université de BORDEAUX

THESE PRÉSENTÉE

POUR OBTENIR LE GRADE DE

DOCTEUR DE

L'UNIVERSITÉ DE BORDEAUX

ÉCOLE DOCTORALE : SPI

SPÉCIALITÉ : MÉCANIQUE

Par Lawrence KAUFFMANN

« Étude de la cinétique des déformations de la charpente de Notre-Dame de Paris. »

Sous la direction de : Jean-Luc COUREAU

Co-encadrée par : Philippe GALIMARD et Alain COINTE

Soutenue le 10/07/2026

Membres du Jury :

M. Stéphane MOREL, Professeur des universités, I2M – Université de Bordeaux, Président du Jury

Mme Sabine CARÉ, Directrice de recherche, Laboratoire Navier, Ecole des Ponts Paris Tech-Univ Gustave Eiffel-CNRS , Rapporteure
Mme Delphine JULLIEN, Professeure des universités, Université de Montpellier - Laboratoire de Mécanique et Génie Civil, Rapporteure

M. Paul NOUGAYREDE, Maître de conférences, Université de Toulouse - LMDC, Examinateur
M. Cédric MONTERO, Maître de conférences, Université de Montpellier - Laboratoire de Mécanique et Génie Civil, Examinateur

Table des matières :

Table des matières : 1

Introduction 8

1. Étude de cas d'une travée de la nef de Notre-Dame de Paris. 13

1.1 Réplique de la travée 15

1.1.1 La charpente de Notre-Dame de Paris 16

1.1.2 Système constructif 22

1.1.3 Montage et levage de la travée 30

1.2 Humidité et température in situ 35

1.2.1 Comportement du bois d'œuvre 36

1.2.2 Relevés locaux à l'humidimètre 39

1.2.3 Humidité interne des bois 40

1.3 Cinétique des déformations 44

1.3.1 Station d'acquisition du monitoring 46

1.3.2 Relevé de déplacement au tachéomètre 56

1.4 Essais statiques de grande échelle 64

1.4.1 Matériel et méthode 66

1.4.2 Analyse des résultats 71

1.5 Bilan et perspectives 79

2. Modèle numérique 3D 82

2.1 Hypothèses de modélisation 84

2.1.1 Géométrie et matériaux 86

2.1.2 Définitions des liaisons internes 88

2.1.3 Définitions des liaisons externes 90

2.2 Modes de chargement et conditions limites 93

2.2.1 Charges permanentes 95

2.2.2 Effets du retrait 98

2.2.3 Essais statiques ... 104
2.3 Comparaison expérimentale et numérique ... 105
2.3.1 Charges permanentes ... 107
2.3.2 Effets du retrait ... 110
2.3.3 Essais statiques ... 114
2.4 Bilan et perspectives ... 116
3. Étude de sensibilité des assemblages traditionnels ... 118
3.1 Modélisation semi-rigide des assemblages ... 118
3.1.1 Caractérisation par la méthode des composants ... 119
3.1.2 Implémentation numérique des raideurs d'assemblage ... 123
3.1.3 Application numérique par typologie d'assemblage ... 127
3.1.4 Études préliminaires sur le comportement structurel ... 132
3.2 Analyse de sensibilité des paramètres semi-rigides ... 136
3.2.1 Rétro-analyse de la semi-rigidité des assemblages ... 137
3.2.2 Influence des variations saisonnières sur la raideur globale ... 141
3.2.3 Hiérarchisation des assemblages selon leur influence ... 145
3.2.4 Impact de l'incertitude de chaque paramètre ... 151
3.3 Bilan et perspectives ... 158
4. Méthode de caractérisation ... 159
4.1 Essais de compression ... 160
4.1.1 Matériel et méthodes ... 161
4.1.2 Analyse des résultats ... 170
4.1.3 Méthode de caractérisation ... 174
4.2 Modélisation éléments finis ... 181
4.2.1 Jumeau numérique des essais (méthode des éléments finis) ... 182
4.2.2 Rétro-analyse avec le jumeau numérique ... 188
4.2.3 Comparaison des méthodes de caractérisation numérique et analytique. 194
4.3 Bilan et perspectives ... 204

Conclusions et perspectives 206

5. Annexes 211

5.1 Conditions limites du modèle 3D de la travée 211

5.2 Application numérique de la méthode des composants 213

5.3 Méthode de Sobol avec quadrature de Gauss–Legendre 217

5.4 Etude de sensibilité de la méthode de corrélation d'images 219

5.5 Analyse des résultats de l'essai n°2. 220

6. Bibliographie 222

Remerciements :

Je remercie les personnes qui ont relu et challengé les versions successives de mon travail. Je tiens à exprimer ma gratitude à mes directeurs de cette thèse, pour leur confiance et leurs conseils et leur expertise. Je remercie l'équipe et les collègues du laboratoire, pour l'accueil et les discussions techniques comme personnelles qui en font un lieu chaleureux et humain. Ma reconnaissance va également aux membres du jury pour le temps consacré et la qualité de leurs remarques.

Je souhaite exprimer tout l'amour que je porte à ma famille et à mes amis. Je remercie ma compagne pour sa patience infinie et pour m'avoir accompagnée jusqu'au Japon, où je présentais péniblement mes travaux. Je ne pourrai jamais vous remercier à la hauteur de tout le soutien que vous m'avez apportés au quotidien.

Enfin, j'ai une pensée toute particulière pour ma mère, qui a sans doute trop donné tout au long de mon parcours scolaire et académique. J'espère que ce diplôme en valait la peine et qu'il saura te rendre fière du travail de mère que tu as accompli auprès de moi. Je te dois, en grande partie, la personne que je suis aujourd'hui et le chemin que j'ai parcouru pour arriver jusqu'ici.

Avant-propos :

Cette thèse a été financée par le CNRS et elle s'appuie sur la collaboration de plusieurs laboratoires : I2M, CITERES, GC2D et LRMH, ainsi que sur celle de l'équipe de chercheurs GRECCAU de l'École nationale supérieure d'architecture.

Dans un souci de transparence, nous précisons que ce manuscrit a été relu et corrigé avec l'appui d'outils d'intelligence artificielle générative, dans le respect de la charte déontologique et des droits d'auteur. Ces outils n'ayant pas été utilisés pour se substituer à l'enquête, à l'analyse et au travail scientifique présentés dans ce manuscrit, leur utilisation ne remet, selon nous, ni en cause notre intégrité scientifique ni notre responsabilité quant au contenu de ce travail.

Résumé :

L'incendie du 15 avril 2019 de la cathédrale de Notre-Dame de Paris a ouvert la voie à un projet d'étude scientifique et de reconstruction patrimoniale hors du commun, offrant à la recherche un cas d'étude unique pour documenter et comprendre le comportement d'une charpente traditionnelle depuis sa mise en œuvre. Cette thèse analyse la cinétique des déformations d'un tel ouvrage en s'appuyant sur la réplique à l'échelle 1:1 d'une travée et sur un jumeau numérique 3D par éléments finis. L'objectif est de mesurer, identifier et qualifier les principaux mécanismes qui pilotent la cinétique des déformations au cours des trois premières années de service, période où se concentrent phénomènes différés et ajustements globaux jusqu'à l'atteinte d'un régime stationnaire (saisonnier). La méthode mise en place combine : (i) un suivi multiphysique continu (flèches, rotations, glissements, humidité interne, température/hygrométrie ambiante) complété par des relevés discrets (tachéométrie, scan 3D) pour établir des états de référence et suivre leur évolution spatio-temporelle, (ii) des essais quasi-statiques de treuillage pour sonder la réponse élastique globale et évaluer les variations saisonnières de rigidité, (iii) un modèle 3D élastique avec des éléments de poutres sous Cast3M intégrant les effets hygroscopiques et des liaisons semi-rigides paramétrées de manière réaliste, (iv) une caractérisation expérimentale d'assemblages bois-bois (tenon-mortaise) sur éprouvettes à l'échelle 1:3, avec corrélation d'images numériques et identification inverse (FEMU). Les résultats montrent que le retrait orthotrope du bois vert et la semi-rigidité des assemblages traditionnels sont déterminants pour reproduire les déplacements mesurés sur la réplique à l'échelle réelle. Nous proposons ensuite une méthode d'identification de raideurs équivalentes des éléments filaires au droit des assemblages, à partir d'essais sous presse exploités par corrélation d'images. Enfin, un modèle 3D massif de ces essais éclaire les modes de déformation et explique la variabilité observée, à l'échelle de l'éprouvette comme in situ. Cette thèse fournit un jeu de données in situ précieuse ainsi qu'un cadre numérique opérationnel pour en identifier les mécanismes dominants.

« Investigation into the Deformation Kinematics of
the Timber Frame of Notre-Dame de Paris »

Abstract :

The fire of April 15, 2019, at the Cathedral of *Notre-Dame de Paris* paved the way for an extraordinary project of scientific study and heritage reconstruction, offering researchers a unique case study to document and understand the behavior of a traditional timber framework from the moment it was built. This dissertation analyzes the deformation kinematics of such a

structure using a full-scale (1:1) replica of a bay and a 3D finite-element digital twin. The objective is to measure, identify, and qualify the main deformability mechanisms over the first three years in service, a period in which time-dependent phenomena and global adjustments are concentrated, until a durable static and hygroscopic equilibrium is reached. The method combines: (i) continuous multiphysics monitoring (deflections, rotations, slips, internal moisture content, ambient temperature/relative humidity) complemented by discrete surveys (total-station, 3D scanning) to establish reference states and track their spatio-temporal evolution, (ii) quasi-static winching tests to probe the global elastic response and assess seasonal stiffness variations, (iii) an elastic 3D beam-element model in Cast3M that accounts for hygroscopic effects and realistically parameterized semi-rigid joints, (iv) experimental characterization of timber-to-timber mortise-and-tenon joints on 1:3-scale specimens using digital image correlation and inverse identification (FEMU). Results show that the orthotropic shrinkage of green wood and the semi-rigidity of traditional joints are decisive to reproduce the deformation kinematics. We then propose a method to identify equivalent joint stiffnesses for beam models, based on press tests analyzed via image correlation. Finally, a companion 3D solid model of these tests sheds light on deformation modes and explains the observed variability, at both specimen and in situ scales. This thesis provides a valuable long-term in situ dataset and an operational numerical framework to identify the governing mechanisms.

Mots-clés :

Notre-Dame de Paris ; charpente traditionnelle ; bois vert ; comportement hygro-mécanique ; monitoring/SHM ; jumeau numérique ; analyse de sensibilité ; assemblages bois-bois ; semi-rigidité ; corrélation d'images (CIN) ; caractérisation ; identification inverse. / Notre-Dame de Paris ;

Keywords :

Traditional timber roof ; green wood ; hygro-mechanical behaviour ; structural health monitoring ; digital twin ; sensitivity analysis ; wood-to-wood joints ; semi-rigidity ; Digital Image Correlation ; characterization ; FEMU.

Unité de recherche :

I2M, département de Génie Civil et Environnemental de l'unité mixte de recherche (UMR 5295) sous cotutelle du CNRS, de Bordeaux INP, de l'université de Bordeaux et d'Arts et Métiers ParisTech et INRAE.

Introduction

La charpente de Notre-Dame de Paris, datant du XIIIe siècle, était connue sous le nom de « la forêt » pour les milliers d'arbres qu'a nécessité sa construction. Un exploit technique qui a été maintenu en place, non sans intervention, durant ses huit siècles d'histoire. Elle fut, en effet, restaurée plusieurs fois entre le XVe et le XVIIIe siècle, puis de nouveau plus profondément au XIXe siècle, avant d'être intégralement reconstruite à l'identique entre 2020 et 2025 suite à l'incendie du 15 avril 2019. Comme le soulève Olivier Poisson, architecte et conservateur général du patrimoine dans son article intitulé « les cathédrales incendiées » paru en 2020 ou encore Arnaud Timbert dans son livre « Notre-Dame de Paris au XIIe et XIXe siècles » paru en 2023, il est difficile d'aborder la question de ces restaurations de façon manichéenne tant la réponse est politique et liée au symbole de Notre-Dame de Paris au cours des siècles dans le patrimoine et l'héritage culturel. La reconstruction de 2020, pilotée par le ministère de la Culture, n'a pas fait exception. À l'instar de la doctrine stylistique d'Eugène Viollet-le-Duc et en accord avec la charte de Venise, il a été décidé d'adopter une démarche patrimoniale forte basée sur la volonté de reconstruire « à l'identique » : environ 2 000 travailleurs, dont des charpentiers, tailleurs de pierre et autres artisans ont œuvré pendant cinq ans au chantier afin de restaurer ce qui a été perdu en mettant en avant les savoir-faire artisanaux et les connaissances d'autrefois. En collaboration avec le CNRS, un chantier scientifique d'envergure a ainsi mobilisé une cinquantaine de laboratoires et près de 175 chercheurs pour étudier et préserver les vestiges ainsi que pour guider les choix de la maîtrise d'œuvre au plus proche des référentiels normatifs contemporains. Les groupes de travail dédiés, dont le laboratoire I2M pour la maçonnerie et la charpente bois, ont notamment contribué à l'élaboration des dossiers de consultation des entreprises, matérialisant la rencontre entre savoir-faire historique et exigences actuelles de sécurité des constructions et les connaissances scientifiques relatives aux matériaux.

La présente recherche s'inscrit dans une logique de connaissance pour l'action dans la continuité de ce chantier scientifique organisé en appui du projet de reconstruction : documenter, comprendre et anticiper les comportements d'une charpente traditionnelle reconstruite à l'identique afin d'éclairer les décisions de restauration et le suivi à long terme de l'ouvrage. Bien que neuve, la charpente reconstruite respecte le mode constructif médiéval, conformément à la pensée des artisans de l'époque telle qu'elle nous est parvenue. Par ailleurs, cette structure unique interagit avec une maçonnerie historique massive, marquée par de nombreuses modifications et interventions destinées à en garantir l'intégrité structurale. À ce titre, le projet de reconstruction de cette cathédrale est devenu un prototype de démarche scientifique intégrée, au service du patrimoine et de la transmission des savoir-faire d'une filière bois multiséculaire. Au-delà du symbole, la charpente offre un cas d'étude à la croisée du génie civil "Bois Construction", de

l'ingénierie du matériau bois, et du patrimoine. Malgré la démonstration empirique de leur longévité, les techniques traditionnelles demeurent mal renseignées par les écrits historiques et aussi mal intégrées par les normes de construction, en particulier lorsque l'on s'intéresse à l'utilisation, en structure, de bois vert. Or, ces procédés, inspirés des pratiques anciennes, introduisent des phénomènes locaux à l'échelle des éléments et des assemblages, capables de modifier le comportement structurel global et mettre à mal certaines approches prédictives classiques des sciences de l'ingénieur. Cet état de fait complique l'anticipation et l'interprétation physique du comportement observé in situ. C'est précisément dans ce cadre, entre authenticité patrimoniale et exigences de sécurité, que s'inscrit « L'étude de la cinétique des déformations de la charpente de Notre-Dame de Paris » qui fait l'objet de cette thèse.

Notre-Dame de Paris a fait l'objet de nombreuses études (Épaud, 2007a ; Lefèvre, 2011 ; Poisson, 2020b) dont plusieurs architecturales et patrimoniales (Poisson, 2020a ; Épaud, 2020 ; Thibaut et al., 2024), ainsi que des études dendrochronologiques (Chevrier, 1995; Hoffsummer, 2002; Lambert et al., 2019) documentant l'évolution de l'édifice et de sa charpente avant l'incendie. Nous disposons donc déjà d'une vision relativement précise des typologies de fermes, de leur schéma structurel, ainsi que des pathologies récurrentes et des pratiques d'intervention qui ont marqué la charpente d'origine. Les données collectées après 2019 ont, en outre, précisé davantage la typologie d'assemblages employée avec cependant des questionnements inhérents en lien avec la mise en œuvre de l'époque. Pour autant, compte tenu des techniques d'édification de la nouvelle charpente selon des procédés non couverts par les exigences modernes (bois vert, assemblages bois-bois, etc…), nous avons peu d'informations concises renseignant correctement l'évolution et les interactions entre les éléments, in situ, au cours des premières années de service de la structure. Cette période, où les pièces sèchent et s'accommodent sous l'action des charges permanentes et environnementales, est déterminante pour la cinétique globale à l'échelle 1:1.

Les guides pratiques pour l'évaluation des structures bois (Riggio et al., 2018a ; S. Liu et Bin Mamat, 2024 ; Boardman et al., 2018) recommandent l'emploi du scan laser pour documenter les états de référence et des protocoles et dispositifs de monitoring par capteurs pour mesurer l'évolution du comportement des charpentes historiques. Le suivi par relevés 3D ou le monitoring par réseaux de capteurs constituent donc des indicateurs précieux pour l'évaluation de leur comportement et de leur état de santé à long terme. Parallèlement, des campagnes *in situ* sur des toitures et des charpentes historiques croisent les relevés géométriques, des essais statiques et des analyses numériques, qui mettent l'accent sur la nécessité d'un dialogue *in silico* et *in situ* pour calibrer les approches pour l'ingénierie des structures (Tevi, 2023 ; Helmer-Smith et al., 2021 ; Özkan et al., 2025).

Les modélisations numériques par la méthode des éléments finis (éléments poutre unidirectionnels 1D) sont utilisées fréquemment par les bureaux d'études pour déterminer les chemins de charge et la cinétique globale des déplacements pour un coût de calcul faible, ce qui autorise des itérations rapides de conception et des analyses de sensibilité étendues (K. Wang et al., 2018 ; Köhler et al., 2007 ; Cointe et al., 2007 ; Tevi et al., 2022). Ces estimations s'adossent directement à l'Eurocode 5 pour les vérifications ELU/ELS (résistances, flèches, vibrations) et aux annexes nationales. Le comportement des liaisons (vis, boulons, connecteurs) est souvent idéalisé par des ressorts pour implémenter les raideurs rotationnelles et translationnelles localisées dans les jonctions des barres. Ces dernières sont souvent déterminées à partir des travaux de Johansen (Jorissen *et al.,* 2014) pour les assemblages boulonnés par exemple. Nous pouvons aussi noter par exemple, que l'emploi de bois vert reste un cadre non conforme aux exigences contemporaines. Ainsi, la charpente de Notre-Dame de Paris est un peu hors cadre du système normatif. Par ailleurs, les assemblages sont aujourd'hui majoritairement reliés par des organes métalliques standardisés aux dimensions contrôlées (tolérance et traçabilité) et aux comportements prédictibles (résistances, rigidités) sur la base de classes de service et de règles de calcul codifiées (Godonou, 2022). Les performances des assemblages bois sur bois doivent probablement être affectées par ces forts gradients de séchage du bois, ce qu'il convient alors d'investiguer dans le cadre de ce travail de recherche, afin d'en analyser les effets à l'échelle de la structure.

L'observation instrumentée et la modélisation numérique associée est au cœur de cette recherche : on adopte donc une démarche, basée sur un monitoring global multiphysique et sur la mise à disposition d'un jumeau numérique le plus simple possible (au sens des hypothèses). Cette approche permet d'explorer les différentes sources de déformations pour décliner les paramètres utiles en fonction des aptitudes de service mesurées. L'élément central de cette thèse et la principale originalité de ce travail, est la reproduction à l'échelle 1:1 d'une travée de la charpente de Notre-Dame comme support d'étude afin d'éviter l'écueil du changement d'échelle par voie théorique. Bien que cette réplique hors norme constitue un cas d'étude à part entière, il n'en est cependant pas moins vrai qu'elle s'appuie sur les mêmes relevés architecturaux et techniques traditionnelles que ceux employés pour la restauration de Notre-Dame de Paris.

Nous présentons à présent l'organisation des chapitres qui composent cette thèse et explicitent comment la méthodologie de travail a été mise en œuvre : Le chapitre 1 décrit le dispositif et les résultats du suivi des déformations et du comportement hygroscopique d'une réplique partielle de la nef de Notre-Dame de Paris réalisée en 2020 en France, dans le département de la Creuse. Deux méthodes de suivi sont proposées : une approche en mesure continue et une autre faite de relevés réguliers tous les trimestres environ. Le suivi en temps réel repose sur un dispositif de monitoring mesurant des grandeurs comme les déplacements, le taux

d’humidité ambiant de l'air et de la température à proximité des éléments principaux de la réplique de la charpente. L'approche discrète consiste en des relevés ponctuels de la position globale à partir de cibles fixées sur la construction dès son édification, ainsi que de l’humidité relative en surface d’un grand nombre de poutres à l’échelle des fermes. Ce croisement de mesures peut aider à fournir des dispositifs de suivi mieux maîtrisés, touchant alors à un spectre plus large concernant le suivi du comportement d’ensemble et locaux de cette réplique en fonction de son exposition au climat.

Le chapitre 2 traite de la conception d'un jumeau numérique de la réplique, basé principalement sur le comportement élastique et hygroscopique des éléments de poutre et des assemblages. Ce modèle constitue la base de l'analyse fonctionnelle des éléments et de la circulation des efforts internes en fonction des cas de charge et de l’évolution du séchage au cours du temps. Il permet aussi d'évaluer les reports de charges sur les murs gouttereaux surplombant les voûtes de la cathédrale. Les questions sur les conditions limites externes et la gestion des assemblages sont alors abordées pour bien poser le problème en vue d'évaluer et de prévoir la cinétique des déformations constatées sur le long terme en fonction de l’évolution du taux d’humidité moyen du bois d’œuvre.

Le chapitre 3 s’appuie sur une série d'essais statiques réalisés sur la réplique au cours d’une année en plusieurs saisons. Cette stratégie de chargement quasi-statique permet d'évaluer l'évolution temporelle de la réponse instantanée de la structure. Ces réponses élastiques du comportement global de la charpente mesurées pour différentes configurations de chargement ponctuel sont la signature de l’ensemble des assemblages entre les éléments. Une rétro-analyse est proposée sous les hypothèses de l’élasticité linéaire pour reproduire le comportement global des fermes instantané et à long terme. On introduit alors la question de la variabilité locale des raideurs d’assemblage en fonction des typologies et des modes de chargement locaux. Pour ce faire, on s’appuie sur la méthode des composants et d’un modèle rhéologique simple de chaque typologie d’assemblage ainsi que sur les caractéristiques matricielles des éléments joints discrets qui servent de connexions au modèle filaire.

Le chapitre 4 envisage sur une série d'essais de caractérisation d’assemblages réduits à l’échelle 1:3. On souhaite proposer une méthode de quantification des raideurs élastiques d’une typologie d’assemblage oblique (tenon-oulice) en lien avec la modélisation filaire utilisée en bureau d’études. Cette méthode, indépendamment de l’effet d’échelle, doit donner des résultats exploitables pour le calage sur la base de la théorie des poutres et reproductible pour d’autres typologies afin d’étendre son application à l’ensemble d’une structure. Pour ce faire, nous procédons, une fois encore, par rétro-analyse des raideurs d’assemblage permettant au modèle filaire de reproduire les déplacements apparents mesurés au cours des essais. À cette étape de la

caractérisation, nous sommes limités par le caractère orthotrope du matériau et le nombre limité de configurations de chargement possibles en laboratoire pour identifier l'ensemble des composantes de la matrice de raideur.

1. Étude de cas d'une travée de la nef de Notre-Dame de Paris.

La reconstruction « à l'identique » des charpentes médiévales de Notre-Dame a constitué un défi technique et scientifique, ravivant des questions essentielles sur le comportement à long terme d'une charpente traditionnelle en bois vert après son édification. Du point de vue de l'archéologie du bâti, l'étude dendrochronologique de Lambert (2019) et les relevés architecturaux de Fromont (2016) fournissent un référentiel précis pour la nef et le chœur ; Timbert (2023) et Epaud (2020) défendent la pertinence d'une restauration « à l'identique » dans la continuité stylistique et technique attestée du XIIe au XIXe siècles. Guibaud et al. (2024), Jacquot et Saleri (2024) et Vannucci (2021) éclairent chacun une facette de la charpente de Notre-Dame en articulant relevés, sources historiques et modèles numériques : Jacquot et Saleri (2024) réalisent un modèle massif de la géométrie exacte des combles avant l'incendie ; Guibaud et al. (2024) documentent des déformations observées pendant l'incendie et les utilisent comme points de calage des modèles de sécurité incendie ; enfin, sur le plan mécanique, Vannucci (2020, 2021) décrit avec finesse les systèmes constructifs « à chevrons formant ferme » (nef/chœur) et propose une analyse structurelle sous actions variables, capturant leur fonctionnement élastique tridimensionnel selon des hypothèses simples au niveau des assemblages. À l'échelle du chantier expérimental, la réplique 1:1 d'une travée de la nef, édifiée et instrumentée sur le site du Lycée des métiers du bâtiment (LMB) de Felletin (décembre 2020), offre un cadre rare de convergence entre recherche et pédagogie, ainsi qu'un terrain d'observation *in situ* des phénomènes différés et hygro-mécaniques, depuis l'état initial de montage jusqu'aux premières années de service.

Les guides de référence convergent aujourd'hui vers un consensus méthodologique pour l'évaluation des structures bois historiques ou modernes : inspection visuelle structurée et relevé dimensionnel, mesures *in situ* (déformations, humidité, conditions d'appui), recours raisonné aux méthodes non destructives, puis intégration des données dans un modèle numérique actualisé autant que possible et en accord avec les outils de l'ingénieur des structures (Cruz et al., 2015; Dietsch et Kreuzinger, 2011; Palma et Steiger, 2020). Deux enquêtes professionnelles (Löwenmark, 2009; Wynne et al., 2022) rejoignent les retours d'expérience de Palma et Steiger, (2020) sur des charpentes historiques, des ponts bois et des bâtiments instrumentés en continu : les méthodes non destructives instrumentées *in situ* sont perçues comme potentiellement déterminantes pour réduire les incertitudes de conception et recalibrer les modèles numériques *in silico*. Sur le plan opérationnel, plusieurs travaux illustrent la mise en œuvre concrète de tels protocoles : du côté des couplages expérimental-numérique sur des ouvrages historiques, Cointe et al. (2007), Diaz et al. (2023) et Tevi (2022) conduisent des diagnostics instrumentés étayés par

du calcul, combinant auscultations, suivi et analyses par éléments finis pour guider l'intervention sur le bâti patrimonial. Branco et al. (2008), Del Senno (2003) et Piazza (2007) réalisent des essais quasi-statiques et cycliques sur des fermes de grande portée instrumentées ; ils montrent l'influence déterminante de la raideur axiale des assemblages et l'apport décisif d'essais à l'échelle réelle pour actualiser les calculs. Enfin, les études de monitoring précisent les ordres de grandeur et les performances métrologiques accessibles *in situ*. Orzechowski et Tatko (2016) démontrent la faisabilité d'un suivi de flèches sur une grande charpente par réseau de capteurs à fil, sur plusieurs mois, avec un protocole transposable aux combles historiques ; le couplage hygro-mécanique est abordé par des suivis de microclimat. Pisca (2013) relève des variations saisonnières des teneurs en eau du bois (pouvant atteindre un seuil critique à l'automne), utilisées comme entrées de simulations et pour interpréter l'évolution de l'état hydrique des composants en place.

La démarche retenue et présentée dans ce chapitre vise précisément ces verrous, en instrumentant une réplique fidèle dans la mesure du possible d'une travée de la nef de Notre-Dame, édifiée pour suivre la cinétique réelle (l'évolution) des déformations d'une charpente au cours des premières années de service après l'édification. L'objectif est triple :

- décrire le système constructif inspiré de la charpente d'origine ainsi que le phasage de montage de la réplique,
- présenter le suivi in situ des déplacements (monitoring continu et relevés ponctuels des déplacements 3D) et de l'hygrométrie (humidité relative et humidité du bois en surface / à cœur),
- mettre en place une méthode de mesure non destructive de la rigidité quasi-statique des fermes, permettant la calibration numérique du comportement élastique du jumeau numérique.

Nous établissons d'abord un état de l'art historique et architectural de la charpente d'origine et donnons des explications relatives à l'élaboration de la réplique, incluant la chronologie constructive, un levé géométrique et des relevés visuels précis. Ce chapitre constitue la base de comparaison pour toutes les observations ultérieures. Il établit aussi la traçabilité de l'ensemble de la base iconographique à venir. La compréhension des déformations différées exige de caractériser l'environnement hygrothermique et l'état hydrique du matériau : une station météo dédiée (température, humidité relative, pluviométrie/vent, le cas échéant) est mise en service à proximité de la travée. En parallèle, l'humidité du bois est suivie à deux échelles complémentaires : en surface (mesures régulières par humidimètre résistif) et à cœur (capteurs insérés sur quelques pièces gouvernantes), afin d'estimer les gradients d'humidité et leur cinétique de séchage à long terme.

Un dispositif de monitoring est pensé afin de capter les mécanismes principaux qui gouvernent les déplacements globaux de la structure. En complément, la géométrie globale est suivie par une approche double : un scan laser 3D à haute densité, réalisé pour figer l'état initial de la structure et documenter d'éventuelles évolutions géométriques (déformations de forme), puis une campagne de relevés par tachéomètre des coordonnées d'un réseau de cibles fixées sur les fermes principales. Sur le long terme, cela offre des déplacements absolus de précision millimétrique, avec une fréquence trimestrielle, ce qui permet de détecter des mouvements différentiels (rapprochement/écartement latéral, torsion locale) à l'échelle de la travée.

Pour fournir des observables directement exploitables pour la calibration du modèle, des essais à grande échelle sont mis en place dans cette stratégie d'investigation (*proof loading*). Une campagne de chargements quasi-statiques est conduite afin de documenter l'évolution de la raideur apparente des fermes au cours d'une année. Toutes les séries sont synchronisées dans un référentiel temporel commun et analysées conjointement pour identifier les verrous hygro-mécaniques permettant au modèle filaire (éléments finis) utilisé dans les bureaux d'études d'atteindre un niveau de description utile et reproduisant les ordres de grandeur observés in situ.

1.1 Réplique de la travée

Dans cette partie, nous allons présenter la réplique réalisée à l'échelle 1:1 d'une travée de la nef de Notre-Dame de Paris. Bien qu'elle diffère de la structure d'origine de la "Forêt" (Fromont R. et Trentesaux C., 2016) par certains choix techniques d'édification, son exposition, ou encore la provenance et la nature des bois employés (Épaud, 2019), elle s'en rapproche au niveau volumétrique et typologique (Vannucci, 2021), dans le respect des principes de construction traditionnelle : en utilisant des assemblages traditionnels bois-bois et du chêne mis en œuvre dans un état proche du bois vert. Cette réplique est hébergée sur le site du Lycée des Métiers du Bâtiment (LMB) à Felletin (Creuse, France) et a été finalisée en décembre 2020. Ce projet est à l'initiative de l'Institut de mécanique et d'ingénierie (I2M) de Bordeaux et de l'école d'architecture de Bordeaux, du Laboratoire Recherche Monuments Historiques (LRMH) et du laboratoire Citères (Tours) et de l'Université de Limoges. La région Nouvelle-Aquitaine a coordonné le financement des bois et mis les organismes de formation du territoire au service de l'édification, en lien avec les compagnons du devoir, les lycées techniques et les centres de formations par apprentissage. Elle constitue donc une opportunité pour faire converger les actions de recherche et les actions pédagogiques, ce qui est une originalité d'investigation au niveau du territoire national. L'ensemble du projet a été partagée avec la compagnie des Architectes en chef des monuments historiques (ACMH) du chantier de Notre-Dame de Paris, en lien direct avec Rémi Fromont, pour

affiner les informations, la cotation de la charpente et la définition des assemblages traditionnels de l'époque, qui demeuraient la partie la moins renseignée au niveau historique.

Tout d'abord, nous souhaitons faire un rappel sur l'histoire et l'architecture des combles de Notre-Dame de Paris (Épaud, 2020), avec un rappel critique des jalons de construction (Poisson, 2020b), des transformations majeures (Lambert *et al.,* 2019) et des spécificités de la typologie des charpentes de nef et de chœur à partir des relevés et études disponibles (Fromont, 2016). Ce cadrage historique motive les choix constructifs retenus pour la réplique et pose les questions structurales qui guideront l'analyse (déplacements globaux, rôle des appuis et des assemblages). Puis, nous ferons une description détaillée du système constructif de la travée (Vannucci, 2021), des typologies d'assemblages adoptées en accord avec la maîtrise d'œuvre. Enfin, le montage et le levage de la réplique font l'objet de la dernière partie, en insistant sur le phasage de la mise en œuvre et son impact sur l'état de référence de la structure (flèches initiales, précontraintes d'assemblage, conditions d'appui transitoires) initialisant implicitement le comportement à long terme de la charpente qui va sécher sous charge au cours des mois.

1.1.1 La charpente de Notre-Dame de Paris

On souhaite commencer par faire un rappel des principaux faits historiques concernant les transformations des combles de Notre-Dame. Cependant certains jalons de son histoire restent encore mal connus, en particulier concernant l'évolution complexe du chantier médiéval des XIIe et XIIIe siècles. Nous ne prétendons pas prendre parti dans les divergences d'opinion qui existent entre les différents ouvrages complexes dont sont tirées ces informations. On propose un simple condensé chronologique et architectural des évènements historiques probables qui ont fortement influencés le fonctionnement structural de la charpente. Pour cela, on dispose d'un certain nombre de références : on peut citer les trois campagnes de prélèvement dendrochronologique qui ont été réalisées entre 1991 et 1996, et dont la campagne de 1994 donne lieu au DEA de Chevrier (1995) et plus récemment à un article de Lambert et al. (2019) publié peu de temps après l'incendie. Enfin, on peut citer le travail de O. Girardclos *et al.* qui ont présenté les premiers résultats de l'étude des restes carbonisés du bois de Notre-Dame de Paris, durant les 11es Journées scientifiques du GDR à Nice en novembre 2022 ainsi qu'au cours du colloque de clôture du chantier « Naissance et renaissance d'une cathédrale » en avril 2024.

L'abside et le chœur sont les premières parties à être construites sous l'Evêque Maurice de Sully à partir de 1177 et consacrées en 1182. S'ensuit la construction du transept entre 1182 et 1190, puis celle de la nef entre 1196 et 1215. À la suite d'un incendie, selon Viollet-le-Duc, la charpente du chœur est reconstruite entre 1220 et 1230 en intégrant la surélévation des murs gouttereaux. De nombreuses mortaises vides (façade ouest) ont été retrouvées dans la charpente

du chœur et permettent d'identifier des réemplois de la charpente primitive. La moyenne d'âge cambial des arbres est autour de 100 ans avec pour date d'abattage la plus ancienne en 1156. En revanche, les bois les plus anciens de la nef proviennent de chênes abattus vers 1214 et on retrouve des traces de modifications de son contreventement vers 1230 ainsi que l'ajout de deux entraits vers 1290. Le transept subira des modifications et réfection entre 1250 et 1267 sous Jean de Chelles et Pierre de Montreuil pour accueillir la flèche (1250-1290) située au-dessus de la croisée du transept. La charpente sera renforcée par endroits autour de 1360 et 1725 mais elle ne subira pas de modification majeure avant le XVIIIe siècle, où la flèche sera démolie pour des raisons de sécurité entre 1789 et 1797.

Portée par la politique culturelle française du milieu du XVIIIe siècle, elle sera ensuite reconstruite avec le transept, dans un chantier colossal de restauration mené par Eugène Viollet-le-Duc et Jean-Baptiste-Antoine Lassus entre 1843 et 1859, avec l'esthétique et l'image qu'on lui connaît. Vient finalement l'incendie du 15 avril 2019 qui détruit la totalité des combles. Environ 2 000 travailleurs, dont des charpentiers, tailleurs de pierre et autres artisans ont participé au chantier de reconstruction initié en 2020 pour permettre une réouverture de ses portes au public le 8 décembre 2024, soit un peu plus de 5 ans après la catastrophe.

Nous allons à présent revenir sur les caractéristiques de fabrication de la charpente médiévale d'origine et la façon dont la maîtrise d'œuvre a cherché à reproduire ses spécificités en accord avec les ressources disponibles et les exigences de sécurité modernes. La charpente de la cathédrale était intégralement composée de chêne, choisi pour ses performances (densité notamment), sa disponibilité et sa durabilité au temps et aux agressions. Il est également avéré que, hors bois de réemploi, ce chêne est massivement mis en œuvre à l'état vert, c'est-à-dire peu de temps après son abatage avec un taux d'humidité de plus de 80%. Or, pour la construction de charpentes traditionnelles modernes, le taux d'humidité à respecter lors de la mise en œuvre doit être compris entre 12 et 22 % comme spécifié dans les DTU 31.1 et 31.2. Cependant, la Commission Générale de Normalisation du Bâtiment précise, dans l'annexe B du NF DTU 31.1, que « Dans certains cas particuliers, pour des raisons historiques, patrimoniales, […]. Ils peuvent présenter à la mise en œuvre des taux d'humidité assez élevés dépassant les préconisations […] » Un article, (Thibaut et al., 2024), traite en particulier des contraintes et des avantages à utiliser du chêne à l'état vert pour la restauration de 2020. Il met également l'accent sur la disponibilité des ressources forestières en France, l'importance est de perpétuer ce savoir-faire ancestral mais il met en garde sur les contraintes liées à l'utilisation du bois vert. On apprend également que plus de 1 000 chênes ont été abattus parmi 10 forêts de France (majoritairement les forêts de Bercé et de Chandelais), semblables à celles du Moyen Âge. En collaboration avec l'office national des forêts (ONF), ces bois ont été sélectionnés à la pièce suivant des critères de rectitude, de longueur et de

diamètre. Comme à l'époque, on privilégie ici des bois jeunes à la croissance rapide (60 ans) et donc de faible diamètre (25-30cm) et de longueur n'excédant pas plus de 12 mètres de long. Ces choix concernent la toiture et non la flèche qui comporte des composants plus colossaux en termes de section de poutres. Enfin, une fois coupé, le bois de brin (bois équarris contenant la moelle à l'inverse des sciages) était équarri en section rectangulaire à la hache (doloire) dans le respect du fil des fibres et le profil du tronc lui donnant un aspect et une forme irrégulière caractéristique, en laissant la moelle au plus proche du centre géométrique de la section. (Epaud, 2019) insiste sur la nécessité de reproduire la charpente avec des techniques traditionnelles comme l'équarrissage à la hache. Il prétend que le comportement d'un bois de brin équarri à la hache est de meilleure qualité qu'un bois de scierie, ce qui contribue à la stabilité de l'ouvrage dans le temps : *« La reproduction à l'identique de la charpente de Notre-Dame n'a donc de sens que si elle est faite en bois de brin équarri à la hache. ».* Bien que des outils spécifiques anciens aient été reproduits pour aider les charpentiers dans leur travail, l'équarrissage n'a été que partiel puisque les faces transversales des poutres, moins visibles, ont été sciées. Finalement, la charpente du chœur a été réalisée en Anjou, par les Ateliers Perrault à Saint-Laurent-de-la-Plaine, tandis que la charpente de la nef a été réalisée dans l'Eure, par les Ateliers Desmonts à Perriers-la-Campagne.

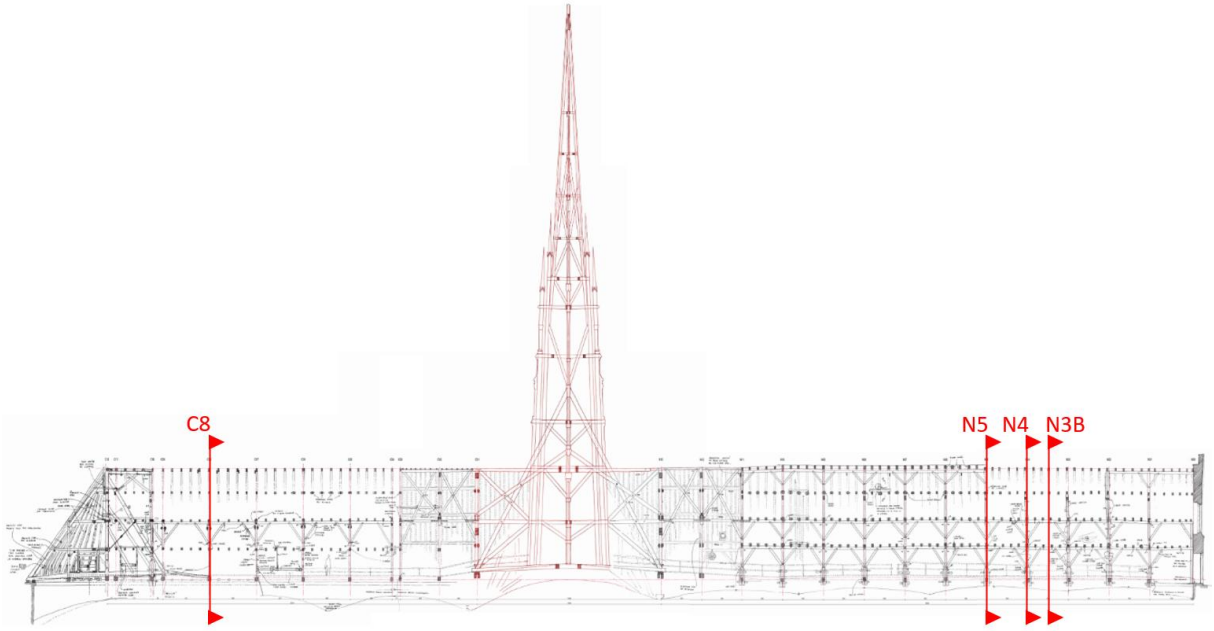


Figure 1 : plan de masse par Rémi Fromont et Cédric Trentesaux (2016).

Comme on l'a vu précédemment, les deux bras du transept, le chevet et la flèche datent d'après 1843 et ne seront pas traités dans la suite de ce travail de doctorat. Seuls les combles de la nef et du chœur étaient des charpentes médiévales multiséculaires et parmi les plus grandes,

les plus techniques et les plus anciennes du patrimoine gothique français. Comme le reste de la charpente, elles ont fait l'objet de plusieurs campagnes de numérisation géométrique et d'études détaillées. On peut citer les relevés du « Dictionnaire raisonné de l'architecture française du XIe au XVIe siècle » réalisé par Viollet-le-Duc et Eugène Emmanuel, paru entre 1854 et 1868. En 1915, l'architecte Henri Deneux réalise à son tour un relevé des combles de la cathédrale. Deux campagnes de scan 3D de la cathédrale par laser ont été réalisées par l'historien américain Andrew Tallon en 2010 (Tallon, 2014) et la société Art Graphique et Patrimoine, en 2014 (AGP, 2014), incluant de la photogrammétrie. L'année suivante, Rémi Fromont et Cédric Trentesaux, réalisent des relevés architecturaux parus en 2016 dans la revue Monumental. Leur travail est réalisé à la main, à l'échelle 1/50, permettant de représenter des éléments de renforcement ou des typologies d'assemblage explicites mais de façon partielle. Ces dessins sont d'une rare précision car ils se basent sur des relevés en plan et en coupe des fermes réalisés à l'aide d'une station totale en trame de fond (Jacquot et Saleri, 2024). Ces travaux ont permis de documenter avec précision et dans sa globalité la composition et l'état de la charpente.

La Figure 1 représente le plan de masse de la charpente de Notre-Dame, tandis que les Figure *2*, Figure *3* et Figure 4 représentent respectivement la ferme n°8 du chœur, la ferme n°4 et les chevrons formant ferme n°3B de la nef. Les charpentes de la nef et du chœur atteignent des dimensions importantes d'une centaine de mètres de longueur pour une portée de 13 m et une hauteur moyenne de 10 m. L'élévation des murs gouttereaux à partir de 1220 a permis aux charpentiers d'intégrer des fermes à entrait au-dessus des voutes. Elles sont décrites comme une succession de travées porteuses composées de quatre chevrons formant ferme liés par des fermes principales. L'inexistence de système classique de pannes et chevrons, à l'époque, explique le besoin structural d'une forte récurrence de portiques avec des entraxes inférieurs au mètre linéaire.

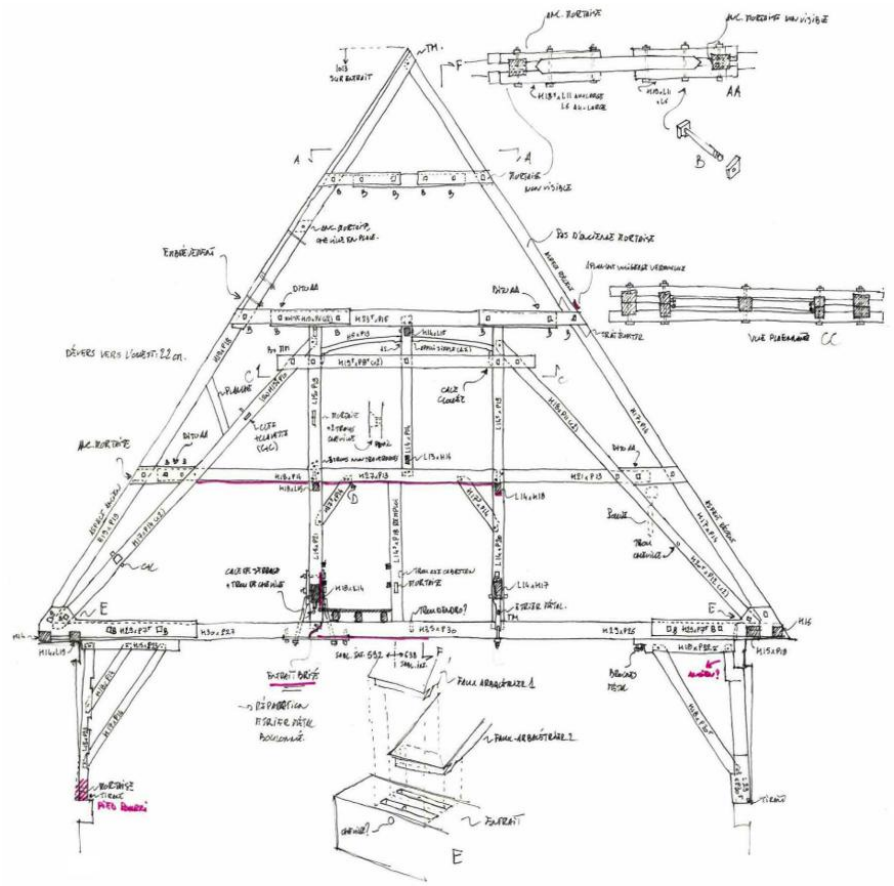


Figure 2 : ferme n°8 du chœur par Rémi Fromont et Cédric Trentesaux (2016).

