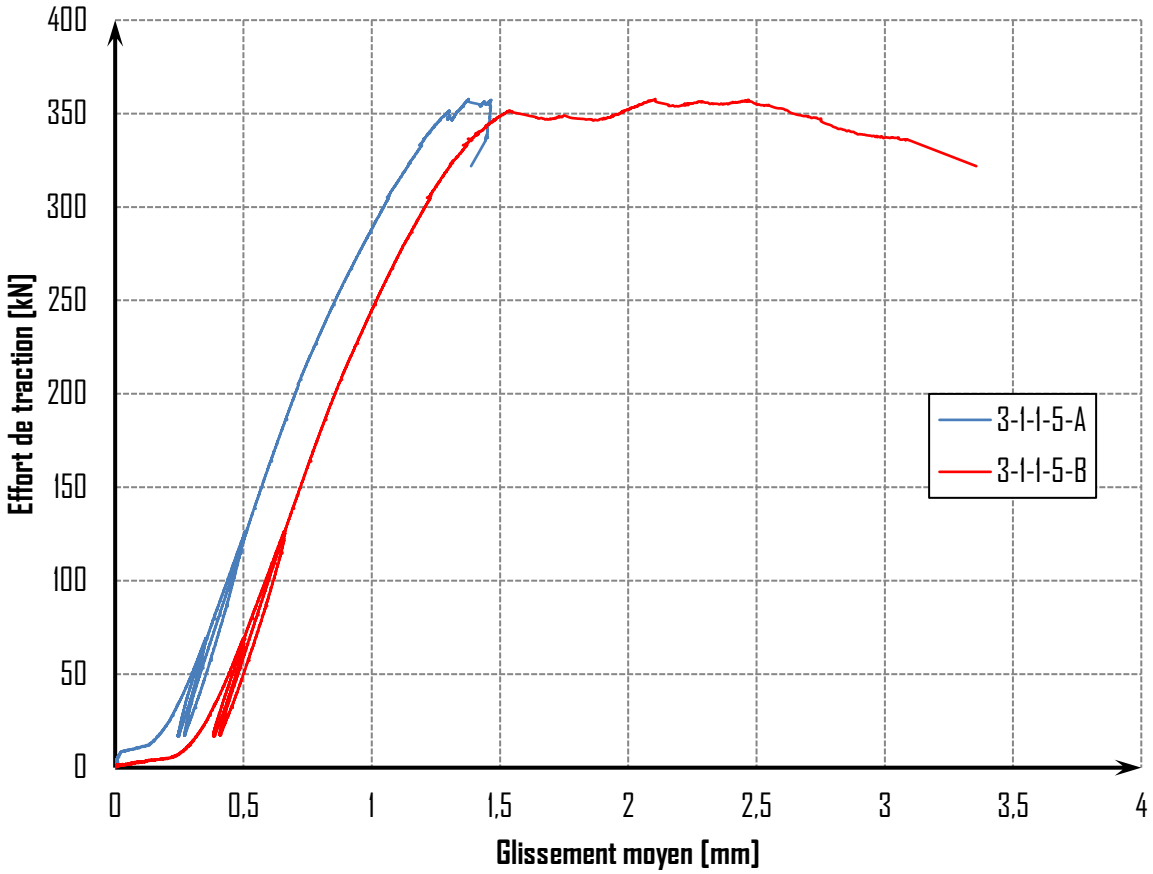
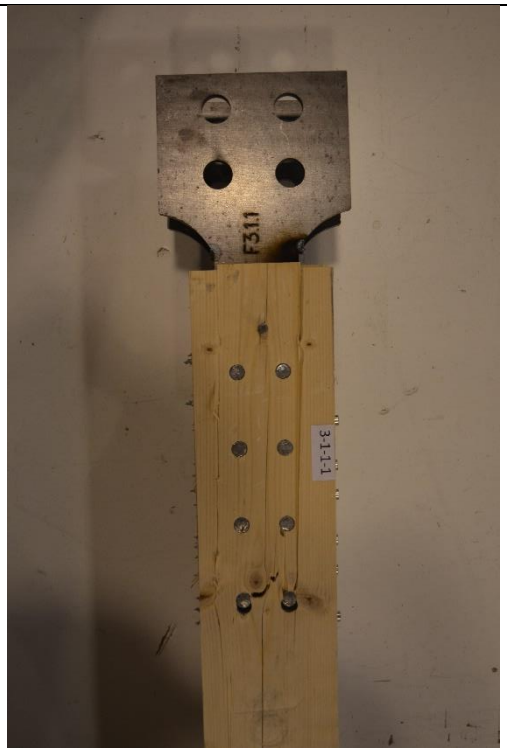


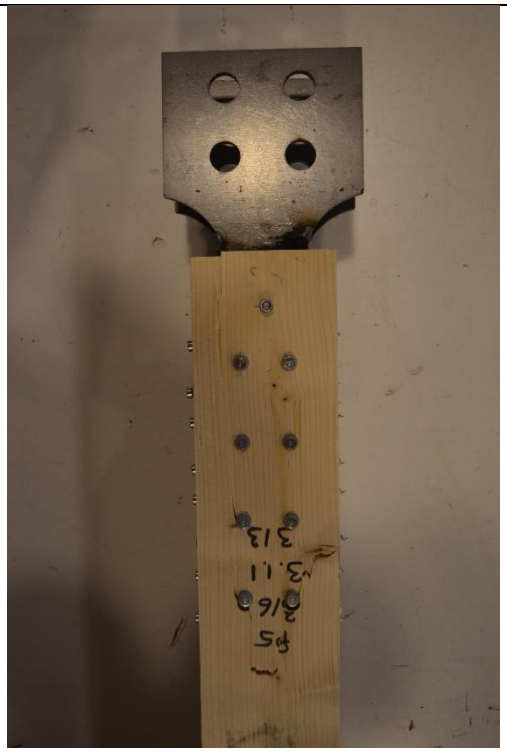
Figure 9-6 : Echantillon n°5 de la configuration 3-1-1

Le Tableau 9-6 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°3-1-1-5 où la rupture s'est produite.

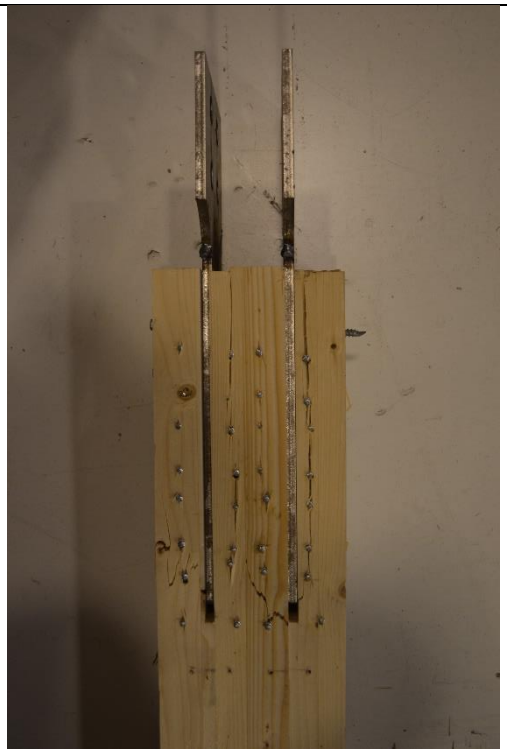
Tableau 9-6 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 3-1-1-5



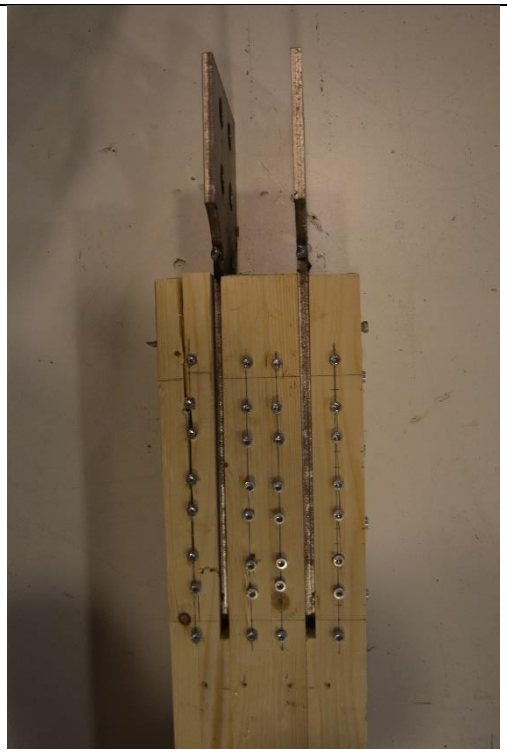
(1)



(3)



(2)



(4)

9.2.6. Synthèse

La Figure 9-7 présente les courbes de l'effort de traction dans les deux assemblages en fonction du glissement moyen obtenu à chaque extrémité de l'échantillon. Les résultats montrent un comportement semblable pour l'ensemble des échantillons. La Figure 9-8 présente un zoom des mêmes courbes pour un effort maximum de 140kN et un glissement de 1 mm maximum.

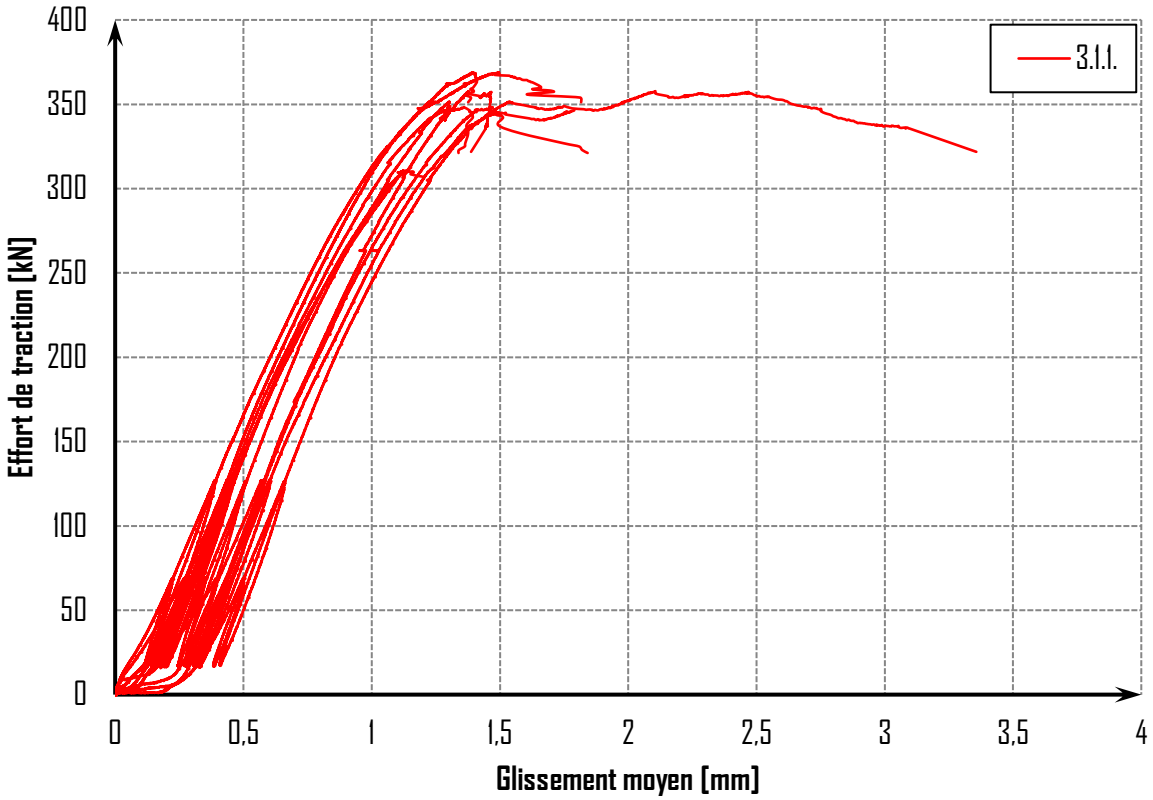


Figure 9-7 : Evolution de l'effort de traction en fonction du glissement moyen des échantillons de la configuration 3-1-1

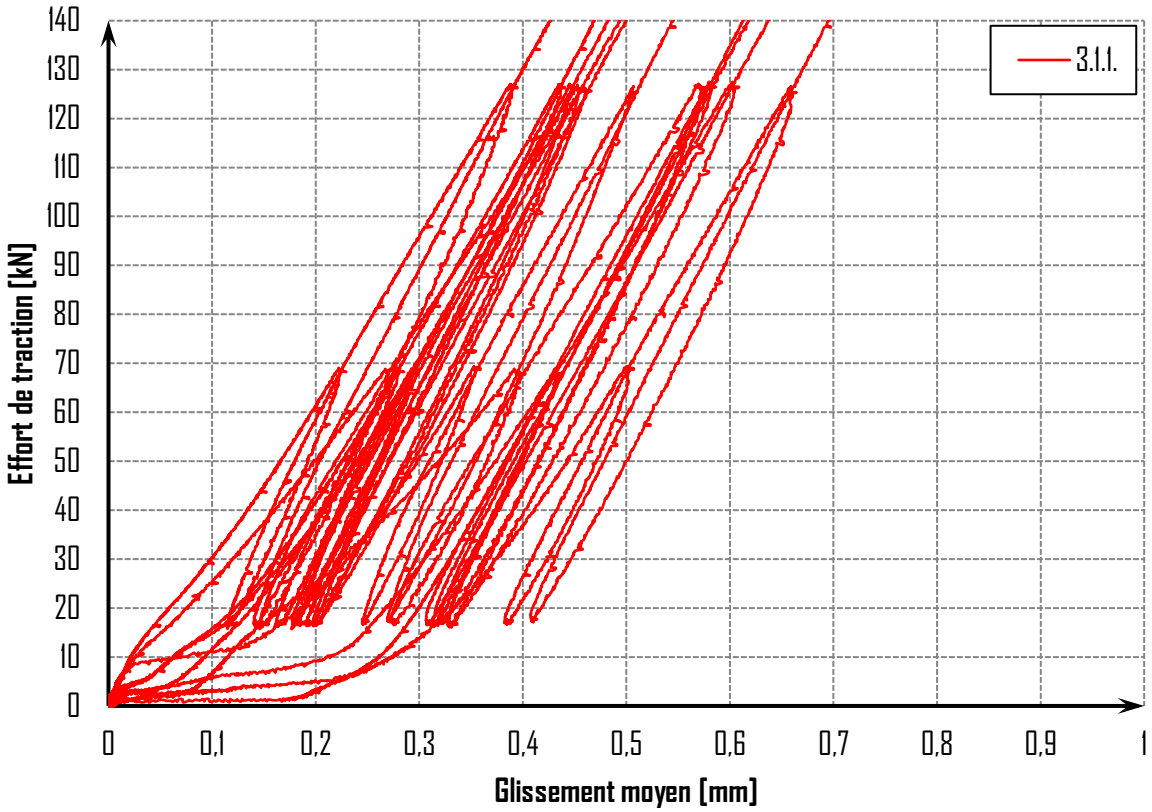


Figure 9-8 : Evolution de l'effort de traction en fonction du glissement moyen des échantillons de la configuration 3-1-1

Le Tableau 9-7 présente les valeurs des efforts de traction ainsi que les modes de rupture observés sur les faces 1 et 3 du côté de la rupture. Le

Tableau 9-8 présente les valeurs des raideurs d'assemblages définis selon le protocole d'essais rappelé dans ce présent document.

Tableau 9-7 : Résultats des efforts de traction [kN] ainsi que du mode rupture

Echantillon	Effort	Masse volumique	Type de rupture
3-1-1-1	368.9	442	L
			C
			SNP/C (tef=18)
3-1-1-2	345.7	480	SN
			C
			SN
3-1-1-3	310.6	449	SN
			L
			CP (tef=18)/CL
3-1-1-4	348.3	444	L
			L
			SN
3-1-1-5	357.8	456	C
			CL (1 files)
			C
Moyenne	346.27	454	
Maximum	368.94	480	
Minimum	310.59	442	
Ecart type	21.93	15.54	
COV	6.33%	3.42%	

Tableau 9-8 : Résultats des raideurs d'assemblage [kN/mm] et des jeux initiaux

Echantillon	K_{ser}	$K_{el,unload}$	$K_{el,reload}$	$K_{el,ELU,unload}$	$K_{el,ELU,reload}$	Jeu
3-1-1-1	338.65	515.47	428.61	452.43	410.64	0.01
	360.45	459.56	391.76	441.58	406.86	0.08
3-1-1-2	334.13	432.16	368.12	412.94	381.86	0.22
	389.96	460.28	407.30	440.59	417.07	0.25
3-1-1-3	296.01	465.86	356.22	438.67	387.56	0.02
	338.55	476.70	391.42	436.18	395.36	0.09
3-1-1-4	284.13	481.45	355.35	454.45	395.53	0.13
	362.18	479.84	411.78	448.83	420.02	0.10
3-1-1-5	352.56	525.14	410.61	475.46	421.77	0.15
	345.37	415.05	415.05	436.87	418.32	0.29
Moyenne	**340.20**	**471.15**	**393.62**	**443.80**	**405.50**	**0.13**
Maximum	389.96	525.14	428.61	475.46	421.77	0.29
Minimum	284.13	415.05	355.35	412.94	381.86	0.01
Ecart type	31.07	33.40	25.84	16.04	14.47	0.09
COV	9.13%	7.09%	6.57%	3.61%	3.57%	70.40%

9.2.7. Analyse statistique

L'annexe D de la norme NF EN 1990 Partie D7 [3] fournie deux approches permettant de déterminer une propriété caractéristique d'un produit, dans le cas présent, l'effort de traction caractéristique. Il a été choisi que les données soient dépouillées en suivant une loi Log Normale, ce qui, comme le précise l'annexe D [3], présente l'avantage d'exclure les valeurs négatives.

La première approche suppose que le coefficient de variation (COV) Vx est inconnu tandis que la deuxième approche suppose que le COV est parfaitement connu.

Dans le tableau ci-dessous, les valeurs des efforts de traction à rupture de l'assemblage complet sont présentées. A partir de ces valeurs, il est possible de déterminer une valeur caractéristique de l'effort de traction des assemblages à rupture conformément au dépouillement statistique de l'Annexe D de la norme NF EN 1990 [3]. Le coefficient de variation Vx étant inférieur à 10%, il est nécessaire de passer par une approche Vx connu. Cependant, aucune analogie n'est possible.

Tableau 9-9 : Détermination de la valeur caractéristique de l'assemblage 3-1-1

Echantillon	mi	ln(mi)	(ln(mi)-moy)²	N essai	kn	sy	Analogie	sy cor	ks	mk
3-1-1-1	368.9	5.91	4.24E-03	5	Connu	6.33%	Non	10.00%	1.80	288.75
3-1-1-2	345.7	5.85	1.47E-08							
3-1-1-3	310.6	5.74	1.15E-02							
3-1-1-4	348.3	5.85	5.63E-05							
3-1-1-5	357.8	5.88	1.18E-03							
Moyenne	346.27	5.85								
Minimum	310.59									
Maximum	368.94									
Ecart type	21.93									
COV	6.33%									

A partir de ces hypothèses, il est possible de calculer la valeur caractéristique de l'effort de traction à rupture de l'assemblage de type 3-1-1 constitué des 8 broches selon l'équation suivante :

$$F_{t,Rk} = \exp\left(m_y - k_n \times 0,10\right) = \exp\left(5,85 - 1,80 \times 0,10\right) = 288,75kN$$

10. - CONFIGURATION 3-1-2

10.1. ECHANTILLON

Pour rappel, la configuration d'essai consiste en un test de traction d'une barre en bois lamellé-collé comportant à chaque extrémité un assemblage constitué de 8 broches de diamètre 12 mm, répartie en 2 files de 4 broches et de deux plaques en âme. Le mode prévu pour ce type d'assemblage est un mode 5, dont la note de calculs a imposé les épaisseurs de bois extérieures à 76mm et une épaisseur intérieure à 94mm. L'assemblage a été renforcé par 32 vis de 6*120 plus une vis de fermeture afin d'éviter l'ouverture de l'assemblage. Une vue CAO est également présentée afin de visualiser la composition (cf. Figure 10-1).

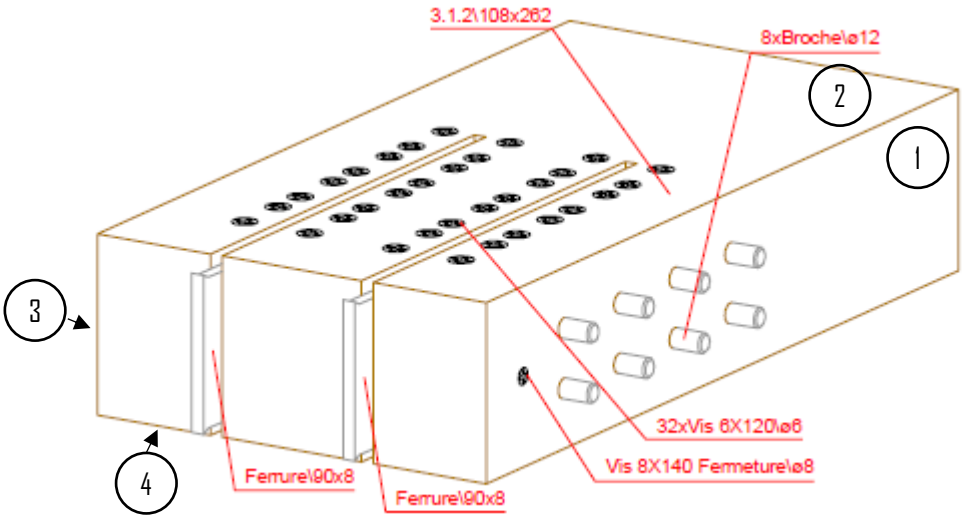


Figure 10-1 : Echantillon de la configuration 3-1-2

Le Tableau 10-1 présente la masse volumique par bois constituant un échantillon et la moyenne de la masse volumique de l'échantillon ramené à 12% d'humidité.

Tableau 10-1 : Masse volumique des bois et de l'échantillon de la configuration 3-1-2

Configuration	Numéro d'échantillon	Masse volumique par bois [kg/m^3]	Masse volumique moyenne [kg/m^3]
3-1-2	1	417	468
		509	
		478	
	2	396	434
		486	
		420	
	3	402	436
		486	
		420	
	4	414	438
		498	
		402	
	5	402	455
		479	
		484	

10.2.RESULTATS

10.2.1. Echantillon 3-1-2-1

La Figure 10-2 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

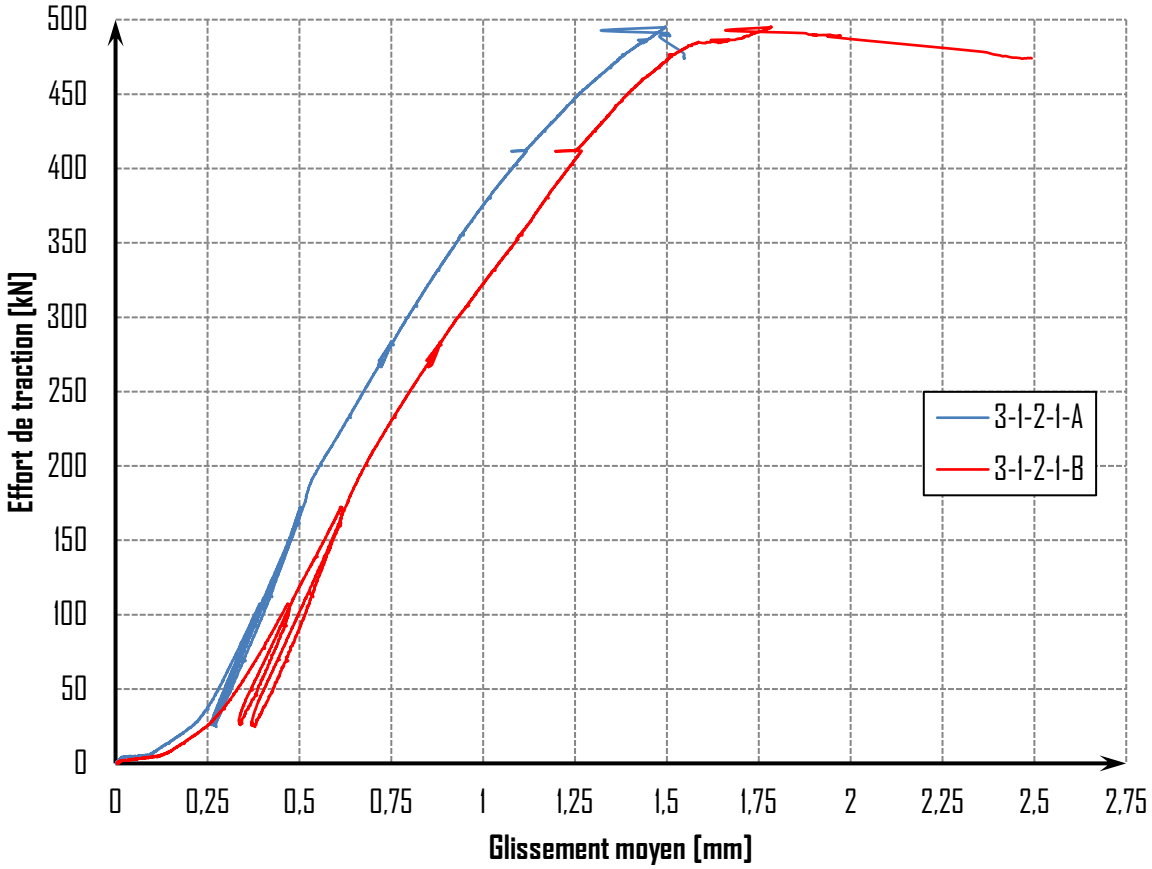
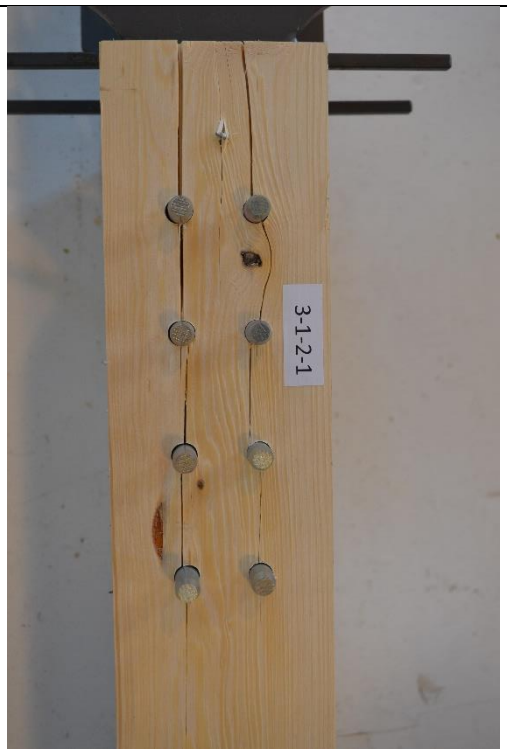


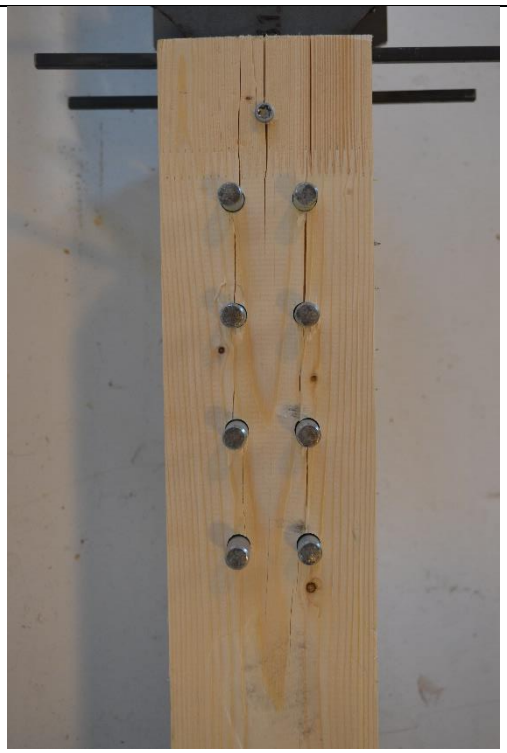
Figure 10-2 : Echantillon n°1 de la configuration 3-1-2

Le Tableau 10-2 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°3-1-2-1 où la rupture s'est produite.

Tableau 10-2 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 3-1-2-1



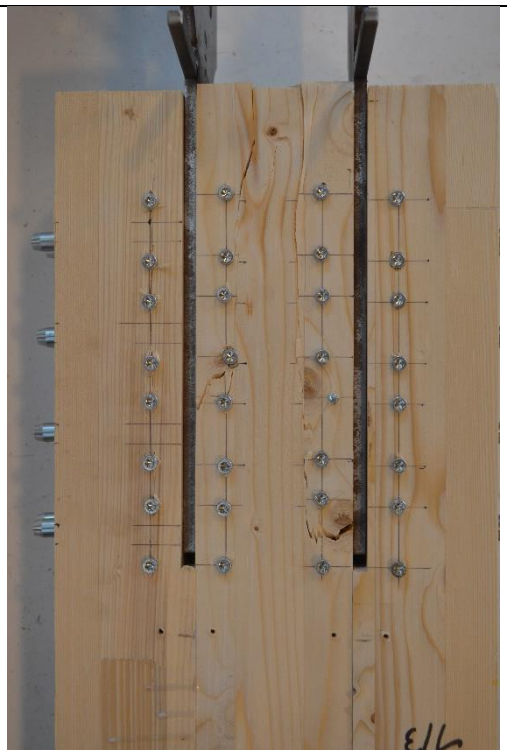
(1)



(3)



(2)



(4)

10.2.2. Echantillon 3-1-2-2

La Figure 10-3 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

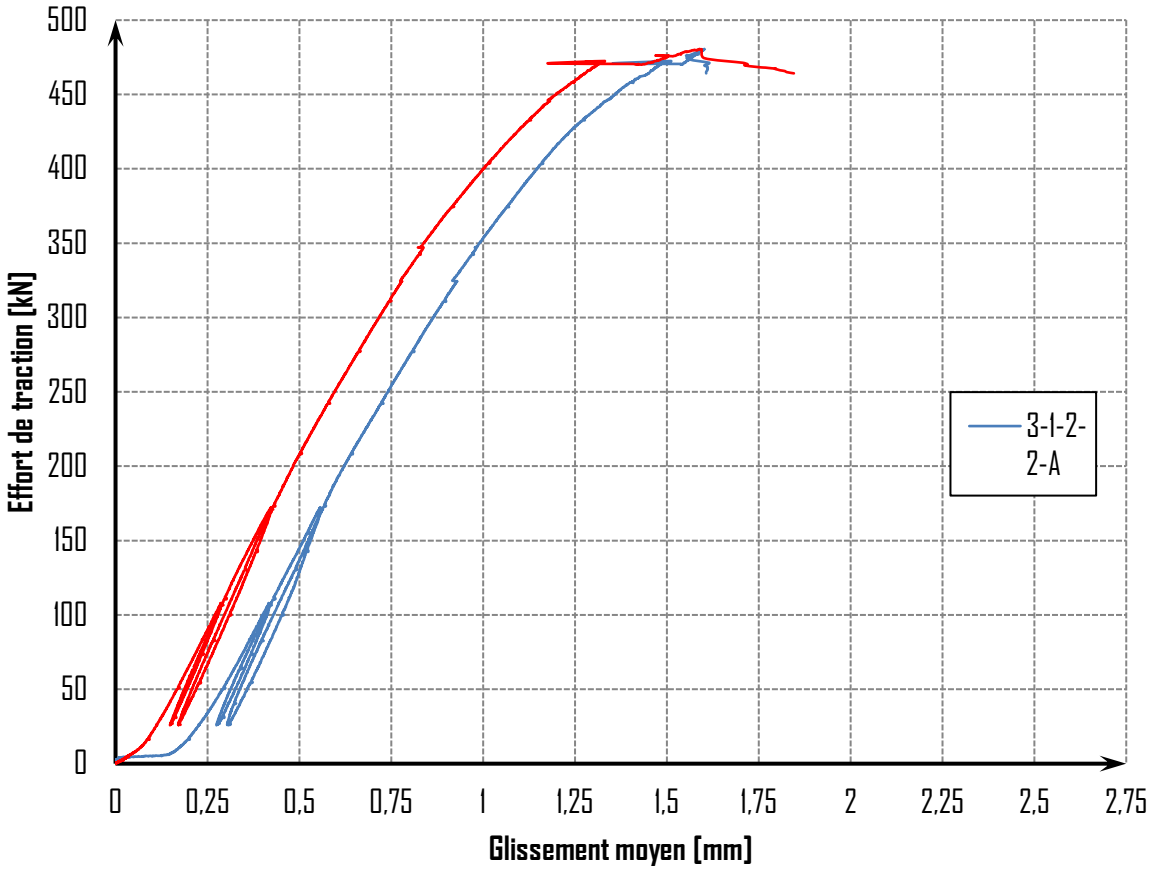
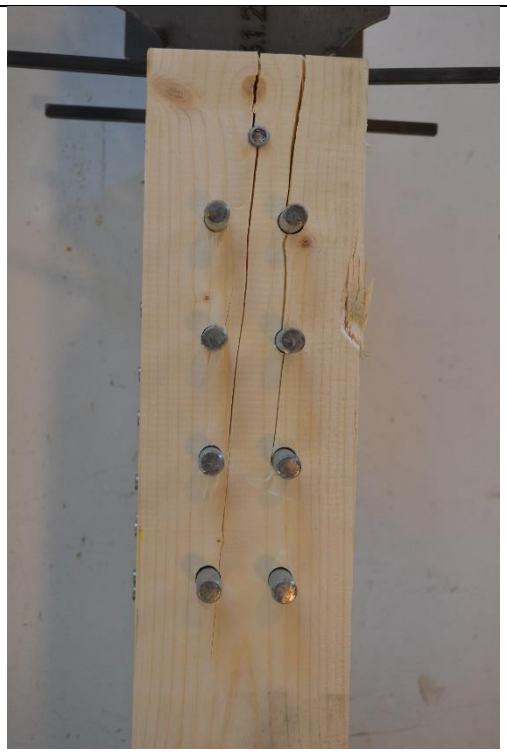


Figure 10-3 : Echantillon n°2 de la configuration 3-1-2

Le Tableau 10-3 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°3-1-2-2 où la rupture s'est produite.

Tableau 10-3 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 3-1-2-2

<table>
<tr>
<td>

(1)</td>
<td>
(3)</td>
</tr>
<tr>
<td>
(2)</td>
<td>
(4)</td>
</tr>
</table>

10.2.3. Echantillon 3-1-2-3

La Figure 10-4 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

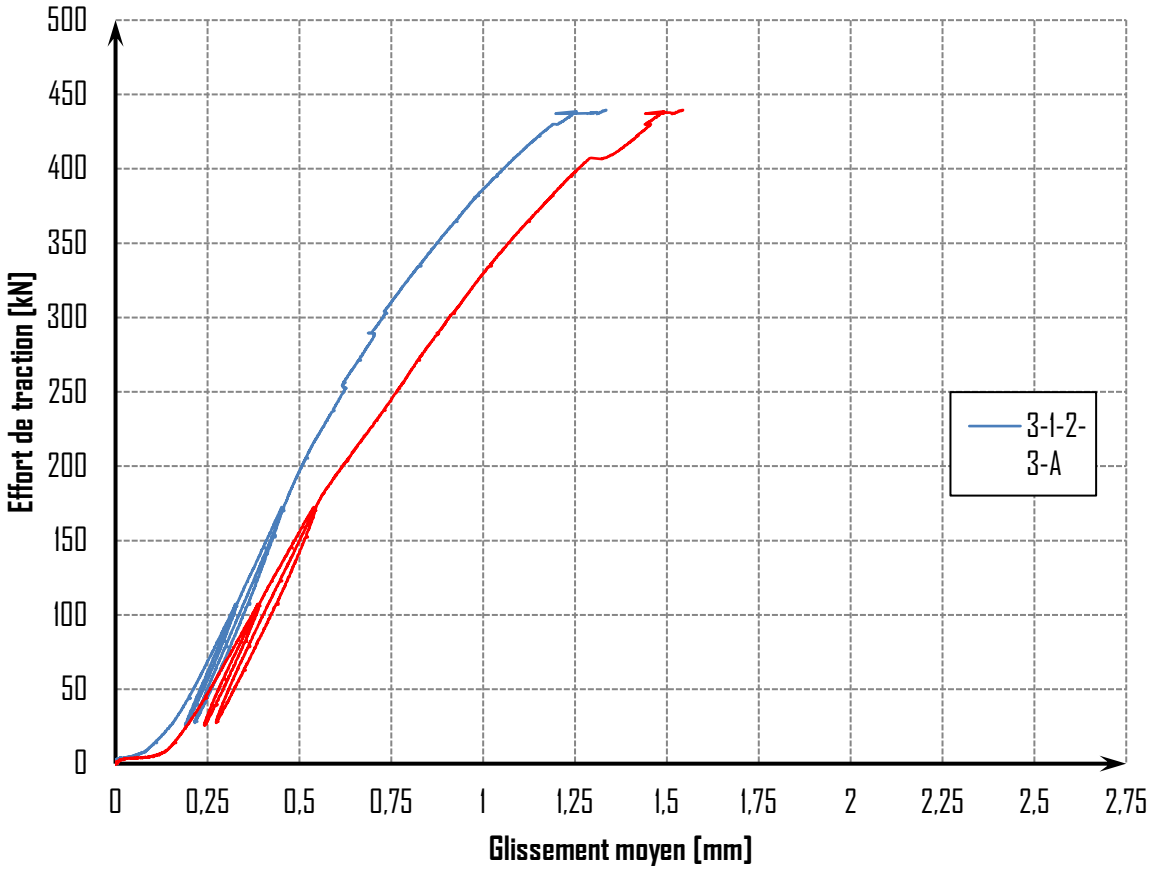


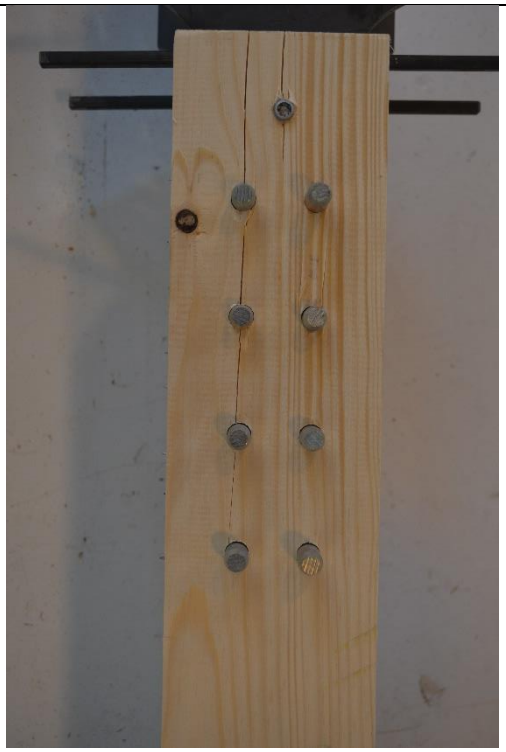
Figure 10-4 : Echantillon n°3 de la configuration 3-1-2

Le Tableau 10-4 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°3-1-2-3 où la rupture s'est produite.

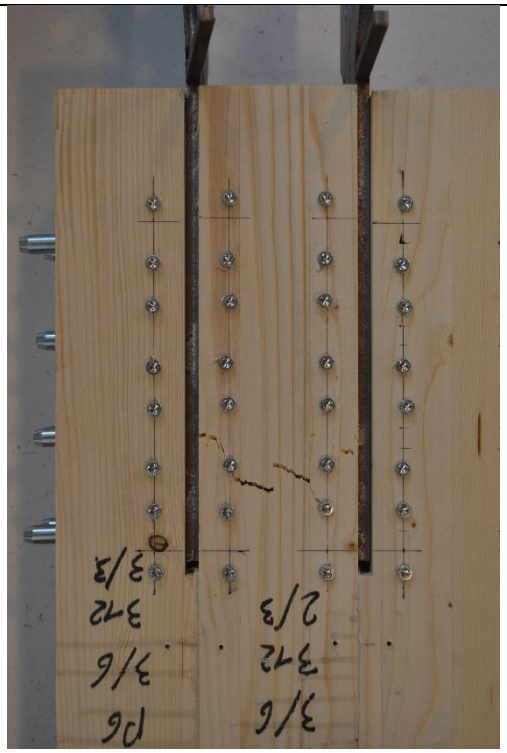
Tableau 10-4 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 3-1-2-3



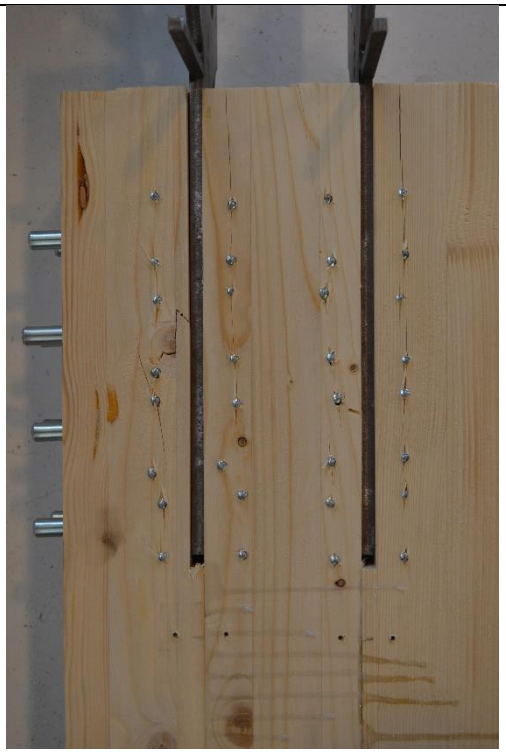
(1)



(3)



(2)



(4)

10.2.4. Echantillon 3-1-2-4

La Figure 10-5 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

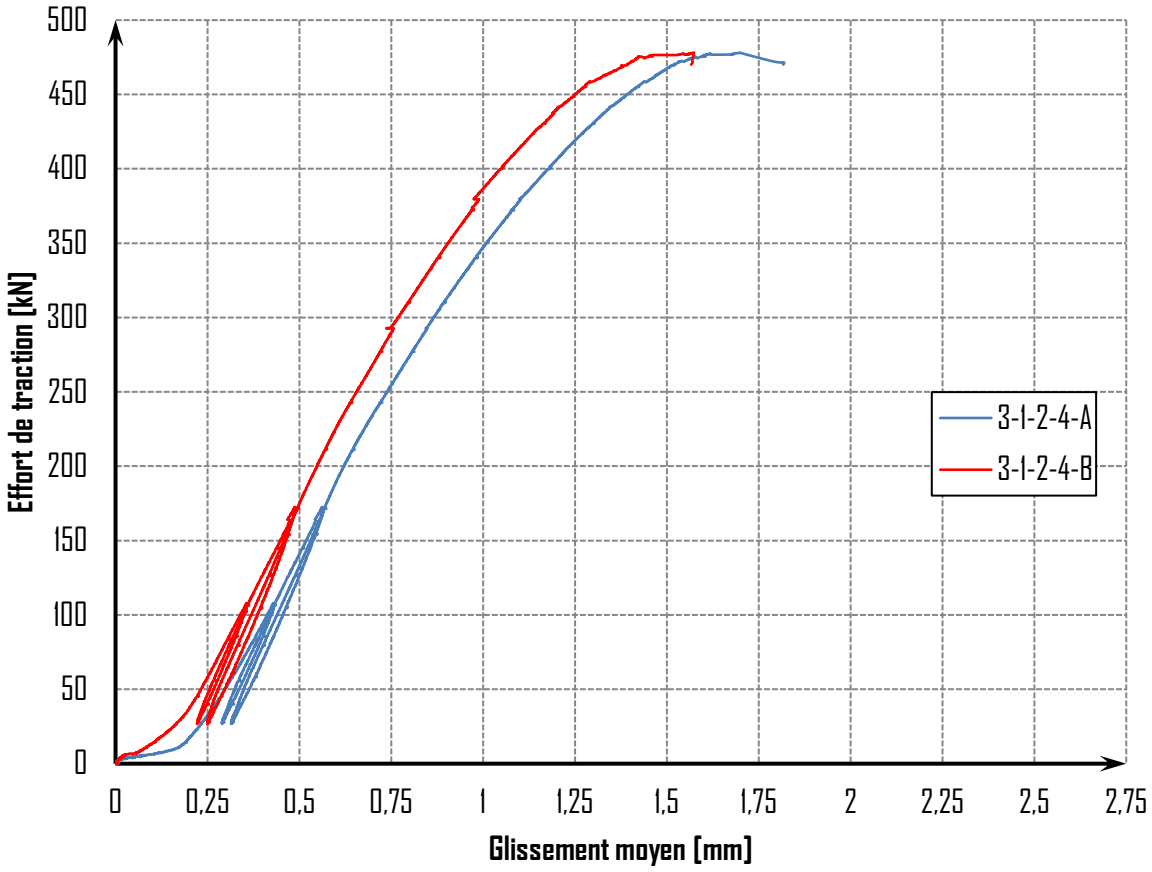
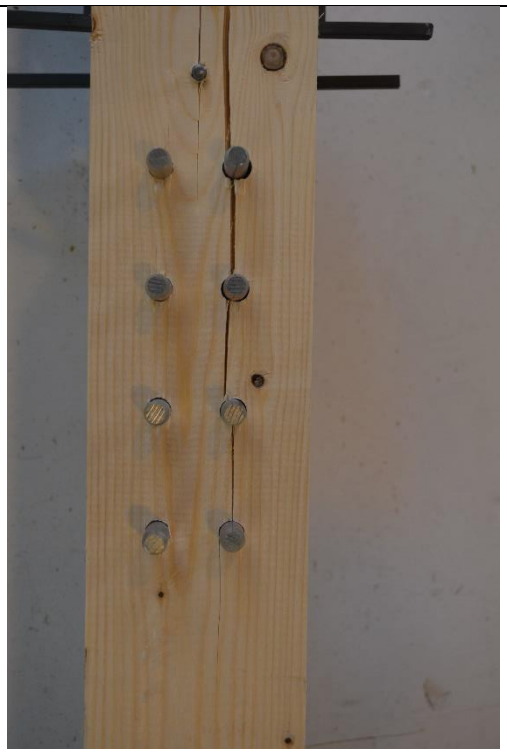


Figure 10-5 : Echantillon n°4 de la configuration 3-1-2

Le Tableau 10-5 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°3-1-2-4 où la rupture s'est produite.

Tableau 10-5 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 3-1-2-4

<table>
<tr>
<td>

(1)</td>
<td>
(3)</td>
</tr>
<tr>
<td>
(2)</td>
<td>
(4)</td>
</tr>
</table>

10.2.5. Echantillon 3-1-2-5

La Figure 10-6 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

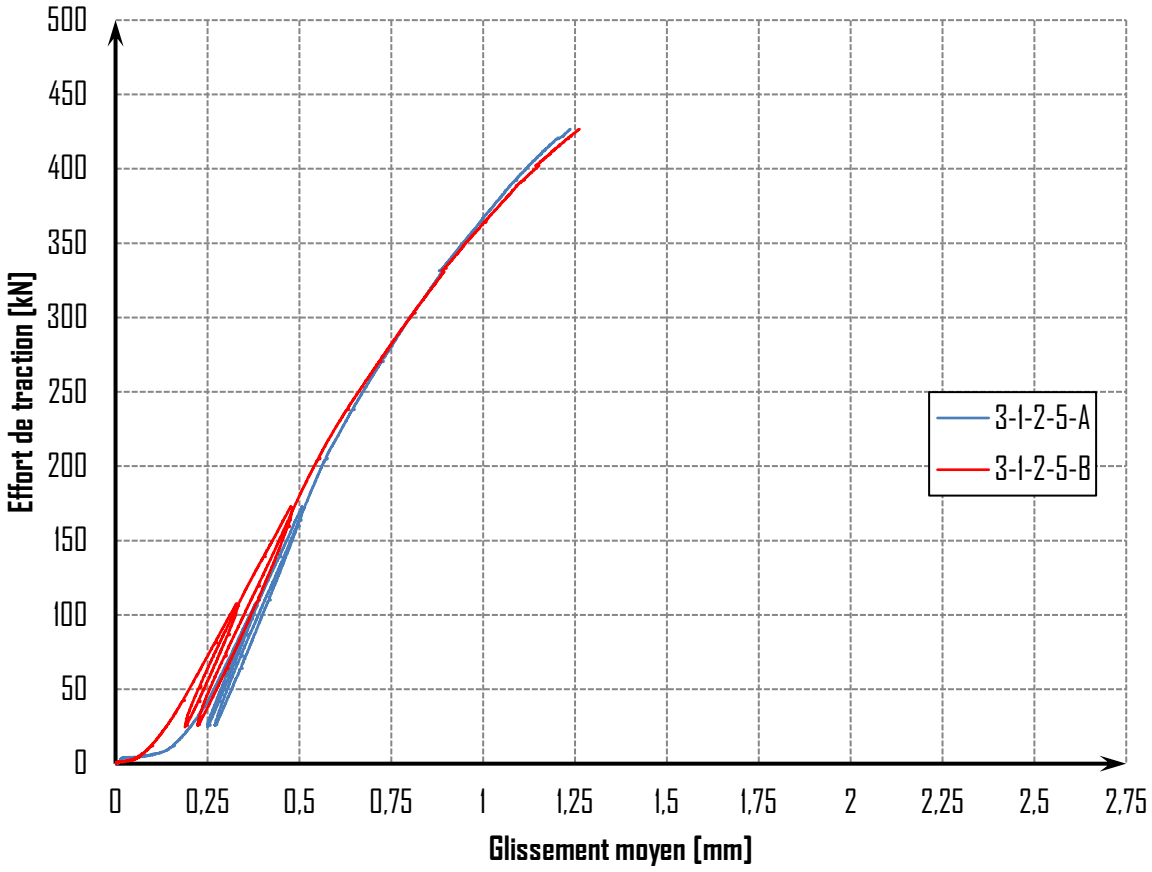
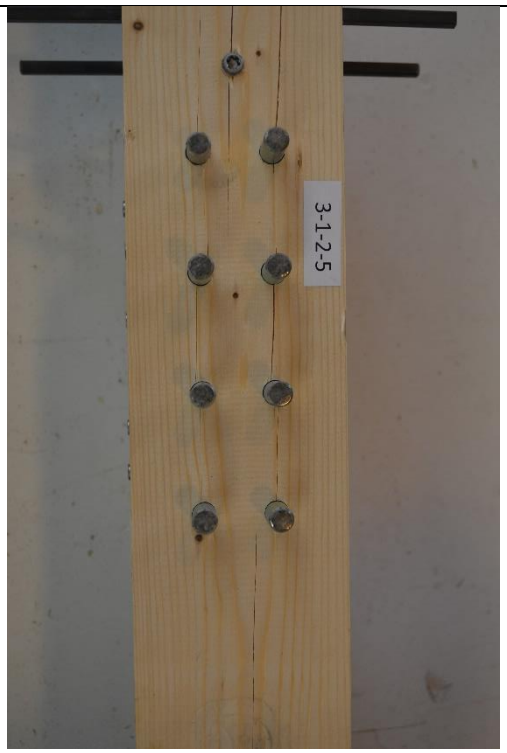


Figure 10-6 : Echantillon n°5 de la configuration 3-1-2

Le Tableau 10-6 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°3-1-2-5 où la rupture s'est produite.

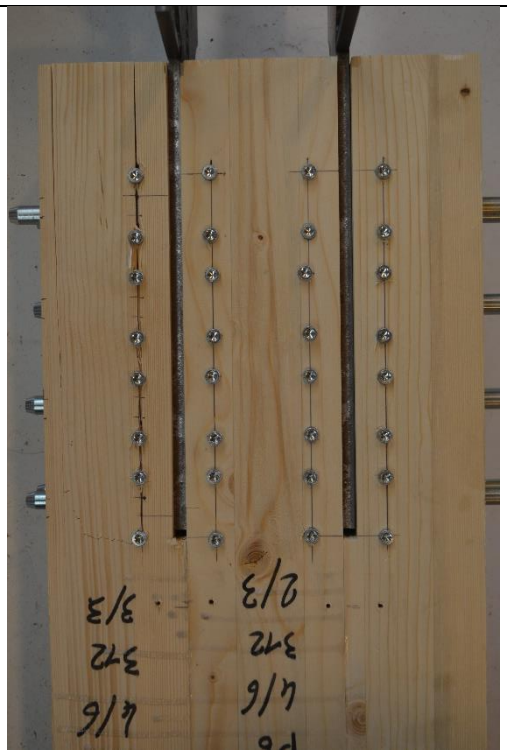
Tableau 10-6 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 3-1-2-5



(1)



(3)



(2)



(4)

10.2.6. Synthèse

La Figure 10-7 présente les courbes de l'effort de traction dans les deux assemblages en fonction du glissement moyen obtenu à chaque extrémité de l'échantillon. Les résultats montrent un comportement semblable pour l'ensemble des échantillons. La Figure 10-8 présente un zoom des mêmes courbes pour un effort maximum de 200kN et un glissement de 1 mm maximum.

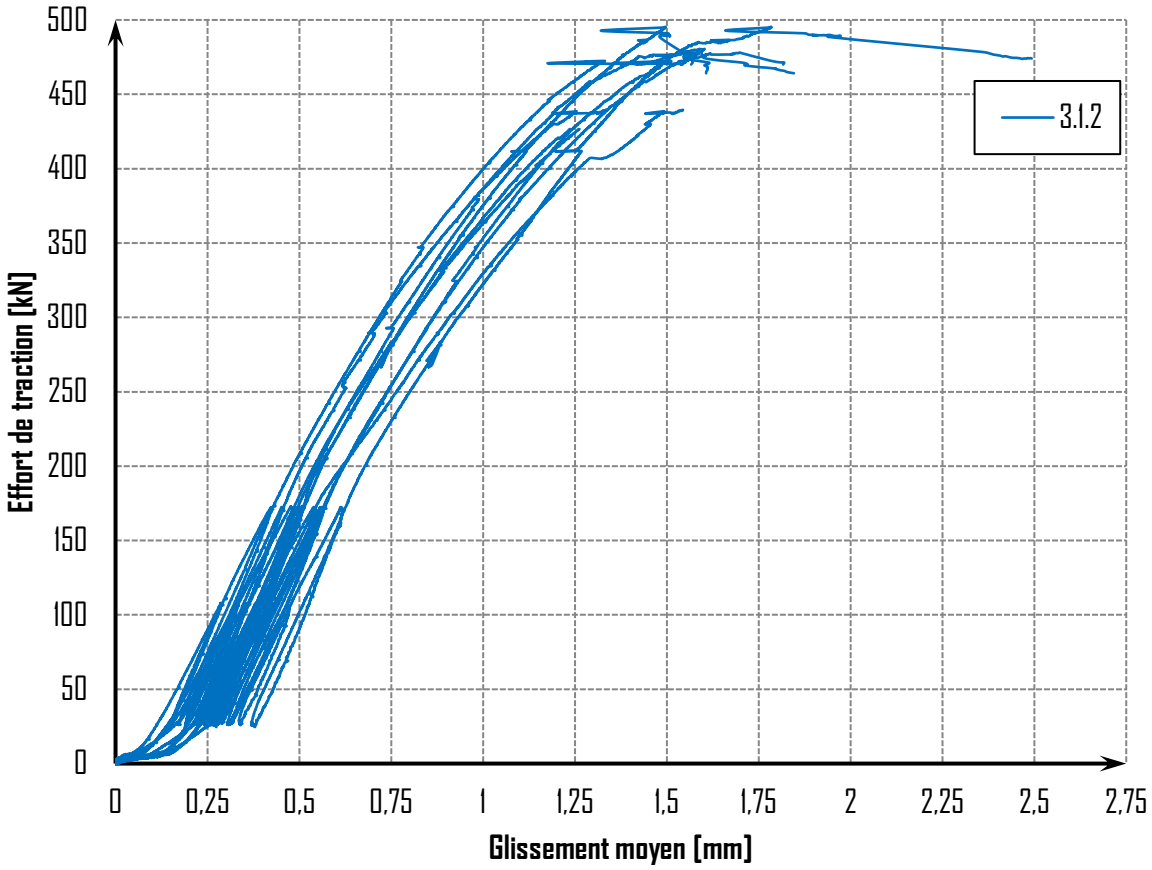


Figure 10-7 : Evolution de l'effort de traction en fonction du glissement moyen des échantillons de la configuration 3-1-2

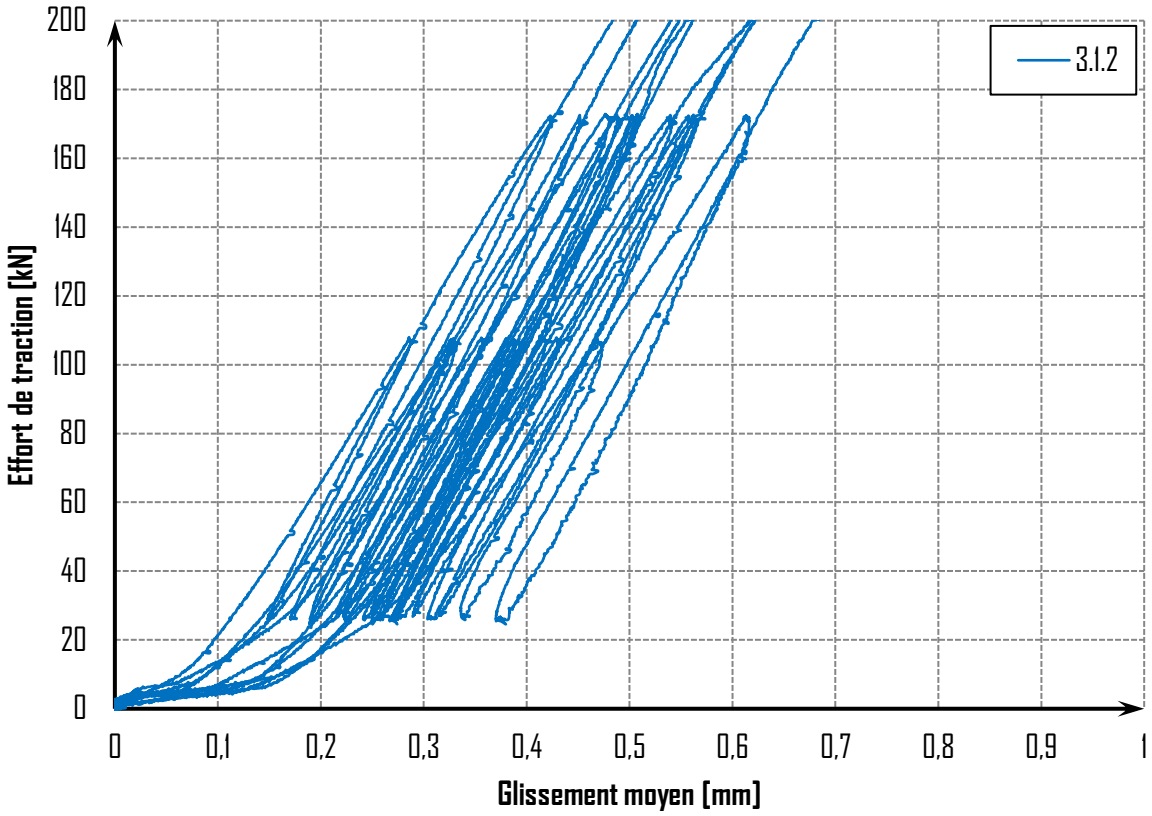


Figure 10-8 : Evolution de l'effort de traction en fonction du glissement moyen des échantillons de la configuration 3-1-2

Le Tableau 10-7 présent les valeurs des efforts de traction ainsi que les modes de rupture observés sur les faces 1 et 3 du côté de la rupture. Le

Tableau 10-8 présente les valeurs des raideurs d'assemblages définis selon le protocole d'essais rappelé dans ce présent document.

Tableau 10-7 : Résultats des efforts de traction [kN] ainsi que du mode rupture

Echantillon	Effort	Masse volumique	Type de rupture
3-1-2-1	495.4	468	CP (tef=40)
			SN
			CP (tef=50)
3-1-2-2	480.6	434	L
			C
			CP (tef=45)
3-1-2-3	438.6	436	C
			SN
			CP (tef=45)
3-1-2-4	477.7	438	SNP/CLP
			SN
			Fendage
3-1-2-5	425.0	455	SN
			SN
			Fendage
Moyenne	463.47	446	
Maximum	495.43	468	
Minimum	425.05	434	
Ecart type	30.06	14.77	
COV	6.49%	3.31%	

Tableau 10-8 : Résultats des raideurs d'assemblage [kN/mm] et des jeux initiaux

Echantillon	K_{ser}	$K_{el,unload}$	$K_{el,reload}$	$K_{el,ELU,unload}$	$K_{el,ELU,reload}$	Jeu
3-1-2-1	547.21	612.70	561.07	635.43	588.35	0.19
	424.73	628.88	528.01	635.84	550.29	0.21
3-1-2-2	450.98	601.59	522.40	602.79	532.69	0.18
	471.38	603.06	555.93	585.14	558.71	0.06
3-1-2-3	504.81	630.35	573.35	626.01	584.42	0.11
	425.71	578.00	509.29	540.13	511.51	0.14
3-1-2-4	458.14	595.97	518.80	591.36	547.10	0.19
	471.54	622.49	542.59	621.24	561.14	0.13
3-1-2-5	503.70	634.50	570.37	619.02	573.37	0.17
	436.56	517.17	517.17	579.69	525.43	0.09
Moyenne	**469.47**	**602.47**	**539.90**	**603.67**	**553.30**	**0.15**
Maximum	547.21	634.50	573.35	635.84	588.35	0.21
Minimum	424.73	517.17	509.29	540.13	511.51	0.06
Ecart type	39.36	34.84	23.82	30.17	25.14	0.05
COV	8.38%	5.78%	4.41%	5.00%	4.54%	33.83%

10.2.7. Analyse statistique

L'annexe D de la norme NF EN 1990 Partie D7 [3] fournie deux approches permettant de déterminer une propriété caractéristique d'un produit, dans le cas présent, l'effort de traction caractéristique. Il a été choisi que les données soient dépouillées en suivant une loi Log Normale, ce qui, comme le précise l'annexe D [3], présente l'avantage d'exclure les valeurs négatives.

La première approche suppose que le coefficient de variation (COV) Vx est inconnu tandis que la deuxième approche suppose que le COV est parfaitement connu.

Dans le tableau ci-dessous, les valeurs des efforts de traction à rupture de l'assemblage complet sont présentées. A partir de ces valeurs, il est possible de déterminer une valeur caractéristique de l'effort de traction des assemblages à rupture conformément au dépouillement statistique de l'Annexe D de la norme NF EN 1990 [3]. Le coefficient de variation Vx étant inférieur à 10%, il est nécessaire de passer par une approche Vx connu. Cependant, aucune analogie n'est possible.

Tableau 10-9 : Détermination de la valeur caractéristique de l'assemblage 3-1-2

Echantillon	mi	ln(mi)	(ln(mi)-moy)²	N essai	kn	sy	Analogie	sy cor	ks	mk
3-1-2-1	495.4	6.21	4.68E-03	5	Connu	6.48%	Non	10.00%	1.80	386.46
3-1-2-2	480.6	6.17	1.44E-03							
3-1-2-3	438.6	6.08	2.86E-03							
3-1-2-4	477.7	6.17	1.03E-03							
3-1-2-5	425.0	6.05	7.20E-03							
Moyenne	463.47	6.14								
Minimum	425.05									
Maximum	495.43									
Ecart type	30.06									
COV	6.49%									

A partir de ces hypothèses, il est possible de calculer la valeur caractéristique de l'effort de traction à rupture de l'assemblage de type 3-1-2 constitué des 8 broches selon l'équation suivante :

$$F_{t,Rk} = \exp\left(m_y - k_n \times 0,10\right) = \exp\left(6,14 - 1,80 \times 0,10\right) = 386,46kN$$

11. - CONFIGURATION 3-1-3

11.1. ECHANTILLON

Pour rappel, la configuration d'essai consiste en un test de traction d'une barre en bois lamellé-collé comportant à chaque extrémité un assemblage constitué de 8 broches de diamètre 12 mm, répartie en 2 files de 4 broches et de deux plaques en âme. Le mode prévu pour ce type d'assemblage est un mode 6, dont la note de calculs a imposé les épaisseurs de bois extérieures à 113mm et une épaisseur intérieure à 113mm. L'assemblage a été renforcé par 16 vis de 8*120 au lieu des 32 vis prévus initialement plus une vis de fermeture afin d'éviter l'ouverture de l'assemblage. Une vue CAO est également présentée afin de visualiser la composition (cf. Figure 11-1).

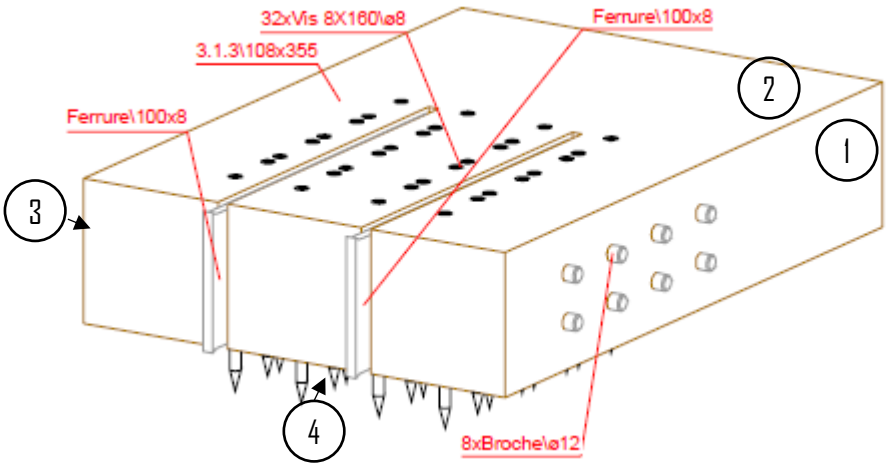


Figure 11-1 : Echantillon de la configuration 3-1-3

Le Tableau 11-1 présente la masse volumique par bois constituant un échantillon et la moyenne de la masse volumique de l'échantillon ramenée à 12% d'humidité.

Tableau 11-1 : Masse volumique des bois et de l'échantillon de la configuration 3-1-3

Configuration	Numéro d'échantillon	Masse volumique par bois [kg/m^3]	Masse volumique moyenne [kg/m^3]
3-1-3	1	460	462
		485	
		441	
	2	427	456
		470	
		470	
	3	474	467
		470	
		458	
	4	432	455
		457	
		476	
	5	465	468
		468	
		472	

11.2. RESULTATS

11.2.1. Echantillon 3-1-3-1

La Figure 11-2 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

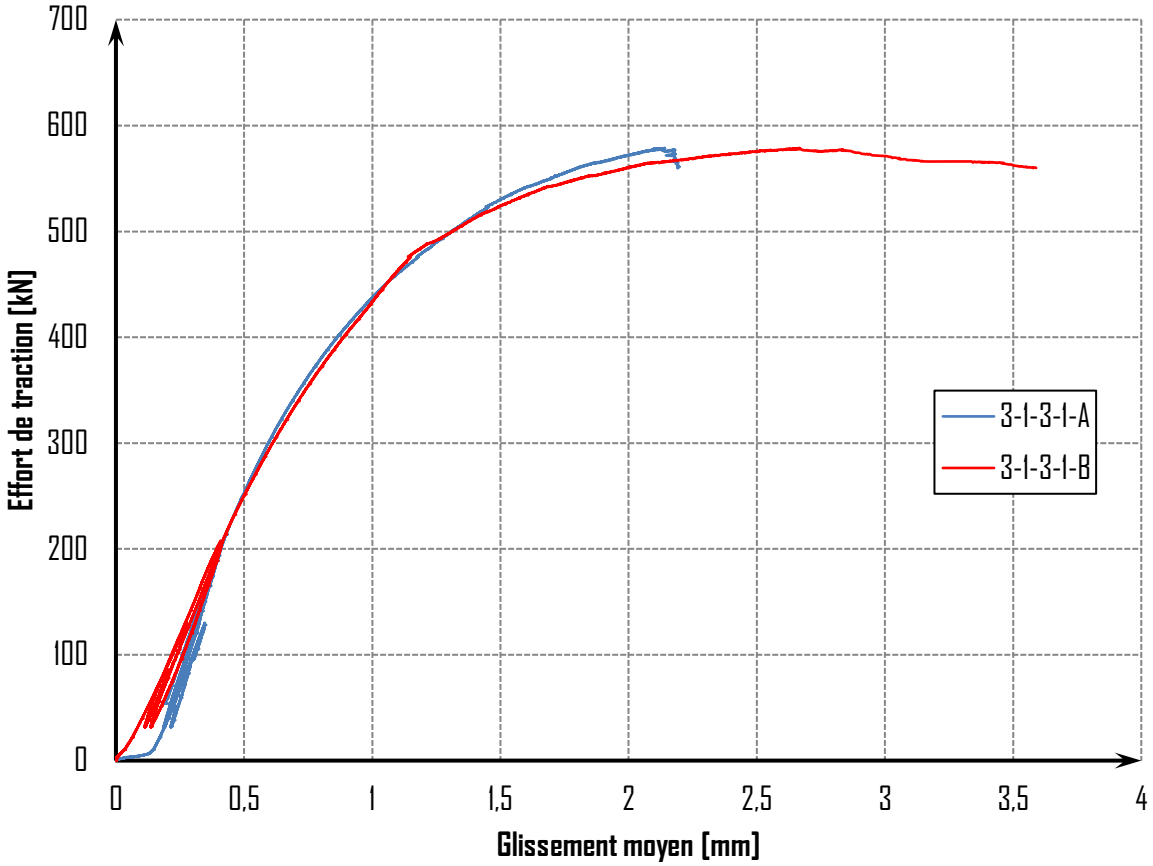
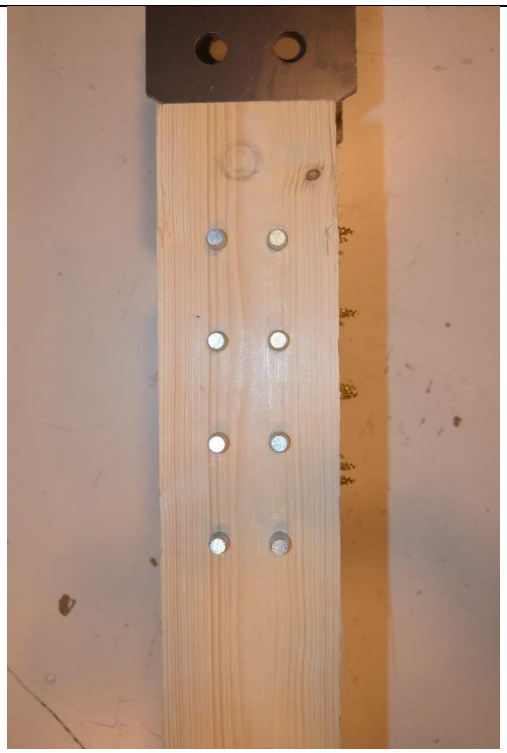
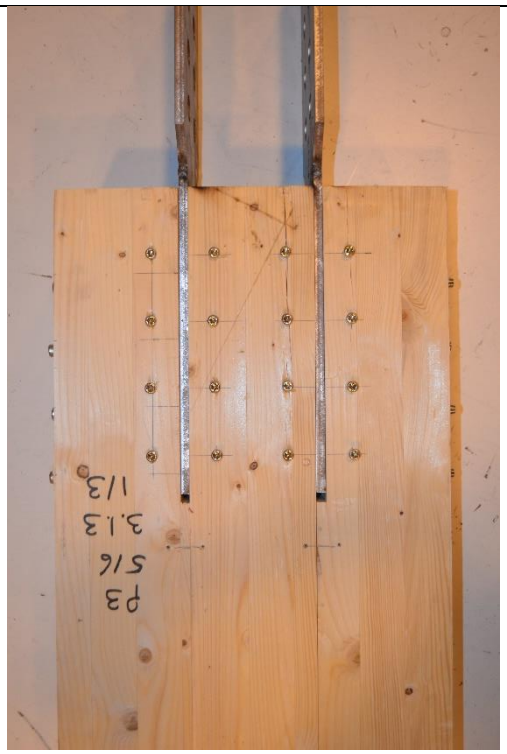


Figure 11-2 : Echantillon n°1 de la configuration 3-1-3

Le Tableau II-2 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°3-1-3-1 où la rupture s'est produite.

Tableau II-2 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 3-1-3-1

<table>
<tr>
<td>

(1)</td>
<td>
(3)</td>
</tr>
<tr>
<td>
(2)</td>
<td>
(4)</td>
</tr>
</table>

II.2.2. Echantillon 3-I-3-2

La Figure II-3 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

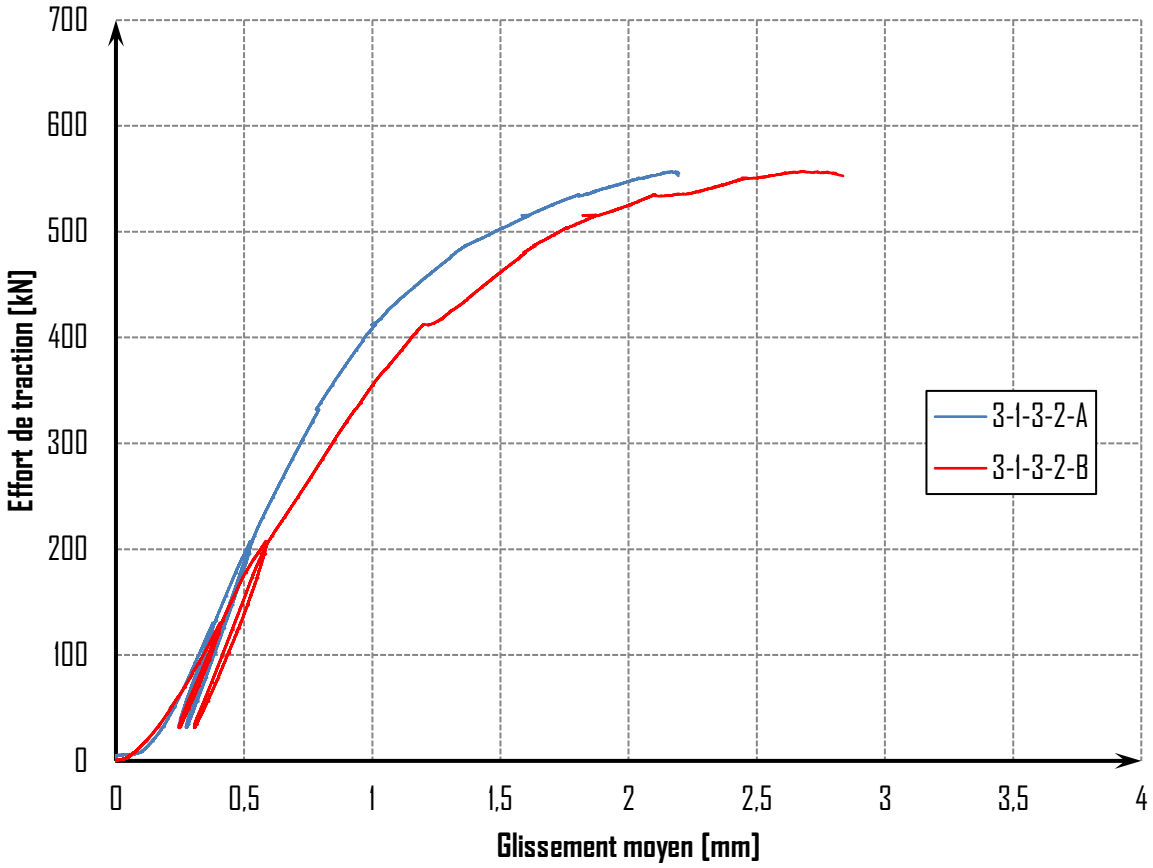
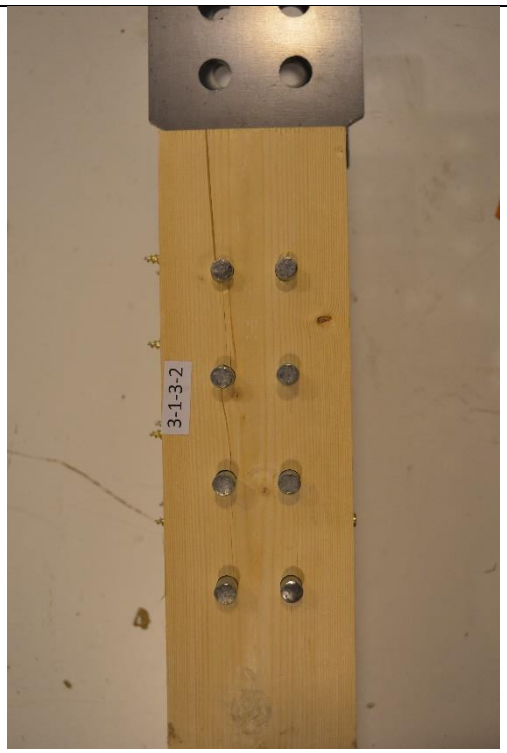


Figure II-3 : Echantillon n°2 de la configuration 3-I-3

Le Tableau II-3 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°3-I-3-2 où la rupture s'est produite.

Tableau II-3 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 3-I-3-2



(1)



(3)



(2)



(4)

II.2.3. Echantillon 3-I-3-3

La Figure II-4 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

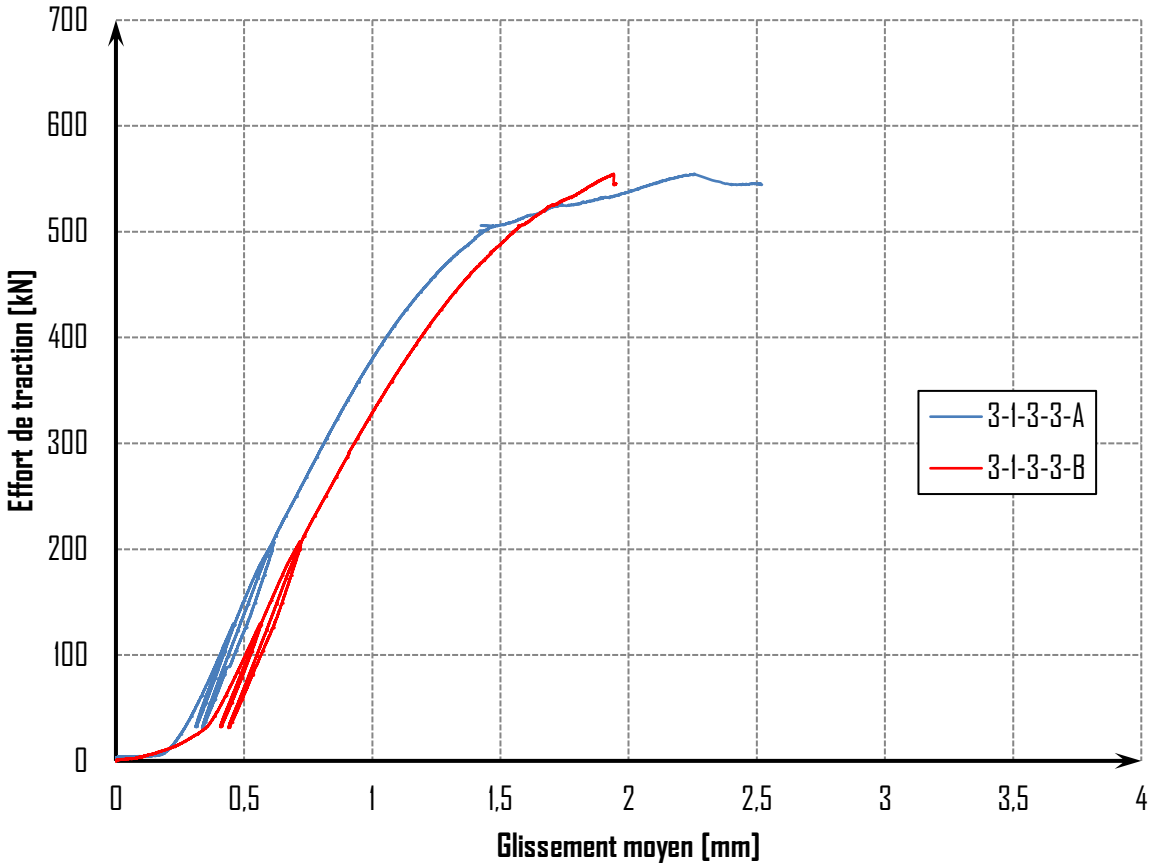
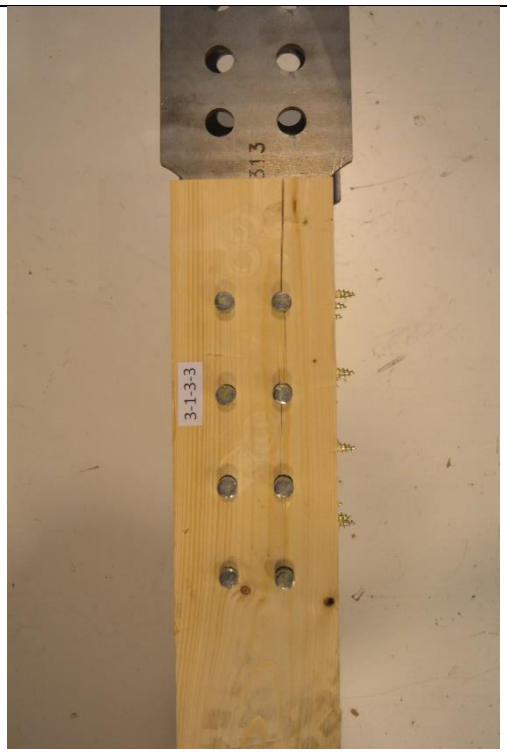
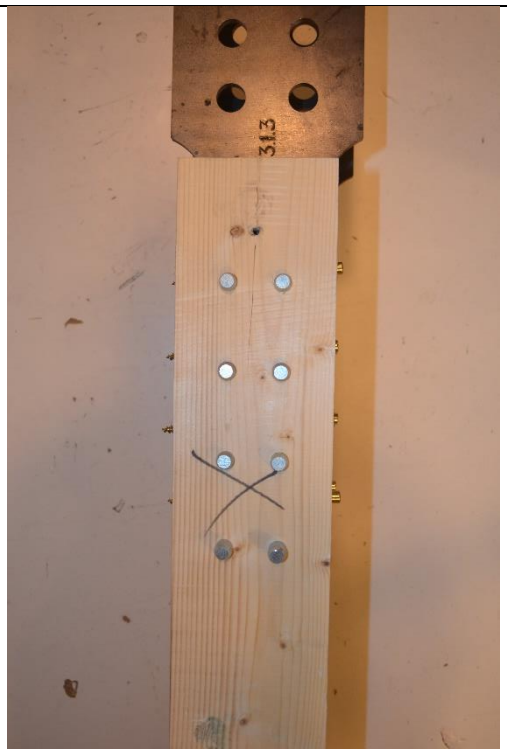


Figure II-4 : Echantillon n°3 de la configuration 3-I-3

Le Tableau II-4 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°3-1-3-3 où la rupture s'est produite.

Tableau II-4 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 3-1-3-3

<table>
<tr>
<td>

(1)</td>
<td>

(3)</td>
</tr>
<tr>
<td>
(2)</td>
<td>
(4)</td>
</tr>
</table>

II.2.4. Echantillon 3-I-3-4

La Figure II-5 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

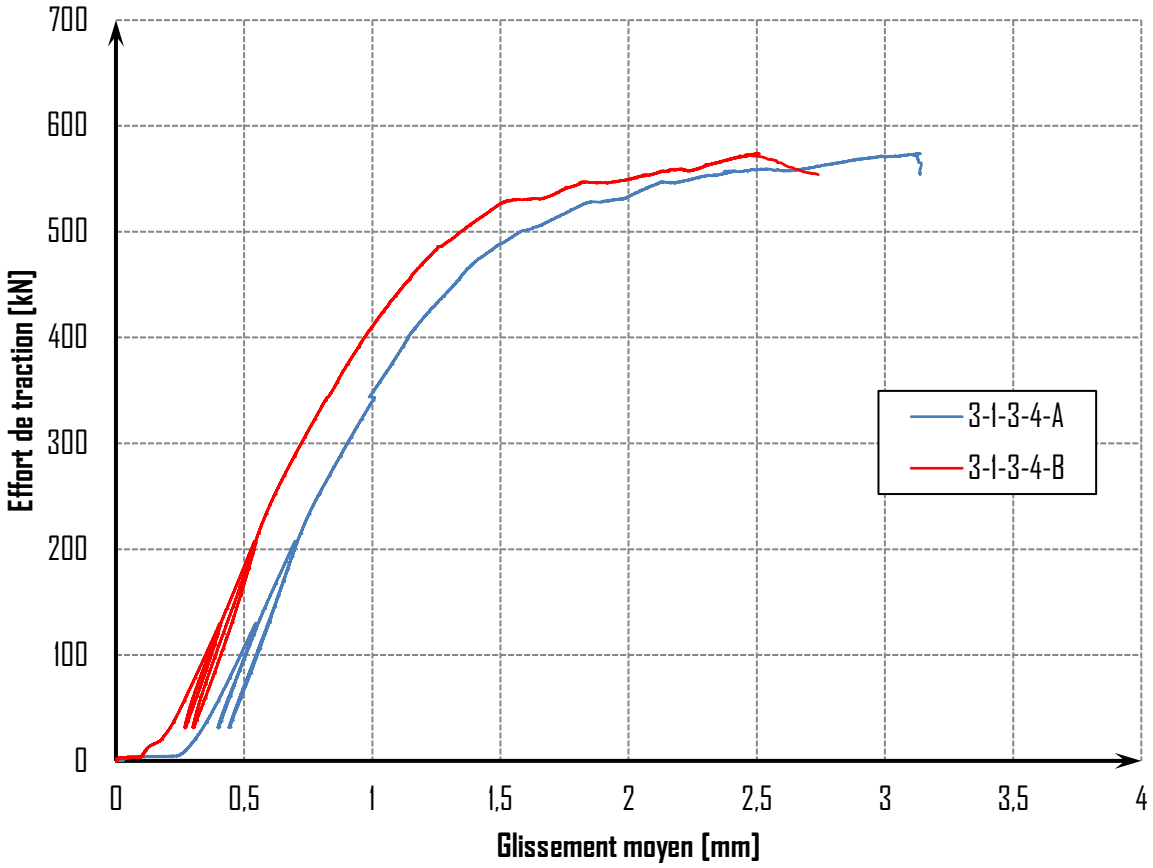
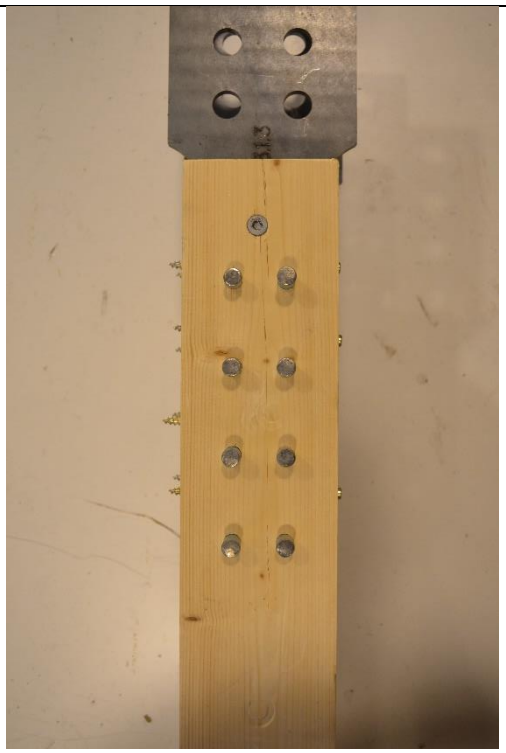
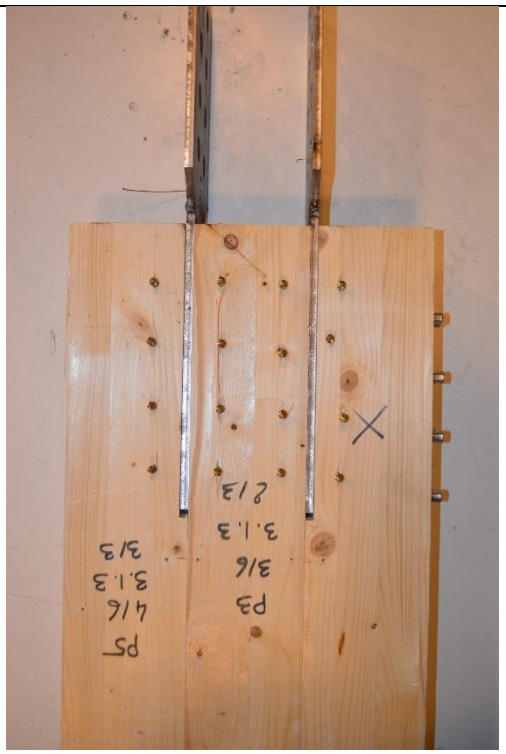


Figure II-5 : Echantillon n°4 de la configuration 3-I-3

Le Tableau II-5 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°3-I-3-4 où la rupture s'est produite.

Tableau II-5 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 3-I-3-4

<table>
<tr>
<td>

(1)</td>
<td>
(3)</td>
</tr>
<tr>
<td>
(2)</td>
<td>
(4)</td>
</tr>
</table>

11.2.5. Echantillon 3-1-3-5

La Figure 11-6 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

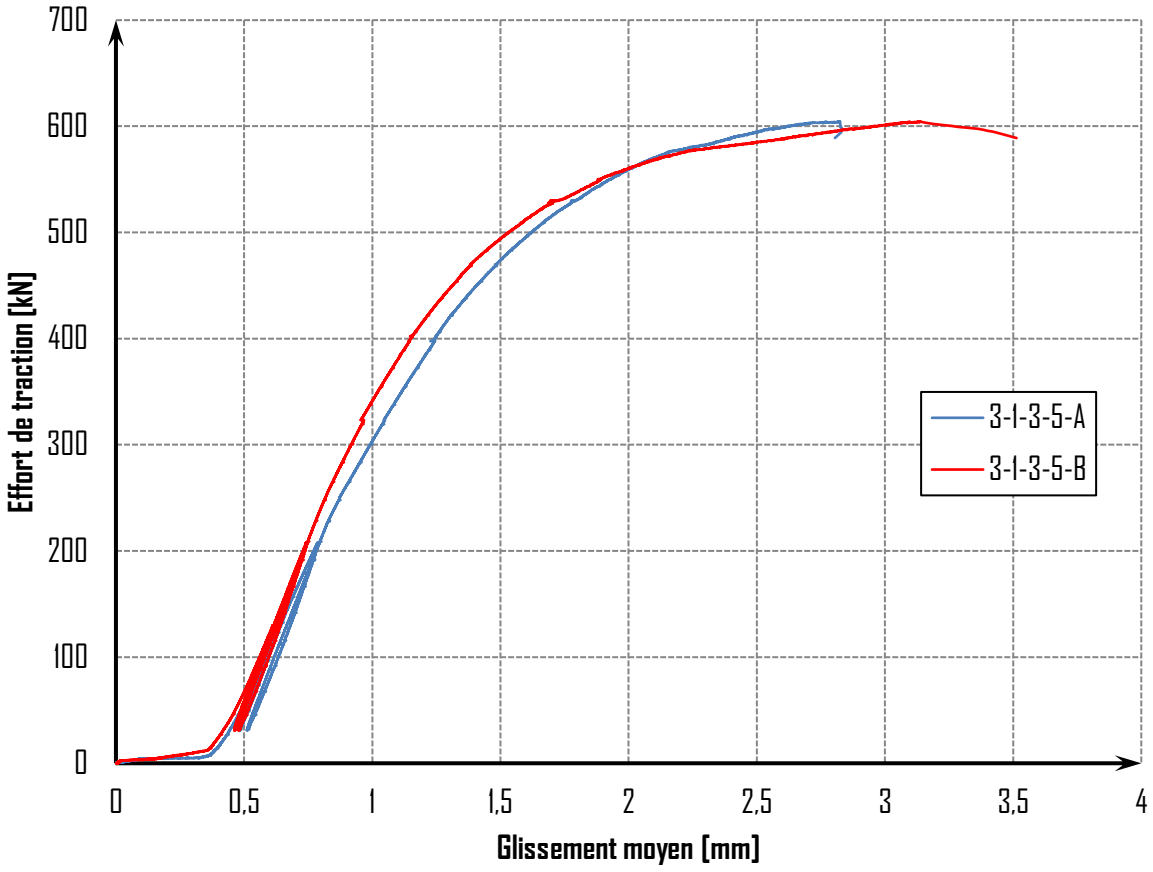
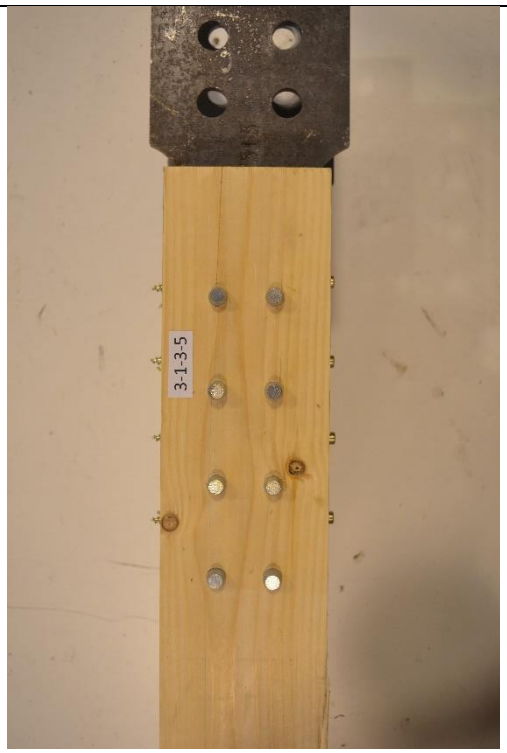
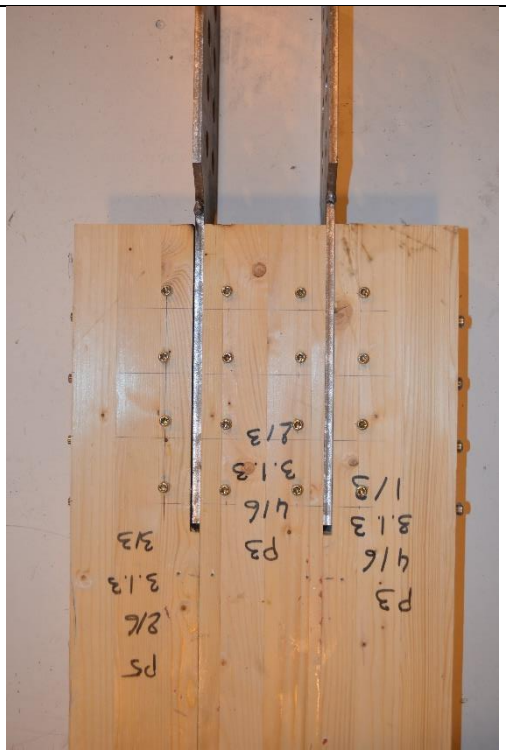


Figure 11-6 : Echantillon n°5 de la configuration 3-1-3

Le Tableau II-6 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°3-I-3-5 où la rupture s'est produite.

Tableau II-6 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 3-I-3-5

<table>
<tr>
<td>

(1)</td>
<td>
(3)</td>
</tr>
<tr>
<td>
(2)</td>
<td>
(4)</td>
</tr>
</table>

II.2.6. Synthèse

La Figure II-7 présente les courbes de l'effort de traction dans les deux assemblages en fonction du glissement moyen obtenu à chaque extrémité de l'échantillon. Les résultats montrent un comportement semblable pour l'ensemble des assemblages excepté pour les jeux initiaux. La Figure II-8 présente un zoom des mêmes courbes pour un effort maximum de 225kN et un glissement de 1 mm maximum.

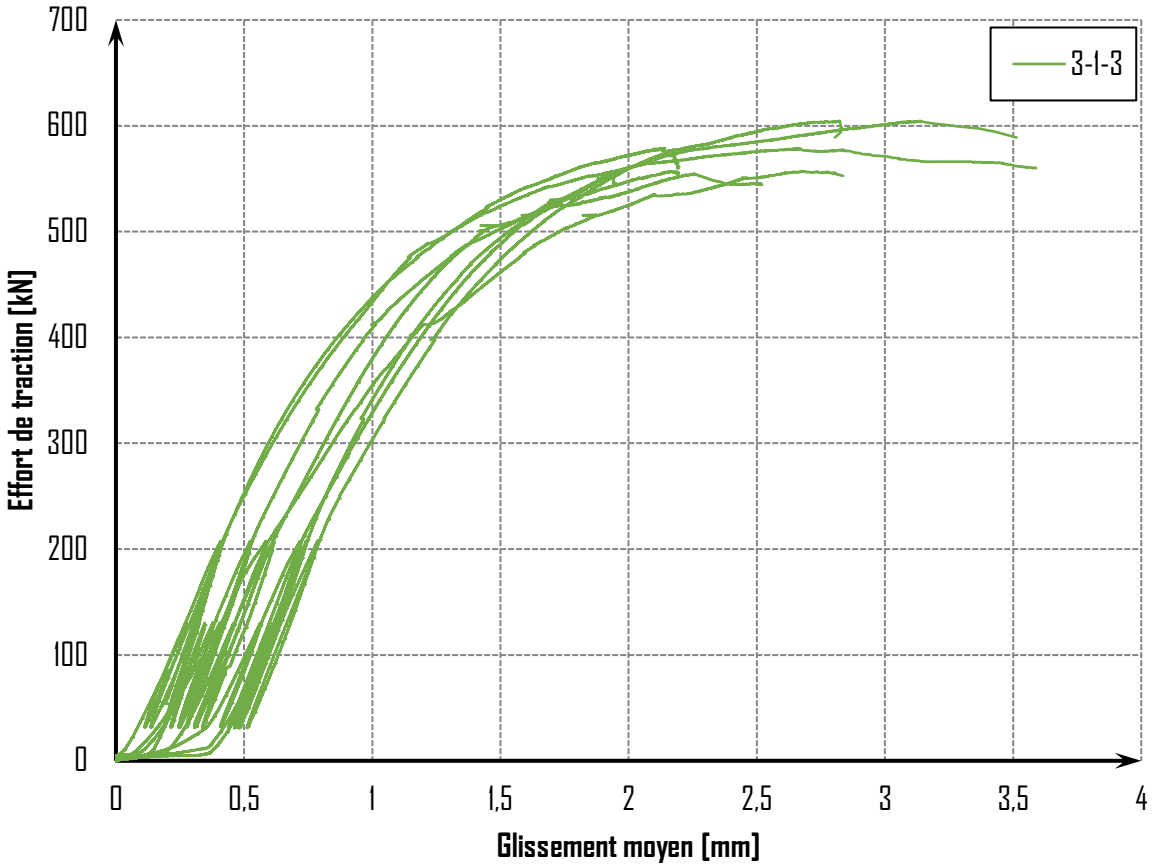


Figure II-7 : Evolution de l'effort de traction en fonction du glissement moyen des échantillons de la configuration 3-1-3

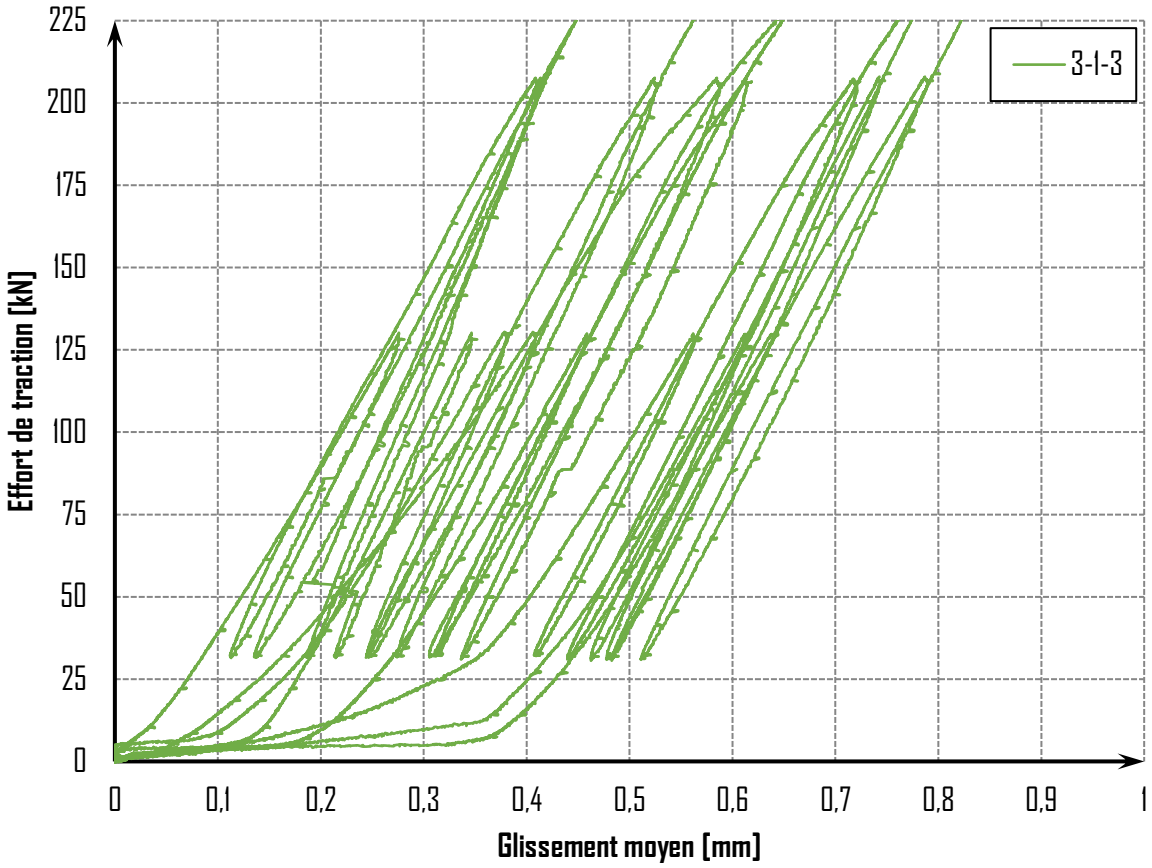


Figure II-8 : Evolution de l'effort de traction en fonction du glissement moyen des échantillons de la configuration 3-I-3

Le Tableau II-7 présente les valeurs des efforts de traction ainsi que les modes de rupture observés sur les faces I et 3 du côté de la rupture. Le

Tableau II-8 présente les valeurs des raideurs d'assemblages définis selon le protocole d'essais rappelé dans ce présent document.

Tableau II-7 : Résultats des efforts de traction [kN] ainsi que du mode rupture

Echantillon	Effort	Masse volumique	Type de rupture
3-I-3-I	578.9	462	CP (tef=50)
			C
			CPv (tef=I8)
3-I-3-2	557.0	456	CLP (2 files tef=60)
			C
			CP (tef=70)
3-I-3-3	554.8	467	CP (tef=45)
			C
			CP (tef=45)
3-I-3-4	573.9	455	CLP (I files tef=I8)
			C
			CLP (I files tef=I8)
3-I-3-5	604.7	468	CP (tef=30)
			C
			CP (tef=60)
Moyenne	573.86	462	
Maximum	604.66	468	
Minimum	554.82	455	
Ecart type	20.13	6.27	
COV	3.5I%	I.36%	

Tableau II-8 : Résultats des raideurs d'assemblage [kN/mm] et des jeux initiaux

Echantillon	K_{ser}	$K_{el,unload}$	$K_{el,reload}$	$K_{el,ELU,unload}$	$K_{el,ELU,reload}$	Jeu
3-I-3-I	773.64	690.00	705.66	79I.40	740.36	0.I6
	539.55	567.86	575.3I	662.85	606.29	0.03
3-I-3-2	520.05	746.70	666.I0	697.I5	665.48	0.I3
	407.66	648.I9	579.42	642.67	6I7.02	0.09
3-I-3-3	5I7.6I	684.45	6II.09	630.I4	629.53	0.2I
	489.94	659.27	604.4I	635.99	625.54	0.30
3-I-3-4	498.4I	660.75	607.30	683.24	658.I3	0.29
	553.50	743.44	637.84	747.56	680.08	0.I6
3-I-3-5	52I.II	644.0I	599.I9	658.52	6I4.8I	0.39
	57I.89	6I4.20	6I4.20	694.0I	645.27	0.38
Moyenne	**539.33**	**665.89**	**620.05**	**684.35**	**648.25**	**0.22**
Maximum	773.64	746.70	705.66	79I.40	740.36	0.39
Minimum	407.66	567.86	575.3I	630.I4	606.29	0.03
Ecart type	93.56	54.38	39.97	5I.49	40.3I	0.I2
COV	I7.35%	8.I7%	6.45%	7.52%	6.22%	56.29%

II.2.7. Analyse statistique

L'annexe D de la norme NF EN 1990 Partie D7 [3] fournie deux approches permettant de déterminer une propriété caractéristique d'un produit, dans le cas présent, l'effort de traction caractéristique. Il a été choisi que les données soient dépouillées en suivant une loi Log Normale, ce qui, comme le précise l'annexe D [3], présente l'avantage d'exclure les valeurs négatives.

La première approche suppose que le coefficient de variation (COV) Vx est inconnu tandis que la deuxième approche suppose que le COV est parfaitement connu.

Dans le tableau ci-dessous, les valeurs des efforts de traction à rupture de l'assemblage complet sont présentées. A partir de ces valeurs, il est possible de déterminer une valeur caractéristique de l'effort de traction des assemblages à rupture conformément au dépouillement statistique de l'Annexe D de la norme NF EN 1990 [3]. Le coefficient de variation Vx étant inférieur à 10%, il est nécessaire de passer par une approche Vx connu. Cependant, aucune analogie n'est possible.

Tableau II-9 : Détermination de la valeur caractéristique de l'assemblage 3-I-3

Echantillon	mi	ln(mi)	(ln(mi)-moy)²	N essai	kn	sy	Analogie	sy cor	ks	mk
3-I-3-1	578.9	6.36	8.58E-05	5	Connu	3.51%	Non	10.00%	1.80	479.09
3-I-3-2	557.0	6.32	8.57E-04							
3-I-3-3	554.8	6.32	1.11E-03							
3-I-3-4	573.9	6.35	2.35E-07							
3-I-3-5	604.7	6.40	2.79E-03							
Moyenne	573.86	6.35								
Minimum	554.82									
Maximum	604.66									
Ecart type	20.13									
COV	3.51%									

A partir de ces hypothèses, il est possible de calculer la valeur caractéristique de l'effort de traction à rupture de l'assemblage de type 3-I-3 constitué des 8 broches selon l'équation suivante :

$$F_{t,Rk} = \exp\left(m_y - k_n \times 0,10\right) = \exp\left(6,35 - 1,80 \times 0,10\right) = 479,09kN$$

12. - CONFIGURATION 4-1-1

12.1. ECHANTILLON

Pour rappel, la configuration d'essai consiste en un test de traction d'une barre en CLT de 50 mm (15/20/15) comportant à chaque extrémité un assemblage constitué de 8 broches de diamètre 12 mm, répartie en 2 files de 4 broches et d'une plaque métallique en âme. Le mode de rupture prévu des broches pour ce type d'assemblage est un mode 1, dont la note de calculs a imposé les épaisseurs de bois (t_1) à 21mm, constitué de 15mm de bois longitudinal et 6 mm de bois transversal. Une vis de fermeture a été mise afin d'éviter l'ouverture de l'assemblage. Une vue CAO est également présentée afin de visualiser la composition (cf. Figure 3-1).

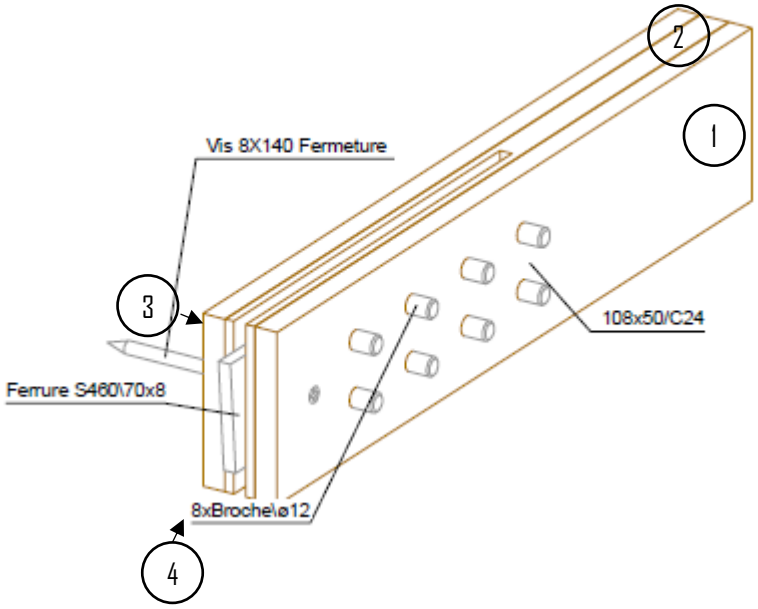


Figure 12-1 : Assemblage de la configuration 4-1-1

Le Tableau 3-1 présente la masse volumique des échantillons ramenée à 12% d'humidité.

Tableau 12-1 : Masse volumique des échantillons de la configuration 4-1-1

Configuration	Numéro d'échantillon	Masse volumique moyenne [kg/m^3]
4-1-1	1	409
	2	392
	3	421
	4	409
	5	380

12.2.RESULTATS

12.2.1. Echantillon 4-1-1-1

La Figure 3-2 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des deux capteurs de type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. La courbe bleue présente donc le comportement d'un assemblage d'extrémité composé d'une plaque métallique.

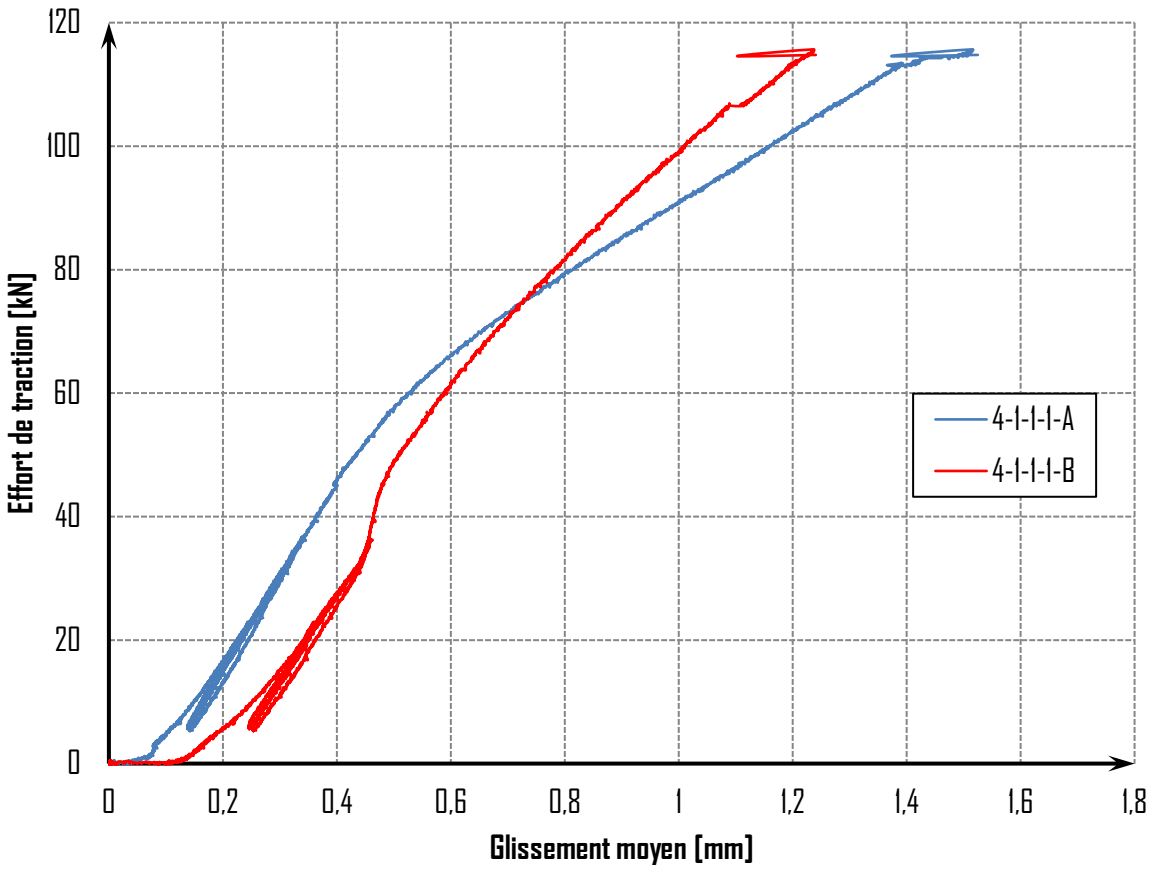
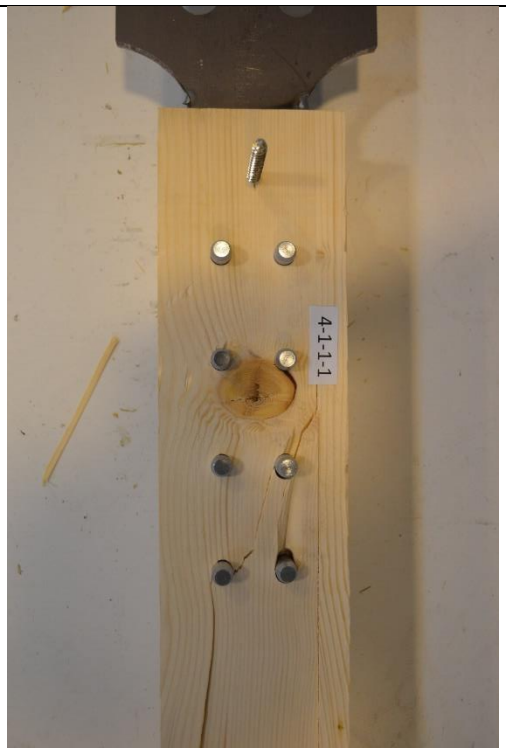
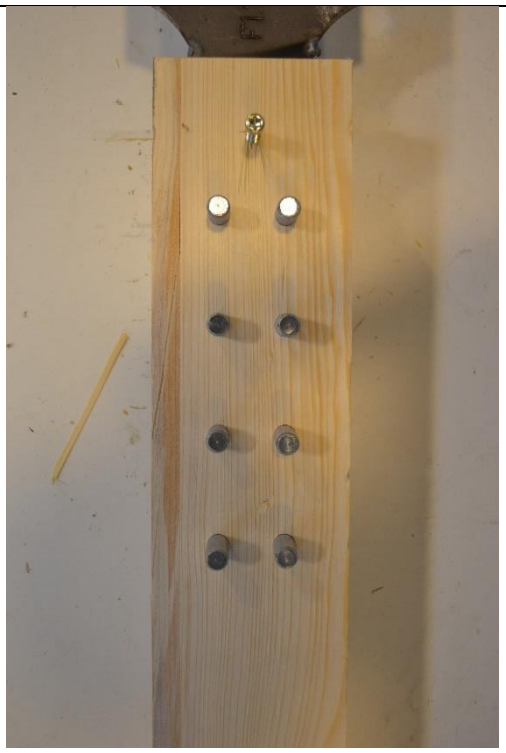
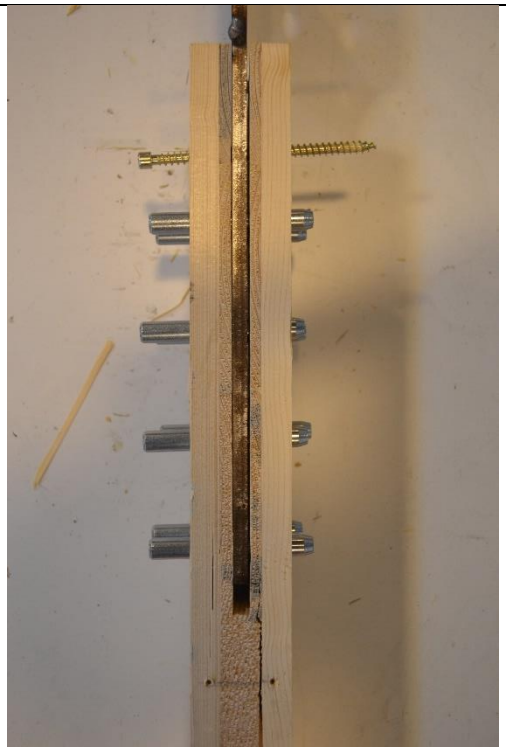


Figure 12-2 : Echantillon n°1 de la configuration 4-1-1

Le Tableau 3-2 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°4-1-1-1 où la rupture s'est produite.

Tableau 12-2 : Photo des 4 faces du côté de la rupture de l'échantillon 4-1-1-1

<table>
<tr>
<td>

(1)</td>
<td>
(3)</td>
</tr>
<tr>
<td>
(2)</td>
<td>
(4)</td>
</tr>
</table>

12.2.2. Echantillon 4-1-1-2

La Figure 3-3 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des deux capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé d'une plaque métallique.

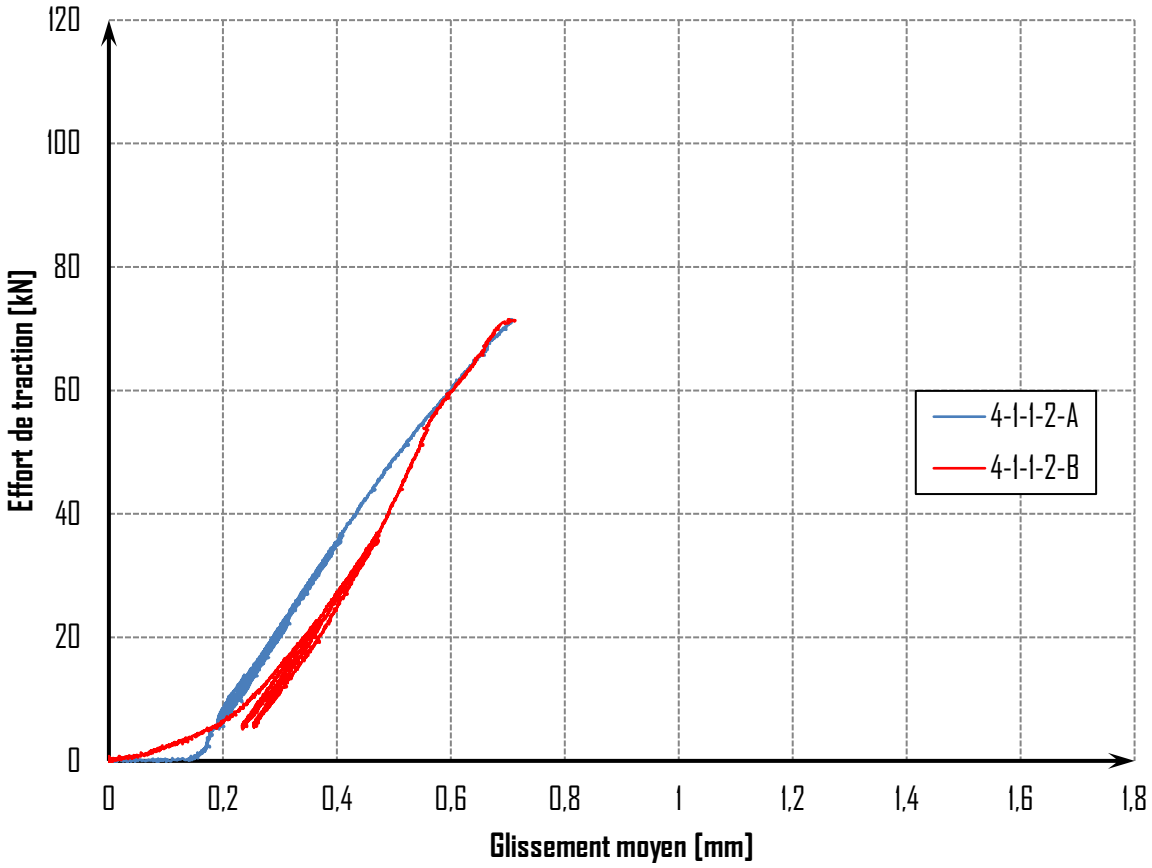
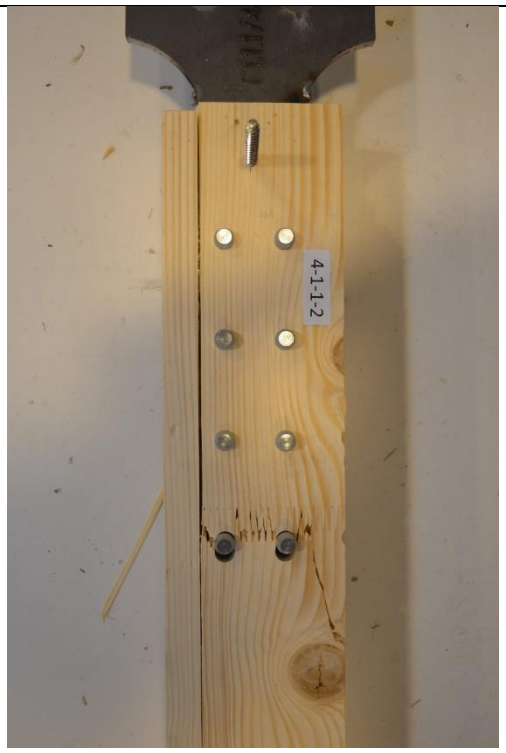
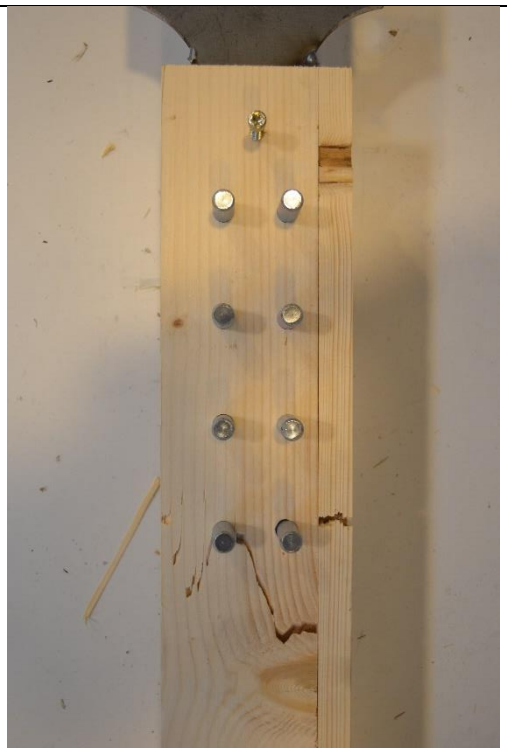
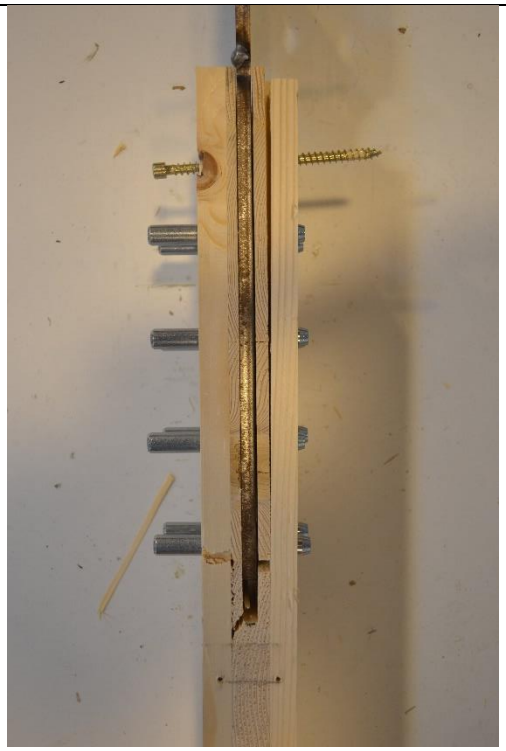
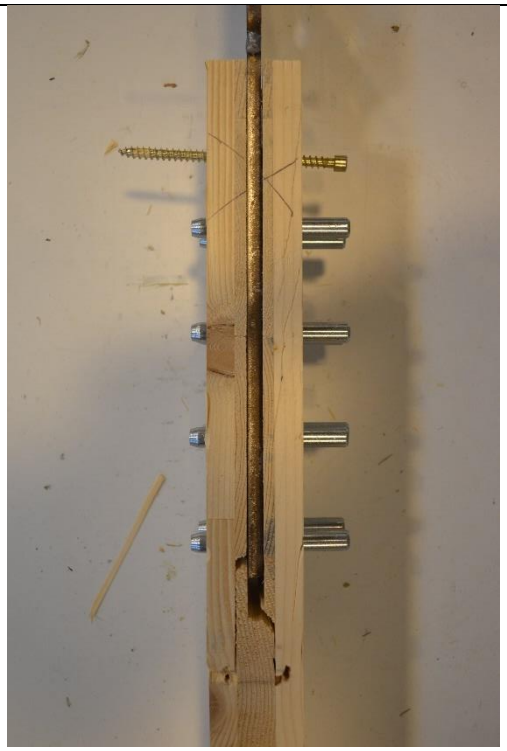


Figure 12-3 : Echantillon n°2 de la configuration 4-1-1

Le Tableau 3-3 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°4-1-1-2 où la rupture s'est produite.

Tableau 12-3 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 4-1-1-2

<table>
<tr>
<td>

(1)</td>
<td>
(3)</td>
</tr>
<tr>
<td>
(2)</td>
<td>
(4)</td>
</tr>
</table>

12.2.3. Echantillon 4-1-1-3

La Figure 3-4 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des deux capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé d'une plaque métallique.

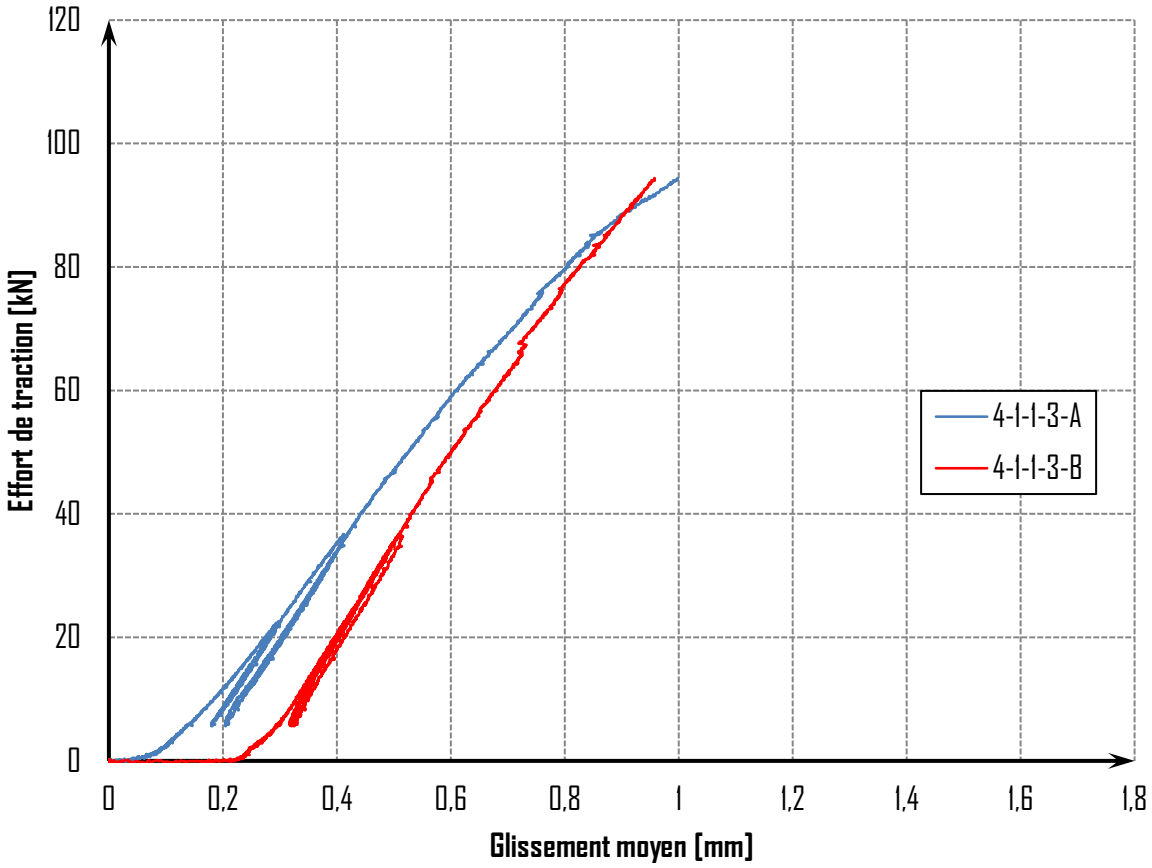


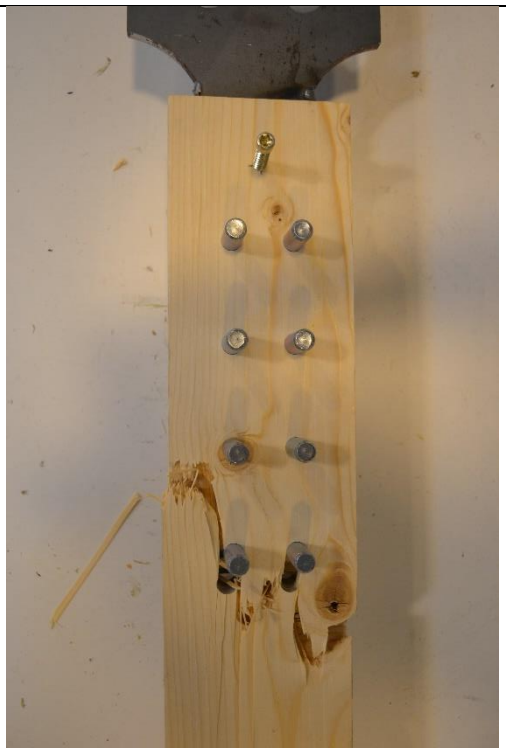
Figure 12-4 : Echantillon n°3 de la configuration 4-1-1

Le Tableau 3-4 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°4-1-1-3 où la rupture s'est produite.

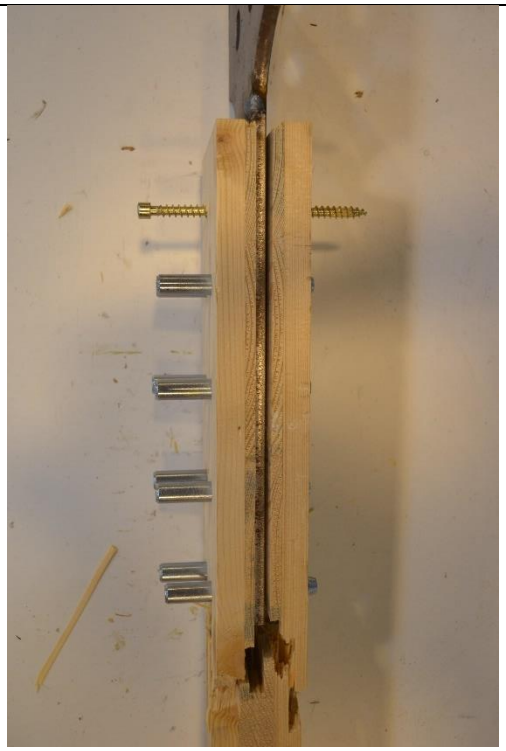
Tableau 12-4 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 4-1-1-3



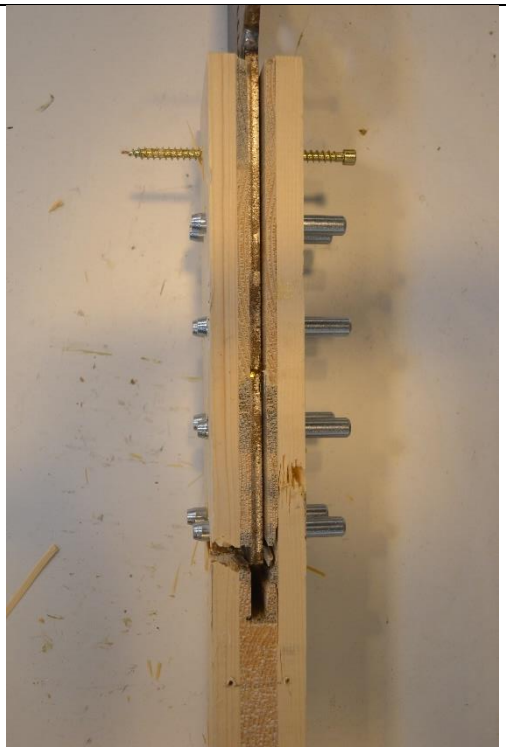
(1)



(3)



(2)



(4)

12.2.4. Echantillon 4-1-1-4

La Figure 3-5 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des deux capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé d'une plaque métallique.

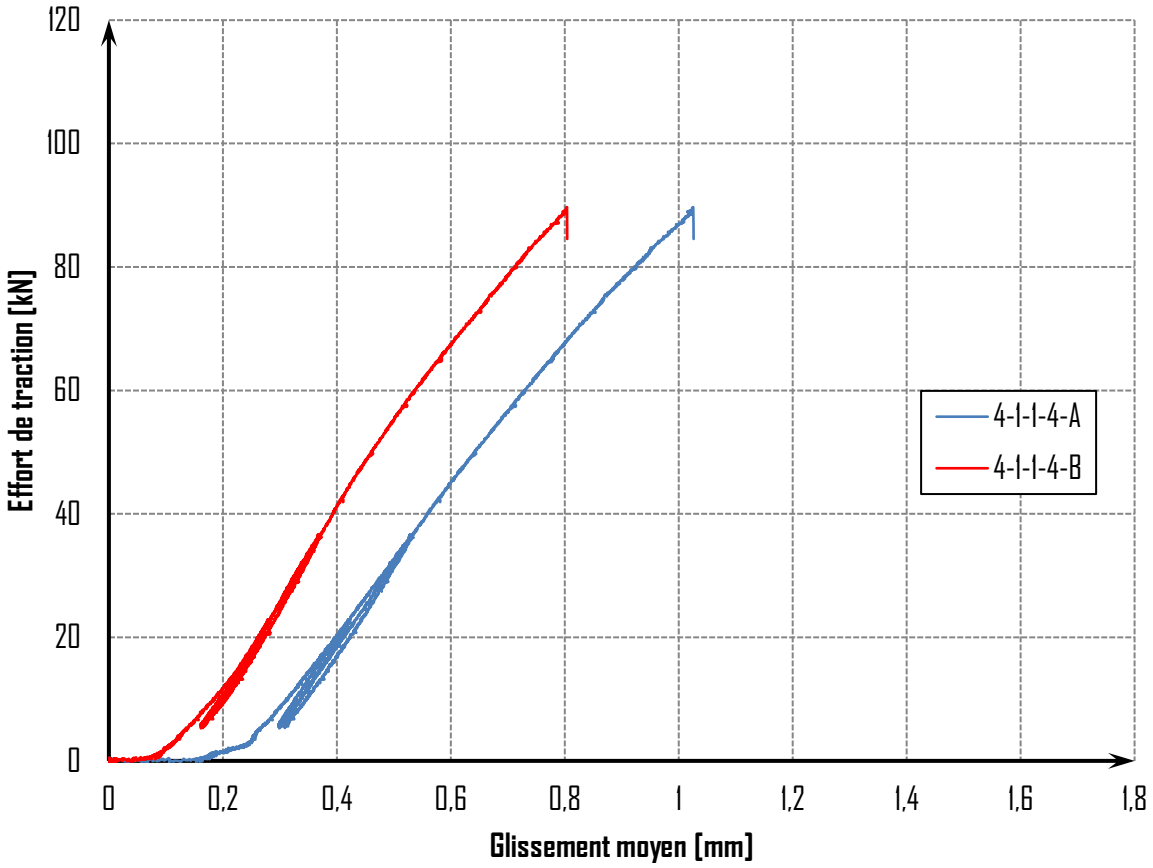
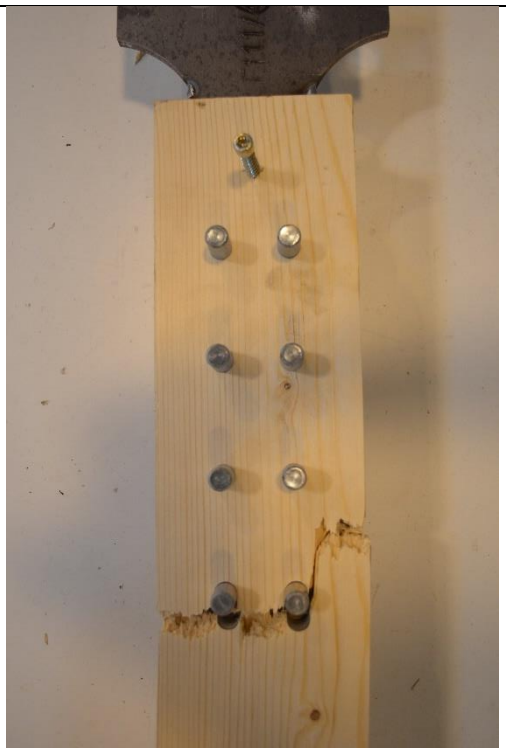
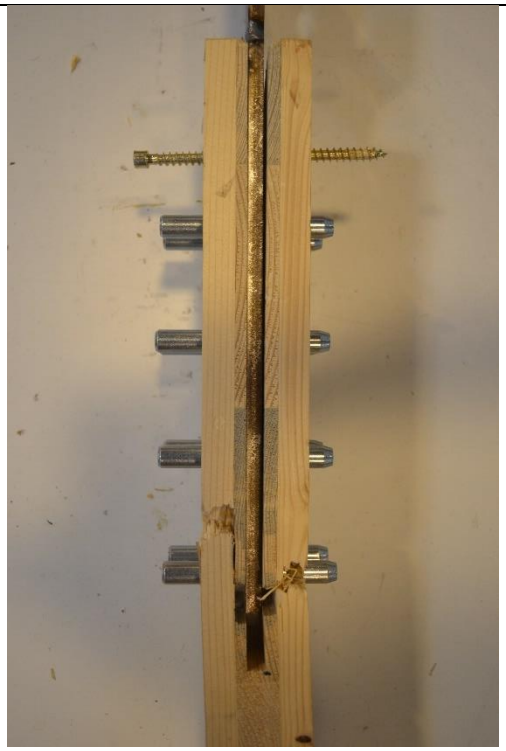
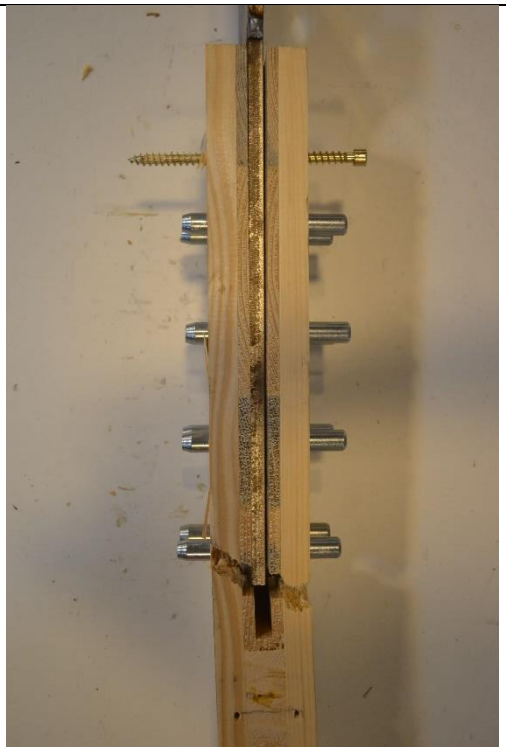


Figure 12-5 : Echantillon n°4 de la configuration 4-1-1

Le Tableau 3-5 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°4-1-1-4 où la rupture s'est produite.

Tableau 12-5 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 4-1-1-4

<table>
<tr><td>

(1)</td><td>
(3)</td></tr>
<tr><td>
(2)</td><td>
(4)</td></tr>
</table>

12.2.5. Echantillon 4-1-1-5

La Figure 3-6 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des deux capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé d'une plaque métallique.

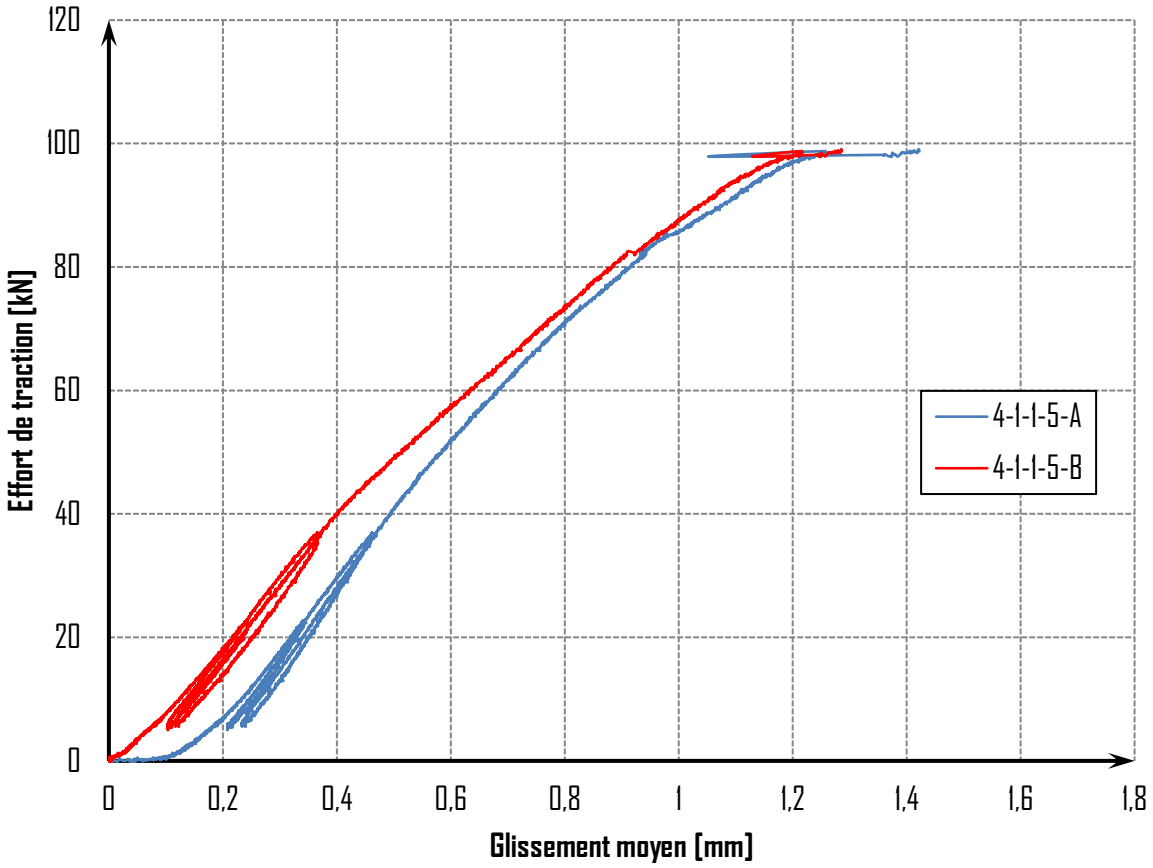


Figure 12-6 : Echantillon n°5 de la configuration 4-1-1

Le Tableau 3-6 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°4-1-1-5 où la rupture s'est produite.

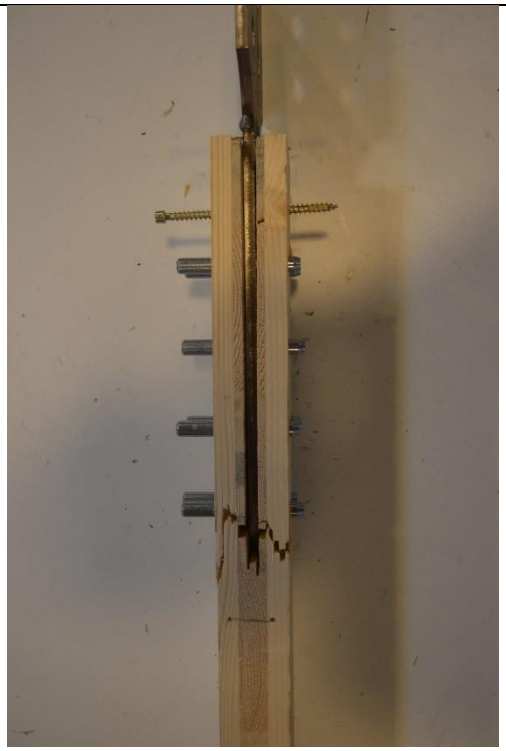
Tableau 12-6 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 4-1-1-5



(1)



(3)



(2)



(4)

12.2.6. Synthèse

La Figure 3-7 présente les courbes de l'effort de traction dans les deux assemblages en fonction du glissement moyen obtenu à chaque extrémité des échantillons. Les résultats montrent un comportement semblable pour l'ensemble des assemblages. La Figure 3-8 présente un zoom des mêmes courbes pour un effort maximum de 50kN et un glissement de 0,6 mm maximum.

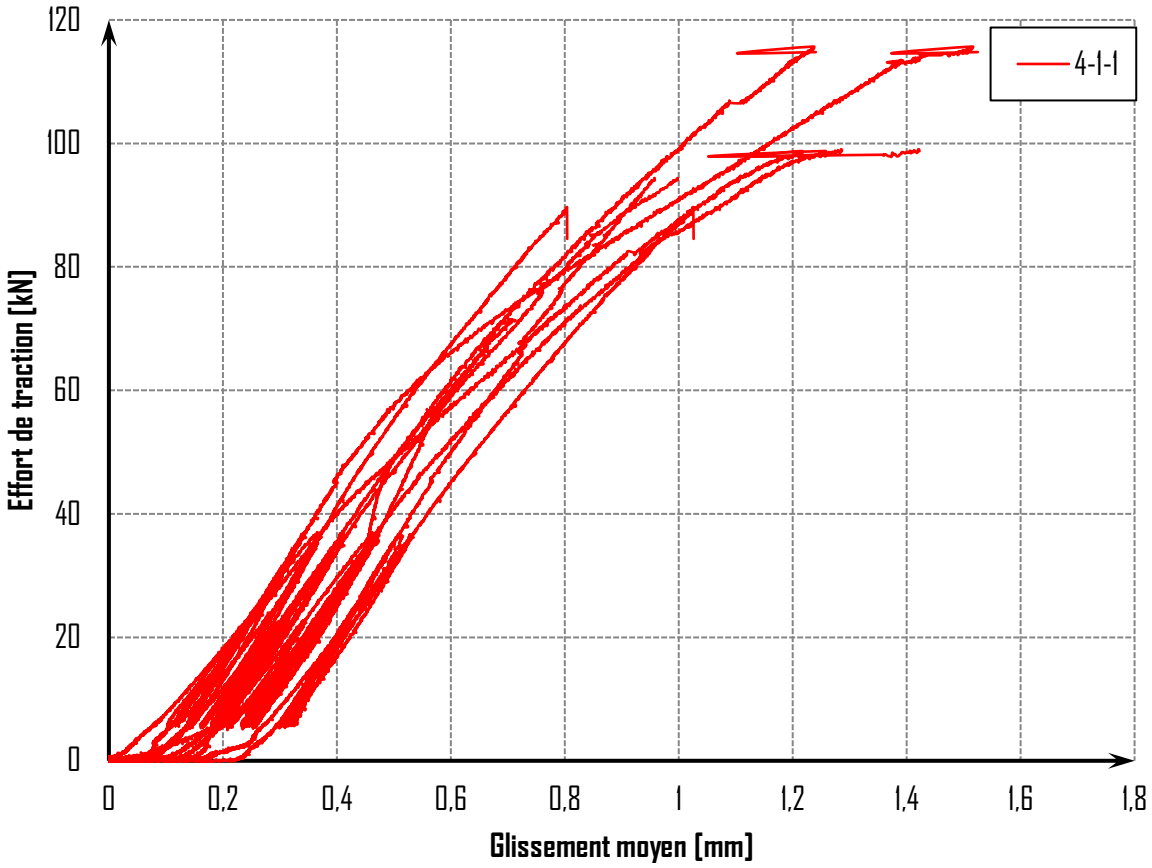


Figure 12-7 : Evolution de l'effort de traction en fonction du glissement moyen des échantillons de la configuration 4-1-1

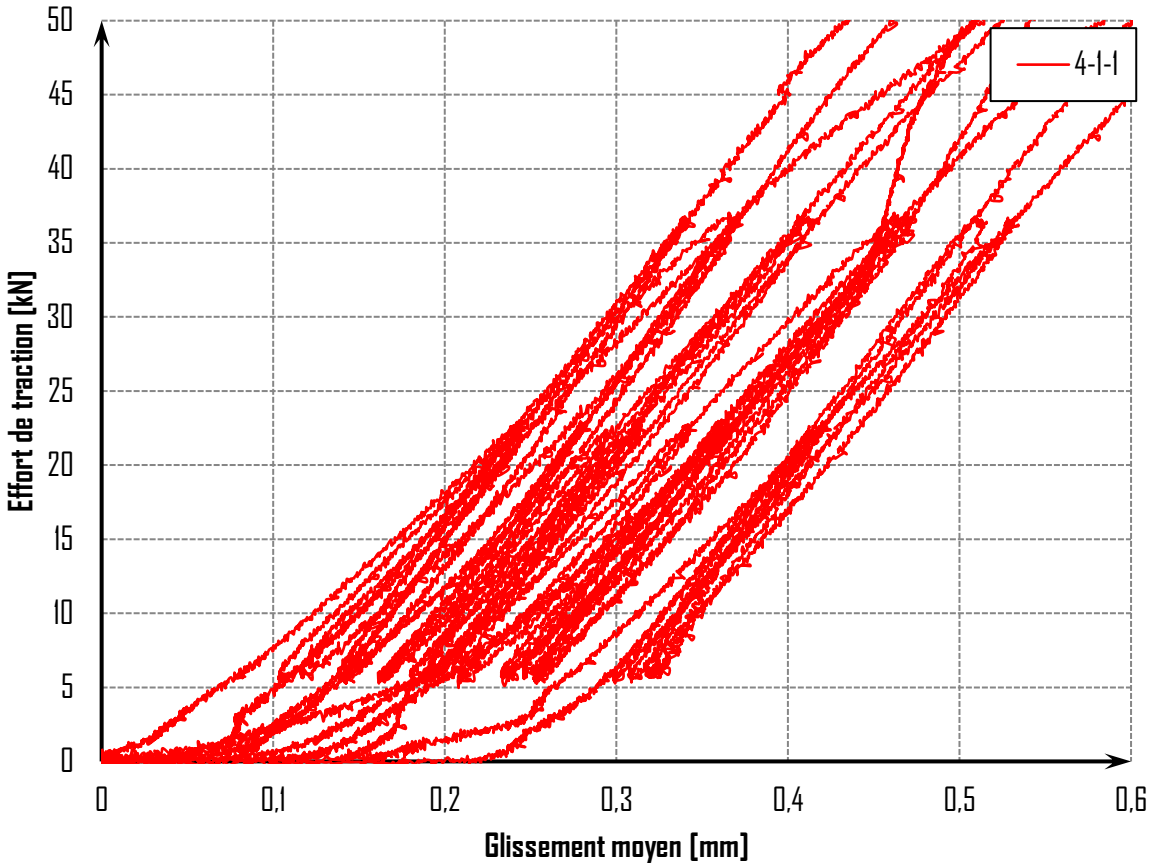


Figure 12-8 : Evolution de l'effort de traction en fonction du glissement moyen des échantillons de la configuration 4-1-1

Le Tableau 3-7 présente les valeurs des efforts de traction ainsi que les modes de rupture observés sur les faces 1 et 3 du côté de la rupture. Le

Tableau 3-8 présente les valeurs des raideurs d'assemblages définis selon le protocole d'essais rappelé dans ce présent document.

Tableau 12-7 : Résultats des efforts de traction [kN] ainsi que du mode rupture

Echantillon	Effort	Masse volumique	Type de rupture
4-1-1-1	115.1	409	SN
4-1-1-2	71.4	392	SN
4-1-1-3	93.7	421	SN
4-1-1-4	89.1	409	SN
4-1-1-5	98.8	380	SN
Moyenne	**93.63**	402	
Maximum	115.10	421	
Minimum	71.42	380	
Ecart type	15.83	15.77	
COV	16.91%	3.9%	

Tableau 12-8 : Résultats des raideurs d'assemblage [kN/mm] et des jeux initiaux

Echantillon	K_{ser}	$K_{el,unload}$	$K_{el,reload}$	$K_{el,ELU,unload}$	$K_{el,ELU,reload}$	Jeu
4-1-1-1	137.84	166.97	150.34	165.83	153.69	0.08
	131.78	152.75	137.92	153.94	142.60	0.17
4-1-1-2	143.39	142.87	137.17	142.46	137.92	0.15
	120.03	134.75	127.38	147.21	142.85	0.16
4-1-1-3	114.04	150.17	137.39	146.16	141.44	0.10
	147.44	163.33	154.87	154.97	154.20	0.26
4-1-1-4	120.63	146.00	133.50	143.48	135.07	0.23
	141.07	166.16	148.80	162.12	155.32	0.11
4-1-1-5	113.82	144.13	133.26	142.16	132.71	0.14
	108.43	125.88	119.02	127.23	118.44	0.03
Moyenne	**127.85**	**149.30**	**137.97**	**148.56**	**141.42**	**0.14**
Maximum	147.44	166.97	154.87	165.83	155.32	0.26
Minimum	108.43	125.88	119.02	127.23	118.44	0.03
Ecart type	14.11	13.52	10.91	11.15	11.39	0.07
COV	11.04%	9.05%	7.90%	7.51%	8.05%	48.06%

12.2.7. Analyse statistique

L'annexe D de la norme NF EN 1990 Partie D7 [3] fournie deux approches permettant de déterminer une propriété caractéristique d'un produit, dans le cas présent, l'effort de traction caractéristique. Il a été choisi que les données soient dépouillées en suivant une loi Log Normale, ce qui, comme le précise l'annexe D [3], présente l'avantage d'exclure les valeurs négatives.

La première approche suppose que le coefficient de variation (COV) Vx est inconnu tandis que la deuxième approche suppose que le COV est parfaitement connu.

Dans le tableau ci-dessous, les valeurs des efforts de traction à rupture d'un assemblage par échantillon sont présentées. A partir de ces valeurs, il est possible de déterminer une valeur caractéristique de l'effort de traction des assemblages à rupture conformément au dépouillement statistique de l'Annexe D de la norme NF EN 1990 [3]. Le coefficient de variation Vx étant supérieur à 10%, il est nécessaire de passer par une approche Vx inconnu.

Tableau 12-9 : Détermination de la valeur caractéristique de l'assemblage 4-1-1

Echantillon	mi	ln(mi)	(ln(mi)-moy)²	N essai	kn	sy	Analogie	sy cor	ks	mk
4-1-1-1	115.1	4.75	4.77E-02	5	Inconnu	17.37%	Non	17.37%	2.33	61.73
4-1-1-2	71.4	4.27	6.70E-02							
4-1-1-3	93.7	4.54	1.59E-04							
4-1-1-4	89.1	4.49	1.45E-03							
4-1-1-5	98.8	4.59	4.35E-03							
Moyenne	93.63	4.53								
Minimum	71.42									
Maximum	115.10									
Ecart type	15.83									
COV	16.91%									

A partir de ces hypothèses, il est possible de calculer la valeur caractéristique de l'effort de traction à rupture de l'assemblage de type 4-1-1 constitué des 8 broches selon l'équation suivante :

$$F_{t,Rk} = \exp\left(m_y - k_n \times 0,1737\right) = \exp\left(4,53 - 2,33 \times 0,1737\right) = 61,73kN$$

13. - CONFIGURATION 4-1-2

13.1. ECHANTILLON

Pour rappel, la configuration d'essai consiste en un test de traction d'une barre en CLT de 90 mm (30/30/30) comportant à chaque extrémité un assemblage constitué de 8 broches de diamètre 12 mm, répartie en 2 files de 4 broches et d'une plaque métallique en âme. Le mode de rupture prévu des broches pour ce type d'assemblage est un mode 2, dont la note de calculs a imposé les épaisseurs de bois (t_1) à 41mm, constitué de 30mm de bois longitudinal et 11 mm de bois transversal. Une vis de fermeture a été mise afin d'éviter l'ouverture de l'assemblage. Une vue CAO est également présentée afin de visualiser la composition (cf. Figure 4-1).

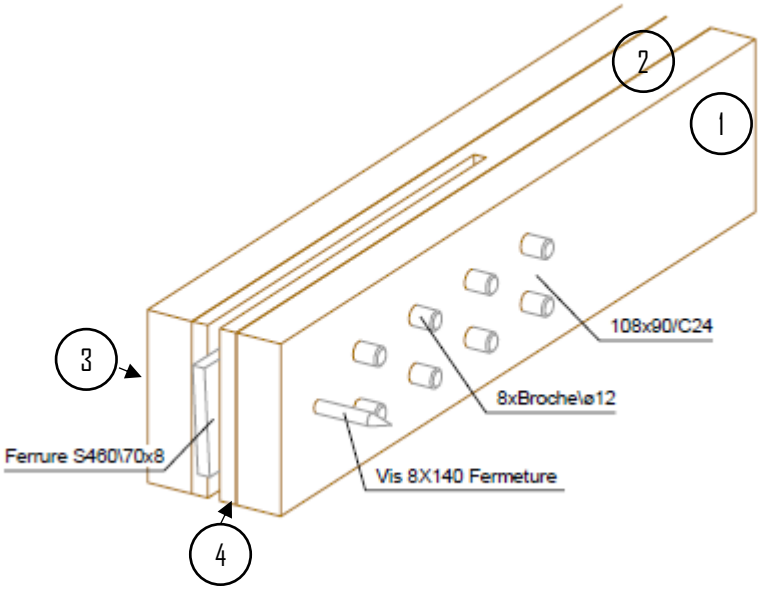


Figure 13-1 : Echantillon de la configuration 4-1-2

Le Tableau 4-1 présente la masse volumique des échantillons ramenée à 12% d'humidité.

Tableau 13-1 : Masse volumique l'échantillon de la configuration 4-1-2

Configuration	Numéro d'échantillon	Masse volumique moyenne [kg/m^3]
4-1-2	1	385
	2	417
	3	385
	4	388
	5	410

13.2.RESULTATS

13.2.1. Echantillon 4-1-2-1

La Figure 4-2 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des deux capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé d'une plaque métallique.

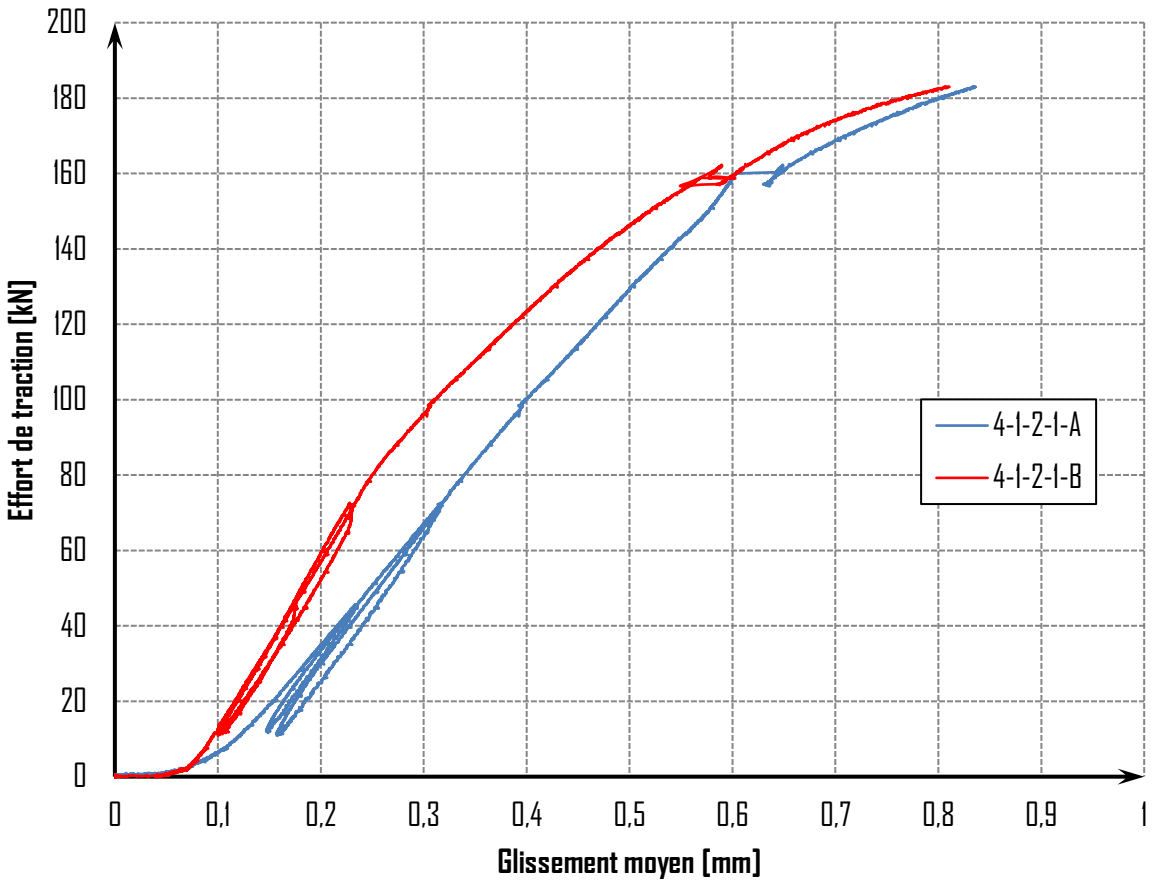


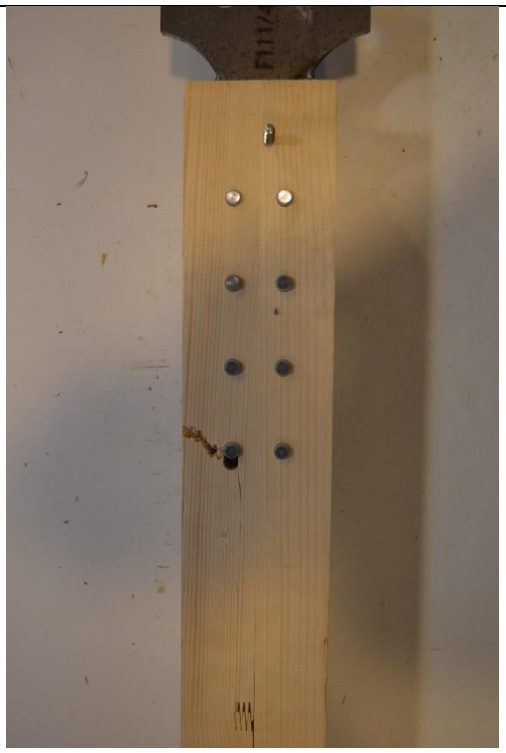
Figure 13-2 : Echantillon n°1 de la configuration 4-1-2

Le Tableau 4-2 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°4-1-2-1 où la rupture s'est produite.