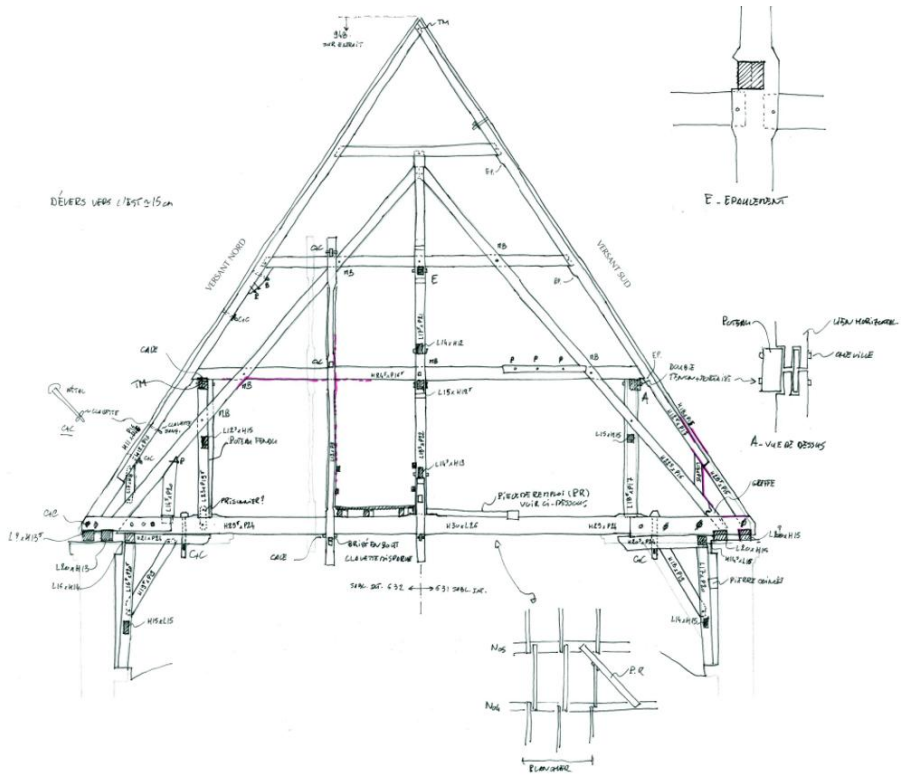


Figure 3 : ferme n°4 de la nef par Rémi Fromont et Cédric Trentesaux (2016).

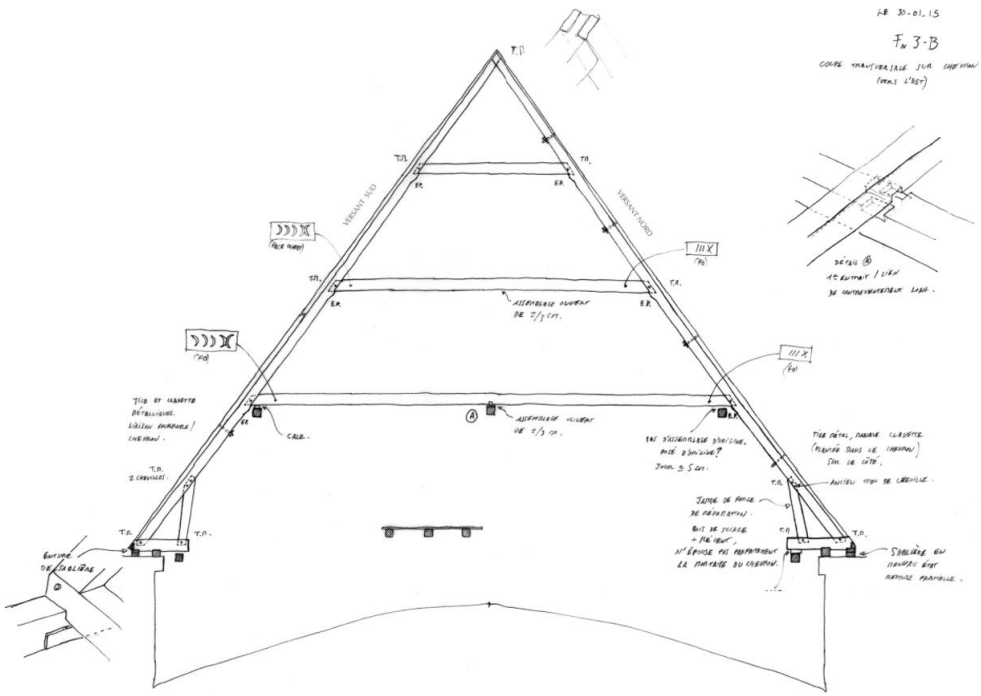


Figure 4 : chevrons formant-fermes de la nef par Rémi Fromont et Cédric Trentesaux (2016).

Cependant, il existe de nombreuses différences entre les deux charpentes situées dans la nef et le chœur. Les sections des chevrons formant ferme sont plus importantes dans la nef et l'intervalle entre chaque chevron est de 70 cm, pour 80 cm dans le chœur. Enfin, le système de contreventement est moins chargé dans le chœur en particulier au faîtage. En effet, on remarque qu'il n'y a pas d'entretoise au faîtage sur les combles du chœur tandis que la nef en est pourvue sur sa quasi-totalité excepté entre les fermes n°2 et n°5. Vannucci, dans son étude de structure de 2021, considère la charpente de la nef comme plus perfectionnée que celle du chœur. Il décrit une structure auto-équilibrée, plus rigide et garantissant une meilleure stabilité des murs gouttereaux. Pourtant, sa composition est globalement plus hétérogène que celle du cœur. On peut noter la suppression de la partie supérieure des poinçons des fermes n°3 et n°4. Par ailleurs, les entraits retroussés sont continus sur huit fermes sur onze. Les fermes n°4 et n°5 cumulent ces deux types d'hétérogénéité et constituent donc des cas d'étude intéressants pour mieux comprendre les choix structuraux de l'époque. Selon Épaud, la typologie devient plus récurrente à partir de la ferme n°5, ce qui peut expliquer, un effet de prototypage structural lors de l'édification et de la couverture de la nef qui va des beffrois vers le transept (historique de construction). Cette étude s'articule donc autour de la travée comprise entre ces deux fermes (N4 et N5, figure 1).

1.1.2 Système constructif



Figure 5 : ferme n°4, face Est de la travée, réplique au lycée LMB de Felletin, Février 2021.

La réplique de la travée de la nef s'appuie sur une interprétation rigoureuse des relevés techniques de Rémi Fromont et Cédric Trentesaux (2016) (Figure 1), combinée à une adaptation aux contraintes de mise en œuvre formulées par les charpentiers compagnons en charge de la réalisation et du respect des règles de sécurité au niveau du Lycée des Métiers du Bâtiment de Felletin en Nouvelle-Aquitaine. Les plans d'exécution sont arrêtés par consensus avec les chercheurs de l'I2M et du GRECCAU (ENSAPBX) impliqués dans le chantier scientifique et les ACMH du chantier de Notre-Dame, en collaboration avec les Compagnons du devoir. L'ensemble est coordonné par la région Nouvelle-Aquitaine et le Lycée LMB. Le résultat constitue un compromis entre fidélité historique et exigences techniques contemporaines.



(a) Ferme n°4 (Est)



(b) Ferme n°5 (Ouest)

Figure 6 : détails de la réplique.

La travée édifiée est conçue à l'image des fermes n°4 et n°5 (Figure 6) de la charpente d'origine située une dizaine de mètres derrière les deux beffrois de la cathédrale Notre-Dame de Paris (Figure 1). Elle se compose de deux fermes principales et de quatre chevrons formant ferme, l'ensemble couvrant une portée de 13,5 mètres, pour une hauteur de 10 mètres au faîtage et une profondeur de 3,5 mètres dont la direction correspond à l'axe de la nef. L'ensemble est partiellement contreventé sur deux niveaux de palées de stabilités à partir des entraits et à l'exception du faîtage (Figure 6). L'ensemble de la structure repose sur quatre sablières placées longitudinalement en appui plan sur les murs gouttereaux (Figure 7).



Figure 7 : versant Nord de la travée et détail de l'implantation des fermes sur les sablières et les murs gouttereaux.

On retrouve ce système constructif sur des monuments gothiques de la même époque comme la cathédrale de Meaux ou celle de Saint-Etienne d'Auxerre (Lefèvre, 2011). F. Épaud réalise en 2020 une analyse typologique et comparative de ces systèmes de toiture à chevrons formant ferme en contextualisant historiquement les remaniements mis en évidence par Fromont et Trentesaux.

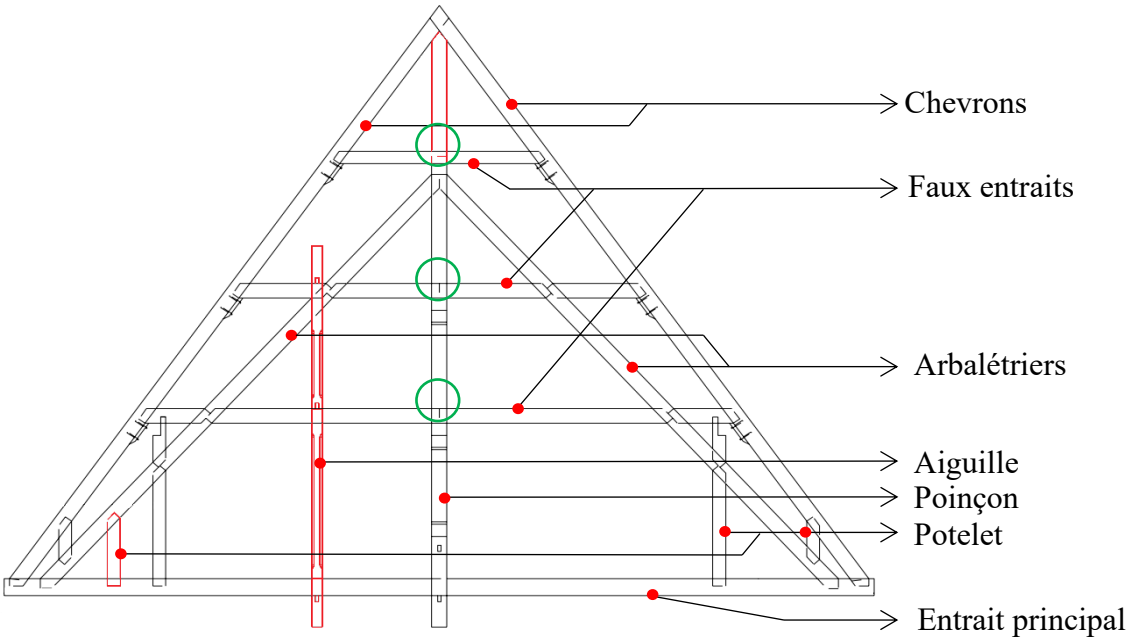


Figure 8 : coupes transversales de la ferme n°4.

Chaque ferme est constituée d'un entrait principal et de chevrons formant le triangle primaire, complété par des arbalétriers qui définissent un triangle secondaire en partie externe pour accueillir la toiture. Le poinçon central, ainsi que plusieurs potelets contribuent à assurer la stabilité et la transmission verticale des efforts, tandis que la stabilité horizontale est assurée par la redondance de triangulation (chevrons et arbalétriers) ainsi que par les trois niveaux de faux entraits. La ferme n°4 est équipée d'une aiguille (ou suspente) sur le versant gauche, représentée en rouge sur la Figure 8, accompagnée d'un potelet court. L'aiguille est composée de deux pièces moisées et assemblées par des clefs moisées qui viennent assurer un lien avec l'entrait principal et les deux premiers niveaux de faux entraits intermédiaires de manière à limiter la flexion de l'entrait principal.

La ferme n°5, quant à elle, présente une configuration légèrement différente. Elle comporte un élément supplémentaire reliant le poinçon au faîtage. Par ailleurs, trois discontinuités d'éléments en font une structure différente au niveau hyperstatique par rapport à la ferme n°4, les localisations sont observables Figure 6(b) (en vert) : la première relie la partie basse à la partie haute du poinçon, tandis que les deux autres sont situées sur les faux entraits, interrompus localement au passage du poinçon, imposant alors des éléments horizontaux d'encombrement plus courts. De fait, en termes d'assemblages, les liaisons entre les faux entraits, les arbalétriers intérieurs et le poinçon diffèrent selon les fermes comme illustré dans le détail sur la Figure 13 (typologie d'assemblages) : pour la ferme n°4, ces connexions sont réalisées par des assemblages à mi-bois (deux pièces entaillées à mi-épaisseur, s'affleurant) Figure 9(a); tandis que dans la ferme n°5, elles sont assurées par des tenons-mortaises chevillés Figure 9b. La continuité des faux entraits avec les assemblages à mi-bois peut apporter des rigidités locales supérieures à la solution discontinue réalisée à partir de tenon-mortaise.



(a) Mi-bois de la ferme n°4 (b) tenon-mortaise de la ferme n°5

Figure 9 : assemblages des faux entraits et des arbalétriers des fermes principales.

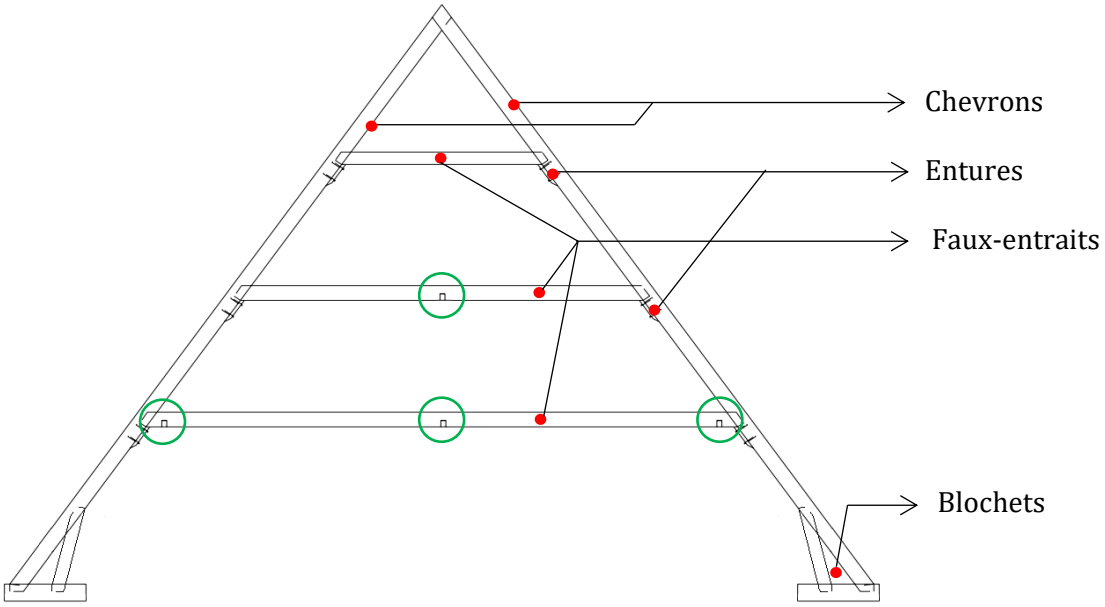


Figure 10 : coupes transversales des chevrons formant ferme.

La Figure 10 illustre les chevrons formant ferme (Lefèvre, 2011), qui constituent les éléments intermédiaires de la travée. À l'époque médiévale, les systèmes constructifs avec des pannes n'existaient pas. Ces systèmes, au nombre de quatre par travée, sont disposés à intervalles réguliers de 0,70 mètre, permettant de poser le voligeage. On retrouve les chevrons et les trois niveaux de faux entraits dont les liaisons sont renforcées par des entures. Les chevrons formant ferme reposent au moment du levage sur les sablières par l'intermédiaire des blochets, ainsi que sur les quatre palées longitudinales. Les liaisons avec les palées sont symbolisées en vert Figure 10 et imagées Figure 11. Dans la réplique, la liaison est réalisée par des encoches entaillées dans la traverse de la palée de stabilité et par des ajouts cloués (faux bossage) sur les faux entraits. Cette liaison est supposée être posée sans jeu au moment de l'édification.



Figure 11 : liaisons entre les chevrons formant ferme et les palées longitudinales.

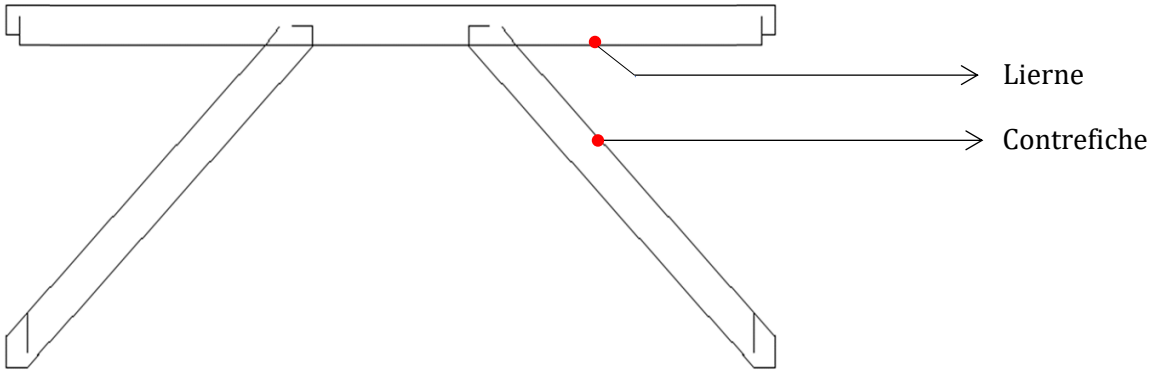
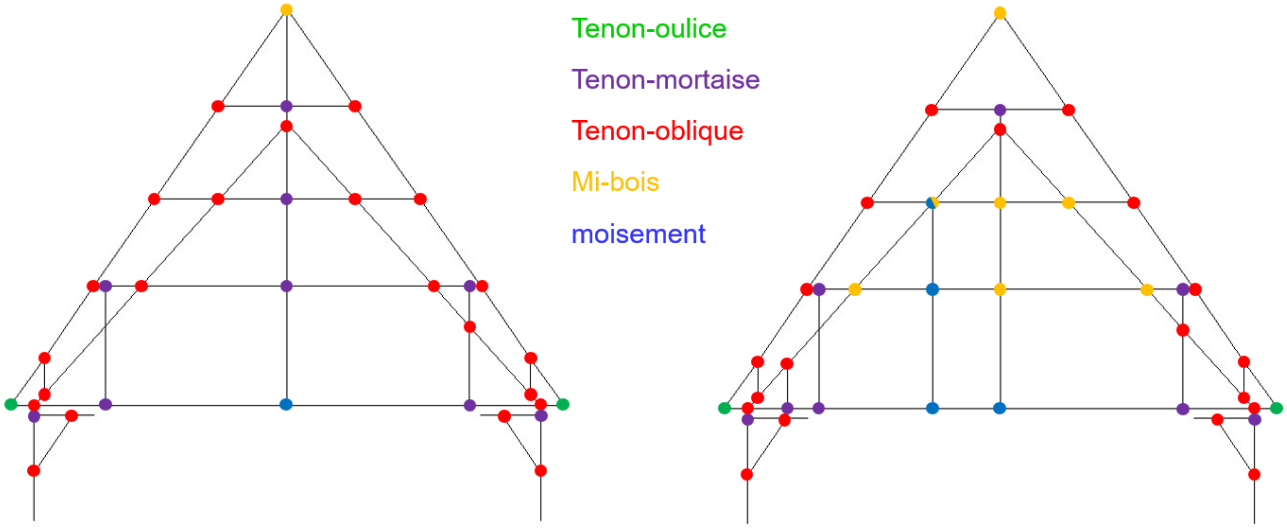


Figure 12 : Coupes longitudinales d'une palée longitudinale.

Les Figure 11 et Figure 12 représentent les palées qui assurent le contreventement longitudinal et servent d'appui intermédiaire aux chevrons formant ferme. Ces éléments, composés d'une lierne et de contrefiches, sont au nombre de six, dont deux au niveau des consoles.



(a) Ferme n°5 (b) Ferme n°4

Figure 13 : localisation des différentes typologies d'assemblage.

La détermination des types d'assemblages traditionnels a été la problématique la plus délicate pour la conception de cette réplique, en raison du manque d'informations concernant la charpente disparue. Le choix final s'est donc appuyé sur l'expertise des ACMH, des compagnons et des historiens de la construction médiévale.

Passons maintenant en revue les différentes typologies d'assemblages des fermes principales, Figure 13. Ils sont identifiés et localisés par un code couleur le long de la fibre moyenne des éléments de poutre. On dénombre cinq typologies d'assemblages avec des dimensions et des orientations différentes : les mi-bois, les tenon-mortaises, les tenons-oulices, les moises et les queues d'aronde. Les chevrons formant ferme et les palées longitudinales, quant à eux, comportent uniquement des tenons-mortaises.



(a) Tenons mortaise à 55° (b) tenon mortaise 90°

Figure 14 : assemblages par tenon-mortaise

Les tenon-mortaises sont des assemblages par emboitement, verrouillés par des chevilles en chêne de 20 mm de diamètre, assurant un transfert des efforts principalement en compression et cisaillement. Dans le cas d'inversion des charges, seule la cheville reprend les efforts de traction. La Figure 14 représente un tenon-mortaise reliant l'entrait à l'arbalétrier intérieur ainsi que la version droite reliant le poinçon à l'entrait retroussé supérieur.





Figure 15 : assemblages mi-bois et queue d'aronde des sablières et du mi-bois chevillé des arbalétriers et faux entraits.

L'assemblage à mi-bois réunit deux pièces entaillées qui s'emboîtent pour reproduire une largeur unique de composant, Figure 15. On les retrouve sur les entraits retroussés et les arbalétriers de la ferme n°4, emboîtés à mi-épaisseur et verrouillés par une ou deux chevilles. Par ailleurs, ce sont des queues d'aronde qui relient les blochets et les entraits principaux des porteurs verticaux, aux sablières. Deux queues d'aronde de directions opposées en bout de poutre ont été taillées, pour transmettre les efforts horizontaux dans la double sablière. Les efforts de poussée horizontale sont transmis par de la friction entre les sablières et les murs gouttereaux, sans assemblage particulier. Par conséquent, les deux sablières agissent comme des répartiteurs d'efforts pour descendre les charges verticales et horizontales en tête de murs.



Figure 16 : assemblages moisés des poinçons et de l'aiguille.

Enfin, il y a les moises, qui serrent de part et d'autre une pièce de bois dans son épaisseur. Le tout est maintenu par des clavettes et des chevilles visibles Figure 16. Ce type d'assemblage est utilisé pour l'aiguille et le bas des poinçons.

1.1.3 Montage et levage de la travée

Les relevés de la charpente (Fromont, 2016) montrent que la logique d'assemblage (charpentes à chevrons formant ferme, palées longitudinales, appuis sur corniches) est lisible dans l'œuvre et conditionne la mise en charge : la ferme est d'abord auto-stable dans son plan via ses triangulations, puis stabilisée par les palées qui ferment la travée. La fermeture de structure par les contreventements et le voligeage accroît la raideur globale; ce phénomène est documenté expérimentalement sur des structures bois instrumentées au cours de chantier (Omenzetter *et al.*, 2012 ; Ellis et Bougard, 2001). Afin de mieux comprendre la façon dont les fermes sont connectées et interagissent avec la maçonnerie, nous souhaitons établir la chronologie constructive de la réplique et analyser la dépendance des états d'appui à l'avancement du chantier. En effet, la phase d'exécution fixe l'état de référence t_0 d'une charpente (flèches initiales, jeux d'assemblage) et génère des conditions d'appui transitoires à l'origine de l'ordre de chargement des éléments (fermes, contreventements, voliges/couvertures). Par ailleurs, durant cette phase, les éléments sont potentiellement précontraints par le levage, le frettage et le chevillage (CODIFAB, 2020). Ces phénomènes, qui conditionnent les conditions limites réelles, ne sont pas accessibles à un modèle "tout-actif" et doivent être actualisées sur la base d'un relevé visuel détaillé (Cruz *et al.,* 2015). Le phasage de la construction au lycée de Felletin n'est pas en soi une réplique de l'historique, pour lequel les avis divergent, et il ne correspond pas aussi aux méthodes utilisées pour la reconstruction, puisque ce chantier a été réalisé en amont de la reconstruction à Paris.



Figure 17 : chevrons formant ferme avant levage le 02/12/2020 (on voit le système de queue d'aronde en lien avec les sablières).

Le système constructif a été partiellement monté au sol sur site à la manière d'une préfabrication. Les différentes phases du chantier se sont déroulées sur une période de deux mois, du 30 septembre au 4 décembre 2020. À l'issue du montage, la structure finale atteint un poids total d'environ 12 tonnes, car les bois sont globalement chargés en eau (état vert, au-dessus du point de saturation des fibres). La réalisation a mobilisé plus de 150 personnes, comprenant à la fois des apprentis en formation et des compagnons expérimentés qui ont dirigé l'édification sur une dizaine de jours. Cette construction participative présente une forte valeur pédagogique, patrimoniale et expérimentale pour le territoire aquitain à Felletin.

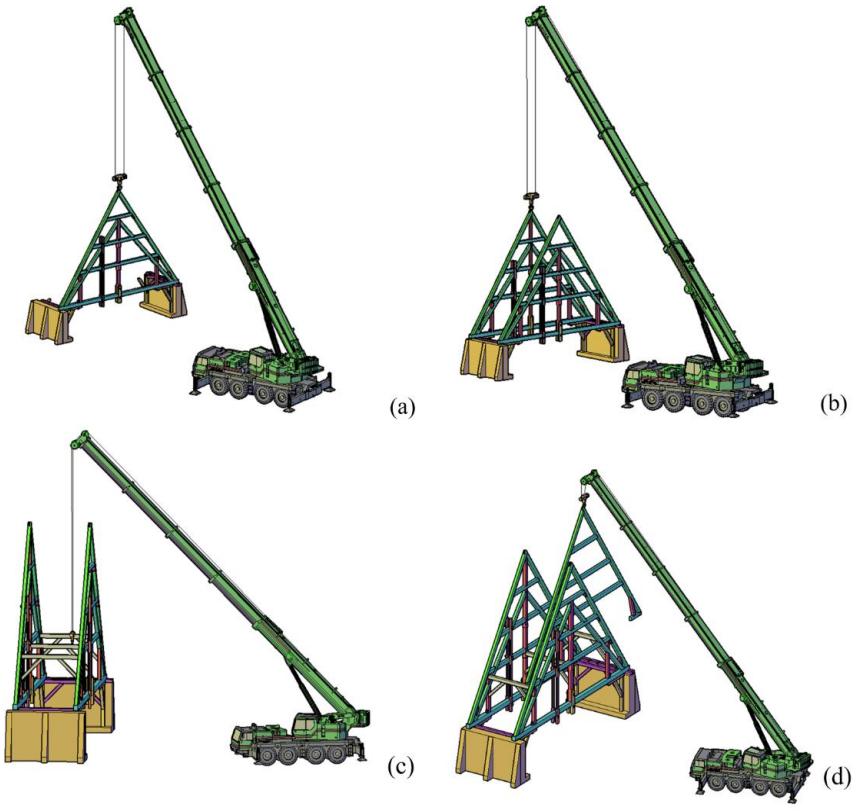


Figure 18 : étapes de levage des éléments de la charpente (source Jacques Laporte, compagnon charpentier).

Les opérations de montage ont été conduites sous la supervision d'une équipe de compagnons charpentiers. La première étape a consisté à monter les murs gouttereaux, servant de supports aux consoles et aux sablières. Une fois ces éléments en place, deux équipes distinctes ont été mobilisées pour assembler au sol les fermes principales, comme illustré sur la Figure 17. Elle avait été taillée dans des centres de formation au préalable et démontée pour l'acheminement sur le site d'accueil à Felletin au lycée des Métiers du Bâtiment. L'installation d'une grue de capacité 35 tonnes a ensuite permis le levage et l'assemblage progressif des différents éléments, en commençant par les deux fermes principales (voir Figure 18 (a) et (b)) aux extrémités de la travée. Un haubanage (non représenté dans le schéma de phasage) provisoire à l'aide de tireforts a été mis en place pour sécuriser le basculement potentiel des fermes.



Figure 19 : pose du premier niveau de palées le 01/12/2020.

L'étape suivante a consisté à mettre en place le premier niveau des palées longitudinales, posé entre les fermes principales (Figure 18 (c) et Figure 19). Il a fallu "ouvrir" les fermes porteuses pour les emboîter en raison des tenons-mortaises en about. Vient ensuite le montage des chevrons formant ferme accompagnés de leurs contrefiches, comme présenté en Figure 18 (d). Enfin, la dernière étape du montage de la travée consiste à installer la palée supérieure. Pour cela, elle est d'abord levée verticalement, positionnée perpendiculairement aux sablières, puis pivotée pour être alignée avec les points de fixation sur les fermes principales. Cette opération nécessite toutefois de mettre temporairement les fermes hors d'aplomb de manière à obtenir la refuite suffisante pour engager correctement les tenons dans les poinçons. Les consoles, quant à elles, ont été disposées par la suite, ce qui ne correspond probablement pas au montage de l'époque médiévale.

Dans ce processus d'édification, on voit que la typologie d'assemblage conditionne le déroulement du chantier. Comme les assemblages tenon-mortaise sont principalement réalisés par emboitement, l'organisation du chantier doit anticiper les incohérences de montage dans les phases de levage et de montage. Par conséquent, le maître charpentier doit tenir compte des moyens dont il dispose pour anticiper la conception ou la "préfabrication" partielle des porteurs.



Figure 20 : travée édifiée en décembre 2020.

Enfin, la structure est couverte par 18 m^3 de couverture multicouches en douglas de 20 cm d'épaisseur vissées directement sur les chevrons, donnant l'équivalence des charges gravitaires de la couverture initiale en plomb (équivalent bois sec). Les bois sont à l'état vert lors de la pose. En décembre 2020, la travée ne sera que partiellement (2/3 de l'ensemble) couverte comme en témoigne la photographie Figure 20 et elle sera achevée en mars 2021.



Figure 21 : protection du drainage des mortaises sous l'entrait principal.

Le guide (CODIFAB, 2020) constitue une source de référence pour la gestion proactive de l'humidité dans les chantiers bois afin de prévenir contre les augmentations excessives d'humidité. Il décrit les risques et les actions préventives liées à l'utilisation d'un bois humide (>20) sur une base scientifique solide (propriétés hygroscopiques, seuils critiques) et en

adéquation avec les normes de référence (références DTU, Eurocode 5, RAGE). Il insiste sur l'identification des points singuliers et des potentiels pièges à eau. Dans le but de prévenir des risques de dégradations fongiques dans les réservations des éléments, les assemblages en pied de ferme (tenon-mortaise) ont été drainés et des grilles de ventilation ont été placées le 27 février 2021, les protégeant des insectes.

1.2 Humidité et température in situ

Le comportement hygro-mécanique du bois est désormais bien caractérisé à l'échelle du bois sans défaut, donc à petite échelle (Jakieła et al., 2008; Varnier, 2019), mais demeure moins documenté aux échelles des assemblages (Palma et Steiger, 2020; Reichel et Kaliske, 2015 Part I et Part II) et des structures complètes (Bureš et al., 2014). De plus, le problème est plus complexe *in situ* sous sollicitations de longue durée (Ranta-Maunus et al., 1998). Sous charge permanente constante, le bois présente un fluage dont les phases dépendent du niveau de sollicitation, avec une composante viscoélastique lorsque le niveau de contrainte et la durée augmentent (Ranta-Maunus et al., 1998). Lorsque la teneur en eau varie au cours de la vie de la structure, des effets mécanosorptifs génèrent des déformations supplémentaires qui amplifient le fluage, ce qui nécessite un couplage hygro-mécanique pour une prévision correcte (Varnier, 2019). Indépendamment de la charge, les variations d'humidité induisent des retraits/gonflements anisotropes et gradients responsables de contraintes internes sources potentielles de fissuration (Jakieła et al., 2008). Dans ce contexte, la présente étude vise à éclairer, du point de vue mécanique, dans quelle mesure ces mécanismes coexistant et couplés gouvernent les déplacements d'ensemble de la structure (flèches notamment) et la redistribution des efforts dans le système constructif et ses connexions.

Au niveau des assemblages, les travaux numériques et expérimentaux récents soulignent l'importance de considérer l'anisotropie du bois et des jeux/contacts pour reproduire rigidité et dissipation (Reichel et Kaliske, 2015 a et b). À l'échelle structurelle, plusieurs études montrent que les effets différés et mécanosorptifs peuvent piloter l'évolution des flèches sous climat naturel (Bureš et al., 2014; Ranta-Maunus et al., 1998), tandis que les revues sur le monitoring des ouvrages bois plaident pour des protocoles de mesure standardisés et une interprétation multi-indicateurs (Cruz et al., 2015; Dietsch et Kreuzinger, 2011; Palma et Steiger, 2020).

Selon Epaud, (2019), « Les bois utilisés dans les charpentes médiévales ne furent jamais séchés pendant des années avant d'être utilisés mais taillés verts et mis en place peu après leur abatage. » C'est pourquoi, il a été souhaité dans la genèse de ce projet pédagogique et de recherche, que les bois équarris par sciage soient mis en place avec une humidité proche de leur

état vert, c'est-à-dire au-dessus du seuil de saturation des fibres du chêne. On souhaite ainsi suivre l'intégralité des variations dimensionnelles et physiques dues au séchage sur le comportement de la charpente en lien avec une estimation moyenne de l'humidité en surface des bois. L'objectif est :

- de voir l'effet du comportement hygro-mécanique du bois vert sur la cinématique locale et globale de la travée afin de déterminer le niveau de précision utile à retenir pour une approche numérique,
- d'orienter le choix des lois de comportement et des paramètres d'entrée réellement discriminants, nécessaires pour capturer les ordres de grandeur de flèches et de redistributions observées in situ (Cruz et al., 2015).

Pour ce suivi, nous proposons donc une série de relevés ponctuels à l'humidimètre à pointe, à long terme et à l'échelle de la structure sur plusieurs dates pendant la durée de la thèse. Ensuite, le séchage du bois dépend de son exposition à l'extérieur où les variations de température et d'humidité relative sont importantes. Pour cela, une microstation météo a été mise en place.

1.2.1 Comportement du bois d'œuvre

La littérature scientifique ciblant l'usage du bois vert en service reste relativement réduite. Le peu de travaux ciblés sur les constructions modernes s'explique par les pratiques courantes de l'ingénieur qui prescrit la mise en œuvre de bois conditionné pour maîtriser les propriétés mécaniques suivant un raisonnement par classes de service qui conditionne les coefficients du fluage (k_{def}) dans le calcul de la flèche aux Eurocode 5 et la modification de résistance du matériau au cours du temps (k_{mod}). Les opérateurs de chantier insistent, de leur côté, sur la gestion de l'humidité à chaque étape (fabrication, transport, stockage, montage) afin de prévenir les montées d'humidité et les retraits différentiels nuisibles aux assemblages et aux appuis (CODIFAB, 2020) une référence majeure demeure l'ouvrage de Ross, Mettem & Holloway (2007), qui documente systématiquement le chêne vert (*green wood*) : cinétique de séchage, retraits-gonflements anisotropes, fissuration, flèches différées, avec des règles pratiques de dimensionnement adaptées à un matériau mis en œuvre à forte teneur en eau.

On considère généralement que le bois sec a de meilleures propriétés de résistance et de rigidité que le bois humide. On retrouve ces observations dans (D. Guitard et El Amri, 1987) qui traitent des modèles prévisionnels de comportement élastique du bois de structure en fonction de son hygroscopie. Il illustre l'évolution des modules d'Young pour différentes essences en fonction du taux d'humidité. Maximin Varnier dans sa thèse en 2019, décrit l'ensemble du comportement thermo-hygro-mécanique différé des feuillus, dont le chêne. Sous charge permanente, le fluage du bois est viscoélastique et dépend de la teneur en eau, et de surcroît les

variations d'humidité sous sollicitation activant des déformations qui accentuent les flèches et modifient donc la rigidité apparente (Varnier *et al.,* 2018). À l'échelle *in situ*, ce sont les mesures du microclimat sous combles de la température et de l'humidité relative de l'air qui pilotent directement la teneur en eau du bois. Pour approcher ces effets à l'échelle de l'élément et des assemblages, cela exige des modèles multiphysiques qui fournissent une base prédictive pour relier humidité, temps et déformations locales (Reichel et Kaliske, 2015 II). Les variations saisonnières (cyclages) et variabilités locales, en plus de modifier la distribution des propriétés du matériau dans sa masse, peuvent modifier le comportement des assemblages et ainsi altérer les résistances résiduelles et la durabilité au niveau des performances mécaniques des charpentes si ces aspects sont mal considérés (Pisca, 2013).

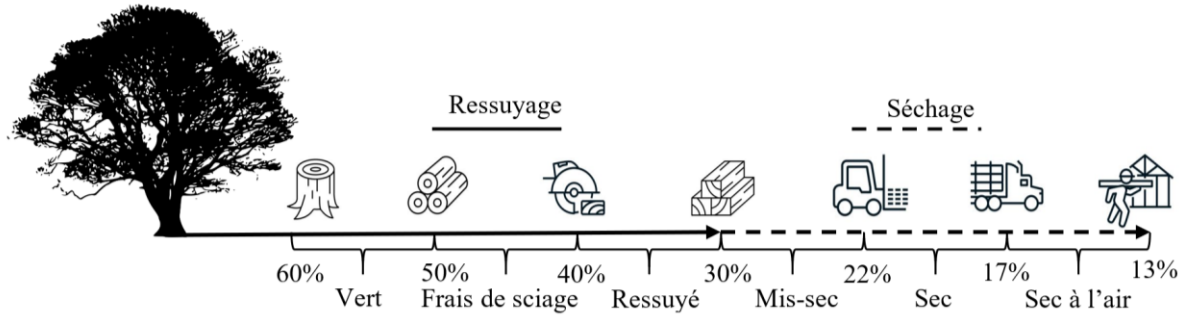


Figure 22 : étapes de ressuyage et de séchage du bois d'œuvre.

Les propriétés hygroscopiques du bois sont fondées sur sa capacité à absorber ou perdre son eau jusqu'à ce que sa teneur en humidité soit en équilibre avec l'air ambiant. Par convention, la quantité d'eau est exprimée comme un pourcentage de la masse anhydre. Elle se décline sous deux formes, l'eau libre est la première à se retirer, c'est ce qu'on appelle le ressuyage. Ensuite, l'eau liée est la dernière à se retirer durant la phase de séchage nécessitant plus d'énergie (ou de temps) pour des échantillons de petites dimensions. La Figure 22 représente les différentes phases de ressuyage et de séchage depuis l'abattage. Le séchage ou l'humidification des bois sont approchés à l'aide de lois explicites pour chaque direction d'anisotropie. On notera que le coefficient longitudinal est généralement petit devant les coefficients radial et tangentiel. La NF B51-005 traite des méthodes d'essais des bois sur éprouvettes de petites dimensions sans défaut, dit « bois parfait ». On y trouve une estimation des coefficients de retrait pour différentes essences dont le chêne :

Tableau 1 : récapitulatif des coefficients de retrait du bois parfait.

Essences	Retrait volumique	Retrait tangentiel	Retrait radial	Retrait longitudinal
Chêne	0,64 %/%H	0,43 %/%H	0,18 %/%H	0,03 %/%H

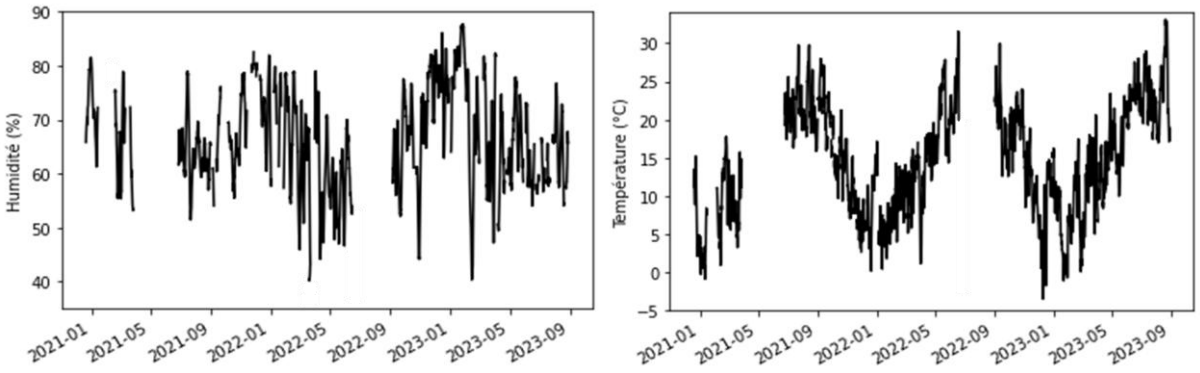


Figure 23 : humidité relative de l'air et température (décembre 2020 à août 2023).

Afin de mesurer en continu la température et l'humidité relative de l'air sur site, un capteur numérique de type SHT30 est placé dans les combles de la réplique (abritée). Les signaux (fFigure 23) sont exprimés, respectivement en pourcentage d'humidité relative de l'air et en degrés Celsius. L'humidité relative de l'air varie entre 40% et 89% pour une valeur moyenne de 68% tandis que la température varie entre -3°C et 34°C pour une valeur moyenne de 15°C. Ces mesures suivent une évolution relativement cyclique représentative de l'évolution climatique saisonnière à Felletin. Selon la saison et en considérant la situation géographique de la travée, on est en mesure d'évaluer, en première approximation, les taux d'équilibre du bois sur site, et cela en fonction des quatre saisons. Pour ce faire, on utilise l'abaque EC5 de sorption du bois, représentée Figure 24, ce qui permet de calculer ce taux d'humidité qui pourrait être atteint à terme.

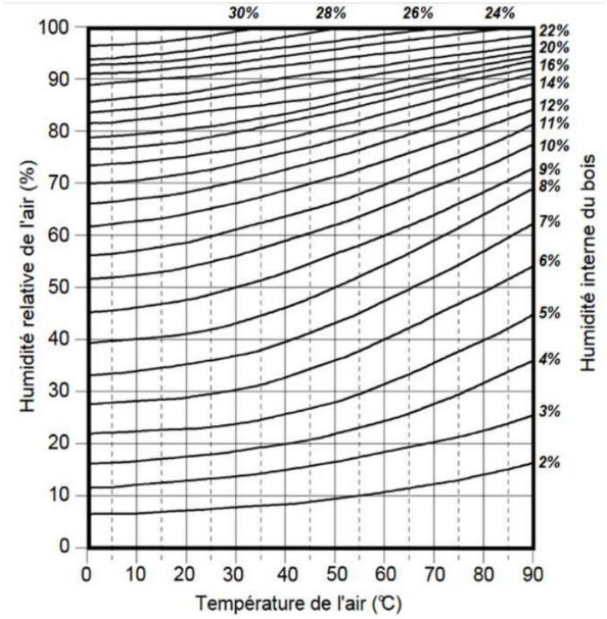


Figure 24: taux d'humidité du bois en fonction de la température et de l'humidité de l'air (abaque EC5).

En considérant les données enregistrées de température et d'humidité sur le site, nous pouvons donner une idée de la teneur en humidité d'équilibre par saison, Figure 24. L'été, l'air est autour de 20 °C pour une humidité relative de 70 % soit à un équilibre hygroscopique moyen d'environ 13 %. L'hiver, la température avoisine les 0°C pour 80 % humidité relative, ce qui correspond à un équilibre hygroscopique du bois de l'ordre de 17 %. Ces évaluations sont faites à partir des moyennes des données recueillies en surface des vois sur la base de l'abaque présenté Figure 24.

1.2.2 Relevés locaux à l'humidimètre

Nous avons mesuré la cinétique de perte d'humidité des bois à partir du jour de l'édification. On utilise pour cela un humidimètre résistif à pointes qui fournit le taux d'humidité en surface des poutres. Les deux pointes sont enfoncées à quelques millimètres (5mm environ) de profondeur dans le bois.



Figure 25 : évolution moyenne de l'humidité en surface des bois.

Une dizaine de relevés sont effectués sur différentes poutres (pieds de chevrons et arbalétrier) durant toute la période de la thèse (2021-2023) comme illustré Figure 25. La valeur moyenne initiale de l'humidité en surface des poutres est de 35% et la valeur finale de 15%. On observe une première phase de séchage de 11 mois, puis une phase de variation entre 19% et 13% jusqu'à la fin de l'étude. Compte tenu des valeurs théoriques d'équilibre hygroscopique attendues (estimées partie « station météo »), on peut en déduire que les variations mesurées dans la seconde phase correspondent à des variations saisonnières. On assimile donc les 11 premiers mois, à la période de séchage global des bois en surface jusqu'à la teneur en humidité d'équilibre moyenne du site. Après cette première année (08/2023), qui présente une cinétique plus lente, on peut supposer que la perte d'humidité ralentit et que les gradients d'humidité des bois vont se modifier de manière à sécher le matériau dans sa masse (à cœur)

Durant la dernière année, l'humidité en surface stabilisée, nous analysons la distribution spatiale de l'humidité au sein de différentes zones de la travée. On souhaite ainsi mettre en évidence l'impact de l'exposition aux intempéries sur l'évolution de l'humidité du bois. La Figure 26suivante est un schéma d'implantation des relevés à l'humidimètre effectués entre le 27/09/2022 et le 28/08/2023. La travée est découpée en différentes zones symbolisées par des couleurs.

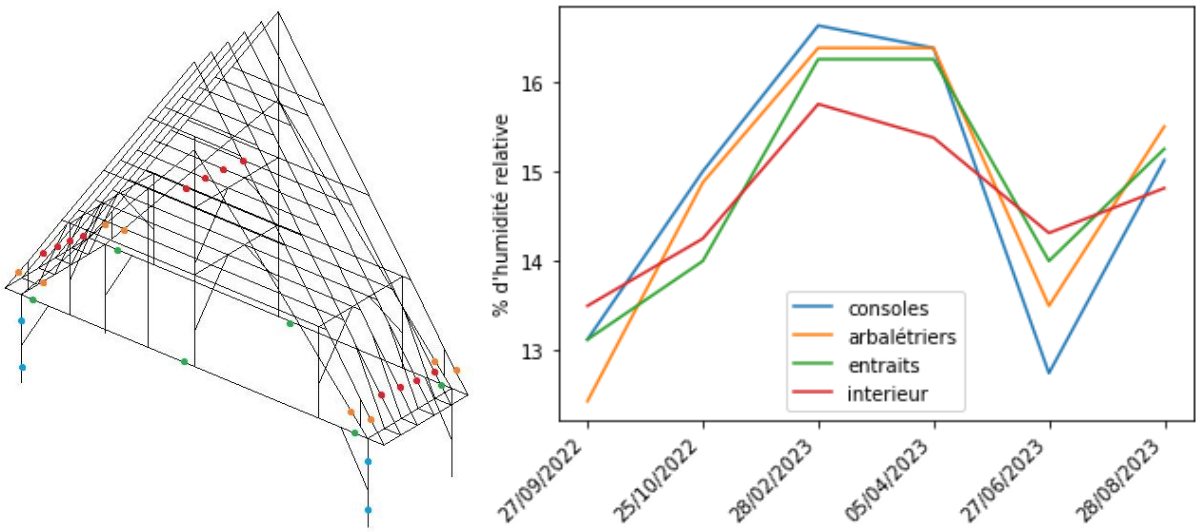


Figure 26 : implantation et évolution des relevés à l'humidimètre *in situ.*

La Figure 26 représente les variations d'humidité d'équilibre en surface des poutres en fonction des différentes zones de mesures sur la travée. En moyenne, les éléments situés à l'intérieur de la travée présentent un écart inférieur d'un point d'humidité, correspondant à un contexte plus abrité.

1.2.3 Humidité interne des bois

Les mesures par humidimètre ne sont pas faciles à mettre en œuvre, mais elles restent liées aux échanges en surfaces extérieures du bois, qui reste un indicateur restreint de la teneur en eau dans les sections de bois massif. On connaît mal, pour ces dimensions, les mécanismes de séchage et la vitesse de séchage d'un bois vert dans les charpentes. Durant le séchage, un gradient d'humidité se forme entre la surface et le cœur du matériau. Dans le cas d'un séchage naturel, on compte généralement un centimètre par an pour les bois durs. En réalité, le phénomène est fortement non-linéaire et non uniforme en fonction des sections. Pour cela des microcontrôleurs Arduino ont été utilisés avec des capteurs numériques de température et d'humidité de type SHT30. Ces sondes sont noyées dans un perçage aboutissant au centre de section et la cavité est

rebouchée. On peut ainsi mesurer l'ambiance climatique de la cavité, qui va être conditionnée par les échanges entre l'air et l'eau dans le bois et ainsi suivre l'évolution de l'humidité du bois à cœur.



Figure 27 : capteurs capacitifs d'humidité interne du bois (HR% interne de la cavité).

La Figure 27 représente les différentes étapes de montage du dispositif : le perçage de 12 mm de diamètre jusqu'au cœur des poutres (bois de brin), le positionnement de la bague et enfin le glissement du capteur en butée. Les résultats présentés ici concernent donc le second dispositif effectué entre le 27/09/2022 et le 28/08/2023 sur un pied de chevron formant ferme et un pied de ferme. La première campagne initiée au moment de l'édification n'a pas fonctionné en raison de phénomène de court-circuit du capteur dû à la présence d'eau libre abondante dans la cavité.

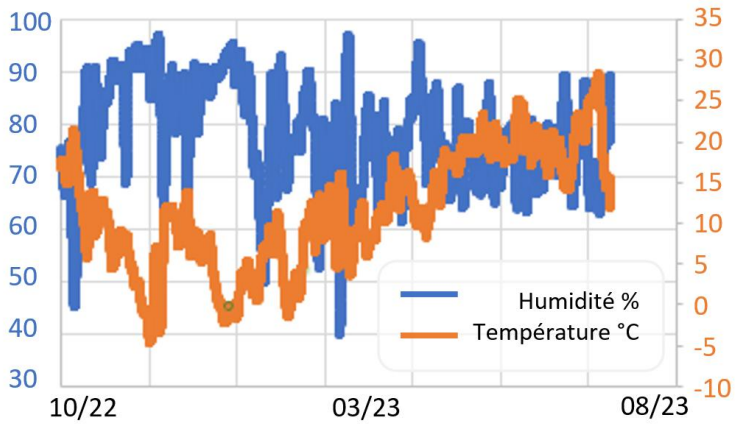


Figure 28 : mesures de l'humidité relative de l'air et de la température sur site.

La Figure 28 fixe l'humidité relative et la température ambiante mesurées par le capteur sur site. Cette information est essentielle afin de mesurer l'humidité relative de l'air à l'intérieur des cavité (perçage des bois). C'est l'écart entre l'humidité interne du bois et les conditions

d'équilibre imposées par l'air ambiant qui gouverne les échanges d'humidité, et donc les phases d'absorption ou de désorption.

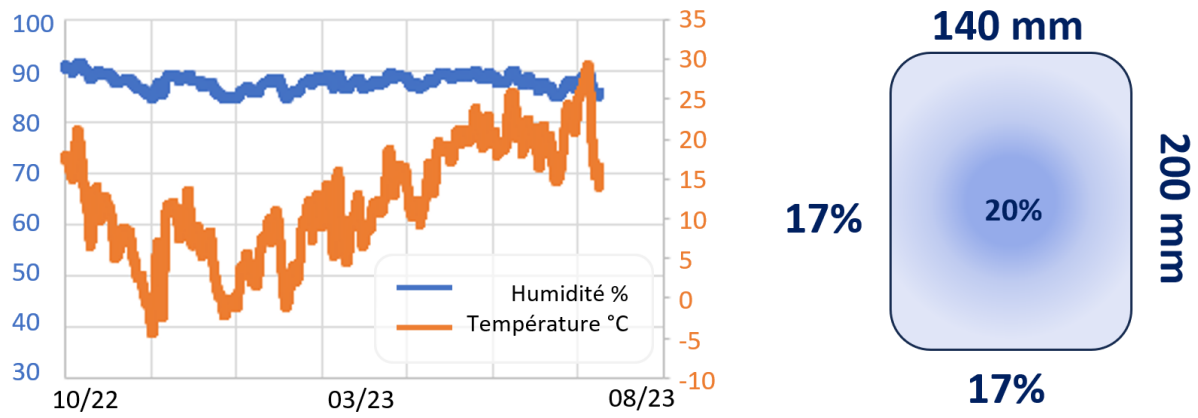


Figure 29 : mesures de l'humidité relative de l'air et de la température de l'air à cœur du pied du chevron formant ferme.

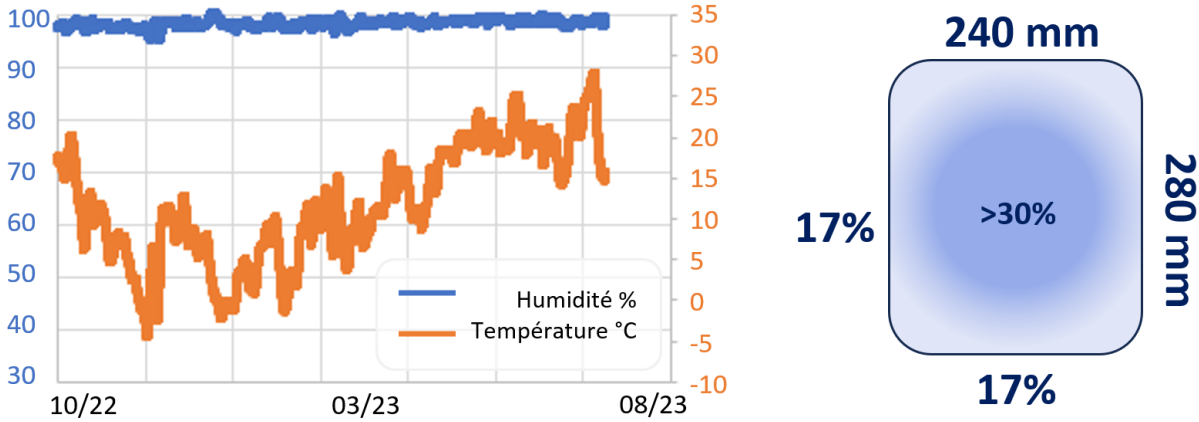


Figure 30 : mesures de l'humidité relative de l'air et de la température de l'air à cœur du pied de ferme.

Si l'évolution de la température est quasi-identique, on mesure un écart important entre l'humidité de surface et l'humidité interne des bois. Cet écart est interprété comme représentatif du gradient d'humidité existant entre la surface et le cœur du bois. Selon la section considérée, ce gradient peut atteindre plus de 15 points d'humidité pour les entraits (280 × 240 mm^2), alors que la distribution de l'humidité semble plus homogène et basse dans les chevrons formant ferme de plus petite section. Dans l'entrait le bois est sans doute au-dessus du point de saturation des fibres car l'humidité relative de l'air ambiant est très proche de 100 %. La cinétique de séchage dépend fortement de l'épaisseur des sections : plus la pièce est massive, plus le chemin de diffusion est long et plus l'équilibre hygroscopique au cœur est retardé (Jakieła *et al.,* 2008).

En pratique, on observe donc un séchage à deux vitesses : une peau qui répond vite aux cycles saisonniers (T/RH) avec risques de fissuration de surface ; un cœur qui se désature très lentement, maintenant des gradients d'humidité et des contraintes internes pendant une longue

période (Dahlblom et al., 1996a; Ross et al., 2007). Par conséquent, même une fois l'humidité de surface stabilisée vers les 16-17%, il faut s'attendre à observer des effets différés hygro-mécanique du bois à cœur (Varnier et al., 2018). Par conséquent, on se retrouve avec des gradients de déformation marqués dus au retrait en périphérie, alors que le centre des sections commence juste à se rétracter, ce qui peut entraîner des propagations potentielles de fissures. Ces phénomènes se retrouvent aussi au niveau des assemblages pour lesquels les surfaces d'échange sont plus nombreuses.



Figure 31 : photographie de mortaises fissurées le 27/09/2022.



Figure 32 : décollement d'arases et fissuration de tenon-mortaises le 27/09/2022.

Enfin, Jakieła (2008) modélise numériquement la réponse d'un élément en bois massif soumis à des variations climatiques (température T et humidité relative HR), en particulier la diffusion et l'évolution des gradients de teneur en eau générant des champs de contraintes internes. Ils décrivent les risques liés aux retraits du bois d'œuvre lors du séchage et mettent en garde sur les répercussions d'une humidité trop élevée pendant la phase de chantier, les variations dimensionnelles pouvant conduire à des incompatibilités de déformations pouvant entraîner des ouvertures et des fissurations au niveau des assemblages.

Des revues récentes sur l'évaluation des structures bois patrimoniales confirment le rôle central des assemblages sensibles au microclimat (humidité) (Mam, 2021; Palma et Steiger, 2020; Riggio et al., 2018b). Les pertes de contact dues au séchage et la semi-rigidité qui en résulte sont désormais à intégrer dans les approches de calcul afin de mieux maîtriser les déplacements apparents des nœuds et anticiper les effets d'une rupture fragile (Parisi et Piazza, 2015). Dans les assemblages traditionnels chevillés, ce retrait peut être empêché et donc générer des contraintes et déformations fortes favorables à l'apparition d'endommagements locaux. Dans le cas d'un tenon traversé de plusieurs chevilles, ces retraits non-uniformes peuvent induire des contraintes de traction locales menant à des fissures du tenon, Figure 31. Autrement dit, le bois du tenon "tiré" par les chevilles peut fendre sous l'effet du retrait si l'assemblage est très contraint par le séchage. Une étude récente a montré qu'une fente de retrait dans un assemblage tenon-mortaise droit pouvait réduire sa raideur élastique initiale d'environ 23% (Lu, Qiu, Bu, et al., 2024).

1.3 Cinétique des déformations

Dans la longue liste des guides et des revues pour l'évaluation et le suivi des charpentes bois, (Cruz et al., 2015; Dietsch et Kreuzinger, 2011) ainsi que Palma et Steiger (2020) mettent en évidence un consensus méthodologique pour l'évaluation des structures bois existantes historiques ou modernes : celles-ci reposent sur une démarche progressive incluant d'abord une inspection visuelle détaillée afin d'identifier les zones endommagées, les fissurations, puis des mesures non destructives (jauge, résistographe, humidimètre) in situ portant notamment sur les déformations excessives, l'humidité, les conditions d'appui. Cruz et al. (2015) spécifient aussi la nécessité d'un relevé dimensionnel complet et des défauts/altérations (zones affaiblies, pertes de section) pour relier flèches observées et rigidités effectives des éléments. En effet, compte tenu du caractère anisotrope, hygroscopique et hétérogène du bois, et de l'incertitude associée aux propriétés mécaniques *in situ*, les modèles de structure s'appuient sur la combinaison d'indicateurs et l'analyse croisée des résultats. Dans cette continuité Dietsch et Kreuzinger (2011), recommandent d'actualiser le modèle numérique avec des propriétés mécaniques effectives et réalistes en ayant recours complémentaire à des méthodes non destructives telles que la mesure de la densité indicatrice de la résistance locale, les ultrasons, la vibration ou les techniques de forage, afin de caractériser localement les rigidités des bois in situ des éléments. Il insiste sur la nécessité d'envisager plusieurs configurations de chargement lorsque les appuis ou assemblages ont évolué dans le temps (redistributions), pour éviter dans les diagnostics numériques d'imposer a priori des liaisons idéalisées rigides ou articulées. Enfin, Palma et Steiger, (2020) proposent un panorama des stratégies SHM (Structural Health Monitoring) pour le bois en soulignant que l'implémentation est non triviale (calibrage spécifique à chaque configuration, placement et

nombre de capteurs, fréquence de mesure, alimentation et transmission des données) et qu'elle doit viser des niveaux d'évaluation clairement posés (localisation, suivi, détection).

Nous cherchons à mettre en place un suivi expérimental pertinent afin de mesurer et d'analyser la cinétique des déformations de la travée en lien avec l'évolution de l'humidité du bois. Nous adoptons une méthode double articulant :

- un monitoring local des déplacements,
- un suivi spatial global de la déformée de la charpente.

D'une part, la cinématique locale est instrumentée par une station d'acquisition autonome alimentant un réseau de capteurs résistifs étalonnés et répartis sur les zones critiques de la travée. La localisation des capteurs a été définie à partir des pathologies existantes sur la charpente disparue. En effet les relevés de Fromont, (2016) montrent des renforcements des pieds de fermes et des faux entraits au niveau des assemblages et des remplacements d'éléments et cela dès les premières décennies de la charpente pour certains d'entre eux. À l'époque de Viollet-le-Duc, un certain nombre de renforcements métalliques a été introduit pour conserver au mieux la "Forêt". Ces réparations révèlent en soi des zones de fragilité potentielles résultant de l'histoire séculaire de cette construction. Par conséquent, elles amènent à porter une attention sur des zones précises de la réplique, où le séchage va intervenir sous charges gravitaires et sur le long terme. De plus, des flèches des entraits principaux sont mentionnées dans les relevés.

Vient s'ajouter, un suivi d'ensemble de la géométrie reposant sur un protocole de scanner laser 3D (état initial, t0) idéalisant l'enveloppe géométrique, et une station totale (tachéomètre), mesurant les mouvements d'un réseau de cibles réfléchissantes fixées sur les fermes principales. Cette combinaison permet d'extraire des déplacements absolus et des variations de longueurs (gonflement/retrait des éléments). Cette double stratégie cherche également à répondre à la question de savoir si l'on peut faire le suivi des déformations d'ensemble à partir des stations laser 3D, ce qui est souvent évoqué par l'apparition de cette nouvelle technologie, qui se confronte aux problèmes de l'échelle des déplacements avec les dimensions de l'objet mesuré. Les limites de cette méthode tiennent à la précision recherchée (recalage TLS, géométrie du réseau TS, stabilité des mires) et à la fréquence des missions. Beshr et al. (2018) confrontent des mesures de flèches et rotations d'éléments de structure (poutres en béton armé et poutres acier) obtenues par scans 3D à un modèle éléments finis non linéaire sous ANSYS, afin d'évaluer si l'écart reste acceptable pour un usage d'ingénierie ; ils concluent « qu'il est possible de détecter des déformations au sous-millimètre… sans déployer de cibles physiques ». Enfin, Lienhart (2017) précise le potentiel et les limites des stations totales robotisées (RTS) pour le suivi à long terme, à condition de maîtriser les sources d'erreurs et d'utiliser des cibles de référence pour corriger les cycles journaliers dus à la réfraction.

1.3.1 Station d'acquisition du monitoring

Afin de renseigner plus finement le comportement à long terme de la réplique de la travée, un dispositif de suivi en continu a été mis en place. Quatorze capteurs résistifs ont été installés sur les éléments porteurs de la structure de manière à couvrir différentes zones représentatives du comportement tridimensionnel de la travée en termes de déplacement. Les données sont relevées automatiquement toutes les minutes, permettant un enregistrement continu et sans intervention manuelle. La figure suivante précise l'implantation des capteurs, leur numérotation, ainsi que leur direction de mesure (capteurs unidirectionnels).

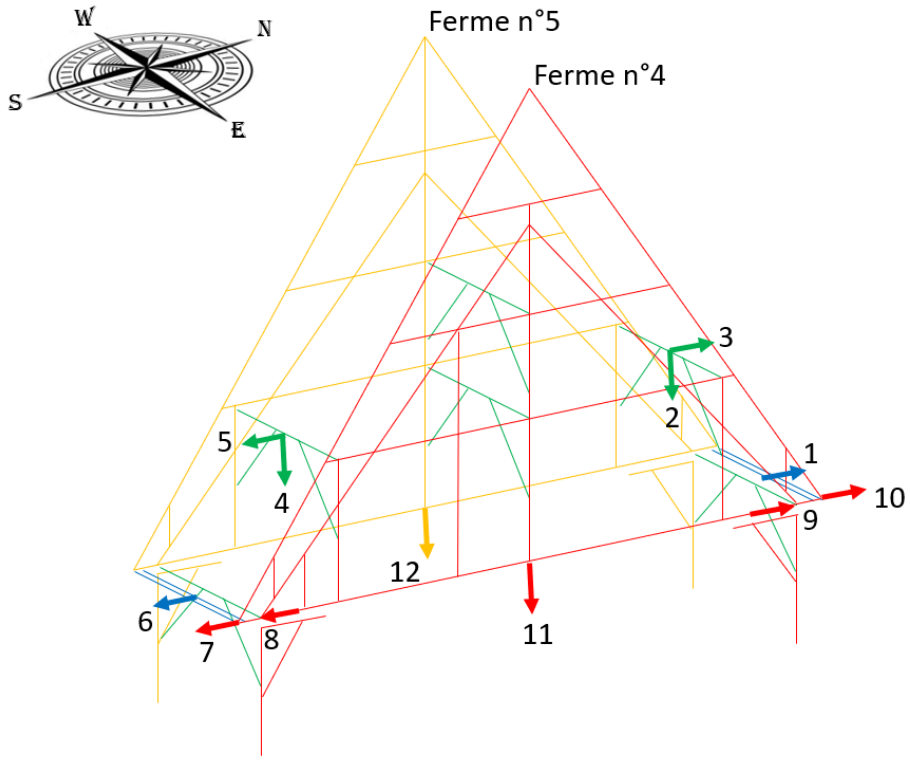


Figure 33: numérotation et implantation des capteurs et direction de mesure des déplacements.

Dans cette section, nous présentons les différents dispositifs et analysons les résultats obtenus sur une période de trois ans. Les 1440 valeurs obtenues par jour sont extraites et concaténées par capteur. Pour traiter l'ensemble de ces données, une routine programmée en Python a été développée lors de cette thèse pour reconstituer et traiter le signal complet. Un filtre par seuillage est appliqué afin de supprimer les aléas du dispositif de mesures ou de recalage de capteurs lors de nos visites (mentionnés dans un cahier d'expériences). Enfin, les signaux ainsi obtenus sont exprimés en millimètres et moyennés à la journée afin de compresser et lisser le

visuel tout en conservant l'allure et l'évolution globale. On rappelle la précision des capteurs de type MM10 indiquée par les constructeurs de ±0,1 %.

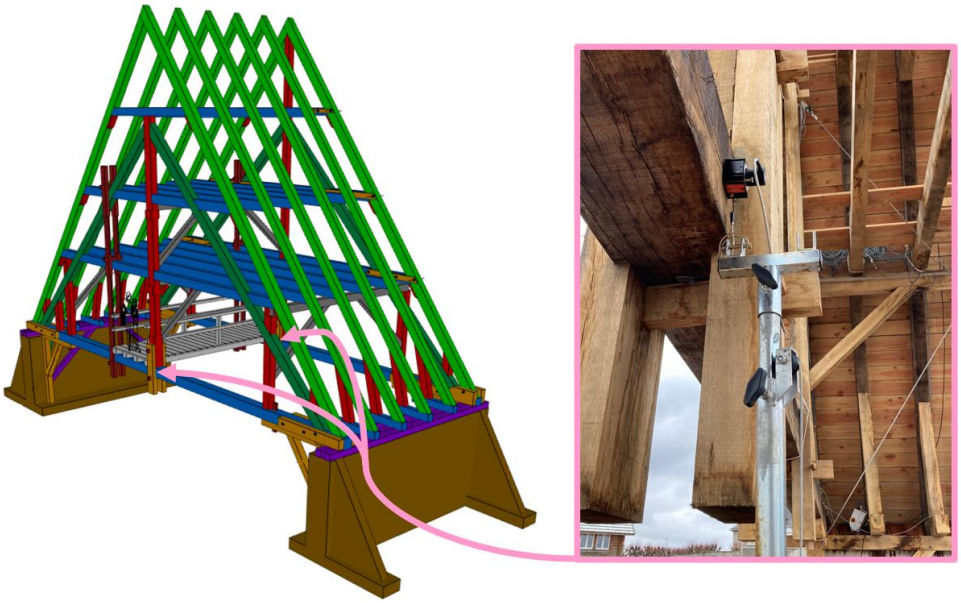


Figure 34 : mesures de la flèche absolue à mi-portée des fermes n°4 et n°5.

Les capteurs n°11 et n°12 sont spécifiquement dédiés à la mesure de la flèche des fermes n°4 et n°5. Ils sont positionnés à l'extrados, à mi-portée des porteurs, et maintenus par des trépieds métalliques de manière à mesurer le déplacement absolu vertical induit principalement par les charges gravitaires.



Figure 35 : flèches verticales des entraits.

On obtient au bout de trois ans entre 30 et 35 mm de flèche environ, avec une cinétique qui commence à se réduire à long terme. La ferme n°4 pourvue de moins de discontinuités (assemblage à mi-bois des faux entraits) présente une flèche moins importante d'environ 15% par rapport à la ferme n°5. Les résultats mettent en évidence une évolution progressive des flèches au cours des deux premières années de suivi, atteignant entre 81 % et 86 % de la

déformation totale observée, suivie d'une phase de ralentissement de l'accroissement de la flèche au cours de la troisième année. Les deux comportements relevés sont caractéristiques des phénomènes différés, tels que le fluage viscoélastique du bois sous charge permanente ou encore du retrait hygroscopique. Ces données constituent des éléments essentiels à la validation des modèles numériques développés en bureau d'études dans le cadre de l'évaluation du comportement à long terme de la structure sous charge gravitaire. Elles renseignent aussi les déplacements et leur ordre de grandeur. Omenzetter *et al., (*2012) documente la performance structurelle d'un immeuble de trois niveaux en bois en suivant les déformations dans le temps des parois porteuses et la flèche des poutres planchers. Ils mettent en évidence l'influence de l'humidité sur les phénomènes différés à grande échelle : « La variation des flèches est synchronisée avec les variations d'humidité. »



Figure 36 : trépieds des capteurs de flèche n°13 et n°14, protégés par une signalisation.

Il est intéressant de rappeler que, selon la réglementation européenne (Eurocode 5 – EN 1995-1-1), qui encadre le dimensionnement des structures en bois, la flèche totale admissible à l'état limite de service (ELS) ne doit pas dépasser une limite de l'ordre de $f_{tot} \leq L/300$. Dans le cas présent, en considérant une portée libre de 12 mètres pour l'entrait, cette limite se situe autour de 40 mm. Cette recommandation prend en compte le comportement différé du bois sec, dont la teneur en humidité est généralement comprise entre 12 % et 20 %, et vise à garantir à la fois la performance mécanique de l'élément et à prévenir des déformations excessives susceptibles d'altérer l'usage ou la stabilité de la structure. Dans le contexte de la présente étude, où le bois utilisé est initialement vert, et donc soumis à des évolutions d'humidité importantes, le

respect de cette limite constitue un critère d'évaluation intéressant pour apprécier la stabilité dimensionnelle à long terme de la travée.

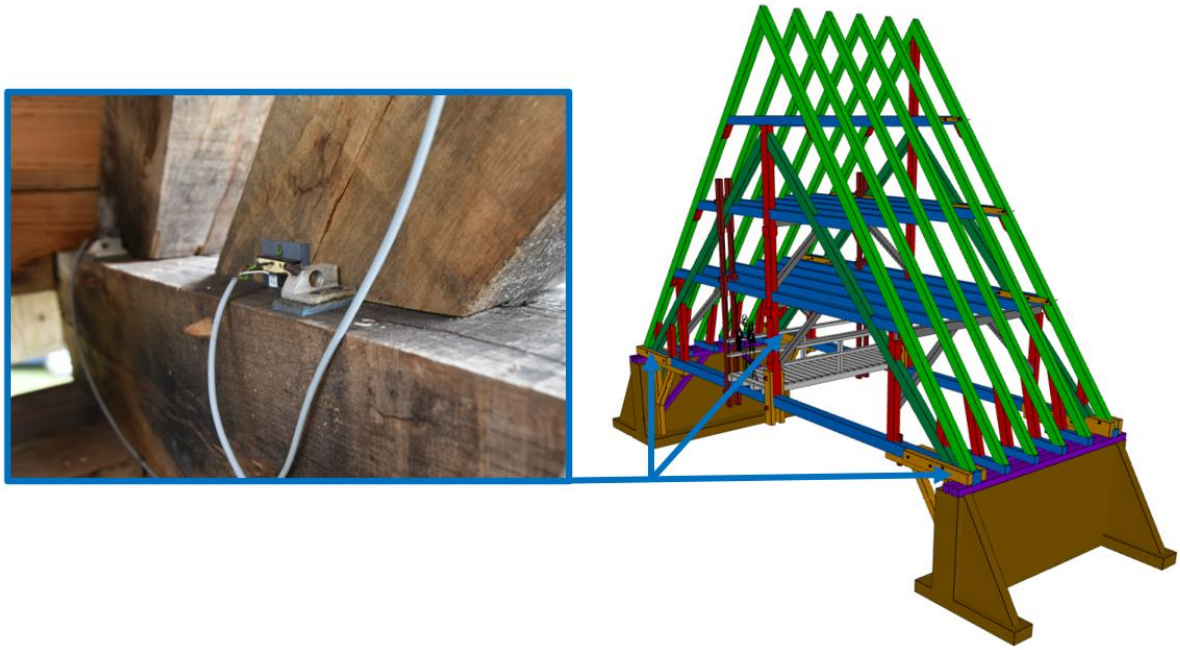


Figure 37 : implantation et photographie des capteurs mesurant glissements horizontaux relatifs entre les arbalétriers et l'entrait.

Les guides d'évaluation patrimoniale (Cruz et al., 2015) recommandent de mesurer en priorité l'humidité à proximité des appuis en tête de mur et aux rives de toiture, et d'ausculter la géométrie réelle des joints (jeux, pertes de contact, connecteurs). Un glissement anormal, une perte de rigidité ou une ouverture d'assemblage peut être interprétée comme un signal de dysfonctionnement au sens de la mécanique des structures par rapport à un régime stationnaire ou un contexte choisi par les modèles de dimensionnement (décollage, perte d'humidité, fluage excessif).



Figure 38 : tenon-mortaise en pied de ferme (chevron Sud, ferme n°4) et du capteur n°8.

Deux paires de capteurs sont donc dédiées à la mesure des glissements relatifs entre les arbalétriers ou les chevrons et les entraits principaux. Les capteurs n°7, n°10 sont fixés sur les chevrons, tandis que les capteurs n°8 et n°9 sont installés sur les arbalétriers intérieurs. Dans chaque configuration, l'extrémité mobile du capteur est plaquée contre une petite équerre métallique solidement fixée à l'entrait, permettant ainsi d'enregistrer les déplacements relatifs horizontaux orientés vers l'extérieur de la ferme. Ces mesures visent à évaluer la mobilité longitudinale des assemblages au niveau des pieds de ferme, zones particulièrement sensibles. L'analyse de ces déplacements relatifs permet donc de caractériser les performances mécaniques des assemblages traditionnels bois-bois en conditions réelles, incluant glissement et retrait sur la longueur de la jauge des capteurs. Ces données expérimentales sont particulièrement précieuses pour confronter les hypothèses de modélisation des liaisons dans les modèles numériques utilisées en bureau d'études, et elles sont aussi déterminantes pour l'analyse globale du comportement à long terme de la travée, car elles donnent aussi des ordres de grandeurs compte tenu de l'échelle d'exploration pour des modélisations numériques plus réalistes.

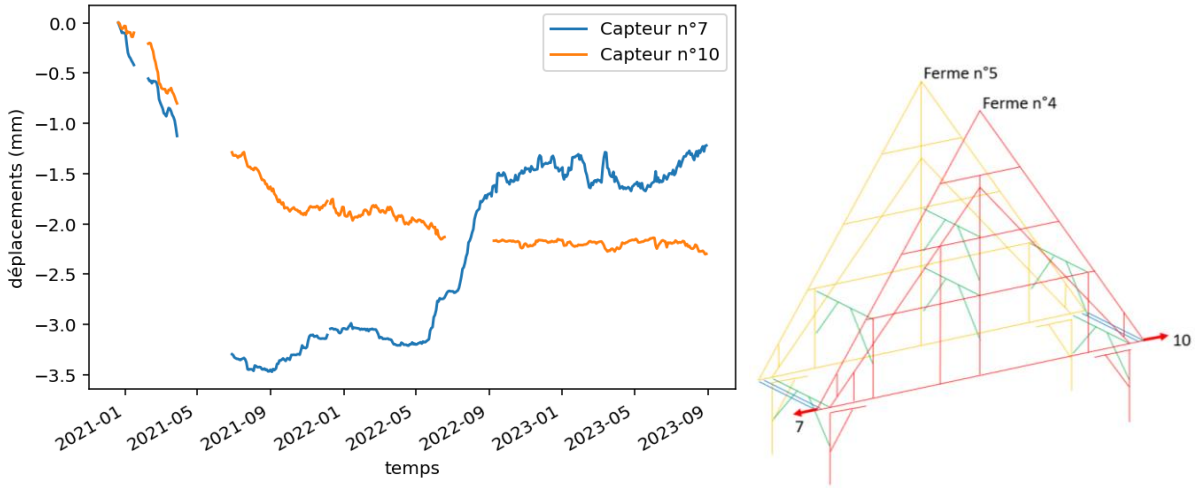


Figure 39 : déplacements relatifs horizontaux des chevrons sur les entraits principaux.

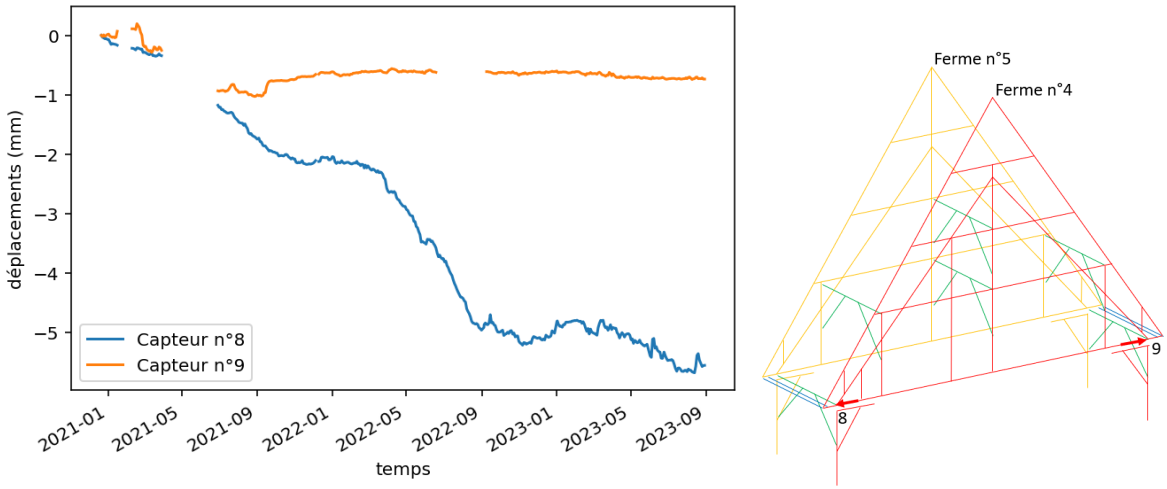


Figure 40 : déplacements relatifs horizontaux des arbalétriers sur les entraits principaux.

Les résultats montrent que, pour la quasi-totalité des capteurs, les déplacements relatifs suivent une phase initiale d'augmentation significative, plus ou moins prolongée au cours des deux premières années de suivi, suivie d'une phase de stabilisation progressive.

Les évolutions observées relèvent de phénomènes différés, fluage sous charge et retrait induit par le séchage. Ces phénomènes peuvent modifier les performances mécaniques des assemblages bois-bois, où le transfert d'efforts s'opère sur des surfaces de contact limitées (Fang, 2020). Le retrait anisotrope du bois peut engendrer localement la variation d'angles des surfaces mises en contact des assemblages. Les glissements relatifs ou translation progressive entre les pièces s'explique alors par une accommodation de la charpente à ces variations locales de géométrie au fil du temps. La variabilité des profils de déplacement résulte de la superposition de ces effets et des tolérances d'exécution, ce qui rend le traitement de données complexe. Ces phénomènes modifient les surfaces de contact dans les assemblages (Reichel et Kaliske, 2015, part II). De plus, il est plausible que les précontraintes, induites par le chevillage à la tire des assemblages, évoluent (estompent ou se renforcent) au fil du temps en raison de l'asymétrie des variations géométriques dues au retrait.

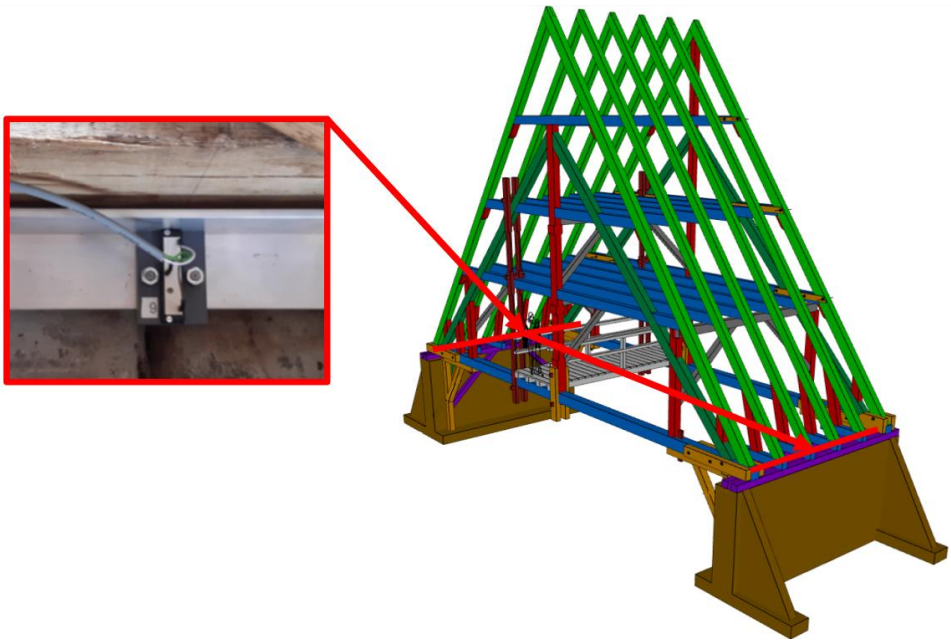


Figure 41 : implantation des capteurs mesurant la flexion des sablières sur les murs gouttereaux.

Dans une travée en chevrons formant ferme, les sablières jouent un rôle fondamental dans la transmission des efforts sur les murs gouttereaux. Elles assurent d'une part le transfert des charges verticales vers les murs porteurs et d'autre part, la répartition des charges horizontales sur leur longueur. Les capteurs n°1 et n°6 sont positionnés à mi-portée des sablières pour évaluer

la flexion horizontale au centre des sablières extérieures. Le capteur n°1, Figure 33, est positionné sur le versant Nord, tandis que le capteur n°6 est installé symétriquement sur le versant Sud tel que représenté Figure 42. Les capteurs, positionnés à l'intrados des sablières, sont montés sur des équerres métalliques rigides fixées aux extrémités des sablières. Cette configuration permet de mesurer les déplacements de façon relative, évitant la prise en compte des retraits des sections dû au séchage. Le suivi de ces déplacements contribue à une meilleure compréhension du comportement tridimensionnel ainsi que des conditions limites de la travée en interaction avec la maçonnerie.

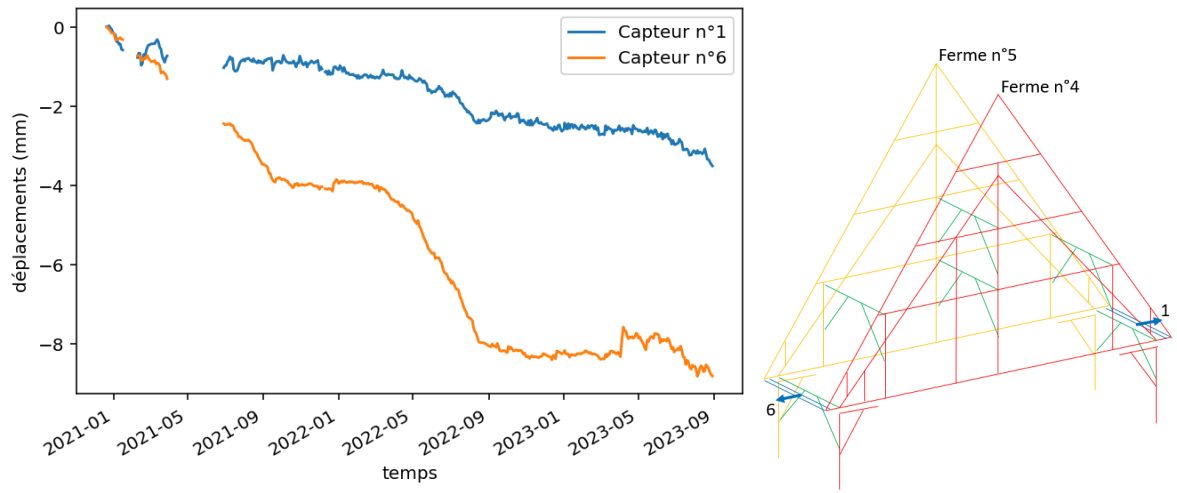


Figure 42 : flexion des sablières dans la direction horizontale au-dessus des murs gouttereaux.

Les résultats mettent en évidence un accroissement de la flèche durant ces trois ans. Les fluctuations sont sans doute accentuées par des phénomènes de séchage affectant le fluage. Les paliers sont probablement liés aux variations climatiques saisonnières (Figure 28). Dans ce contexte et compte-tenu du dispositif conçu pour isoler les déformations dues au séchage des sablières, l'évolution de la flèche horizontale modifie le positionnement des chevrons formant ferme, ce qui peut influencer la circulation des efforts, puisque ces derniers sont en appuis sur les sablières et aussi sur les palées de stabilité.



Figure 43 : blochets partiellement appuyés sur la sablière extérieure Sud.

Les courbes associées aux deux sablières présentent une nette différence dans l'amplitude des déplacements mesurés. En moyenne, les valeurs relevées sur le versant Sud sont deux fois plus élevées que celles du versant Nord. Plusieurs facteurs peuvent être à l'origine de cette dissymétrie, notamment une répartition inégale des efforts internes due à des raideurs locales ou encore des contacts aux appuis, tous susceptibles d'influencer la mobilisation des chevrons. Ces résultats soulignent donc l'importance de poursuivre l'analyse croisée entre mesures *in situ* et modélisation en intégrant une variabilité réaliste des propriétés mécaniques des connexions et des conditions aux limites, ce qui constitue l'objectif de l'étude du jumeau numérique dans ce mémoire de thèse.

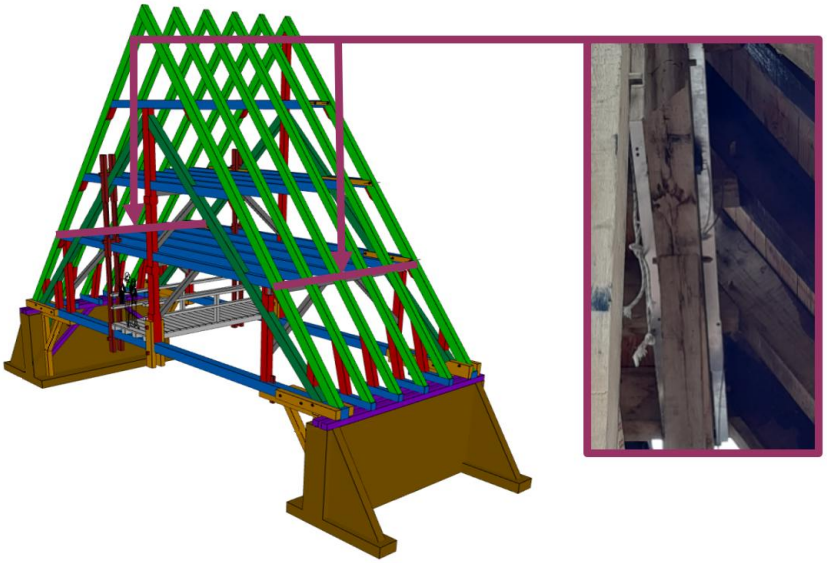


Figure 44 : implantation des capteurs mesurant la flexion biaxiale des palées de stabilité intermédiaire.

Deux paires de capteurs sont destinées à la mesure de la flexion déviée des palées de stabilité, positionnées de part et d'autre du premier niveau de faux entraits. Elles servent également d'appuis aux chevrons formant ferme. Les capteurs n°2 et n°3, installés sur le versant Nord, enregistrent respectivement la flexion horizontale et verticale de la palée de stabilité. Au sud, les capteurs n°5 et n°4 mesurent les mêmes composantes de flexion sur la palée opposée. Par ailleurs, comme pour les sablières, les capteurs sont montés sur deux équerres métalliques rigides fixées aux extrémités des liernes pour éviter les déplacements dus au séchage des sections.



Figure 45 : règle métallique servant de support aux capteurs de flexion de la palée Nord.

Comme cela a été présenté dans l'état de l'art, les palées de stabilité jouent un rôle essentiel dans le contreventement longitudinal et comme appuis intermédiaires des chevrons formant ferme. Leur comportement en flexion déviée peut témoigner de la transmission, ou non, des efforts sur les porteurs intermédiaires qui sont posés et encochés au niveau des faux entraits.