Tableau 13-2 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 4-1-2-1



(1)



(3)



(2)



(4)

13.2.2. Echantillon 4-1-2-2

La Figure 4-3 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des deux capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé d'une plaque métallique.

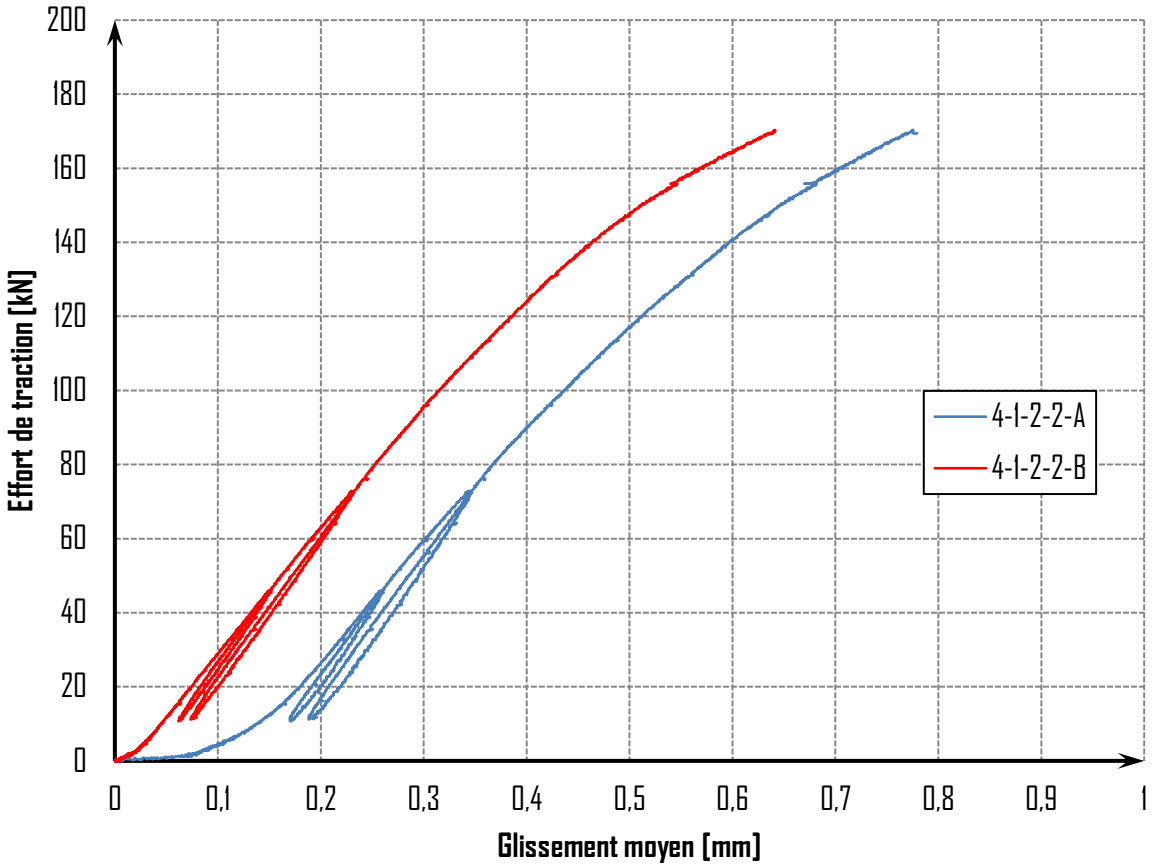


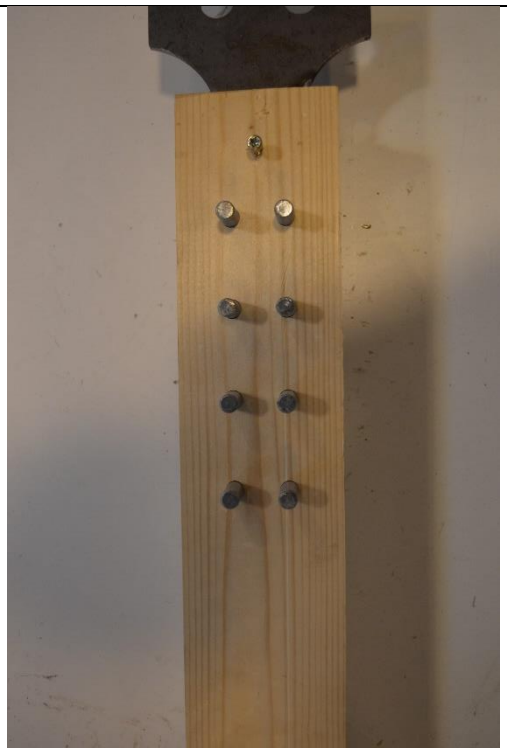
Figure 13-3 : Echantillon n°2 de la configuration 4-1-2

Le Tableau 4-3 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°4-1-2-2 où la rupture s'est produite.

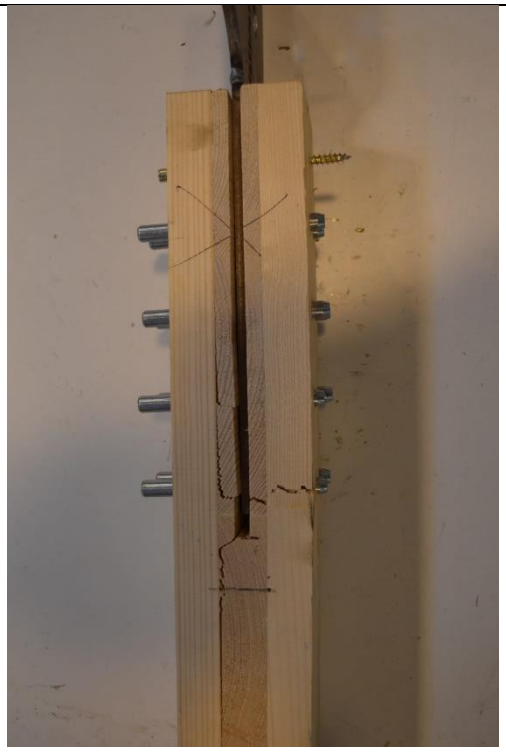
Tableau 13-3 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 4-1-2-2



(1)



(3)



(2)



(4)

13.2.3. Echantillon 4-1-2-3

La Figure 4-4 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des deux capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé d'une plaque métallique.

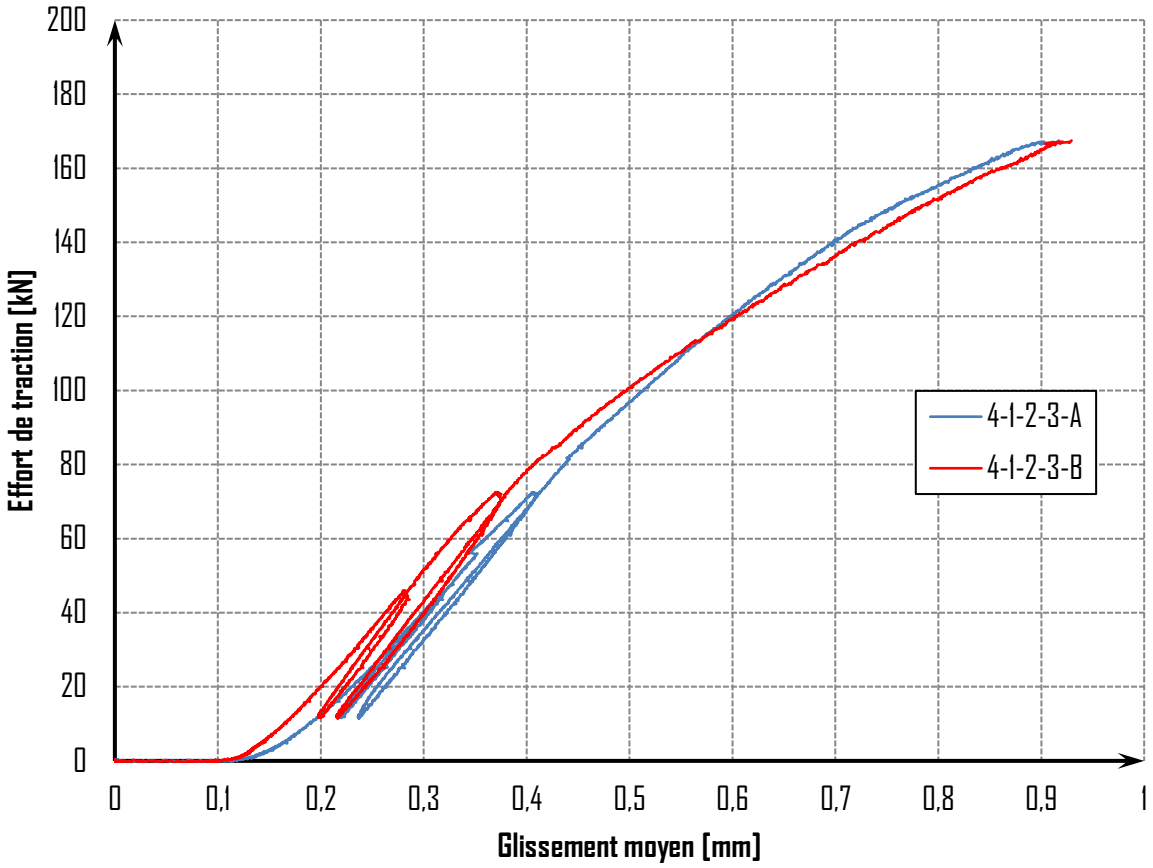
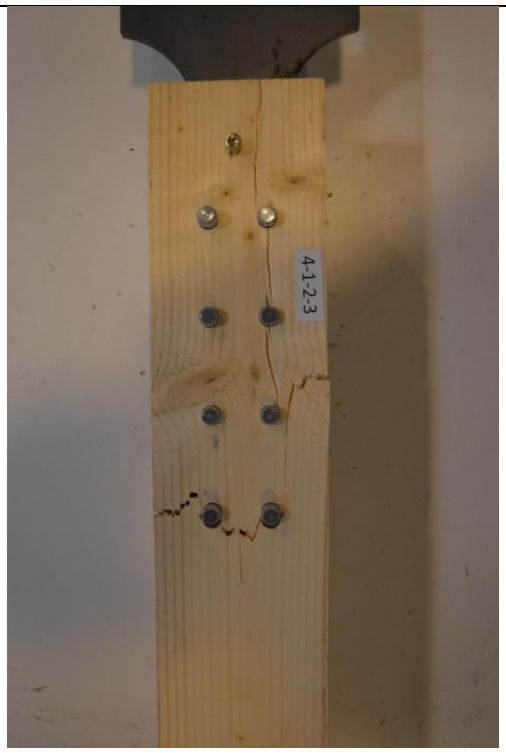


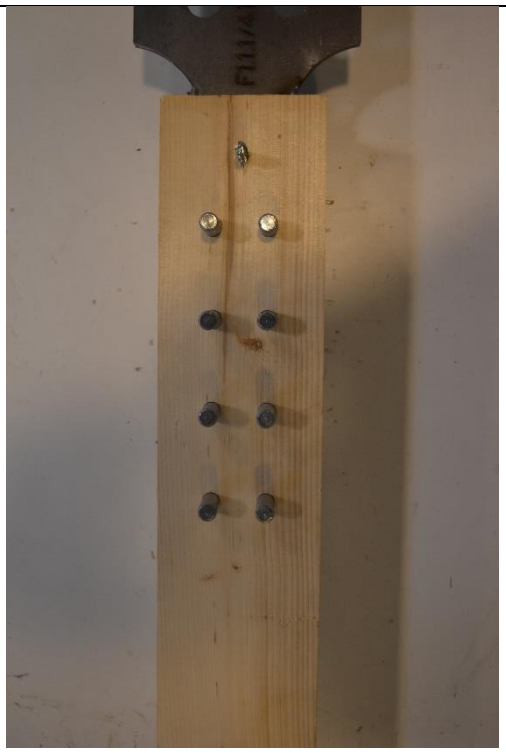
Figure 13-4 : Echantillon n°3 de la configuration 4-1-2

Le Tableau 4-4 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°4-1-2-3 où la rupture s'est produite.

Tableau 13-4 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 4-1-2-3



(1)



(3)



(2)



(4)

13.2.4. Echantillon 4-1-2-4

La Figure 4-5 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des deux capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé d'une plaque métallique.

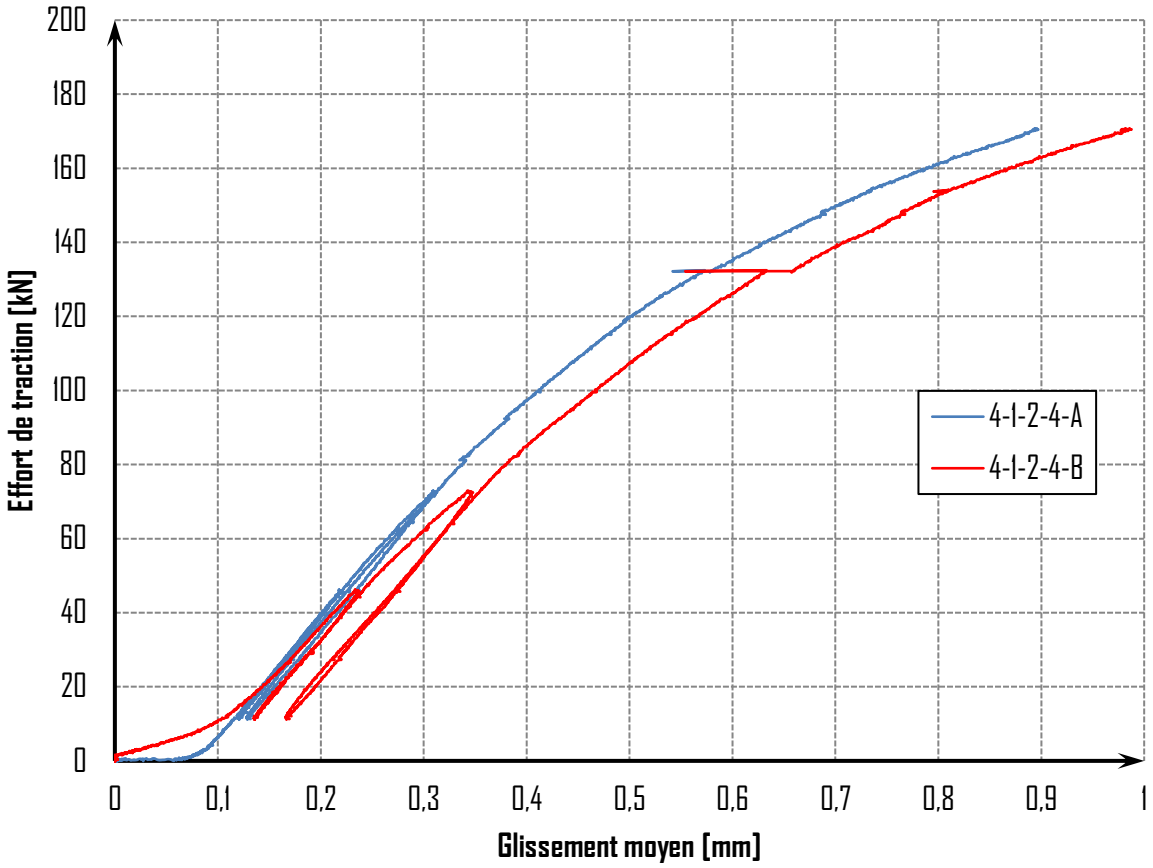


Figure 13-5 : Echantillon n°4 de la configuration 4-1-2

Le Tableau 4-5 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°4-1-2-4 où la rupture s'est produite.

Tableau 13-5 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 4-1-2-4

<table>
<tr>
<td>

(1)</td>
<td>
(3)</td>
</tr>
<tr>
<td>
(2)</td>
<td>
(4)</td>
</tr>
</table>

13.2.5. Echantillon 4-1-2-5

La Figure 4-6 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des deux capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé d'une plaque métallique.

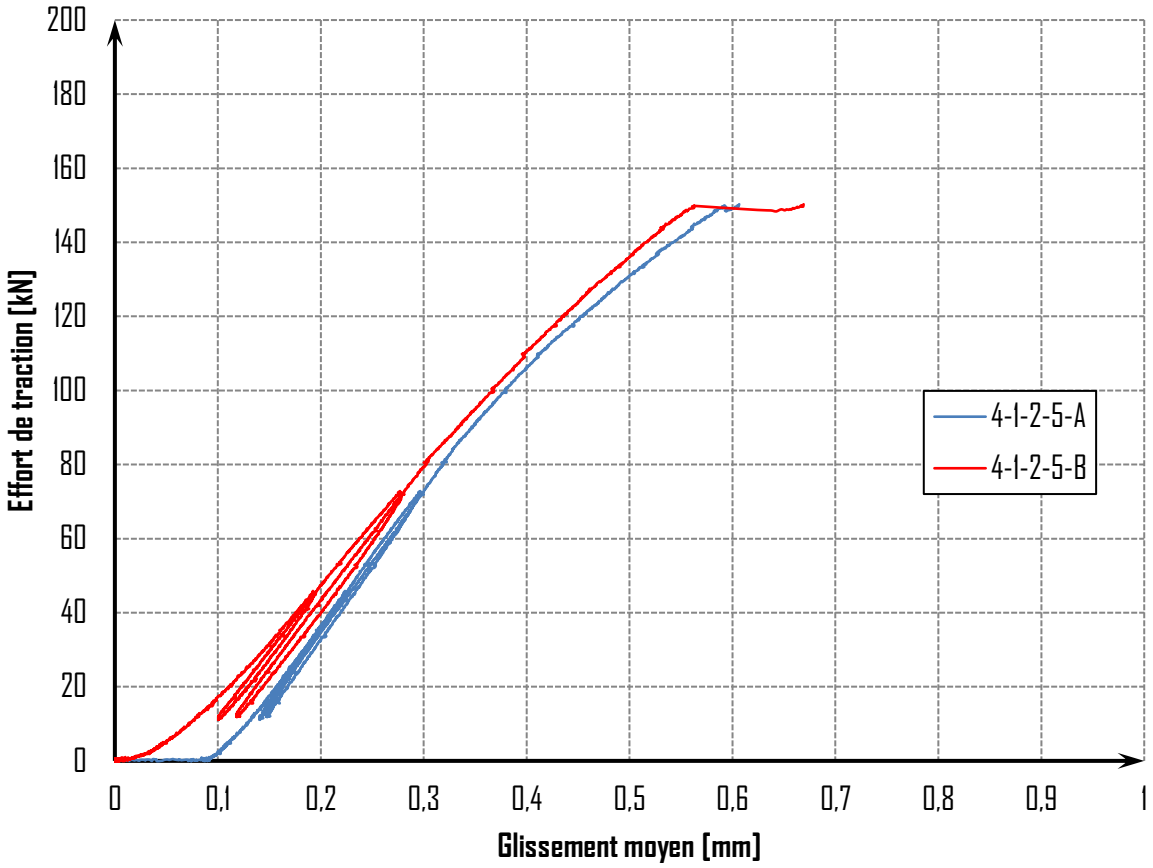
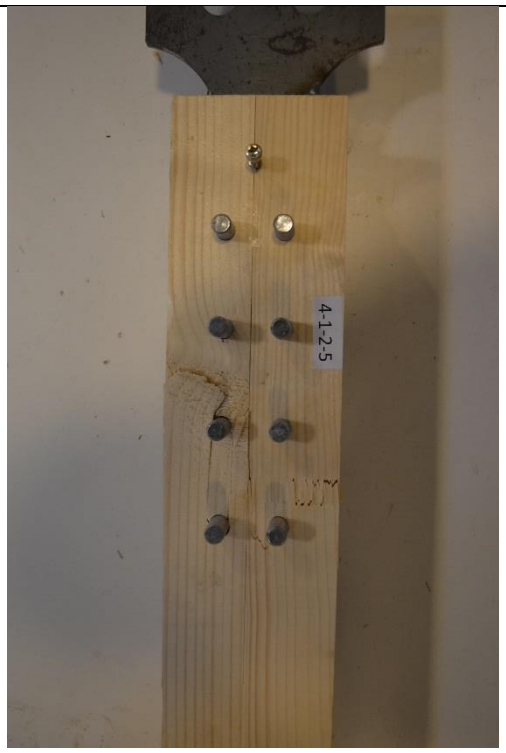


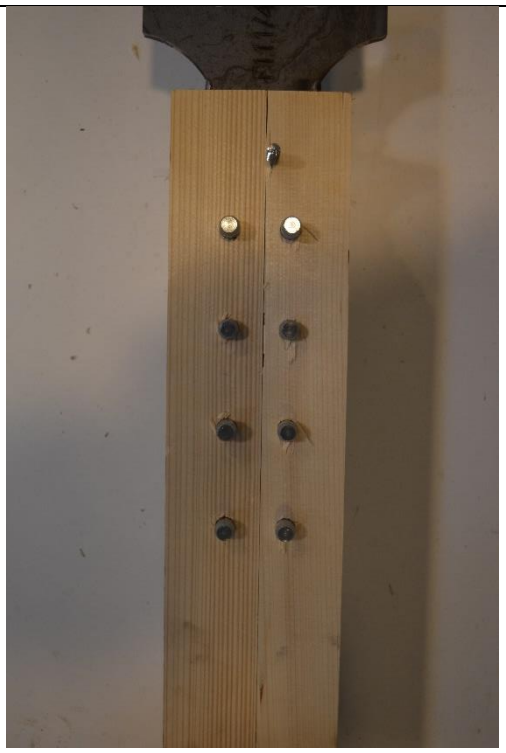
Figure 13-6 : Echantillon n°5 de la configuration 4-1-2

Le Tableau 4-6 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°4-1-2-5 où la rupture s'est produite.

Tableau 13-6 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 4-1-2-5



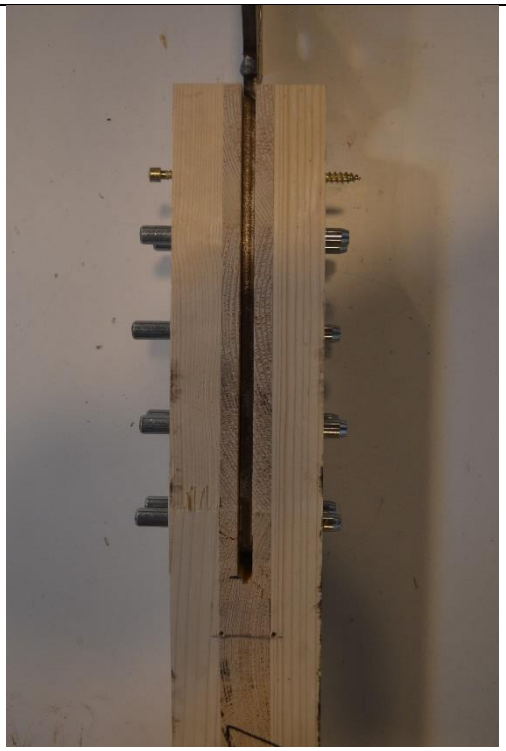
(1)



(3)



(2)



(4)

13.2.6. Synthèse

La Figure 4-7 présente les courbes de l'effort de traction dans les deux assemblages complets en fonction du glissement moyen obtenu à chaque extrémité de l'échantillon. Les résultats montrent un comportement semblable pour l'ensemble des échantillons. La Figure 4-8 présente un zoom des mêmes courbes pour un effort maximum de 100kN et un glissement de 1,1 mm maximum.

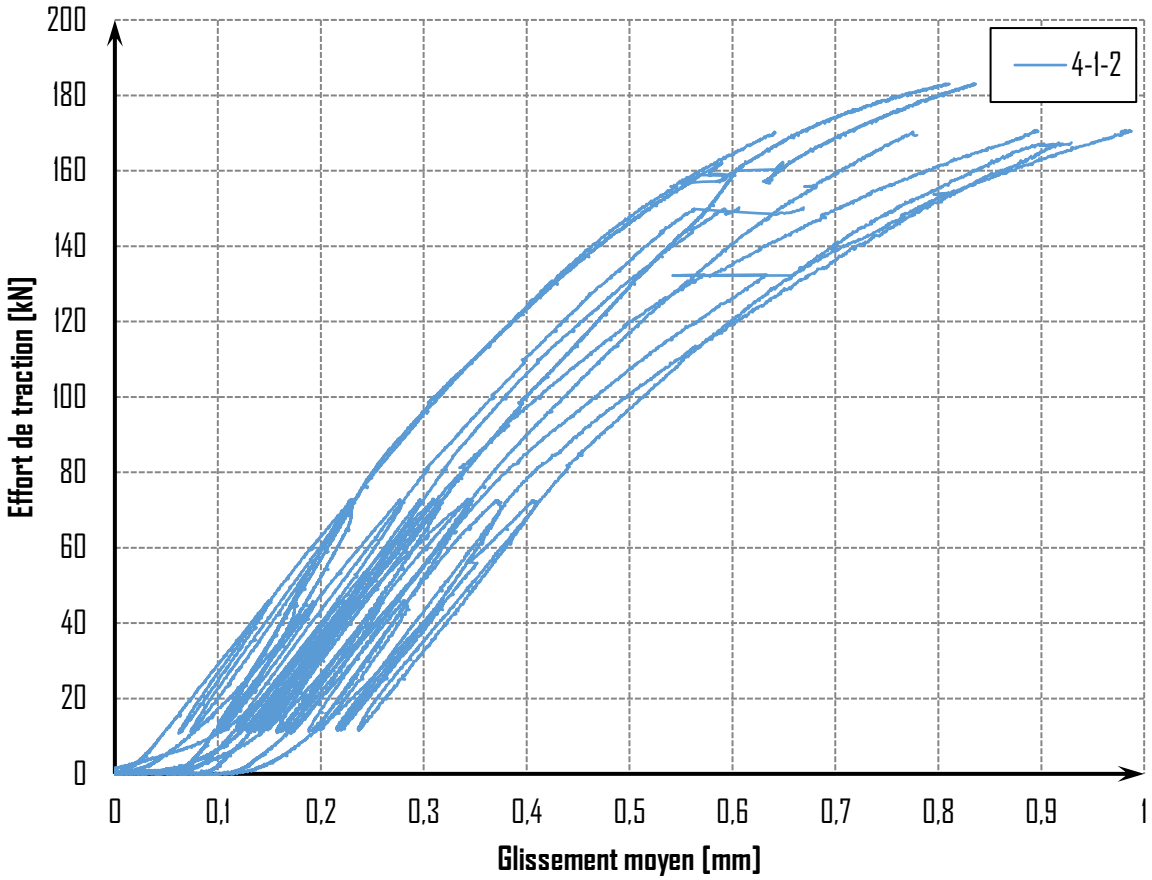


Figure 13-7 : Evolution de l'effort de traction en fonction du glissement moyen des échantillons de la configuration 4-1-2

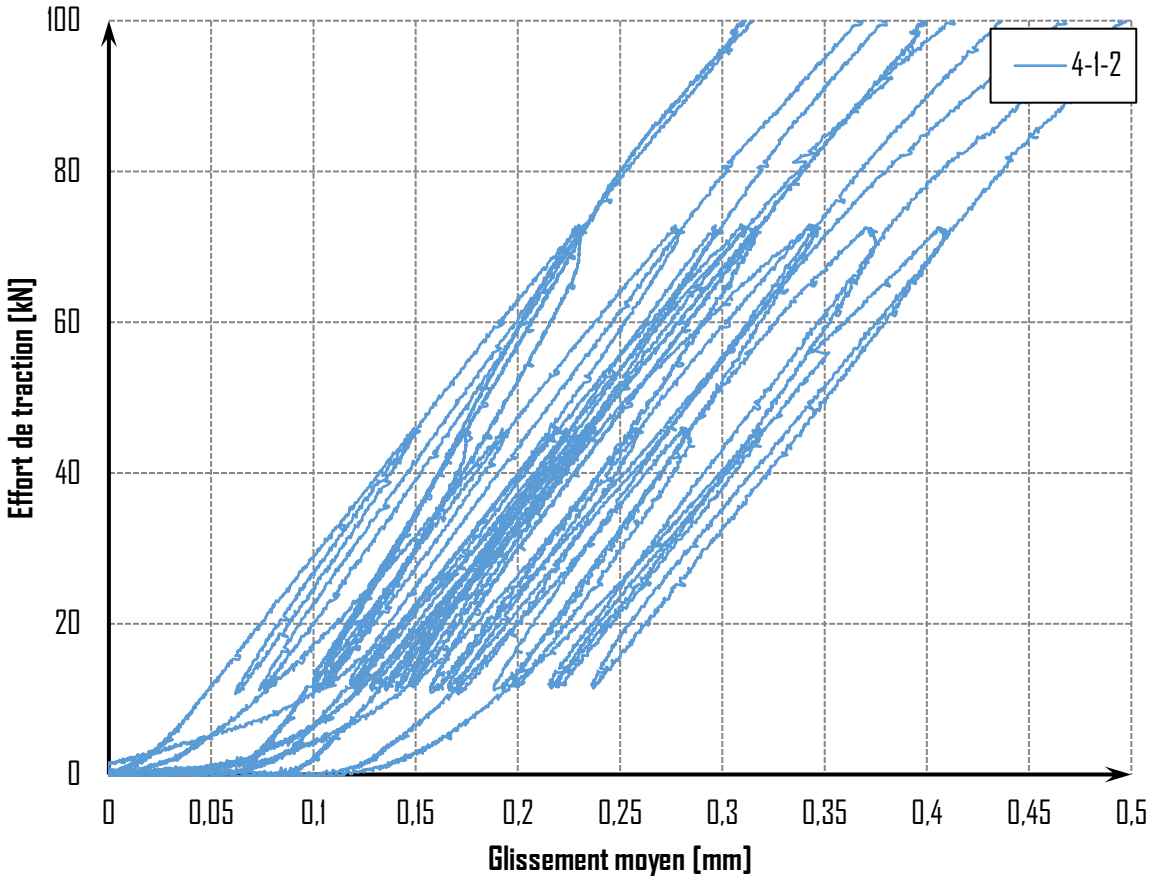


Figure 13-8 : Evolution de l'effort de traction en fonction du glissement moyen des échantillons de la configuration 4-1-2

Le Tableau 4-7 présente les valeurs des efforts de traction ainsi que les modes de rupture observés sur les faces 1 et 3 du côté de la rupture. Le

Tableau 4-8 présente les valeurs des raideurs d'assemblages définis selon le protocole d'essais rappelé dans ce présent document.

Tableau 13-7 : Résultats des efforts de traction [kN] ainsi que du mode rupture

Echantillon	Effort	Masse volumique	Type de rupture
4-1-2-1	280.6	385	SN
4-1-2-2	278.4	417	SN
4-1-2-3	275.6	385	SN
4-1-2-4	261.1	388	SP
4-1-2-5	261.7	410	SN
Moyenne	271.51	403	
Maximum	280.62	417	
Minimum	261.14	385	
Ecart type	9.37	14.92	
COV	3.45%	3.7%	

Tableau 13-8 : Résultats des raideurs d'assemblage [kN/mm] et des jeux initiaux

Echantillon	K_{ser}	$K_{el,unload}$	$K_{el,reload}$	$K_{el,ELU,unload}$	$K_{el,ELU,reload}$	Jeu
4-1-2-1	319.04	389.18	351.44	390.89	361.91	0.09
	480.06	519.73	480.64	467.97	447.53	0.08
4-1-2-2	321.86	429.70	377.68	408.94	377.27	0.12
	340.15	410.02	377.92	397.93	377.90	0.02
4-1-2-3	298.78	339.73	313.70	350.92	328.06	0.16
	311.75	414.53	379.82	391.69	360.10	0.14
4-1-2-4	320.81	353.91	333.42	338.52	324.39	0.08
	266.12	341.79	318.60	340.20	316.48	0.07
4-1-2-5	378.76	402.40	378.76	398.96	381.65	0.10
	312.86	384.90	355.09	381.74	364.50	0.05
Moyenne	**335.02**	**398.59**	**366.71**	**386.78**	**363.98**	**0.09**
Maximum	480.06	519.73	480.64	467.97	447.53	0.16
Minimum	266.12	339.73	313.70	338.52	316.48	0.02
Ecart type	58.40	52.71	47.31	38.31	37.71	0.04
COV	17.43%	13.22%	12.90%	9.90%	10.36%	48.01%

13.2.7. Analyse statistique

L'annexe D de la norme NF EN 1990 Partie D7 [3] fournie deux approches permettant de déterminer une propriété caractéristique d'un produit, dans le cas présent, l'effort de traction caractéristique. Il a été choisi que les données soient dépouillées en suivant une loi Log Normale, ce qui, comme le précise l'annexe D [3], présente l'avantage d'exclure les valeurs négatives.

La première approche suppose que le coefficient de variation (COV) Vx est inconnu tandis que la deuxième approche suppose que le COV est parfaitement connu.

Dans le tableau ci-dessous, les valeurs des efforts de traction à rupture de l'assemblage complet sont présentées. A partir de ces valeurs, il est possible de déterminer une valeur caractéristique de l'effort de traction des assemblages à rupture conformément au dépouillement statistique de l'Annexe D de la norme NF EN 1990 [3]. Le coefficient de variation Vx étant inférieur à 10%, il est nécessaire de passer par une approche Vx connu. Cependant, aucune analogie n'est possible.

Tableau 13-9 : Détermination de la valeur caractéristique de l'assemblage 4-1-2

Echantillon	mi	ln(mi)	(ln(mi)-moy)²	N essai	kn	sy	Analogie	sy cor	ks	mk
4-1-2-1	183.0	5.21	7.52E-03	5	Connu	7.04%	Non	10.00%	1.80	140.14
4-1-2-2	169.8	5.13	1.49E-04							
4-1-2-3	167.1	5.12	1.86E-05							
4-1-2-4	170.8	5.14	3.15E-04							
4-1-2-5	150.0	5.01	1.26E-02							
Moyenne	168.12	5.12								
Minimum	149.95									
Maximum	182.98									
Ecart type	11.85									
COV	7.05%									

A partir de ces hypothèses, il est possible de calculer la valeur caractéristique de l'effort de traction à rupture de l'assemblage de type 4-1-2 constitué des 8 broches selon l'équation suivante :

$$F_{t,Rk} = \exp\left(m_y - k_n \times 0,10\right) = \exp\left(5,12 - 1,8 \times 0,10\right) = 140,14kN$$

14. - CONFIGURATION 5-1-2

14.1. ECHANTILLON

Pour rappel, la configuration d'essai consiste en un test de traction d'une barre comportant à chaque extrémité un assemblage constitué de 8 broches de diamètre 12 mm, répartie en 2 files de 4 broches et de deux plaques métalliques latérales. Le mode prévu pour ce type d'assemblage est un mode 2, dont la note de calculs a imposé une épaisseur de bois (t_1) à 113mm. L'assemblage a été renforcé par 16 vis de 6*120. Une vue CAO est également présentée afin de visualiser la composition (cf. Figure 7-1).

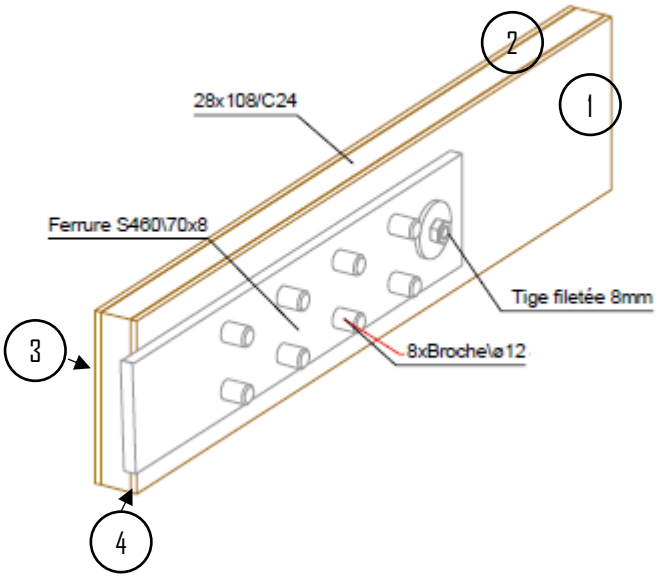


Figure 14-1 : Echantillon de la configuration 5-1-2

Le Tableau 7-1 présente la masse volumique des échantillons ramenée à 12% d'humidité.

Tableau 14-1 : Masse volumique des échantillons de la configuration 5-1-2

Configuration	Numéro d'échantillon	Masse volumique moyenne [kg/m^3]
5-1-2	1	467
	2	436
	3	436
	4	436
	5	455

14.2.RESULTATS

14.2.1. Echantillon 5-1-2-1

La Figure 7-2 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

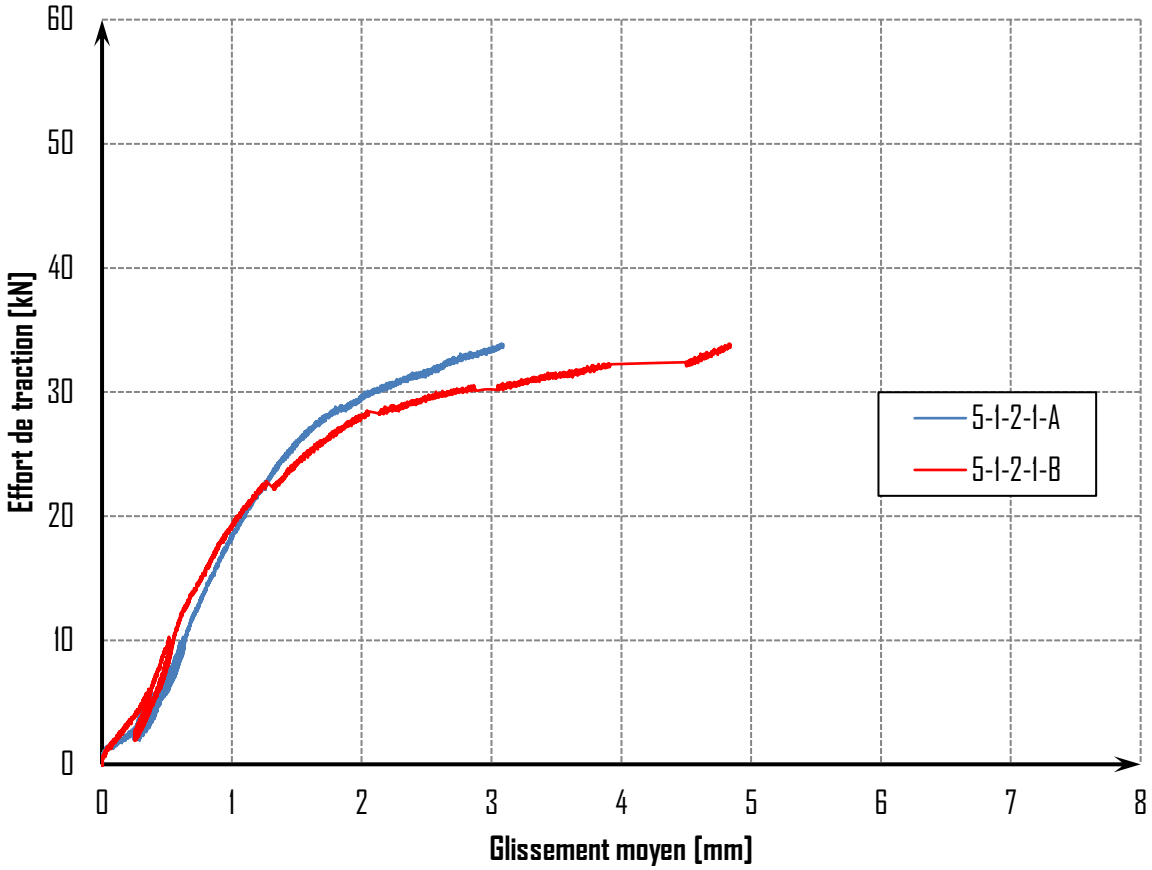


Figure 14-2 : Echantillon n°1 de la configuration 5-1-2

Le Tableau 7-2 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°5-1-2-1 où la rupture s'est produite.

Tableau 14-2 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 5-1-2-1

<table>
<tr>
<td>

(1)</td>
<td>(3)</td>
</tr>
<tr>
<td>
(2)</td>
<td>
(4)</td>
</tr>
</table>

14.2.2. Echantillon 5-1-2-2

La Figure 7-3 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

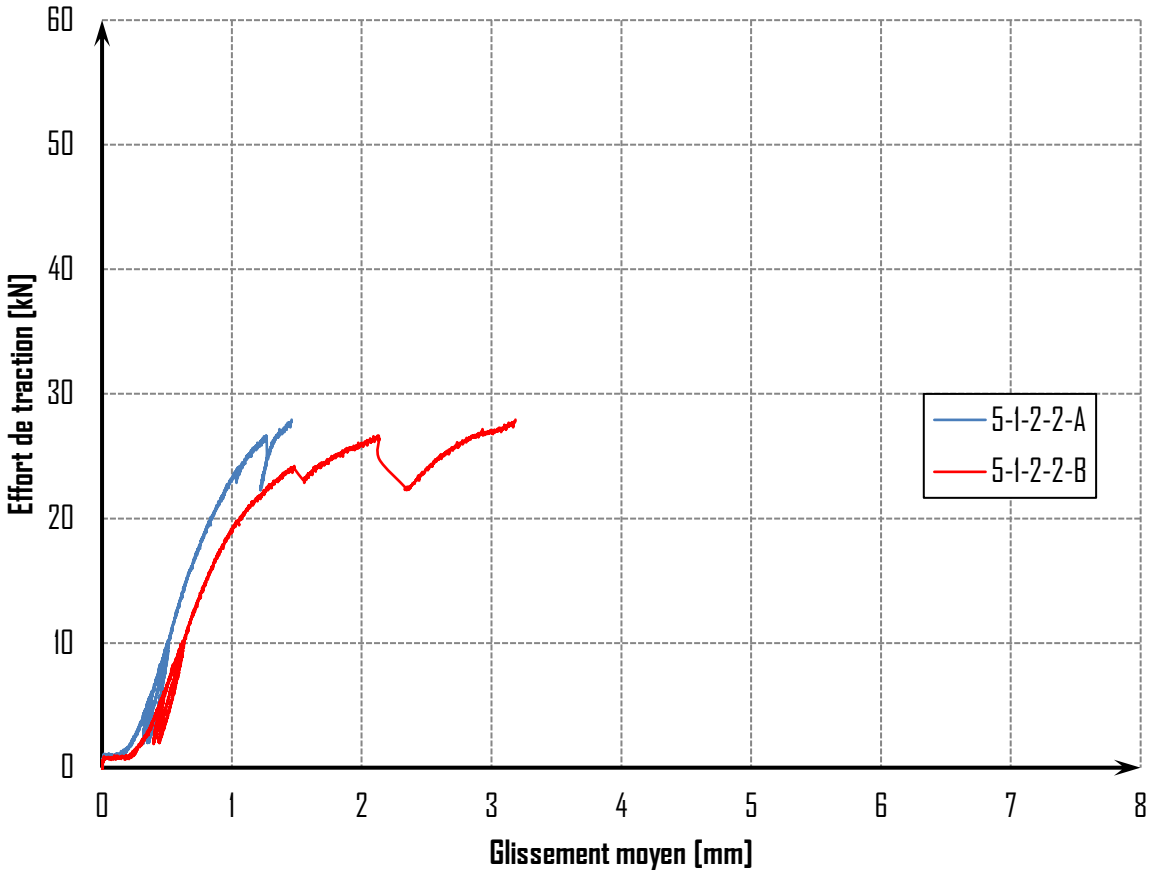


Figure 14-3 : Echantillon n°2 de la configuration 5-1-2

Le Tableau 7-3 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°5-1-2-2 où la rupture s'est produite.

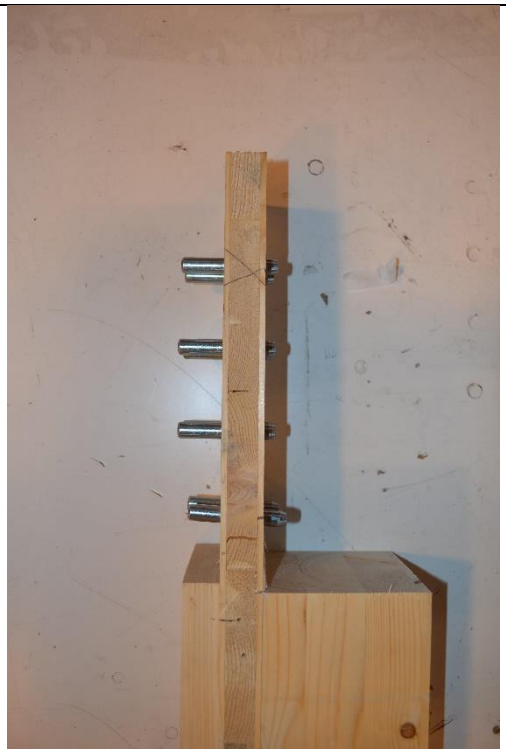
Tableau 14-3 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 5-1-2-2



(1)



(3)



(2)



(4)

14.2.3. Echantillon 5-1-2-3

La Figure 7-4 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

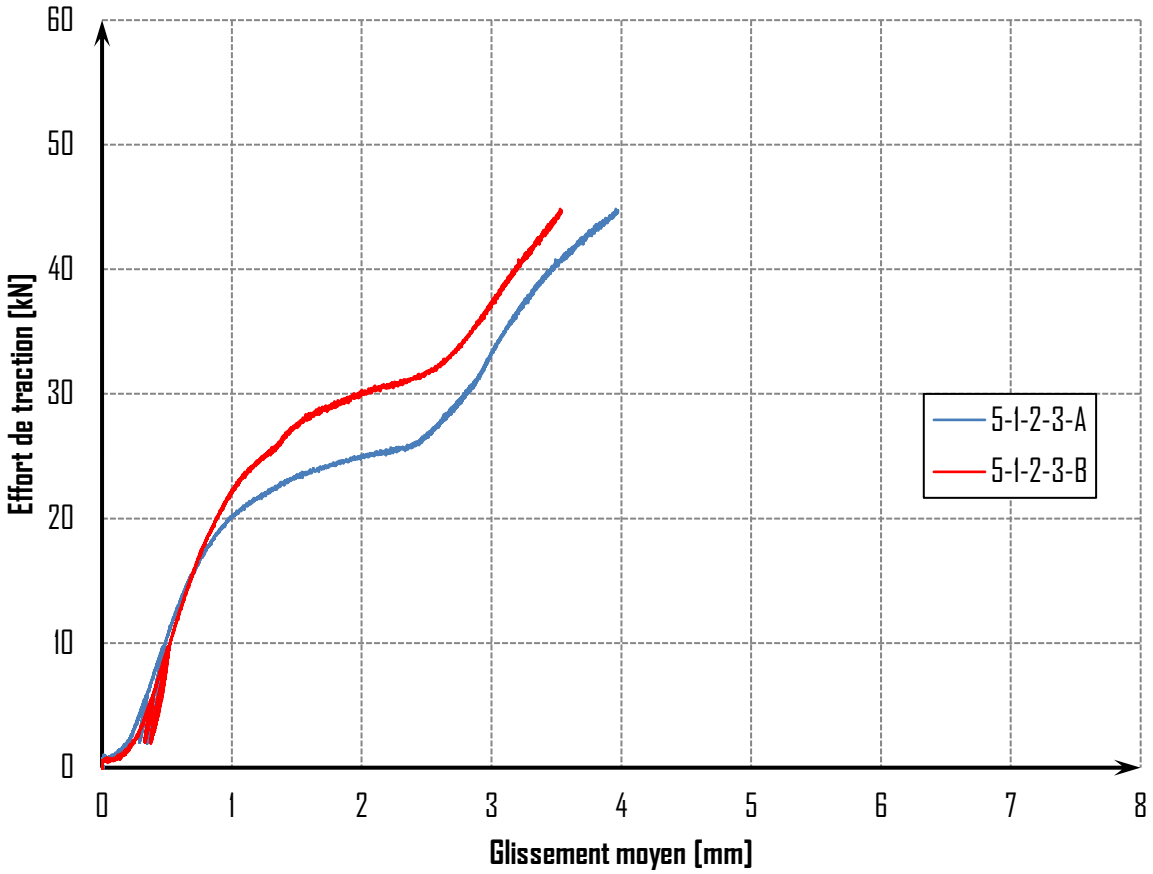


Figure 14-4 : Echantillon n°3 de la configuration 5-1-2

Le Tableau 7-4 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°5-1-2-3 où la rupture s'est produite.

Tableau 14-4 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 5-1-2-3



(1)



(3)



(2)



(4)

14.2.4. Echantillon 5-1-2-4

La Figure 7-5 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

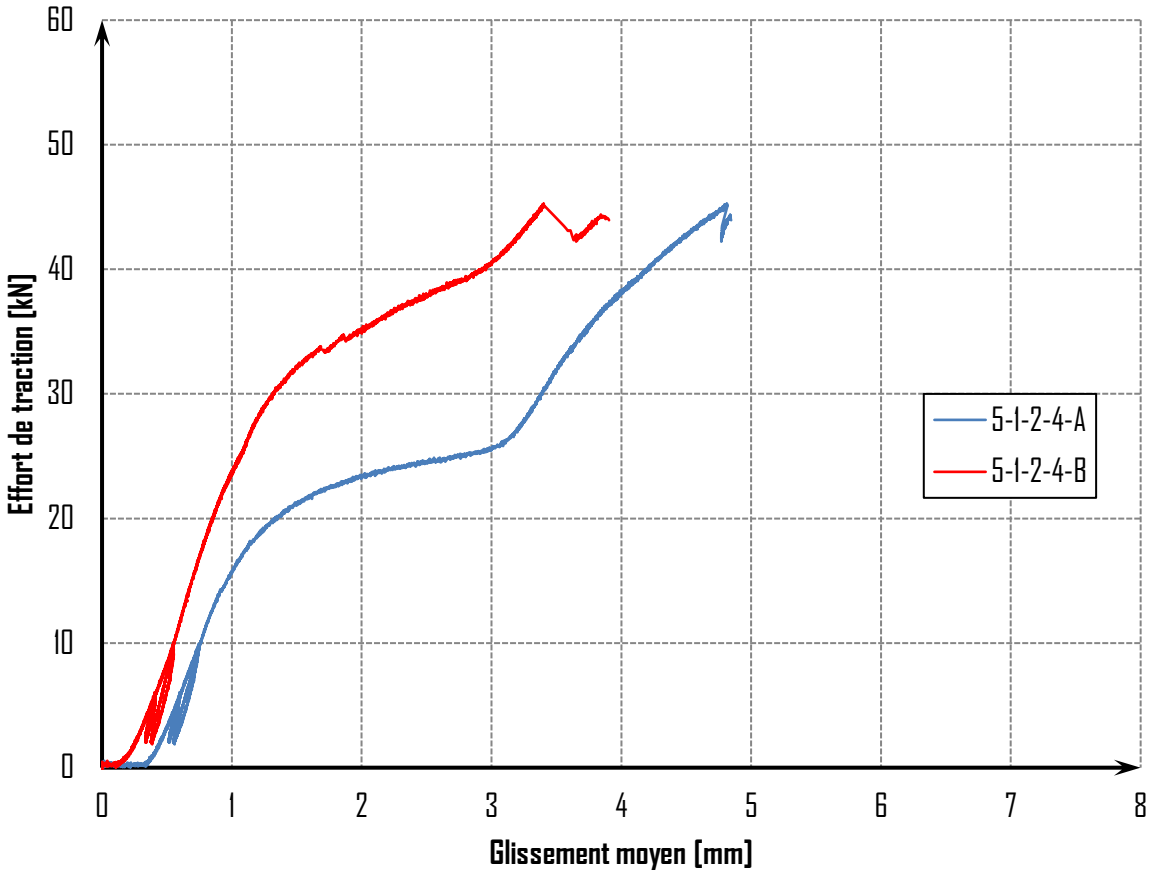
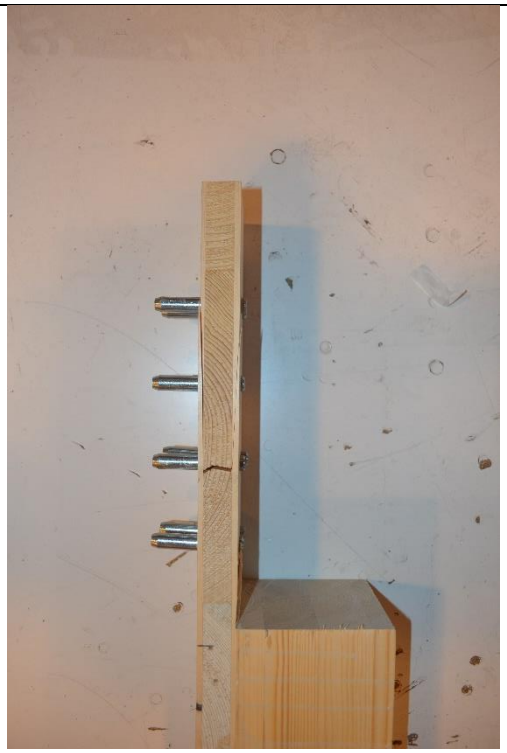


Figure 14-5 : Echantillon n°4 de la configuration 5-1-2

Le Tableau 7-5 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°5-1-2-4 où la rupture s'est produite.

Tableau 14-5 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 5-1-2-4

<table>
<tr>
<td>

(1)</td>
<td>
(3)</td>
</tr>
<tr>
<td>
(2)</td>
<td>
(4)</td>
</tr>
</table>

14.2.5. Echantillon 5-1-2-5

La Figure 7-6 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

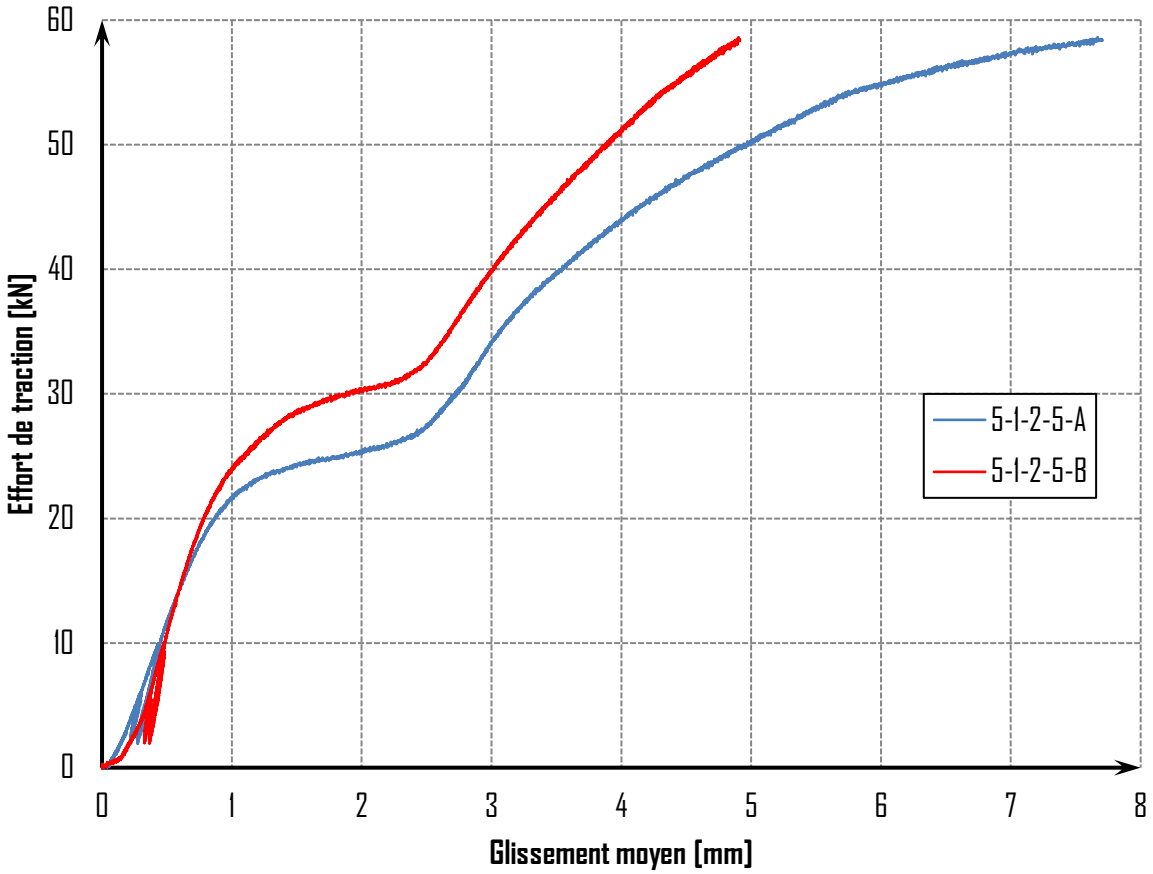


Figure 14-6 : Echantillon n°5 de la configuration 5-1-2

Le Tableau 7-6 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°5-1-2-5 où la rupture s'est produite.

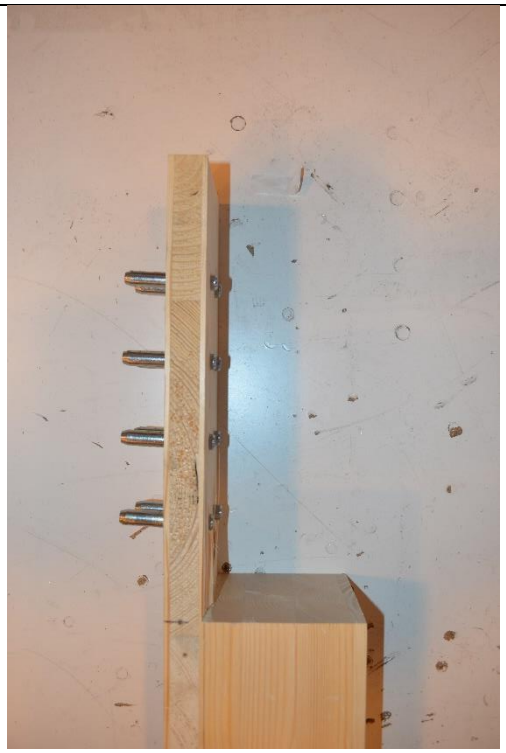
Tableau 14-6 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 5-1-2-5



(1)



(3)



(2)



(4)

14.2.6. Synthèse

La Figure 7-7 présente les courbes de l'effort de traction dans les deux assemblages en fonction du glissement moyen obtenu à chaque extrémité de l'échantillon. Les résultats montrent un comportement semblable pour l'ensemble des échantillons. La Figure 7-8 présente un zoom des mêmes courbes pour un effort maximum de 140kN et un glissement de 1,4 mm maximum.

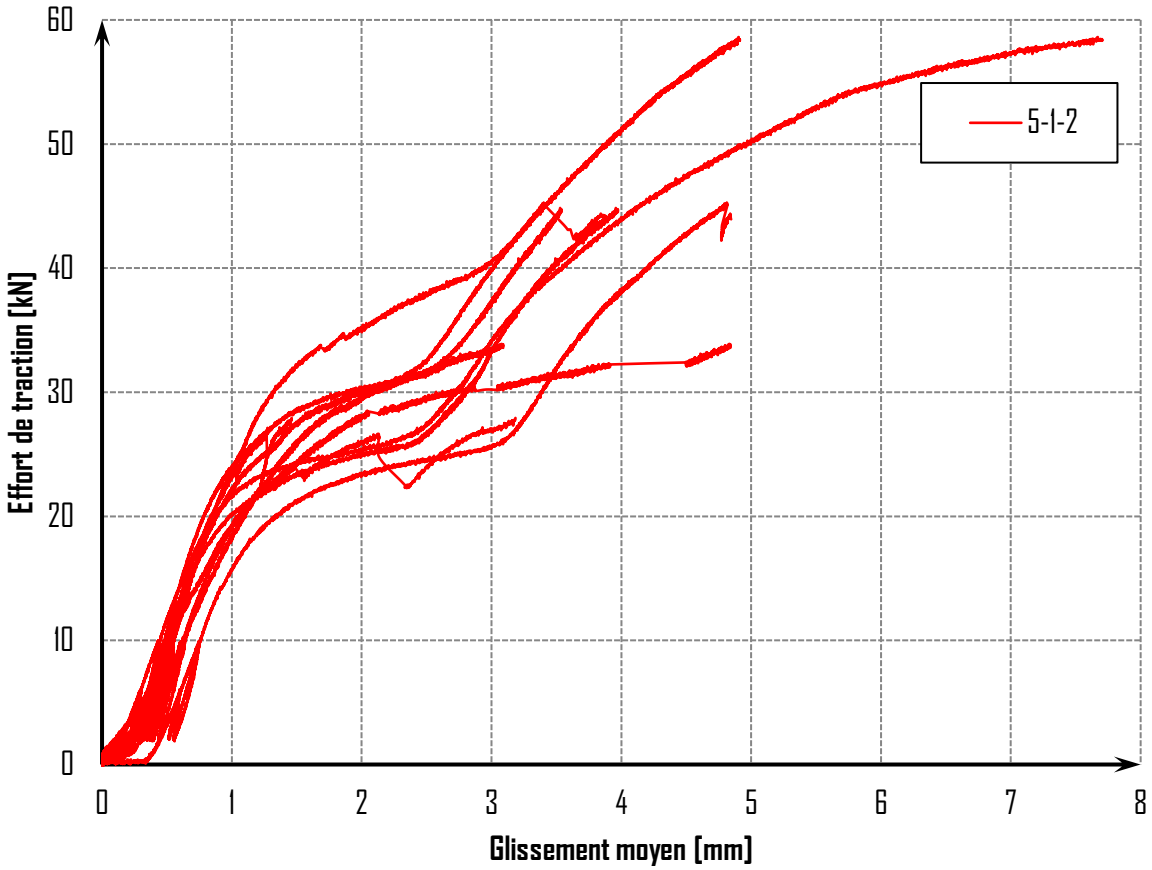


Figure 14-7 : Evolution de l'effort de traction en fonction du glissement moyen des échantillons de la configuration 5-1-2

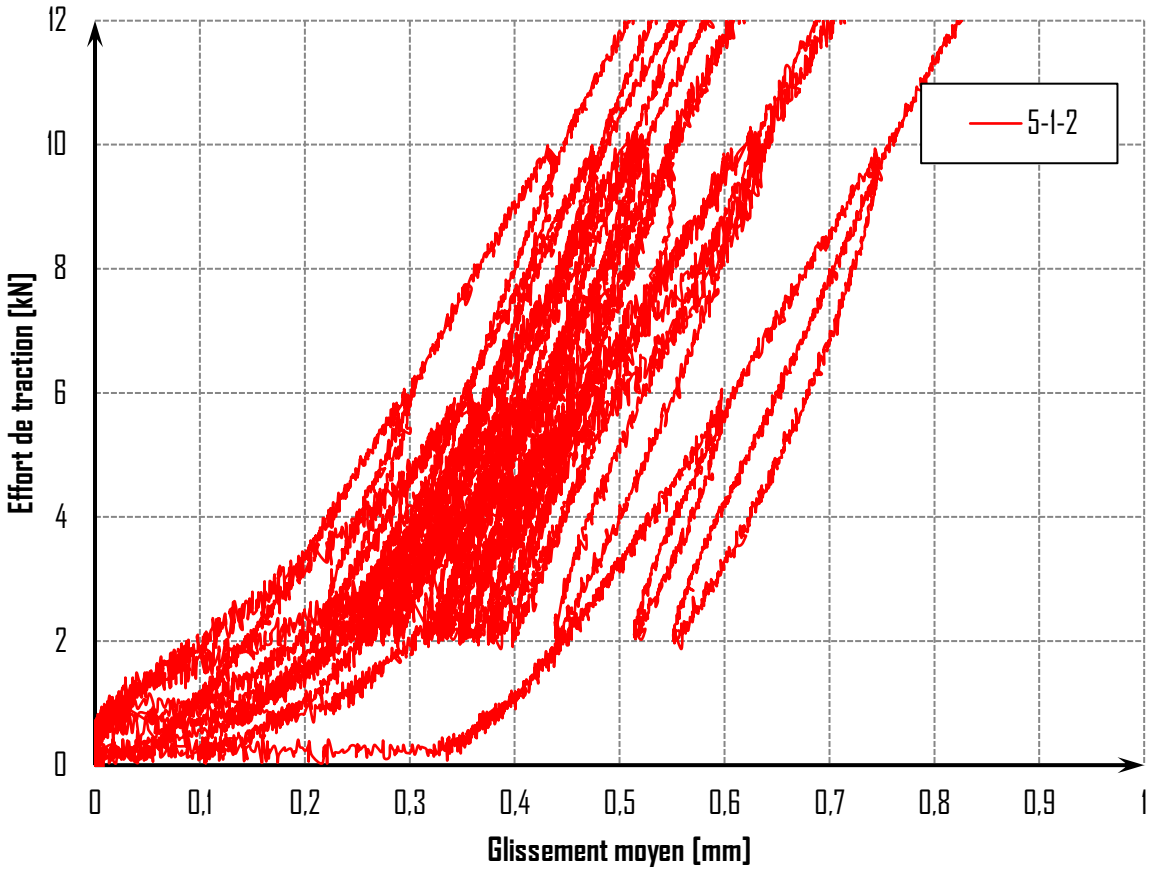


Figure 14-8 : Evolution de l'effort de traction en fonction du glissement moyen des échantillons de la configuration 5-1-2

Le Tableau 7-7 présente les valeurs des efforts de traction ainsi que les modes de rupture observés sur les faces 1 et 3 du côté de la rupture. Le

Tableau 7-8 présente les valeurs des raideurs d'assemblages définis selon le protocole d'essais rappelé dans ce présent document.

Tableau 14-7 : Résultats des efforts de traction [kN] ainsi que du mode rupture

Echantillon	Effort	Masse volumique	Type de rupture
5-1-2-1	33,9	467	Plastique
5-1-2-2	27,7	436	SN
5-1-2-3	44,8	436	SN
5-1-2-4	45,3	436	SN
5-1-2-5	60,7	455	Plastique
Moyenne	**42.49**	446	
Maximum	60.70	467	
Minimum	27.73	436	
Ecart type	12.62	14.02	
COV	29.70%	3.1%	

Tableau 14-8 : Résultats des raideurs d'assemblage [kN/mm] et des jeux initiaux

Echantillon	K_{ser}	$K_{el,unload}$	$K_{el,reload}$	$K_{el,ELU,unload}$	$K_{el,ELU,reload}$	Jeu
5-1-2-1	23.25	26.40	17.62	17.63	15.52	0.20
	21.64	32.07	26.51	30.20	27.28	0.08
5-1-2-2	32.02	63.22	41.91	53.92	43.70	0.19
	26.79	50.19	40.45	42.79	38.21	0.25
5-1-2-3	26.46	81.96	51.81	61.87	50.30	0.13
	31.10	67.37	48.40	57.08	49.32	0.20
5-1-2-4	23.81	47.84	36.18	40.93	36.62	0.36
	31.53	51.73	40.36	44.77	42.73	0.21
5-1-2-5	26.80	45.89	39.56	47.02	41.87	0.07
	35.86	72.39	69.31	66.88	61.87	0.20
Moyenne	**27.93**	**53.91**	**41.21**	**46.31**	**40.74**	**0.19**
Maximum	35.86	81.96	69.31	66.88	61.87	0.36
Minimum	21.64	26.40	17.62	17.63	15.52	0.07
Ecart type	4.54	17.48	13.97	14.78	12.76	0.08
COV	16.26%	32.43%	33.89%	31.91%	31.32%	43.90%

14.2.7. Analyse statistique

L'annexe D de la norme NF EN 1990 Partie D7 [3] fournie deux approches permettant de déterminer une propriété caractéristique d'un produit, dans le cas présent, l'effort de traction caractéristique. Il a été choisi que les données soient dépouillées en suivant une loi Log Normale, ce qui, comme le précise l'annexe D [3], présente l'avantage d'exclure les valeurs négatives.

La première approche suppose que le coefficient de variation (COV) Vx est inconnu tandis que la deuxième approche suppose que le COV est parfaitement connu.

Dans le tableau ci-dessous, les valeurs des efforts de traction à rupture de l'assemblage complet sont présentées. A partir de ces valeurs, il est possible de déterminer une valeur caractéristique de l'effort de traction des assemblages à rupture conformément au dépouillement statistique de l'Annexe D de la norme NF EN 1990 [3]. Le coefficient de variation Vx étant supérieur à 10%, il est nécessaire de passer par une approche Vx inconnu.

Tableau 14-9 : Détermination de la valeur caractéristique de l'assemblage 5-1-2

Echantillon	mi	ln(mi)	(ln(mi)-moy)²	N essai	kn	sy	ks	mk
5-1-2-1	33.9	3.52	3.64E-02	5	Inconnu	30.05%	2.33	20.36
5-1-2-2	27.7	3.32	1.53E-01					
5-1-2-3	44.8	3.80	8.06E-03					
5-1-2-4	45.3	3.81	9.87E-03					
5-1-2-5	60.7	4.11	1.54E-01					
Moyenne	42.49	3.71						
Minimum	27.73							
Maximum	60.70							
Ecart type	12.62							
COV	29.70%							

A partir de ces hypothèses, il est possible de calculer la valeur caractéristique de l'effort de traction à rupture de l'assemblage constitué des 8 broches selon l'équation suivante :

$$F_{t,Rk} = \exp\left(m_y - k_n \times s_y\right)0 = \exp\left(3,71 - 2,33 \times 0,30\right) = 20,36kN$$

15. - CONFIGURATION 5-1-3

15.1. ECHANTILLON

Pour rappel, la configuration d'essai consiste en un test de traction d'une barre comportant à chaque extrémité un assemblage constitué de 8 broches de diamètre 12 mm, répartie en 2 files de 4 broches et de quatre plaques métalliques latérales. Le mode prévu pour ce type d'assemblage est un mode 3, dont la note de calculs a imposé une épaisseur de bois (t_1) à 113mm. L'assemblage a été renforcé par 8 vis de 6*120 au lieu des 16 vis prévues initialement. Une vue CAO est également présentée afin de visualiser la composition (cf. Figure 8-1).

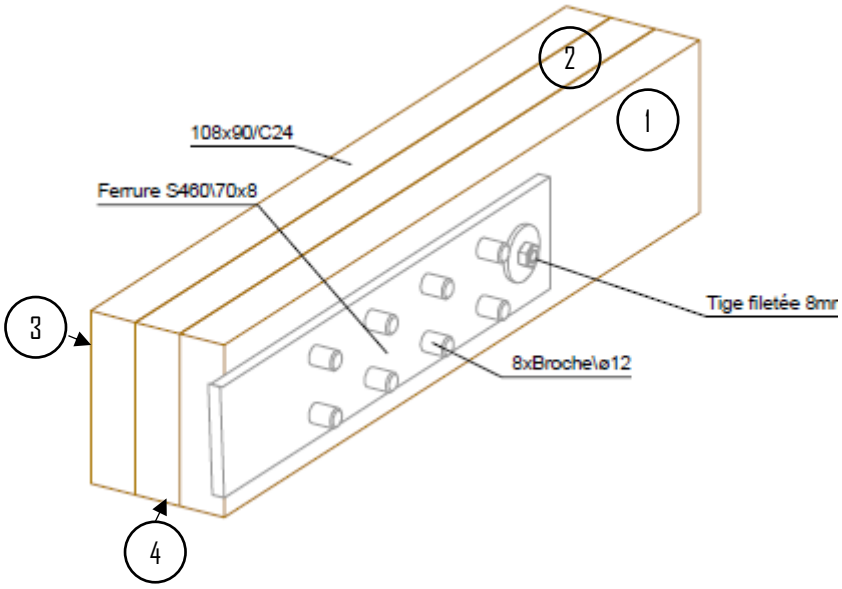


Figure 15-1 : Echantillon de la configuration 5-1-3

Le Tableau 8-1 présente la masse volumique des échantillons ramenée à 12% d'humidité.

Tableau 15-1 : Masse volumique des échantillons de la configuration 5-1-3

Configuration	Numéro d'échantillon	Masse volumique moyenne [kg/m^3]
5-1-3	1	455
	2	392
	3	398
	4	436
	5	414

15.2.RESULTATS

15.2.1. Echantillon 5-1-3-1

La Figure 8-2 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

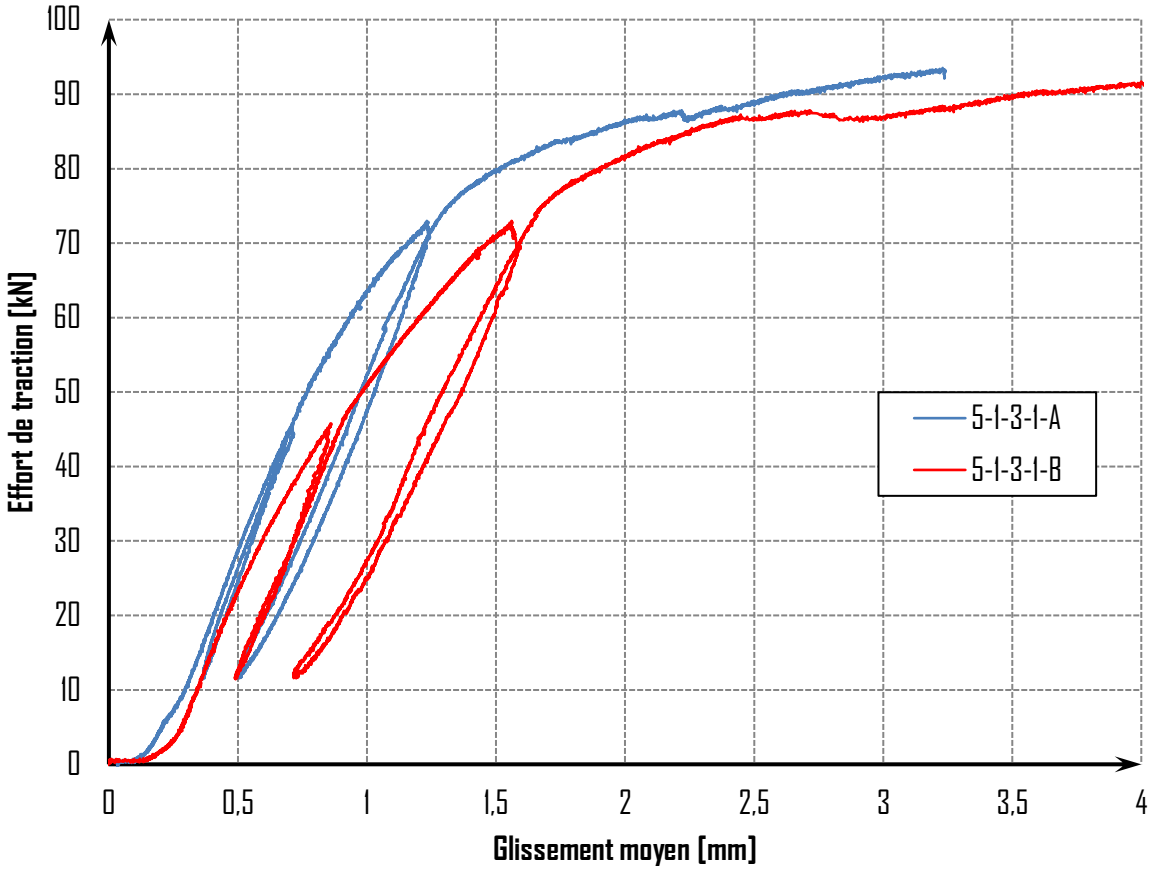
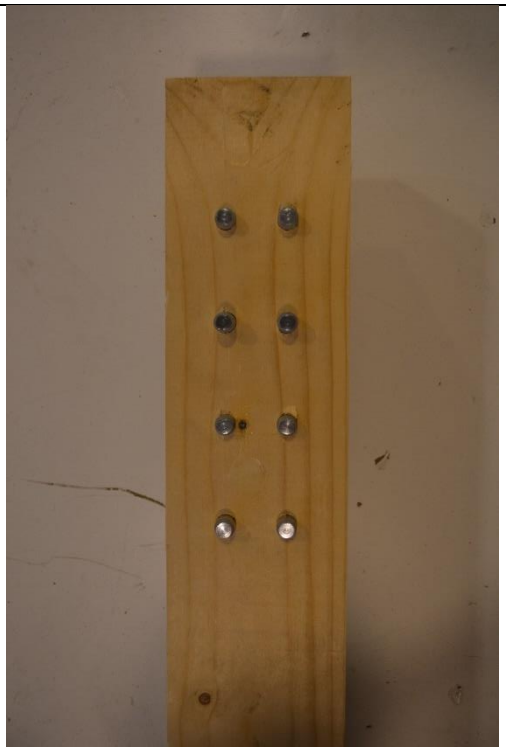


Figure 15-2 : Echantillon n°1 de la configuration 5-1-3

Le Tableau 8-2 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°5-1-3-1 où la rupture s'est produite.

Tableau 15-2 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 5-1-3-1

<table>
<tr>
<td>

(1)</td>
<td>
(3)</td>
</tr>
<tr>
<td>
(2)</td>
<td>
(4)</td>
</tr>
</table>

15.2.2. Echantillon 5-1-3-2

La Figure 8-3 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

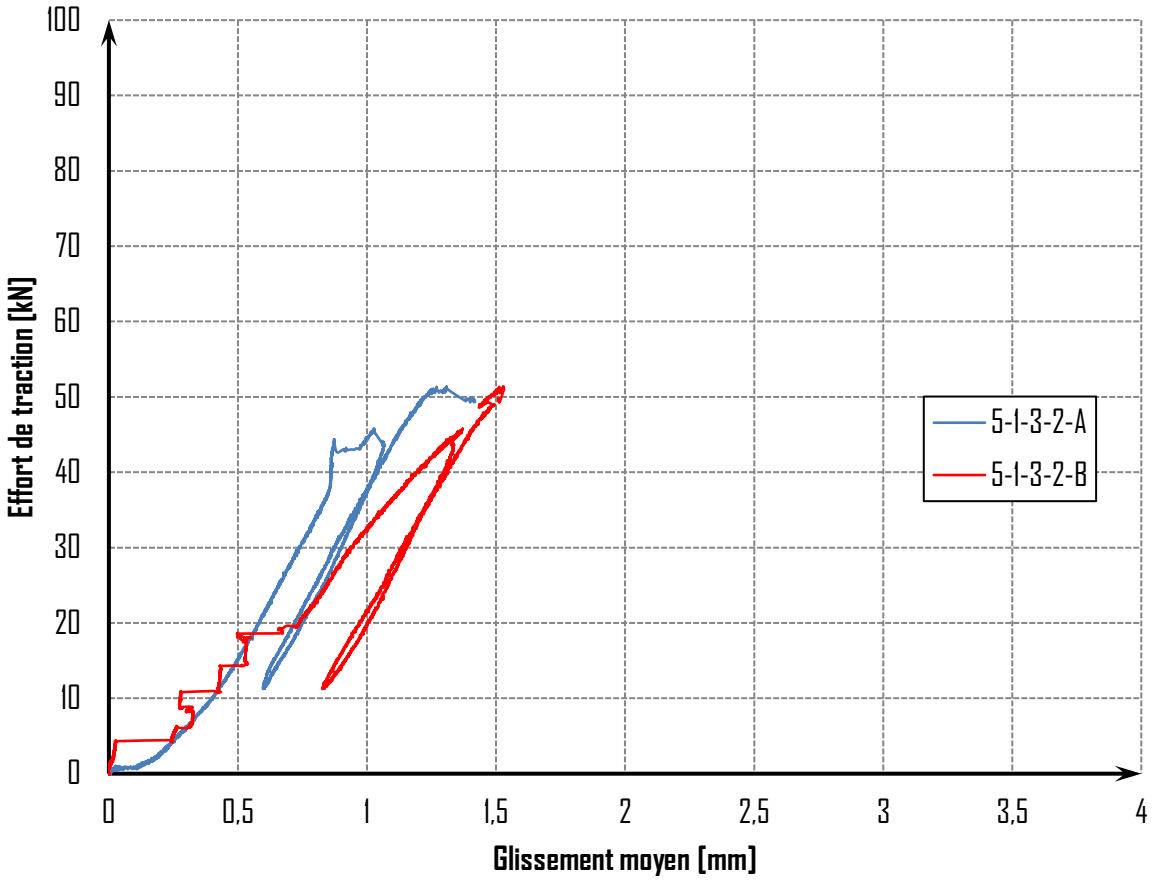
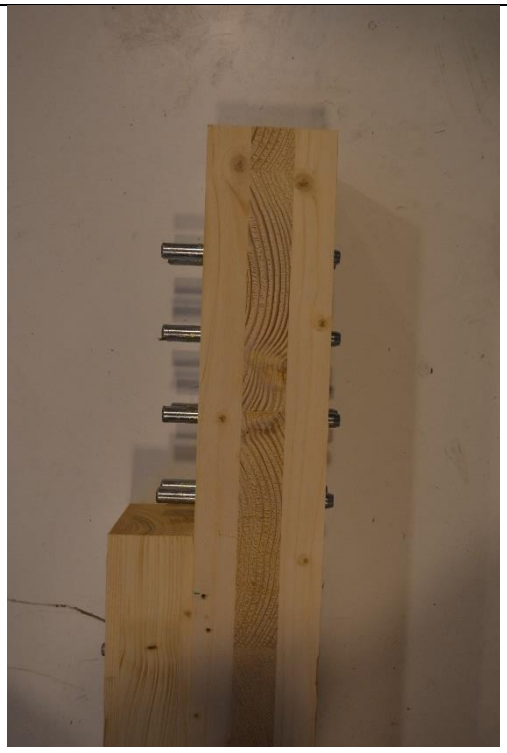


Figure 15-3 : Echantillon n°2 de la configuration 5-1-3

Le Tableau 8-3 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°5-1-3-2 où la rupture s'est produite.

Tableau 15-3 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 5-1-3-2

<table>
<tr>
<td>

(1)</td>
<td>
(3)</td>
</tr>
<tr>
<td>
(2)</td>
<td>
(4)</td>
</tr>
</table>

15.2.3. Echantillon 5-1-3-3

La Figure 8-4 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

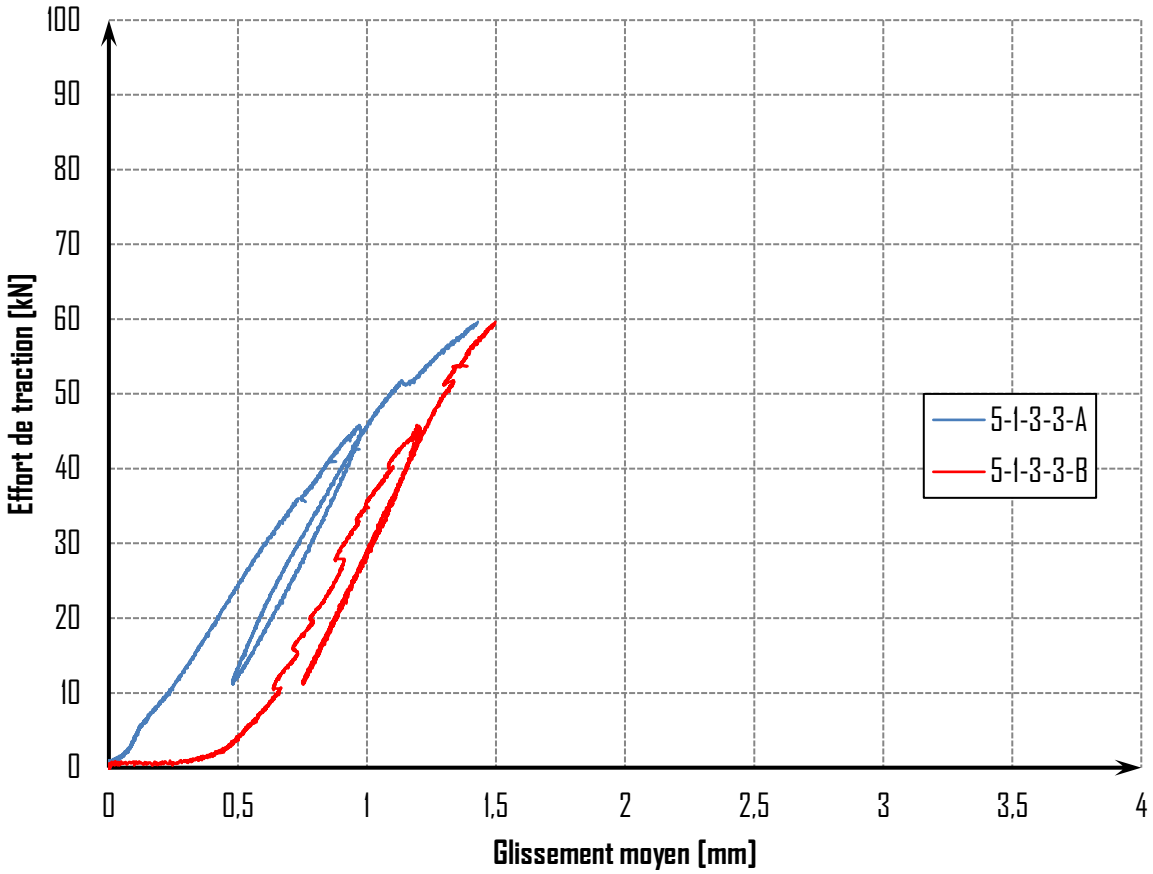
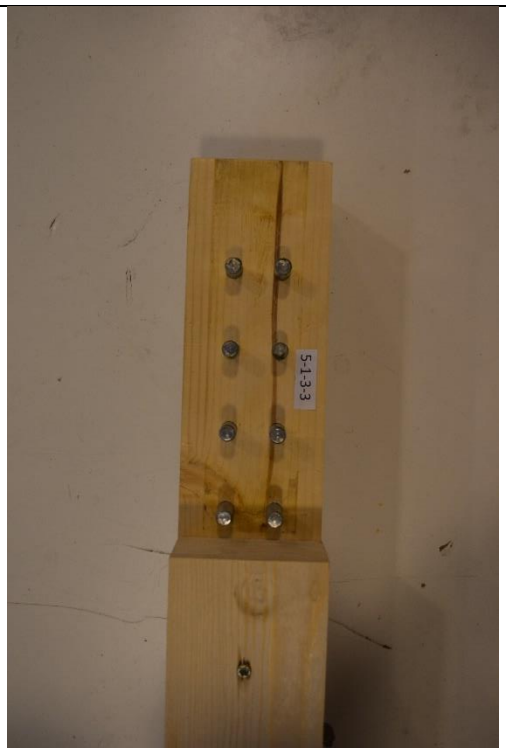
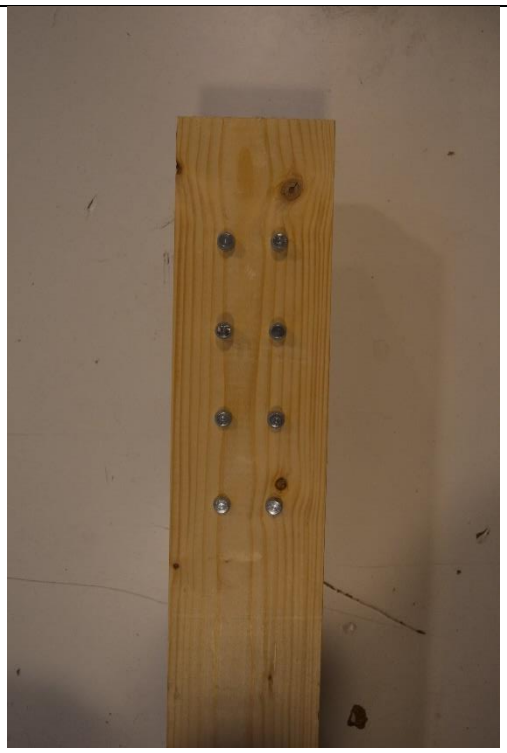
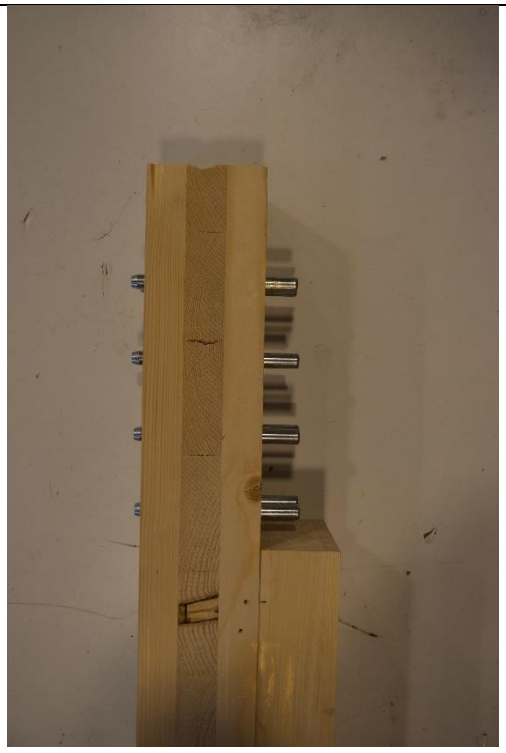


Figure 15-4 : Echantillon n°3 de la configuration 5-1-3

Le Tableau 8-4 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°5-1-3-3 où la rupture s'est produite.

Tableau 15-4 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 5-1-3-3

<table>
<tr>
<td>

(1)</td>
<td>
(3)</td>
</tr>
<tr>
<td>
(2)</td>
<td>

(4)</td>
</tr>
</table>

15.2.4. Echantillon 5-1-3-4

La Figure 8-5 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

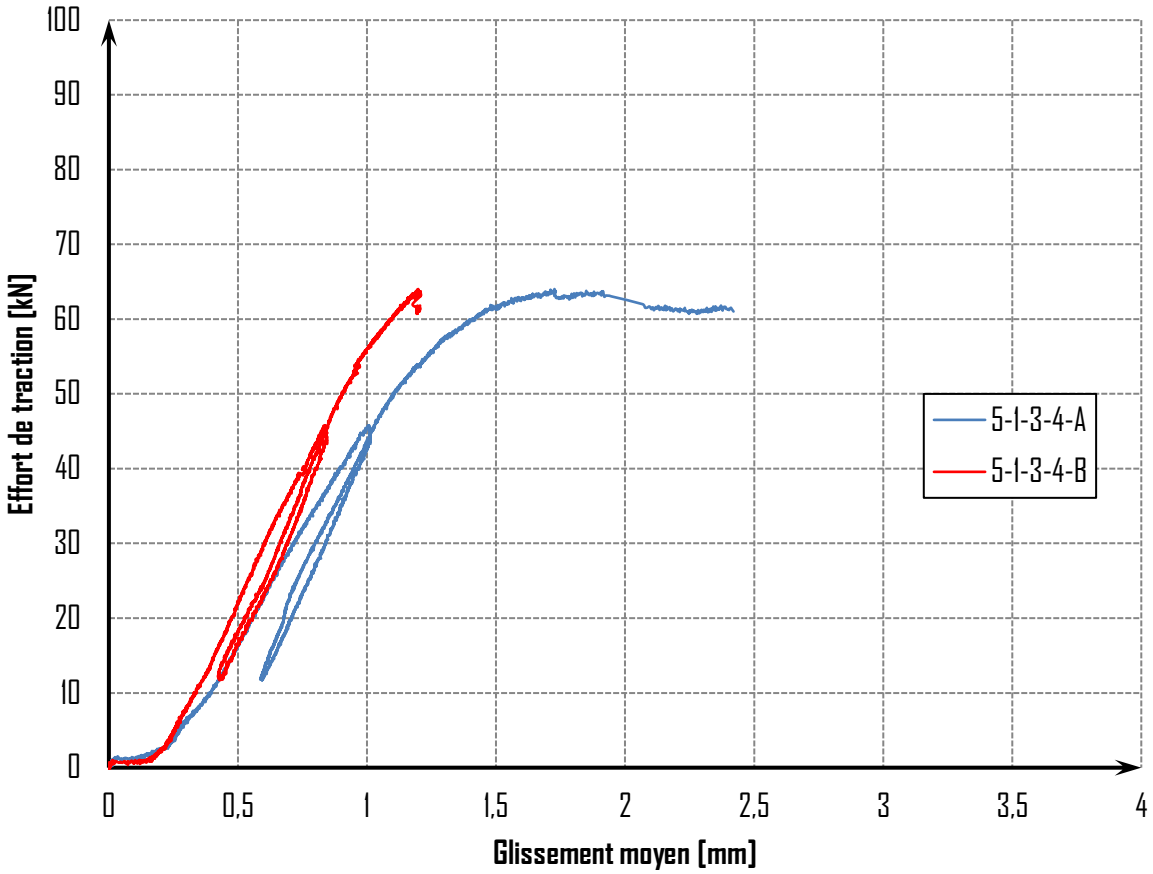
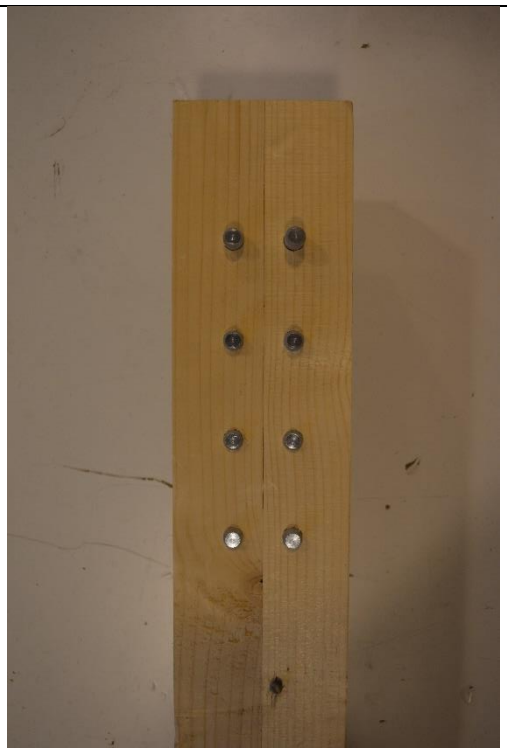
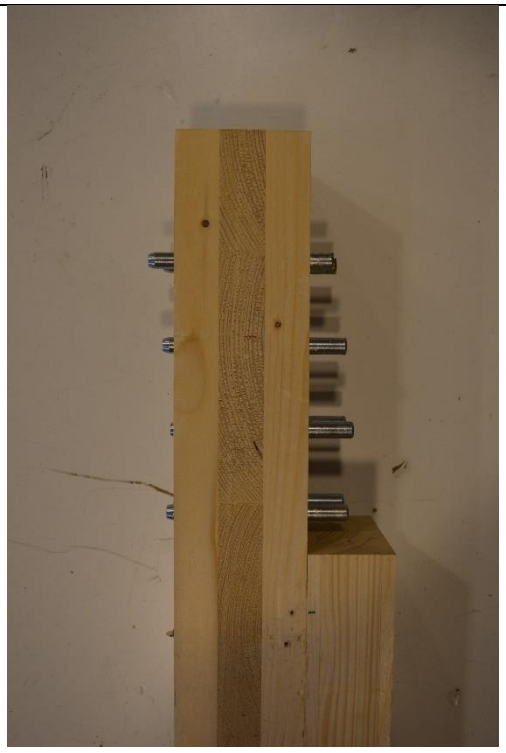


Figure 15-5 : Echantillon n°4 de la configuration 5-1-3

Le Tableau 8-5 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°5-1-3-4 où la rupture s'est produite.

Tableau 15-5 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 5-1-3-4

<table>
<tr>
<td>

(1)</td>
<td>
(3)</td>
</tr>
<tr>
<td>
(2)</td>
<td>
(4)</td>
</tr>
</table>

15.2.5. Echantillon 5-1-3-5

La Figure 8-6 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

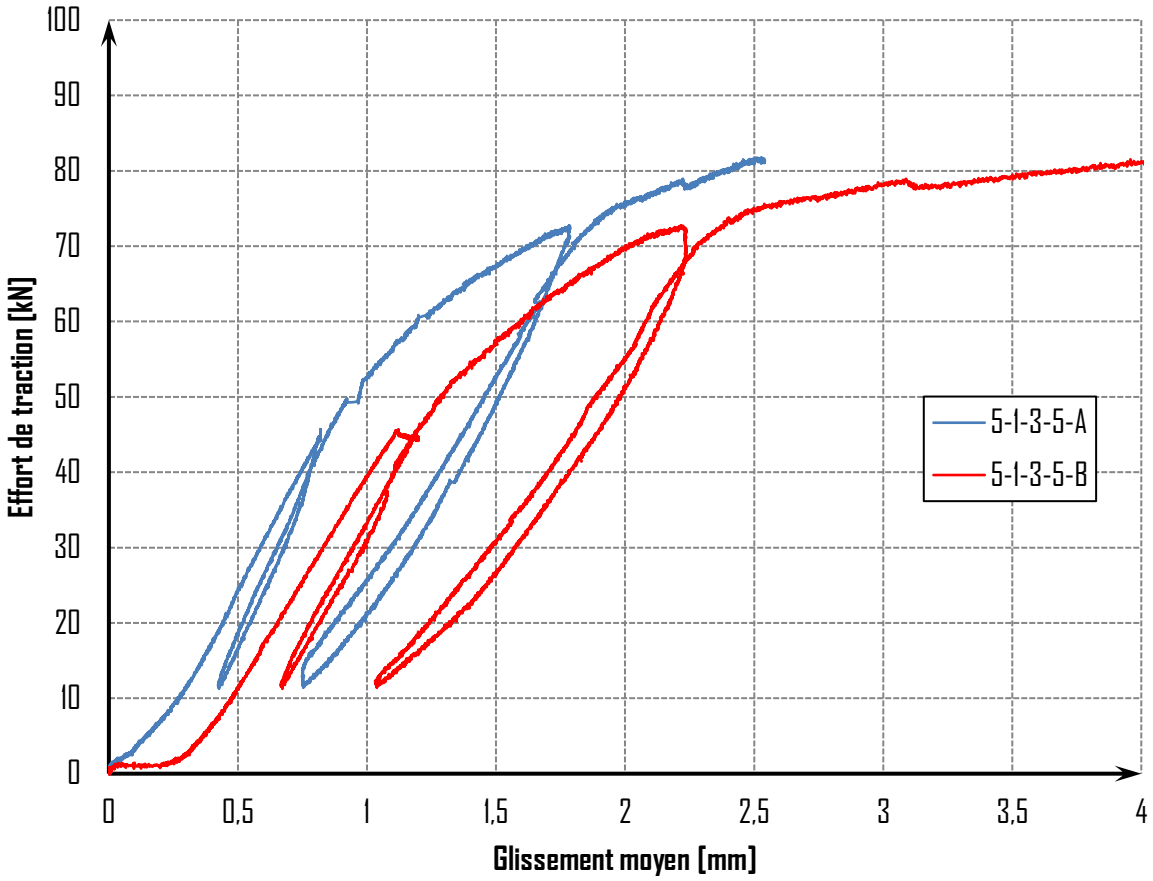
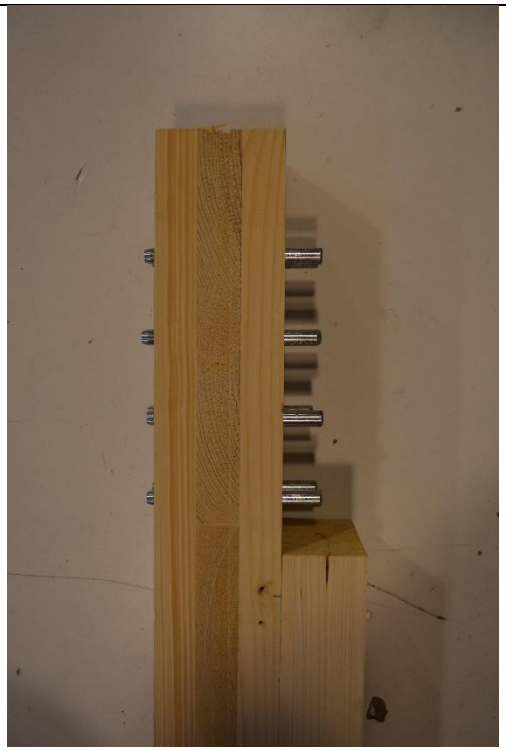


Figure 15-6 : Echantillon n°5 de la configuration 5-1-3

Le Tableau 8-6 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°5-1-3-5 où la rupture s'est produite.

Tableau 15-6 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 5-1-3-5

<table>
<tr>
<td>

(1)</td>
<td>
(3)</td>
</tr>
<tr>
<td>
(2)</td>
<td>

(4)</td>
</tr>
</table>

15.2.6. Synthèse

La Figure 8-7 présente les courbes de l'effort de traction dans les deux assemblages en fonction du glissement moyen obtenu à chaque extrémité de l'échantillon. Les résultats montrent un comportement semblable pour l'ensemble des échantillons. La Figure 8-8 présente un zoom des mêmes courbes pour un effort maximum de 140kN et un glissement de 1.4 mm maximum.

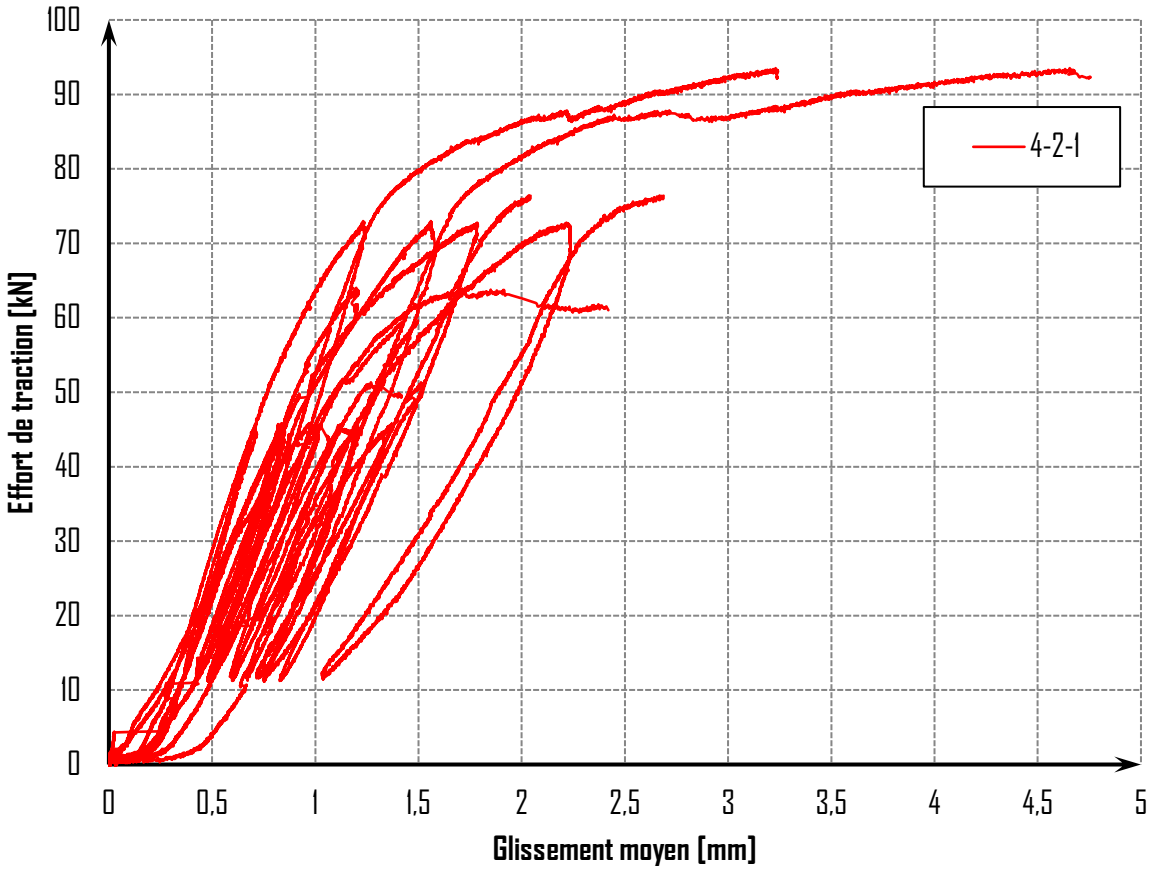


Figure 15-7 : Evolution de l'effort de traction en fonction du glissement moyen des échantillons de la configuration 5-1-3

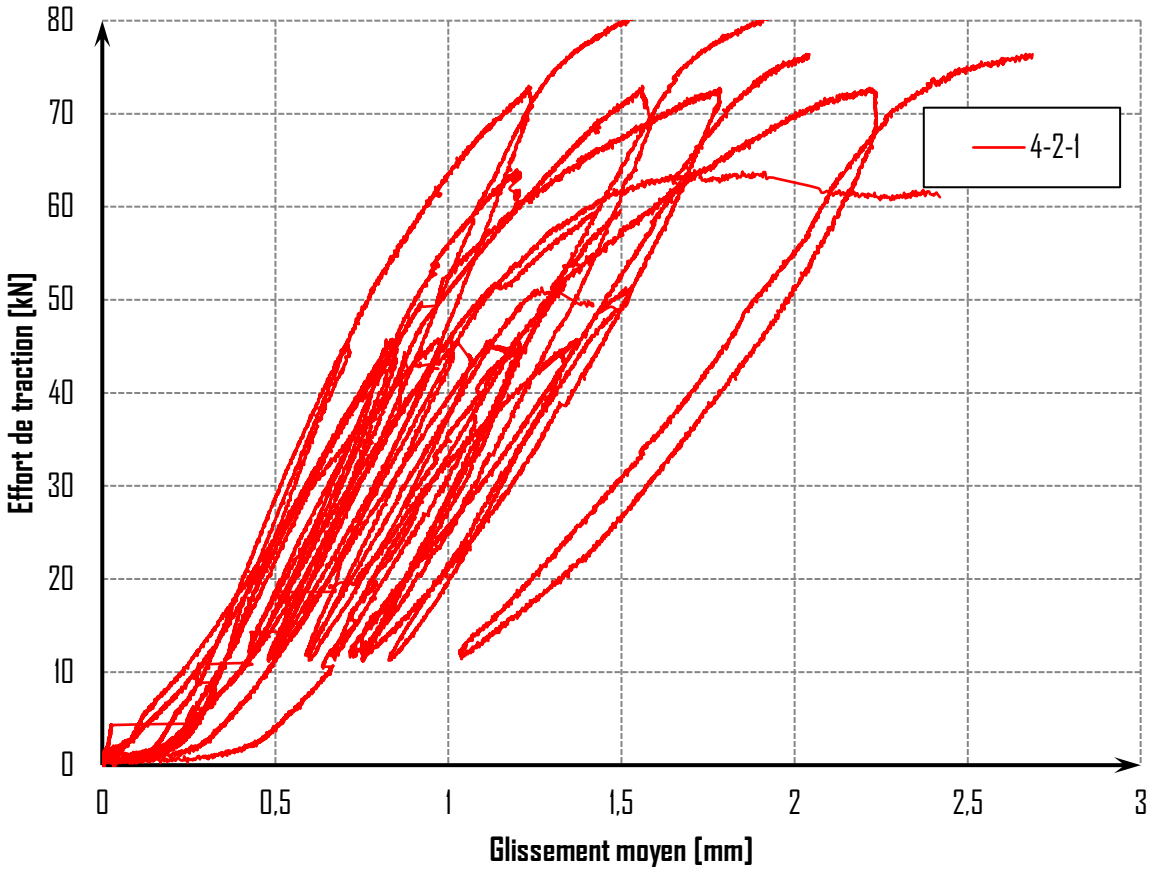


Figure 15-8 : Evolution de l'effort de traction en fonction du glissement moyen des échantillons de la configuration 5-1-3

Le Tableau 8-7 présente les valeurs des efforts de traction ainsi que les modes de rupture observés sur les faces 1 et 3 du côté de la rupture. Le

Tableau 8-8 présente les valeurs des raideurs d'assemblages définis selon le protocole d'essais rappelé dans ce présent document.

Tableau 15-7 : Résultats des efforts de traction [kN] ainsi que du mode rupture

Echantillon	Effort	Masse volumique	Type de rupture
5-1-3-1	93.5	455	L
5-1-3-2	51.4	392	SN
5-1-3-3	59.3	398	SN
5-1-3-4	64.0	436	Plastique
5-1-3-5	81.8	414	Plastique
Moyenne	70.01	419	
Maximum	93.53	455	
Minimum	51.41	392	
Ecart type	17.23	26.38	
COV	24.61%	6.3%	

Tableau 15-8 : Résultats des raideurs d'assemblage [kN/mm] et des jeux initiaux

Echantillon	K_{ser}	$K_{el,unload}$	$K_{el,reload}$	$K_{el,ELU,unload}$	$K_{el,ELU,reload}$	Jeu
5-1-3-1	85.34	93.35	91.60	88.63	83.87	0.16
	81.75	102.28	83.82	74.05	72.59	0.22
5-1-3-2	55.20	76.97	62.03			0.20
	36.34	71.26	59.33			0.13
5-1-3-3	51.16	72.42	60.31			0.02
	70.35	76.74	72.43			0.48
5-1-3-4	58.09	79.37	68.15			0.20
	71.66	87.63	85.16			0.19
5-1-3-5	58.76	94.50	76.17	64.28	56.09	0.08
	55.14	70.92	62.65	54.51	49.35	0.29
Moyenne	**62.38**	**82.54**	**72.16**	**70.37**	**65.48**	**0.20**
Maximum	85.34	102.28	91.60	88.63	83.87	0.48
Minimum	36.34	70.92	59.33	54.51	49.35	0.02
Ecart type	14.88	11.13	11.61	14.55	15.68	0.12
COV	23.85%	13.48%	16.09%	20.68%	23.94%	63.53%

15.2.7. Analyse statistique

L'annexe D de la norme NF EN 1990 Partie D7 [3] fournie deux approches permettant de déterminer une propriété caractéristique d'un produit, dans le cas présent, l'effort de traction caractéristique. Il a été choisi que les données soient dépouillées en suivant une loi Log Normale, ce qui, comme le précise l'annexe D [3], présente l'avantage d'exclure les valeurs négatives.

La première approche suppose que le coefficient de variation (COV) Vx est inconnu tandis que la deuxième approche suppose que le COV est parfaitement connu.

Dans le tableau ci-dessous, les valeurs des efforts de traction à rupture de l'assemblage complet sont présentées. A partir de ces valeurs, il est possible de déterminer une valeur caractéristique de l'effort de traction des assemblages à rupture conformément au dépouillement statistique de l'Annexe D de la norme NF EN 1990 [3]. Le coefficient de variation Vx étant supérieur à 10%, il est nécessaire de passer par une approche Vx inconnu.

Tableau 15-9 : Détermination de la valeur caractéristique de l'assemblage 5-1-3

Echantillon	mi	ln(mi)	(ln(mi)-moy)²	N essai	kn	sy	Analogie	sy cor	ks	mk
5-1-3-1	93.5	4.54	9.82E-02	5	Inconnu	24.29%	Non	24.29%	2.33	38.82
5-1-3-2	51.4	3.94	8.13E-02							
5-1-3-3	59.3	4.08	2.01E-02							
5-1-3-4	64.0	4.16	4.31E-03							
5-1-3-5	81.8	4.40	3.21E-02							
Moyenne	70.01	4.22								
Minimum	51.41									
Maximum	93.53									
Ecart type	17.23									
COV	24.61%									

A partir de ces hypothèses, il est possible de calculer la valeur caractéristique de l'effort de traction à rupture de l'assemblage de type 5-1-3 constitué des 8 broches selon l'équation suivante :

$$F_{t,Rk} = \exp\left(m_y - k_n \times s_y\right) = \exp\left(4,22 - 2,33 \times 0,24,29\right) = 38,82kN$$

16.– CONCLUSIONS DE LA PHASE ESSAI

Le pari premier de cette campagne d'essais était de pouvoir mesurer des raideurs d'assemblages précises et peu variables afin d'observer des tendances franches sur l'évolution de la raideur suivant les différentes configurations de comportement plastique des assemblages liés à l'épaisseur des bois. Au regard des variabilités déterminées sur chacune des configurations d'essais, il peut être dit que la campagne a réussie. Ceci est fortement lié au soin apporté à la fabrication des échantillons et au dispositif de mesure du glissement des assemblages qui a permis par le placement de deux capteurs par plaque de s'affranchir de la rotation inéluctable de ces dernières lors de la mise en charge par traction.

Le second pari de cette campagne d'essais était d'atteindre la rupture des éprouvettes dans le bois et pas dans le métal en présence du renforcement préconisé par la future version de l'EN 1995-1-1 [10]. Ce renforcement est mis en place dans le but d'éviter de prendre en compte dans l'évaluation de la charge à rupture un nombre effectif d'organes. En fait le renforcement est mis en œuvre afin d'éviter l'apparition du fendage le long des files d'organes. Il est pressenti à travers ce renforcement transversal de l'assemblage, que ce dernier doit être capable d'équilibrer la traction transversale produite par l'enfoncement des broches dans le bois. Ce fendage est apparu sur quelques configurations en particulier de mode 3 lorsque le renforcement n'était pas placé suffisamment à l'intérieur du bois c'est-à-dire trop proche du plan de cisaillement. D'autre part, il a été nécessaire de placer un nombre de vis suffisant pour atteindre la capacité moyenne à rupture des assemblages. En suivant les recommandations de la future version de l'EN 1995-1-1 [10] qui oblige à aligner les vis de renforcement, cette disposition a produit une ligne de fragilité qui s'est retrouvée dans le plan de cisaillement perpendiculaire à l'axe des broches quasiment à l'endroit du détachement potentiel d'un bloc en rupture de type « plug shear » ou rupture en forme d'auget. A l'atteinte d'un certain seuil de chargement, un fendage s'est opéré le long du plan de renforcement faisant perdre toute sa capacité au renforcement : la rupture de file est alors immédiatement apparue. Ainsi il a été mis en évidence qu'il était nécessaire d'adapter les recommandations de la proposition de la future version de l'EN 1995-1-1 [10]. A part un assemblage dont la masse volumique du bois était vraiment supérieure à la masse volumique moyenne des autres échantillons, aucun assemblage n'a rompu dans le métal. Il peut être dit que la campagne d'essais a également réussie sur ce point. Une grande variété de rupture de bloc s'est produite en laissant apparaître des modes mixtes de ceux habituellement connus. Il a pu être alors remarqué que la capacité à rupture estimée était très souvent plus faible que celle atteinte à rupture. Ceci indique que le renforcement exerce une grande influence sur la capacité en rupture de bloc des assemblages.

Fait à EPINAL le 21/04/2022

Jean-François BOCQUET

Maître de Conférences à l'**ENSTIB**

Enseignant chercheur du **LERMAB**



Damien LATHUILLIERE

Ingénieur de Recherche au **LERMAB**

17.- BIBLIOGRAPHIE :

[1] LERMAB, "PRO-1 - Protocole d'essais des assemblages par vis," Feb. 2021.
[2] AFNOR, *NF EN 26891: Structure en bois Assemblages réalisés avec des éléments de fixation - Principes généraux pour la détermination des caractéristiques de résistance et de déformation*. 1991.
[3] AFNOR, *NF EN 1990: ECO - Eurocode structuraux : Base de calcul des structures*. 2003.
[4] LERMAB, "NOTE-1 - Note de calculs des assemblages par vis," Feb. 2021.
[5] AFNOR, *NF EN 1995-1-1: EC 5 - Eurocode 5 - Calcul des structures en bois - Partie 1-1 - Règles générales et règles pour les bâtiments*. 2005.
[6] R. Lemaître, "Développement d'un outil de calcul non linéaire de dimensionnement d'assemblages bois tridimensionnels soumis à des torseurs plans," Université de Lorraine, 2020.
[7] R. Foschi, "Load-slip characteristics of nails," *Wood Science and Technology*, pp. 69–76, 1974.
[8] R. M. Richard and B. J. Abbott, "Versatile Elastic-Plastic Stress-Strain Formula," *Journal of the Engineering Mechanics Division*, vol. 101, no. 4, pp. 511–515, 1975.
[9] LERMAB, "BIBLIO-1 - Rapport biliographique des assemblages par vis," Feb. 2021.
[10] CEN-TC250-SC5-WG5_N247_prEN_1995-1-1_Updated_N1488

.

10. RAP-2.5
Rapport d'essais des assemblages par broche (Diamètre 16)

Laboratoire d'Etudes et de Recherche
sur le Matériau Bois
EA 43 70 USC / INRA

Ecole Nationale Supérieure des
Technologies et Industries du Bois

CAMPAGNE D'ESSAIS VISANT A CARACTERISER LA RAIDEUR D'ASSEMBLAGES COURANTS DE STRUCTURES EN BOIS

17 RAP-2.5 : Rapport d'essais des assemblages par broches de 16 mm

Fait à Epinal, le jeudi 21 avril 2022

Ecole Nationale Supérieure
des Technologies et Industries du Bois
27, rue Philippe SEGUIN
CS60036
88026 EPINAL

Tél : 03-72-74-96-11
Fax : 03-72-74-96-38
e-mail : jean-françois.bocquet@univ-lorraine.fr
web : www.enstib.uhp-nancy.fr

SOMMAIRE

SOMMAIRE **2**

1. - DEMARCHE DE DEPOUILLEMENT **5**

1. - IDENTIFICATION DES MODES DE RUPTURE **7**

2. - CONFIGURATION 1-2-1 ..... **16**

2.1. ECHANTILLON 16
2.2. RESULTATS 17
2.2.1. Echantillon 1-2-1-1 ..... *17*
2.2.2. Echantillon 1-2-1-2 ..... *19*
2.2.3. Echantillon 1-2-1-3 ..... *21*
2.2.4. Echantillon 1-2-1-4 ..... *23*
2.2.5. Echantillon 1-2-1-5 ..... *25*
2.2.6. Synthèse *27*
2.2.7. Analyse statistique *30*

3. - CONFIGURATION 1-2-2 ..... **31**

3.1. ECHANTILLON 31
3.2. RESULTATS 32
3.2.1. Echantillon 1-2-2-1 ..... *32*
3.2.2. Echantillon 1-2-2-2 ..... *34*
3.2.3. Echantillon 1-2-2-3 ..... *36*
3.2.4. Echantillon 1-2-2-4 ..... *38*
3.2.5. Echantillon 1-2-2-5 ..... *40*
3.2.6. Synthèse *42*
3.2.7. Analyse statistique *45*

4. - CONFIGURATION 1-2-3 ..... **46**

4.1. ECHANTILLON 46
4.2. RESULTATS 47
4.2.1. Echantillon 1-2-3-1 ..... *47*
4.2.2. Echantillon 1-2-3-2 ..... *49*
4.2.3. Echantillon 1-2-3-3 ..... *51*
4.2.4. Echantillon 1-2-3-4 ..... *53*
4.2.5. Echantillon 1-2-3-5 ..... *55*
4.2.6. Synthèse *57*
4.2.7. Analyse statistique *60*

5. - CONFIGURATION 2-2-1 ..... **61**

5.1. ECHANTILLON 61
5.2. RESULTATS 62
5.2.1. Echantillon 2-2-1-1 ..... *62*
5.2.2. Echantillon 2-2-1-2 ..... *64*
5.2.3. Echantillon 2-2-1-3 ..... *66*
5.2.4. Echantillon 2-2-1-4 ..... *68*
5.2.5. Echantillon 2-2-1-5 ..... *70*
5.2.6. Synthèse *72*
5.2.7. Analyse statistique *75*

6. - CONFIGURATION 2-2-2 ..... **76**

6.1. ECHANTILLON 76
6.2. RESULTATS 77
6.2.1. Echantillon 2-2-2-1 ..... *77*
6.2.2. Echantillon 2-2-2-2 ..... *79*
6.2.3. Echantillon 2-2-2-3 ..... *81*
6.2.4. Echantillon 2-2-2-4 ..... *83*

6.2.5. Echantillon 2-2-2-5 85
6.2.6. Synthèse 87
6.2.7. Analyse statistique 90

7. - CONFIGURATION 2-2-3 91

7.1. ECHANTILLON 91
7.2. RESULTATS 92
7.2.1. Echantillon 2-2-3-1 92
7.2.2. Echantillon 2-2-3-2 94
7.2.3. Echantillon 2-2-3-3 96
7.2.4. Echantillon 2-2-3-4 98
7.2.5. Echantillon 2-2-3-5 100
7.2.6. Synthèse 102
7.2.7. Analyse statistique 105

8. - CONFIGURATION 3-2-1 106

8.1. ECHANTILLON 106
8.2. RESULTATS 107
8.2.1. Echantillon 3-2-1-1 107
8.2.2. Echantillon 3-2-1-2 109
8.2.3. Echantillon 3-2-1-3 111
8.2.4. Echantillon 3-2-1-4 113
8.2.5. Echantillon 3-2-1-5 115
8.2.6. Synthèse 117
8.2.7. Analyse statistique 120

9. - CONFIGURATION 3-2-2 121

9.1. ECHANTILLON 121
9.2. RESULTATS 122
9.2.1. Echantillon 3-2-2-1 122
9.2.2. Echantillon 3-2-2-2 124
9.2.3. Echantillon 3-2-2-3 126
9.2.4. Echantillon 3-2-2-4 128
9.2.5. Echantillon 3-2-2-5 130
9.2.6. Synthèse 132
9.2.7. Analyse statistique 135

10. - CONFIGURATION 3-2-3 136

10.1. ECHANTILLON 136
10.2. RESULTATS 137
10.2.1. Echantillon 3-2-3-1 137
10.2.2. Echantillon 3-2-3-2 139
10.2.3. Echantillon 3-2-3-3 141
10.2.4. Echantillon 3-2-3-4 143
10.2.5. Echantillon 3-2-3-5 145
10.2.6. Synthèse 147
10.2.7. Analyse statistique 150

11. - CONFIGURATION 4-2-1 151

11.1. ECHANTILLON 151
11.2. RESULTATS 152
11.2.1. Echantillon 4-2-1-1 152
11.2.2. Echantillon 4-2-1-2 154
11.2.3. Echantillon 4-2-1-3 156
11.2.4. Echantillon 4-2-1-4 158
11.2.5. Echantillon 4-2-1-5 160
11.2.6. Synthèse 162
11.2.7. Analyse statistique 165

12. - CONFIGURATION 4-2-2 166

12.1. ECHANTILLON 166
12.2. RESULTATS 167
12.2.1. Echantillon 4-2-2-1 167
12.2.2. Echantillon 4-2-2-2 169
12.2.3. Echantillon 4-2-2-3 171
12.2.4. Echantillon 4-2-2-4 173
12.2.5. Echantillon 4-2-2-5 175
12.2.6. Synthèse 177
12.2.7. Analyse statistique 180

13. - CONFIGURATION 5-2-2 181

13.1. ECHANTILLON 181
13.2. RESULTATS 182
13.2.1. Echantillon 5-2-2-1 182
13.2.2. Echantillon 5-2-2-2 184
13.2.3. Echantillon 5-2-2-3 186
13.2.4. Echantillon 5-2-2-4 188
13.2.5. Echantillon 5-2-2-5 190
13.2.6. Synthèse 192
13.2.7. Analyse statistique 195

14. - CONFIGURATION 5-2-3 196

14.1. ECHANTILLON 196
14.2. RESULTATS 197
14.2.1. Echantillon 5-2-3-1 197
14.2.2. Echantillon 5-2-3-2 199
14.2.3. Echantillon 5-2-3-3 201
14.2.4. Echantillon 5-2-3-4 203
14.2.5. Echantillon 5-2-3-5 205
14.2.6. Synthèse 207
14.2.7. Analyse statistique 210

15. - CONCLUSIONS DE LA PHASE ESSAI 211

16. - BIBLIOGRAPHIE : 212

1.- DEMARCHE DE DEPOUILLEMENT

Un rappel de la démarche de dépouillement des essais extrait du protocole d'essais est fait. Une modification a été apporté pour la détermination de la raideur élastique (K_{el}), elle est présentée par la suite. La présentation des résultats des essais est réalisée de la manière suivante :

- ✓ Deux courbes représentant les assemblages à chaque extrémité du même échantillon avec l'effort total (F_{total}) en fonction du glissement moyen des capteurs équipant un côté de l'échantillon (u_1) (cf. Figure I-I)

$$F_{total} = F_1 + F_2$$

- F_{total} : Effort total [kN]
- F_i : Effort du vérin n°i [kN]
- **Détermination du glissement moyen**

Le glissement longitudinal (u_1) sera défini comme étant la moyenne des déplacements des deux ou quatre capteurs positionnés au niveau de l'assemblage considéré.

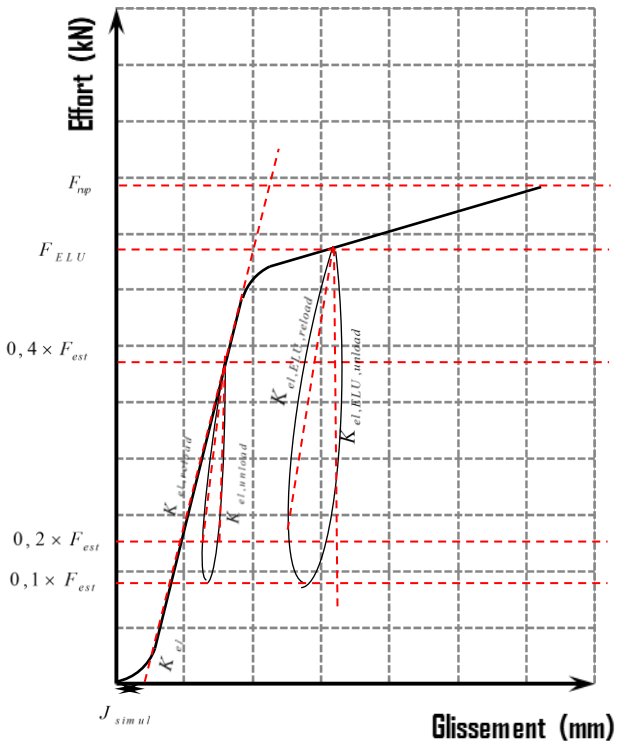


Figure I-I : Courbe expérimentale idéalisée

- ✓ F_{rup} : Valeur maximale de l'effort de traction dans l'échantillon en [kN]
- ✓ ρ : Valeur de la masse volumique en [kg/m^3]
- ✓ Le mode rupture de l'échantillon
- ✓ J_{simul} : Valeur du jeu de travail de simultanéité des organes en [mm] définie
- ✓ K_{el} : Valeur de la raideur d'assemblage de la première montée en charge en [kN/mm] définie par la valeur du coefficient directeur de la droite passant par les seuils de 10% et 40% de la valeur moyenne de la résistance de l'assemblage du lot considéré obtenu par les essais expérimentaux
- ✓ $K_{el,unload}$: Valeur de la raideur d'assemblage de la décharge élastique en [kN/mm] définie par la valeur du coefficient directeur de la droite de régression linéaire entre les seuils de 20% et 40% de la valeur estimée de la résistance de l'assemblage du lot considéré
- ✓ $K_{el,reload}$: Valeur de la raideur d'assemblage de la recharge élastique en [kN/mm] définie par la valeur du coefficient directeur de la droite de régression linéaire entre les seuils de 20% et 40% de la valeur estimée de la résistance de l'assemblage du lot considéré
- ✓ $K_{el,ELU,unload}$: Valeur de la raideur d'assemblage de la décharge élastique en [kN/mm] définie par la valeur du coefficient directeur de la droite de régression linéaire entre le seuil ELU et le seuil de 20% de la valeur estimée de la résistance de l'assemblage du lot considéré
- ✓ $K_{el,ELU,reload}$: Valeur de la raideur d'assemblage de la recharge élastique en [kN/mm] définie par la valeur du coefficient directeur de la droite de régression linéaire entre le seuil ELU et le seuil de 20% de la valeur estimée de la résistance de l'assemblage du lot considéré

1.- IDENTIFICATION DES MODES DE RUPTURE

Pour l'ensemble des essais de traction, il a été identifié plusieurs modes de ruptures. Ils sont présentés selon les figures ci-dessous de manière idéalisée. Ces modes de rupture font apparaître des zones rompues en cisaillement longitudinal (Zone en rouge), des zones rompues en traction (Zone en Bleu) et des zones en cisaillement perpendiculaire au plan des broches (Zone en Vert). Pour les ruptures de manière partielle, l'indication d'une épaisseur efficace sera mentionnée en mm.

Le premier mode de rupture est une rupture en traction d'une section pleine. Elle est dénommée « Section Pleine ». Les éléments des échantillons rompus selon ce mode seront identifiés par « SP ».

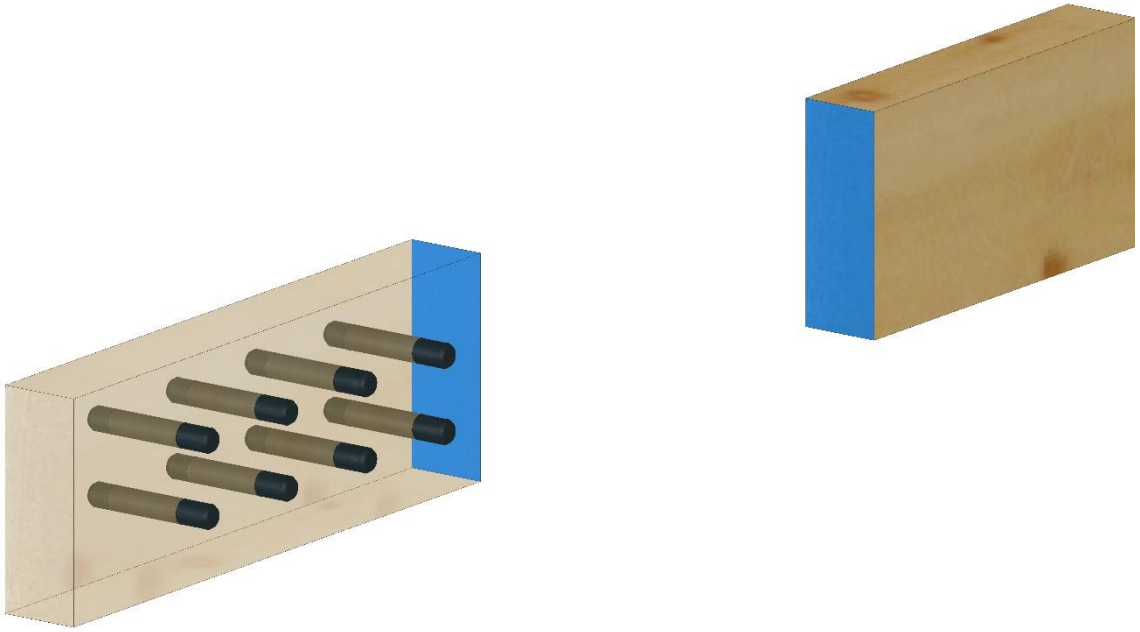


Figure 1-1 : Rupture SP

Le deuxième mode de rupture est une rupture de bloc de forme C. Elle est dénommée « Bloc en C ». Les éléments des échantillons rompus selon ce mode seront identifiés par « C ».

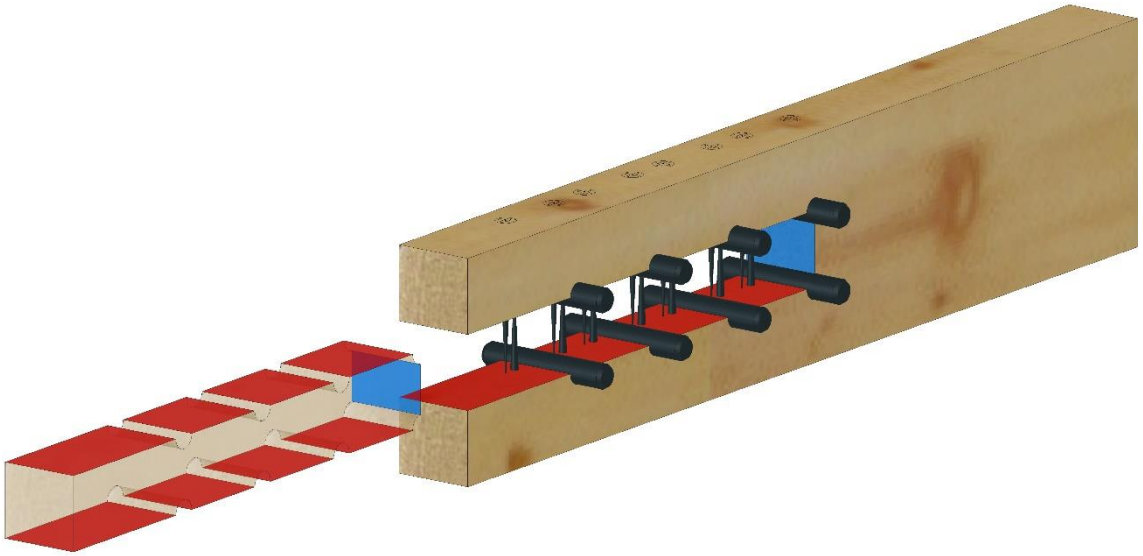


Figure 1-2 : Rupture en bloc C

Le troisième mode de rupture est une rupture de bloc de forme L. Elle est dénommée « Bloc en L ». Les éléments des échantillons rompus selon ce mode seront identifiés par « L ».

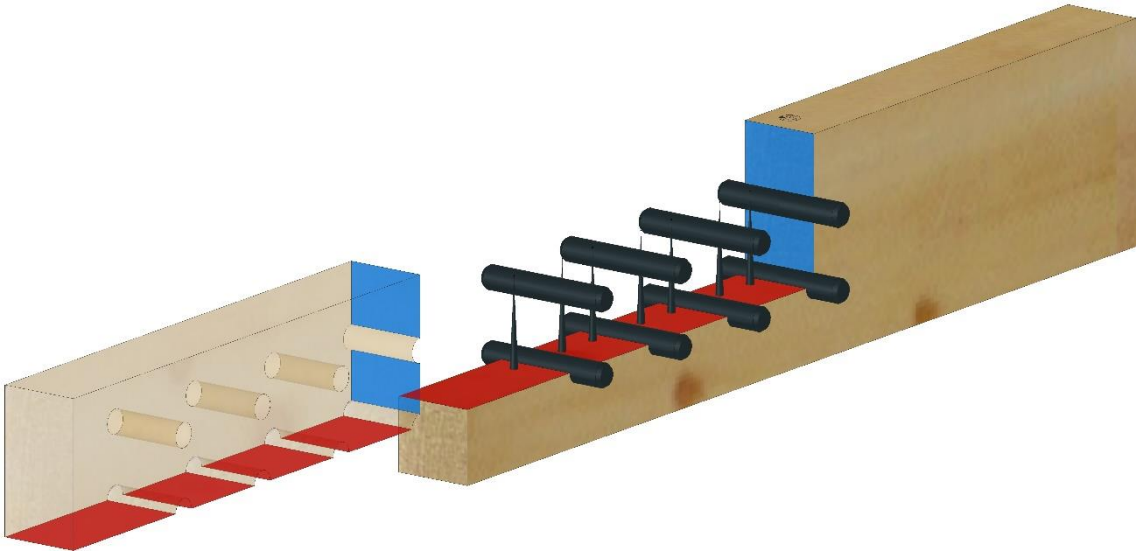


Figure 1-3 : Rupture L

Le quatrième mode de rupture est une rupture en section nette. Elle est dénommée « Section Nette ». Les éléments des échantillons rompus selon ce mode seront identifiés par « SN ».

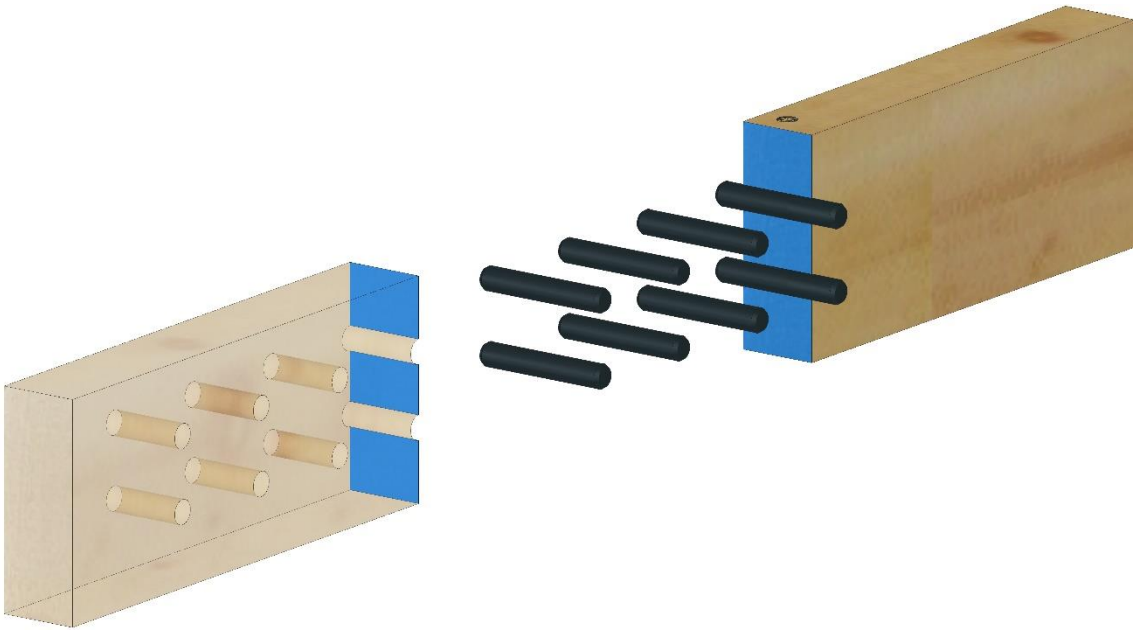


Figure 1-4 : Rupture SN

Le cinquième mode de rupture est une rupture en cisaillement en ligne. Elle est dénommée « Cisaillement en Ligne ». Les éléments des échantillons rompus selon ce mode seront identifiés par « CL ». Pour ce type de rupture, il sera indiqué le nombre de file rompue en cisaillement.

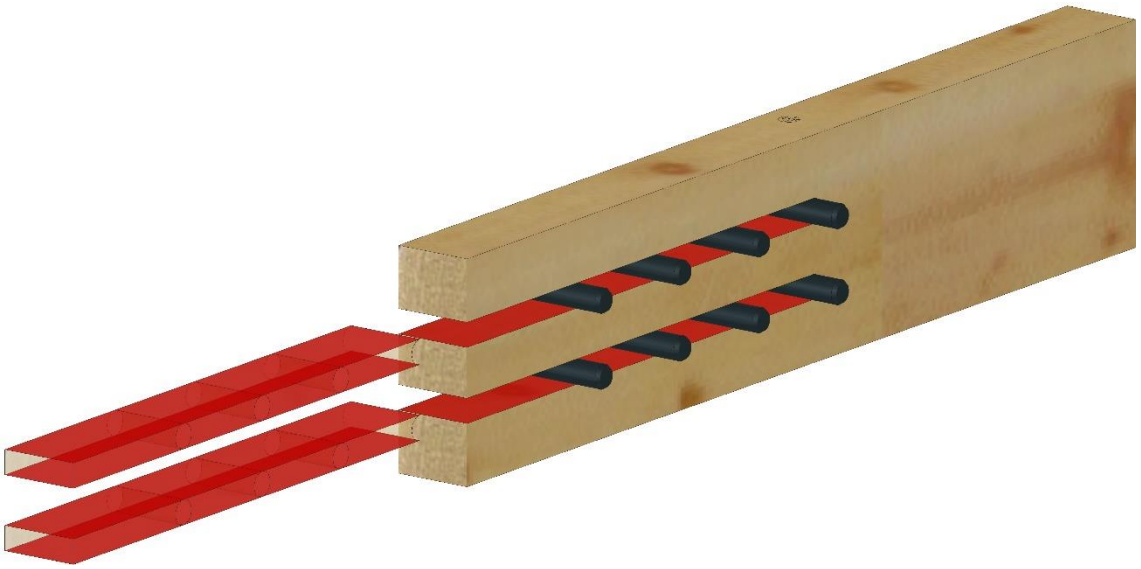


Figure 1-5 : Rupture CL

Le sixième mode de rupture est une rupture de bloc en C de manière partielle au droit du plan des vis. Elle est dénommée « Bloc en C Partielle Vis ». Les éléments des échantillons rompus selon ce mode seront identifiés par « CPV ».

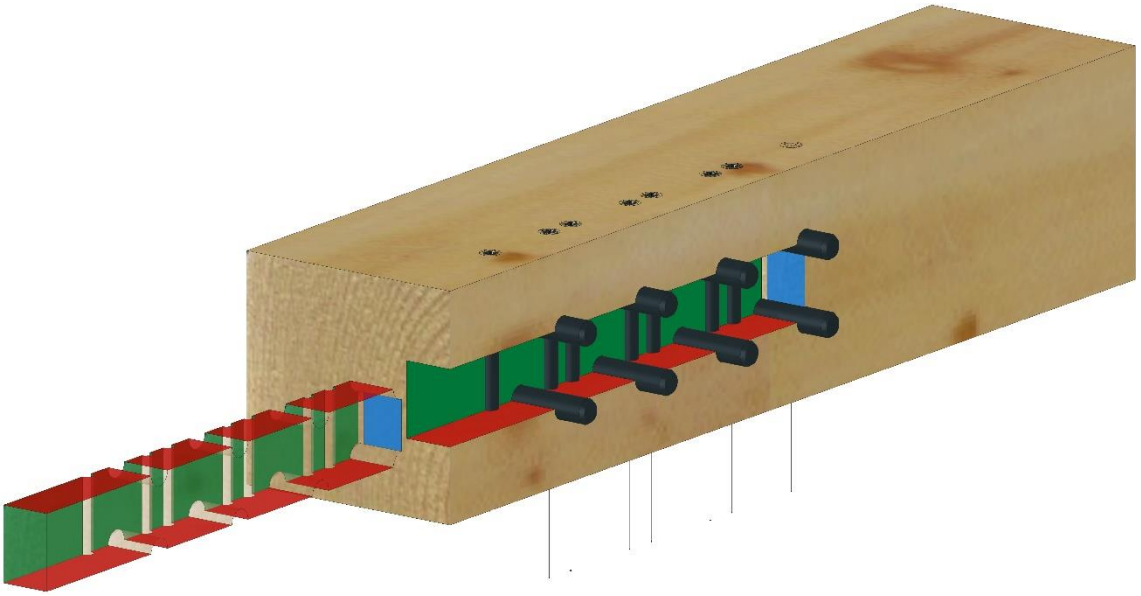


Figure 1-6 : Rupture CPV

Le septième mode de rupture est une rupture de bloc en L de manière partielle au droit du plan des vis. Elle est dénommée « Bloc en L Partielle Vis ». Les éléments des échantillons rompus selon ce mode seront identifiés par « LPV ».

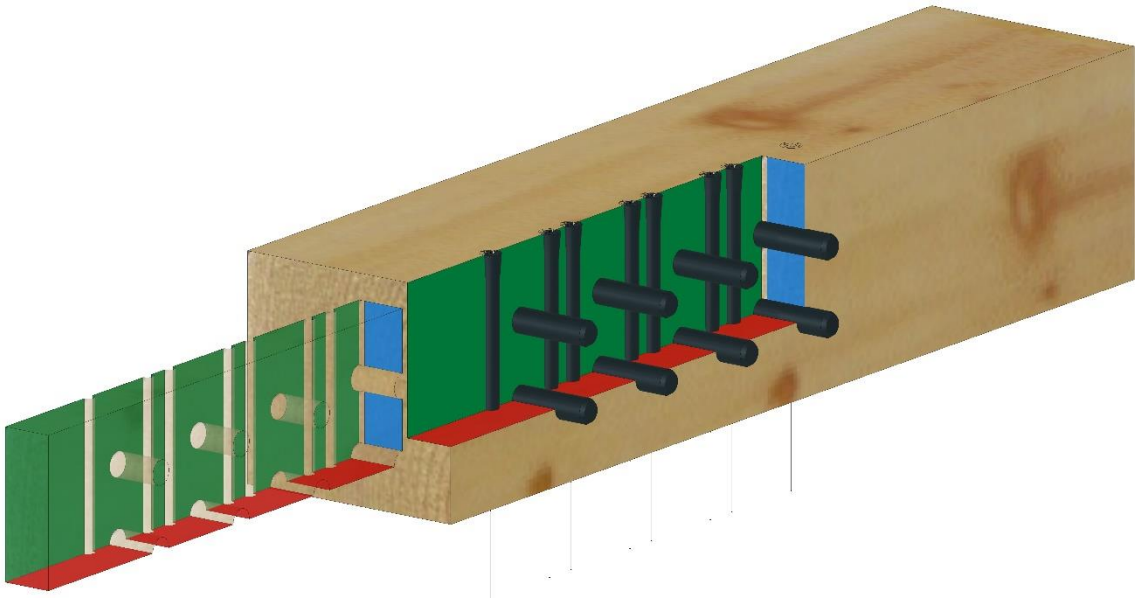


Figure 1-7 : Rupture LPV

Le huitième mode de rupture est une rupture en section nette de manière partielle au droit du plan des vis. Elle est dénommée « Section nette Partielle Vis ». Les éléments des échantillons rompus selon ce mode seront identifiés par « SNPV ».

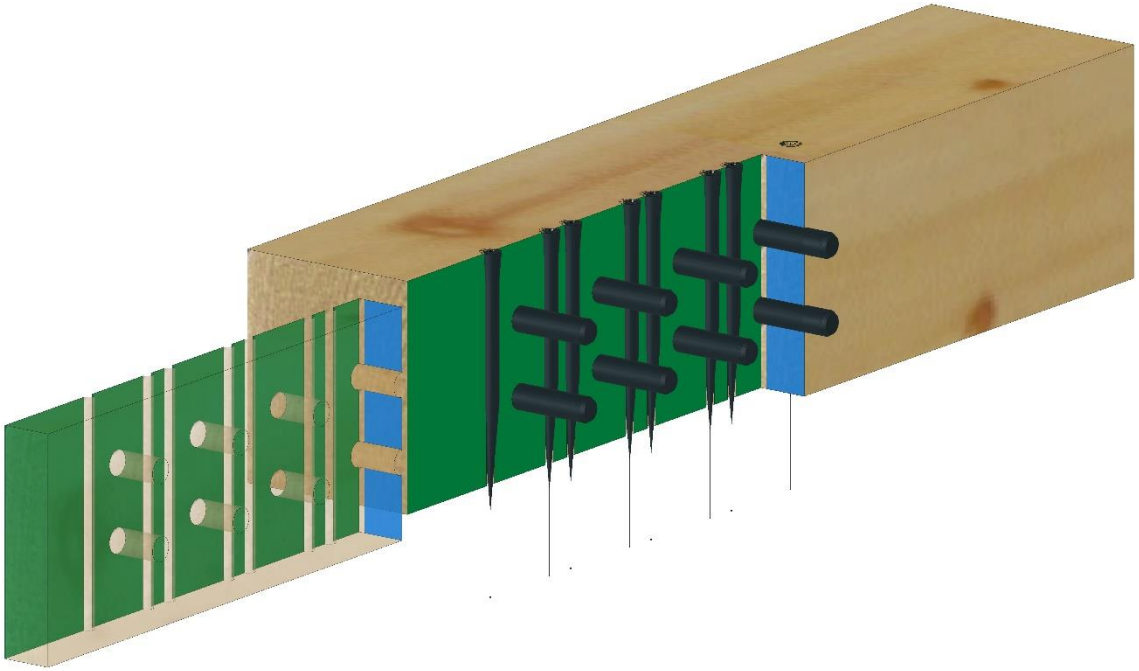


Figure 1-8 : Rupture SNPV

Le neuvième mode de rupture est une rupture de bloc en C de manière partielle. Elle est dénommée « Bloc en C Partielle ». Les éléments des échantillons rompus selon ce mode seront identifiés par « CP ».

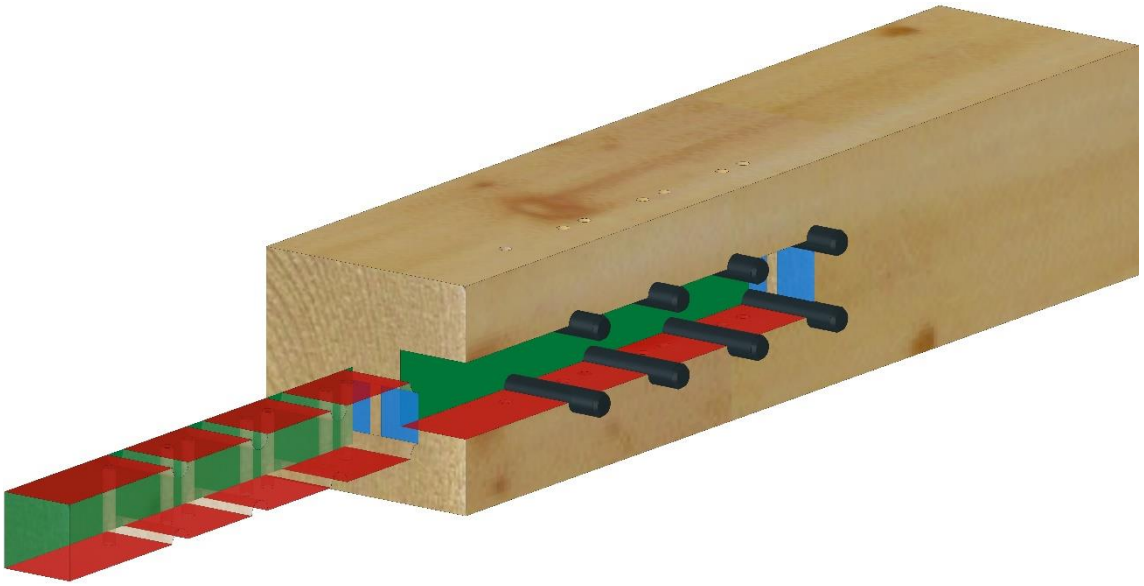


Figure 1-9 : Rupture CP

Le dixième mode de rupture est une rupture de bloc en L de manière partielle. Elle est dénommée « Bloc en L Partielle ». Les éléments des échantillons rompus selon ce mode seront identifiés par « LP ».

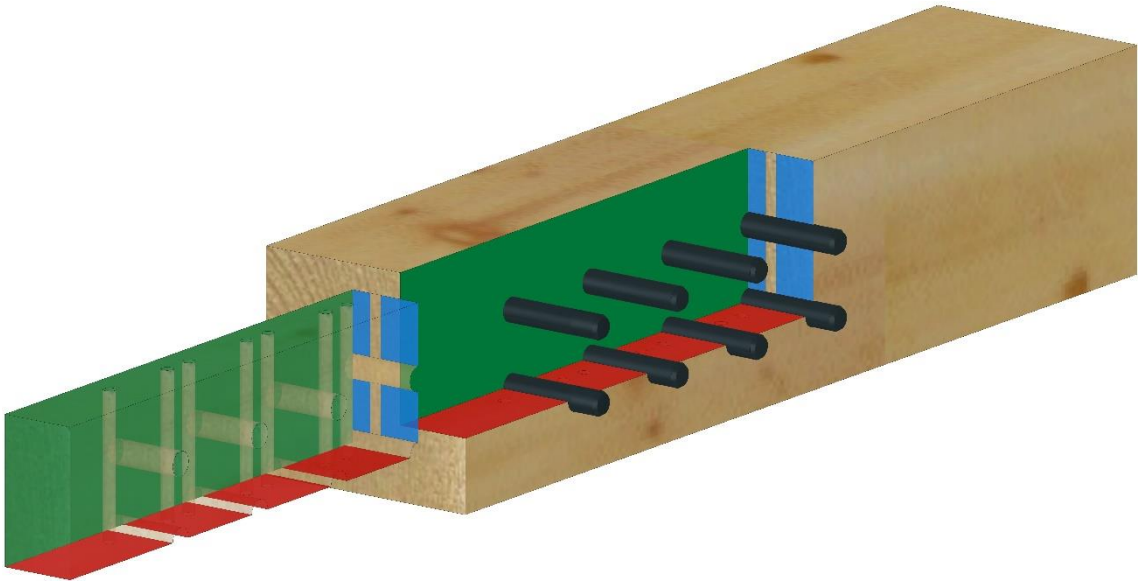


Figure 1-10 : Rupture LP

Le onzième mode de rupture est une rupture en section nette de manière partielle. Elle est dénommée « Section Nette Partielle ». Les éléments des échantillons rompus selon ce mode seront identifiés par « SNP ».

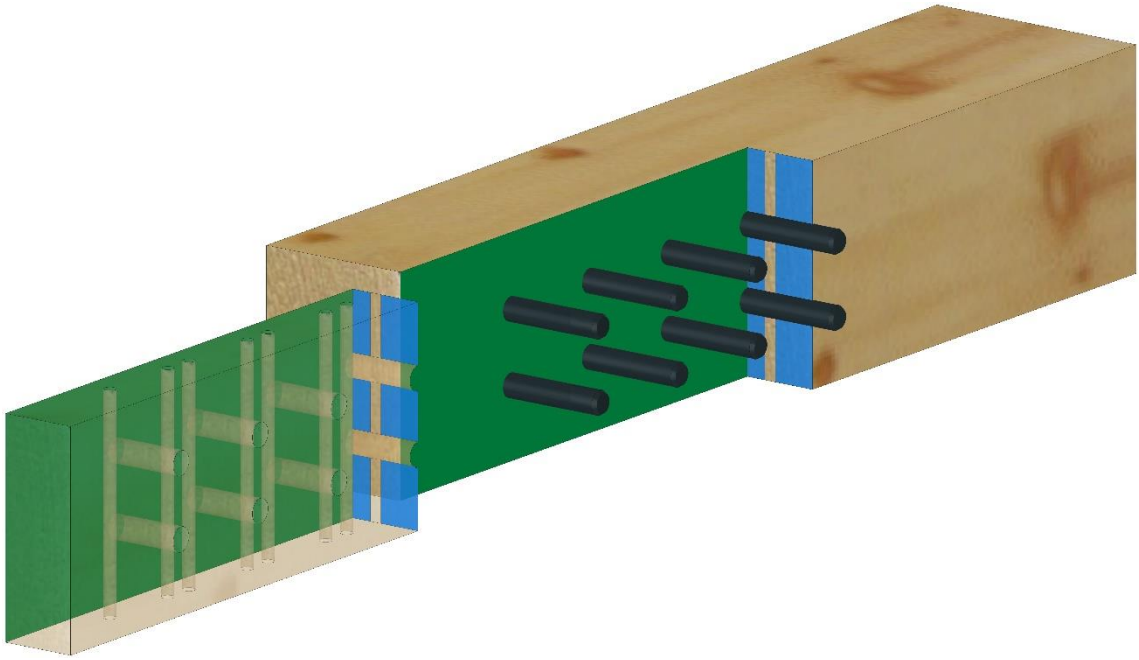


Figure I-11 : Rupture SNP

Le douzième mode de rupture est une rupture en cisaillement en ligne de manière partielle. Elle est dénommée « Cisaillement en Ligne Partielle ». Les éléments des échantillons rompus selon ce mode seront identifiés par « CLP ». Pour ce type de rupture, il sera indiqué le nombre de file rompue en cisaillement.

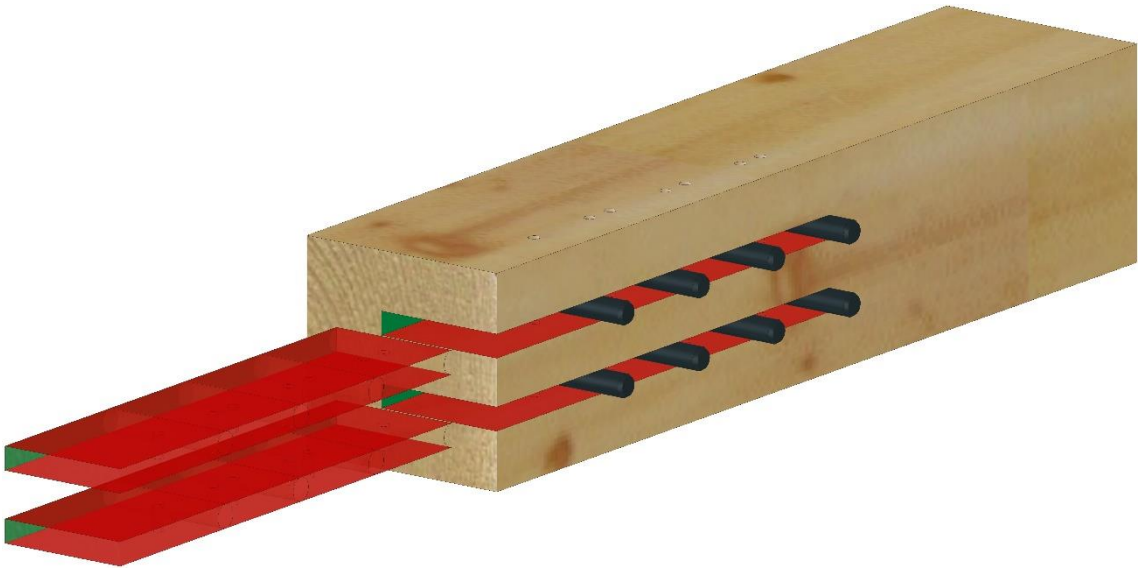


Figure I-12 : Rupture CLP

Le treizième mode de rupture est une rupture en section nette partielle au droit du plan des vis associé à une rupture en bloc de bloc en C de manière partielle. Elle est dénommée « Section Nette Partielle Vis / Bloc en C Partielle ». Les éléments des échantillons rompus selon ce mode seront identifiés par « SNPV / CP ».

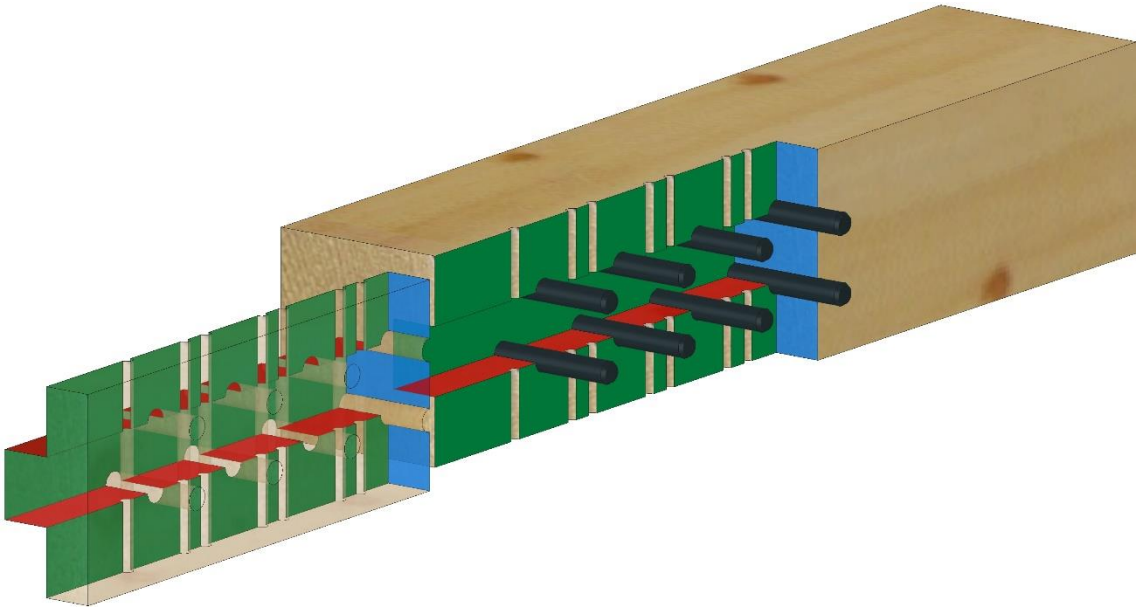


Figure 1-13 : Rupture SNPV/CP

Le quatorzième mode de rupture est une rupture en section nette partielle au droit du plan des vis associé à une rupture en bloc en C. Elle est dénommée « Section Nette Partielle Vis / Bloc en C ». Les éléments des échantillons rompus selon ce mode seront identifiés par « SNPV / C ».

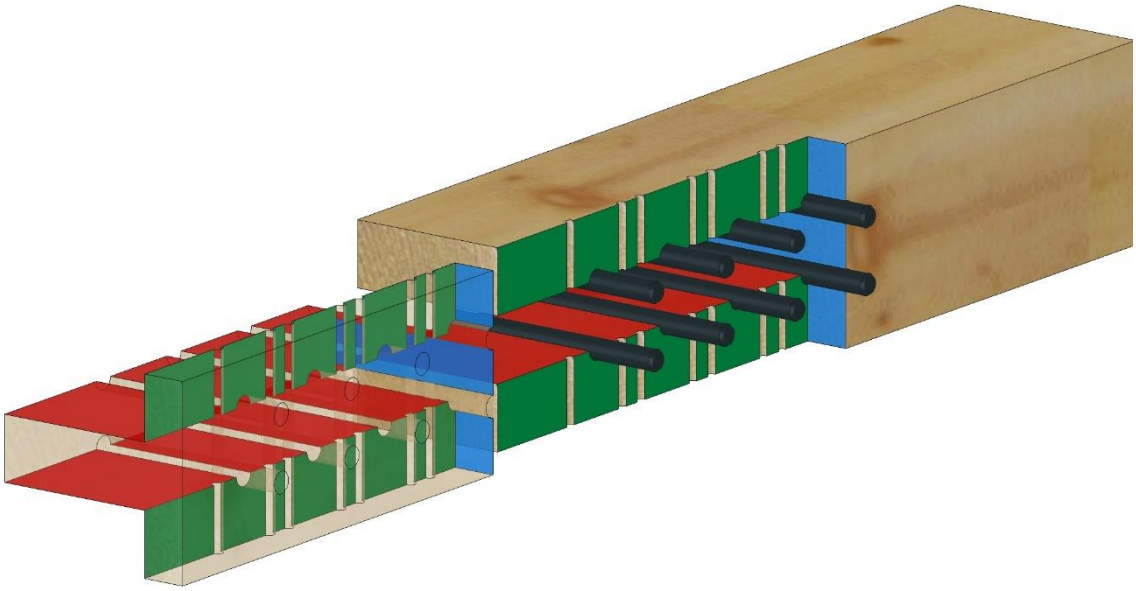


Figure 1-14 : Rupture SNPV/C

Le quinzième de rupture est une rupture en section nette partielle au droit du plan des vis associé à une rupture en cisaillement en ligne de manière partielle. Elle est dénommée « Section Nette Partielle Vis / Cisaillement en Ligne Partielle ». Les éléments des échantillons rompus selon ce mode seront identifiés par « SNPV / CLP ».

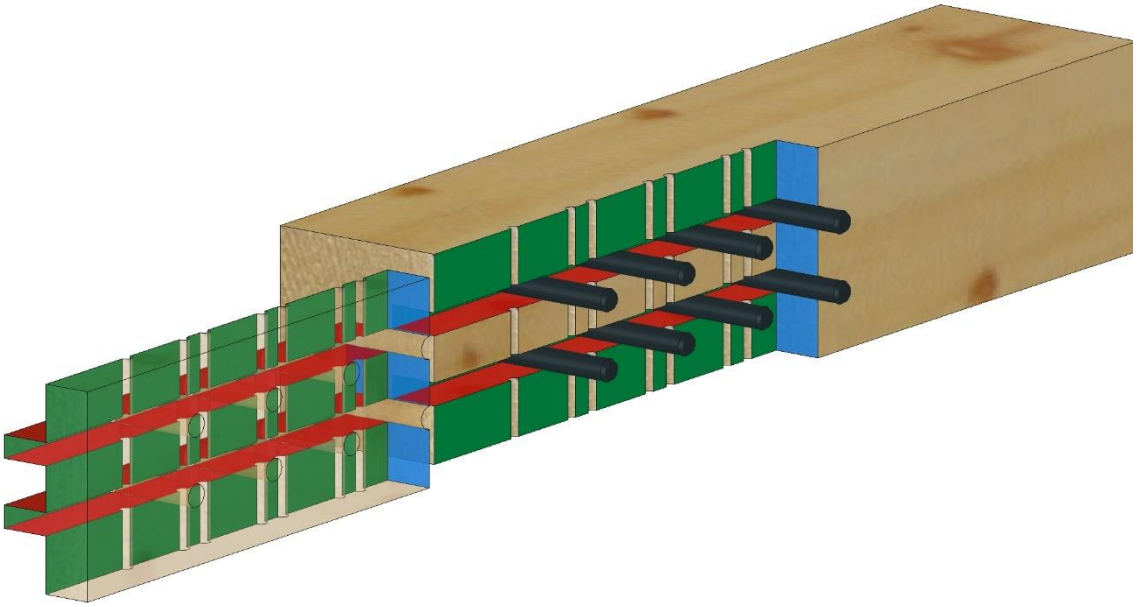


Figure 1-15 : Rupture SNPV/CLP

Le seizième mode de rupture est une rupture en section nette partielle associé à une rupture en cisaillement en ligne. Elle est dénommée « Section Nette Partielle Vis / Cisaillement en Ligne ». Les éléments des échantillons rompus selon ce mode seront identifiés par « SNPV / CL ».

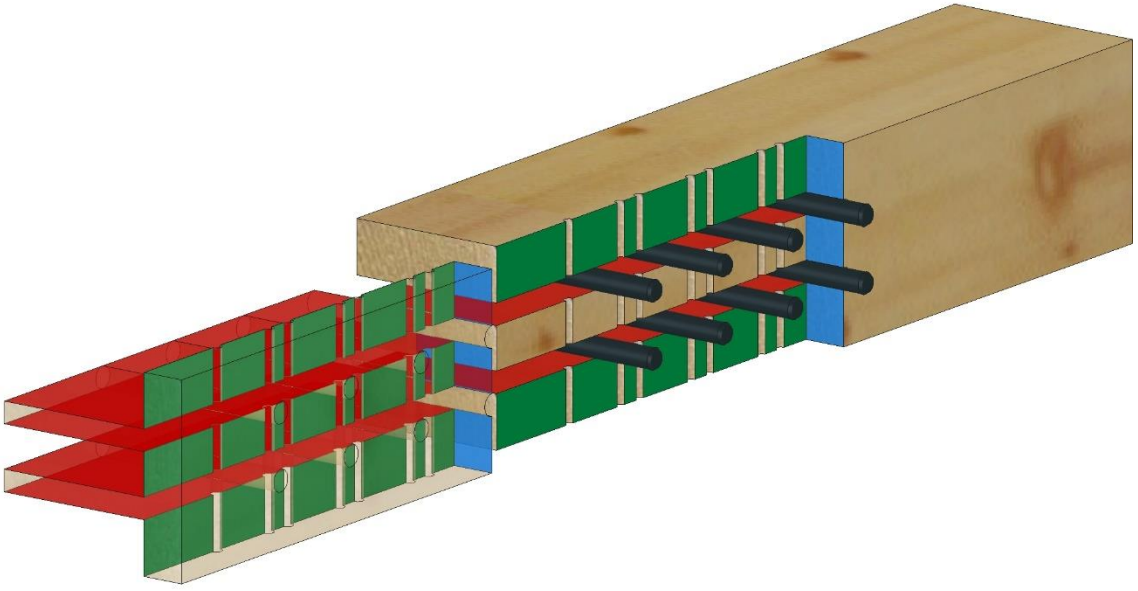


Figure 1-16 : Rupture SNPV/CL

Le dix-septième mode de rupture est une rupture en section nette partielle au droit du plan des vis associé à une rupture en bloc en L. Elle est dénommée « Section Nette Partielle Vis / Bloc en L ». Les éléments des échantillons rompus selon ce mode seront identifiés par « SNPV / L ».

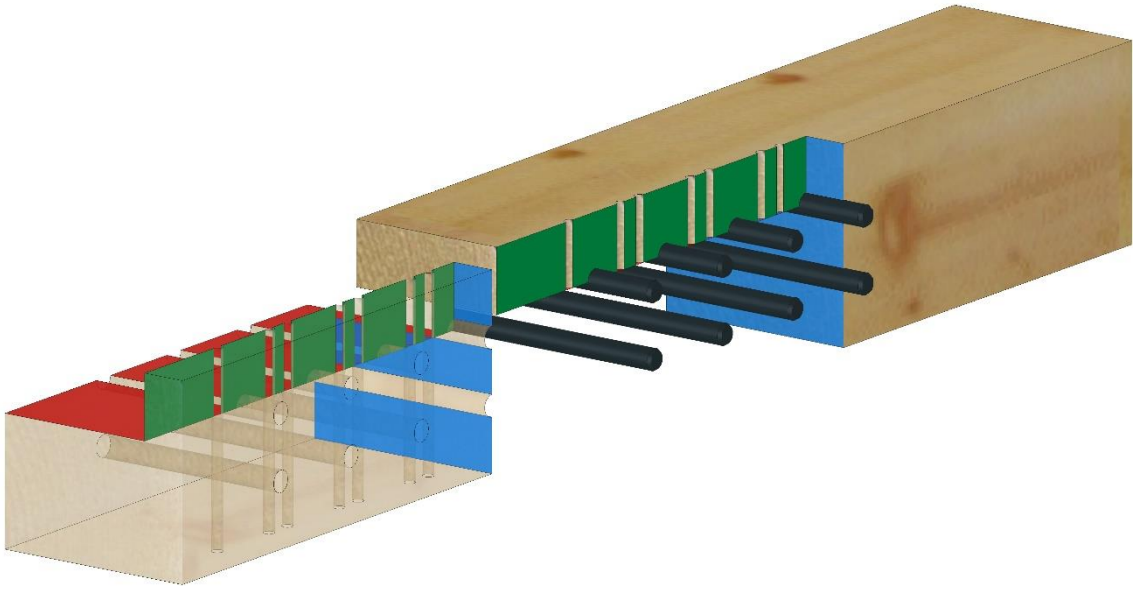


Figure 1-17 : Rupture SNPV/L

2. - CONFIGURATION 1-2-1

2.1. ECHANTILLON

Pour rappel, la configuration d'essai consiste en un test de traction d'une barre en bois lamellé-collé comportant à chaque extrémité un assemblage constitué de 8 broches de diamètre 16 mm, répartie en 2 files de 4 broches et d'une plaque métallique en âme. Le mode de rupture prévu des broches pour ce type d'assemblage est un mode 1, dont la note de calculs a imposé les épaisseurs de bois (t_1) à 49mm. L'assemblage a été renforcé par 16 vis de 6*160 plus une vis de fermeture afin d'éviter l'ouverture de l'assemblage. Une vue CAO est également présentée afin de visualiser la composition (cf. Figure 2-1).

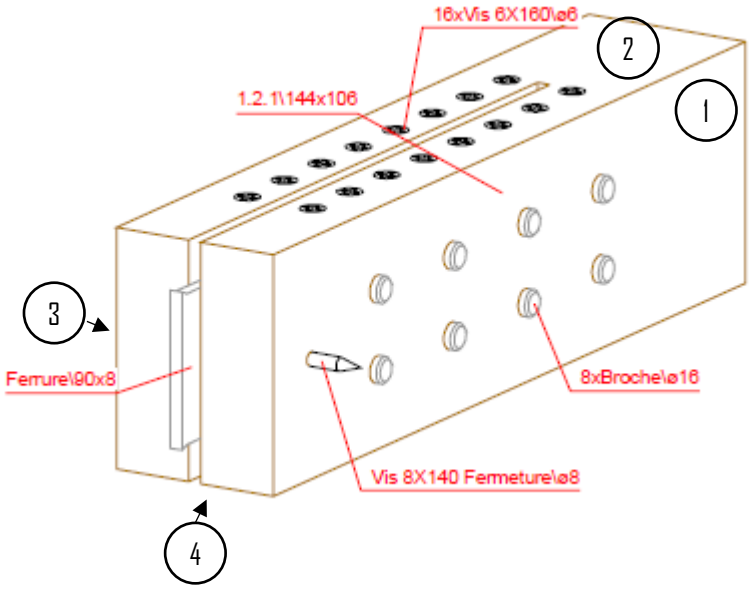


Figure 2-1 : Assemblage de la configuration 1-2-1

Le Tableau 2-1 présente la masse volumique par bois constituant un échantillon et la moyenne de la masse volumique de l'échantillon ramenée à 12% d'humidité.

Tableau 2-1 : Masse volumique des bois et de l'échantillon de la configuration 1-2-1

Configuration	Numéro d'échantillon	Masse volumique par bois [kg/m^3]	Masse volumique moyenne [kg/m^3]
1-2-1	1	452	435
		419	
	2	415	426
		437	
	3	424	439
		454	
	4	447	439
		431	
	5	452	453
		454	

2.2. RESULTATS

2.2.1. Echantillon 1-2-1-1

La Figure 2-2 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des deux capteurs de type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. La courbe bleue présente donc le comportement d'un assemblage d'extrémité composé d'une plaque métallique.

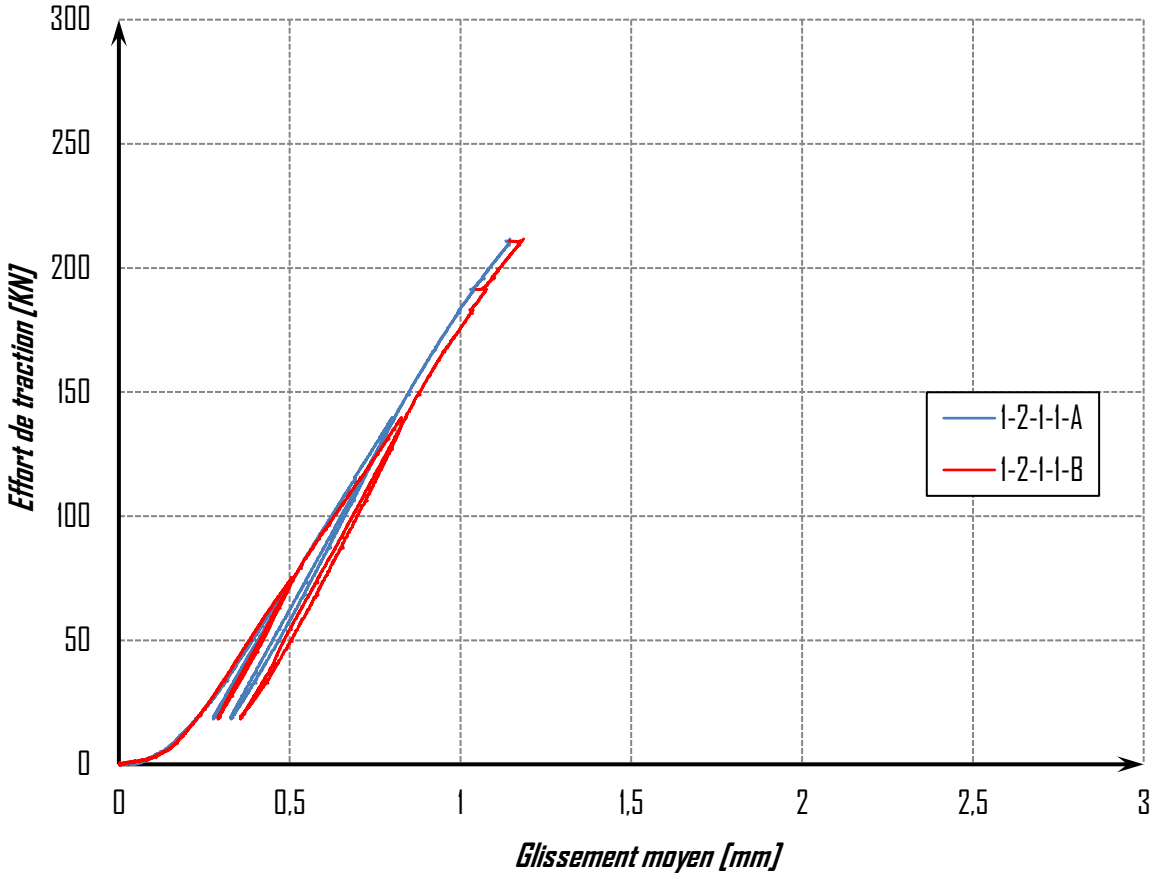
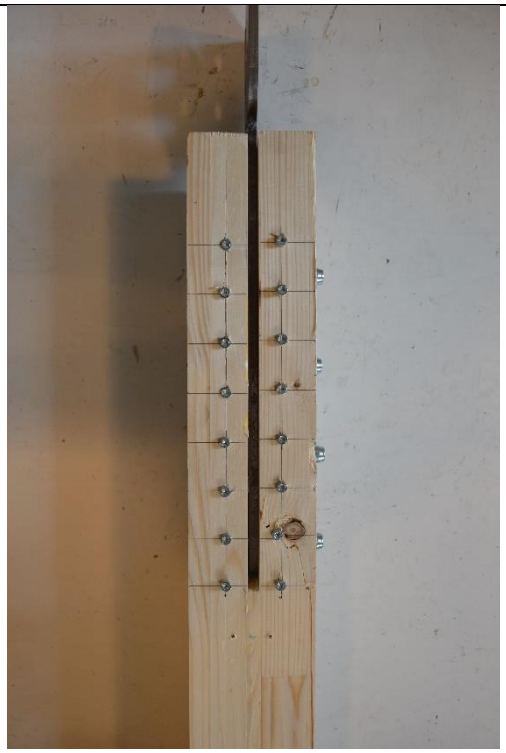
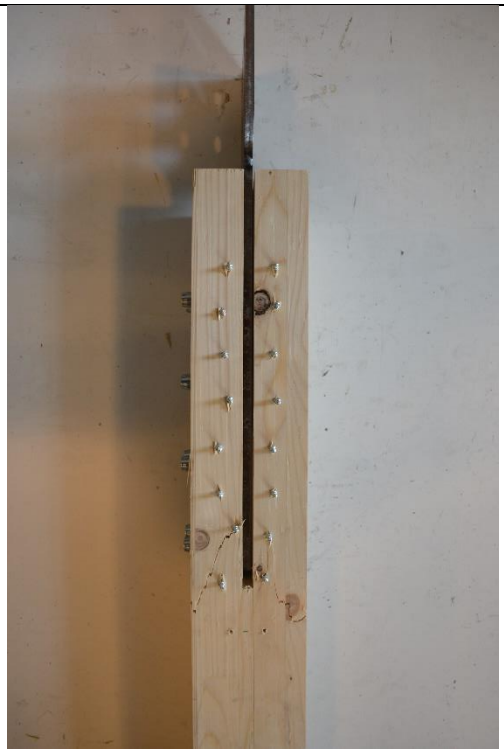


Figure 2-2 : Echantillon n°1 de la configuration 1-2-1

2- CONFIGURATION 1-2-1

Le Tableau 2-2 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°1-2-1-1 où la rupture s'est produite.

Tableau 2-2 : Photo des 4 faces du côté de la rupture de l'échantillon 1-2-1-1

 (1)	 (3)
 (2)	 (4)

2.2.2. Echantillon 1-2-1-2

La Figure 2-3 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des deux capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé d'une plaque métallique.

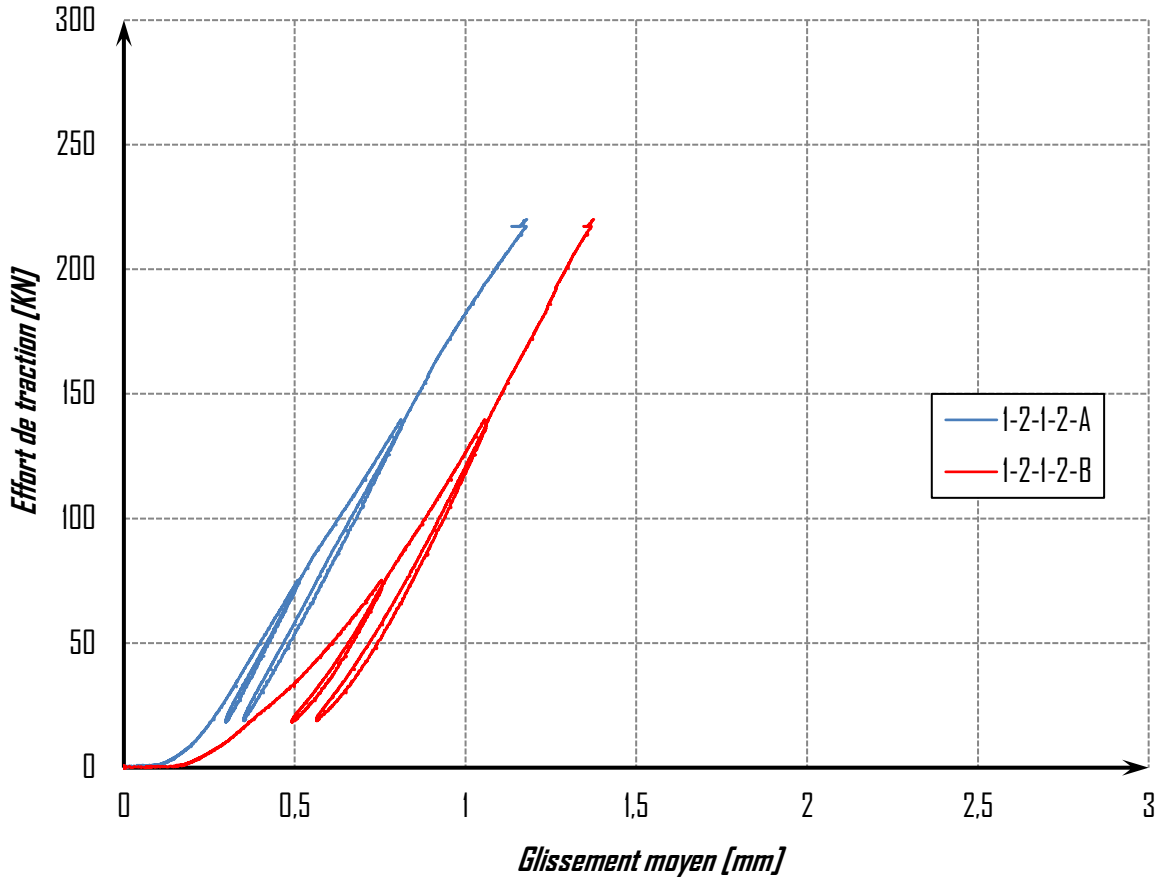
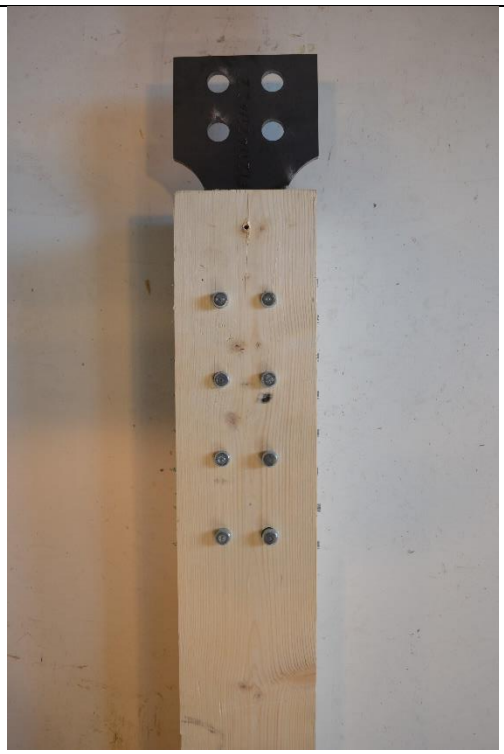
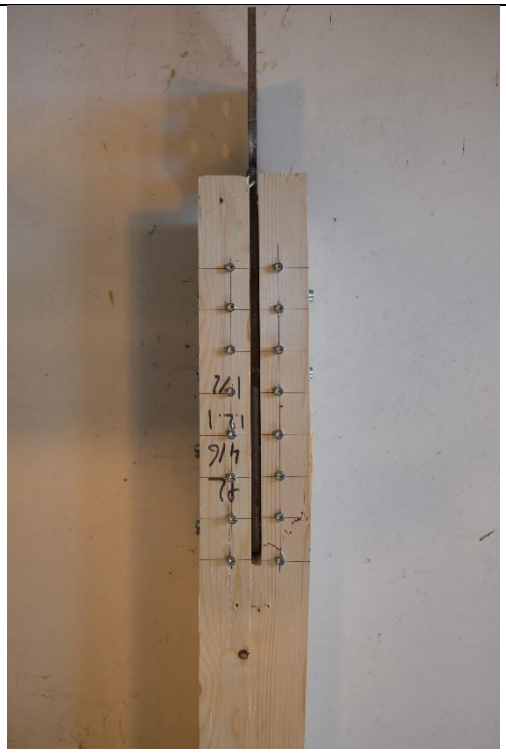
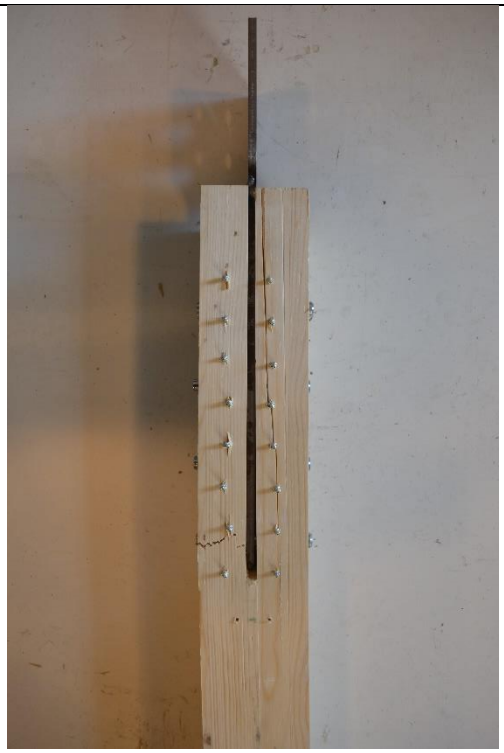


Figure 2-3 : Echantillon n°2 de la configuration 1-2-1

Le Tableau 2-3 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°1-2-1-2 où la rupture s'est produite.

Tableau 2-3 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 1-2-1-2

 (1)	 (3)
 (2)	 (4)

2.2.3. Echantillon 1-2-1-3

La Figure 2-4 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des deux capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé d'une plaque métallique.

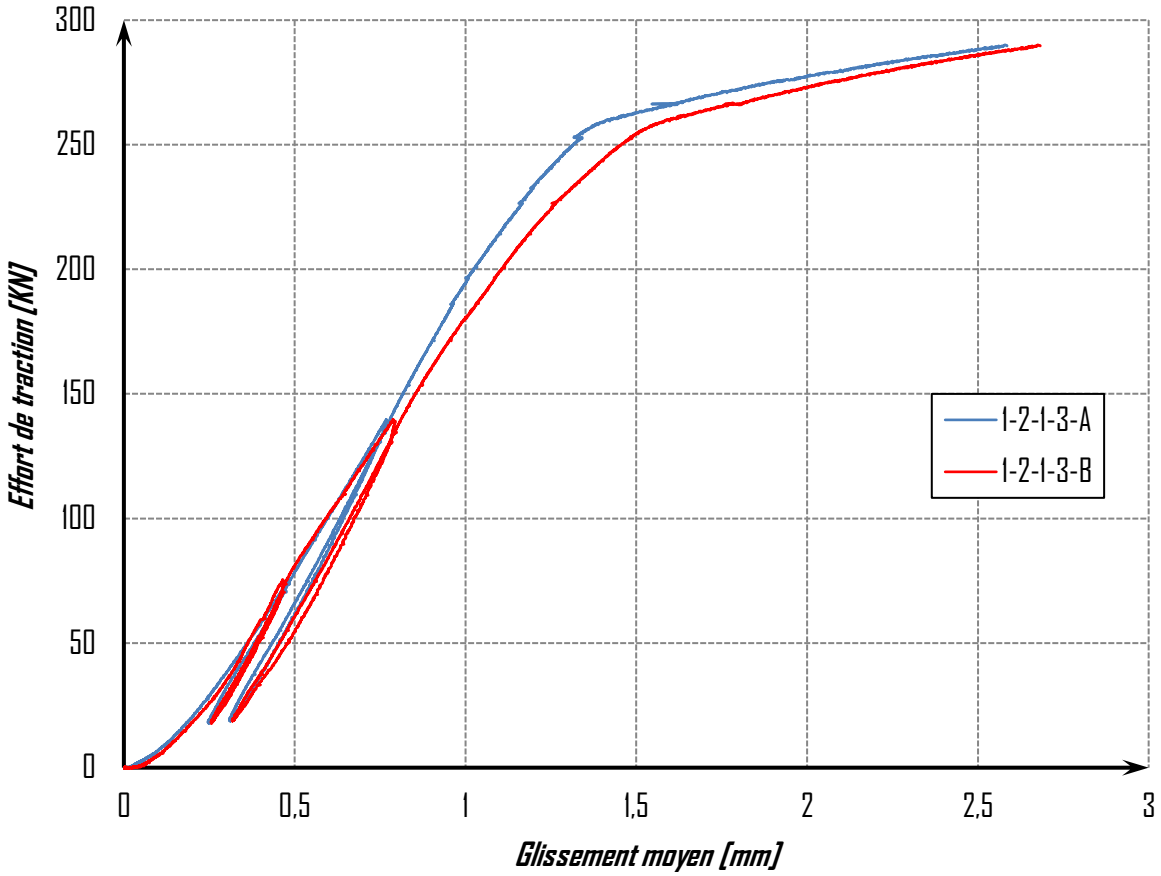


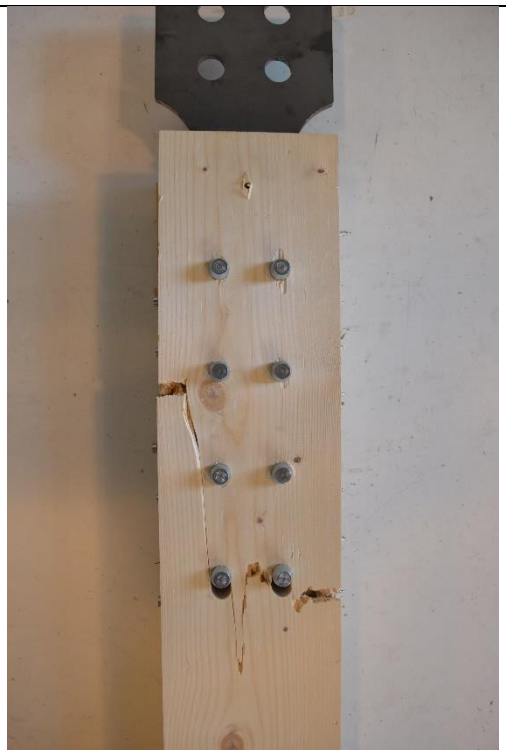
Figure 2-4 : Echantillon n°3 de la configuration 1-2-1

Le Tableau 2-4 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°1-2-1-3 où la rupture s'est produite.

Tableau 2-4 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 1-2-1-3



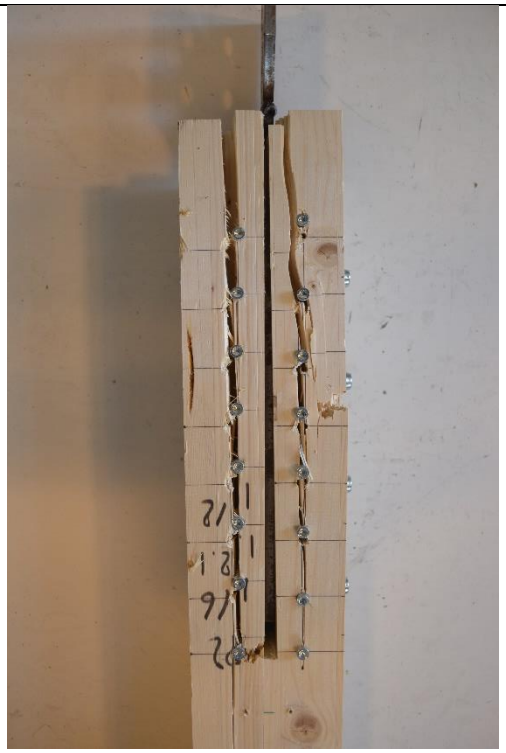
(1)



(3)



(2)



(4)

2.2.4. Echantillon 1-2-1-4

La Figure 2-5 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des deux capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé d'une plaque métallique.

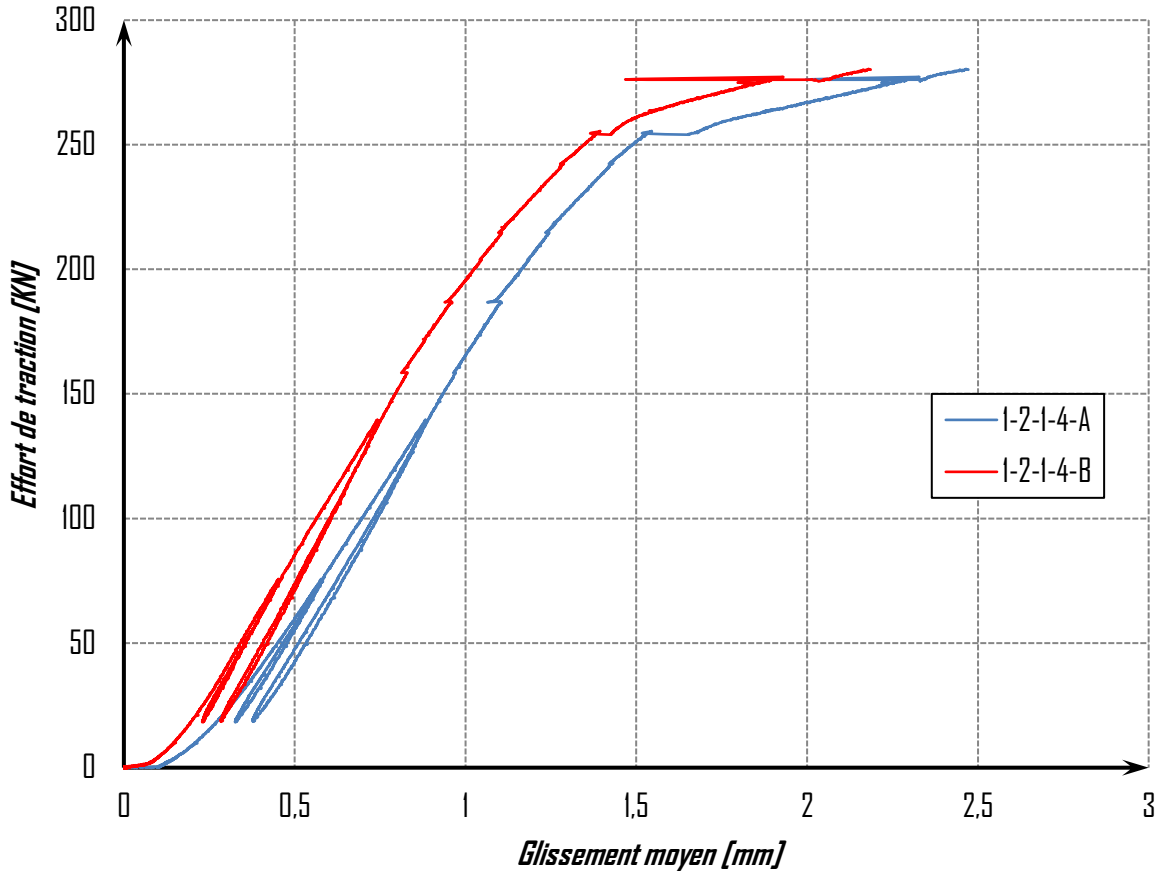
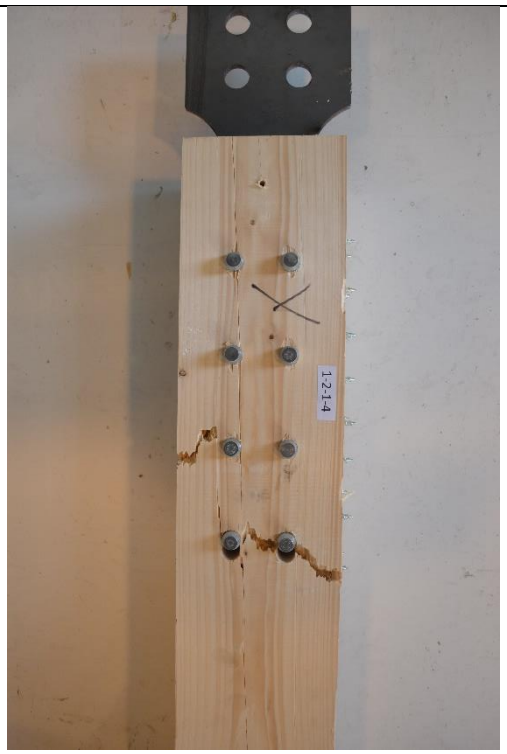
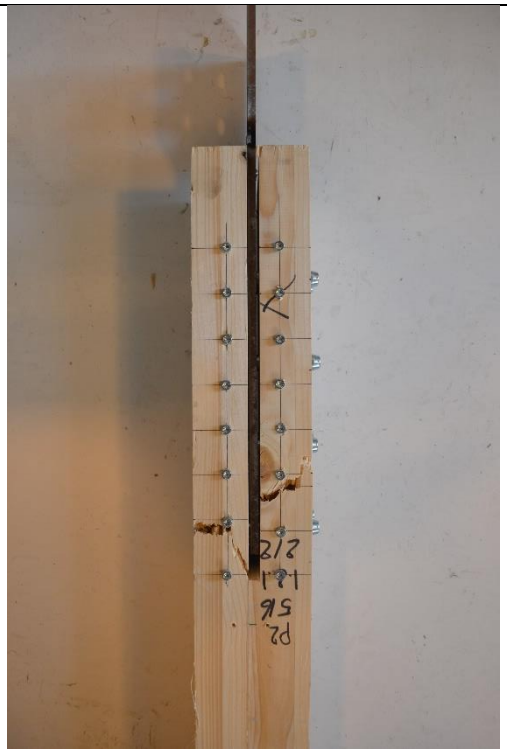
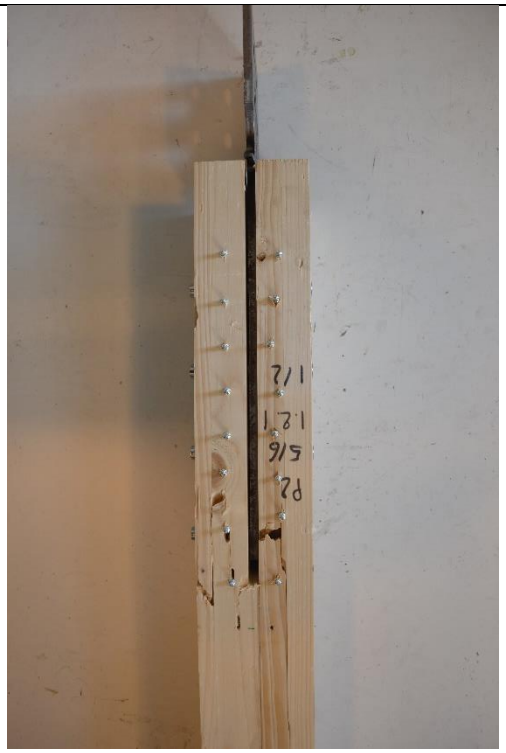


Figure 2-5 : Echantillon n°4 de la configuration 1-2-1

Le Tableau 2-5 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°1-2-1-4 où la rupture s'est produite.

Tableau 2-5 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 1-2-1-4

<table>
<tr>
<td>
(1)</td>
<td>
(3)</td>
</tr>
<tr>
<td>
(2)</td>
<td>
(4)</td>
</tr>
</table>

2.2.5. Echantillon 1-2-1-5

La Figure 2-6 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des deux capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé d'une plaque métallique.

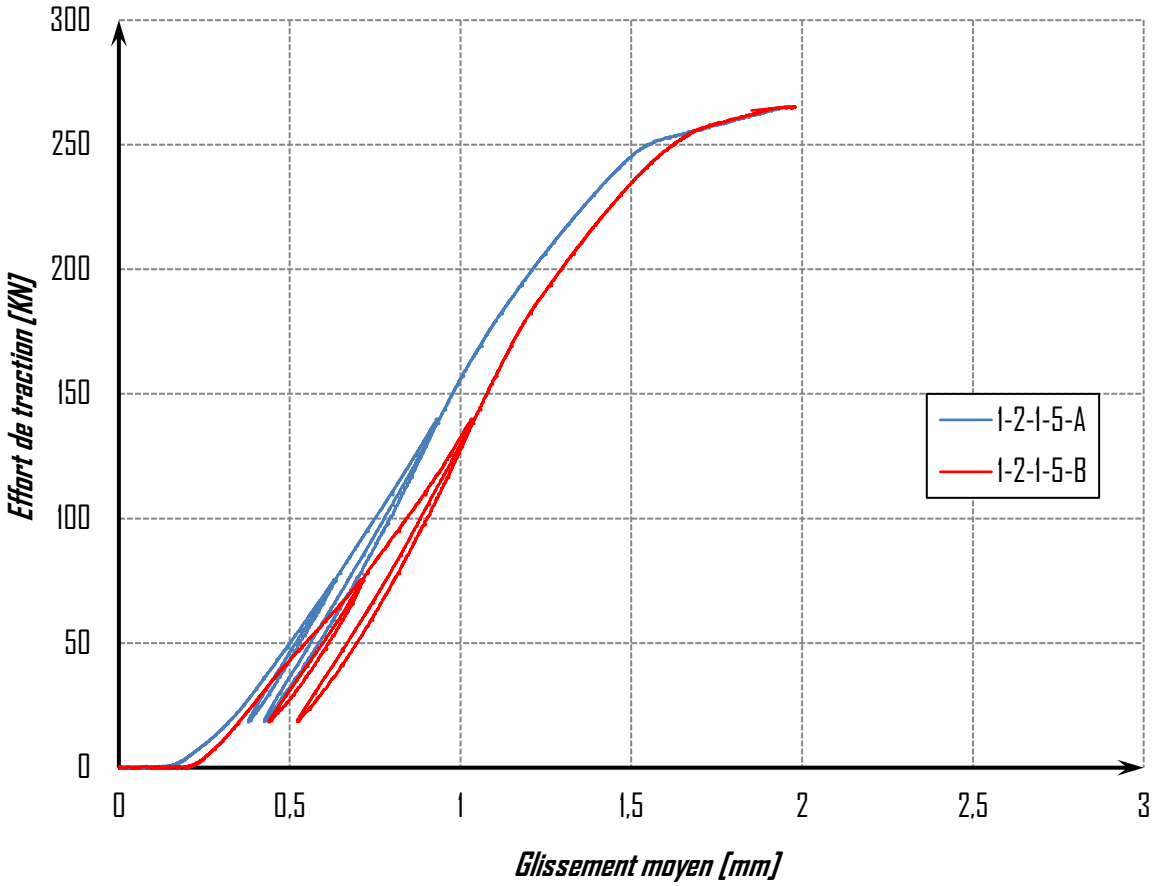
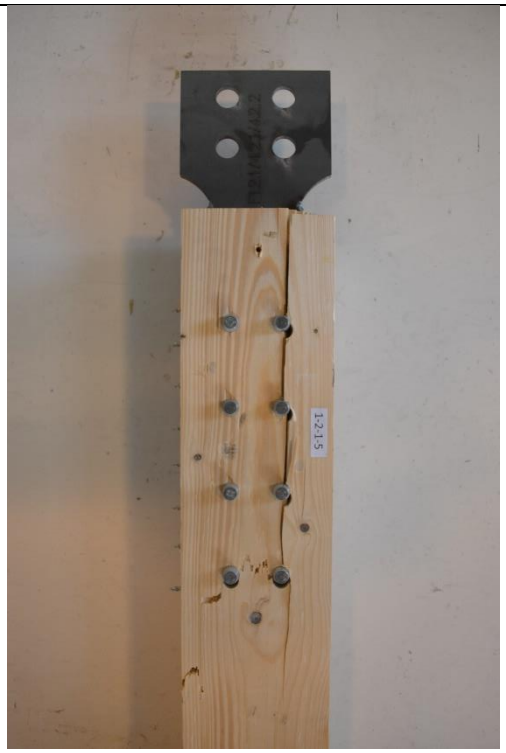


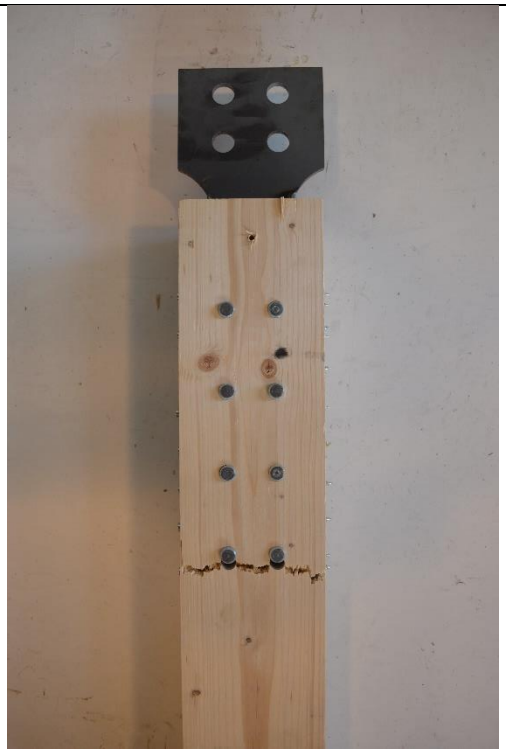
Figure 2-6 : Echantillon n°5 de la configuration 1-2-1

Le Tableau 2-6 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°1-2-1-5 où la rupture s'est produite.

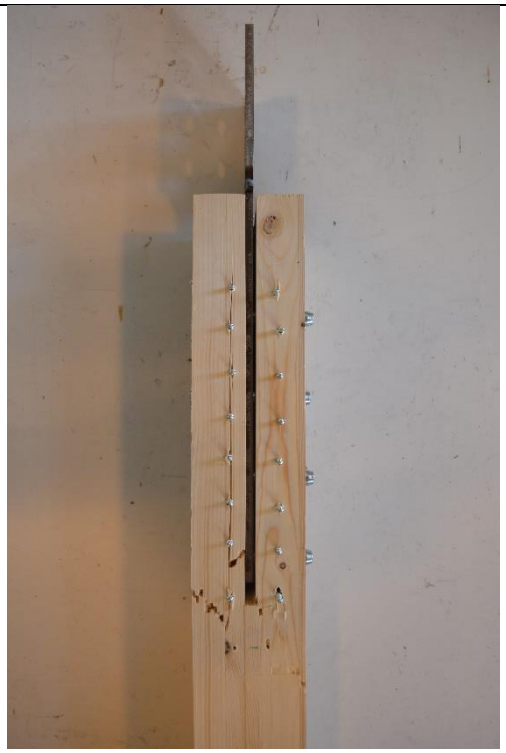
Tableau 2-6 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 1-2-1-5



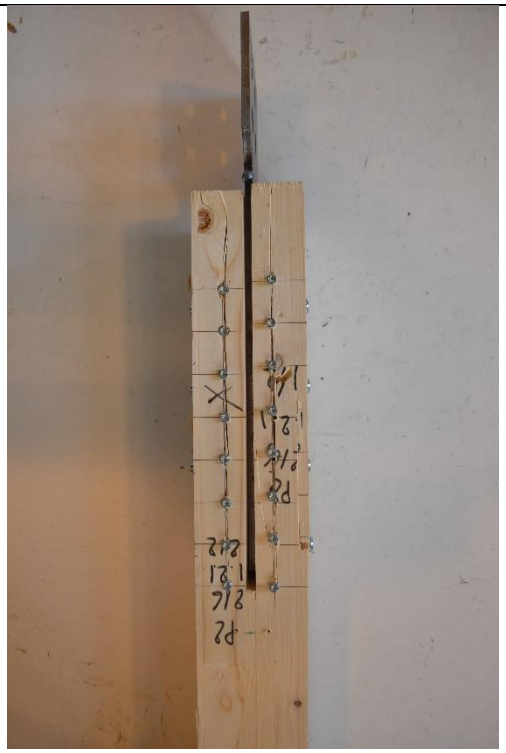
(1)



(3)



(2)



(4)

2.2.6. Synthèse

La Figure 2-7 présente les courbes de l'effort de traction dans les deux assemblages en fonction du glissement moyen obtenu à chaque extrémité des échantillons. Les résultats montrent un comportement semblable pour l'ensemble des assemblages. La Figure 2-8 présente un zoom des mêmes courbes pour un effort maximum de 50kN et un glissement de 1 mm maximum.

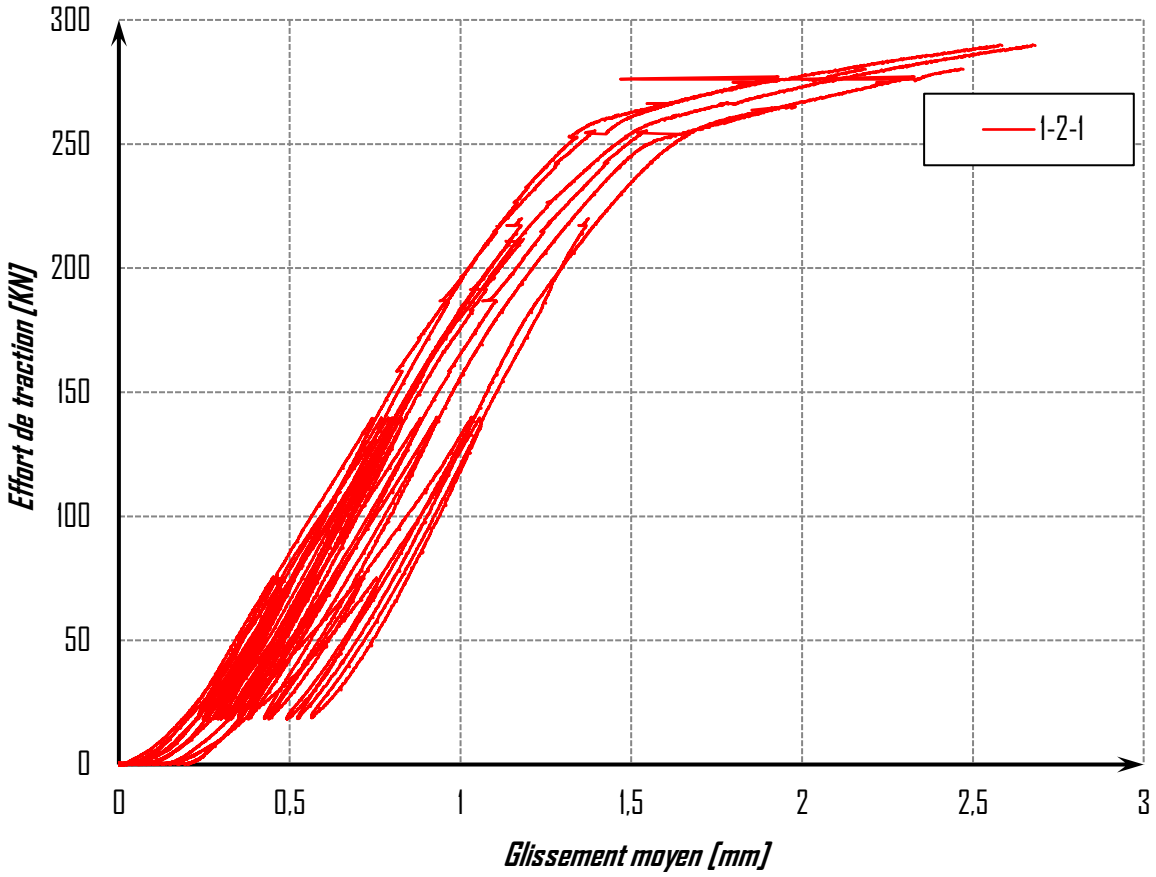


Figure 2-7 : Evolution de l'effort de traction en fonction du glissement moyen des échantillons de la configuration 1-2-1

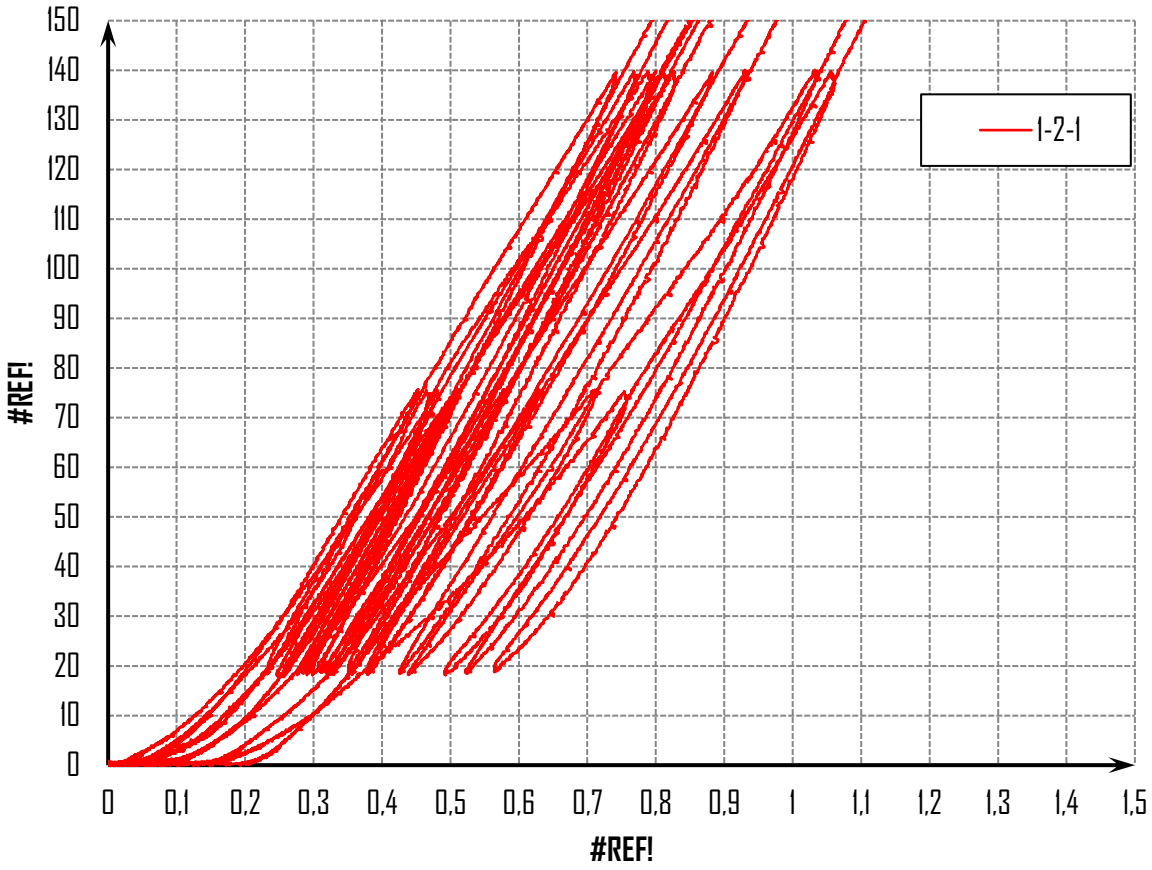


Figure 2-8 : Evolution de l'effort de traction en fonction du glissement moyen des échantillons de la configuration 1-2-1

Le Tableau 2-7 présente les valeurs des efforts de traction ainsi que les modes de rupture observés sur les faces 1 et 3 du côté de la rupture. Le

Tableau 2-8 présente les valeurs des raideurs d'assemblages définis selon le protocole d'essais rappelé dans ce présent document.

Tableau 2-7 : Résultats des efforts de traction [kN] ainsi que du mode rupture

Echantillon	Effort	Masse volumique	Type de rupture
1-2-1-1	210.8	435	SN
			L
1-2-1-2	219.0	426	SN
			SN
1-2-1-3	289.7	439	SN
			SN
1-2-1-4	280.1	439	SN
			SN
1-2-1-5	265.2	453	SN
			L
Moyenne	**252.96**	438	
Maximum	289.65	453	
Minimum	210.81	426	
Ecart type	35.93	9.84	
COV	14.21%	2.2%	

Tableau 2-8 : Résultats des raideurs d'assemblage [kN/mm] et des jeux initiaux

Echantillon	K_{ser}	$K_{el,unload}$	$K_{el,reload}$	$K_{el,ELU,unload}$	$K_{el,ELU,reload}$	Jeu
1-2-1-1	211.58	252.85	234.82	263.69	250.34	0.15
	204.31	271.42	256.46	264.39	252.49	0.14
1-2-1-2	220.23	272.82	257.04	264.27	252.06	0.17
	165.63	248.13	224.81	269.69	251.98	0.28
1-2-1-3	203.92	256.81	232.04	273.43	257.09	0.11
	216.26	281.29	268.77	264.93	249.05	0.13
1-2-1-4	195.98	236.48	217.52	247.76	233.74	0.19
	225.60	256.08	240.22	269.66	257.16	0.12
1-2-1-5	195.16	236.88	218.93	249.86	235.77	0.24
	166.73	209.26	209.26	253.94	239.37	0.24
Moyenne	**200.54**	**252.20**	**235.99**	**262.16**	**247.90**	**0.18**
Maximum	225.60	281.29	268.77	273.43	257.16	0.28
Minimum	165.63	209.26	209.26	247.76	233.74	0.11
Ecart type	20.61	21.14	19.56	8.73	8.52	0.06
COV	10.28%	8.38%	8.29%	3.33%	3.44%	33.01%

2.2.7. Analyse statistique

L'annexe D de la norme NF EN 1990 Partie D7 [3] fournie deux approches permettant de déterminer une propriété caractéristique d'un produit, dans le cas présent, l'effort de traction caractéristique. Il a été choisi que les données soient dépouillées en suivant une loi Log Normale, ce qui, comme le précise l'annexe D [3], présente l'avantage d'exclure les valeurs négatives.

La première approche suppose que le coefficient de variation (COV) Vx est inconnu tandis que la deuxième approche suppose que le COV est parfaitement connu.

Dans le tableau ci-dessous, les valeurs des efforts de traction à rupture d'un assemblage par échantillon sont présentées. A partir de ces valeurs, il est possible de déterminer une valeur caractéristique de l'effort de traction des assemblages à rupture conformément au dépouillement statistique de l'Annexe D de la norme NF EN 1990 [3]. Le coefficient de variation Vx étant supérieur à 10%, il est nécessaire de passer par une approche Vx inconnu.

Tableau 2-9 : Détermination de la valeur caractéristique de l'assemblage 1-2-1

Echantillon	mi	ln(mi)	(ln(mi)-moy)²	N essai	kn	sy	ks	mk
1-2-1-1	210.8	5.35	3.02E-02	5	Inconnu	14.55%	2.33	178.74
1-2-1-2	219.0	5.39	1.85E-02					
1-2-1-3	289.7	5.67	2.07E-02					
1-2-1-4	280.1	5.64	1.22E-02					
1-2-1-5	265.2	5.58	3.09E-03					
Moyenne	252.96	5.52						
Minimum	210.81							
Maximum	289.65							
Ecart type	35.93							
COV	14.21%							

A partir de ces hypothèses, il est possible de calculer la valeur caractéristique de l'effort de traction à rupture de l'assemblage de type 1-2-1 constitué des 8 broches selon l'équation suivante :

$$F_{t,Rk} = \exp\left(m_y - k_n \times 0,11\right) = \exp\left(5,52 - 2,33 \times 0,1455\right) = 178,74kN$$

3. - CONFIGURATION 1-2-2

3.1. ECHANTILLON

Pour rappel, la configuration d'essai consiste en un test de traction d'une barre en bois lamellé-collé comportant à chaque extrémité un assemblage constitué de 8 broches de diamètre 16 mm, répartie en 2 files de 4 broches et d'une plaque métallique en âme. Le mode de rupture prévu des broches pour ce type d'assemblage est un mode 2, dont la note de calculs a imposé les épaisseurs de bois (t_1) à 95mm. L'assemblage a été renforcé par 16 vis de 6*160 plus une vis de fermeture afin d'éviter l'ouverture de l'assemblage. Une vue CAO est également présentée afin de visualiser la composition (cf. Figure 3-1).

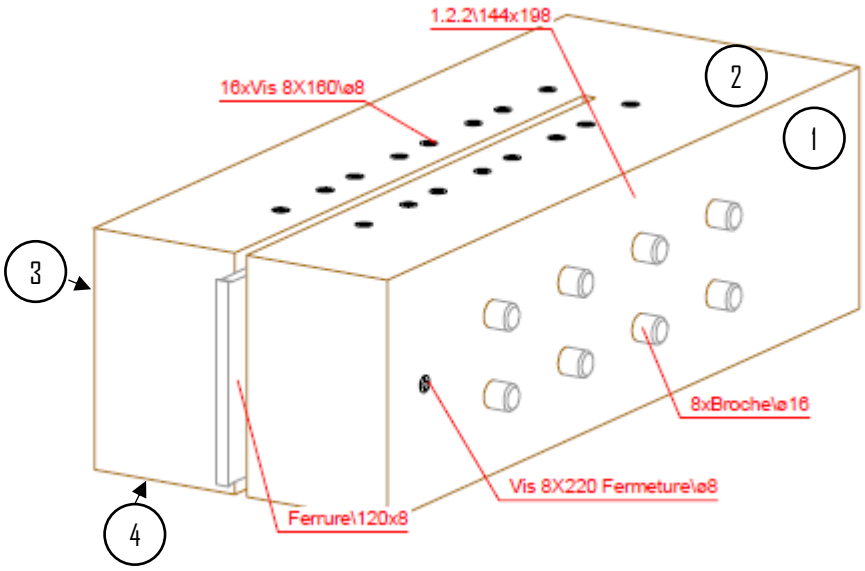


Figure 3-1 : Echantillon de la configuration 1-2-2

Le Tableau 3-1 présente la masse volumique par bois constituant un échantillon et la moyenne de la masse volumique de l'échantillon ramenée à 12% d'humidité.

Tableau 3-1 : Masse volumique des bois et de l'échantillon de la configuration 1-2-2

Configuration	Numéro d'échantillon	Masse volumique par bois [kg/m^3]	Masse volumique moyenne [kg/m^3]
1-2-2	1	461	458
		456	
	2	443	432
		420	
	3	442	456
		469	
	4	446	439
		432	
	5	421	438
		454	

3.2. RESULTATS

3.2.1. Echantillon 1-2-2-1

La Figure 3-2 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des deux capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé d'une plaque métallique.

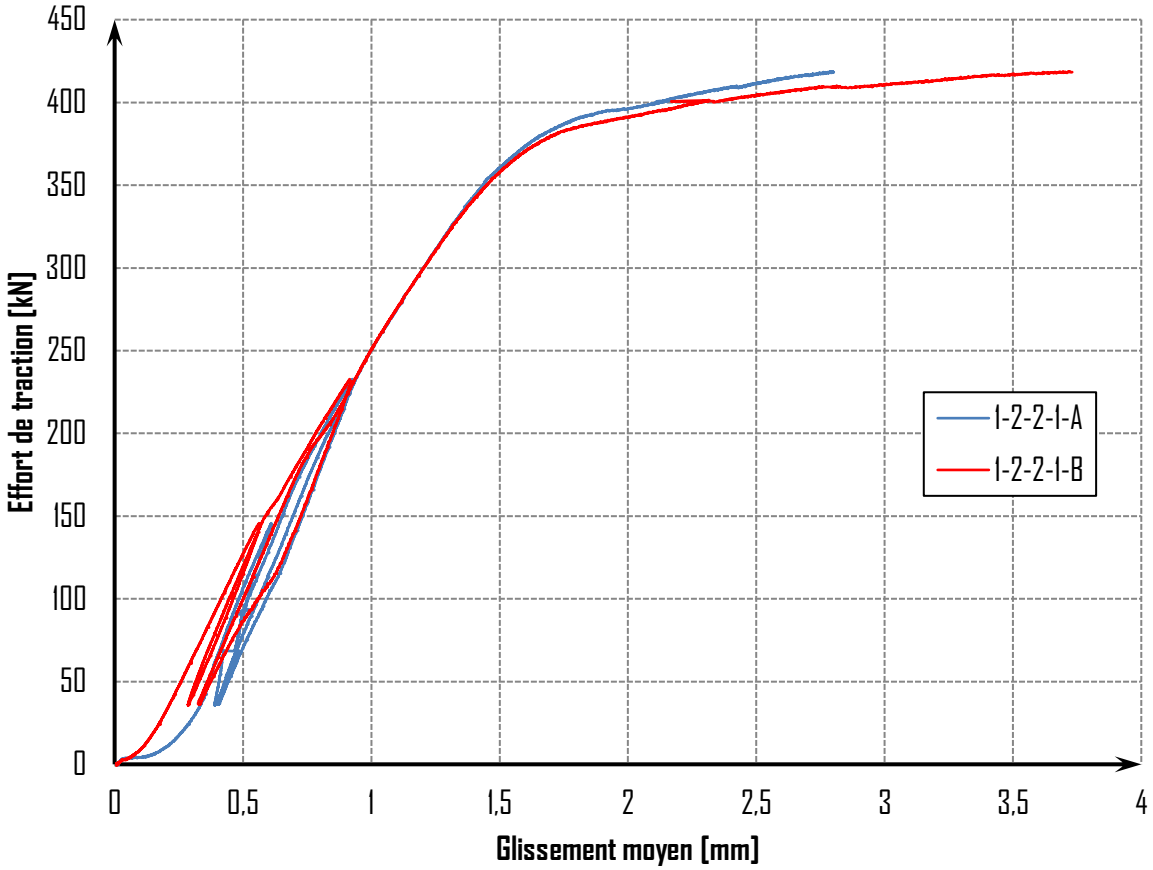
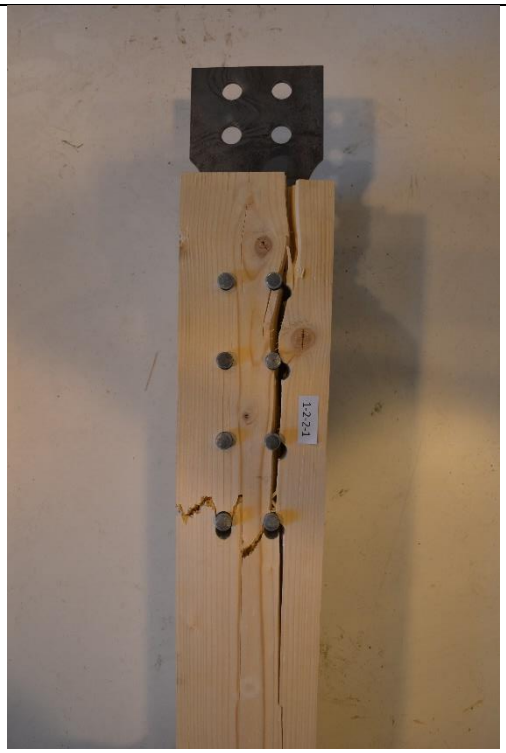
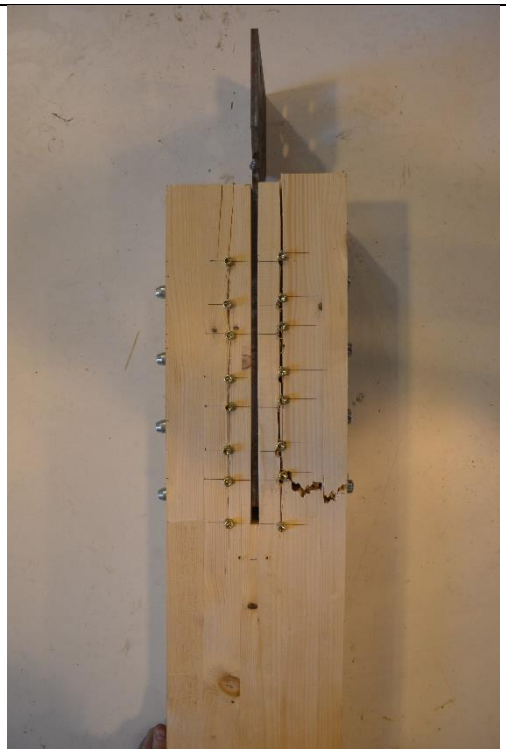


Figure 3-2 : Echantillon n°1 de la configuration 1-2-2

Le Tableau 3-2 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°1-2-2-1 où la rupture s'est produite.

Tableau 3-2 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 1-2-2-1

 (1)	 (3)
 (2)	 (4)

3.2.2. Echantillon 1-2-2-2

La Figure 3-3 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des deux capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé d'une plaque métallique.

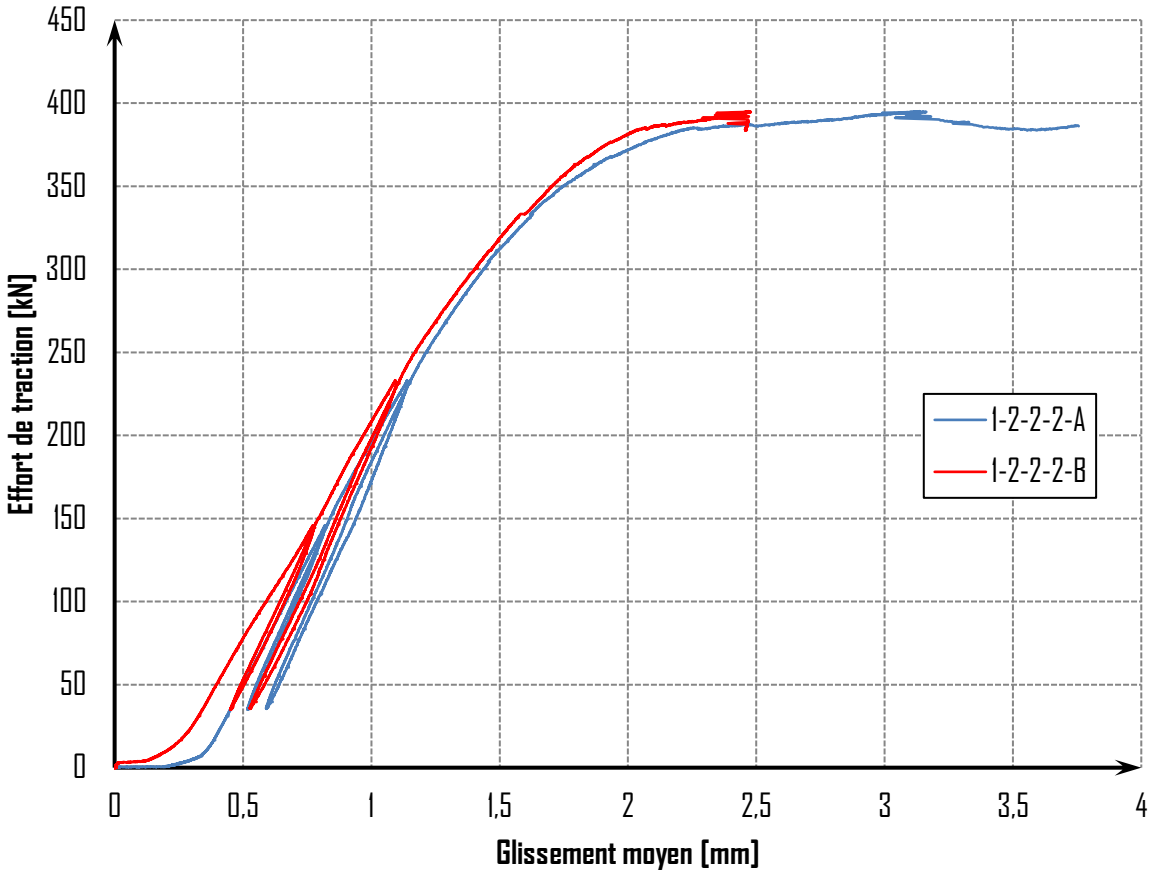
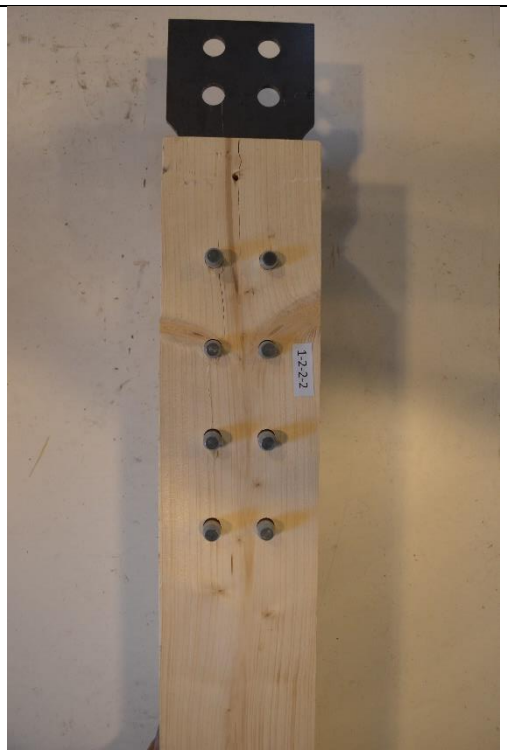


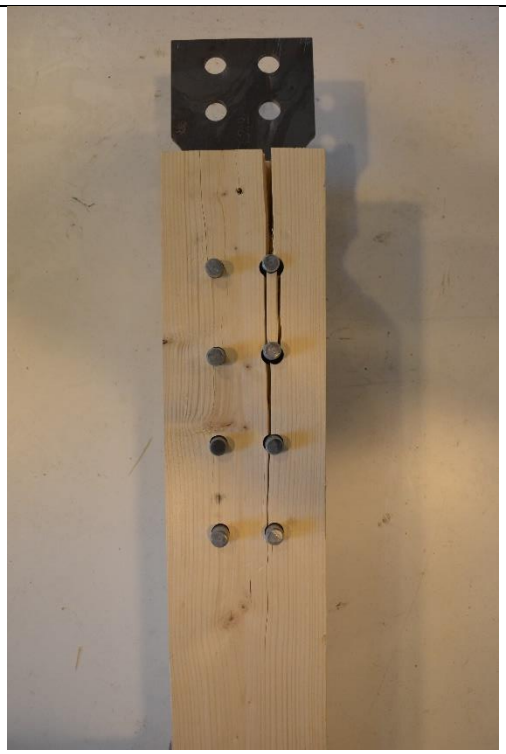
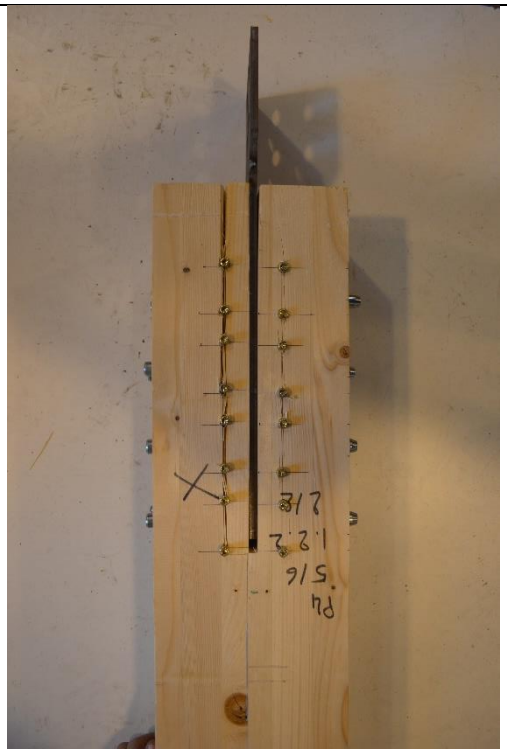
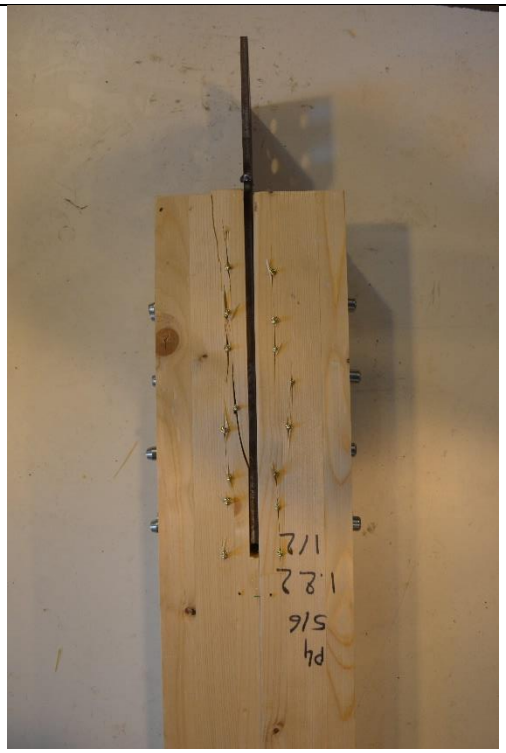
Figure 3-3 : Echantillon n°2 de la configuration 1-2-2

3- CONFIGURATION 1-2-2

Le Tableau 3-3 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°1-2-2-2 où la rupture s'est produite.

Tableau 3-3 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 1-2-2-2

<table>
<tr>
<td>

(1)</td>
<td>
(3)</td>
</tr>
<tr>
<td>
(2)</td>
<td>
(4)</td>
</tr>
</table>

3.2.3. Echantillon 1-2-2-3

La Figure 3-4 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des deux capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé d'une plaque métallique.

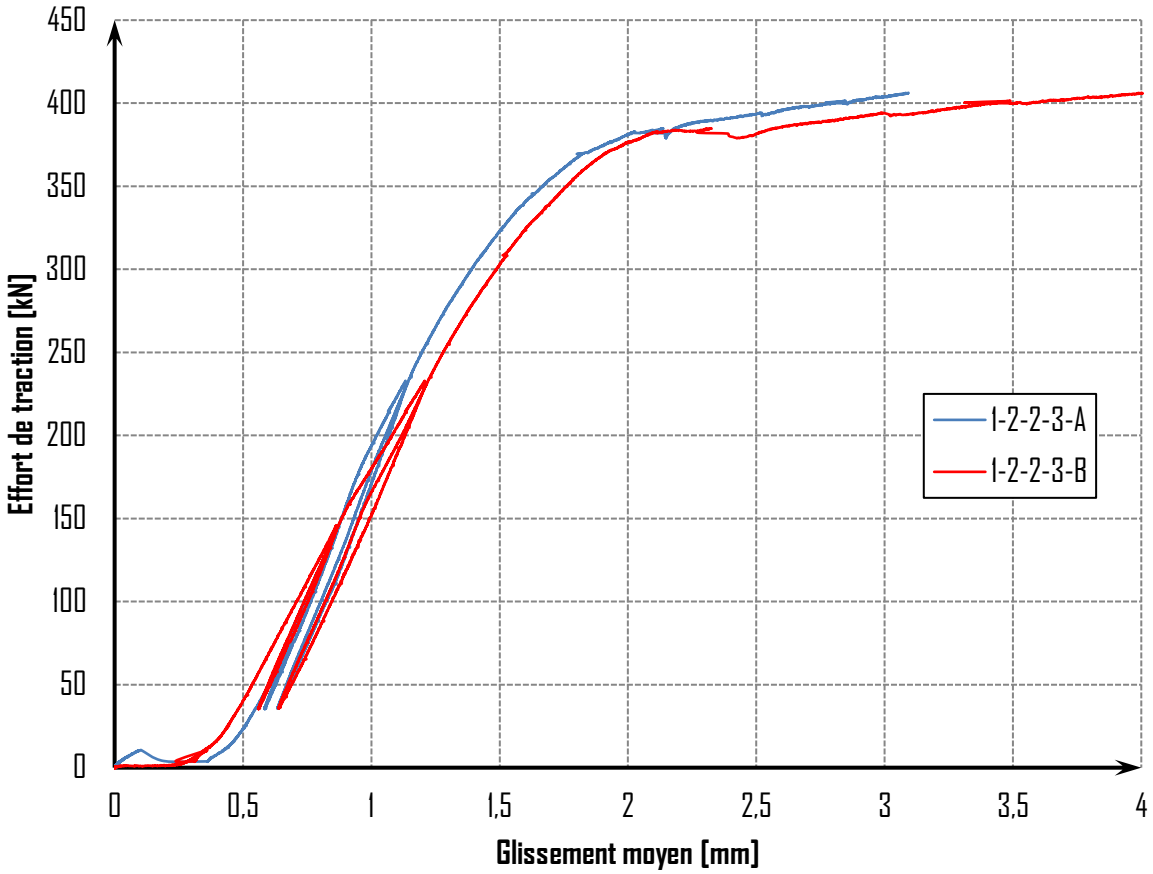
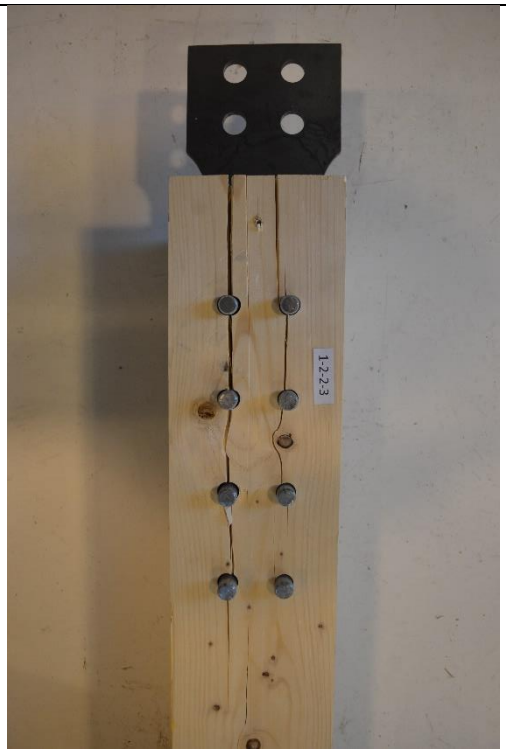


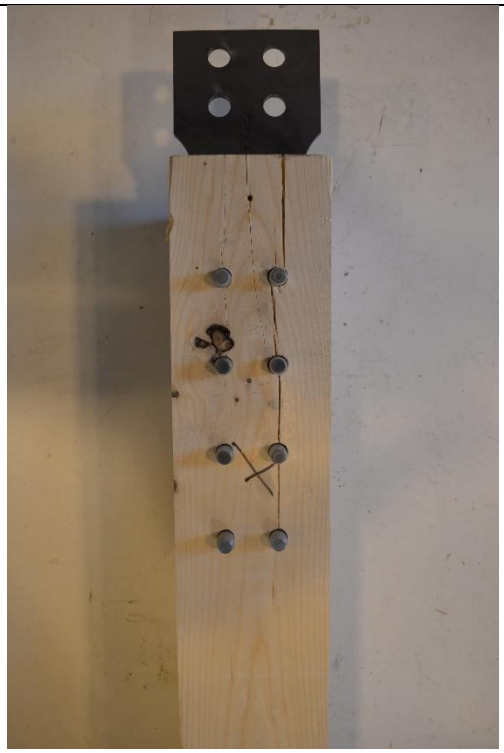
Figure 3-4 : Echantillon n°3 de la configuration 1-2-2

Le Tableau 3-4 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°1-2-2-3 où la rupture s'est produite.

Tableau 3-4 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 1-2-2-3



(1)



(3)



(2)



(4)

3.2.4. Echantillon 1-2-2-4

La Figure 3-5 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des deux capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé d'une plaque métallique.

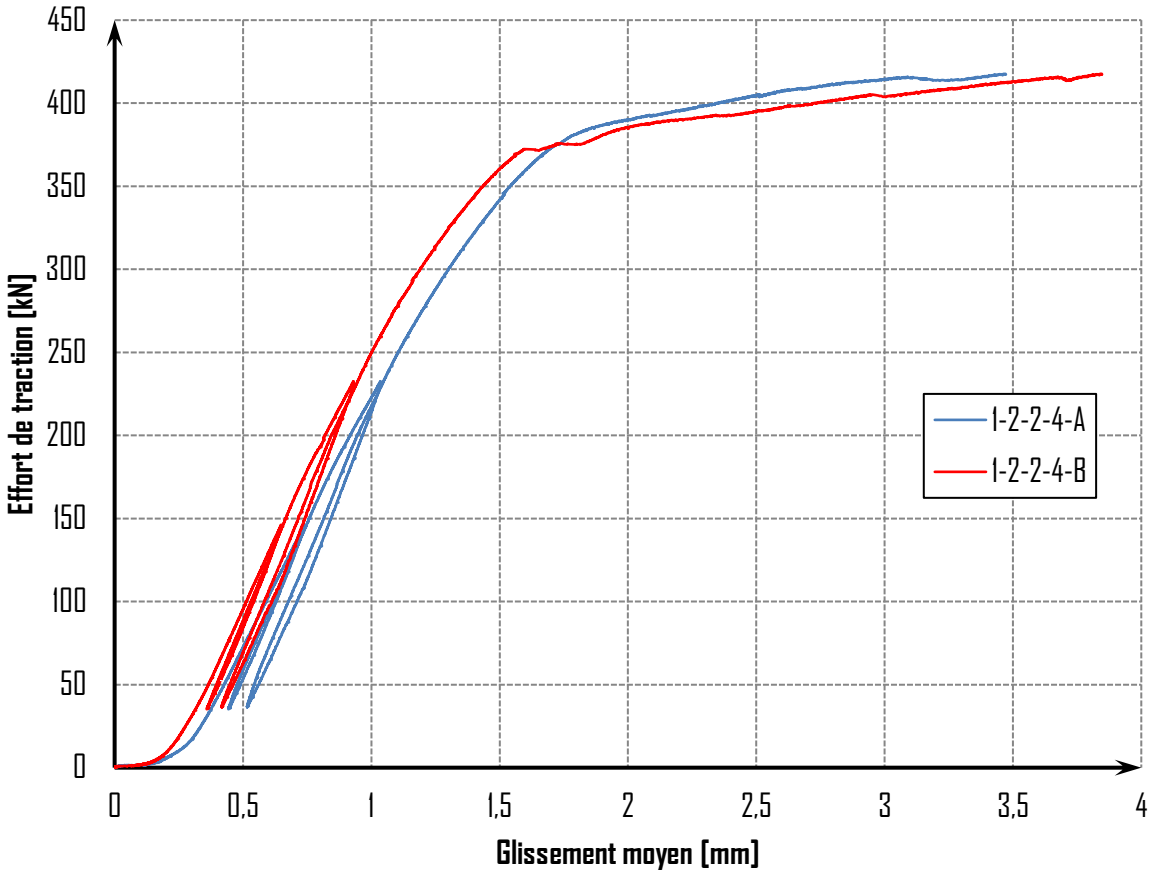
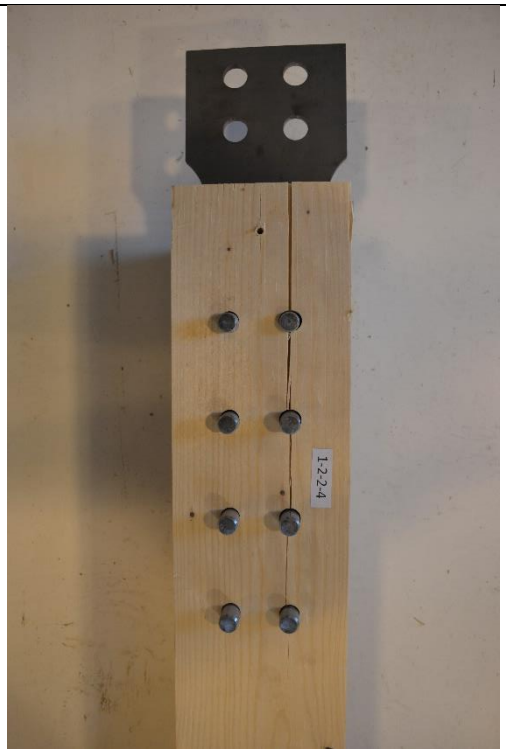


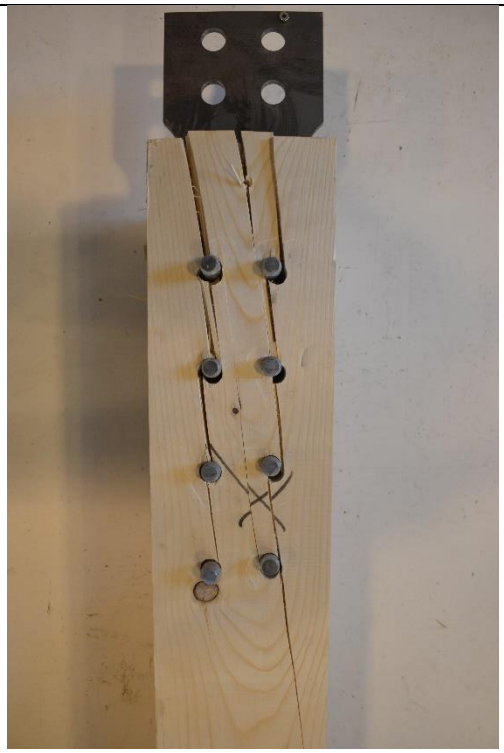
Figure 3-5 : Echantillon n°4 de la configuration 1-2-2

Le Tableau 3-5 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°1-2-2-4 où la rupture s'est produite.

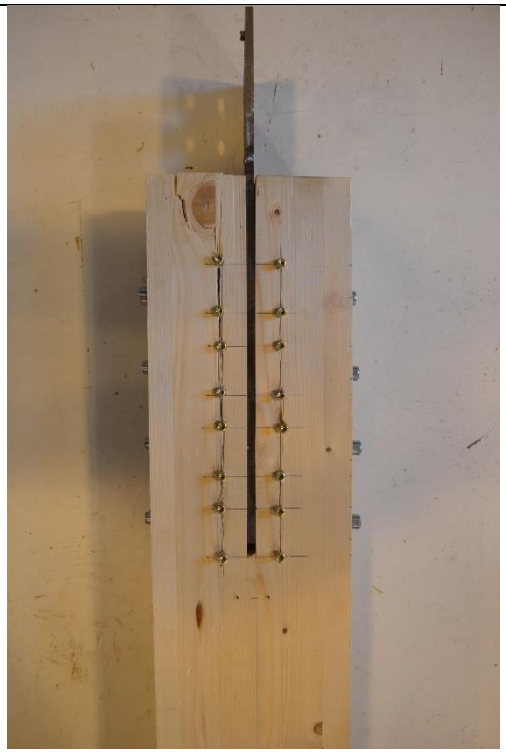
Tableau 3-5 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 1-2-2-4



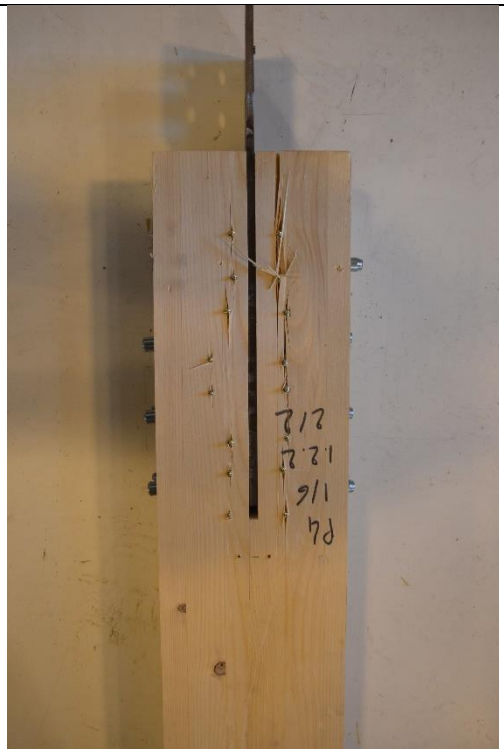
(1)



(3)



(2)



(4)

3.2.5. Echantillon 1-2-2-5

La Figure 3-6 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des deux capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé d'une plaque métallique.

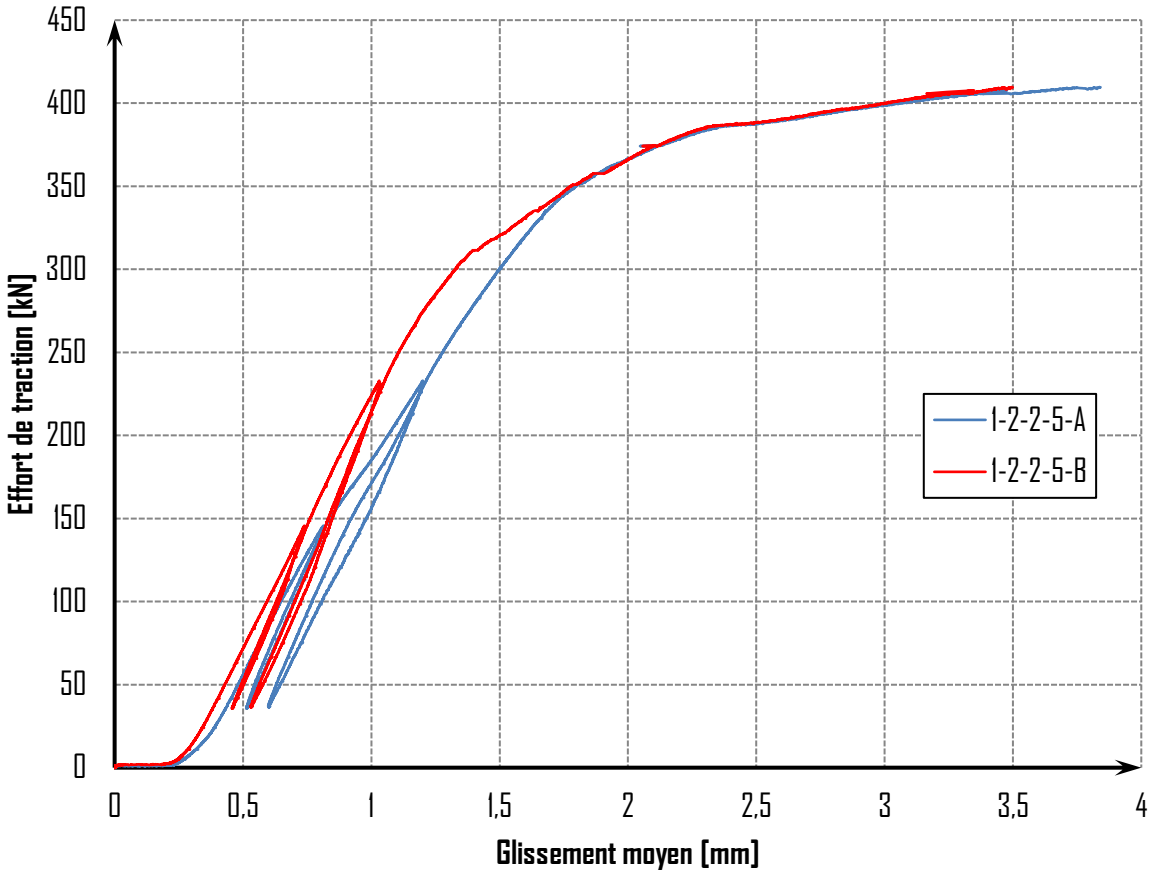
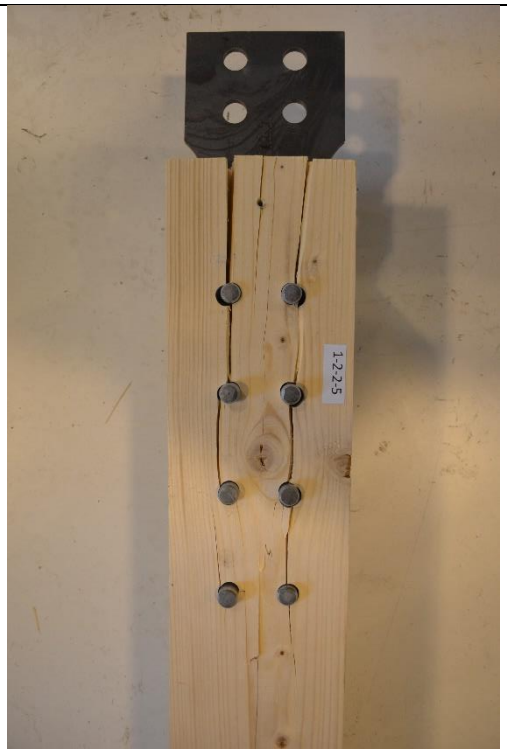
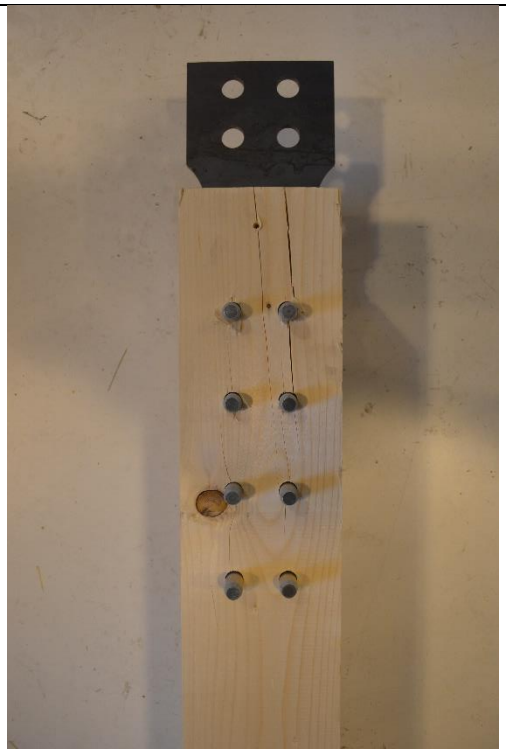
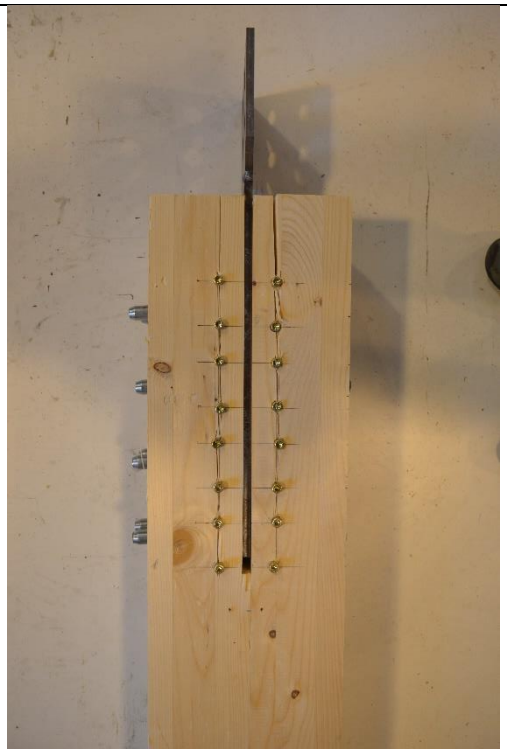
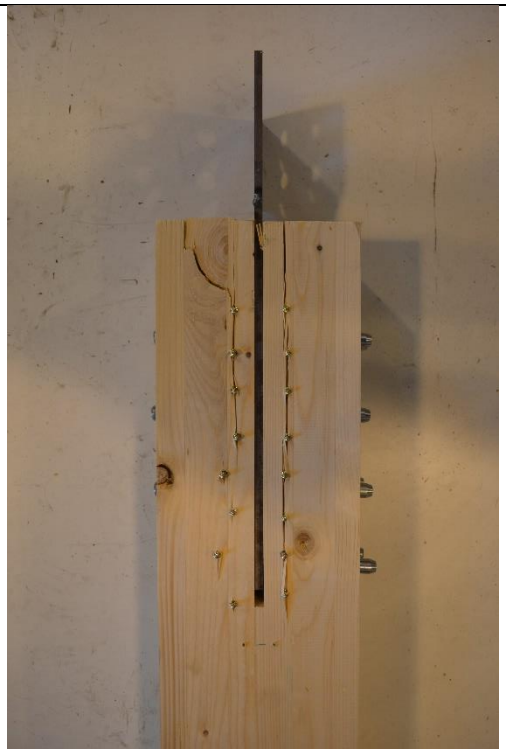


Figure 3-6 : Echantillon n°5 de la configuration 1-2-2

Le Tableau 3-6 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°1-2-2-5 où la rupture s'est produite.

Tableau 3-6 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 1-2-2-5

<table>
<tr>
<td>

(1)</td>
<td>
(3)</td>
</tr>
<tr>
<td>
(2)</td>
<td>
(4)</td>
</tr>
</table>

3.2.6. Synthèse

La Figure 3-7 présente les courbes de l'effort de traction dans les deux assemblages complets en fonction du glissement moyen obtenu à chaque extrémité de l'échantillon. Les résultats montrent un comportement semblable pour l'ensemble des échantillons. La Figure 3-8 présente un zoom des mêmes courbes pour un effort maximum de 100kN et un glissement de 1,1 mm maximum.

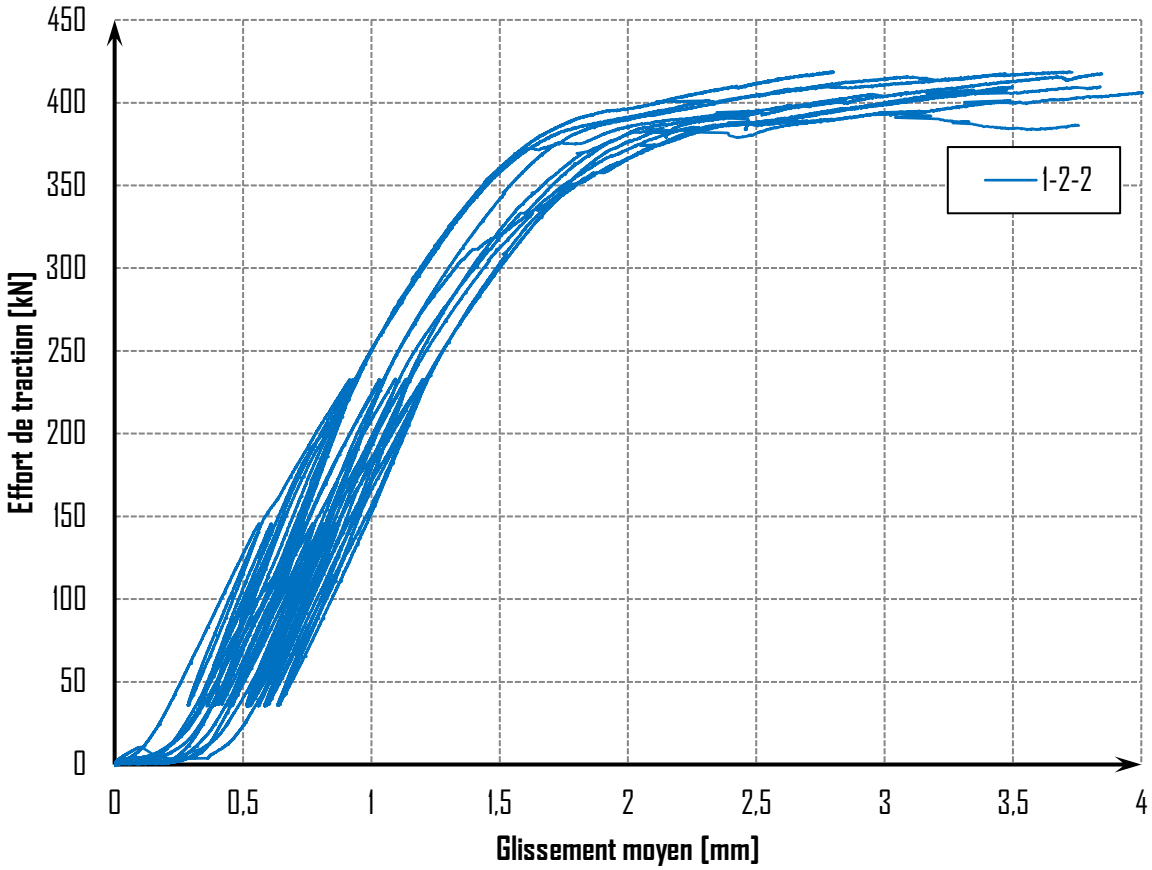


Figure 3-7 : Evolution de l'effort de traction en fonction du glissement moyen des échantillons de la configuration 1-2-2

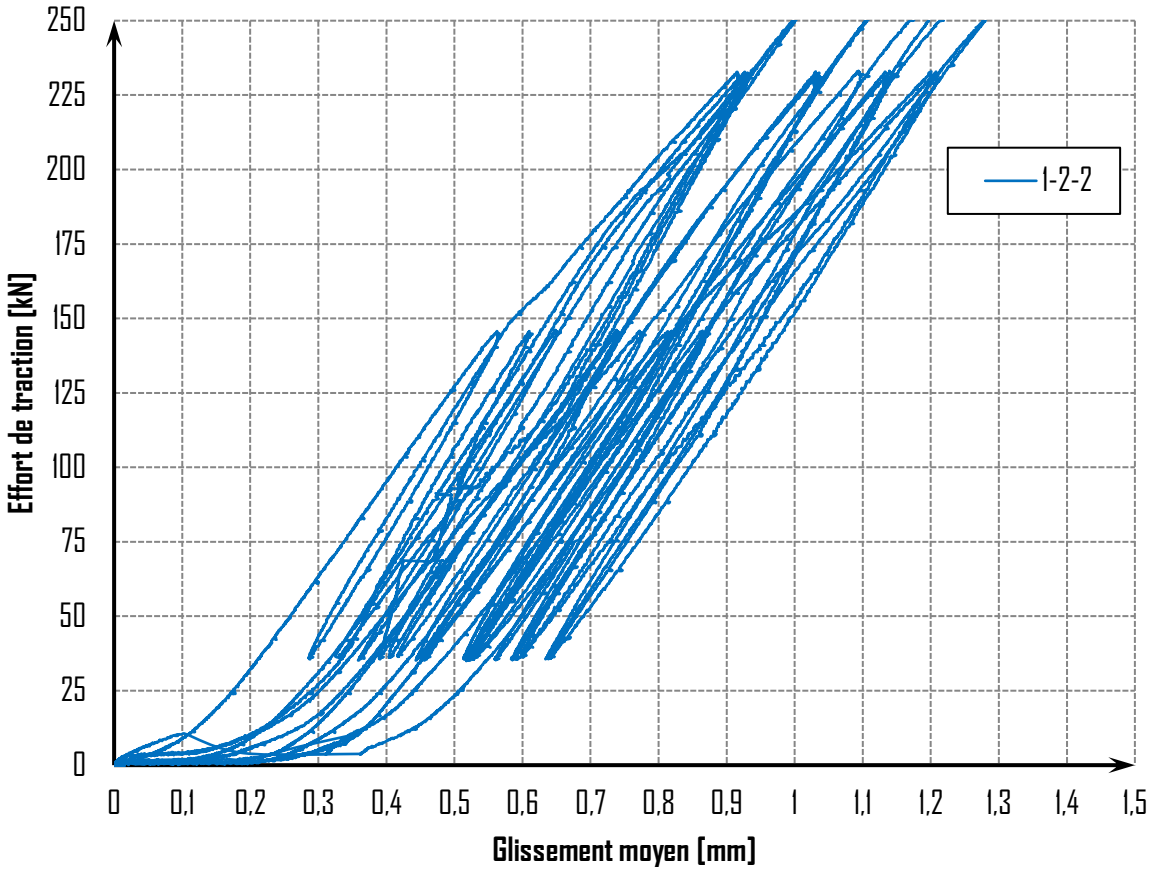


Figure 3-8 : Evolution de l'effort de traction en fonction du glissement moyen des échantillons de la configuration 1-2-2

Le Tableau 3-7 présente les valeurs des efforts de traction ainsi que les modes de rupture observés sur les faces 1 et 3 du côté de la rupture. Le

Tableau 3-8 présente les valeurs des raideurs d'assemblages définis selon le protocole d'essais rappelé dans ce présent document.

Tableau 3-7 : Résultats des efforts de traction [kN] ainsi que du mode rupture

Echantillon	Effort	Masse volumique	Type de rupture
1-2-2-1	422.5	458	L
			C
1-2-2-2	396.8	432	CP (tef=50)
			LP (tef=30)
1-2-2-3	412.3	456	CP (tef=24)
			CP (tef=50)
1-2-2-4	426.2	439	CP (tef=40)
			C
1-2-2-5	419.9	438	CLP (tef=24 1 file)
			C
Moyenne	**415.53**	444	
Maximum	426.22	458	
Minimum	396.79	432	
Ecart type	11.66	11.87	
COV	2.81%	2.7%	

Tableau 3-8 : Résultats des raideurs d'assemblage [kN/mm] et des jeux initiaux

Echantillon	K_{ser}	$K_{el,unload}$	$K_{el,reload}$	$K_{el,ELU,unload}$	$K_{el,ELU,reload}$	Jeu
1-2-2-1	363.25	516.38	400.42	377.63	357.69	0.24
	293.64	404.79	365.97	339.04	312.51	0.09
1-2-2-2	297.00	371.83	346.05	358.06	351.16	0.33
	258.02	357.59	334.31	363.97	345.86	0.21
1-2-2-3	284.27	370.92	346.46	351.52	333.25	0.36
	356.28	396.50	372.27	410.20	392.67	0.45
1-2-2-4	305.61	390.53	351.51	390.80	365.19	0.26
	333.41	399.30	370.90	398.09	373.13	0.21
1-2-2-5	273.25	361.09	337.35	320.53	298.92	0.30
	306.35	373.63	373.63	411.90	382.35	0.27
Moyenne	**307.11**	**394.25**	**359.89**	**372.17**	**351.27**	**0.27**
Maximum	363.25	516.38	400.42	411.90	392.67	0.45
Minimum	258.02	357.59	334.31	320.53	298.92	0.09
Ecart type	34.36	45.93	20.40	30.79	29.79	0.10
COV	11.19%	11.65%	5.67%	8.27%	8.48%	36.25%

3.2.7. Analyse statistique

L'annexe D de la norme NF EN 1990 Partie D7 [3] fournie deux approches permettant de déterminer une propriété caractéristique d'un produit, dans le cas présent, l'effort de traction caractéristique. Il a été choisi que les données soient dépouillées en suivant une loi Log Normale, ce qui, comme le précise l'annexe D [3], présente l'avantage d'exclure les valeurs négatives.

La première approche suppose que le coefficient de variation (COV) Vx est inconnu tandis que la deuxième approche suppose que le COV est parfaitement connu.

Dans le tableau ci-dessous, les valeurs des efforts de traction à rupture de l'assemblage complet sont présentées. A partir de ces valeurs, il est possible de déterminer une valeur caractéristique de l'effort de traction des assemblages à rupture conformément au dépouillement statistique de l'Annexe D de la norme NF EN 1990 [3]. Le coefficient de variation Vx étant inférieur à 10%, il est nécessaire de passer par une approche Vx connu. Cependant, aucune analogie n'est possible.

Tableau 3-9 : Détermination de la valeur caractéristique de l'assemblage 1-2-2

Echantillon	mi	ln(mi)	(ln(mi)-moy)²	N essai	kn	sy	Analogie	sy cor	ks	mk
1-2-2-1	422.5	6.05	2.88E-04	5	Connu	2.80%	Non	10.00%	1.80	346.97
1-2-2-2	396.8	5.98	2.10E-03							
1-2-2-3	412.3	6.02	5.71E-05							
1-2-2-4	426.2	6.05	6.61E-04							
1-2-2-5	419.9	6.04	1.15E-04							
Moyenne	415.53	6.03								
Minimum	396.79									
Maximum	426.22									
Ecart type	11.66									
COV	2.81%									

A partir de ces hypothèses, il est possible de calculer la valeur caractéristique de l'effort de traction à rupture de l'assemblage de type 1-2-2 constitué des 8 broches selon l'équation suivante :

$$F_{t,Rk} = \exp\left(m_y - k_n \times 0,10\right) = \exp\left(6,03 - 1,8 \times 0,10\right) = 346,97kN$$

4. - CONFIGURATION 1-2-3

4.1. ECHANTILLON

Pour rappel, la configuration d'essai consiste en un test de traction d'une barre en bois lamellé-collé comportant à chaque extrémité un assemblage constitué de 8 broches de diamètre 16 mm, répartie en 2 files de 4 broches et d'une plaque métallique en âme. Le mode de rupture prévu des broches pour ce type d'assemblage est un mode 3, dont la note de calculs a imposé les épaisseurs de bois (t_1) à 140mm. L'assemblage a été renforcé par 16 vis de 8*160 prévues plus une vis de fermeture afin d'éviter l'ouverture de l'assemblage. Une vue CAO est également présentée afin de visualiser la composition (cf. Figure 4-1).

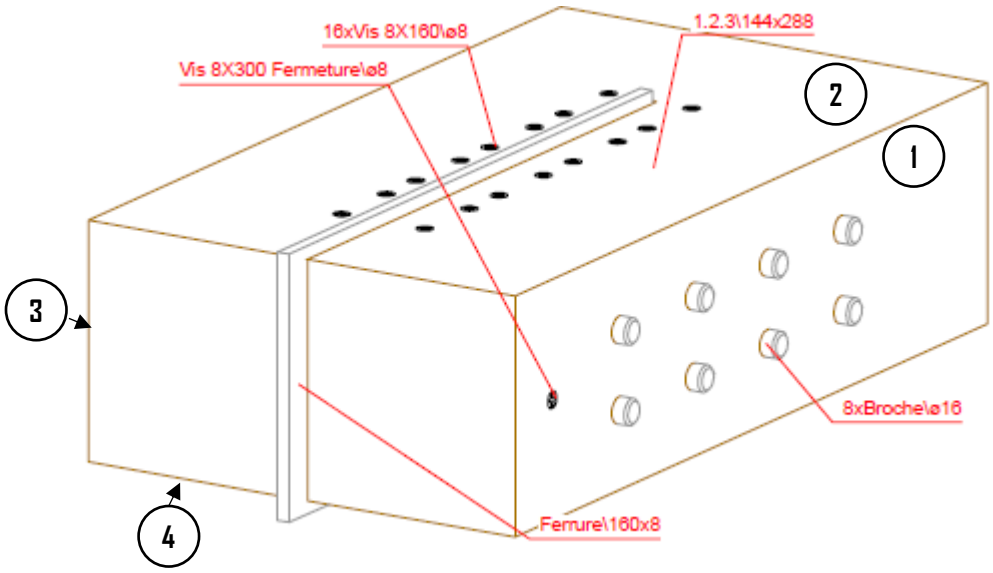


Figure 4-1 : Echantillon de la configuration 1-2-3

Le Tableau 4-1 présente la masse volumique chaque bois constituant un échantillon et la moyenne de la masse volumique de l'échantillon ramenée à 12% d'humidité.

Tableau 4-1 : Masse volumique des bois et de l'échantillon de la configuration 1-2-3

Configuration	Numéro d'échantillon	Masse volumique par bois [kg/m^3]	Masse volumique moyenne [kg/m^3]
1-2-3	1	444	467
		489	
	2	463	451
		439	
	3	495	470
		446	
	4	446	458
		470	
	5	441	450
		458	

4.2. RESULTATS

4.2.1. Echantillon 1-2-3-1

La Figure 4-2 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des deux capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé d'une plaque métallique.

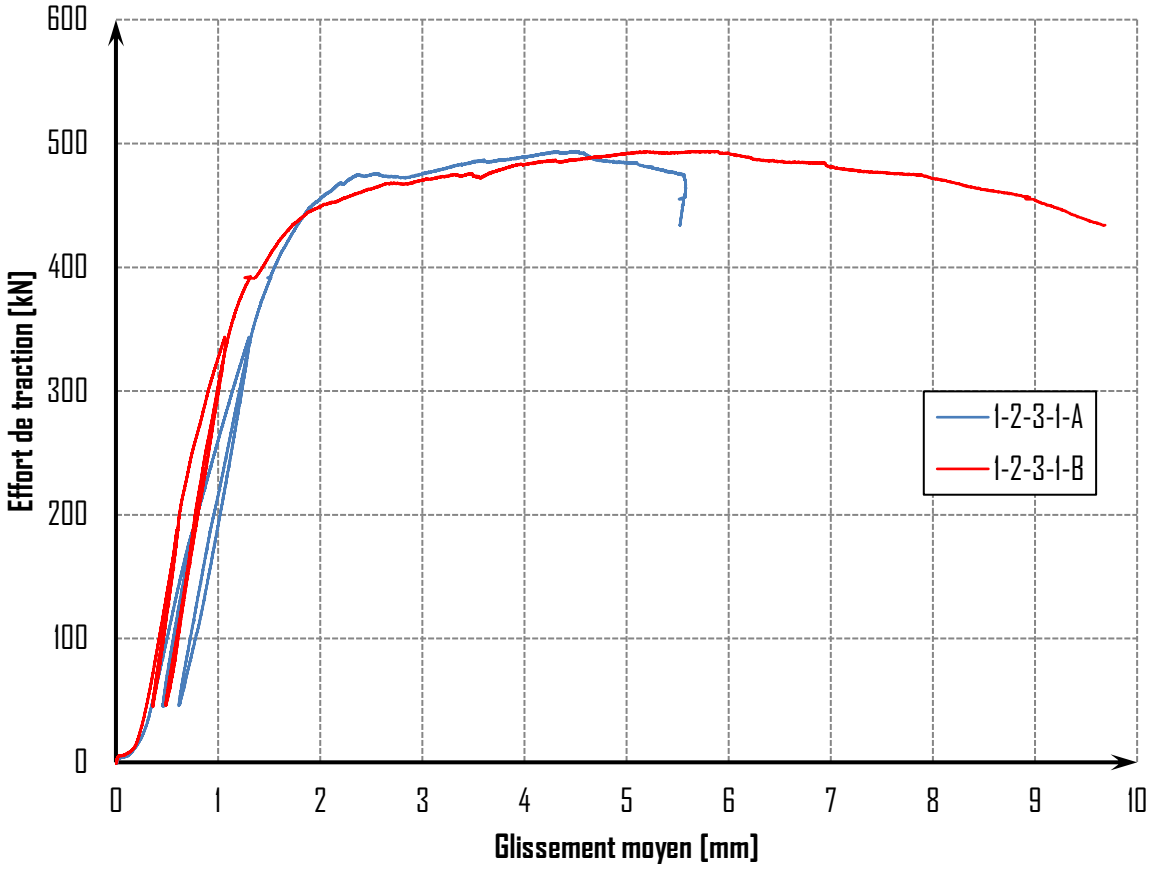


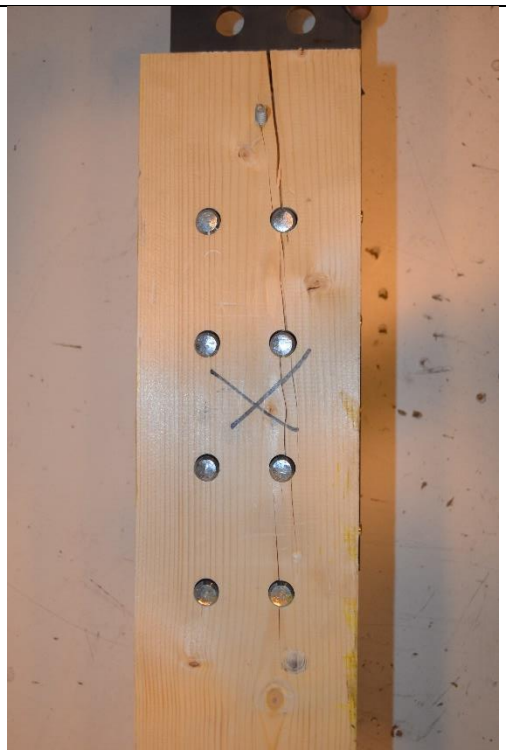
Figure 4-2 : Echantillon n°1 de la configuration 1-2-3

Le Tableau 4-2 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°1-2-3-1 où la rupture s'est produite.

Tableau 4-2 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 1-2-3-1



(1)



(3)



(2)



(4)

4.2.2. Echantillon 1-2-3-2

La Figure 4-3 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des deux capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé d'une plaque métallique.

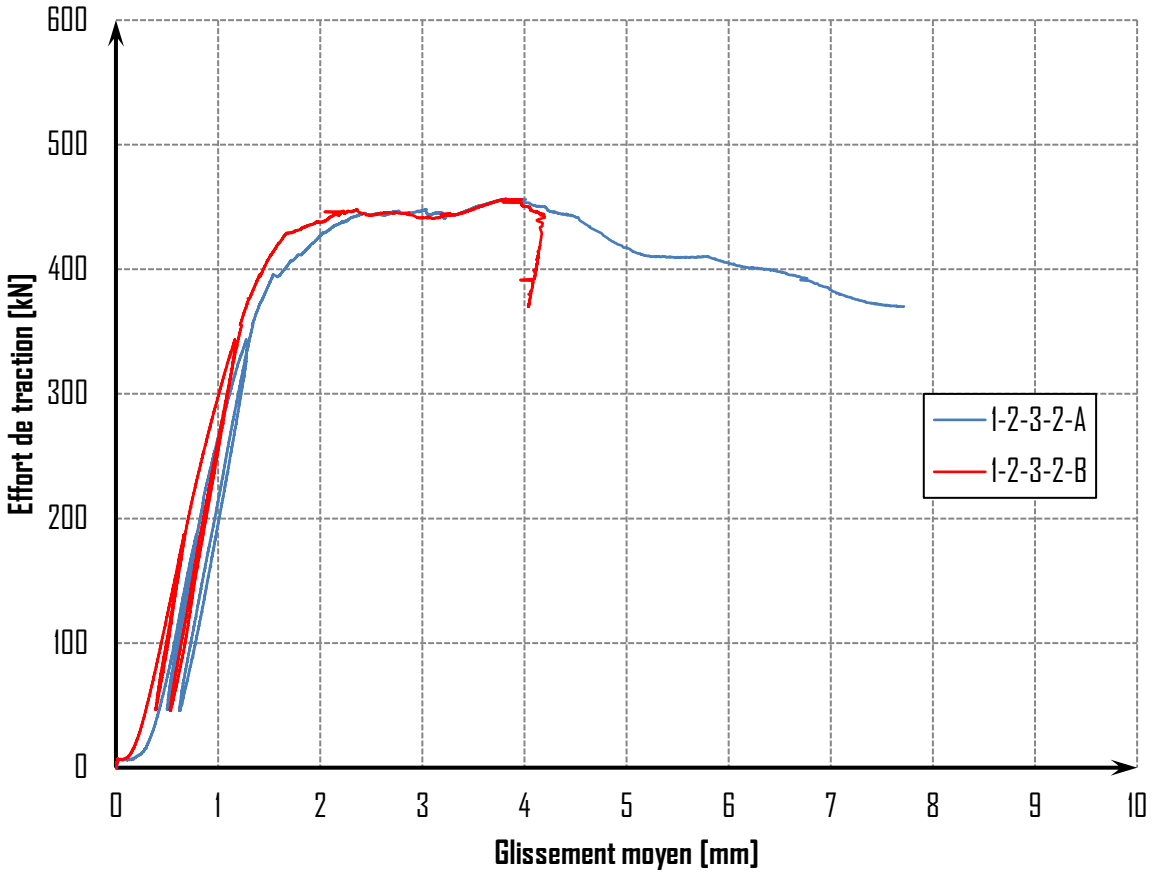


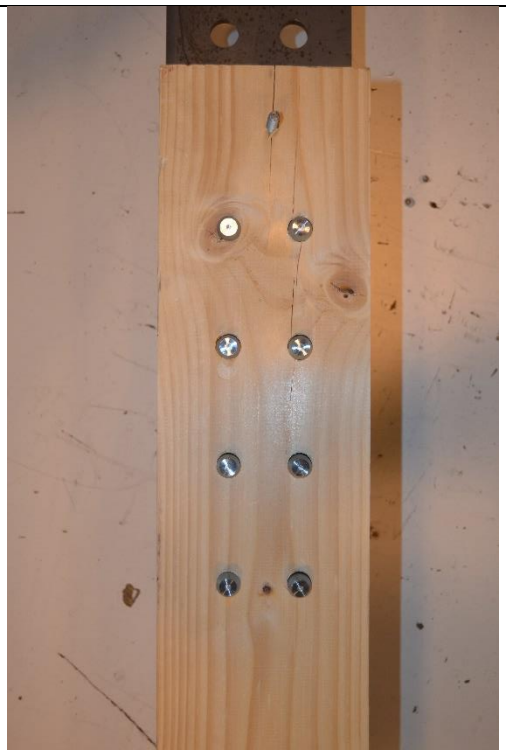
Figure 4-3 : Echantillon n°2 de la configuration 1-2-3

Le Tableau 4-3 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°1-2-3-2 où la rupture s'est produite.

Tableau 4-3 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 1-2-3-2



(1)



(3)



(2)



(4)

4.2.3. Echantillon 1-2-3-3

La Figure 4-4 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des deux capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé d'une plaque métallique.

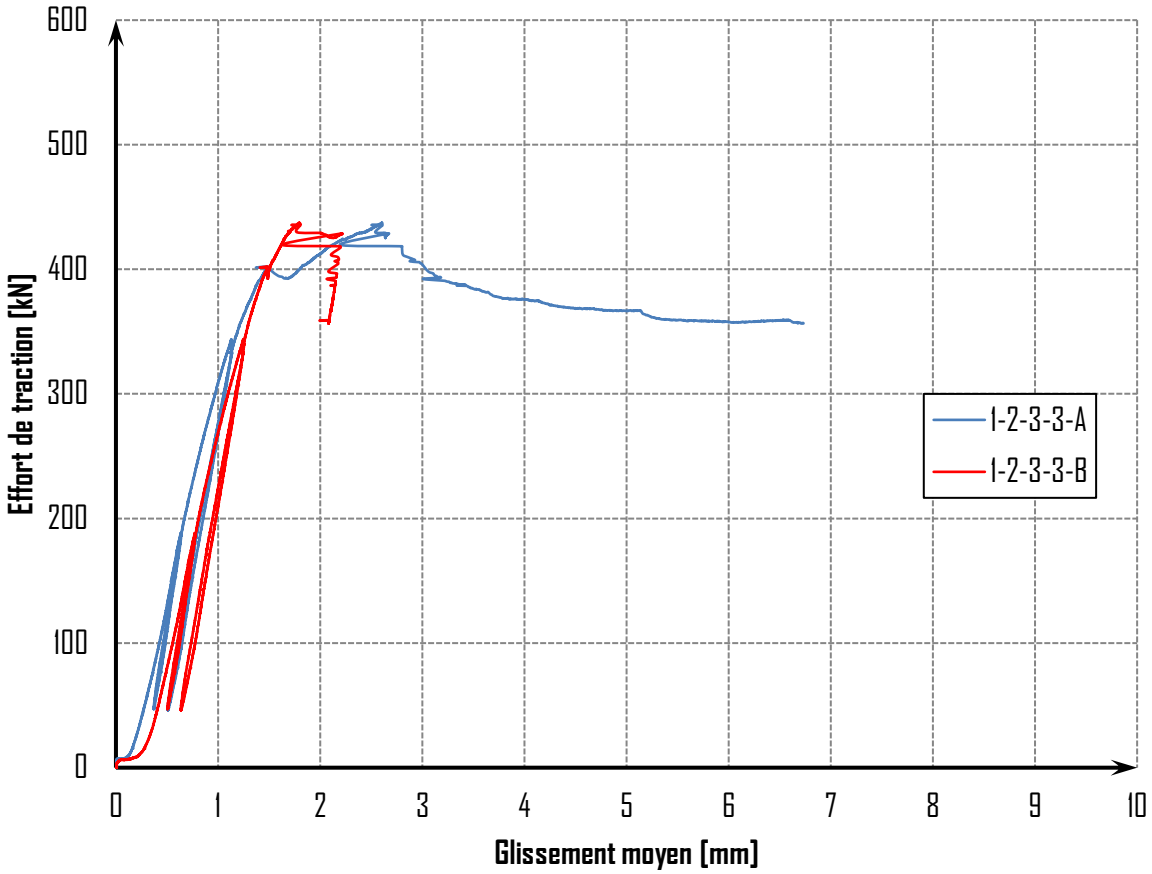


Figure 4-4 : Echantillon n°3 de la configuration 1-2-3

Le Tableau 4-4 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°1-2-3-3 où la rupture s'est produite.

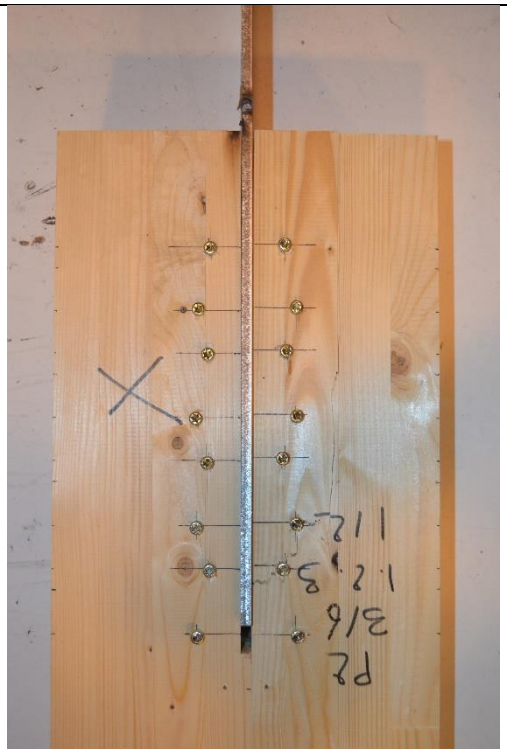
Tableau 4-4 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 1-2-3-3



(1)



(3)



(2)



(4)

4.2.4. Echantillon 1-2-3-4

La Figure 4-5 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des deux capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé d'une plaque métallique.

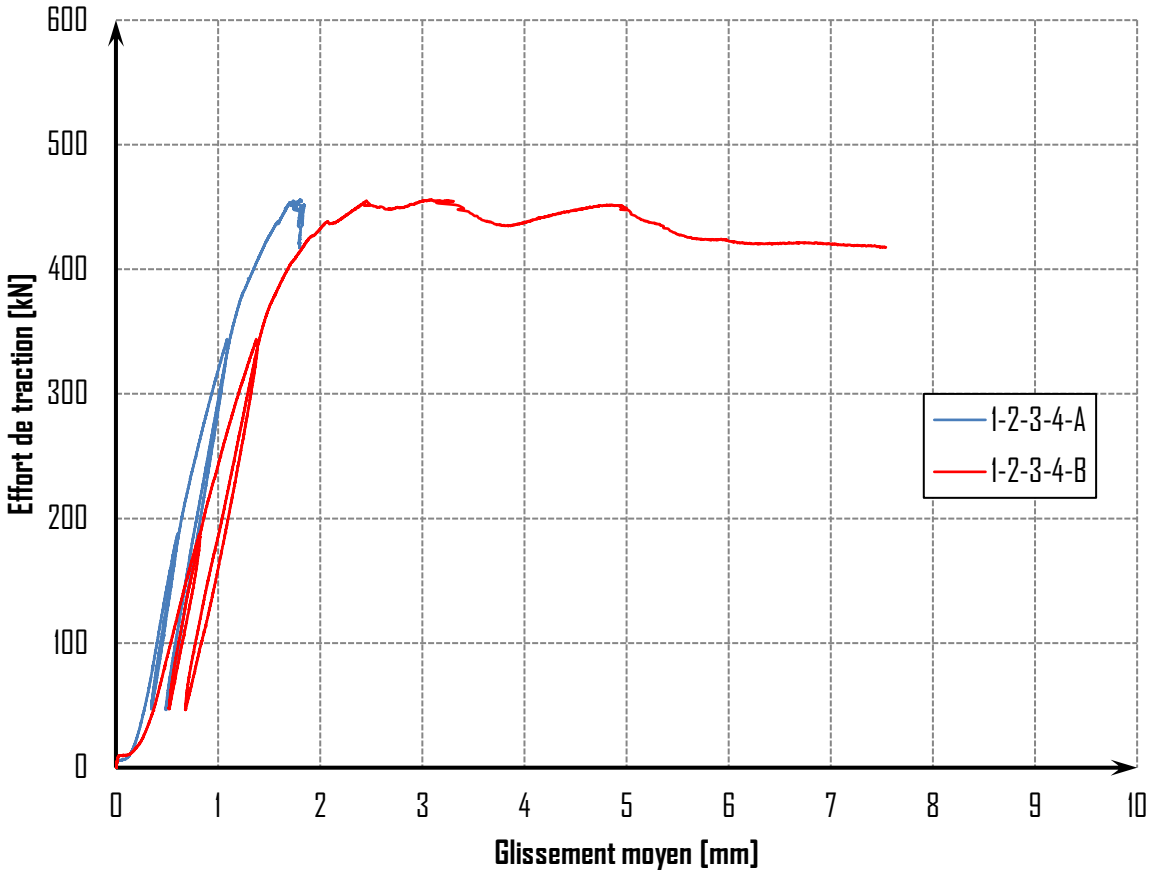
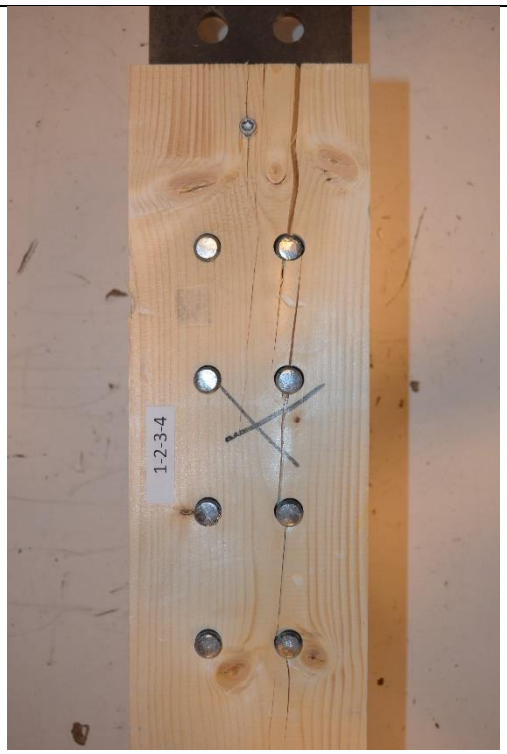


Figure 4-5 : Echantillon n°4 de la configuration 1-2-3

Le Tableau 4-5 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°1-2-3-4 où la rupture s'est produite.

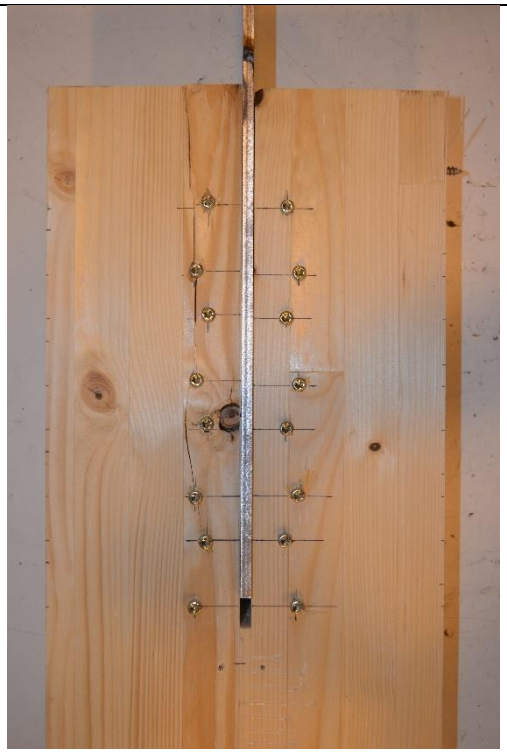
Tableau 4-5 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 1-2-3-4



(1)



(3)



(2)



(4)

4.2.5. Echantillon 1-2-3-5

La Figure 4-6 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des deux capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé d'une plaque métallique.

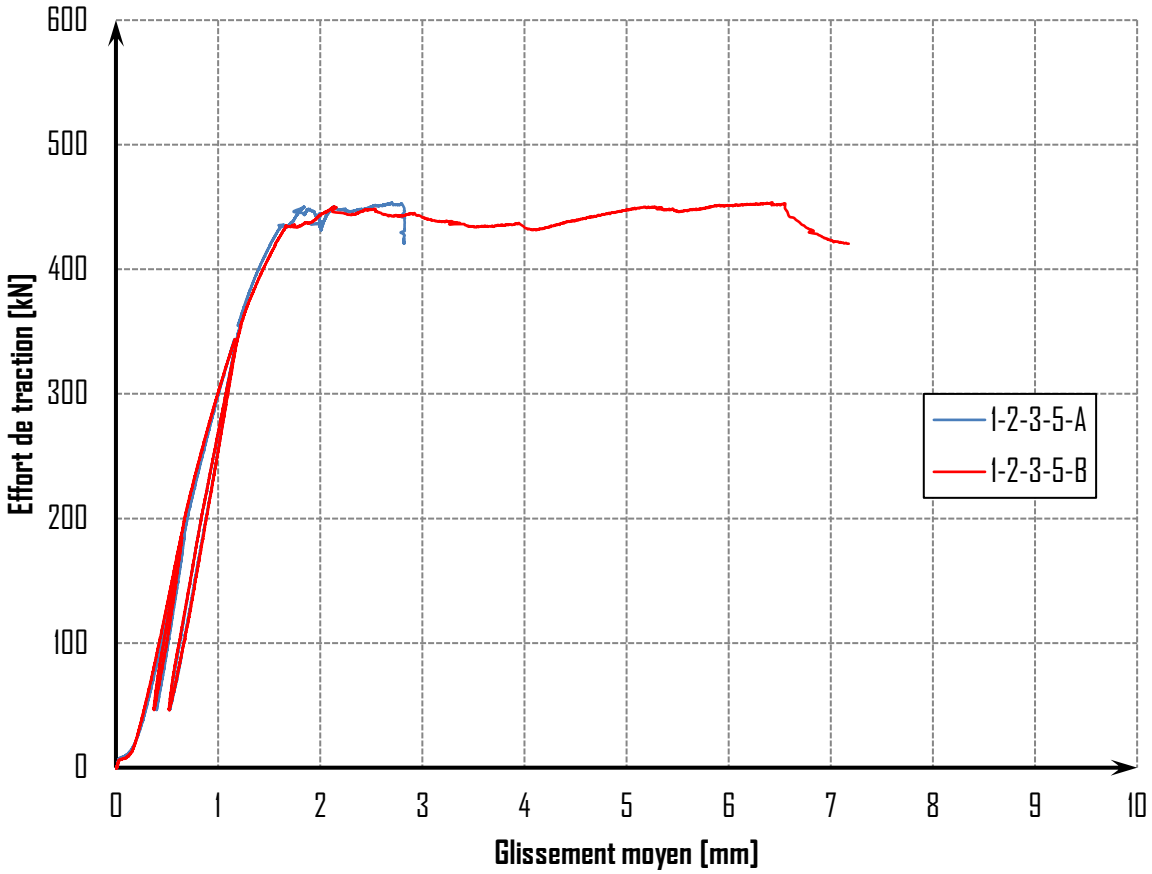


Figure 4-6 : Echantillon n°5 de la configuration 1-2-3

Le Tableau 4-6 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°1-2-3-5 où la rupture s'est produite.

Tableau 4-6 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 1-2-3-5



(1)



(3)



(2)



(4)

4.2.6. Synthèse

La Figure 4-7 présente les courbes de l'effort de traction dans les deux assemblages complets en fonction du glissement moyen obtenu à chaque extrémité de l'échantillon. Les résultats montrent un comportement semblable pour l'ensemble des échantillons. La Figure 4-8 présente un zoom des mêmes courbes pour un effort maximum de 50kN et un glissement de 1 mm maximum.

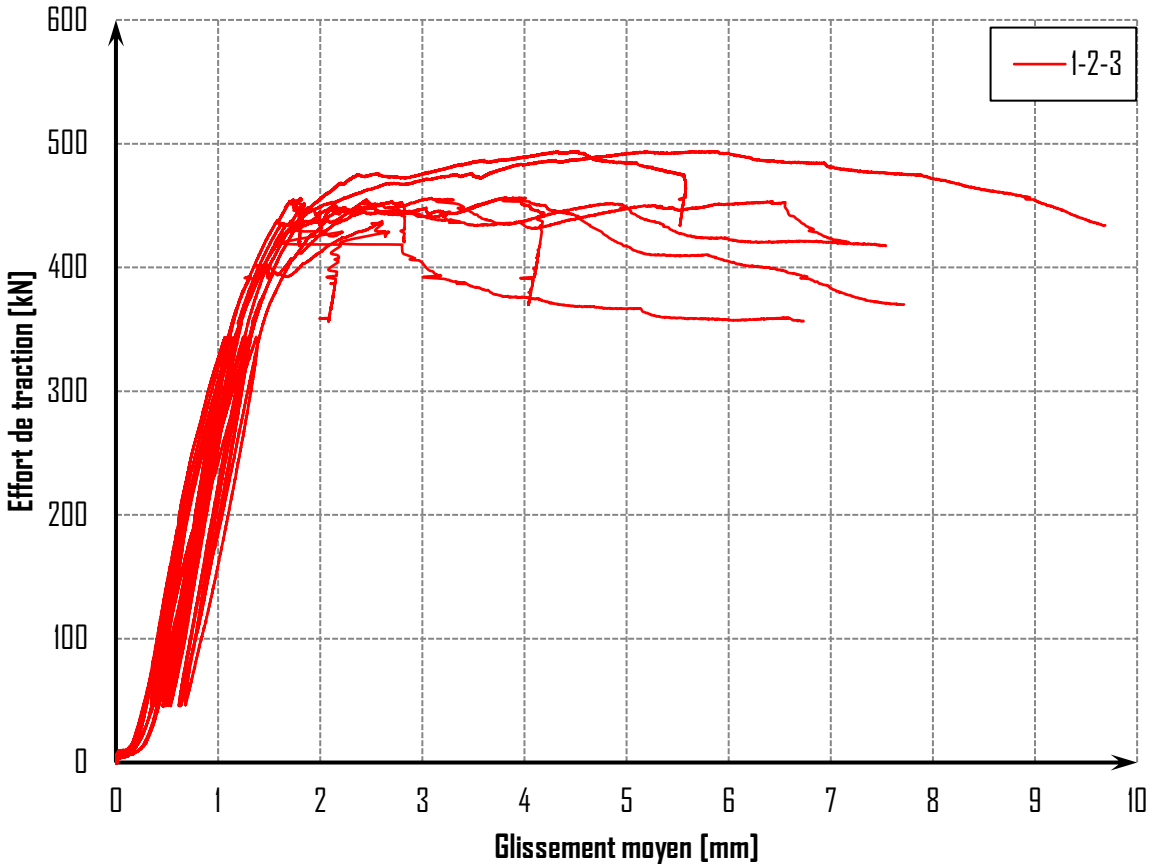


Figure 4-7 : Evolution de l'effort de traction en fonction du glissement moyen des échantillons de la configuration 1-2-3

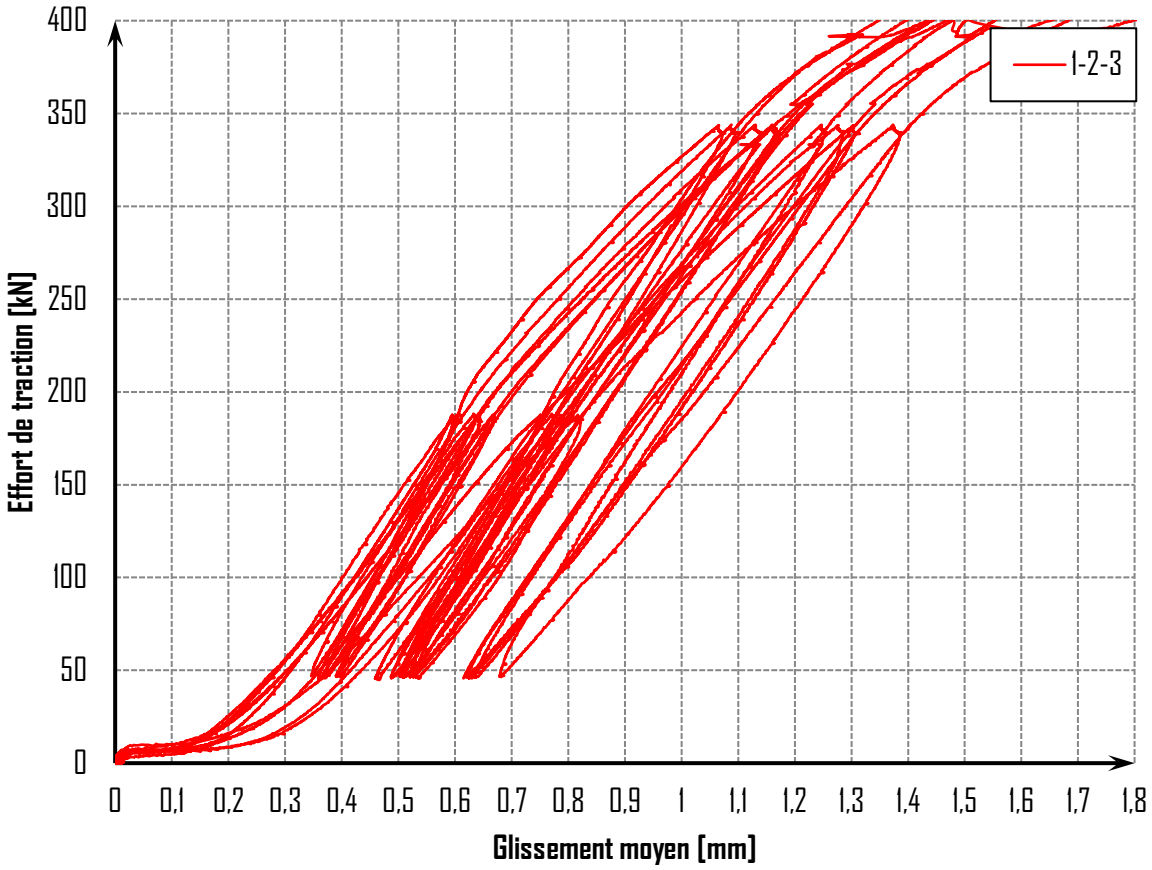


Figure 4-8 : Evolution de l'effort de traction en fonction du glissement moyen des échantillons de la configuration 1-2-3

Le Tableau 4-7 présent les valeurs des efforts de traction ainsi que les modes de rupture observés sur les faces 1 et 3 du côté de la rupture. Le

Tableau 4-8 présente les valeurs des raideurs d'assemblages définis selon le protocole d'essais rappelé dans ce présent document.

Tableau 4-7 : Résultats des efforts de traction [kN] ainsi que du mode rupture

Echantillon	Effort	Masse volumique	Type de rupture
1-2-3-1	493.9	467	Fendage
			Fendage
1-2-3-2	456.6	451	CP (tef=50)
			LP (tef=35)
1-2-3-3	437.5	470	LP (tef=60)
			CLP (tef=45)
1-2-3-4	456.2	458	LP (tef=50)
			CLP (tef=30)
1-2-3-5	453.6	450	CP (tef=50)
			CP (tef=60)
Moyenne	**459.53**	459	
Maximum	493.86	470	
Minimum	437.45	450	
Ecart type	20.74	9.22	
COV	4.51%	2.0%	

Tableau 4-8 : Résultats des raideurs d'assemblage [kN/mm] et des jeux initiaux

Echantillon	K_{ser}	$K_{el,unload}$	$K_{el,reload}$	$K_{el,ELU,unload}$	$K_{el,ELU,reload}$	Jeu
1-2-3-1	355.39	519.21	455.66	453.81	407.87	0.22
	476.03	623.13	566.38	501.31	490.30	0.20
1-2-3-2	387.33	510.92	451.79	458.89	427.66	0.30
	375.45	525.73	486.69	475.81	440.41	0.17
1-2-3-3	388.58	544.81	498.47	471.47	441.19	0.15
	385.90	561.12	487.77	490.56	456.74	0.28
1-2-3-4	436.47	557.81	492.21	494.40	458.59	0.17
	314.73	464.45	411.11	428.38	388.38	0.22
1-2-3-5	374.49	533.11	485.90	468.27	435.10	0.17
	381.81	492.22	492.22	470.71	428.67	0.15
Moyenne	**387.62**	**533.25**	**482.82**	**471.36**	**437.49**	**0.20**
Maximum	476.03	623.13	566.38	501.31	490.30	0.30
Minimum	314.73	464.45	411.11	428.38	388.38	0.15
Ecart type	43.35	43.15	39.86	21.44	28.08	0.05
COV	11.18%	8.09%	8.25%	4.55%	6.42%	26.30%

4.2.7. Analyse statistique

L'annexe D de la norme NF EN 1990 Partie D7 [3] fournie deux approches permettant de déterminer une propriété caractéristique d'un produit, dans le cas présent, l'effort de traction caractéristique. Il a été choisi que les données soient dépouillées en suivant une loi Log Normale, ce qui, comme le précise l'annexe D [3], présente l'avantage d'exclure les valeurs négatives.

La première approche suppose que le coefficient de variation (COV) Vx est inconnu tandis que la deuxième approche suppose que le COV est parfaitement connu.

Dans le tableau ci-dessous, les valeurs des efforts de traction à rupture de l'assemblage complet sont présentées. A partir de ces valeurs, il est possible de déterminer une valeur caractéristique de l'effort de traction des assemblages à rupture conformément au dépouillement statistique de l'Annexe D de la norme NF EN 1990 [3]. Le coefficient de variation Vx étant inférieur à 10%, il est nécessaire de passer par une approche Vx connu. Cependant, aucune analogie n'est possible.

Tableau 4-9 : Détermination de la valeur caractéristique de l'assemblage 1-2-3

Echantillon	mi	ln(mi)	(ln(mi)-moy)²	N essai	kn	sy	Analogie	sy cor	ks	mk
1-2-3-1	493.9	6.20	5.31E-03	5	Connu	4.51%	Non	10.00%	1.80	383.53
1-2-3-2	456.6	6.12	3.07E-05							
1-2-3-3	437.5	6.08	2.35E-03							
1-2-3-4	456.2	6.12	4.32E-05							
1-2-3-5	453.6	6.12	1.51E-04							
Moyenne	459.53	6.13								
Minimum	437.45									
Maximum	493.86									
Ecart type	20.74									
COV	4.51%									

A partir de ces hypothèses, il est possible de calculer la valeur caractéristique de l'effort de traction à rupture de l'assemblage de type 1-2-3 constitué des 8 broches selon l'équation suivante :

$$F_{t,Rk} = \exp\left(m_y - k_n \times 0,10\right) = \exp\left(6,13 - 1,8 \times 0,10\right) = 383,53kN$$

5. - CONFIGURATION 2-2-1

5.1. ECHANTILLON

Pour rappel, la configuration d'essai consiste en un test de traction d'une barre en bois lamellé-collé comportant à chaque extrémité un assemblage constitué de 8 broches de diamètre 16 mm, répartie en 2 files de 4 broches et de deux plaques métalliques latérales. Le mode prévu pour ce type d'assemblage est un mode 1, dont la note de calculs a imposé une épaisseur de bois (t_1) à 98mm. L'assemblage a été renforcé par 16 vis de 8*160. Une vue CAO est également présentée afin de visualiser la composition (cf. Figure 5-1).

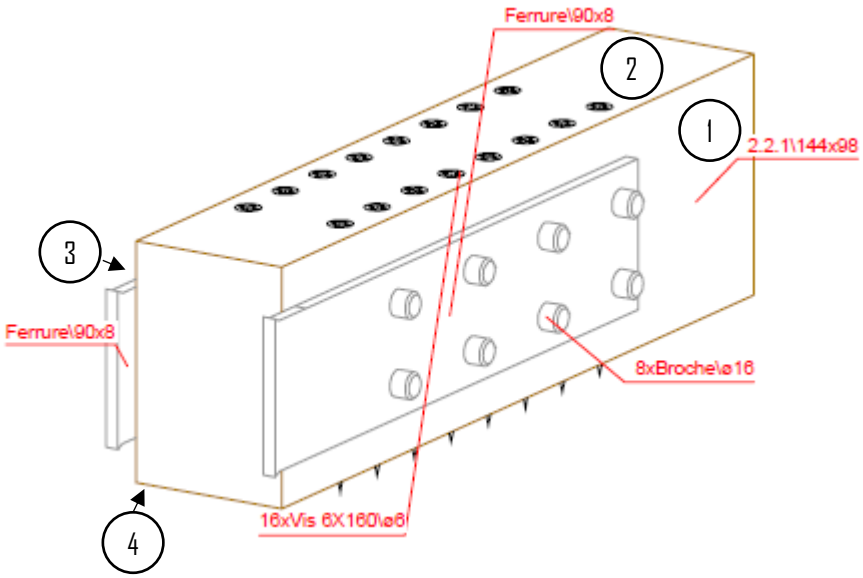


Figure 5-1 : Echantillon de la configuration 2-2-1

Le Tableau 5-1 présente la masse volumique des échantillons ramenée à 12% d'humidité.

Tableau 5-1 : Masse volumique des échantillons de la configuration 2-2-1

Configuration	Numéro d'échantillon	Masse volumique moyenne [kg/m^3]
2-2-1	1	510
	2	556
	3	504
	4	447
	5	431

5.2. RESULTATS

5.2.1. Echantillon 2-2-1-1

La Figure 5-2 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

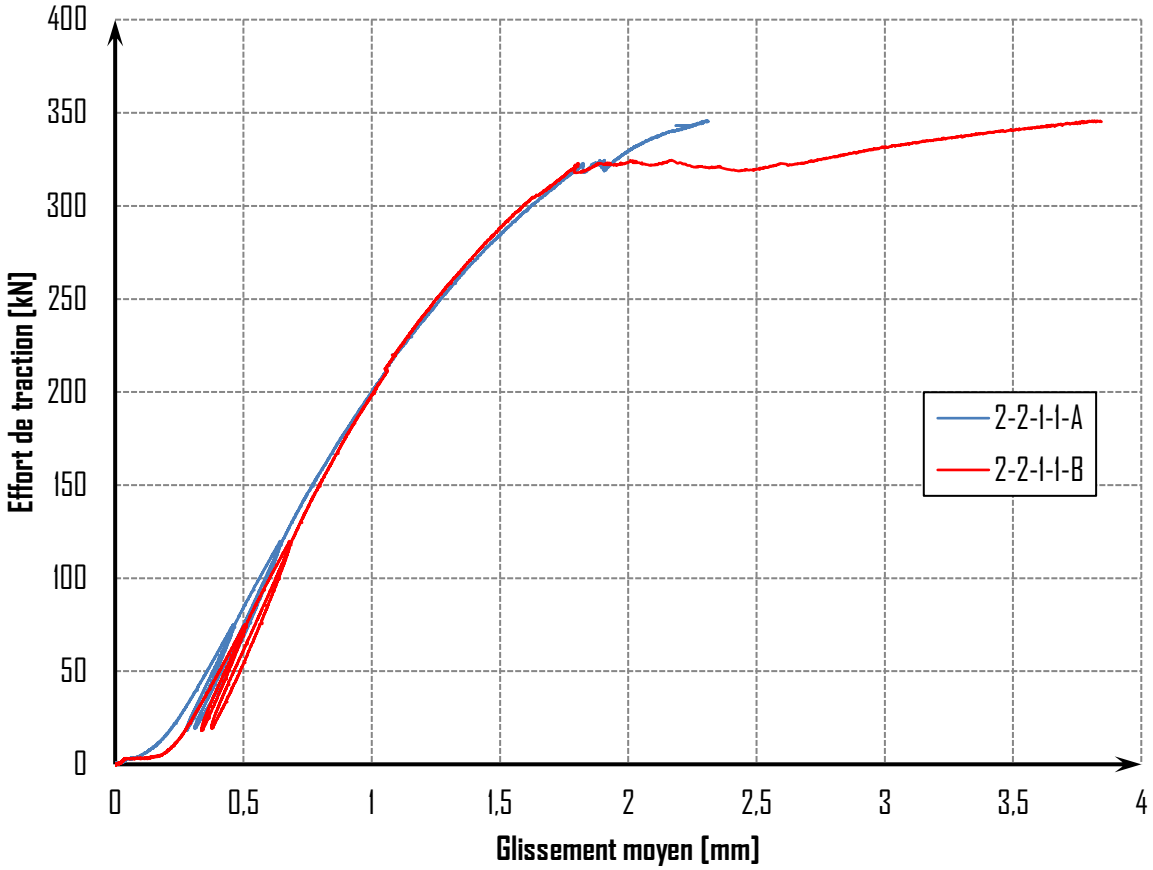


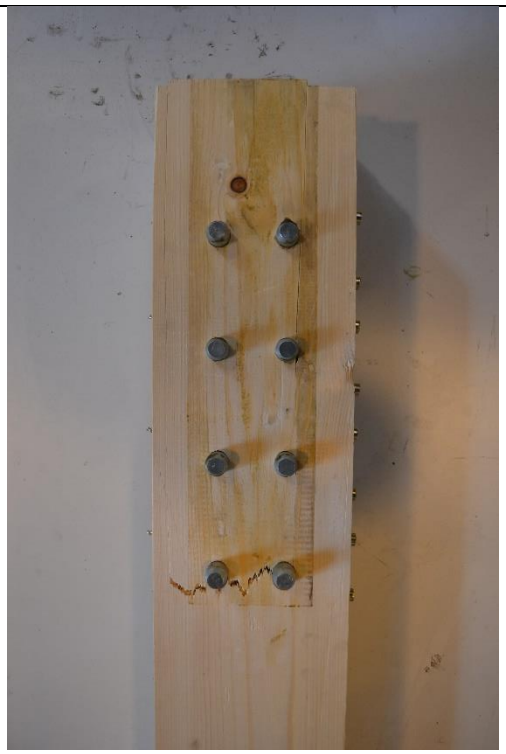
Figure 5-2 : Echantillon n°1 de la configuration 2-2-1

Le Tableau 5-2 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°2-2-1-1 où la rupture s'est produite.

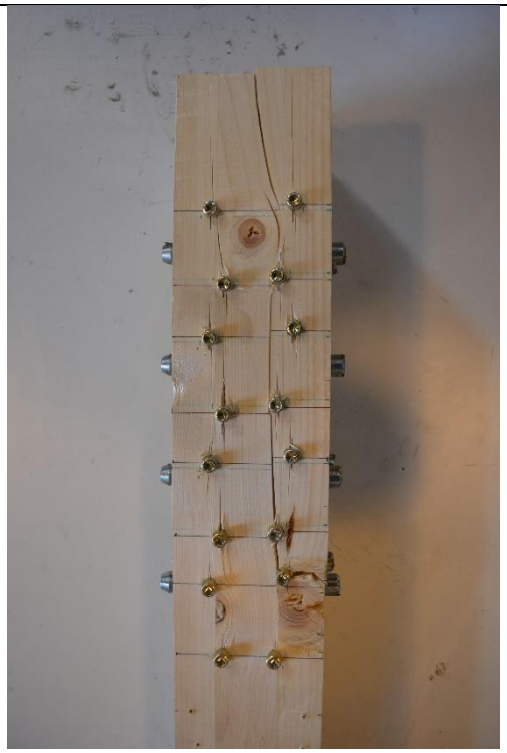
Tableau 5-2 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 2-2-1-1



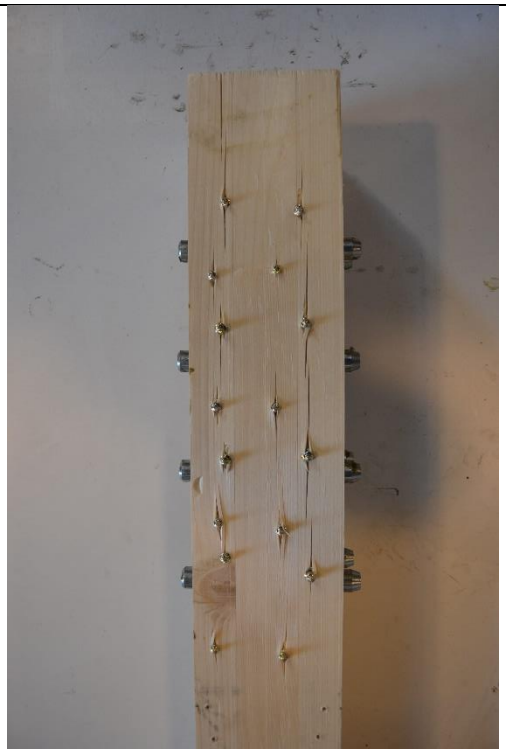
(1)



(3)



(2)



(4)

5.2.2. Echantillon 2-2-1-2

La Figure 5-3 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

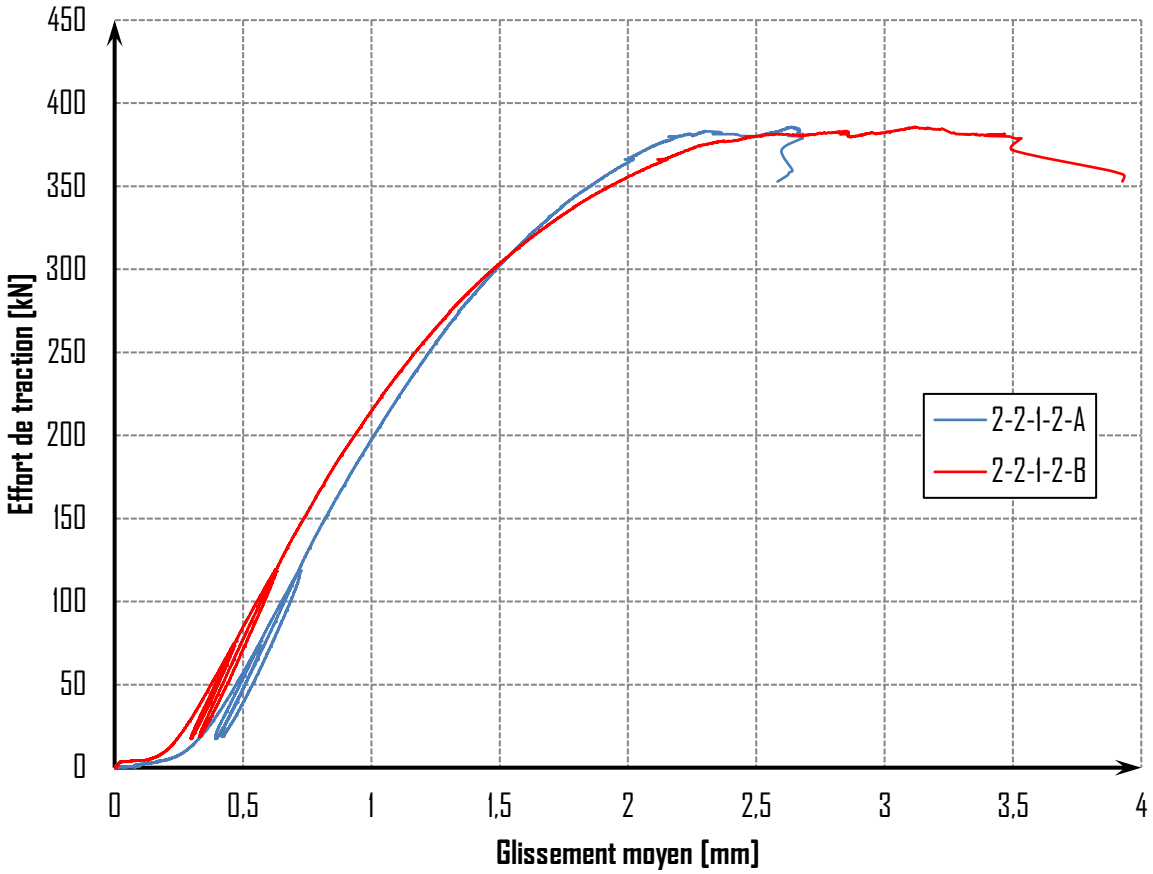


Figure 5-3 : Echantillon n°2 de la configuration 2-2-1

Le Tableau 5-3 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°2-2-1-2 où la rupture s'est produite.