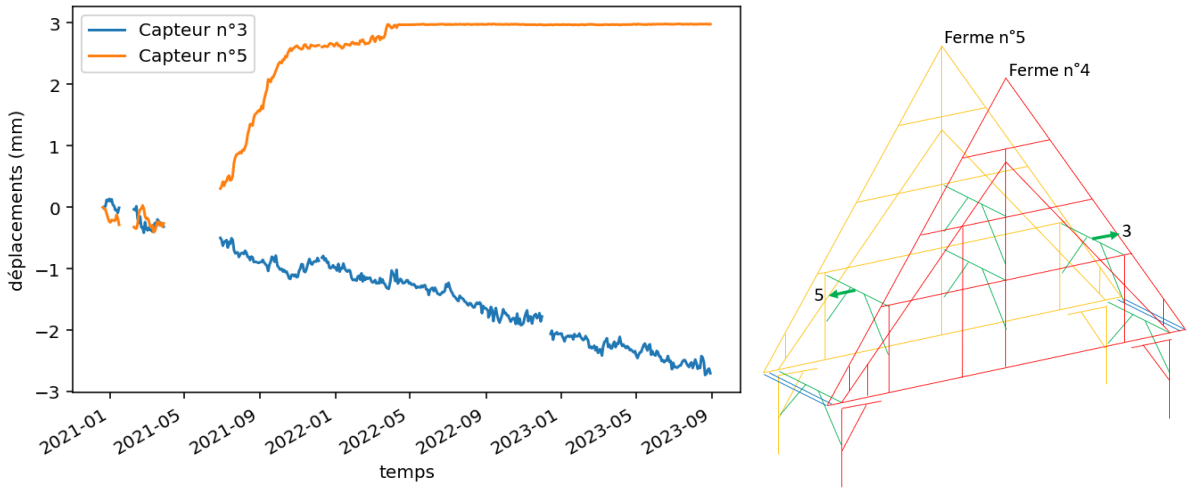


Figure 46 : flexions horizontales des palées longitudinales (n°3 au Sud et n°5 au Nord).

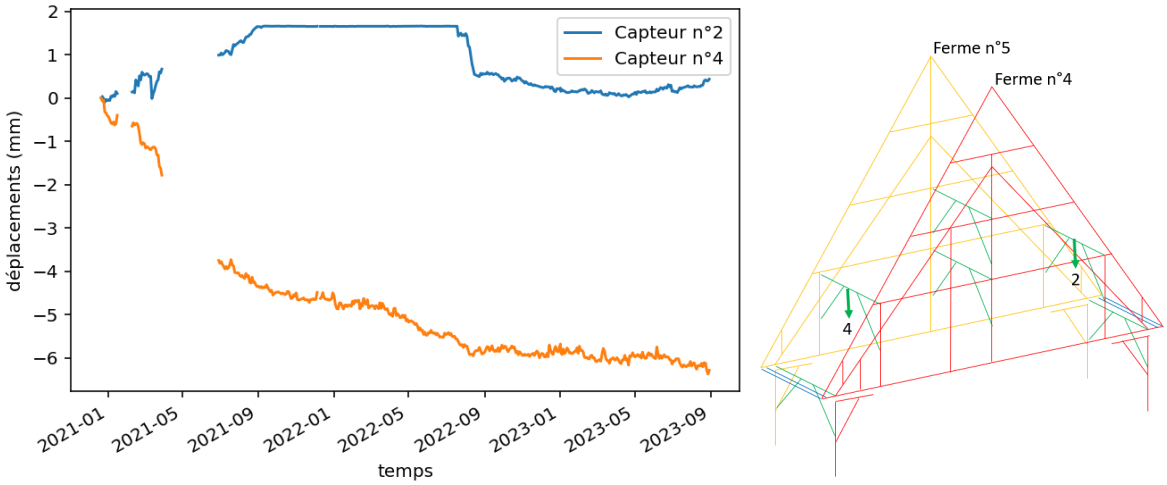


Figure 47 : flexions verticales des palées longitudinales (n°2 au Sud et n°4 au Nord).

Les résultats mettent en évidence des comportements nettement différenciés entre les deux palées de stabilité. Le capteur n°4, installé sur la palée Sud, enregistre une flexion orientée vers le bas, cohérente avec la direction des charges gravitaires. Le profil temporel de la courbe présente une évolution typique d'un comportement différé associé au fluage du bois. Il est important de noter que le capteur n°2 a atteint sa butée mécanique à partir de septembre 2021, ce qui empêche toute évaluation précise de la valeur maximale de flexion atteinte par l'élément concerné. On voit la même chose pour le capteur 5.

Du côté des mesures de flexion horizontale, les capteurs enregistrent des déplacements positifs de l'ordre de 3 mm, orientés vers l'extérieur de la travée, indiquant une tendance à l'écartement latéral des palées sous l'effet des charges gravitaires. Le capteur n°3, placé sur la palée Nord, présente une évolution quasi-linéaire dans le temps. À l'inverse, le capteur n°5, situé sur la palée Sud, enregistre une augmentation plus rapide de la flexion, possiblement liée à une sollicitation plus marquée du versant Sud, cohérent avec la flexion verticale de la palée. Ce capteur a également atteint sa butée mécanique à partir de mai 2022, ce qui, là encore, limite l'interprétation quantitative de l'amplitude maximale des déplacements. Ces résultats traduisent que les chevrons formant ferme s'appuient progressivement sur les palées, mais de façon dissymétrique, cela peut s'expliquer aussi avec l'écartement des jonctions dues à la flexion horizontale des sablières et au retrait des sections au niveau des surfaces de contacts qui n'est pas forcément uniforme. En conséquence, les conditions limites de liaison entre porteurs sont à surveiller car elles peuvent évoluer en fonction du temps et du séchage des bois, conditionnant le transfert des efforts dans les dispositifs de la travée.

1.3.2 Relevé de déplacement au tachéomètre

Pour reconstruire la déformée tridimensionnelle réelle deux techniques optiques complémentaires sont mises en œuvre : le scanner laser 3D (TLS) et le tachéomètre (TS). Le TLS permet un relevé géométrique global de la charpente sous forme de nuage de points, apportant une description exhaustive des surfaces visibles. Cette approche convient particulièrement à la modélisation « *as-built* » et à la documentation des géométries complexes, conformément aux pratiques établies dans le monitoring d'ouvrages à grande échelle. À l'inverse, la station totale (tachéomètre) repose sur des observations ciblées de points matérialisés, mesurés dans un référentiel fixe. Si cette méthode ne capture pas l'intégralité des surfaces, elle offre une précision constante et un contrôle direct des incertitudes, ce qui en fait l'outil privilégié pour l'analyse temporelle des déplacements structurels. La littérature récente corrobore cette complémentarité. Lienhart (2017) souligne que le scanner laser terrestre (TLS) est optimal pour la représentation géométrique globale, tandis que la station totale robotisée (TS) constitue la référence pour le suivi millimétrique dans le temps, notamment avec intégration des conditions atmosphériques en temps réel. Nguyen et Weinand (2020) et Yu et al. (2023) démontrent l'intérêt d'un protocole couplé TS–TLS, atteignant une précision de l'ordre de 1 à 3 mm après ajustement, respectivement pour un mur de soutènement et le contrôle de structures à ossature bois complexes. Enfin, les mesures longues durées de Bureš et al. (2014) sur une couverture bois montrent que des variations saisonnières de l'ordre du millimètre doivent pouvoir être détectées avec fiabilité, ce qui exige une méthode dont l'incertitude est maîtrisée à cette échelle.



Figure 48 : scan du 19/12/2020 de la travée.

Ainsi, dans le cadre de cette étude, le scanner 3D est employé pour capturer l'état géométrique complet de la charpente et documenter sa géométrie initiale. Ce procédé permet d'acquérir automatiquement un nuage de points extrêmement dense, représentatif des surfaces visibles dans la scène scannée. Chaque station de mesure fournit ainsi un nuage de plus de 20

millions de points, avec une précision de l'ordre de ±50 µm par station ou par relevé. La Figure 48 illustre le modèle de scanner utilisé, de la marque « FARO », ainsi qu'un exemple de rendu texturé issu de cinq stations réalisées le 19/10/2020. Bien que cette technologie offre un niveau de détail exceptionnel, son exploitation dans un objectif de suivi temporel nécessite une étape cruciale : le recalage (ou alignement) des nuages de points issus de stations successives. En effet, pour reconstruire la géométrie 3D complète, il est indispensable de repositionner tous les relevés dans un repère commun. Cependant, le logiciel natif du scanner, « SCENE », procède à un recalage global des stations en s'appuyant sur des algorithmes d'optimisation géométrique, ce qui entraîne une perte de précision dans la recomposition qui dépasse 5 mm. Par conséquent, sans moyen de calage plus précis au moment des mesures, il s'est avéré difficile de confirmer une méthodologie sûre et suffisamment précise pour suivre la cinétique de déformation de la charpente avec cet outil.

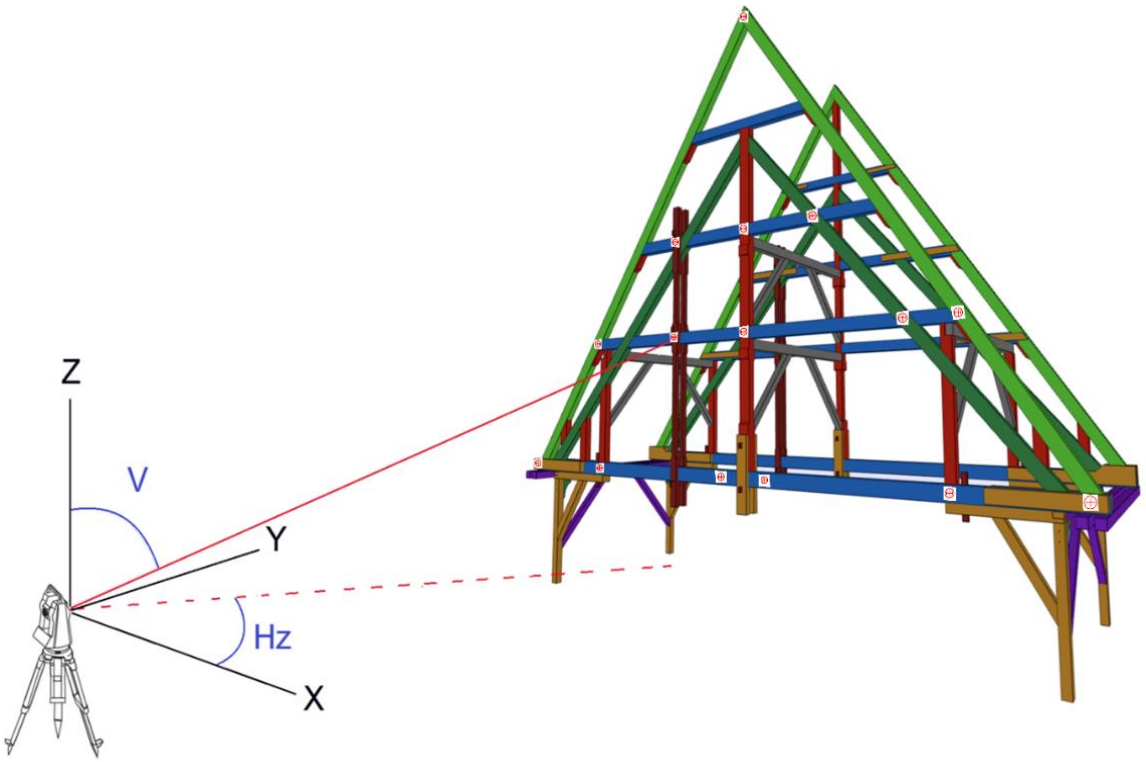


Figure 49 : représentation du dispositif de suivi par tachéomètre.

Le tachéomètre, ou station totale, est un instrument géodésique de haute précision, couramment employé en planimétrie et pour la cartographie topographique. Il permet de mesurer simultanément les angles horizontaux et verticaux ainsi que la distance à une cible, et d'en déduire les coordonnées spatiales dans le référentiel de la station. L'instrument est équipé d'une lunette optique à grossissement, munie d'un réticule gravé (fils niveleurs), qui permet un centrage précis de la cible. Cette dernière est constituée d'une mire réfléchissante, fixée sur la surface des fermes

principales, de manière à garantir la répétabilité du processus de mesure. Une vingtaine de ces cibles sont ainsi réparties, sur chaque croisement des poutres au niveau de la fibre moyenne, sur les éléments porteurs de la travée à ses extrémités, de manière à couvrir au mieux de sa géométrie de la charpente pour des points utiles aux ingénieurs des structures. En procédant à des relevés de mesure successive, il devient possible de suivre l'évolution spatiale des points dans un repère absolu, et ainsi d'identifier les déplacements absolus ou différentiels de la structure dans le temps. Cette méthode permet donc de compléter efficacement les dispositifs de monitoring local en fournissant une vision d'ensemble précieuse au jumeau numérique.

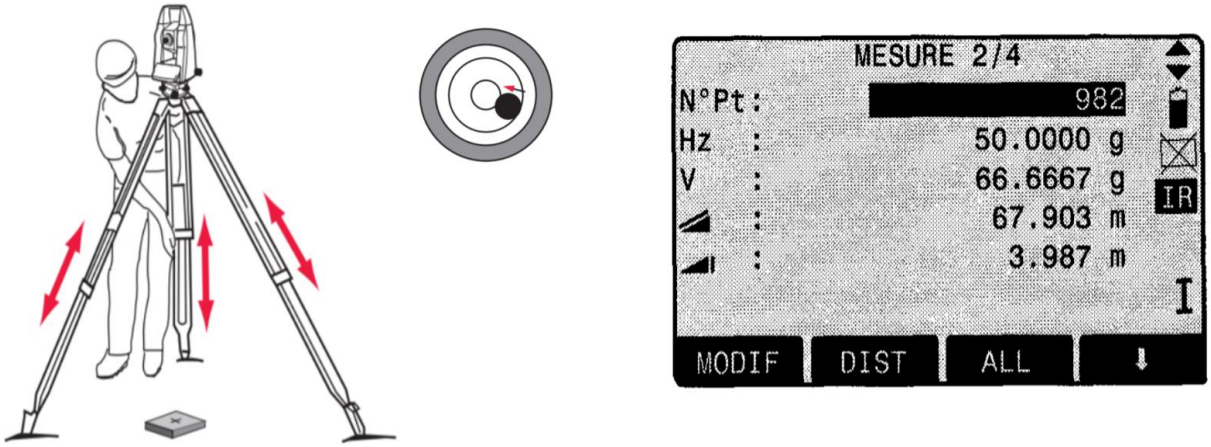


Figure 50 : représentation d'un tachéomètre ainsi que de l'afficheur au moment de la prise de mesure.

La mise en station constitue l'étape préalable essentielle au positionnement et au calibrage du tachéomètre dans l'espace, avant tout relevé des positions relatives des cibles (Yu, 2023). Nous commençons par positionner la station suffisamment loin du pignon, de manière à garantir une visibilité optimale de l'ensemble des cibles à travers la lunette optique. Une fois la mise en station terminée à partir de cibles repères placées sur le site, une cible de référence fixée sur le mur gouttereau est utilisée pour définir le zéro azimutal et orienter la station dans un repère cohérent. Nous procédons alors au relevé des coordonnées des cibles de référence réparties sur le site, ainsi que de la vingtaine de cibles situées sur les fermes principales, comme représenté sur la Figure 51.

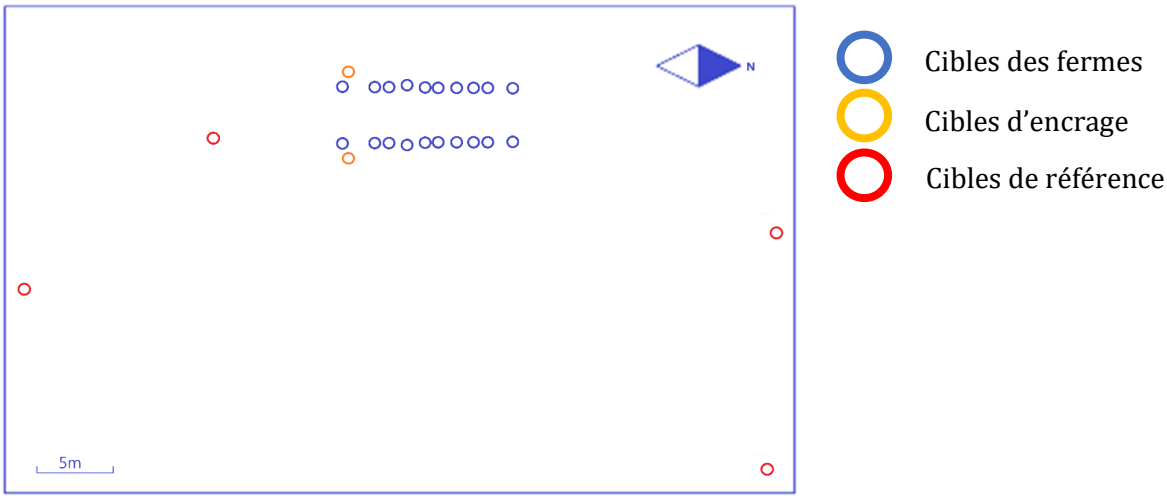


Figure 51 : plan d'implantation des cibles sur le site du LMB.

Les coordonnées relevées pour chaque cible sont initialement exprimées dans un repère qui varie d'une station à l'autre au cours des visites. La Figure 51 illustre le plan de masse du site d'édification de la travée, ainsi que le schéma d'implantation des cibles, représentées sous forme de cercles colorés. Les cibles fixées sur les fermes principales sont indiquées en bleu, les cibles d'ancrage (utilisées pour l'orientation azimutale) en orange et les cibles de référence, en rouge. Les cibles de référence permettent le recalage des stations de manière à exprimer l'ensemble des coordonnées dans un seul et même repère. Les quatre cibles de référence constituent un motif immuable, permettant de déterminer avec précision la position et l'orientation de la station totale à chaque relevé, rendant possible le suivi des déplacements dans le temps.

Avant de se concentrer sur les résultats et leur analyse. Nous souhaitons faire un bref rappel sur la précision visée et sur les estimations expérimentales réellement obtenues. Bureš et al. (2014) montre qu'en configuration multi-stations et ajustement en moindres carrés, les déplacements supérieurs à 1,5 mm peuvent être suivies de manière fiable sur une charpente bois à grande portée. Lienhart (2017) rappelle néanmoins que la précision effective dépend fortement de facteurs tels que la stabilité du point d'implantation, la calibration du capteur d'inclinaison, la réfraction atmosphérique et l'orientation des prismes, pouvant sinon introduire des erreurs de plusieurs millimètres. Enfin, Yu et al. (2023) confirment que les mesures TS sont cohérentes, validant la pertinence de cette technologie pour les suivis à long terme dès lors que l'instrumentation et le traitement métrologique (calages internes, analyses d'incertitudes) sont rigoureusement maîtrisés.

Plusieurs méthodes ont été employées pour estimer la précision des mesures au tachéomètre, de la distribution arithmétique à l'erreur vraie en passant par l'erreur apparente, toutes explorées en annexe. Nous retenons une précision des déplacements verticaux estimée au

millimètre (±1 mm). Nous pouvons cependant relever que les estimations de l'erreur sont, en moyenne, deux fois inférieures (±0,47 mm) pour la ferme n°4 que pour la ferme n°5 (±0,81 mm). Cela peut s'expliquer par la profondeur de champ plus réduite du côté de la ferme n°5 (distance entre la station et les cibles), qui rend les relevés plus difficiles et les variations d'angle plus importantes.

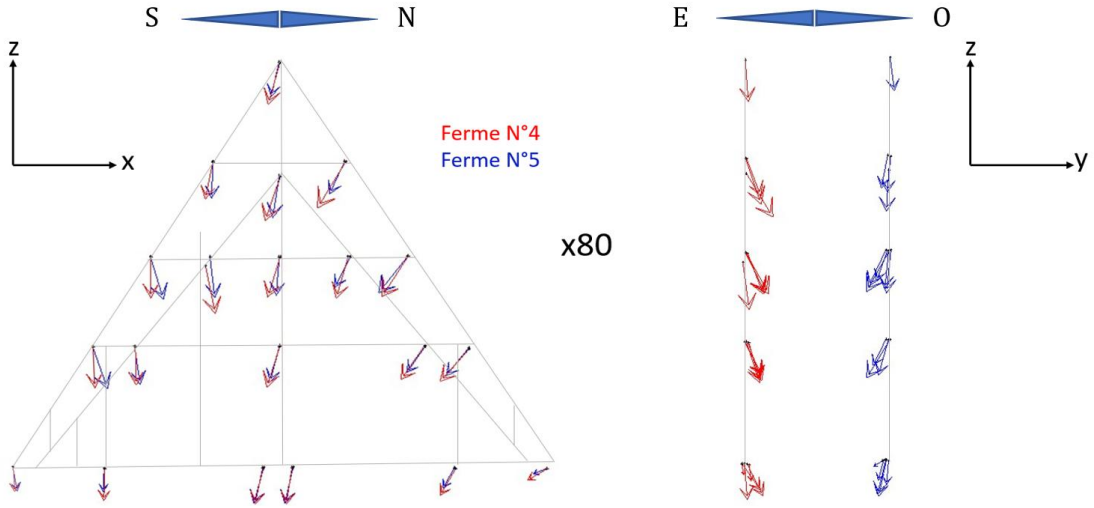
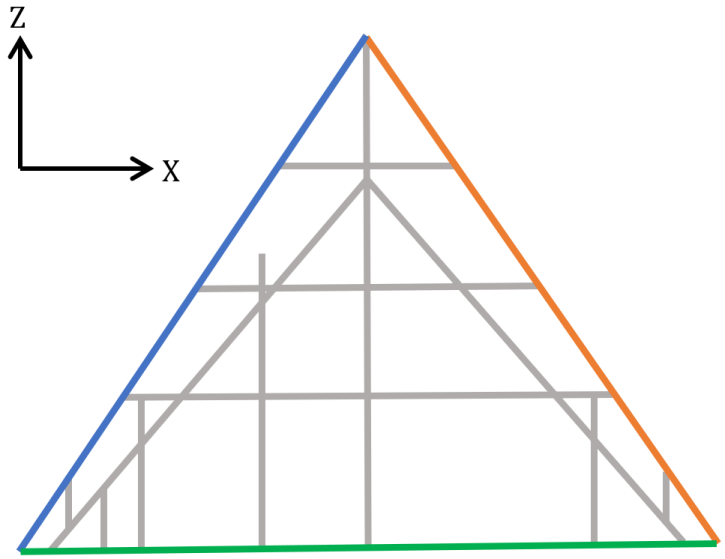


Figure 52 : déplacements absolus des fermes principales entre le 17/12/2020 et le 28/08/2023.

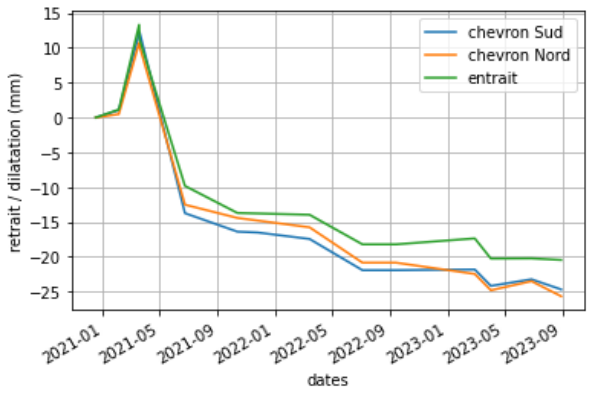
Les premiers résultats sont présentés ci-après, illustrés Figure 52, qui représente dans l'espace les déplacements des cibles fixées sur la charpente couvrant la période allant du 17 décembre 2020 au 28 août 2023. Cette représentation vectorielle permet d'ores et déjà de voir la cinétique globale des déplacements sous charges permanentes (poids propre de la charpente et couverture) à l'origine de la flexion d'ensemble observée avec le monitoring (X,Z). À mesure que le bois sèche, les assemblages se libèrent (perte de contact), ce qui rend la structure plus souple sous les charges. Par ailleurs, à l'échelle des fermes, le retrait longitudinal des pièces verticales se cumule aux retraits des sections, étage par étage. Autrement dit, la structure diminue progressivement de hauteur à mesure que les pièces sèchent, nous parlons de tassement cumulé dû au retrait (Sciomenta et Bedon, 2025; J. Wang et King, 2015). J. Wang, (2016) et Serrano *et al.*, (2010) proposent un suivi in situ d'une ossature bois, respectivement de 6 et 8 étages et confirment la contribution significative (>50 %) du retrait aux côtés des charges gravitaires sur le déplacement vertical total sur une durée supérieure à un an. Une analyse des déplacements verticaux du faîtage et de l'entrait est donc proposée Figure 55.

En effet, comme la structure a été édifiée à l'état vert, avec des bois saturés, le suivi des marqueurs permet de mettre en évidence les effets du séchage. Nous proposons donc d'étudier la

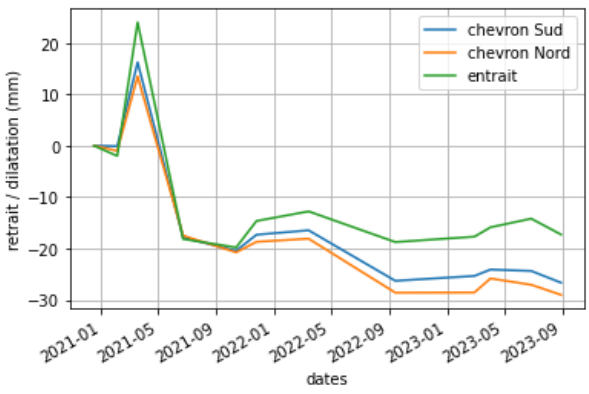
variation longitudinale des éléments principaux qui composent les fermes principales, les chevrons, les arbalétriers et l'entrait principal. Nous commençons par mesurer la distance entre les cibles placées aux extrémités des poutres. Puis nous mesurons l'évolution de ces distances à chaque relevé.



(a) représentation et code couleur des poutres principales des fermes pour l'étude du retrait longitudinal au cours du temps.



(b) Ferme n°4



(c) Ferme n°5

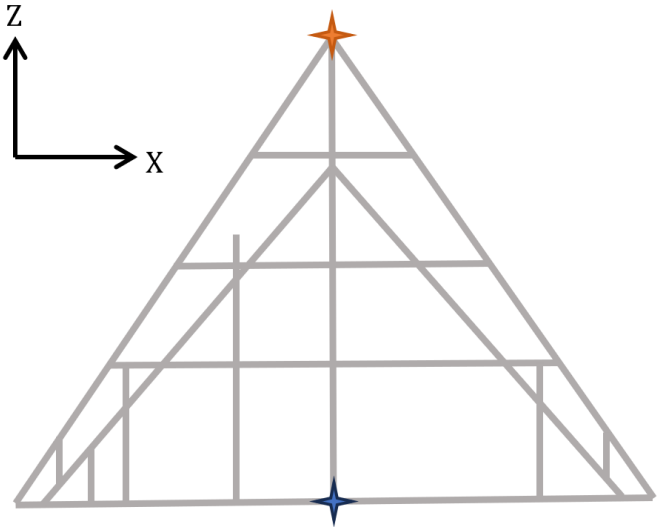
Figure 53 : évolution de la longueur des éléments principaux des fermes principales.

Entre le 17 décembre 2020 et le 19 mars 2021, nous observons un allongement apparent des pièces, de l'ordre de 1 à 2 cm selon les fermes. Bien que ce comportement puisse sembler contre-intuitif au regard des mécanismes de retrait attendus dans le bois, il coïncide précisément avec la phase de pose finale de la couverture, comme mentionné dans la section « Historique de

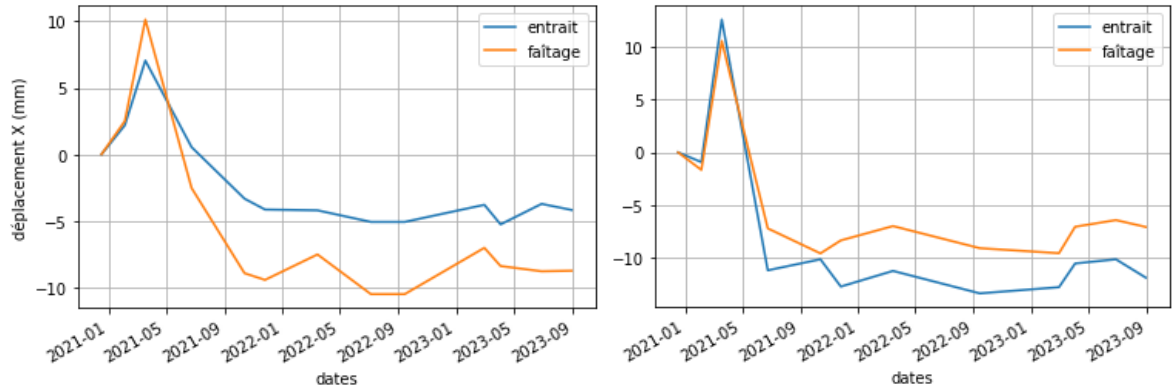
montage » et qui a pu entraîner une redistribution ponctuelle des efforts internes, une forme d'accommodation.

À partir du 19 mars 2021, nous enregistrons une phase de retrait marquée des poutres, avec des réductions de longueur allant de 2 à 4 cm (≃18-36%) des éléments de fermes, jusqu'au 24 juin 2021. Il est important de souligner que cette phase débute immédiatement après une intervention ciblée sur site : la vidange des pièges à eau situés dans les mortaises aux extrémités des éléments principaux. Cette opération, en favorisant le séchage des assemblages, a pu accélérer le phénomène de retrait longitudinal du bois et contribuer à une rigidification de cette zone. Par la suite, à partir de l'été 2021, le retrait semble progressivement ralentir, avec une tendance vers la stabilisation des longueurs, ponctuée de fluctuations mineures pouvant être attribuées aux cycles saisonniers d'humidité. La fréquence des relevés ne permet cependant pas de conclure.

Nous pouvons également remarquer que le retrait semble important le long des barres par rapport à ce qui serait attendu par la considération du seul retrait longitudinal des bois (0,03%/%H). Pour une perte d'humidité de 15 %, l'ordre de grandeur du retrait serait de l'ordre du centimètre. On observe le double environ pour les mesures sur site, ceci peut s'expliquer par l'influence des retraits locaux (radial et tangentiel) au niveau des assemblages, que nous souhaitons appréhender dans les modélisations filaires menées dans la partie calcul de structure de cette thèse. Enfin, la modification des longueurs va probablement amener à une redistribution des efforts internes qui ne sera pas identique entre les deux systèmes porteurs.

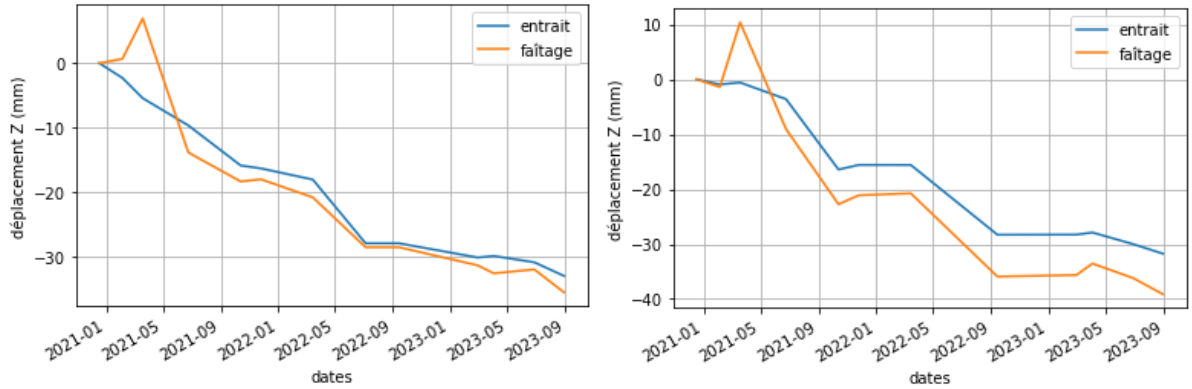


(a) localisation des cibles du faîtage et du centre de l'entrait principal des fermes.



(b) Ferme n°4 (c) Ferme n°5

Figure 54 : évolution des déplacements horizontaux (x) absolus du centre de l'entrait et du faîtage des fermes principales.



(a) Ferme n°4 (Est) (b) Ferme n°5 (Ouest)

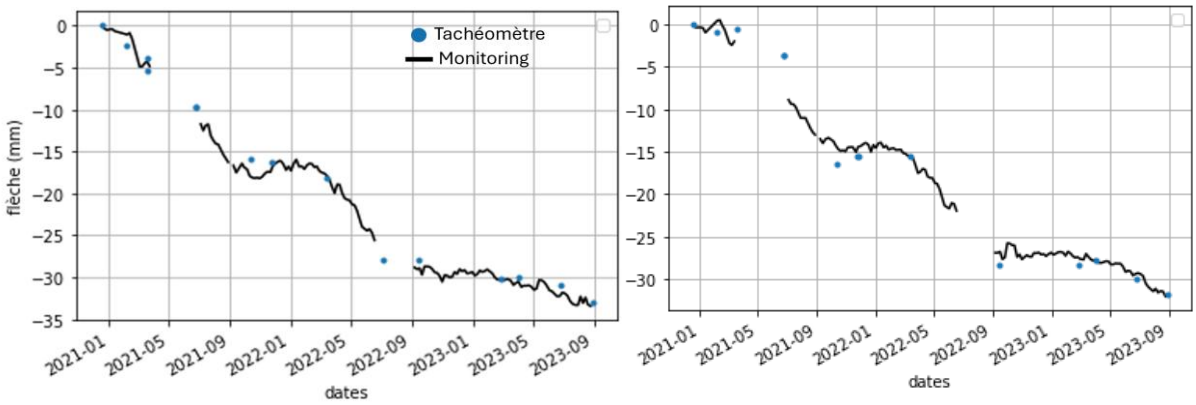
Figure 55 : évolution des déplacements verticaux (z) absolus du centre de l'entrait (flèche) et du faîtage des fermes principales.

L'évolution des déplacements a été suivie en deux points représentatifs de la travée, faîtage et flèche principale (Figure 54a). Ces points ont été retenus pour caractériser la cinématique globale (déformée verticale et rigidité apparente). Les séries montrent une diminution progressive d'altitude (déplacement vertical vers le bas), cohérente avec une flexion de la structure sous l'effet combiné des charges gravitaires et des phénomènes différés. Cette tendance lente est ponctuée d'une anomalie le 19 mars 2021, où le faîtage présente une remontée locale ainsi que des fluctuations saisonnières, déjà signalées par l'analyse géométrique différentielle des longueurs d'éléments (Figure 53).

Ce type de réversibilité partielle est compatible avec un état thermo-hygrométrique transitoire (contrainte de gonflement/séchage) et avec des redistributions locales aux nœuds une situation classiquement observée dans les suivis à long terme de toitures bois (saisonnalité, effets d'appuis) tels que décrits par (Bureš et al., 2014).

À l'échelle des fermes, nous observons également que la flèche centrale (Figure 55) de la ferme n°4 demeure identique entre le faîtage et l'entrait, tandis que la ferme n°5 présente une différence d'environ 1 cm au cours de la dernière année. Cette observation peut s'expliquer par le retrait longitudinal du poinçon reliant l'entrait au faîtage. À l'inverse, la ferme n°4, bien que dépourvue de continuité totale du poinçon, bénéficie d'une triangulation interne plus efficace (mi-bois reliant poinçon, arbalétriers et chevrons) et d'une meilleure continuité de ces éléments, qui pourrait expliquer le faible écart constaté. Le degré d'hyperstaticité interne pourrait en être la raison.

Enfin, nous avons vu à la Figure 54, que la cinétique de retrait amorce une diminution en juin 2021, soit six mois après l'édification. Tandis qu'au niveau des flèches globales monitorées par la centrale d'acquisition et par le suivi de cibles, nous notons un ralentissement saisonnier de la cinétique, de septembre à mars 2021 et 2022 (période hivernale) correspondant à la reprise de l'humidité en surface (Figure 25).



(a) Ferme n°4 (b) Ferme n°5

Figure 56 : évolution de la flèche des fermes principales.

Nous souhaitons à présent comparer les flèches mesurées au centre des entraits par les deux approches : obtenues par tachéomètre et par monitoring. La Figure 56 illustre la flèche absolue pour chaque ferme, avec les points représentant les valeurs relevées au tachéomètre. Nous observons une concordance globale très satisfaisante entre les deux séries de mesures, malgré quelques écarts, préservant l'ordre de grandeur recherché.

1.4 Essais statiques de grande échelle

L'essai de chargement instantané des charpentes réelles est certes complexe et rare, mais il demeure le moyen le plus fiable d'accéder au comportement à court terme d'une structure existante. La réponse mesurée dépend des défauts de conception et d'édification, de l'hétérogénéité des matériaux, de l'humidité et de ses gradients *in situ*, des typologies des

assemblages des poutres induisant des effets système (redistributions, cinématiques locales, interactions entre éléments). D'un autre côté les essais en laboratoire « trop simplifiés » ne captent pas l'effet d'ensemble au niveau des sollicitations pilotant le comportement apparent. L'ensemble des travaux de Branco et al. illustre une montée en puissance méthodologique des essais à l'échelle 1 :1 : dès 2006 avec une étude de structure numérique sur l'influence des hypothèses d'articulation des nœuds d'assemblage ; suivie en 2008, 2010 d'essais in situ sur une ferme « *queen-post* » et « *king-post* » pleine échelle sont conduits après inspection visuelle et NDT (Pilodyn, résistographe, essais vibratoires…). En 2016, les auteurs, quantifient sur une ferme de grande portée, l'effet de la section effective et de la raideur axiale des joints sur la flèche et la charge ultime, et démontrent que la restitution numérique correcte requiert une modélisation fidèle des assemblages (k_{ax}). La méthode de caractérisation aux grandes dimensions est ensuite transposée à l'évaluation des gains de performances apportés par des renforcements bois-métal sur de charpentes historiques (2017) et des connecteurs innovants (2023).

La caractérisation *in situ* de la raideur apparente de la travée constitue un point clé pour comprendre l'évolution du comportement et ajuster les modèles numériques pour des mesures réalisées à des instants donnés. Une fois le séchage engagé, les dispositions des pièces vont influencer le comportement instantané ; l'objectif est donc d'isoler le comportement élastique du système afin d'évaluer la raideur des porteurs sous différentes configurations de charge. Ces mesures fournissent des indicateurs de l'état mécanique en fonction des teneurs en eau de la structure au moment des essais. Dans un second temps, il s'agira d'en suivre l'évolution dans le temps, en lien avec les variations saisonnières influençant l'humidité du bois.

La campagne d'essais instantanés vise à mesurer la réponse globale d'un système structural soumis à des régimes de chargement préalablement définis et d'une durée inférieure à cinq minutes. Les sollicitations appliquées doivent être d'intensité suffisante et maîtrisées pour induire des déplacements significatifs par rapport à la précision des dispositifs de mesure déployés (de l'ordre de 5/100 mm). De plus, la méthodologie doit également garantir un niveau de sécurité des opérateurs, ce qui limite les configurations envisagées en lien avec les modèles prédictifs développés (décrits plus loin). Il s'agit ici de mettre en œuvre des essais à l'échelle réelle, pour apprécier cette réalité, ce qui constitue l'une des originalités de cette étude. Les sollicitations exercées par des systèmes de tireforts et d'haubanage, doivent mobiliser un grand nombre d'éléments structuraux tout en pilotant des configurations de chargement aussi simples et accessibles que possible. Ainsi, les mesures obtenues ne permettent pas d'accéder directement au comportement individuel de chaque composant. Néanmoins, la multiplication des configurations de chargement constitue un levier pertinent pour la validation croisée des modèles numériques de calibration. Ces essais expérimentaux sont non destructifs et permettent d'approcher de

manière fiable les conditions réelles et fonctionnelles. Les essais fournissent des données essentielles pour analyser la redistribution des efforts internes ainsi que les interactions mécaniques au niveau des assemblages.

1.4.1 Matériel et méthode



Figure 57 : dispositif d'essais statiques sur les versants sud des fermes n°4 et n°5, le 21/09/2023.

Le dispositif, Figure 57, propose l'application de sollicitations ponctuelles en appliquant des triangulations avec des poulies et des cordes statiques. Ainsi, nous pouvons démultiplier les efforts localisés en des points particuliers de la travée.

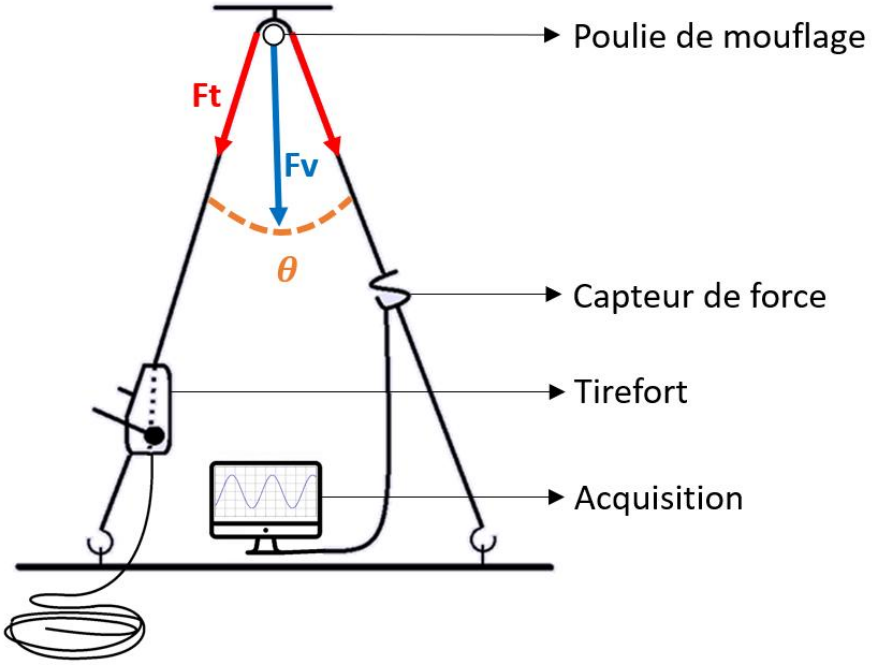


Figure 58 : principe de triangulation (≈8 m de hauteur).

Le montage est réalisé avec un système de corde en tension permettant de générer une force verticale F_v constante, appliquée au centre de la poulie. La mise en tension est assurée manuellement à l'aide d'un tirefort de 15 kN. Par l'usage du mouflage, la résultante verticale F_v dépend de F_t selon la forme de la triangulation. Un capteur de force est intégré dans la chaîne de traction permettant de mesurer en temps réel la valeur de F_t , tandis que le système d'acquisition assure l'enregistrement des données nécessaires à l'analyse à une fréquence de 1 Hz. Des ancrages au sol ont été percés dans la dalle en béton, pour assurer le maintien des points inférieurs du système d'application des charges.

Dans la partie sud de la réplique, cette dalle n'a pas montré de déplacements pouvant introduire des biais dans la mesure des déplacements absolus de la charpente. En revanche, sur le côté nord et pour des niveaux de charge équivalents, des fissurations du béton et des soulèvements ont été constatés. Par conséquent, le traitement des données a tenu compte de ces observations pour extraire au mieux les raideurs de la réplique.



(a) Poulie de mouflage



(b) Tirefort (15 kN)

Figure 59 : détails du système de chargement en partie supérieure



(a) Capteur de force



(b) Capteur de déplacements

Figure 60 : détails du système de chargement et d'acquisition des déplacements en partie inférieure de la réplique.

Le système d'application des charges est dimensionné pour une capacité de charge de 5 tonnes (capacité du capteur de force). Ce dispositif d'ancrage permet d'intercaler le tirefort et le

capteur de force dans la chaîne de mouflage, assurant à la fois l'application contrôlée de la charge. En ce qui concerne l'acquisition des déplacements obtenus sur charge instantanée, un dispositif a été réalisé pour cette occasion à l'aide de capteurs résistifs de type « mm10 » ou « mm8 ». Ces derniers ont été placés sous les entraits principaux en utilisant des échelles comme trépieds. Dans cette logique nous considérons que la dalle béton reste immobile et ne perturbe donc pas la mesure. Les déplacements sont mesurés à 5/100 près. Au préalable, une étude numérique a été réalisée pour localiser les capteurs sur les porteurs principaux, dans le but de mesurer les déplacements verticaux les plus significatifs en fonction de la localisation des charges ponctuelles. De façon générale, les mesures sont localisées dans les plans verticaux colinéaires aux charges triangulées sous les entraits principaux.