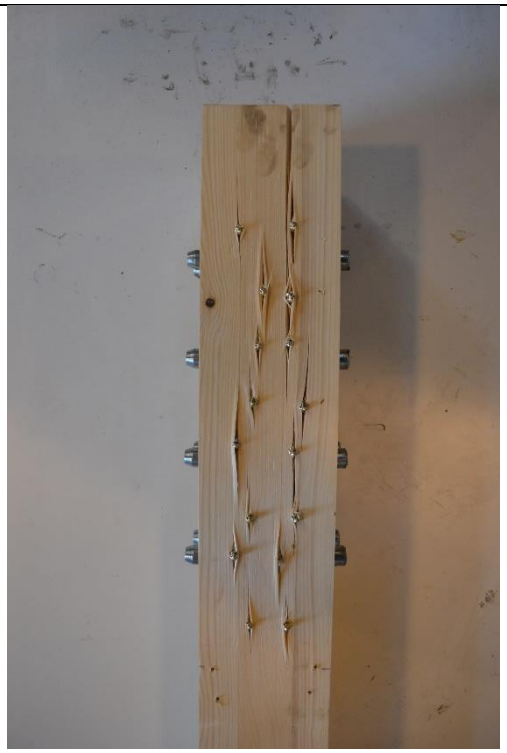
Tableau 5-3 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 2-2-1-2



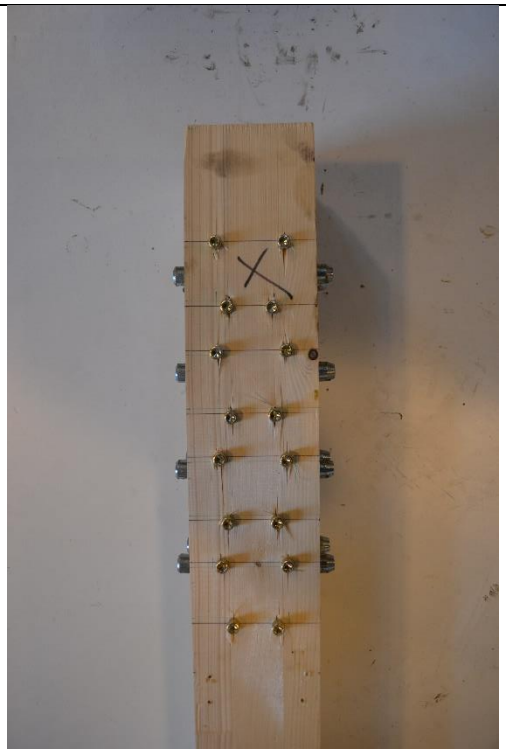
(1)



(3)



(2)



(4)

5.2.3. Echantillon 2-2-1-3

La Figure 5-4 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

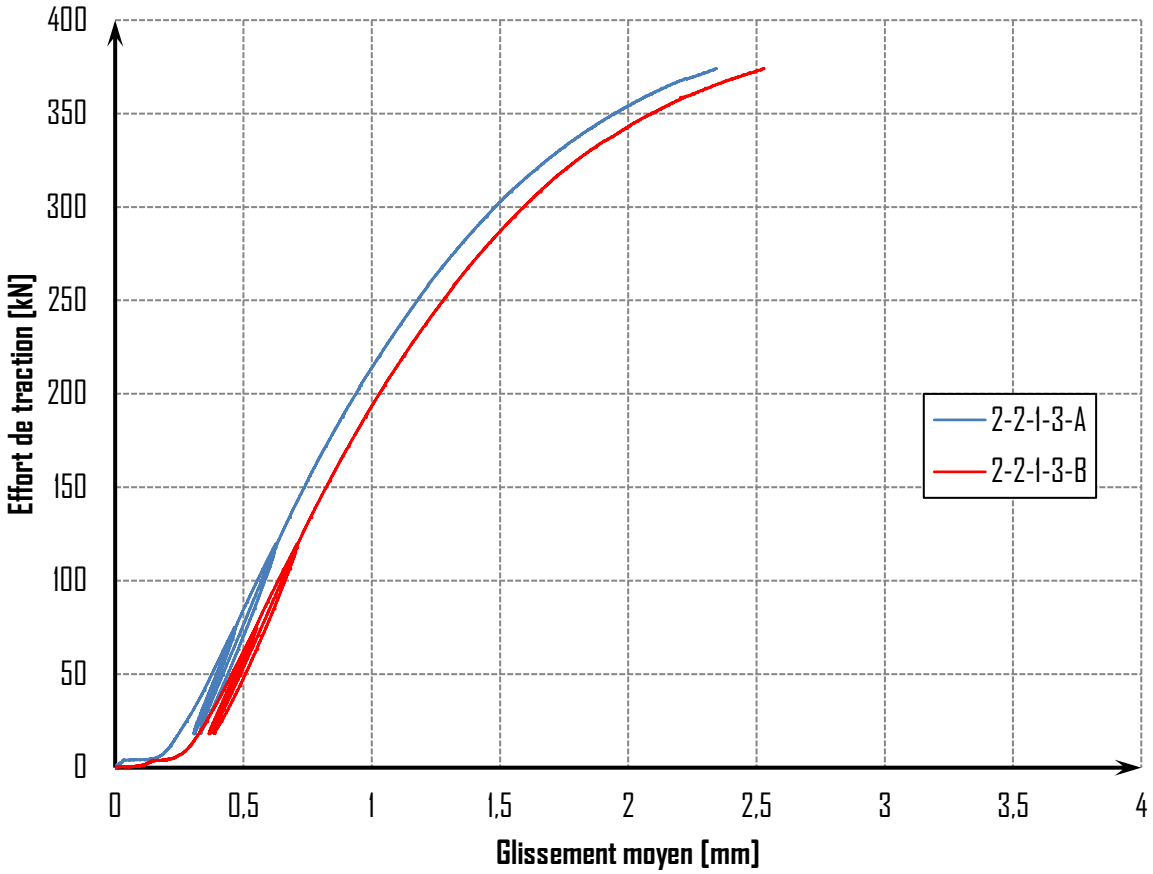
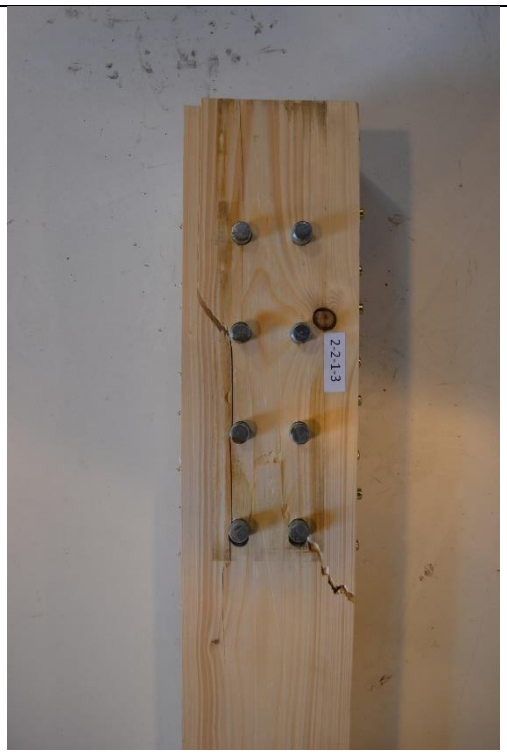


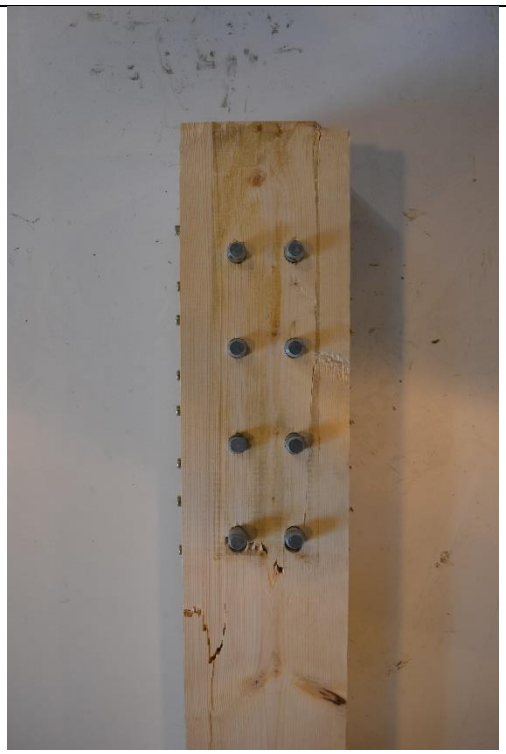
Figure 5-4 : Echantillon n°3 de la configuration 2-2-1

Le Tableau 5-4 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°2-2-1-3 où la rupture s'est produite.

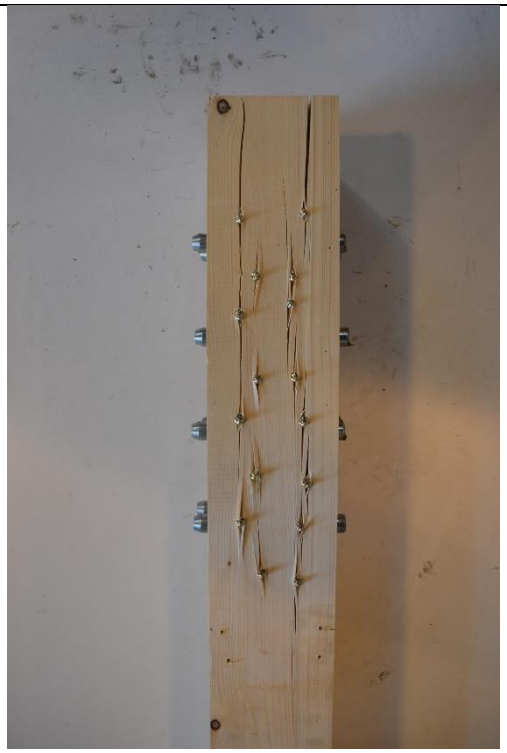
Tableau 5-4 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 2-2-1-3



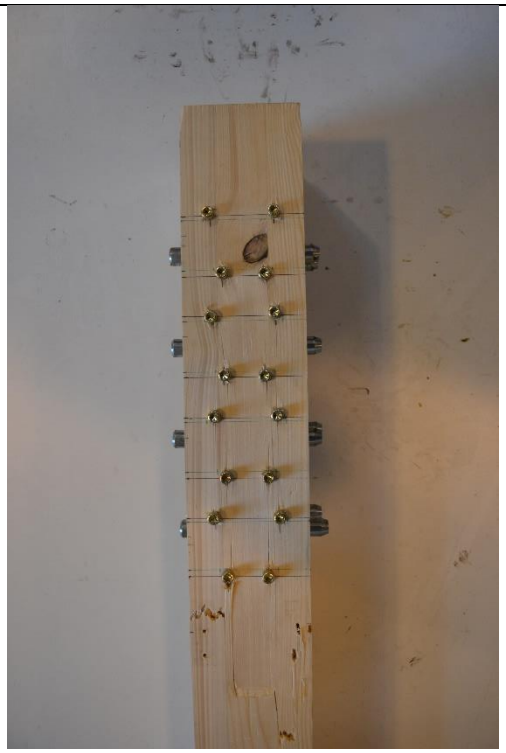
(1)



(3)



(2)



(4)

5.2.4. Echantillon 2-2-1-4

La Figure 5-5 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

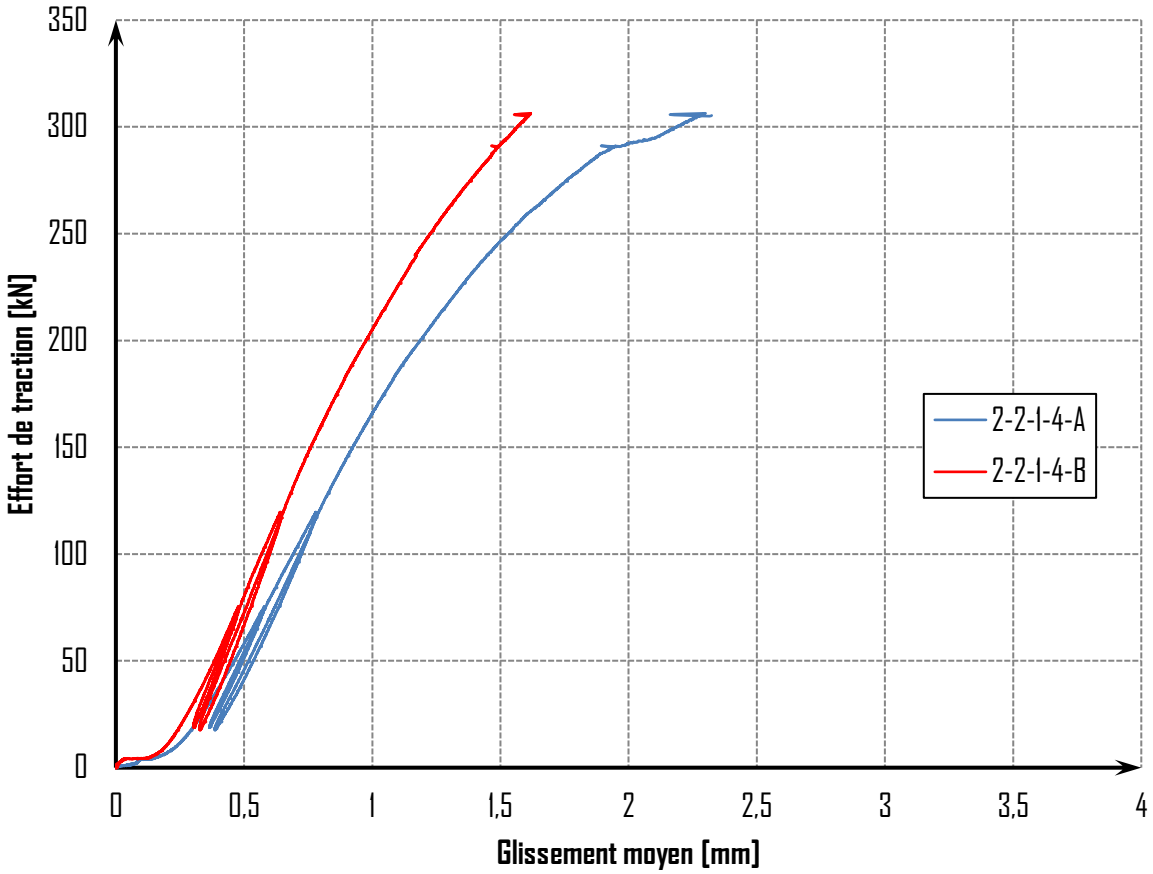
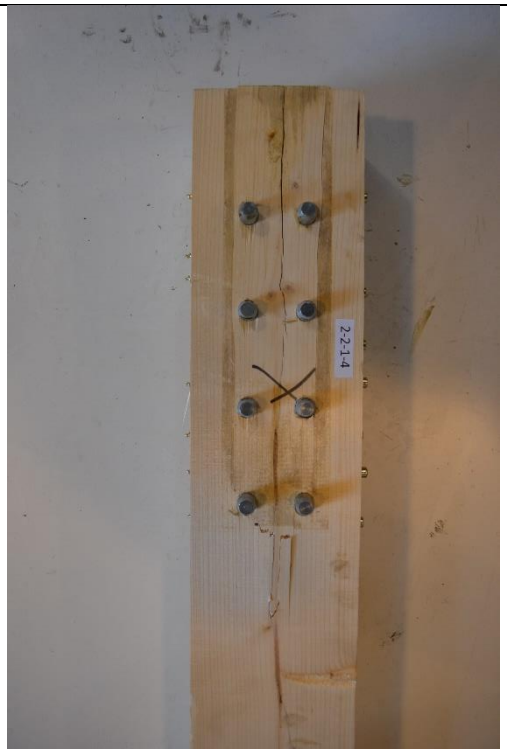


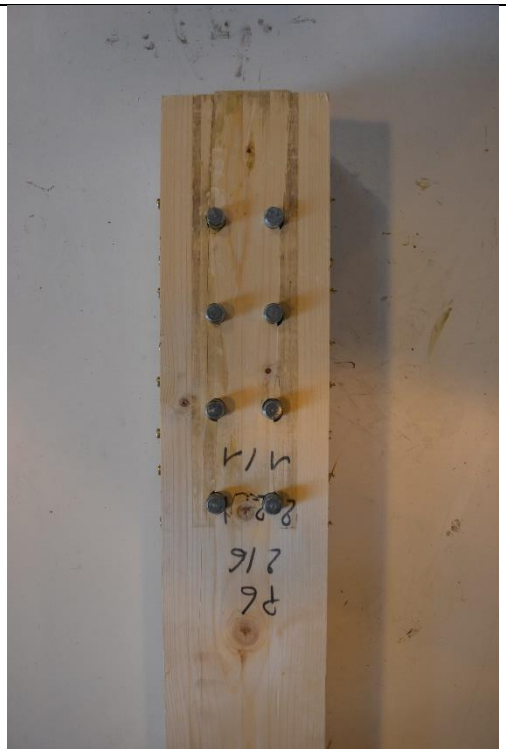
Figure 5-5 : Echantillon n°4 de la configuration 2-2-1

Le Tableau 5-5 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°2-2-1-4 où la rupture s'est produite.

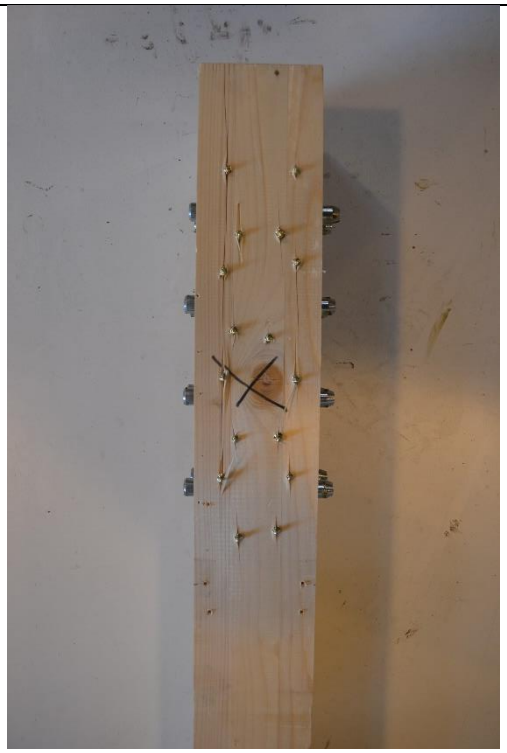
Tableau 5-5 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 2-2-1-4



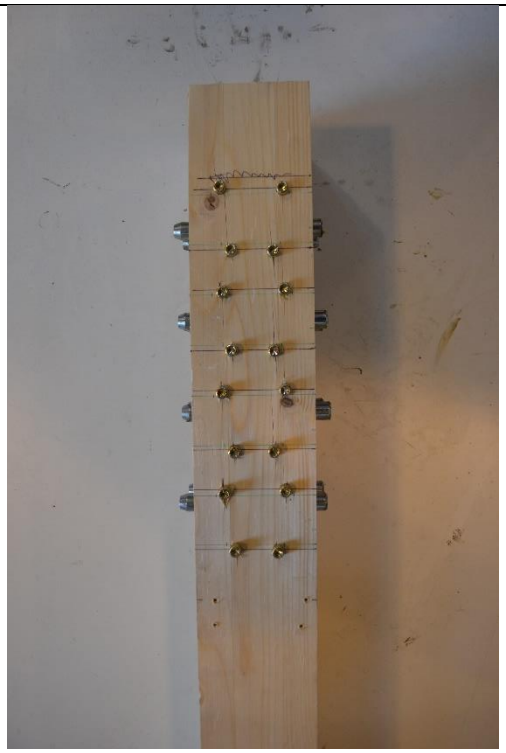
(1)



(3)



(2)



(4)

5.2.5. Echantillon 2-2-1-5

La Figure 5-6 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

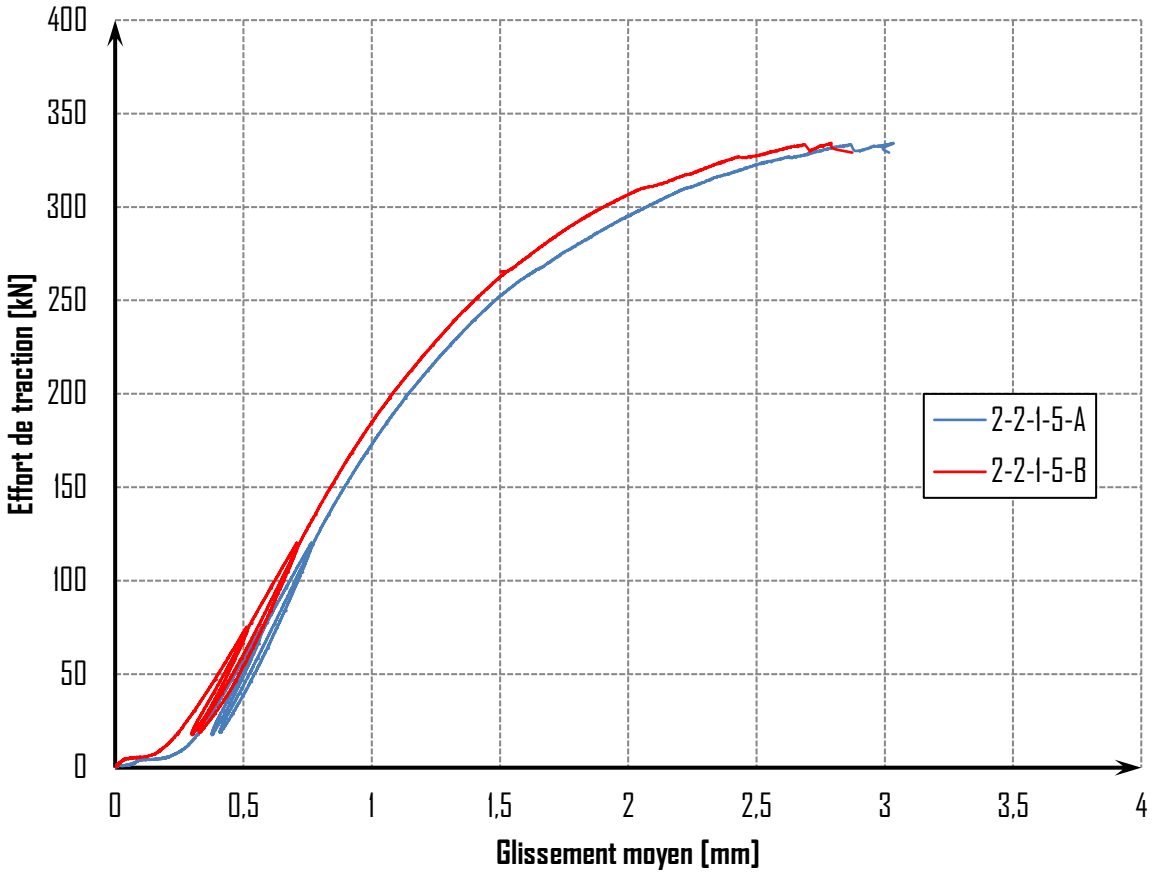
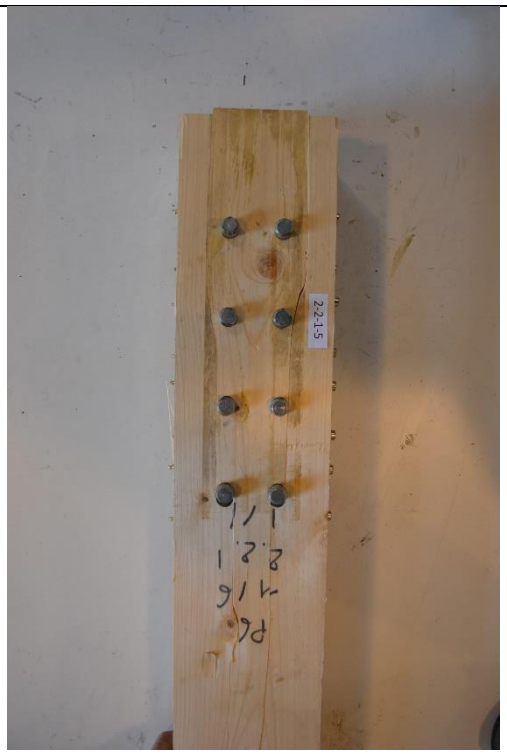


Figure 5-6 : Echantillon n°5 de la configuration 2-2-1

Le Tableau 5-6 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°2-2-1-5 où la rupture s'est produite.

Tableau 5-6 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 2-2-1-5



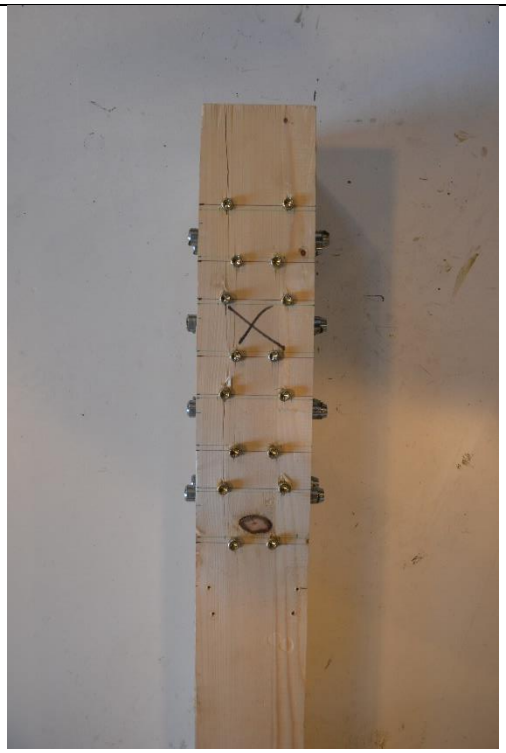
(1)



(3)



(2)



(4)

5.2.6. Synthèse

La Figure 5-7 présente les courbes de l'effort de traction dans les deux assemblages en fonction du glissement moyen obtenu à chaque extrémité de l'échantillon. Les résultats montrent un comportement semblable pour l'ensemble des échantillons. La Figure 5-8 présente un zoom des mêmes courbes pour un effort maximum de 100kN et un glissement de 1.4 mm maximum.

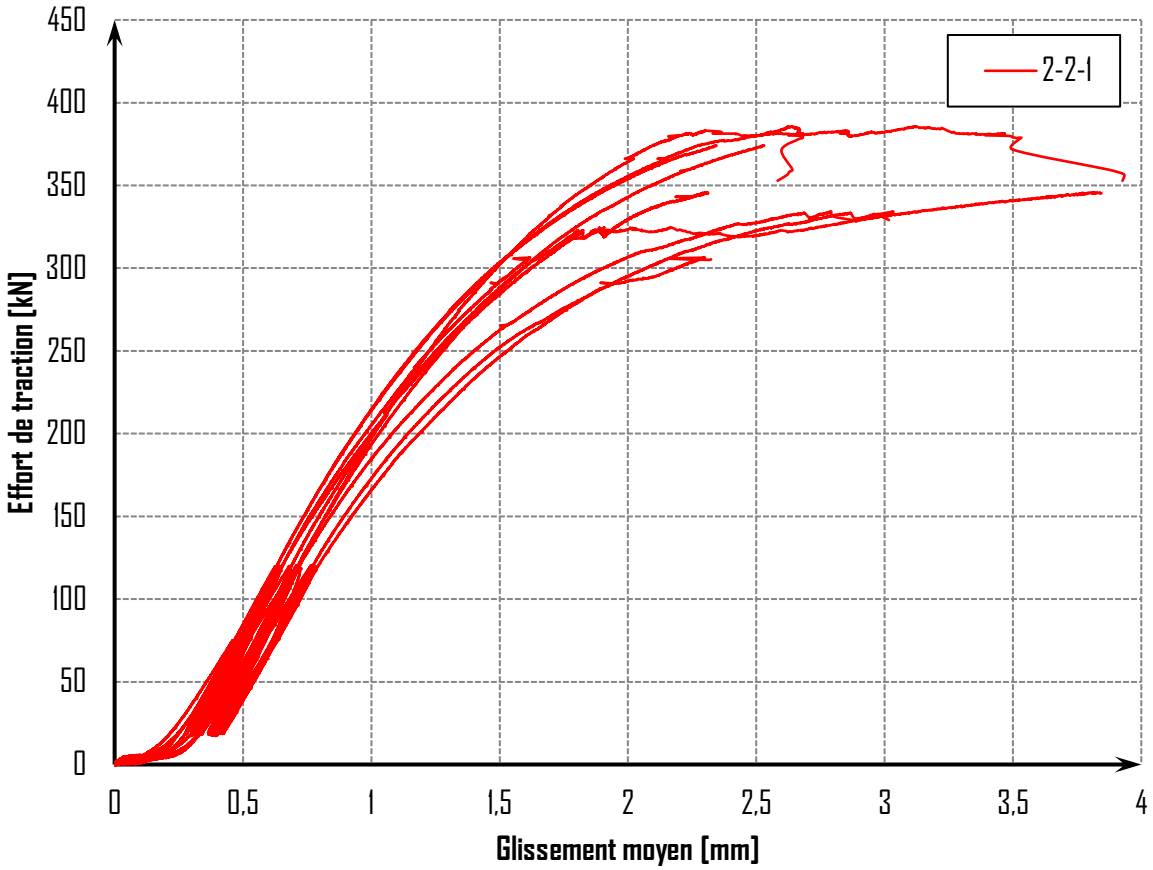


Figure 5-7 : Evolution de l'effort de traction en fonction du glissement moyen des échantillons de la configuration 2-2-1

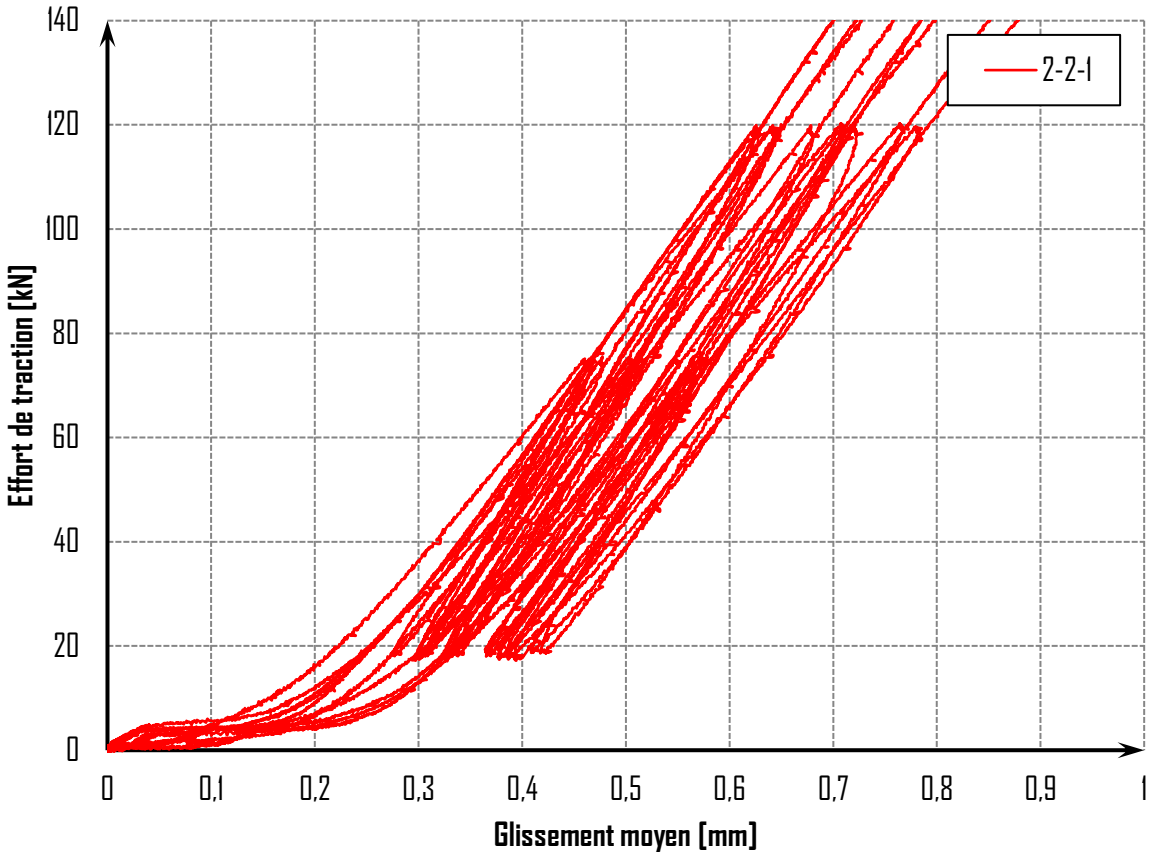


Figure 5-8 : Evolution de l'effort de traction en fonction du glissement moyen des échantillons de la configuration 2-2-1

Le Tableau 5-7 présente les valeurs des efforts de traction ainsi que les modes de rupture observés sur les faces 1 et 3 du côté de la rupture. Le

Tableau 5-8 présente les valeurs des raideurs d'assemblages définis selon le protocole d'essais rappelé dans ce présent document.

Tableau 5-7 : Résultats des efforts de traction [kN] ainsi que du mode rupture

Echantillon	Effort	Masse volumique	Type de rupture
2-2-1-1	345.8	510	C
2-2-1-2	385.7	556	C
2-2-1-3	373.9	504	L
2-2-1-4	305.9	447	C
2-2-1-5	333.9	431	C
Moyenne	**349.03**	490	
Maximum	385.75	556	
Minimum	305.89	431	
Ecart type	31.88	50.74	
COV	9.14%	10.4%	

Tableau 5-8 : Résultats des raideurs d'assemblage [kN/mm] et des jeux initiaux

Echantillon	K_{ser}	$K_{el,unload}$	$K_{el,reload}$	$K_{el,ELU,unload}$	$K_{el,ELU,reload}$	Jeu
2-2-1-1	242.31	332.88	291.85	315.66	293.32	0.15
	254.43	345.34	302.24	338.13	307.77	0.21
2-2-1-2	283.16	357.61	319.19	344.53	326.00	0.29
	276.73	357.96	326.83	347.11	330.75	0.19
2-2-1-3	271.83	329.82	310.00	325.97	310.25	0.27
	277.10	371.63	337.33	350.19	331.83	0.20
2-2-1-4	214.82	277.30	251.29	268.74	252.90	0.23
	262.66	334.56	292.52	330.62	301.45	0.19
2-2-1-5	234.73	309.88	271.99	297.86	279.29	0.25
	225.10	257.08	257.08	291.19	265.23	0.18
Moyenne	**254.29**	**327.41**	**296.03**	**321.00**	**299.88**	**0.22**
Maximum	283.16	371.63	337.33	350.19	331.83	0.29
Minimum	214.82	257.08	251.29	268.74	252.90	0.15
Ecart type	23.97	36.47	28.96	27.25	27.29	0.04
COV	9.43%	11.14%	9.78%	8.49%	9.10%	20.56%

5.2.7. Analyse statistique

L'annexe D de la norme NF EN 1990 Partie D7 [3] fournie deux approches permettant de déterminer une propriété caractéristique d'un produit, dans le cas présent, l'effort de traction caractéristique. Il a été choisi que les données soient dépouillées en suivant une loi Log Normale, ce qui, comme le précise l'annexe D [3], présente l'avantage d'exclure les valeurs négatives.

La première approche suppose que le coefficient de variation (COV) Vx est inconnu tandis que la deuxième approche suppose que le COV est parfaitement connu.

Dans le tableau ci-dessous, les valeurs des efforts de traction à rupture de l'assemblage complet sont présentées. A partir de ces valeurs, il est possible de déterminer une valeur caractéristique de l'effort de traction des assemblages à rupture conformément au dépouillement statistique de l'Annexe D de la norme NF EN 1990 [3]. Le coefficient de variation Vx étant inférieur à 10%, il est nécessaire de passer par une approche Vx connu. Cependant, aucune analogie n'est possible.

Tableau 5-9 : Détermination de la valeur caractéristique de l'assemblage 2-2-1

Echantillon	mi	ln(mi)	(ln(mi)-moy)²	N essai	kn	sy	Analogie	sy cor	ks	mk
2-2-1-1	345.8	5.85	3.66E-05	5	Connu	9.12%	Non	10.00%	1.80	290.55
2-2-1-2	385.7	5.96	1.07E-02							
2-2-1-3	373.9	5.92	5.21E-03							
2-2-1-4	305.9	5.72	1.65E-02							
2-2-1-5	333.9	5.81	1.68E-03							
Moyenne	349.03	5.85								
Minimum	305.89									
Maximum	385.75									
Ecart type	31.88									
COV	9.14%									

A partir de ces hypothèses, il est possible de calculer la valeur caractéristique de l'effort de traction à rupture de l'assemblage de type 2-2-1 constitué des 8 broches selon l'équation suivante :

$$F_{t,Rk} = \exp\left(m_y - k_n \times 0,10\right) = \exp\left(5,85 - 1,8 \times 0,10\right) = 290,55kN$$

6. - CONFIGURATION 2-2-2

6.1. ECHANTILLON

Pour rappel, la configuration d'essai consiste en un test de traction d'une barre en bois lamellé-collé comportant à chaque extrémité un assemblage constitué de 8 broches de diamètre 16 mm, répartie en 2 files de 4 broches et de deux plaques métalliques latérales. Le mode prévu pour ce type d'assemblage est un mode 2, dont la note de calculs a imposé une épaisseur de bois (t_1) à 140mm. L'assemblage a été renforcé par 16 vis de 8*160. Une vue CAO est également présentée afin de visualiser la composition (cf. Figure 6-1).

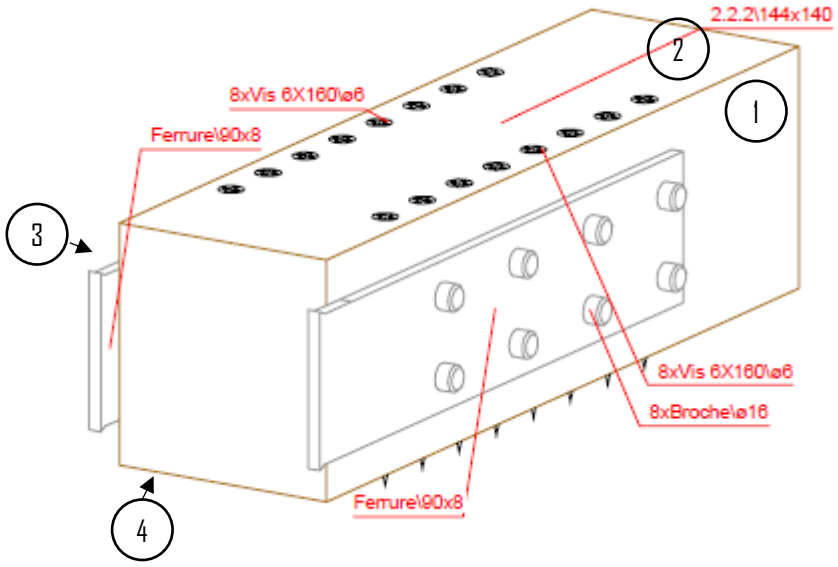


Figure 6-1 : Echantillon de la configuration 2-2-2

Le Tableau 6-1 présente la masse volumique des échantillons ramenée à 12% d'humidité.

Tableau 6-1 : Masse volumique des échantillons de la configuration 2-2-2

Configuration	Numéro d'échantillon	Masse volumique moyenne [kg/m^3]
2-2-2	1	442
	2	428
	3	441
	4	428
	5	443

6.2. RESULTATS

6.2.1. Echantillon 2-2-2-1

La Figure 6-2 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

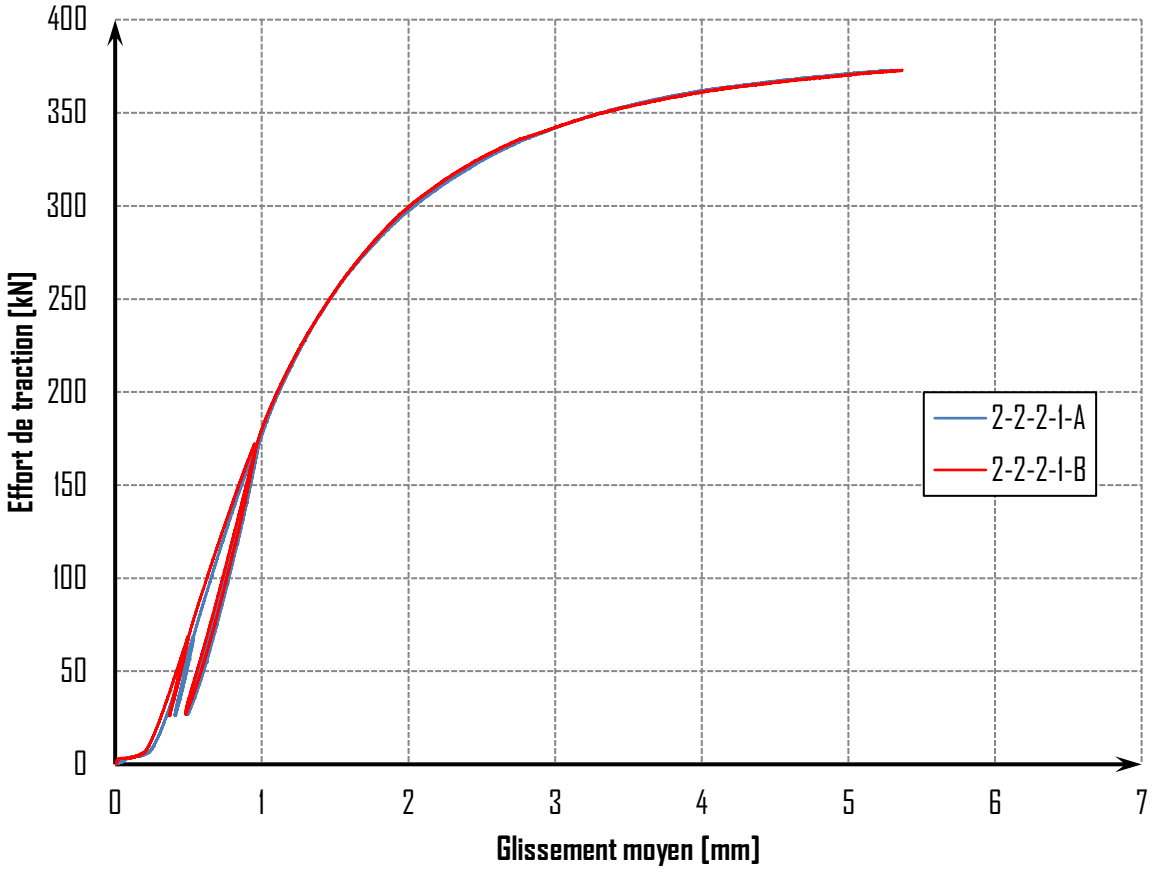
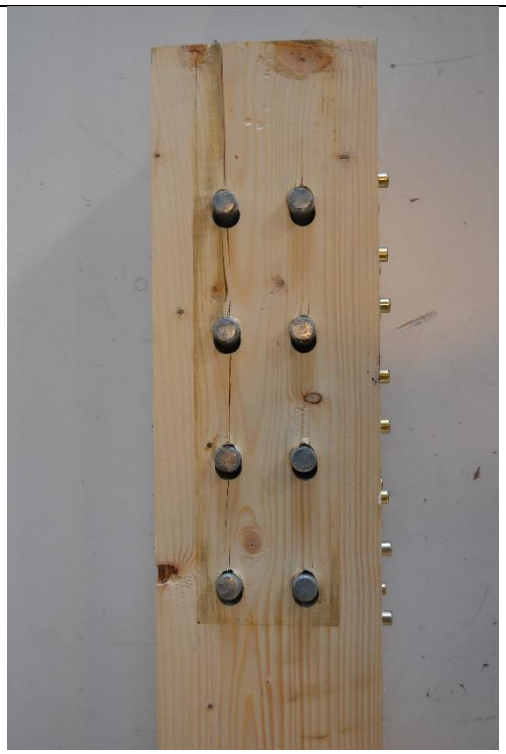
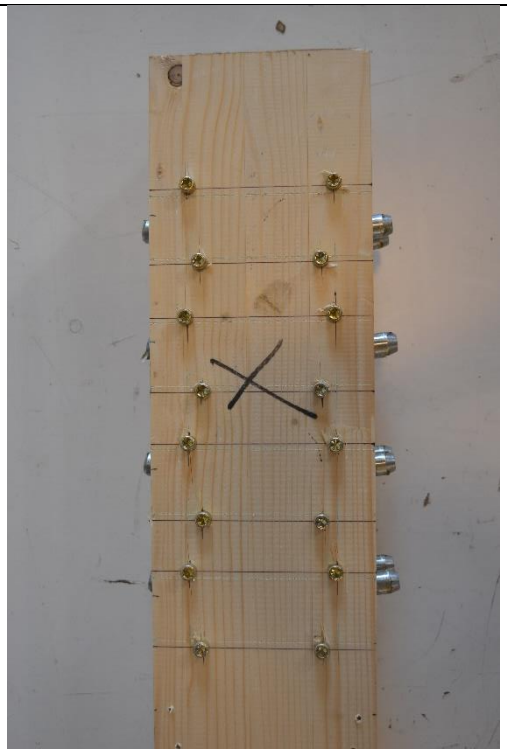
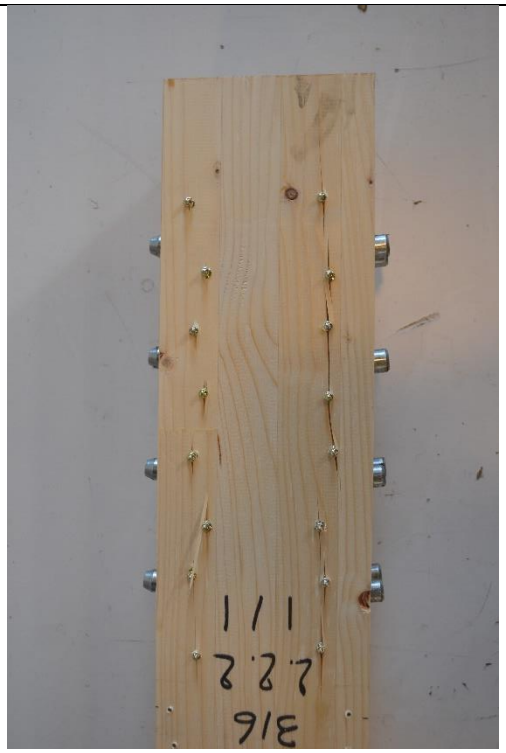


Figure 6-2 : Echantillon n°1 de la configuration 2-2-2

Le Tableau 6-2 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°2-2-2-1 où la rupture s'est produite.

Tableau 6-2 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 2-2-2-1

<table>
<tr>
<td>

(1)</td>
<td>
(3)</td>
</tr>
<tr>
<td>
(2)</td>
<td>
(4)</td>
</tr>
</table>

6.2.2. Echantillon 2-2-2-2

La Figure 6-3 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

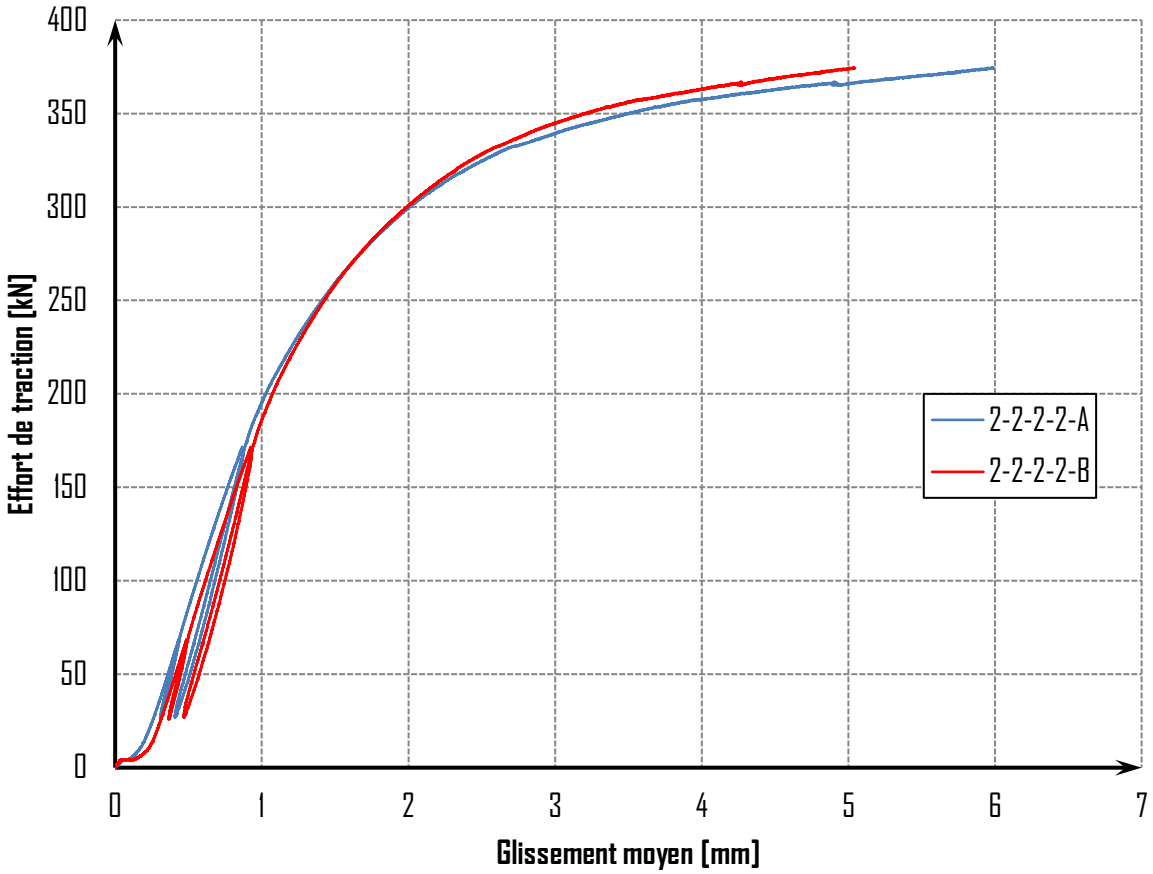


Figure 6-3 : Echantillon n°2 de la configuration 2-2-2

Le Tableau 6-3 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°2-2-2-2 où la rupture s'est produite.

Tableau 6-3 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 2-2-2-2

<table>
<tr>
<td>

(1)</td>
<td>
(3)</td>
</tr>
<tr>
<td>
(2)</td>
<td>
(4)</td>
</tr>
</table>

6.2.3. Echantillon 2-2-2-3

La Figure 6-4 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

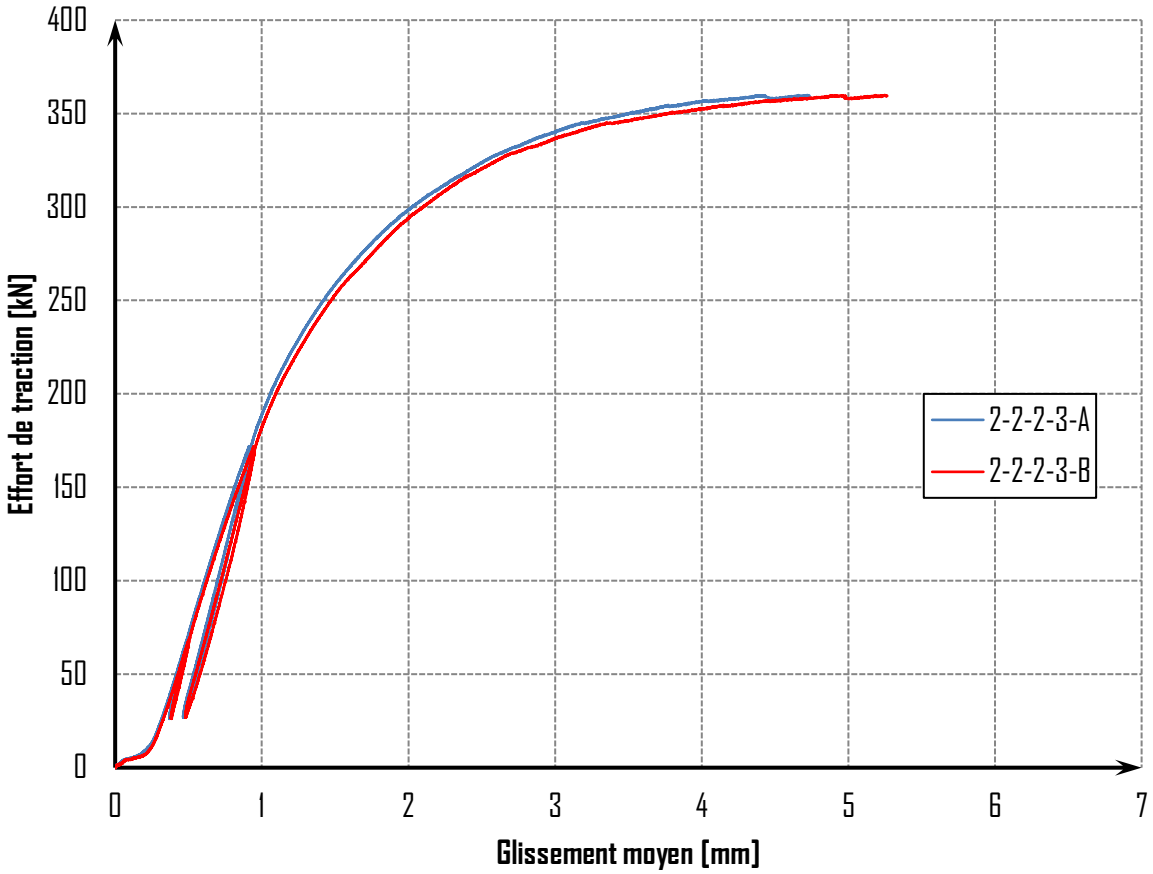


Figure 6-4 : Echantillon n°3 de la configuration 2-2-2

Le Tableau 6-4 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°2-2-2-3 où la rupture s'est produite.

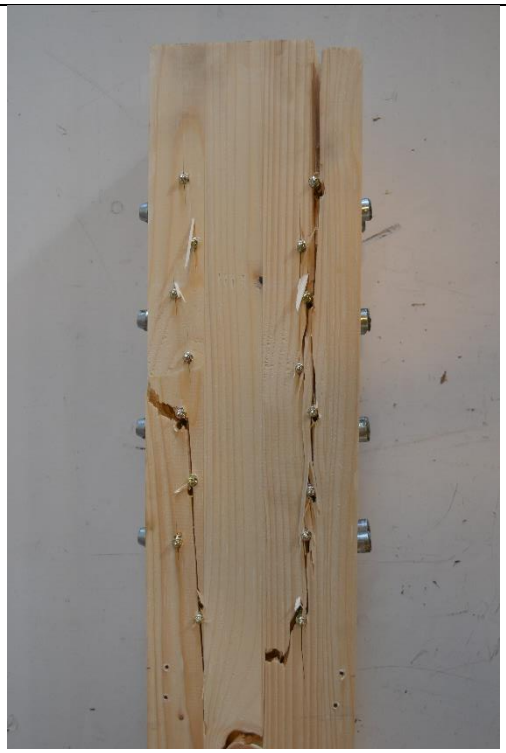
Tableau 6-4 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 2-2-2-3



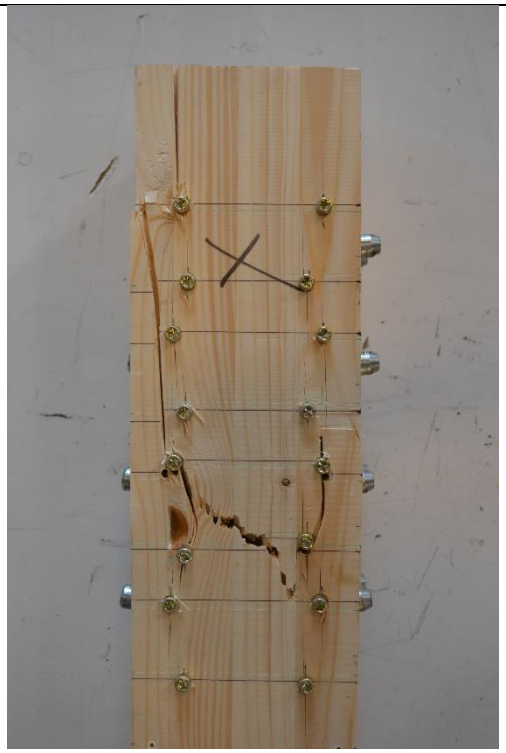
(1)



(3)



(2)



(4)

6.2.4. Echantillon 2-2-2-4

La Figure 6-5 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

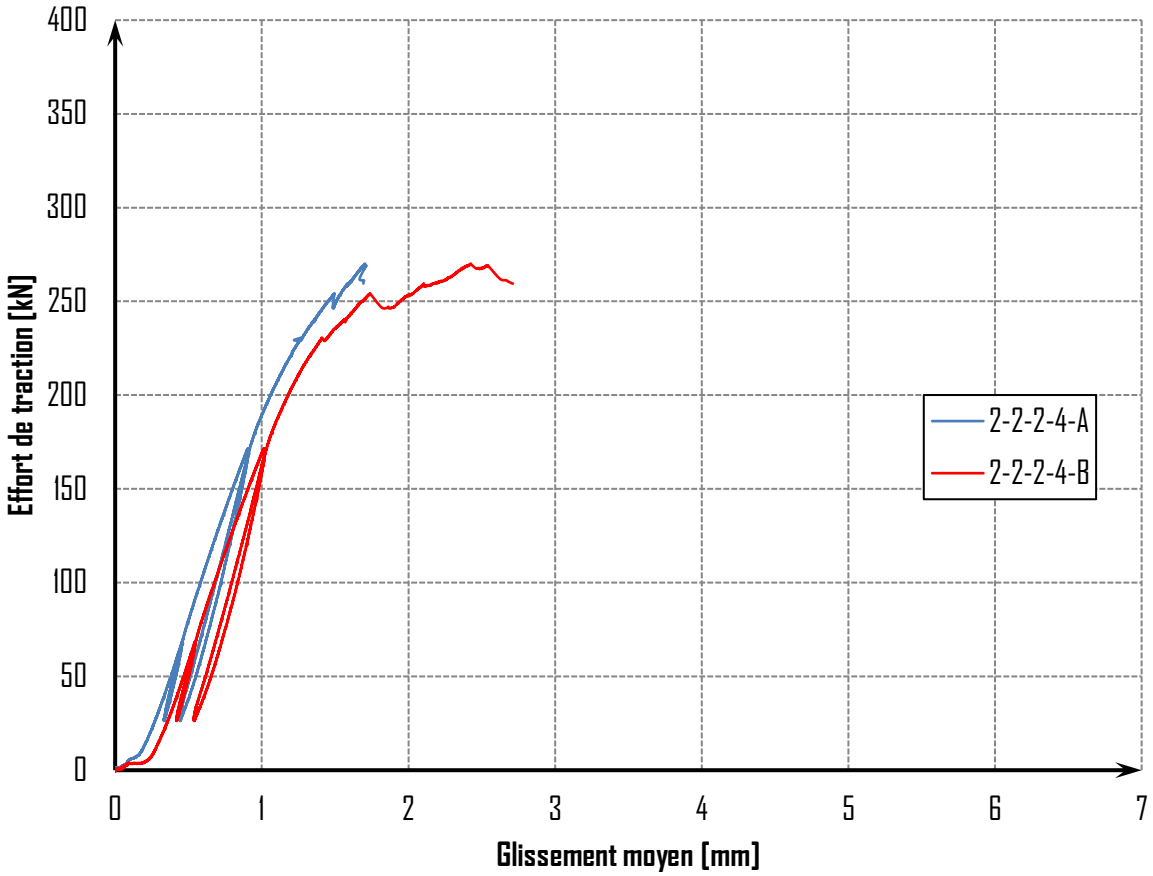


Figure 6-5 : Echantillon n°4 de la configuration 2-2-2

Le Tableau 6-5 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°2-2-2-4 où la rupture s'est produite.

Tableau 6-5 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 2-2-2-4



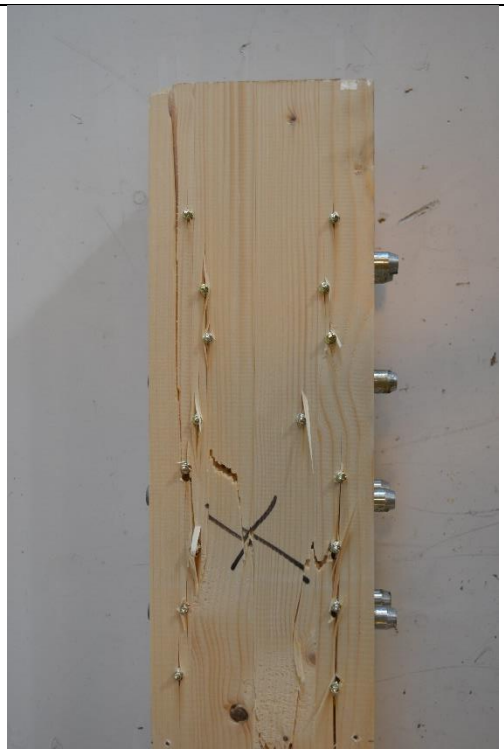
(1)



(3)



(2)



(4)

6.2.5. Echantillon 2-2-2-5

La Figure 6-6 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

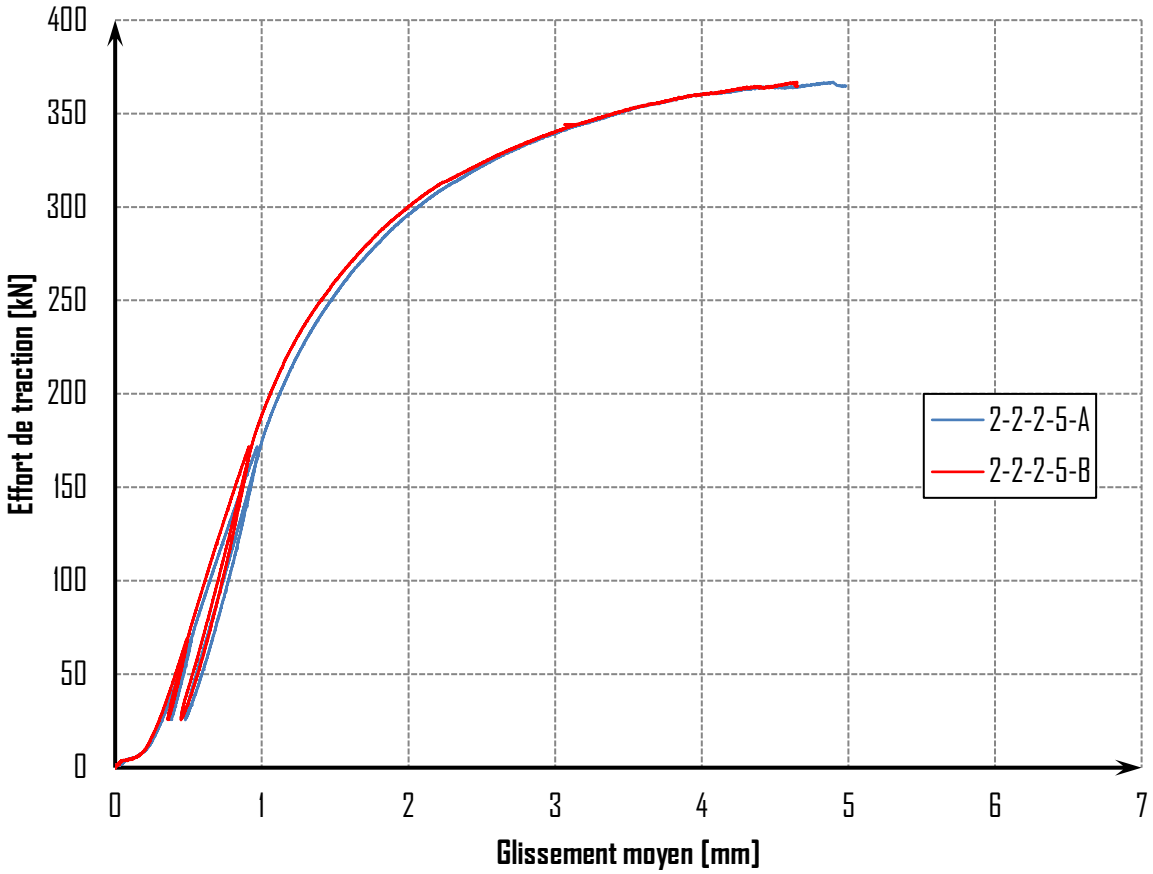


Figure 6-6 : Echantillon n°5 de la configuration 2-2-2

Le Tableau 6-6 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°2-2-2-5 où la rupture s'est produite.

Tableau 6-6 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 2-2-2-5



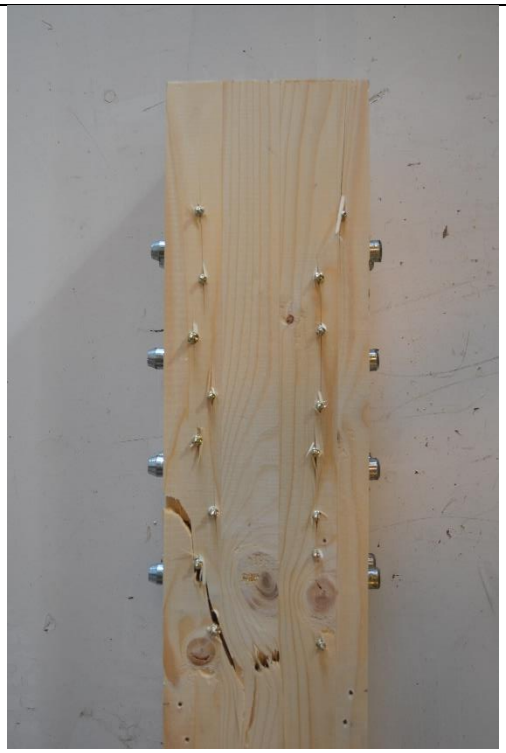
(1)



(3)



(2)



(4)

6.2.6. Synthèse

La Figure 6-7 présente les courbes de l'effort de traction dans les deux assemblages en fonction du glissement moyen obtenu à chaque extrémité de l'échantillon. Les résultats montrent un comportement semblable pour l'ensemble des échantillons. La Figure 6-8 présente un zoom des mêmes courbes pour un effort maximum de 140kN et un glissement de 1,4 mm maximum.

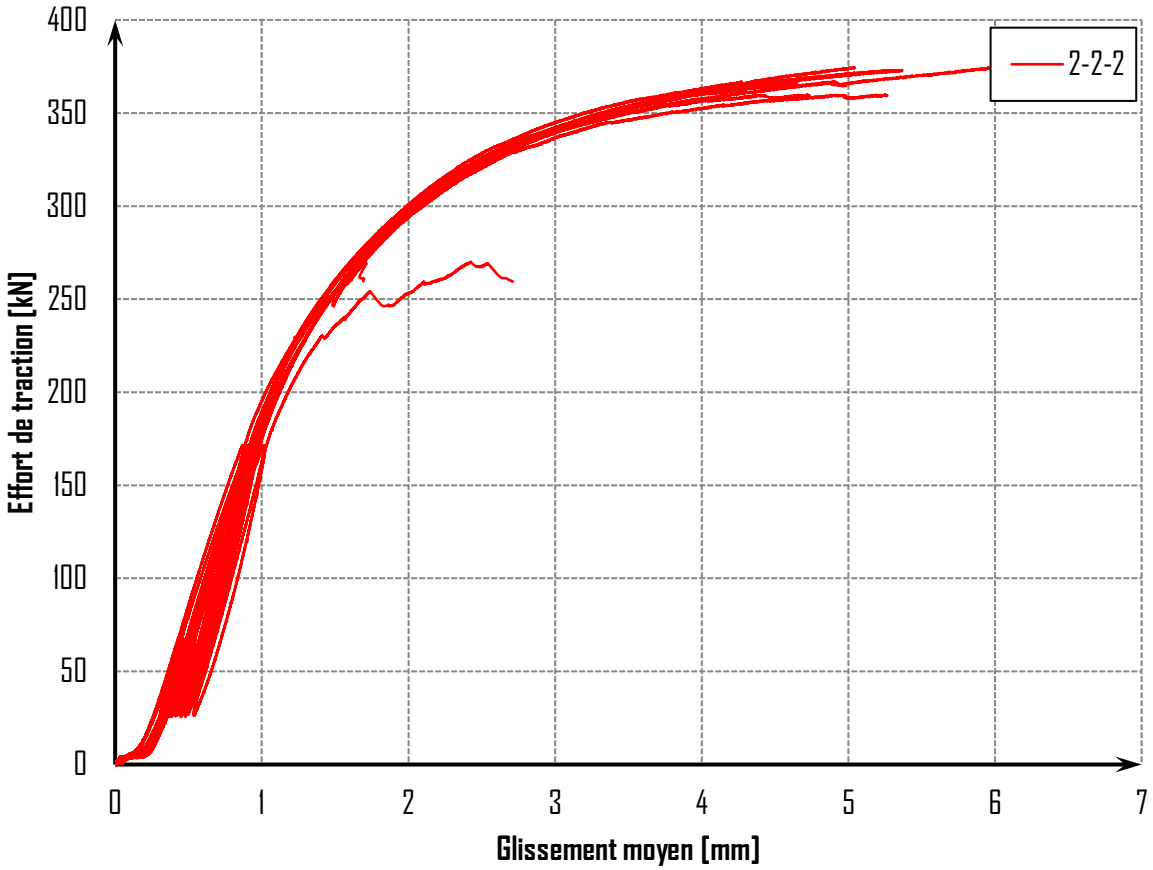


Figure 6-7 : Evolution de l'effort de traction en fonction du glissement moyen des échantillons de la configuration 2-2-2

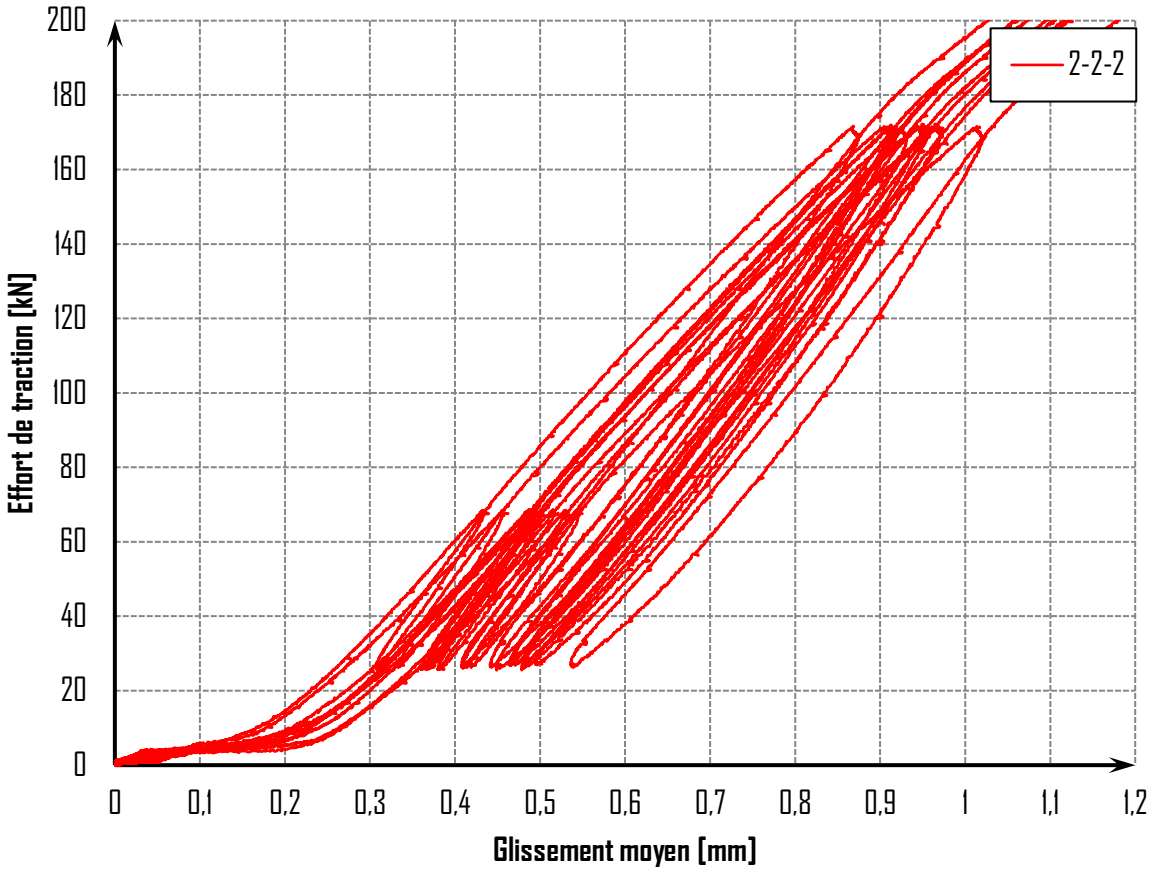


Figure 6-8 : Evolution de l'effort de traction en fonction du glissement moyen des échantillons de la configuration 2-2-2

Le Tableau 6-7 présent les valeurs des efforts de traction ainsi que les modes de rupture observés sur les faces 1 et 3 du côté de la rupture. Le

Tableau 6-8 présente les valeurs des raideurs d'assemblages définis selon le protocole d'essais rappelé dans ce présent document.

Tableau 6-7 : Résultats des efforts de traction [kN] ainsi que du mode rupture

Echantillon	Effort	Masse volumique	Type de rupture
2-2-2-1	398.9	442	PLASTIQUE
2-2-2-2	382.7	428	SN
2-2-2-3	373.7	441	SN
2-2-2-4	270.1	428	SN
2-2-2-5	366.8	443	SN
Moyenne	**358.43**	436	
Maximum	398.87	443	
Minimum	270.09	428	
Ecart type	50.82	7.59	
COV	14.18%	1.7%	

Tableau 6-8 : Résultats des raideurs d'assemblage [kN/mm] et des jeux initiaux

Echantillon	K_{ser}	$K_{el,unload}$	$K_{el,reload}$	$K_{el,ELU,unload}$	$K_{el,ELU,reload}$	Jeu
2-2-2-1	245.93	408.71	315.30	324.71	304.48	0.25
	236.52	375.94	302.68	322.51	302.89	0.21
2-2-2-2	247.08	383.00	301.70	325.97	302.77	0.16
	242.98	457.87	297.24	329.94	305.97	0.21
2-2-2-3	252.06	406.16	324.18	334.09	313.32	0.22
	245.40	393.19	306.21	320.92	301.48	0.22
2-2-2-4	237.29	406.85	315.74	333.10	302.77	0.17
	229.27	382.15	308.89	326.97	295.83	0.25
2-2-2-5	231.49	364.86	279.75	313.31	278.88	0.22
	244.65	303.59	303.59	339.50	307.99	0.20
Moyenne	**241.27**	**388.23**	**305.53**	**327.10**	**301.64**	**0.21**
Maximum	252.06	457.87	324.18	339.50	313.32	0.25
Minimum	229.27	303.59	279.75	313.31	278.88	0.16
Ecart type	7.31	39.28	12.11	7.48	9.19	0.03
COV	3.03%	10.12%	3.96%	2.29%	3.05%	14.29%

6.2.7. Analyse statistique

L'annexe D de la norme NF EN 1990 Partie D7 [3] fournie deux approches permettant de déterminer une propriété caractéristique d'un produit, dans le cas présent, l'effort de traction caractéristique. Il a été choisi que les données soient dépouillées en suivant une loi Log Normale, ce qui, comme le précise l'annexe D [3], présente l'avantage d'exclure les valeurs négatives.

La première approche suppose que le coefficient de variation (COV) Vx est inconnu tandis que la deuxième approche suppose que le COV est parfaitement connu.

Dans le tableau ci-dessous, les valeurs des efforts de traction à rupture d'un assemblage par échantillon sont présentées. A partir de ces valeurs, il est possible de déterminer une valeur caractéristique de l'effort de traction des assemblages à rupture conformément au dépouillement statistique de l'Annexe D de la norme NF EN 1990 [3]. Le coefficient de variation Vx étant supérieur à 10%, il est nécessaire de passer par une approche Vx inconnu.

Tableau 6-9 : Détermination de la valeur caractéristique de l'assemblage 2-2-2

Echantillon	mi	ln(mi)	(ln(mi)-moy)²	N essai	kn	sy	ks	mk
2-2-2-1	398.9	5.99	1.35E-02	5	Inconnu	15.62%	2.33	246.79
2-2-2-2	382.7	5.95	5.57E-03					
2-2-2-3	373.7	5.92	2.58E-03					
2-2-2-4	270.1	5.60	7.50E-02					
2-2-2-5	366.8	5.90	1.05E-03					
Moyenne	358.43	5.87						
Minimum	270.09							
Maximum	398.87							
Ecart type	50.82							
COV	14.18%							

A partir de ces hypothèses, il est possible de calculer la valeur caractéristique de l'effort de traction à rupture de l'assemblage de type 2-2-2 constitué des 8 broches selon l'équation suivante :

$$F_{t,Rk} = \exp\left(m_y - k_n \times 0,10\right) = \exp\left(5,87 - 2,33 \times 0,1562\right) = 246,79kN$$

7. - CONFIGURATION 2-2-3

7.1. ECHANTILLON

Pour rappel, la configuration d'essai consiste en un test de traction d'une barre en bois lamellé-collé comportant à chaque extrémité un assemblage constitué de 8 broches de diamètre 18 mm, répartie en 2 files de 4 broches et de quatre plaques métalliques latérales. Le mode prévu pour ce type d'assemblage est un mode 3, dont la note de calculs a imposé une épaisseur de bois (t_1) à 140mm. L'assemblage a été renforcé par 12 vis de 8*160 au lieu des 16 vis prévues initialement. Une vue CAO est également présentée afin de visualiser la composition (cf. Figure 7-1).

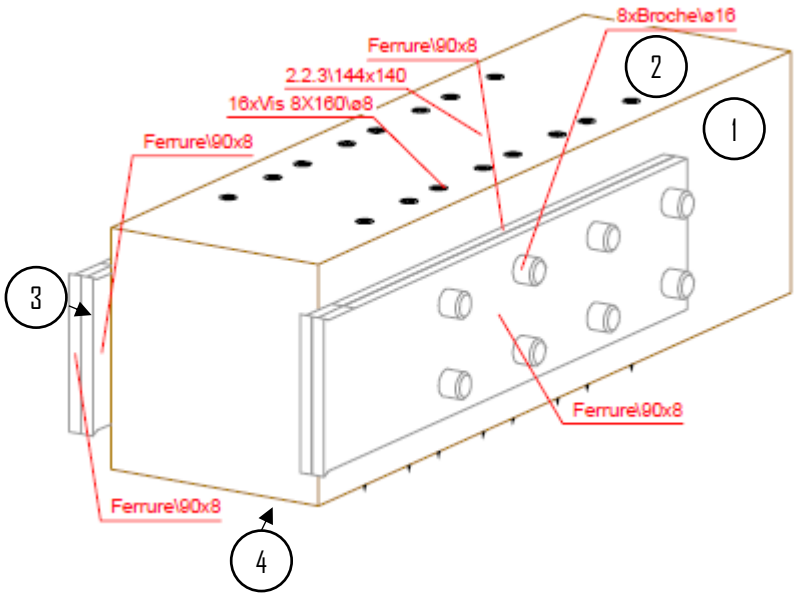


Figure 7-1 : Echantillon de la configuration 2-2-3

Le Tableau 7-1 présente la masse volumique des échantillons ramenée à 12% d'humidité.

Tableau 7-1 : Masse volumique des échantillons de la configuration 2-2-3

Configuration	Numéro d'échantillon	Masse volumique moyenne [kg/m^3]
2-2-3	1	487
	2	498
	3	463
	4	462
	5	443

7.2. RESULTATS

7.2.1. Echantillon 2-2-3-1

La Figure 7-2 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

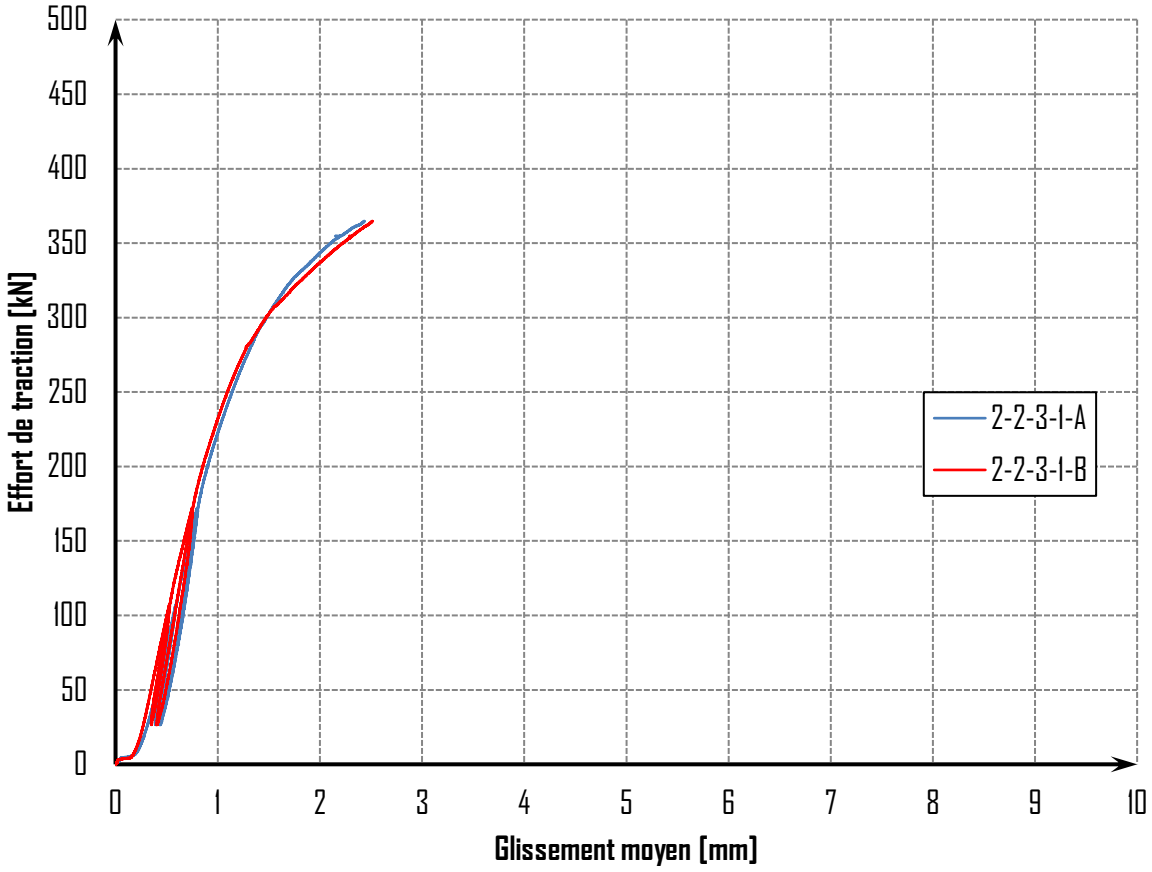


Figure 7-2 : Echantillon n°1 de la configuration 2-2-3

Le Tableau 7-2 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°2-2-3-1 où la rupture s'est produite.

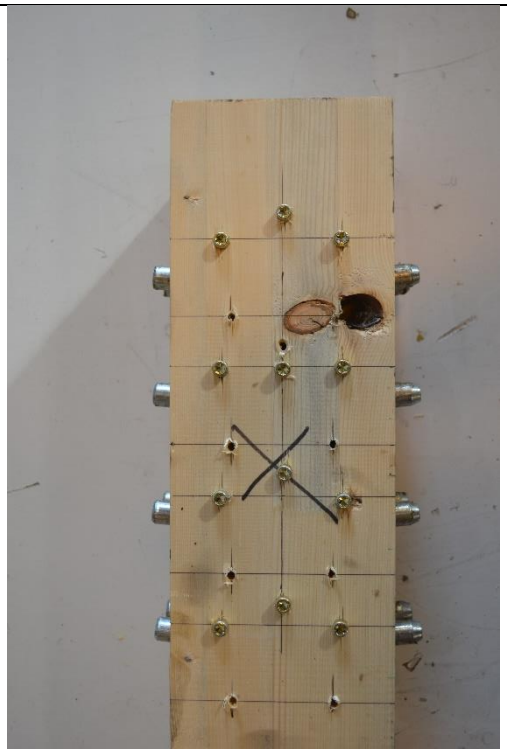
Tableau 7-2 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 2-2-3-1



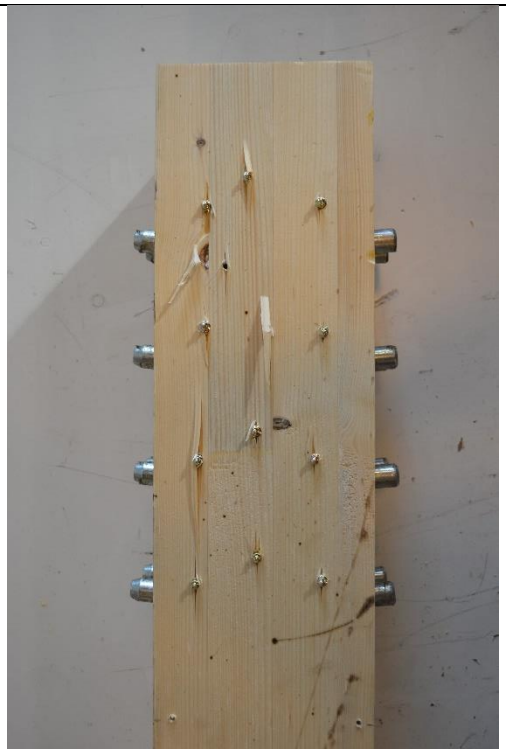
(1)



(3)



(2)



(4)

7.2.2. Echantillon 2-2-3-2

La Figure 7-3 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

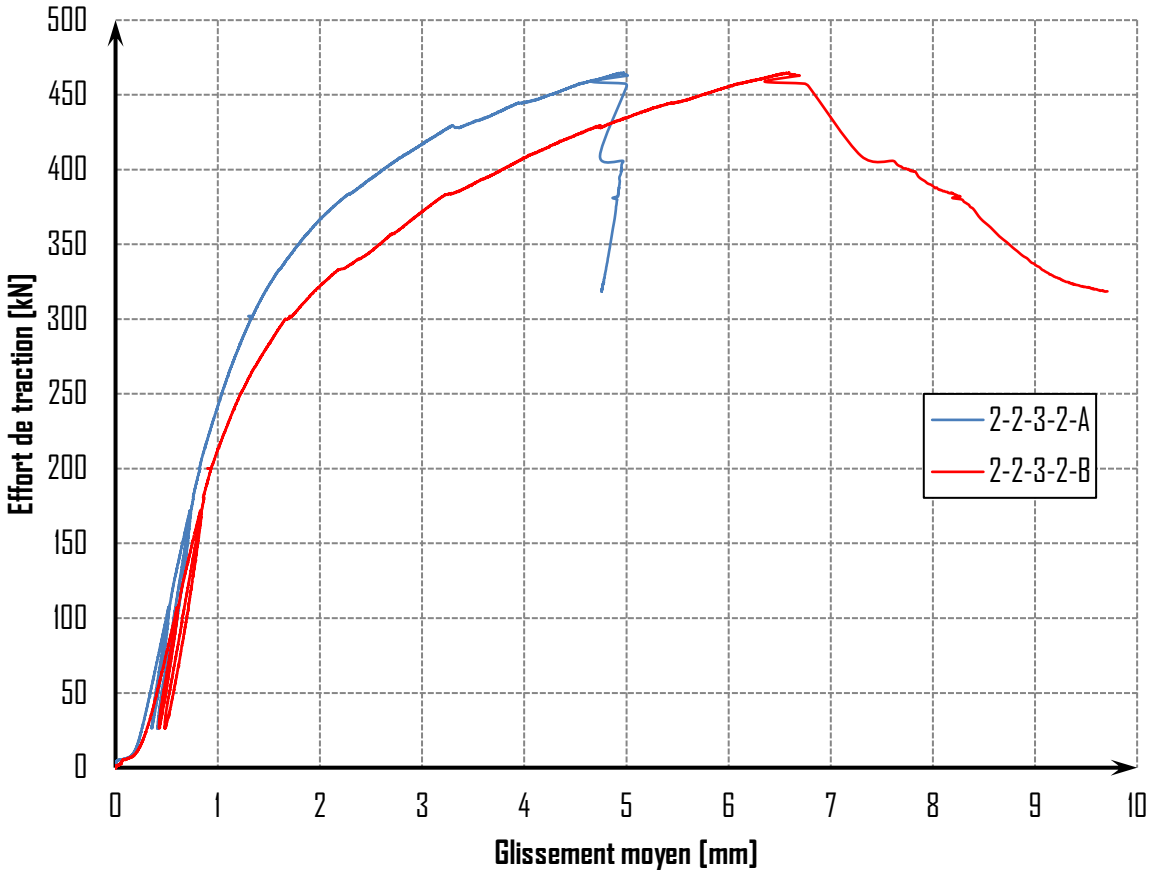


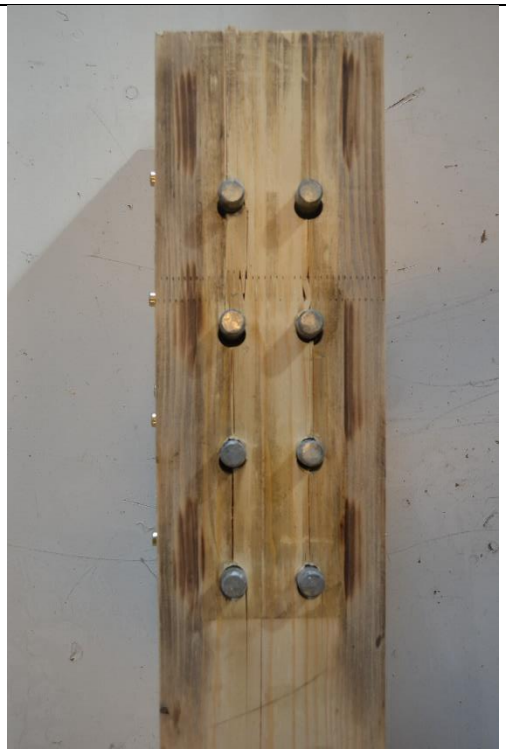
Figure 7-3 : Echantillon n°2 de la configuration 2-2-3

Le Tableau 7-3 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°2-2-3-2 où la rupture s'est produite.

Tableau 7-3 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 2-2-3-2



(1)



(3)



(2)



(4)

7.2.3. Echantillon 2-2-3-3

La Figure 7-4 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

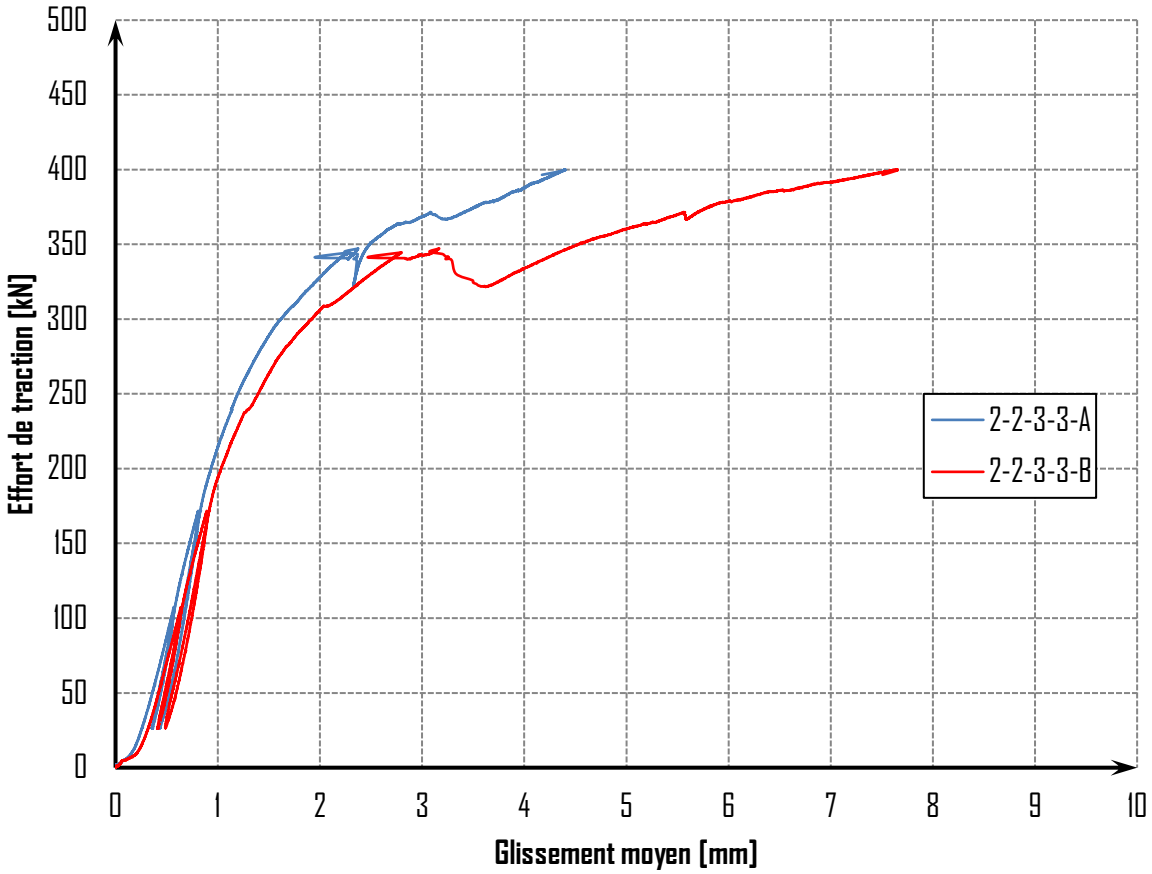


Figure 7-4 : Echantillon n°3 de la configuration 2-2-3

Le Tableau 7-4 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°2-2-3-3 où la rupture s'est produite.

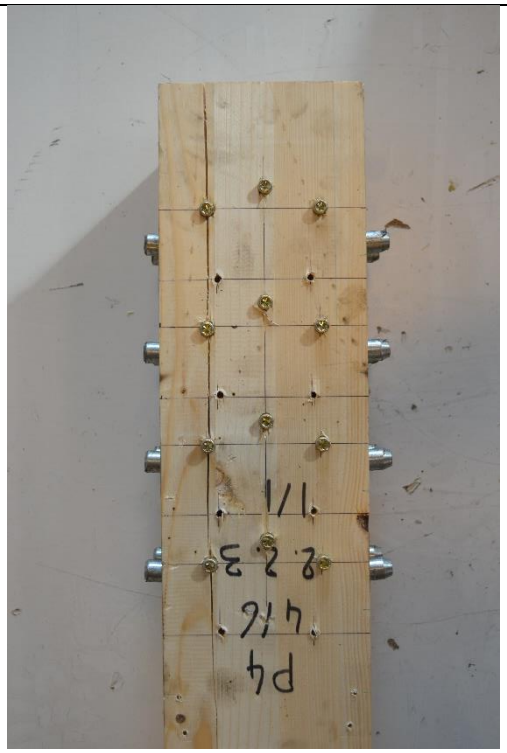
Tableau 7-4 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 2-2-3-3



(1)



(3)



(2)



(4)

7.2.4. Echantillon 2-2-3-4

La Figure 7-5 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

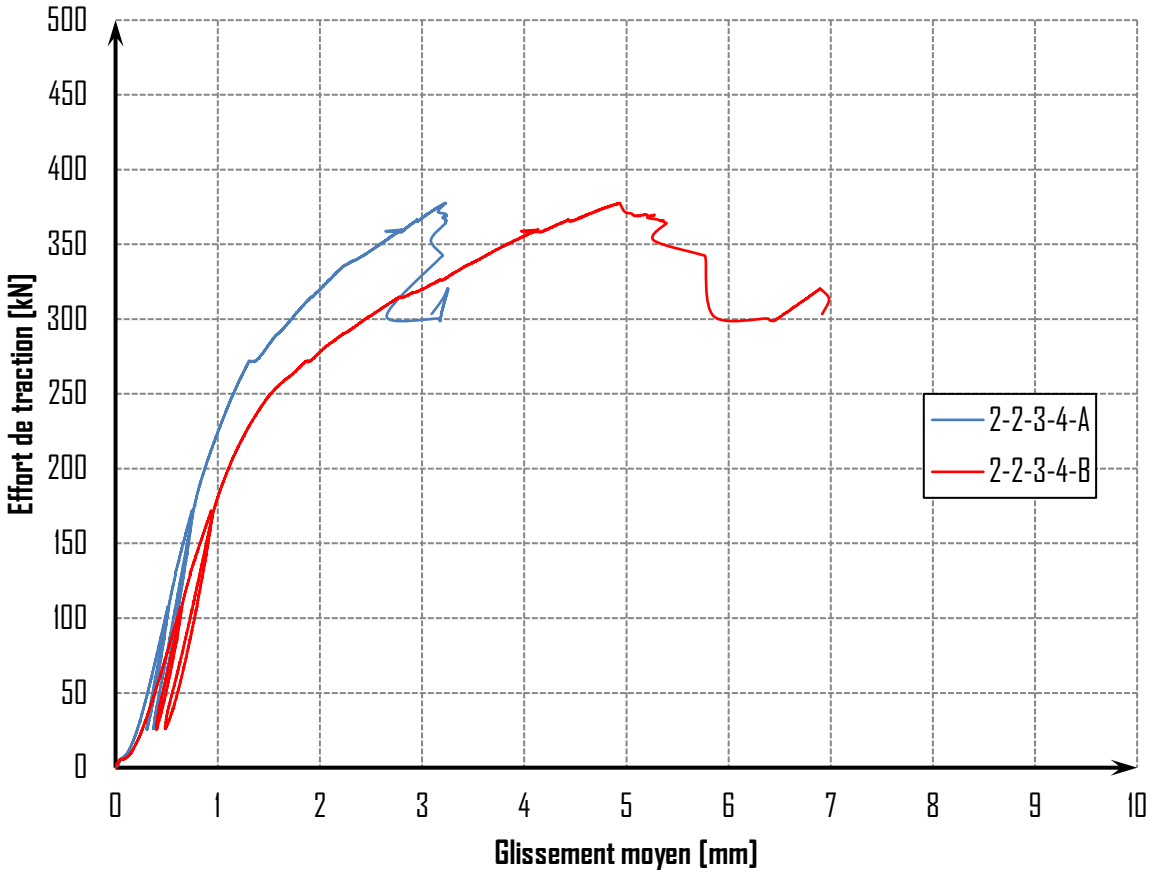


Figure 7-5 : Echantillon n°4 de la configuration 2-2-3

Le Tableau 7-5 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°2-2-3-4 où la rupture s'est produite.

Tableau 7-5 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 2-2-3-4

 (1)	 (3)
 (2)	 (4)

7.2.5. Echantillon 2-2-3-5

La Figure 7-6 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

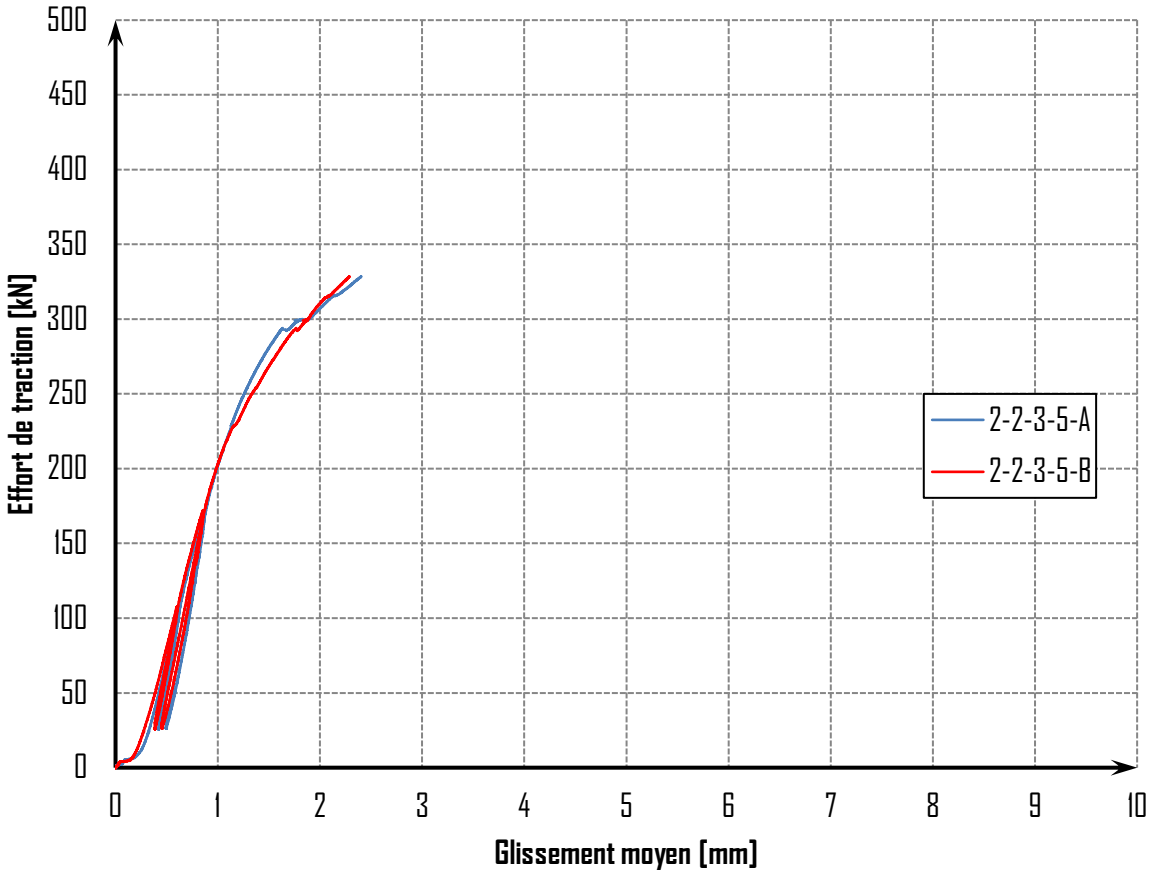


Figure 7-6 : Echantillon n°5 de la configuration 2-2-3

Le Tableau 7-6 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°2-2-3-5 où la rupture s'est produite.

Tableau 7-6 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 2-2-3-5



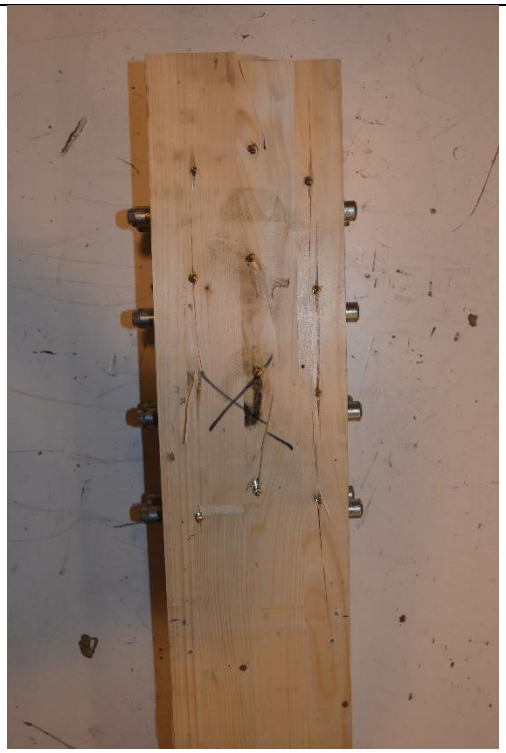
(1)



(3)



(2)



(4)

7.2.6. Synthèse

La Figure 7-7 présente les courbes de l'effort de traction dans les deux assemblages en fonction du glissement moyen obtenu à chaque extrémité de l'échantillon. Les résultats montrent un comportement semblable pour l'ensemble des échantillons. La Figure 7-8 présente un zoom des mêmes courbes pour un effort maximum de 140kN et un glissement de 1.4 mm maximum.

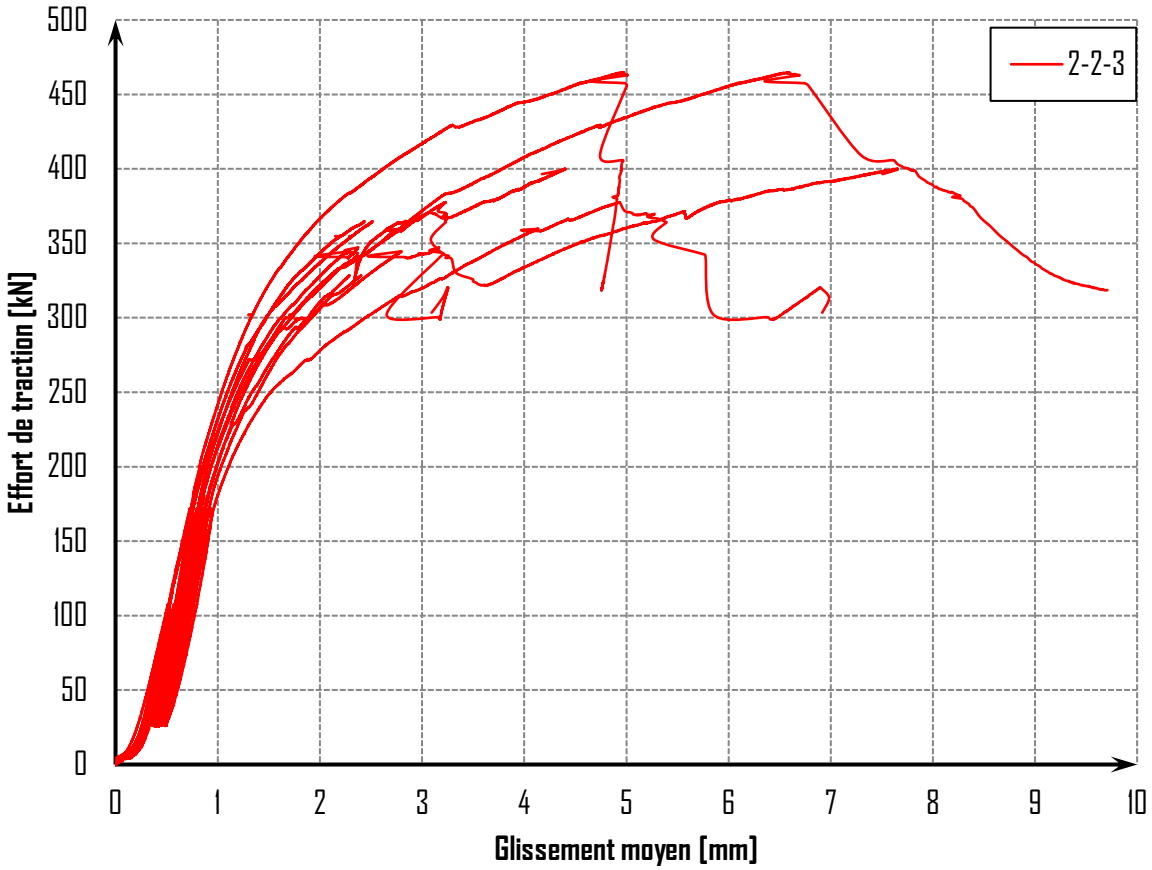


Figure 7-7 : Evolution de l'effort de traction en fonction du glissement moyen des échantillons de la configuration 2-2-3

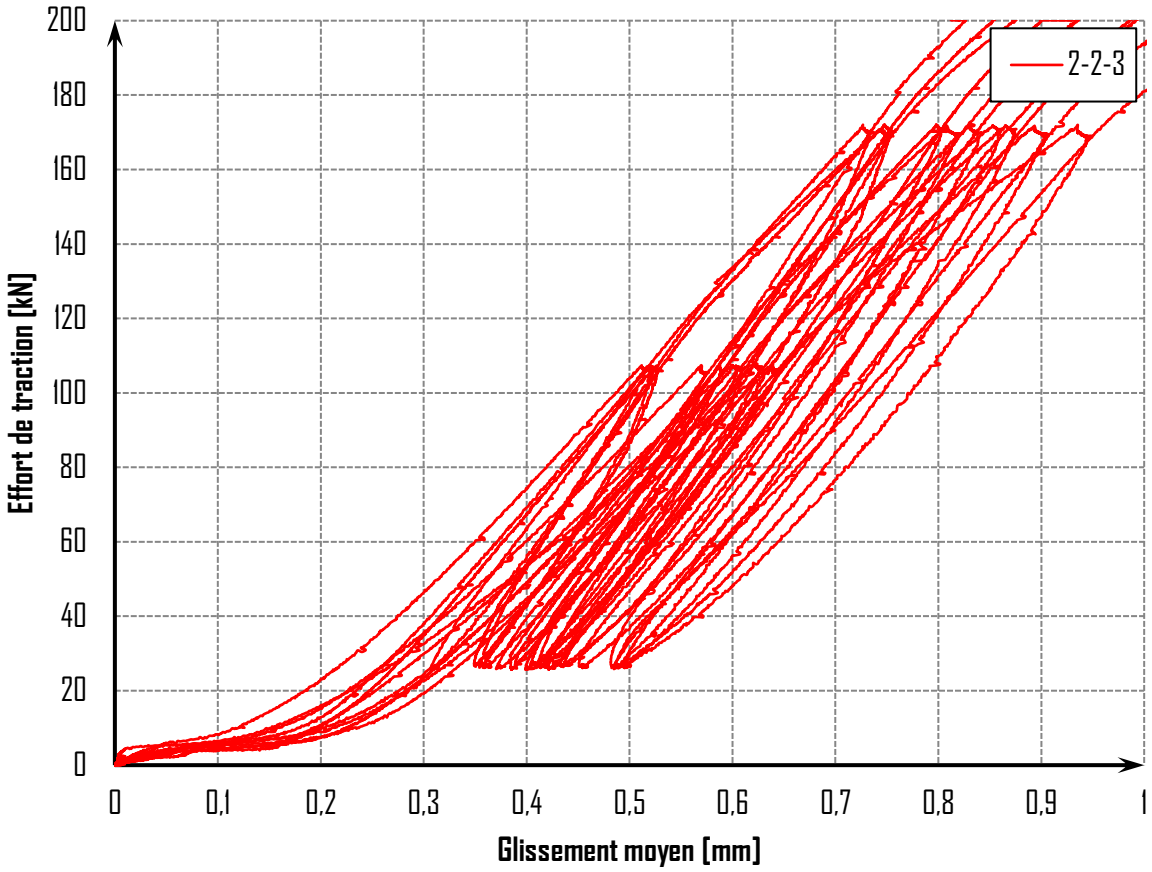


Figure 7-8 : Evolution de l'effort de traction en fonction du glissement moyen des échantillons de la configuration 2-2-3

Le Tableau 7-7 présent les valeurs des efforts de traction ainsi que les modes de rupture observés sur les faces 1 et 3 du côté de la rupture. Le

Tableau 7-8 présente les valeurs des raideurs d'assemblages définis selon le protocole d'essais rappelé dans ce présent document.

Tableau 7-7 : Résultats des efforts de traction [kN] ainsi que du mode rupture

Echantillon	Effort	Masse volumique	Type de rupture
2-2-3-1	457.4	487	Fendage
2-2-3-2	465.0	498	C
2-2-3-3	399.9	463	L
2-2-3-4	377.7	462	L
2-2-3-5	327.7	443	SN
Moyenne	**405.54**	471	
Maximum	464.95	498	
Minimum	327.69	443	
Ecart type	57.20	21.88	
COV	14.11%	4.6%	

Tableau 7-8 : Résultats des raideurs d'assemblage [kN/mm] et des jeux initiaux

Echantillon	K_{ser}	$K_{el,unload}$	$K_{el,reload}$	$K_{el,ELU,unload}$	$K_{el,ELU,reload}$	Jeu
2-2-3-1	307.99	430.66	381.35	439.00	401.20	0.24
	308.80	498.98	405.66	450.44	402.70	0.19
2-2-3-2	314.81	521.12	425.22	477.51	428.85	0.18
	286.02	467.23	391.55	439.00	389.11	0.23
2-2-3-3	270.98	434.13	360.27	423.60	374.35	0.17
	258.65	401.26	337.57	388.97	346.01	0.23
2-2-3-4	281.82	428.79	368.29	416.72	369.64	0.13
	221.87	371.49	304.87	356.73	307.30	0.16
2-2-3-5	277.91	430.04	366.88	409.63	371.28	0.24
	261.81	335.97	335.97	380.82	340.72	0.19
Moyenne	**279.07**	**431.97**	**367.76**	**418.24**	**373.11**	**0.20**
Maximum	314.81	521.12	425.22	477.51	428.85	0.24
Minimum	221.87	335.97	304.87	356.73	307.30	0.13
Ecart type	28.10	55.30	35.63	35.84	35.21	0.04
COV	10.07%	12.80%	9.69%	8.57%	9.44%	18.81%

7.2.7. Analyse statistique

L'annexe D de la norme NF EN 1990 Partie D7 [3] fournie deux approches permettant de déterminer une propriété caractéristique d'un produit, dans le cas présent, l'effort de traction caractéristique. Il a été choisi que les données soient dépouillées en suivant une loi Log Normale, ce qui, comme le précise l'annexe D [3], présente l'avantage d'exclure les valeurs négatives.

La première approche suppose que le coefficient de variation (COV) Vx est inconnu tandis que la deuxième approche suppose que le COV est parfaitement connu.

Dans le tableau ci-dessous, les valeurs des efforts de traction à rupture d'un assemblage par échantillon sont présentées. A partir de ces valeurs, il est possible de déterminer une valeur caractéristique de l'effort de traction des assemblages à rupture conformément au dépouillement statistique de l'Annexe D de la norme NF EN 1990 [3]. Le coefficient de variation Vx étant supérieur à 10%, il est nécessaire de passer par une approche Vx inconnu.

Tableau 7-9 : Détermination de la valeur caractéristique de l'assemblage 2-2-3

Echantillon	mi	ln(mi)	(ln(mi)-moy)²	N essai	kn	sy	ks	mk
2-2-3-1	457.4	6.13	1.65E-02	5	Inconnu	14.45%	2.33	287.23
2-2-3-2	465.0	6.14	2.10E-02					
2-2-3-3	399.9	5.99	3.23E-05					
2-2-3-4	377.7	5.93	3.96E-03					
2-2-3-5	327.7	5.79	4.20E-02					
Moyenne	405.54	6.00						
Minimum	327.69							
Maximum	464.95							
Ecart type	57.20							
COV	14.11%							

A partir de ces hypothèses, il est possible de calculer la valeur caractéristique de l'effort de traction à rupture de l'assemblage de type 2-2-3 constitué des 8 broches selon l'équation suivante :

$$F_{t,Rk} = \exp\left(m_y - k_n \times 0,10\right) = \exp\left(6,00 - 2,33 \times 0,1445\right) = 287,23kN$$

8. - CONFIGURATION 3-2-1

8.1. ECHANTILLON

Pour rappel, la configuration d'essai consiste en un test de traction d'une barre en bois lamellé-collé comportant à chaque extrémité un assemblage constitué de 8 broches de diamètre 16 mm, répartie en 2 files de 4 broches et de deux plaques en âme. Le mode prévu pour ce type d'assemblage est un mode 2, dont la note de calculs a imposé les épaisseurs de bois extérieures à 49mm et une épaisseur intérieure à 78mm. L'assemblage a été renforcé par 32 vis de 6*160 plus une vis de fermeture afin d'éviter l'ouverture de l'assemblage. Une vue CAO est également présentée afin de visualiser la composition (cf. Figure 8-1).

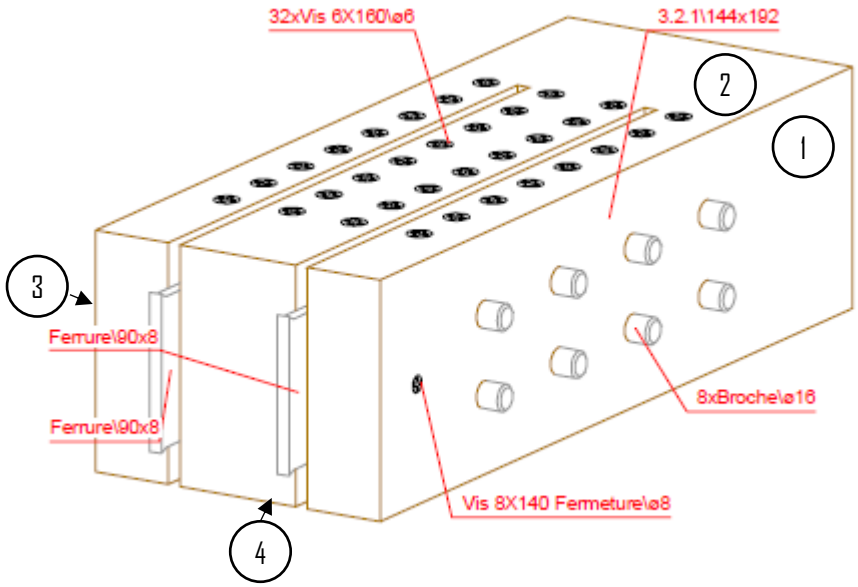


Figure 8-1 : Echantillon de la configuration 3-2-1

Le Tableau 8-1 présente la masse volumique par bois constituant un échantillon et la moyenne de la masse volumique de l'échantillon ramenée à 12% d'humidité.

Tableau 8-1 : Masse volumique des bois et de l'échantillon de la configuration 3-2-1

Configuration	Numéro d'échantillon	Masse volumique par bois [kg/m^3]	Masse volumique moyenne [kg/m^3]
3-2-1	1	508	502
		542	
		455	
	2	511	533
		511	
		578	
	3	514	508
		477	
		532	
	4	582	504
		468	
		461	
	5	540	474
		449	
		434	

8.2. RESULTATS

8.2.1. Echantillon 3-2-1-1

La Figure 8-2 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

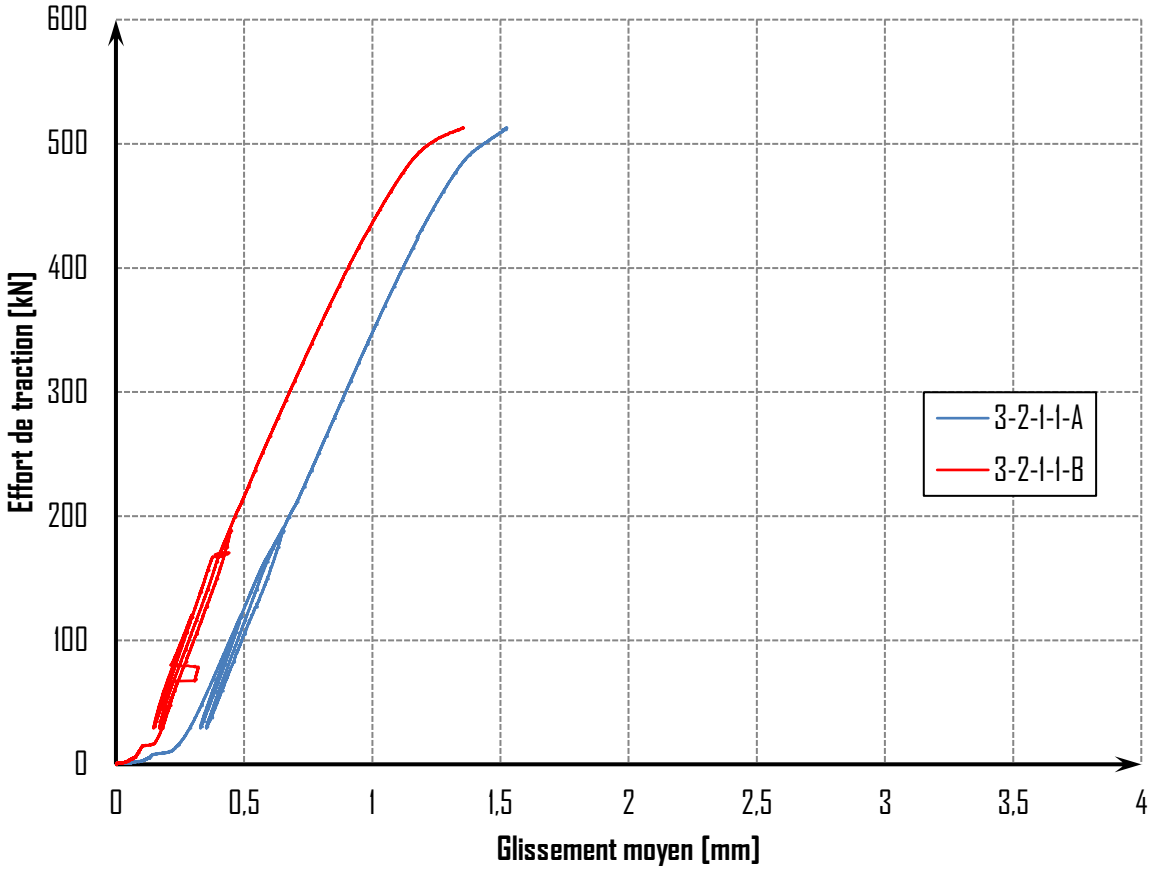
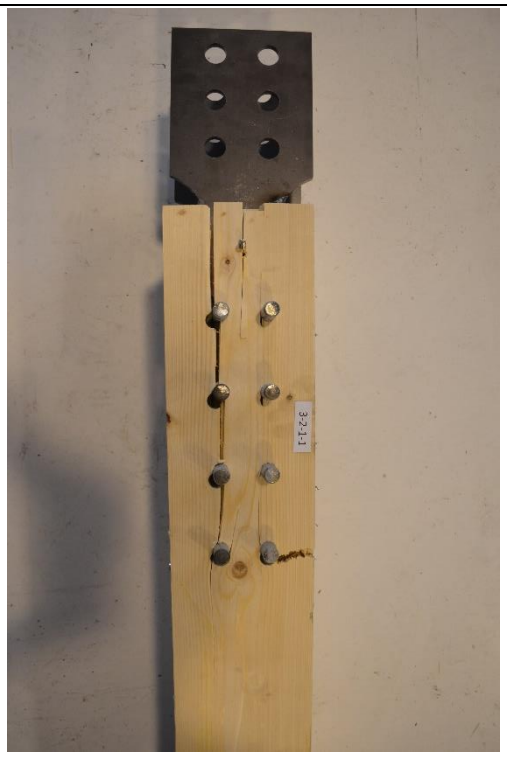


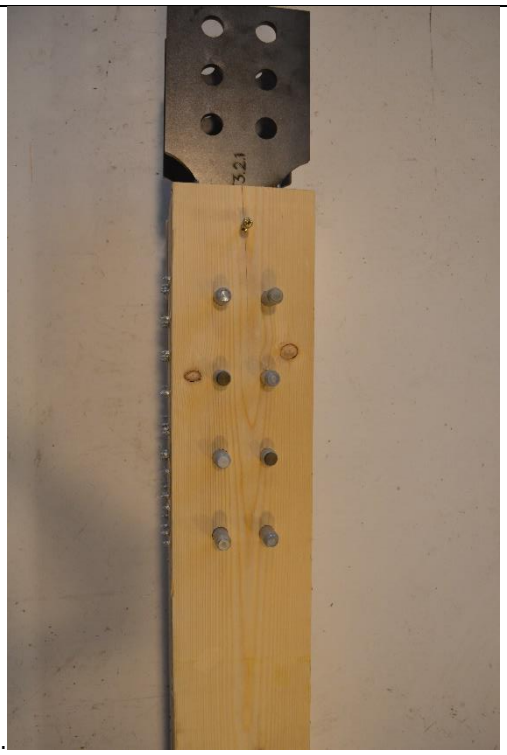
Figure 8-2 : Echantillon n°1 de la configuration 3-2-1

Le Tableau 8-2 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°3-2-1-1 où la rupture s'est produite.

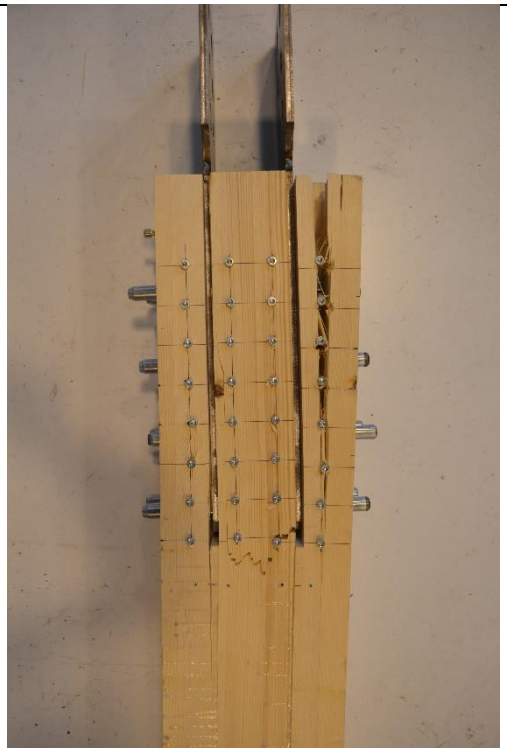
Tableau 8-2 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 3-2-1-1



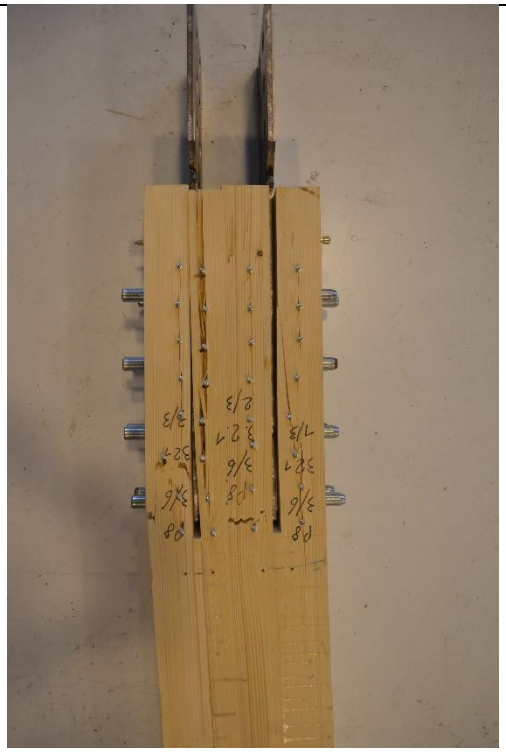
(1)



(3)



(2)



(4)

8.2.2. Echantillon 3-2-1-2

La Figure 8-3 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

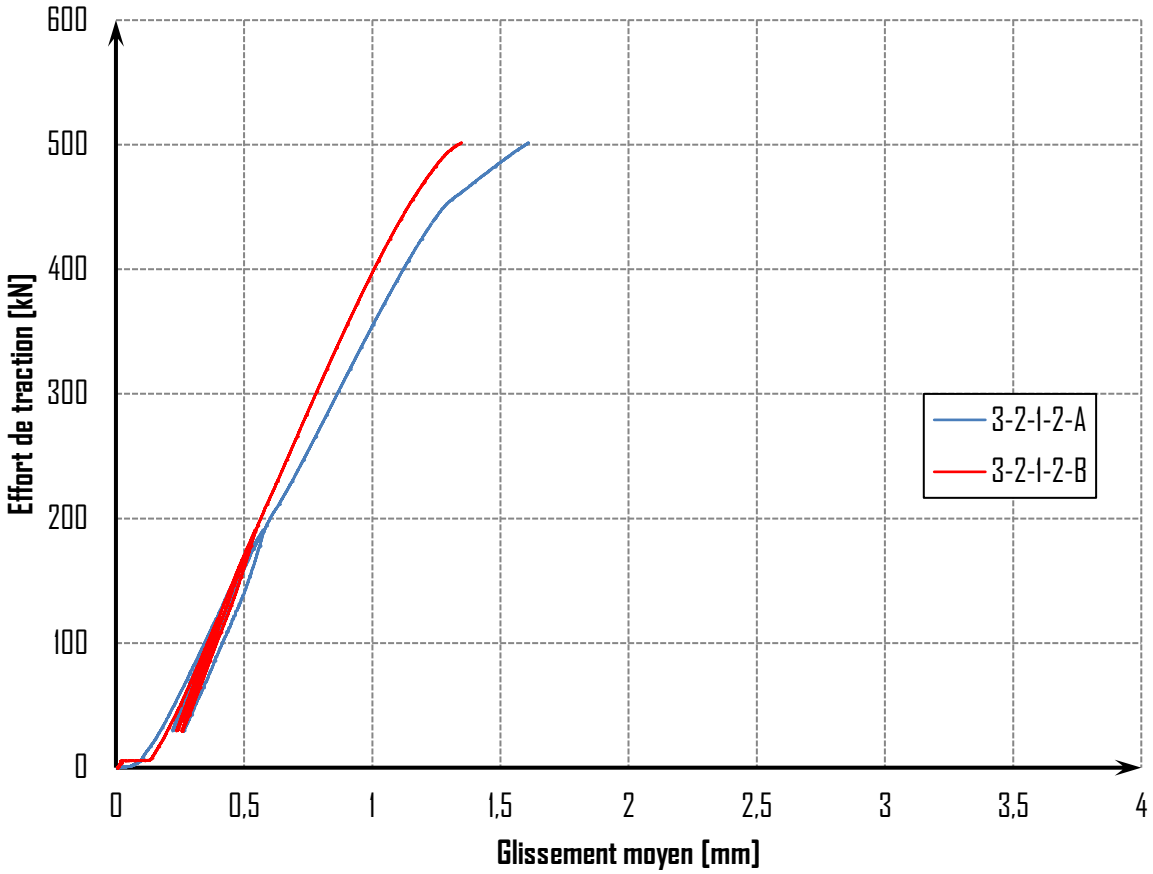
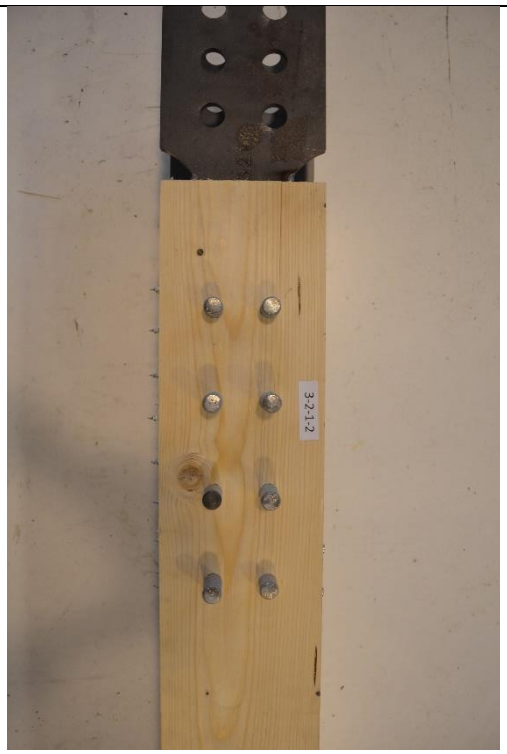


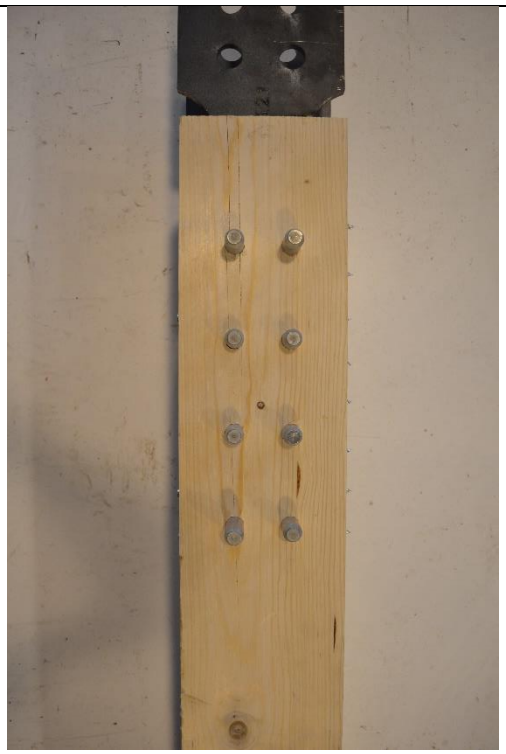
Figure 8-3 : Echantillon n°2 de la configuration 3-2-1

Le Tableau 8-3 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°3-2-1-2 où la rupture s'est produite.

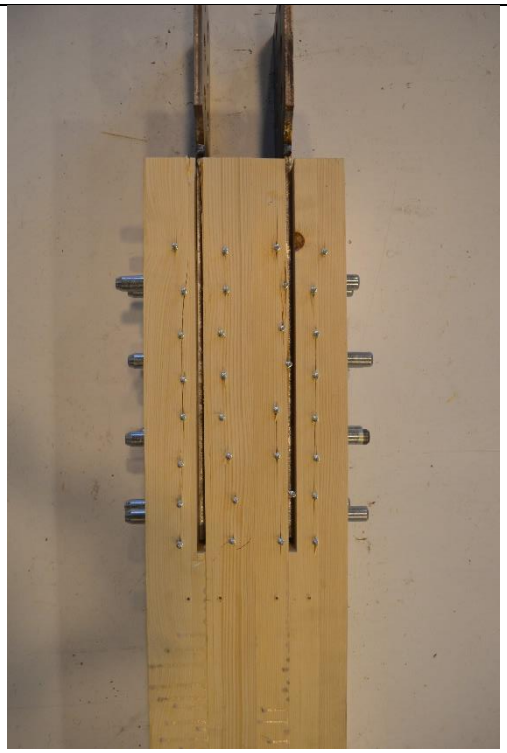
Tableau 8-3 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 3-2-1-2



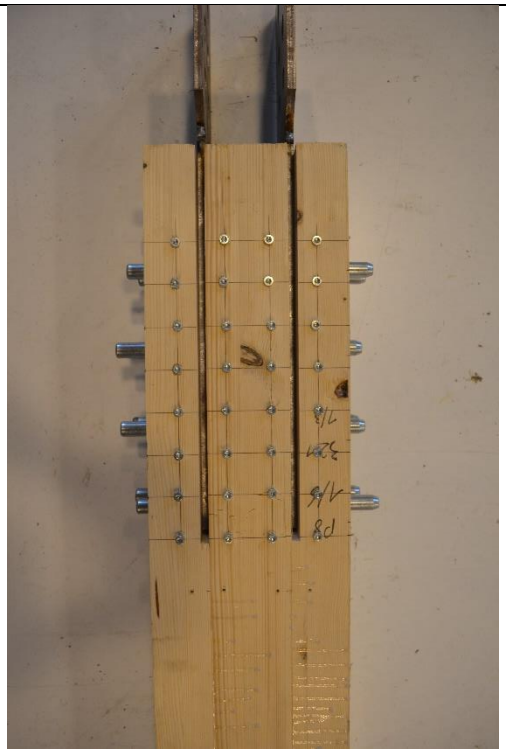
(1)



(3)



(2)



(4)

8.2.3. Echantillon 3-2-1-3

La Figure 8-4 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

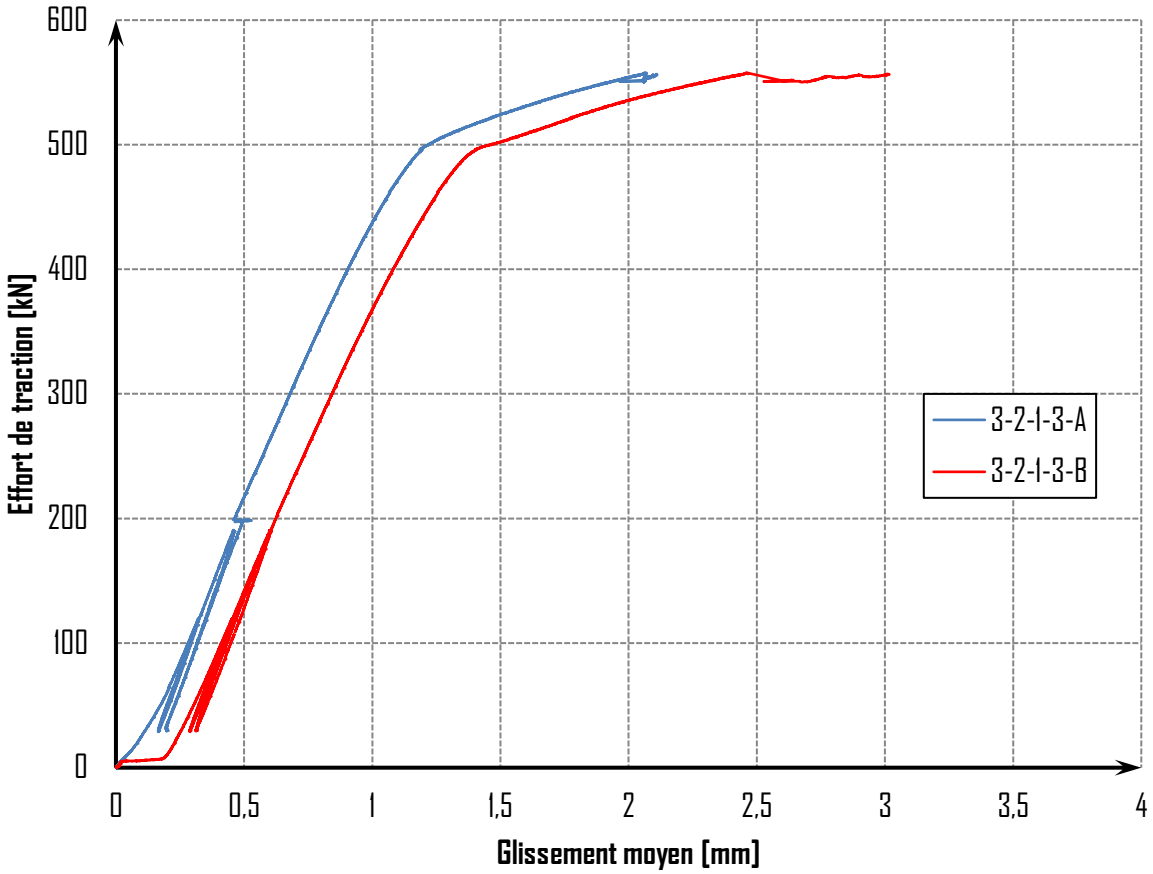


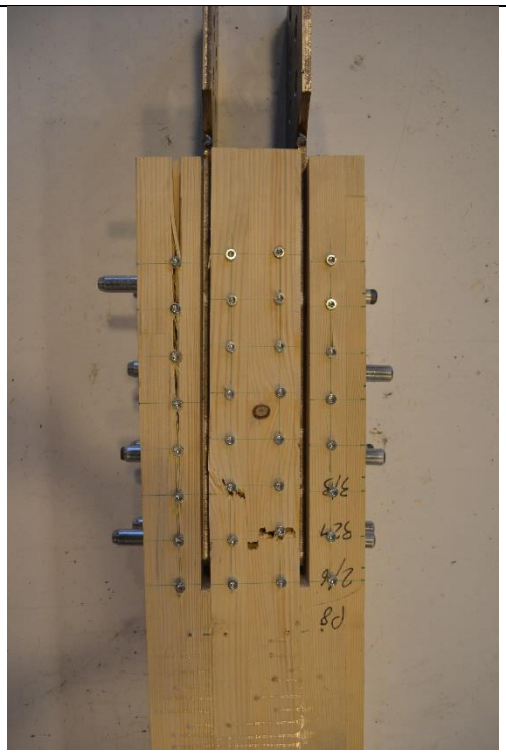
Figure 8-4 : Echantillon n°3 de la configuration 3-2-1

Le Tableau 8-4 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°3-2-1-3 où la rupture s'est produite.

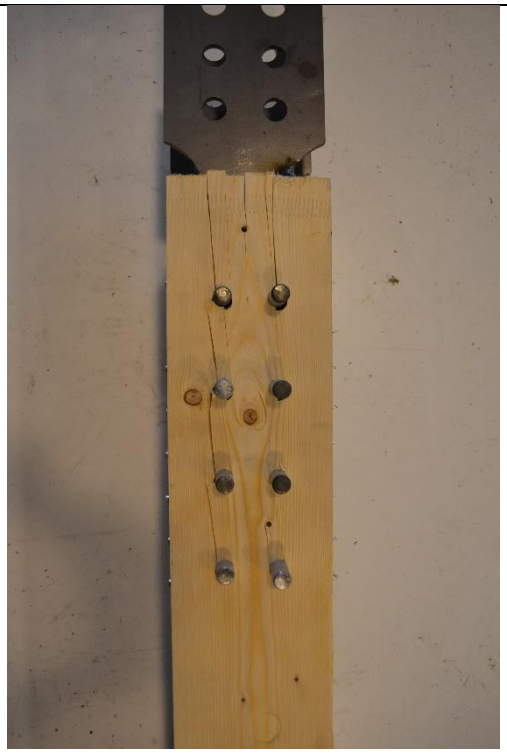
Tableau 8-4 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 3-2-1-3



(1)



(3)



(2)



(4)

8.2.4. Echantillon 3-2-1-4

La Figure 8-5 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

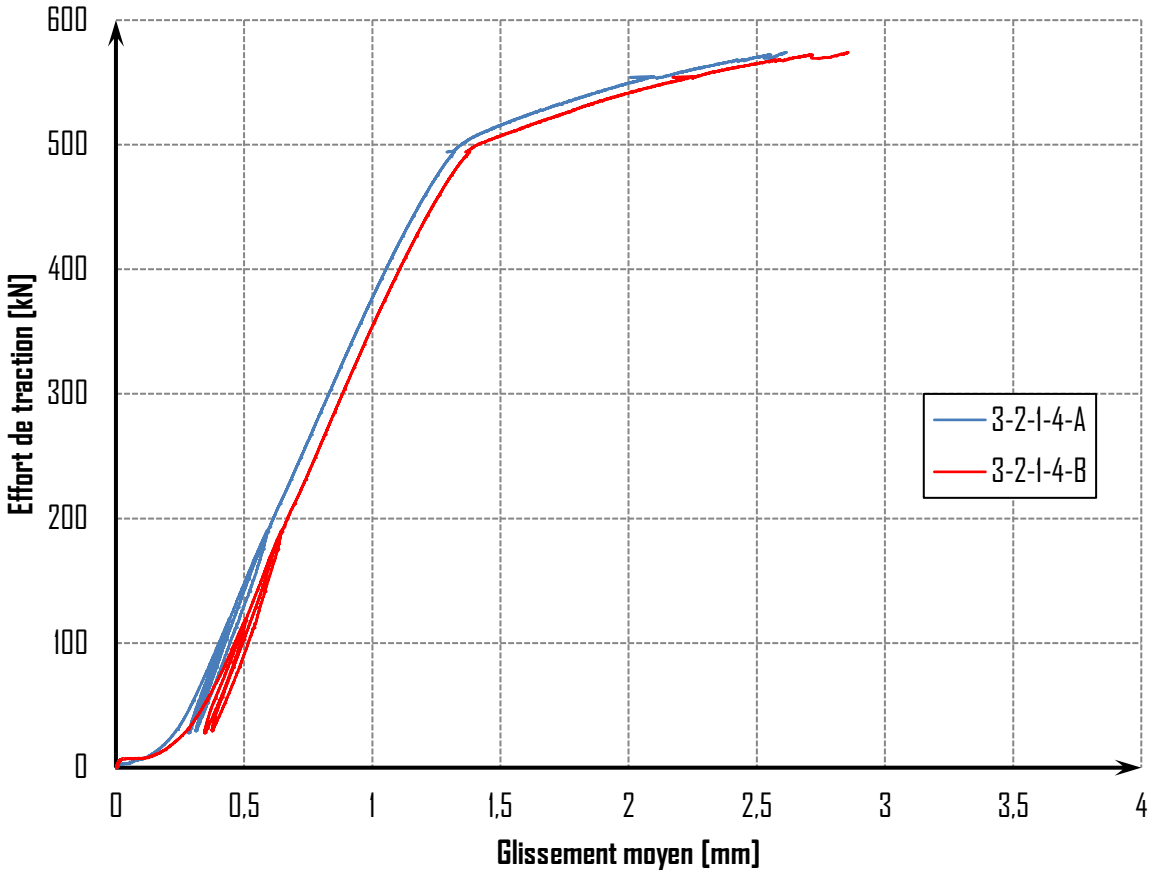


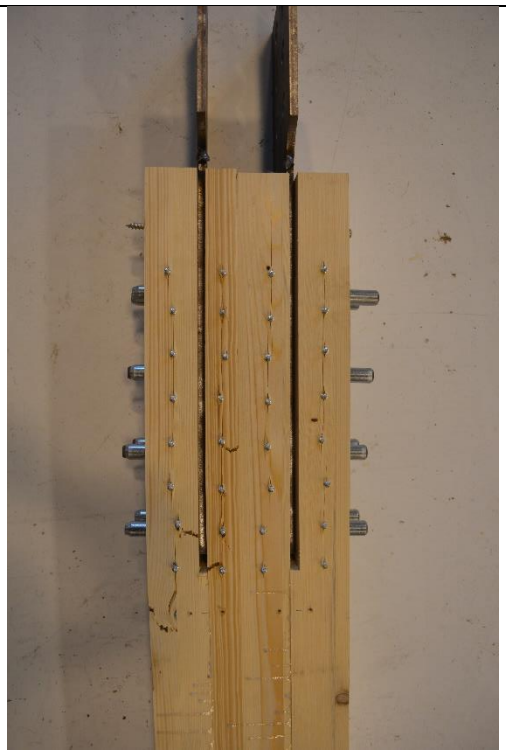
Figure 8-5 : Echantillon n°4 de la configuration 3-2-1

Le Tableau 8-5 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°3-2-1-4 où la rupture s'est produite.

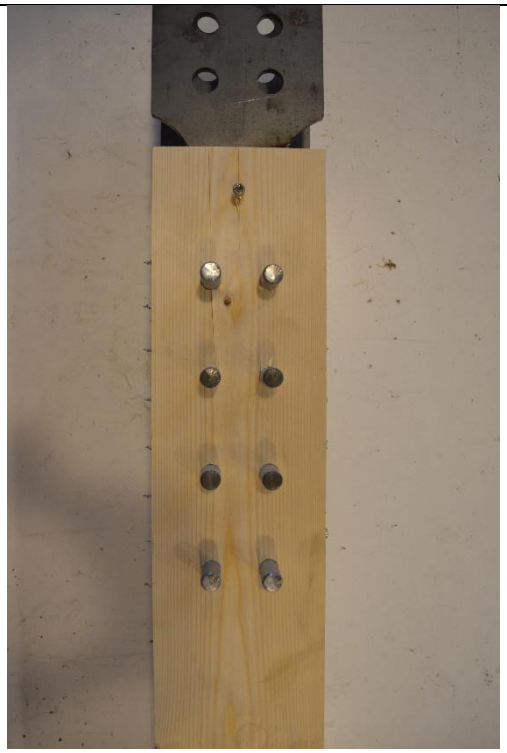
Tableau 8-5 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 3-2-1-4



(1)



(3)



(2)



(4)

8.2.5. Echantillon 3-2-1-5

La Figure 8-6 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

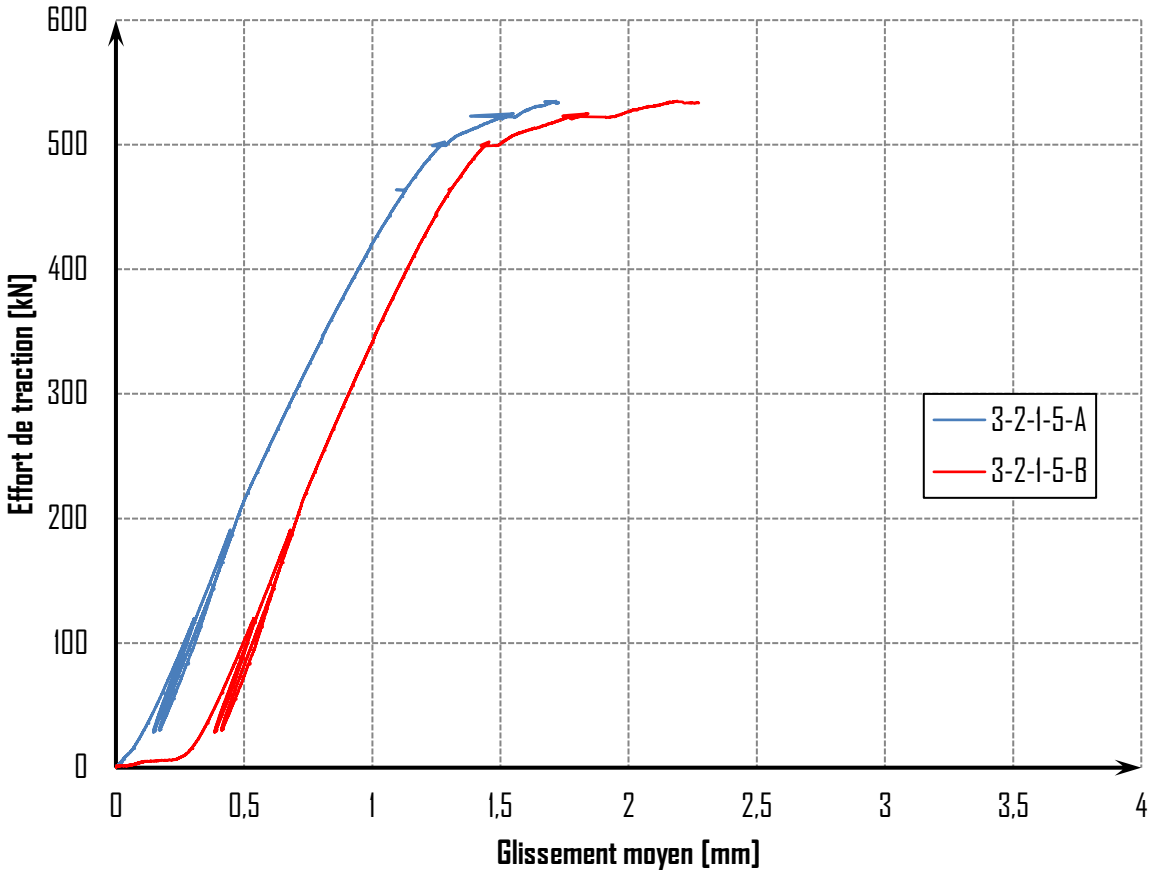
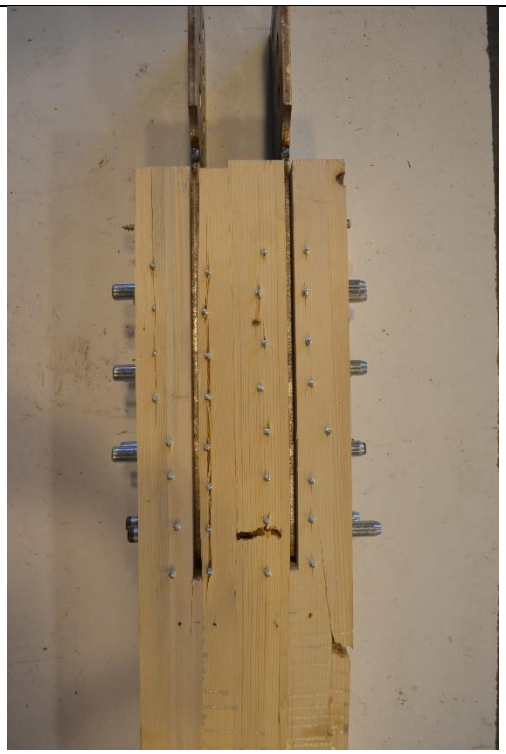
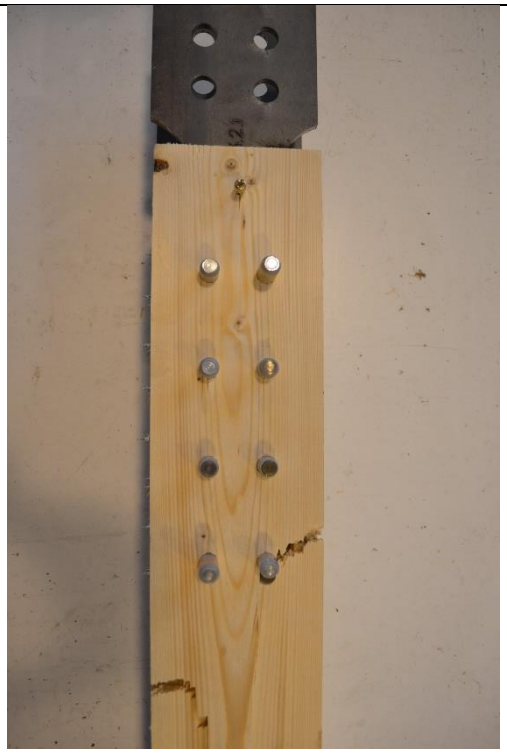
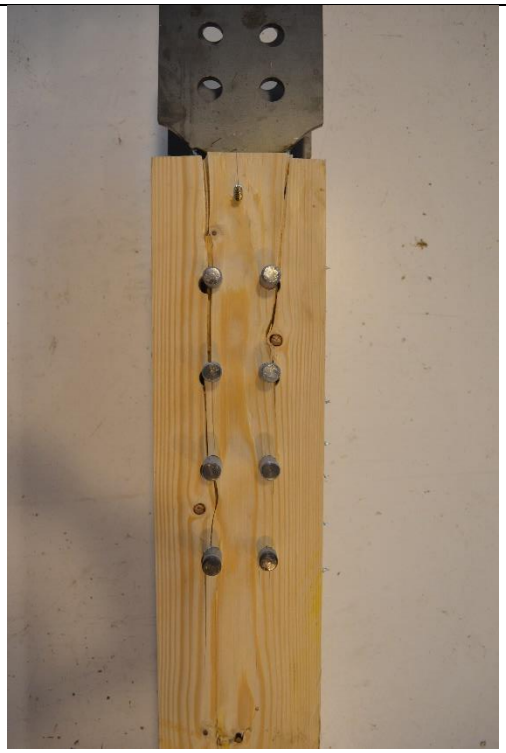


Figure 8-6 : Echantillon n°5 de la configuration 3-2-1

Le Tableau 8-6 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°3-2-1-5 où la rupture s'est produite.

Tableau 8-6 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 3-2-1-5

 (1)	 (3)
 (2)	 (4)

8.2.6. Synthèse

La Figure 8-7 présente les courbes de l'effort de traction dans les deux assemblages en fonction du glissement moyen obtenu à chaque extrémité de l'échantillon. Les résultats montrent un comportement semblable pour l'ensemble des échantillons. La Figure 8-8 présente un zoom des mêmes courbes pour un effort maximum de 140kN et un glissement de 1 mm maximum.

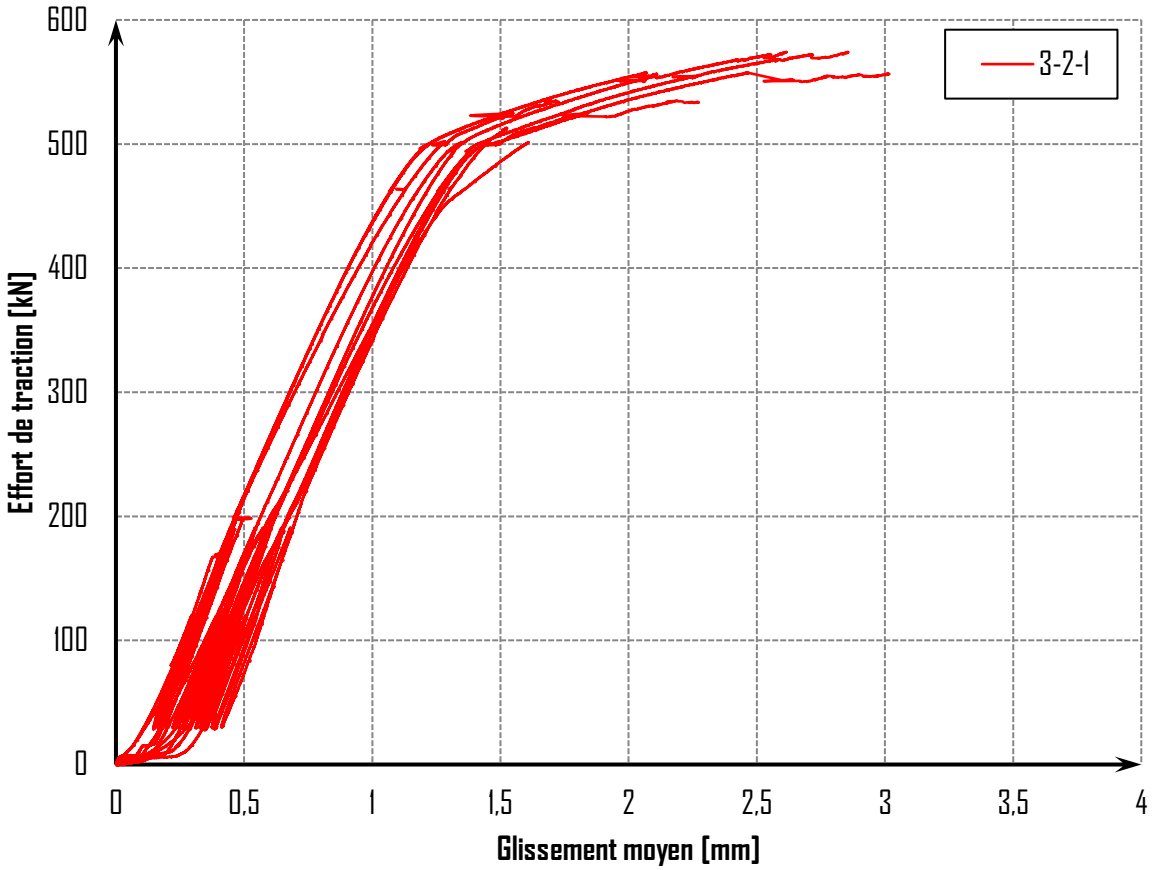


Figure 8-7 : Evolution de l'effort de traction en fonction du glissement moyen des échantillons de la configuration 3-2-1

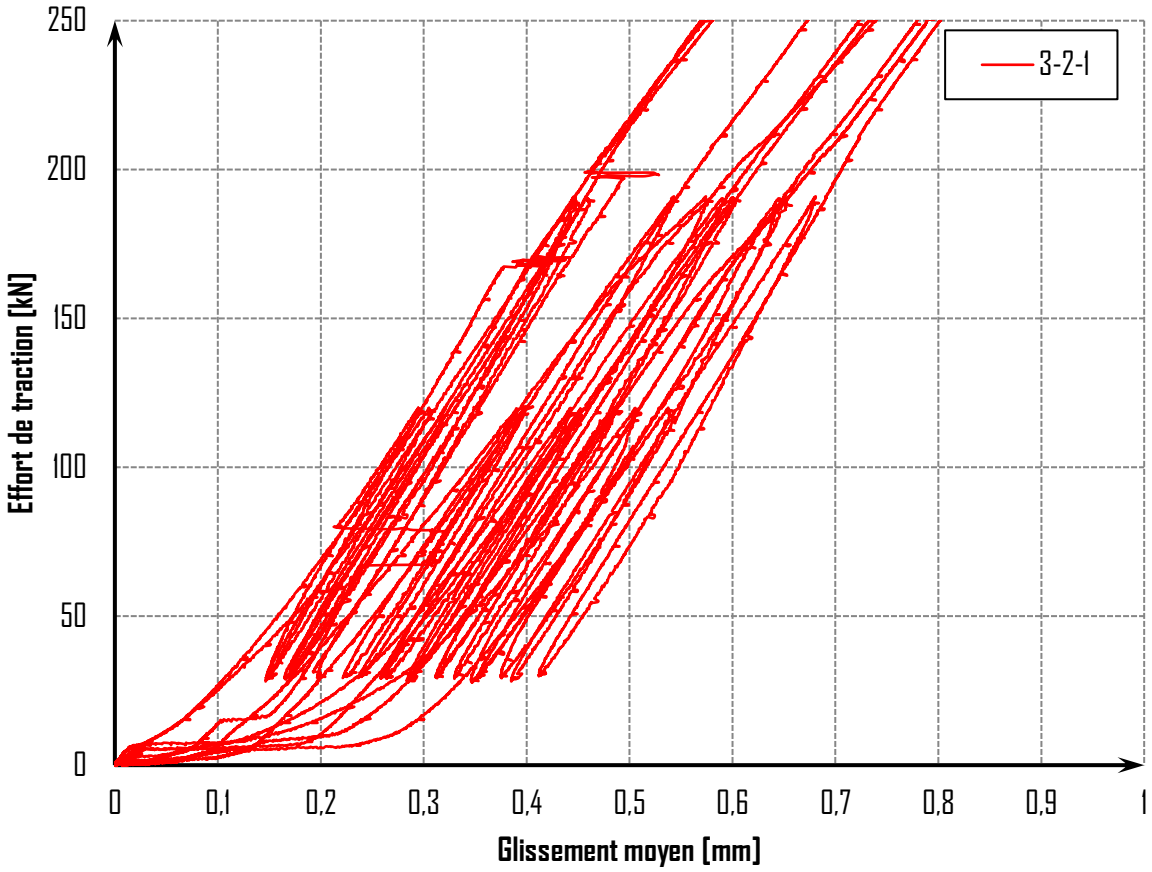


Figure 8-8 : Evolution de l'effort de traction en fonction du glissement moyen des échantillons de la configuration 3-2-1

Le Tableau 8-7 présent les valeurs des efforts de traction ainsi que les modes de rupture observés sur les faces 1 et 3 du côté de la rupture. Le

Tableau 8-8 présente les valeurs des raideurs d'assemblages définis selon le protocole d'essais rappelé dans ce présent document.