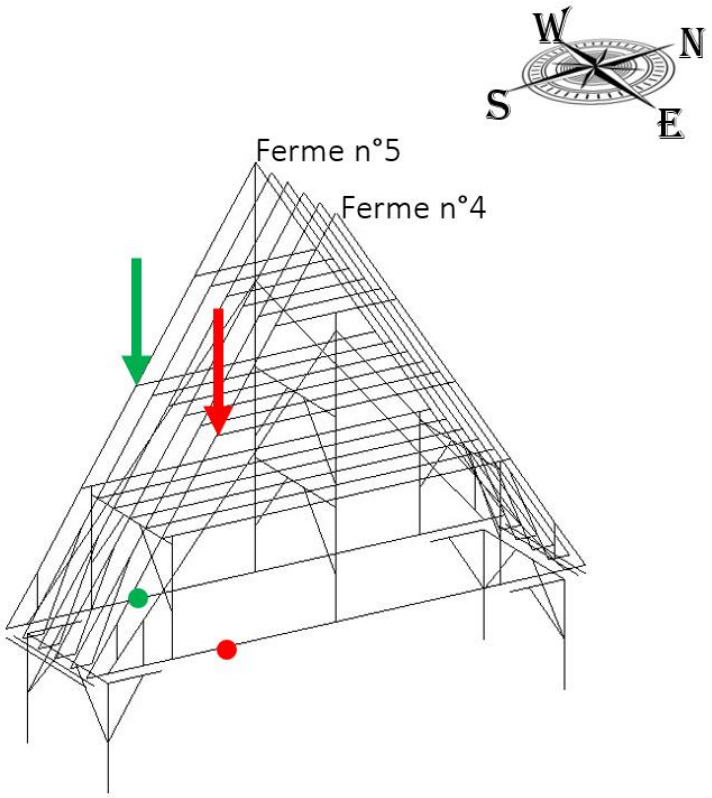


Figure 61 : schéma d'implantation des charges et des capteurs de déplacement sur les porteurs principaux (en rouge pour la ferme 4 et en vert pour la ferme 5)

Nous proposons d'illustrer la méthodologie d'analyse sur la base d'un chargement mixte des deux fermes sur leur versant sud. La Figure 61 représente ce cas de charge avec la position des capteurs au droit des charges. Le dispositif de mesure mobile présenté Figure 60 et constitué de capteurs analogiques de type MM10 et MM8 mesurent la flèche à une fréquence de 1 Hz.

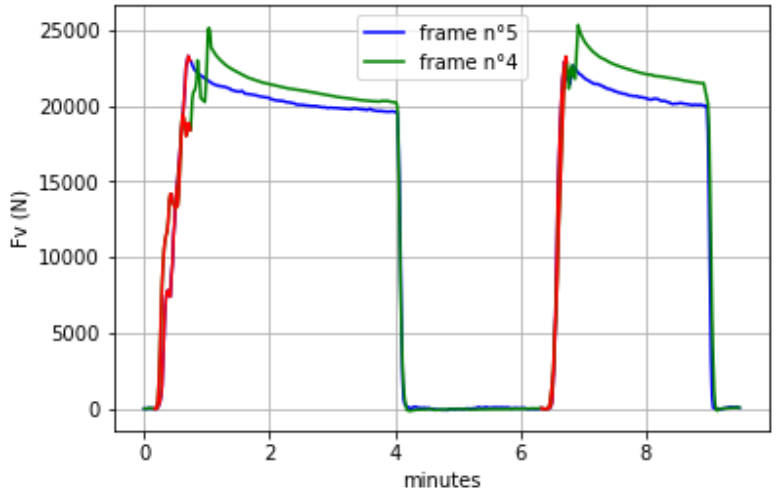


Figure 62 : signal temporel de la charge verticale des fermes n°4 et n°5 (27/06/2023).

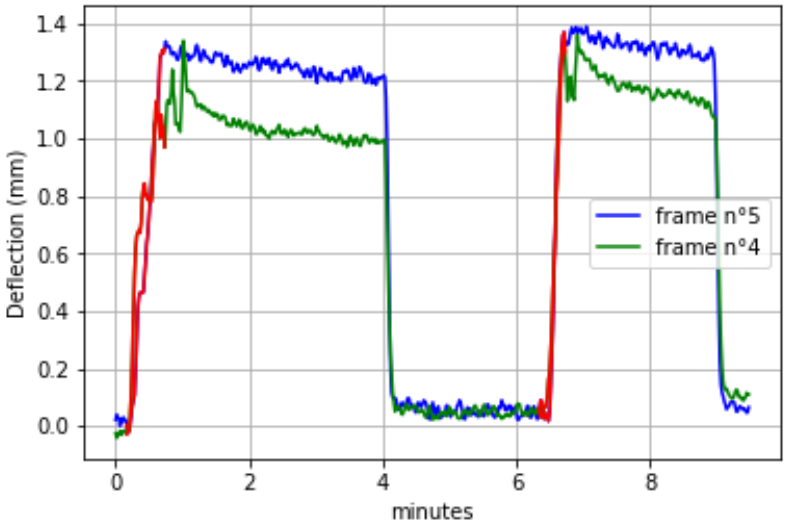


Figure 63 : signal temporel de la flèche des fermes n°4 et n°5 (27/06/2023).

Les Figure 62 et Figure 63 représentent respectivement les enregistrements temporels de la charge verticale et de la flèche produite au cours de deux cycles de chargement. Nous commençons par extraire les signaux durant la phase de chargement (en rouge), puis nous traçons, pour chaque cycle, la relation force-déplacement. Si le comportement présente une allure linéaire, nous pouvons extraire une raideur du système pour chaque configuration ; celle-ci constitue un marqueur de l'état élastique de la structure au moment des essais.

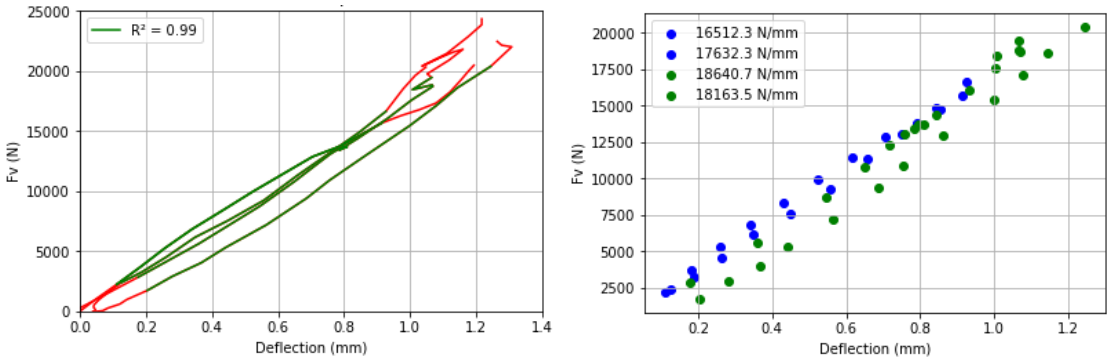


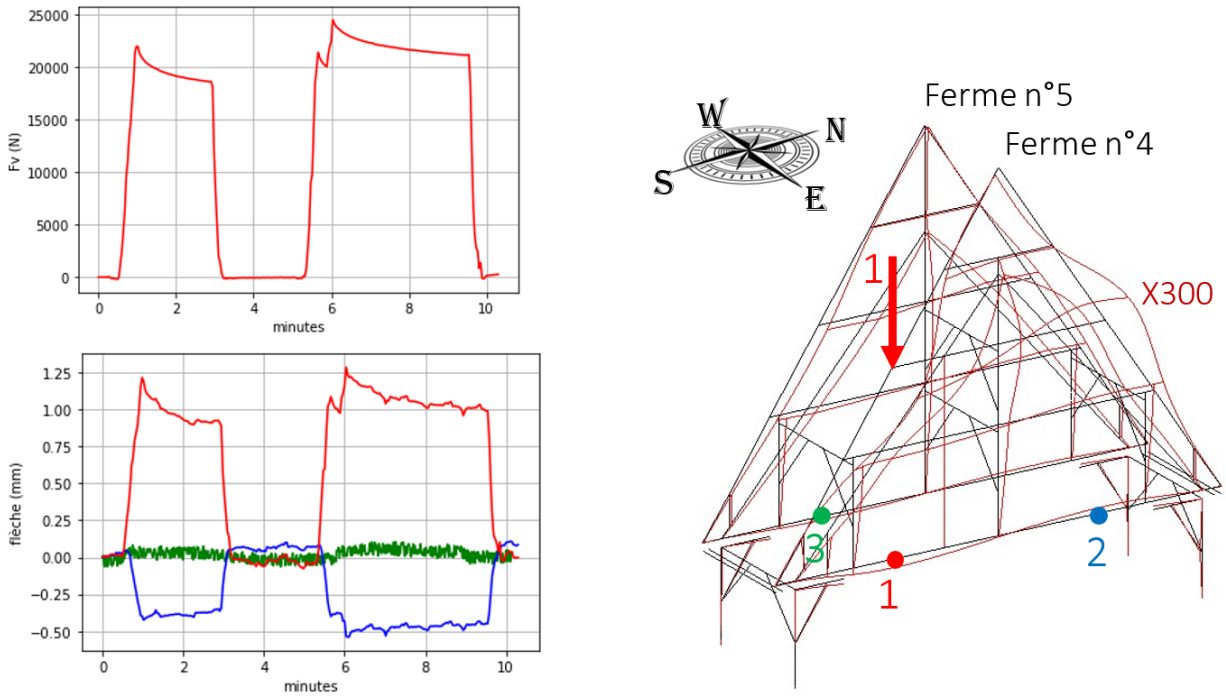
Figure 64 : (a) signaux force/déplacement (b) régression linéaire des signaux (ferme N°4 en vert et ferme n°5 en bleu).

Finalement, nous récupérons les phases de chargement des cycles, puis nous représentons le signal force-déplacement, comme sur la Figure 64(a). Afin d'exprimer une raideur apparente, nous extrayons les portions de courbes linéaires, représenté en vert. Puis une régression linéaire est appliquée pour obtenir la pente du signal correspondant à la raideur apparente de la charpente.

1.4.2 Analyse des résultats

La campagne expérimentale comprend cinq sessions d'essais, s'échelonnant sur une période de dix mois, entre octobre 2022 et août 2023 avec un intervalle moyen avoisinant le trimestre entre chaque intervention. En raison des contraintes logistiques importantes liées à la mise en œuvre des essais (quantité de matériel mobilisé, personnel et étude préliminaire de l'installation), ainsi que la distance et la durée de séjour sur site (à 400 km de Bordeaux pour 2 à 3 jours d'expérimentation), il n'a pas été possible de tester l'ensemble des configurations de chargement à chaque mission.

Cette section traite les configurations les plus marquantes des essais menés au cours de la campagne expérimentale afin d'établir une base de données des raideurs apparentes fermes principales. Des combinaisons de charge ont été réalisées dans le but d'observer les interactions potentielles entre les fermes, ainsi que les effets de système, et d'évaluer la superposition des états à cette échelle par comparaison avec les mesures sous charge unique. Ces essais à double ou triple sollicitations constituent autant de scénarios croisés permettant d'enrichir la caractérisation du comportement global de l'ouvrage et offrant un support précieux pour la calibration de la simulation numérique.



(a) signaux (b)déformée

Figure 65 : implantation des capteurs de déplacements le long de l'entrait et illustration de la déformée dans le cas de charge du versant nord de la ferme n°4 (05/04/2023).

La Figure 65 (a) représentent respectivement les signaux temporels enregistrés, symbolisés par un code couleurs reporté sur la déformée (b). L'analyse des résultats met en évidence des flèches de sens opposé pour les capteurs placés le long de l'entrait principal de la ferme n°4. En revanche, le capteur n°3 (vert), situé sur la ferme n°5 opposée et non chargée, enregistre une flèche quasi nulle. Ce premier résultat révèle que l'interaction entre les deux porteurs, les fermes n°4 et n°5, est inexistante. Par conséquent, ces dernières fonctionnent de manière indépendante dans cette configuration de chargement.

En utilisant des régressions linéaires décrites dans la section précédente, nous pouvons estimer des raideurs à partir des relations entre les charges appliquées et les déplacements mesurés. Dans le cas présenté, l'analyse porte plus précisément sur l'association de la charge appliquée avec un déplacement sous les entraits dans la direction verticale, ce qui se rapproche d'une évaluation de la complaisance.

Tableau 2 : raideurs globales en N/mm du versant sud de la ferme n°4.

Date des mesures	25/10/2022	28/02/23	05/04/2023	27/06/23	29/08/23
Nombre de cycles	**8**	**4**	**6**	**2**	**2**
Moyenne (N/mm)	**12500**	**16500**	**17800**	**17700**	**11500**
COV (%)	2.2	5.1	3.6	4.6	0.36
%H en surface	14	16	16	13	15

Nous souhaitons noter qu'à chaque session d'essais, le premier cycle s'accompagne d'un claquement, dès la mise en charge, que nous associons à la mise en contact des assemblages sous l'effet des frottements. Ce phénomène n'est pas décelable à l'analyse des courbes force-déplacement, ce qui témoigne de son caractère local et de sa faible influence sur la mesure globale. Il n'a pas été possible de le localiser dans la charpente avec les moyens mis en jeu.

Concrètement, sous des charges croissantes, la charpente va mobiliser progressivement ses liaisons : de petits déplacements peuvent se produire, puis dès qu'un appui ou un épaulement se rode en contact, et, la rigidité d'ensemble augmente et l'effort peut à nouveau croître. Ce type de comportement à deux régimes a été mis en évidence dans les analyses sismiques des cadres en bois ancien (Xie et al., 2018a) : un gap de quelques degrés aux assemblages produit d'abord une rotation quasi-libre, puis dès contact rétabli sous charge significative, une rigidité apparente de la structure. Par ailleurs, la faible variation des résultats des raideurs mesurées pendant les cycles de chargement indique que les chemins de chargement envisagés et leurs niveaux donnent une réponse représentative de la structure.

Enfin, nous souhaitons restituer de manière synthétique l'évolution des raideurs globales mesurées au fil des campagnes en prenant en compte sa variabilité. Pour ce faire, nous proposons une représentation graphique sous la forme d'un diagramme de Tukey qui permet de visualiser simultanément les médianes et les intervalles interquartiles.

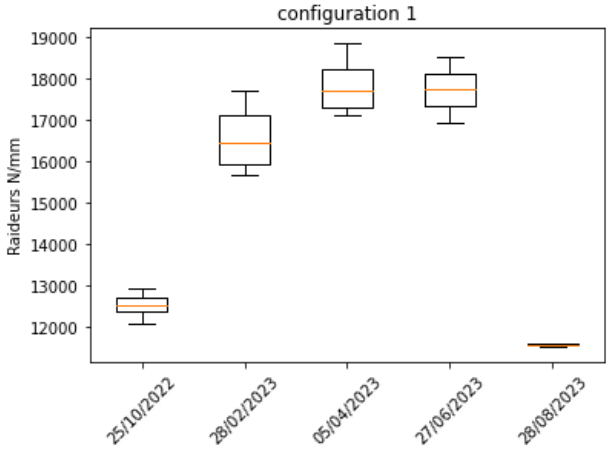
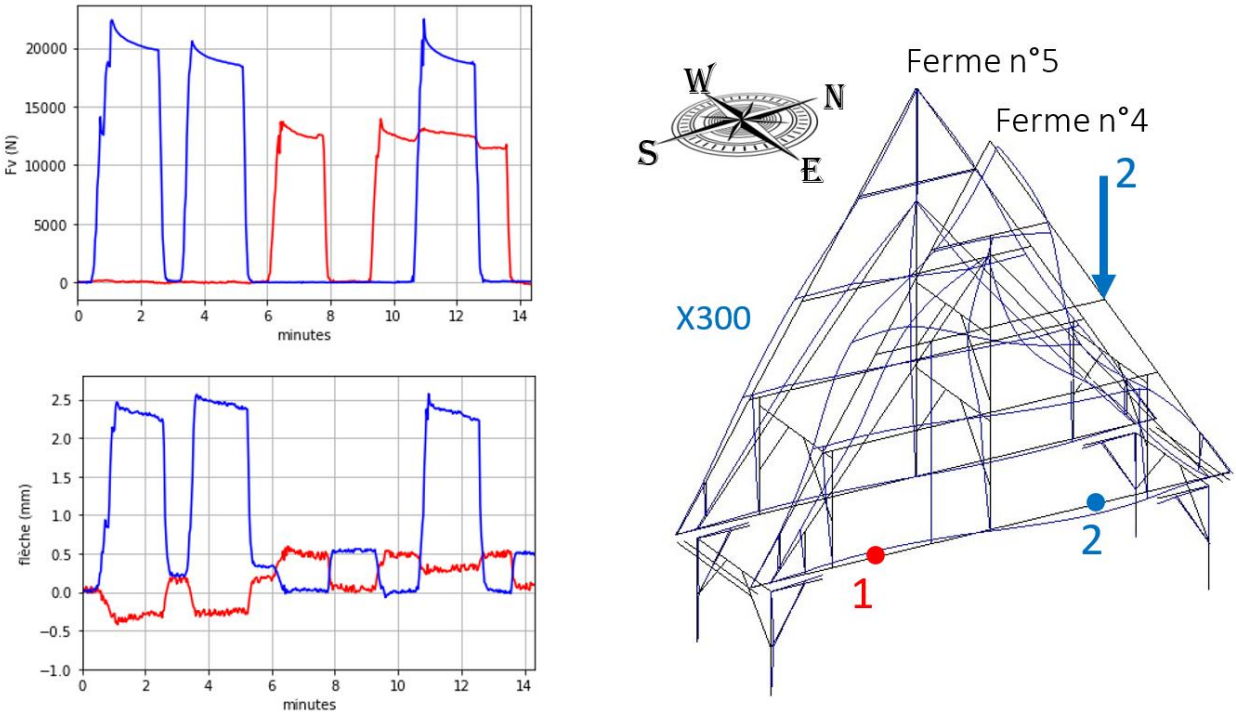


Figure 66 : évolution de la raideur au cours du temps pour la charge sud de la ferme n°4.

La Figure 66 illustre ainsi l'évolution dans le temps et au cours des saisons des raideurs mesurées dans la configuration de charge/capteur n°1, pour la période comprise entre le 25 octobre 2022 et le 29 août 2023. Il apparaît clairement que les raideurs correspondant aux premières et dernières campagnes, respectivement en octobre 2022 et en août 2023, présentent des valeurs de raideurs environ 30 % inférieures à celles mesurées lors des campagnes intermédiaires. Cette observation coïncide avec la fin de l'été, période caractérisée par des

conditions climatiques plus chaudes et plus sèches (Figure 23). Il est ainsi raisonnable de formuler l'hypothèse que la réduction de l'humidité interne du bois à cette période influence de façon significative la raideur. Pourtant, nous savons que la rigidité du bois à tendance à augmenter avec le séchage, même s'il n'est que superficiel, ce qui ne va pas dans le sens de l'observation expérimentale. Cependant, l'inspection visuelle des assemblages pour cette période, déjà présentés Figure 31Figure 32, montre des arases ouvertes et des pertes de points de contact en raison du retrait des sections dans les zones d'assemblages. Ces observations nous amènent à penser que la performance des assemblages influence la raideur d'ensemble. Leur performance au niveau local peut être diminuée par la réduction des surfaces de contact due au séchage et pour des niveaux de charge constants.



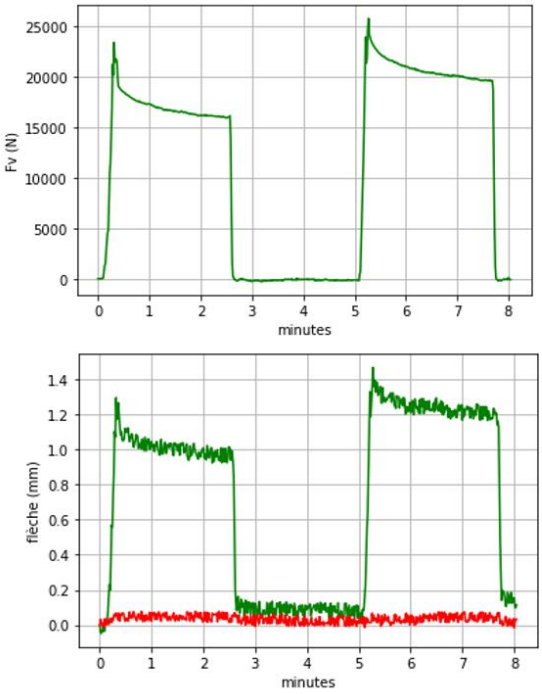
(a) signaux (b)déformée

Figure 67 : implantation des capteurs de déplacements le long de l'entrait et illustration de la déformée dans le cas de chargement du versant nord de la ferme n°4 (25/10/2022).

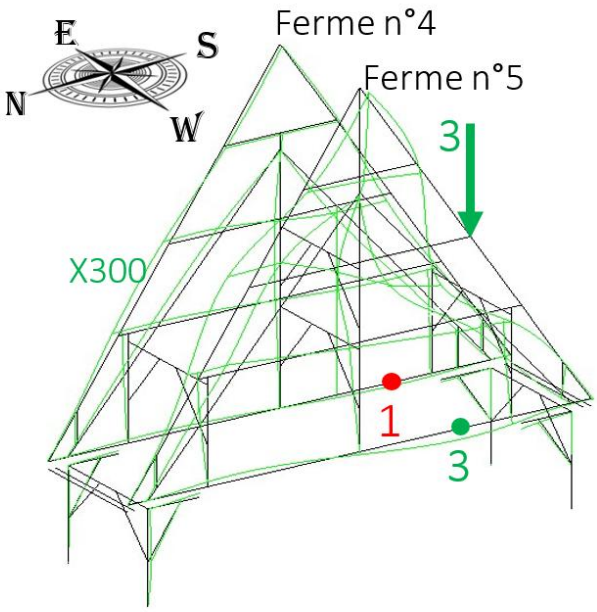
Les Figure 67 présentent l'essai du 25 octobre 2022 associé au cas de chargement appliqué sur le versant nord de la ferme n°4 (bleu). On y localise les capteurs de déplacement n°1 et n°2, identifiables selon un code couleur reporté sur les signaux de charge et de déplacement vertical (flèche). Enfin, le tableau suivant rassemble les résultats obtenus le 25 octobre 2022 au cours des deux cycles de chargement du cas de charge nord de la ferme n°4. Cette configuration de montage n'a pas pu être reproduite lors des missions suivantes en raison d'une rupture de la dalle en béton.

Tableau 3 : tableau des raideurs globales du cas de charge Nord de la ferme n°4 (capteur n°22).

Date des mesures	25/10/2022
Nombre de cycles	**2**
Moyenne (N/mm)	**35100**
COV (%)	0.2
%H en surface	14



(a) signaux



(b)déformée

Figure 68 : implantation des capteurs de déplacements le long de l'entrait et illustration de la déformée du cas de charge sud de la ferme n°5 (27/06/2023).

Les Figure 68 présentent le cas de chargement appliqué sur le versant sud de la ferme n°5 au cours des essais réalisés le 27 juin 2023. Ces résultats confirment, comme lors des essais précédents, que les deux fermes fonctionnent de manière indépendante dans cette configuration de chargement. Aucune interaction mécanique significative n'est observée entre les deux éléments porteurs dans ce scénario, ce qui tend à indiquer une faible transmission d'efforts latéraux au sein du système. Enfin, les valeurs de raideur globale de la ferme n°5, mesurées dans le cadre de la troisième configuration de chargement, peuvent être comparées à celles de la configuration 1 de la ferme n°4.

Tableau 4 : raideurs globales du cas de charge sud de la ferme n°5.

Date des mesures	25/10/2022	28/02/2023	05/04/2023	27/06/2023	29/08/2023
Nombre de cycles	**5**	**6**	**2**	**3**	**4**
Moyenne (N/mm)	**17500**	**20100**	**18600**	**18100**	**16100**
COV (%)	2.6	2.7	4.2	0.5	2.4
%H en surface	14	16	16	13	15

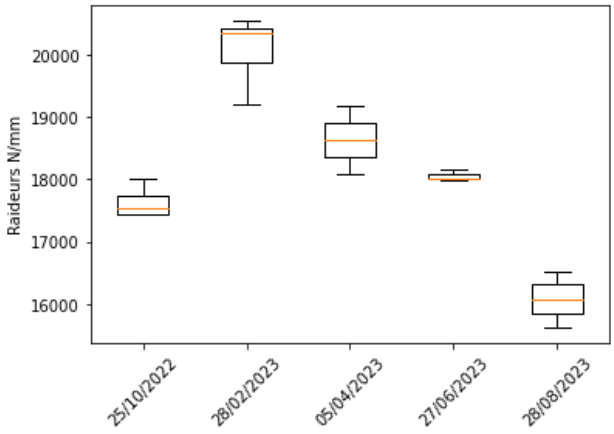
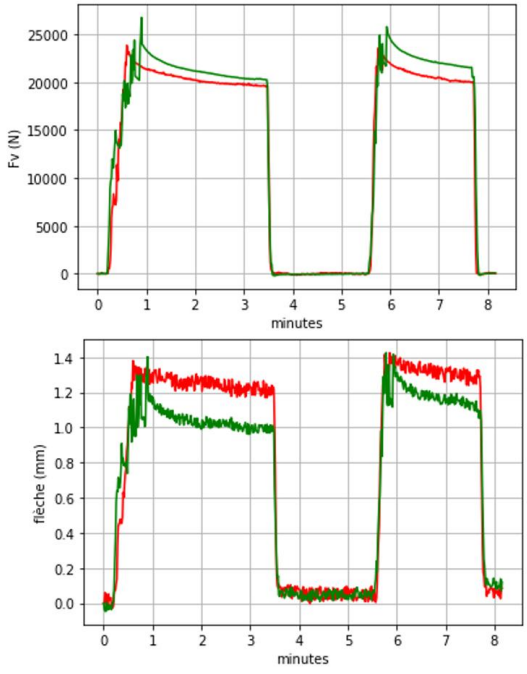
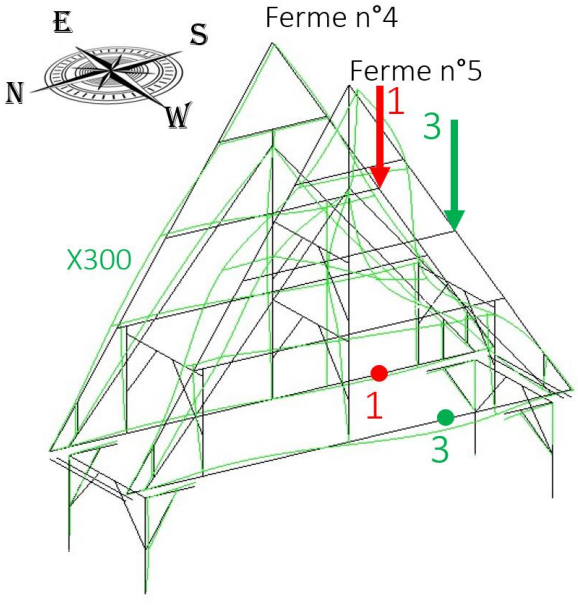


Figure 69 : raideurs globales du cas de charge sud de la ferme n°5.

La Figure 69 illustre l'évolution de la raideur moyenne de la ferme n°5 au cours du temps. Cette fois encore, nous retrouvons une évolution caractéristique du cycle saisonnier de l'année 2023 avec les relevés moyens d'octobre 2022 et en août 2023 10 à 30 % plus faibles que les relevés intermédiaires. Enfin, nous pouvons d'ores et déjà constater que la ferme n°5 est plus rigide d'environ 10 % en moyenne à l'année, malgré un plus grand nombre de discontinuités géométriques (mortaises des faux entraits).





(a) signaux (b)déformée

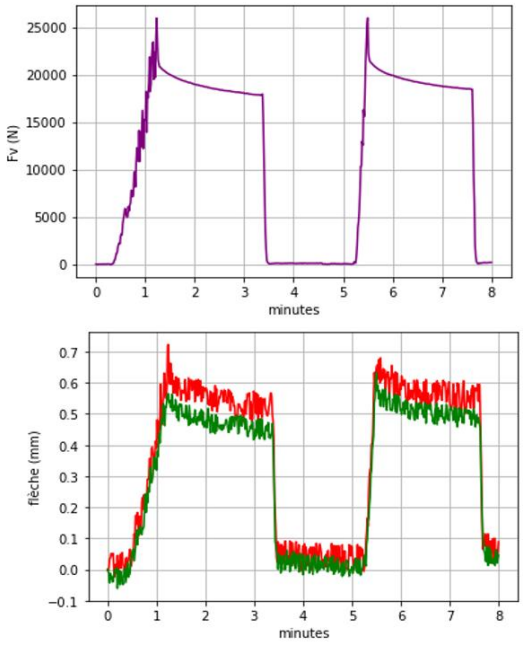
Figure 70 : implantation des capteurs de déplacements le long des entraits et illustration de la déformée du cas de charge simultané du versant Sud des deux fermes (27/06/2023).

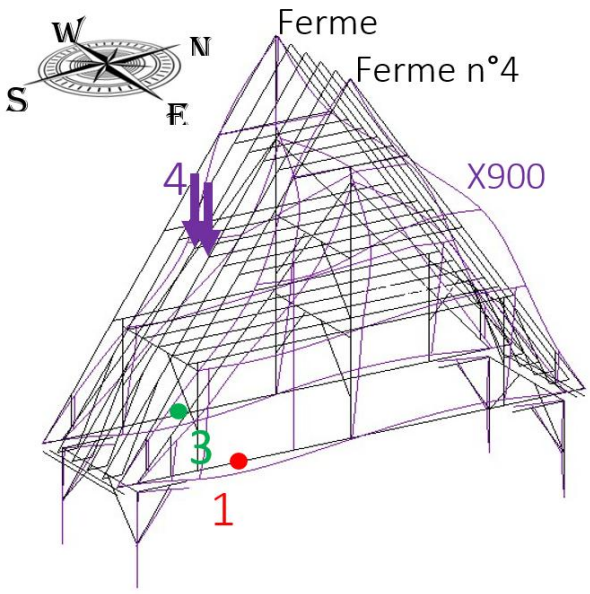
Enfin, nous proposons d'observer l'influence d'un chargement simultané sur la rigidité des fermes principales. La Figure 70 (a) illustre le chargement simultané des deux fermes principales sur leur versant sud, soit la charge n°1 (ferme n°4) en vert et la charge n°3 (ferme n°5) en rouge. À partir des flèches obtenues Figure 70 (b) nous calculons et répertorions, Tableau 5, les raideurs globales des deux cas de charge simultanés effectués le 27 juin 2023.

Tableau 5 : Raideurs globales du cas de charge sud de la ferme n°5, le 27/06/2023.

27/06/2023	Capteur n°1 (ferme n°4)	Capteur n°3 (ferme n°5)
Nombre de cycles	**2**	**2**
Moyenne (N/mm)	**17800**	**18 500**
COV (%)	2.9	1.7
%H en surface	13	13

En comparant les raideurs des cas de charges appliqués séparément à celles obtenues par chargement simultané, nous constatons que l'écart de raideur ne dépasse pas 3 %, ce qui est négligeable. Ce constat confirme l'idée selon laquelle les fermes travaillent indépendamment et que le théorème de superposition des charges peut s'appliquer sans incertitude majeure.





(a) signaux (b)déformée

Figure 71 : implantation des capteurs de déplacements le long des entraits et illustration de la déformée du le cas de charge sud des chevrons formant fermes.

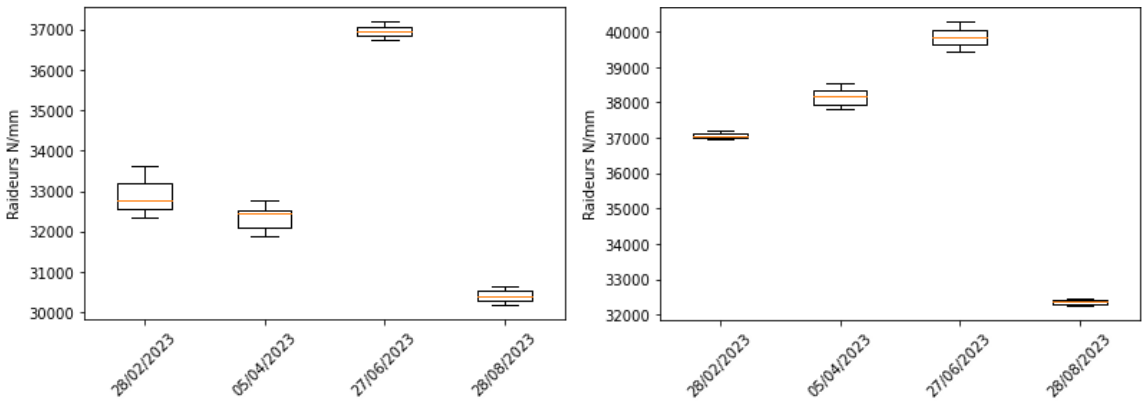
Les Figure 71 présentent le cas de chargement appliqué sur le versant sud des chevrons formant ferme centraux. Nous nous intéressons ici à la réponse de la ferme n°4 et de la ferme n°5, en particulier à la flèche de l'entrait principal.

Tableau 6 : tableau des raideurs globales de la ferme n°4 soumise au chargement sud des chevrons formant fermes.

Date des mesures	28/02/2023	05/04/2023	27/06/2023	29/08/2023
Nombre de cycles	**3**	**6**	**2**	**2**
Moyenne (N/mm)	**37000**	**38100**	**39800**	**32400**
COV (%)	0.3	0.7	1.5	0.5
%H en surface	16	16	13	15

Tableau 7 : tableau des raideurs globales de la ferme n°5 soumise au chargement sud des chevrons formant fermes.

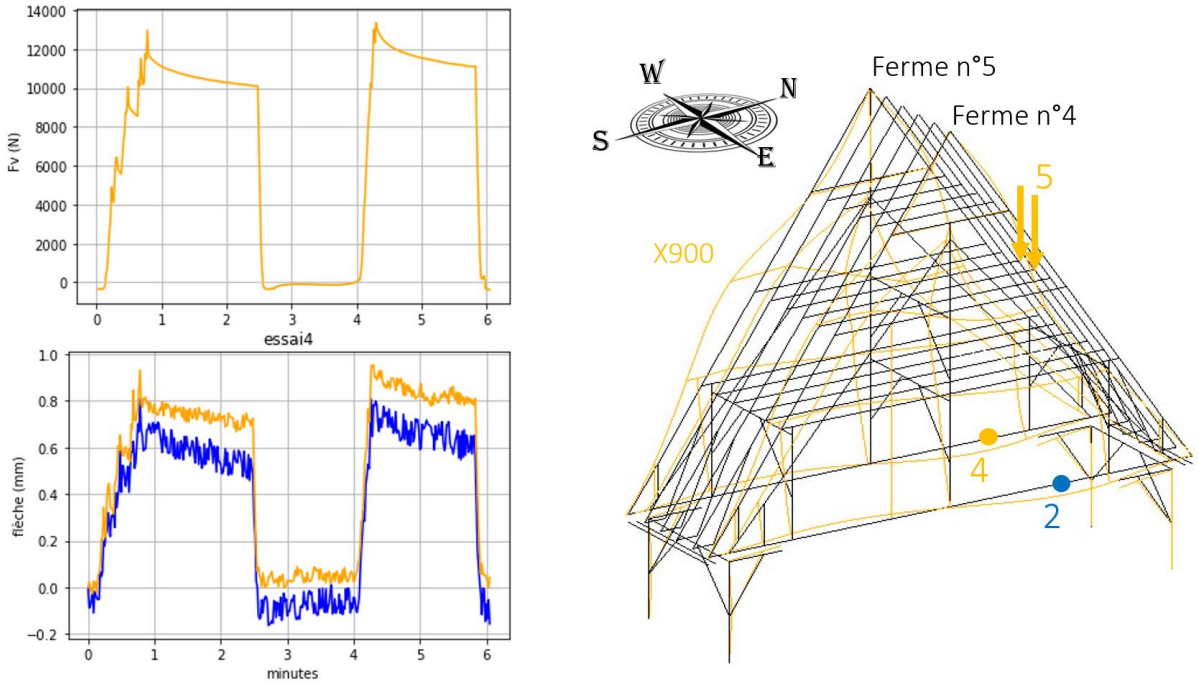
Date des mesures	28/02/2023	05/04/2023	27/06/2023	29/08/2023
Nombre de cycles	**3**	**6**	**2**	**2**
Moyenne (N/mm)	**32900**	**32300**	**37000**	**30400**
COV (%)	2.0	1.1	0.9	1.1
%H en surface	16	16	13	15



(a) ferme n°5 (b)ferme n°4

Figure 72 : diagramme en boite des raideurs globales de chaque ferme soumise au chargement sud des chevrons formant fermes.

La Figure 72 illustre l'évolution de la rigidité moyenne des fermes principales sous l'effet de la charge sud des chevrons formant ferme centraux, ainsi que la dispersion selon les sessions d'essais. Nous faisons un constat similaire au précédent cas de charge, avec une augmentation progressive des rigidités entre février 2023 et juin 2023, puis une chute globale de 18 à 20 % au mois d'août 2023. Cependant, dans le cas de la ferme n°5, l'augmentation de raideur de la ferme entre février et juin est moins progressive, avec une perte moins significative au mois d'avril.



(a) signaux (b)déformée

Figure 73 : implantation du capteur de déplacements le long des entraits et illustration de la déformée dans le cas de charge nord des chevrons formant fermes.

Nous nous intéressons Figure 73 à la réponse des deux fermes principales et en particulier de la flèche des entraits principaux au droit des charges. Le capteur n°2, en bleu, et le capteur n°4, en jaune, sont respectivement sur la ferme n°4 et la ferme n°5.

Tableau 8 : tableau de la raideur globale des fermes soumises au chargement nord des chevrons formant fermes.

05/04/2023	Ferme n°4	Ferme n°5
Nombre de cycles	**4**	**4**
Moyenne (N/mm)	**50100**	**50700**
COV (%)	5.2	3.0

Le Tableau 8 montre la moyenne et le coefficient de variation de la raideur de chaque ferme à la date du 5 avril 2023 sous l'effet de la charge nord des chevrons formant ferme centraux. Nous mesurons moins de 2 % d'écart moyen entre les flèches des deux fermes, avec un coefficient de variation maximal de seulement 5,2 %.

1.5 Bilan et perspectives

En synthèse, la réplique 1:1 édifiée à Felletin (déc. 2020) transpose de manière critique les principes historiques relevés par Fromont et Trentesaux pour Notre-Dame de Paris : charpente

en chêne mise en œuvre à un état proche du bois vert, assemblages bois/bois et typologie « à chevrons formant ferme », afin de restituer un système où les poussées horizontales se ferment par le triptyque chevrons–blochets–sablières–entraits, conçu pour ne transmettre que des efforts verticaux aux murs gouttereaux (Vannucci, 2020). Inscrite dans une filiation architecturale et matérielle documentée (Epaud, 2020), la travée adopte une volumétrie et une trame conformes aux combles médiévaux tout en explicitant les choix d'assemblages et leurs variantes (mi-bois vs tenon-mortaise), préfigurant des rigidités locales différenciées et un comportement global potentiellement dissymétrique. Surtout, la chronologie du montage et du levage, murs gouttereaux et sablières, levage des fermes, pose des palées, mise en place des chevrons formant ferme puis de la palée supérieure et de la couverture, fixe « l'état de référence » (t_0) de la structure, avec son état hydrique de départ (bois globalement au-dessus du point de saturation).

Le dispositif de mesure de la teneur en eau établit l'état hydrique de référence et sa dynamique durant les premières années : l'ambiance atmosphérique est également mesurée sous combles et varie de 40 à 90 % H_R (moy. 68 %) et de -3 à 34 °C (moy. 15 °C), d'où des teneurs d'équilibre estimées à environ 13 % en été et 17 % en hiver. En surface, le chêne passe de 35 % à près de 15 % en moins d'un an, puis varie saisonnièrement en surface entre 13-19 %. À cœur, les sections massives (entrait : 280 × 240 mm^2) semblent saturées en eau libre après trois ans. Cette cinétique à deux vitesses (peau réactive / cœur inertiel) explique la fissuration de surface des poutres et des mortaises. Tandis que le retrait anisotrope, piloté par les variations hygroscopiques, modifie les géométries de contacts au niveau des assemblages. Ces phénomènes qui modifient la rigidité des poutres et la raideur des liaisons, sont susceptibles d'influencer la répartition et des efforts à travers la structure et appellent des corrélations climat–humidité–déplacements. Ces premiers résultats fixent des ordres de grandeur et des observations indispensables au calage des modèles numériques (lois dépendantes de l'humidité, contacts évolutifs) pour l'interprétation des déformations sur le long terme. Toutefois, il convient d'étendre le réseau de sondes et de renforcer les corrélations climat–humidité–déplacements pour réduire les incertitudes sur la part mécanosorptive de la réponse structurale. Les gradients d'humidité à cœur, persistants au-delà de trois ans dans les sections massives, appellent à prolonger le monitoring.

L'instrumentation hybride, capteurs analogiques, scanner laser 3D (TLS) et station totale (TS), établit un suivi robuste de la cinématique de la travée. Sur trois ans, les flèches d'entraits atteignent 30 à 35 mm, plus de 80% de la déformation totale est acquise dans les deux premières années, signature d'effets différés (fluage) sous charges gravitaires. Des glissements horizontaux aux pieds de chevrons et d'arbalétriers confirment un comportement semi-rigide influencé par le retrait orthotrope rapide du bois ; les sablières montrent une flexion horizontale dissymétrique

entre versants, en partie saisonnière, indiquant des conditions d'appui dissymétriques dues probablement aux frottement et pertes de contacts. Les palées longitudinales présentent des flexions déviées, révélant des appuis progressifs et dissymétriques des chevrons formant ferme. Méthodologiquement, le TLS fixe un état *as-built* et il sert aux contrôles morphologiques, mais son recalage global induit des erreurs cumulées millimétriques incompatibles avec un *tracking* de long terme. A l'inverse, le suivi avec un réseau d'environ quarante cibles réfléchissantes dans un référentiel stable, fournit des déplacements absolus 3D et complète utilement le monitoring local.

La campagne d'essais quasi-statiques a fourni des observables sur les performances mécaniques à l'échelle réelle, directement exploitables pour le calage et la validation des modèles Les expériences ont permis d'évaluer la raideur effective des fermes. Les résultats montrent une réponse globalement élastique et réversible, une quasi-indépendance des fermes sous chargements individuels (influence négligeable des palées). Les combinaisons de cas de charges mettent en évidence que le théorème de superposition est applicable. Un effets saisonnier marqué est par ailleurs observé : pour une même configuration (versant Sud, ferme 4), les raideurs de début/fin d'été sont environ 30 % plus basses que lors des campagnes intermédiaires, malgré l'augmentation attendue du module à plus faible humidité. Ce paradoxe souligne que la raideur du système est ici dominée par la cinématique des contacts au niveau des liaisons (observées sur site). Méthodologiquement, ces essais à grande dimension, non destructifs et multipoints, constituent un référentiel quantifié (raideurs, effets de pré-contact, sensibilité saisonnière) pour contraindre les simulations numériques par éléments finis en 3D intégrant contacts unilatéraux évolutifs, semi-rigidité des assemblages et couplage hygro-viscoélastique (Reichel et Kaliske, 2015, Part II). Leurs limites tiennent au bornage des niveaux de charge (ne pas endommager la structure, rester dans un domaine élastique des composants) ainsi qu'aux incertitudes de la chaîne de mesure et de montage (frottements des poulies, déplacement des dalles). Elles ouvrent cependant des perspectives claires : enrichir le plan d'essais avec des charges mixtes afin de favoriser l'unicité de l'identification locale des paramètres semi-rigides des assemblages traditionnels, pour explorer les conditions de contact et adosser l'analyse à des procédures d'identification inverse (*model updating*) afin d'extraire les paramètres de liaison et d'appui les plus influents dans la réponse de la travée.

La base de données acquise constitue un référentiel solide pour l'identification inverse des paramètres de liaison (semi-rigidité axiale/transverse/rotationnelle) et des appuis, première étape vers des prédictions fiables à long terme pour des charpentes reconstruites « à l'identique ». Le chapitre suivant exploite ces observables pour mettre à jour et valider un modèle tridimensionnel constitué d'éléments barres ou de poutres (modèle filaire), qui sera développé sous des hypothèses simples de comportements de matériaux.

2. Modèle numérique 3D

La campagne expérimentale, combinant inspection visuelle, suivi instrumenté et essais mécaniques ponctuels, a permis de cartographier des éléments de la cinétique des déformations globales et d'en suivre l'évolution à long terme. Elle a montré que le comportement réel de la structure résulte d'une interaction étroite entre phénomènes locaux (fissurations, jeux, décollements), phénomènes différés (retrait, fluage) ainsi qu'entre les effets de système (rôle des palées et des sablières). La coexistence de ces mécanismes doit être prise en compte pour interpréter de manière fiable la réponse globale de l'ouvrage. Néanmoins, les observations et les mesures expérimentales seules ne suffisent pas à caractériser précisément l'évolution du comportement structurel ni à dissocier l'effet des actions environnementales de celui des charges permanentes. Pour dépasser ces limites, le développement d'un modèle numérique constitue un outil essentiel : il permet d'explorer de manière systématique la phénoménologie complexe de la charpente et du matériau constitutif.