Tableau 8-7 : Résultats des efforts de traction [kN] ainsi que du mode rupture

Echantillon	Effort	Masse volumique	Type de rupture
3-2-1-1	515.1	502	L
			SN
			L
3-2-1-2	500.7	533	Fendage
			SN
			Fendage
3-2-1-3	563.6	508	C
			SN
			CL
3-2-1-4	576.8	504	C
			LP (tef=35)/CLP
			CP (tef=25)
3-2-1-5	535.0	474	SN
			SNP (tef=50)/CLP
			C
Moyenne	**538.26**	504	
Maximum	576.79	533	
Minimum	500.75	474	
Ecart type	31.95	20.93	
COV	5.93%	4.2%	

Tableau 8-8 : Résultats des raideurs d'assemblage [kN/mm] et des jeux initiaux

Echantillon	K_{ser}	$K_{el,unload}$	$K_{el,reload}$	$K_{el,ELU,unload}$	$K_{el,ELU,reload}$	Jeu
3-2-1-1	438.09	585.54	542.90	524.11	531.84	0.22
	577.59	605.55	536.65	571.17	566.24	0.13
3-2-1-2	392.91	557.03	500.15	515.25	500.61	0.10
	476.91	590.49	546.15	569.01	556.89	0.15
3-2-1-3	517.34	602.00	549.27	598.34	561.44	0.08
	469.55	566.51	517.86	559.65	539.20	0.20
3-2-1-4	468.08	593.95	543.27	575.51	554.81	0.19
	461.20	628.54	532.40	630.38	579.46	0.24
3-2-1-5	482.40	583.22	525.00	605.44	538.98	0.06
	485.87	547.05	547.05	633.42	563.54	0.29
Moyenne	**476.99**	**585.99**	**534.07**	**578.23**	**549.30**	**0.16**
Maximum	577.59	628.54	549.27	633.42	579.46	0.29
Minimum	392.91	547.05	500.15	515.25	500.61	0.06
Ecart type	48.10	24.21	15.68	39.85	22.41	0.08
COV	10.08%	4.13%	2.94%	6.89%	4.08%	45.79%

8.2.7. Analyse statistique

L'annexe D de la norme NF EN 1990 Partie D7 [3] fournie deux approches permettant de déterminer une propriété caractéristique d'un produit, dans le cas présent, l'effort de traction caractéristique. Il a été choisi que les données soient dépouillées en suivant une loi Log Normale, ce qui, comme le précise l'annexe D [3], présente l'avantage d'exclure les valeurs négatives.

La première approche suppose que le coefficient de variation (COV) Vx est inconnu tandis que la deuxième approche suppose que le COV est parfaitement connu.

Dans le tableau ci-dessous, les valeurs des efforts de traction à rupture de l'assemblage complet sont présentées. A partir de ces valeurs, il est possible de déterminer une valeur caractéristique de l'effort de traction des assemblages à rupture conformément au dépouillement statistique de l'Annexe D de la norme NF EN 1990 [3]. Le coefficient de variation Vx étant inférieur à 10%, il est nécessaire de passer par une approche Vx connu. Cependant, aucune analogie n'est possible.

Tableau 8-9 : Détermination de la valeur caractéristique de l'assemblage 3-2-1

Echantillon	mi	ln(mi)	(ln(mi)-moy)²	N essai	kn	sy	Analogie	sy cor	ks	mk
3-2-1-1	515.1	6.24	1.81E-03	5	Connu	5.93%	Non	10.00%	1.80	448.96
3-2-1-2	500.7	6.22	5.02E-03							
3-2-1-3	563.6	6.33	2.25E-03							
3-2-1-4	576.8	6.36	4.98E-03							
3-2-1-5	535.0	6.28	2.14E-05							
Moyenne	538.26	6.29								
Minimum	500.75									
Maximum	576.79									
Ecart type	31.95									
COV	5.93%									

A partir de ces hypothèses, il est possible de calculer la valeur caractéristique de l'effort de traction à rupture de l'assemblage de type 3-2-1 constitué des 8 broches selon l'équation suivante :

$$F_{t,Rk} = \exp\left(m_y - k_n \times 0,10\right) = \exp\left(6,29 - 1,80 \times 0,10\right) = 448,96kN$$

9. - CONFIGURATION 3-2-2

9.1. ECHANTILLON

Pour rappel, la configuration d'essai consiste en un test de traction d'une barre en bois lamellé-collé comportant à chaque extrémité un assemblage constitué de 8 broches de diamètre 16 mm, répartie en 2 files de 4 broches et de deux plaques en âme. Le mode prévu pour ce type d'assemblage est un mode 5, dont la note de calculs a imposé les épaisseurs de bois extérieures à 90mm et une épaisseur intérieure à 125mm. L'assemblage a été renforcé par 32 vis de 8*160 plus une vis de fermeture afin d'éviter l'ouverture de l'assemblage. Une vue CAO est également présentée afin de visualiser la composition (cf. Figure 9-1).

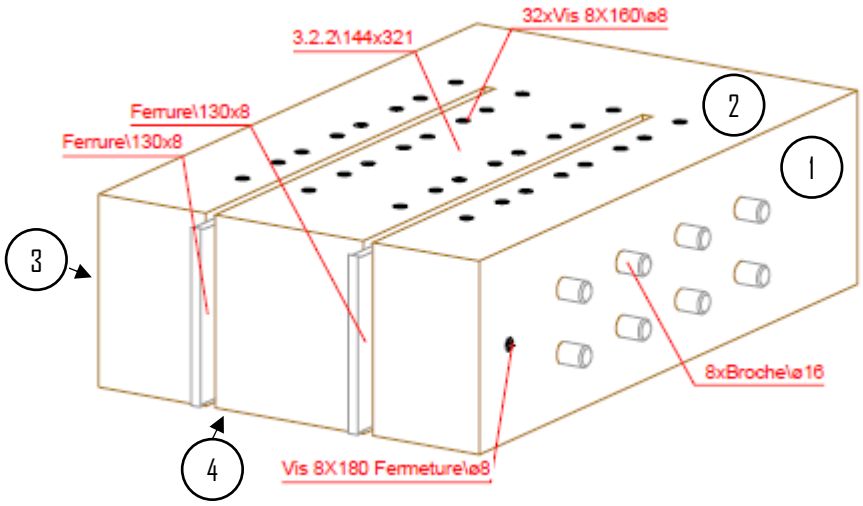


Figure 9-1 : Echantillon de la configuration 3-2-2

Le Tableau 9-1 présente la masse volumique par bois constituant un échantillon et la moyenne de la masse volumique de l'échantillon ramenée à 12% d'humidité.

Tableau 9-1 : Masse volumique des bois et de l'échantillon de la configuration 3-2-2

Configuration	Numéro d'échantillon	Masse volumique par bois [kg/m^3]	Masse volumique moyenne [kg/m^3]
3-2-2	1	467	457
		460	
		443	
	2	461	462
		485	
		438	
	3	469	473
		449	
		503	
	4	440	464
		498	
		454	
	5	466	490
		499	
		506	

9.2. RESULTATS

9.2.1. Echantillon 3-2-2-1

La Figure 9-2 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

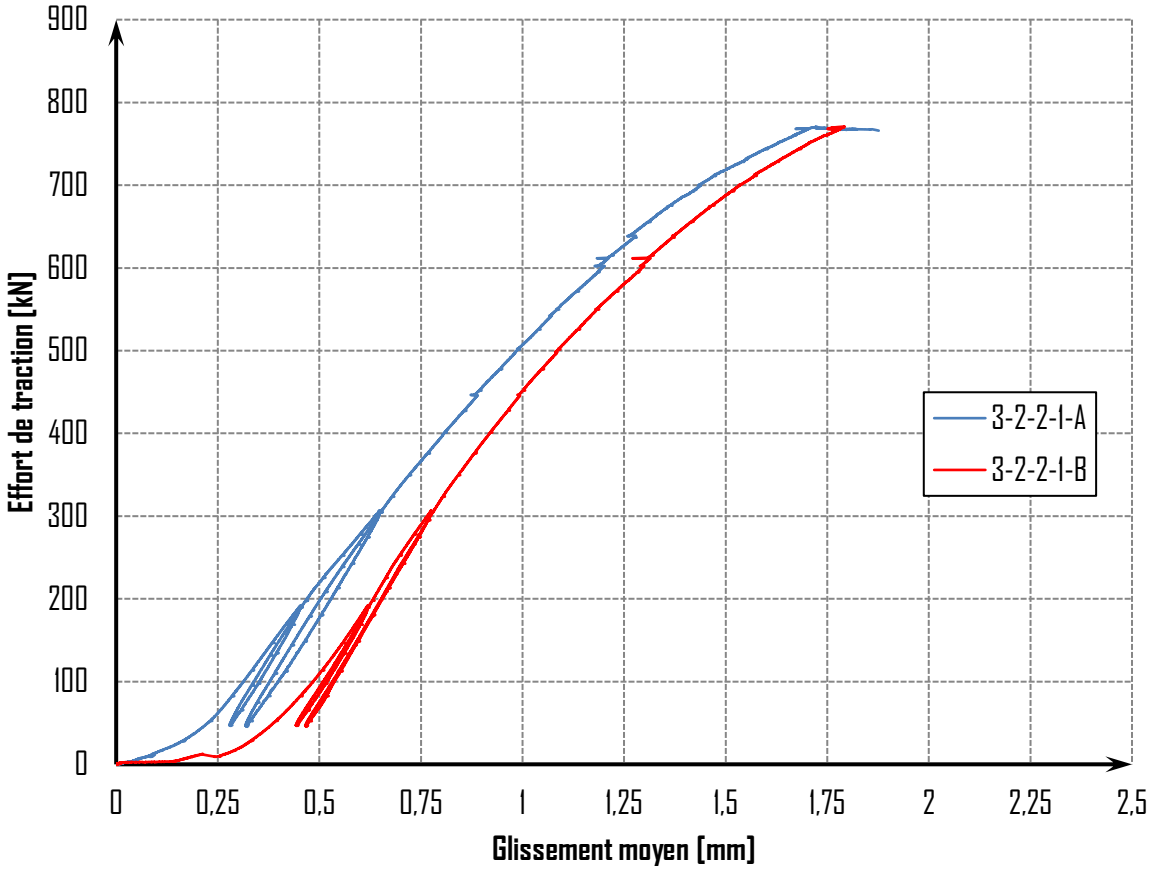


Figure 9-2 : Echantillon n°1 de la configuration 3-2-2

Le Tableau 9-2 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°3-2-2-1 où la rupture s'est produite.

Tableau 9-2 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 3-2-2-1

<table>
<tr>
<td>

(1)</td>
<td>

(3)</td>
</tr>
<tr>
<td>
(2)</td>
<td>
(4)</td>
</tr>
</table>

9.2.2. Echantillon 3-2-2-2

La Figure 9-3 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

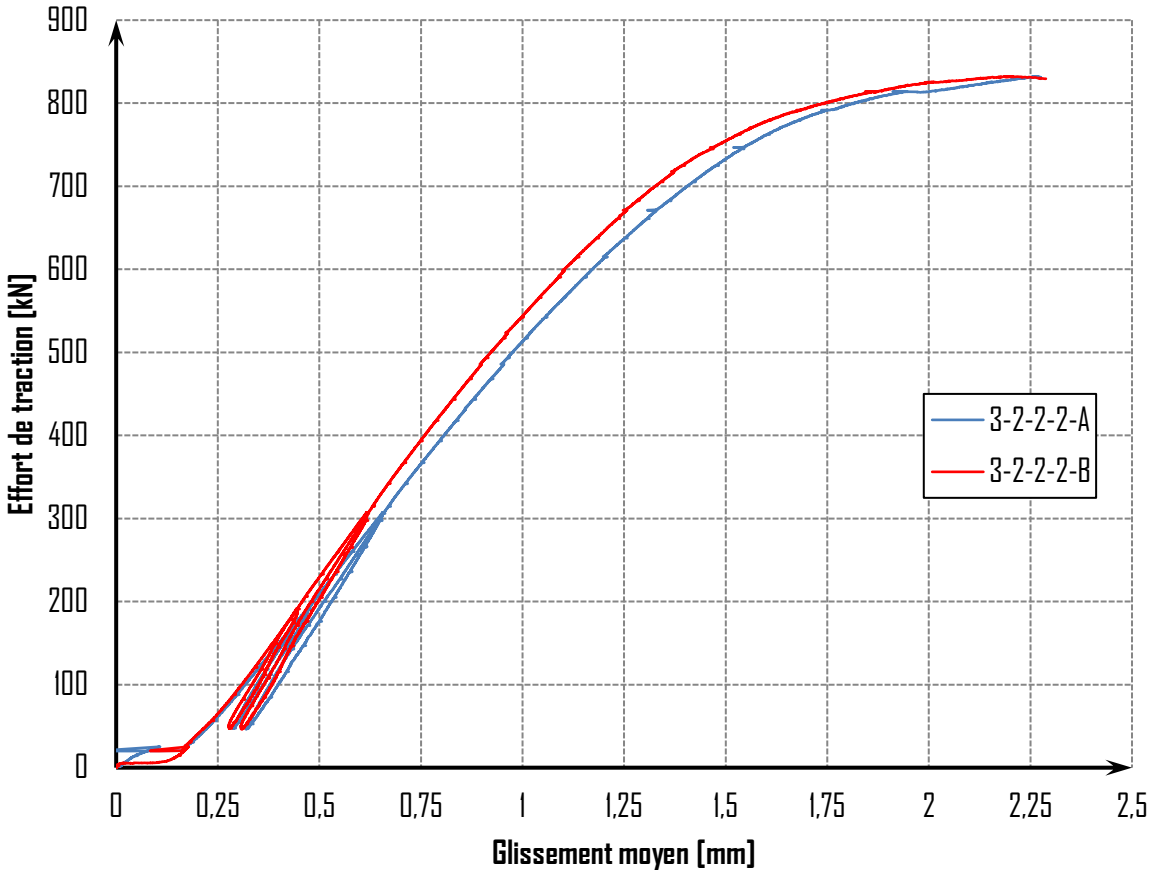


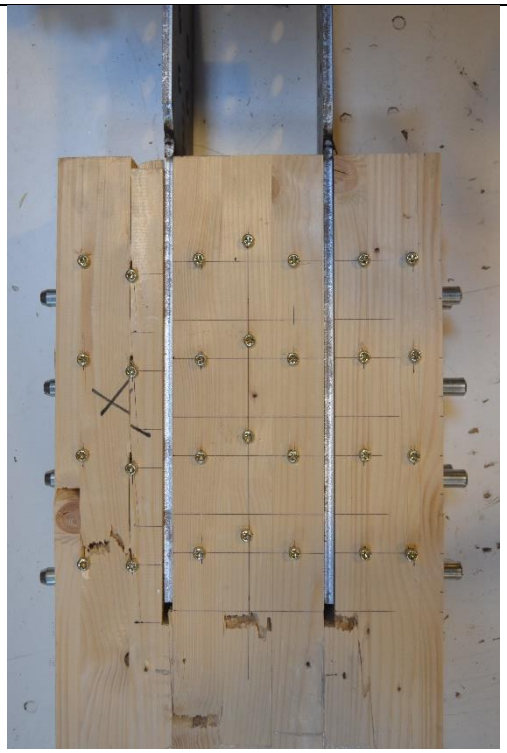
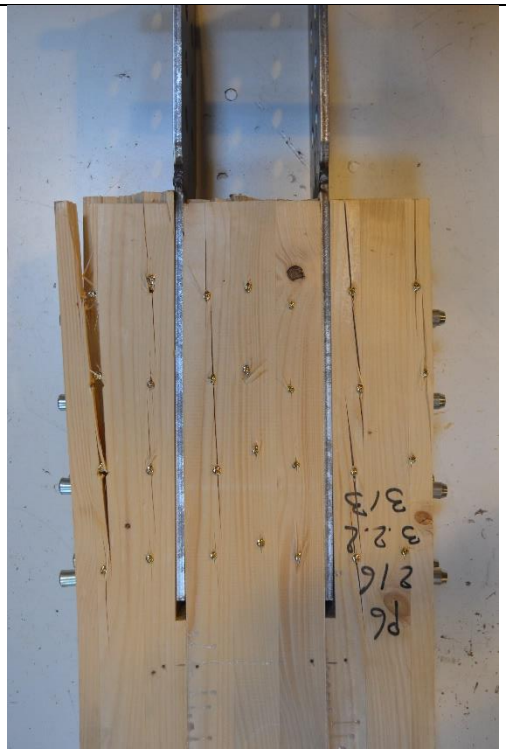
Figure 9-3 : Echantillon n°2 de la configuration 3-2-2

Le Tableau 9-3 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°3-2-2-2 où la rupture s'est produite.

Tableau 9-3 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 3-2-2-2

<table>
<tr>
<td>

(1)</td>
<td>

(3)</td>
</tr>
<tr>
<td>
(2)</td>
<td>
(4)</td>
</tr>
</table>

9.2.3. Echantillon 3-2-2-3

La Figure 9-4 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

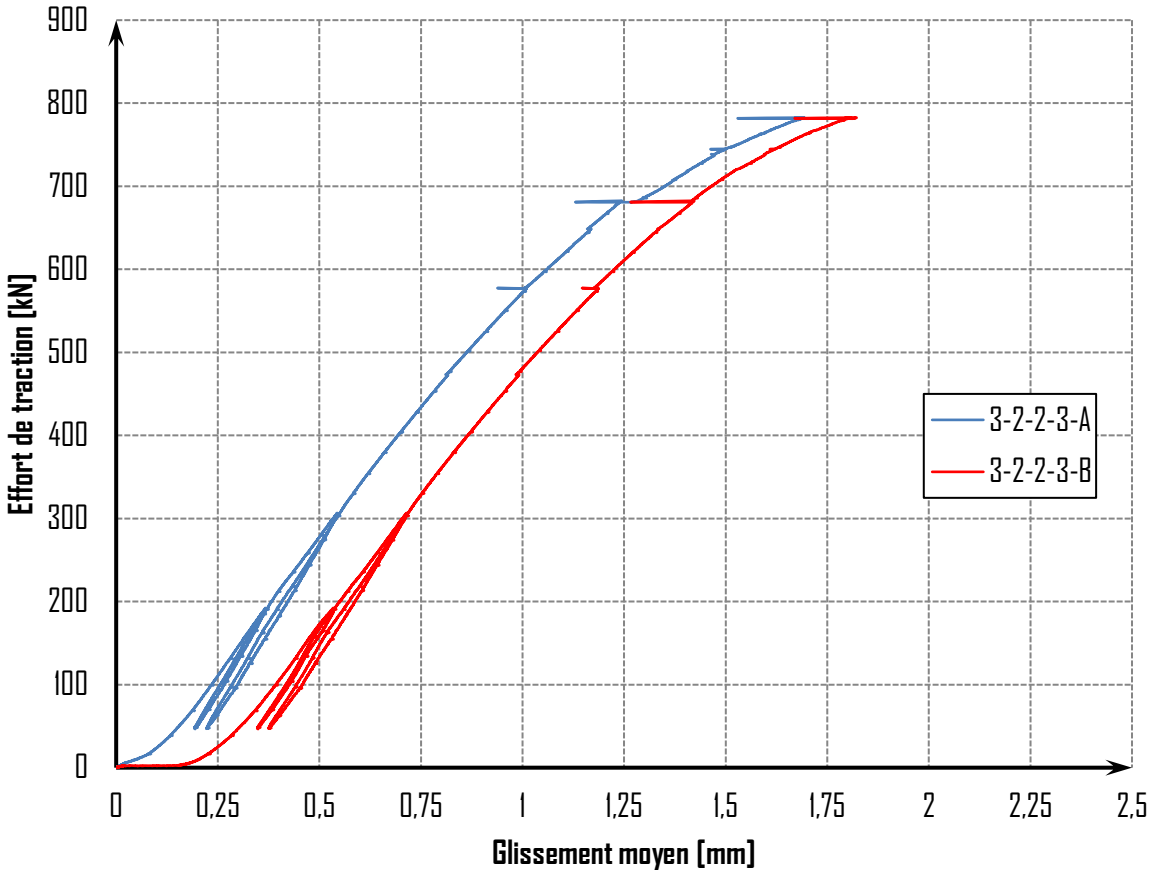


Figure 9-4 : Echantillon n°3 de la configuration 3-2-2

Le Tableau 9-4 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°3-2-2-3 où la rupture s'est produite.

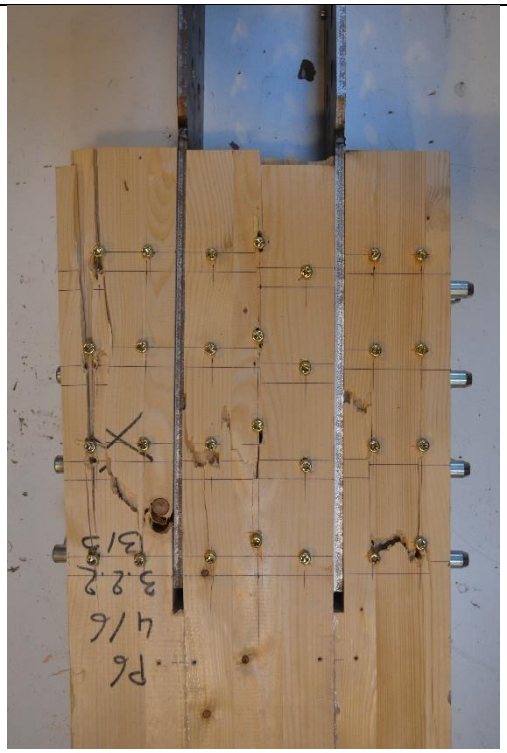
Tableau 9-4 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 3-2-2-3



(1)



(3)



(2)



(4)

9.2.4. Echantillon 3-2-2-4

La Figure 9-5 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

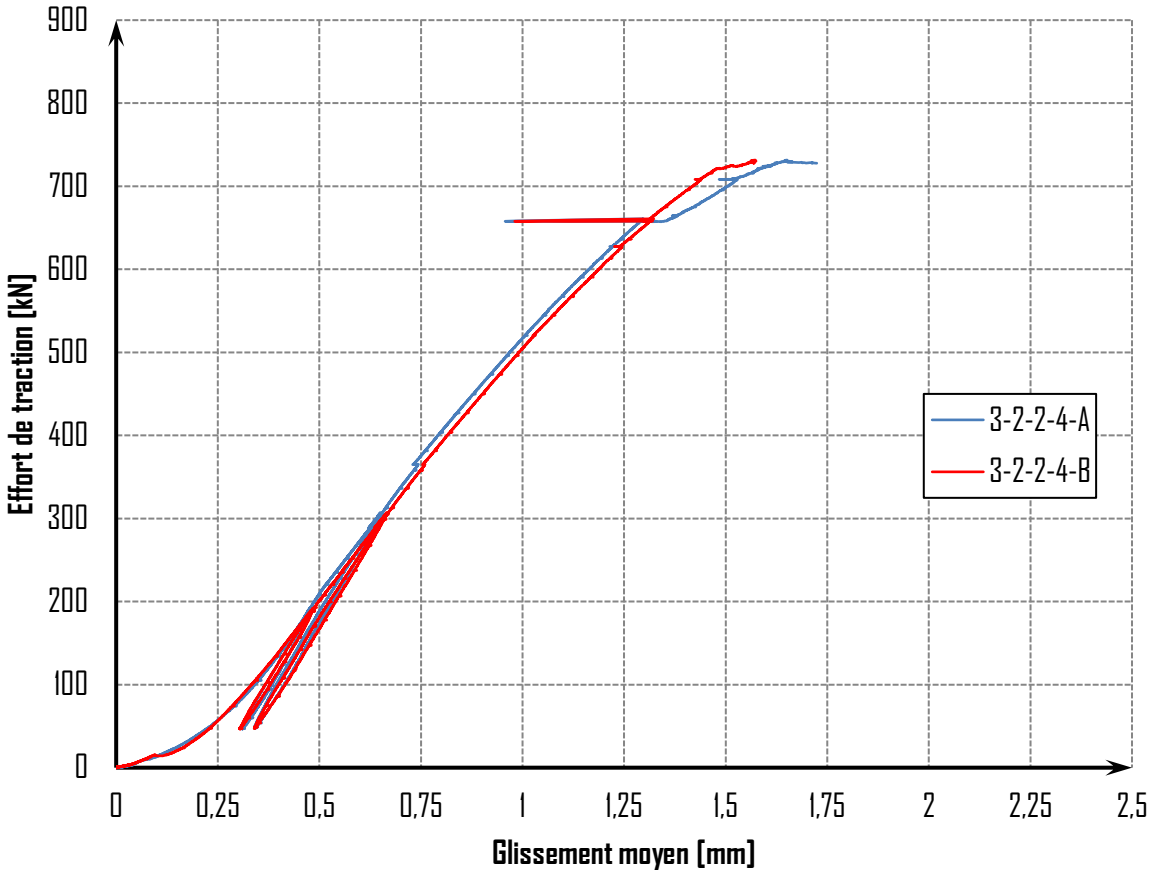


Figure 9-5 : Echantillon n°4 de la configuration 3-2-2

Le Tableau 9-5 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°3-2-2-4 où la rupture s'est produite.

Tableau 9-5 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 3-2-2-4

 (1)	 (3)
 (2)	 (4)

9.2.5. Echantillon 3-2-2-5

La Figure 9-6 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

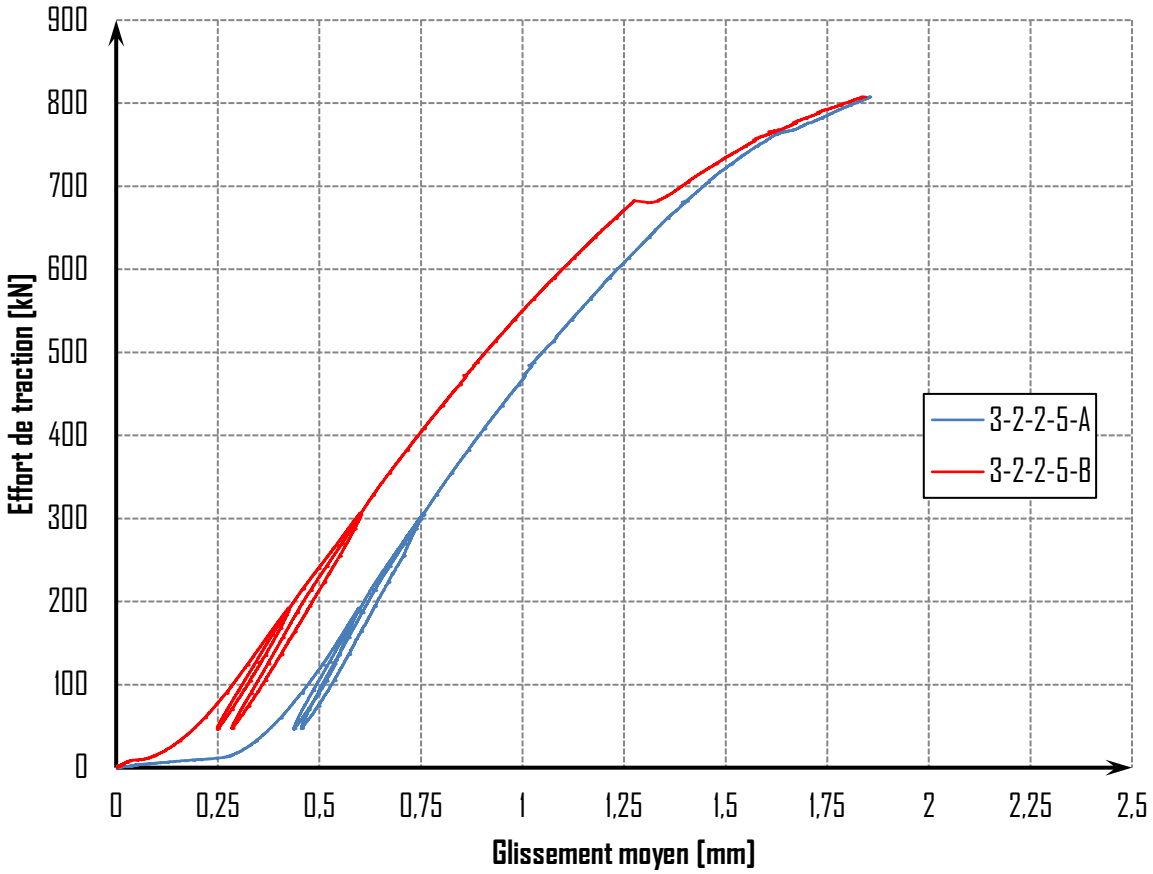


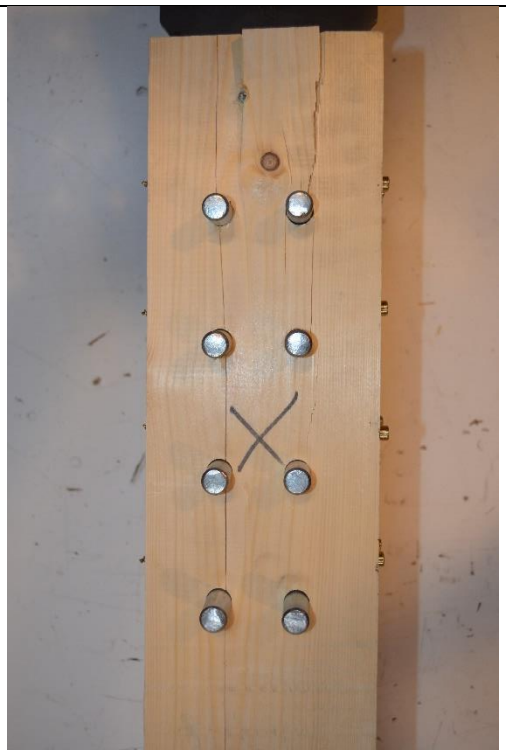
Figure 9-6 : Echantillon n°5 de la configuration 3-2-2

Le Tableau 9-6 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°3-2-2-5 où la rupture s'est produite.

Tableau 9-6 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 3-2-2-5



(1)



(3)



(2)



(4)

9.2.6. Synthèse

La Figure 9-7 présente les courbes de l'effort de traction dans les deux assemblages en fonction du glissement moyen obtenu à chaque extrémité de l'échantillon. Les résultats montrent un comportement semblable pour l'ensemble des échantillons. La Figure 9-8 présente un zoom des mêmes courbes pour un effort maximum de 200kN et un glissement de 1 mm maximum.

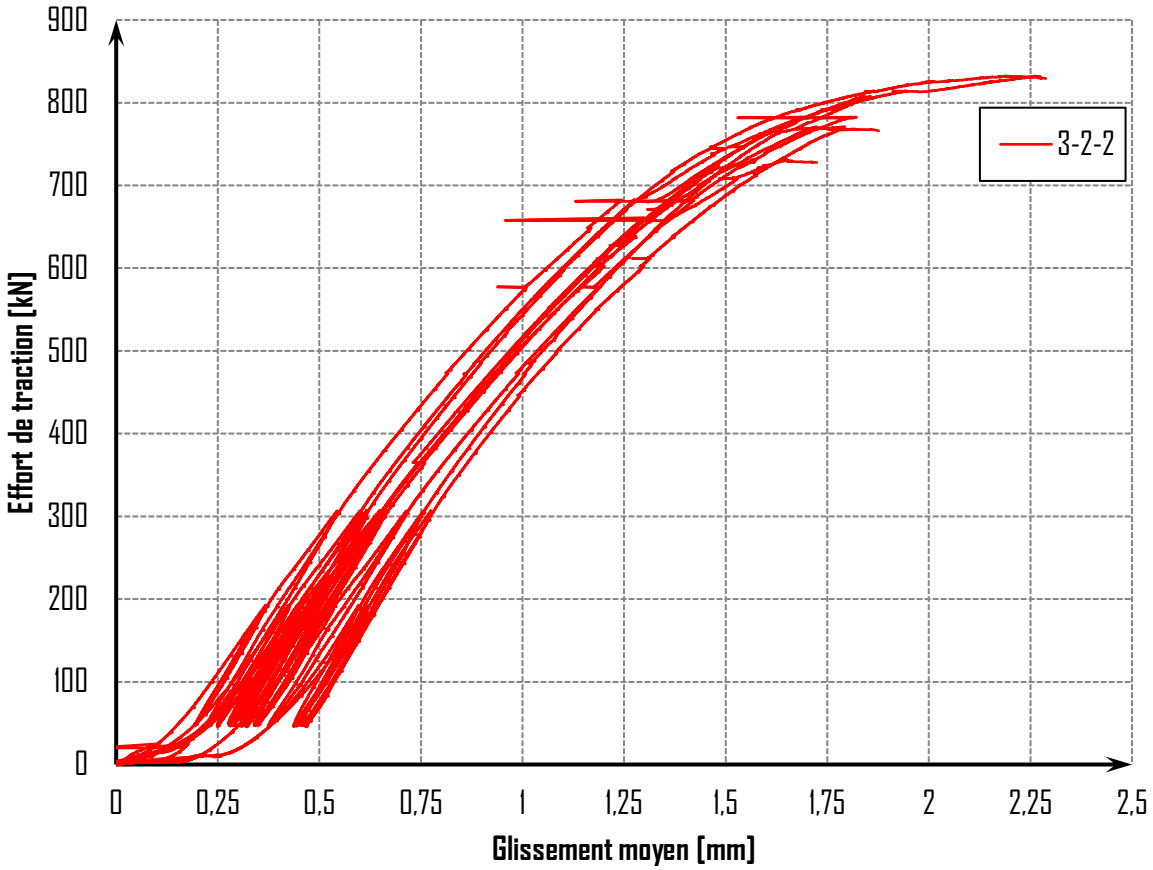


Figure 9-7 : Evolution de l'effort de traction en fonction du glissement moyen des échantillons de la configuration 3-2-2

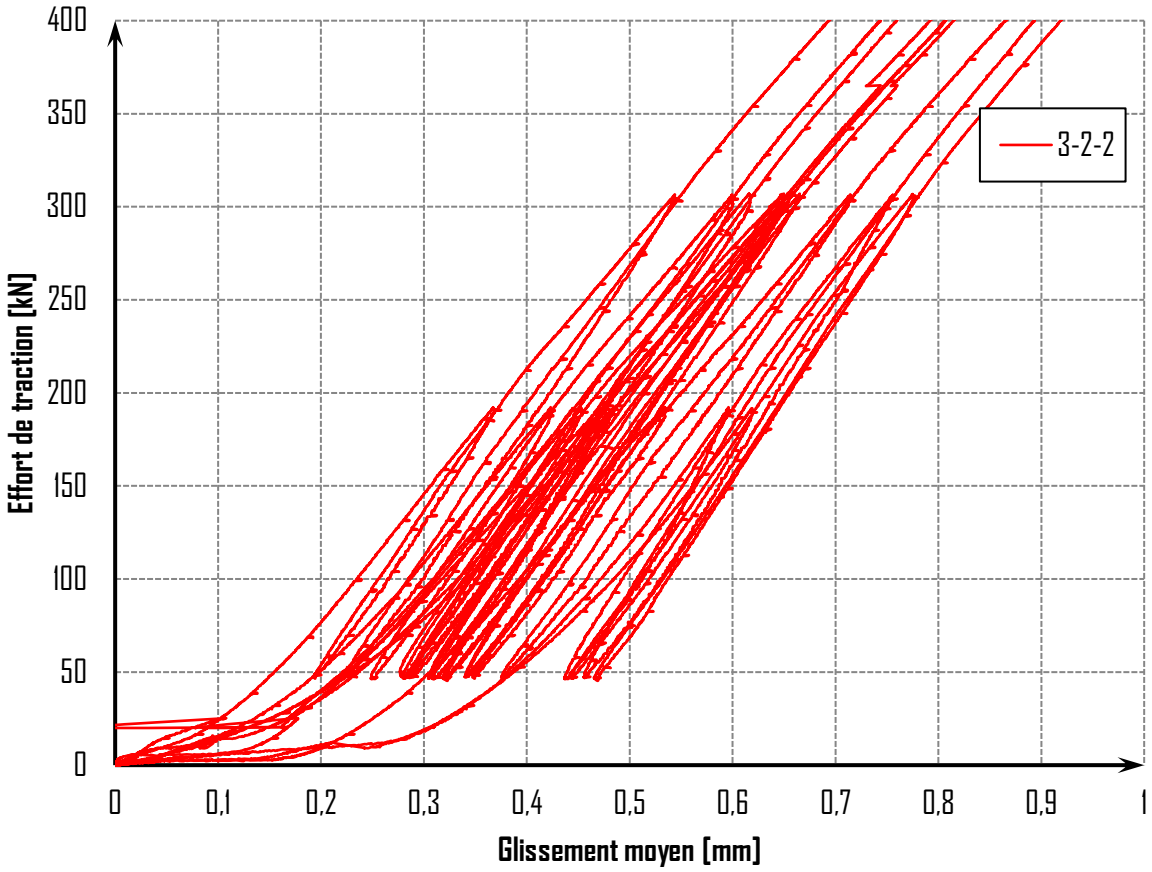


Figure 9-8 : Evolution de l'effort de traction en fonction du glissement moyen des échantillons de la configuration 3-2-2

Le Tableau 9-7 présente les valeurs des efforts de traction ainsi que les modes de rupture observés sur les faces 1 et 3 du côté de la rupture. Le

Tableau 9-8 présente les valeurs des raideurs d'assemblages définis selon le protocole d'essais rappelé dans ce présent document.

Tableau 9-7 : Résultats des efforts de traction [kN] ainsi que du mode rupture

Echantillon	Effort	Masse volumique	Type de rupture
3-2-2-1	771.0	457	LP (tef 70)
			SNP (tef 50)/C (tef 113)
			L
3-2-2-2	832.1	462	L
			L
			L
3-2-2-3	782.4	473	SNP (tef 24) /L
			SNP/C (tef 70)
			SN
3-2-2-4	731.5	464	L
			C
			L
3-2-2-5	806.6	490	L
			SN
			CP (tef 60)
Moyenne	**784.74**	469	
Maximum	832.15	490	
Minimum	731.52	457	
Ecart type	37.93	13.27	
COV	4.83%	2.8%	

Tableau 9-8 : Résultats des raideurs d'assemblage [kN/mm] et des jeux initiaux

Echantillon	K_{ser}	$K_{el,unload}$	$K_{el,reload}$	$K_{el,ELU,unload}$	$K_{el,ELU,reload}$	Jeu
3-2-2-1	610.14	865.62	775.32	809.35	748.00	0.15
	681.41	860.90	808.99	846.61	834.34	0.33
3-2-2-2	605.90	786.71	712.06	785.92	727.00	0.15
	659.87	890.54	837.91	840.72	799.40	0.16
3-2-2-3	658.44	863.05	799.46	821.25	769.88	0.08
	635.95	795.06	790.21	787.40	739.14	0.24
3-2-2-4	644.15	931.91	836.92	848.97	792.60	0.18
	608.68	827.18	778.20	817.12	767.62	0.16
3-2-2-5	710.73	1089.21	859.20	901.86	827.43	0.33
	650.60	799.32	799.32	830.41	790.62	0.13
Moyenne	**646.59**	**870.95**	**799.76**	**828.96**	**779.60**	**0.19**
Maximum	710.73	1089.21	859.20	901.86	834.34	0.33
Minimum	605.90	786.71	712.06	785.92	727.00	0.08
Ecart type	33.66	89.34	41.23	33.88	35.91	0.08
COV	5.21%	10.26%	5.16%	4.09%	4.61%	42.99%

9.2.7. Analyse statistique

L'annexe D de la norme NF EN 1990 Partie D7 [3] fournie deux approches permettant de déterminer une propriété caractéristique d'un produit, dans le cas présent, l'effort de traction caractéristique. Il a été choisi que les données soient dépouillées en suivant une loi Log Normale, ce qui, comme le précise l'annexe D [3], présente l'avantage d'exclure les valeurs négatives.

La première approche suppose que le coefficient de variation (COV) Vx est inconnu tandis que la deuxième approche suppose que le COV est parfaitement connu.

Dans le tableau ci-dessous, les valeurs des efforts de traction à rupture de l'assemblage complet sont présentées. A partir de ces valeurs, il est possible de déterminer une valeur caractéristique de l'effort de traction des assemblages à rupture conformément au dépouillement statistique de l'Annexe D de la norme NF EN 1990 [3]. Le coefficient de variation Vx étant inférieur à 10%, il est nécessaire de passer par une approche Vx connu. Cependant, aucune analogie n'est possible.

Tableau 9-9 : Détermination de la valeur caractéristique de l'assemblage 3-2-2

Echantillon	mi	ln(mi)	(ln(mi)-moy)²	N essai	kn	sy	Analogie	sy cor	ks	mk
3-2-2-1	771.0	6.65	2.80E-04	5	Connu	4.83%	Non	10.00%	1.80	654.86
3-2-2-2	832.1	6.72	3.55E-03							
3-2-2-3	782.4	6.66	4.11E-06							
3-2-2-4	731.5	6.60	4.80E-03							
3-2-2-5	806.6	6.69	8.10E-04							
Moyenne	784.74	6.66								
Minimum	731.52									
Maximum	832.15									
Ecart type	37.93									
COV	4.83%									

A partir de ces hypothèses, il est possible de calculer la valeur caractéristique de l'effort de traction à rupture de l'assemblage de type 3-2-2 constitué des 8 broches selon l'équation suivante :

$$F_{t,Rk} = \exp\left(m_y - k_n \times 0,10\right) = \exp\left(6,66 - 1,80 \times 0,10\right) = 654,86kN$$

10. - CONFIGURATION 3-2-3

10.1. ECHANTILLON

Pour rappel, la configuration d'essai consiste en un test de traction d'une barre en bois lamellé-collé comportant à chaque extrémité un assemblage constitué de 8 broches de diamètre 16 mm, répartie en 2 files de 4 broches et de deux plaques en âme. Le mode prévu pour ce type d'assemblage est un mode 6, dont la note de calculs a imposé les épaisseurs de bois extérieures à 140mm et une épaisseur intérieure à 140mm. L'assemblage a été renforcé par 28 vis de 8*160 au lieu des 32 vis prévus initialement plus une vis de fermeture afin d'éviter l'ouverture de l'assemblage. Une vue CAO est également présentée afin de visualiser la composition (cf. Figure 10-1).

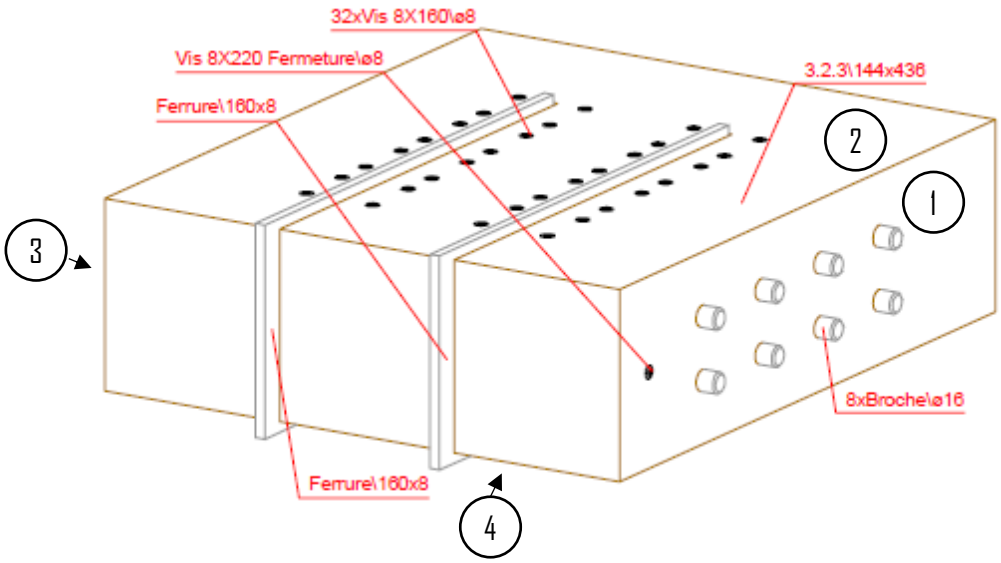


Figure 10-1 : Echantillon de la configuration 3-2-3

Le Tableau 10-1 présente la masse volumique par bois constituant un échantillon et la moyenne de la masse volumique de l'échantillon ramenée à 12% d'humidité.

Tableau 10-1 : Masse volumique des bois et de l'échantillon de la configuration 3-2-3

Configuration	Numéro d'échantillon	Masse volumique par bois [kg/m^3]	Masse volumique moyenne [kg/m^3]
3-2-3	1	442	447
		449	
		450	
	2	496	457
		428	
		448	
	3	433	442
		442	
		449	
	4	483	460
		443	
		455	
	5	436	457
		478	
		456	

10.2.RESULTATS

10.2.1. Echantillon 3-2-3-1

La Figure 10-2 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

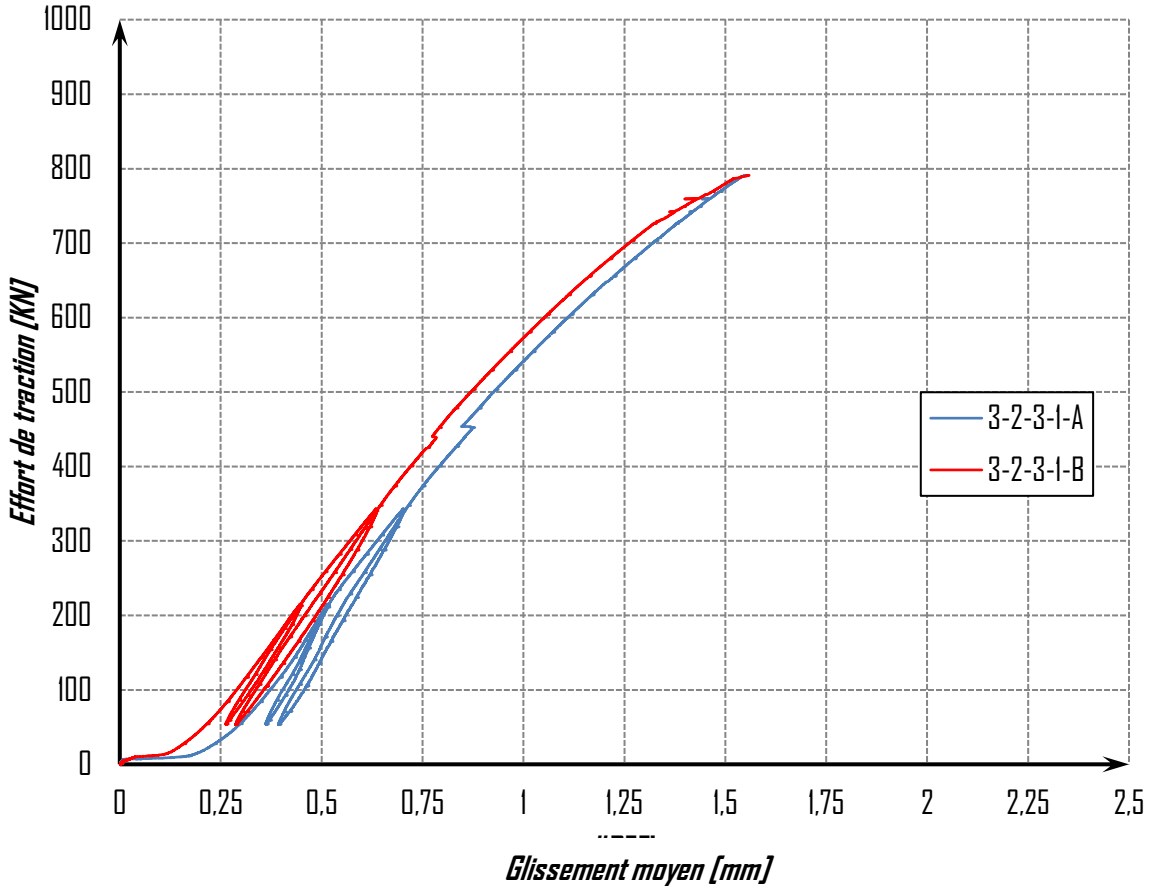


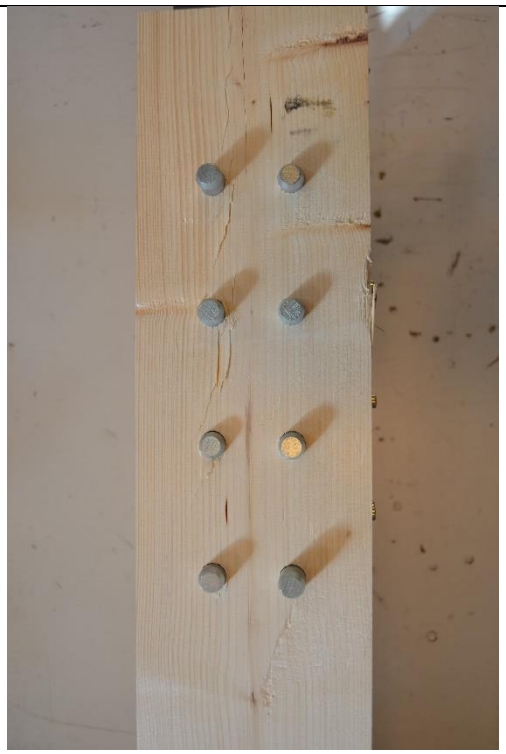
Figure 10-2 : Echantillon n°1 de la configuration 3-2-3

Le Tableau 10-2 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°3-2-3-1 où la rupture s'est produite.

Tableau 10-2 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 3-2-3-1



(1)



(3)



(2)



(4)

10.2.2. Echantillon 3-2-3-2

La Figure 10-3 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

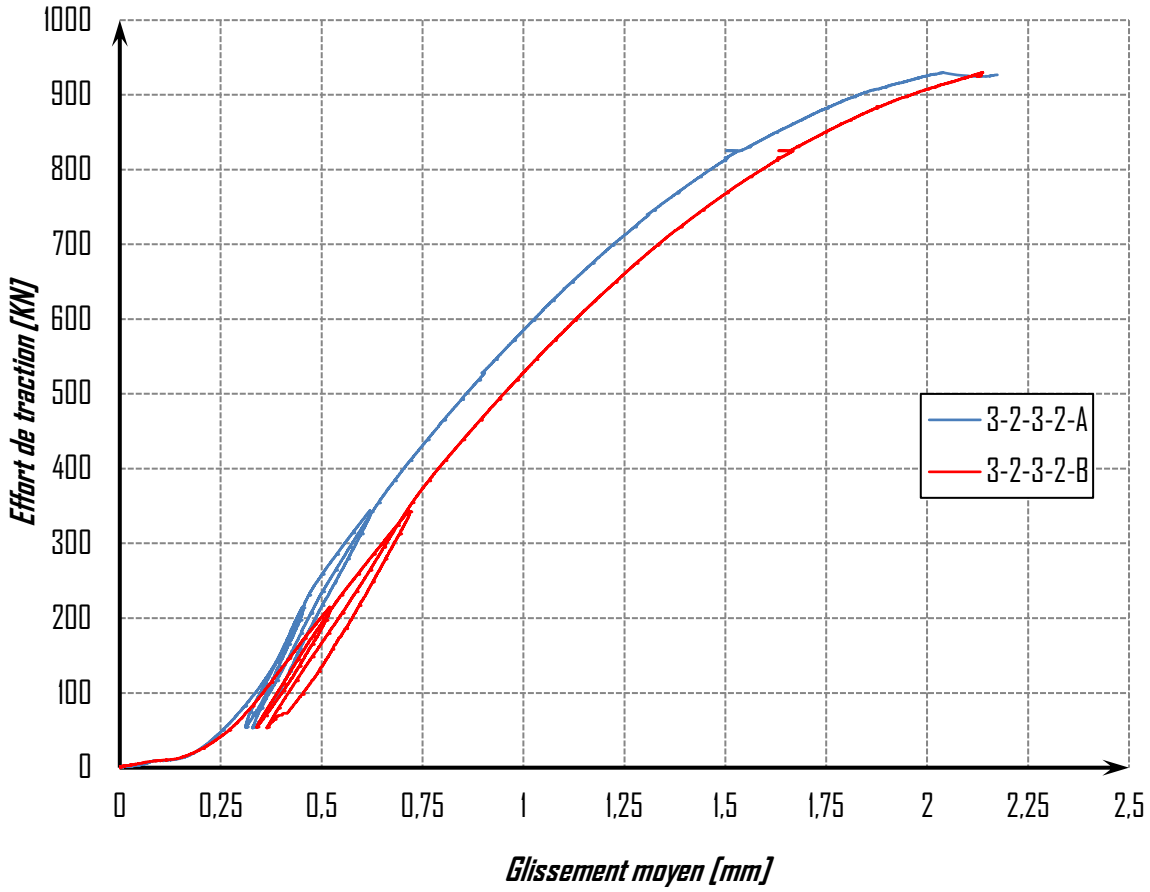
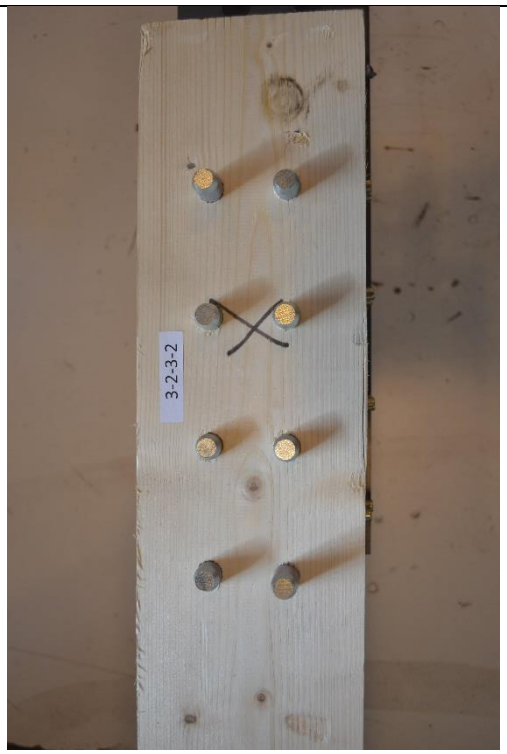


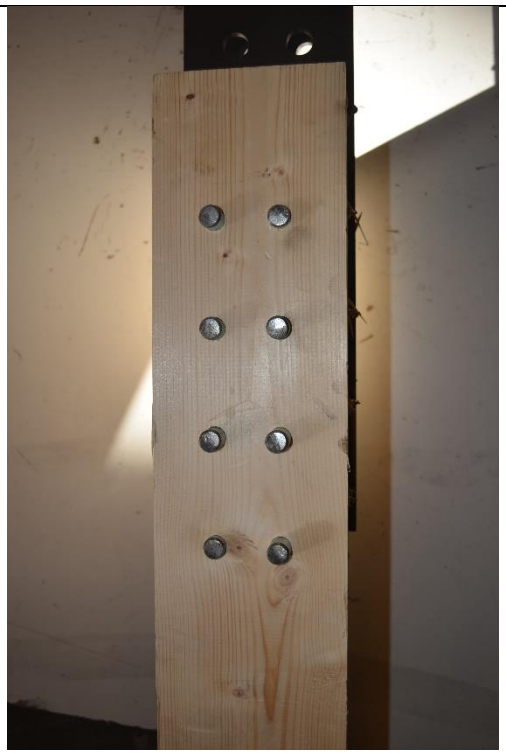
Figure 10-3 : Echantillon n°2 de la configuration 3-2-3

Le Tableau 10-3 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°3-2-3-2 où la rupture s'est produite.

Tableau 10-3 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 3-2-3-2



(1)



(3)



(2)



(4)

10.2.3. Echantillon 3-2-3-3

La Figure 10-4 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

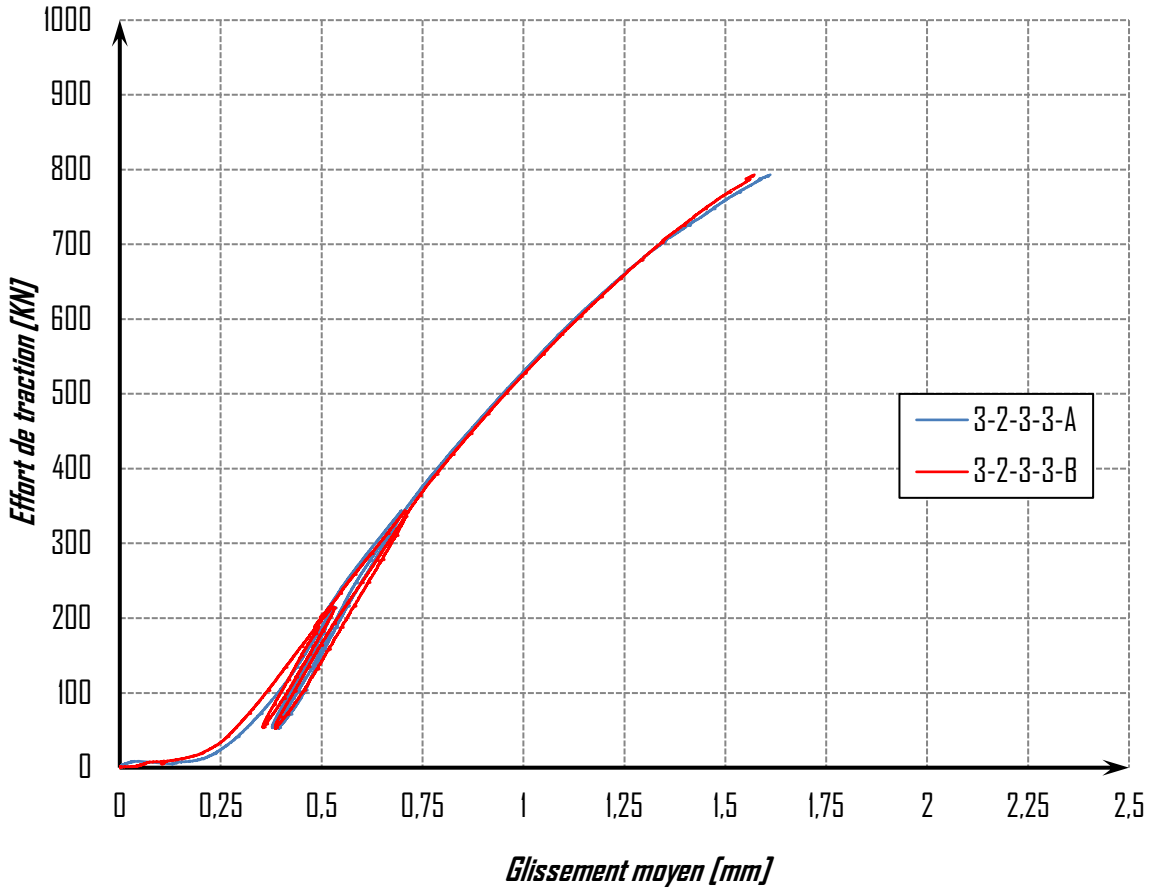
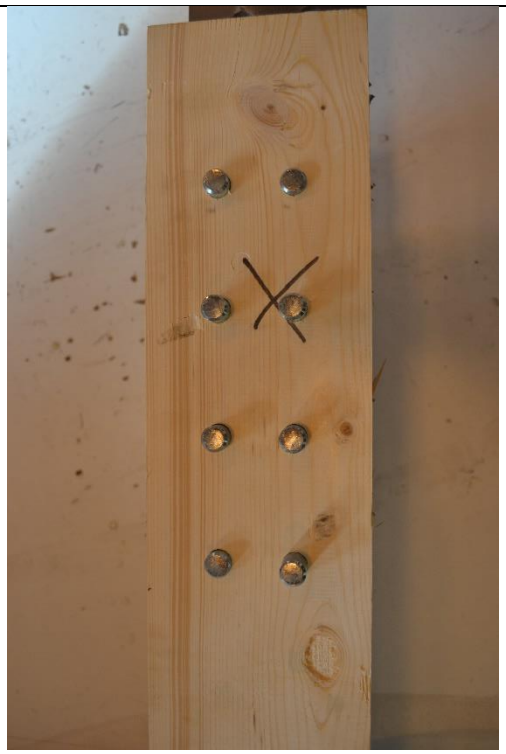


Figure 10-4 : Echantillon n°3 de la configuration 3-2-3

Le Tableau 10-4 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°3-2-3-3 où la rupture s'est produite.

Tableau 10-4 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 3-2-3-3

<table>
<tr>
<td>

(1)</td>
<td>
(3)</td>
</tr>
<tr>
<td>
(2)</td>
<td>
(4)</td>
</tr>
</table>

10.2.4. Echantillon 3-2-3-4

La Figure 10-5 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

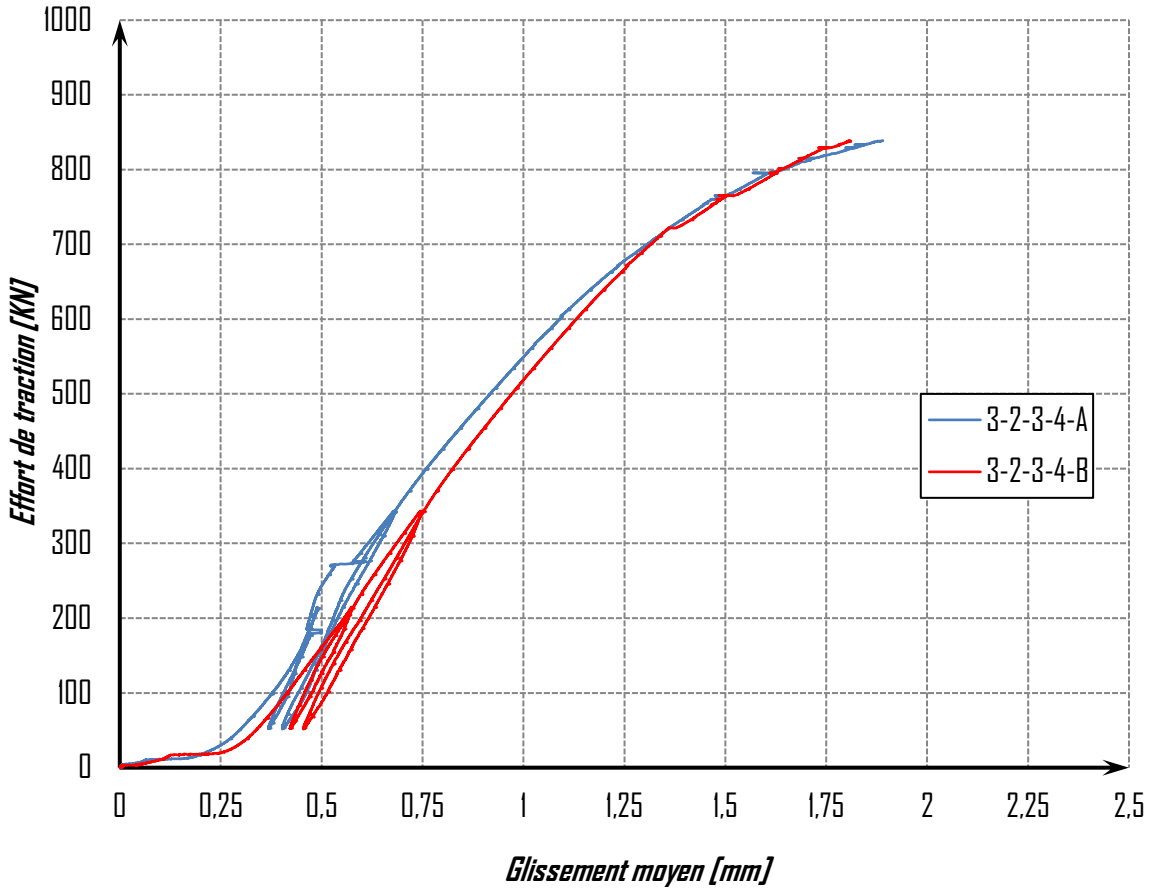


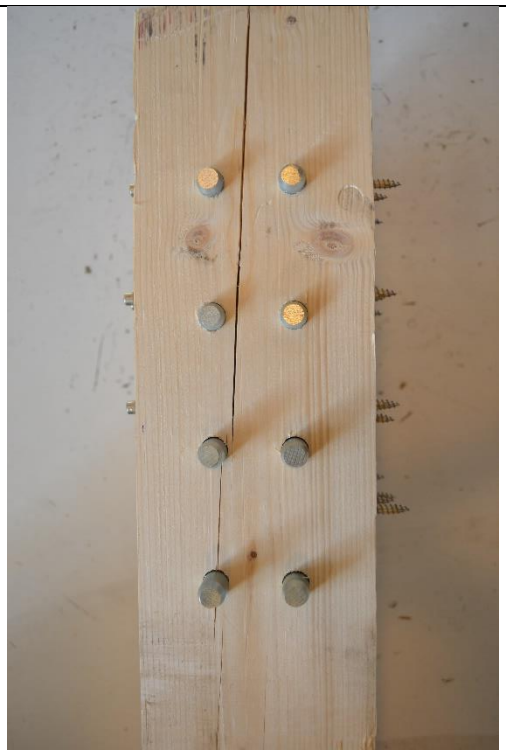
Figure 10-5 : Echantillon n°4 de la configuration 3-2-3

Le Tableau 10-5 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°3-2-3-4 où la rupture s'est produite.

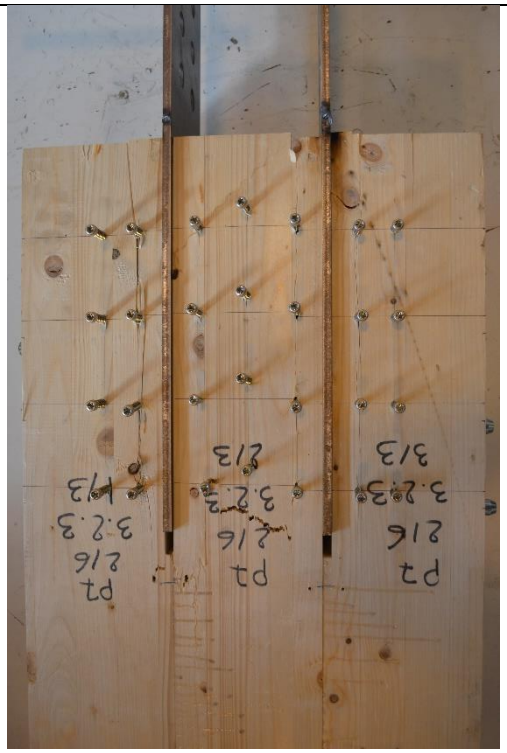
Tableau 10-5 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 3-2-3-4



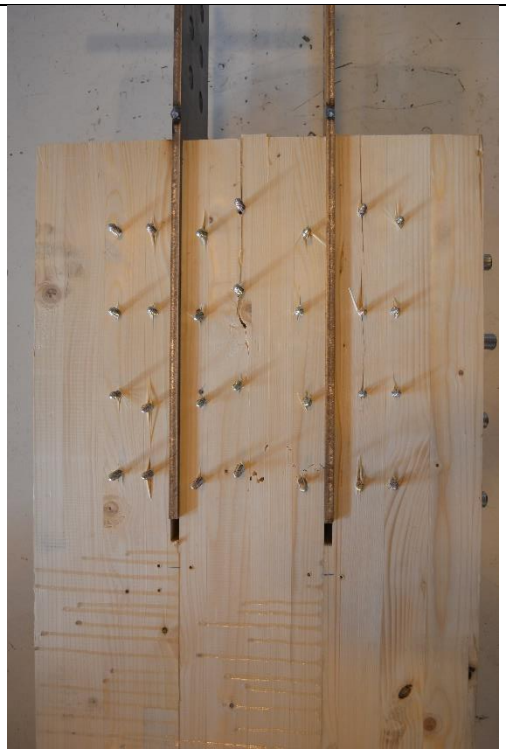
(1)



(3)



(2)



(4)

10.2.5. Echantillon 3-2-3-5

La Figure 10-6 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

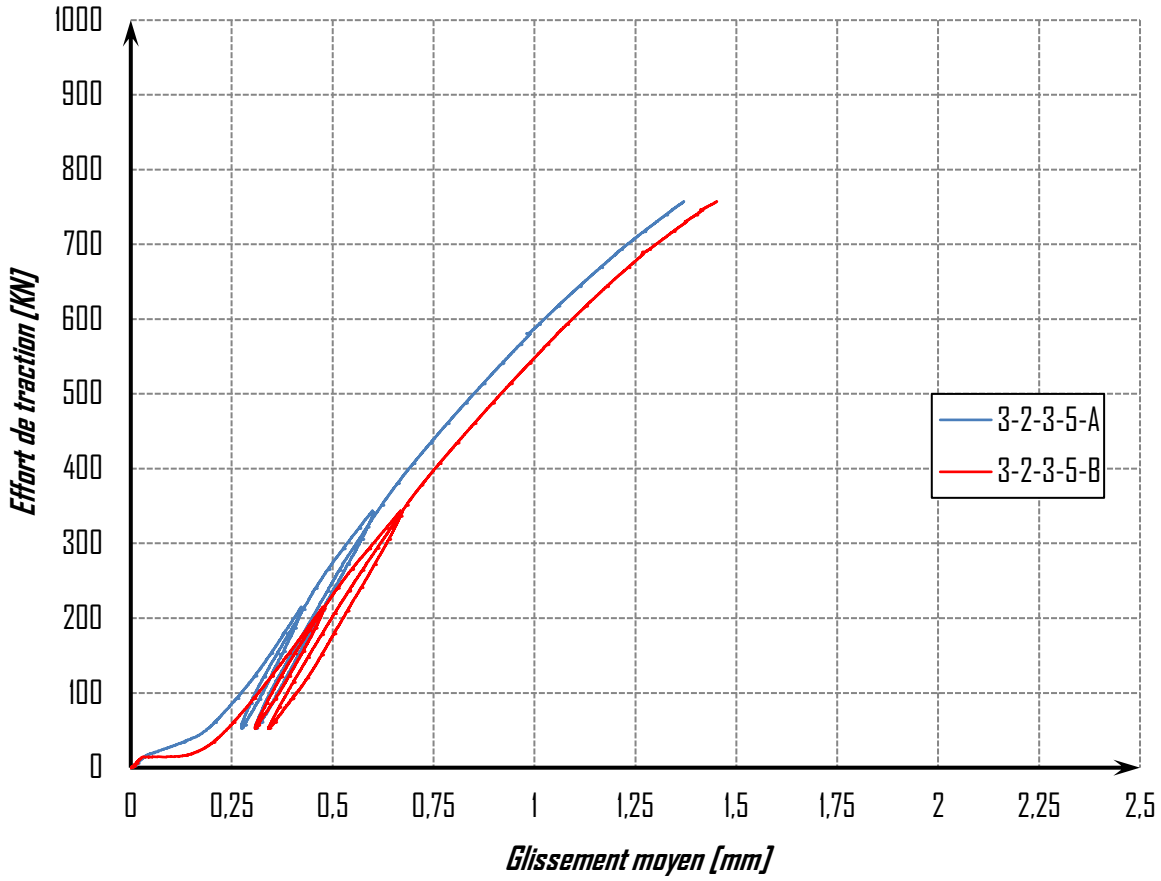


Figure 10-6 : Echantillon n°5 de la configuration 3-2-3

Le Tableau 10-6 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°3-2-3-5 où la rupture s'est produite.

Tableau 10-6 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 3-2-3-5



(1)



(3)



(2)



(4)

10.2.6. Synthèse

La Figure 10-7 présente les courbes de l'effort de traction dans les deux assemblages en fonction du glissement moyen obtenu à chaque extrémité de l'échantillon. Les résultats montrent un comportement semblable pour l'ensemble des assemblages excepté pour les jeux initiaux. La Figure 10-8 présente un zoom des mêmes courbes pour un effort maximum de 225kN et un glissement de 1 mm maximum.

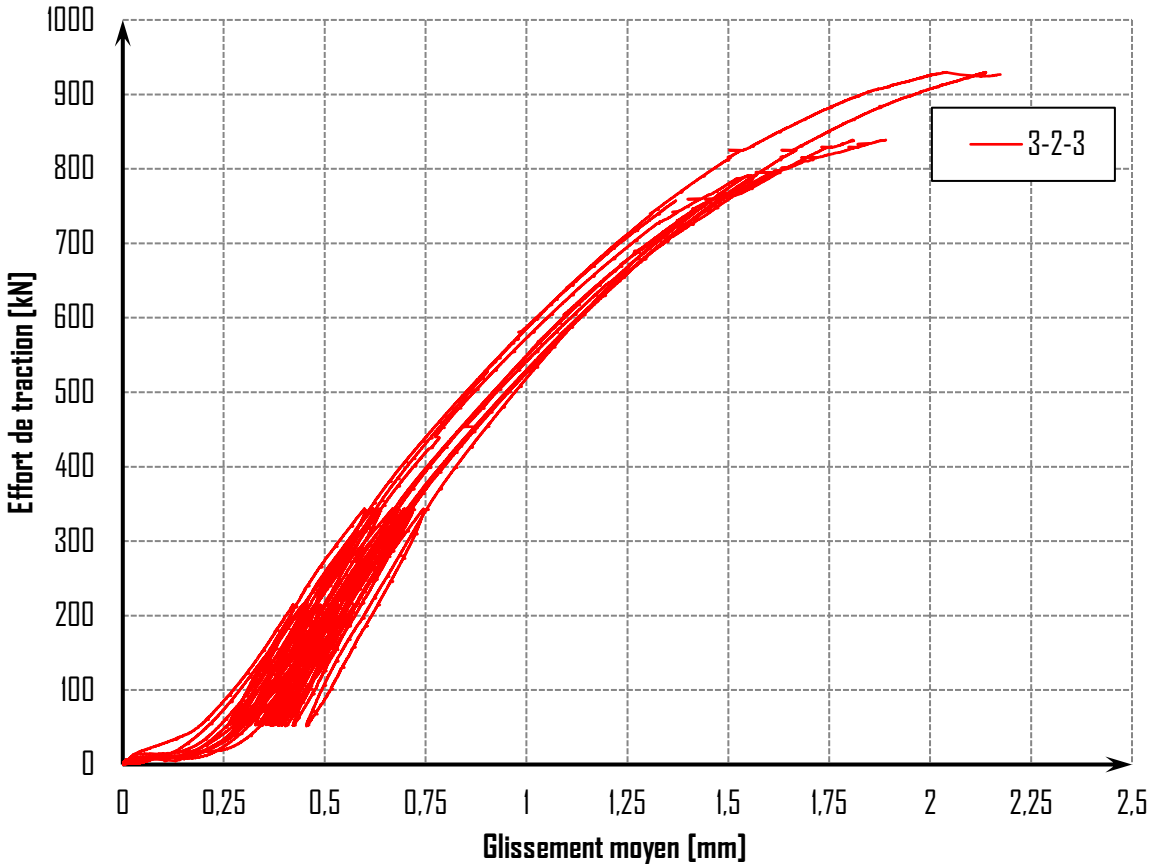


Figure 10-7 : Evolution de l'effort de traction en fonction du glissement moyen des échantillons de la configuration 3-2-3

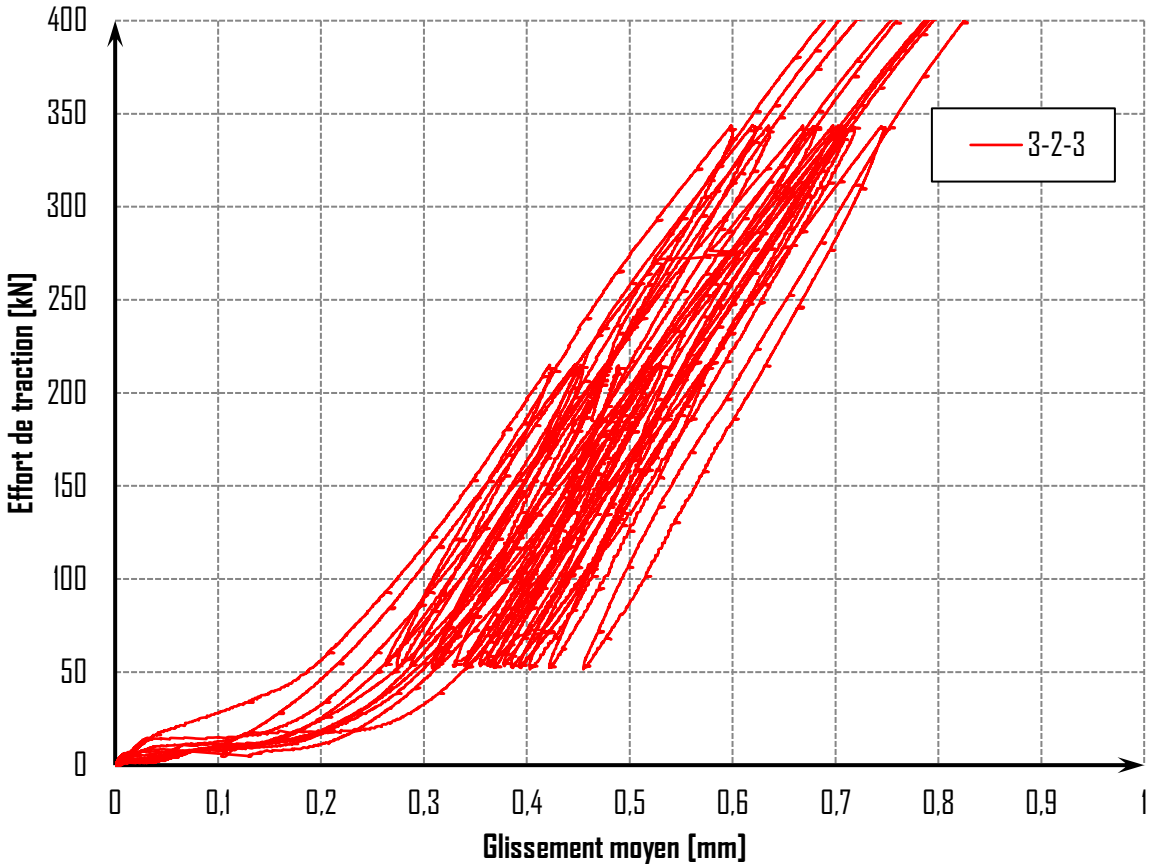


Figure 10-8 : Evolution de l'effort de traction en fonction du glissement moyen des échantillons de la configuration 3-2-3

Le Tableau 10-7 présente les valeurs des efforts de traction ainsi que les modes de rupture observés sur les faces 1 et 3 du côté de la rupture. Le

Tableau 10-8 présente les valeurs des raideurs d'assemblages définis selon le protocole d'essais rappelé dans ce présent document.

Tableau 10-7 : Résultats des efforts de traction [kN] ainsi que du mode rupture

Echantillon	Effort	Masse volumique	Type de rupture
3-2-3-1	789.6	447	CP (tef=90)
			L
			CP (tef=90)
3-2-3-2	929.9	457	Non rompu
3-2-3-3	792.1	442	CP (tef 65)
			SN
			CP (tef=65)
3-2-3-4	838.2	460	CP (tef=100)
			SN
			SNPV / CP (tef=90)
3-2-3-5	755.5	457	LP (tef=50) /CLP (tef=40)
			SN
			SNPV /CP (tef=40)
Moyenne	**821.07**	453	
Maximum	929.93	460	
Minimum	755.47	442	
Ecart type	67.60	7.89	
COV	8.23%	1.7%	

Tableau 10-8 : Résultats des raideurs d'assemblage [kN/mm] et des jeux initiaux

Echantillon	K_{ser}	$K_{el,unload}$	$K_{el,reload}$	$K_{el,ELU,unload}$	$K_{el,ELU,reload}$	Jeu
3-2-3-1	739.04	1221.40	1028.12	952.35	891.31	0.23
	706.57	916.84	835.89	846.95	793.38	0.15
3-2-3-2	855.53	1195.69	1075.78	1031.02	959.95	0.21
	675.23	924.50	831.42	923.80	828.87	0.21
3-2-3-3	792.34	1130.91	1187.59	966.50	936.26	0.26
	704.34	958.26	985.90	916.68	833.77	0.22
3-2-3-4	806.19	1533.85	1353.02	1052.71	1045.26	0.25
	734.20	1088.43	909.29	999.35	913.13	0.28
3-2-3-5	743.08	1140.50	925.10	997.14	915.90	0.13
	691.89	869.92	869.92	931.31	846.29	0.17
Moyenne	**744.84**	**1098.03**	**1000.20**	**961.78**	**896.41**	**0.21**
Maximum	855.53	1533.85	1353.02	1052.71	1045.26	0.28
Minimum	675.23	869.92	831.42	846.95	793.38	0.13
Ecart type	56.94	197.82	167.55	60.94	74.59	0.05
COV	7.64%	18.02%	16.75%	6.34%	8.32%	22.54%

10.2.7. Analyse statistique

L'annexe D de la norme NF EN 1990 Partie D7 [3] fournie deux approches permettant de déterminer une propriété caractéristique d'un produit, dans le cas présent, l'effort de traction caractéristique. Il a été choisi que les données soient dépouillées en suivant une loi Log Normale, ce qui, comme le précise l'annexe D [3], présente l'avantage d'exclure les valeurs négatives.

La première approche suppose que le coefficient de variation (COV) Vx est inconnu tandis que la deuxième approche suppose que le COV est parfaitement connu.

Dans le tableau ci-dessous, les valeurs des efforts de traction à rupture de l'assemblage complet sont présentées. A partir de ces valeurs, il est possible de déterminer une valeur caractéristique de l'effort de traction des assemblages à rupture conformément au dépouillement statistique de l'Annexe D de la norme NF EN 1990 [3]. Le coefficient de variation Vx étant inférieur à 10%, il est nécessaire de passer par une approche Vx connu. Cependant, aucune analogie n'est possible.

Tableau 10-9 : Détermination de la valeur caractéristique de l'assemblage 3-2-3

Echantillon	mi	ln(mi)	(ln(mi)-moy)²	N essai	kn	sy	Analogie	sy cor	ks	mk
3-2-3-1	789.6	6.67	1.33E-03	5	Connu	8.22%	Non	10.00%	1.80	684.02
3-2-3-2	929.9	6.84	1.62E-02							
3-2-3-3	792.1	6.67	1.11E-03							
3-2-3-4	838.2	6.73	5.44E-04							
3-2-3-5	755.5	6.63	6.51E-03							
Moyenne	821.07	6.71								
Minimum	755.47									
Maximum	929.93									
Ecart type	67.60									
COV	8.23%									

A partir de ces hypothèses, il est possible de calculer la valeur caractéristique de l'effort de traction à rupture de l'assemblage de type 3-2-3 constitué des 8 broches selon l'équation suivante :

$$F_{t,Rk} = \exp\left(m_y - k_n \times 0,10\right) = \exp\left(8,22 - 1,80 \times 0,10\right) = 684,02kN$$

11. - CONFIGURATION 4-2-1

11.1. ECHANTILLON

Pour rappel, la configuration d'essai consiste en un test de traction d'une barre en CLT de 50 mm (15/20/15) comportant à chaque extrémité un assemblage constitué de 8 broches de diamètre 16 mm, répartie en 2 files de 4 broches et d'une plaque métallique en âme. Le mode de rupture prévu des broches pour ce type d'assemblage est un mode 1, dont la note de calculs a imposé les épaisseurs de bois (t_1) à 21mm, constitué de 15mm de bois longitudinal et 6 mm de bois transversal. Une vis de fermeture a été mise afin d'éviter l'ouverture de l'assemblage. Une vue CAO est également présentée afin de visualiser la composition (cf. Figure 11-1).

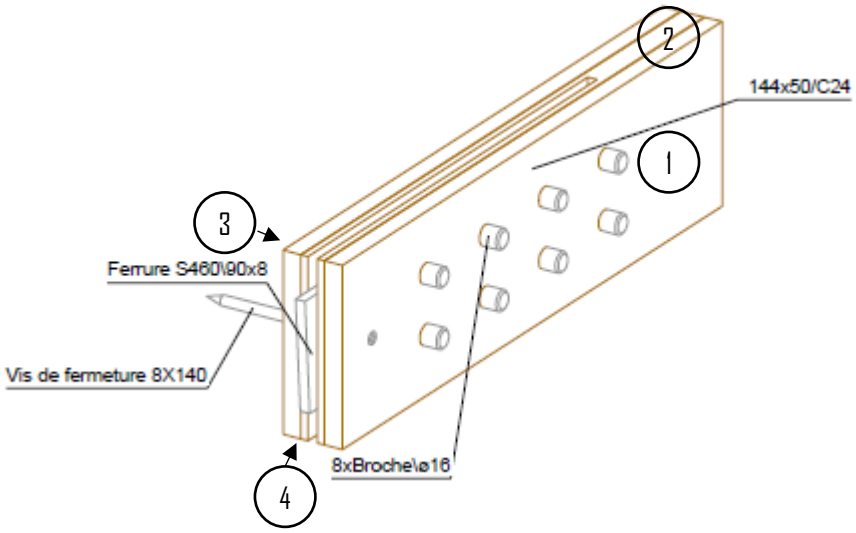


Figure 11-1 : Assemblage de la configuration 4-2-1

Le Tableau 11-1 présente la masse volumique des échantillons ramenée à 12% d'humidité.

Tableau 11-1 : Masse volumique des échantillons de la configuration 4-2-1

Configuration	Numéro d'échantillon	Masse volumique moyenne [kg/m^3]
4-2-1	1	393
	2	415.9
	3	396.8
	4	396.8
	5	415.9

11.2. RESULTATS

11.2.1. Echantillon 4-2-1-1

La Figure 11-2 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des deux capteurs de type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. La courbe bleue présente donc le comportement d'un assemblage d'extrémité composé d'une plaque métallique.

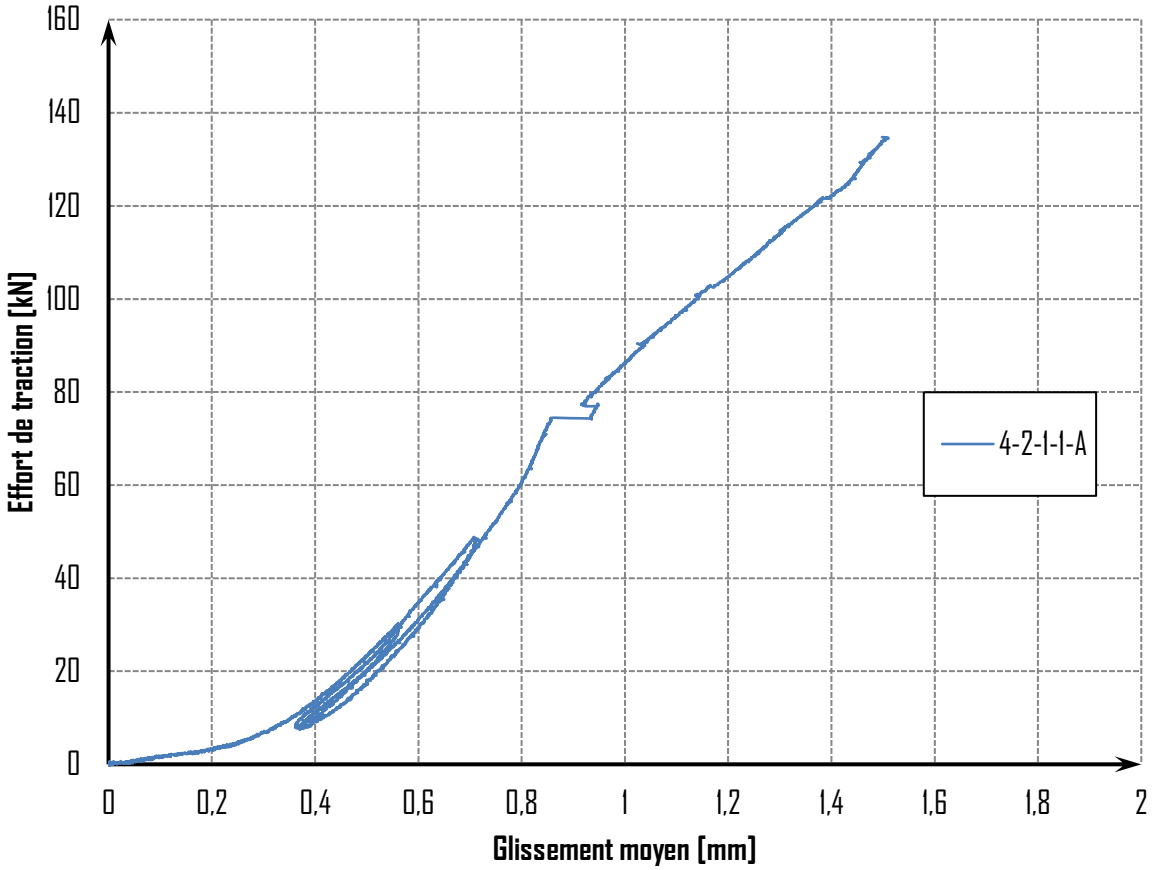


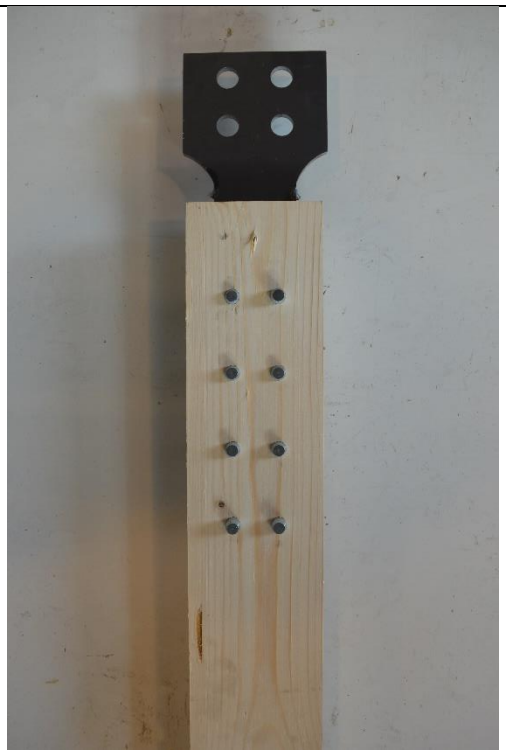
Figure 11-2 : Echantillon n°1 de la configuration 4-2-1

Le Tableau II-2 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°4-2-1-1 où la rupture s'est produite.

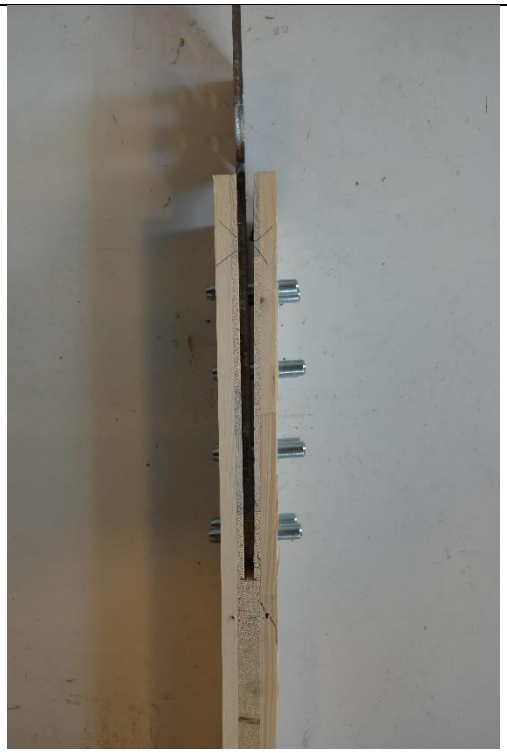
Tableau II-2 : Photo des 4 faces du côté de la rupture de l'échantillon 4-2-1-1



(1)



(3)



(2)



(4)

II.2.2. Echantillon 4-2-1-2

La Figure II-3 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des deux capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé d'une plaque métallique.

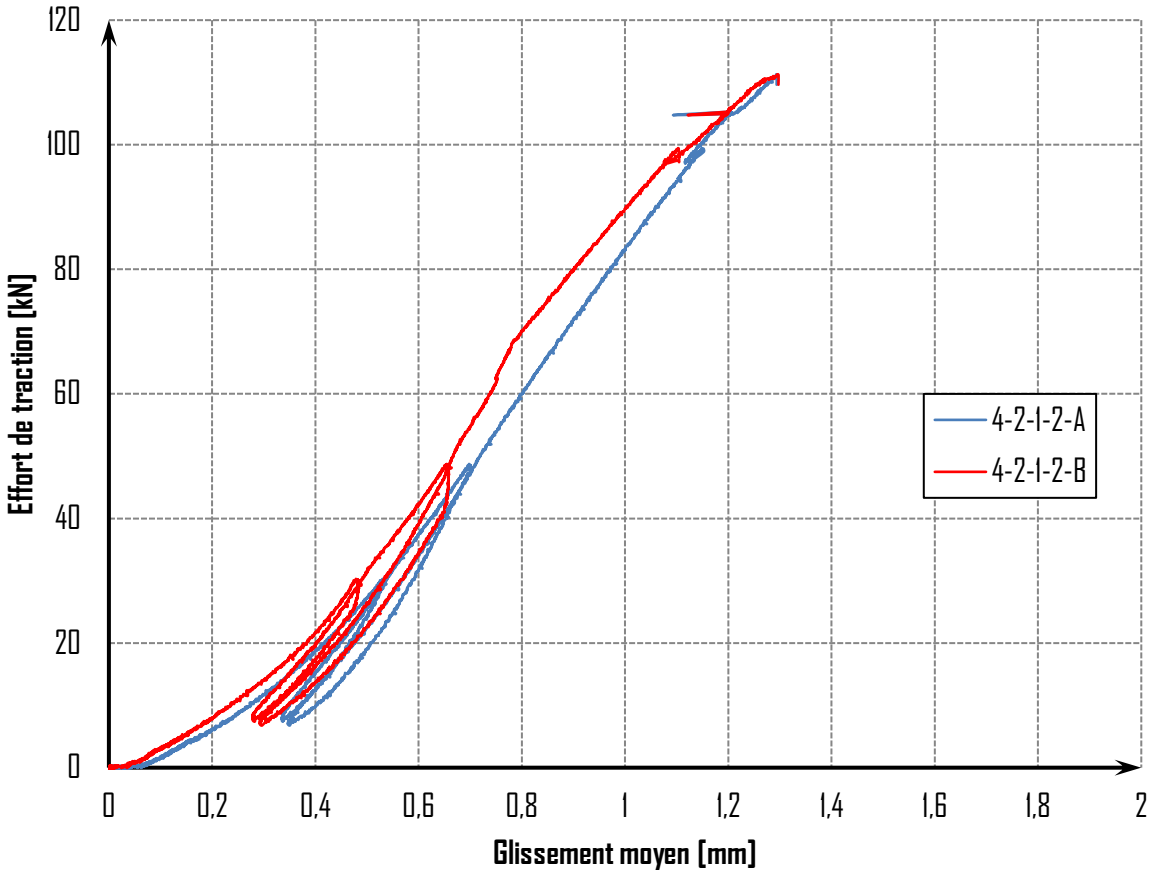


Figure II-3 : Echantillon n°2 de la configuration 4-2-1

Le Tableau II-3 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°4-2-1-2 où la rupture s'est produite.

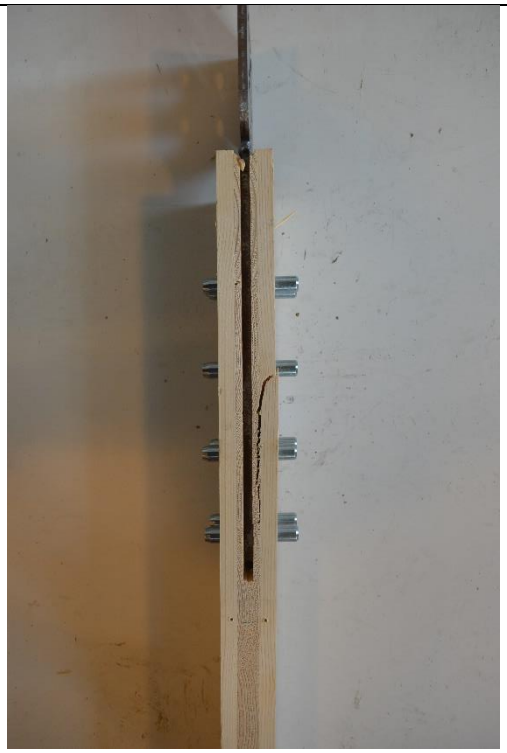
Tableau II-3 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 4-2-1-2



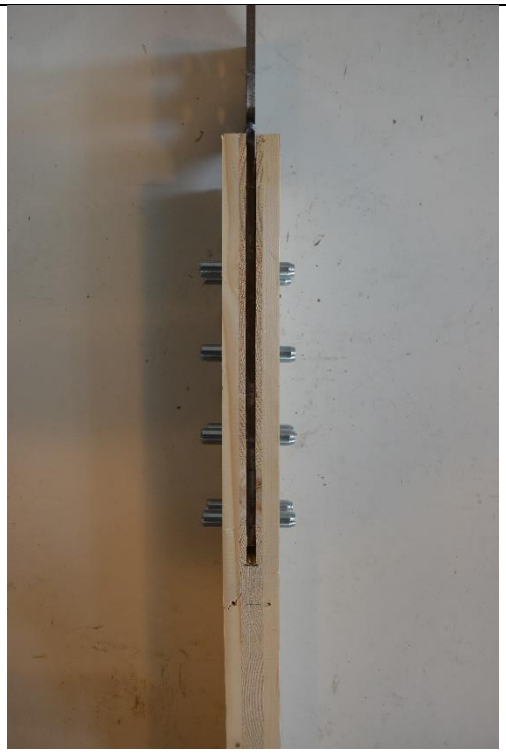
(1)



(3)



(2)



(4)

II.2.3. Echantillon 4-2-1-3

La Figure II-4 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des deux capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé d'une plaque métallique.

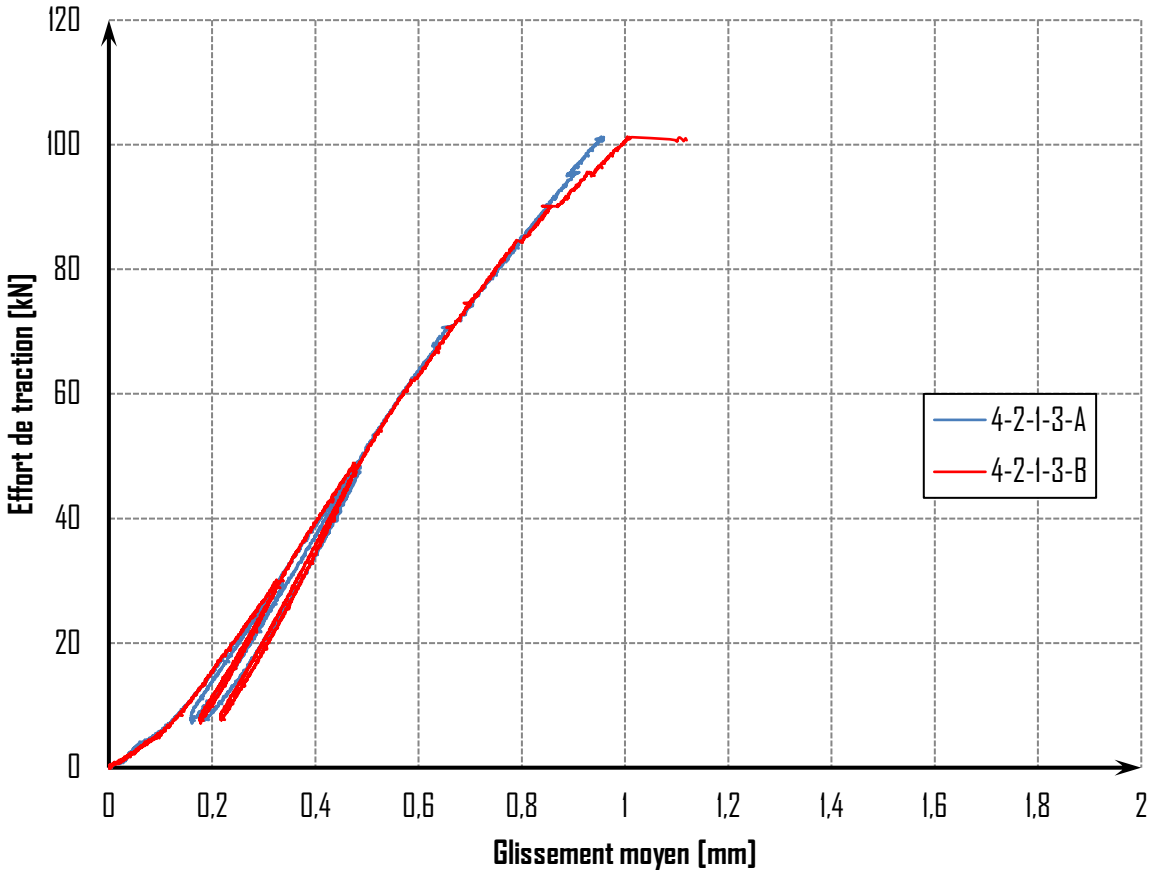


Figure II-4 : Echantillon n°3 de la configuration 4-2-1

Le Tableau II-4 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°4-2-1-3 où la rupture s'est produite.

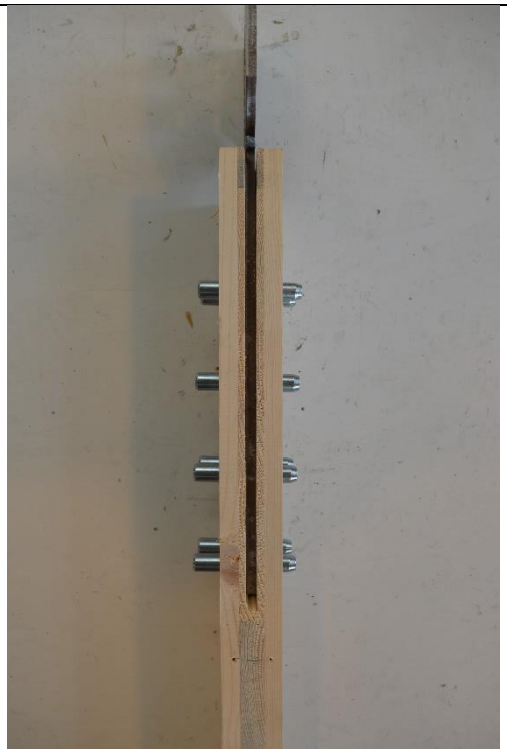
Tableau II-4 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 4-2-1-3



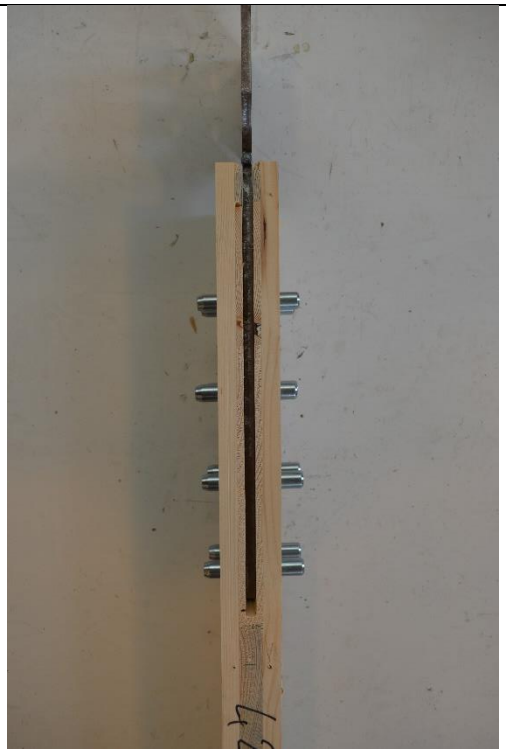
(1)



(3)



(2)



(4)

II.2.4. Echantillon 4-2-1-4

La Figure II-5 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des deux capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé d'une plaque métallique.

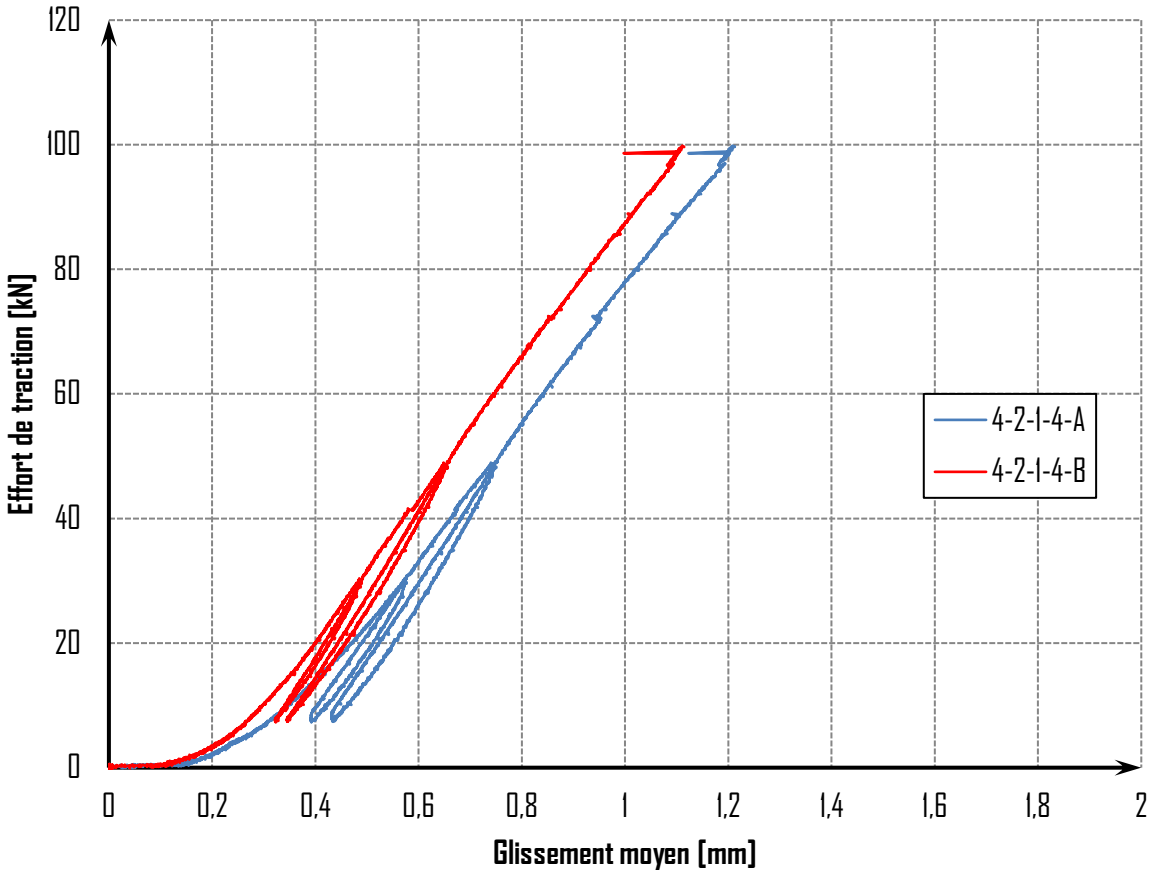


Figure II-5 : Echantillon n°4 de la configuration 4-2-1

Le Tableau II-5 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°4-2-1-4 où la rupture s'est produite.

Tableau II-5 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 4-2-1-4



(1)



(3)



(2)



(4)

II.2.5. Echantillon 4-2-1-5

La Figure II-6 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des deux capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé d'une plaque métallique.

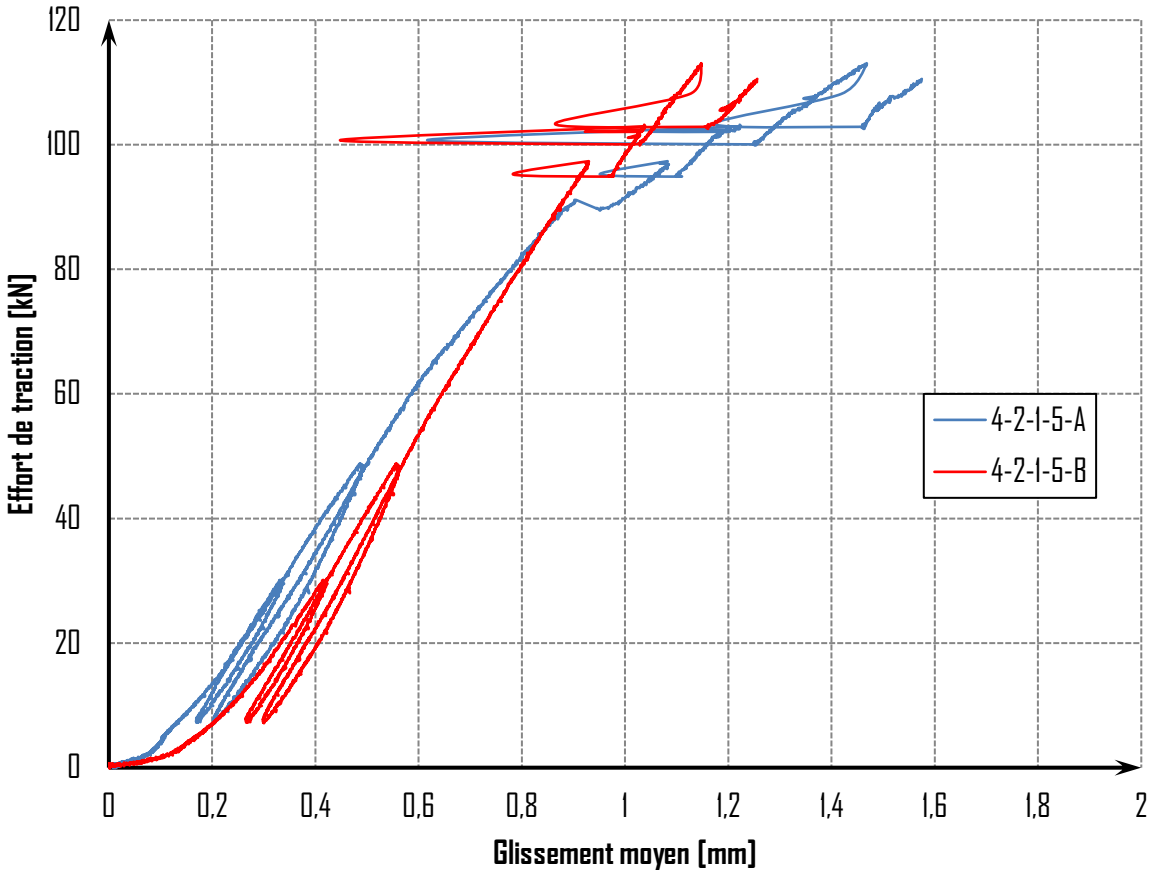


Figure II-6 : Echantillon n°5 de la configuration 4-2-1

Le Tableau II-6 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°4-2-1-5 où la rupture s'est produite.

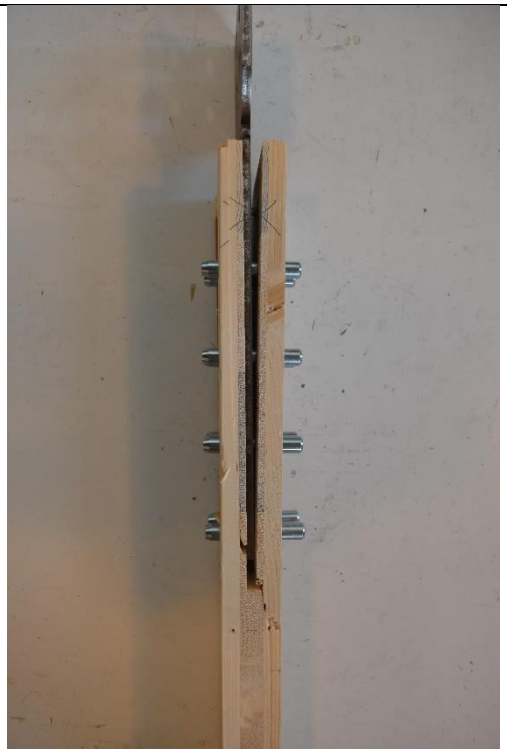
Tableau II-6 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 4-2-1-5



(1)



(3)



(2)



(4)

II.2.6. Synthèse

La Figure II-7 présente les courbes de l'effort de traction dans les deux assemblages en fonction du glissement moyen obtenu à chaque extrémité des échantillons. Les résultats montrent un comportement semblable pour l'ensemble des assemblages. La Figure II-8 présente un zoom des mêmes courbes pour un effort maximum de 50kN et un glissement de 0,6 mm maximum.

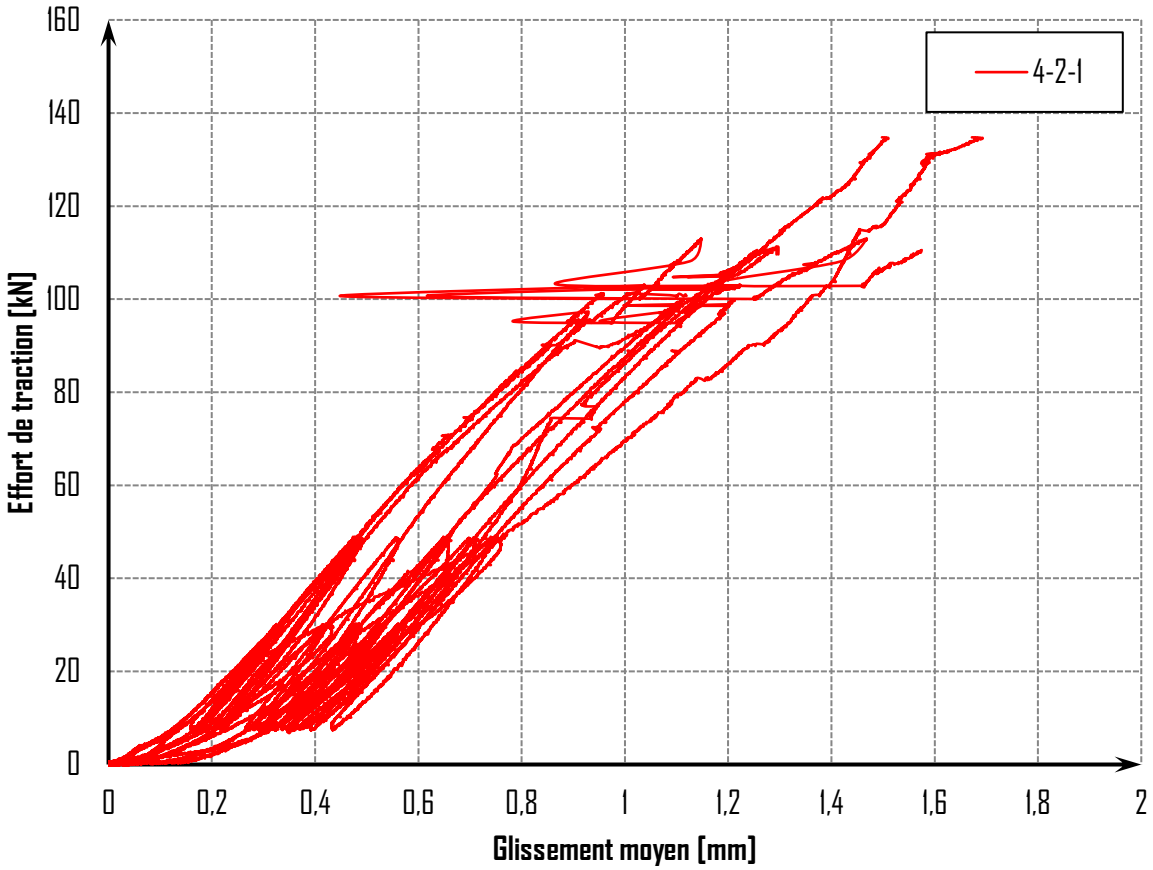


Figure II-7 : Evolution de l'effort de traction en fonction du glissement moyen des échantillons de la configuration 4-2-I

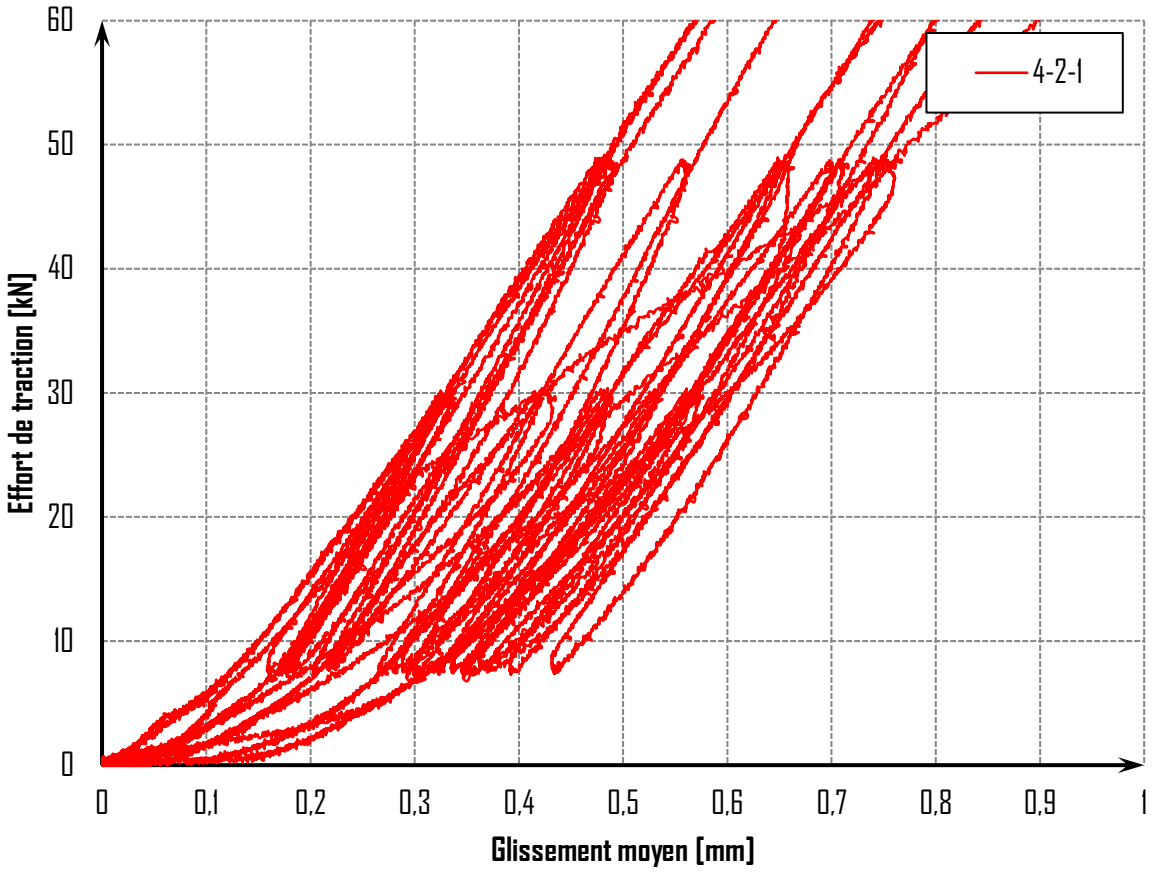


Figure II-8 : Evolution de l'effort de traction en fonction du glissement moyen des échantillons de la configuration 4-2-I

Le

Tableau II-7 présente les valeurs des efforts de traction ainsi que les modes de rupture observés sur les faces 1 et 3 du côté de la rupture. Le

Tableau II-8 présente les valeurs des raideurs d'assemblages définis selon le protocole d'essais rappelé dans ce présent document.

Tableau II-7 : Résultats des efforts de traction [kN] ainsi que du mode rupture

Echantillon	Effort	Masse volumique	Type de rupture
4-2-1-1	134.6	393.0	SN
4-2-1-2	111.0	415.9	SN
4-2-1-3	101.3	396.8	SN
4-2-1-4	99.6	396.8	SP
4-2-1-5	113.1	415.9	SN
Moyenne	**111.91**	**403.69**	
Maximum	134.59	**415.90**	
Minimum	99.58	**393.01**	
Ecart type	13.98	**11.25**	
COV	12.49%	**2.8%**	

Tableau II-8 : Résultats des raideurs d'assemblage [kN/mm] et des jeux initiaux

Echantillon	K_{ser}	$K_{el,unload}$	$K_{el,reload}$	$K_{el,ELU,unload}$	$K_{el,ELU,reload}$	Jeu
4-2-1-1	109.20	121.93	109.71	138.45	120.88	0.27
4-2-1-2	89.93	131.60	108.70	140.58	118.77	0.17
	91.42	121.29	107.69	127.62	122.53	0.13
4-2-1-3	116.97	142.14	126.07	143.27	134.86	0.07
	119.20	158.05	144.50	159.67	153.70	0.07
4-2-1-4	99.48	136.53	118.78	139.44	130.27	0.25
	110.29	149.92	137.70	207.20	133.33	0.21
4-2-1-5	121.49	148.04	127.14	155.86	135.46	0.08
	121.15	160.94	143.11	169.66	153.19	0.16
Moyenne	**108.79**	**141.16**	**124.82**	**153.53**	**133.67**	**0.16**
Maximum	121.49	160.94	144.50	207.20	153.70	0.27
Minimum	89.93	121.29	107.69	127.62	118.77	0.07
Ecart type	12.43	14.49	14.63	23.86	12.79	0.08
COV	11.42%	10.26%	11.72%	15.54%	9.57%	48.72%

II.2.7. Analyse statistique

L'annexe D de la norme NF EN 1990 Partie D7 [3] fournie deux approches permettant de déterminer une propriété caractéristique d'un produit, dans le cas présent, l'effort de traction caractéristique. Il a été choisi que les données soient dépouillées en suivant une loi Log Normale, ce qui, comme le précise l'annexe D [3], présente l'avantage d'exclure les valeurs négatives.

La première approche suppose que le coefficient de variation (COV) Vx est inconnu tandis que la deuxième approche suppose que le COV est parfaitement connu.

Dans le tableau ci-dessous, les valeurs des efforts de traction à rupture d'un assemblage par échantillon sont présentées. A partir de ces valeurs, il est possible de déterminer une valeur caractéristique de l'effort de traction des assemblages à rupture conformément au dépouillement statistique de l'Annexe D de la norme NF EN 1990 [3]. Le coefficient de variation Vx étant supérieur à 10%, il est nécessaire de passer par une approche Vx inconnu.

Tableau II-9 : Détermination de la valeur caractéristique de l'assemblage 4-2-I

Echantillon	mi	ln(mi)	(ln(mi)-moy)²	N essai	kn	sy	ks	mk
4-2-I-1	134.6	4.90	3.63E-02	5	Inconnu	12.00%	2.33	84.11
4-2-I-2	111.0	4.71	5.47E-06					
4-2-I-3	101.3	4.62	8.77E-03					
4-2-I-4	99.6	4.60	1.23E-02					
4-2-I-5	113.1	4.73	2.67E-04					
Moyenne	111.91	4.71						
Minimum	99.58							
Maximum	134.59							
Ecart type	13.98							
COV	12.49%							

A partir de ces hypothèses, il est possible de calculer la valeur caractéristique de l'effort de traction à rupture de l'assemblage de type 4-2-I constitué des 8 broches selon l'équation suivante :

$$F_{t,Rk} = \exp\left(m_y - k_n \times s_y\right) = \exp\left(4,71 - 2,33 \times 0,12\right) = 84,11kN$$

12. - CONFIGURATION 4-2-2

12.1. ECHANTILLON

Pour rappel, la configuration d'essai consiste en un test de traction d'une barre en CLT de 90 mm (30/30/30) comportant à chaque extrémité un assemblage constitué de 8 broches de diamètre 16 mm, répartie en 2 files de 4 broches et d'une plaque métallique en âme. Le mode de rupture prévu des broches pour ce type d'assemblage est un mode 2, dont la note de calculs a imposé les épaisseurs de bois (t_1) à 41mm, constitué de 30mm de bois longitudinal et 11 mm de bois transversal. Une vis de fermeture a été mise afin d'éviter l'ouverture de l'assemblage. Une vue CAO est également présentée afin de visualiser la composition (cf. Figure 12-1).

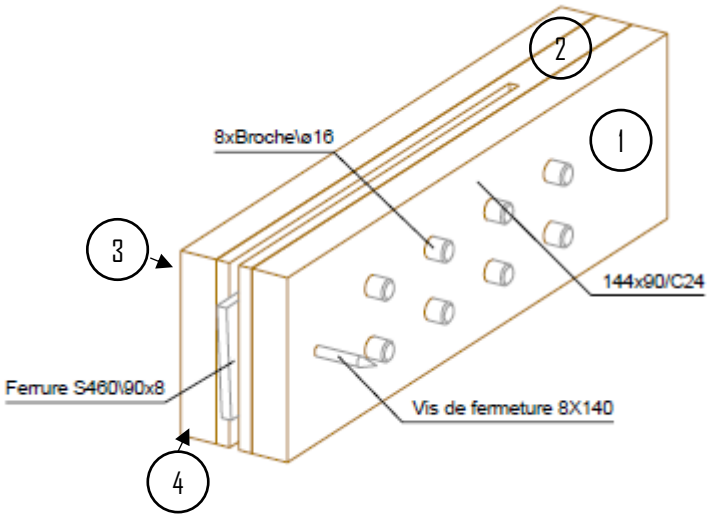


Figure 12-1 : Echantillon de la configuration 4-2-2

Le Tableau 12-1 présente la masse volumique des échantillons ramenée à 12% d'humidité.

Tableau 12-1 : Masse volumique l'échantillon de la configuration 4-2-2

Configuration	Numéro d'échantillon	Masse volumique moyenne [kg/m^3]
-2-2	1	430.3
	2	438.8
	3	400.6
	4	398.5
	5	432.4

12.2.RESULTATS

12.2.1. Echantillon 4-2-2-1

La Figure 12-2 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des deux capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé d'une plaque métallique.

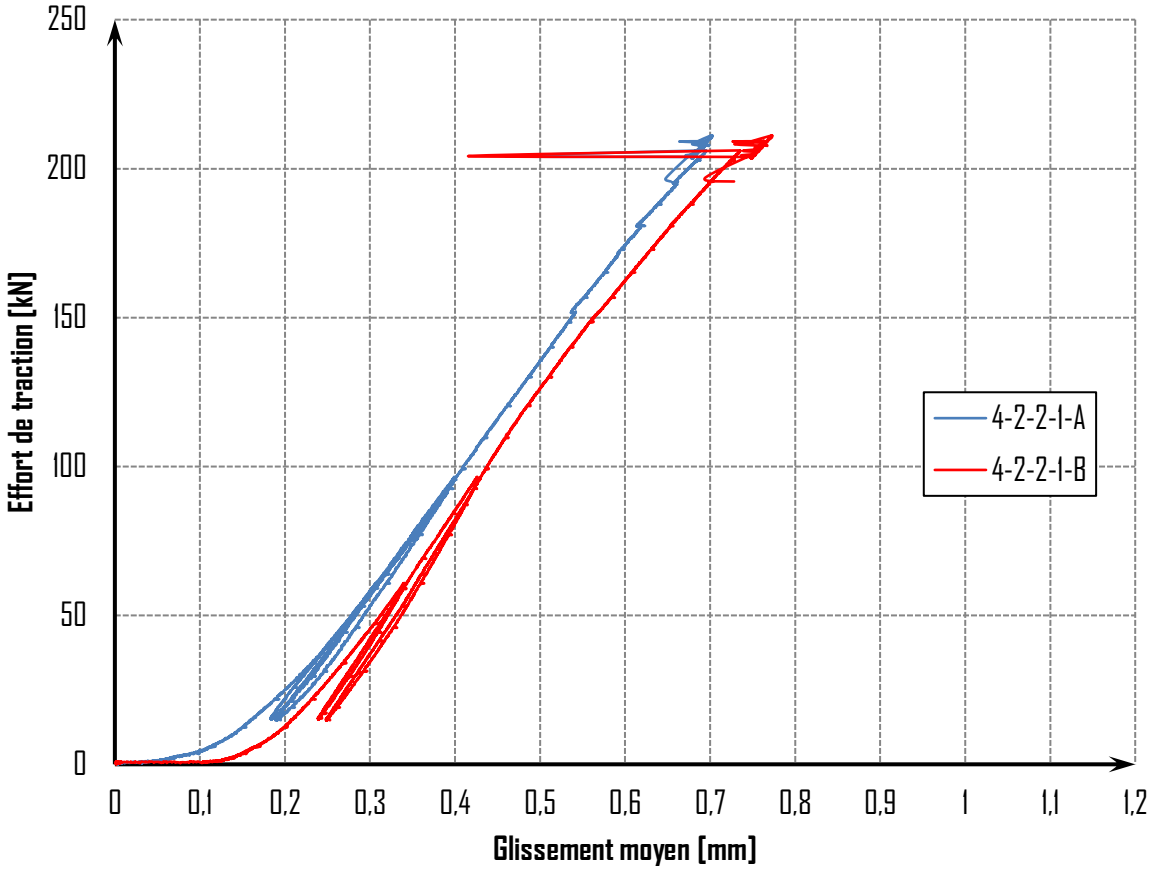
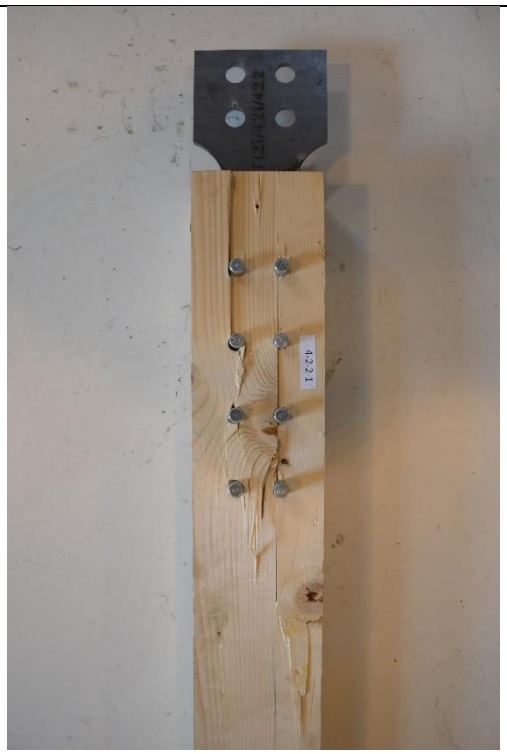


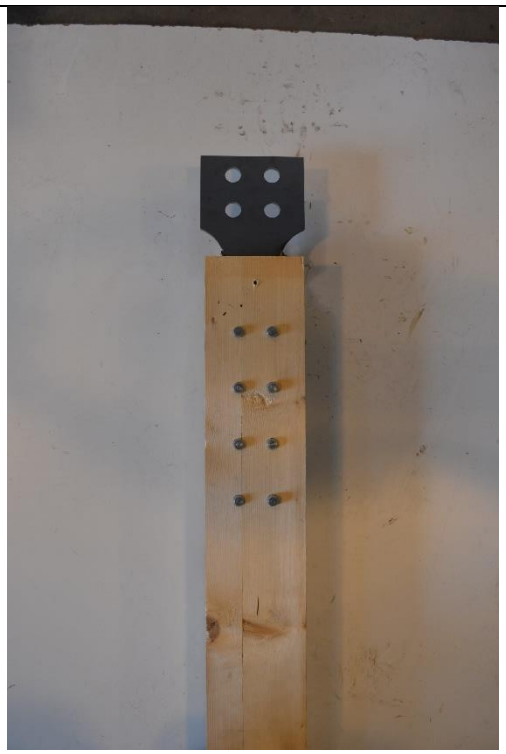
Figure 12-2 : Echantillon n°1 de la configuration 4-2-2

Le Tableau 12-2 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°4-2-2-1 où la rupture s'est produite.

Tableau 12-2 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 4-2-2-1



(1)



(3)



(2)



(4)

12.2.2. Echantillon 4-2-2-2

La Figure 12-3 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des deux capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé d'une plaque métallique.

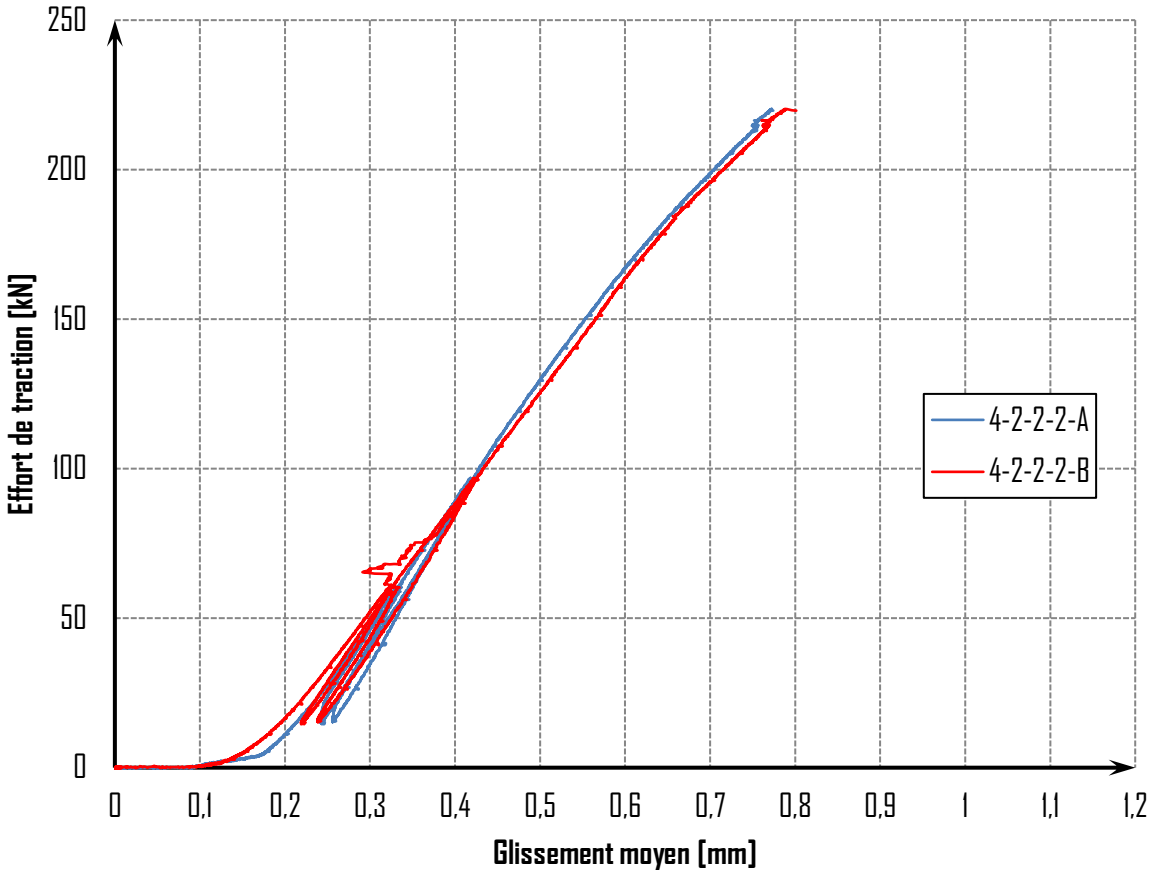


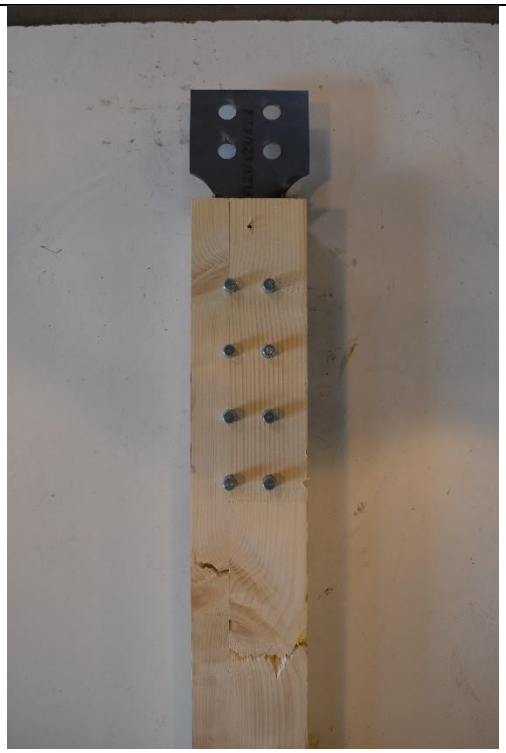
Figure 12-3 : Echantillon n°2 de la configuration 4-2-2

Le Tableau 12-3 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°4-2-2-2 où la rupture s'est produite.

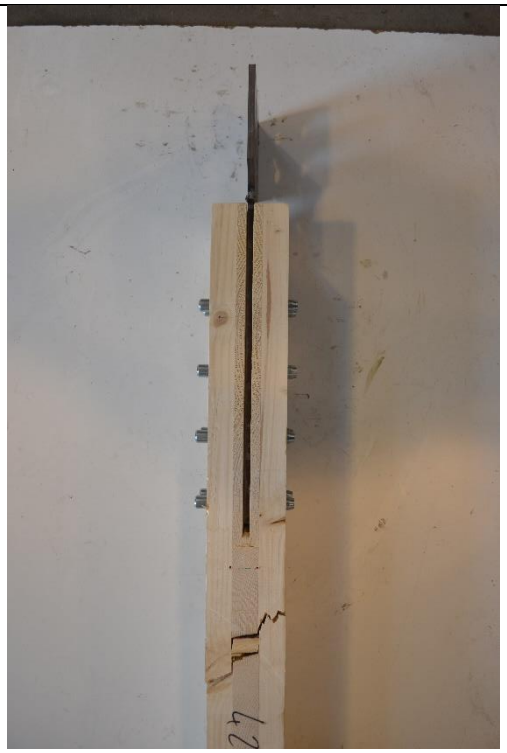
Tableau 12-3 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 4-2-2-2



(1)



(3)



(2)



(4)

12.2.3. Echantillon 4-2-2-3

La Figure 12-4 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des deux capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé d'une plaque métallique.

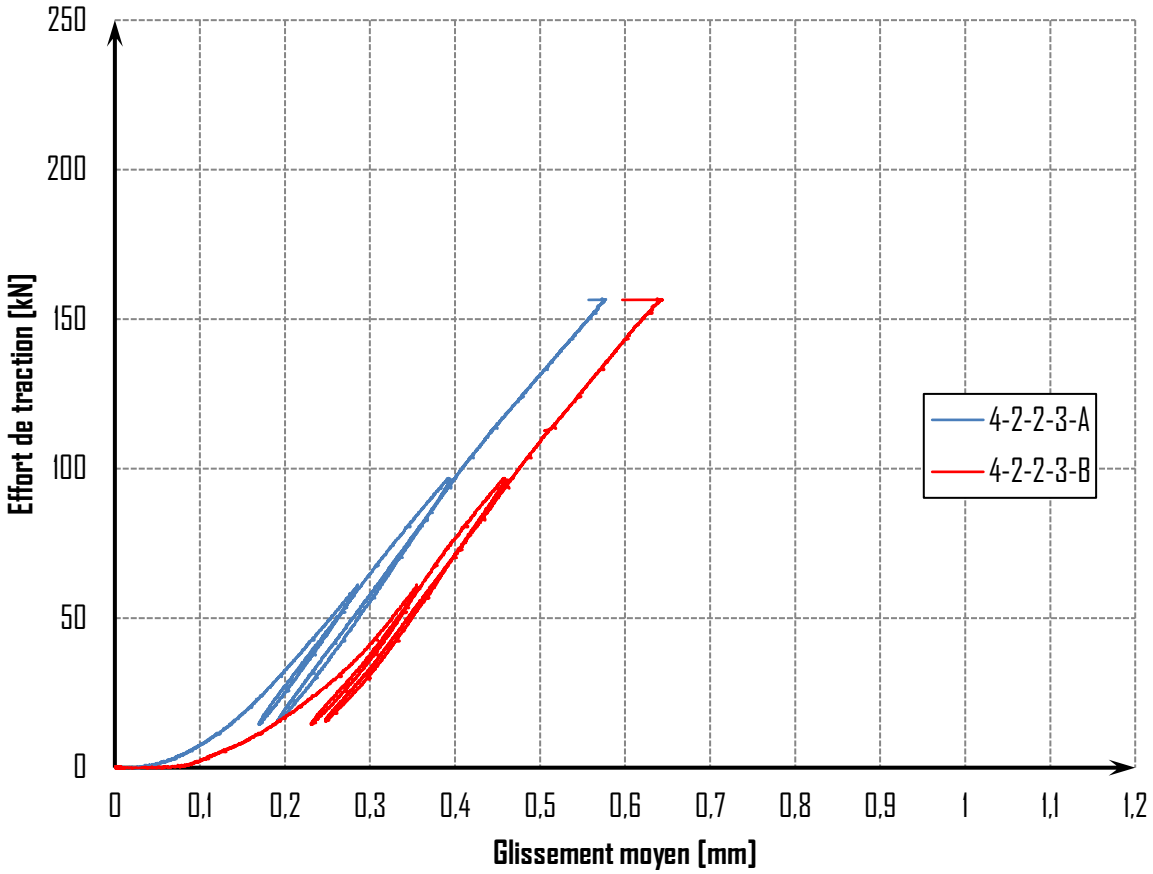
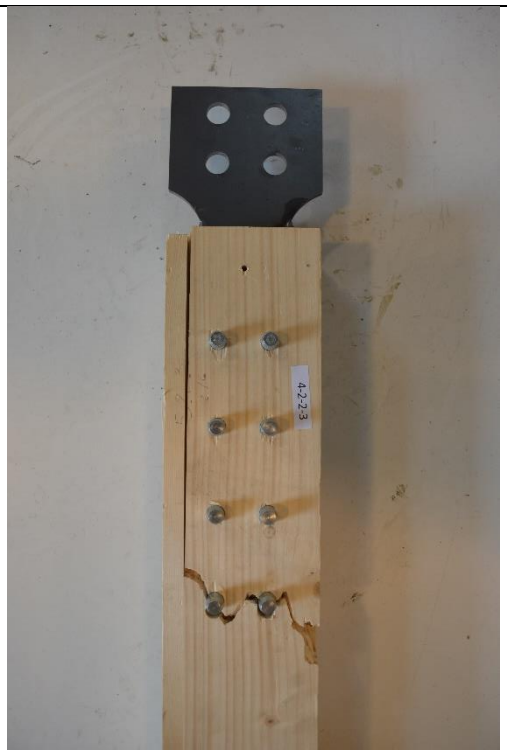


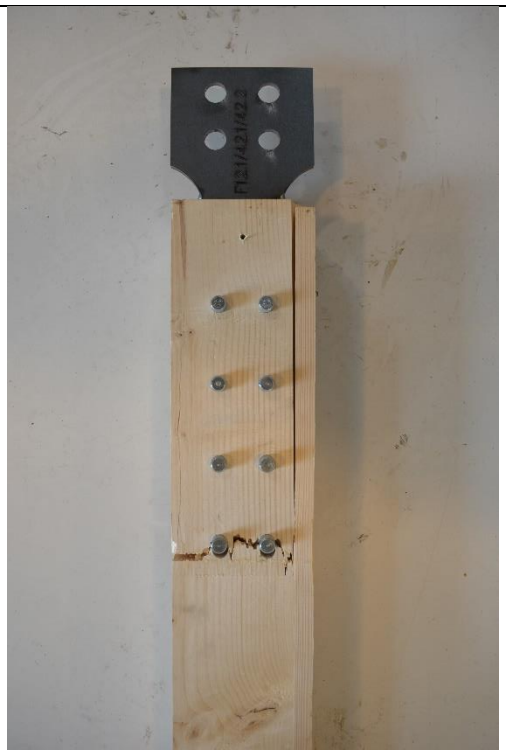
Figure 12-4 : Echantillon n°3 de la configuration 4-2-2

Le Tableau 12-4 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°4-2-2-3 où la rupture s'est produite.

Tableau 12-4 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 4-2-2-3



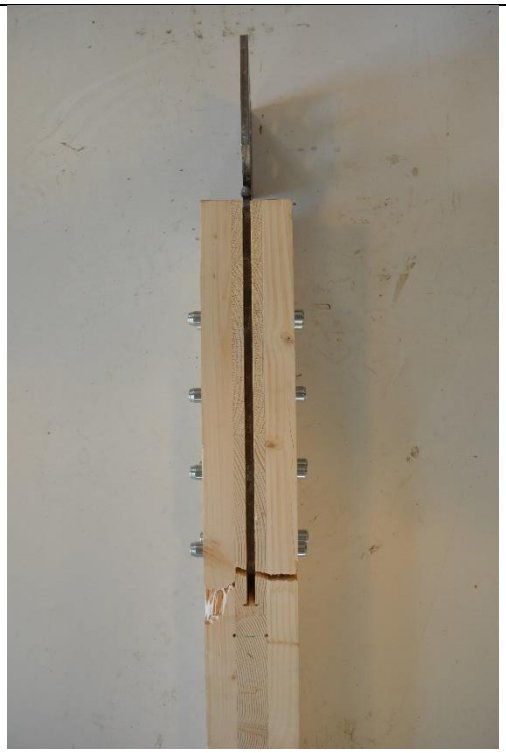
(1)



(3)



(2)



(4)

12.2.4. Echantillon 4-2-2-4

La Figure 12-5 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des deux capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé d'une plaque métallique.

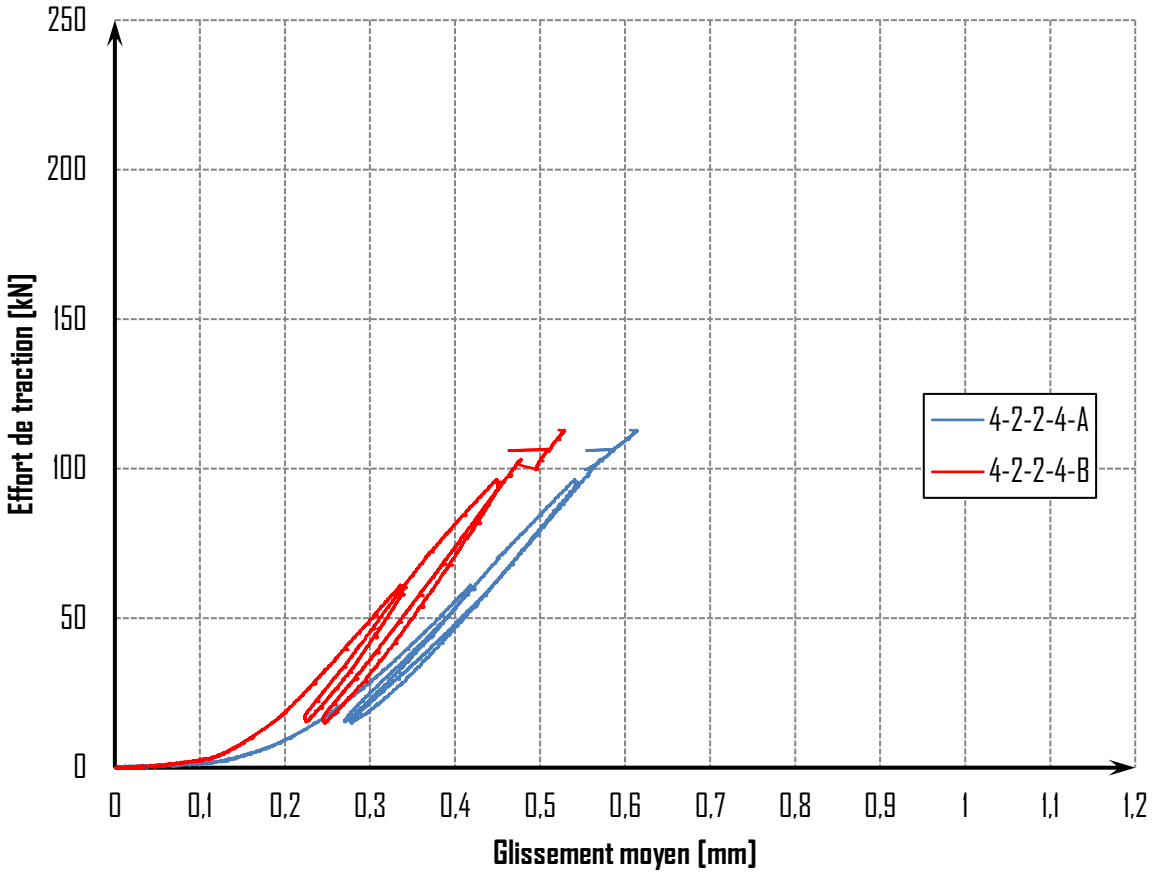


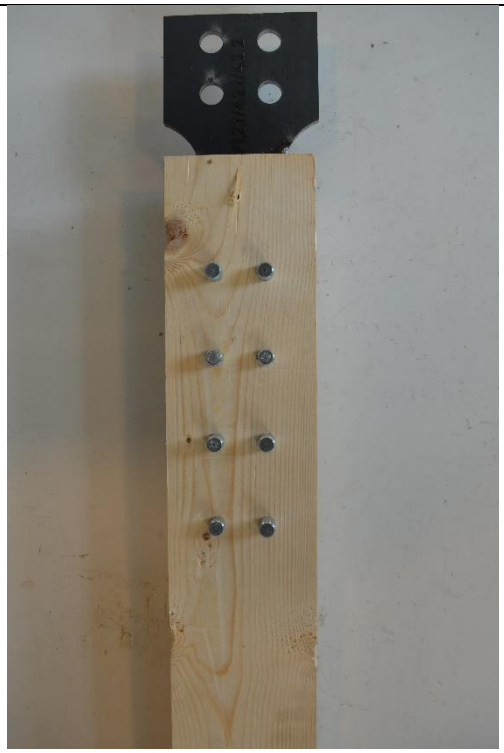
Figure 12-5 : Echantillon n°4 de la configuration 4-2-2

Le Tableau 12-5 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°4-2-2-4 où la rupture s'est produite.

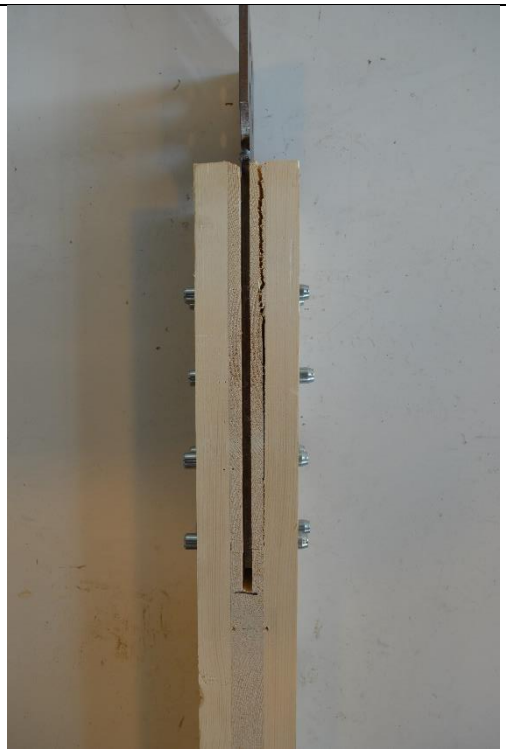
Tableau 12-5 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 4-2-2-4



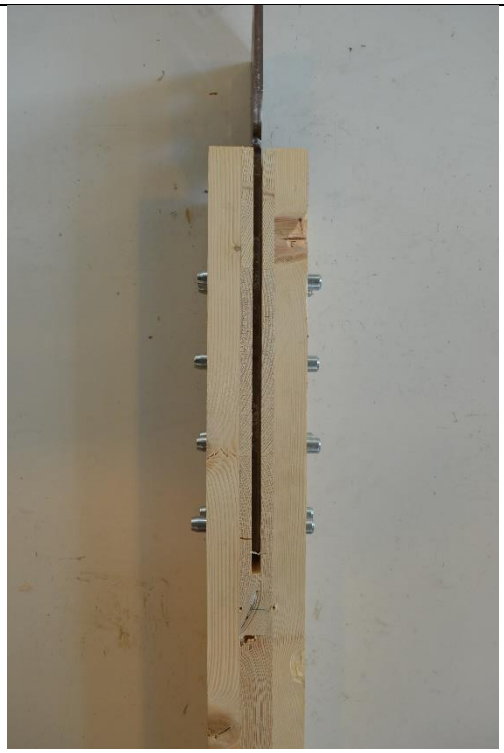
(1)



(3)



(2)



(4)

12.2.5. Echantillon 4-2-2-5

La Figure 12-6 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des deux capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé d'une plaque métallique.

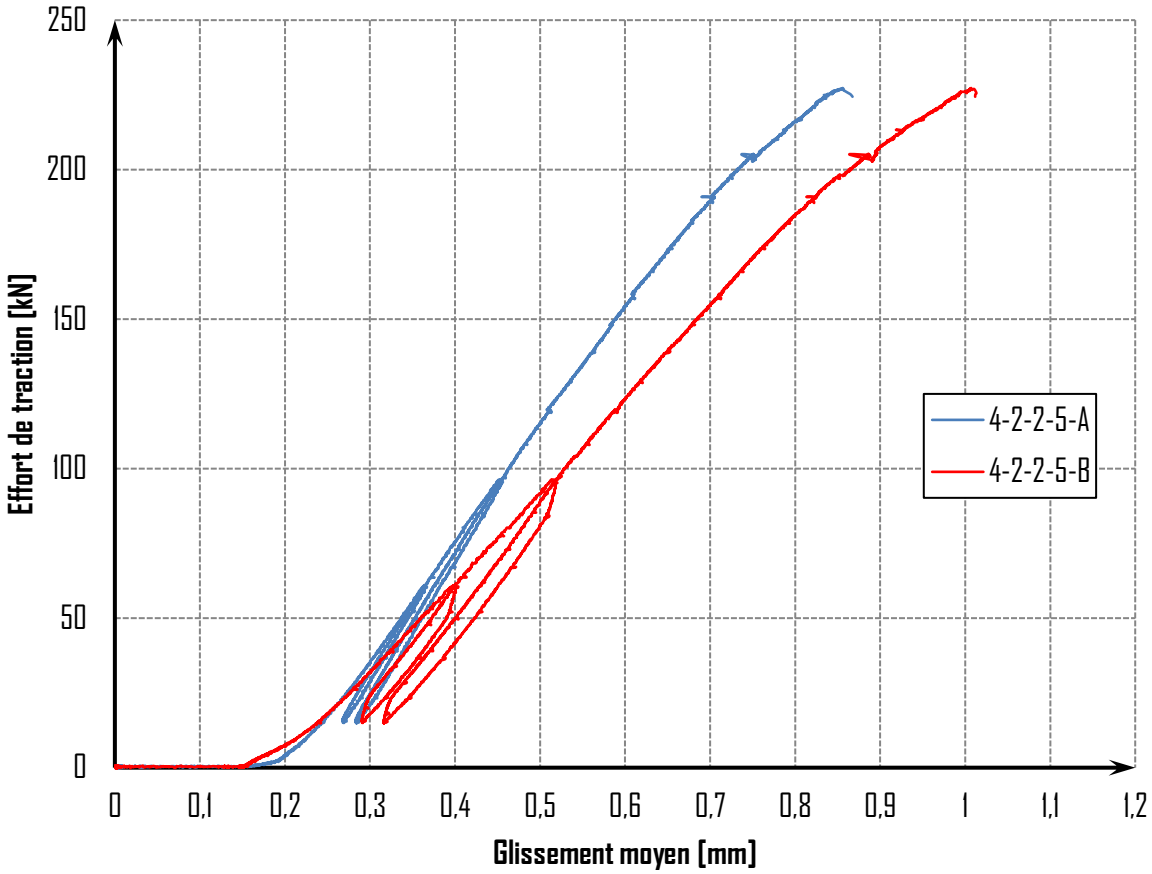


Figure 12-6 : Echantillon n°5 de la configuration 4-2-2

Le Tableau 12-6 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°4-2-2-5 où la rupture s'est produite.

Tableau 12-6 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 4-2-2-5



(1)



(3)



(2)



(4)

12.2.6. Synthèse

La Figure 12-7 présente les courbes de l'effort de traction dans les deux assemblages complets en fonction du glissement moyen obtenu à chaque extrémité de l'échantillon. Les résultats montrent un comportement semblable pour l'ensemble des échantillons. La Figure 12-8 présente un zoom des mêmes courbes pour un effort maximum de 100kN et un glissement de 1,1 mm maximum.

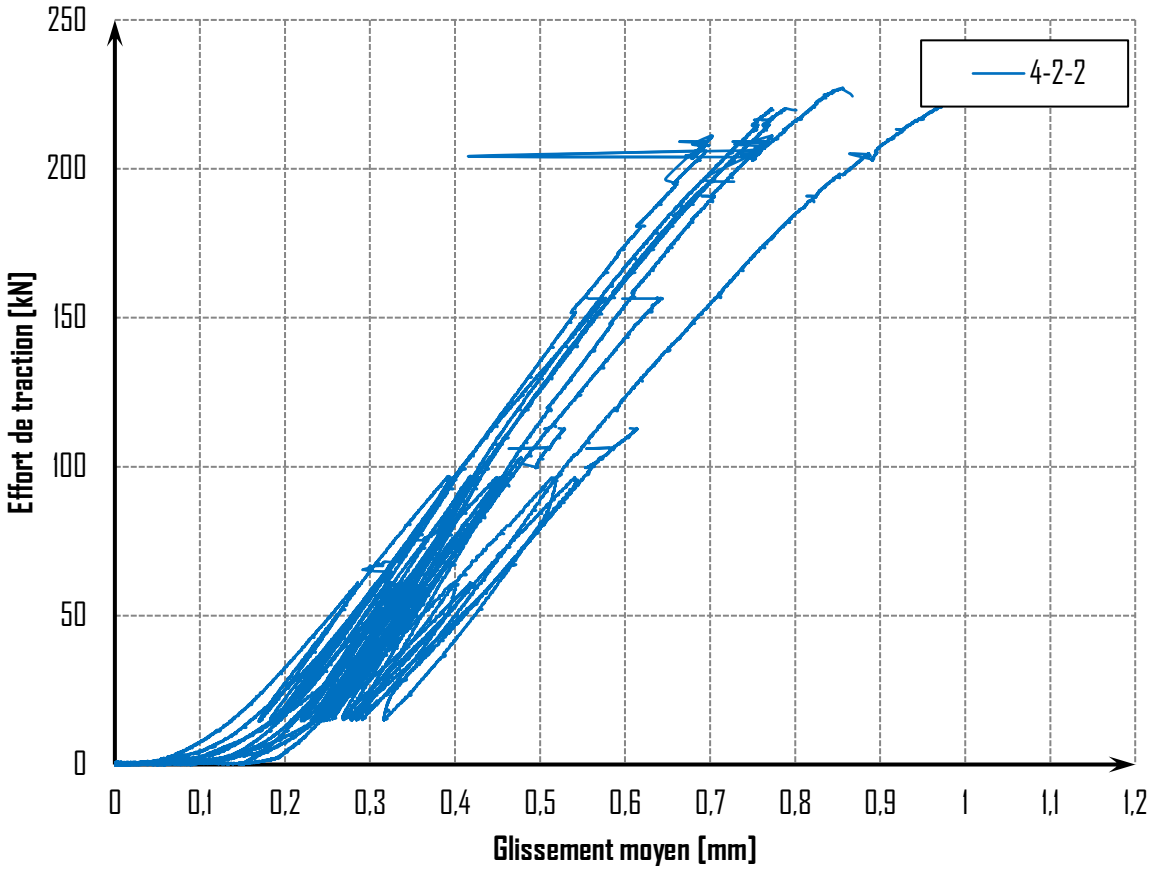


Figure 12-7 : Evolution de l'effort de traction en fonction du glissement moyen des échantillons de la configuration 4-2-2

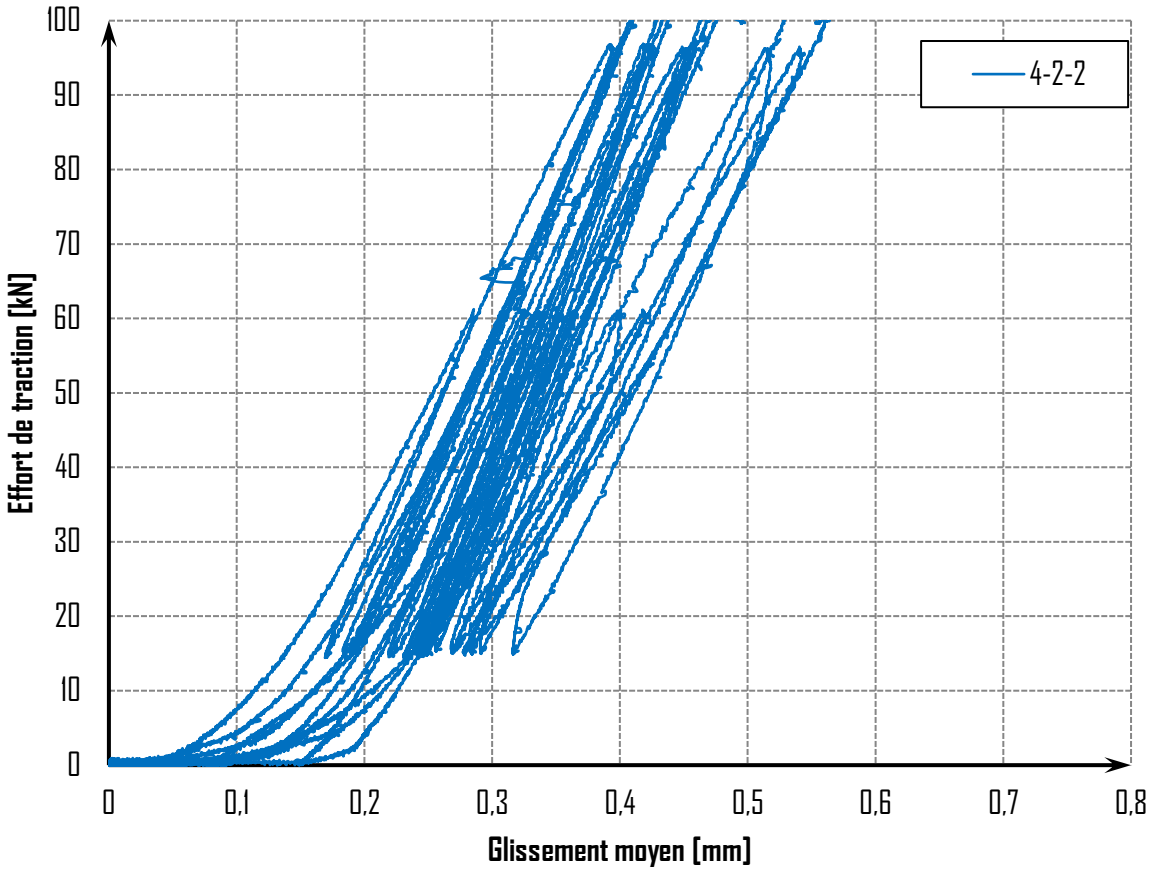


Figure 12-8 : Evolution de l'effort de traction en fonction du glissement moyen des échantillons de la configuration 4-2-2

Le

Tableau 12-7 présente les valeurs des efforts de traction ainsi que les modes de rupture observés sur les faces 1 et 3 du côté de la rupture. Le

Tableau 12-8 présente les valeurs des raideurs d'assemblages définis selon le protocole d'essais rappelé dans ce présent document.