Vannucci, (2020), dans son étude de la « Forêt », a réalisé un modèle filaire 3D de la géométrie complète des combles de la nef et du chœur. Son objectif était de reproduire et d'analyser le comportement structural avant l'incendie de 2019, sous l'effet des charges permanentes et du vent, établissant ainsi un référentiel technique et numérique formalisé sur lequel s'appuie le présent chapitre. Dans une approche comparable, Morris et al. (1995) combinent recherche historique et modélisation par éléments finis pour analyser la performance d'une des charpentes du toit de Hugh Herland à Westminster Hall, pour mettre en évidence des informations relatives à la construction, au comportement structurel et à la durabilité d'un ouvrage remontant à 1395. D'un point de vue plus expérimental, plusieurs travaux (Branco et al., 2016, 2017; Piazza, 2007) ont développé des modèles numériques de fermes existantes de grande portée afin d'analyser et de calibrer l'influence de la raideur axiale des assemblages sur la réponse globale. Parmi les contributions récentes, (Mam, 2021) propose une thèse consacrée à l'exploration structurelle et environnementale des ouvrages en bois de grande portée. Il y reprend explicitement les hypothèses fondamentales de la modélisation des charpentes modernes, en s'appuyant sur des éléments poutre 1D et des relâchements semi-rigides aux nœuds pour représenter la flexibilité des assemblages (charnières partiellement raides). Les calculs sont menés en analyse linéaire, adaptés aux vérifications en situation de service lorsque la non-linéarité des déplacements reste modérée. Nous pouvons également citer le modèle paramétrique de bâtiment multi-étages développé par (Kuai, 2017), qui étudie l'influence de la géométrie, de la rigidité des connexions et des conditions limites sur la réponse globale des ossatures bois de grande hauteur.

Le retrait dimensionnel des poutres modifie la géométrie globale de la charpente et probablement la circulation des charges internes. Le séchage du bois vert constitue en particulier une phase transitoire durant laquelle les contraintes internes de la structure évoluent. À l'échelle de la charpente entière, la somme des retraits de chaque pièce peut altérer les conditions cinématiques imputées aux liaisons, redistribuer les efforts dans la structure et donc de modifier la flèche globale (un des indicateurs du mouvement d'ensemble). Ces retraits différentiels dans des bâtiments à ossature bois conduit à l'apparition de jeux et de désaffleurements entre éléments (Frühwald Hansson, 2011). Les variations géométriques induites par les retraits radial et tangentiel suggèrent en effet une influence notable sur la rigidité locale des connexions, ce qui renforce l'idée d'une possible surestimation des raideurs d'assemblage (Khelifa et al., 2013; Lu, Qiu, Bu, et al., 2024), si on tient uniquement compte de la géométrie initiale des assemblages, issue des plans de taille des éléments de la charpente. À l'échelle des premières années de service d'une structure en bois vert, le comportement du matériau reste fortement conditionné par les gradients d'humidité, qui engendrent des retraits/gonflements différenciés et produisent des contraintes et des flèches additionnelles (Moutee, 2006). Dans ce contexte, le comportement hygro-mécanique doit être modélisé, au minimum, à l'aide de lois différées calibrées sur un comportement élastique orthotrope. Daniel Guitard (1987) propose à cet égard un modèle reliant les modules d'élasticité à la densité du bois, fournissant un cadre de base pour la caractérisation mécanique du matériau considéré dans ce cas sans défaut.

Nous commençons par simuler le comportement élastique global et le schéma statique tridimensionnel de la travée sur la base d'un modèle filaire idéalisé (modèle t0). Il s'agit de tester les prédictions en élasticité linéaire du modèle à partir d'hypothèses de liaisons et de conditions limites réalistes, sous différents cas de charge quasi-statiques et permanents. Les réponses numériques sont confrontées aux résultats des essais et aux données de monitoring afin de proposer un jeu d'hypothèses cohérent avec les paramètres de l'expérimentation. Bien que la semi-rigidité des assemblages constitue un levier de calibration important, nous privilégions dans un premier temps la calibration des propriétés hygro-mécaniques des éléments de poutres ainsi que les effets de leurs variations dimensionnelles (retrait longitudinal, tangentiel et radial). À ce stade, l'objectif n'est pas de reproduire finement les hétérogénéités locales, mais de construire un modèle tridimensionnel suffisamment robuste pour restituer les mécanismes dominants qui gouvernent la cinétique globale observée *in situ*. Ce modèle doit notamment permettre :

- de reproduire les effets de système et les mécanismes de descente de charge,
- de représenter les effets différés dus au séchage du bois posé vert,
- de rendre compte, à terme, des mécanismes réels des liaisons internes et externes.

Le travail présenté amène progressivement à une complexité maîtrisée des simulations et s'accompagne d'une comparaison systématique aux données expérimentales, qui constituent un marqueur essentiel pour le calage des paramètres d'entrée, en situant le comportement de la réplique comme « un référentiel expérimental ». Avant toute calibration détaillée des propriétés et des raideurs locales, il est nécessaire de vérifier et de valider les hypothèses générales de modélisation au moyen d'analyses structurelles intégrant explicitement les conditions d'appui sur sablière et les effets du contreventement. À l'issue de cette étape, le modèle 3D (inspiré des outils utilisés en bureau d'études), offre un socle fiable et traçable pour des analyses ultérieures intégrant explicitement les dispersions d'assemblage et les effets hygroscopiques locaux, tout en évitant de développer des simulations numériques complexes de natures non-linéaires. L'objectif est également de limiter l'implémentation totale de tous les phénomènes physiques modélisables pour fournir des réponses et ordres de grandeurs utiles et cohérentes à la modélisation en ingénierie du bois.

2.1 Hypothèses de modélisation

La littérature scientifique, consacrée à la modélisation des charpentes en bois met en évidence une grande diversité d'approches, liée aux phénomènes considérés (retrait, fluage, anisotropie, semi-rigidité des assemblages…), aux objectifs poursuivis et au degré de précision recherché. Malgré cette hétérogénéité, un ensemble de lignes directrices se dégage pour la construction d'un modèle par éléments finis adapté aux charpentes traditionnelles en bois vert. Celles-ci concernent principalement la définition d'un modèle filaire cohérent avec la géométrie réelle, la caractérisation rigoureuse des propriétés des matériaux (densité, modules orthotropes, comportement hygro-mécanique) ainsi que la représentation des assemblages et des continuités cinématiques.

La cinématique effective des toitures en charpentes traditionnelles résulte avant tout des conditions limites (CL) et de l'interaction entre les fermes et la maçonnerie. La caractérisation précise de ces dernières constitue un préalable essentiel pour restituer le schéma de transmission des efforts à l'intérieur de la charpente, puis vers les murs. Sur les structures patrimoniales, Frontini (2023) en propose une démonstration probante en modélisant explicitement des appuis glissants entre charpente et pignons, de même que le glissement des sablières sur la maçonnerie ; (Vannucci, 2020) propose quant à lui deux hypothèses concernant les conditions limites aux sablières : en contact unilatéral sans friction avec décollages possibles et en appuis bilatéraux "bloqués" pour tester l'hypothèse d'une transmission d'efforts horizontaux par frottement. À l'échelle des interfaces, des essais cycliques confirment une réponse liée au frottement de coulomb et fournissent des coefficients de frottement μ directement mobilisables dans le calcul

d'appuis élastiques unilatéraux (N > 0) en bois–bois et bois–mortier (Almeida et al., 2020; Arslan et al., 2024).

Parallèlement, la littérature met en évidence le rôle déterminant des effets de la teneur en eau, et son impact sur la rigidité, la densité et les dimensions du bois. La modélisation du comportement hygroscopique du bois dans les charpentes a atteint un haut niveau de sophistication : des travaux comme la thèse de Sigurdur Ormarsson (1999) et plus récemment (Reichel et Kaliske, 2015 Part II) ont développé des modèles éléments finis tridimensionnels où la déformation totale est décomposée en plusieurs phases :

- réponse mécanique instantanée (élastique),
- retrait/gonflement (due aux variations de teneur en eau, *i.e.* retrait/gonflement),
- mécanosorptive (fluage additionnel en présence de variation d'humidité),
- viscosité (fluage temporel à humidité constante) pour des analyses non linéaires jusqu'à rupture,
- modèles plus sophistiqués intègrant la ductilité due à l'endommagement (cisaillement des broches, fissuration du bois, etc.) (Töpler et al., 2023).

Enfin, de nombreux auteurs se focalisent sur la définition des assemblages traditionnels : ces travaux (Branco *et al.,* 2016; Celik *et al.,* 2025; Frontini, 2023; Parisi et Piazza, 2002) convergent vers une même hypothèse centrale : les assemblages de charpente doivent être modélisés comme des liaisons semi-rigides avec des éléments dit de « joint », et non comme de simples articulations ou encastrements parfaits. Ils soulignent que la raideur de rotation doit être considérée conjointement à la raideur axiale et à la prise en compte des jeux initiaux, à l'aide de ressorts nodaux calibrés expérimentalement. Celik *et al.* (2025) et Drdacky et *al.* (1999) mettent en avant le rôle déterminant des glissements initiaux pour reproduire les flèches et la cinétique globale des déformations. Enfin, les études expérimentales dédiées aux assemblages de type tenon–mortaise, comme celle de X. Liu *et al.,* (2023) et Lu, *et al.* (2024), établissent des courbes moment–rotation et des raideurs initiales/sécantes en flexion, fortement dépendantes des dimensions et du jeu au joint.

Par contre, nos observations sur la réplique révèlent qu'il y a toujours des surfaces en contact, et donc la notion de jeu reste ambigüe dans la bibliographie. Elle peut être relative à des défauts de forme dus au retrait du bois, mais il reste toujours un appui plan ou annulaire. Les jeux, s'il y a, sont problématiques pour les inversions de charges et s'il y a rupture d'une liaison. Si le contact entre pièces de bois est effectif, on aura toujours une dissymétrie de comportement entre la traction et la compression.

Le présent chapitre pose les bases d'un modèle capable de croiser données *in situ*, connaissances des matériaux et les simulations avancées. En effet, les modèles filaires basés sur la théorie d'Euler–Bernoulli constituent une base couramment adoptée, pour autant que la continuité cinématique et les singularités géométriques locales soient correctement traitées. En travaillant sur une restitution réaliste du comportement élastique tridimensionnel et des effets différés, on ouvre la voie à une calibration plus fine du comportement hétérogène des appuis extérieurs (conditions limites) et des liaisons internes (assemblages).

2.1.1 Géométrie et matériaux

Pour la modélisation de notre travée, nous adoptons les hypothèses linéaires classiques de la théorie des poutres d'Euler–Bernoulli, adaptées aux charpentes en bois. Chaque poutre est représenté par sa fibre neutre, considérée comme une ligne moyenne suivant l'axe du fil du bois. Les sections droites sont perpendiculaires à la fibre neutre et indéformables dans leur plan. Les connexions nodales sont définies à l'intersection des fibres neutres des barres constitutives. C'est ce qu'on appelle une représentation « filaire » de la géométrie des fermes.

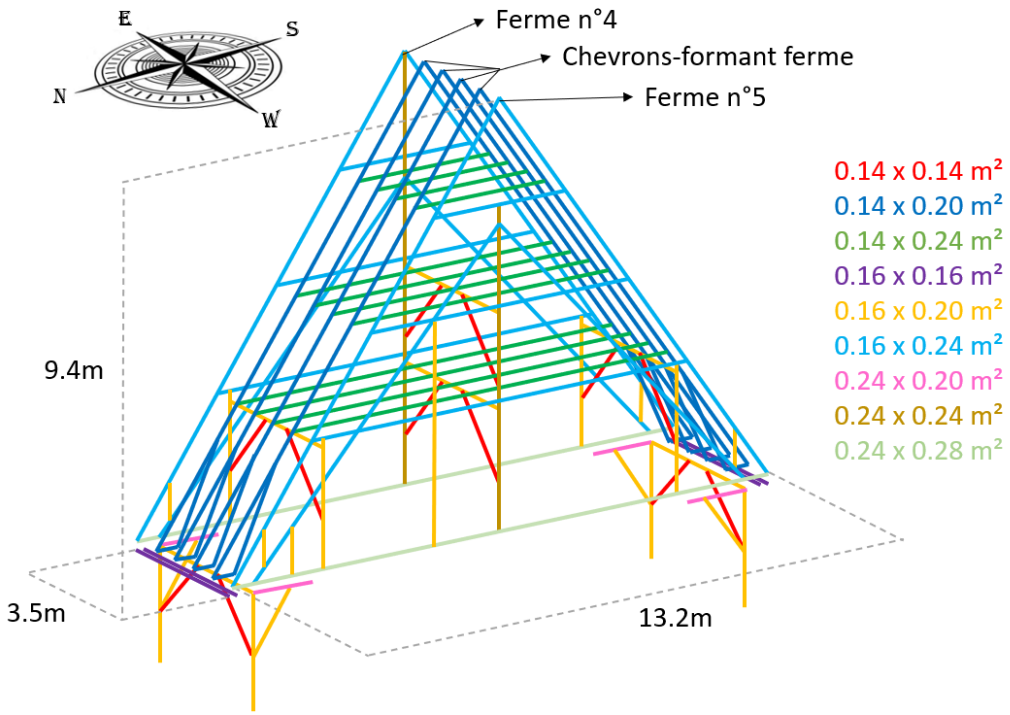


Figure 74 : Nomenclature, dimensions et sections des éléments de poutre de la travée.

Les dimensions et sections des éléments (Figure 74) qui servent de base au maillage filaire sont tirées des plans d'architecture de la travée (réplique). Elles correspondent à l'état hygrométrique du bois vert (> 30 % H) lors de la mise en œuvre de la structure (t_0). Enfin, les

sections sont supposées rectangulaires et identiques sur toute la longueur des éléments, sans considération pour les géométries d'assemblage ou de défaut quelconque de rectitude. Les éléments de bossage ou de moisage sont pris en compte au travers des conditions internes au niveau des assemblages. Ils seront détaillés dans la partie connexion et conditions internes. La géométrie ainsi obtenue est comparée aux coordonnées relevées au tachéomètre à la surface des fermes le 18/12/2020. Nous constatons, dans le plan des fermes, des écarts de l'ordre du centimètre, cohérents avec les tolérances du montage et du levage. En effet, la prise en compte du défaut de rectitude est exigée par l'Eurocode5 afin d'évaluer les risques d'instabilités qui ne sont pas concernés par notre étude. (Bertolini-Cestari *et al.*, 2016) Le relevé laser permet d'obtenir une géométrie de l'ensemble détaillée sur la base de laquelle est établi un modèle filaire correspondant à une discrétisation en éléments poutre.

Tableau 9 : Tableau des résistances et des rigidités du bois D30 données par la NF EN 338 à 12% d'humidité.

Symboles	Désignations	Unité	D30
$\mathbf{E_{0,mean}}$	Module moyen axial	kN/mm^2	11
$\mathbf{E_{90,mean}}$	Module moyen transversal	kN/mm^2	0.73
$\mathbf{G_{mean}}$	Module de cisaillement	kN/mm^2	0.69
$\boldsymbol{\rho_{mean}}$	Masse volumique moyenne	kg/m^3	640

Le bois est considéré élastique linéaire conformément aux hypothèses de dimensionnement retenues (40 % de la résistance caractéristique en flexion attendue en phase de service). Ses caractéristiques mécaniques sont prises pour la classe D30 ayant servi au dimensionnement de la travée et donc à la sélection des poutres. Les propriétés mécaniques utilisées dans le modèle sont donc celles du chêne de construction classé D30 pour une teneur en eau de référence fixée à 12 %, Tableau 9, conformément à la norme *NF EN 338 (Bois de structure - Classes de résistance*, 2016).

Le modèle filaire, ne nous permet pas de représenter les gradients d'humidité internes des bois. L'humidité sera, en première hypothèses, considéré comme homogène par section et uniforme à travers l'ensemble de la travée. Nous proposons alors un certain nombre de corrections de rigidité et de densité du matériau bois en fonction de l'humidité moyenne globale. Par ailleurs, au-delà de ±3 % d'écart par rapport au taux d'humidité initial, l'Eurocode 5 (*NF EN 1995-1-1*, 2005, tableau 5.5 du paragraphe 5.1.7) recommande de corriger les dimensions des sections. Le modèle est donc paramétré pour tenir compte de cette influence de la teneur en eau (D. Guitard, 1987) :

Équation 1 : $$S_H = S_{30\%}\left(1 - \alpha_T \frac{(30-H)}{100}\right)\left(1 - \alpha_R \frac{(30-H)}{100}\right)$$

Équation 2 : $$E_0^H = E_0^{12\%}\left(1 - 1{,}5 \times \frac{(H-12)}{100}\right)$$

Équation 3 : $$E_{90}^H = E_{90}^{12\%}\left(1 - 3 \times \frac{(H-12)}{100}\right)$$

Équation 4 : $$\rho_H = \rho_0 \frac{1+(H/100)}{1+(H\times\alpha_v/100)}$$

S_H est la section du bois, E_0^H et E_{90}^H sont les modules d'élasticité et ρ_H la masse volumique du chêne à une teneur en humidité H donnée. Les propriétés de retrait/gonflement sont données dans les tableaux suivant pour le chêne (bois d'œuvre) et le Douglas (couverture).

Tableau 10 : densité et coefficients de retrait du chêne donnés par D. Guitard (1987).

Symboles	Désignations	Unité	Chêne
$\boldsymbol{\rho_0}$	Masse volumique anhydre	kg/m³	571
$\boldsymbol{\alpha_T}$	Coefficient de retrait tangentiel	%/%HR	0.43
$\boldsymbol{\alpha_R}$	Coefficient de retrait radial	%/%HR	0.18
$\boldsymbol{\alpha_L}$	Coefficient de retrait longitudinal	%/%HR	0.03
$\boldsymbol{\alpha_V}$	Coefficient de retrait volumique	%/%HR	0.62

Tableau 11: densité et coefficients de retrait du douglas donnés par D. Guitard (1987).

Symboles	Désignations	Unité	Douglas
$\boldsymbol{\rho_0}$	Masse volumique anhydre	kg/m³	491
$\boldsymbol{\alpha_T}$	Coefficient de retrait tangentiel	%/%HR	0.33
$\boldsymbol{\alpha_R}$	Coefficient de retrait radial	%/%HR	0.19
$\boldsymbol{\alpha_L}$	Coefficient de retrait longitudinal	%/%HR	0.01
$\boldsymbol{\alpha_V}$	Coefficient de retrait volumique	%/%HR	0.54

2.1.2 Définitions des liaisons internes

Dans les charpentes traditionnelles en bois, les connexions entre les éléments structuraux reposent principalement sur des assemblages avec des contact bois sur bois réalisés par entailles, généralement complétés par des chevilles pour le montage (Bulleit *et al.*, 1999). Ces dispositifs de liaison, nombreux et variés (la travée étudiée comporte ainsi 243 assemblages distincts) constituent un enjeu majeur de la modélisation, car leur comportement mécanique gouverne largement la réponse globale de la structure, juste après le montage, lorsque le bois est encore vert, les assemblages sont généralement ajustés serrés. A la suite du séchage et du retrait, des jeux et décollements partiels se développent, permettant dans certains cas, d'assimiler les connexions à des articulations parfaites (Épaud, 2007b; Ogawa et al., 2016; František Wald et al., 2000). Cette hypothèse simplificatrice, d'un fonctionnement global proche d'une charpente articulée donne des résultats sur le fonctionnement structural (Vannucci, 2021) mais la confrontation aux déplacements réels reste un enjeu primordial. En première approche, les connexions entre les

éléments de la charpente sont donc représentées par des liaisons pivots parfaites dans le plan d'assemblage des deux poutres connectées (5 ddl relatifs bloqués sur 6). Ce choix permet, dans le cadre de la présente étude, de se focaliser sur les effets différés du retrait et de les représenter de manière simple mais explicite dans les connexions et dans la cinétique globale des déformations. La question de la calibration fine de la semi-rigidité individuelle de chaque assemblage est quant à elle traitée spécifiquement au chapitre 4 et soulève beaucoup de questionnements.

La modélisation filaire de la géométrie des éléments de poutre introduit des discontinuités localisées aux zones de contact entre sections, notamment dans les configurations d'appui plan où les fibres neutres des éléments modélisés ne sont pas canoniques ou concourantes. Afin de rétablir la continuité cinématique entre ces éléments disjoints, des éléments fictifs agissant comme liaisons rigides sont introduits dans le modèle afin de rétablir le respect des conditions de compatibilité en déplacement en première approximation. Par ailleurs, des degrés de liberté sont libérés pour exprimer les appuis unilatéraux ou les discontinuités géométriques. A titre d'exemple, la Figure 75 montre la modélisation et les liaisons de l'aiguille moisée. L'Annexe 5.1 détaille l'ensemble des hypothèses de liaisons consoles/entraits, sablières/entraits et palées transversales/faux entraits.

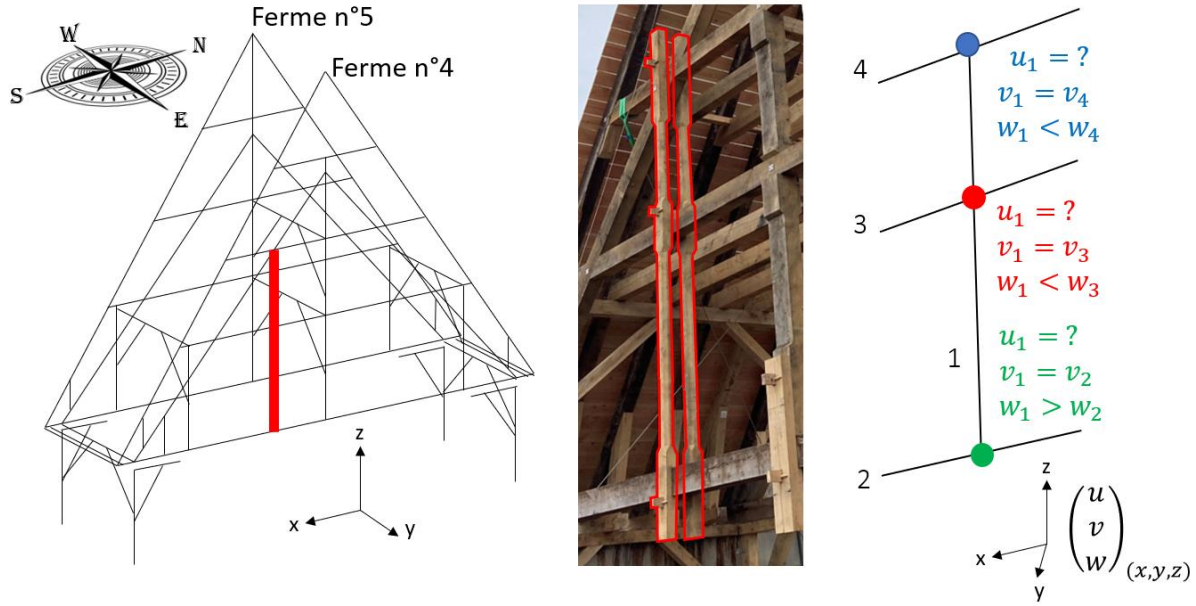


Figure 75 : Représentation filaire de l'aiguille moisée et conditions de liaison.

L'aiguille moisée (élément n°1) est constituée de deux pièces de bois verticales enveloppant et reposant sur trois niveaux d'entraits (entrait bas n°2 et faux entraits n°3 et n°4). Deux pièces de bois (moises) sont ainsi disposées symétriquement de part et d'autre des éléments transversaux, et maintenues en place par des clavettes qui génèrent des contacts entre barres.

Afin de simplifier la représentation numérique de cet assemblage, les deux pièces moisées sont modélisées sous la forme d'une poutre unique, située dans le plan de la ferme. La section géométrique équivalente de cette poutre est calculée comme la somme des sections des moises, en négligeant les bossages. Les conditions de liaison traduisant l'action des clavettes sont représentées par des relâchements dans la direction « x » (déplacements u), sans frottement, afin de simuler la possibilité de glissement des pièces le long des entraits. En revanche, les liaisons dans la direction « z » (déplacements w) sont modélisées de manière unidirectionnelle, en fonction de la position des clavettes : lorsqu'elles sont situées à l'intrados ou à l'extrados des entraits, elles autorisent la transmission unidirectionnelle des efforts dans la direction verticale uniquement. Enfin, la continuité des déplacements est assurée dans la direction « y » (déplacements v).

2.1.3 Définitions des liaisons externes

Un autre enjeu fondamental de la modélisation réside dans la définition des conditions aux limites qui doivent refléter les particularités mécaniques et constructives de la charpente (Frontini, 2023; Vannucci, 2021). La charpente étant simplement posée sur les murs gouttereaux, certaines configurations de charge peuvent provoquer un décollement partiel ou total d'un appui ou bien générer des forces de frottement significatives (Kherais et al., 2022; Vannucci, 2021).

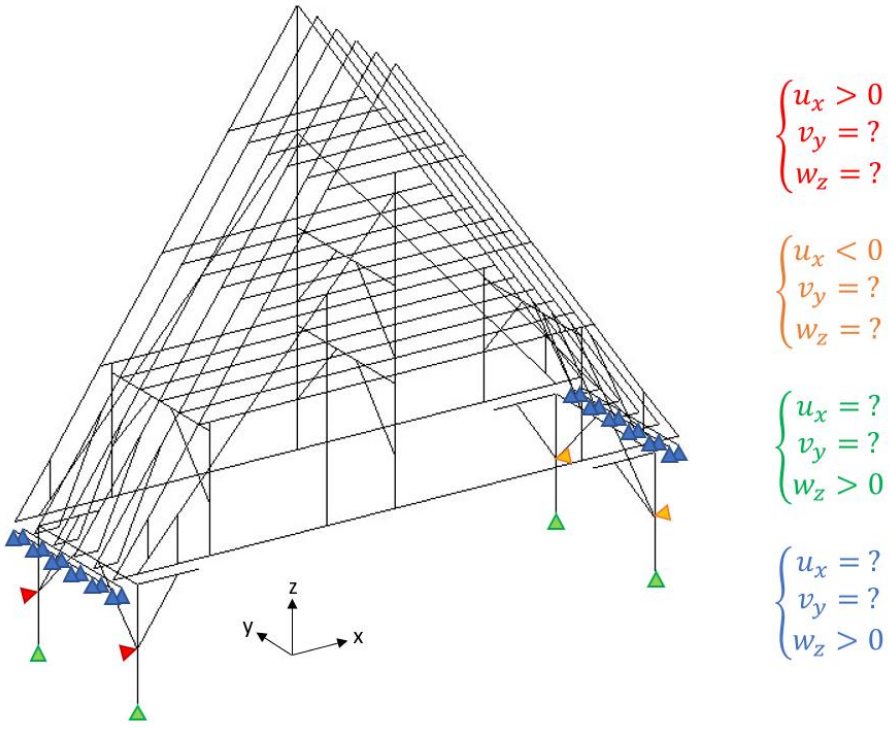


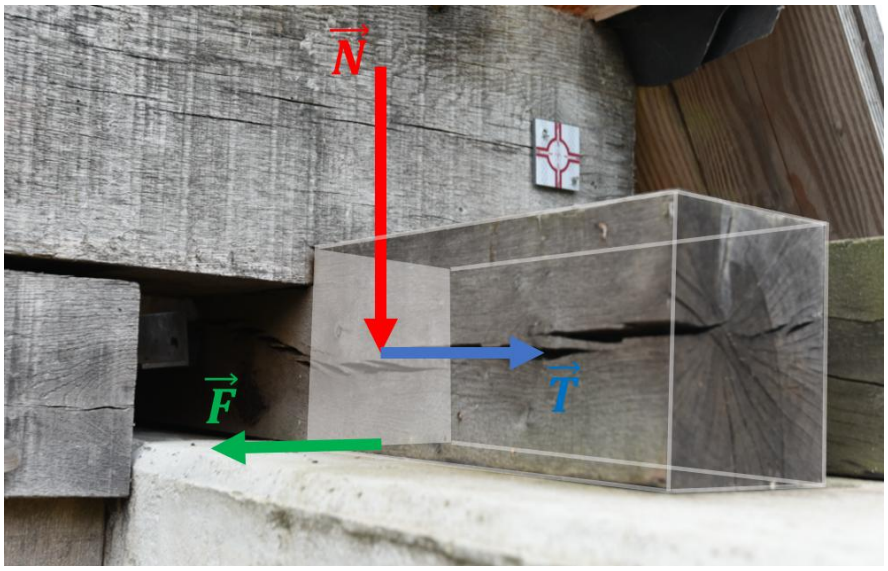
Figure 76 : conditions limites de la travée

Les conditions aux limites retenues sont illustrées Figure 76. Les degrés de liberté indéterminés (« ? ») sont représentatifs des conditions unilatérales ou avec frottements qui dépendent de la descente de charge (efforts de réaction). Nous allons à présent expliciter ces choix et détailler les hypothèses d'appui élastique et frottant.

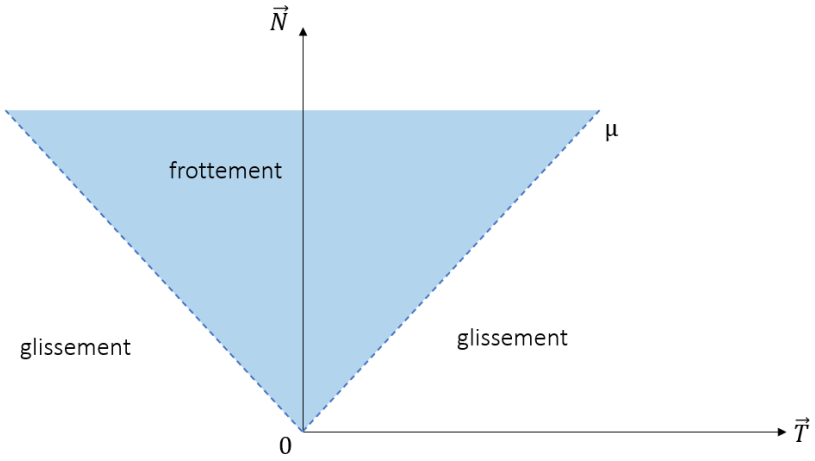


Figure 77 : consoles.

Les murs gouttereaux qui servent d'appui à la travée, sont considérés parfaitement rigides comme l'a confirmé le suivi des cibles au tachéomètre. Les consoles (en pied de fermes) sont en appui sur les murs (Figure 77) mais libres de s'en décoller partiellement ou totalement. Les pieds de console reposent sur des cales en bois de 15 centimètres les séparant des dalles de béton soit un contact unidirectionnel dans la direction verticale au sol. Enfin, au pied de chaque console, de petits supports en bois indépendants limitent les frottements en introduisant un contact bois sur bois.



(a) appuis de sablière sur les murs gouttereaux et efforts internes en jeux.



(b) graphique de la limite de frottement statique.

Figure 78 : appuis des sablières avec les murs gouttereaux en pied de ferme.

Le comportement mécanique de la travée et des efforts transmis aux murs gouttereaux est très dépendant des hypothèses de modélisation de l'appui des sablières sur le mur gouttereau, Figure 78. L'estimation des efforts transmis à la maçonnerie est cruciale pour comprendre et prédire les efforts repris par la maçonnerie en situation critique (vent principalement).

A – blocages cinématiques :

La travée s'appuie sur les murs gouttereaux, Figure 78 par le contact des sablières qui sont fixées sur les murs par des tirefonds à proximité des fermes principales avec un perçage dit oblong dans la direction transversale (x). Le contact entre les murs et les sablières est donc modélisé par des appuis glissants, libres dans la direction transverse (x) et bloqués dans la direction longitudinale (y).

B – Appui vertical élastique :

La compression transversale des sablières au droit des fermes et chevrons induit une raideur verticale de l'appui qui peut être évaluée simplement par : $K = \frac{E_{90} \times A}{L}$

- « A » est l'aire de la section équivalente à la surface de contact entre, les potelets des chevrons formant ferme $(240 \times 160 mm^2)$ ou les entraits $(140 \times 160 mm^2)$, et les sablières.
- « L » est la hauteur du bloc de bois équivalent pris entre le mur et la fibre neutre de l'entrait ou des blochets. Elle est de $300mm$ et 280mm, respectivement au droit des fermes et des chevrons formant ferme.
- « E_{90} » est le module de compression transverse du chêne D30.

Finalement, nous obtenons deux raideurs (à 12 % de teneur en eau) $K_1 = 93{,}4\ \mathrm{kN/mm}$ à appliquer aux droits des fermes et $K_2 = 58{,}4\ \mathrm{kN/mm}$ à appliquer au droit des chevrons formant ferme.

C – frottement aux appuis :

Pour estimer l'impact du frottement sur les efforts transmis aux murs gouttereaux, la loi de Coulomb est utilisée pour chaque liaison bois/béton. On utilise une hypothèse d'adhérence avec critère de glissement statique simplifié, illustrée Figure 78(b), telle que : la force de frottement statique est nulle $\vec{F} = 0$ si la force de poussé $\vec{T}$ (horizontale) dépasse le seuil imposé par la force de maintien$\vec{N}$ (verticale) comme illustré Figure 78(a). μ est Le coefficient de friction statique entre les surfaces en contact, supposé constant malgré les fluctuations d'humidité sur le site. Les valeurs généralement admises dans la littérature (Almeida et al., 2020; Pestka et al., 2025; Vannucci, 2020) diffèrent selon les matériaux en jeu :

- $\mu_{\mathrm{bois-maçonnerie}} \approx 0{,}7$
- $\mu_{\mathrm{bois-bois}} \approx 0{,}4$

Cette implémentation permet de modéliser un déplacement horizontal dès lors que l'adhérence est dépassée, dans ce cas, il n'y a pas de frottement dynamique et la composante horizontale de l'effort de contact est alors nulle. Cela permet de mieux approcher les conditions mécaniques réelles affectant la distribution des efforts dans la charpente et sur les murs. Almeida *et al.* (2020) réalisent plus de 400 essais de caractérisation du frottement cyclique entre plancher bois et maçonnerie afin de caractériser les coefficients de frottement bois-mortier et bois-bois en fonction de la rugosité. La transmission des efforts sismiques transverses dépend fortement du frottement aux appuis des solives et des poutres qui peut être décrite par modèle de Coulomb. La rugosité est le levier principal, tandis que la pression normale influe surtout sur la dispersion des résultats. Les valeurs typiques se situent entre 0,6 et 0,8.

2.2 Modes de chargement et conditions limites

Dans le cadre du développement du modèle prédictif, la définition rigoureuse des modes de chargement et des conditions limites constitue un enjeu central pour reproduire fidèlement la cinétique réelle des déformations observées *in situ.* Les travaux consacrés aux charpentes traditionnelles et historiques soulignent l'importance de relier les modes de chargement théoriques aux sollicitations effectivement observées, qu'il s'agisse de charges permanentes, d'actions ponctuelles ou d'effets différés (Branco et al., 2016a). Sur le plan méthodologique, (Töpler *et al.*, 2023) rappellent que la cohérence entre conditions limites simulées et

comportement mesuré constitue un prérequis à toute démarche de vérification–validation d'un modèle prédictif.

Par ailleurs, les campagnes expérimentales à grande échelle montrent que de faibles variations des conditions aux limites peuvent entraîner des redistributions significatives des efforts, notamment en présence d'appuis unilatéraux ou glissants (Frontini, 2023). L'unilatéralité des appuis des fermes combinée aux contacts glissants des sablières génèrent des conditions limites dépendantes de la nature des sollicitations (retrait inclus).

Le retrait induit par le séchage d'un bois vert modifie, lui aussi, de manière significative la géométrie et les efforts internes à long terme, avec des conséquences potentielles sur la descente de charge et le comportement des appuis extérieurs (J. Wang, 2016). Plusieurs guides consacrés aux structures bois anciennes (Cruz *et al.,* 2015) ou modernes (Töpler *et al.*, 2023) montrent que le retrait différentiel des éléments en bois, sous l'effet des variations hygrométriques, induit une modification de la circulation des efforts internes dans les charpentes traditionnelles, produisant parfois désordres (tenons insuffisamment engagés, ouvertures de jeux, déformations permanentes). Le guide de modélisation hygrothermique des bâtiments en bois (FPInnovations, 2022) met en évidence deux effets structuraux dominants du retrait : d'une part, le retrait longitudinal, bien que faible (≈ 0,01–0,2 %), peut relâcher les tirants et, d'autre part, le retrait transversal (radial/tangentiel), plus élevé, peut provoquer l'ouverture de jeux ou de fissures autour et dans les assemblages. Des modèles mécaniques (Loi de Hooke généralisée) permettent de simuler le retrait longitudinal différentiel de chaque élément et de prévoir l'évolution des efforts aux connexions (Jakieła *et al.,* 2008; Kherais *et al.,* 2022), tandis que (Hu et al., 2022a; Lu, Qiu, Bu, et al., 2024; Ogawa et al., 2016) développent des modèles numériques ou analytiques pour valider par comparaison mesures/simulations, l'influence de l'humidité et de jeux sur la raideur et la résistance des assemblages tenon–mortaise.

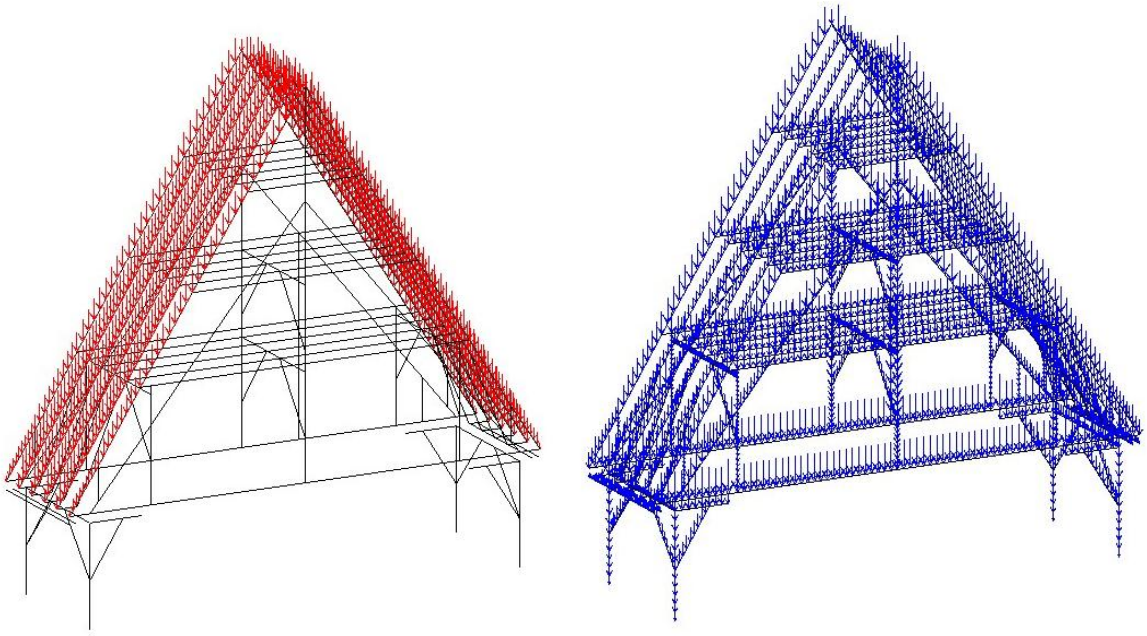
Le présent chapitre s'inscrit dans cette dynamique d'évaluation des effets mécaniques des variations hygrothermiques et des conditions d'appui en implémentant les modes de chargement considérés dans le modèle prédictif ainsi que les conditions limites supposées de la travée, nous visons à :

- évaluer les charges permanentes (poids propre, couverture) et en déduire la répartition effective des charges gravitaires réelles,
- analyser les efforts de réaction associés afin de déterminer les états limites d'adhérence ou de glissement induits par le critère de Coulomb,
- intégrer les effets du retrait hygroscopique anisotrope et évaluer leurs conséquences sur les appuis et les assemblages,

- décrire les cas de chargements ponctuels correspondant aux essais quasi-statiques réalisés à l'échelle 1:1, pour en déduire les conditions limites associées.

Le premier objectif est d'identifier, sur la base du critère de frottement, les appuis actifs unilatéraux, ainsi que les chemins statiques de descente de charge via les palées longitudinales. La seconde partie examine l'impact du retrait radial, tangentiel et longitudinal sur les éléments de structure, tant au niveau des sections que des assemblages. Enfin, les conditions limites sont déduites des différents cas de charge appliqués expérimentalement par les réactions simulées. Les comportements selon les fermes et les chargements permanents ou expérimentaux sont alors comparés.

2.2.1 Charges permanentes



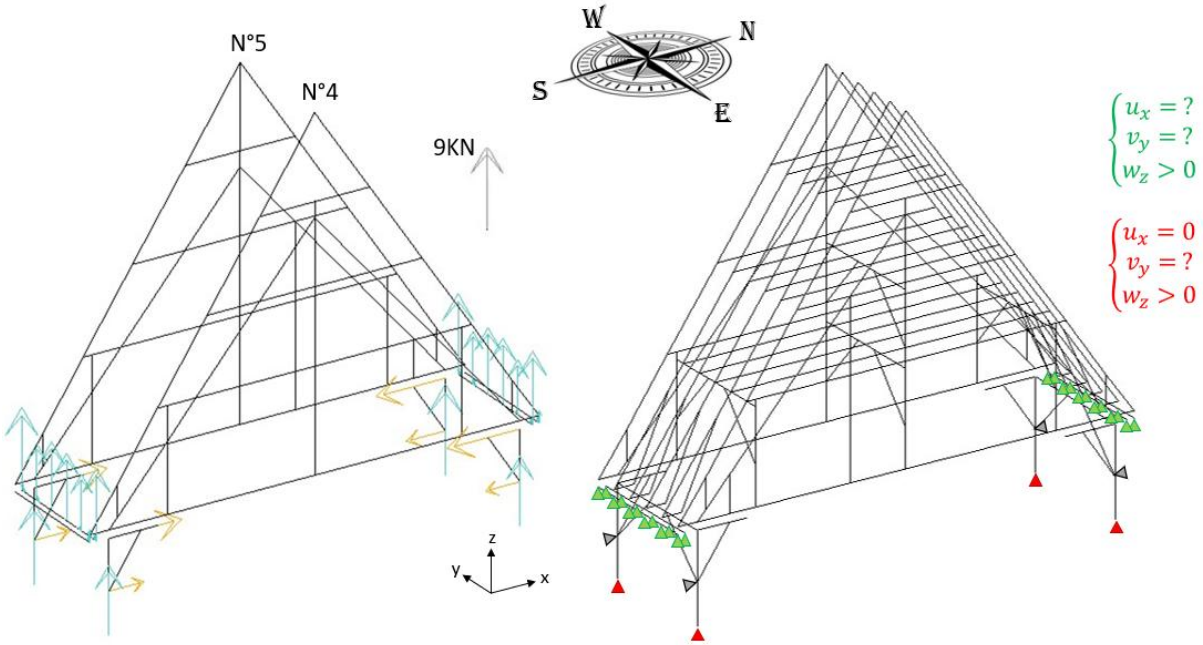
(a) Charges de la couverture (b) poids propre

Figure 79 : représentation filaire du poids propre et de celui de la couverture.

Les charges permanentes, Figure 79, sont issues de la couverture en Douglas de 10 cm d'épaisseur et du poids propre des poutres en chêne. Nous considérons une bande de chargement régulière de 0,7 m pour les chevrons formant ferme permettant de linéariser les efforts sur les chevrons (F_1) et sur les fermes principales (F_2) aux extrémités. En considérant la masse volumique du Douglas à 12 % $\left(\rho_{12\%}^{Douglas} = 5.5\ \mathrm{kN/m^3}\right)$: $F_1 = 2F_2 = 37.8\ \mathrm{daN/m}$

Le poids propre G de la travée, représenté Figure 79(b), est calculé sur la base du volume de chaque élément. Cependant, nous rappelons que la masse volumique est dépendante du taux d'humidité des bois (Équation 4), les charges sont donc ajustées en fonction de l'humidité relative

des bois. Nous considérons que le bois qui a servi à la couverture est du Pin Douglas mis en œuvre sec c'est-à-dire à une humidité relative de 12 % qui s'équilibre à 15 % d'humidité en moyenne lors des essais. Nous obtenons une augmentation du poids de la couverture inférieure à 2 %. Le chêne mis en œuvre à un taux d'humidité >30 % au moment de sa mise en place, s'équilibre à 15 % d'humidité moyenne. En considérant un gradient de 15%, nous obtenons une diminution de 6 % du poids propre total de la structure. Ces écarts sont peu significatifs mais suffisants pour être inclus au modèle éléments finis.



(a) réactions aux appuis (b) conditions limites

Figure 80 : modèle sous charges permanentes.

Afin d'appréhender la cinématique de frottement aux appuis, sous charges permanentes, nous proposons d'analyser les composantes des efforts de réaction illustrés Figure 80a. Nous remarquons que certains appuis des sablières extérieures ne transmettent pas d'efforts de réaction (inactifs). Par ailleurs la totalité des appuis de sablières sont libres dans la direction horizontale (x), signe qu'ils ont dépassé le seuil de frottement imposé. La poussée horizontale (jaune) est reprise de long des poteaux de consoles mettant en évidence leur fonction dans la transmission des efforts de poussée, depuis le sommet jusqu'à la base des murs gouttereaux. Enfin, il est remarquable que les fermes principales, bien que soumises à une charge verticale deux fois moindre que celle supportée par les chevrons (dans le cas d'une travée isolée), transmettent néanmoins des efforts verticaux 22±4 % plus importants aux murs que les chevrons formant ferme. Cela souligne leur rôle essentiel, ainsi que l'importance des palées longitudinales dans la répartition et la descente de charge verticale vers les appuis déjà mis en évidence par Vannucci (2021). Il expose que la majeure partie des efforts verticaux sont transmis ponctuellement par les fermes principales plutôt que de manière uniforme le long des murs gouttereaux. Il conclut sur la

performance du système de blochet et sablières qui limite les poussées horizontales transmises en tête de mur et qui les transmet aux entraits principaux et aux consoles des fermes. Enfin, il constate également quelques nœuds inactifs sur les appuis de sablières.

Finalement, nous illustrons Figure 80b, les conditions aux limites qui découlent du comportement des liaisons par frottement entre la travée et la maçonnerie. Ces dernières, déterminées à partir du critère de Coulomb appliqué aux appuis, sont représentées par un code couleur : les appuis glissants sont indiqués en vert, tandis que les appuis articulés sont représentés en rouge. Enfin, comme l'a montrée l'analyse des efforts de réaction aux appuis, Figure 80, l'ensemble des contacts chevrons/sablières a franchi le seuil de friction, devenant ainsi libres de glisser. Ce que montre cette étude, c'est que sous charges gravitaires simples et répartition idéalisée des efforts, les sablières sont libres de glisser ou fléchir et que les efforts horizontaux sont transmis aux entraits principaux et aux consoles comme le montre la Figure 43.

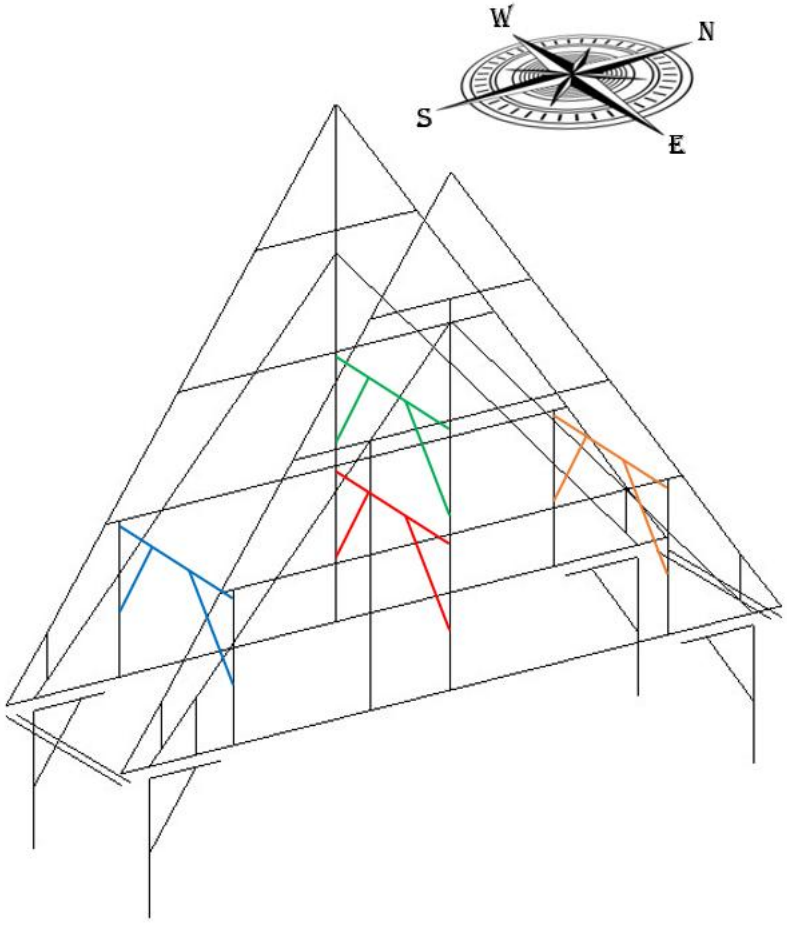


Figure 81 : implantation des palées de stabilité.

Nous proposons d'analyser la proportion d'efforts verticaux transmis des chevrons formant ferme par les palées longitudinales aux fermes principales. Afin de faciliter la lecture croisée entre les données du Tableau 12 et la configuration spatiale de la structure, un code

couleur correspondant est appliqué à la Figure *81*. A l'aide du modèle EF, nous sommes en mesure d'évaluer efforts verticaux transmis aux nœuds de liaison entre les palées longitudinales et les fermes principales.

Tableau 12 : Efforts internes verticaux (z) sous charges gravitaires dans les liaisons entre les palées longitudinales et les fermes principales (simulations numériques).

	Ferme n°4		**Ferme n°5**		**Total**
	Lierne daN	**Jambe daN**	**Lierne daN**	**Jambe daN**	**% de transfert**
Palée supérieure	74	21	93	20	6.2 %
Palée Sud	43	48	46	48	5.6 %
Palée centrale	24	31	23	31	3.3 %
Palée Nord	44	49	45	48	5.6 %

D'après les résultats numériques, Tableau 12, environ 20,7 % de la charge verticale appliquée aux chevrons formant ferme (poids de la couverture) est transférée vers les fermes principales (≈ 10% par ferme) par l'intermédiaire des palées longitudinales. La palée supérieure est donc celle qui transfère le plus d'effort vertical (≈30 %), suivie des palées nord et sud (≈27 %), tandis que la palée centrale est nettement moins sollicitée (≈16 %). Ces données permettront d'alimenter la descente de charges des modèles filaires 2D des fermes principales afin d'intégrer une partie de l'effet de système.

2.2.2 Effets du retrait

(Kherais *et al.,* 2022) dans son étude sur les effets climatiques sur les charpentes historiques, constate que le retrait fait basculer certains appuis en appui glissant ou par limitation de surface de contact à long terme. Dans ce contexte, l'analyse et la détermination de conditions limites réalistes, en fonction des modes de chargement et du comportement hygroscopique, deviennent essentielles pour garantir la validité du modèle prédictif.

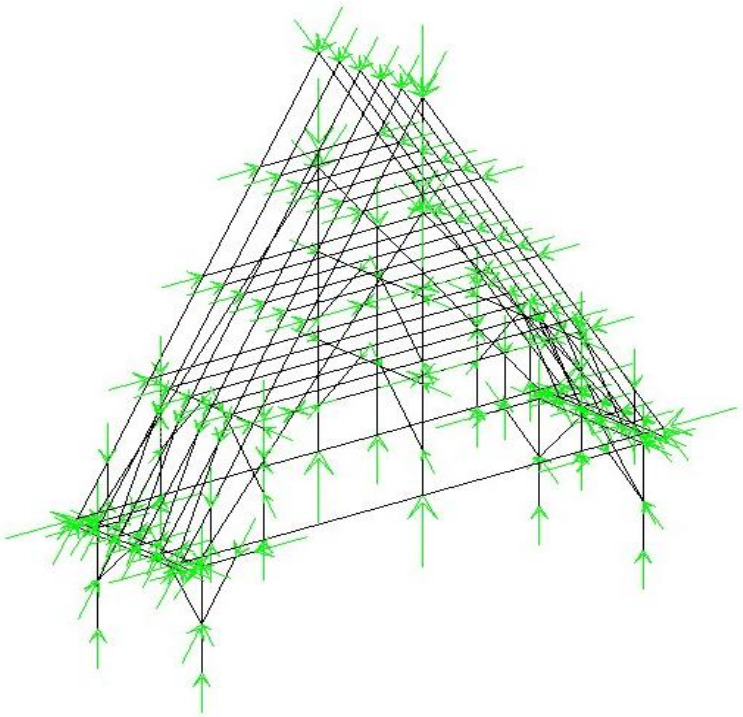


Figure 82 : efforts équivalents aux effets du retrait longitudinal entre H=30% et 15%.

La Figure 82 illustre les efforts équivalents au retrait longitudinal uniaxial des barres, aux nœuds d'assemblage. Afin de simuler les effets du retrait, nous procédons par analogie avec le transfert thermique linéaire implémenté sous Cast3M (logiciel EF). Enfin, les propriétés élastiques des poutres sont, elles aussi, reliées au taux d'humdité moyen des bois. Les coefficients de retrait utilisés ici sont extraits des données expérimentales de D. Guitard pour le chêne, Tableau 10.



(a) Tenon-mortaise (entrait/poinçon)



(b) mi-bois (faux entrait/arbalétrier)

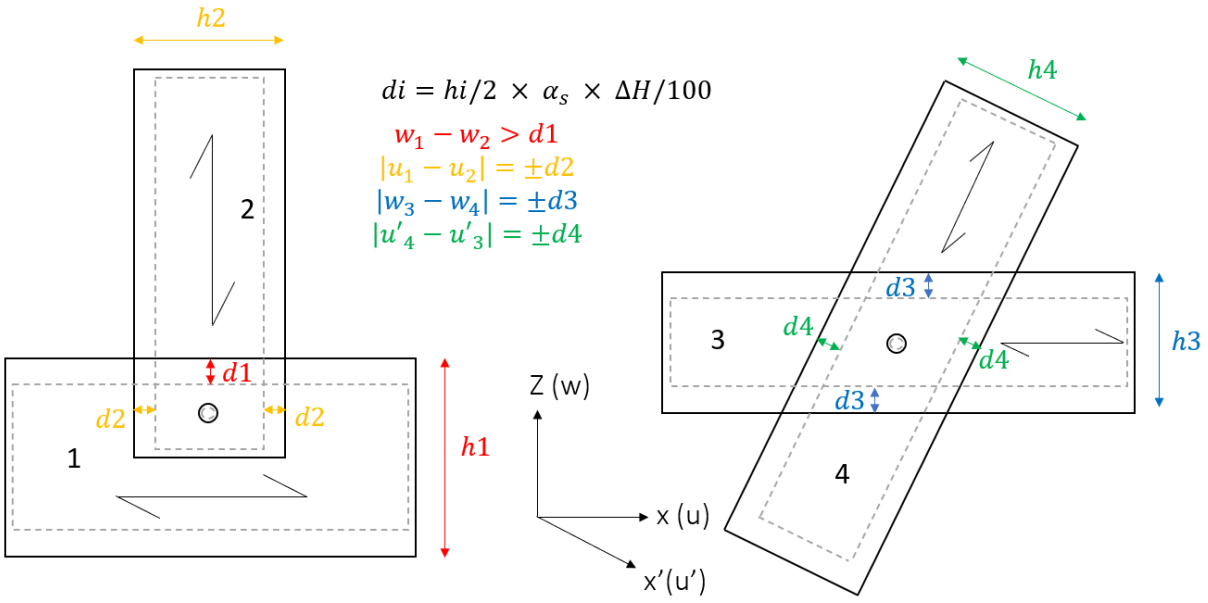
Figure 83 : photographie des jeux dus au retrait du bois.

Les assemblages et les appuis ne peuvent être assimilés à des liaisons idéales, rigides et invariantes. Leur comportement évolue au cours du séchage, notamment sous l'effet du retrait différentiel des pièces de bois. Des assemblages initialement serrés peuvent ainsi devenir partiellement lâches, voire perdre localement le contact, comme le montre la Figure 83.

Nous proposons donc une modélisation simplifiée du phénomène, centrée sur l'effet géométrique du retrait, afin d'évaluer l'influence des variations dimensionnelles des sections sur les déplacements de la structure. Les travaux de Drdacky, Mares *et al.* (1999) et Xie *et al.*, (2018) montrent que les jeux initiaux, les défauts de contact et la rigidification progressive des assemblages jouent un rôle déterminant dans la réponse globale des charpentes. Ces effets influencent en particulier les flèches, comme le soulignent également Celik *et al.* (2025). Dans cette perspective, l'introduction de déplacements relatifs aux nœuds permet de traduire simplement cette évolution dimensionnelle dans le modèle global.

Cette approche est pertinente comme modèle phénoménologique de premier ordre, mais elle doit être interprétée avec prudence. Elle représente principalement une perte géométrique de contact plutôt qu'un véritable comportement mécanique d'assemblage. Le traitement proposé revient en effet à introduire un jeu cinématique imposé, sans résoudre explicitement l'équilibre local de l'assemblage. Lorsque ce jeu est refermé, l'assemblage peut retrouver une rigidité plus élevée, voire proche de sa rigidité initiale selon les configurations considérées (Lu, Qiu et Lu, 2024; Ogawa et al., 2016).

En pratique, même lorsqu'un contact est perdu sur une partie de la surface, l'assemblage peut encore transmettre des efforts par contacts résiduels, frottement ou mobilisation de la cheville. Cette approche constitue donc une approximation cinématique simplifiée de l'effet du retrait. Elle est utile pour tester la sensibilité globale de la structure aux pertes de contact, mais elle reste insuffisante pour prédire finement les efforts locaux dans les assemblages.



(a) Tenon-mortaise (b) Mi-bois

Figure 84 : Schéma des effets du retrait radial et transverse sur les deux types d'assemblages.

Géométriquement, nous proposons d'approcher les variations de section dans les assemblages à l'aide d'une approche analytique simplifiée illustrée schématiquement Figure 84. Le retrait des sections est symbolisé par d_i pour deux typologies données, (a) le tenon-mortaise et (b) le mi-bois. Ce phénomène étant fortement anisotrope ($\alpha_T > \alpha_R >> \alpha_L$) le retrait est bien plus marqué dans les directions radiale (R) et transversale (T) que dans la direction longitudinale (L). Dans un premier temps, nous proposons d'analyser l'influence du retrait longitudinal.

Équations 5 : $$d_i = \frac{h_i}{2} \times \alpha_s(30 - H) \quad \text{et} \quad \alpha_s = (\alpha_T + \alpha_R)/2 \approx 0.3.$$

- α_s : Le coefficient de dilatation sécant effectif
- d_i : Le relâchement admissible

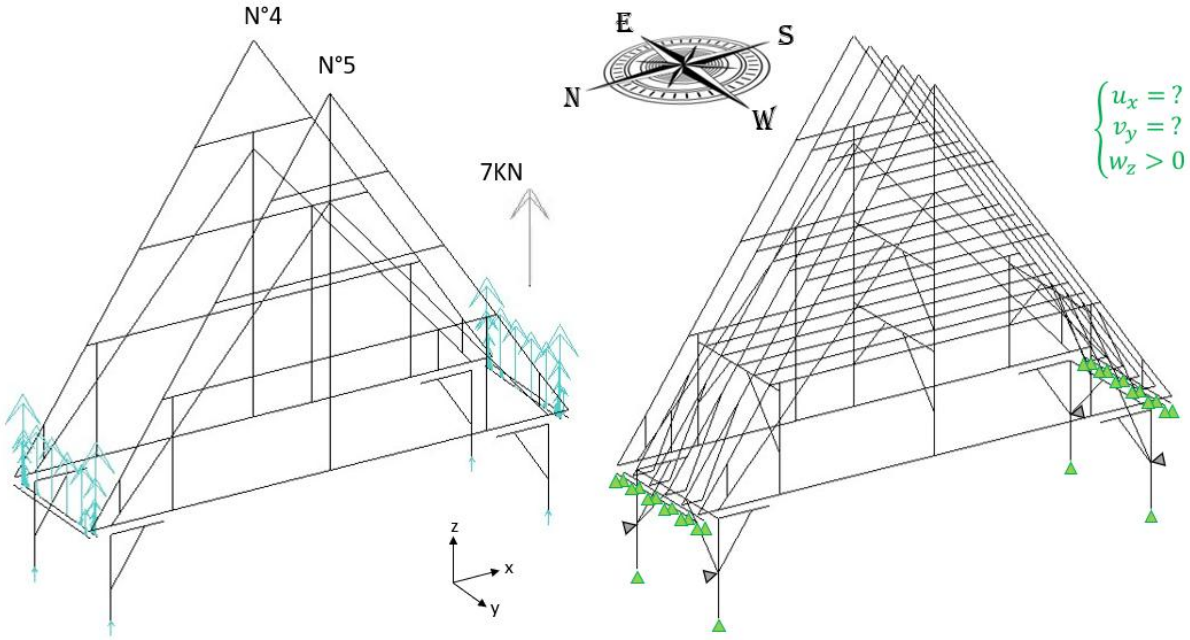
Ces relâchements, qui découlent de ce retrait transversal des éléments, sont dans un premier temps approché par des conditions unilatérales (sans transmission d'effort) aux nœuds d'assemblage. L'unilatéralité du relâchement d_1 s'exprime sous la forme d'une inéquation simple dans une direction donnée. Les relâchements d_2, d_3 et d_4, Figure 84,sont bilatéraux et donc exprimés en valeurs absolues.

Équations 6 : $$(\delta_1 - \delta_2) \cdot \overrightarrow{e_z} \geq d_1 \cdot \overrightarrow{e_z}$$

$$|\delta_1 - \delta_2| \cdot \overrightarrow{e_x} \geq d_2 \cdot \overrightarrow{e_x}$$

$$|\delta_3 - \delta_4| \cdot \overrightarrow{e_x} \geq d_i \cdot \overrightarrow{e_x} \text{ avec } i \in [3,4]$$

Pour prendre en compte leur influence mécanique dans la modélisation filaire, un opérateur de relâchement dans Cast3M est employé afin d'autoriser des déplacements relatifs entre deux éléments de poutres initialement connectés. Il ne s'active qu'en compression, reproduisant le contact non linéaire et l'absence de transmission en traction/ouverture.



(a) réactions aux appuis (b) conditions limites

Figure 85 : modèle sous charges permanentes avec les effets du retrait anisotrope.

On constate, Figure 85, que les sablières extérieures ne reprennent plus d'efforts en raison du décollement des appuis de ferme et de blochets sous l'action du retrait des chevrons. Au regard des efforts de réaction sous charges permanentes, Figure 80, le retrait longitudinal des entraits principaux et des poteaux de console, ont pour effet de décoller les consoles de leurs contacts avec les murs gouttereaux et les fermes. Par conséquent les efforts verticaux des sablières augmentent de 26 % et l'absence d'appuis horizontaux introduit une instabilité globale du modèle numérique. Afin de faciliter la convergence du calcul statique, Morandini (2022) préconise d'utiliser un appui élastique ponctuel « infiniment » souple, introduit horizontalement au centre des entraits principaux afin de stabiliser la structure sans biaiser la cinématique. C'est le choix qui est retenu ici.



Figure 86 : photographie du décollement des appuis extérieurs entre blochets et sablières.

Le retrait des chevrons, couplé au fléchissement de l'entrait, provoque un décollement progressif des fermes avec les sablières extérieures. Ce phénomène est partiellement observé sur certains appuis *in situ*, Figure 86. Nous précisons, cependant, que ce n'est pas systématique sur tous les appuis, ce qui suggère que la semi-rigidité effective des éléments structuraux et des connexions réelles peut atténuer localement ce phénomène suivant les fermes. La mise en œuvre des chevrons formant ferme peut aussi être la source de ces différents comportements.

En conséquence, les réactions se trouvent majoritairement transférées vers la rangée de sablières intérieures, ce qui entraîne un blocage de cette dernière par friction en tête de mur gouttereau.

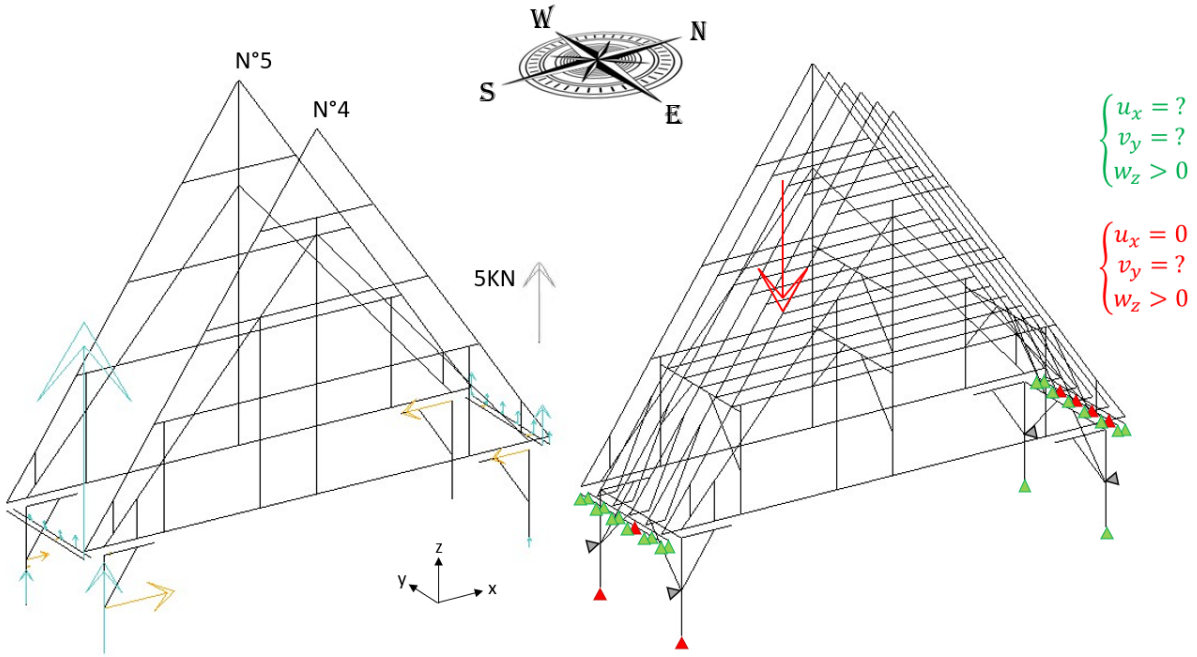


Figure 87 : décollement de l'appui entre le chapeau de la console et l'entrait.

De façon analogue, le retrait des entraits principaux, transmis via les clavettes, provoque la désolidarisation des poteaux de console des murs gouttereaux. Conformément à l'analyse des réactions d'appuis, Figure 85, la perte de contact avec les murs rend la transmission des efforts latéraux impossible. En revanche, le décollement entre la console et la ferme, réduit les réactions verticales des pieds de console, avec un report d'efforts sur les pieds des fermes principales, d'où la distribution localisée des efforts constatée à la Figure 85(a).

2.2.3 Essais statiques

Nous nous intéressons à présent au comportement de la travée dans les différentes configurations de charge correspondant aux essais quasi-statiques réalisés à l'échelle 1:1 lors de la campagne expérimentale. Compte tenu du caractère quasi-statique des essais, les effets dus au retrait des sections de poutre sont également négligés. Cependant les propriétés mécaniques restent dépendantes de l'humidité moyenne des poutres. Enfin, nous négligeons l'influence de la déformée initiale sur les conditions limites.

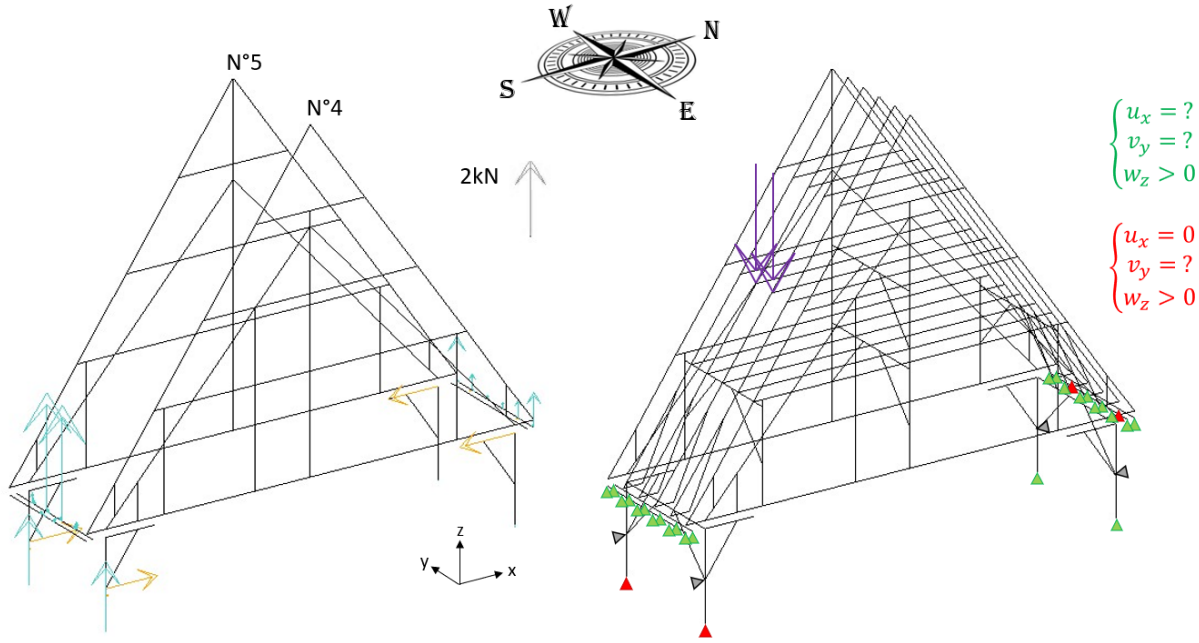


(a) réactions aux appuis (b) conditions limites

Figure 88 : modèle pour le cas de charge sud de la ferme n°4, basé sur les essais statiques.

L'analyse des conditions limites aux travers des efforts de réactions, Figure 88, révèle que 77 % des efforts verticaux sont transmis au mur par l'intermédiaire de l'appui de sablière intérieure et de la console située à l'aplomb de la zone de chargement. En ce qui concerne les efforts horizontaux, ceux-ci sont principalement repris par les appuis des consoles en contact avec les murs gouttereaux. Plus précisément, sur le versant chargé, la transmission s'effectue par l'intermédiaire de la jambe de force, tandis que sur le versant opposé, elle s'opère par l'action du chapeau de console. La Figure 88 illustre les conditions aux limites retenues après analyse des critères de frottement aux appuis. Les résultats révèlent une forte dissymétrie directement due aux efforts appliqués. Si seuls les poteaux de consoles sud sont en appui avec les murs, c'est la sablière extérieure nord qui reste majoritairement mobilisée horizontalement. Nous pouvons également noter que les appuis de sablière, situés dans le plan des fermes principales, dépassent systématiquement le critère de friction.

Nous procédons ensuite à la même analyse pour les deux autres cas de charge appliqués aux chevrons formant-fermes tirés des essais quasi-statiques à grande échelle. La répartition des efforts de réaction aux appuis et l'établissement des conditions limites, Figure 88, suivent sensiblement la même logique que pour le premier cas de chargement (ferme n°4, versant sud).



(a) réactions aux appuis (b) conditions limites

Figure 89 : modèle pour le cas de charge sud des chevrons formant ferme centraux, basé sur les essais statiques.

Enfin, nous terminons notre analyse par le cas de charge symétrique des chevrons formant fermes centraux de la travée illustré Figure 89

(a) réactions aux appuis (b) conditions limites

Figure 89(b). Les conditions limites découlent du critère de Coulomb aux appuis et des efforts de réaction, Figure 89(a), la quasi-totalité des sablières ont dépassé le critère de friction à l'exception de deux appuis situés sur la sablière extérieure du versant non chargé, tandis que les appuis de console sud (versant chargé) restent en appui et transmettent des efforts horizontaux aux murs.

2.3 Comparaison expérimentale et numérique

L'étude constitue une étape déterminante de ce travail de thèse. Cette comparaison permet d'apprécier la pertinence du modèle, son degré de précision et d'en identifier les limites en fonction des hypothèses considérées. De nombreux travaux consacrés aux fermes traditionnelles en bois s'appuient sur une démarche similaire, couplant inspection, essais et

modélisation numérique (Branco et al., 2017b; Celik et al., 2025; Piazza, 2007). La comparaison systématique entre résultats expérimentaux et simulations y constitue l'élément central de la validation, en particulier pour le calage des paramètres qualifiant la semi-rigidité des assemblages. Branco et al. (2016) réalisent par exemple un essai de capacité portante à l'échelle 1 sur des fermes de grande portée, puis utilisent les courbes charge–déplacement pour calibrer un modèle éléments finis filaire à assemblages semi-rigides, en ajustant notamment les raideurs d'assemblage et les sections efficaces des pièces dégradées. De son côté, Celik et al. (2025) mobilisent un essai sur une ferme pourvue d'assemblages boulonnés comme cas de référence pour comparer plusieurs stratégies de modélisation, des modèles linéaire et non linéaire. Il montre que l'erreur se concentre principalement sur les déplacements lorsque les non-linéarités et le comportement réel des connexions sont simplifiés. Enfin, Piazza (2007) inscrit explicitement les essais en vraie grandeur sur charpentes anciennes dans une démarche de « projet assisté par expérimentation », où la modélisation numérique sert à interpréter les essais, à extrapoler les résultats et à encadrer les interventions de renforcement. Dans l'ensemble, ces travaux structurent le dialogue modèle–expérimentation : l'essai fixe le domaine de validité du modèle (géométrie réelle, états de contrainte pertinents, modes de ruine), tandis que l'analyse EF, offre un laboratoire virtuel pour tester des variantes de conditions limites, de lois de liaison ou de scénarios de chargement inaccessibles expérimentalement.

Wollebæk (2005) souligne que la pratique reste largement centrée sur des modèles plans linéaires de fermes, inadaptés pour représenter les effets tridimensionnels. Un modèle 2D impose en effet que la part dominante du comportement soit captée dans des plans isolés, au prix d'hypothèses de découplage et de redistribution dont le degré de conservatisme est difficile à apprécier. Dans cette continuité, Erikson (2003) étudie la réponse en plan de portiques traditionnels soumis à des charges latérales réversibles, d'abord en configuration non contreventée (sans parement), puis contreventée, et montre que seules des modélisations intégrant explicitement la loi de glissement des assemblages et l'effet du contreventement permettent de reproduire correctement la raideur globale. À l'inverse, plusieurs travaux récents plaident pour une représentation pleinement tridimensionnelle. Frontini (2023) propose ainsi un modèle 3D de charpente traditionnelle visant à reproduire fidèlement le comportement global avant rénovation ; l'interaction, entre les éléments collaborant et la charpente, est modélisée par des liaisons élastiques dont les raideurs sont issues d'essais, ce qui permet de rendre compte à la fois de la rigidification apportée par le platelage et de la redistribution des charges vers les pignons. De manière comparable, Bertolini-Cestari et al., (2016) mènent d'abord une analyse en 2D d'une ferme isolée, puis étendent l'étude à un modèle 3D. Ces travaux soulignent que les modèles strictement plans, même raffinés, peinent à représenter les mécanismes tridimensionnels de diaphragme, de collaboration avec les parements et de transfert vers les murs

de rive, et convergent vers l'idée qu'une évaluation fiable du comportement global et des chemins de charge réels des charpentes traditionnelles requiert des modèles 3D capables de capter ces effets de système.

Sur le plan méthodologique, ces contributions convergent vers plusieurs enseignements :

- les essais à l'échelle 1 fournissent un référentiel utile pour identifier les mécanismes dominants (rôle des assemblages, dissymétries de comportement, modes de rupture) et fixer les hypothèses de modélisation,
- la phase de diagnostic (géométrie réelle, sections effectives, conditions limites) conditionne directement la qualité du calage,
- la validation ne peut se limiter à une comparaison globale des flèches, mais doit également porter sur les déplacements relatifs aux nœuds, l'ouverture des jeux et, autant que possible, les chemins de charge internes.

Dans cette perspective, la confrontation essai/calcul n'est pas un simple post-traitement, mais une étape structurante de la construction du modèle numérique prédictif, qui permet d'encadrer les paramètres incertains (raideurs d'assemblage, conditions aux limites, propriétés mécaniques) et de quantifier explicitement les biais et la variabilité résiduelle du modèle. Les modèles numériques fournissent une représentation simplifiée mais contrôlée, tandis que les mesures expérimentales reflètent la totalité des interactions mécaniques. Malgré l'élaboration rigoureuse du modèle prédictif dans les chapitres précédents, seule la confrontation aux données expérimentales permet donc d'apprécier sa capacité à reproduire les cinématiques observées à l'échelle structurelle.

La présente partie s'inscrit dans cette dynamique et poursuit trois objectifs principaux :

- évaluer la cohérence des déplacements calculés avec ceux mesurés par le monitoring sur trois ans,
- déterminer l'influence réelle des variations hygroscopiques et des retraits anisotropes,
- analyser les divergences entre simulation et expérience afin d'identifier les phénomènes non modélisés.

2.3.1 Charges permanentes

Deux types de chargement ont été appliqués expérimentalement à la travée : les charges permanentes et les essais statiques. Les charges permanentes sont constituées du poids propre et de la couverture. Deux états hygrométriques caractéristiques sont considérés :

- Un état initial à encore « vert », tel qu'observé peu de temps après la mise en œuvre ; le taux d'humidité moyen est pris à 30 %, point de saturation en dessous duquel le retrait se manifeste et hypothèse conservative en absence de la prise en compte des effets du gradient interne du bois.
- Un état stabilisé à 15 % de teneur en eau (15 %H), représentatif de l'équilibre hygroscopique final atteint après un temps d'adaptation aux conditions ambiantes ; valeurs théoriques que seules les poutres à faible section ont atteint à cœur après trois ans.

Ces deux états sont généralisés de façon uniforme à l'ensemble des bois et intègrent les effets du retrait et les variations hygroscopiques des propriétés mécaniques.

Dans le cas des essais statiques, nous souhaitons évaluer le comportement instantané sans les effets du retrait. Nous souhaitons cependant rendre compte de l'influence des variations de teneur en eau saisonnières sur les propriétés mécaniques des poutres. Pour cela, deux cas différents ont été analysés avec un état d'équilibre hygroscopique à 13 % et 17 %, qui correspond à la plage de variation d'humidité en surface évaluée sur site, respectivement à la fin de l'été et de l'hiver. Nous souhaitons ainsi reproduire une partie des variations de rigidité globale mesurées expérimentalement durant l'année 2023.

L'objectif est de comparer les résultats numériques aux déplacements mesurés *in situ* à l'aide du dispositif de monitoring installé sur la travée. La liste exhaustive des points de mesures expérimentaux est donnée ci-dessous :

1. flexion horizontale de la sablière Nord,
2. flexion verticale de la palée Nord,
3. flexion horizontale de la palée Nord,
4. flexion verticale de la palée Sud,
5. flexion horizontale de la palée Sud,
6. flexion horizontale de la sablière Sud,
7. glissement du chevron Sud sur l'entrait, ferme n°4,
8. glissement de l'arbalétrier Sud sur l'entrait, ferme n°4,
9. glissement de l'arbalétrier Nord sur l'entrait, ferme n°4,
10. glissement du chevron Nord sur l'entrait, ferme n°4,
11. flèche centrale de la ferme n°4,
12. flèche centrale de la ferme n°5,

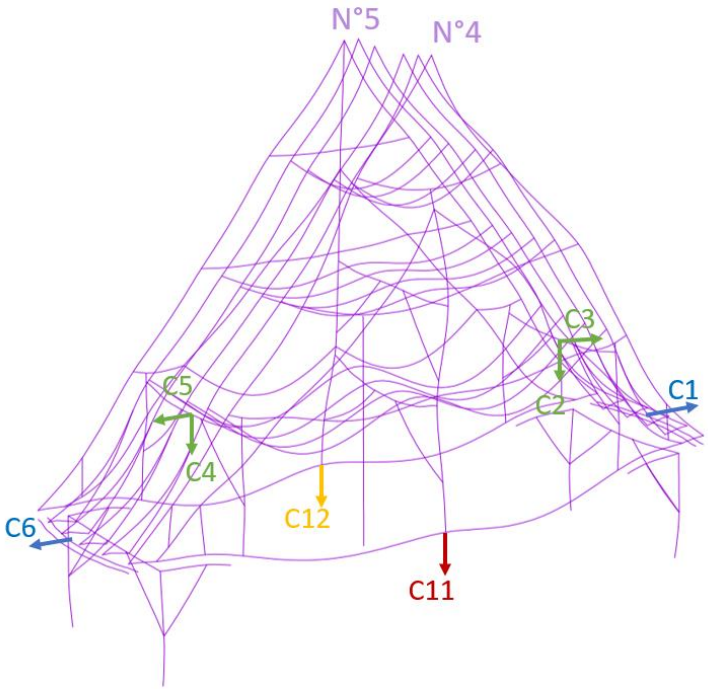


Figure 90 : déformée numérique de la travée sous charges permanentes avec rappel de l'implantation des capteurs utiles à l'analyse comparative.

Deux états hydriques sont comparés : à t0, avec un bois d'œuvre vert (30%) et une couverture sèche (12%) ; et à la teneur en eau d'équilibre à 15%. La modélisation prend en compte la variation des modules d'élasticité, de densité du bois ainsi que de sections courantes des poutres intervenant dans le moment quadratique.

Tableau 13 : déplacements équivalents prédits par le modèle sous charges permanentes (mm).

Déplacements des Capteurs (mm)	**C10**	**C11**	**C6**	**C1**	**C5**	**C4**	**C3**	**C2**
Modèle à 30% H	0.74	0.60	0.20	0.20	0.26	-0.06	0.25	-0.06
Modèle à 15% H	0.51	0.41	0.14	0.14	0.19	-0.05	0.19	-0.05
Valeurs monitoring à 3 ans (mm)	32	35	9.3	3.5	3	-6.1	2.6	0.5

Nous souhaitons à présent comparer les déplacements simulés aux mesures expérimentales. Le Tableau 13 présente l'ensemble des résultats numériques équivalents aux déplacements mesurés par les capteurs *in situ*. Les valeurs monitoring de référence sont les déplacements absolus et relatifs maximaux mesurés au cours des 3 ans. Dans le cas de la flexion horizontale de la palée Sud (C5), la valeur maximale est de 3mm en buté de capteur. Les glissements relatifs horizontaux entre les entraits principaux et les chevrons/arbalétriers (de C7 à C10) ne sont pas considérés ici car numériquement nuls, compte tenu des articulations parfaites appliquées aux niveaux des connexions de barres.

Les estimations sont globalement très inférieures (de l'ordre du centième) des valeurs attendues expérimentalement. L'orientation des déplacements semble cependant en adéquation avec les mesures in situ excepté pour le capteur C2 (flexion verticale de la palée), anomalie déjà relevée expérimentalement. Enfin, l'analyse comparative du modèle, à 15 % d'écart de teneur en eau, montre que les déplacements sont en moyenne 35% plus importants à 30% de teneur en eau. Cette tendance est toutefois en contradiction avec les observations expérimentales in situ.

En conclusion, la seule considération d'augmentation de modules et de réduction d'inertie sur les composants, ne permet pas d'approcher l'ordre de grandeur des déplacements observés à trois ans. Il est nécessaire d'introduire les effets du retrait des éléments.

2.3.2 Effets du retrait

Dans ce chapitre, nous proposons d'introduire les déplacements additionnels (effets différés) dus au retrait longitudinal des éléments de poutre ainsi que les défauts de contacts potentiels dus aux retraits transverse et radial des sections d'assemblage. On souhaite en particulier évaluer leur impact sur les liaisons mécaniques et les modes de transfert des charges.

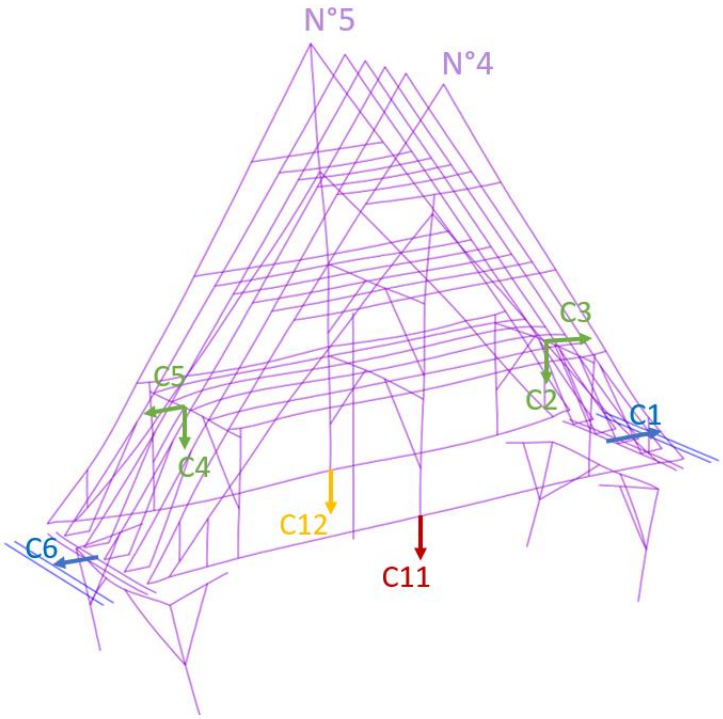


Figure 91 : Déformée de la travée sous charges permanentes avec retraits longitudinal, radial et transverse avec rappel de l'implantation des capteurs utiles à l'analyse comparative.

Pour nous aider dans l'interprétation des résultats, la Figure 91 illustre la déformée de la travée, résultant de l'action combinée du chargement permanent et du retrait longitudinal, radial et transversal. Nous constatons la réduction globale de la longueur des éléments de poutre et en

particulier celui des consoles qui se désolidarisent des fermes. Bien que nous ne disposions pas de mesures pour appuyer cette cinématique des consoles, Le travail de Wan et al. 2020 décrit ce basculement généré par les contacts unilatéraux avec frottement.

Tableau 14 : déplacements des éléments caractéristiques sous charges permanentes avec les effets du retrait.

Déplacements des Capteurs (mm)	**C11**	**C12**	**C6**	**C1**	**C5**	**C4**	**C3**	**C2**
Retrait longitudinal	0.81	0.63	2.10	2.11	0.42	-0.23	0.42	-0.24
Retrait total	0.81	0.63	2.26	2.27	0.78	-0.91	0.63	-0.45
Valeurs monitoring (3ans)	32	35	9.3	3.5	3	-6.1	2.6	0.5

Par ailleurs, l'estimation numérique de la flèche des entraits principaux s'avère plus de trente fois inférieure aux valeurs mesurées expérimentalement (C11 et C12 Tableau 14).

Bien que les déplacements simulés demeurent nettement inférieurs aux valeurs mesurées, l'introduction du retrait rétablit la tendance attendue expérimentalement : (la perte d'humidité conduit à une augmentation des déplacements), ce qui confirme le rôle déterminant du comportement hygro-mécanique dans la déformée globale. Nous constatons en particulier l'augmentation des flexions déviées des éléments longitudinaux, palées (C2, C3, C4, C5) et sablières (C1 et C6) dans les directions mises en évidence Tableau 13 (flexions horizontales vers l'extérieur et flexion verticales vers le sol).

Concernant l'influence du retrait radial et tangentiel des sections de poutre, les différences de flèche observées sur les entraits (C11 et C12) et les déformations des sablières (C6 et C1) restent limitées et inférieures à 7 %. En revanche, les effets liés au retrait transverse ressortent davantage dans la flexion déviée de la palée, plus particulièrement pour la palée Sud (C5 et C4). Cette dissymétrie entre les palées Nord et Sud est également observée expérimentalement et peut être associée aux deux éléments supplémentaires présents dans la ferme n°4, l'aiguille moisée et le potelet, situés à proximité de la palée Sud et influençant la distribution locale des efforts internes.

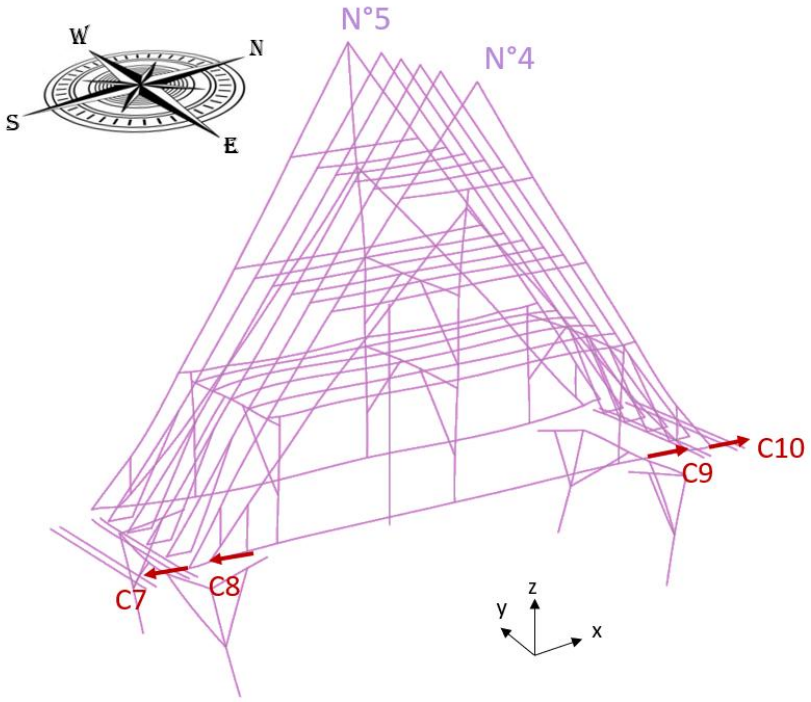


Figure 92 : Déformée de la travée sous charges permanentes avec retrait longitudinal, radial et transverse avec rappel de l'implantation des capteurs C7 à C10.

En générant des relâchements aux nœuds d'assemblages, équivalents aux effets du retrait des sections de poutre, on introduit des déplacements relatifs, comparables aux glissements mesurés expérimentalement aux pieds de fermes principales. La Figure 92 reprend la numérotation des capteurs in situ. Les capteurs mesurent les déplacements relatifs horizontaux entre les entraits principaux et les chevrons (C7, C10) et arbalétriers (C8, C9).

Tableau 15 : déplacements des éléments caractéristiques sous charges permanentes avec les relâchements d'assemblage dus au retrait des sections.