Tableau 12-7 : Résultats des efforts de traction [kN] ainsi que du mode rupture

Echantillon	Effort	Masse volumique	Type de rupture
4-2-2-1	211.2	430.3	SP
4-2-2-2	220.1	438.8	SP
4-2-2-3	156.7	400.6	SN
4-2-2-4	112.1	398.5	Plastique
4-2-2-5	227.1	432.4	SN
Moyenne	**185.43**	**420.14**	
Maximum	227.07	**438.80**	
Minimum	112.13	**398.52**	
Ecart type	49.50	**19.04**	
COV	26.70%	**4.5%**	

Tableau 12-8 : Résultats des raideurs d'assemblage [kN/mm] et des jeux initiaux

Echantillon	K_{ser}	$K_{el,unload}$	$K_{el,reload}$	$K_{el,ELU,unload}$	$K_{el,ELU,reload}$	Jeu
4-2-2-1	333.51	405.32	362.29	418.59	385.10	0.12
	363.06	470.41	435.68	477.95	455.24	0.17
4-2-2-2	395.24	512.54	430.62	509.87	464.61	0.18
	358.52	469.84	415.87	457.58	411.13	0.16
4-2-2-3	320.97	411.39	376.13	416.37	386.44	0.09
	302.12	411.40	378.05	411.38	380.83	0.15
4-2-2-4	265.55	321.84	294.56	327.68	308.38	0.19
	313.28	431.84	381.40	413.36	378.30	0.14
4-2-2-5	389.59	477.32	447.94	483.08	462.13	0.21
	293.55	440.19	371.47	412.50	381.13	0.19
Moyenne	**333.54**	**435.21**	**389.40**	**432.83**	**401.33**	**0.16**
Maximum	395.24	512.54	447.94	509.87	464.61	0.21
Minimum	265.55	321.84	294.56	327.68	308.38	0.09
Ecart type	42.45	52.82	45.20	51.52	48.52	0.03
COV	12.73%	12.14%	11.61%	11.90%	12.09%	21.43%

12.2.7. Analyse statistique

L'annexe D de la norme NF EN 1990 Partie D7 [3] fournie deux approches permettant de déterminer une propriété caractéristique d'un produit, dans le cas présent, l'effort de traction caractéristique. Il a été choisi que les données soient dépouillées en suivant une loi Log Normale, ce qui, comme le précise l'annexe D [3], présente l'avantage d'exclure les valeurs négatives.

La première approche suppose que le coefficient de variation (COV) Vx est inconnu tandis que la deuxième approche suppose que le COV est parfaitement connu.

Dans le tableau ci-dessous, les valeurs des efforts de traction à rupture d'un assemblage par échantillon sont présentées. A partir de ces valeurs, il est possible de déterminer une valeur caractéristique de l'effort de traction des assemblages à rupture conformément au dépouillement statistique de l'Annexe D de la norme NF EN 1990 [3]. Le coefficient de variation Vx étant supérieur à 10%, il est nécessaire de passer par une approche Vx inconnu.

Tableau 12-9 : Détermination de la valeur caractéristique de l'assemblage 4-2-2

Echantillon	mi	ln(mi)	(ln(mi)-moy)²	N essai	kn	sy	ks	mk
4-2-2-1	211.2	5.35	2.67E-02	5	Inconnu	30.14%	2.33	88.86
4-2-2-2	220.1	5.39	4.21E-02					
4-2-2-3	156.7	5.05	1.83E-02					
4-2-2-4	112.1	4.72	2.20E-01					
4-2-2-5	227.1	5.43	5.57E-02					
Moyenne	185.43	5.19						
Minimum	112.13							
Maximum	227.07							
Ecart type	49.50							
COV	26.70%							

A partir de ces hypothèses, il est possible de calculer la valeur caractéristique de l'effort de traction à rupture de l'assemblage de type 4-2-2 constitué des 8 broches selon l'équation suivante :

$$F_{t,Rk} = \exp\left(m_y - k_n \times s_y\right) = \exp\left(5,19 - 2,33 \times 0,3014\right) = 88,86kN$$

13. - CONFIGURATION 5-2-2

13.1. ECHANTILLON

Pour rappel, la configuration d'essai consiste en un test de traction d'une barre en CLT de 36 mm (8/20/8) comportant à chaque extrémité un assemblage constitué de 8 broches de diamètre 16 mm, répartie en 2 files de 4 broches et d'une plaque métallique en latéral. Le mode de rupture prévu des broches pour ce type d'assemblage est un mode 2, dont la note de calculs a imposé les épaisseurs de bois (t_1) à 36mm, constitué de 20mm de bois longitudinal et 16 (8*2) mm de bois transversal. Une vue CAO est également présentée afin de visualiser la composition (cf. Figure 13-1).

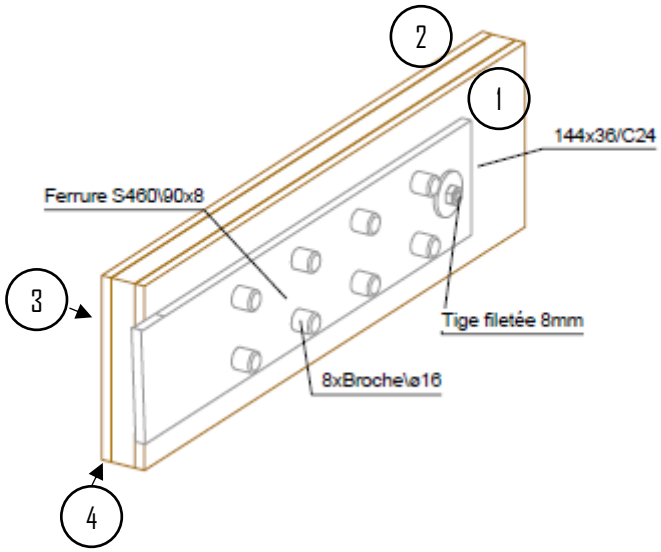


Figure 13-1 : Echantillon de la configuration 5-2-2

Le Tableau 13-1 présente la masse volumique des échantillons ramenée à 12% d'humidité.

Tableau 13-1 : Masse volumique des échantillons de la configuration 5-2-2

Configuration	Numéro d'échantillon	Masse volumique moyenne [kg/m^3]
5-2-2	1	445.2
	2	455.8
	3	452.6
	4	450.5
	5	460.0

13.2.RESULTATS

13.2.1. Echantillon 5-2-2-1

La Figure 13-2 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

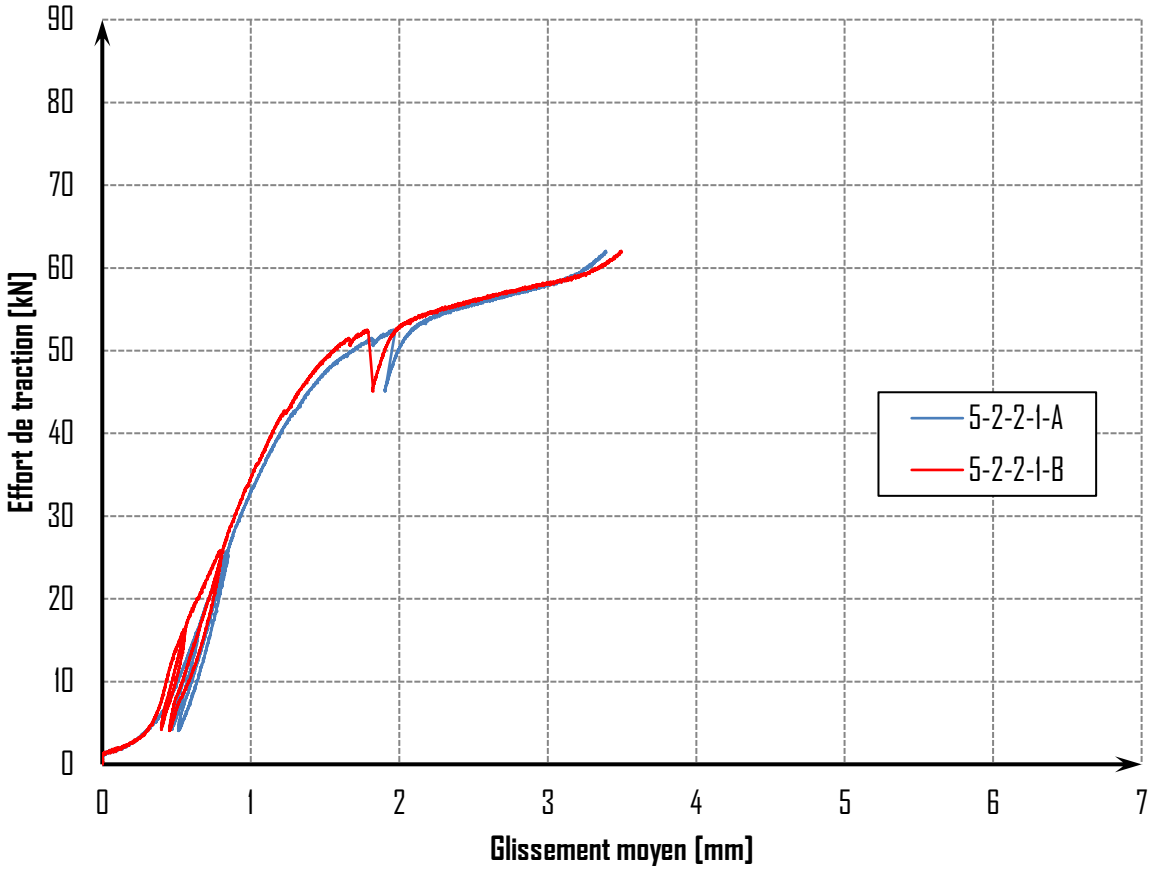


Figure 13-2 : Echantillon n°1 de la configuration 5-2-2

Le Tableau 13-2 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°5-2-2-1 où la rupture s'est produite.

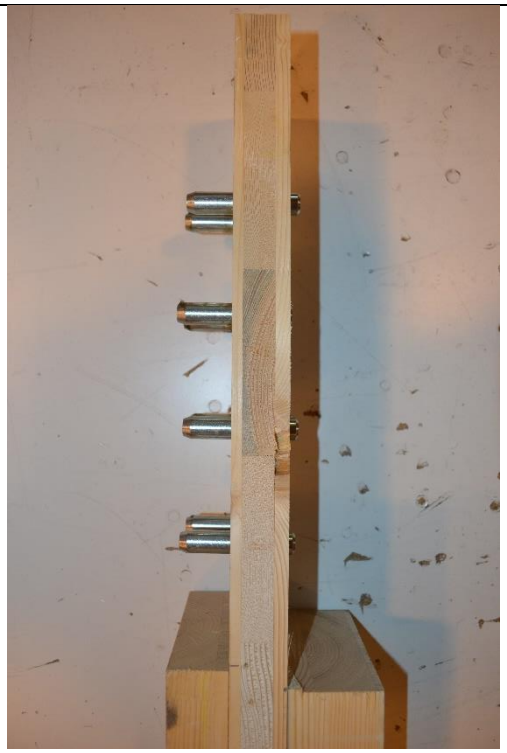
Tableau 13-2 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 5-2-2-1



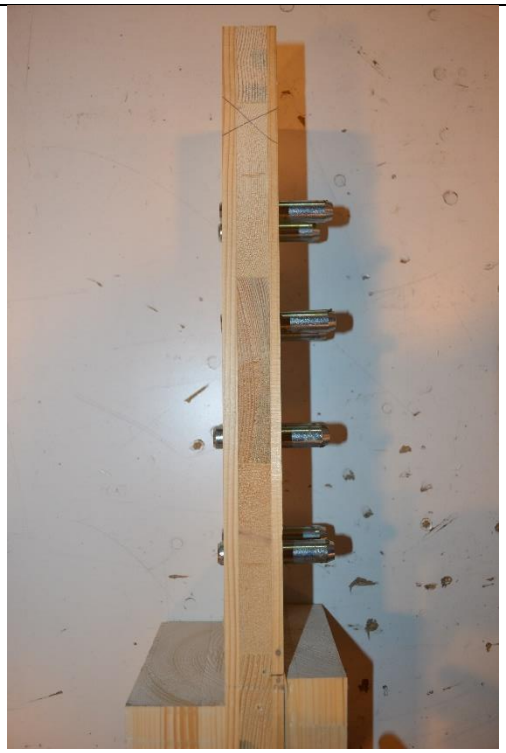
(1)



(3)



(2)



(4)

13.2.2. Echantillon 5-2-2-2

La Figure 13-3 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

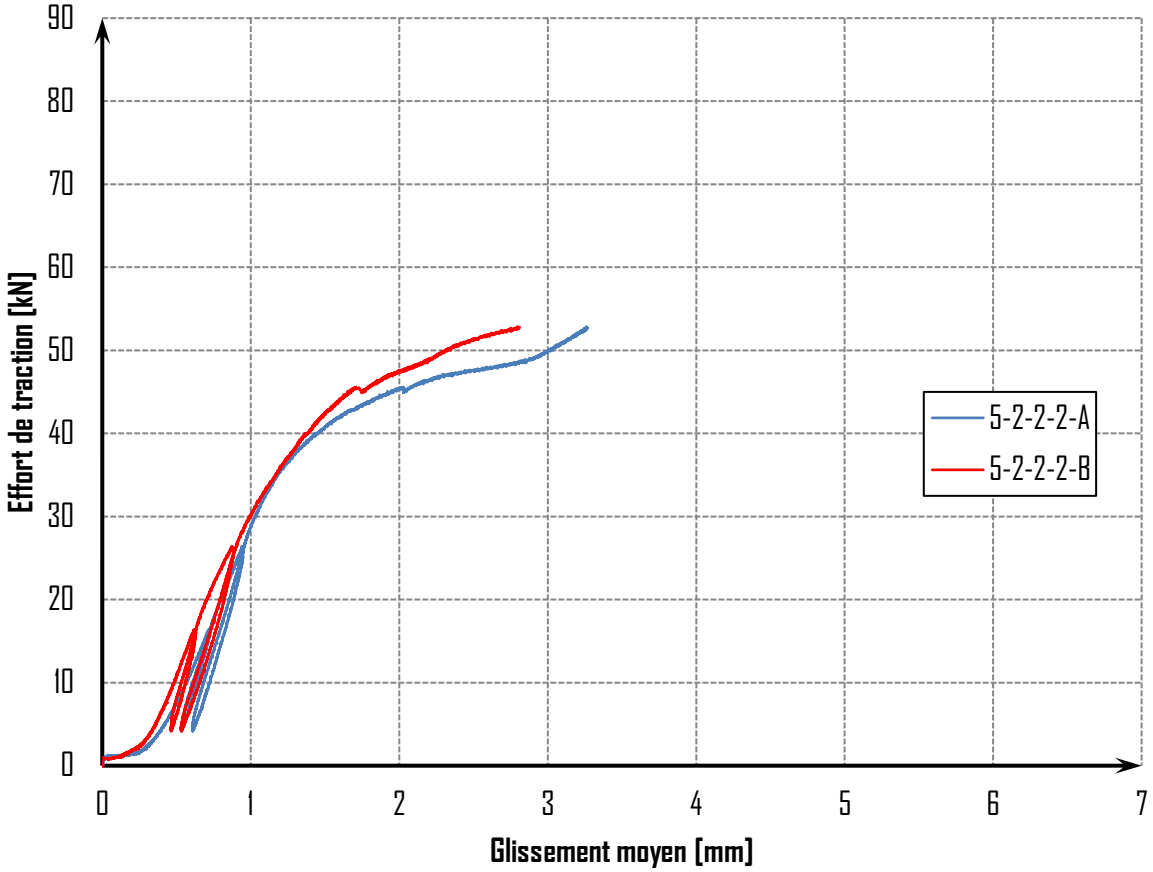


Figure 13-3 : Echantillon n°2 de la configuration 5-2-2

Le Tableau 13-3 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°5-2-2-2 où la rupture s'est produite.

Tableau 13-3 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 5-2-2-2



(1)



(3)



(2)



(4)

13.2.3. Echantillon 5-2-2-3

La Figure 13-4 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

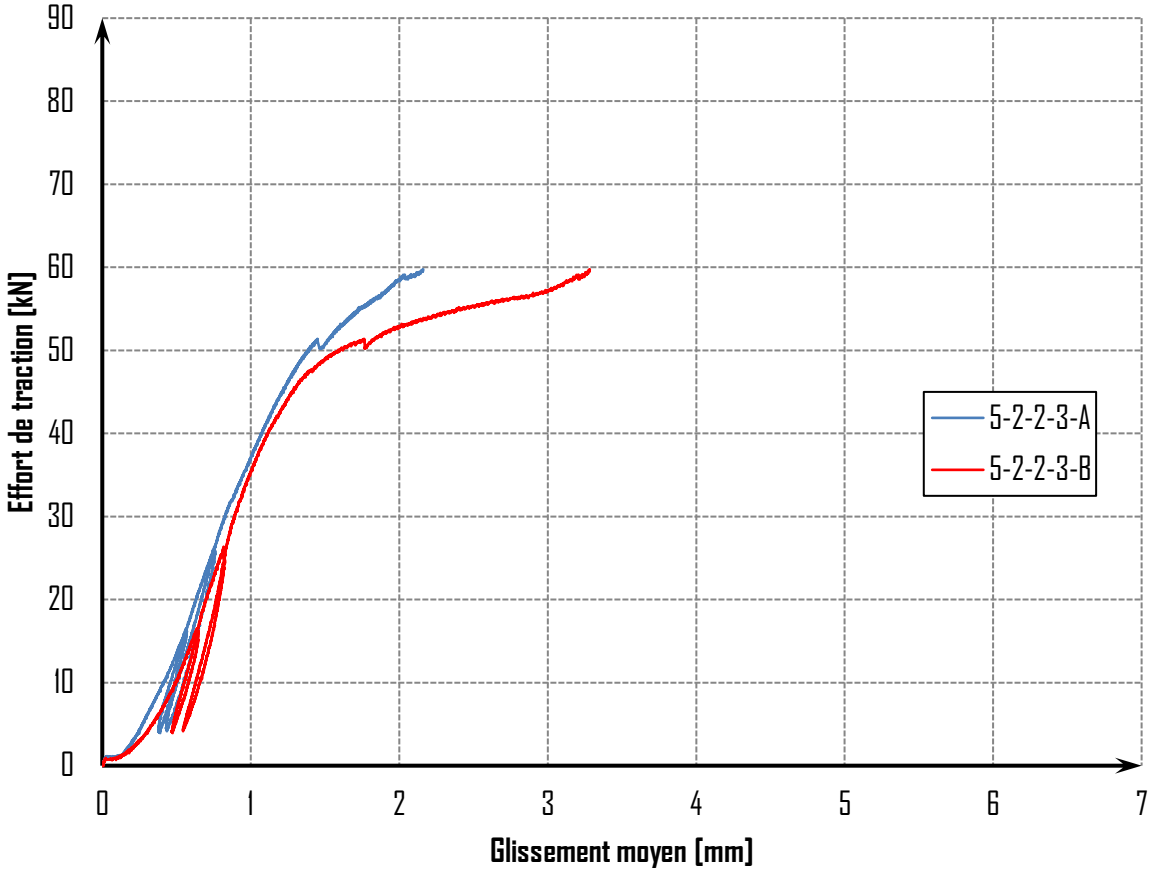


Figure 13-4 : Echantillon n°3 de la configuration 5-2-2

Le Tableau 13-4 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°5-2-2-3 où la rupture s'est produite.

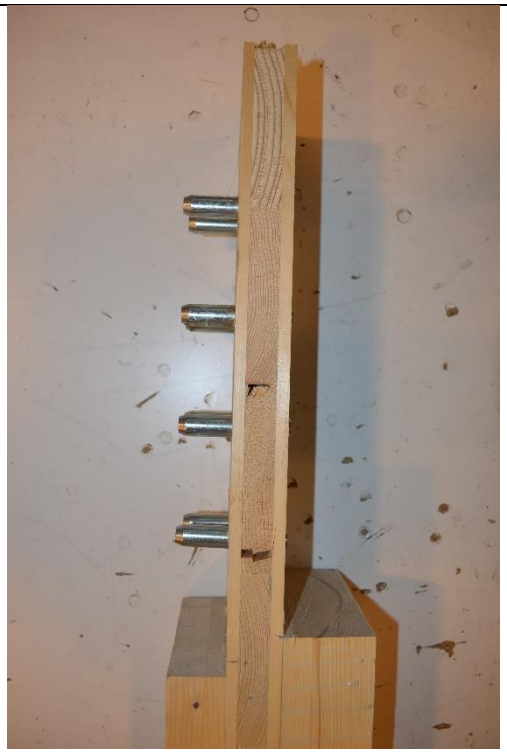
Tableau 13-4 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 5-2-2-3



(1)



(3)



(2)



(4)

13.2.4. Echantillon 5-2-2-4

La Figure 13-5 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

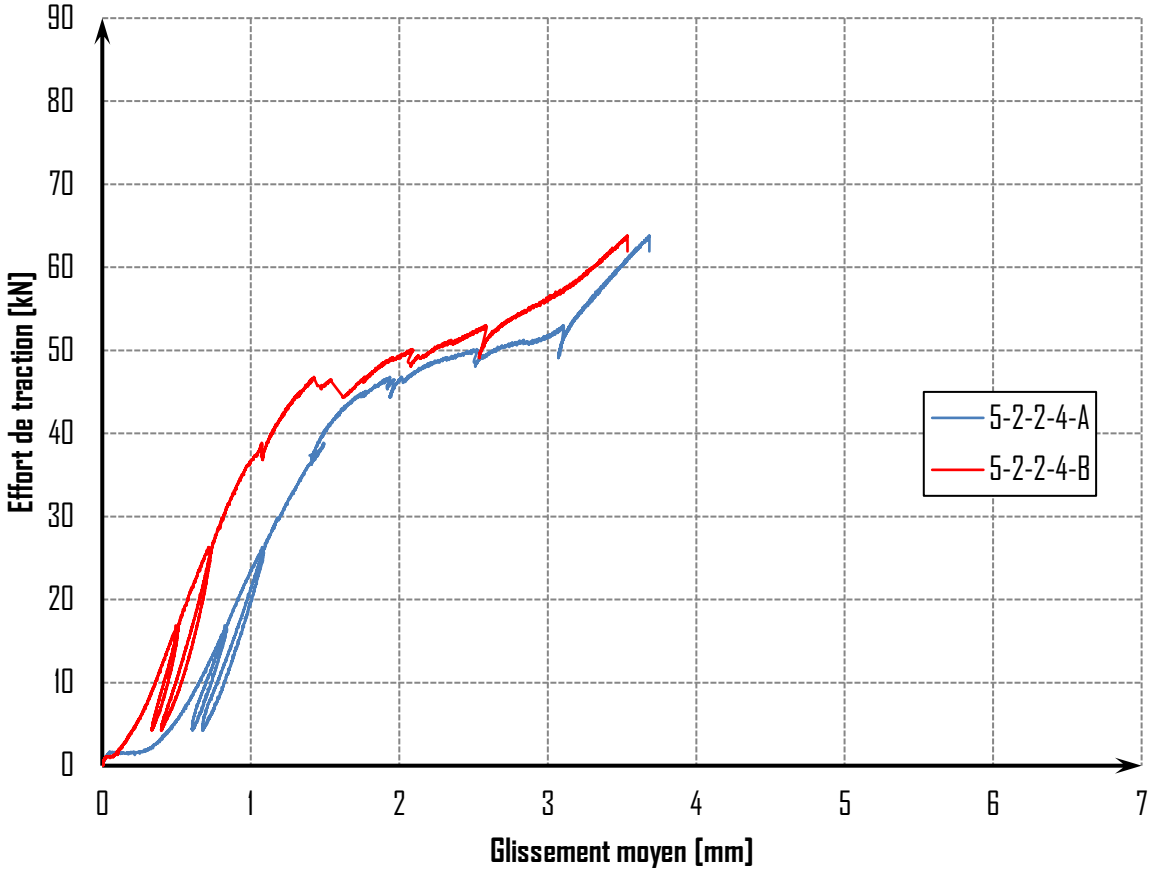


Figure 13-5 : Echantillon n°4 de la configuration 5-2-2

Le Tableau 13-5 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°5-2-2-4 où la rupture s'est produite.

Tableau 13-5 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 5-2-2-4



(1)



(3)



(2)



(4)

13.2.5. Echantillon 5-2-2-5

La Figure 13-6 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

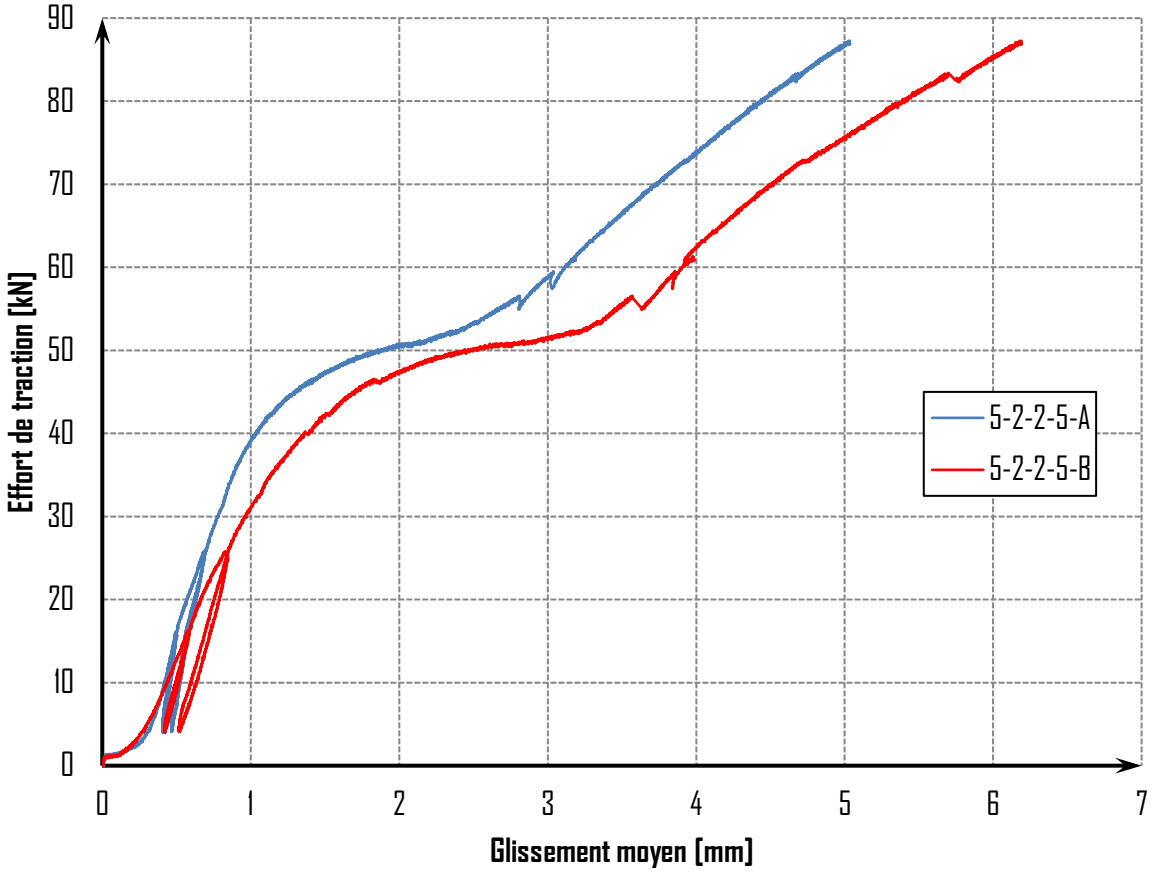


Figure 13-6 : Echantillon n°5 de la configuration 5-2-2

Le Tableau 13-6 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°5-2-2-5 où la rupture s'est produite.

Tableau 13-6 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 5-2-2-5



(1)



(3)



(2)



(4)

13.2.6. Synthèse

La Figure 13-7 présente les courbes de l'effort de traction dans les deux assemblages en fonction du glissement moyen obtenu à chaque extrémité de l'échantillon. Les résultats montrent un comportement semblable pour l'ensemble des échantillons. La Figure 13-8 présente un zoom des mêmes courbes pour un effort maximum de 140kN et un glissement de 1,4 mm maximum.

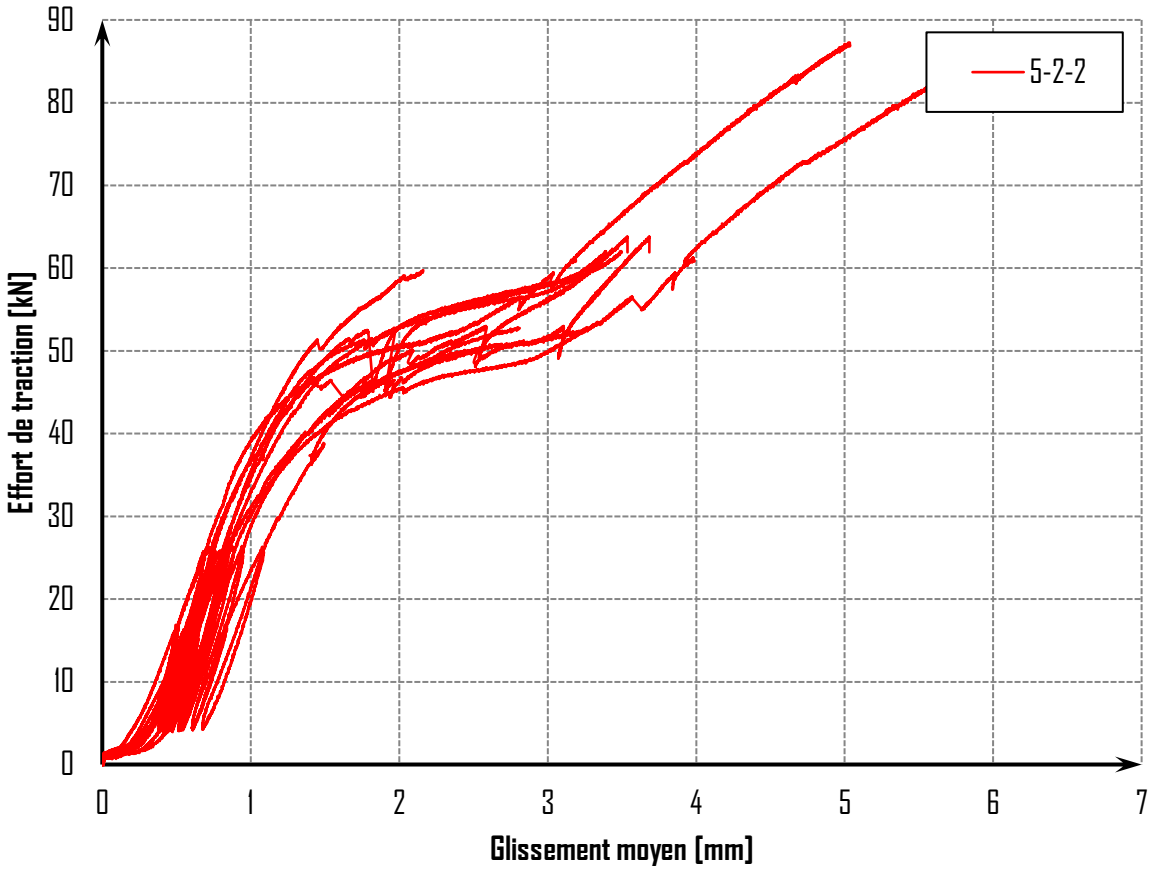


Figure 13-7 : Evolution de l'effort de traction en fonction du glissement moyen des échantillons de la configuration 5-2-2

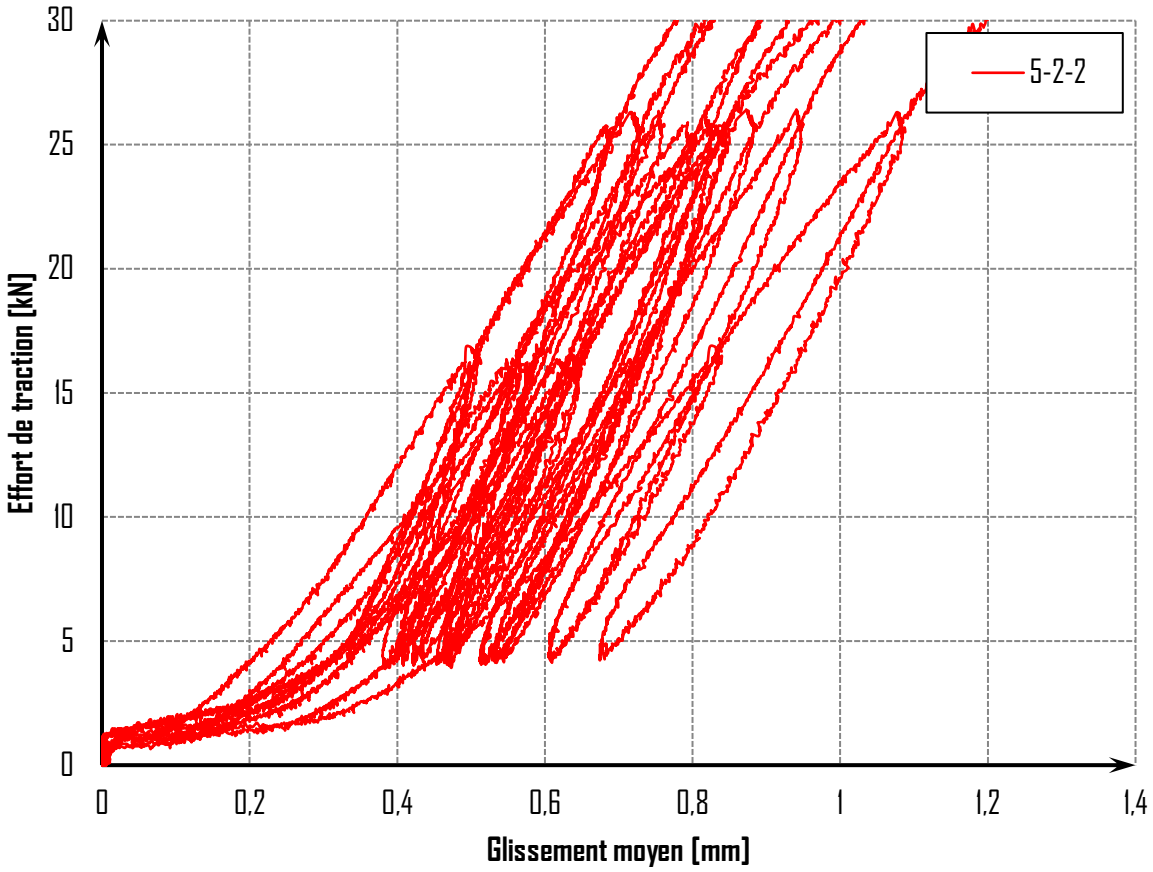


Figure 13-8 : Evolution de l'effort de traction en fonction du glissement moyen des échantillons de la configuration 5-2-2

Le

Tableau 13-7 présente les valeurs des efforts de traction ainsi que les modes de rupture observés sur les faces 1 et 3 du côté de la rupture. Le

Tableau 13-8 présente les valeurs des raideurs d'assemblages définis selon le protocole d'essais rappelé dans ce présent document.

Tableau 13-7 : Résultats des efforts de traction [kN] ainsi que du mode rupture

Echantillon	Effort	Masse volumique	Type de rupture
5-2-2-1	62.0	445.2	SN
5-2-2-2	52.9	455.8	Plastification
5-2-2-3	59.6	452.6	SP
5-2-2-4	63.7	450.5	SN
5-2-2-5	92.5	460.0	Plastification
Moyenne	**66.14**	452.79	
Maximum	92.47	460.00	
Minimum	52.86	445.16	
Ecart type	15.29	5.57	
COV	23.12%	1.2%	

Tableau 13-8 : Résultats des raideurs d'assemblage [kN/mm] et des jeux initiaux

Echantillon	K_{ser}	$K_{el,unload}$	$K_{el,reload}$	$K_{el,ELU,unload}$	$K_{el,ELU,reload}$	Jeu
5-2-2-1	45.04	73.98	60.74	70.11	64.02	0.27
	44.78	85.10	69.82	63.93	56.89	0.23
5-2-2-2	41.43	64.17	54.98	64.21	59.12	0.32
	39.88	77.41	62.65	63.61	57.57	0.24
5-2-2-3	44.65	72.46	58.22	70.89	63.28	0.17
	44.96	76.48	67.32	84.36	76.08	0.25
5-2-2-4	36.10	58.21	47.87	56.77	50.66	0.36
	42.88	83.61	66.09	73.59	65.02	0.12
5-2-2-5	57.76	133.33	105.32	89.95	81.29	0.25
	38.81	78.83	64.71	68.03	63.04	0.18
Moyenne	**43.63**	**80.36**	**65.77**	**70.55**	**63.70**	**0.24**
Maximum	57.76	133.33	105.32	89.95	81.29	0.36
Minimum	36.10	58.21	47.87	56.77	50.66	0.12
Ecart type	5.82	20.33	15.32	10.03	9.07	0.07
COV	13.35%	25.30%	23.30%	14.21%	14.24%	29.36%

13.2.7. Analyse statistique

L'annexe D de la norme NF EN 1990 Partie D7 [3] fournie deux approches permettant de déterminer une propriété caractéristique d'un produit, dans le cas présent, l'effort de traction caractéristique. Il a été choisi que les données soient dépouillées en suivant une loi Log Normale, ce qui, comme le précise l'annexe D [3], présente l'avantage d'exclure les valeurs négatives.

La première approche suppose que le coefficient de variation (COV) Vx est inconnu tandis que la deuxième approche suppose que le COV est parfaitement connu.

Dans le tableau ci-dessous, les valeurs des efforts de traction à rupture d'un assemblage par échantillon sont présentées. A partir de ces valeurs, il est possible de déterminer une valeur caractéristique de l'effort de traction des assemblages à rupture conformément au dépouillement statistique de l'Annexe D de la norme NF EN 1990 [3]. Le coefficient de variation Vx étant supérieur à 10%, il est nécessaire de passer par une approche Vx inconnu.

Tableau 13-9 : Détermination de la valeur caractéristique de l'assemblage 5-2-2

Echantillon	mi	ln(mi)	(ln(mi)-moy)²	N essai	kn	sy	ks	mk
5-2-2-1	62.0	4.13	2.03E-03	5	Inconnu	21.04%	2.33	39.75
5-2-2-2	52.9	3.97	4.21E-02					
5-2-2-3	59.6	4.09	7.32E-03					
5-2-2-4	63.7	4.15	3.25E-04					
5-2-2-5	92.5	4.53	1.25E-01					
Moyenne	66.14	4.17						
Minimum	52.86							
Maximum	92.47							
Ecart type	15.29							
COV	23.12%							

A partir de ces hypothèses, il est possible de calculer la valeur caractéristique de l'effort de traction à rupture de l'assemblage constitué des 8 broches selon l'équation suivante :

$$F_{t,Rk} = \exp\left(m_y - k_n \times s_y\right) = \exp\left(4,17 - 2,33 \times 0,2104\right) = 39,75kN$$

14. - CONFIGURATION 5-2-3

14.1. ECHANTILLON

Pour rappel, la configuration d'essai consiste en un test de traction d'une barre en CLT de 90 mm (30/30/30) comportant à chaque extrémité un assemblage constitué de 8 broches de diamètre 16 mm, répartie en 2 files de 4 broches et d'une plaque métallique en latéral. Le mode de rupture prévu des broches pour ce type d'assemblage est un mode 2, dont la note de calculs a imposé les épaisseurs de bois (t_1) à 36mm, constitué de 30mm de bois longitudinal et 60 (30*2) mm de bois transversal. Une vue CAO est également présentée afin de visualiser la composition (cf. Figure 14-1).

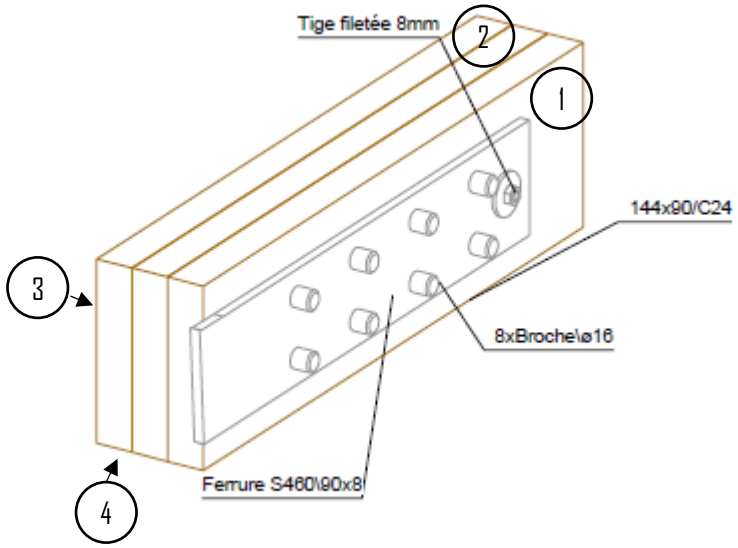


Figure 14-1 : Echantillon de la configuration 5-2-3

Le Tableau 14-1 présente la masse volumique des échantillons ramenée à 12% d'humidité.

Tableau 14-1 : Masse volumique des échantillons de la configuration 5-2-3

Configuration	Numéro d'échantillon	Masse volumique moyenne [kg/m^3]
5-2-3	1	411.2
	2	443.0
	3	402.8
	4	462.1
	5	415.5

14.2.RESULTATS

14.2.1. Echantillon 5-2-3-1

La Figure 14-2 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

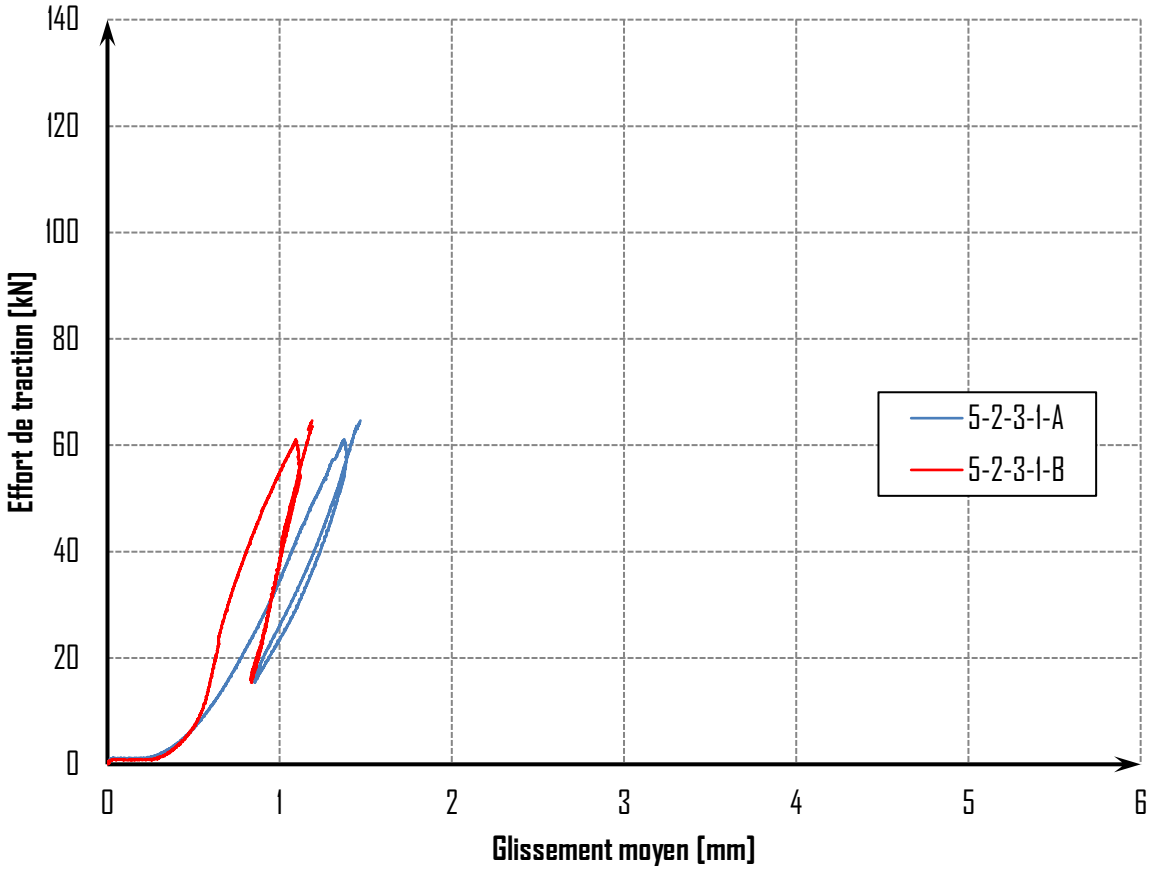


Figure 14-2 : Echantillon n°1 de la configuration 5-2-3

Le Tableau 14-2 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°5-2-3-1 où la rupture s'est produite.

Tableau 14-2 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 5-2-3-1



(1)



(3)



(2)



(4)

14.2.2. Echantillon 5-2-3-2

La Figure 14-3 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

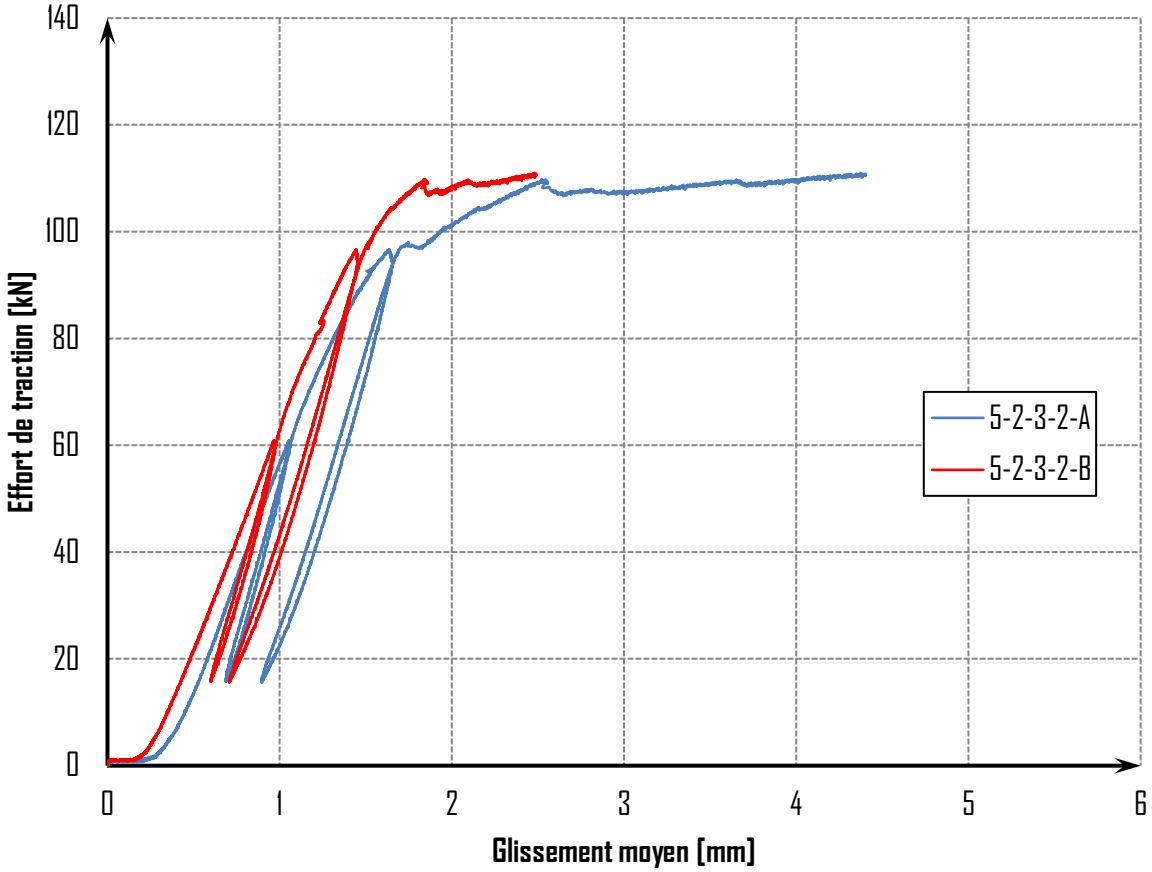


Figure 14-3 : Echantillon n°2 de la configuration 5-2-3

Le Tableau 14-3 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°5-2-3-2 où la rupture s'est produite.

Tableau 14-3 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 5-2-3-2



(1)



(3)



(2)



(4)

14.2.3. Echantillon 5-2-3-3

La Figure 14-4 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

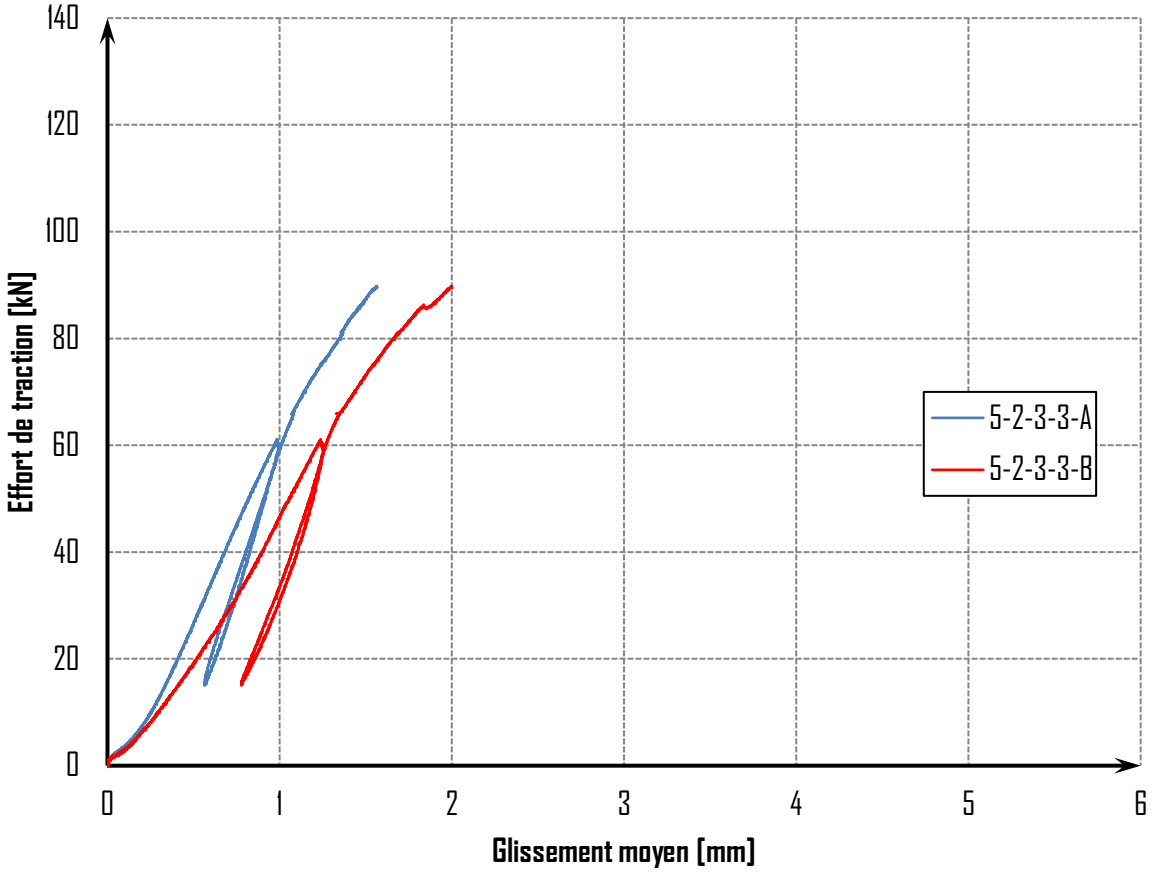


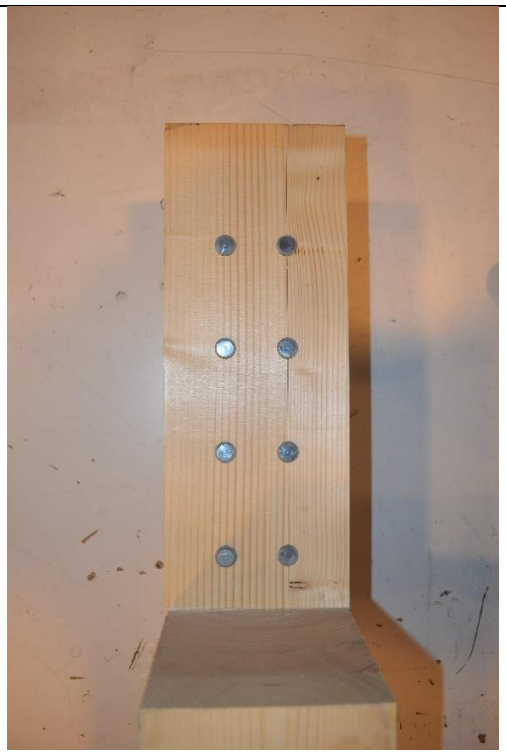
Figure 14-4 : Echantillon n°3 de la configuration 5-2-3

Le Tableau 14-4 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°5-2-3-3 où la rupture s'est produite.

Tableau 14-4 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 5-2-3-3



(1)



(3)



(2)



(4)

14.2.4. Echantillon 5-2-3-4

La Figure 14-5 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

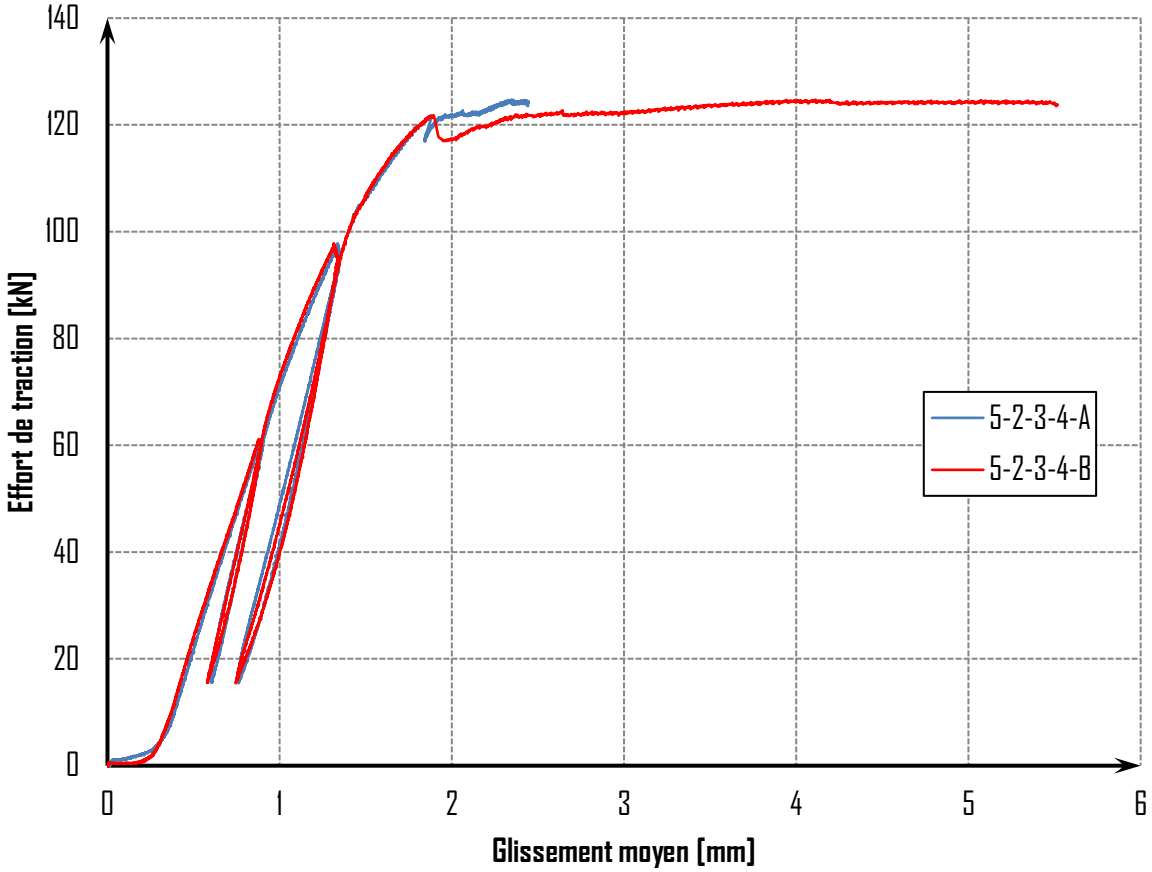


Figure 14-5 : Echantillon n°4 de la configuration 5-2-3

Le Tableau 14-5 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°5-2-3-4 où la rupture s'est produite.

Tableau 14-5 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 5-2-3-4

 (1)	 (3)
 (2)	 (4)

14.2.5. Echantillon 5-2-3-5

La Figure 14-6 présente l'effort de traction en fonction du glissement moyen obtenu à l'aide des quatre capteurs du type LVDT positionnés de part et d'autre des deux assemblages. Les courbes bleue et rouge présentent donc le comportement de chaque assemblage d'extrémité composé de deux plaques métalliques.

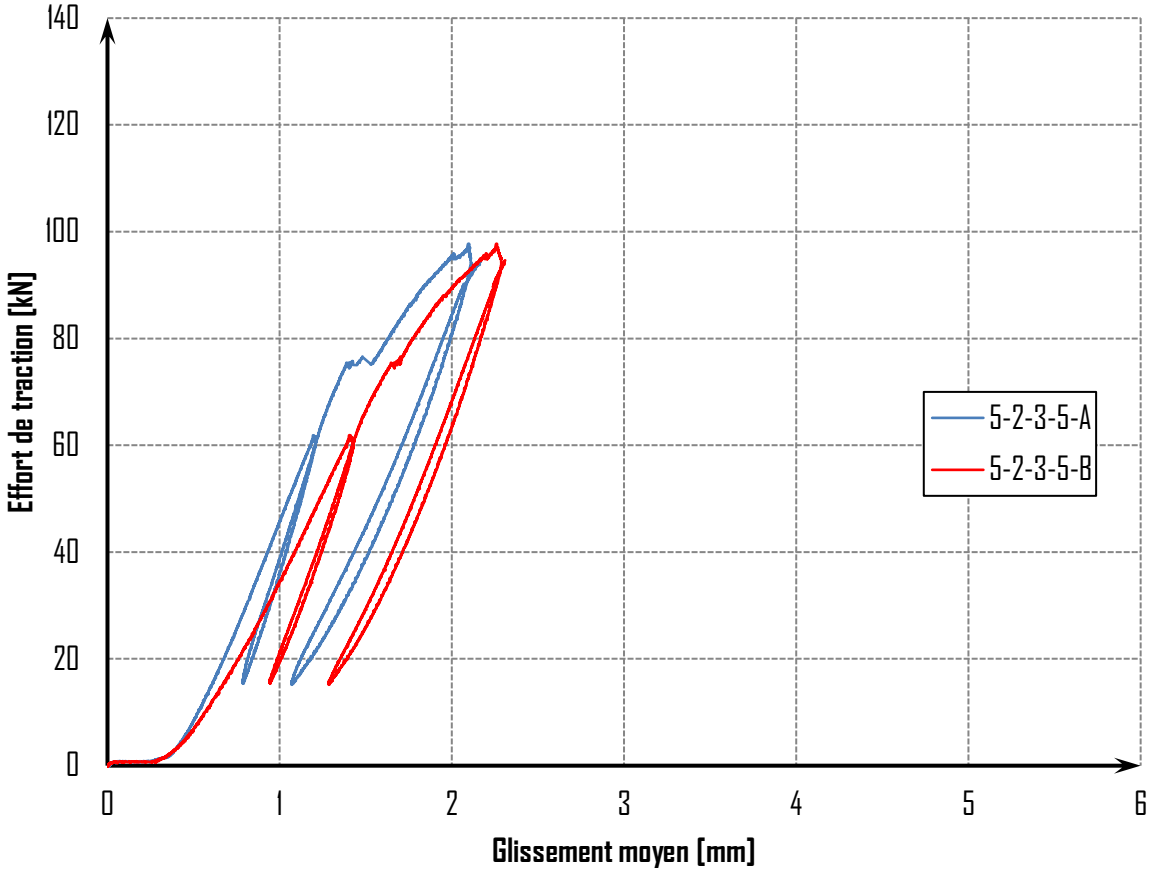


Figure 14-6 : Echantillon n°5 de la configuration 5-2-3

Le Tableau 14-6 présente les photos des 4 faces du côté de l'échantillon n°5-2-3-5 où la rupture s'est produite.

Tableau 14-6 : Photo des 4 faces du côté de la rupture 5-2-3-5



(1)



(3)



(2)



(4)

14.2.6. Synthèse

La Figure 14-7 présente les courbes de l'effort de traction dans les deux assemblages en fonction du glissement moyen obtenu à chaque extrémité de l'échantillon. Les résultats montrent un comportement semblable pour l'ensemble des échantillons. La Figure 14-8 présente un zoom des mêmes courbes pour un effort maximum de 140kN et un glissement de 1.4 mm maximum.

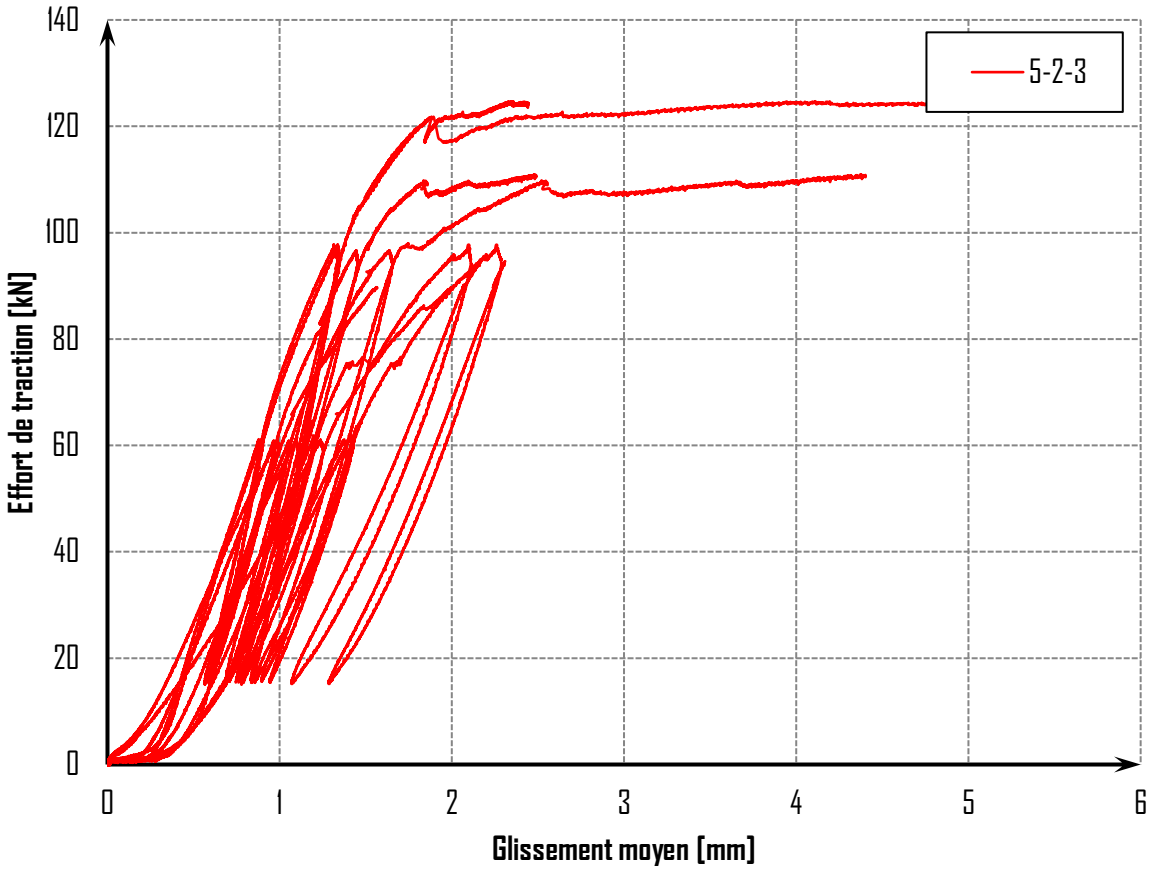


Figure 14-7 : Evolution de l'effort de traction en fonction du glissement moyen des échantillons de la configuration 5-2-3

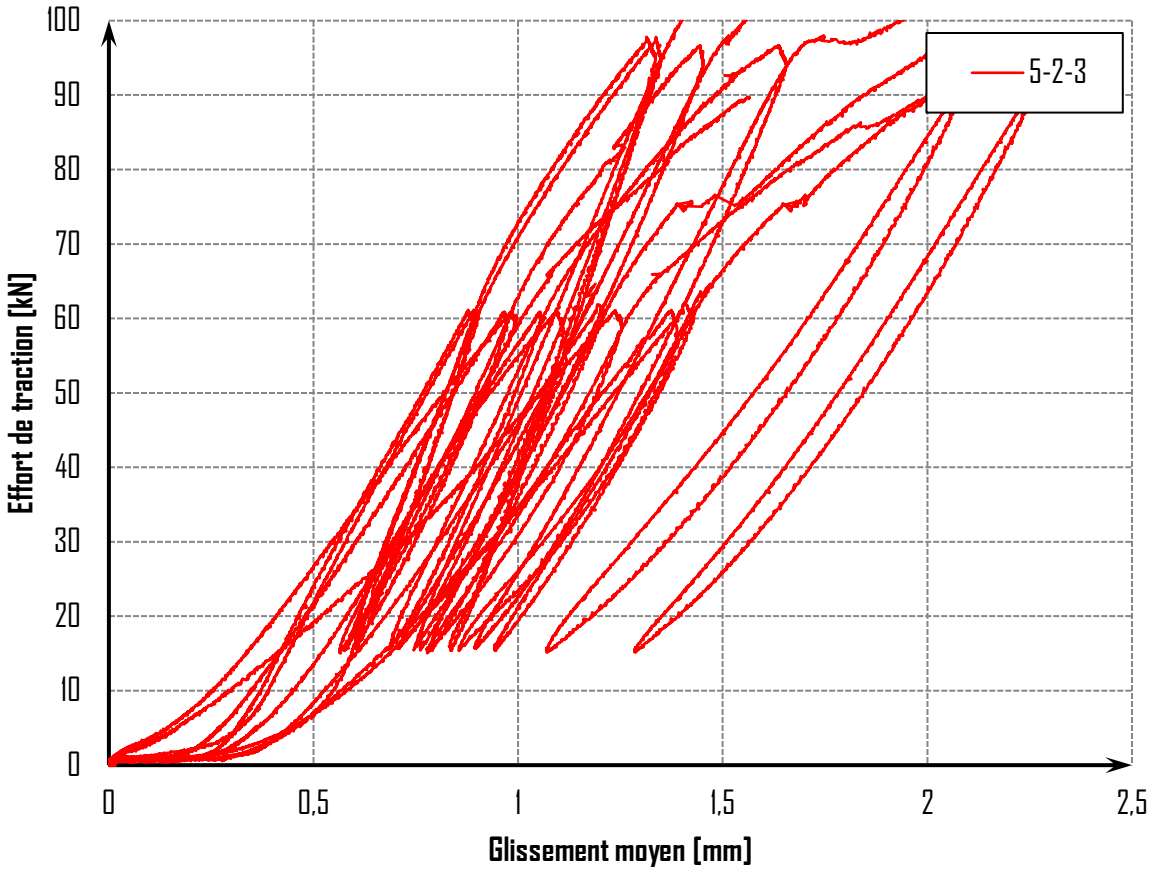


Figure 14-8 : Evolution de l'effort de traction en fonction du glissement moyen des échantillons de la configuration 5-2-3

Le Tableau 14-7 présent les valeurs des efforts de traction ainsi que les modes de rupture observés sur les faces 1 et 3 du côté de la rupture. Le

Tableau 14-8 présente les valeurs des raideurs d'assemblages définis selon le protocole d'essais rappelé dans ce présent document.

Tableau 14-7 : Résultats des efforts de traction [kN] ainsi que du mode rupture

Echantillon	Effort	Masse volumique	Type de rupture
5-2-3-1	64.2	411.2	SN
5-2-3-2	114.0	443.0	Plastification
5-2-3-3	89.7	402.8	SN
5-2-3-4	126.0	462.1	Plastification
5-2-3-5	97.7	415.5	SN
Moyenne	**98.31**	426.93	
Maximum	125.98	462.12	
Minimum	64.20	402.76	
Ecart type	23.72	24.79	
COV	24.12%	5.8%	

Tableau 14-8 : Résultats des raideurs d'assemblage [kN/mm] et des jeux initiaux

Echantillon	K_{ser}	$K_{el,unload}$	$K_{el,reload}$	$K_{el,ELU,unload}$	$K_{el,ELU,reload}$	Jeu
5-2-3-1	61.03	101.96	86.20			0.42
	116.79	157.27	143.91			0.46
5-2-3-2	84.43	129.43	116.45	114.40	103.00	0.33
	79.40	129.08	116.54	117.16	107.75	0.22
5-2-3-3	69.77	112.37	96.71			0.11
	49.41	110.23	98.40			0.09
5-2-3-4	104.43	156.75	133.88	148.92	130.87	0.29
	103.30	163.56	143.24	156.11	137.63	0.27
5-2-3-5	73.93	113.95	102.07	85.35	76.69	0.39
	57.42	100.33	94.07	88.80	83.22	0.39
Moyenne	**79.99**	**127.49**	**113.15**	**118.46**	**106.53**	**0.30**
Maximum	116.79	163.56	143.91	156.11	137.63	0.46
Minimum	49.41	100.33	86.20	85.35	76.69	0.09
Ecart type	22.26	23.92	21.10	29.46	24.53	0.13
COV	27.83%	18.76%	18.64%	24.87%	23.02%	42.62%

14.2.7. Analyse statistique

L'annexe D de la norme NF EN 1990 Partie D7 [3] fournie deux approches permettant de déterminer une propriété caractéristique d'un produit, dans le cas présent, l'effort de traction caractéristique. Il a été choisi que les données soient dépouillées en suivant une loi Log Normale, ce qui, comme le précise l'annexe D [3], présente l'avantage d'exclure les valeurs négatives.

La première approche suppose que le coefficient de variation (COV) Vx est inconnu tandis que la deuxième approche suppose que le COV est parfaitement connu.

Dans le tableau ci-dessous, les valeurs des efforts de traction à rupture de l'assemblage complet sont présentées. A partir de ces valeurs, il est possible de déterminer une valeur caractéristique de l'effort de traction des assemblages à rupture conformément au dépouillement statistique de l'Annexe D de la norme NF EN 1990 [3]. Le coefficient de variation Vx étant supérieur à 10%, il est nécessaire de passer par une approche Vx inconnu.

Tableau 14-9 : Détermination de la valeur caractéristique de l'assemblage 5-2-3

Echantillon	mi	ln(mi)	(ln(mi)-moy)²	N essai	kn	sy	ks	mk
5-2-3-1	64.2	4.16	1.60E-01	5	Inconnu	25.99%	2.33	52.30
5-2-3-2	114.0	4.74	3.01E-02					
5-2-3-3	89.7	4.50	4.43E-03					
5-2-3-4	126.0	4.84	7.49E-02					
5-2-3-5	97.7	4.58	3.92E-04					
Moyenne	98.31	4.56						
Minimum	64.20							
Maximum	125.98							
Ecart type	23.72							
COV	24.12%							

A partir de ces hypothèses, il est possible de calculer la valeur caractéristique de l'effort de traction à rupture de l'assemblage de type 5-2-3 constitué des 8 broches selon l'équation suivante :

$$F_{t,Rk} = \exp\left(m_y - k_n \times s_y\right) = \exp\left(4,56 - 2,33 \times 0,2599\right) = 52,30kN$$

15.- CONCLUSIONS DE LA PHASE ESSAI

Le pari premier de cette campagne d'essais était de pouvoir mesurer des raideurs d'assemblages précises et peu variables afin d'observer des tendances franches sur l'évolution de la raideur suivant les différentes configurations de comportement plastique des assemblages liés à l'épaisseur des bois. Au regard des variabilités déterminées sur chacune des configurations d'essais, il peut être dit que la campagne a réussie. Ceci est fortement lié au soin apporté à la fabrication des échantillons et au dispositif de mesure du glissement des assemblages qui a permis par le placement de deux capteurs par plaque de s'affranchir de la rotation inéluctable de ces dernières lors de la mise en charge par traction.

Le second pari de cette campagne d'essais était d'atteindre la rupture des éprouvettes dans le bois et pas dans le métal en présence du renforcement préconisé par la future version de l'EN 1995-1-1 [10]. Ce renforcement est mis en place dans le but d'éviter de prendre en compte dans l'évaluation de la charge à rupture un nombre effectif d'organes. En fait le renforcement est mis en œuvre afin d'éviter l'apparition du fendage le long des files d'organes. Il est pressenti à travers ce renforcement transversal de l'assemblage, que ce dernier doit être capable d'équilibrer la traction transversale produite par l'enfoncement des broches dans le bois. Ce fendage est apparu sur quelques configurations en particulier de mode 3 lorsque le renforcement n'était pas placé suffisamment à l'intérieur du bois c'est-à-dire trop proche du plan de cisaillement. D'autre part, il a été nécessaire de placer un nombre de vis suffisant pour atteindre la capacité moyenne à rupture des assemblages. En suivant les recommandations de la future version de l'EN 1995-1-1 [10] qui oblige à aligner les vis de renforcement, cette disposition a produit une ligne de fragilité qui s'est retrouvée dans le plan de cisaillement perpendiculaire à l'axe des broches quasiment à l'endroit du détachement potentiel d'un bloc en rupture de type « plug shear » ou rupture en forme d'auget. A l'atteinte d'un certain seuil de chargement, un fendage s'est opéré le long du plan de renforcement faisant perdre toute sa capacité au renforcement : la rupture de file est alors immédiatement apparue. Ainsi il a été mis en évidence qu'il était nécessaire d'adapter les recommandations de la proposition de la future version de l'EN 1995-1-1 [10]. A part un assemblage dont la masse volumique du bois était vraiment supérieure à la masse volumique moyenne des autres échantillons, aucun assemblage n'a rompu dans le métal. Il peut être dit que la campagne d'essais a également réussie sur ce point. Une grande variété de rupture de bloc s'est produite en laissant apparaître des modes mixtes de ceux habituellement connus. Il a pu être alors remarqué que la capacité à rupture estimée était très souvent plus faible que celle atteinte à rupture. Ceci indique que le renforcement exerce une grande influence sur la capacité en rupture de bloc des assemblages.

Fait à EPINAL le 21/04/2022

Jean-François BOCQUET

Maître de Conférences à l'**ENSTIB**

Enseignant chercheur du **LERMAB**



Damien LATHUILLIERE

Ingénieur de Recherche au **LERMAB**

16.- BIBLIOGRAPHIE :

[1] LERMAB, "PRO-1 - Protocole d'essais des assemblages par vis," Feb. 2021.

[2] AFNOR, *NF EN 26891: Structure en bois Assemblages réalisés avec des éléments de fixation - Principes généraux pour la détermination des caractéristiques de résistance et de déformation*. 1991.

[3] AFNOR, *NF EN 1990: ECO - Eurocode structuraux : Base de calcul des structures*. 2003.

[4] LERMAB, "NOTE-1 - Note de calculs des assemblages par vis," Feb. 2021.

[5] AFNOR, *NF EN 1995-1-1: EC 5 - Eurocode 5 - Calcul des structures en bois - Partie 1-1 - Règles générales et règles pour les bâtiments*. 2005.

[6] R. Lemaître, "Développement d'un outil de calcul non linéaire de dimensionnement d'assemblages bois tridimensionnels soumis à des torseurs plans," Université de Lorraine, 2020.

[7] R. Foschi, "Load-slip characteristics of nails," *Wood Science and Technology*, pp. 69–76, 1974.

[8] R. M. Richard and B. J. Abbott, "Versatile Elastic-Plastic Stress-Strain Formula," *Journal of the Engineering Mechanics Division*, vol. 101, no. 4, pp. 511–515, 1975.

[9] LERMAB, "BIBLIO-1 - Rapport biliographique des assemblages par vis," Feb. 2021.

[10] CEN-TC250-SC5-WG5_N247_prEN_1995-1-1_Updated_N1488

11. RAP-2.6
Rapport d'extrapolation par modèle

Laboratoire d'Etudes et de Recherche
sur le Matériau Bois
EA 43 70 USC / INRA

Ecole Nationale Supérieure des
Technologies et Industries du Bois

CAMPAGNE D'ESSAIS VISANT A CARACTERISER LA RAIDEUR D'ASSEMBLAGES COURANTS DE STRUCTURES EN BOIS

18 RAP-2-6 : Rapport d'extrapolation des résultats des essais de broches :

- Raideur des assemblages bois métal,
- Rupture de bloc des assemblages bois renforcés,

Fait à Epinal, le 18 mai 2022

Ecole Nationale Supérieure
des Technologies et Industries du Bois
27, rue Philippe SEGUIN
CS60036
88026 EPINAL

Tél : 03-72-74-96-11
Fax : 03-72-74-96-38
e-mail : jean-françois.bocquet@univ-lorraine.fr
web : www.enstib.uhp-nancy.fr

SOMMAIRE

SOMMAIRE **2**

1. – ANALYSE DES BOIS UTILISES POUR REALISER LES ESSAIS **3**

2. - EXTRAPOLATION DE LA RAIDEUR / ESSAIS **6**

2.1. Schema d'analyse des resultats des essais 6
2.2. Analyse des raideurs d'assemblage 12 mm et 16 mm 7
2.3. Interpolation des resultats a partir des resultats d'essais 14
2.4. Interpolation des resultats a partir des simulations elements finis 15
2.4.1. Rappel de la pratique sur le calcul des structures en bois 15
2.4.1.1. Calcul à l'état limite de service 17
2.4.1.2. Calcul à l'état limite ultime au premier ordre 19
2.4.2. Choix du modèle éléments finis, modèle analytique et définitions 21
2.4.3. Présentation du modèle éléments finis, paramètres d'entrée et corrélation avec les essais 28
2.4.4. Méthodologie de calcul des raideurs d'assemblages bois métal 33
2.4.5. Analyse des formulations déterminées par rapport à la masse volumique 37
2.4.6. Raideur sécante est prise en compte du jeu 39
2.4.7. Effet majeur du nombre d'organes en file sur la raideur 40

3. - RUPTURE DE BLOC **43**

3.1. Comparaison des valeurs a rupture et des valeurs estimees 43
3.2. Etude de la rupture de bloc avec les facies reels de defaillance 46
3.1. Etude de la rupture de bloc avec la nouvelle proposition 58

4. – CONCLUSIONS **59**

5. - BIBLIOGRAPHIE : **61**

- ANNEXE A - ANALYSE CRITIQUE DE LA PROPOSITION DRAFT EUROCODE 5 DECEMBRE 2021 CHAPITRE RUPTURE DE BLOC **63**

- ANNEXE B - PROPOSITION ANALYSE RUPTURE DE BLOC **64**

1. – ANALYSE DES BOIS UTILISES POUR REALISER LES ESSAIS

De manière préalable à l'analyse des essais d'assemblages réalisés et à l'extrapolation des résultats de manière générale, il est important de revenir sur la qualité des bois utilisés dans cette étude. Le but initial de cette campagne d'essais était de produire un ensemble de tests permettant de montrer que la raideur des assemblages bois réalisés avec des tiges (broches ou boulons montés sans jeu dans le bois) évoluait avec l'épaisseur de ces derniers. Si ceci pouvait être montré, cela voulait dire que la raideur des assemblages pouvait être maitrisée en termes de calcul ce qui, étant donné la variabilité du bois et celle de la fabrication n'était évident à la base pour personne. Jamais ceci n'a été démontré à travers la bibliographie. Cette variation de la raideur en fonction de l'épaisseur avait été anticipée grâce aux travaux de modélisation réalisés dans la thèse de Romain Lemaître cofinancée par le CODIFAB et le LERMAB sur la modélisation des assemblages bois. Il était aussi attendu de ces essais de vérifier l'influence des conditions aux limites comme le comportement de contact des tiges dans les plaques métalliques. Dans la phase de réflexion du cahier des charges des essais, il a semblé opportun et atteignable de vérifier également la proposition du DRAFT de la future version de l'EUROCODE 5 sur le renforcement des assemblages. En renforçant ceux-ci, il serait alors possible d'éviter de prendre en compte un nombre effectif d'organes dans la détermination de la capacité à rupture des assemblages. Le renforcement n'ayant pas d'influence sur la raideur, il a été choisi de renforcer tous les assemblages en bois lamellé-collé. Les plaques métalliques ont vu leur limite élastique augmentée afin d'atteindre la rupture sans changer leur rigidité établie en situation de dimensionnement ce qui était également un pari.

Afin de se placer dans un contexte usuel, il a été fait le choix de réaliser les essais sur une qualité de bois standard par rapport au coût c'est-à-dire le bois lamellé-collé GL24h. Etant donné les limites économiques de l'étude, la quantité de bois nécessaire aux essais (un nombre de poutres) a été commandée avec une certaine marge. Après pré découpe des nombreuses éprouvettes suivant un plan de répartition établi, les éprouvettes d'enfoncement ont été finalisées et testées. Il est apparu, à la suite de ces premiers essais et de la pesée des éprouvettes que le bois pouvait être d'une qualité supérieure. En effet, la masse volumique moyenne des éprouvettes d'enfoncement de 12 mm s'est élevée à 476 kg/m^3 et la masse volumique des éprouvettes d'enfoncement de 16 mm s'est élevée à 460 kg/m^3 (voir rapport 11.1[1]). Cette information a eu pour conséquence de modifier les dimensions des éprouvettes pour tester les assemblages et de réorganiser la production des éprouvettes d'assemblages en utilisant le bois commandé en surplus. En effet les dimensions des éprouvettes d'assemblages avaient été prévues pour se placer en limite plastique de mode 1 et 2, en milieu de gamme mode 2 et en limite de mode 2 et 3 (plage de dimensionnement économique des assemblages). En fonction de la qualité de l'acier des tiges et de la résistance à l'enfoncement des tiges dans le bois, les dimensions des assemblages ont été réajustées. A la suite de cette phase, les échantillons permettant la réalisation des essais ont été produits et pesés ce qui a permis de confirmer comme le montre la Figure 1-1 que la masse volumique moyenne du bois se situait bien autour de 460 kg/m^3.

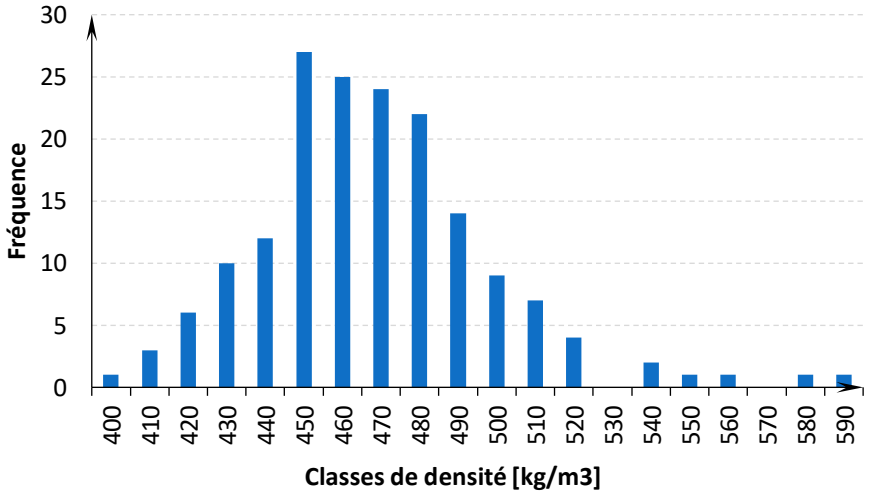


Figure 1-1 : Histogramme de la masse volumique des éprouvettes des essais d'assemblages.

La masse volumique du bois étant bien supérieure à celle du bois GL24h, il a été nécessaire de s'interroger sur la véritable classe du bois livré. Pour qu'une classe de bois soit attribuée, il ne suffit pas de regarder la masse volumique, il faut également regarder le module d'élasticité. La majeure partie des échantillons servant à la confection des assemblages ayant une longueur conséquente, ils ont fait l'objet d'un test bing afin d'obtenir un module d'élasticité moyen par barre. La *Figure 1-2* présente un histogramme des modules d'élasticité obtenus. La valeur moyenne du lot d'échantillons mesurés s'est élevée à 12500 Mpa. Au regard de ces deux valeurs moyennes : 460 kg/m^3 et 12500 Mpa, il a été retenu que le bois reçu était plus proche d'une qualité GL 28h que GL24 h. Pour rappel, le Tableau 1-1 présente les valeurs de la norme 14080 [3] . Bien qu'il existe une différence entre le module de la norme obtenu par flexion et le module obtenu par essai bing [2] , il a été retenu pour l'interprétation des résultats que le bois livré était plutôt du GL28h.

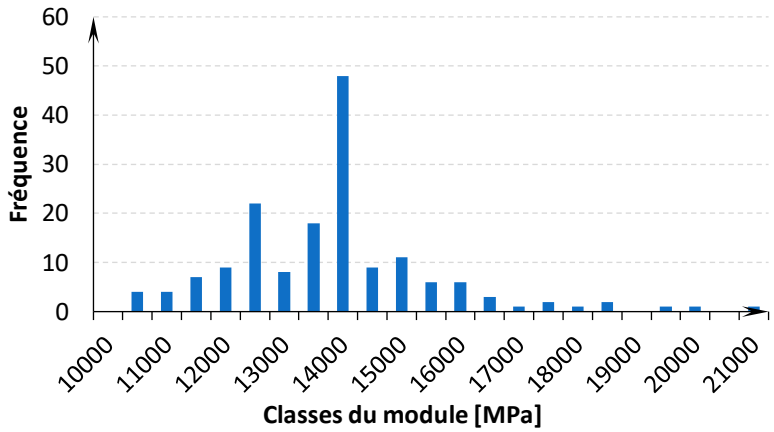


Figure 1-2 : Histogramme du module d'élasticité moyen obtenu sur les échantillons composants les éprouvettes d'assemblages.

Tableau 1-1 : Propriétés du bois lamellé-collé homogène norme 14080 2013 [3]

Propriétés caractéristiques de résistance et de rigidité en N/mm² et masses volumiques en kg/m³ pour le bois lamellé-collé homogène								
Propriété	**Symbole**	**GL 20h**	**GL 22h**	**GL 24h**	**GL 26h**	**GL 28h**	**GL 30h**	**GL 32h**
Résistance en flexion	$f_{m,g,k}$	20	22	24	26	28	30	32
Résistance à la traction	$f_{t,0,g,k}$	16	17,6	19,2	20,8	22,4	24	25,6
	$f_{t,90,g,k}$	0,5						
Résistance à la compression	$f_{c,0,g,k}$	20	22	24	26	28	30	32
	$f_{c,90,g,k}$	2,5						
Résistance au cisaillement (cisaillement et torsion)	$f_{v,g,k}$	3,5						
Résistance au cisaillement roulant	$f_{r,g,k}$	1,2						
Module d'élasticité	$E_{0,g,mean}$	8 400	10 500	11 500	12 100	12 600	13 600	14 200
	$E_{0,g,05}$	7 000	8 800	9 600	10 100	10 500	11 300	11 800
	$E_{90,g,mean}$	300						
	$E_{90,g,05}$	250						
Module de cisaillement	$G_{g,mean}$	650						
	$G_{g,05}$	540						
Module de cisaillement roulant	$G_{r,g,mean}$	65						
	$G_{r,g,05}$	54						
Masse volumique	ρ_k	340	370	385	405	425	430	440
	ρ_{mean}	370	410	420	445	460	480	490

La détermination de la classe probable du bois commandé a donc deux conséquences. La première est que les modules d'élasticité retenus pour faire les extrapolations par simulations mécaniques des assemblages bois par éléments finis seront :

- $E_{0,g,mean} = 12600\ Mpa$
- $E_{90,g,mean} = 300\ Mpa$
- $G_{g,mean} = 650\ Mpa$

La seconde conséquence concerne l'extrapolation des résultats pour évaluer la méthodologie de la rupture de bloc proposée dans le DRAFT actuel de la nouvelle version de l'EC5. Au regard de la norme, les résistances en traction et en cisaillement caractéristiques s'élèvent respectivement à :

- $f_{t,0,g,k} = 22{,}4\ Mpa$
- $f_{v,g,k} = 3{,}5\ Mpa$

Le nombre d'essais réalisés étant déjà important mais pas suffisant pour extrapoler en valeurs caractéristiques par type d'essais (5 valeurs à rupture par type), il a été choisi d'effectuer les travaux d'analyse en valeur moyenne. Au regard de l'expérience du laboratoire et de différentes publications [31] , il a été retenu les coefficients de variation respectifs suivant :

- $cov(f_{t,0,g,k}) = 12\%$
- $cov(f_{v,g,k}) = 15\%$

La prise en compte de ces valeurs conduit à retenir les valeurs moyennes suivantes dans les calculs d'interprétation et d'extrapolation :

- $f_{t,0,g,mean} = \frac{22{,}4}{(1-1{,}64\times 0{,}12)} = 27{,}88\ Mpa$
- $f_{v,g,mean} = \frac{3.5}{(1-1{,}64\times 0{,}15)} = 4{,}64\ Mpa$

Les éprouvettes d'enfoncement ont été stockées en chambre climatique avant la réalisation des essais, l'humidité des bois lors des essais se situait autour de 12 %. Les éprouvettes des essais d'assemblages ont été usinées sur un temps beaucoup plus long. Elles ont été stockées tout d'abord dans l'atelier ou leur humidité a pu descendre vers 10 %, elles ont ensuite été stockées sur la dalle d'essais mécaniques moins chauffée et plus aérée. Il est estimé que l'humidité des éprouvettes lors des essais devait se situer entre 10 et 12% d'humidité au maximum.

2. - EXTRAPOLATION DE LA RAIDEUR / ESSAIS

2.1. SCHEMA D'ANALYSE DES RESULTATS DES ESSAIS

Au démarrage de ce projet de caractérisation de la raideur des assemblages bois métal, deux incertitudes majeures étaient posées :

- La variabilité des résultats des essais permettra-t-elle une extrapolation,
- Les résultats pourraient-ils être approchés par la modélisation afin de pouvoir extrapoler et aboutir à des formulations analytiques.

Pour palier tout d'abord au problème de la variabilité, une démarche de fabrication contrôlée a été mise en place. Cette démarche a consisté à établir un tolérancement de fabrication des tôles métalliques en se plaçant dans un cadre économique standard et à mettre en œuvre de la technique au niveau bois afin de maitriser la qualité du perçage en termes de diamètre et de rectitude. Aujourd'hui, il est commun en serrurerie ou sur une machine de taille bois de demander une localisation des trous au dixième de mm sans impact de coût. Au niveau percement dans la tôle, un intervalle de tolérance de plus ou moins 1,5 dixième sur le diamètre nominal peut s'obtenir sans contrôle de fabrication ce qui ne change pas le coût standard (Simpson Strong Tie « Fabrication sur mesure »). Au niveau du perçage bois, il est évident que la rectitude du perçage sur des profondeurs importantes dans le bois ne peut être obtenue que par des percements en reprise, c'est-à-dire en perçant avec des mèches spéciales de plus en plus longues afin que les trous d'ébauche permettent le guidage des mèches. Dans l'étude, des mèches de type « à tourillonner » ont été façonnée et rectifiée pour obtenir un tolérancement au diamètre de zéro moins un dixième afin d'assurer un serrage des broches lors de leur mise en œuvre. Au niveau des broches, une qualité mécanique H7 en broches électrozinguées façonnées a été obtenue chez un acteur du marché (VIAL Frères). La qualité H7 a permis de garantir un diamètre de tige de quelques centièmes de mm, c'est-à-dire sans impact sur la chaine de cote. Un jeu nominal arbitraire de 0.6 mm a donc été fixé au démarrage de l'étude afin de se donner une marge de montage. Aucun problème de montage n'a été rencontré au niveau de l'emboitement des plaques métalliques. Ce jeu pourrait alors être réduit, c'est la qualité de fabrication propre à chaque usineur bois, à la qualité de ses machines et à son propre savoir-faire qu'il faudra s'en remettre : les broches étant fournie au centième de millimètre, un jeu pragmatique mini d'un à deux dixièmes de mm dans les plaques métalliques permettra toujours le montage. La mesure du jeu initial des assemblages après essais a montré que la démarche de fabrication conduisait à un jeu réel de 0.3 dixième sous sollicitation de traction. Ceci veut dire que si la sollicitation avait été de compression, le même jeu aurait été retrouvé car une fois monté, l'assemblage ne sait pas dans quel sens il va être sollicité. Cette information est intéressante car la variabilité intrinsèque de la fabrication n'a pas changé l'amplitude du jeu nominal théorique prévu de 0,6 dixième ni la position du zéro absolu. L'ensemble de ces précautions a permis d'obtenir une variabilité faible des raideurs mesurées sur les échantillons. Cette faible variabilité est aussi le fait d'avoir considéré comme glissement, le glissement moyen obtenu en plaçant deux capteurs de déplacement par plaque métallique (un par face).

N'étant pas certain que la raideur mesurée des assemblages pourrait corroborée avec les résultats de la modélisation type BOF (Beam On Fondation), les échantillons ont été conçus en conservant comme dimensions des pièces métalliques, les dimensions en phase calcul. Ainsi la raideur relative des éléments bois et métal testés était conforme à ce qui pourrait être mis en œuvre sur un projet optimisé par le calcul réglementaire. Ceci a été pensé pour qu'une extrapolation puisse être conduite (avec les limites paramétriques de l'étude expérimentale) à partir des résultats d'essais. Comme il était également visé d'atteindre la rupture, la qualité des plaques d'acier a donc été augmentée en choisissant de l'acier S460 ce qui ne change pas la raideur des assemblages.

Il est donc proposé en premier lieu une analyse commentée des résultats d'essais avant d'exposer les extrapolations qui peuvent être faites des résultats d'essais de manière analytique et de manière généralisée à partir du modèle de type BOF. Les résultats d'essais sont présentés de manière normée par rapport à la raideur actuelle de la NF EN 1995-1-1, c'est-à-dire en retenant que la raideur d'un assemblage peut-être calculée de la manière suivante :

$$K_{ser} = n_0 \times n_{90} \times n_{plan} \times k_{type} \times {\rho_{mean}}^{1,5} \times \frac{d}{23} \qquad \text{Équation I}$$

Avec :

n_0 nombre d'organes en file (4 dans la campagne d'essais),

n_{90} nombre de files d'organes (2 dans la campagne d'essais),

n_{plan} nombre de plans de cisaillement (1, 2 , 4 suivant les configurations d'essais),

k_{type} 2 pour les assemblages bois métal,

ρ_{mean} masse volumique moyenne (GL 28 h => 460 kg/m3),

d diamètre des broches.

2.2. ANALYSE DES RAIDEURS D'ASSEMBLAGE 12 MM ET 16 MM

A la suite des essais de traction, les déplacements relevés par les capteurs ont été moyennés et la raideur de service sécante Kser a été déterminée pour chaque essai avec des broches de 12 mm et 16 mm selon le protocole défini dans le rapport protocole d'essais des assemblages par broches [4] . La valeur moyenne de chaque série d'essais a été normalisée à la raideur établie par l'estimation NF EN 1995-1-1 [5] précisée ci-dessus. Cette valeur de raideur normalisée a ensuite été tracée pour chaque série d'essais en fonction du rapport t/d. L'épaisseur t étant l'épaisseur de bois totale de l'assemblage. Les Figure 2-1, Figure 2-2, Figure 2-3, Figure 2-4, Figure 2-5 et Figure 2-6 présentent respectivement le comportement des assemblages avec une plaque en âme, avec deux plaques latérales et ceux composés de deux plaques insérées comportant quatre plans de cisaillement pour un diamètre de 12 et 16 mm.

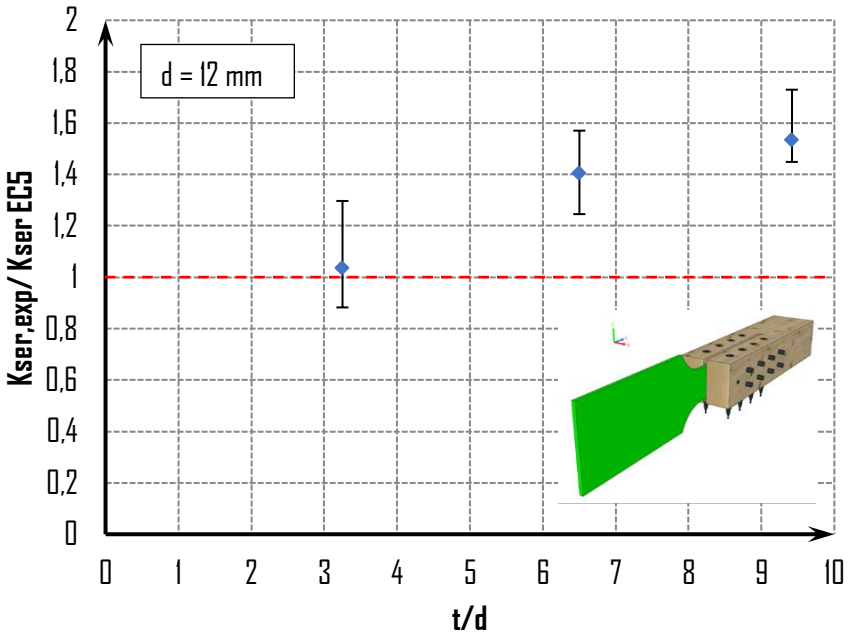


Figure 2-1 : Evolution de la raideur des assemblages avec une plaque en âme 8 mm et broches 12 mm

La Figure 2-1 et Figure 2-2 confirment que la raideur croit en fonction du rapport t/d. Ces évolutions montrent que la raideur tend vers une limite lorsque la résistance plastique de l'assemblage s'approche du mode 3 ce qui était attendu. En effet, en mode 3, l'épaisseur du bois n'a plus d'influence sur la capacité résistante puisque seule une partie de l'épaisseur est intéressée par la déformation, il est logique que la raideur tende également vers une limite. Le rapport $K_{ser,exp}/K_{ser,EC5}$ s'élève en mode 3 $\left(\frac{t}{d} = 9{,}5\right)$ jusqu'à 1,6 en tige de 12 mm et 2.3 en broche de 16 mm. La raideur dépend bien du rapport t/d, les résultats montrent les mêmes tendances pour les deux diamètres testés.

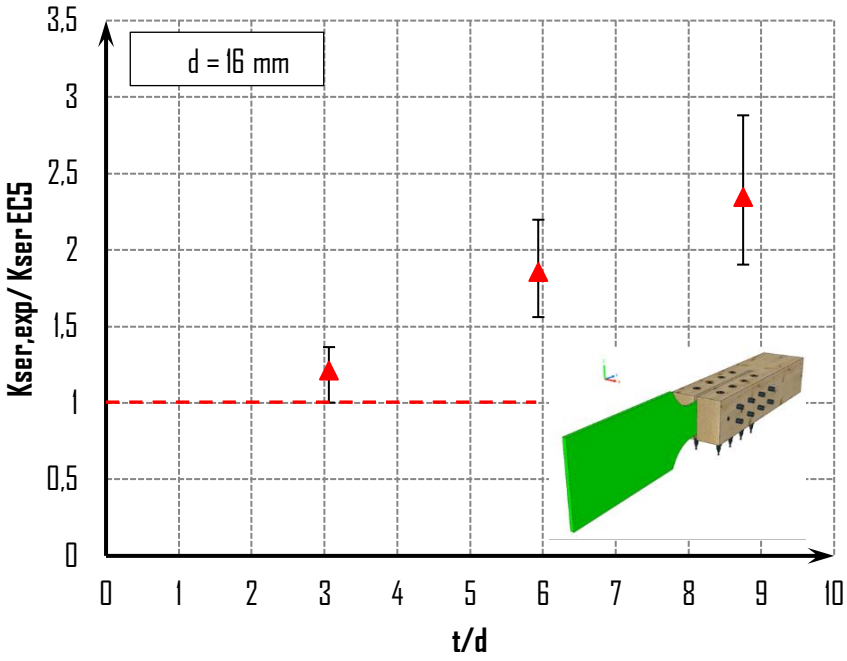


Figure 2-2 : Evolution de la raideur des assemblages avec une plaque en âme 8 mm et broches 16 mm

La Figure 2-3 et la Figure 2-4 montrent qu'en plaques latérales, la raideur des assemblages diminue quelque peu lorsque le rapport t/d augmente ce qui peut paraître a priori dérangeant. Ce phénomène a été expliqué par LEMAITRE [6] : lorsque le rapport t/d augmente la capacité de l'assemblage s'approche du mode 3 et de la formation de plusieurs rotules plastiques. Ces rotules plastiques ne se formant pas en même temps, il apparait que l'évolution de la raideur n'est pas continue mais change de pente (diminution) après l'apparition des premières rotules plastiques. Comme la raideur sécante est déterminée de manière conventionnelle, le point donnant la charge à 40 % de la valeur plastique se trouve, pour ces modes de plastification élevés, après le changement de pente.

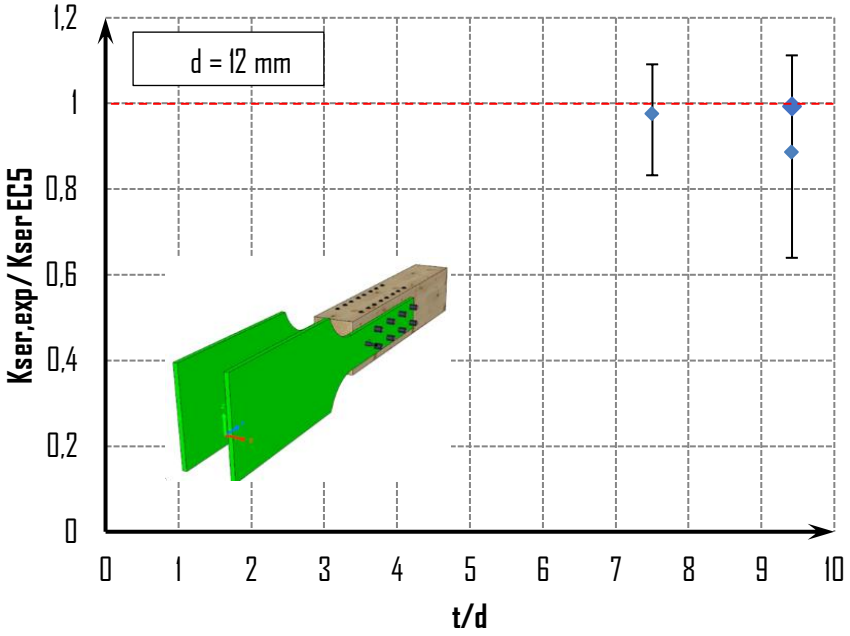


Figure 2-3 : Evolution de la raideur des assemblages avec les plaques latérales, une épaisseur 8 mm pour les petits marqueurs et épaisseur de métal doublée pour les gros marqueurs 16 mm broches 12 mm

La raideur apparaît diminuée. En mode 3, des assemblages ont été testés également avec une épaisseur de plat doublée, la raideur se trouve augmentée car les plaques métalliques se sont moins allongées du fait de l'augmentation d'épaisseur mais pas à cause de la condition aux limites changée ce qui sera expliqué ci-après.

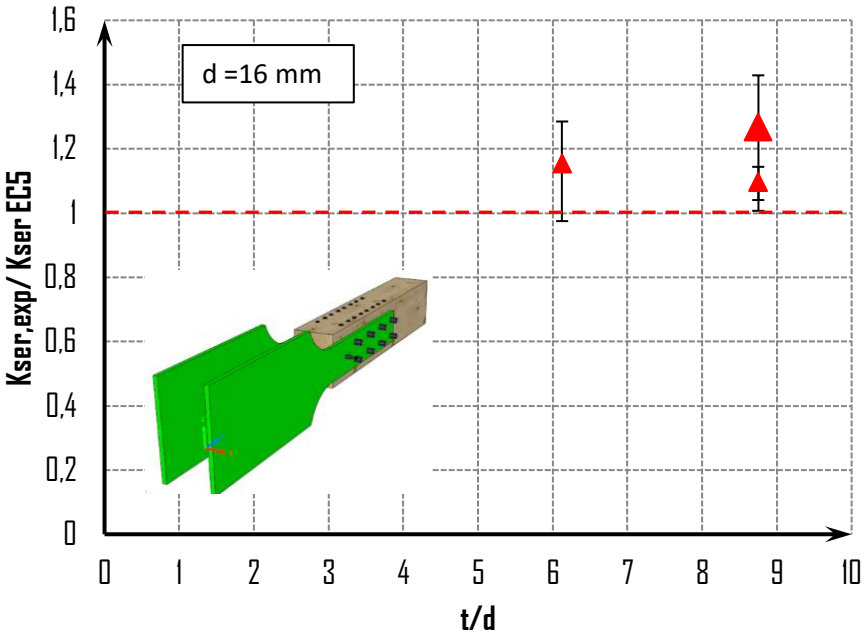


Figure 2-4 : Evolution de la raideur des assemblages avec les plaques latérales, une épaisseur 8 mm pour les petits marqueurs et épaisseur doublée pour les gros marqueurs 16 mm, broches 16 mm

La Figure 2-5 et la Figure 2-6 montrent qu'en assemblage multiplan, la raideur suit l'évolution de la raideur des parties extérieures de l'assemblage car il a été montré précédemment que la raideur d'assemblage avec plaques extérieures était quasi constante en fonction du rapport t/d. A partir de cette remarque, il est donc loisible de penser que la raideur de l'assemblage multiplan peut être obtenue en faisant la somme d'un assemblage à plaques métalliques extérieures avec celles d'un assemblage à plaque métallique centrale pour les mêmes rapports d'épaisseurs de bois interne et externe. La Figure 2-7 et la Figure 2-8 montrent la comparaison entre l'estimation de la raideur par addition des raideurs expérimentales de deux assemblages avec la raideur expérimentale de l'assemblage multiplan expérimental. La raideur estimée est plus faible que la raideur de l'assemblage expérimentale multiplan quel que soit le rapport t/d.

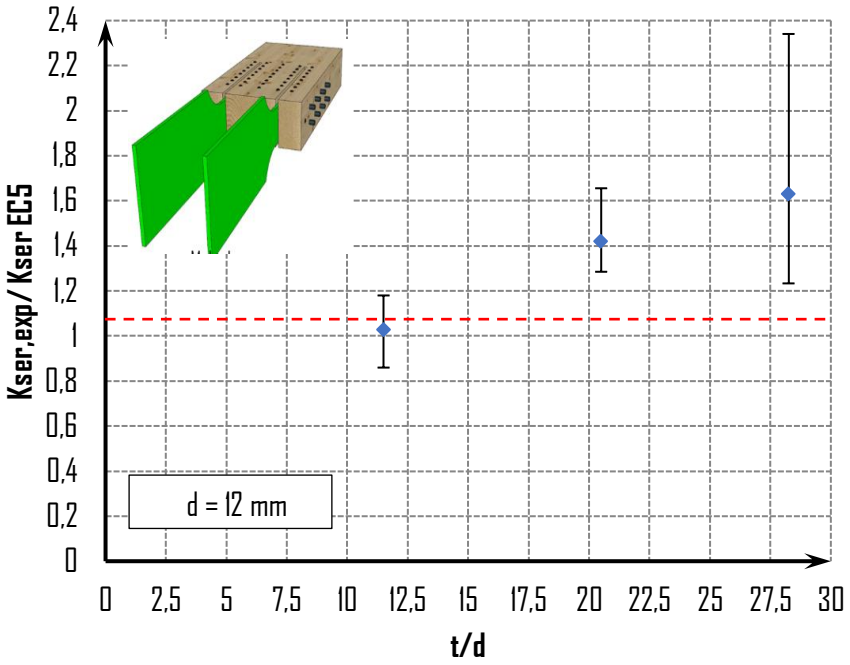


Figure 2-5 : Evolution de la raideur des assemblages à quatre plans de cisaillement, broches 12 mm.

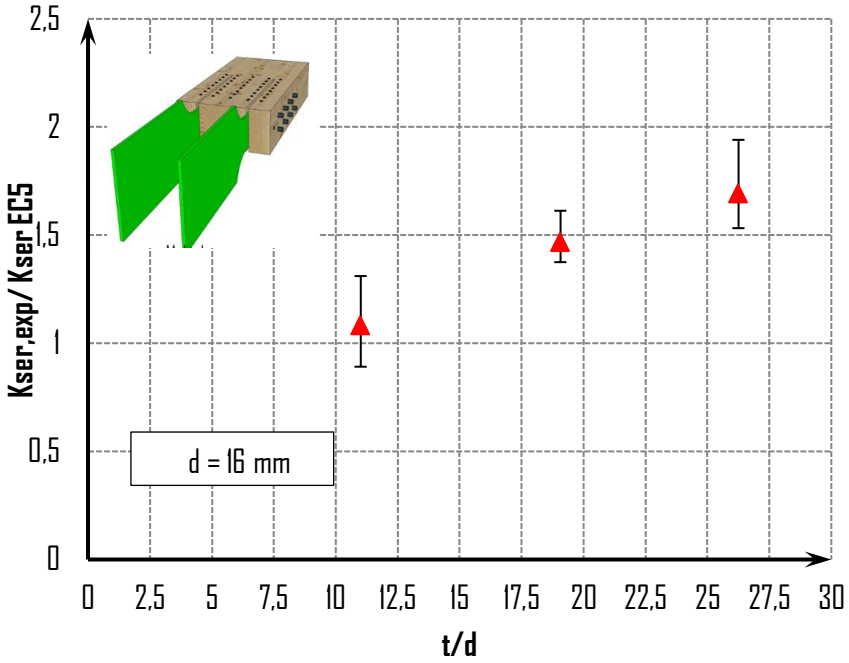


Figure 2-6 : Evolution de la raideur des assemblages à quatre plans de cisaillement, broches 16 mm.

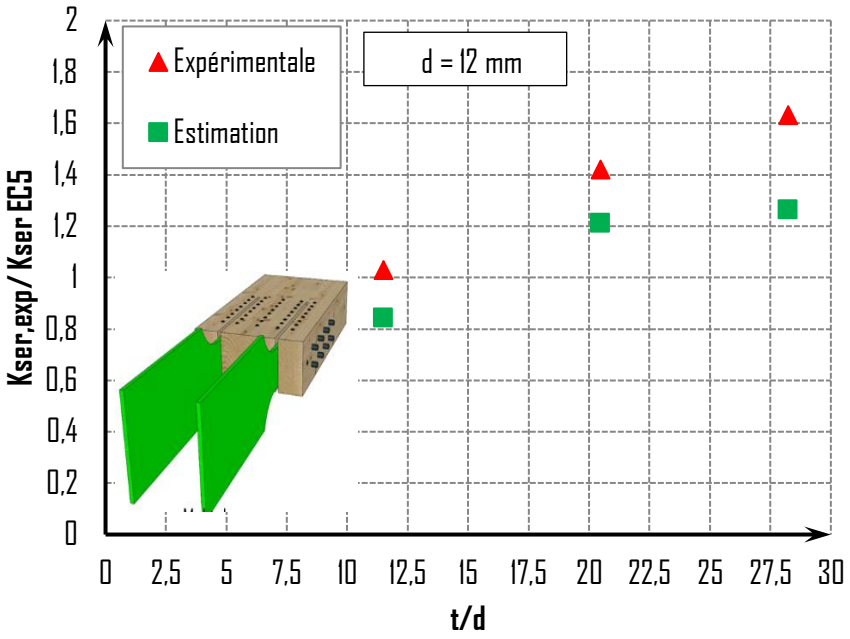


Figure 2-7 : Comparaison des raideurs estimées et expérimentales des assemblages multiplan, broche 12 mm.

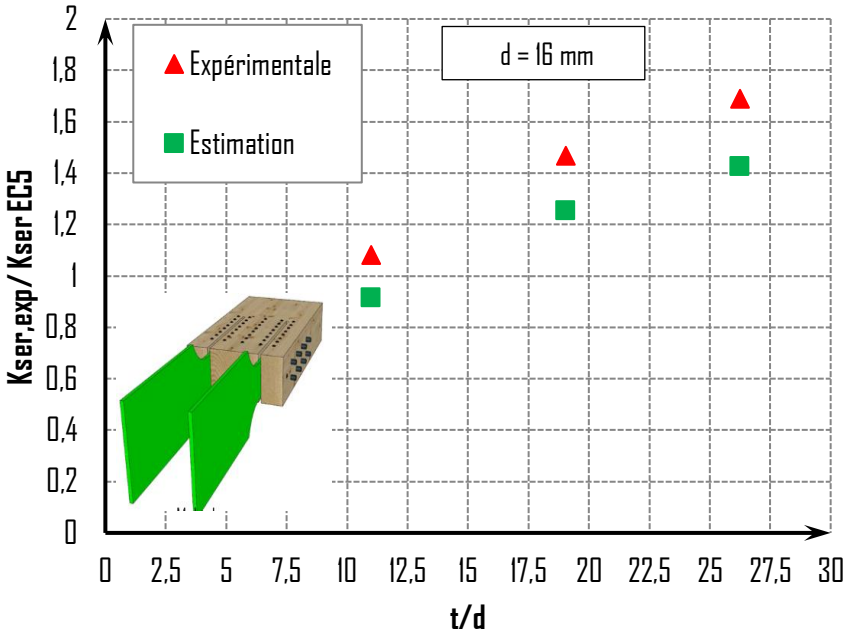


Figure 2-8 : Comparaison des raideurs estimées et expérimentales des assemblages multiplan, broche 16 mm.

Cette différence est dû au fait que la raideur des assemblages unitaires en plaques métalliques extérieures obtenus par essais ne correspond pas au comportement qui se produit dans un assemblage à plusieurs plans de cisaillement. La Figure 2-9 présente l'évolution force glissement de trois assemblages avec plats métalliques extérieurs qui ont des conditions de blocage de broches différentes. Un assemblage laisse la tige tourner dans les plaques, un assemblage encastre la tige après que le jeu tige plaques métalliques ait été consommé et enfin un assemblage avec plaques métalliques épaisses qui encastre plus rapidement la tige du fait que le rapport jeu sur épaisseur de plaque soit très faible. Même si les trois conditions aux limites conduisent à des charges plastiques maximum différentes, la raideur initiale des trois assemblages est très sensiblement la même. Le jeu nécessaire à l'introduction des tiges ne permet pas d'encastrer les tiges dès le début du chargement. Dans un assemblage multiplan, les parties de bois latérales qui agissent

dans la même direction que la partie centrale permettent de produire des conditions aux limites pour la partie centrale très proche d'un encastrement parfait (blocage de la rotation au droit de la plaque même si celle-ci est mince). Ces remarques sur des broches de 12mm sont identiques sur des broches de 16 mm. Cette observation sera donc fondamentale pour l'extrapolation avec la modélisation comme il sera expliqué ci-après.

Ainsi une différence allant de 15% à 26% pour des broches de 12 mm et une différence de 15 % pour des broches de 16 mm a pu être observée entre la sommation des raideurs des assemblages élémentaires et la raideur de l'assemblage multiplan ceci pour différents rapports t/d (cf. Figure 2-10 et Figure 2-11).

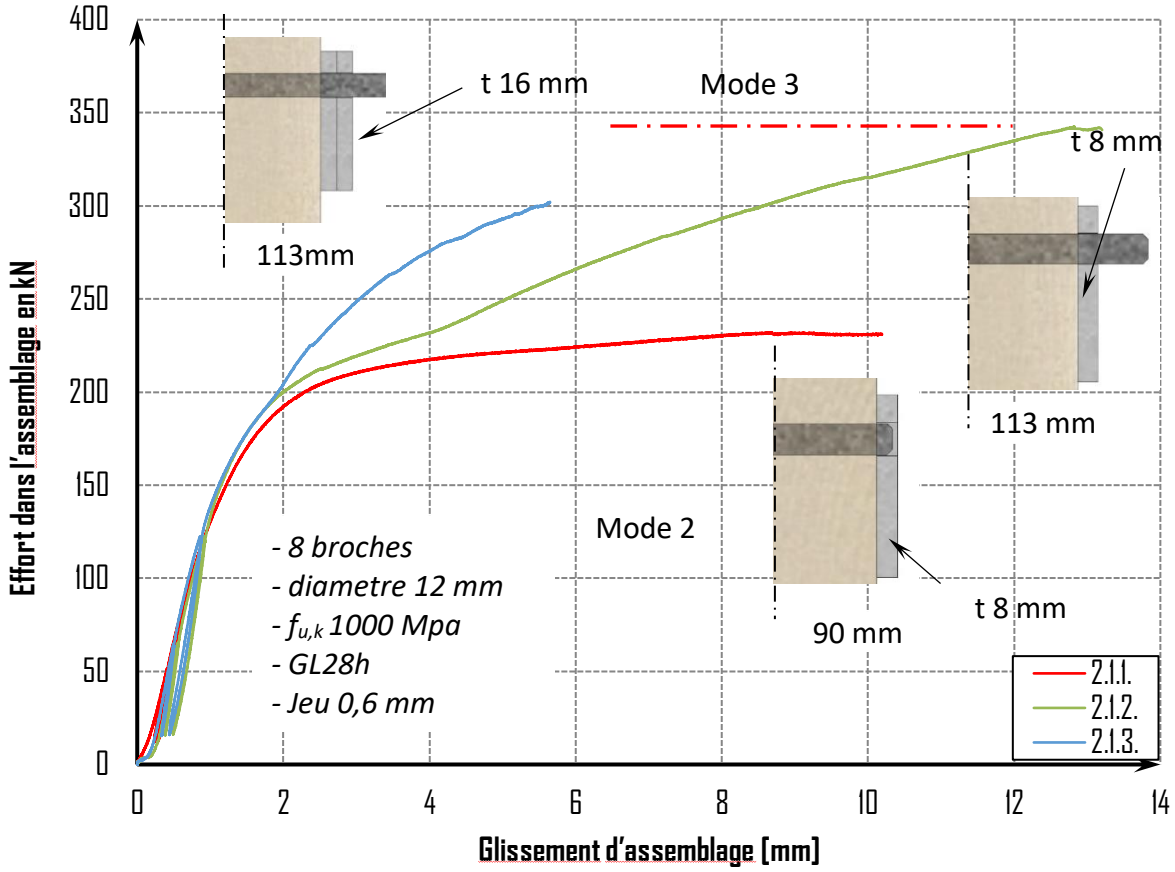


Figure 2-9 : Comparaison des raideurs estimées et expérimentales des assemblages multiplan

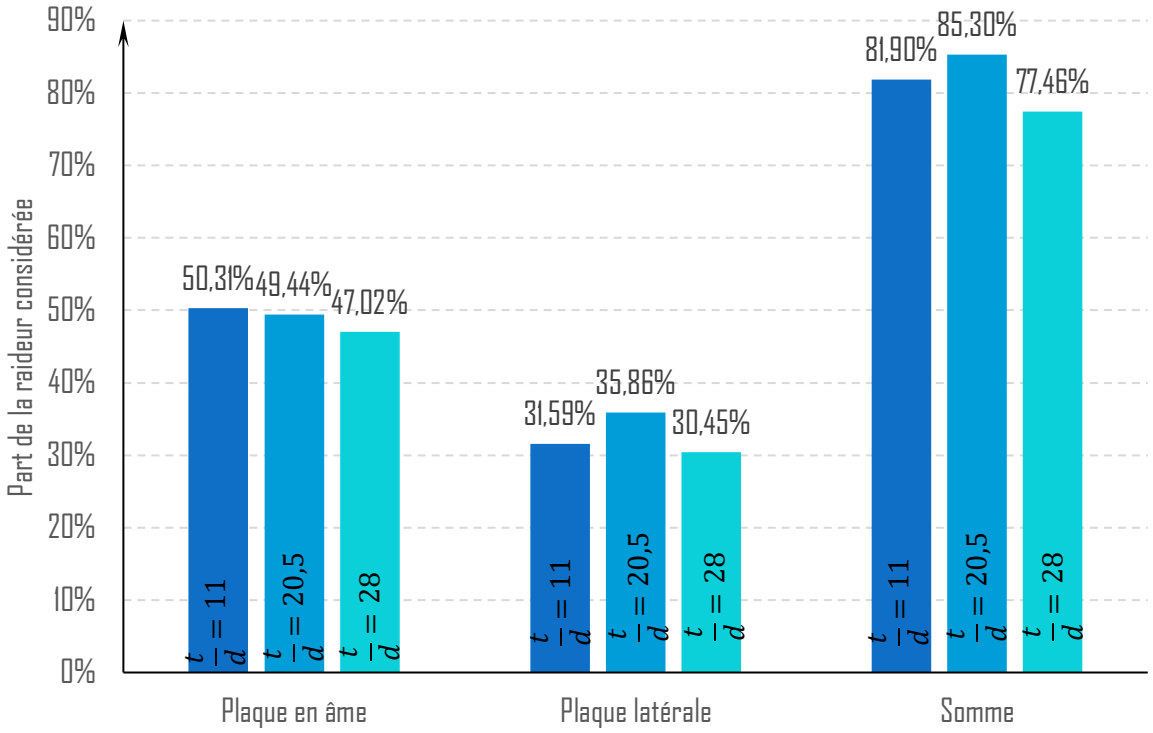


Figure 2-10 : Part de la raideur de l'assemblage multiplan apportée par l'assemblage en plaque en âme, part de la raideur de l'assemblage multiplan apportée par l'assemblage élémentaire avec plaques latérales et contribution par sommation des parts respectives à l'assemblage multiplan, ceci pour différents rapports t/d avec t l'épaisseur de bois totale de l'assemblage, broche 12 mm.

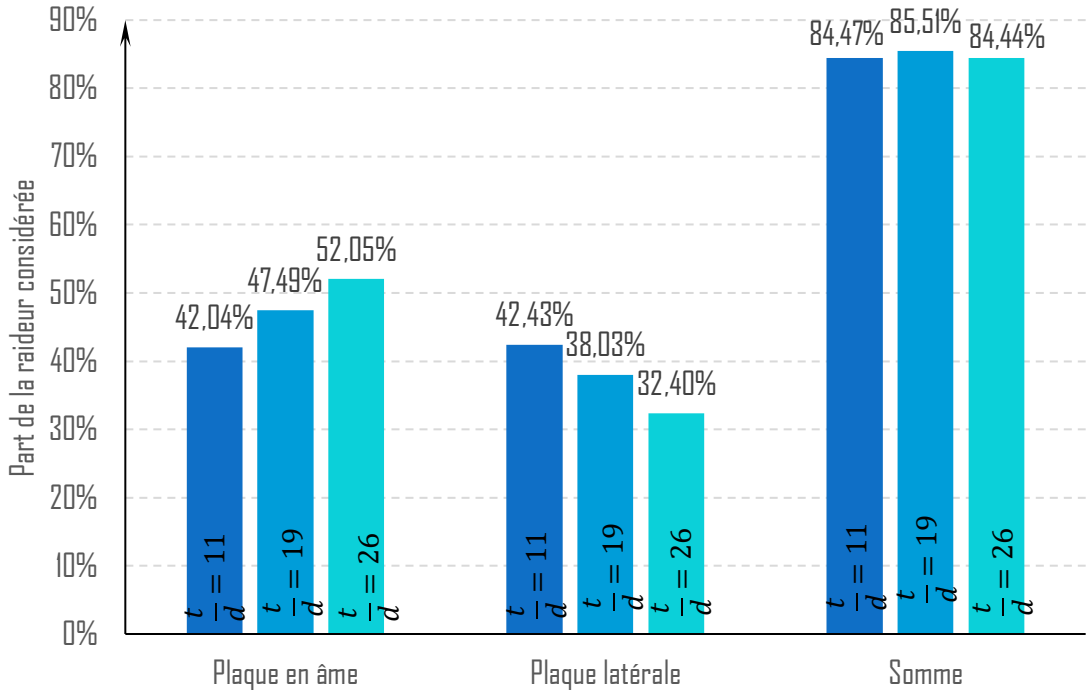


Figure 2-11 : Part de la raideur de l'assemblage multiplan apportée par l'assemblage en plaque en âme, part de la raideur de l'assemblage multiplan apportée par l'assemblage élémentaire avec plaques latérales et contribution par sommation des parts respectives à l'assemblage multiplan, ceci pour différents rapports t/d avec t l'épaisseur de bois totale de l'assemblage, broche 16 mm.

2.3. INTERPOLATION DES RESULTATS A PARTIR DES RESULTATS D'ESSAIS

Les résultats d'essais précédents sont apparus très cohérents en montrant des tendances très similaires sur l'évolution de la raideur en fonction du rapport t/d. Etant donné les moyens de l'étude, il n'a pas été possible de tester des configurations avec un nombre d'organes différents principalement, ainsi les paramètres variables des essais qui ont été conduits sont :

- d diamètre de la broche en mm,
- t épaisseur de bois dans l'assemblage,
- S_m section des plaques métalliques,

En s'inspirant de la formule analytique proposée par JOCKWER, R., JORISSEN A. en 2018 [7] pour des assemblages bois / bois une régression sur les résultats de la campagne d'essais obtenues peut-être conduite :

$$K_{ser,ass} = 3{,}5 \times {n_0}^{1{,}26} \times {n_{90}}^{0{,}61} \times d^{2{,}17} \times \left(\frac{t}{d}\right)^{0.25} \quad bois/bois$$ Équation 2

La forme de l'équation peut prendre la forme suivante

$$K_{ser,ass} = Cst \times d^{a} \times \left(\frac{Sm}{d^2}\right)^{b} \times \left(\frac{t}{d}\right)^{b}$$ Équation 3

Dans la campagne d'essais, les diamètres étaient variables, la section d'acier était variable, l'épaisseur des bois était variable. La largeur de bois dans l'assemblage étant une dimension proportionnelle au diamètre du fait des pinces et des distances minimales imposées par l'EN 1995 -1-1 [5] , seule l'épaisseur est ramenée au diamètre. Pour la section métallique dans les essais, celle-ci a été ajustée afin de respecter au mieux le rapport des rigidités bois métal en termes d'élongation quand cela était possible afin de tendre vers une répartition des efforts par tige la plus équilibrée possible. La dimension de la section a donc été ramenée au diamètre au carré pour intégrer son épaisseur et sa largeur. Dans la valeur Cst sont intégrés l'effet des différents paramètres non explorés par cette campagne comme :

- n_0 nombre d'organes en file (4 dans la campagne d'essais)
- n_{90} nombre de files d'organes (2 dans la campagne d'essais)
- ρ_{mean} masse volumique moyenne (GL 28 h => 460 kg/m^3)
- a_1 pince dans le sens du fil entre deux broches

En regroupant l'ensemble des raideurs des assemblages avec plaques en âme et multiplan, il vient l'équation suivante pour prédire la raideur :

$$K_{ser,ass} = 2{,}24 \times d^{1{,}41} \times \left(\frac{Sm}{d^2}\right)^{0{,}37} \times \left(\frac{t}{d}\right)^{0{,}316}$$ Équation 4

En regroupant l'ensemble des raideurs des assemblages avec plaques latérales, il vient l'équation suivante pour prédire la raideur :

$$K_{ser,ass} = 1{,}569 \times d^{1{,}56} \times \left(\frac{Sm}{d^2}\right)^{0{,}06} \times \left(\frac{t}{d}\right)^{0{,}316}$$ Équation 5

Lorsque la raideur estimée est tracée en fonction de la raideur expérimentale avec les formules ci-dessus, il est possible de constater que les résultats sont très peu variables, le coefficient de régression s'élève à R^2 = 0.99 (Figure 2-12).

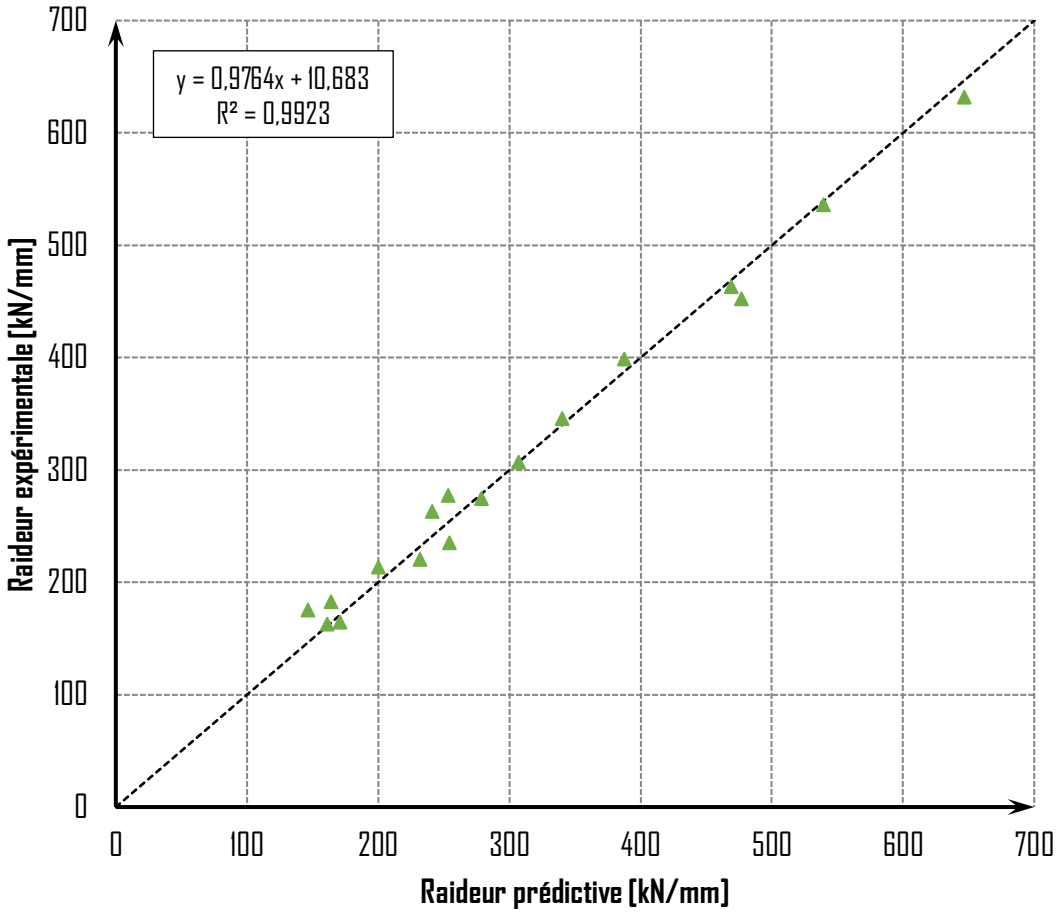


Figure 2-12 : Comparaison des raideurs prédites par les équations établies et les raideurs expérimentales tous diamètres confondus.

Ces équations, basées uniquement sur les résultats d'essais, ne permettent pas un champ d'extrapolation au niveau des assemblages aussi vaste que celui attendu pour les structures de grande hauteur en bois de cette étude. Cependant, l'établissement de ces équations montre que les résultats d'essais obtenus constituent une base de données fiables. La maitrise des jeux dans le bois s'est avérée décisif et permet d'obtenir des valeurs de raideurs qui montrent que celles-ci varient mécaniquement en fonction de la largeur des pièces de bois. Le comportement des assemblages bois en termes de rigidité doit donc pouvoir être prédit par la modélisation. Le but de la modélisation est donc, si elle est capable de prédire le comportement des assemblages testés, de créer une base de données étendues afin que cette dernière puisse servir de base à l'établissement d'équations simples pour la prédiction de la raideur.

2.4. INTERPOLATION DES RESULTATS A PARTIR DES SIMULATIONS ELEMENTS FINIS

2.4.1. Rappel de la pratique sur le calcul des structures en bois

Le dimensionnement des structures en bois présente comme tous les types de structures quelques particularités qu'il est nécessaire de prendre en compte afin d'atteindre le niveau de fiabilité requis pour la construction. Le bois est un matériau considéré viscoélastique lorsqu'il est soumis à des niveaux de charge équivalents aux charges de service dans les bâtiments standard et visco-plastique à des niveaux de charge plus élevés. Ces deux comportements sont des comportements non-linéaires du temps. Afin de conduire de manière pratique les calculs, ces comportements ont dû être idéalisés afin d'éviter des calculs non-linéaires trop complexes et couteux en temps.

Le fluage viscoélastique qui entraine une augmentation de la flèche et de la redistribution d'efforts dans les structures s'intègre par un coefficient dénommé k_{def}. Ce coefficient est le rapport de la déformation de fluage atteinte à long terme sur la déformée instantanée due à la même charge produisant ce fluage.

Cette approche bien que forfaitaire et apparemment rudimentaire permet de traiter le fonctionnement d'un grand nombre de structures multi matériaux et plus généralement à rigidités dépendantes du temps différentes. Des approches plus fines sont cependant nécessaires comme pour évaluer les tassements différentiels entre niveaux pour les constructions de grandes hauteurs bois et béton.

Le fluage viscoplastique et les nombreux paramètres qui agissent parallèlement comme l'humidité ou la température sont intégrés par le coefficient k_{mod} . Ce coefficient k_{mod} permet d'évaluer la perte de capacité résistante due à l'effet de la durée d'application de la charge sur un élément chargé en continu par cette dernière.

Ces comportements non-linéaires dans les structures, liés à la nature du matériau bois, ne sont malheureusement pas les seuls à pouvoir se produire : les structures bois peuvent laisser apparaitre deux autres types de comportements non linéaires. En effet, la majeure partie des assemblages bois standard et économique fonctionne sur des principes de transmission d'effort par contact. Le comportement du bois, sous forte pression au niveau de ces surfaces de contact, laisse apparaître des déformations qui mécaniquement avec les organes mis en œuvre font évoluer la raideur des assemblages de manière non linéaire. Ce comportement non linéaire des assemblages peut dans les structures hyperstatiques conduire à de la redistribution d'efforts aux états limites ultimes qu'il est nécessaire de prendre en compte afin d'en évaluer les conséquences. Le dernier comportement non linéaire à considérer dans les structures, de quelque nature que ce soit d'ailleurs, sont les comportements non linéaires géométriques. Du fait de l'élancement des structures et de leurs éléments, les structures peuvent être sensibles à l'instabilité généralisée. Ces phénomènes peuvent être amplifiés par le comportement des assemblages étant donné le jeu intrinsèque initial de ces derniers et leur comportement non linéaire.

En termes de calcul de structure, le comportement non linéaire géométrique se traite obligatoirement par un calcul non linéaire ou la déformée initiale de la structure avec ses défauts (incluant les effets du fluage), la prise en compte des jeux et le comportement non linéaire des assemblages doivent être obligatoirement inclus. Puisqu'il n'est pas possible de faire ce calcul autrement que par un calcul incrémental, l'introduction du comportement non linéaire des assemblages ne pose pas de problème supplémentaire du moment où l'évolution du comportement non-linéaire des assemblages peut être décrite. En général, le nombre de combinaison d'actions qui sont vérifiées en incluant les effets du second ordre restent limitées car le projeteur aura fait un tri préalable.

Pour le calcul des structures à l'état limite ultime au premier ordre, il est également nécessaire de prendre en compte le comportement non linéaire des assemblages avec leur jeu initial comme il a été dit précédemment. Cependant le nombre de combinaison à vérifier est souvent plus important. Deux voies sont alors possibles :

- soit un calcul non linéaire incrémental est conduit auquel cas, il faut pouvoir fournir comme précédemment l'évolution non linéaire du comportement des assemblages,

- soit itérer des calculs élastiques en raideur sécante pour tendre vers le point de fonctionnement de la structure.

Suivant les moyens de calcul à disposition, le passage en raideur sécante permet de faire un calcul élastique de la structure avec un code de calcul peu évolué alors que le calcul en non linéaire a besoin d'un code plus adapté. Néanmoins, même dans le cas d'un calcul en raideur sécante, il est nécessaire de fournir l'évolution de la raideur afin de pouvoir calculer la raideur sécante adaptée à chaque itération de calcul. Jusqu'à présent, l'EN 1995-1-1 [5] fournissait de manière forfaitaire un coefficient pour établir la valeur de la raideur sécante pour faire un calcul à l'état limite ultime. La raideur K_{ELU} s'obtenait en multipliant par 2/3 la raideur à l'état limite de service K_{ELS}. Cette approche simplifiée était inspirée du comportement des assemblages par pointes et a toujours laissé planer un certain nombre de doutes quant à son application à des structures plus imposante comme les bâtiments de grande hauteur.

Pour répondre de manière complète et précise à la problématique de calcul des structures bois de grande hauteur, il est donc nécessaire de fournir trois choses :

- Un jeu de fabrication acier broche dont il a été démontré par cette étude que s'il était fixé à 0,6 mm, il se répartissait en ± 0.3 mm autour de la position départ de chargement après montage. La valeur de ce jeu est à définir en termes d'acceptabilité de calcul de la structure et de capabilité de fabrication.
- Une raideur d'assemblage pour décrire le comportement à l'état limite de service,
- Une évolution de la raideur jusqu'à l'atteinte de la plastification de l'assemblage afin de pouvoir conduire les calculs en non linéaire soit de manière non linéaire ou de manière itérative en raideur sécante.

Les paragraphes ci-dessous vont donc reprécisés les schémas de calcul standard proposés par l'Eurocode afin de bien montrer où et comment interviennent les comportements d'assemblages dans les calculs.

2.4.1.1. Calcul à l'état limite de service

A l'état limite de service, il est important de pouvoir déterminer la déformation de la structure et en particulier sa déformation en fin de vie. Lorsque la structure est composée de rigidités qui fluent toute à la même vitesse, la déformée de fluage u_{creep} s'obtient directement en multipliant la déformée instantanée de la structure sous charge quasi permanente par le coefficient de fluage :

$$u_{creep} = u_{inst}(Ed_{qp}) \times k_{def} \qquad \text{Équation 6}$$

avec la combinaison quasi permanente

$$Ed_{qp} = \sum_{i=1}^{n} G_{k,i} \oplus \sum_{j=1}^{n} \psi_{2,j} Q_{k,j} \; (k_{def} \; associé) \qquad \text{Équation 7}$$

La déformée instantanée s'obtient en construisant la raideur instantanée de la structure $[K]_{SLS}$ à partir des propriétés instantanées des matériaux et des rigidités et en incluant les jeux. Une attention particulière doit être portée sur les jeux en fonction des phasages de chargement.

$$E_{mean}, G_{mean}, K_{SLS} + C_{sd} \qquad \text{Équation 8}$$

Ici les propriétés des assemblages entrent en jeu.

Lorsque la structure est composée de rigidités qui ne fluent pas à la même vitesse, il est obligatoire pour déterminer la déformation de fluage, d'obtenir en premier lieu la déformée finale sous charge quasi permanente. En retirant à cette déformée, la déformée instantanée sous charge quasi permanente la déformée de fluage est obtenue.

$$u_{creep} = u_{fin}(Ed_{qp}) - u_{inst}(Ed_{qp}) \qquad \text{Équation 9}$$

La déformée finale s'obtient en construisant la raideur finale de la structure $[K]_{SLS,fin}$ à partir des propriétés finales des matériaux et des rigidités. Lorsque les propriétés sont établies pour la fin de vie ψ_2 est retenu égal à 1. En divisant la propriété instantanée par $1 + \psi_2 k_{def}$, sa caractéristique d'élasticité est diminuée artificiellement pour augmenter la déformation et intégrer par la baisse de la rigidité, la redistribution mais attention cela n'est pas vrai en réalité.

$$E_{mean,fin} = \frac{E_{mean}}{1 + \psi_2 k_{def}} \qquad \text{Équation 10}$$

$$G_{mean,fin} = \frac{G_{mean}}{1 + \psi_2 k_{def}} \qquad \text{Équation 11}$$

$$K_{SLS,fin} = \frac{K_{SLS}}{1 + \psi_2 k_{def}} \qquad \text{Équation 12}$$

Ici les propriétés des assemblages entrent en jeu, le coefficient de fluage des assemblages est retenu égale à :

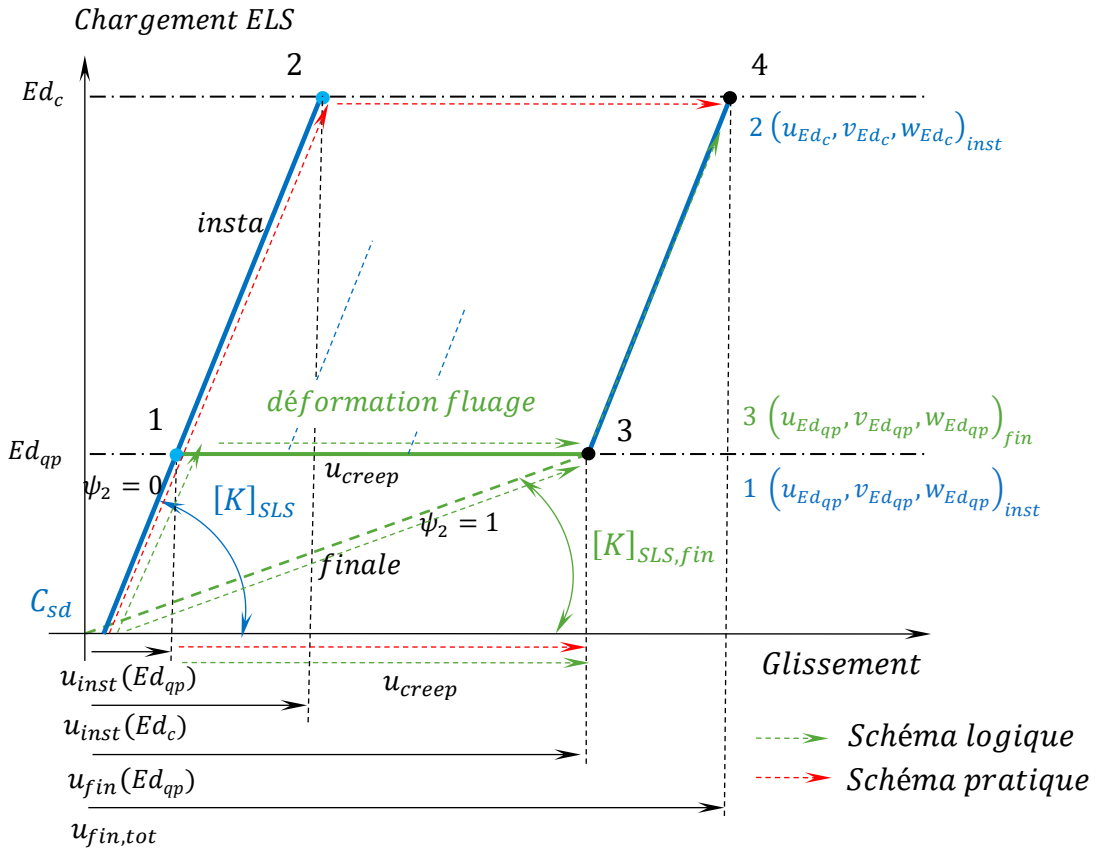
$$\overline{k_{def}} = 2\sqrt{k_{def,1}k_{def,2}}$$ Équation 13

Ainsi un assemblage bois métal fluera de k_{def} et un asemblage bois/bois fluera de $2\ k_{def}$. Cette valeur de fluage des assemblages bois métal n'a pas été réévaluée par cette étude.

La déformation instantanée maximale de la structure s'obtient à partir de la combinaison caractéristique ou rare rappelée ci dessous :

$$Ed_c = \sum_{i=1}^{n} G_{k,i} \oplus Q_{k,1} \oplus \sum_{j=1}^{n} \psi_{0,j} Q_{k,j}$$ Équation 14

La Figure 2-13 présente le schéma de chargement de la structure ainsi que les différents schémas de calcul de la déformée finale.



$[K]_{SLS}$ *Rigidité de la structure à l'état limite de service*

$[K]_{SLS,fin}$ *Rigidité sécante ou finale de la structure à l'état limite de service*

Figure 2-13 : Schéma de chargement de la structure à l'état limite de service.

Le schéma de calcul logique conduit à calculer la déformée finale comme la déformée instantanée sous charge quasi permanente, puis la déformée de fluage comme la déformée finale sous charge quasi permanente moins la déformée instantanée sous charge quasi permanente à laquelle s'ajoute la déformée instantanée sous charge caractéristique ou rare moins la déformée instantanée sous charge quasi permanente:

$$(u_{tot}, v_{tot}, w_{tot})_{fin} = \left(u_{Ed_{qp}}, v_{Ed_{qp}}, w_{Ed_{qp}}\right)_{inst} + \left(\left(u_{Ed_{qp}}, v_{Ed_{qp}}, w_{Ed_{qp}}\right)_{fin} - \left(u_{Ed_{qp}}, v_{Ed_{qp}}, w_{Ed_{qp}}\right)_{inst}\right) + \left(\left(u_{Ed_c}, v_{Ed_c}, w_{Ed_c}\right)_{inst} - \left(u_{Ed_{qp}}, v_{Ed_{qp}}, w_{Ed_{qp}}\right)_{inst}\right)$$ Équation 15

Le schéma de calcul pratique conduit à calculer la déformée finale comme la déformée instantanée sous charge caractéristique ou rare plus la déformée de fluage comme la différence de la déformée finale sous charge quasi permanente moins la déformée instantanée sous charge quasi permanente :

$$(u_{tot}, v_{tot}, w_{tot})_{fin} = \left(u_{Ed_c}, v_{Ed_c}, w_{Ed_c}\right)_{inst} + \left(\left(u_{Ed_{qp}}, v_{Ed_{qp}}, w_{Ed_{qp}}\right)_{fin} - \left(u_{Ed_{qp}}, v_{Ed_{qp}}, w_{Ed_{qp}}\right)_{inst}\right)$$ Équation 16

2.4.1.2.Calcul à l'état limite ultime au premier ordre

A l'état limite ultime au premier ordre, ce qui est principalement recherché c'est l'état de charge ou de contrainte dans la structure. La déformée est généralement moins recherchée à part pour vérifier certains points d'analyse sismique. Il est donc nécessaire d'inclure dans ce calcul, l'effet de la redistribution des charges, le jeu et le caractère non linéaire du comportement des assemblages et l'effet de la durée d'application des charges. L'effet de la redistribution des charges sous l'effet du fluage s'effectue de manière aussi simple qu'il a été intégré dans le calcul précédent à partir d'un calcul en raideur sécante permettant de calculer un état de charge ou de contrainte à différents temps de fluage dans la vie de l'ouvrage si nécessaire. L'état de charge redistribué s'obtient par l'application de la combinaison quasi permanente sur la structure (Équation 7) sur la rigidité finale de la structure $[K]_{SLS,fin}$. La rigidité de la structure se construit à partir des Équation 10, Équation 11, Équation 12. Dans ce calcul a donc été intégré, le jeu et la raideur finale des assemblages obtenus à partir de la raideur instantanée.

A cet état de charge redistribué, il convient d'ajouter un état de charge instantané. Cet état de charge instantané est lié à un temps d'application de la charge sur la structure. Plus le temps d'application de ces charges cumulées sera éphémère plus la résistance du bois qui pourra être considérée pour la vérification sera élevée. Ainsi à chaque combinaison appliquée correspond un coefficient k_{mod}. Les Équation 17 et Équation 18 présentent respectivement une combinaison sous charge permanente uniquement et une combinaison quelconque.

$$Ed_{f1} = \sum_{i=1}^{n} \gamma_{G,i} G_{k,i} \ (k_{mod}\ associé)$$ Équation 17

$$Ed_{fn} = \sum_{i=1}^{n} \gamma_{G,i} G_{k,i} \oplus \gamma_{Q,1} Q_{k,1} \oplus \sum_{j=1}^{n} \gamma_{Q,j} \psi_{0,j} Q_{k,j} \ (k_{mod} associé)$$ Équation 18

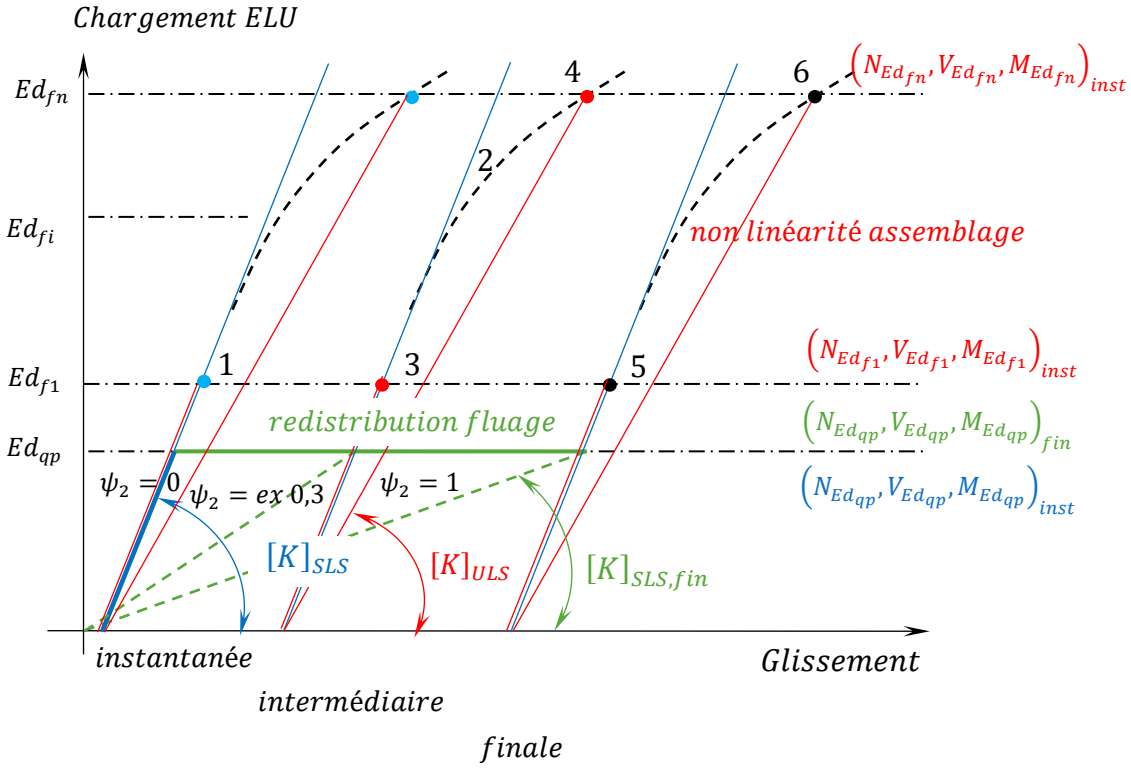
Pour déterminer l'état de contrainte pour une combinaison donnée, il est nécessaire de faire la somme de l'état de contrainte redistribué sous charge quasi permanente à la charge instantanée sous la combinaison Ed_{fn} auquel il sera retranché l'état de contrainte instantané sous charge quasi permanente. En effet, pour déterminer l'état de contrainte instantané qui s'ajoute à l'état de contrainte redistribué, il est nécessaire de prendre en compte le comportement non linéaire des assemblages. L'Équation 28 montre comment s'obtient l'état de charge.

$$\left(N_{Ed_{fn}}, V_{Ed_{fn}}, M_{Ed_{fn}}\right)_{instant\ t} = \left(N_{Ed_{qp}}, V_{Ed_{qp}}, M_{Ed_{qp}}\right)_{fin} + \left(N_{Ed_{fn}}, V_{Ed_{fn}}, M_{Ed_{fn}}\right)_{inst} - \left(N_{Ed_{qp}}, V_{Ed_{qp}}, M_{Ed_{qp}}\right)_{inst}$$ Équation 19

Le calcul à l'ELU de l'état de charge instantané peut s'effectuer par un calcul non linéaire ou par un calcul linéarisé itératif $[K]_{ULS}$ afin de converger vers l'état d'équilibre de la structure . Dans les deux cas, il est nécessaire de disposer de l'évolution de la raideur de l'assemblage. L'Équation 20 indique comment déterminer la raideur sécante quel que soit la loi d'évolution de la raideur de l'assemblage.

$$K_{ass\ ULS} = \frac{F_{v,Ed}(Ed_{fn})}{\{F_{v,Ed}(Ed_{fn});\ F_{v,ass}(u)\} \rightarrow u_{ass}}$$ Équation 20

La Figure 1-1 présente différents état de charge pour deux combinaisons fondamentales à différents temps de chargement.



$[K]_{SLS}$ *Rigidité de la structure à l'état limite de service*

$[K]_{ULS}$ *Rigidité sécante de la structure à l'état limite ultime*

$[K]_{SLS,fin}$ *Rigidité sécante ou finale de la structure à l'état limite de service*

Figure 2-14 : Schéma de chargement de la structure à l'état limite ultime au premier ordre.

Pour qu'une combinaison s'avère dimensionnante, il faut que les charges aient eu une durée d'action suffisamment longue afin de diminuer la capacité résistante du bois. Ainsi, la combinaison Ed_{f1}, lorsqu'elle est regardée en instantané ou à un temps intermédiaire devra être vérifiée avec un coefficient k_{mod} plus grand qu'en fin de vie. Pour la combinaison Ed_{fn}, c'est la même chose, les charges variables auront un temps d'application plus court qu'une charge permanente,

il ne servira cependant à rien de vérifier cette combinaison pour une charge instantanée. La Figure 2-15 présente un schéma d'illustration du niveau de charge et de la capacité en fonction du temps.

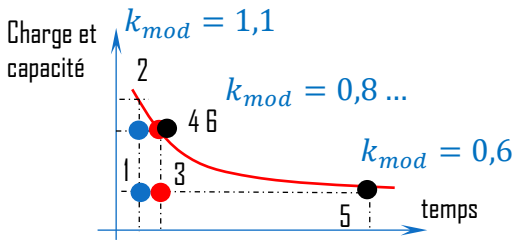


Figure 2-15 : Charge et capacité en fonction de la durée d'application des charges.

2.4.2. Choix du modèle éléments finis, modèle analytique et définitions

De septembre 2016 à septembre 2019, un travail de thèse sur la modélisation éléments finis des assemblages bois de type tige a été conduit au LERMAB avec un soutien du CODIFAB. Ce travail de recherche soutenu en mai 2020 par Romain LEMAÎTRE [8] a montré qu'il était possible par une approche 2,5 D de simuler le comportement d'assemblages soumis à des torseurs plans de manière très précise.

Ce travail de recherche est le fruit de réflexion plus amont sur la manière de simuler le comportement non-linéaire des assemblages bois pour aboutir à un outil de modélisation compatible avec le temps d'études ingénieur. Depuis la parution de ce travail de thèse, d'autres développements ont été conduits et ont fait l'objet de publication plus avancées [9] [10] [11] [12] [13] .

Cette approche de modélisation étant jugée suffisamment aboutie aujourd'hui, elle a été retenue pour créer une base de données étendues des essais conduits afin de permettre l'obtention par régression des équations permettant de déterminer la raideur K_{SLS} des **assemblages bois métal par plan de cisaillement** visés par cette étude. La forme de l'équation à renseigner s'est inspirée de la proposition rappelée précédemment par JOCKWER, R. et JORISSEN A [7] . Cette équation se présente sous la forme suivante :

$$\begin{cases} K_{SLS} = Cst \cdot n_0^{\alpha_1} \cdot n_{90}^{\alpha_2} \cdot (a_1/d)^{\alpha_3} \cdot \left(t_{h,o\ or\ i}/d\right)^{\alpha_4} \cdot (t_s/d)^{\alpha_5} \cdot d^{\alpha_6} \\ C_{sd} = x\ mm \end{cases} \qquad \text{Équation 21}$$

Avec :

Cst Constante qui intègre principalement l'influence possible de la masse volumique du bois,

n_0 nombre d'organes en file,

n_{90} nombre de files d'organes,

a_1 pince dans le sens du fil entre deux broches,

$t_{h,o\ or\ i}$ épaisseur de bois subissant de l'enfoncement dans les éléments extérieurs au plat métallique ou intérieur aux plats métalliques,

t_s épaisseur du plat métallique,

d diamètre de l'organe,

C_{sd} **demi** jeu diamétral organe - plaque métallique.

Ces équations sont établies dans l'optique de maitriser la raideur des assemblages pour la construction de grande hauteur, le but étant pour ces constructions de minimiser l'impact des déplacements et le glissement d'assemblages sur les déplacements de la structure pour le confort au vent principalement. Ces équations sont donc valables à la seule condition que les organes soient introduits **sans jeu dans le bois**. Il restera donc impératif de prendre en compte, en plus du glissement d'assemblage le jeu broche métal C_{sd} que les projeteurs et les fabricants devront s'efforcer de réduire à son minimum afin que les structures soient économiques et confortables, Afin que ce jeu soit bien **pris en compte** et pas oublié, il est volontairement joint à l'équation donnant la raideur des assemblages. Il est utile de rappeler que le jeu relevé en phase d'essais où la fabrication a fait l'objet d'un suivi, était égale à la moitié du jeu diamétrale. L'aléa de fabrication fait que, après mise en place, l'assemblage se trouve dans sa position nominale.

Le comportement des assemblages bois étant par nature non linéaire, ramenée l'évolution d'allure sigmoïdale (voir courbes d'essais [17] [18] à une valeur de raideur sécante restera quoi qu'il en soit une approximation du comportement de l'assemblage. Le projeteur devra toujours s'assurer de la compatibilité de cette approximation avec son projet. La raideur K_{SLS} à l'état limite de service est définie normativement comme étant la pente entre 10% et 40% de la valeur estimée à rupture de calcul $F_{v,ult,mean}$ selon la NF EN 26891 [14] .

Dans l'approche par modélisation du comportement des assemblages, seule l'évolution non linéaire du glissement en fonction de l'effort appliqué est déterminée, le seuil à rupture fragile du bois n'est pour le moment pas intégré dans le modèle. Cependant, considérer le niveau de rupture fragile de l'assemblage pour caractériser une partie de son évolution ne semble pas être la meilleure des manières pour caractériser la pente initiale de cette courbe. En calculant la raideur sécante en tout point de la courbe, il apparaît que celle-ci passe par un maximum quel que soit l'assemblage et son mode de rupture. La Figure 2-21 illustre ce qui vient d'être évoqué sur un assemblage en mode 1 et un assemblage en mode 3 : en bleu c'est l'allure de l'évolution de la raideur sécante, en vert c'est l'évolution de la raideur de l'assemblage.

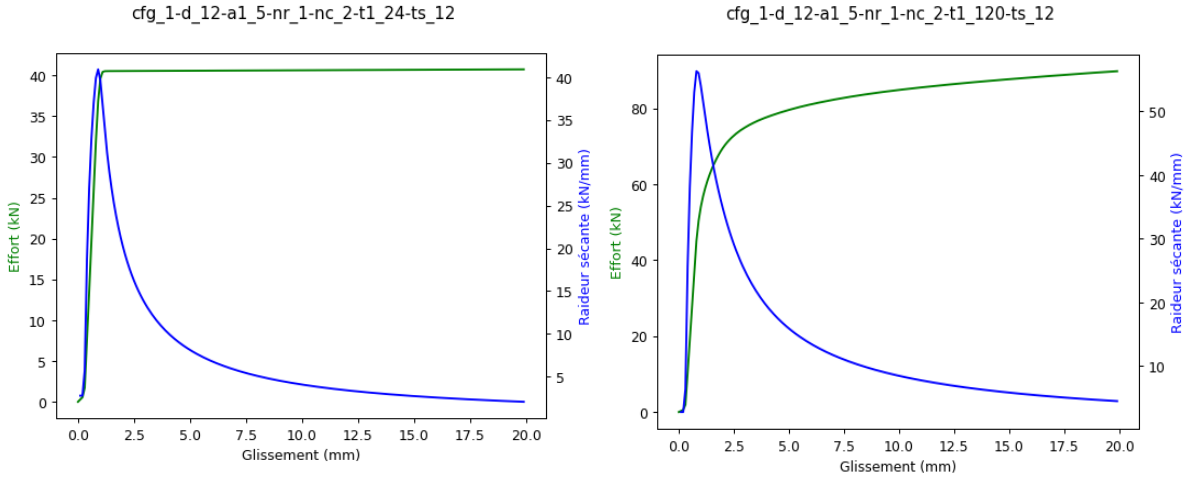


Figure 2-16 : Valeurs remarquables du comportement idéalisé des assemblages bois de type tige broche ou boulon sans jeu dans le bois.

Le glissement atteint pour cette raideur sécante maximale est donc un point caractéristique de la courbe. Afin de déterminer la raideur K_{SLS} sur les courbes d'assemblages simulés, il sera tout d'abord déterminé le glissement conduisant à la raideur sécante maximale. Comme pour la norme, de manière forfaitaire, la raideur sécante K_{SLS} sera déterminée entre 10 et 40 % du seuil d'effort donnant la raideur sécante maximale.

$$K_{SLS} = \frac{0{,}3F_{v,Ks\ max}}{(u_{40\%} - u_{10\%})}$$ Équation 22

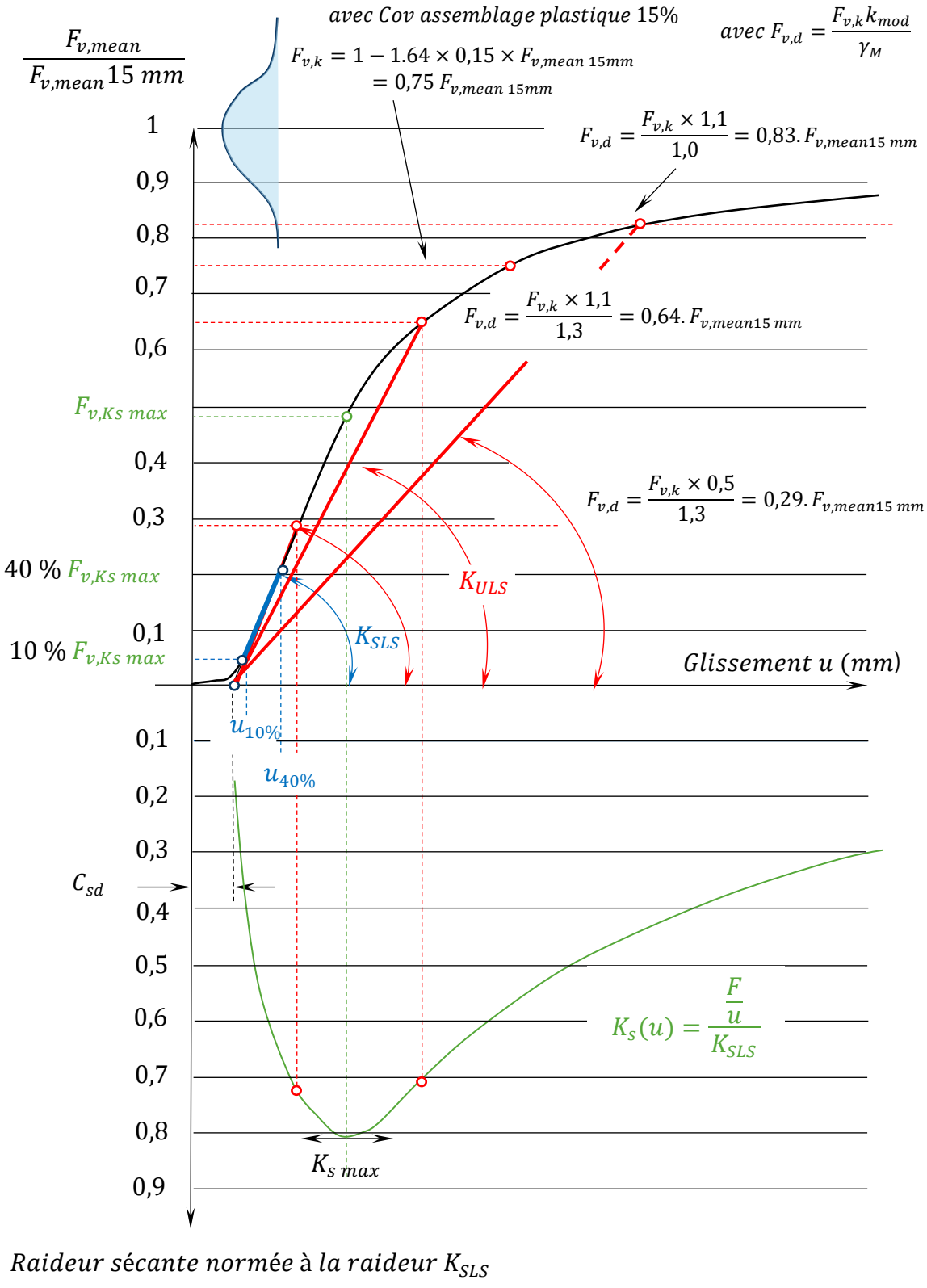


Figure 2-17 : Valeurs remarquables du comportement idéalisé des assemblages bois de type tige broche ou boulon sans jeu dans le bois.

La raideur élastique K_{SLS} étant définie, il est à présent nécessaire de définir la raideur à l'état limite ultime. A ce jour, comme il a été déjà rappelé précédemment cette dernière était simplement évaluée par l'EN 1995-1-1 [5] comme $K_{ULS} = 2/3K_{SLS}$.

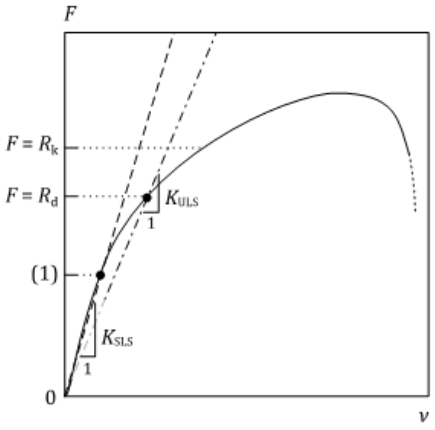
Table 4.3 — Stiffness values to be in structural analysis related to ultimate limit states (ULS)

Type of analysis	Type of structure	Design value of stiffness based on
First-order geometric linear-elastic	All	E_{mean}, G_{mean}, and K_{ULS}
Second-order geometric linear-elastic	Single members	$E_{0,05}$, $G_{0,05}$, and K_{ULS}
	Structure comprising multiple members	E_{mean}, G_{mean}, and K_{ULS}

NOTE 1 For second-order geometric linear elastic analysis of structure comprising multiple members with a relatively small number of members, it is advisable to also carry out the analysis using the stiffness values $E_{0,05}$, $G_{0,05}$, and K_{ULS}.

NOTE 2 For some indeterminate structures with brittle failure modes, it is advisable to check the sensitivity of the distribution of internal forces to stiffness variability.

prEN 1995-1-1:20XX (E)



Key

F	Load;
υ	Deformation;
R_k	Characteristic 5th percentile value of the resistance (load-carrying capacity);
R_d	Design value of the resistance (load-carrying capacity);
K_{SLS}	Slip moduli for serviceability limit state verifications;
K_{ULS}	Slip moduli for ultimate limit state verifications;
1	Load at serviceability limit state (SLS).

Figure 4.2 — Schematic representation of the load-deformation curve of a timber connection with the secant stiffnesses for serviceability (K_{SLS}) and ultimate (K_{ULS}) limit state verifications

Figure 2-18 : Rappel des recommandations de la version de l'EN 1995-1-1 en cours d'élaboration en avril 2022 sur la partie calcul des structures à l'état limite ultime ULS [19] .

Il peut être remarqué que cette valeur de raideur sécante correspond en moyenne peu ou prou à la plage de raideur sécante observée sur la Figure 2-17 pour un domaine de calcul standard. S'il est retenu que la capacité plastique à un coefficient de variation de l'ordre de 10 à 20 % (qui correspond à la variabilité de la résistance plastique des assemblages en général) alors la résistance caractéristique de l'assemblage peut être évaluée comme étant :

$$F_{v,k} = (1 - 1.64 \times 0{,}15) \times F_{v,mean\ 15mm} \qquad \text{Équation 23}$$

La résistance de calcul s'obtient suivant les combinaisons par

$$F_{v,d} = \frac{F_{v,k} k_{mod}}{\gamma_M} \qquad \text{Équation 24}$$

La version de l'Eurocode 5 [19] en préparation revient sur le principe général mais ne précise pas de valeur particulière à donner à K_{ULS}. La Figure 2-23 présente les indications actuelles du futur Eurocode 5 [19] . Afin de rester le plus large et précis possible par rapport à l'issue de cette étude, il est donc préférable d'indiquer la manière d'obtenir l'évolution de la raideur non linéaire des assemblages afin de pouvoir effectuer les calculs en résolution non linéaire incrémentale ou bien en raideur sécante de manière itérative. Il existe trois possibilités pour obtenir ces évolutions :

- par essais, pour le projet particulier mais onéreux !

- par modèle BOF (Beam On Fondation), quand il sera disponible chez les éditeurs de logiciel,

- de manière analytique à partir des données de cette étude et des éléments disponibles dans l'Eurocode.

Dans sa future version, l'Eurocode 5 [19] conserve le fait que la résistance plastique d'un assemblage est la somme de la résistance en cisaillement des organes avec la capacité d'effet de corde (frottement plus effet non linéaire) comme l'indique la Figure 2-19. Dans les assemblages de forte capacité bois métal, il y a toujours du jeu entre les éléments et l'effet de corde intervient tard. Ce dernier pourra être négligé dans la plupart des situations, il est néanmoins conservé dans nos expressions à titre exhaustif.

11.2.3 Lateral resistance of a dowel-type fastener per shear plane

11.2.3.1 General

(1) The characteristic lateral resistance per shear plane $F_{v,d}$ of a single fastener should be determined by:

$$F_{v,k} = k_{WD} F_{D,k} + F_{rp,k} \qquad (11.6)$$

with

$$k_{WD} = \begin{cases} 0{,}75 \text{ for wooden dowels} \\ 1{,}0 \text{ for all other dowel-type fasteners} \end{cases} \qquad (11.7)$$

where

$F_{D,k}$	is the characteristic dowel-effect contribution per shear plane according to 11.3.2;
$F_{rp,d}$	is the characteristic rope-effect contribution determined according to 11.3.6;
k_{WD}	is a reduction factor for wooden dowels.

(2) The lateral design load-carrying capacity per staple per shear plane should be considered as equivalent to that of two nails with the staple leg diameter.

Figure 2-19 : Rappel des recommandations de la version de l'EN 1995-1-1 en cours d'élaboration en avril 2022 sur la partie calcul de la résistance des assemblages de type tige [19] .

En première approche, car de nombreuses fonctions mathématiques existent, il est proposé d'utiliser le modèle de FOSCHI ou de RICHARD ABBOTT. Ces fonctions (Équation 25 et Équation 26) permettent de décrire l'évolution non linéaire d'un assemblage à partir de trois paramètres physiques ce qui est à ce stade très intéressant. En effet, il est

nécessaire de connaître la pente initiale de l'évolution K_{SLS}, le seuil plastique de l'assemblage $F_{D,mean}$ et la pente de l'évolution après l'atteinte du seuil plastique $\frac{F_{rp,mean}}{15}$.

FOSCHI [20]

$$F_{v,c}(u) = \left(F_{D,mean} + \frac{F_{rp,mean}}{15} \times u\right) \times \left(1 - exp\left(\frac{\alpha_f \times K_{SLS}}{F_{D,mean}}\right) \times u\right) \quad \text{Équation 25}$$

RICHARD ABBOTT [21]

$$F_{v,c}(u) = \frac{\left(K_{SLS} - \frac{F_{rp,mean}}{15}\right) \times u}{\left(1 + \left(\frac{\left(K_{SLS} - \frac{F_{rp,mean}}{15}\right) \times u}{F_{D,mean}}\right)^{\alpha_r}\right)^{\frac{1}{\alpha_r}}} + \frac{F_{rp,mean}}{15} \times u \quad \text{Équation 26}$$

Avec :

$F_{D,mean}$: Résistance plastique moyenne de l'assemblage en N par plan

$F_{rp,mean}$: Capacité moyenne d'effet de corde à 15 mm de glissement obtenue comme le produit de $F_{rp,k} \times \frac{F_{D,mean}}{F_{D,k}}$, en N par plan

K_{SLS} : Raideur élastique de l'assemblage à l'état limite de service en N/mm par plan

α_f : Facteur correctif de K_{SLS} pour obtenir la pente initiale du modèle de Foschi,

α_r : Facteur correctif de la courbure de l'évolution dans le modèle de Richard Abbott,

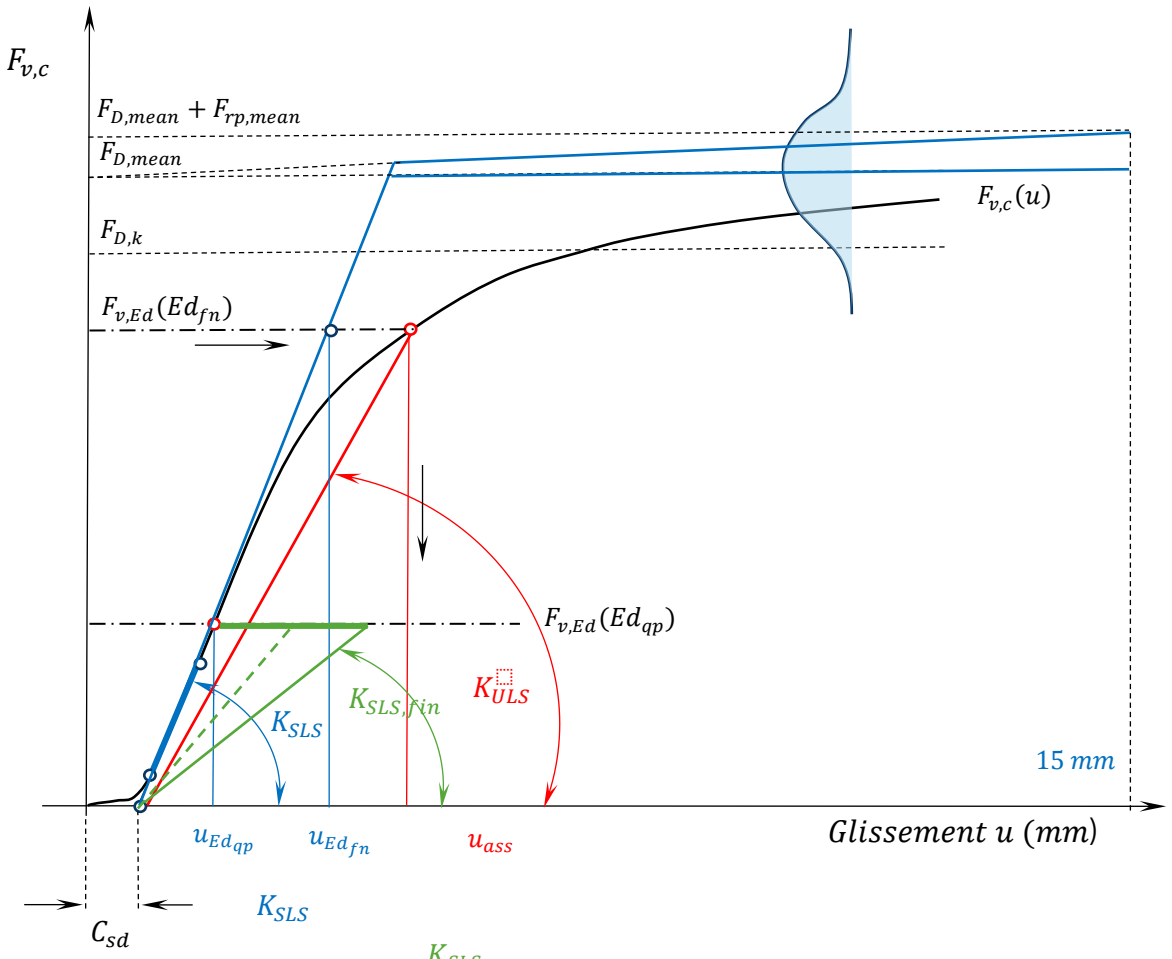
Pour obtenir de manière conservative l'effort moyen plastique $F_{D,mean}$, il est proposé de retenir la borne basse du coefficient de variation c'est à dire 10 %. En considérant un coefficient de variation plus élevé, la raideur sécante pourrait se trouver légèrement sur évaluée.

$$F_{D,mean} = \frac{F_{D,k}}{1 - 1.64 \times 0{,}10} \quad \text{Équation 27}$$

Dans le cas des assemblages de type tige, l'évolution croissante de la charge après le seuil plastique provient physiquement de l'écrouissage de l'acier des tiges et de l'effet de corde. Sans modèle de type BOF, il est difficile de prendre en compte l'écrouissage et comme il a été dit précédemment, l'effet de corde peut être négligé dans les assemblages brochés de forte capacité. Sans justification plus approfondie et étant donnée le caractère négligeable de l'effet de corde pour les assemblages de forte capacité, il est proposé d'estimer la valeur moyenne de l'effet de corde comme proportionnelle à la capacité de cisaillement. Le modèle peut alors se ramener dans le cas des assemblages brochés de construction de grande hauteur à un modèle à deux paramètres qui sont le seuil plastique de l'assemblage et la raideur à l'état limite de service.

Cette raideur dans le modèle de Foschi est le paramètre fondamental, cette valeur indique la pente à l'origine de la courbe. Cette valeur ne correspond donc pas tout à fait à la définition qui a été donné à la raideur de l'assemblage K_{SLS}. Afin d'obtenir une évolution de la raideur qui puisse permettre de déterminer assez précisément des raideurs sécantes à partir d'un certain seuil de charge ou directement de faire un calcul non linéaire, il est nécessaire d'apporter une correction par le facteur α_f. Il en est de même avec le modèle de Richard Abbott ou il est nécessaire de corriger la courbure de l'évolution non linéaire par le facteur α_r. Ces facteurs dépendent du type d'assemblage et seront indiqués de manière paramétrique comme la raideur K_{SLS}.

La Figure 2-20 présente l'ensemble des valeurs remarquables permettant de caractériser un assemblage afin de pouvoir conduire l'ensemble des calculs sur les structures visées par cette étude.



$$K_{SLS,fin} = \frac{K_{SLS}}{1 + \psi_2 \overline{k_{def}}}$$

$$K_{ULS}^{\square} = \frac{F_{v,Ed}(Ed_{fn})}{\{F_{v,Ed}(Ed_{fn});\ F_{v,ass}(u)\} \rightarrow u_{ass}}$$

Figure 2-20 : Valeurs remarquables du comportement idéalisé des assemblages bois de type tige broche ou boulon sans jeu dans le bois sur un plan de cisaillement.

2.4.3. Présentation du modèle éléments finis, paramètres d'entrée et corrélation avec les essais

Le modèle éléments finis peut être qualifié de modèle en 2,5 D car il représente de manière idéalisée la matière constituant l'assemblage. Les éléments bois sont modélisés par des plaques orthotropes élastiques au comportement membranaire. Les éléments métalliques sont représentés par des plaques isotropes au comportement membranaires Les broches sont représentées par des poutres discrétisées en plusieurs éléments. Ces poutres intègrent un comportement élasto-plastique des broches. Chaque nœud d'une broche faisant partie d'un élément est relié à un nœud de la plaque représentant cet élément par une matrice de rigidité intégrant des couplages spécifiques. Cette matrice permet de représenter le comportement non linéaire du bois en enfoncement. La Figure 2-21 donne une représentation par un éclaté de l'approche de modélisation.

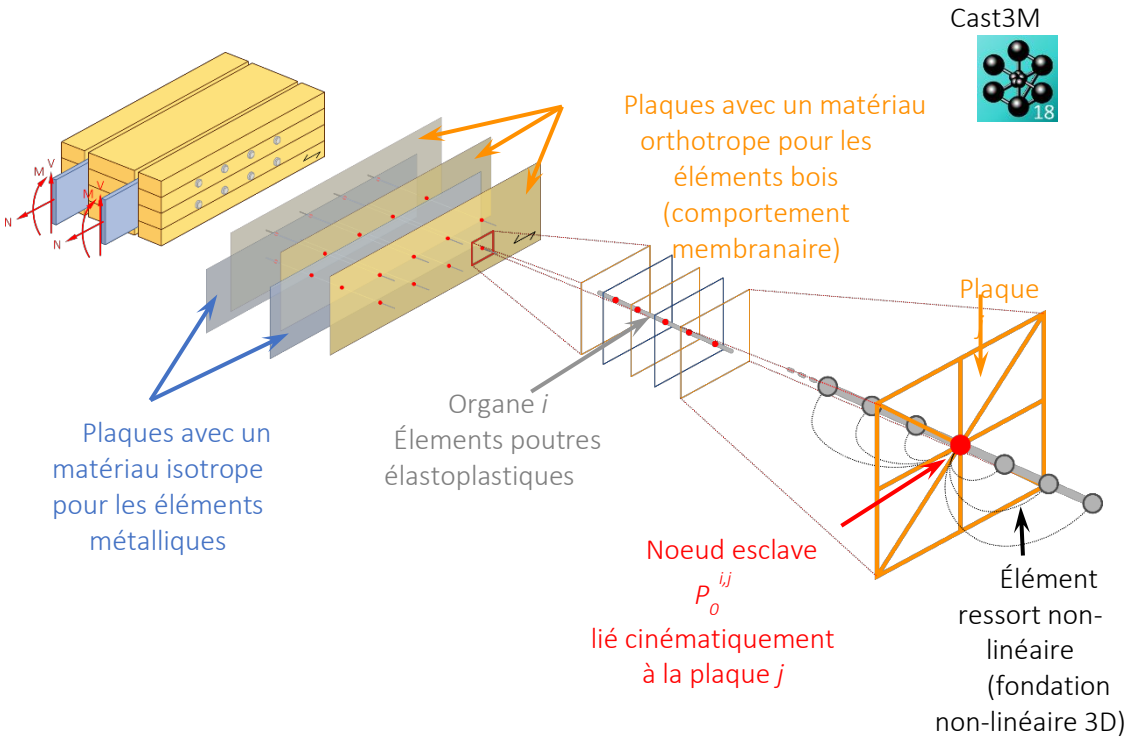


Figure 2-21 : Idéalisation d'un assemblage bois métal multibroche à plan de cisaillement multiple par des éléments finis de type plaque et de type poutre.

Les plaques métalliques isotropes intègrent simplement l'épaisseur des plaques et le module d'élasticité de l'acier $E_{acier} = 210\,000\ Mpa$. Le module de cisaillement se déduit de manière classique en intégrant un coefficient de poisson $\nu = 0{,}3$.

Les plaques bois intègrent les modules d'élasticité issus de la norme NF EN 14080 [3] pour du bois de type GL28h à savoir :

$E_1 = E_{0,g,mean} = 12600\ Mpa.$

$E_2 = E_{90,g,mean} = 300\ Mpa$

$G_{12} = G_{13} = G_{g,mean} = 650\ Mpa\ .$

$G_{23} = G_{r,g,mean} = 65\ Mpa$

Le coefficient de poisson retenu est $\nu_{12} = 0{,}41$

Afin d'intégrer un comportement de plastification le plus correcte possible de l'acier, il a été nécessaire de calibrer les paramètres d'une loi de traction afin de reproduire le comportement en flexion des broches testées et présentées dans

le rapport d'essais [15] . L'idéalisation de la loi de traction est issue de l'adaptation des préconisations de l'approche quadrilineaire du draft de l'EN 1993-1-14. Les paramètres de base de l'approche pour un acier de type 10.9 sont :

$E = 210\,000\ Mpa,$

$\nu = 0{,}3$

$f_{y,k} = 900\ Mpa$

$f_{u,k} = 1000\ Mpa$

Avec ces données de base de l'acier, les courbes de traction ont été paramétrées comme il est indiqué sur la Figure 2-22. La modélisation du comportement moment rotation de la tige pour le diamètre de 12 et de 16 mm sont illustrées sur la Figure 2-23 pour le meilleur paramétrage retenu.

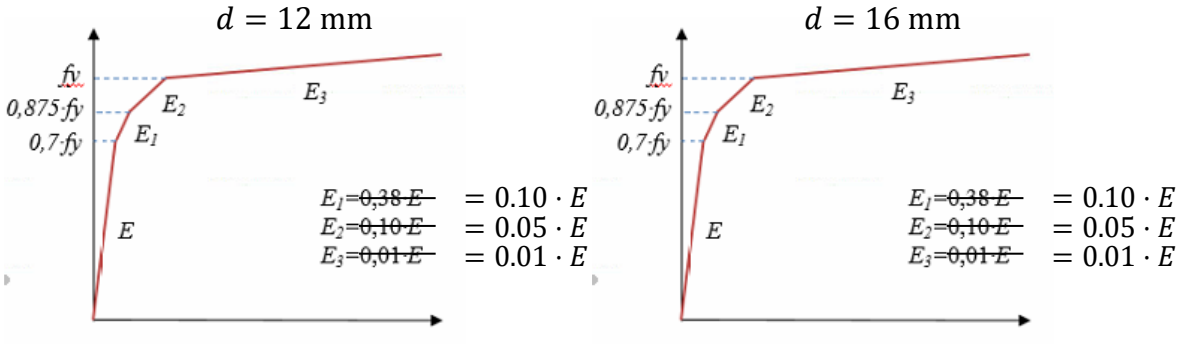
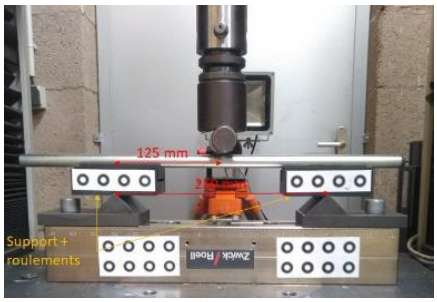


Figure 2-22 : Paramétrage des évolutions contrainte déformation de l'acier permettant la modélisation fidèle des essais de flexion de broches seules.



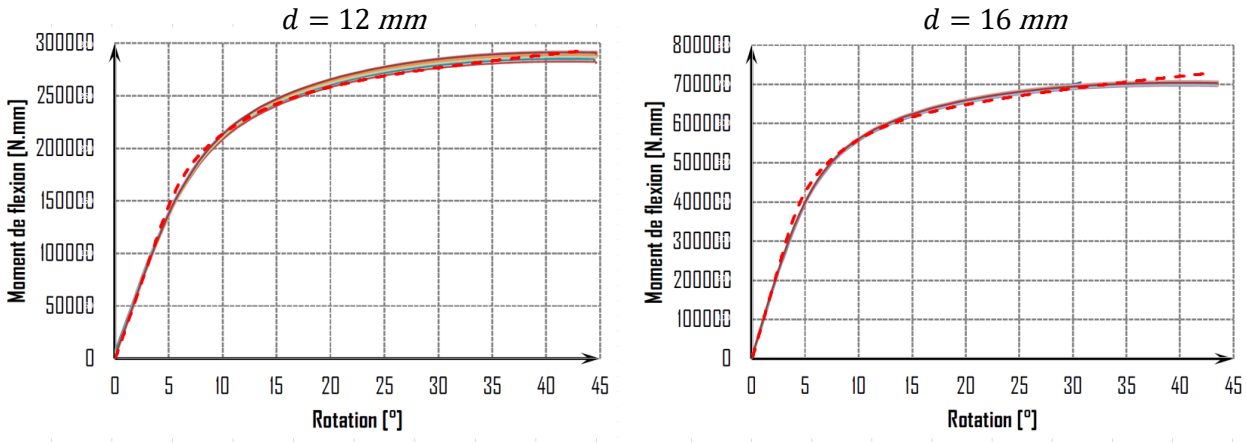


Figure 2-23 : Comparaison des évolutions force rotation des organes de 12 mm et de 16 mm obtenu par modèle et expérimentation, dispositif d'essai de flexion de broche expérimental.

Enfin, le comportement en enfoncement non linéaire des organes dans le bois a été introduit dans les matrices de rigidités en suivant une loi mathématique de type Richard-Abott [16] , cette loi se présente sous la forme suivante :

$$f_{h,0,mean} = \frac{\left(k_{f,el} - k_{f,pl}\right) \times u}{\left(1 + \left(\frac{\left(k_{f,el} - k_{f,pl}\right) \times u}{f_{h,inter}}\right)^{a}\right)^{\frac{1}{a}}} + k_{f,pl} \times u$$

Équation 28

Les paramètres de cette loi sont définis pour chaque diamètre à partir des résultats de la campagne d'essais d'enfoncement présentée dans le rapport [1] . La Figure 2-24 présente pour rappel le montage expérimental qui a permis la détermination de la valeur d'enfoncement en fonction de l'effort appliqué pour chaque éprouvette.

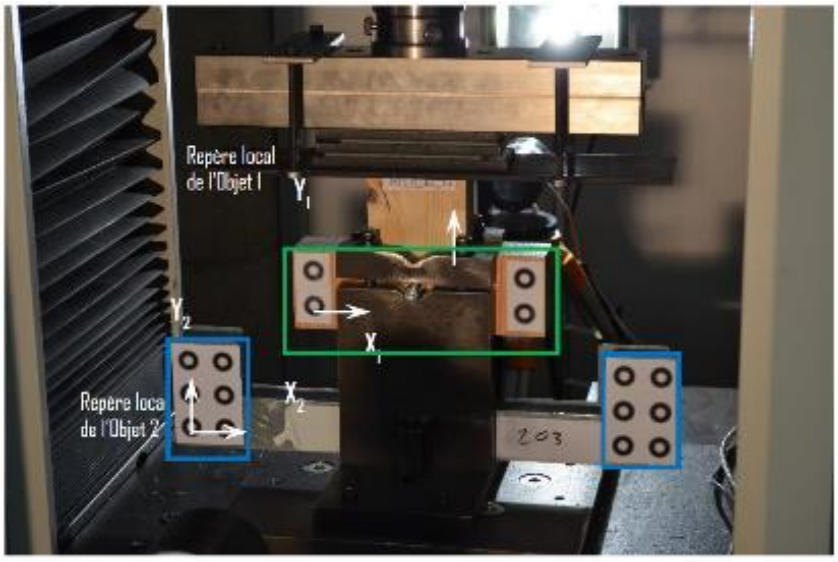


Figure 2-24 : Montage expérimental d'essais d'enfoncement avec mesure des enfoncements sans contact.

Le Tableau 2-2 présente la valeur des coefficients déterminés et utilisés pour effectuer les simulations.

Tableau 2-2 : Valeur des paramètres de la loi Richard-Abott [16] pour un diametre 12 et 16 mm dans du bois GL28h.

Diamètre broche	Paramètres	Parallèle au sens du fil
$d = 12$ mm	$f_{h,\text{inter}}$	31.69
	$k_{f,el}$	97.77
	$k_{f,pl}$	0.01
	a	3
$d = 16$ mm	$f_{h,\text{inter}}$	33.54
	$k_{f,el}$	80.13
	$k_{f,pl}$	0.01
	a	3

A partir des dimensions des éprouvettes d'essais, du modèle et de son paramétrage présenté ci-dessus, les essais d'assemblages effectués ont été tous simulés. Il est possible de constater sur les graphes de la Figure 2-25 que la modélisation permet de reproduire fidèlement les phénomènes propres à chaque type d'assemblage jusqu'à la plastification.

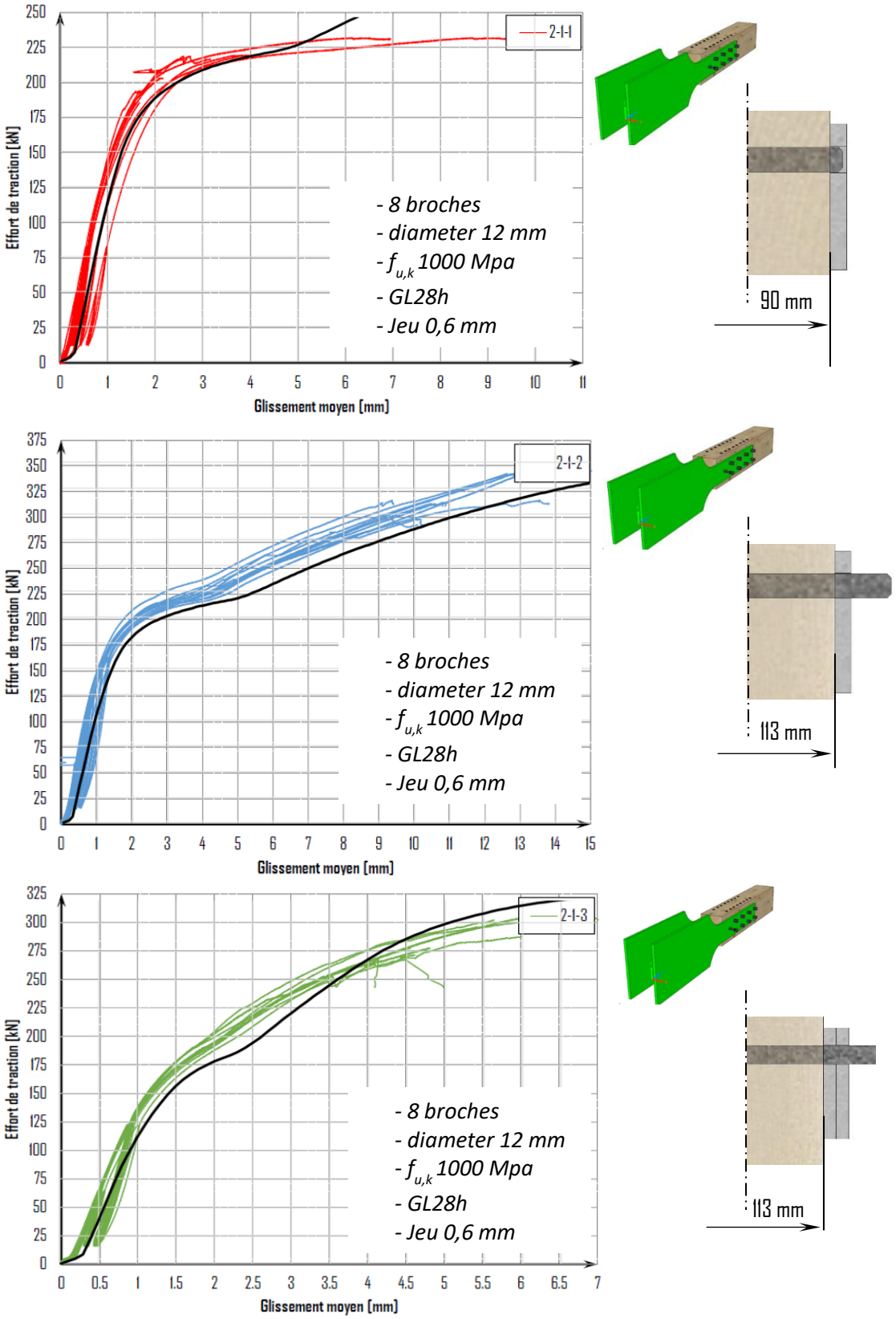


Figure 2-25 : Comparaison des résultats de la modélisation avec les résultats d'essais de la série d'assemblage en broches de 12 mm avec plats métalliques extérieurs.

Le modèle, par l'intégration des comportements non-linéaires de la tige et du bois en enfoncement est capable grâce aux conditions aux limites qui peuvent être prises en compte, comme l'épaisseur de la tôle, de reproduire les phénomènes présentés et expliqués de la Figure 2-9. L'intérêt pour l'étude de la prédiction de la capacité plastique des assemblages n'est cependant pas la préoccupation mais permet de juger de la pertinence mécanique du modèle.

Avec les définitions présentées au paragraphe 2.4.1 la raideur K_{SLS} de chaque type d'assemblage a été calculée et comparée à la valeur moyenne de celles déterminées expérimentalement par type et présentées dans les rapports [17] [18] . La Figure 2-26 présente la comparaison et montre que le modèle permet de calculer la raideur des assemblages avec une très grande précision et fidélité : la droite de régression passant par les points est très proche de $y = x$ avec d'autre part un coefficient de corrélation R^2 très élevé.

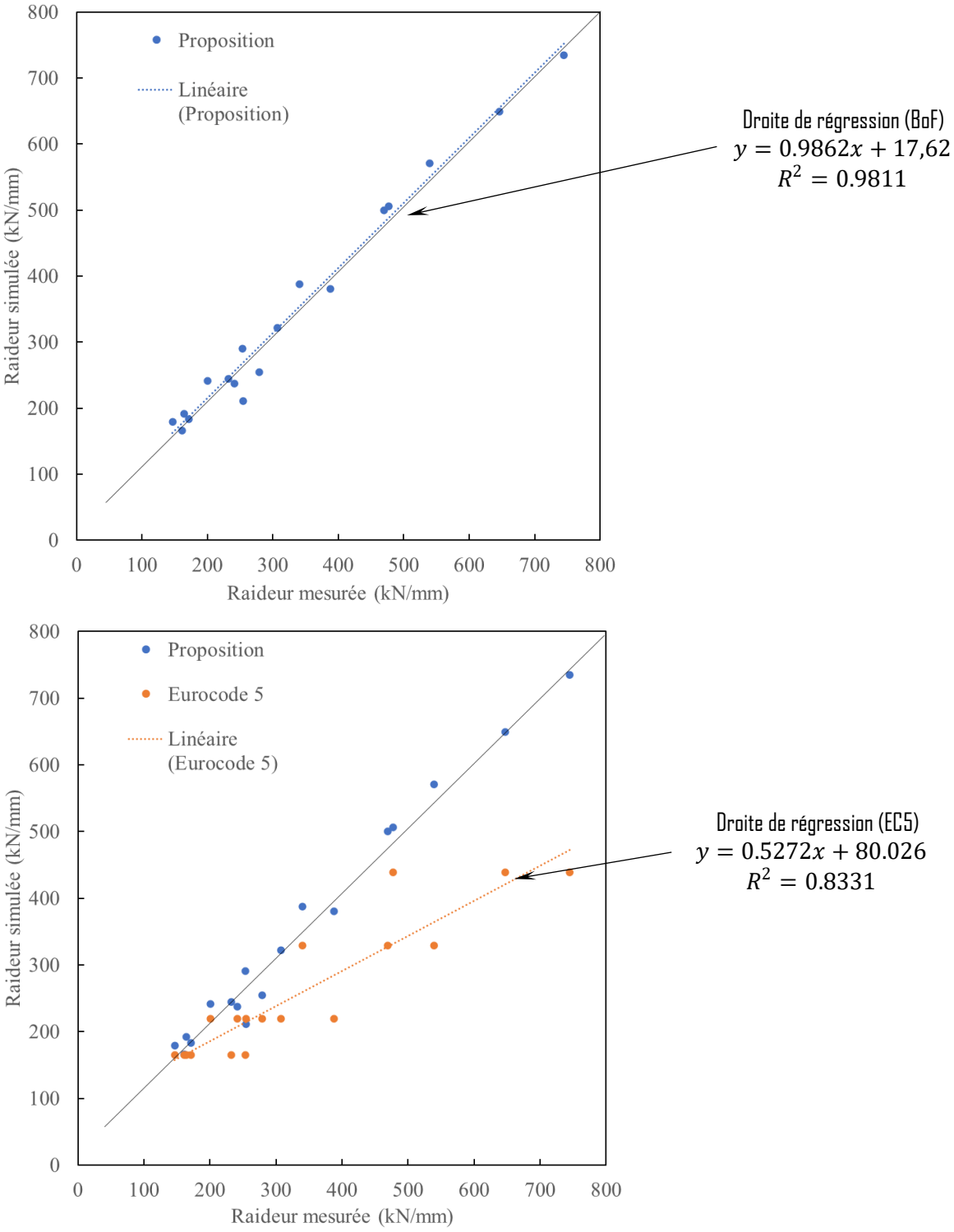


Figure 2-26 : Comparaison des raideurs moyennes mesurées par type d'assemblage avec les valeurs prédites par le modèle (en bleu), les résultats expérimentaux sont comparés à la prédiction de l'EUROCODE 5-1-1 [5] (en orange)

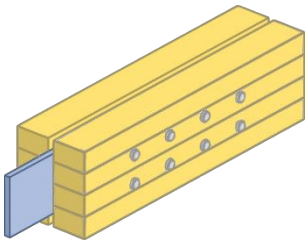
La conclusion de cette phase de validation est donc simple, le modèle peut être utilisé pour créer à présent une base d'essais par simulations permettant de déterminer par régression les paramètres de la fonction de prédiction de la

raideur K_{SLS} des assemblages bois métal sans jeu ainsi que le paramètre $\alpha_f et\ \alpha_r$ qui ont été présentés au paragraphe 2.4.1.

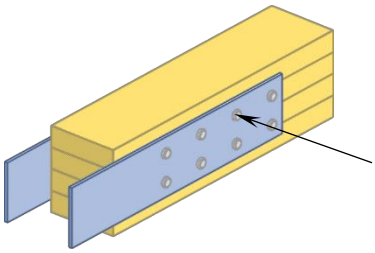
2.4.4. Méthodologie de calcul des raideurs d'assemblages bois métal

L'ambition de ce projet était de produire les équations qui permettent d'estimer la raideur d'assemblages de forte capacité à l'aide de tiges sans jeu dans le bois. La seule technologie efficace qui permette d'atteindre cet objectif réside dans le fait de multiplier le nombre de plans de cisaillement. Etant donnée la variété des assemblages qui peuvent être conçus sur ce principe, il apparaît essentiel de construire une stratégie de calcul simple pouvant intégrer la particularité cinématique de ces assemblages. Ainsi, le calcul de la rigidité de ces assemblages à plusieurs plans de cisaillement s'effectuera par la somme de la raideur d'assemblages élémentaires. Le calcul de tous les types d'assemblages conçus de manière quasi-symétrique pour des raisons élémentaires de conception se résume à trois types :

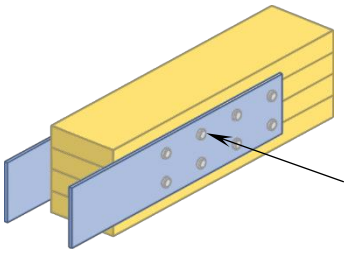
- Les assemblages avec une plaque métallique en âme,



- Les assemblages avec deux plats métalliques extérieurs à rotation **libre** de la tige dans les plats métalliques car comme il a été montré, avec le jeu, la tige est libre de tourner jusqu'au seuil plastique.



- Les assemblages avec deux plats métalliques extérieurs à rotation **bloquée** de la tige dans les plats métalliques,



En effet, il a été démontré par les essais que la raideur des éléments bois intérieurs des assemblages multiplan avec éléments bois extérieurs s'apparentait à la raideur produite par des conditions aux limites équivalente à l'effet d'une plaque métallique encastrant parfaitement la tige. Cette condition aux limites spécifique peut être facilement simulée avec le modèle.

Ainsi les deux grandes familles d'assemblages multiplan pouvant contenir autant d'éléments intérieurs qu'il est possible de faire peuvent être décomposées en assemblages élémentaires. Cependant, la réalisation d'assemblages à plus d'un élément intérieur est souvent difficile à réaliser techniquement car la qualité du perçage est difficile à maitriser sur des profondeurs importantes. Pour le moment la pratique conduit souvent à réaliser des juxtapositions

d'assemblages à 2 ou 4 plans de cisaillement. La Figure 2-27 présente quelques exemples de grandes structures où ce principe a été mis en œuvre.

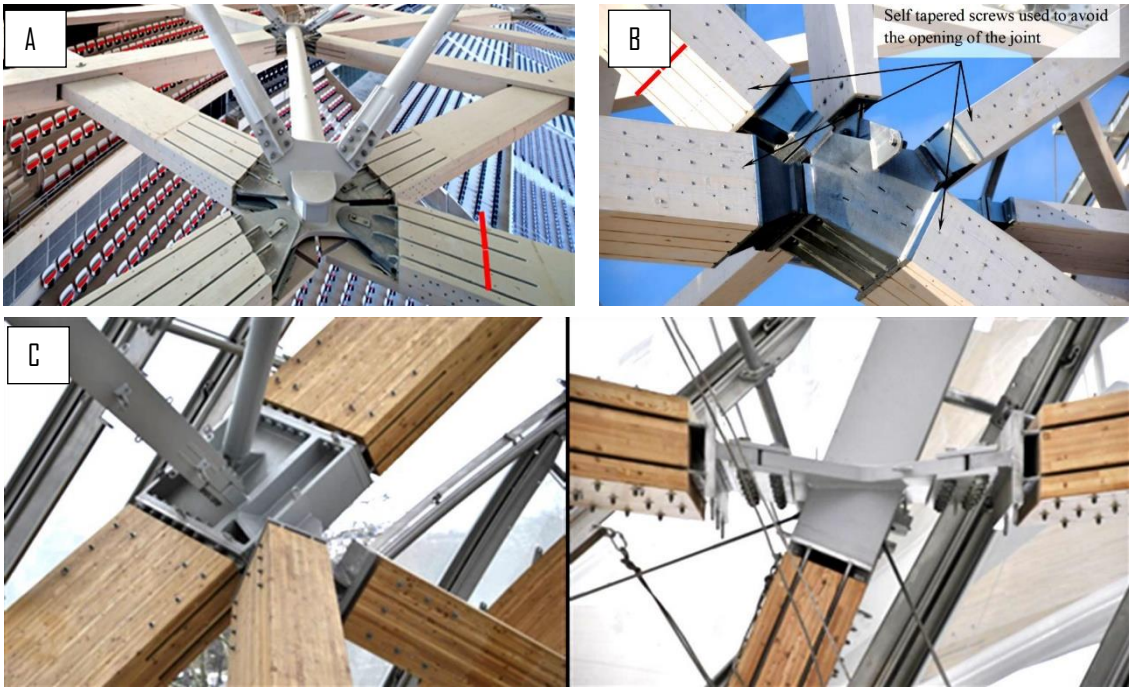
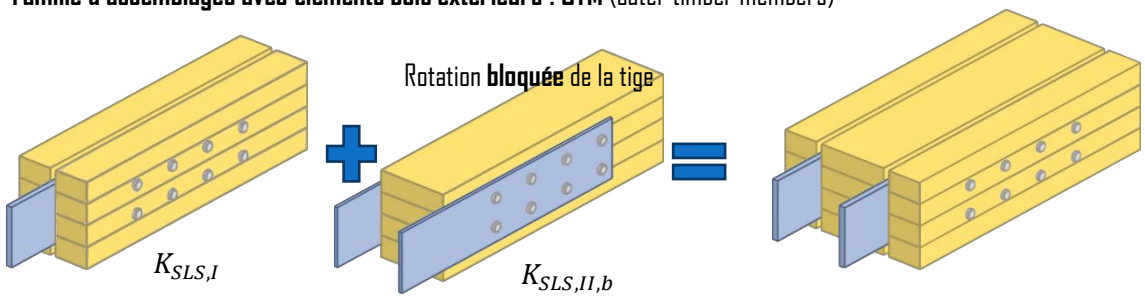


Figure 2-27 : A) Assemblage du stade Allianz Riviera à 8 plans de cisaillement en deux assemblages à 4 plans, B) Assemblage de la Halle de sport de Miramas à 8 plans de cisaillement en deux assemblages à 4 plans, C) Assemblage de la fondation Louis Vuitton à deux assemblages à deux plans de cisaillement.

Ainsi le principe de décomposition en assemblages élémentaires est illustré sur la *Figure 2-28* pour les deux grandes familles d'assemblages à plusieurs plans de cisaillement bois/métal.

Famille d'assemblages avec éléments bois extérieurs : OTM (outer timber members)



Famille d'assemblages avec éléments métalliques extérieurs OSM (outer steel members)

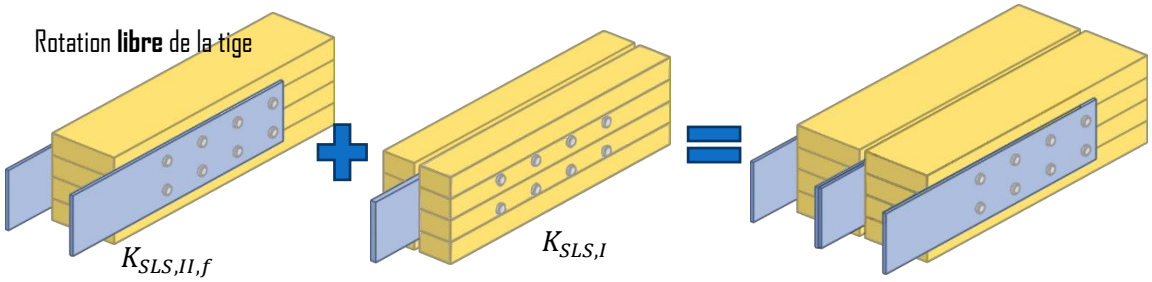


Figure 2-28 : Principe de décomposition des deux familles d'assemblages multiplans

La raideur $K_{SLS,c}$ d'un assemblage complet s'obtient suivant sa famille par :

- OTM : $K_{SLS,c} = 2 \times \left(K_{SLS,I} + m_i \times K_{SLS,II\ b}\right)$ Équation 29

- OSM : $K_{SLS,c} = 2 \times \left(K_{SLS,II,f} + (m_i - 1) \times K_{SLS,I}\right)$ Équation 30

Avec :

$K_{SLS,I}$	Raideur **par plan** d'un assemblage avec un plat en âme,
$K_{SLS,II\ b}$	Raideur **par plan** d'un assemblage avec plats extérieurs et rotation tige bloquée,
$K_{SLS,II,f}$	Raideur **par plan** d'un assemblage avec plats extérieurs et rotation tige libre,
m_i	Nombre d'éléments bois intérieurs de l'assemblage.

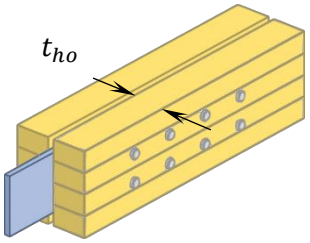
A partir de là, la simulation permet d'obtenir l'évolution de la raideur de multiples configurations d'assemblages et la régression permet de définir les coefficients α_1 à α_6 ainsi que la valeur de la constante Cst de l'Équation 21 de raideur par plan pour chaque configuration élémentaire.

Pour chacune des configurations, la gamme de variation de chacun des paramètres de la formule a été définie comme il est exposé ci-après. De manière générale, environ 1500 simulations par configuration ont été réalisées pour obtenir chacune des équations :

Pour la configuration en plaque en âme, les jeux de paramètres ont été les suivants :

- $n_0 \in \{1; 2; 4; 6; 8; 10\}$ nombre d'organes en file,
- $n_{90} \in \{2; 4; 6; 8; 10\}$ nombre de files d'organes,
- $t_{h,0\ or\ i}/d \in \{2; 4; 6; 8; 10; 12\}$ épaisseur de bois subissant de l'enfoncement dans les éléments extérieurs au plat métallique ou intérieur aux plats métalliques normée au diamètre,
- $t_s \in \{8; 12; 16\}$ (en mm) épaisseur du plat métallique,
- $d \in \{12; 16\}$ (en mm) diamètre de l'organe,
- $a_1/d \in \{5,\ 7,\ 9\}$ pince dans le sens du fil entre deux tiges, normée au diamètre,
- $\rho =$ constant (GL28h)

- Raideur **par plan** d'assemblages avec une plaque métallique en âme,



C_{sd}

A l'ELS

$$K_{SLS,I} = 2286 \cdot n_0^{0.26} \cdot n_{90}^{0.88} \cdot \left(\frac{a_1}{d}\right)^{-0.35} \cdot \left(\frac{t_{ho}}{d}\right)^{0.43} \cdot \left(\frac{t_s}{d}\right)^{0.08} \cdot d^{1.13} \quad \text{N/mm} \qquad \text{Équation 31}$$

A l'ELU

$$\alpha_{f\ ou\ r,I} = \left(Cst \cdot n_0^{\alpha 1} \cdot n_{90}^{\alpha 2} \cdot \left(\frac{a_1}{d}\right)^{\alpha 3} \cdot \left(\frac{t_{ho}}{d}\right)^{\alpha 4} \cdot \left(\frac{t_s}{d}\right)^{\alpha 5} \cdot d^{\alpha 6}\right) \qquad \text{Équation 32}$$

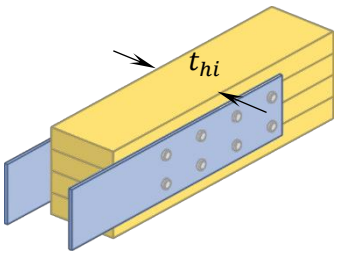
Coefficients α_i pour établir le coefficient $\alpha_{f,I}$ dans l'équation de Foschi pour $F_{rp,mean} = 0$

αi	Cst	n_0	n_{90}	a_l/d	t_{ho}/d	t_s/d	d
Mode (f)	2.71	-0.09	0.01	-0.05	0.06	0.04	-0.13
Mode (g)	1.33	0.13	0.00	0.06	-0.07	-0.05	-0.03
Mode (h)	0.94	0.29	0.00	0.12	-0.14	-0.09	0.00

Coefficients α_i pour établir le coefficient $\alpha_{r,I}$ dans l'équation de Richard Abott pour $F_{rp,mean} = 0$

αi	Cst	n_0	n_{90}	a_l/d	t_{ho}/d	t_s/d	d
Mode (f)	4.64	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00
Mode (g)	4.67	0.23	-0.01	0.16	-0.26	-0.22	-0.20
Mode (h)	1.20	0.47	-0.01	0.23	-0.27	-0.22	0.10

- Raideur **par plan** d'assemblages avec plats métalliques extérieurs, rotation **libre,**



C_{sd}

A l'ELS

$$K_{SLS,II,f} = 1511 \cdot n_0^{0.31} \cdot n_{90}^{0.93} \cdot \left(\frac{a_1}{d}\right)^{-0.35} \cdot \left(\frac{t_{h\,i}}{d}\right)^{0.32} \cdot \left(\frac{t_s}{d}\right)^{0.10} \cdot d^{1.16}\text{N/mm} \qquad \text{Équation 33}$$

A l'ELU

$$\alpha_{f\ ou\ r,II,f} = \left(Cst \cdot n_0^{\alpha 1} \cdot n_{90}^{\alpha 2} \cdot \left(\frac{a_1}{d}\right)^{\alpha 3} \cdot \left(\frac{t_{hi}}{d}\right)^{\alpha 4} \cdot \left(\frac{t_s}{d}\right)^{\alpha 5} \cdot d^{\alpha 6}\right) \qquad \text{Équation 34}$$

Coefficients α_i pour établir le coefficient $\alpha_{f,II,f}$ dans l'équation de Foschi pour $F_{rp,mean} = 0$

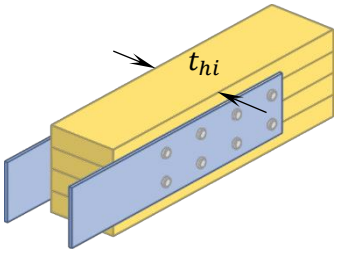
αi	Cst	n_0	n_{90}	a_l/d	t_{hi}/d	t_s/d	d
Mode (j/l)	1.80	0.05	-0.02	-0.01	0.04	-0.14	-0.10
Mode (k/m)	2.15	0.26	0.00	0.10	-0.38	-0.24	-0.12

Coefficients α_i pour établir le coefficient $\alpha_{r,II,f}$ dans l'équation de Richard Abott pour $F_{rp,mean} = 0$

αi	Cst	n_0	n_{90}	a_l/d	t_{hi}/d	t_s/d	d
Mode (j/l)	4.86	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00
Mode (k/m)	9.75	0.45	-0.02	0.19	-0.95	-0.44	-0.14

Dans cette configuration d'assemblage qui restera marginale en termes d'emploi pour les constructions de grande hauteur, les valeurs indiquées dépendent du jeu plaque métal tige de 0,6 mm pris en compte dans le modèle d'extrapolation. L'approche proposée reste cependant d'un intérêt bien supérieur à l'approximation $K_u = \frac{2}{3} K_{ser}$. Pour des situations très spécifiques (sensibilité de l'approximation dans le calcul), il sera nécessaire de revenir à la modélisation.

- Raideur **par plan** d'assemblages avec plats métalliques extérieurs, rotation **bloquée,**



C_{sd}

A l'ELS

$$K_{SLS,II,b} = 2074 \cdot n_0^{0.16} \cdot n_{90}^{0.91} \cdot \left(\frac{a_1}{d}\right)^{-0.41} \cdot \left(\frac{t_{h\,i}}{d}\right)^{0.50} \cdot \left(\frac{t_s}{d}\right)^{0.27} \cdot d^{1.21}\text{N/mm} \qquad \text{Équation 35}$$

A l'ELU

$$\alpha_{f\ ou\ r,II,b} = \left(Cst \cdot n_0^{\alpha 1} \cdot n_{90}^{\alpha 2} \cdot \left(\frac{a_1}{d}\right)^{\alpha 3} \cdot \left(\frac{t_{hi}}{d}\right)^{\alpha 4} \cdot \left(\frac{t_s}{d}\right)^{\alpha 5} \cdot d^{\alpha 6}\right) \qquad \text{Équation 36}$$

Coefficients α_i pour établir le coefficient $\alpha_{f,II,b}$ dans l'équation de Foschi pour $F_{rp,mean} = 0$

αi	Cst	n_0	n_{90}	a_1/d	t_{hi}/d	t_s/d	d
Mode (j/l)	3.57	-0.08	-0.03	0.02	0.11	-0.14	-0.30
Mode (k/m)	7.95	0.15	-0.01	0.06	-0.70	-0.05	-0.19

Coefficients α_i pour établir le coefficient $\alpha_{r,II,b}$ dans l'équation de Richard Abott pour $F_{rp,mean} = 0$

αi	Cst	n_0	n_{90}	a_1/d	t_{hi}/d	t_s/d	d
Mode (j/l)	6.48	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00
Mode (k/m)	8.00	0.28	0.00	0.32	-0.99	-0.20	0.09

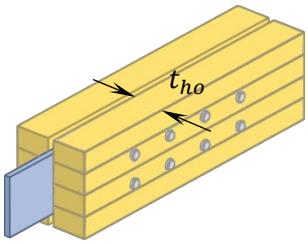
2.4.5. Analyse des formulations déterminées par rapport à la masse volumique

En premier lieu, il peut être observé que les formules proposées pour évaluer la raideur d'assemblages n'intègre pas l'effet de la masse volumique. En fait, cette dernière est cachée dans la constante du début de la formule. En analysant la formule de l'EUROCODE 5-1-1 qui permet une évaluation de la raideur pour les organes de type tige comme les broches ou les boulons, il peut être remarqué que la raideur varie en puissance de la masse volumique.

$$K_{ser} = n_0 \times n_{90} \times n_{plan} \times k_{type} \times {\rho_{mean}}^{1,5} \times \frac{d}{23} \qquad \text{Équation 37}$$

Dans la campagne d'essais qui a permis de bâtir l'approche présentée, il n'a pas été envisagé de considérer d'autres masses volumiques. Normalement, comme il a été rappelé en début de ce document, le bois commandé devait être du GL24 h alors qu'en réalité, il s'apparente plus à du GL28h. En partant sur une qualité GL24h, qualité minimale pour les éléments structuraux de grande hauteur, il était envisagé d'obtenir un set d'équations prévisionnelles donnant des valeurs de raideurs minimales. Ici, de base, les équations sont appropriées pour du GL28h. En admettant que la tendance indiquée par l'Eurocode actuelle soit juste, les formules pourraient être réécrites tel qu'il est présenté ci-après.

- Raideur en N/mm **par plan** d'assemblages avec une plaque métallique en âme,



C_{sd}

A l'ELS

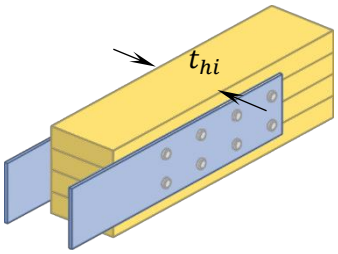
$$K_{SLS,I} = 0{,}232 \cdot \rho_m^{1{,}5} \cdot n_0^{0.26} \cdot n_{90}^{0.88} \cdot \left(\frac{a_1}{d}\right)^{-0.35} \cdot \left(\frac{t_{ho}}{d}\right)^{0.43} \cdot \left(\frac{t_s}{d}\right)^{0.08} \cdot d^{1.13}\text{N/mm} \qquad \text{Équation 38}$$

A l'ELU

$$\alpha_{f\ ou\ r,I} = \left(Cst \cdot n_0^{\alpha 1}\ \cdot n_{90}^{\alpha 2} \cdot \left(\frac{a_1}{d}\right)^{\alpha 3} \cdot \left(\frac{t_{ho}}{d}\right)^{\alpha 4} \cdot \left(\frac{t_s}{d}\right)^{\alpha 5} \cdot d^{\alpha 6}\right) \qquad \text{Équation 39}$$

Voir 2.4.4 pour les coefficients α_i

- Raideur **par plan** d'assemblages avec plats métalliques extérieurs, rotation **libre,**



C_{sd}

A l'ELS

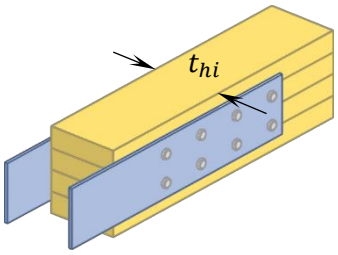
$$K_{SLS,II,f} = 0{,}153 \cdot \rho_m^{1{,}5} \cdot n_0^{0.31} \cdot n_{90}^{0.93} \cdot \left(\frac{a_1}{d}\right)^{-0.35} \cdot \left(\frac{t_{h\,i}}{d}\right)^{0.32} \cdot \left(\frac{t_s}{d}\right)^{0.10} \cdot d^{1.16}\text{N/mm} \qquad \text{Équation 40}$$

A l'ELU

$$\alpha_{f\ ou\ r,II,f} = \left(Cst \cdot n_0^{\alpha 1}\ \cdot n_{90}^{\alpha 2} \cdot \left(\frac{a_1}{d}\right)^{\alpha 3} \cdot \left(\frac{t_{hi}}{d}\right)^{\alpha 4} \cdot \left(\frac{t_s}{d}\right)^{\alpha 5} \cdot d^{\alpha 6}\right) \qquad \text{Équation 41}$$

Voir 2.4.4 pour les coefficients α_i

- Raideur **par plan** d'assemblages avec plats métalliques extérieurs, rotation **bloquée,**



C_{sd}

A l'ELS

$$K_{SLS,II,b} = 0{,}210 \cdot \rho_m^{1{,}5} \cdot n_0^{0.16} \cdot n_{90}^{0.91} \cdot \left(\frac{a_1}{d}\right)^{-0.41} \cdot \left(\frac{t_{h\,i}}{d}\right)^{0.50} \cdot \left(\frac{t_s}{d}\right)^{0.27} \cdot d^{1.21}\text{N/mm} \qquad \text{Équation 42}$$

A l'ELU

$$\alpha_{f\ ou\ r,II,b} = \left(Cst \cdot n_0^{\alpha 1} \cdot n_{90}^{\alpha 2} \cdot \left(\frac{a_1}{d}\right)^{\alpha 3} \cdot \left(\frac{t_{hi}}{d}\right)^{\alpha 4} \cdot \left(\frac{t_s}{d}\right)^{\alpha 5} \cdot d^{\alpha 6} \right)$$ Équation 43

Voir 2.4.4 pour les coefficients α_i

La prise en compte du paramètre masse volumique entraine une diminution de la raideur de :

$\eta = \frac{\rho_m^{1,5}(GL24h)}{\rho_m^{1,5}(GL28h)} = \frac{420^{1,5}}{460^{1,5}} = 0.87$ soit une diminution de 13 % de la raideur pour du GL24h.

Afin de s'assurer de ce postulat qui diminue la potentialité du matériau et qui peut être préjudiciable pour le dimensionnement des structures de grande hauteur, il ne serait pas nécessaire de refaire des essais d'assemblages mais simplement une campagne d'essais d'enfoncement puisque cela constitue la donnée d'entrée du modèle. Cette voie d'exploration a déjà fait l'objet d'investigation car au niveau européen une base de données existe sur les paramètres d'enfoncement des bois [10] .

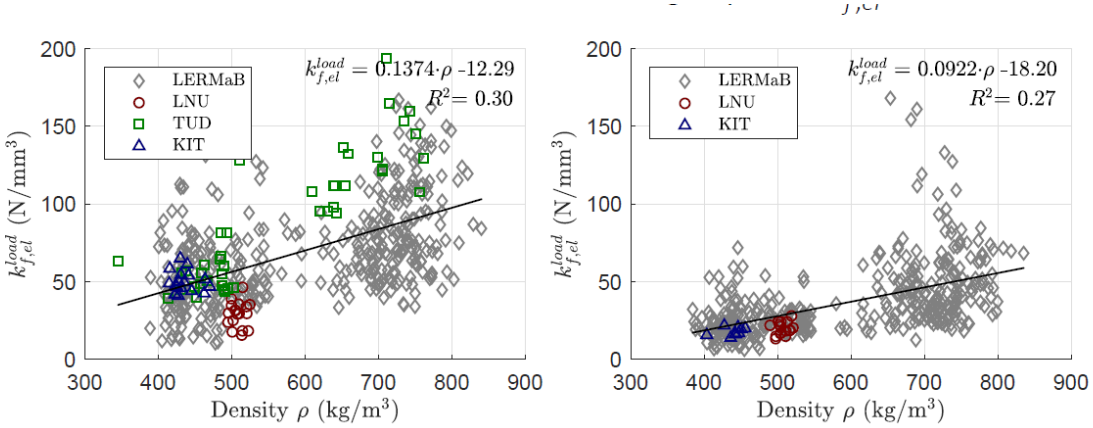


Figure 5. Elastic foundation modulus, $k_{f,el}^{load}$ plotted over ρ including linear regression equations based on data from (i) LERMaB and (ii) LNU/TU Wien, TU Delft, and KIT; Left: α = 0°; Right: α = 90°.

Figure 2-29 : Raideur de fondation élastique initiale $k_{f,el}$ tracée en fonction de la masse volumique incluant une régression linéaire de données issues (i) LERMaB (ii) LNU/TU Wien, TU Delft, and KIT, à gauche pour des essais dans le sens du fil, à droite pour des essais perpendiculaire au fil [10] .

En regardant la Figure 2-29, il peut être observé que les paramètres d'enfoncement varient avec la masse volumique, la différence apparaît nettement entre les bois résineux et les bois feuillus. Cependant, il peut être également remarqué que pour une variation faible de la masse volumique sur les paramètres qui caractérisent la raideur que ceci n'est pas si sensible. Ceci est compréhensible du fait que la phénoménologie de l'enfoncement intègre des phénomènes de contact qui lissent les effets de la masse volumique. La tendance retenue dans l'EC5 semble plutôt être introduite par logique que par démonstration expérimentale des choses. Seule une campagne d'essais d'enfoncement précise permettra de lever le doute sur cette interrogation.

2.4.6. Raideur sécante est prise en compte du jeu

Pour effectuer des calculs non linéaires, il sera nécessaire de définir l'évolution non linéaire de la raideur des assemblages. Ces évolutions pourront être obtenues à l'aide de la fonction mathématique définie par Foschi ou Richard Abbott. Les paramètres pourront être identifiés à l'aide des formules définies précédemment. En présence de jeu, afin d'éviter les problèmes d'instabilité numérique, il sera pratique d'introduire une raideur de transition nommée K_{ini}. La

valeur de cette raideur de transition sera définie par le projeteur afin qu'elle soit la plus petite possible tout en permettant que le système non-linéaire soit résolu.

Dans la situation où il est fait le choix de déterminer les efforts dans la structure par une approche en raideur sécante par itérations successives, il sera nécessaire d'inclure le jeu dans l'estimation de la raideur sécante. La formule suivante permet de calculer la raideur sécante à partir du jeu et de l'effort dans l'assemblage après une itération pour une combinaison d'action donnée.

$$\overline{K_{ULS}} = \frac{F_{v,Ed}(Ed_{fn})}{C_{sd} + \frac{F_{v,Ed}(Ed_{fn})}{K_{ULS}}}$$ Équation 44

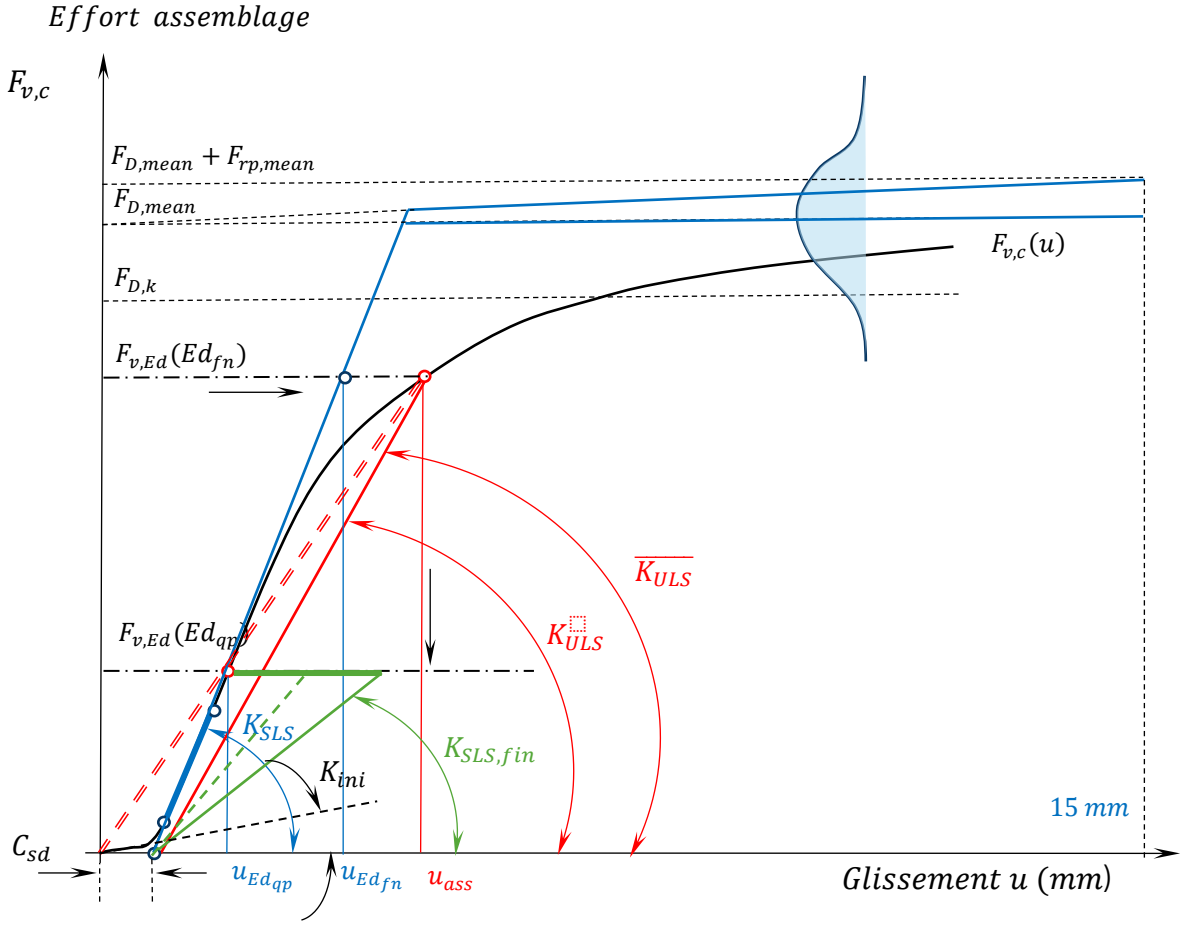


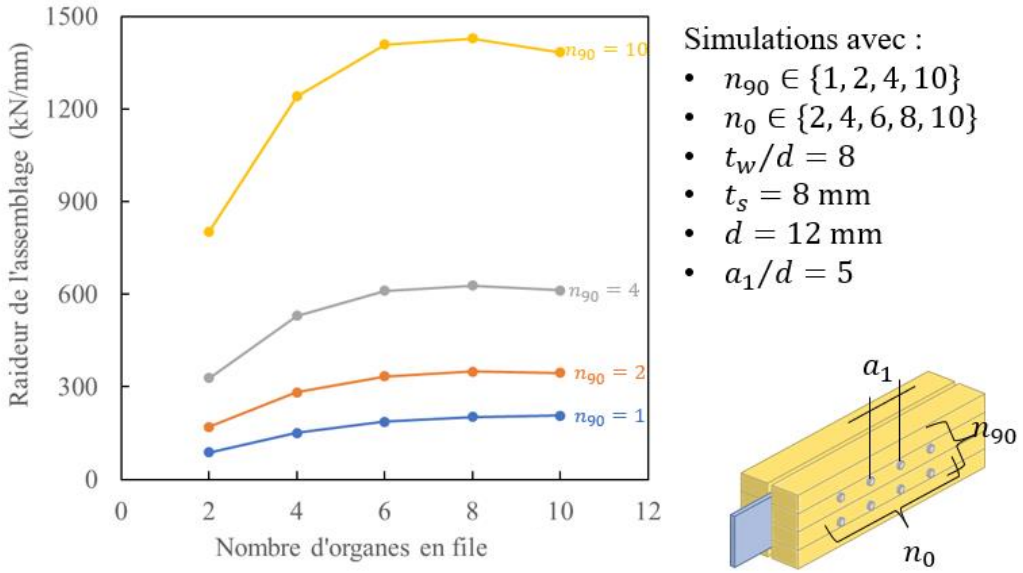
Figure 2-30 : Définition de toutes les raideurs d'assemblages nécessaires au calcul des structures bois avec l'EN 1995-1-1 [5]

2.4.7. Effet majeur du nombre d'organes en file sur la raideur

L'ensemble des fonctions produites pour estimer la raideur K_{SLS} par plan des assemblages bois métal sans jeu dans le bois, qu'elle que soit la configuration élémentaire, font toute apparaitre une puissance se situant entre 0.16 à 0.31 sur le paramètre n_0. Ceci indique que la raideur des assemblages va se trouver plafonnée en fonction du nombre d'organes en files. Ceci change radicalement l'approche actuelle de calcul car l'EN1995-1-1 [5] suppose que la zone d'assemblage ne se déforme pas et que par conséquent la distribution de l'effort est uniforme sur les organes. La raideur de l'assemblage

s'obtient directement par l'Équation I : la raideur est directement proportionnelle au nombre d'organes présent dans l'assemblage.

Cette observation avait déjà été faite par différents auteurs [8][22] [23] sans jamais avoir été démontrée de manière aussi évidente que dans cette étude. Il apparaît qu'au-delà de 8 organes en file, la raideur n'augmente plus. Au-delà, pour les pinces de bois minimales utilisées c'est le bois qui s'allonge comme le montre la *Figure 2-31*. La *Figure 2-32* met en évidence le phénomène du plafonnement de cette raideur tangente car il est très facile de constater qu'en augmentant le nombre d'organes les courbes se ramassent les unes sur les autres sur la partie initiale de l'évolution.



$$K_{SLS,I} = Cst \cdot n_r^{\alpha_1} \cdot n_c^{\alpha_2} \cdot (a_1/d)^{\alpha_3} \cdot (t_w/d)^{\alpha_4} \cdot (t_s/d)^{\alpha_5} \cdot d^{\alpha_6}$$

Figure 2-31 : Evolution de la raideur en fonction du nombre d'organes par file et du nombre de files

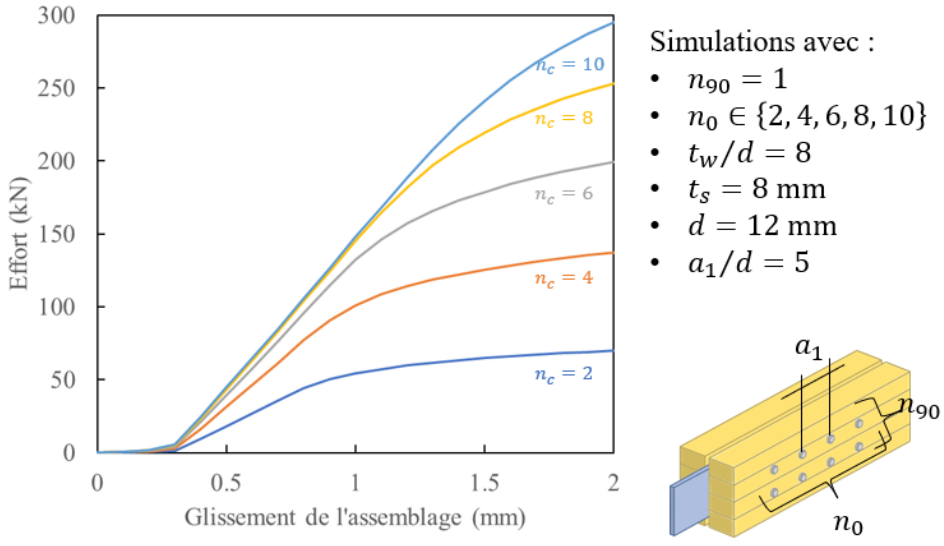


Figure 2-32 : Evolution de la loi force glissement des assemblages en fonction du nombre d'organes par file pour un assemblage ne comportant qu'une seule file.

Ce phénomène de plafonnement de la raideur K_{SLS} qui s'approche d'une raideur tangente de part sa définition est cependant lié à cette définition. La *Figure 2-33* montre que la raideur K_{SLS} est proche par sa définition (raideur sécante entre 10 et 40 % de la capacité maximum de l'assemblage) à la raideur tangente maximum de l'évolution de la

raideur tangente de l'évolution force glissement de l'assemblage. Si il est retenu comme définition de la raideur K_{SLS} la raideur tangente à 1,5 mm de déplacement de manière forfaitaire, l'évolution de la raideur en fonction du nombre d'organes en file est croissante : plus il y aura d'organes en file plus la raideur tangente sera importante. Cependant cette dernière définition ne correspond pas à la plage de fonctionnement des assemblages où le confort de la structure est en jeu.

Ainsi les assemblages bois par organes en file trouvent une limite en termes de rigidité tout comme les systèmes par tiges collées. En effet, à partir d'une certaine longueur d'ancrage, la résistance des assemblages par tiges collées n'évolue plus. La même phénoménologie est en jeu, l'allongement relatif des éléments qui composent l'assemblage est qui s'échangent les efforts le long de celui-ci ne sont plus différents dans la zone centrale de l'assemblage. Ce phénomène s'accentue plus l'assemblage est long. En zone centrale les allongements des éléments étant les mêmes, il n'y a plus de cisaillement relatif mais une augmentation de l'allongement globale ce qui fait chuter la raideur.

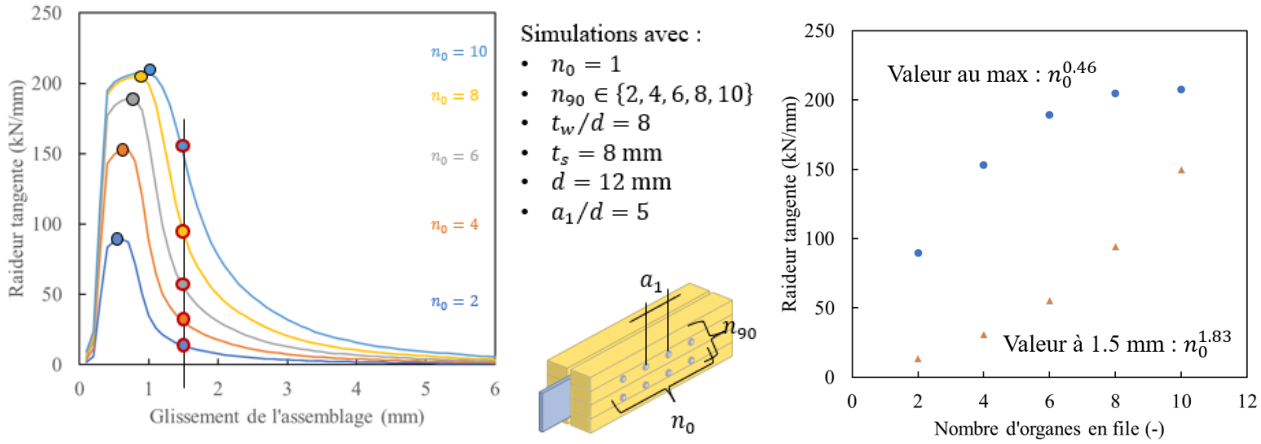


Figure 2-33 : Evolution de la raideur tangente en fonction du seuil où cette dernière est calculée.

3.- RUPTURE DE BLOC

3.1. COMPARAISON DES VALEURS A RUPTURE ET DES VALEURS ESTIMEES

Le phénomène des ruptures de bloc a été introduit dans le corps du code de calcul de l'EN1995-1-1 à la fin des années 1990. Ce type de rupture a été introduit pour correspondre à des résultats de travaux norvégiens [27] [28] et des travaux français [24] [25] [26] . Jusqu'à cette date, les ruptures fragiles des assemblages bois n'étaient pas réellement considérées, c'est aussi fin des années 1990 grâce aux travaux de Jorissen [30] que la rupture de file ou fendage des assemblages a été introduit. La rupture de bloc est un phénomène qui se traduit par le détachement d'une partie de l'assemblage généralement lié au périmètre que dessine l'implantation des organes. Ce mode de défaillance conjugue pour apparaître de la rupture de bois en traction et du cisaillement. La grande difficulté pour estimer la capacité résistante de ce mode de rupture est de connaître la capacité conjuguée en traction et en cisaillement. Pour palier a cette méconnaissance, il a été retenu le principe suivant : si la répartition de l'effort ne peut pas être estimée, alors uniquement la capacité résistante maximale en cisaillement ou en traction sera retenue comme capacité de l'assemblage. Cette proposition apparaît justifiée du moment où il est pris en compte le caractère fragile de la rupture en traction et en cisaillement du bois. De façon évidente, il apparaît que cette formulation est conservative.

$$F_{bs,Rk} = max\begin{cases} k_t \times A_{net,t} \times f_{t,0,k} \\ k_s \times A_{net,v} \times f_{v,k} \end{cases} \text{ avec } k_t = 1{,}5 \; et \; k_v = 0{,}7 \qquad \text{Équation 45}$$

Avec

$A_{net,t}$: la section nette en traction,

$A_{net,v}$: la section nette en cisaillement.

Les coefficients k_t et k_v sont introduits pour corriger l'effet conservatif de la formule et prendre en compte la phénoménologie bois. En traction k_t prend en compte l'augmentation statistique de la résistance sur un volume contraint et le fait qu'une partie restreinte de la section est sensée transmettre l'effort de traction. En cisaillement k_v, prend en compte le fait que la distribution de la contrainte le long des plans de cisaillement n'est pas parfaitement uniforme. Cette formule a été depuis souvent critiquée pour son caractère conservatif [29] et a fait l'objet d'autres propositions en particulier dans le code du Canada, de la Nouvelle Zélande et de l'Amérique du Nord. Au départ de cette étude, la résistance des assemblages testés a tout d'abord été estimée avec cette formulation. Au cours de l'année 2020, une première version révisée de l'EN 1995-1-1 a été produite. La proposition sur la partie rupture de bloc de ce Draft a été appliquée pour estimer la capacité des assemblages testés. L'application s'est avérée difficile car le texte ne semblait pas abouti. Des corrections et des questionnements sur cette partie du code ont alors été transmis au SC5 WG5 par l'intermédiaire de la commission P21 A. Quel que soit la formulation utilisée, il a pu être remarqué qu'aucune de ces formulations ne prend en compte l'influence du renforcement tel qu'il est proposé aujourd'hui dans le Draft et mis en œuvre lors de cette campagne d'essais.

Le Tableau 3-3 présente les résultats moyens des essais comparés aux estimations réalisés à l'aide de la norme EN1995-1-1 [5] dont l'Équation 45 est tirée. Il est évident de constater que les capacités résistantes sont largement sous estimées. Comme le montre l'ensemble des photos des assemblages rompus dans les rapports [17] [18] , le renforcement s'est avéré efficient et a empêché la fissuration des assemblages avant la rupture totale en rupture de bloc. Comme il a été indiqué dans la conclusion de ces rapports d'essais, seules quelques familles d'assemblages ont vu apparaître du fendage avant rupture globale en forme d'auget (plug shear en anglais). En effet la file de vis de renforcement, telle que préconisée dans le Draft de l'EN1995 -1-1 [19] , se trouvaient dans le plan de cisaillement perpendiculaire à l'axe des broches d'assemblage. Les vis de renforcement introduites sans pré-perçage ont fragilisées le plan, un fendage est apparu le long de cette file de renforcement. Le bois non maintenu en traction transversale s'est alors ouvert et à conduit à une rupture prématurée. En première conclusion, il apparaît que le schéma du Draft de l'EN1995 -1-1 [19] doit être modifié pour éviter cet écueil du renforcement.

Tableau 3-3 : Résistances expérimentales et estimées des différentes configurations d'assemblages testées

Diamètre	Configuration	$F_{v,mean,exp}$ [kN]	$F_{v,mean,est}$ [kN]	Ratio
12	1-1-1	209.23	113	85%
	1-1-2	271.51	189	44%
	1-1-3	302.72	287	5%
	2-1-1	211.78	130	63%
	2-1-2	324.31	163	99%
	2-1-3	288.32	163	77%
	3-1-1	346.77	173	100%
	3-1-2	463.47	271	71%
	3-1-3	573.86	326	76%
16	1-2-1	252.96	189	34%
	1-2-2	415.53	365	14%
	1-2-3	459.53	470	-2%
	2-2-1	349.03	189	85%
	2-2-2	358.43	269	33%
	2-2-3	405.73	269	51%
	3-2-1	538.26	300	79%
	3-2-2	784.98	481	63%
	3-2-3	822.06	539	53%

La proposition du Draft de l'EN1995 -1-1 [19] a ensuite été appliquée en se basant sur le fait que le bois commandé n'était pas du bois GL24h mais plutôt du bois GL28h. En supposant les valeurs de résistance moyenne du bois suivantes, les calculs ont été conduits afin d'estimer la pertinence de la démarche.

- $f_{t,0,g,mean} = 27{,}89\ Mpa$
- $f_{v,g,mean} = 4{,}64\ Mpa$

La *Figure 3-1* présente la confrontation de l'estimation de la résistance en fonction des efforts observés à rupture. Il peut être observé des écarts importants pour certaines familles d'assemblages. Ceci est dû au fait que dans la proposition du Draft, le mode de rupture en forme d'auget ou « plug shear » n'est pas retenu comme un mode pouvant se produire. Dans le Draft, il est retenu que du moment où la tige traverse la partie bois, le mode de rupture en forme d'auget ne peut pas se produire. La *Figure 3-2* issue de la campagne d'essais montre le contraire. D'autres part, il est indiqué dans le draft que si le mode de rupture est un mode 3 et que des distances minimales sont respectées entre les organes la rupture de bloc n'est pas à vérifier car elle n'est pas possible. Ceci apparaît quelque peu douteux du fait qu'il ait été démontré qu'en mode 3 avec du renforcement la rupture de bloc se produisait quand même.

Au regard de ces différents constats, il est apparu nécessaire de vérifier en premier que les valeurs de résistance moyennes retenues pour valider la proposition du Draft étaient cohérentes. Ceci fait l'objet du point suivant.

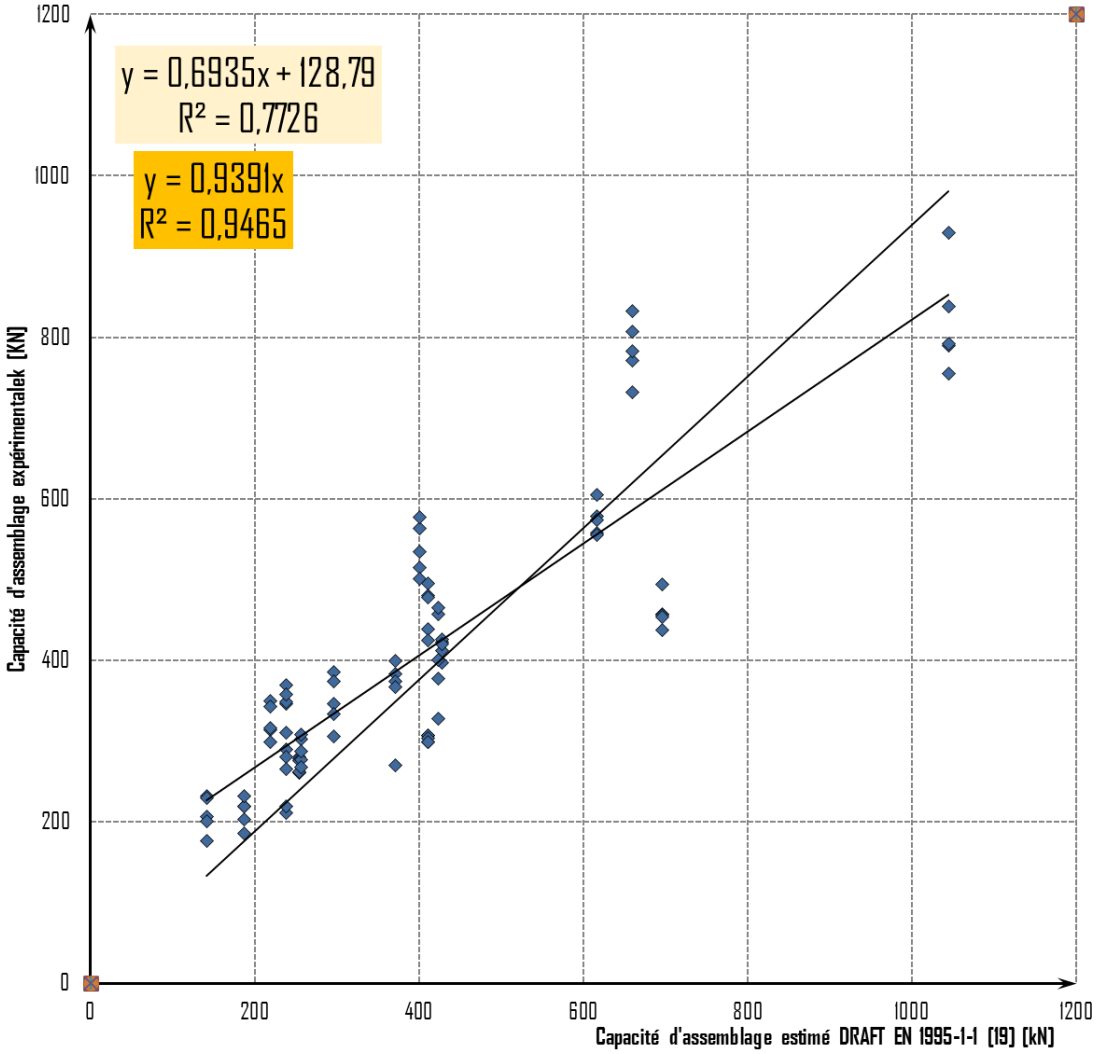
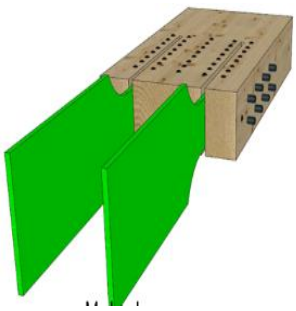


Figure 3-1 : Capacités d'assemblages estimées par le DRAFT EN 1995-1-1 en fonction de la résistance à rupture des assemblages.





8 broches
diametre 12 mm
fu,k 900 Mpa
GL28h

Figure 3-2 : Rupture en forme d'auget dans les parties latérales de l'assemblage ou les tiges de diamètre 12 mm sont en limite mode 2 mode 3 de plastification.

3.2. ETUDE DE LA RUPTURE DE BLOC AVEC LES FACIES REELS DE DEFAILLANCE

Pour l'ensemble des essais de traction, il a tout d'abord été identifié tous les modes de rupture. Ils sont présentés selon les figures ci-dessous de manière idéalisée. Ces modes de rupture font apparaître des zones rompues en cisaillement longitudinal (Zone en rouge), des zones rompues en traction (Zone en Bleu) et des zones en cisaillement perpendiculaire à l'axe des broches (Zone en Vert). Pour les ruptures qui se sont produites de manière partielle (rupture en auget ou plug shear), l'indication de la profondeur du plan de cisaillement perpendiculaire à l'axe des broches, généralement nommé t_{ef} a été relevée sur chaque échantillon.

Le premier mode de rupture observé est une rupture en traction d'une section pleine. Elle est dénommée « Section Pleine ». Les éléments des échantillons rompus selon ce mode ont été identifiés par « SP ».

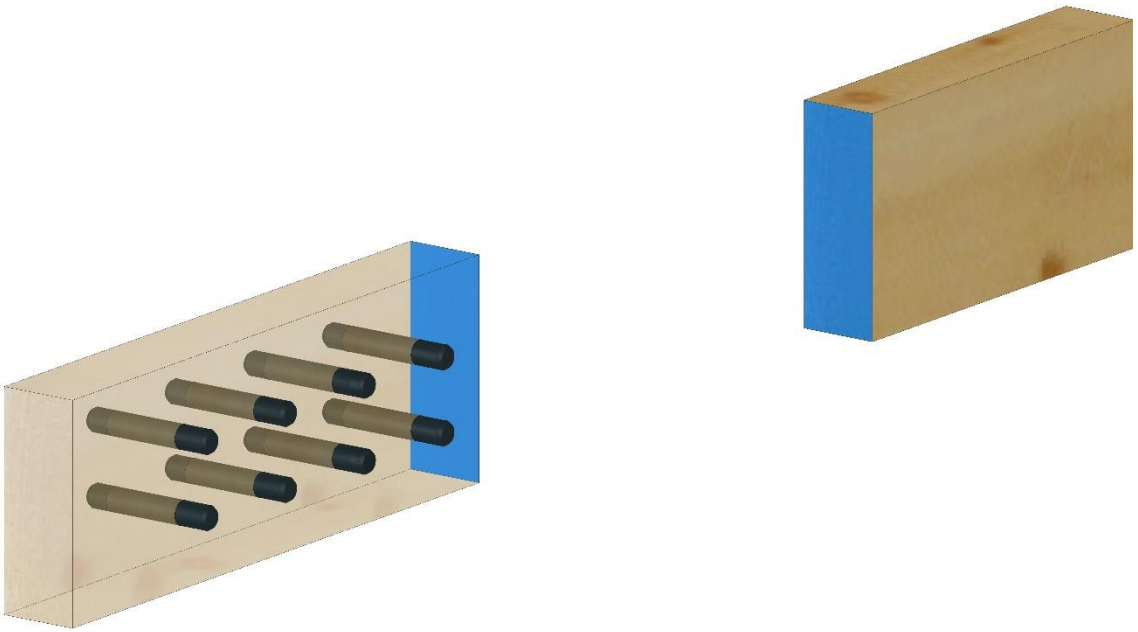


Figure 3-3 : Rupture en section pleine SP

Le deuxième mode de rupture observé est une rupture de bloc de forme C. Elle est dénommée « Bloc en C ». Les éléments des échantillons rompus selon ce mode ont été identifiés par « C ».

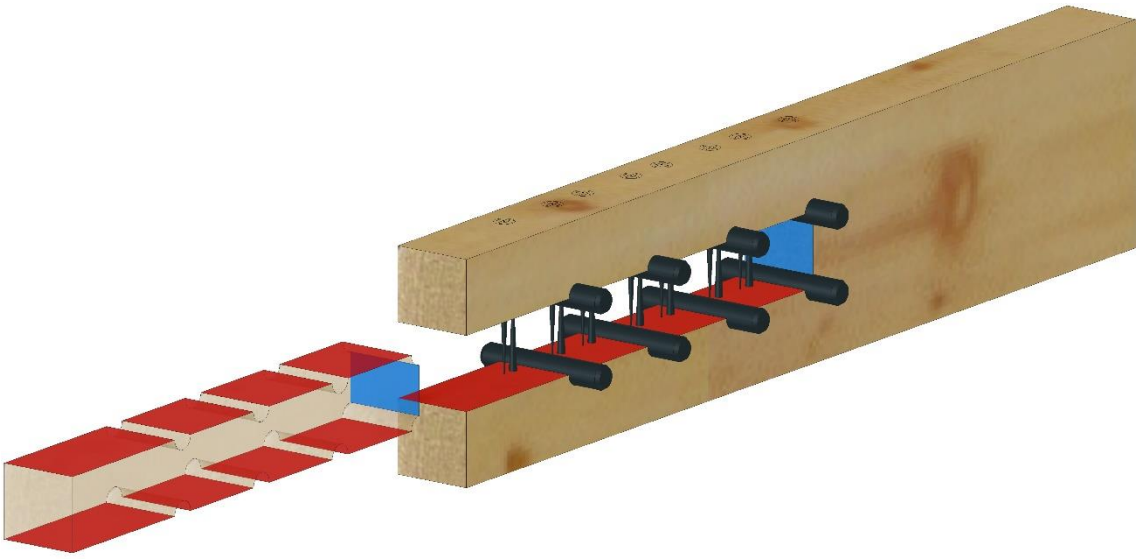


Figure 3-4 : Rupture de bloc en forme de C

Le troisième mode de rupture est une rupture de bloc de forme en L. Elle est dénommée « Bloc en L ». Les éléments des échantillons rompus selon ce mode ont été identifiés par « L ».

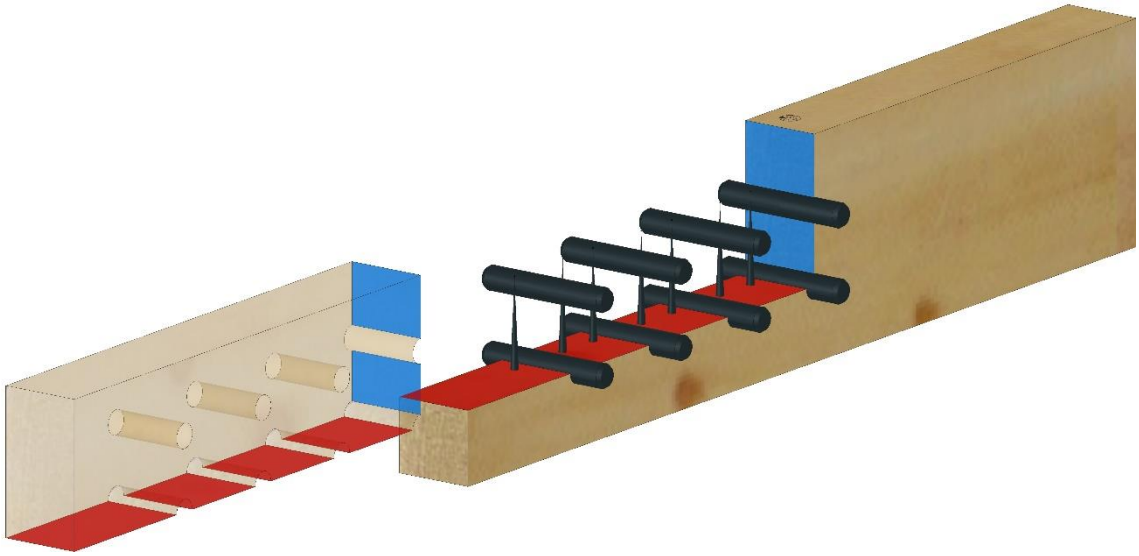


Figure 3-5 : Rupture de bloc en L

Le quatrième mode de rupture est une rupture en section nette. Elle est dénommée « Section Nette ». Les éléments des échantillons rompus selon ce mode ont été identifiés par « SN ».

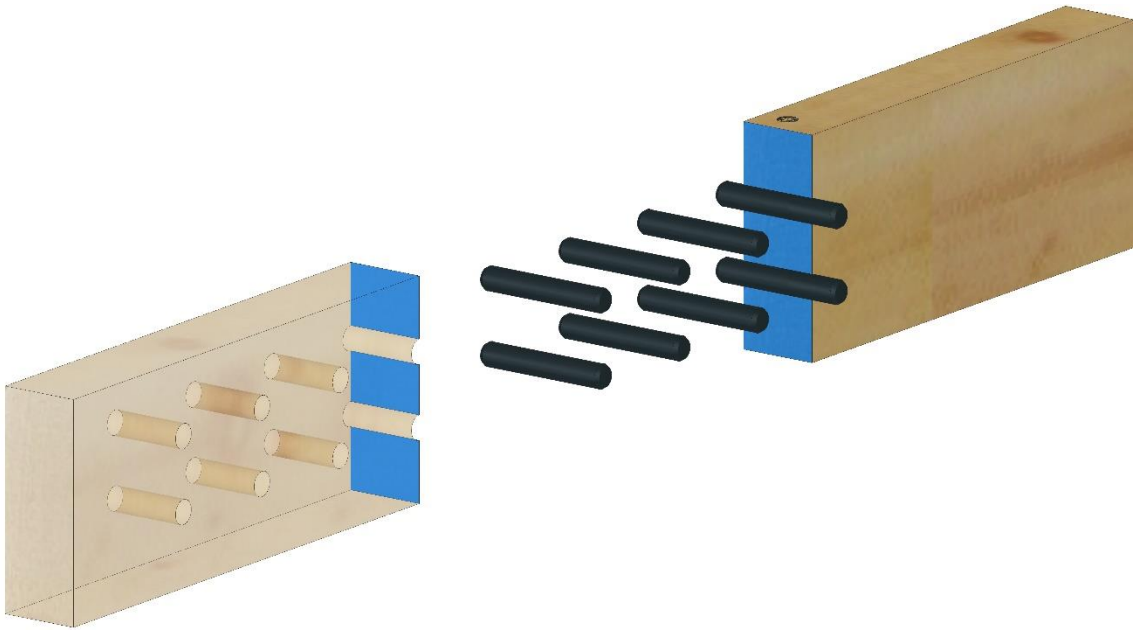


Figure 3-6 : Rupture en section nette SN

Le cinquième mode de rupture est une rupture en cisaillement en ligne. Elle est dénommée « Cisaillement en Ligne ». Les éléments des échantillons rompus selon ce mode ont été identifiés par « CL ». Pour ce type de rupture, il a également été relevé le nombre de files rompues en cisaillement.

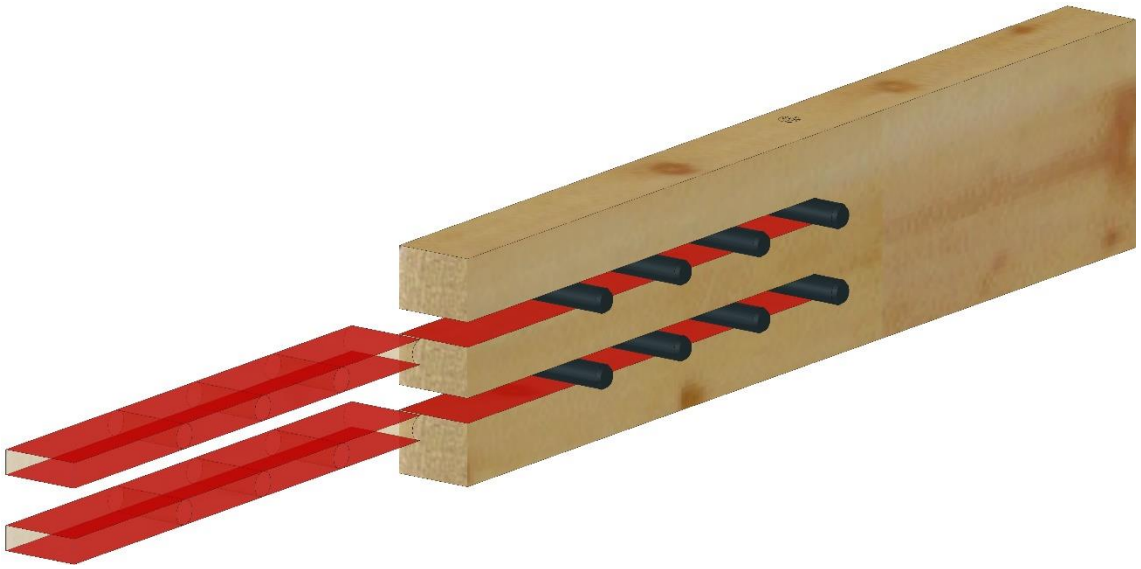


Figure 3-7 : Rupture en cisaillement CL

Le sixième mode de rupture est une rupture de bloc en C de manière partielle au droit du plan des vis. Elle est dénommée « Bloc en C Partielle Vis ». Les éléments des échantillons rompus selon ce mode ont été identifiés par « CPV ».

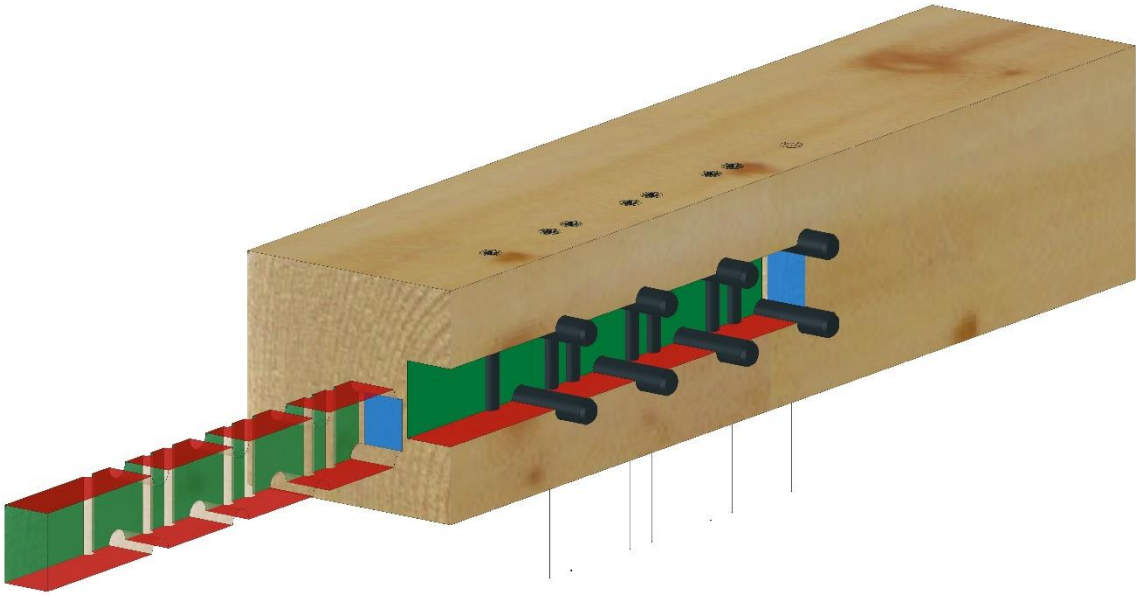


Figure 3-8 : Rupture en forme d'auget ou plug shear CPV

Le septième mode de rupture est une rupture de bloc en L de manière partielle au droit du plan des vis. Elle est dénommée « Bloc en L Partielle Vis ». Les éléments des échantillons rompus selon ce mode ont été identifiés par « LPV ».

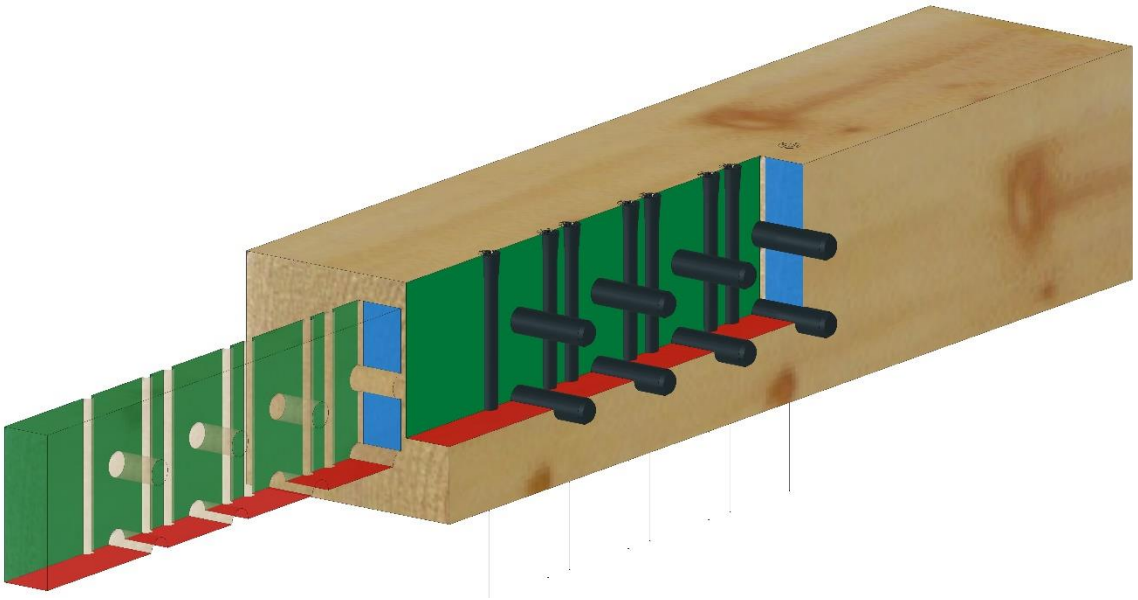


Figure 3-9 : Rupture de bloc en L partielle LPV

Le huitième mode de rupture est une rupture en section nette de manière partielle au droit du plan des vis. Elle est dénommée « Section nette Partielle Vis ». Les éléments des échantillons rompus selon ce mode ont été identifiés par « SNPV ».

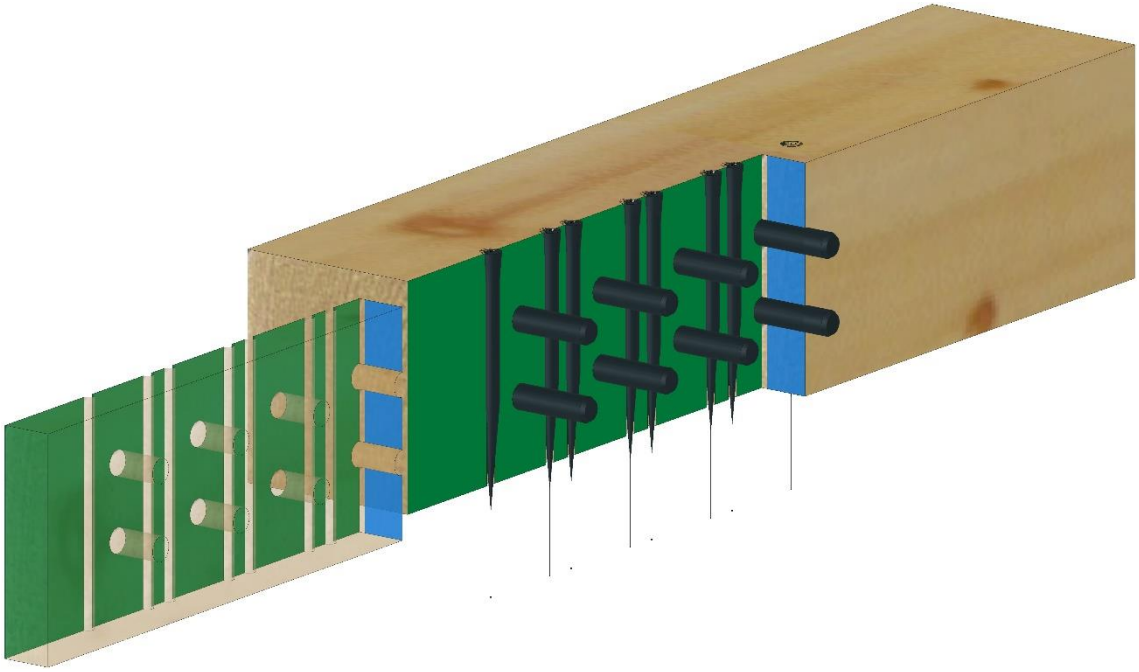


Figure 3-10 : Rupture de bloc en section nette partielle SNPV

Le neuvième mode de rupture est une rupture de bloc en C de manière partielle. Elle est dénommée « Bloc en C Partielle ». Les éléments des échantillons rompus selon ce mode ont été identifiés par « CP ».

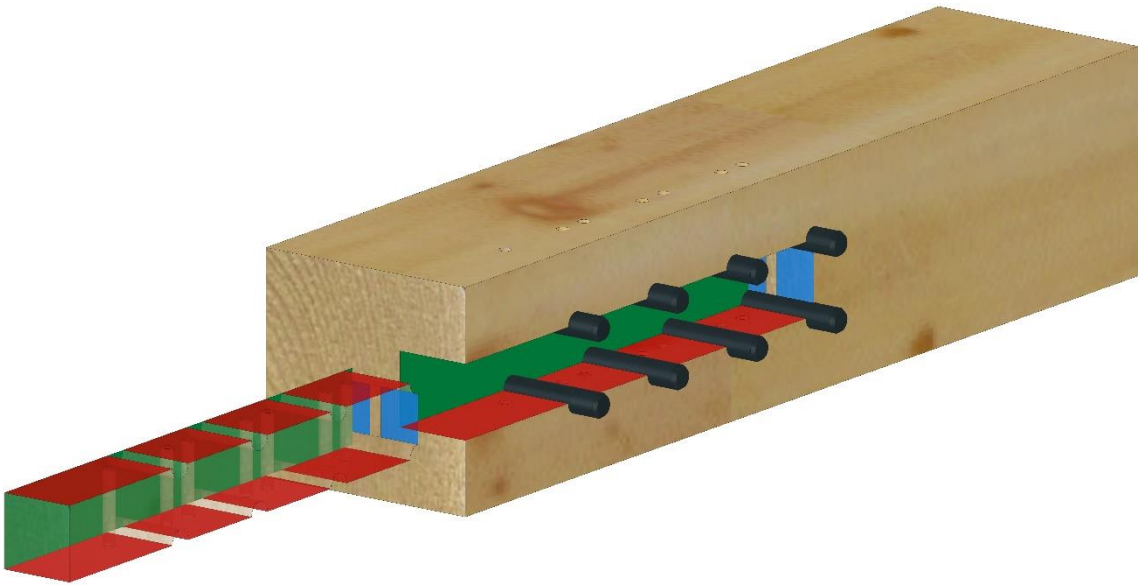


Figure 3-11 : Rupture de type auget ou plug shear en dehors du plan des vis CP

Le dixième mode de rupture est une rupture de bloc en L de manière partielle. Elle est dénommée « Bloc en L Partielle ». Les éléments des échantillons rompus selon ce mode ont été identifiés par « LP ».

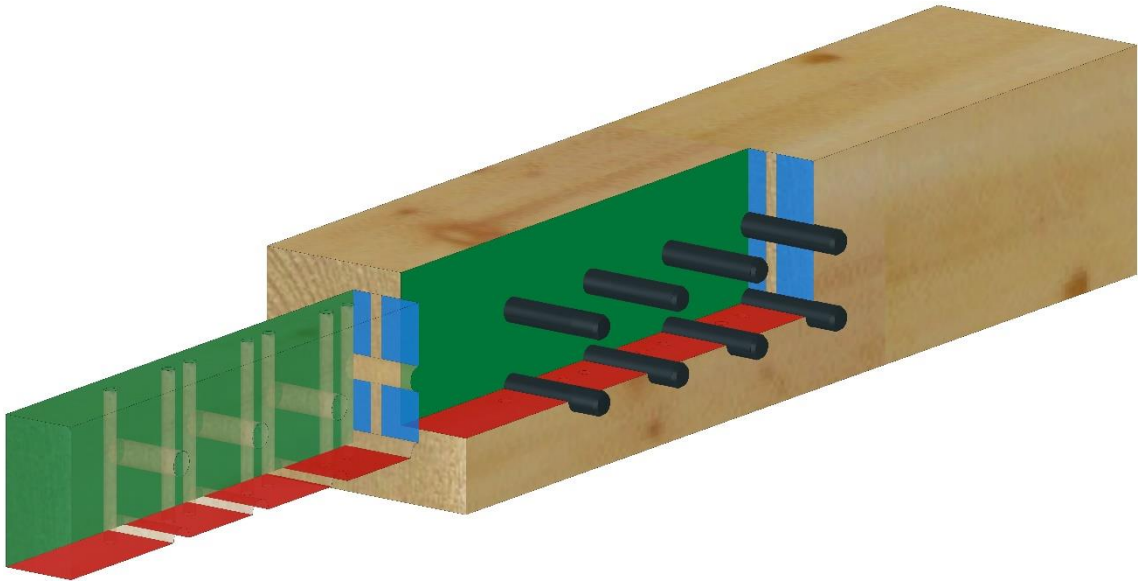


Figure 3-12 : Rupture de type auget ou plug shear en L en dehors du plan des vis LP

Le onzième mode de rupture est une rupture en section nette de manière partielle. Elle est dénommée « Section Nette Partielle ». Les éléments des échantillons rompus selon ce mode ont été identifiés par « SNP ».

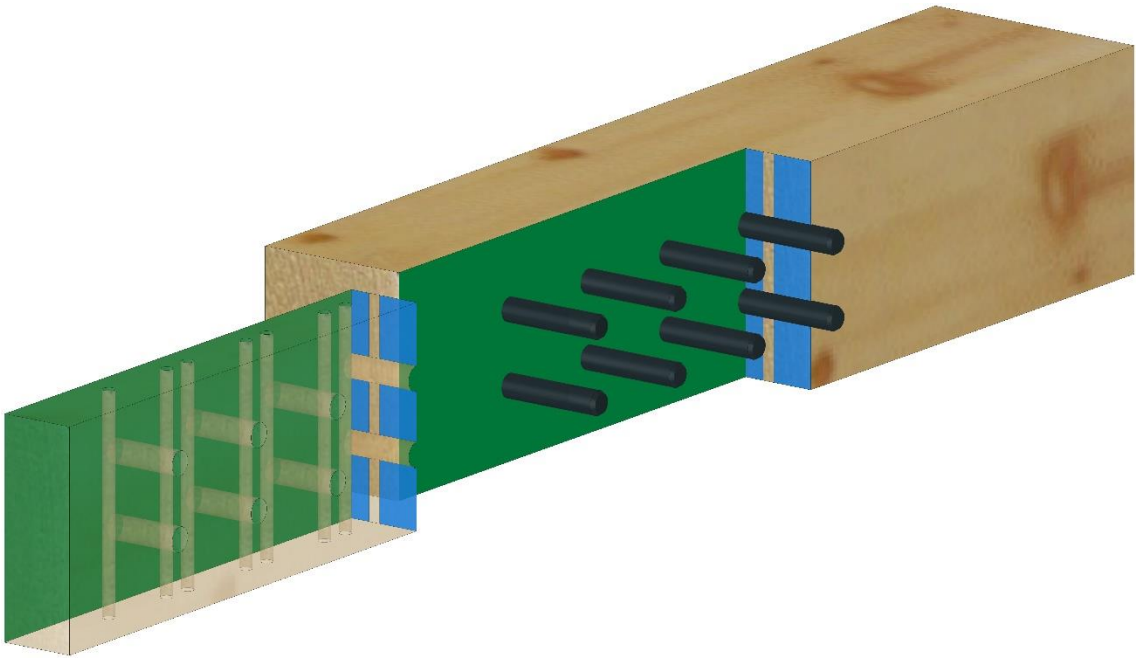


Figure 3-13 : Rupture de bloc en section nette partielle en dehors du plan des vis SNP

Le douzième mode de rupture est une rupture en cisaillement en ligne de manière partielle. Elle est dénommée « Cisaillement en Ligne Partielle ». Les éléments des échantillons rompus selon ce mode seront identifiés par « CLP ». Pour ce type de rupture, il sera indiqué le nombre de files rompues en cisaillement.

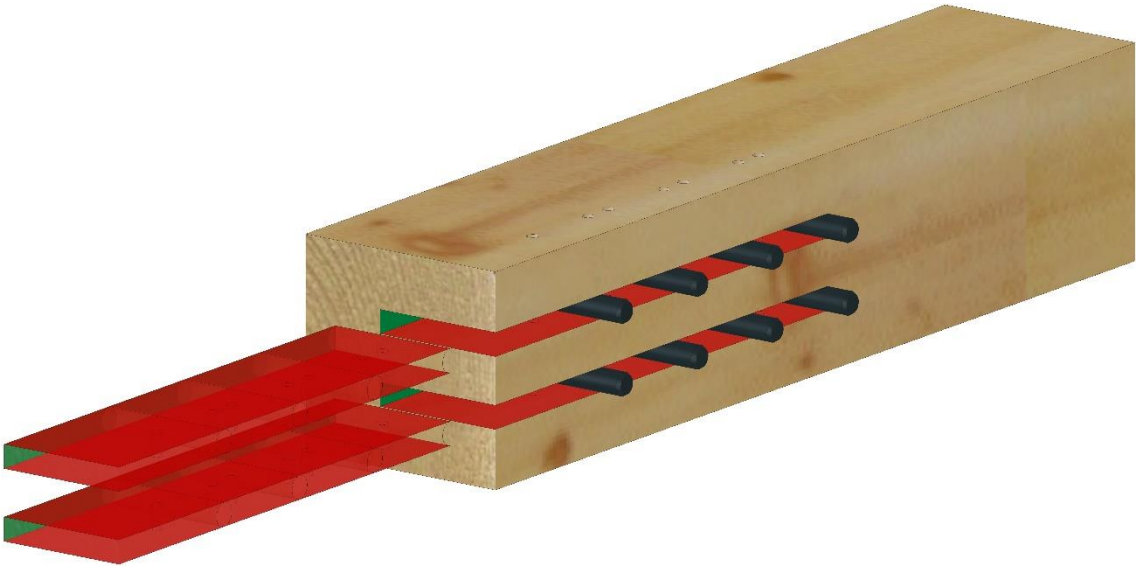


Figure 3-14 : Rupture en cisaillement partielle CLP

Le treizième mode de rupture est une rupture en section nette partielle au droit du plan des vis associé à une rupture en bloc de bloc en C de manière partielle. Elle est dénommée « Section Nette Partielle Vis / Bloc en C Partielle ». Les éléments des échantillons rompus selon ce mode ont été identifiés par « SNPV / CP ».

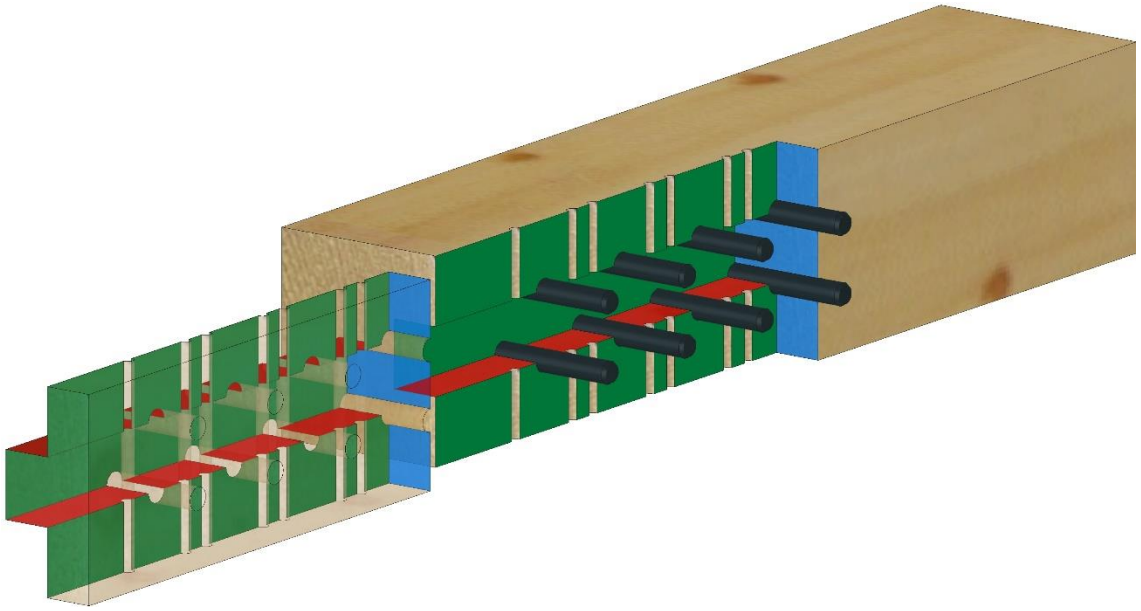


Figure 3-15 : Rupture nette partielle SNPV/CP

Le quatorzième mode de rupture est une rupture en section nette partielle au droit du plan des vis associé à une rupture en bloc en C. Elle est dénommée « Section Nette Partielle Vis / Block en C ». Les éléments des échantillons rompus selon ce mode seront identifiés par « SNPV / C ».

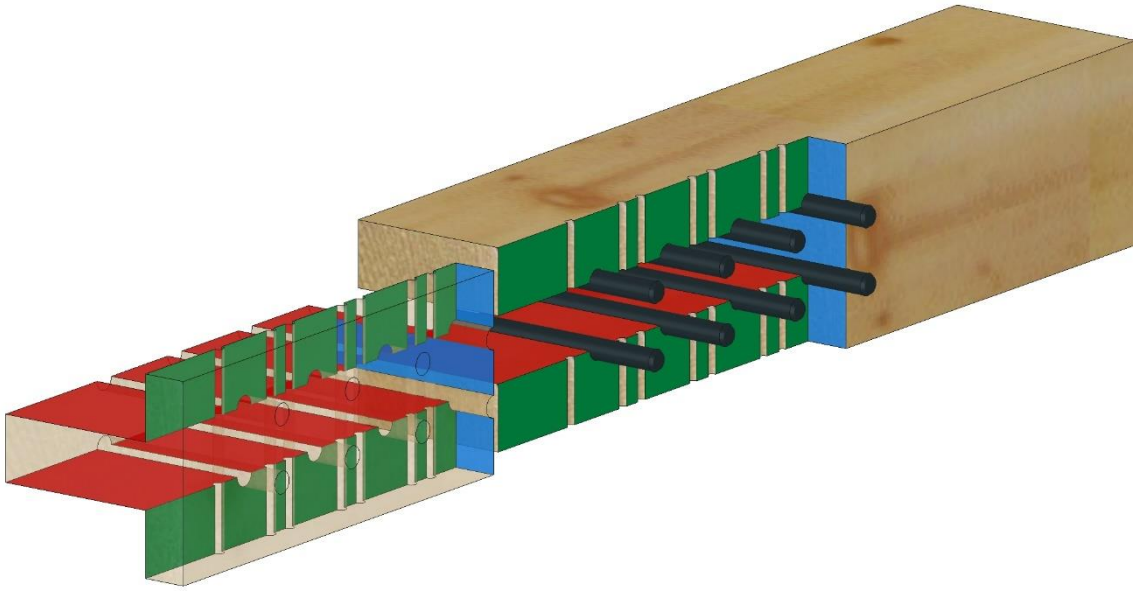


Figure 3-16 : Rupture section nette SNPV/C

Le quinzième mode de rupture est une rupture en section nette partielle au droit du plan des vis associé à une rupture en cisaillement en ligne de manière partielle. Elle est dénommée « Section Nette Partielle Vis / Cisaillement en Ligne Partielle ». Les éléments des échantillons rompus selon ce mode ont été identifiés par « SNPV / CLP ».

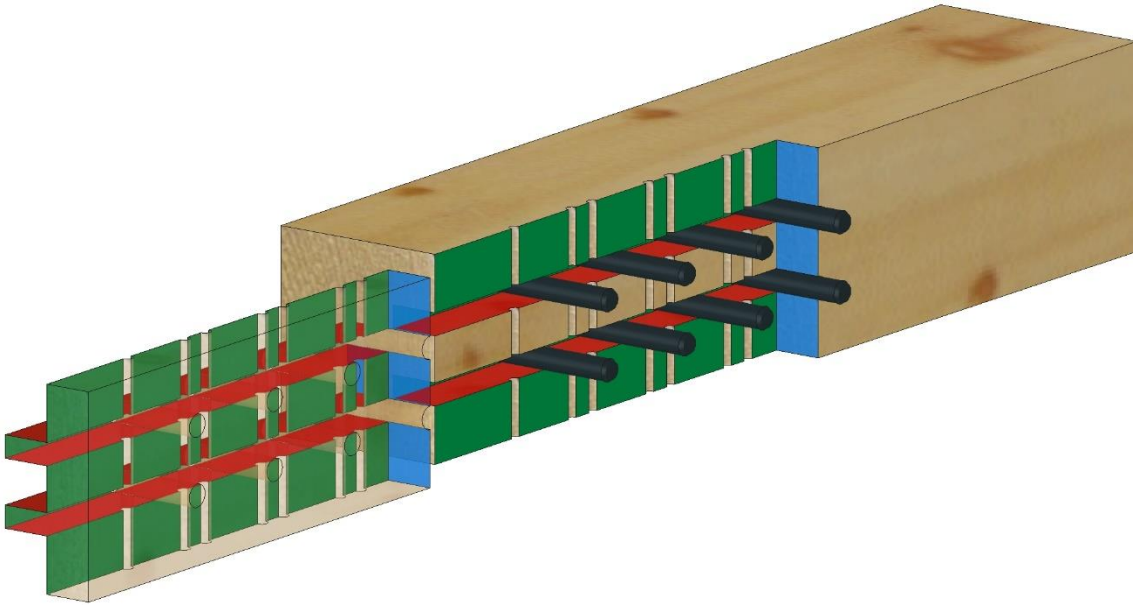


Figure 3-17 : Rupture SNPV/CLP

Le seizième mode de rupture est une rupture en section nette partielle associé à une rupture en cisaillement en ligne. Elle est dénommée « Section Nette Partielle Vis / Cisaillement en Ligne ». Les éléments des échantillons rompus selon ce mode seront identifiés par « SNPV / CL ».

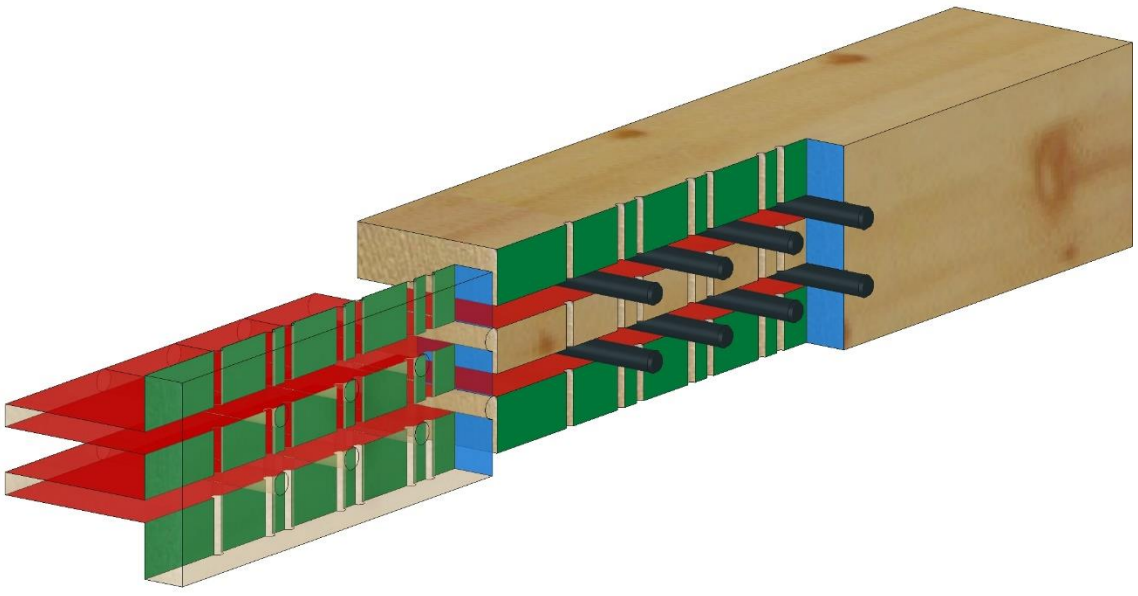


Figure 3-18 : Rupture SNPV/CL

Le dix-septième mode de rupture est une rupture en section nette partielle au droit du plan des vis associé à une rupture en bloc en L. Elle est dénommée « Section Nette Partielle Vis / Bloc en L ». Les éléments des échantillons rompus selon ce mode ont été identifiés par « SNPV / L ».

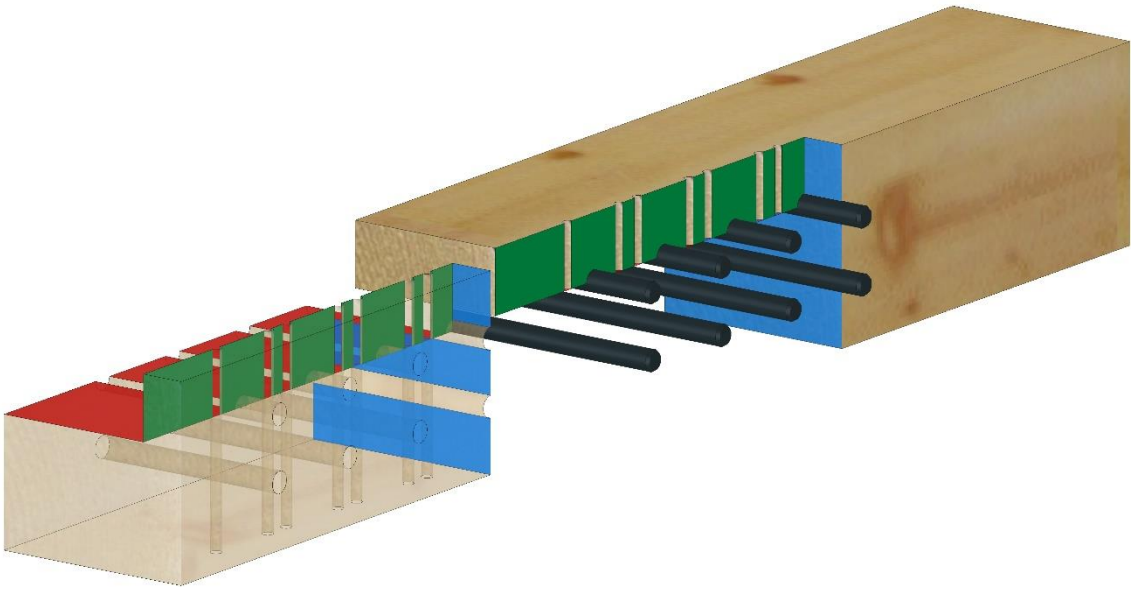


Figure 3-19 : Rupture SNPV/L

Le relevé des différents faciès de rupture conduit au constat qu'avec le renforcement, il est fort probable que les ruptures en traction et cisaillement se soient produites de manière simultanée et que les capacités de cisaillement et de traction puissent être ajoutées ce qui n'est pas, comme il a été rappelé, le cas du critère de l'EN 1995-1-1 [5] ni le cas de la proposition du Draft [19] . Il est donc proposé d'estimer la capacité à rupture en ajoutant les deux résistances. L'Équation 46 présente ce critère de dimensionnement.

$$F_{bs} = k_t \times A_{net,t} \times f_{t,0,mean} + k_v \times \left(A_{net,v,\mathrm{l}} + "A_{net,v,\mathrm{b}}"\right) \times f_{v,mean} \qquad \text{Équation 46}$$

Avec

k_t : Coefficient modificatif de la résistance à la traction,

$f_{t,0,mean}$: Valeur moyenne de la résistance en traction longitudinale,

$A_{net,t}$: Valeur de la surface résistante en traction selon le profil de rupture (Zone en bleu),

k_v : Coefficient modificatif de la résistance au cisaillement,

$A_{net,v,\mathrm{l}}$: Section nette en cisaillement latérale (« surfaces rouges »)

$A_{net,v,\mathrm{b}}$: Section nette en cisaillement en fond d'auget ou perpendiculaire à l'axe des broches (« surfaces vertes »)

$f_{v,mean}$: Valeur moyenne de la résistance au cisaillement

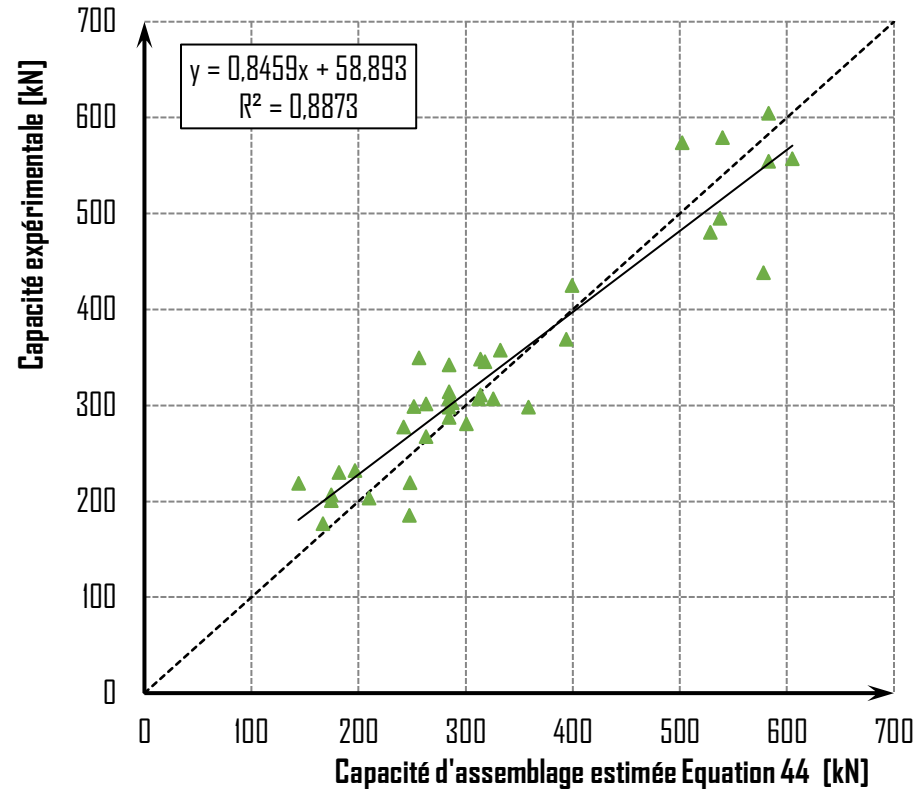


Figure 3-20 : Capacités d'assemblages estimées par le critère de l'Équation 46 en fonction de la résistance à rupture des assemblages avec $k_t = 0.93$ *et* $k_v = 0.96$ *broche 12 mm.*

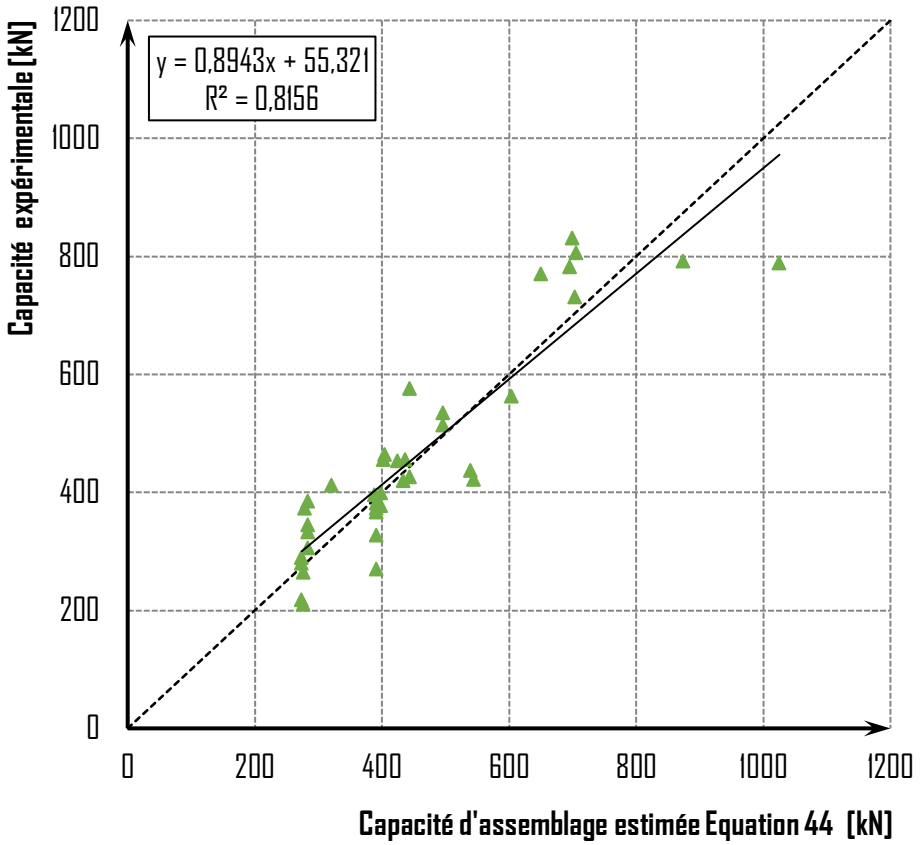


Figure 3-21 : Capacité d'assemblage estimée par le critère de l'Équation 46 en fonction de la résistance à rupture des assemblages avec $k_t = 0.91$ *et* $k_v = 0.79$ *broche 16 mm.*

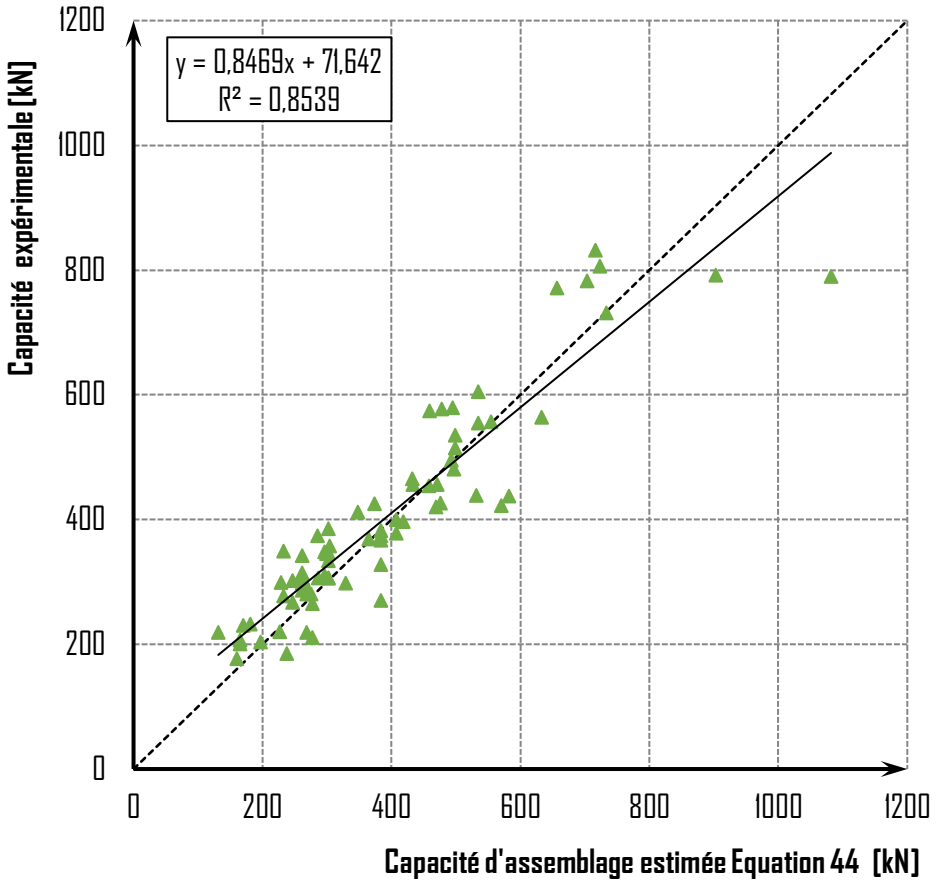


Figure 3-22 : Capacité d'assemblage estimée par le critère de l'Équation 46 en fonction de la résistance à rupture des assemblages avec $k_t = 0.89$ *et* $k_v = 0.87$ *broches 12 et 16 mm.*

Les graphes des Figure 3-20, Figure 3-21 et Figure 3-22 montrent que faire la somme des capacités traction et cisaillement a un sens physique et conduit à un meilleur coefficient de corrélation que celui produit par l'estimation faite avec le Draft (*Figure 3-1*). Aillant retenu les surfaces « réelles » de rupture ou plutôt observées après essais, il apparaît complètement improbable que la capacité résistante de ces surfaces en traction et en cisaillement étaient égales à la valeurs moyennes des capacités résistantes puisque les ruptures se sont produites sur les surfaces les moins résistantes. Il est donc normal de trouver des coefficient $k_t$et k_v inférieure à 1. Les valeurs estimées $f_{t,0,mean}$ et $f_{v,mean}$ ne semblent alors pas vraiment aberrantes et même plutôt fiables pour évaluer les méthodes de calcul et d'en développer d'autres. Il est à rappeler qu'à part une estimation, il n'est pas possible de connaître précisément les caractéristiques du bois ayant servi à faire les essais.

L'analyse de rupture de bloc qui vient d'être faite sur des essais d'assemblages renforcés montre quelque chose non pas de nouveau mais démontre plutôt quelque chose de logique par rapport à ce qui était pratiqué avec l'Équation 45 et qui s'est peu à peu ancré dans la réflexion collective. Dans l'Équation 45, il est indiqué par le « *max* » devant la formule que l'effort passe entièrement soit par traction soit par cisaillement. Or, si en renforçant, la somme des deux capacités peut être quasiment réalisés cela veut dire que la traction est une capacité toujours mobilisée et que la capacité en cisaillement vient simplement s'ajouter suivant le degré de renforcement transversale mis en œuvre.

Sur ce constat une nouvelle rédaction de l'analyse fragile des assemblages bois est proposée : cette analyse est présentée en - Annexe B - de ce document. Cette proposition fait suite à une analyse détaillée de la proposition actuelle du Draft où un certain nombre de constatations a été réalisé et présenté en - Annexe A -. Ces propositions et analyses sont rédigées en anglais afin de pouvoir être transmises au SC5 WG5.

Les grandes lignes de la proposition de rédaction du calcul de la résistance fragile des assemblages s'appuient sur les principes suivants :

- La résistance de calcul par plan de cisaillement de la zone d'assemblage d'un élément bois situé en partie extérieure (o) d'un assemblage $F_{\mathrm{bfo,d}}$ ou la résistance de calcul par plan de cisaillement de la zone d'assemblage d'un élément bois situé en partie intérieure (i) d'un assemblage $F_{\mathrm{bfi,d}}$ est le minimum de :

$$F_{\mathrm{bfo,d}}\ ou\ F_{\mathrm{bfi,d}} = min\begin{cases} rupture\ de\ file & (s\ "splitting") \\ rupture\ en\ cisaillement\ de\ file & (r\ "row\ shear") \\ rupture\ de\ bloc & (b\ "block\ shear") \\ rupture\ de\ bloc\ en\ forme\ d'auget & (p\ "plug\ shear") \\ rupture\ en\ section\ nette & (n\ "nette\ tension") \end{cases}$$

$'bf'\ pour\ brittle\ failure\ ou\ résistance\ fragile$

- La capacité d'un assemblage symétrique bois métal à plusieurs plans de cisaillement $F_{\mathrm{bfc,Rd}}$ dépend de la raideur de ses plans de cisaillement

$$F_{\mathrm{bfc,Rd}} = \min\begin{cases} 2\times F_{\mathrm{bfo,d}}\left(\dfrac{1\times K_{SLS,II,b}}{K_{SLS,I}}+1\right) & \text{rupture initiale dans élément extérieur} \\ 2\times F_{\mathrm{bfi,d}}\left(1+\dfrac{K_{SLS,I}}{K_{SLS,II,b}}\right) & \text{rupture initiale dans élément intérieur} \end{cases}$$

$'c'pour\ connection\ ou\ assemblage$

La raideur des plans de cisaillement peut être obtenue à partir de l'Équation 38 et de l'Équation 42 afin d'être cohérent avec ce qui a été développé jusqu'ici.

- La capacité de résistance au fendage d'une file dépend de son taux de renforcement transversale

  En effet, lors de l'application des règles de renforcement du Draft, il a été constaté que la proposition faisait apparaître des sauts de dimensionnement préjudiciable à la compétitivité des assemblages : si la capacité de renforcement transversale requise ne peut être installée à 100% alors l'assemblage est considéré comme non renforcé. D'une autre manière, si pour atteindre une capacité de renforcement de 100% il est nécessaire de doubler le nombre de vis et que celles-ci ne peuvent être installées alors l'assemblage ne peut être renforcé.

  $$F_{\mathrm{v,ef,d,i}} = n_{\mathrm{ef,c,i}}\ F_{\mathrm{v,d}}$$

  Nombre effectif par file dépendant du taux de renforcement

  $$n_{\mathrm{ef,c,i}} = \left(n_{\mathrm{ef,i}} + \left(n_{0,i} - n_{\mathrm{ef,i}}\right)\times \eta_r\ \times k_{dis,c}\right)$$

  Taux de renforcement par file

  $$\eta_r = max\begin{cases} \dfrac{\sum_i^{n_{rf}} F_{t,90,Rk,i}}{\sum_i^{n_0} F_{t,90,Ek,i}} = \dfrac{n_{rf}\times F_{t,90,Rk}}{n_0\times 0{,}3F_{v,k}} \\ 1 \end{cases}$$

- La capacité de résistance des plans de cisaillement latéraux dépend du taux de renforcement transversale et du niveau de fissuration

- $$\begin{matrix} F_{\mathrm{v,l,d}} \\ or \\ F_{\mathrm{v,l,d,i}} \end{matrix} = \left(min\begin{Bmatrix} 2\times t_{\mathrm{v,l,d}}\ L_{\mathrm{con}}\ k_v f_{\mathrm{v,d}} \\ F_{\mathrm{v,ef,d,i}} \end{Bmatrix}\right)\times\left(1+\left(\frac{2\times t_{\mathrm{v,l,d}}\ L_{\mathrm{con}}\ k_v f_{\mathrm{v,d}}}{min\begin{Bmatrix} 2\times t_{\mathrm{v,l,d}}\ L_{\mathrm{con}}\ k_v f_{\mathrm{v,d}} \\ F_{\mathrm{v,ef,d,i}} \end{Bmatrix}}-1\right)\eta_r\times k_{dis,c}\right)$$

avec

$$t_{v,l,d} = \begin{cases} t_{efo\ or\ i} - (1 - k_{cr})\left(\frac{t_o\ or\ t_i}{2}\right) + \begin{cases} 0{,}5\ d & (r) \\ 0 & (p) \end{cases} \\ \left(t_o\ or\ \frac{t_i}{2}\right) k_{cr} \qquad (b) \end{cases}$$

3.1. ETUDE DE LA RUPTURE DE BLOC AVEC LA NOUVELLE PROPOSITION

Avec l'énoncé de la nouvelle proposition rappelée précédemment et explicité en - Annexe B - le graphe de la Figure 3-23 peut être tracé. Après minimisation, les paramètres k_t et k_v ont pris respectivement pour valeur 1.02 et 0.71. L'indice de corrélation R^2 s'élève à 0,9152 ce qui est le meilleur indice observé des différentes méthodologies mis en œuvre pour faire cette analyse.

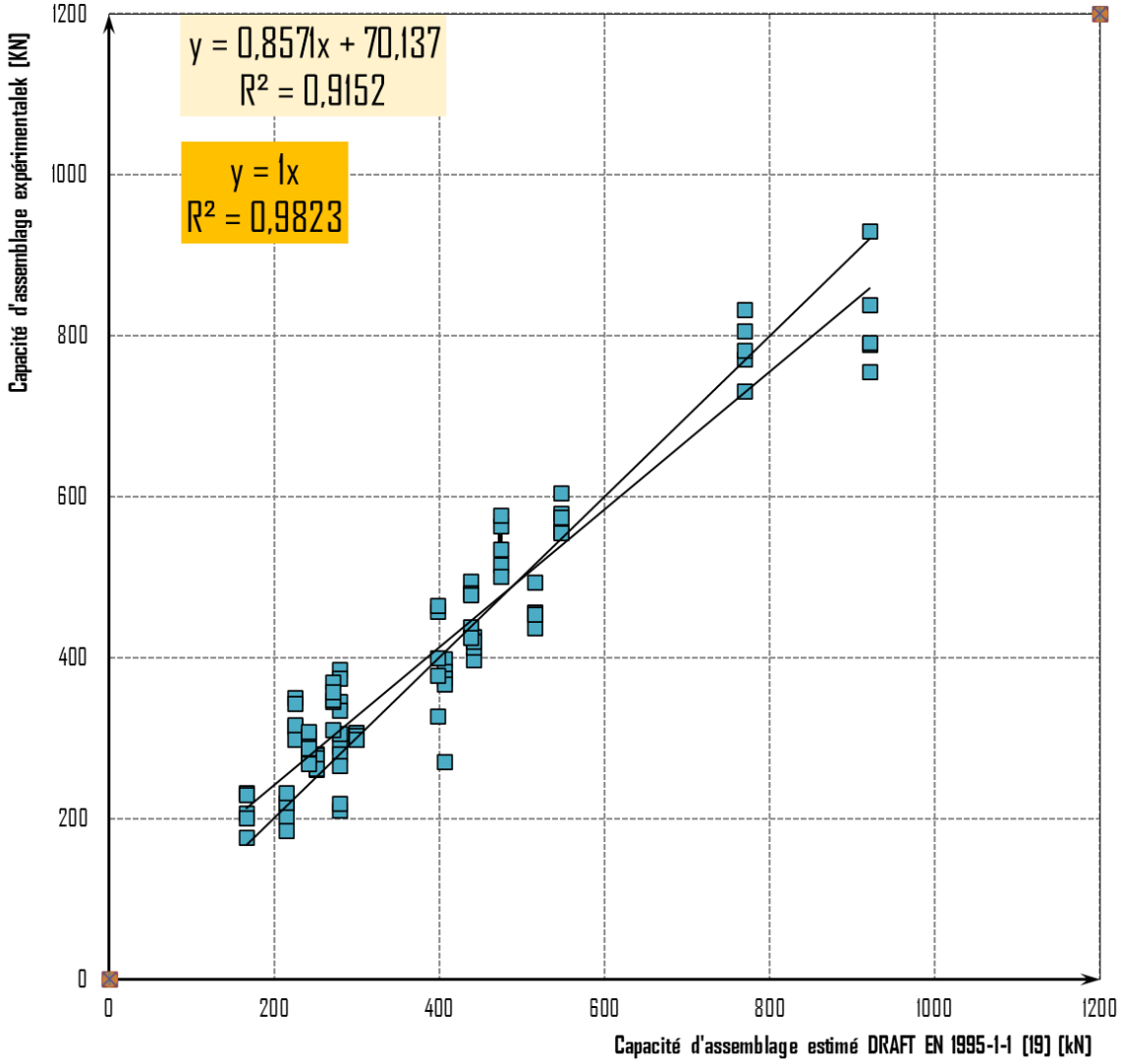


Figure 3-23 : Capacité d'assemblage estimée avec la nouvelle proposition en fonction de la résistance à rupture des assemblages avec $k_t = 1{,}02$ *et* $k_v = 0.71$ *en broches 12 et 16 mm.*

Cette approche de dimensionnement s'avère donc assez fiable en permettant de prendre en compte un gain significatif sur la résistance de bloc des assemblages par broches.

4.– CONCLUSIONS

Cette étude a montré que pour maitriser la raideur des assemblages de type tige comme les broches et les boulons, il était nécessaire de maitriser le perçage dans le bois afin de produire des assemblages tige bois sans jeu. Cette étude a montré que les plaques métalliques pouvaient être produites avec une précision de localisation des percements à $0{,}1\ mm$ sans surcoût avec une précision sur le diamètre qui pouvait être inférieure à $\pm 0{,}2\ mm$ sans contrôle de production. Le jeu au diamètre de $0{,}6\ mm$ imposé au départ de l'étude s'est traduit par un jeu en début de comportement d'assemblage d'une valeur proche de $0{,}3\ mm$. Ceci veut dire que l'aléa d'usinage n'a pas réduit le jeu total mais l'a réparti autour de la position nominale. Cette valeur de jeu peut être réduite pour le besoin de la structure dans la mesure où la fabrication aura prouvé sa faisabilité. Des travaux d'investigation seraient à conduire pour aider les industriels à améliorer la qualité des perçages dans le bois tout en gardant un aspect productif compétitif.

La mesure du glissement d'assemblage par plusieurs capteurs a permis de relever des valeurs de raideurs avec une faible variabilité. La confrontation de la modélisation avec ces valeurs s'est révélée excellente et a permis une extrapolation de la base de données d'essais par simulation numérique à l'aide d'un modèle basé sur la théorie des poutres sur fondation élasto plastique (BOF). Il a pu être montré que la raideur des assemblages dépendait de la largeur des pièces de bois mais également ce qui est nouveau pour la pratique du nombre d'organes en file. En décomposant les assemblages bois métal en assemblages élémentaires, les équations permettant d'établir de manière analytique la raideur K_{SLS} par plan ont été établies. La raideur totale de l'assemblage n'est alors plus qu'une somme. Ces formules intègrent les paramètres fondamentaux pouvant exercer une influence sur la raideur des assemblages bois métal. Une approche élémentaire a été proposée pour définir une évolution paramétrique de la raideur d'assemblage à partir de la loi mathématique de Foschi ou de Richard Abbott. Cette évolution permet de faire du calcul non linéaire ou d'établir la raideur sécante K_{ULS} suivant les besoins de calcul de l'étude.

Ces travaux pourraient être poursuivis afin d'établir la raideur des assemblages à 90° par rapport au fil ainsi que la raideur à un angle par rapport au fil. Cette étude pourrait en même temps produire des investigations concernant la densité du bois tout ceci en se basant simplement sur des essais d'enfoncement et de la modélisation.

La campagne d'essais ayant pu fournir en une pierre deux coups des raideurs et des valeurs d'efforts à rupture dans le bois, il a été permis de produire une critique objective de la proposition du draft de l'Eurocode 5-1-1 sur les ruptures fragiles. Il a également été permis de formuler une proposition cohérente de substitution puisque cette dernière intègre les résultats de l'analyse en raideur précédemment produite. Elle apparaît plus cohérente par rapport à l'analyse des modes de rupture dans la situation d'assemblages renforcés en considérant le minimum des résistances de chaque mode possible. Dans le cas d'assemblage non renforcé transversalement, la résistance de cisaillement latérale est considérée égale voir équivalente à la capacité au fendage d'une file d'organes. En introduisant la notion de taux de renforcement, les concepteurs pourraient avoir la possibilité de fiabilisé leurs assemblages sur le long terme en récupérant une partie du coût sur la résistance.

Fait à EPINAL le 07/06/2022

Jean-François BOCQUET
Maître de Conférences à l'**ENSTIB**
Enseignant chercheur du **LERMAB**



Damien LATHUILLIERE
Ingénieur de Recherche au **LERMAB**

Romain LEMAITRE
Ingénieur de Recherche au **LNU**
Linnaeus University
Växjö Sweden

5.- BIBLIOGRAPHIE :

[1] 15 - RAP-2.3 - Rapport des essais de portance local. ADIVBOIS Essais Assemblages 2020-2022 Damien Lathuillière – Jean-François Bocquet.

[2] G.J.P. Ravenshorstl, J.W.G. van de Kuilen Relationships between local, global and dynamic modulus of elasticity for soft- and hardwoods. CIB W18 / 18/42-10-1

[3] AFNOR NF EN14080 Structures en bois - Bois lamellé collé et bois massif reconstitué - Exigences

[4] 12 - PRO-2.3 - Protocole d'essais des assemblages par broches Essais Assemblages 2020-2022 Damien Lathuillière – Jean-François Bocquet.

[5] AFNOR, NF EN 1995-1-1: EC 5 - Eurocode 5 - Calcul des structures en bois - Partie 1-1 - Règles générales et règles pour les bâtiments. 2005.

[6] Lemaître, R., Bocquet, J.-F., Schweigler, M., & 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), Tallinn, Estonia.

[7] JOCKWER, R., JORISSEN A. 2018. Load-deformation behaviour and stiffness of lateral connections with multiple dowel type fasteners. INTER 51-07-07 Tallinn, Estonia

[8] Lemaître, R. « Développement d'un outil de calcul non linéaire de dimensionnement d'assemblages bois tridimensionnels soumis à des torseurs plans » Thèse de doctorat Mécanique et Génie Civil - Université de Lorraine 05 /05 /2020

[9] Schweigler, M., Bader, T. K., Bocquet, J.-F., Lemaître, R., & 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), Tacoma, United States.

[10] Schweigler, M., Bader, T. K., Bocquet, J.-F., Lemaître, R., & 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), Tacoma, United States.

[11] Lemaître, R., Bocquet, J.-F., Schweigler, M., & 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), Tacoma, United States.

[12] Schweigler, M., Vedovelli, M., Lemaître, R., Bocquet, J.-F., Sandhaas, C., & Bader, T. K. (2021). Beam-on-foundation modelling as an alternative design method for timber joints with dowel-type fasteners – Part 3: Second Order Theory Effects for Considering the Rope Effect, in Proceedings of International Network on Timber Engineering (INTER), online.

[13] Lemaître, R., Bocquet, J.-F., Schweigler, M., & Bader, T. K. (2021). Beam-on-foundation modelling as an alternative design method for timber joints with dowel-type fasteners – Part 4: joints subjected to in-plane loading, in Proceedings of International Network on Timber Engineering (INTER), online.

[14] AFNOR, NF EN 26891 : Structure en bois Assemblages réalisés avec des éléments de fixation - Principes généraux pour la détermination des caractéristiques de résistance et de déformation. 1991.

[15] 14 – RAP-2.4 – Rapport d'essais de flexion de broche Essais Assemblages 2020-2022 Damien Lathuillière – Jean-François Bocquet.

[16] R. M. Richard and B. J. Abbott, "Versatile Elastic-Plastic Stress-Strain Formula," Journal of the Engineering Mechanics Division, vol. 101, no. 4, pp. 511–515, 1975.

[17] 16 - RAP-2.4 - Rapport des essais des assemblages par broches 12 mm. ADIVBOIS Essais Assemblages 2020-2022 Damien Lathuillière – Jean-François Bocquet.

[18] 17 - RAP-2.5 - Rapport des essais des assemblages par broches 16 mm. ADIVBOIS Essais Assemblages 2020-2022 Damien Lathuillière – Jean-François Bocquet.

[19] CEN-TC250-SC5-WG5_N247_prEN_1995-1-1_Updated_N1488

[20] R. Foschi, "Load-slip characteristics of nails," Wood Science and Technology, pp. 69–76, 1974.

[21] [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

[22] [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

[23] [Dorn, 2012] Dorn, M. (2012). Investigations on the serviceability limit state of dowel-type timber connections. Thèse de doctorat, Vienna University of Technology. 35

[24] Biger JP, Bocquet JF, Racher P (2000) Testing and designing the joints for the pavilion of Utopia. World Conference on Timber Engineering, Paper 4.3.3. Whistler, Canada.

[25] Perrin JP, Quost D, Bocquet JF, Racher P, Biger JP (1998) The pavilion of Utopia. World Conference on Timber Engineering, Vol. 2, pp. 80-87. Montreux, Switzerland.

[26] Racher P (2000) Eléments mixtes dans les structures bois: Assemblages bois-métal et planchers bois-béton. Forum Holzbau, http://www.forum-holzbau.com/pdf/p_racher_01.pdf.

[27] STEP 1 (1995) Eurofortech, ISBN 90-5645-001-8.

[28] STEP 1 (1995) Eurofortech, ISBN 90-5645-002-6.

[29] 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

[30] 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

[31] Probabilistic model code Part 3 : Résistance models August 2006 p6 and p7

- ANNEXE A -ANALYSE CRITIQUE DE LA PROPOSITION DRAFT EUROCODE 5 DECEMBRE 2021 CHAPITRE RUPTURE DE BLOC

Jean-François BOCQUET — ENSTIB / LERMAB France

WG5 Member for France

Damien LATHUILLIERE — ENSTIB / LERMAB France

Romain LEMAITRE — LINNAEUS UNIVERSITY Sueden

Acknowledgements: The main results used to comment on this part of the current draft of Eurocode 5 are supported by CODIFAB in France and the work of the "structures" commission of the ADIVBOIS association for the promotion of high-rise timber buildings in France.

COMMENTS ON 11.5 chapter : Brittle failure modes of connections with dowel-type fasteners loaded parallel to grain

INTRODUCTION

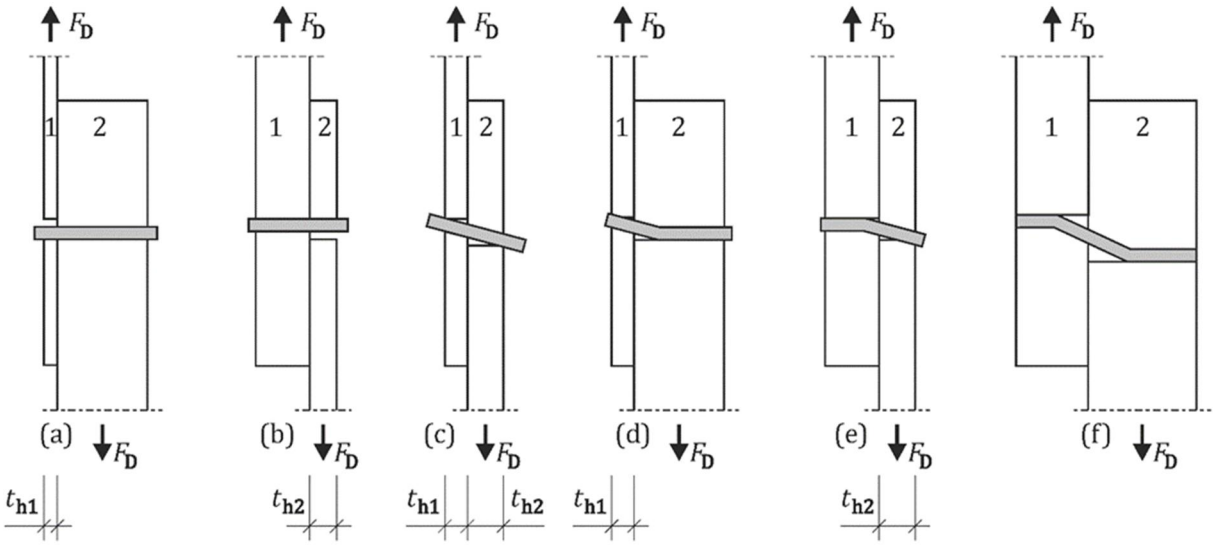
This text is part of the EC5 Draft which deals with "Brittle timber failure connection". Comments are added in the text when the point of view is different from what is proposed. These comments are based on the experience and especially on recent research done in France by the ADIVBOIS association which has been funded by CODIFAB. The association has already agreed to provide the reports (in French but they could be translated) if the findings can help to improve the code.

REMINDS

Order of design presentation in EC5 last draft:

- Limit analysis EYM and its modifications to evaluate the strength of connections with a sum of one shear planes connection.

  Comment : The spirit of this could be used for brittle failure to simplify the writing.



- Effect of multiple dowels in a row (splitting is a brittle failure mode).

- Brittle failure modes.

Comment: why brittle failure mode doesn't include splitting? the figure 11.22 already present it ?

10.5.1.1 Laterally loaded fasteners – splitting

(1) Splitting along the grain of a row of fasteners, see Figure 11.17 is accounted for by the effective number of fasteners n_{ef}.

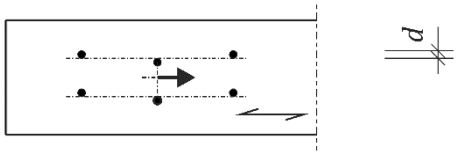
(2) The effective number of fasteners n_{ef} in a row should be taken from Table 11.10, unless the fasteners of that row are staggered perpendicular to grain by at least $1d$, see Figure 11.9.

Comment: this rule applies for every kind of fastener even if the fastener are introduced in a pre-drilled hole: for dowels and bolts, this seems to be detrimental to brittle failure see figure 1 ?

(3) The effective number of fasteners in a column should be taken $n_{ef} = n_{90}$?.

Table 11.10 — The effective number of dowel-type fasteners in a row

Fastener	**Laterally loaded fasteners**
Nails	$n_{ef} = n^{k_{ef}}$ (1) $k_{ef} = \begin{cases} 1 & \text{for } a_1 \geq 14d \\ 0{,}85 & \text{for } a_1 = 10d \\ 0{,}7 & \text{for } a_1 = 7d \end{cases}$ timber and wide face of LVL (2) Only predrilled: $k_{ef} = 0{,}5$ for $a_1 = 4d$ (3) For intermediate spacings, linear interpolation of k_{ef} is permitted $k_{ef} = \min \begin{cases} 1 - 0{,}03\left(20 - \frac{a_1}{d}\right) \\ 1 \end{cases}$ edge face of LVL (4)
Staples	$n_{ef} = n$ (5)
Screws d < 12 mm	see nails
Screws, dowels, and bolts	$n_{ef} = \min \begin{cases} n \\ n^{0,9} \sqrt[4]{\frac{a_1}{13d}} \end{cases}$ in ST, PL and CL (6)
Screws and rods with wood screw thread d > 12 mm Dowels and bolts	$n_{ef} = \min \begin{cases} n \\ n^{0,9} \sqrt[4]{\frac{ta}{50d^2}} \end{cases}$ in LVL (7) with $a = \begin{cases} a_3 \text{ when } n = 1 \\ \min \begin{cases} a_1 \\ a_{3,t} \end{cases} \text{ when } n \geq 2 \end{cases}$ (8) $t = \begin{cases} \min \begin{cases} t_1 \\ t_2 \end{cases} \text{ for single shear connection} \\ \min \begin{cases} 2t_1 \\ 2t_2 \\ t_{ms} \end{cases} \text{ for double shear connections} \end{cases}$ (9)
Key	
n_0	number of fasteners in a row parallel to grain;
a_1	spacing parallel to grain, see 11.5, in mm;
$a_{3,t}$	loaded end distance parallel to grain, see 11.5, in mm;
d	diameter of the fastener, in mm;
t_1 and t_2	thicknesses of the outer timber members in mm;
t_{ms}	thickness of the inner member of double shear connections or the smallest thickness of the inner member of multiple shear plane connections, in mm.



Key

d Distance of staggered fasteners

Figure 11.9 — Dowel-type fasteners parallel to grain staggered by 1*d*



Figure 1: This picture is showing a connection in bending after failure. The rows of dowel were not perfectly aligned with the grain direction what is not conventional, and the end row dowel was staggered of 1 d: the weakest cross section is in between the second and the third column of dowel. Tensile cross section is drastically reduced, and shear is increased but uncontrolled. It appears very complicated to evaluate the action on the second column of dowels because the efforts are already reduced and what about n_{ef} (is there any tests that have proven that shear from tensile stress could be added to dowel force transfer in shear?)

10.5.2 Reinforced connections with laterally loaded dowels and/or bolts

(1) Where splitting of the member from in GST, GLT-c, BGLT from softwood is prevented through sufficient reinforcement perpendicular to grain (see Figure 11.10), the effective number of fasteners according to Formula 11.18 of a row may be taken as $n_{ef} = n_0$.

(2) The characteristic tensile force in the reinforcement may be taken as $F_{t,90,Ek} = 0{,}3\ F_{v,k}$ with $F_{v,k}$ determined for one bolt/dowel and one shear plane according to Formula 11.7.

(3) 11.6 applies.

Comment: Splitting is a brittle failure; it should be introduced in the same chapter of brittle failure mode of the connection.

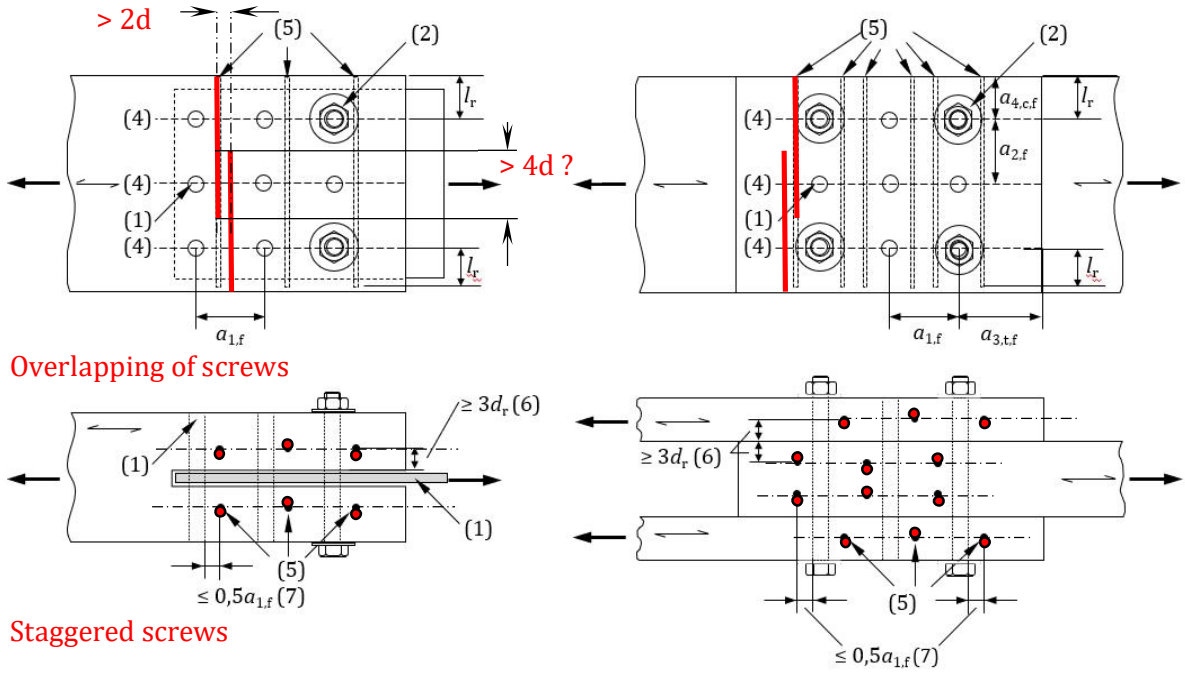
Comment: Due to the technology of the screws (length and diameter) and the minimum spacing imposed, it is complicated to apply the principle of **integral reinforcement**. As it is, it will lead to **detrimental jumps** in design (Figure 2) and often unusable because sometimes it is necessary to provide too much reinforcement and they could not be installed or not enough to consider that the connection is reinforced.

Comment: It is preferable to use **a staggered** rather than an aligned arrangement to avoid the splitting plane along the row of screws that can occur during loading prior to block shear failure (Figure 2). If a plug shear failure is attended, the row of screws will be inside or very near the bottom shear plane. It will reduce the capacity and it will favour splitting.

Because of the technology, it is often complicated to find screws that actually match the dimensions of the connection. **Overlapping** of screws should be allowed.



Figure 2: Effect of splitting when the density of screws used to reinforce row split is too important in a line, a staggered pattern should be proposed on the pattern presented in the chapter 11.4.5 figure 11.10.



Key

(1)	Dowel; bolt
(2)	Tight-fitting bolts to reduce moment from eccentricity
(3)	Slotted-in steel plate
(4)	Possible crack line
(5)	Reinforcement
(6)	Recommended: $3d_r$
(7)	Recommended: $2d_r$
$a_{1,F}$	Spacing parallel to grain between two fasteners
$a_{3,t,F}$	Distance between the fastener and the loaded end
d_r	Diameter of the dowel-type reinforcement
$l_{w,1}$; $l_{w,2}$	

Figure 11.10 — Reinforcement of bolted and dowelled connections

10.5 Brittle failure modes of connections with dowel-type fasteners loaded parallel to grain

10.5.1 General

(1) When multiple fasteners are used in steel-to-timber and timber-to-timber connections possible brittle failure caused by splitting, row shear, block shear, plug shear, and net tensile failure should be considered, see Figure 11.22.

Comment: **Splitting** should be introduced in this part because splitting is a brittle failure, the design procedure to evaluate n_{ef} and reinforcement should be introduced also in this part.

Comment: Brittle failure modes could happen when the joint is **in tension or compression** even if :

- failure in compression could lead to better ductile failure depending on the situation,

- timber under fastener is compressed and participate to increase capacity,

In the block shear situation, the brittle behaviour of shear is going to be added to a ductile behaviour. Those failure modes must be verified **whatever the loading direction** since the resistance become a sum of shear and in grain strength.

[1] Biger JP, Bocquet JF, Racher P (2000) Testing and designing the joints for the pavilion of Utopia. World Conference on Timber Engineering, Paper 4.3.3. Whistler, Canada.

[2] Perrin JP, Quost D, Bocquet JF, Racher P, Biger JP (1998) The pavilion of Utopia. World Conference on Timber Engineering, Vol. 2, pp. 80-87. Montreux, Switzerland.

NOTE The preferred design of a timber connection is such that failure is caused by yielding of the fastener and embedment in the timber member.

Comment: this is very rare in practice and not economic, why a connection should be ductile and why the beams where the connection is, is not ductile, they are design with the same reliability?

(2) The following clauses apply to ST and PL.

(3) For the basic geometry of a generic connection, see Figure 11.23.

(4) Splitting is considered by the number of effective fasteners n_{ef} in accordance with 11.4.4.

(5) For closely spaced fasteners in connections, brittle failure modes caused by row shear, block shear (plug shear) and net section failure should be determined in accordance with 11.6.3 provided the built-up connection is symmetrical (where outer and inner members are symmetrical in thickness).

Comment: In the joint area, swelling and shrinkage are often blocked when wood elements are crossed or when metal plates are used, this can increase the risk of cracking (figure 2). When the variation in moisture content is not under control, k_{cr} should be applied to reduce the shear surfaces considered to evaluate the capacity for planes parallel to the dowel axis. For shear planes perpendicular to dowel axis, they are rarely in contact with the outer surfaces of the timber members, the crack risk is then limited since : the screws used to reinforcement are correctly staggered to avoid privileged failure planes and the connection is closed to avoid opening of its members.



Figure 3: Surface cracks appears in the connection because steel plates and bolts are blocking swelling and shrinkage



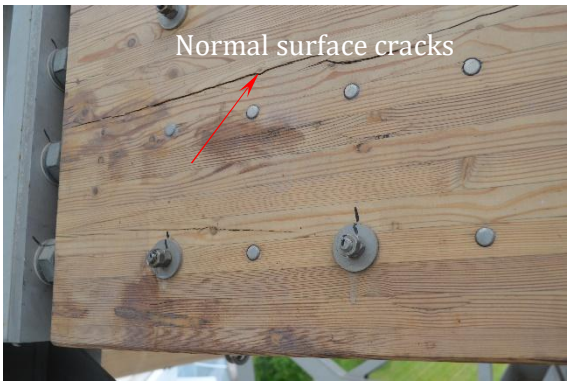
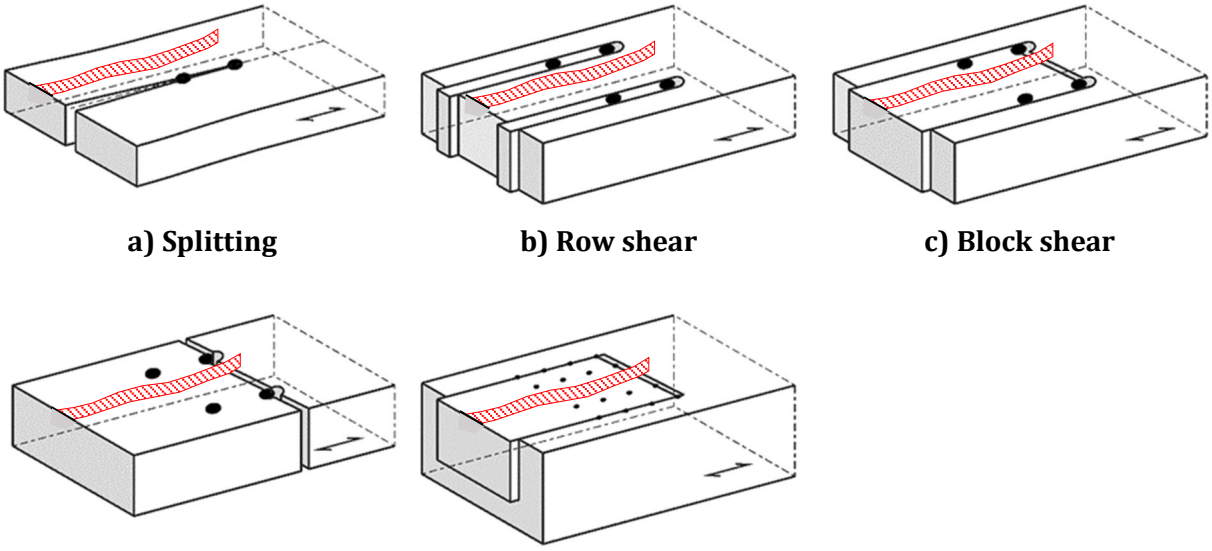


Figure 4: Surface cracks in the connection area appears even the joint was reinforced by threated rod continuously over its hight at its end.



a) Splitting b) Row shear c) Block shear

d) Net tensile failure e) Plug shear

Figure 11.22 — Examples of brittle failure modes

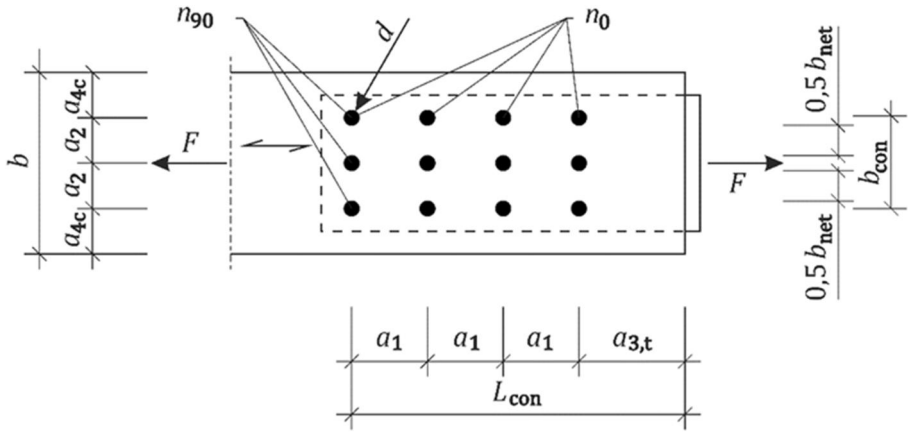


Figure 11.23 — Basic geometry of a generic multiple fastener connection four fasteners (n_0 = 4) in a line parallel and three (n_{90} = 3) in a line perpendicular to grain direction

Comment: Plug shear failure (figure e) don't only appear with small diameter fastener, it could also happen with normal fastener when it is appropriately reinforced (See figure 6).

Proposal: Rows must always be aligned on the grain direction, that's already in the code. In tension, staggered disposition should be only allowed when fasteners are introduced without predrilling. If a staggered disposition is adopted with predrilled hole, the net area of the column the most loaded should be considered to evaluate the grain direction capacity. The projected surfaces of the holes (in the connection area) in the grain direction on the previous mentioned surface must be subtracted (figure 4). In compression, because timber is compress under the dowel the gross section shall be considered.

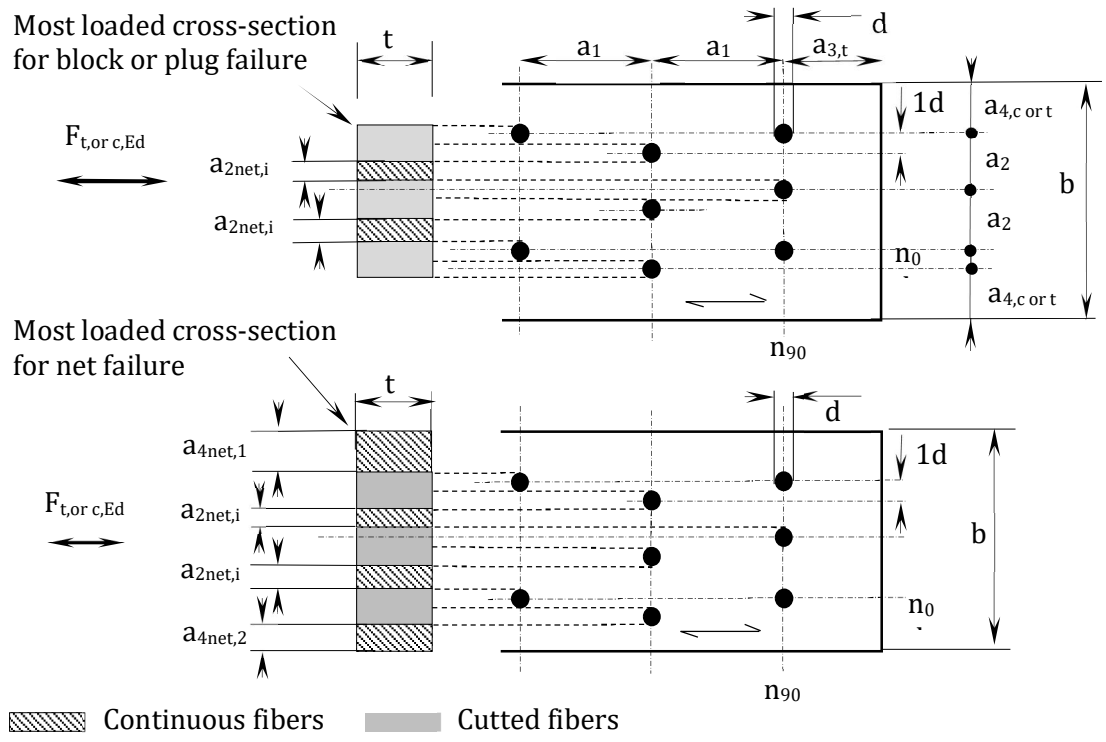


Figure 5: Determination of the net width used to evaluate strength capacity in block shear, plug shear and for net tensile failures

10.5.2 Simplification **(at the end, not in general?)**

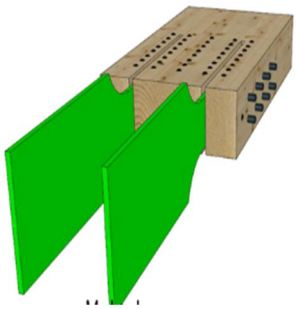
Comment: For the moment we don't know very well how to design accurately the "block" failure, it seems early to propose some simplification.

(1) Brittle failure modes of connections do not need to be considered provided both:

— **mode (f)** in Formula 11.12 governs the design and/or

— Comment: (Formula 11.12 doesn't seem to be the good reference). Even if mode (f) is developed regarding to the dimensions and materials used in the joint, block and plug shear can appear see figure 6.





8 dowels
Diameter 12 mm
fu,k 900 Mpa
GL28h

Figure 6: Failure in a multiple shear plane joint in block shear in the inner parts et plug shear in the outer parts. The joint works in mode f in the outer parts and it was also reinforced.

— the recommended minimum spacings given in 11.5.2 are met and the spacings a_1, a_2 and loaded end distance, $a_{3,t}$ are increased by the factor, k_{br} given in 11.6.2 (2) and 11.6.2(3).

NOTE A connection where mode (f) governs Formula 11.12 may be obtained following the simplification given in 11.3.2(1) to (9).

(2) For situations where the fastener shaft penetrates the full timber member thickness the factor k_{br} is taken from:

$$k_{br} = \max\left\{\left(1 + k_{rp,2}\right) k_{pos} \, n_0^{0,5} \, n_{90}^{0,3} \, d^{-0,2}\right.^{1} \tag{11.27}$$

with

$$k_{pos} = \begin{cases} 0,65 & \text{for outer members} \\ 1,10 & \text{for inner members} \end{cases} \tag{11.28}$$

where

k_{br} is the factor to increase the spacing a_1, a_2 and loaded end distance $a_{3,t}$;

$k_{rp,2}$ is the limitation for the rope effect contribution, given in Table 11.9;

k_{pos} is the factor related to the timber member position;

n_0, n_{90} are the number of fasteners in a row parallel to grain and in a row perpendicular to grain, respectively;

d is the diameter of the fastener, in mm.

(3) When the fastener partially penetrates the timber member thickness, the factor k_{br} is taken from:

$$k_{br} = \max\left\{\left(1 + k_{rp,2}\right) \, n_0^{0,3} \, n_{90}^{-0,2} \, d^{-0,4}\right.^{1} \tag{**11.29**}$$

where

k_{br} is the factor to increase the spacing a_1, a_2 and loaded end distance $a_{3,t}$;

$k_{rp,2}$ is the limitation for the rope effect contribution, given in Table 11.9;

n_0, n_{90} are the number of fasteners in a row parallel to grain and in a row perpendicular to grain, respectively;

d is the diameter of the fastener, in mm.

10.5.3 Design brittle resistance of the connection

(1) The design brittle resistance of a connection comprising several timber members should be obtained as the sum of the capacities of the timber members transferring the load.

Comment: The principle seems wrong because it is the exactly opposite of what was written below. It should be written that the joint is considered broken when one element reached its limit: that means that the elastic distribution of the force has to be known as it is proposed below for symmetrical connections: to do this correctly the shear plane stiffness has to be very well known.

(2) The design brittle failure resistance of a symmetrically built-up multiple shear plane connection $F_{br,Rd}$ should be determined by:

$$F_{\mathrm{br,Rd}} = \min \begin{cases} F_{\mathrm{bo,d}} \left(n_{\mathrm{o}} + n_{\mathrm{i}} \frac{t_{\mathrm{i}}}{t_{\mathrm{o}}} \right) & \text{failure of outer members} \\ F_{\mathrm{bi,d}} \left(n_{\mathrm{o}} \frac{t_{\mathrm{o}}}{t_{\mathrm{i}}} + n_{\mathrm{i}} \right) & \text{failure of inner members} \end{cases} \quad \textbf{(11.30)}$$

where

$F_{\mathrm{bo,d}}$ is the design brittle failure resistance of the outer member;

$F_{\mathrm{bi,d}}$ is the design brittle failure resistance of the inner member;

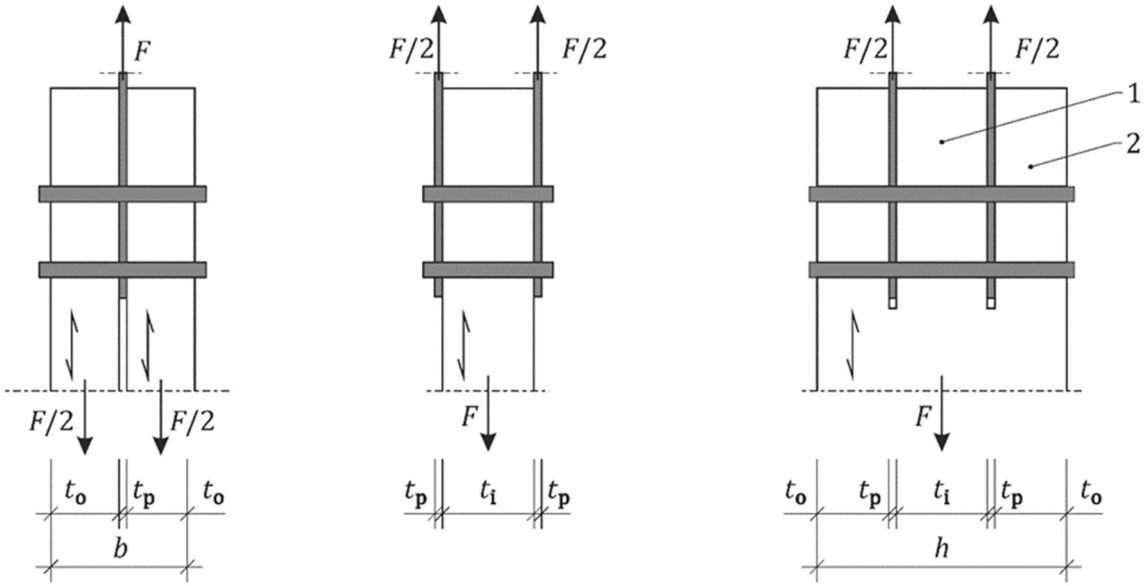
n_{o} is the number of outer timber members, **(it is always 2 ?)**

$m_i\, n_{\mathrm{i}}$ is the number of inner timber members;

t_{o} is the thickness of the outer timber member, see Figure 11.20;

t_{i} is the thickness of the inner timber member, see Figure 11.20.

Comment: the letter *n* to count the number of inner elements should be replaced by *m* to avoid confusion with the counting of rows and column



a) Outer members **b) Inner member** **c) One inner and two outer members**

Figure 11.24 — Generic definition of outer and inner timber members 1 = inner member, 2 = outer member

Comment: The stiffness of timber to steel connections is depending on the ratio t/d. Figure 7 is showing the phenomenon for one steel plate slotted in the timber member. Figure 8 is showing that for side steel plates the phenomenon is limited. Figure 9 is showing that due to the gap in the steel plate the stiffness of the joint with two side metal plates is not affected by the failure mode. Figure 8 is showing that the stiffness of two side metal plates is only affected by less elongation of the metal plate.

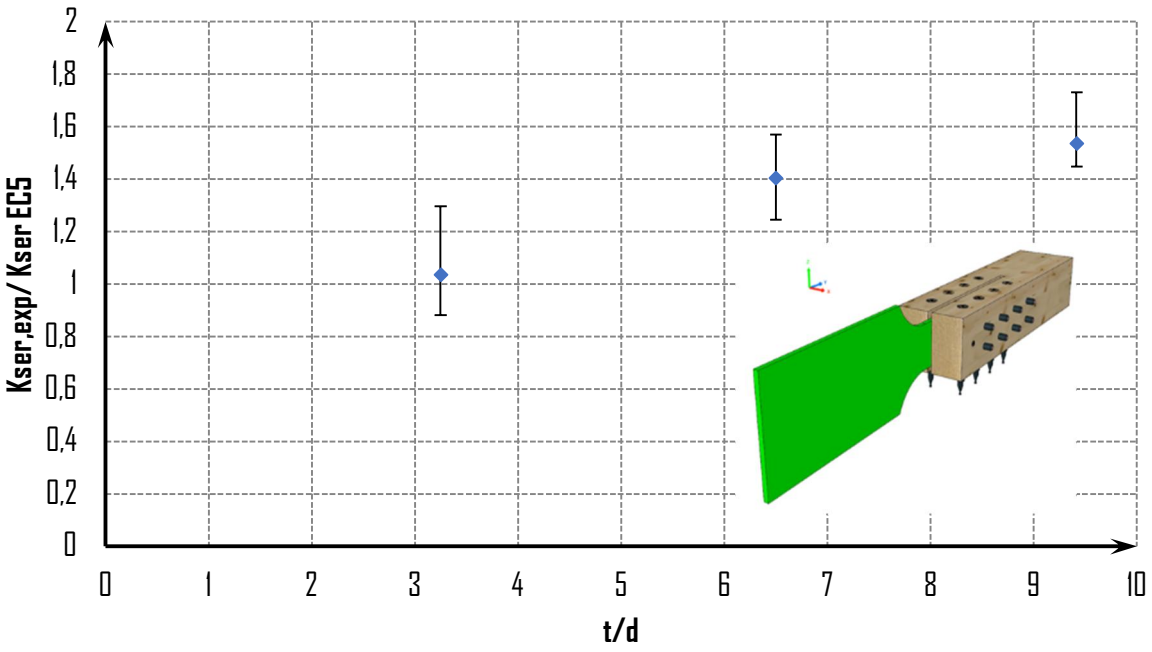


Figure 7 : One metal plate slotted in. Ratio of experimental stiffness (dowel of 12 mm) divided par EC5 stiffness estimation drawn as of function of t/d (t is the total timber thickness).

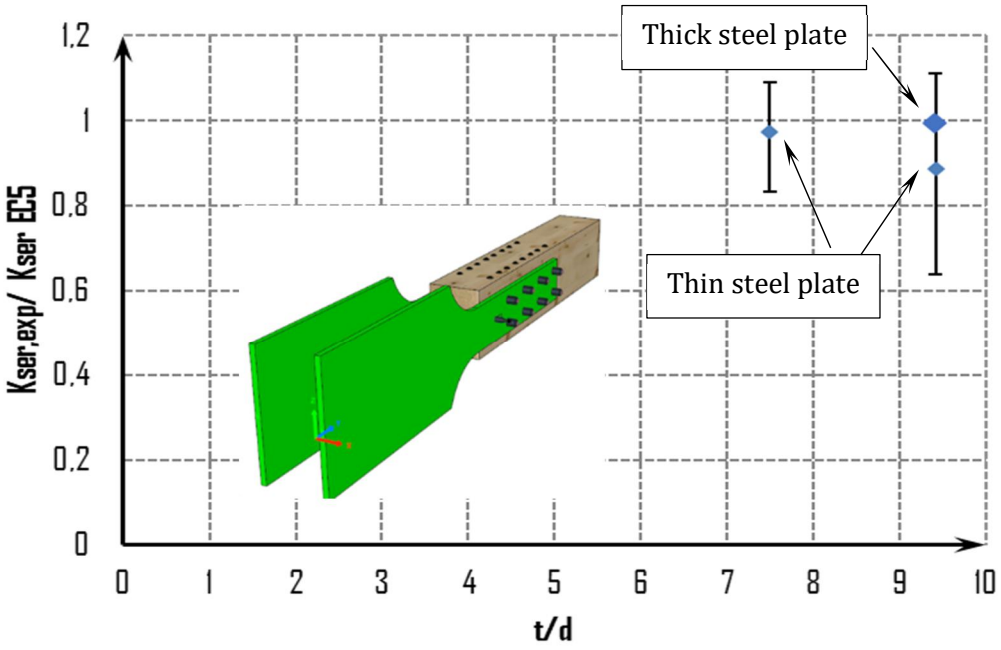


Figure 8 : Two side metal plate reinforced connections. Ratio of experimental stiffness (dowel of 12 mm) divided par EC5 stiffness estimation drawn as of function of t/d (t is the total timber thickness). Each point is an average of ten replicates.

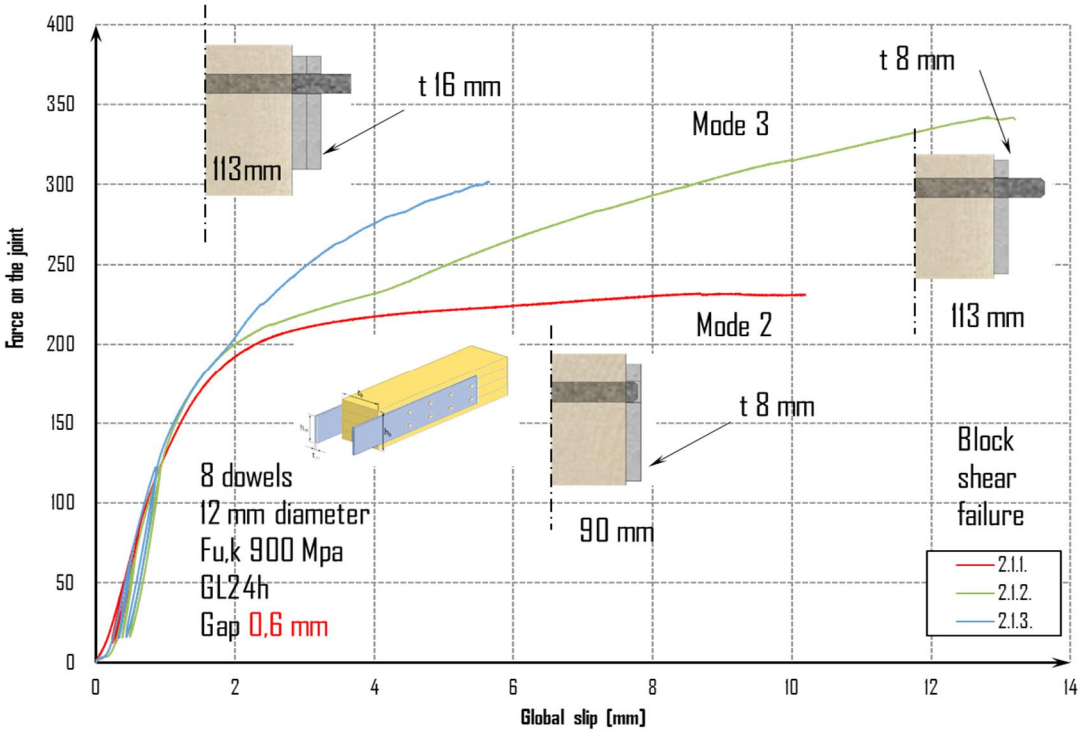


Figure 9 : Effect of gap on the stiffness of connection with two side metal plate whatever the thickness of the metal plate.

When the stiffness of a multiple shear planes is compared with the sum of the stiffness of one connection with a metal plate slotted in and one connection with two side plates a difference between 15 to 20 % appears. The difference is since the central part of the multiple shear connection is stiffer because the side timber part help to limit the rotation of the dowel in the steel plate as it was embedded even if the metal plates are thin.

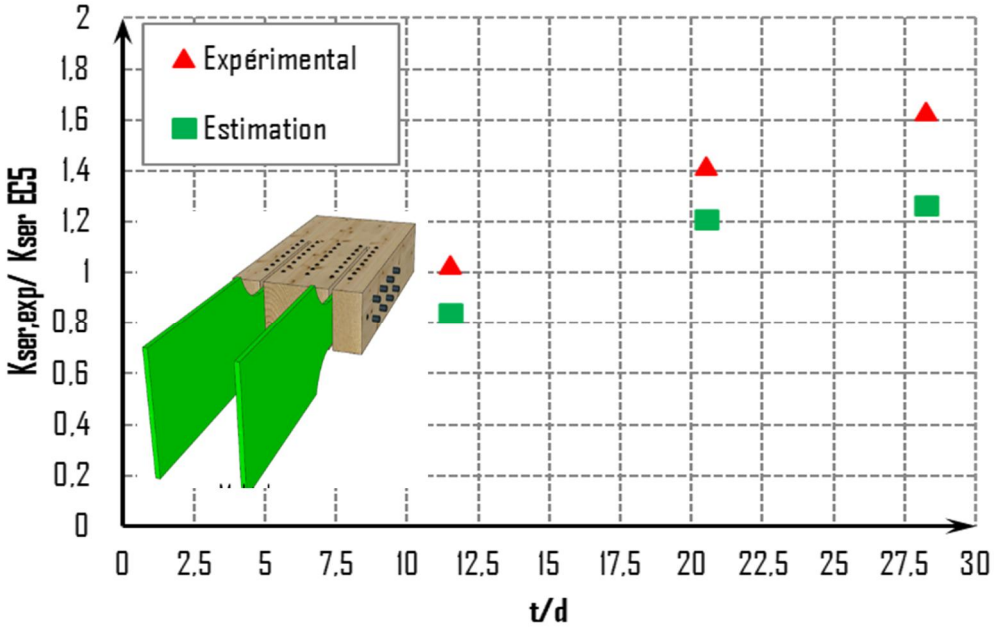


Figure 10 : Reinforced steel plate multiple shear connections. Ratio of the experimental stiffness of the connection over the actual EC5 stiffness estimation. Ratio of the sum of the experimental stiffness measured with one slotted in metal plate and two side plates divided par EC5 stiffness estimation. The ratios are drawn as of function of t/d (t is the total timber thickness).

The following formula

$$F_{\mathrm{br,Rd}} = \min \begin{cases} F_{\mathrm{bo,d}} \left(n_{\mathrm{o}} + n_{\mathrm{i}} \frac{t_{\mathrm{i}}}{t_{\mathrm{o}}} \right) & \text{failure of outer members} \\ F_{\mathrm{bi,d}} \left(n_{\mathrm{o}} \frac{t_{\mathrm{o}}}{t_{\mathrm{i}}} + n_{\mathrm{i}} \right) & \text{failure of inner members} \end{cases} \quad (11.30)$$

should be replaced for symmetrical connection with outer timber members (OTM) by

$$F_{\mathrm{bfc,Rd}} = \min \begin{cases} 2 \times F_{\mathrm{bo,d}} \left(m_{\mathrm{i}} \frac{K_{SLS,II,b}}{K_{SLS,I}} + 1 \right) & \text{failure of outer members} \\ 2 \times F_{\mathrm{bi,d}} \left(m_{\mathrm{i}} + \frac{K_{SLS,I}}{K_{SLS,II,b}} \right) & \text{failure of inner members} \end{cases} \quad (11.30)$$

Where :

m_i number of inner timber members,

$F_{\mathrm{bo,d}}$ is the capacity of an outer member,

$F_{\mathrm{bi,d}}$ is the half capacity of the inner member,

$K_{SLS,II,b}$ is the service stiffness of one shear plane of an inner part,

$K_{SLS,I}$ is the ultimate stiffness of one shear plane of an outer part,

The estimation of the stiffness is depending on the number of column of dowels, number of dowels in a row, spacing between dowels in the grain direction, thickness of steel plates, thickness of timber members and diameter of dowels, density of timber could be added but it must be discussed.

10.5.4 Design resistance of a timber member

(1) The design brittle failure resistance of a timber member with a single row of fasteners should be determined by the minimum resistance of the following failure modes:

a) splitting, considered by the effective number of fasteners in accordance with 11.3.4;

b) row shear failure, determined in accordance with 11.6.5;

c) net tensile failure, determined in accordance with 11.6.8.

(2) The design brittle failure resistance of a timber member with more than one row of fasteners should be determined by the minimum resistance of the following failure modes:

Comment: Splitting of rows in a joint composed of many rows could appear and must be checked see figure 11, instead it has no sense to reinforced over the total transversal direction.

a') splitting, considered by the effective number of fasteners in accordance with 11.3.4,



Figure11 : Splitting of rows in a multiple row timber to steel joint with screws.

a) row shear failure, determined in accordance with 11.6.5;

b) block shear failure, determined in accordance with 11.6.6, for fully penetrated timber members;

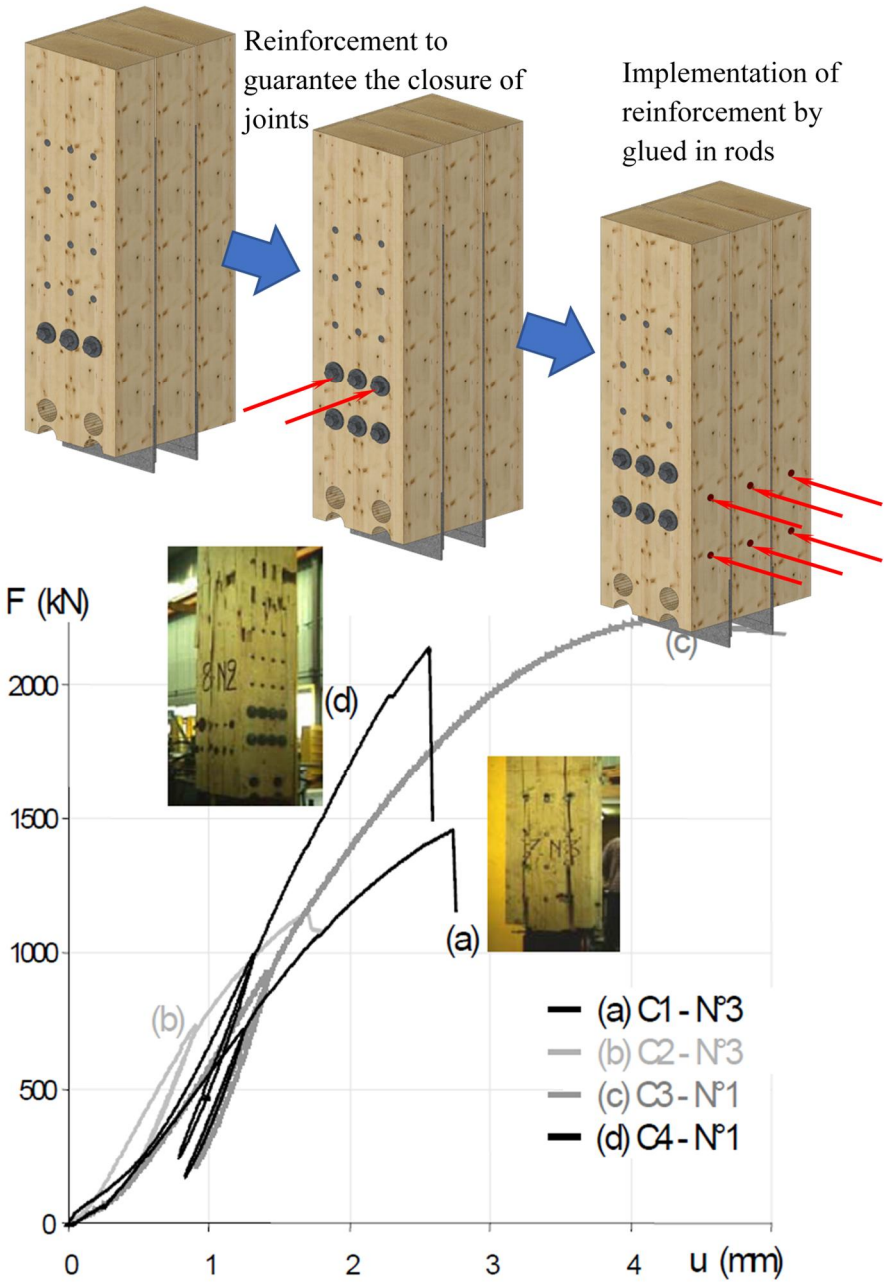
c) plug shear failure, determined in accordance with 11.6.7, for partially penetrated timber members;

Comment: Plug shear failure appears very often when the joints are reinforced especially for mode 2 and mode 3 see Figure 6, the affirmation doesn't seem right.

d) net tensile failure, determined in accordance with 11.6.8.

Comment: Reinforcement has an influence on splitting but also on the plug or with block shear failure. It must be considered to predict block shear and plug shear failure. See figure 12

Comment: Plug shear or block shear will appear in a reinforced connection, the one which will appear will be the one with the weakest capacity. If the joint is not reinforced, the principle will stay the same, but the shear strength capacity will be degraded.



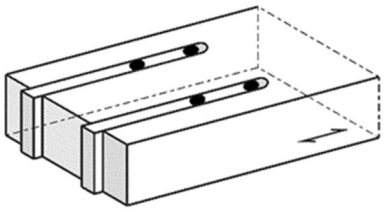
Series	n_r	n_f	Bolts	Dowels	loading
C1	3	4	--	12	Tension
C2	3	5-4-5	--	14	Tension
C3	3	5	6	9	Compression
C4	4	7	8	20	Tension

[1] Biger JP, Bocquet JF, Racher P (2000) Testing and designing the joints for the pavilion of Utopia. World Conference on Timber Engineering, Paper 4.3.3. Whistler, Canada.

[2] Perrin JP, Quost D, Bocquet JF, Racher P, Biger JP (1998) The pavilion of Utopia. World Conference on Timber Engineering, Vol. 2, pp. 80-87. Montreux, Switzerland.

Figure 12 : Influence of reinforcement on block shear failure, block shear in compression.

10.5.5 Row shear failure



(1) The design row shear failure resistance of a timber member $F_{\mathrm{rs,d}}$ should be taken from:

$$F_{\mathrm{rs,d}} = 2n_{90}F_{\mathrm{v,l,d}} \qquad \textbf{(11.31)}$$

where

n_{90} is the number of fasteners in a row perpendicular to grain;

$F_{\mathrm{v,l,d}}$ is the design shear resistance per side shear plane in the timber member according to 11.6.9.1.

10.5.6 Block shear failure

(1) For situations where the fastener penetrates the full timber member thickness, the design block shear failure resistance of a timber member $F_{\mathrm{bs,d}}$, see Figure 11.21, should be taken from:

$$F_{\mathrm{bs,d}} = \max\left(2F_{\mathrm{v,l,d}}; F_{\mathrm{t,d}}\right) \qquad \textbf{(11.32)}$$

Comment: Same principle as the current EC5.

where

$F_{\mathrm{v,l,d}}$ is the design shear resistance per side shear plane in the timber member according to 11.6.9.1;

$F_{\mathrm{t,d}}$ is the design tensile failure resistance parallel to grain of the head tensile plane according to 11.6.8.

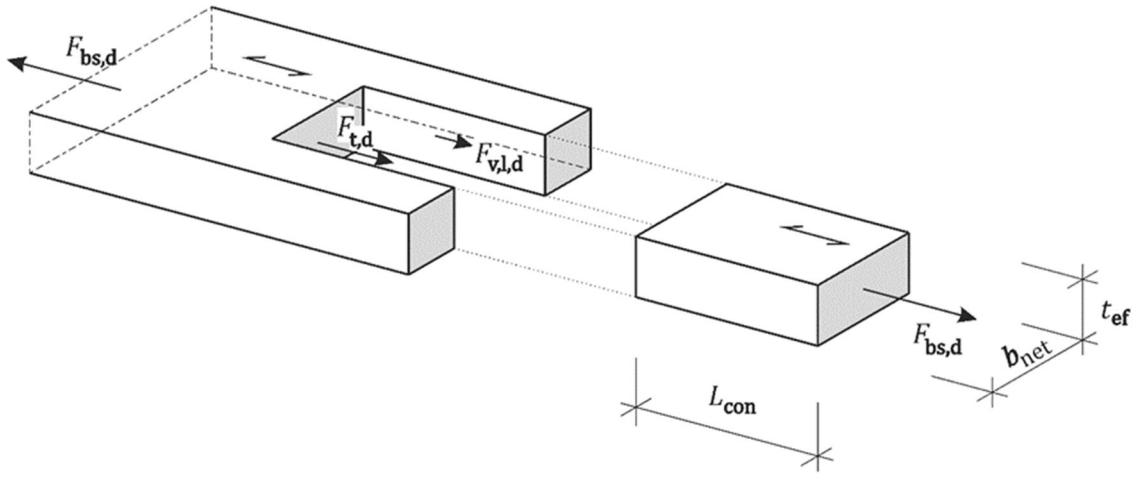


Figure 11.25 — Block shear failure surfaces

(2) For reinforced connections with laterally loaded dowels and/or bolts according to 11.4.5 Formula 11.33 may be replaced by:

$$\boldsymbol{F}_{\mathrm{bs,d}} = \mathbf{2}\boldsymbol{F}_{\mathrm{v,l,d}} + \boldsymbol{F}_{\mathrm{t,d}} \qquad \textbf{(11.33)}$$

Comment: In the experimental study conducted by ADIVBOIS, it appears that when the connections are reinforced as proposed in 11.4.5, the shear failure of the block or plug can occur and be predicted by directly adding the shear strength with a coefficient k_v =0,71 and the tensile strength with a coefficient k_t =1.02. The shear failure of the plug is estimated using a t_{ef} which is defined in the current EC5 version. For block shear, the capacity is estimated considering $t_{ef} = t_o$ or t_i . In the case of a multi-shear connection, the elastic distribution on each part is performed using the stiffness defined by an FEM model which matches very well with the previous test results.

with outer timber members (OTM) the capacity of the connection is estimated with :

$$F_{\mathrm{bfc,Rd}} = \min \begin{cases} 2 \times F_{\mathrm{bo,d}} \left(m_{\mathrm{i}} \frac{K_{SLS,II,b}}{K_{SLS,I}} + 1 \right) & \text{failure of outer members} \\ 2 \times F_{\mathrm{bi,d}} \left(m_{\mathrm{i}} + \frac{K_{SLS,I}}{K_{SLS,II,b}} \right) & \text{failure of inner members} \end{cases} \qquad (11.30)$$

Where :

m_i number of inner timber members,

$F_{\mathrm{bo,d}}$ is the capacity of an outer member,

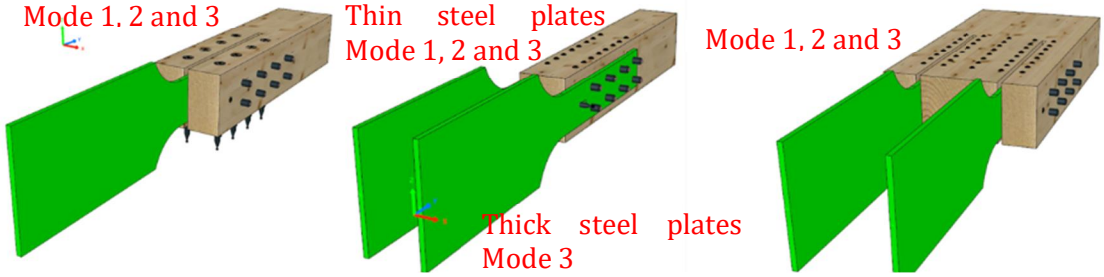
$F_{\mathrm{bi,d}}$ is the half capacity of the inner member,

$K_{SLS,II,b}$ is the service stiffness of one shear plane of an inner part,

$K_{SLS,I}$ is the ultimate stiffness of one shear plane of an outer part,

Campaign of tensile tests

PL timber samples, 2 rows 4 dowels in a row , diameter 12 and 16 mm



$f_{u,k}$=1000 Mpa, steel S460, GL28h and the average density was 460 kg/m^3

Spacing of dowel in grain direction 5d end distance 7d

Spacing of dowel perpendicular to the grain 3d, edge distances 3d

Controlled spacing between dowel and steel holes 0.6 mm,

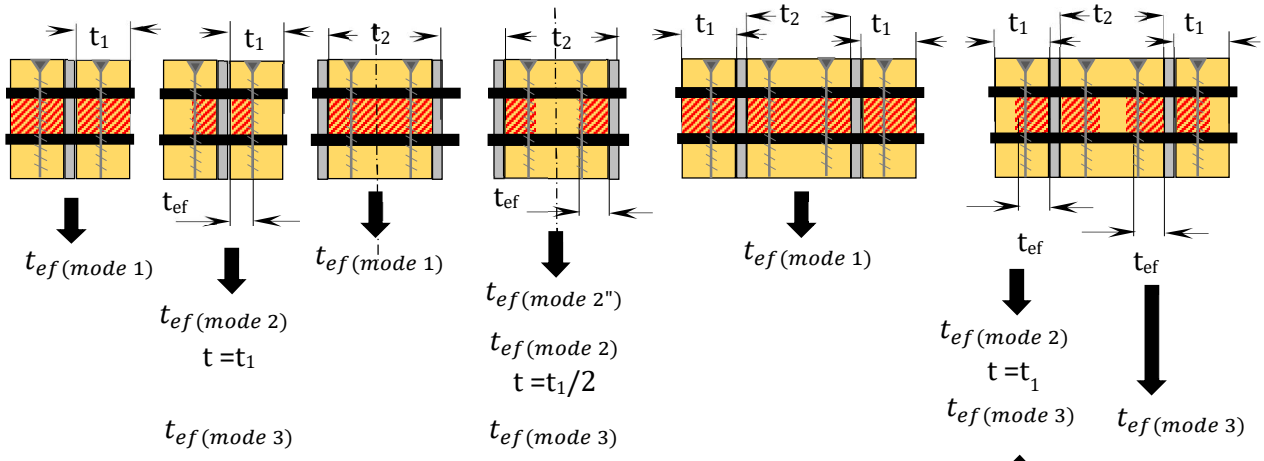
Controlled spacing between dowel into timber between 0 /-0.1 mm

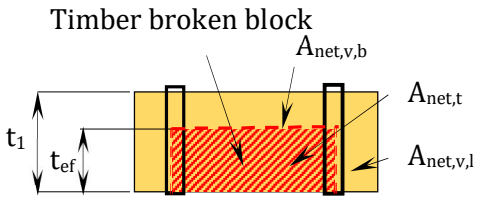
Stiffness measured with ten samples; Ultimate strength measured on five samples

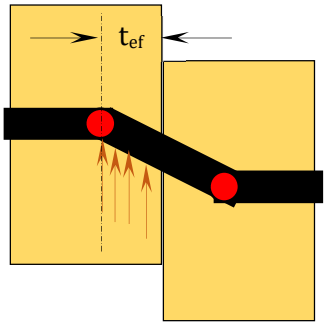
with $f_{t,0,k}$ $GL28h$ ($\boldsymbol{cov}$ **12** %) *estimated value* → $f_{t,0,mean}$ → 27,89 Mpa

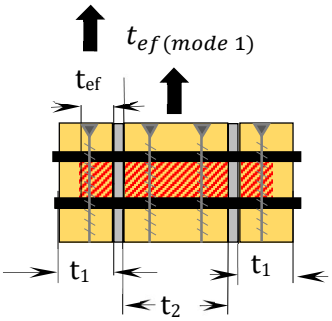
and $f_{v,k}$ $GL28h$ ($\boldsymbol{cov}$ **15** %) *estimated value* → $f_{v,mean}$ → 4,64 Mpa

Possible block or plug failure modes with reinforcement









$$t_{ef\,(mode\ 1)} = t_1 ou\ t_2/2$$

$$t_{ef\,(mode\ 2)} = t\left[\sqrt{2 + \frac{4 \times M_{y,mean}}{f_{h,mean} d t^2}} - 1\right]$$

Rotation of dowel blocked next to the shear plane

$$t_{ef\,(mode\ 2")} = 1{,}4\sqrt{\frac{M_{y,mean}}{f_{h,mean} d}}$$

Free rotation next to the shear plane

$$t_{ef\,(mode\ 3)} = 2\sqrt{\frac{M_{y,mean}}{f_{h,mean} d}}$$

For tests analysis: $a_1 = 5d_0$ *and* $a_{3,t} = 7d_0$

Net section for tensile strength

$A_{net,t} = (a_2 - d_0) \times t$ ou $t_{ef} = 2d \times t$ ou t_{ef}

Net section for lateral shear strength

$A_{net,v,\mathrm{l}} = 2 \times \left(3\mathrm{a}_1 + \mathrm{a}_{3,\mathrm{t}} - 3{,}5\ \mathrm{d}_0\right) \times \mathrm{t\ ou\ t_{ef}} = 2 \times 18{,}5\mathrm{d} \times \mathrm{t\ ou\ t_{ef}}$

Section for bottom shear strength (the dowels in shear without space count like timber)

$A_{net,v,\mathrm{b}} = \left(3\mathrm{a}_1 + \mathrm{a}_{3,\mathrm{t}} - 3{,}5\ \mathrm{d}_0\right) \times \mathrm{a}_2 = 18{,}5\mathrm{d} \times 3\mathrm{d}$

The previous results are obtained by replacing the following design approach of actual EC5

$$F_{bs,Rk} = max\begin{cases} k_t \times A_{net,t} \times f_{t,0,k} \\ k_s \times A_{net,v} \times f_{v,k} \end{cases} \quad \text{with } k_t = 1{,}5 \text{ and } k_v = 0{,}7$$

By the following formula

$$F_{\mathrm{bfo,mean}} \text{ or } F_{\mathrm{bfi,mean}}/2 = \min\begin{cases} k_t \times A_{net,t} f_{t,0,mean} + k_v \times A_{net,v,\mathrm{l}} \times f_{v,mean} \\ k_t \times A_{net,t} \times f_{t,0,mean} + k_v \times \left(A_{net,v,\mathrm{l}} + "A_{net,v,\mathrm{b}}\ "\right) \times f_{v,mean} \end{cases}$$

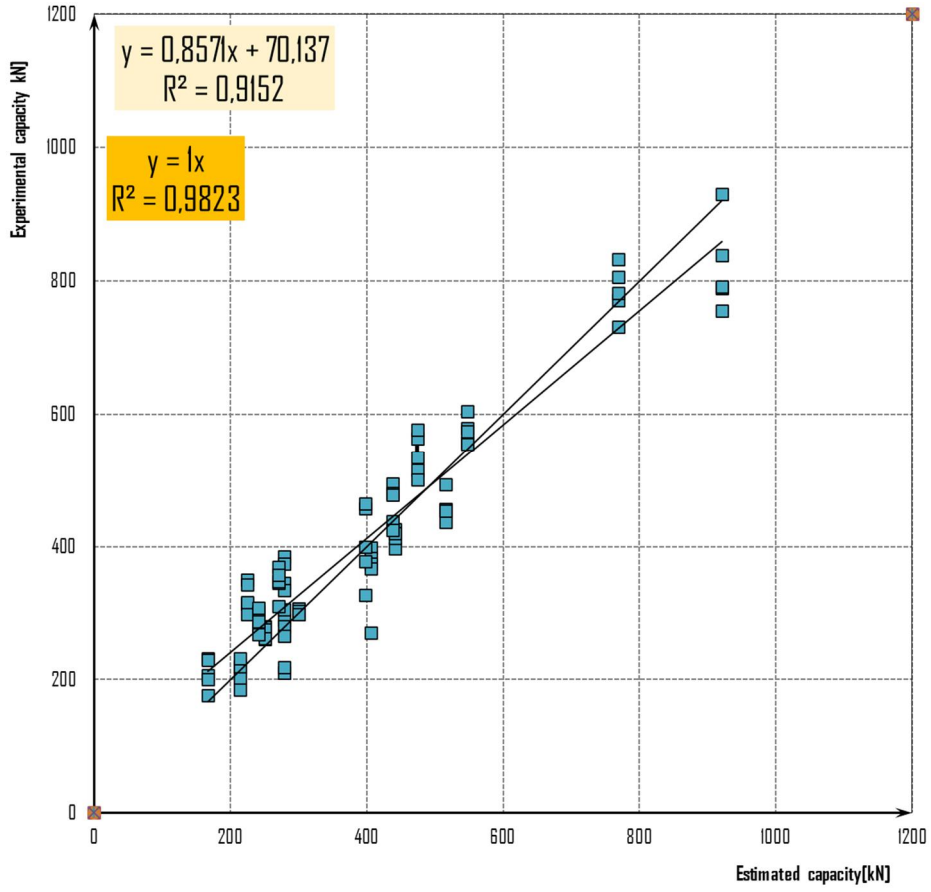


Figure 13 : Comparison of calculated average values like explain before with ultimate loads obtained from tests: K_{SLS} FEM stiffness per shear plane is used to distribute the effort in multiple shear plane: with $k_t = 1{,}02$ and $k_v = 0{,}71$

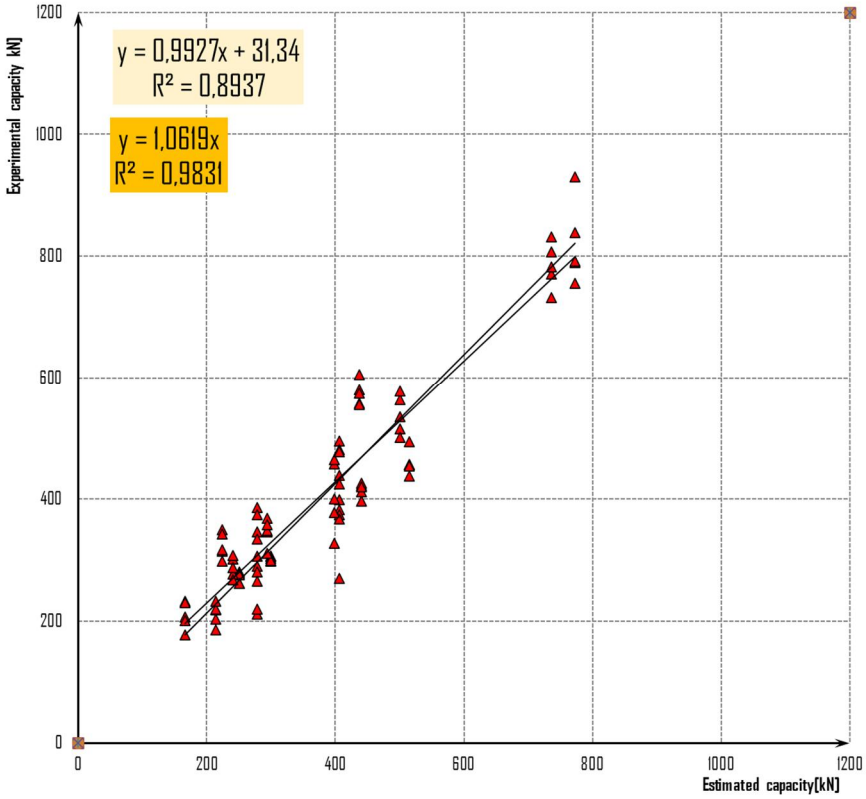


Figure 14 : Comparison of calculated average values like explain before with ultimate loads obtained from tests: the actual draft law based on the thicknesses of the members is used to distribute the effort in multiple shear planes connections: with $k_t = 1{,}02$ *and* $k_v = 0{,}71$

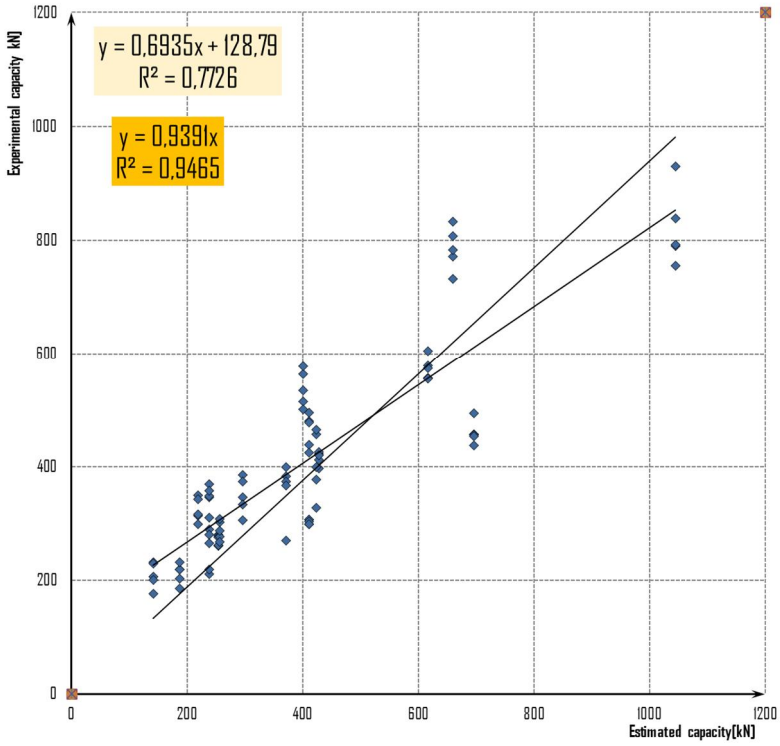


Figure 15 : Comparison of calculated average values using actual EC5 DRAFT with ultimate loads obtained from tests : mode 3 (f) is integrated with $\alpha_{cl} = 1$ *with* $k_t = 1{,}22$ *and* $k_v = 0{,}72$

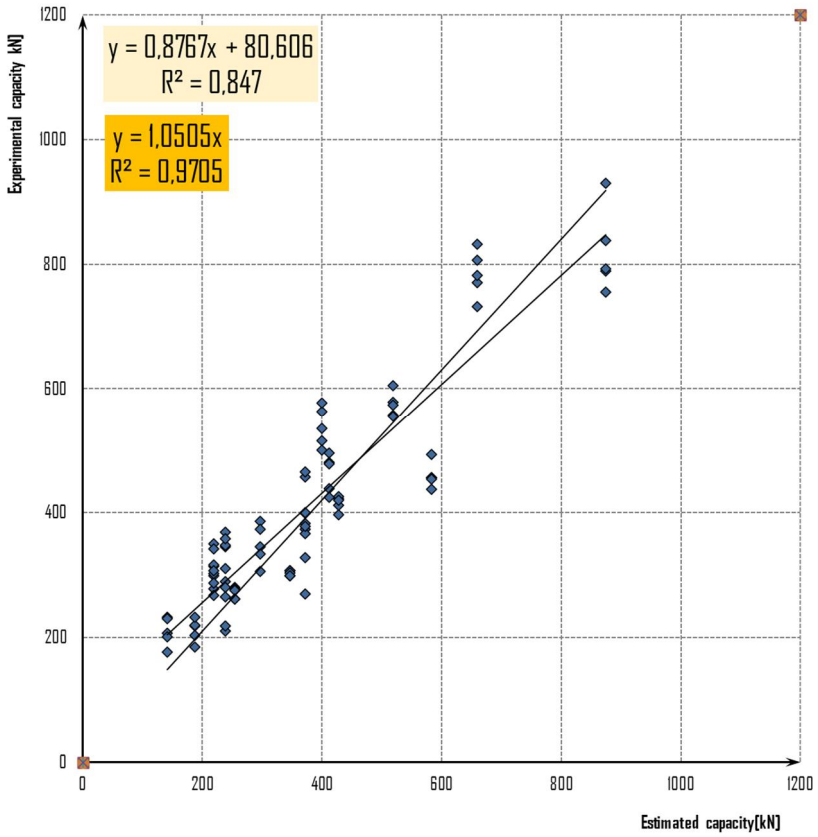


Figure 16 : Comparison of calculated average values using actual EC5 DRAFT with ultimate loads obtained from tests but α_{cl} used to calculate t_{ef} is forced to ***$\alpha_{cl} = 0.65$*** *: with $k_t = 1{,}22$ and $k_v = 0{,}72$*

10.5.7 Plug shear failure

(1) When the fastener partially penetrates the timber member thickness, the design plug shear failure resistance of a timber member $F_{ps,d}$ Figure 10.22, should be taken from:

$$F_{ps,d} = \max \begin{cases} 2F_{v,l,d} \\ F_{t,d} + F_{v,b,Rd} \end{cases} \qquad (11.34)$$

Comment: how is it possible that the bottom shear failure doesn't happen at the same time as lateral shear failure ?

where

$F_{v,l,d}$ is the design shear failure resistance per side shear plane in the timber member according to 11.6.9.1;

$F_{v,b,Rd}$ $F_{v,b,d}$ is the design shear plane resistance of the bottom shear plane in the timber member according to 11.6.9.2;

$F_{t,d}$ is the design tensile failure resistance of the head plane in the timber member according to 11.6.9.3.

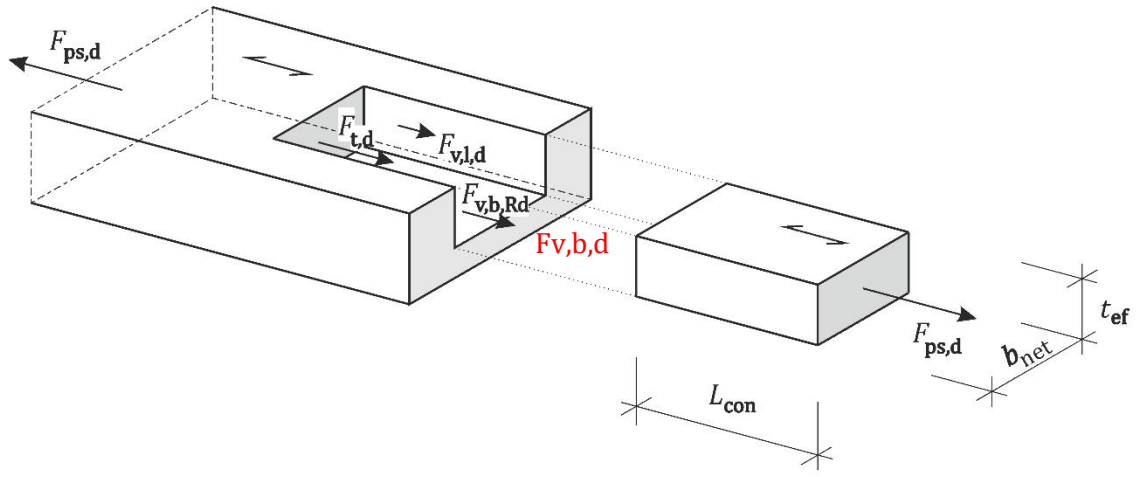


Figure 11.26 — Plug shear failure surfaces

10.5.8 Net tensile failure

(1) The design net tensile failure resistance should be determined according to 8.1.2, taking into account the reduction of the cross-section due to the pre-drilled holes for the fasteners, see Figure 11.18. The net section is determined at the section presenting the largest number of fasteners perpendicular to the load direction and considering 7.1.2.

(2) For connections with shear connectors the reduction of the cross-section is given in Table 11.17 and Table 11.18.

10.5.9 Design capacities of the individual failure plane

10.5.9.1 Side shear planes

(1) The design shear resistance per side shear plane $F_{v,l,d}$ should be determined as:

$$F_{v,l,d} = k_v \, t_{ef} \, L_{con} \, f_{v,d} \qquad (11.35)$$

Comment: Taking into account *tef* to estimate the side shear strength for block shear failure is not physique : if the thickness of the member is increasing the block shear failure is not going to increase.

with

$$L_{con} = a_1(n_0 - 1) + a_{3,t} \qquad (11.36)$$

Comment: Failure can occur in the weakest section, sometimes the shear planes is reduced by the holes (see figure 16).

$$L_{con} = \left(a_1(n_0 - 1) + a_{3,t}\right) - (n_0 - 1/2) \times d_0$$

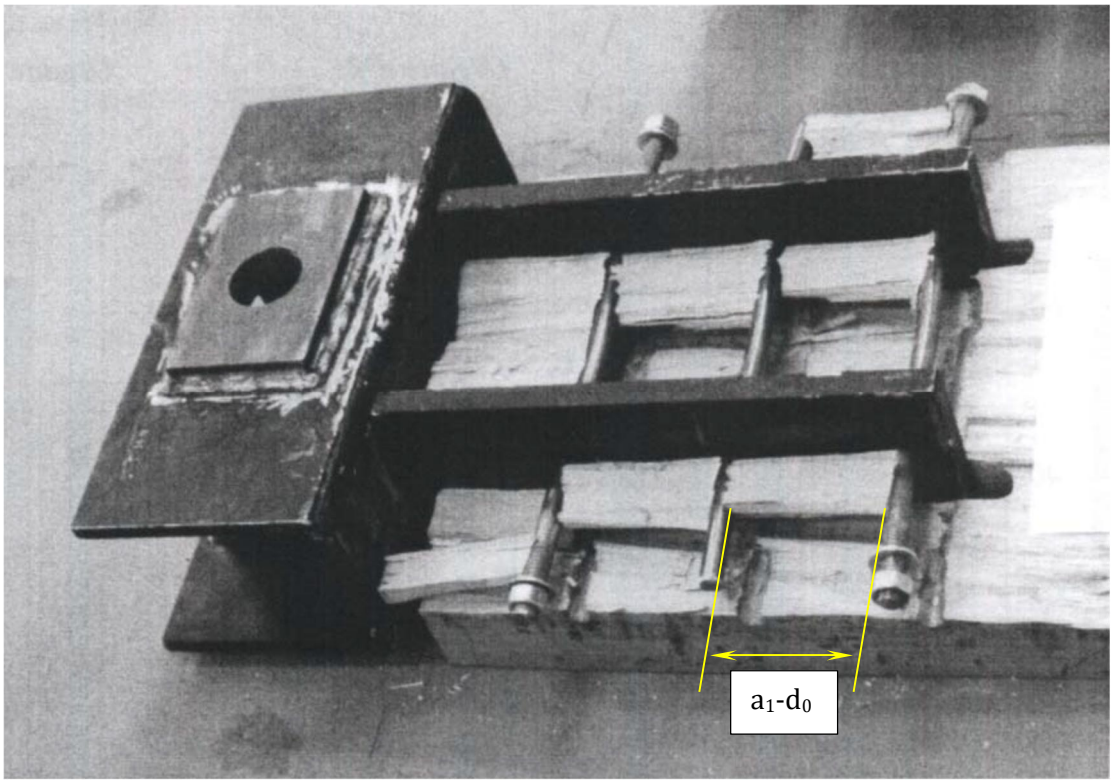


Figure 17 : Shear failure along the row of dowels in a connection: the shear length is clearly visible between the dowel.

$$k_v = 0{,}4 + 1{,}4\sqrt{\frac{G_{mean}}{E_{0,mean}}} \qquad (11.37)$$

ST / GL	*C18*	*C24*	*C30*	*GL 24 h*	*GL 28 h*	*EC5*
E_{mean}	*9000*	*11000*	*12000*	*11500*	*12600*	*Mpa*
G_{mean}	*560*	*690*	*750*	*650*	*650*	*Mpa*
k_v	*0,75*	*0,75*	*0,75*	*0,73*	*0,72*	***0,7 ?***

Comment: Regarding to the determination of G_{mean} the ratio could stay at 0,7 or 0,6

See CIB W18 : 45-7-4 Block shear failure of wooden dowel connections – G Stapf, S Aicher, N Zisi

where

k_v is a reduction factor for shear;

t_{ef} is the effective thickness of the plane, determined in 11.6.10;

L_{con} is the connection length parallel to grain, see Figure 11.23;

$f_{v,d}$ is the design shear strength of timber;

a_1 is the spacing parallel to grain;

n_0 is the number of fasteners in a row parallel to grain;

$a_{3,t}$ is the loaded end distance parallel to grain;

G_{mean} is the mean shear modulus of the timber, in N/mm^2;

10.5.9.2 Bottom shear plane

(1) The design bottom shear plane failure resistance $F_{v,b,Rd}$ should be determined by:

$$F_{v,b,Rd} = k_v L_{con} b_{net} f_{v,d} \quad (11.38)$$

$$F_{v,b,d} = k_v L_{con} b_{net} f_{v,d} \quad (11.38)$$

with

$$L_{con} = a_1(n_0 - 1) + a_{3,t} \quad (11.39)$$

$$b_{net} = (a_2 - d_0)(n_{90} - 1) \quad (11.40)$$

Comment: Timber between the hole in the direction of the grain is also resisting. The shear area should be the whole surface. When there is space between fastener and timber the surfaces of the cross section of the fastener must be subtracted.

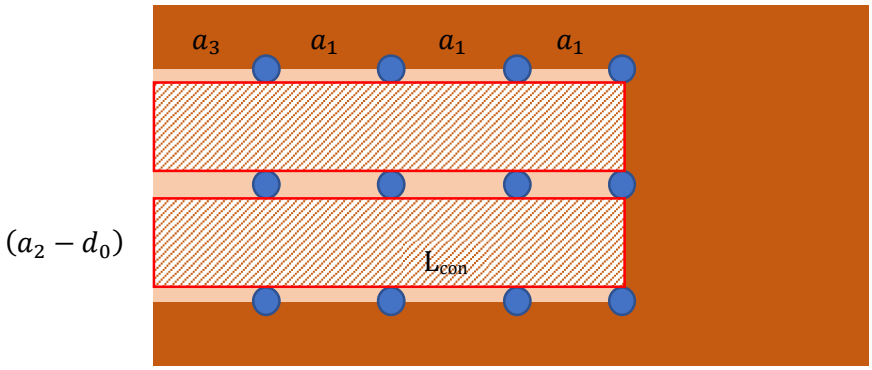


Figure 18 : Area of the sheared surfaces used in the calculations

$F_{v,b,d} = k_v \, A_{net,v,b} \, f_{v,d}$

$A_{net,v,b} = a_2(n_{90} - 1) \times (a_1(n_0 - 1) + a_{3,t})$ when there is no space between fastener and hole.

$A_{net,v,b} = a_2(n_{90} - 1) \times (a_1(n_0 - 1) + a_{3,t}) - \left(\left(\left(n_0 - \frac{1}{2}\right) \times (n_{90} - 1)\right) \times \pi d_0^2/4\right)$ there is space between fastener and hole.

where

- k_v is a shear coefficient, according to Formula 11.37;
- L_{con} is the length parallel to grain of the connection, see Figure 11.23;
- b_{net} is the net width between the fasteners over the whole cross-section, see Figure 11.23;
- $f_{v,d}$ is the design shear strength of timber;
- a_1 is the spacing parallel to grain;
- n_0 is the number of fasteners in a row parallel to grain, see Figure 11.23;
- n_{90} is the number of fasteners in a row perpendicular to grain, see Figure 11.23;

$a_{3,t}$ is the loaded end distance parallel to grain;

a_2 is the spacing perpendicular to grain;

d_0 is the largest of the diameter of the predrilled hole or fastener diameter.

10.5.9.3 Head tensile plane in block and plug shear

(1) The design tensile failure resistance parallel to grain of the head tensile plane $F_{t,Rd}$ should be determined by:

$$F_{t,Rd} = k_t \, b_{net} \, t_{ef} \, f_{t,0,d} \qquad (11.41)$$

$t_{ef} = t$ for block shear and net tensile failure

with

$$k_t = 0{,}9 + 1{,}4\sqrt{\frac{G_{mean}}{E_{0,mean}}} \qquad (11.42)$$

ST / GL	*C18*	*C24*	*C30*	*GL 24 h*	*GL 28 h*	*EC5*
$f_{m,k}$	*18*	*24*	*30*	*24*	*28*	*Mpa*
$f_{t,0,k}$	*10*	*14,5*	*19*	*19,2*	*22,4*	*Mpa*
r	*1,80*	*1,66*	*1,58*	***1,25***	***1,25***	
E_{mean}	*9000*	*11000*	*12000*	*11500*	*12600*	*Mpa*
G_{mean}	*560*	*690*	*750*	*650*	*650*	*Mpa*
k_t	*1,25*	*1,25*	*1,25*	*1,23*	*1,22*	***1,5***

Because of statistic distribution, the coefficient k_t should be considered but the best fit from ADIVBOIS test is $k_t = 1{,}11$

See CIB W18 : 45-7-4 Block shear failure of wooden dowel connections – G Stapf, S Aicher, N Zisi

$k_t = \left(\frac{2000}{150}\right)^{0.1} = 1.3$ 150 mm ?

$$b_{net} = (a_2 - d_0)(n_{90} - 1) \qquad (11.43)$$

Comment: See proposal figure 5 for cross section effective width.

where

k_t is an increase factor for tensile;

b_{net} is the net width of area that fails in block shear, consider 7.1.2;

t_{ef} is the effective thickness of the plane for partially penetrating fasteners determined in 11.6.10 or the embedment depth of fasteners fully penetrating;

$f_{t,0,d}$ is the design tensile strength of the timber parallel to grain;

G_{mean} is the mean shear modulus of the timber element;

$E_{0,mean}$ is the mean parallel modulus of elasticity of the timber parallel to grain;

a_2 is the spacing perpendicular to grain, in mm;

d_0 is the largest of the diameter of the predrilled hole or fastener diameter;

n_{90} is the number of rows of fasteners parallel to grain.

10.5.10 Effective thickness of the failure planes

10.5.10.1 General

(1) For connections with fully penetrating fasteners,

— the effective thickness of the head tensile plane should be taken as the thickness of the timber member;

Comment: Plug shear failure appears very often when the joints are reinforced especially for mode 2 and mode 3 see Figure 6.

— the effective thickness of side shear planes should be taken as the **elastic effective** thickness, $t_{ef,el,1}$, determined in 11.6.10.2.

(2) The effective thickness of the failure planes for partially penetrated timber members $t_{ef,ps}$ in plug shear should be determined by:

$$t_{ef,ps} = \min \begin{cases} t_{ef,el,1} \\ t_{ef,pl} \end{cases} \quad (11.44)$$

where

$t_{ef,el,1}$ is the elastic effective thickness, determined in 11.6.10.2;

$t_{ef,pl}$ is the plastic effective thickness, determined in 11.6.10.3.

10.5.10.2 Elastic effective thickness

(1) The elastic effective thickness of the failure planes of inner timber members $t_{ef,el}$ should be taken from:

$$t_{ef,el,1} = \begin{cases} t_{h,i} & \text{if } \frac{t_{h,i}}{d} \leq 11\alpha_{cl} \\ \max \begin{cases} \left(2 - \frac{t_{h,i}}{11d}\right) \alpha_{cl}\, t_{h,i} \\ 0{,}65\ \alpha_{cl}\, t_{h,i} \end{cases} & \text{if } \frac{t_{h,i}}{d} > 11\alpha_{cl} \end{cases} \quad (11.45)$$

(should be named $t_{ef,el}$ 1)

with

$\alpha_{cl} = 1$ for steel-to-timber connections where mode (f) governs;

$\alpha_{cl} = 0{,}65$ for timber-to-timber connections and all failure modes excluding mode (f) in steel-to-timber connections.

where

$t_{h,i}$ ~~is the penetration length of the fastener in the inner timber member, which corresponds to the thickness of the inner timber member;~~

$t_{h,i}$ Is the thickness of the inner timber member ???

d is the diameter of the fastener;

α_{cl} is the factor related to the clamping condition of the fastener, defined by the yielding mode.

(2) For multiple inner timber members the effective thickness, t_{ef} determined with Formula 11.45 should be reduced to $0{,}85t_{ef}$.

Comment: if it is considering the distribution due to the real stiffness of the shear planes, this global parameter has not to be introduced because it is varying regarding to the shear stiffness.

(3) The effective thickness of outer timber members t_{ef} should be taken from:

$$t_{ef,el,1} = \begin{cases} \alpha_{cl}\, t_{h,o} & \text{if } \frac{t_{h,o}}{d} \leq 3 \\ \max \begin{cases} \left(1{,}17 - \frac{t_{h,o}}{18d}\right) \alpha_{cl}\, t_{h,o} \\ 0{,}35\, \alpha_{cl}\, t_{h,o} \end{cases} & \text{if } \frac{t_{h,o}}{d} > 3 \end{cases} \qquad (11.46)$$

(should be named $t_{ef,el}$ 1)

with

$\alpha_{cl} = 1$ for steel-to-timber connections where mode (f) governs;

$\alpha_{cl} = 0{,}65$ for timber-to-timber connections and all failure modes excluding mode (f) in steel-to-timber connections.

where

$t_{h,o}$ for fully penetrated members it is the thickness of the outer timber member, for partially penetrated timber members is the penetration length of the fastener;

d is the diameter of the fastener;

α_{cl} is the factor related to the clamping condition of the fastener, defined by the yielding mode.

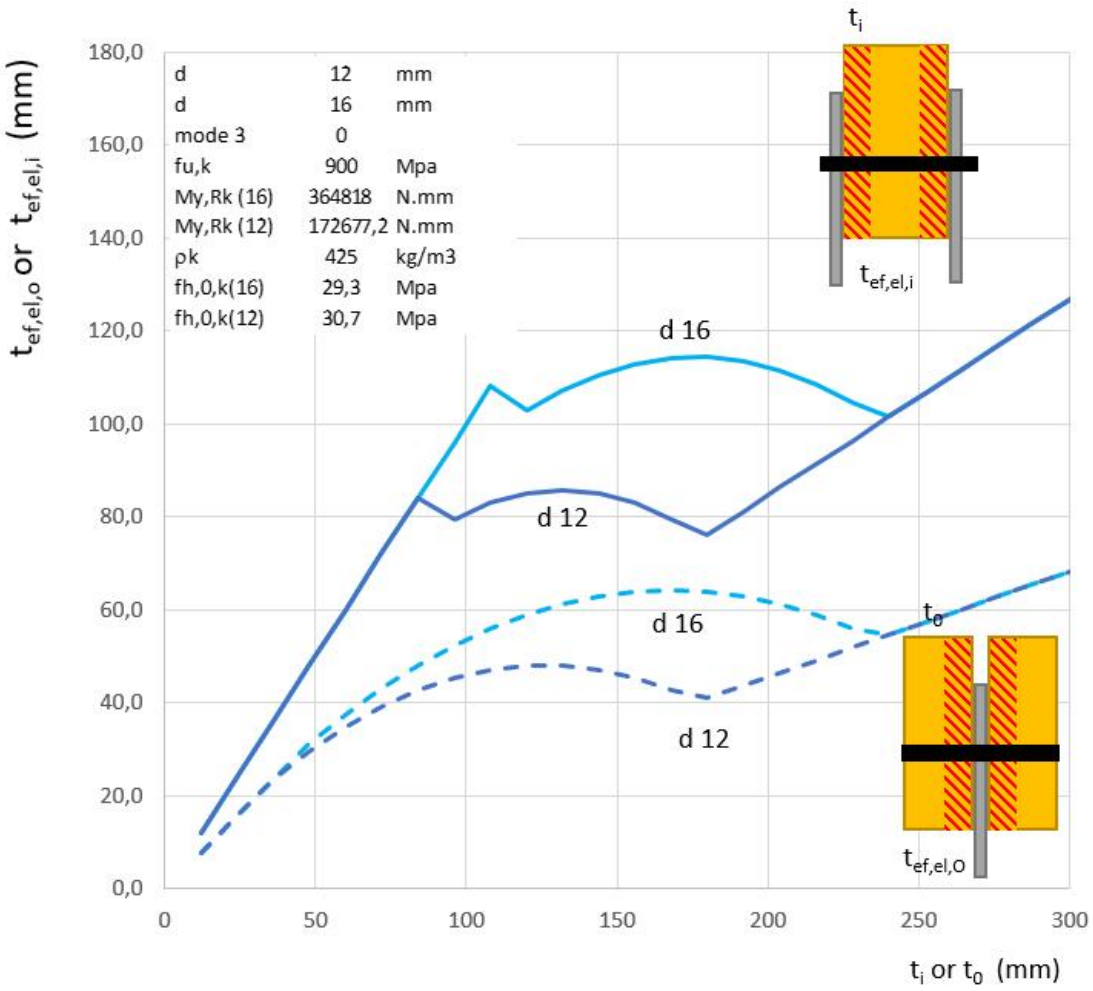


Figure 19 : The graph are showing the application of the proposal to estimate t_{ef} for dowel which are passing through from the thickness t of the timber for inner parts and outer parts, this for two diameter 12 and 16 mm. The influence of a plasticization in mode 3 was not considered.

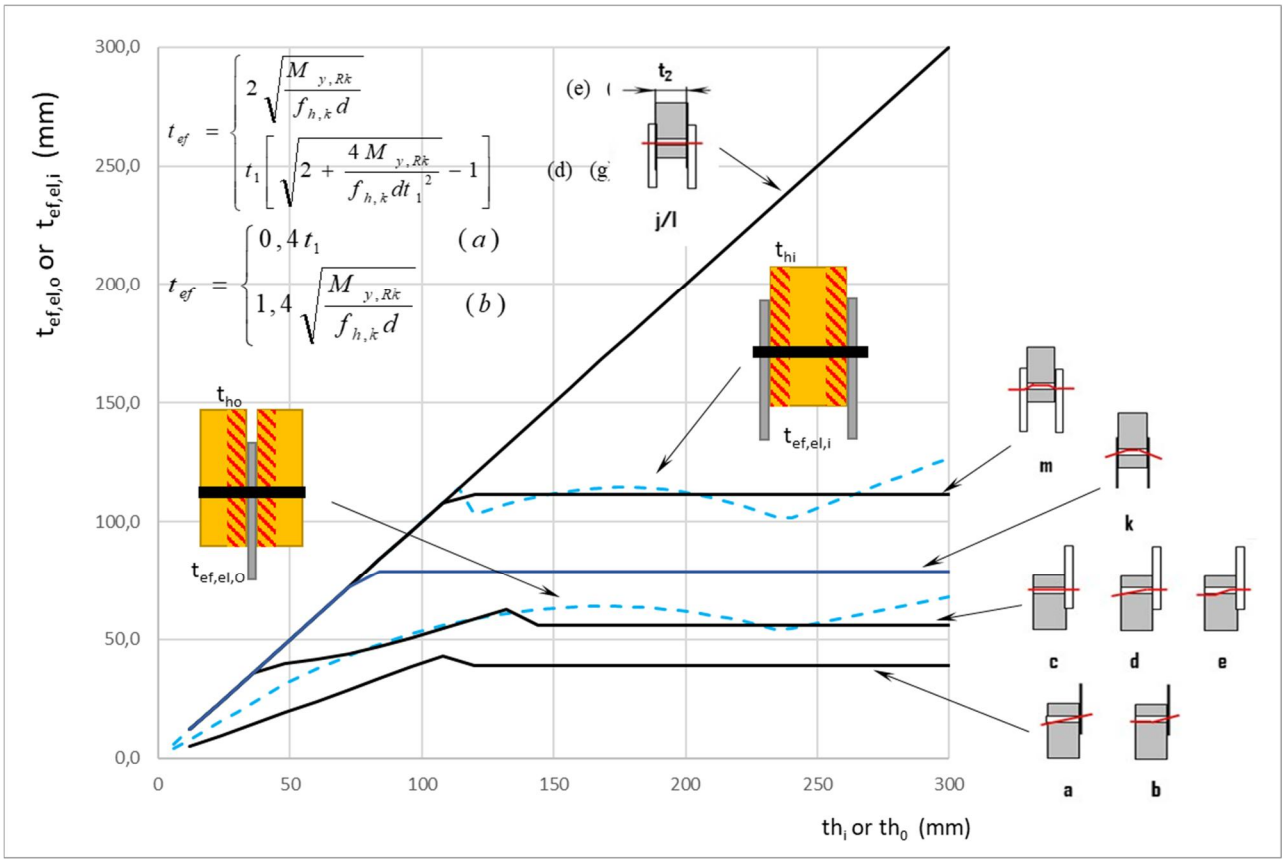


Figure 20 : The graphs show the application of the proposal to estimate the t_{ef} for dowels that pass through the thickness t of the wood for the internal and external parts, this for two diameters of 12 and 16 mm. The drawings are compared to the position of the plastic hinge EYM calculated for each failure mode.

Comment: This part appeared difficult to understand and to applicate because the text is not very clear since it is taking about inner parts in alinea (3). There is also a "new" $t_{ef,el}$, maybe a scheme could help to understand physically the signification of the calculated dimensions and if there is some relation with the previous chapter 11.5.10.2.

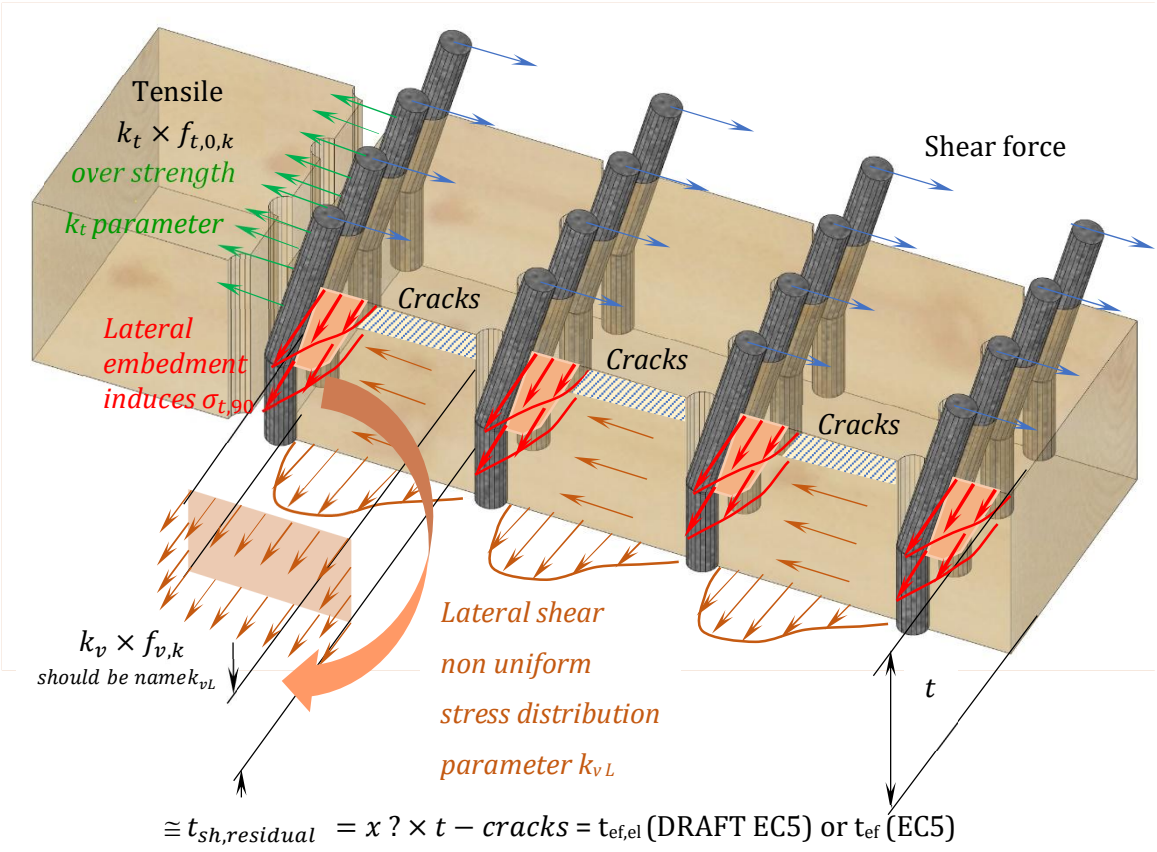


Figure 21 : Block shear failure

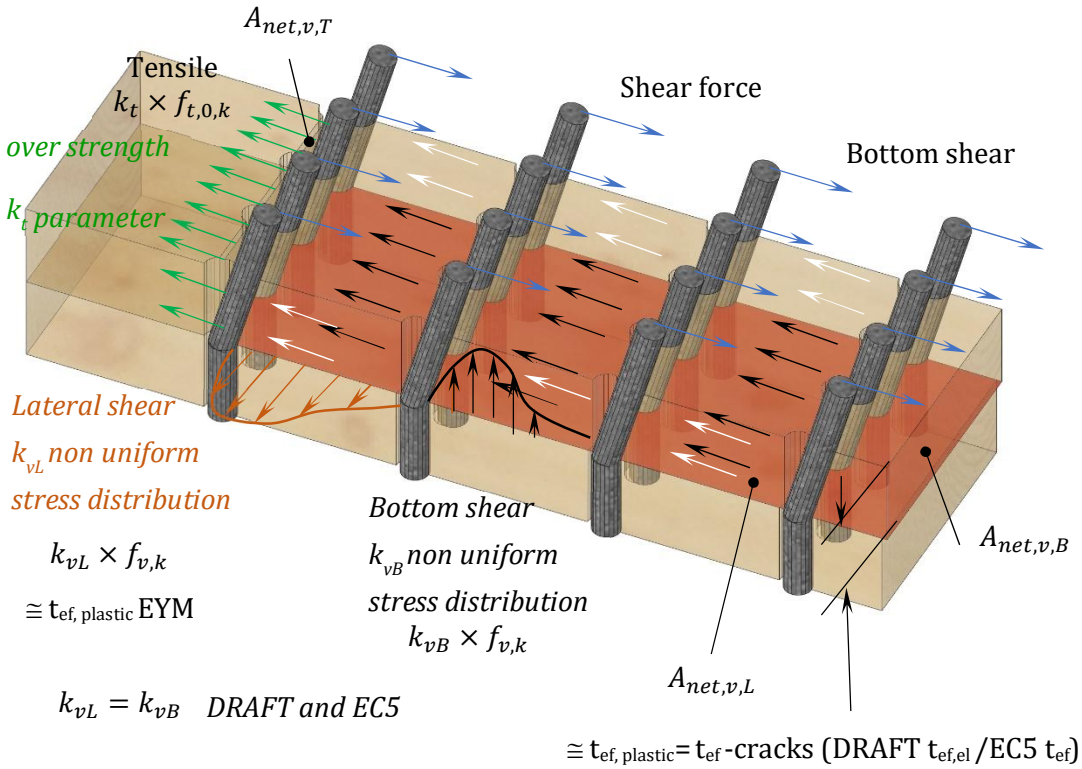


Figure 22 : Plug shear failure

10.5.10.3 Plastic effective thickness

(1) The plastic effective thickness $t_{ef,pl}$ for non-predrilled fasteners, should be taken from:

$$t_{ef,pl} = \sqrt{\frac{M_{y,k}}{2 d f_{h,0,k}}} + \frac{t_h}{2} \tag{11.47}$$

where

$M_{y,k}$ is the characteristic yield moment given in Table 11.7;

$f_{h,0,k}$ is the characteristic embedment strength of the timber;

d is the diameter of the fastener;

t_h is the embedment depth of the fastener.

(2) The plastic effective thickness $t_{ef,pl}$ for predrilled fasteners, should be taken from:

$$t_{ef,pl} = \sqrt{\frac{M_{y,k}}{d f_{h,0,k}}} + t_{ef,el,2} \tag{11.48}$$

where

$M_{y,k}$ is the characteristic yield moment given in Table 11.7;

$f_{h,0,k}$ is the characteristic embedment strength of the timber;

d is the diameter of the fastener;

$t_{ef,el,2}$ is the remaining elastic effective thickness;

(3) The remaining elastic effective thickness of the failure planes of inner timber members $t_{ef,el,2}$ should be taken from:

$$t_{ef,el,2} = \begin{cases} t_{h,pl} & \text{if } \frac{t_{h,pl}}{d} \leq 11 \\ \max \begin{cases} \left(2 - \frac{t_{h,pl}}{11 d}\right) t_{h,pl} \\ 0{,}65\ t_{h,pl} \end{cases} & \text{if } \frac{t_{h,pl}}{d} > 11 \end{cases} \tag{11.49}$$

with

$$t_{h,pl} = t_h - \sqrt{\frac{M_{y,k}}{d f_{h,0,k}}} \tag{11.50}$$

where

$t_{h,pl}$ is the plastic penetration length, determined from Formula 11.50;

d is the diameter of the fastener;

t_h is the embedment depth of the fastener;

$M_{y,k}$ is the characteristic plastic moment capacity of the fastener;

$f_{h,0,k}$ is the characteristic embedment strength of the timber.

CONCLUSIONS

When block failures were introduced in the Eurocode near 1998, few tests had been performed, except those that highlighted the phenomena. In the first approach, not knowing well the distribution of the forces between shear and axial timber resistance, taking into account the fragile character of the timber, it was retained that the block resistance would be the stronger of the two capacities (tensile and shear). This approach appears very conservative and has often been questioned. By testing reinforced connections, it appears that it is almost possible to sum the tensile and shear capacities. Under this assumption, it appears that there is a small scaling effect on the tension kt = 1,02 and that the coefficient kv on the shear is smaller than 1 and amounts to 0.71 at the best fit. This may be due to the fact that the shape of the torn-off timber area does not perfectly conform to the theoretical geometry. By applying a design approach consistent with the theory, the estimates appear to be fairly consistent with reality.

The tests show that the tension participates all the time in the resistance, whereas the shear should be counted at 71% only when the reinforcement is 100% effective. The transverse reinforcement has no direct influence on the axial resistance capacity.

Reinforcement should be placed to avoid promoting failure planes. In terms of application, given the existing technologies (screws), it is difficult to be in situations of total reinforcement. The rule should be relaxed to be usable by taking into account the reinforcement rate.

Since shear is a brittle failure, the brittle strength of the joint should be also verified under compression.

The splitting strength should be integrated in the global approach of evaluation of the brittle resistance of the connections stressed in the direction of the grain.

A proposal of rules is written in this sense.

- ANNEXE B -PROPOSITION ANALYSE RUPTURE DE BLOC

(3) For gypsum plasterboard-to-timber connections with load-carrying nails, the largest distance may, however, be 60*d* with a maximum of 150 mm. If the wood-based or gypsum-based panels are solely used for stiffening purposes, then a distance of up to 80*d* is permissible. This also applies to the connection of loadbearing flanges (sheathing) to central webs (studs) of wall diaphragms (panels).

NOTE Suitable measures shall be taken in order to prevent spalling at the bottom edge of PLY, OSB, WFB, WPB and GYB.

11.5 Brittle failure modes of connections with dowel-type fasteners loaded parallel to grain

11.5.1 General

(1) When multiple fasteners are used in steel-to-timber and timber-to-timber connections possible brittle failure caused by splitting, row shear, block shear, plug shear, and net tensile failure should be considered, see Figure 11.23.

NOTE The preferred design of a timber connection is such that failure is caused by yielding of the fastener and embedment in the timber member.

(2) The verification have to conducted whatever the load direction imposed to the connection : tensile or compression.

(3) The following clauses apply to ST and PL.

(4) Cracks due to swelling and shrinkage in the connection area have to be considered into the design especially to determine lateral shear capacities (see Figure 11.22).

(5) For closely spaced fasteners in connections, brittle failure modes caused by splitting, row shear, block shear (plug shear) and net section failure should be determined in accordance with 11.5.5 provided the built-up connection is symmetrical (where outer and inner members are symmetrical in thickness).

(6) Since brittle failure could occure in a member of the connection, the capacity of the connection has to be evaluated taking into account the load distribution in the different members.

11.5.2 Design resistance of a timber member per shear plane

(1) The design brittle failure resistance per shear plane (see figure 11.22) of a timber member should be determined by the minimum resistance of the following failure modes. :

s) splitting, considered by the effective number of fasteners;

r) row shear failure;

b) block shear failure for member with more than one row of fasteners;

p) plug shear failure for member with more than one row of fasteners;

n) net failure.

WORKING DRAFT

$$F_{\text{bfo,d}} \text{ or } F_{\text{bfi,d}} = min \begin{cases} \sum_{i}^{n_{90}} F_{v,ef,d,i} & (s) \\ \sum_{i}^{n_{90}} F_{v,l,d,i} & (r) \\ F_{\text{v,l,d}} + F_{\text{t or c,d}} \quad if\ n_{90} > 1 & (b) \\ F_{\text{v,l,d}} + F_{\text{v,b,d}} + F_{\text{t or c,d}} \quad if\ n_{90} > 1 & (p) \\ F_{\text{t or c,d}} & (n) \end{cases} \tag{11.27}$$

where

$F_{\text{bfo,d}}$ is the design brittle failure resistance of an outer member;

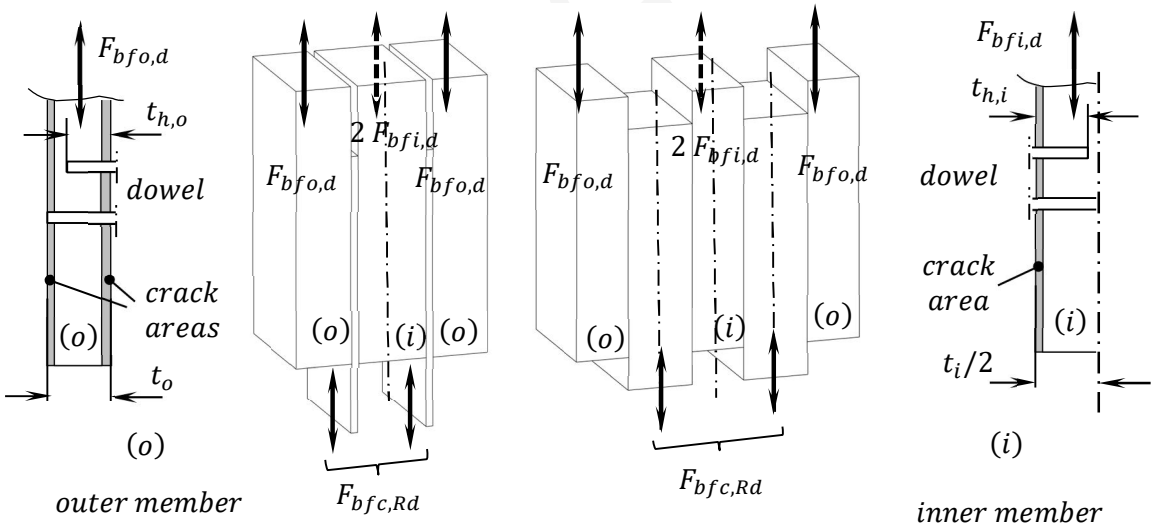
$F_{\text{bfi,d}}$ is the design brittle failure resistance of a half an inner member;

$F_{\text{v,ef,d,i}}$ is the effective design resistance for a row according to 11.5.3.1;

$F_{\text{v,l,d}}$ or $F_{\text{v,l,d,i}}$ is the design shear resistance for two shear planes in the timber member according to 11.5.3.2 or for a row i

$F_{\text{v,b,d}}$ is the design shear resistance for the bottom shear planes in the timber member according to 11.5.3.3

$F_{\text{t or c ,d}}$ is the design tensile or compression failure resistance parallel to grain of the head plane according to 11.5.3.4 for failure mode (b), (p), (n).



where

$t_{ho\ or\ i}$ is the embedment length of a fastener in an outer (o) or an inner (i) member,

$t_{o\ or\ i}$ is the thicknness of an outer (o) or an inner (i) member,

$F_{\text{bfc,Rd}}$ is the design brittle failure resistance of the connection

Figure 11.22 — Designation of brittle failure capacities per shear planes for metal to timber or timber to timber connections : modelling of cracks in cross section and thicknesses to be taken into account for brittle failure design .

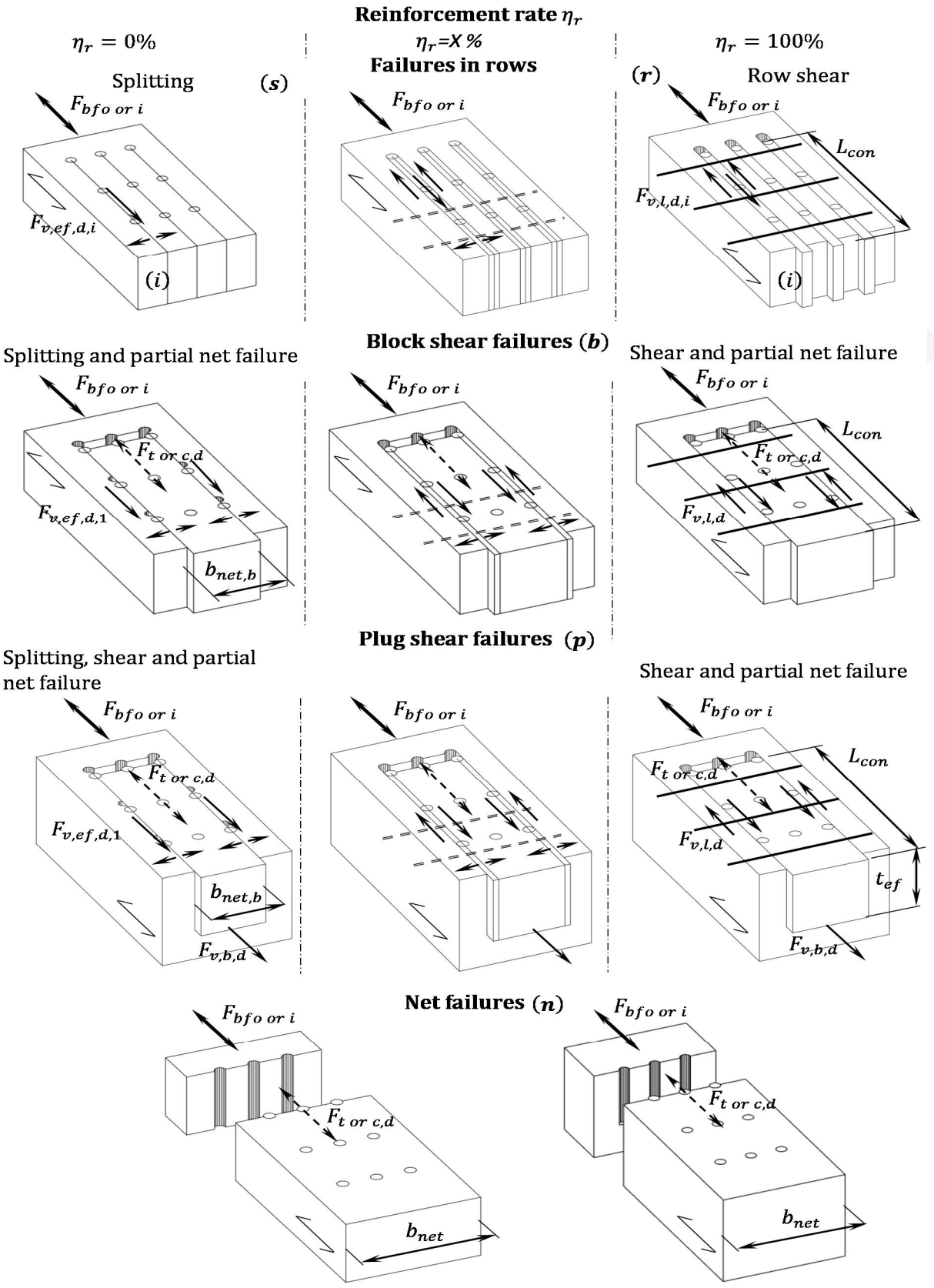


Figure 11.23 — Types of brittle failure modes for outer members or for the half symmetrical part for an inner members and capacities contribution.

(2) The design net tensile failure resistance should be determined according to 8.1.2, taking into account the reduction of the cross-section due to the pre-drilled holes for the fasteners, see Figure 11.24. The net section is determined at the section presenting the highest parallel to the grain stress and considering 7.1.2.

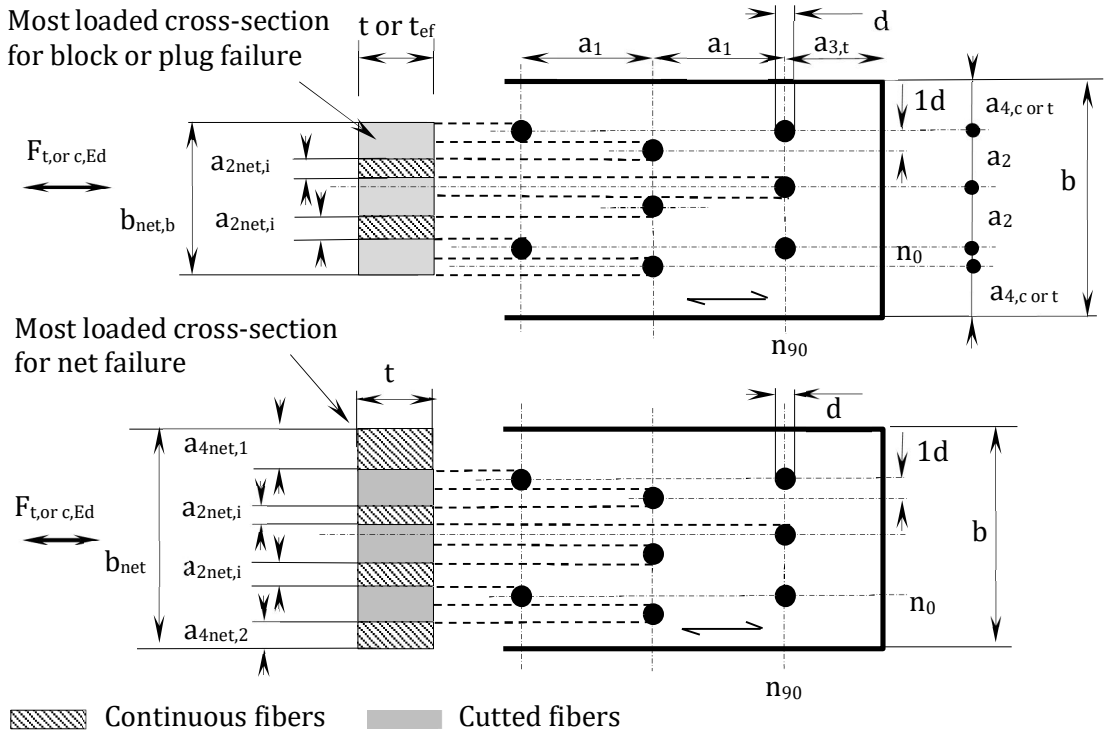


Figure 11.24 — Basic geometry of a generic multiple fastener connection: net cross section definition for block, plug failure and net cross section

(3) For connections with shear connectors the reduction of the cross-section is given in Table 11.17 and Table 11.18.

11.5.3 Design capacities of the individual type of failure

11.5.3.1 Splitting capacity of a row of fastener

(1) It shall be taken into account that the capacity of a multiple fastener connection, consisting of fasteners of the same type and dimension, is lower than the summation of the individual resistances for each fastener.

(2) For a row *i* of fasteners parallel to grain direction, the effective design resistance for a row $F_{v,ef,d,i}$ should be taken as:

$$F_{v,ef,d,i} = n_{ef,r,i}\, F_{v,d} \tag{11.28}$$

where

$n_{ef,r,i}$ is the effective number of dowels in the row *i* considering the rate of reinforcement,

$F_{v,d}$ is the design resistance per fastener according to 11.3.1, for the direction of the force.

(3) The effectif number of dowels in a row $n_{ef,r,i}$ in a connection can take into account the rate of reinforcement. The uniformity of the reinforcement distribution has to be respected, otherwise the reduction factor $k_{dis,c}$ must be applied.

$$n_{ef,r,i} = \left(n_{ef,i} + \left(n_{0,i} - n_{ef,i}\right) \times \eta_r \times k_{dis,c}\right) \quad (11.29)$$

where

$n_{ef,i}$ is the effective number of fasteners in the row *i* according to 11.5.3.1.1;

$n_{0,i}$ is the number of dowels in the row (*i*),

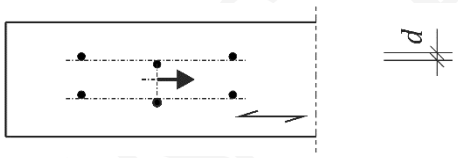
η_r is the rate of reinforcement for bolts or dowels, $\eta_r = 0$ for other fasteners,

$k_{dis,c}$ is the coefficient considering the spreading of the reinforcement along the splitting plane,

11.5.3.1.1 Effectif number of fastener in a row without reinforcement

(1) Splitting along the grain of a row of fasteners, see Figure 11.25 is accounted for by the effective number of fasteners n_{ef}.

(2) The effective number of fasteners n_{ef} in a row should be taken from Table 11.10, unless the fasteners of that row are staggered perpendicular to grain by at least 1*d*, see Figure 11.25



Key

d Distance of staggered fasteners

Figure 11.25 — Dowel-type fasteners parallel to grain staggered by 1*d*

(3) The effective number of fasteners in a column should be taken $n_{ef} = n_{90}$.

WORKING DRAFT

Table 11.10 — The effective number of dowel-type fasteners in a row

Fastener	Laterally loaded fasteners
Nails	$n_{\text{ef}} = n^{k_{\text{ef}}}$ (1) $k_{\text{ef}} = \begin{cases} 1 & \text{for } a_1 \geq 14d \\ 0{,}85 & \text{for } a_1 = 10d \\ 0{,}7 & \text{for } a_1 = 7d \end{cases}$ timber and wide face of LVL (2) Only predrilled: $k_{\text{ef}} = 0{,}5 \text{ for } a_1 = 4d$ (3) For intermediate spacings, linear interpolation of k_{ef} is permitted $k_{\text{ef}} = \min \begin{cases} 1 - 0{,}03\left(20 - \frac{a_1}{d}\right) \\ 1 \end{cases}$ edge face of LVL (4)
Staples	$n_{\text{ef}} = n$ (5)
Screws d < 12 mm	see nails
Screws, dowels, and bolts	$n_{\text{ef}} = \min \begin{cases} n \\ n^{0{,}9} \sqrt[4]{\frac{a_1}{13d}} \end{cases}$ in ST, PL and CL (6)
Screws and rods with wood screw thread d > 12 mm Dowels and bolts	$n_{\text{ef}} = \min \begin{cases} n \\ n^{0{,}9} \sqrt[4]{\frac{ta}{50d^2}} \end{cases}$ in LVL (7) with $a = \begin{cases} a_3 \text{ when } n = 1 \\ \min \begin{cases} a_1 \\ a_{3,t} \end{cases} \text{ when } n \geq 2 \end{cases}$ (8) $t = \begin{cases} \min \begin{cases} t_1 \\ t_2 \end{cases} \text{ for single shear connection} \\ \min \begin{cases} 2t_1 \\ 2t_2 \\ t_{ms} \end{cases} \text{ for double shear connections} \end{cases}$ (9)

Key

n_0	number of fasteners in a row parallel to grain;
a_1	spacing parallel to grain, see 11.5, in mm;
$a_{3,t}$	loaded end distance parallel to grain, see 11.5, in mm;
d	diameter of the fastener, in mm;
t_1 and t_2	thicknesses of the outer timber members in mm;
t_{ms}	thickness of the inner member of double shear connections or the smallest thickness of the inner member of multiple shear plane connections, in mm.

WORKING DRAFT

11.5.3.1.2 Splitting reinforcement with laterally loaded dowels and/or bolts -rate of reinforcement

(1) Where splitting of the member from in GST, GLT-c, BGLT from softwood is prevented through sufficient reinforcement perpendicular to grain (see Figure 11.26), the effective number of fasteners according to Formula 11.18 may be taken as $n_{ef} = n_0$.

(2) The characteristic tensile force in the reinforcement may be taken as $F_{t,90,Ek} = 0{,}3\ F_{v,k}$ with $F_{v,k}$ determined for one bolt/dowel and one shear plane according to Formula 11.7.

(3) Considering that each row is reinforced identically, the rate of reinforcement η_r can be evaluated by the following formula.

$$\eta_r = max \begin{cases} \frac{\sum_i^{n_{rf}} F_{t,90,Rk,i}}{\sum_i^{n_0} F_{t,90,Ek,i}} = \frac{n_{rf} \times F_{t,90,Rk}}{n_0 \times 0{,}3 F_{v,k}} \\ 1 \end{cases} \tag{11.30}$$

where

$F_{v,k}$ is the shear force on one bolt or one dowel per shear plane,

$F_{t,90,Rk,i}$ is the characteristic tensile strength of a reinforcement (i),

$F_{t,90,Ek,i}$ is the characteristic tensile force in the reinforcement (i),

n_{rf} is the number of reinforcement in a row,

n_0 is the number of fastener in a row,

(4) The uniformity of the reinforcement over the length of the shear plane has to be taken into account with the coefficient $k_{dis,c}$. If the reinforcement are not uniformly distributed, they had to be preferentially place at the extremity of the connection.

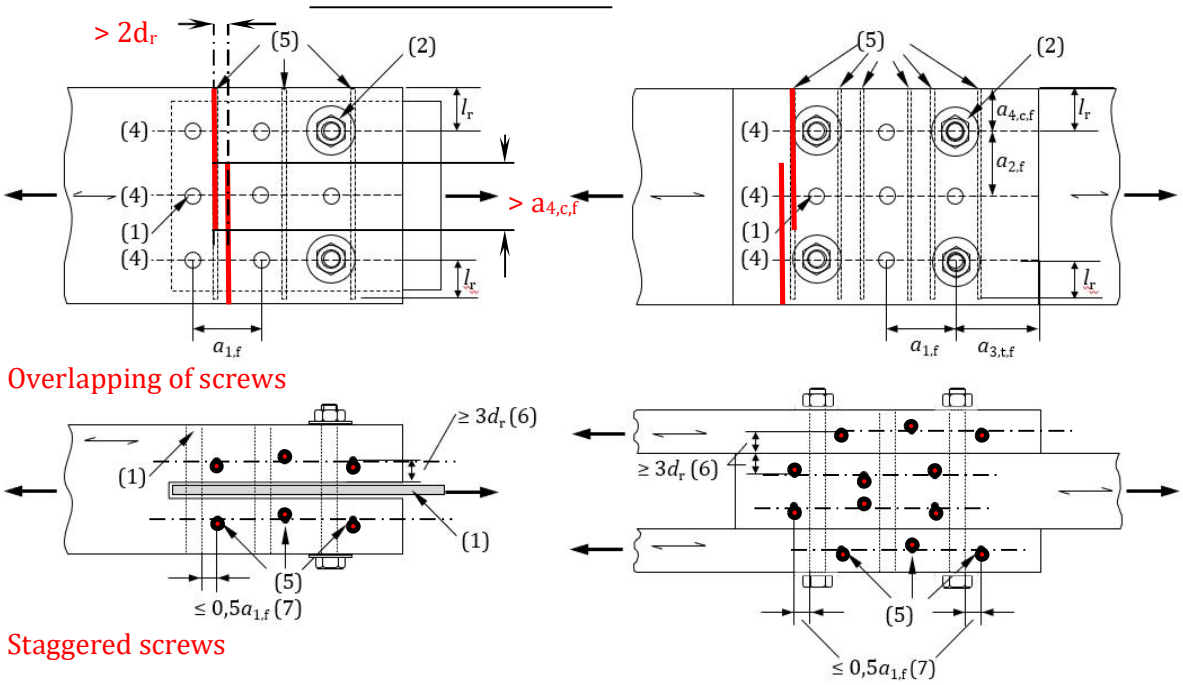
with

$k_{dis,c}$=1 when reinforcement is uniformly distributed,

$k_{dis,c}$=0,5 ? *in other cases (to be discussed may be a rule can be added to define uniformity ?)*

(3) 11.6 applies.

WORKING DRAFT



Key

(1)	Dowel; bolt
(2)	Tight-fitting bolts to reduce moment from eccentricity
(3)	Slotted-in steel plate
(4)	Possible crack line
(5)	Reinforcement
(6)	Recommended: $3d_r$
(7)	Recommended: $2d_r$
$a_{1,F}$	Spacing parallel to grain between two fasteners
$a_{3,t,F}$	Distance between the fastener and the loaded end
d_r	Diameter of the dowel-type reinforcement
$l_{w,1}$; $l_{w,2}$	

Figure 11.26 — Reinforcement of bolted and dowelled connections

11.5.3.2 Side shear planes capacitie

(1) The design side shear planes capacitiy for block and plug shear $F_{v,l,d}$ or the design side shear planes capacity of a row $F_{v,l,d,i}$ should be determined with formula 11.31 considering that the row capacity $F_{v,ef,d,i}$ do not include reinforcement rate:

$$\begin{matrix} F_{\mathrm{v,l,d}} \\ or \\ F_{\mathrm{v,l,d,i}} \end{matrix} = \left(min \begin{Bmatrix} 2 \times t_{\mathrm{v,l,d}}\, L_{\mathrm{con}}\, k_v k_{dis,v} f_{\mathrm{v,d}} \\ F_{\mathrm{v,ef,d,i}} \end{Bmatrix} \right) \times \left(1 + \left(\frac{2 \times t_{\mathrm{v,l,d}}\, L_{\mathrm{con}}\, k_v k_{dis,v} f_{\mathrm{v,d}}}{min \begin{Bmatrix} 2 \times t_{\mathrm{v,l,d}}\, L_{\mathrm{con}}\, k_v k_{dis,v} f_{\mathrm{v,d}} \\ F_{\mathrm{v,ef,d,i}} \end{Bmatrix}} - 1 \right) \eta_r \times k_{dis,c} \right) \quad (11.31)$$

with $t_{\mathrm{v,l,d}}$ the thickness in shear depending on the type of failure

$$t_{\mathrm{v,l,d}} = \begin{cases} t_{efo\ or\ i} - (1 - k_{cr} k_v) \left(\frac{t_o or\ t_i}{2} \right) + \begin{cases} 0{,}5\ d & (r) \\ 0 & (p) \end{cases} \\ \left(t_o or \frac{t_i}{2} \right) k_{cr}\ k_v \qquad (b) \end{cases} \quad (11.32)$$

with the net connection length parallel to grain, see Figure 11.24;

$$L_{\mathrm{con}} = a_1 (n_0 - 1) + a_{3,\mathrm{t}} - (n_0 - 1/2) \times d_0 \quad (11.33)$$

with the reduction factor taking into account the shear distribution $k_v k_{dis,v} = 0{,}71$ for SWB and

$$k_{\mathrm{v}} k_{\mathrm{dis,v}} = 0{,}4 + 1{,}4 \sqrt{\frac{G_{\mathrm{mean}}}{E_{0,\mathrm{mean}}}} \quad \text{for VB.} \quad (11.34)$$

where

$t_{efo\ or\ i}$ is the effective thickness of outer or inner member partially or fully penetrating fasteners determined in 11.5.4;

$F_{\mathrm{v,ef,d,i}}$ is the effective splitting design capacity for a row (i);

$t_o\ or\ t_i$ is the thickness of the outer or inner member;

$k_{\mathrm{cr}} k_v$ is the factor for effects of cracks;

$f_{\mathrm{v,d}}$ is the design shear strength of timber;

$k_{dis,c}$ is the coefficient considering the spreading of the reinforcement over the lateral shear plane;

a_1 is the spacing parallel to grain;

n_0 is the number of fasteners in a row parallel to grain;

$a_{3,\mathrm{t}}$ is the loaded end distance parallel to grain;

d_0 is the largest of the diameter of the predrilled hole or fastener diameter;

η_r is the rate of reinforcement for bolts and dowels,

11.5.3.3 Bottom shear plane capacitie

(1) The design bottom shear plane failure resistance $F_{\mathrm{v,b,d}}$ should be determined by:

$$\mathrm{F_{v,b,d}} = k_v k_{\mathrm{dis,v}} \times \mathrm{A_{net,v,b}} \times \mathrm{f_{v,d}} \quad (11.35)$$

WORKING DRAFT

with the reduction factor taking into account the shear distribution $k_v k_{\text{dis,v}} = 0{,}71$ for SWB and

$$k_{\text{v}} k_{\text{dis,v}} = 0{,}4 + 1{,}4\sqrt{\frac{G_{\text{mean}}}{E_{0,\text{mean}}}} \quad \text{for VB.} \tag{11.36}$$

with $A_{\text{net,v,b}}$ the bottom shear area when there is no space between fastener and hole.

$$\text{A}_{\text{net,v,b}} = \text{a}_2(\text{n}_{90} - 1) \times \left(\text{a}_1(\text{n}_0 - 1) + \text{a}_{3,\text{t}}\right) \tag{11.37}$$

when there is space between fastener and hole.

$$\text{A}_{\text{net,v,b}} = \text{a}_2(\text{n}_{90} - 1) \times \left(\text{a}_1(\text{n}_0 - 1) + \text{a}_{3,\text{t}}\right) - (((\text{n}_0 - 1/2) \times (\text{n}_{90} - 1)\,) \times \pi \text{d}_0^2/4) \tag{11.38}$$

where

$f_{\text{v,d}}$ is the design shear strength of timber;
a_1 is the spacing parallel to grain;
n_0 is the number of fasteners in a row parallel to grain, see Figure 11.24;
n_{90} is the number of fasteners in a row perpendicular to grain, see Figure 11.24;
$a_{3,\text{t}}$ is the loaded end distance parallel to grain;
a_2 is the spacing perpenducular to grain;
d_0 is the largest of the diameter of the predrilled hole or fastener diameter;

11.5.3.4 Net tensile capacitie with block shear, plug shear and net tensile failure

(1) The design tensile failure resistance parallel to grain of the critical net cross section $F_{\text{t,Rd}}$ should be determined by:

$$F_{\text{t,d}} = k_{\text{t}} \times f_{\text{t,0,d}} \times A_{net,t\ or\ c} \tag{11.39}$$

With an increase factor for tensile $k_{\text{t}} = 1{,}02$ for SWB and

$$k_{\text{t}} = 0{,}9 + 1{,}4\sqrt{\frac{G_{\text{mean}}}{E_{0,\text{mean}}}} \text{ for VB} \tag{11.40}$$

(2) The design compression failure resistance parallel to grain of the critical net cross section $F_{\text{c,d}}$ should be determined by:

$$F_{\text{c,d}} = f_{\text{c,0,d}} \times A_{net,t\ or\ c} \tag{11.41}$$

WORKING DRAFT

$$A_{net,t\ or\ c} = \begin{cases} b_{\text{net,b}}\ (t_O\ or\ t_i/2) & (b) \\ b_{\text{net,b}}\ t_{\text{ef o or i}} & (p) \\ \begin{cases} b_{net}\ (t_O\ or\ t_i/2) & for\ fully\ penetrating\ fasteners \\ b_{net}\left(t_O\ or \frac{t_i}{2}\right) + n_{90} \times & (n) \\ \left(t_O\ or \frac{t_i}{2} - th_O\ or\ th_i\right) \times d_o & for\ partially\ penetrating\ fasteners \end{cases} \end{cases} \quad (11.42)$$

With the net cross section defined on Figure 11.24 for block and plug shear failures are defined as follow :

$$b_{net,b} = \begin{cases} \sum_{i=1}^{n_{90}-1} a_{2,net,i} & for\ tensile \\ \sum_{i=1}^{n_{90}-1} a_{2,net,i} + 0.9\, n_{90} d\ (or\ 1.8\, n_{90} d\ if\ staggered) & for\ compression \end{cases} \quad (11.43)$$

The net cross section defined on Figure 11.24 for net failure are defined as follow :

$$b_{net} = \begin{cases} \sum_{i=1}^{n_{90}-1} a_{2,net,i} + a_{4,net,1} + a_{4,net,2} & for\ tensile \\ \sum_{i=1}^{n_{90}-1} a_{2,net,i} + a_{4,net,1} + a_{4,net,2} + 0.9\, n_{90} d & for\ compression \end{cases} \quad (11.44)$$

where

k_t is an increase factor for tensile;

b_{net} is the net width of area that fails in net failure, consider 7.1.2;

$b_{net,b}$ is the net width of area that fails in block or plug shear, consider 7.1.2;

$t_{ef\ o\ or\ i}$ is the effective thickness of outer or inner member partially or fully penetrating fasteners determined in 11.5.4;

$t_o\ or\ t_i$ is the thickness of the outer or inner member;

$f_{t,0,d}$ is the design tensile strength of the timber parallel to grain;

a_2 is the spacing perpendicular to grain, in mm;

$a_{2,net,i}$ is the (i) net spacing perpendicular to grain, in mm;

d_0 is the largest of the diameter of the predrilled hole or fastener diameter;

n_{90} is the number of rows of fasteners parallel to grain.

11.5.4 Effective thickness of the failure shear planes

(1) For connections with fully or partially penetrating fasteners, the effective thickness should be always calculated considering the embedment length of the fastener $t_{h,i}$ or $t_{h,o}$.

WORKING DRAFT

(2) The embedment length $t_{h,2}$ of the fastener in member 2 is always equal to the thickeness of member 2.

(3) The effective thickeness should be calculated with the full plastic bending capacity $M_{y,f,k}$ of the fastener with the following formula.

$$M_{y,f,k} = 1/6(f_{u,k}\ or\ f_{y,k})\ d^3 \qquad (11.45)$$

With :

$f_{u,k}$ Is the ultimate characteristic tensile strength for hard steel ;

$f_{y,k}$ Is the characteristic yield strength for mild steel ;

d Is the diameter of the fastener;

(4) The effective thickeness should be calculated for timber to timber connection with the ratio β of the respective embedment strength which are composing the connection.

$$\beta = \frac{f_{h,2,k}}{f_{h,i\ or\ o,k}} \qquad (11.46)$$

With

$f_{h,2,k}$ is the embement strength of member 2 see Table 11.11;

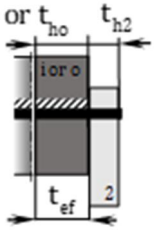
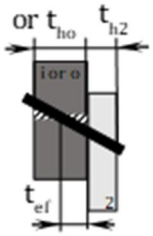
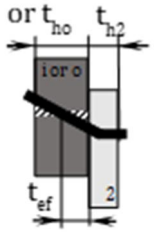
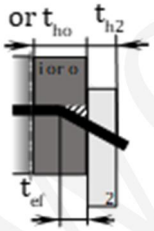
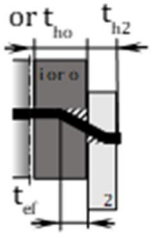
$f_{h,i\ or\ o,k}$ is the embement strength of member i (inner) or o (outer) see Table 11.11;

Comment : In the following Table 11.11 the column Timber to metal could be suppressed but it needs expertized to use the column Timber to timber and get the right results. To simplify the writings of the formulae in the table the ratio $\delta$is used and defined as :

$$\delta = \frac{t_{h2}}{\frac{t_{hi}}{2}\ or\ t_{ho}}$$

WORKING DRAFT

Table 11.11 — Effective thickeness depending on the failure mode for single shear connection and multiple shear connection (inner and outer member)

Failure mode	Timber to metal t_{ef}	Timber to timber t_{ef}
a) $t_{hi}/2$ or t_{ho} 	$\frac{t_{hi}}{2}$ or t_{ho}	$\frac{t_{hi}}{2}$ or t_{ho}
c) $t_{hi}/2$ or t_{ho} t_{h2} 	$0{,}4\left(\frac{t_{hi}}{2} \text{ or } t_{ho}\right)$	$\frac{t_{hi}}{2}$ or t_{ho} × $\left(\frac{\left[\sqrt{\beta+2\beta^2[1+\delta+\delta^2]+\beta^3\delta^2}-\beta(1+\delta)\right]}{1+\beta}\right)$
d) $t_{hi}/2$ or t_{ho} t_{h2} 	$\left(\frac{t_{hi}}{2} \text{ or } t_{ho}\right) \times \left[\sqrt{2+\frac{4\times M_{y,f,k}}{f_{h,i\ or\ o,k}\, d\left(\frac{t_{hi}}{2} \text{ or } t_{ho}\right)^2}}-1\right]$	$\frac{\left(\frac{t_{hi}}{2} \text{ or } t_{ho}\right)}{2+\beta} \times \left[\sqrt{2\beta(\beta+1)+\frac{4\beta(2+\beta)M_{y,f,k}}{f_{h,i\ or\ o,k}\, d\left(\frac{t_{hi}}{2} \text{ or } t_{ho}\right)^2}}-\beta\right]$
e) $t_{hi}/2$ or t_{ho} t_{h2} 	$\sqrt{\frac{2M_{y,f,k}}{f_{h,i\ or\ o,k}\, d}}$	$\beta\left(\frac{\frac{-t_{h2}}{2\beta+1}+\sqrt{\frac{t_{h2}^2}{(2\beta+1)^2}+\frac{t_{h2}^2}{2\beta+1}+\frac{4M_{y,f,k}}{f_{h,i\ or\ o,k}\, d\beta(2\beta+1)}}}{}\right)$
f) $t_{hi}/2$ or t_{ho} t_{h2} 	$2\sqrt{\frac{M_{y,f,k}}{f_{h,i\ or\ o,k}\, d}}$	$\sqrt{\frac{2\,\beta}{1+\beta}}\sqrt{\frac{2\,M_{y,f,k}}{f_{h,i\ or\ o,k}\, d}}$

WORKING DRAFT

11.5.5
11.5.5 Design brittle resistance of the connection

(1) The design brittle resistance of a connection comprising several timber members should be obtained as the sum of the forces of the timber members transferring the load when brittle failure is reached in one member.

(2) The design brittle failure resistance of a symmetrically built-up multiple shear plane connection $F_{\mathrm{bfc,Rd}}$ should be determined by:

$$F_{\mathrm{bfc,Rd}} = \min \begin{cases} 2 \times F_{\mathrm{bfo,d}} \left(\dfrac{m_{\mathrm{i}} \times K_{SLS,\mathrm{II,b}}}{K_{SLS,\mathrm{I}}} + 1 \right) & \text{failure of outer members} \\ 2 \times F_{\mathrm{bfi,d}} \left(m_{\mathrm{i}} + \dfrac{K_{SLS,\mathrm{I}}}{K_{SLS,\mathrm{II,b}}} \right) & \text{failure of inner members} \end{cases} \quad (11.45)$$

where

$F_{\mathrm{bfo,d}}$ is the design brittle failure resistance of the outer member;

$F_{\mathrm{bfi,d}}$ is the design brittle failure resistance of half an inner member;

m_{i} is the number of inner timber members;

$K_{SLS,\mathrm{II,b}}$ is the service stiffness of one shear plane of an inner part when dowel have no rotation in the steel plates,

$K_{ULS,\mathrm{I}}$ is the service stiffness of one shear plane of an outer part,

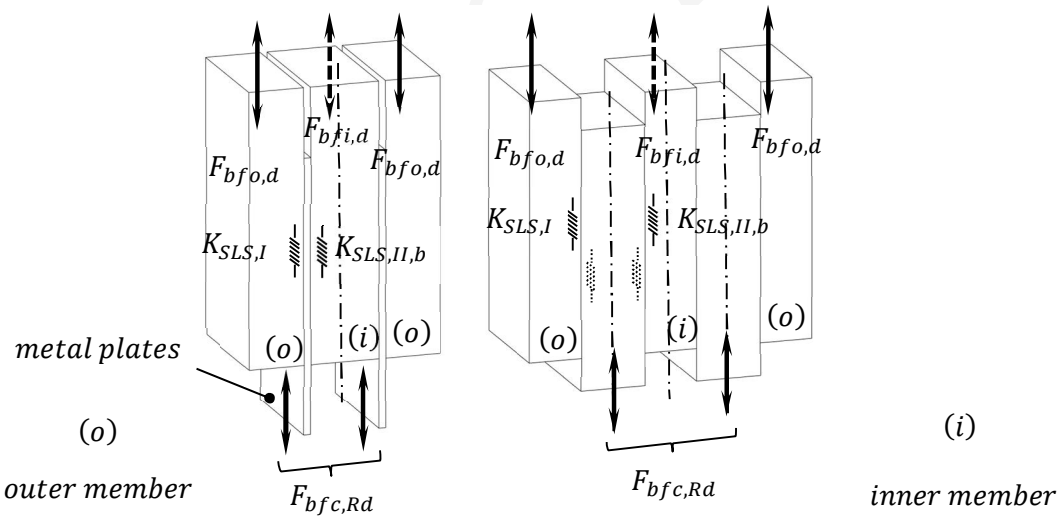


Figure 11.27 — Generic definition of outer and inner timber members and shear plane stiffness for metal to timber or timber to timber connections

ADDITIVE PART FOR STIFFNESS ***SLS ULS***

The stiffness per shear plane could be given as a function for inner and outer parts in chapter 11.3.7.1

Stiffness of multiple shear steel to timber connections:

The stiffness of the connection $K_{SLS,c}$ could be obtained with :

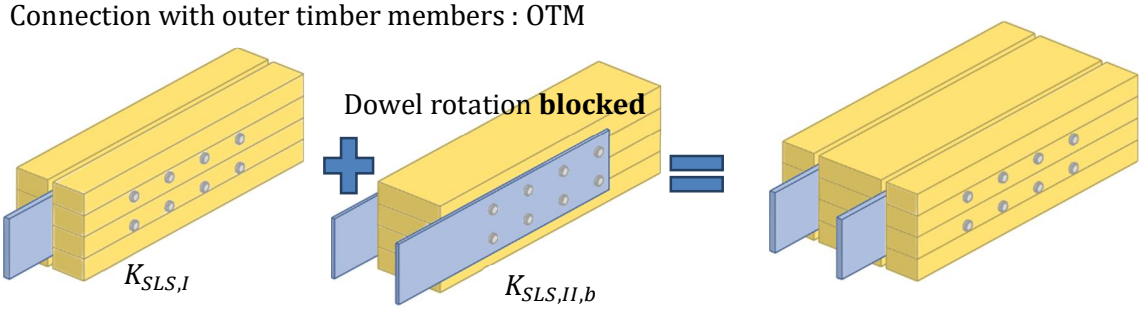
- OTM : $K_{SLS,c} = 2 \times \left(K_{SLS,I} + m_i \times K_{SLS,II\ b}\right)$
- OSM : $K_{SLS,c} = 2 \times \left(K_{SLS,II,f} + (m_i - 1) \times K_{SLS,I}\right)$

With :

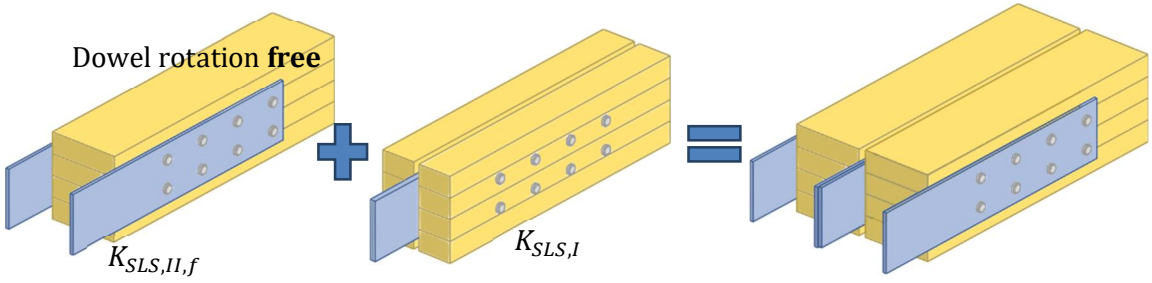
$K_{SLS,I}$	Stiffness **per shear plane** for connection with a steel plate slotted in,
$K_{SLS,II\ b}$	Stiffness **per shear plane** for connection with steel plates on each sides and dowel rotation **blocked**,
$K_{SLS,II,f}$	Stiffness **per shear plane** for connection with steel plates on each sides and dowel rotation **free**,
m_i	number of inner timber member(s).

The ratio of stiffness is varying depending on the member thicknesses, it is not a constant.

Connection with outer timber members : OTM

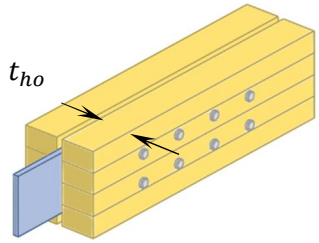


Connection with outer steel members : OSM



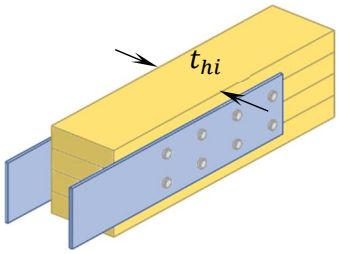
DRAFT

Outer part : Mode I $d_0 = d$ no space between dowel and hole in timber



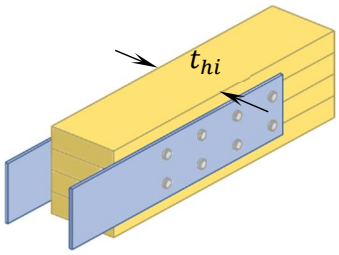
$$K_{SLS,I} = 0{,}232 \cdot \rho_m^{1,5} \cdot n_0^{0.26} \cdot n_{90}^{0.88} \cdot \left(\frac{a_1}{d}\right)^{-0.35} \cdot \left(\frac{t_{h,o}}{d}\right)^{0.43} \cdot \left(\frac{t_s}{d}\right)^{0.08} \cdot d^{1.13} \qquad (N/mm)$$

Inner part : Mode II, f $d_0 = d$ no space between dowel and hole in timber and rotation of dowel is considered perfectly **free** in the steel plates



$$K_{SLS,II,f} = 0{,}153 \cdot \rho_m^{1,5} \cdot n_0^{0.31} \cdot n_{90}^{0.93} \cdot \left(\frac{a_1}{d}\right)^{-0.35} \cdot \left(\frac{t_{h,i}}{d}\right)^{0.32} \cdot \left(\frac{t_s}{d}\right)^{0.10} \cdot d^{1.16} \qquad (N/mm)$$

Inner part : Mode II, b $d_0 = d$ no space between dowel and hole in timber and rotation of dowel is considered perfectly **blocked** in the steel plates



$$K_{SLS,II,b} = 0{,}210 \cdot \rho_m^{1,5} \cdot n_0^{0.16} \cdot n_{90}^{0.91} \cdot \left(\frac{a_1}{d}\right)^{-0.41} \cdot \left(\frac{t_{h,i}}{d}\right)^{0.50} \cdot \left(\frac{t_s}{d}\right)^{0.27} \cdot d^{1.21} \qquad (N/mm)$$

With :

n_0 : number of dowel in a row,

n_{90} : number of row in the joint,

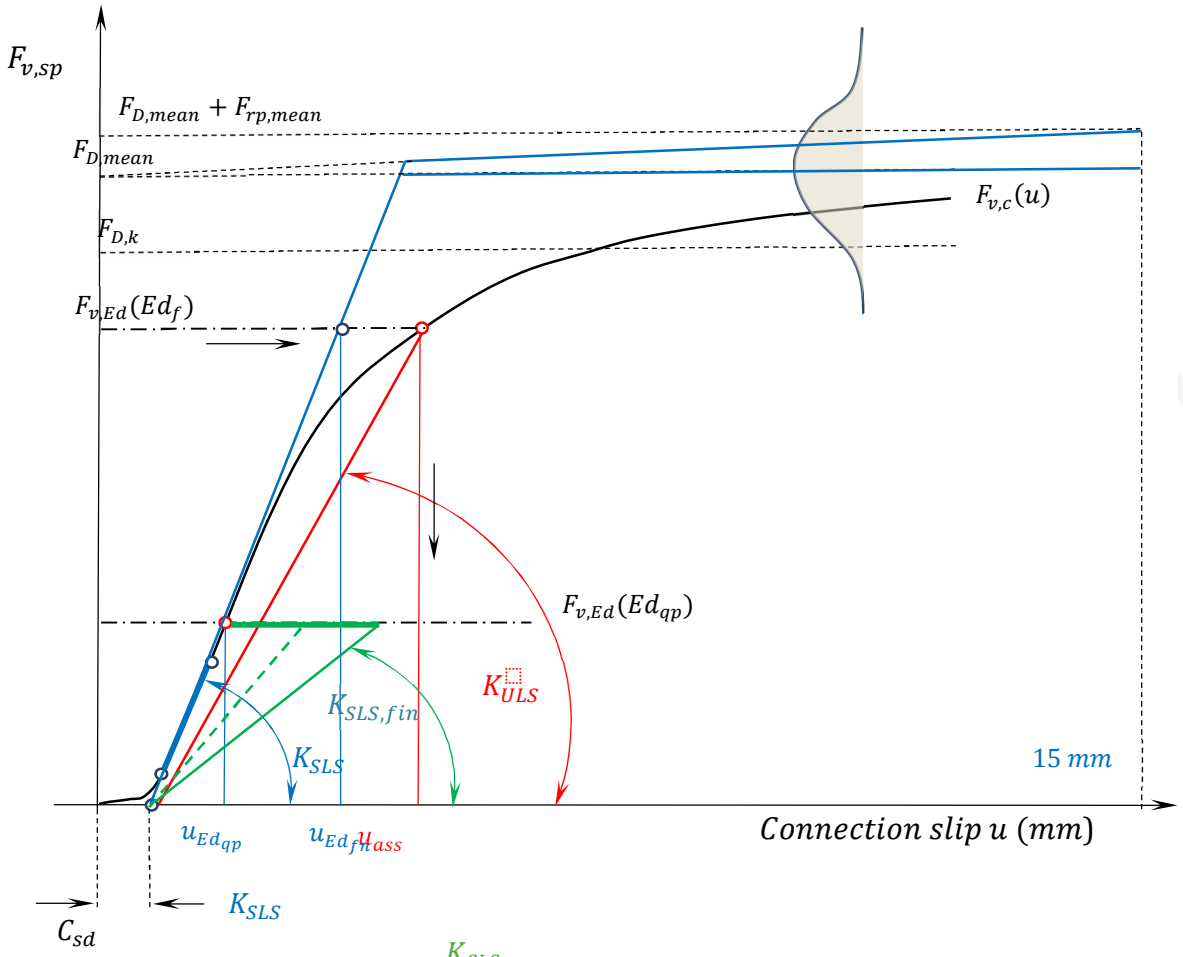
a_1 : spacing between dowel in a row

$t_{h,o\ or\ i}$: thickness of the inner or the outer member (s)

t_s : thickness of the inner or the outer steel member(s)

d : diameter of the dowel

WORKING DRAFT



$$K_{SLS,fin} = \frac{K_{SLS}}{1 + \psi_2 \overline{k_{def}}}$$

$$K_{ULS} = \frac{F_{v,Ed}(Ed_f)}{\{F_{v,Ed}(Ed_f);\ F_{v,c}(u)\} \rightarrow u_{ass}}$$

To take into account the non linear behaviour of dowel connections in incremental or iterative methods, the following equations could be used to describe the evolution of the shear planes capacity regarding $F_{v,c}$ to the slip of the connection u.

$$F_{v,c}(u) = \frac{\left(K_{SLS} - \frac{F_{rp,mean}}{15}\right) \times u}{\left(1 + \left(\frac{\left(K_{SLS} - \frac{F_{rp,mean}}{15}\right) \times u}{F_{D,mean}}\right)^{\alpha_r}\right)^{\frac{1}{\alpha_r}}} + \frac{F_{rp,mean}}{15} \times u \quad \textit{RICHARD ABOTT model}$$

$$F_{v,c}(u) = \left(F_{D,mean} + \frac{F_{rp,mean}}{15} \times u\right) \times \left(1 - exp\left(\frac{\alpha_f \times K_{SLS}}{F_{D,mean}}\right) \times u\right) \quad \textit{FOSCHI model}$$

With :

$F_{D,mean}$: Average plastic capacity of the connection inN per shear plane,

$F_{rp,mean}$: Rope effect capacity considered reached at a slip of 15 mm inN per shear plane,

K_{SLS} : Service stiffness of the connection in N/mm per shear plane,

C_{sd} : Clearance between dowel and metal plate in mm ,

α_r : Correctif factor to fit the RICHARD ABBOTT law to any kind of connection,

α_f : Correctif factor to fit the FOSCHI law to any kind of connection,

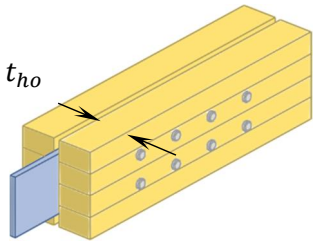
Since the rope effect is technically difficult to guarantee on dowel-type connections, the previous formula could then be simplified as follows:

$$F_{v,c}(u) = \frac{(K_{SLS}) \times u}{\left(1 + \left(\frac{(K_{SLS}) \times u}{F_{D,mean}}\right)^{\alpha_r}\right)^{\frac{1}{\alpha_r}}}$$

$$F_{v,c}(u) = F_{D,mean} \times \left(1 - exp\left(\frac{\alpha_f \times K_{SLS}}{F_{D,mean}}\right) \times u\right)$$

Where $\alpha_f and\ \alpha_r$ are factors depending on the geometry of the connection

Outer part : Mode I $d_0 = d$ no space between dowel and hole in timber



$$\alpha_{f\ ou\ r,I} = \left(Cst \cdot n_0^{\alpha 1} \cdot n_{90}^{\alpha 2} \cdot \left(\frac{a_1}{d}\right)^{\alpha 3} \cdot \left(\frac{t_{ho}}{d}\right)^{\alpha 4} \cdot \left(\frac{t_s}{d}\right)^{\alpha 5} \cdot d^{\alpha 6}\right)$$

Coefficients α_i to determine the Foschi coefficient $\alpha_{f,I}$ when $F_{rp,mean} = 0$

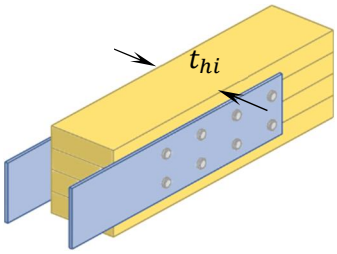
αi	C	$n0$	$n90$	$a1/d$	tho$/d$	ts/d	d
Mode (f)	2.71	-0.09	0.01	-0.05	0.06	0.04	-0.13
Mode (g)	1.33	0.13	0.00	0.06	-0.07	-0.05	-0.03
Mode (h)	0.94	0.29	0.00	0.12	-0.14	-0.09	0.00

Coefficients α_i to determine the Richard Abott coefficient $\alpha_{r,I}$ when $F_{rp,mean} = 0$

αi	C	n▯	n▯▯	a▯$/d$	t_{ho}/d	t_s/d	d
Mode (f)	4.64	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00
Mode (g)	4.67	0.23	-0.01	0.16	-0.26	-0.22	-0.20
Mode (h)	1.20	0.47	-0.01	0.23	-0.27	-0.22	0.10

WORKING DRAFT

Inner part : Mode II, b $d_0 = d$ no space between dowel and hole in timber and rotation of dowel is considered perfectly **free** in the steel plates



$$\alpha_{f\ ou\ r,II,f} = \left(Cst \cdot n_0^{\alpha 1} \cdot n_{90}^{\alpha 2} \cdot \left(\frac{a_1}{d}\right)^{\alpha 3} \cdot \left(\frac{t_{hi}}{d}\right)^{\alpha 4} \cdot \left(\frac{t_s}{d}\right)^{\alpha 5} \cdot d^{\alpha 6} \right)$$

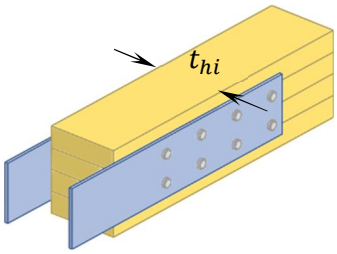
Coefficients α_i to determine the Foschi coefficient $\alpha_{f,II,f}$ when $F_{rp,mean} = 0$

αi	C	$n0$	$n90$	$a1/d$	thi$/d$	ts/d	d
Mode (j/l)	1.80	0.05	-0.02	-0.01	0.04	-0.14	-0.10
Mode (k/m)	2.15	0.26	0.00	0.10	-0.38	-0.24	-0.12

Coefficients α_i to determine the Richard Abott coefficient $\alpha_{r,II,f}$ when $F_{rp,mean} = 0$

αi	C	$n_{\square}$	$n_{\square\square}$	$a_{\square}/d$	t_{hi}/d	t_s/d	d
Mode (j/l)	4.86	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00
Mode (k/m)	9.75	0.45	-0.02	0.19	-0.95	-0.44	-0.14

Inner part : Mode II, f $d_0 = d$ no space between dowel and hole in timber and rotation of dowel is considered perfectly **blocked** in the steel plates



$$\alpha_{f\ ou\ r,II,f} = \left(Cst \cdot n_0^{\alpha 1} \cdot n_{90}^{\alpha 2} \cdot \left(\frac{a_1}{d}\right)^{\alpha 3} \cdot \left(\frac{t_{hi}}{d}\right)^{\alpha 4} \cdot \left(\frac{t_s}{d}\right)^{\alpha 5} \cdot d^{\alpha 6} \right)$$

Coefficients α_i to determine the Foschi coefficient $\alpha_{f,II,b}$ when $F_{rp,mean} = 0$

αi	C	$n0$	$n90$	$a1/d$	thi$/d$	ts/d	d
Mode (j/l)	3.57	-0.08	-0.03	0.02	0.11	-0.14	-0.30
Mode (k/m)	7.95	0.15	-0.01	0.06	-0.70	-0.05	-0.19

Coefficients α_i to determine the Richard Abott coefficient $\alpha_{r,II,b}$ when $F_{rp,mean} = 0$

αi	C	$n_{\square}$	$n_{\square\square}$	$a_{\square}/d$	t_{hi}/d	t_s/d	d
Mode (j/l)	6.48	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00
Mode (k/m)	8.00	0.28	0.00	0.32	-0.99	-0.20	0.09

WORKING DRAFT

With :

n_0 : number of dowel in a row,

n_{90} : number of row in the joint,

a_1 : spacing between dowel in a row

$t_{h,o\ or\ i}$: thickness of the inner or the outer member (s)

t_s : thickness of the inner or the outer steel member(s)

d : diameter of the dowel

To obtain the average plastic force $F_{D,mean}$ in a conservative manner, it is proposed to retain the lower limit of the variation coefficient, i.e. 10%. By considering a higher coefficient of variation, the secant stiffness could be slightly over evaluated.

$$F_{D,mean} = \frac{F_{D,k}}{1-1.64\times0,10} = 1,2\ F_{D,k}$$

11.5.6 Simplification

(1) Brittle failure modes of connections do not need to be considered provided both:

— mode (f) in Formula 11.12 governs the design and/or

— the recommended minimum spacings given in 11.5.2 are met and the spacings a_1, a_2 and loaded end distance, $a_{3,t}$ are increased by the factor, k_{br} given in 11.6.2 (2) and 11.6.2(3).

NOTE A connection where mode (f) governs Formula 11.12 may be obtained following the simplification given in 11.3.2(1) to (9).

(2) For situations where the fastener shaft penetrates the full timber member thickness the factor k_{br} is taken from:

$$k_{br} = max\begin{cases}\\(1 + k_{rp,2})\ k_{pos}\ n_0^{0,5}\ n_{90}^{0,3}\ d^{-0,2}\end{cases}\ k_{pos} = \begin{cases}0,65 & for\ outer\ members\\ 1,10 & for\ inner\ members\end{cases}$$

with

$$k_{\text{pos}} = \begin{cases}0,65 & \text{for outer members}\\ 1,10 & \text{for inner members}\end{cases} \qquad (11.28)$$

where

k_{br} is the factor to increase the spacing a_1, a_2 and loaded end distance $a_{3,t}$;

$k_{\text{rp,2}}$ is the limitation for the rope effect contribution, given in Table 11.9;

k_{pos} is the factor related to the timber member position;

n_0, n_{90} are the number of fasteners in a row parallel to grain and in a row perpendicular to grain, respectively;

d is the diameter of the fastener, in mm.

(3) When the fastener partially penetrates the timber member thickness, the factor k_{br} is taken from:

$$k_{\text{br}} = \max\begin{cases}\\(1 + k_{\text{rp,2}})\ n_0^{0,3}\ n_{90}^{-0,2}\ d^{-0,4}\end{cases} \qquad (11.29)$$

where

k_{br} is the factor to increase the spacing a_1, a_2 and loaded end distance $a_{3,t}$;

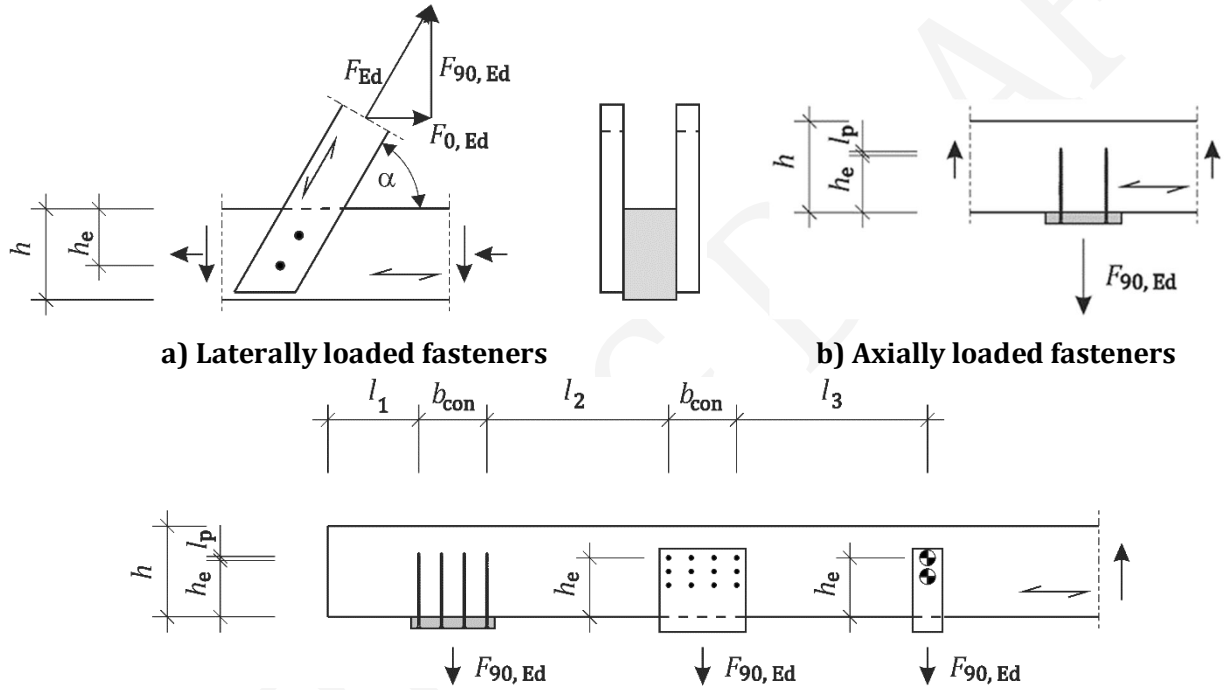
WORKING DRAFT

$k_{rp,2}$	is the limitation for the rope effect contribution, given in Table 11.9;
n_0, n_{90}	are the number of fasteners in a row parallel to grain and in a row perpendicular to grain, respectively;
d	is the diameter of the fastener, in mm.

11.6 Brittle failure of connections loaded perpendicular to grain

11.6.1 Unreinforced connections

(1) When a force in a connection, acts at an angle to the grain, splitting caused by the tension force or force component, perpendicular to grain, shall be taken into account.



a) Laterally loaded fasteners **b) Axially loaded fasteners**

c) Multiple connections

Key

a_1	spacing parallel to grain between fasteners
a_3	spacing from the end grain to nearest fastener parallel to grain
b_{con}	width of the connection
h	beam depth
h_e	distance from the loaded edge to the location where the full connection force is transmitted, for screws the penetration length without the point
l_p	point length of screws
$F_{90,Ed}$	design value of the load perpendicular to grain

Figure 11.27 — Loaded edge distance, end face distance and distances between connections

(2) For a connection of any type and with one or multiple fasteners or shear connectors with timber members or products without cross-veneers, the design splitting capacity $F_{sp,Rd}$ see Figure 11.23 shall satisfy the following Formula:



ADIVBOIS

www.adivbois.org

CODIFAB

comité professionnel de développement
des industries françaises de l'ameublement et du bois