Typologie	**Tenon-oulice (55°)**		**Tenon-mortaise (45°)**	
Déplacements des Capteurs (mm)	C7	C10	C8	C9
Retrait total avec relâchements	4.1	4.1	3.8	3.8
Valeurs monitoring maximums	3.8	2.4	5.8	1.1

Nous comparons, les estimations numériques aux valeurs maximales des glissements mesurés pendant les 3 ans de monitoring. En effet, malgré la complexité réelle des mécanismes de contacts dans des assemblages, on souhaite montrer que des relâchements équivalents aux pertes de section dues au retrait transverse et radial, suffisent à expliquer les glissements maximaux mesurés *in situ*. Nous constatons que, dans le Tableau 15, les estimations de glissement dans les tenons-oulices présentent un écart moyen de l'ordre de +45 %, entre numérique et monitoring, tandis que les tenons–mortaise n'affichent qu'un écart moyen proche de +3,5 %. Cependant, nous pouvons noter que les valeurs des capteurs C9 et C10 se démarquent par des écarts singuliers compris entre +73 % et +85 %. Il apparaît donc clairement que les hypothèses de relâchements sans efforts, surestiment les glissements réels, en particulier ceux des tenons-oulice (C7, C10). Cependant, cette approche permet d'expliquer les ordres de grandeurs de la cinématique de glissements localisés observés in situ et souligne l'intérêt d'ajouter des relâchements et des raideurs locales aux assemblages.

Tableau 16 : Variation de longueur des éléments principaux des fermes.

	Ferme n°4			**Ferme n°5**		
Déplacements des Capteurs (mm)	Entrait	Chevron sud	Chevron nord	Entrait	Chevron sud	Chevron nord
Retrait longitudinal	19	17	17	19	17	17
Retrait total	19	23	23	19	23	23
Valeurs monitoring (3ans)	20	25	26	18	26	29

La dernière chose que nous souhaitons vérifier c'est la variation de longueur des éléments principaux des fermes : les entraits principaux et les chevrons Nord et Sud. Ces mesures ont été obtenus expérimentalement par le suivi des cibles réfléchissantes à la surface des poutres (mesures prises au tachéomètre). Le Tableau 16 montre que la prise en compte du retrait longitudinal seul donne une bonne estimation des mesures expérimentales. Les variations de longueur des éléments de type poutre étant principalement attribuables au retrait longitudinal du bois. Cependant, il est également constaté que, expérimentalement, les variations de longueur mesurées sont plus importantes de 27 à 53% pour les chevrons que pour les entraits. Les relâchements aux nœuds de liaison introduits par le retrait radial et tangentiel des sections, permet de retrouver cette tendance. En effet, les dispositifs de mesure tachéométrique étant positionnés aux extrémités des entraits, cela implique que les longueurs mesurées pour les chevrons intègrent également, le retrait transversal des sections des entraits adjacents.

2.3.3 Essais statiques

Nous souhaitons à présent calculer les raideurs globales apparentes de la travée dans les différentes configurations de charge des essais quasi-statiques. Nous rappelons que le modèle est parfaitement articulé.

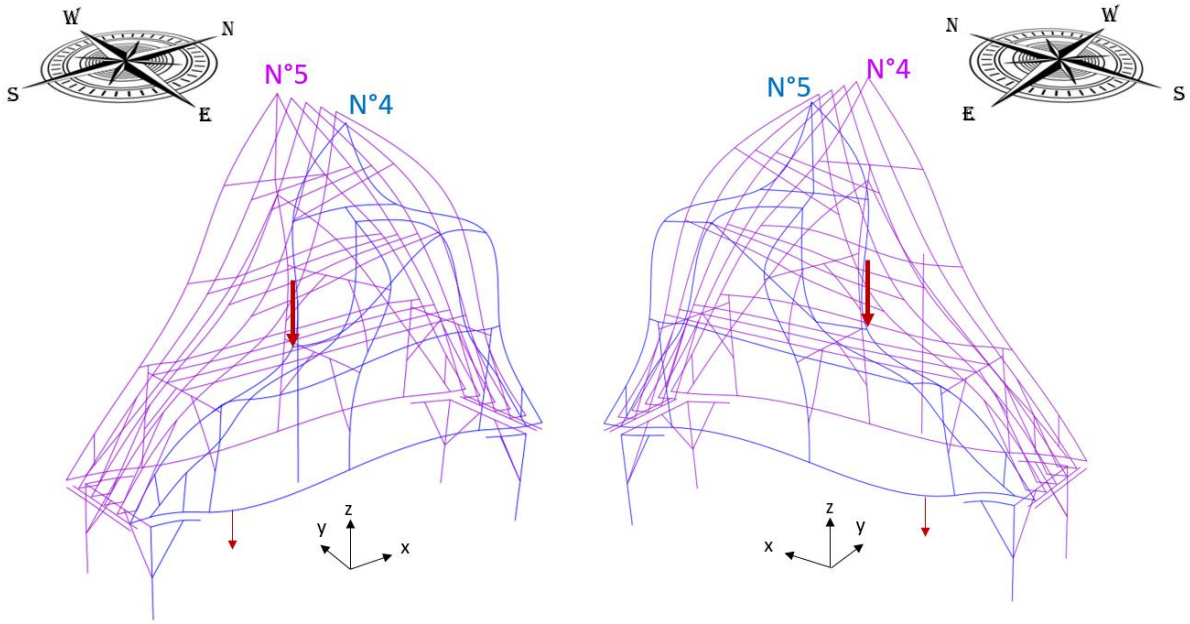


Figure 93 : déformée de la travée chargée ponctuellement sur le versant Sud des fermes n°4 et 5.

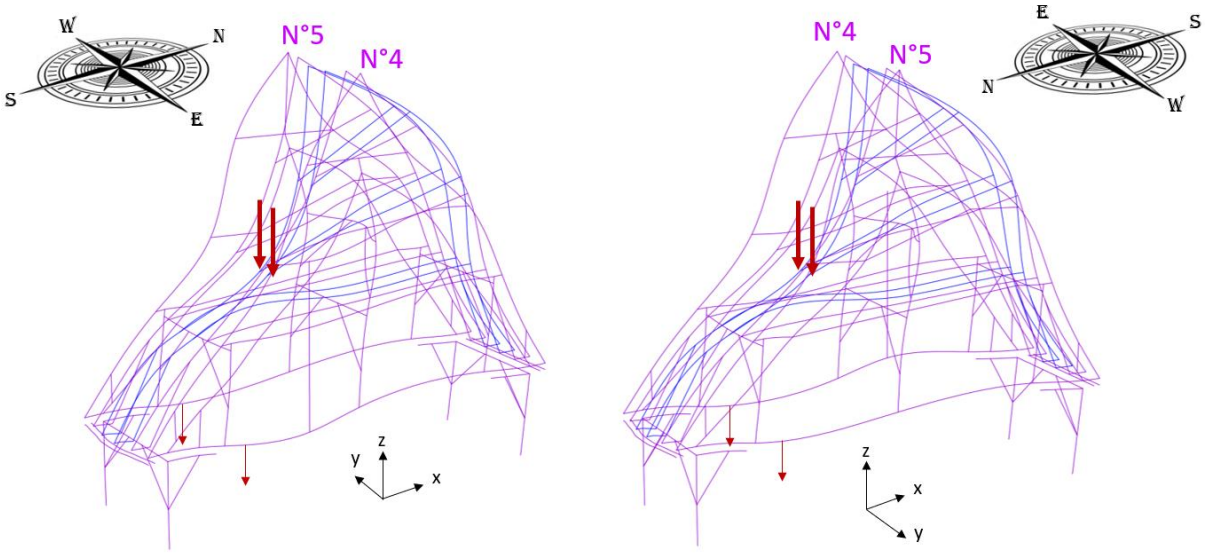
La déformée et les raideurs globales sont calculées conformément aux conditions limites et de chargement et aux conditions aux limites définies dans la section 3.2.3. La Figure 93 représente la déformée des deux cas de chargement Sud des fermes principales. Les flèches caractéristiques sont également représentées sous les entraits principaux, au droit de la charge. Nous proposons de calculer numériquement la raideur globale des fermes chargées de façon analogue à la méthodologie expérimentale des essais à grande échelle.

Tableau 17 : tableau des raideurs globales numériques pour le cas de charge Sud de la ferme n°4.

Raideurs en N/mm	Ferme n°4	Ferme n°5
Modèle à 17%H (hiver)	33960	27740
Modèle à 13%H (été)	34680	28330
Moyenne du 28/02/2023	16600	20100
Moyenne du 28/08/2023	11600	16100

Le Tableau 17 reprend les raideurs globales moyennes tirées de l'analyse des essais et les estimations numériques. Nous rappelons que ces raideurs correspondent au rapport entre la flèche mesurée sous l'entrait rapporté à la ou les charges ponctuelles imposées. Afin d'intégrer

l'influence des variations hygroscopiques saisonnières aux simulations, les propriétés mécaniques du bois (modules d'élasticité et densité) ont été ajustées aux taux d'humidité mesurés in situ : 13 % en été, et 17 % en hiver. Les valeurs expérimentales moyennes sont obtenues à deux périodes distinctes : à la fin de l'hiver 2022 (février 2023) et à la fin de l'été 2023 (août 2023).



(a) Chargement du versant Sud (b) chargement du versant Nord

Figure 94 : déformée de la travée sous chargements des essais quasi-statiques des chevrons formant ferme.

Nous terminons cette étude comparative par le cas des chargements de chacun des versants des chevrons formant ferme centraux représentés en bleu sur la Figure 94. Nous constatons la quasi-symétrie des déformées de part et d'autre des chevrons formant ferme représentatives de la répartition des efforts par l'intermédiaire des palées longitudinales.

Tableau 18 : tableau des raideurs globales numériques pour le chargement Sud des chevrons.

	Ferme n°4	**Ferme n°5**
Modèle à 17%H (hiver)	79560	72450
Modèle à 13%H (été)	81020	73730
Moyenne du 28/02/2023	37100	32900
Moyenne du 28/08/2023	32400	30400

Tableau 19 : tableau des raideurs globales numériques pour le chargement Nord des chevrons.

	Ferme n°4	**Ferme n°5**
Modèle à 17%H (hiver)	73990 N/mm	71680 N/mm
Modèle à 13%H (été)	75320 N/mm	72940 N/mm
Moyenne 05/04/2023	50100 N/mm	50700 N/mm

Quel que soit le cas de charge étudié, nous constatons que les estimations numériques sont 1,5 à 3 fois supérieures aux valeurs expérimentales attendues. On retrouve ces écarts sur les modèles parfaitement articulés (Branco, 2008; Branco et al., 2016a; Piazza, 2007) comparés à des essais quasi-statiques plans à grande échelle. Par ailleurs, la perte de la teneur en eau, qui rigidifie les éléments, est en opposition avec les observations expérimentales qui montrent un assouplissement de la charpente après les saisons sèches. Cela suggère que d'autres mécanismes tels que le glissement localisé dans les assemblages par les modifications de contacts pourraient jouer un rôle déterminant dans la réponse globale du système.

2.4 Bilan et perspectives

L'analyse détaillée des conditions aux limites met en évidence à quel point la nature des appuis (unilatéraux ou glissants) et leur comportement au niveau des frottements gouvernent la descente de charge, les redistributions longitudinales et la cinématique globale de la travée. Les simulations confirment le rôle majeur des fermes principales et des consoles, qui transmettent 59% des efforts verticaux ainsi que la totalité des efforts horizontaux aux murs gouttereaux. Les conditions limites varient également avec le séchage du bois au cours du temps, ce qui va modifier la circulation des efforts internes.

L'intégration des effets de séchage, par la prise en compte du retrait longitudinal dans le modèle, permet de reproduire qualitativement les décollements observés sur certains appuis unilatéraux à proximité des consoles et des sablières, conformément aux mécanismes décrits par Kherais et al. (2022) sur des charpentes historiques soumises aux variations climatiques. La modélisation hygro-mécanique, simple à partir d'un comportement élastique orthotrope dans les éléments de poutre (Daniel Guitard, 1987; Ormarsson, 1999; Reichel et Kaliske, 2015, Part II), montre que le retrait contribue significativement à l'état de contraintes et à la déformée à long terme mais ne suffit pas à expliquer les ordres de grandeurs observés. Cette première implémentation repose sur une représentation simplifiée des relâchements équivalents aux effets du retrait localisés dans les assemblages et pilotés uniquement par la variation de section et d'angle des poutres, sans prise en compte de la géométrie réelle des tenons, des entailles et des chevilles (Hu et al., 2022b; Lu, Qiu, Bu, et al., 2024; Ogawa et al., 2016). Elle constitue néanmoins un point de départ pour introduire, à l'échelle du modèle global, les glissements différés (fluage) dans les connexions et pour poser la question de la semi-rigidité axiale, normale et transversale, mise en avant par Erikson (2003) et par Branco et al. (2016).

La comparaison systématique entre simulations et essais quasi-statiques révèle plusieurs limites du modèle numérique dans sa configuration actuelle. D'une part, la raideur apparente de

la charpente est généralement surestimée, d'un facteur 1,5 à 3 pour la plupart des cas de chargement. Cette constatation peut être rapprochée du travail de Piazza (2007) qui montre que des modélisations entièrement articulées des nœuds peuvent conduire à des écarts de l'ordre de 30–40 % sur les déplacements, tandis qu'une représentation semi-rigide ramène l'erreur moyenne à 15–20 %, niveau jugé acceptable pour l'ingénierie du patrimoine.

Les limites mises en évidence ouvrent naturellement à plusieurs pistes d'exploration, centrées sur les raideurs d'assemblages et cela en tenant compte de l'effet de séchage du bois. Le travail de Celik (2025) ou d'Erikson (2003) montre qu'ignorer les glissements et la semi-rigidité des connexions peut conduire à rigidifier artificiellement les structures d'un facteur 2 à 3. D'autre part, la comparaison avec les essais quasi-statiques in situ offre un support indéniable pour calibrer ces raideurs sans effet d'échelle. La prochaine étape va consister à établir une stratégie de modélisation tenant compte des observations expérimentales sur la base des hypothèses simples de l'élasticité linéaire.

3. Étude de sensibilité des assemblages traditionnels

Ce chapitre construit un modèle filaire 2D capable d'intégrer, de manière contrôlée, la semi-rigidité des assemblages bois-bois. L'objectif est de disposer de modèles paramétrés, compatibles avec une modélisation filaire, capable de reproduire de manière simple les mécanismes de contact internes propres à chaque typologie, tout en intégrant les modifications imposées des modes de sollicitation locaux. L'enjeu de ces modèles est double :

- Quantifier ce que ce réalisme apporte en précision sur la cinématique des déformations,
- Le faire au juste coût de calcul en ne retenant que le niveau de détail réellement utile.

Nous déroulons pour cela deux volets complémentaires :

- *La modélisation semi-rigide des assemblages* (3.1) où nous mettons en place une prédiction analytique des raideurs à partir de la méthode des composants qui tient compte des appuis plans des différents types d'assemblage (géométrie, dimensions) et de la dissymétrie traction/compression aux interfaces,
- *L'analyse de sensibilité des paramètres du modèle semi-rigide* (3.2) dans laquelle nous évaluons l'influence des paramètres du modèle sur la réponse globale :
    - D'abord en calibrant l'ordre de grandeur moyen des raideurs semi-rigides par rétro-analyse des essais à grande échelle menés sur les fermes principales,
    - Puis en intégrant des effets différés (fluage, retrait) pour décrire le long terme.

Nous examinons enfin la variabilité accidentelle (défauts de contact, concentrations de contrainte et plasticité, défauts matériau ou de conception, fissuration, jeux), afin d'estimer la sensibilité de la structure à l'hétérogénéité locale. Cette démarche permet de localiser les assemblages critiques et identifier les degrés de liberté qui pilotent la cinématique d'ensemble, de façon à orienter une campagne de caractérisation expérimentale ciblée.

3.1 Modélisation semi-rigide des assemblages

Cette section propose l'architecture du modèle filaire 2D et la manière dont il intègre la semi-rigidité des assemblages. Ce choix, centré sur les fermes principales, vise à capturer les mécanismes dominants tout en maîtrisant le coût de calcul et la robustesse des milliers de résolutions statiques requises par l'analyse de sensibilité. De plus, les essais instantanés menés

montrant le comportement indépendant des porteurs, amènent à des considérations mécanismes plans et cela réduit le nombre d'éléments et de degrés de liberté :

- Relier simplement les mécanismes locaux (contact, compression dissymétrique, glissement, rotation) qui prédominent sur les paramètres de raideurs équivalentes utilisées au nœud,
- Garantir la cohérence entre ces raideurs et les efforts internes qu'elles génèrent,
- Mettre en place une procédure de caractérisation paramétrique stable adaptée à l'analyse de sensibilité envisagée.

Les modèles des assemblages sont des matrices de raideurs construites par assemblage des matrices de raideur de leurs composants élémentaires (Descamps et Guerlement, 2009; F. Wald et al., 2000) : surfaces/interfaces de contact et organes tels les chevilles bois. Les matrices élémentaires dépendent de la géométrie, et du type de sollicitation : les critères unilatéraux sont vérifiés sur la base de la résultante des efforts aux nœuds. Les raideurs locales/élémentaires agrégées en une matrice de liaison unique et définie semi-positive.

L'implémentation du comportement spécifique de chaque assemblage est réalisée à l'aide d'un modèle de liaison en élasticité linéaire. Le modèle semi-rigide dépend de l'état de chargement. Par conséquent, cela conduit à un problème nécessitant une méthode itérative basée sur l'état de contraintes de modèle parfaitement articulé. Cette approche, basée sur des hypothèses simples mais appliqué de façon individuelle à chaque assemblage génère une dispersion théorique des paramètres semi-rigides propre à la cinématique des déformations et dont on étudiera l'impact vis-à-vis de la sensibilité du modèle dans le chapitre 3.2.

Afin de préparer cette étude de sensibilité, l'étape préalable et nécessaire est de vérifier la validité des hypothèses 2D au regard des résultats du chapitre 3 portant sur les simulations 3D au sens des bureaux d'ingénierie.

3.1.1 Caractérisation par la méthode des composants

Nous cherchons à déterminer individuellement les matrices de raideur de chaque assemblage en fonction de leur typologie, de leurs dimensions et du type d'effort à transmettre. Cette section présente la méthode analytique proposée, ses hypothèses et sa formulation générale.

Pour chaque organe et interface, on identifie deux modes traction/compression auxquels on associe la formule des composantes de la matrice élémentaire de raideur en fonction des dimensions. Les critères unilatéraux sont vérifiés sur la base de la résultante des efforts au nœud et les raideurs locales agrégées en une matrice de liaison unique et définie semi-positive. Pour y

parvenir efficacement, on adopte des hypothèses simplificatrices et conservatrices, représentatives de la portance intrinsèque de chaque organe de façon idéalisée :

- Les efforts internes sont calculés par la résultante des efforts appliqués à l'intersection des fibres neutres des poutres connectées,
- Le centre de rotation de l'assemblage coïncide avec la cheville ; aucun moment d'excentricité n'est pris en compte par rapport aux surfaces de contact,
- Les jeux sont considérés comme nuls considérant des contacts parfaits en première approximation,
- Les frottements dans les assemblages sont négligés en première approche,
- L'effort de compression est supposé uniformément répartis sur les surfaces de contact, sans effet de bord.

Ces choix de modélisation sont volontairement simples et exclusivement fondés sur la déformation élastique des surfaces de contact. La formulation qui en découle vise à offrir une lecture directe des performances avec une précision qui tente d'atteindre l'ordre de grandeur des mesures expérimentales disponibles.

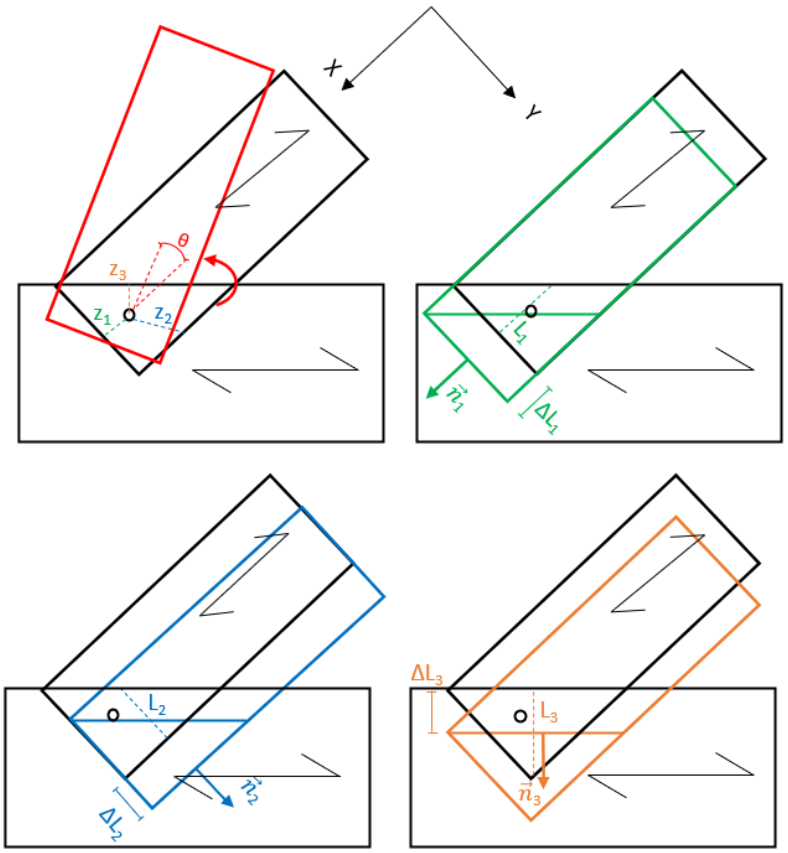


Figure 95 : les différents modes cinématiques de déformations locales d'un tenon-mortaise.

En première approche, on s'appuie sur une méthode de caractérisation généralement appliquée aux assemblages métalliques afin de calculer la rigidité et la résistance : la méthode des composants. Elle repose sur une approche où chacune de ces interfaces est assimilée à un ressort axial k_i.

Équations 7 : $$\sigma = \frac{F}{A} = E \times \varepsilon \quad \text{et} \quad \varepsilon = \frac{\Delta L}{L}$$

Nous obtenons : $$k_i = \frac{F}{\Delta L} = \frac{E \times A}{L}$$

- F : la composante de l'effort de compression dans la direction de la normale $\vec{n}$ appliquée sur la surface d'appui comprimée A ;
- L : la longueur initiale comprimée perpendiculairement à la surface (L_1 et L_2 Figure 95)
- L'indice i : définit la direction

A l'interface, l'écrasement de chacune des deux pièces est à considérer sans endommagement. On considère en première hypothèse que la longueur caractéristique est identique de part et d'autre de l'interface. Par ailleurs, l'anisotropie des poutres est prise en compte par l'intermédiaire de la formule de Hankinson en fonction de leur orientation. Nous obtenons finalement les formules suivantes :

Équation 8 : $$E_i = \frac{E_0}{\cos^2\alpha + \frac{E_0}{E_{90}}\sin^2\alpha}$$

Avec $E_i(\alpha)$ le module d'élasticité des poutres d'indice i, orienté avec un angle α par rapport à la direction des fibres comprimées. L'écrasement local de deux pièces (1 et 2) en contact peut alors être exprimé comme un ressort équivalent de raideur :

Équation 9 : $$k_n = \frac{E_{tot} \times A}{L} \quad \text{avec} \quad E_{tot} = \frac{E_1 \times E_2}{E_1 + E_2}$$

k_n Correspond à la raideur de compression orientée dans la direction normale à la surface de contact considérée $\vec{n}$ (Figure 95).

Nous cherchons à présent à caractériser les raideurs de rotation dues à l'écrasement local des surfaces potentiellement comprimées sous l'action d'un moment entre les deux pièces de bois. La formule de la tangente permet de relier la rotation aux déplacements locaux par l'intermédiaire du bras de levier :

Équation 10 : $$\theta \approx \tan\theta = \frac{\Delta L}{z} \quad \text{et} \quad M = F \times z$$

- $z = L/2$ Le bras de levier ou distance entre le centre de rotation et la surface comprimée, soit la demi-longueur caractéristique L ;
- M le moment appliqué au centre de rotation ;

- F l'effort de compression locale générée par le bras de levier.

En considérant de petits déplacements, nous pouvons réduire la raideur de rotation à :

Équation 11 : $$Q_s = \frac{M}{\theta} = k_{tot} \times z^2$$

Pour chaque surface de contact d'indice *j*, on définit une matrice de raideur élémentaire définie dans le repère local imposé par la normale sortante $\overrightarrow{n}$ (Figure 95):

Équation 12 : $$K_j = \begin{bmatrix} K_n & 0 & 0 \\ 0 & K_s & 0 \\ 0 & 0 & Q_s \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{A}{L} \times E_{mean} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{A \times E_{mean}}{L} \times z^2 \end{bmatrix}$$

- Une raideur normale de compression qui dépend du mode de sollicitation local,
- Une raideur transverse, nulle et sans frottement,
- Une raideur de flexion, indépendante du mode de chargement.

À ces surfaces de contact, s'ajoutent les raideurs générées par les chevilles et les clavettes afin d'assurer la reprise des efforts en traction :

Pour les chevilles :

Équation 13 : $$K_{cheville} = \begin{bmatrix} K_c & 0 & 0 \\ 0 & K_c & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$$

- Les raideurs axiales de la cheville K_c sont isotropes et symétriques quel que soit le mode de sollicitation,
- La raideur en rotation est nulle, conformément à l'hypothèse d'absence de moment dû à l'excentricité et de frottement cheville/bois.

Pour les clavettes **:**

Équation 14 : $$K_{clavette} = \begin{bmatrix} K_n & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$$

- La raideur normale est dissymétrique et dépend d'un critère de compression,
- La raideur transverse est nulle,
- La raideur en rotation est également définie comme nulle.

L'élément joint résulte de l'association de ces ressorts, en série ou en parallèle. Son modèle est une matrice de raideur K_{joint} sommant les matrices des composantes, par degré de liberté, dans un même repère de référence définit par convention comme étant celui de la poutre esclave (X,Y). La poutre esclave désigne ici l'élément transmettant les efforts ; dans le cas d'un assemblage tenon-mortaise, il s'agit du tenon qui transmet les sollicitations à la mortaise. Ce choix de repère

permet d'exprimer les efforts internes dans une orientation directement liée au transfert mécanique, facilitant ainsi leur interprétation en termes de compression, de traction et de cisaillement.

3.1.2 Implémentation numérique des raideurs d'assemblage

Ce chapitre présente l'intégration au modèle filaire par éléments finis. Nous détaillons le principe de l'élément, les choix de paramètres et les verrous numériques rencontrés, pour proposer des solutions basées sur des matrices de raideurs cohérentes avec le comportement mécanique des assemblages traditionnels. On introduit la méthode des composants sous la forme d'une procédure de caractérisation qui couple la connaissance des sollicitations locales et l'identification de raideurs partielles dans les assemblages. En activant ou désactivant les surfaces de contact selon un critère géométrique simple, puis en itérant entre calcul des efforts et mise à jour des raideurs, l'approche reconstruit des modes des cinématiques locales réalistes en respectant les hypothèses de comportement élastique.

Pour réaliser cela, Cast3M met à disposition des éléments finis dits « joints », adaptés à des liaisons semi-rigides élastiques (éventuellement anisotropes). L'élément *joint* est inséré entre deux poutres à chaque connexion afin de simuler la réponse de l'assemblage. Sa longueur initiale est considérée comme nulle dans notre étude (on néglige les excentricités géométriques et les jeux initiaux) ; en pratique, on dissocie les extrémités de poutres par des nœuds doubles distincts, A et A', pour exprimer leurs déplacements relatifs. Les déplacements généralisés (par degré de liberté) sont reliés aux efforts des raideurs associées.

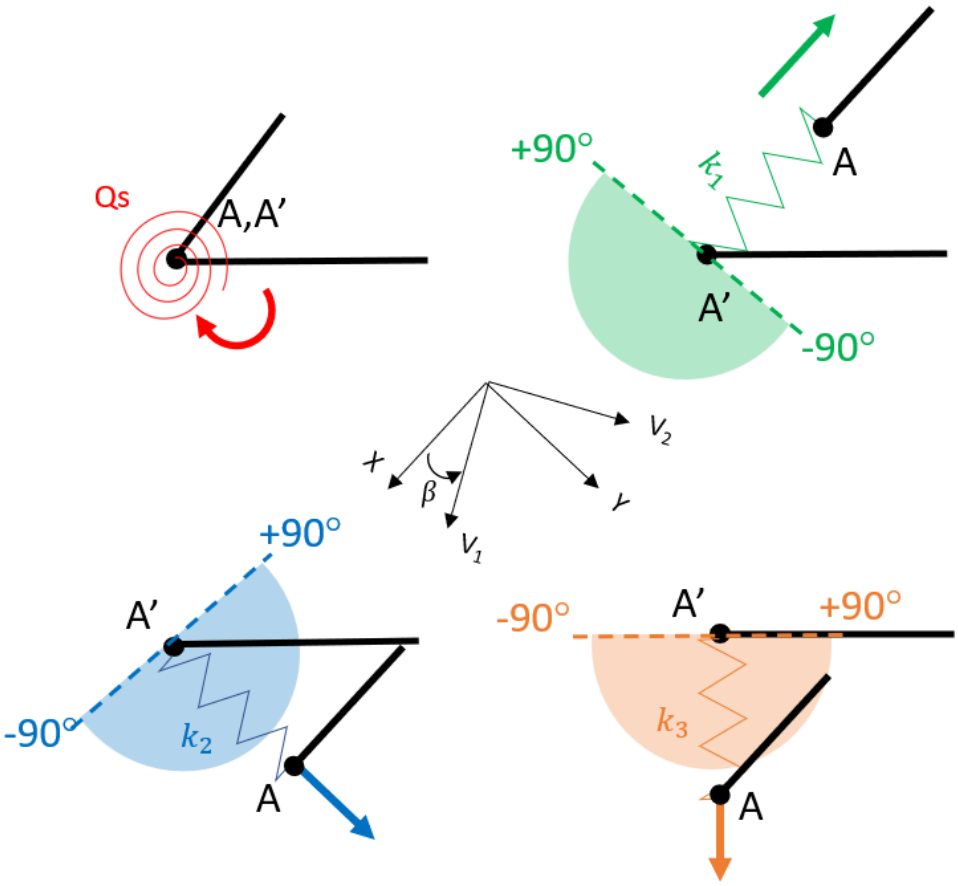


Figure 96 : modélisation de l'élément joint du tenon-oulice en fonction de la résultante des efforts au nœud d'assemblage.

Ce type d'éléments introduit un certain nombre de contraintes numériques :

- En 2D, le comportement de l'élément *joint* est défini par les trois composantes principales d'une matrice de raideur diagonale dans un repère principal dit « de la liaison ». Lorsque des termes de couplage (hors-diagonale) ne sont pas négligeables du fait de la typologie de l'assemblage, la stratégie retenue consiste à diagonaliser la matrice et en déduire son repère local,
- Le modèle de contact élastique de Cast3M ne différencie pas la dissymétrie du comportement des assemblages. Pour contourner cette limite, la méthode de caractérisation intègre explicitement les modes de sollicitation locaux afin de projeter correctement les raideurs selon les directions activées.
- Par conséquent les raideurs locales dépendant des efforts internes, une procédure itérative est nécessaire pour faire converger le modèle vers une configuration semi-rigide stable et compatible avec l'état d'efforts internes visé.

Pour décrire le comportement interne des assemblages, on se restreint à deux mécanismes : l'écrasement au sens élastique (contact actif) et le décollement (contact inactif). À partir des

efforts internes calculés au nœud de liaison, on détermine quelles surfaces sont susceptibles d'être comprimées et donc de contribuer à la rigidité. Numériquement, on met en place un critère de compression basée sur l'angle entre la résultante des efforts au nœud et la normale sortante de la surface considérée. On suppose ainsi que la compression est active dans un domaine idéalisé de $\pm 90°$ autour de $\vec{n}$ comme représenté Figure 96 suivant les modes de déformation principaux d'un assemblage tenon-mortaise. Au-delà de ce domaine, la surface ne transmet plus d'efforts et $K_n = 0$ (tandis qu'une autre surface ou la cheville peut rester active).

Une fois la matrice de raideur totale K_{joint} assemblée et définie dans le plan de référence lié à la poutre esclave, elle est diagonalisée afin d'obtenir ses valeurs propres et vecteurs propres. Compte-tenu des hypothèses simplificatrices adoptées, la matrice totale est systématiquement symétrique. Le repère propre associé aux vecteurs propres constitue donc un référentiel (V_1, V_2, V_3). Nous obtenons ainsi, les trois valeurs propres distinctes $(\lambda_1 > \lambda_2 > \lambda_3)$ qui composent la matrice de rigidité de l'élément joint :

Équation 15 :
$$K_{joint} = \begin{bmatrix} \lambda_1 & 0 & 0 \\ 0 & \lambda_2 & 0 \\ 0 & 0 & \lambda_3 \end{bmatrix}_{(V_1,V_2,V_3)}$$

(V_1, V_2, V_3) est le repère principal lié aux valeurs propres et orienté avec un angle β avec le repère de référence de la poutre esclave (X,Y,Z) Figure 96 .

Enfin, la répartition des efforts internes dépend elle-même des raideurs d'assemblage : il existe donc une interdépendance entre matrices des raideurs et circulation des efforts internes. Pour la résoudre, on met en œuvre une procédure itérative qui alterne le calcul des efforts internes et le recalage des raideurs locales des assemblages, jusqu'à atteindre un état mécaniquement stable et cohérent avec les hypothèses de contact retenues. Cette démarche peut être rapprochée (simple analogie) du comportement réel d'une charpente lors de sa mise en charge. Au fur et à mesure que les éléments trouvent leur position d'équilibre, certains contacts se ferment, d'autres se relâchent, et les efforts se redistribuent progressivement dans les assemblages.

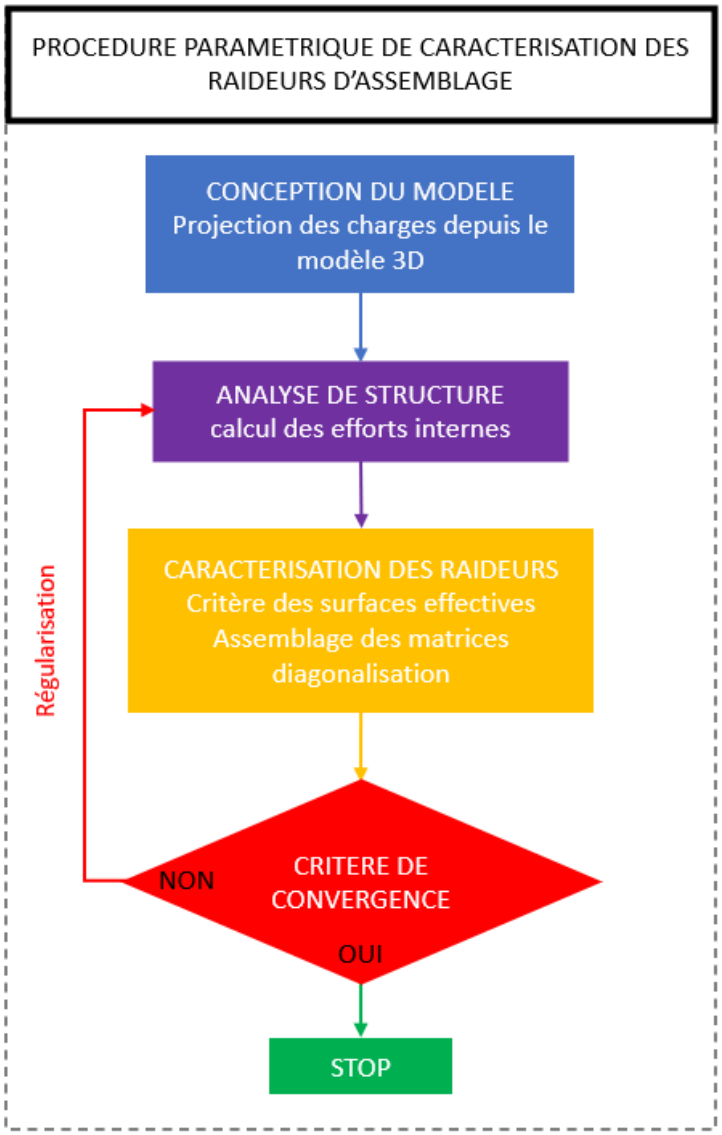


Figure 97 : Procédure de caractérisation des raideurs d'assemblage

Cette procédure, décrite Figure 97, comprend les cinq étapes suivantes :

1. CONCEPTION DU MODÈLE : définir la géométrie et les propriétés utiles à l'analyse ; imposer chargements et conditions aux limites 2D réalistes, en cohérence avec les enseignements du modèle 3D ;
2. ANALYSE STRUCTURALE : Elle permet de calculer les efforts internes dans chaque poutre et au niveau des assemblages pour les cas de charge et hypothèses de liaison courantes ;
3. CARACTERISATION DES RAIDEURS : cette étape consiste, à partir des efforts simulés, à identifier les surfaces actives (compression dans le domaine admissible), assembler la matrice globale de l'assemblage avant de la diagonaliser pour obtenir ses raideurs principales et leur repère ;

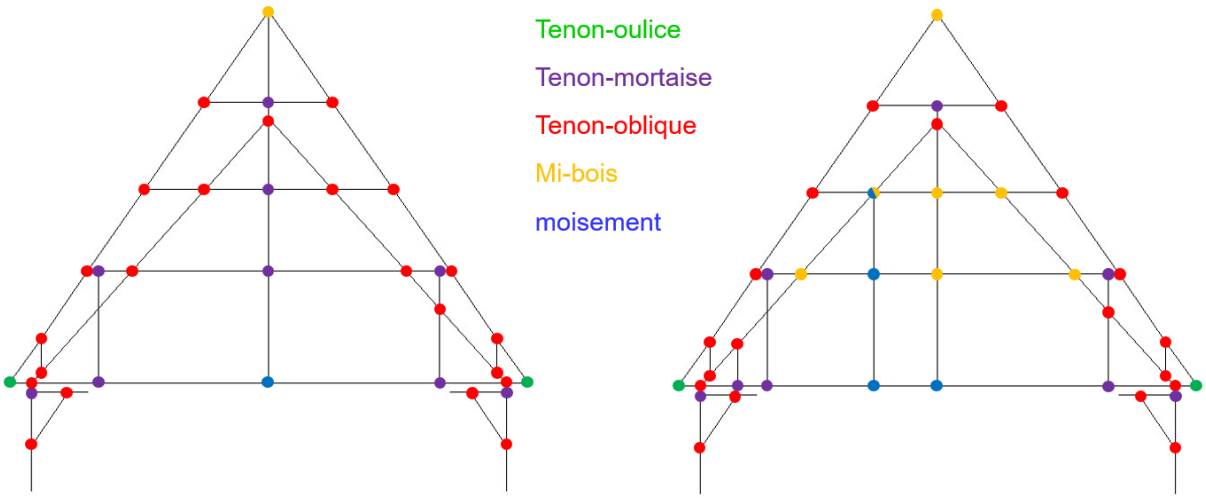
4. CRITERE DE CONVERGENCE : Cette étape de vérification consiste à comparer le jeu de paramètres semi-rigides imposés à l'étape 2 avec celui caractérisé à l'étape 3 afin de vérifier la convergence ou non de la solution du problème de caractérisation.

Pour la première itération, on impose aux assemblages des liaisons parfaitement articulées afin d'initier la caractérisation des raideurs sur la base d'une répartition des efforts internes acceptable. Les jeux de paramètres semi-rigides des itérations suivantes sont caractérisés en fonction des efforts internes calculés à l'étape 2. La convergence de la méthode numérique est atteinte lorsque le jeu de raideurs se répète d'une itération à l'autre. La variation d'efforts internes est alors assez faible pour générer deux fois le même jeu de paramètres. De manière générale, nous constatons qu'il faut seulement 3 itérations pour que le modèle converge. Il est important de noter que, parfois, certains assemblages oscilles entre deux matrices solutions en raison d'une variation d'effort interne (vecteur) « à cheval » sur le critère de compression d'une surface. Les deux solutions son alors considérées comme très proches puisque la composante d'effort projetée sur la normale sortante de la surface est quasi nulle. Par convention, nous privilégions la solution la plus rigide (incluant la surface partiellement compressée dans le calcul de la raideur équivalente).

En effet, la convergence numérique observée ne constitue pas, à elle seule, une preuve d'unicité de la solution. Elle indique seulement qu'un état compatible a été atteint pour les hypothèses retenues. Dans ce cadre, la solution doit être interprétée comme une solution stabilisée du modèle, cohérente avec les paramètres initiaux, les critères d'activation du contact et les hypothèses de caractérisation choisies. Dans ces conditions, il peut arriver que le modèle oscille entre deux solutions, dû à la variation d'un effort à la frontière avec un des domaines de compression de la centaine de surfaces considérées.

3.1.3 Application numérique par typologie d'assemblage

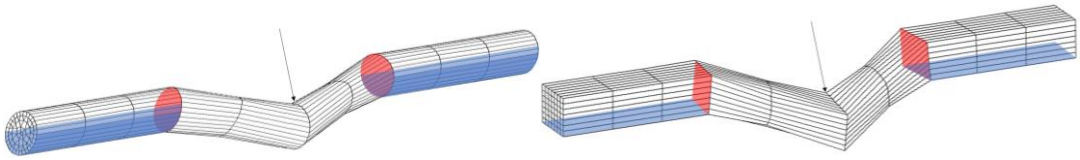
Dans cette partie, nous proposons de mettre en application la méthode de caractérisation analytique au travers d'un exemple donné, puis de présenter les résultats numériques pour chaque typologie étudiée. Cela va nous permettre d'apprécier la mécanique interne intrinsèque à la typologie d'assemblage en jeu et d'évaluer la variabilité de leurs raideurs suivant les différents cas de charge proposés (charges permanentes et essais à l'échelle 1:1du versant Sud des fermes).



(a) Ferme n°5 (b) Ferme n°4

Figure 98 : Cartographie de la typologie d'assemblages.

Sur les fermes principales, Figure *98*, on dénombre quatre types d'assemblages : les assemblages mi-bois, les tenon-mortaises, les tenons-oulices et les assemblages moisés. Pour chacun d'eux, nous proposons une application numérique de la méthode des composants adaptée au cas de charge permanent à 15 % d'humidité d'équilibre du bois. A titre d'exemple, le tenon-oulice est présenté dans ce chapitre, les autres étant synthétisés en annexe (§5.2).



(a) cheville (b) clavette

Figure 99 : géométrie et surfaces de contact des organes de fixation en double cisaillement

La cheville et la clavette sont deux organes d'assemblages qui permettent d'assurer la reprise des efforts de traction. Elles sont sollicitées en cisaillement simple ou double comme illustré sur la Figure 99. Pour évaluer la raideur apportée par ces éléments, on identifie deux modes de déformations locaux, le cisaillement de la section, en rouge, et l'écrasement local du bois au contact des éléments de structure, en bleu. En appliquant la méthode des composants, nous obtenons les estimations suivantes en cisaillement simple :

- $k_{cheville} = 38.8\ kN/mm$ pour un diamètre de 20 mm
- $k_{clavette} = 40.6\ kN/mm$ pour une surface rectangulaire de $50 \times 100\ mm^2$

On s'aperçoit que la raideur de la cheville est quasi équivalente à celle de la clavette malgré la différence de section. Cela s'explique par l'estimation de la longueur caractéristique de compression locale prise égale au diamètre L= 20 mm. Pour vérifier la justesse de cette estimation,

nous proposons donc une deuxième méthode qui s'appuie sur le calcul de la raideur de service k_{ser} fournie dans le paragraphe 7.1 de la NF EN 1995-1-1 qui s'applique aux broches métalliques sollicitées en cisaillement simple :

Équation 16 : $$k_{ser} = \frac{\rho^{3.5} \times d}{46} = 7.0 kN/mm$$ pour un diamètre de 20 mm.

Dans le cas du cisaillement double, on considère les deux plans de cisaillement comme des ressorts indépendants en parallèle et on multiplie par deux les estimations précédentes. Cependant, pour adapter cette formule aux chevilles bois, A. Cointe et al. (2007) proposent de diviser cette estimation par deux.

Enfin, K.R. Tevi (2022) estime expérimentalement lors d'un essai de traction la raideur d'un tenon-mortaise en traction aux alentours de $k_{exp} = 43.8 kN/mm$ avec un coefficient de variation de 37%. Les chevilles utilisées sont en chêne de 12 mm, sollicité en cisaillement double et le tenon-mortaise est en pin-maritime. Malgré un moindre diamètre de cheville, cette estimation moyenne expérimentale se situe entre les estimations analytiques ($7 < 44 < 2 \times 38.8$ kN/mm). Dans le cadre de cette étude, nous souhaitons proposer des estimations idéalisées en lien avec des contact parfaits. On privilégiera donc l'estimation faite avec la méthode des composants. Nous obtenons les matrices suivantes dans le cas du cisaillement double (en kN/mm) :

$$K_{cheville} = \begin{bmatrix} 77.6 & 0 & 0 \\ 0 & 77.6 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}_{(X,Y,Z)} \quad K_{clavette} = \begin{bmatrix} 81.2 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}_{(X,Y,Z)}$$

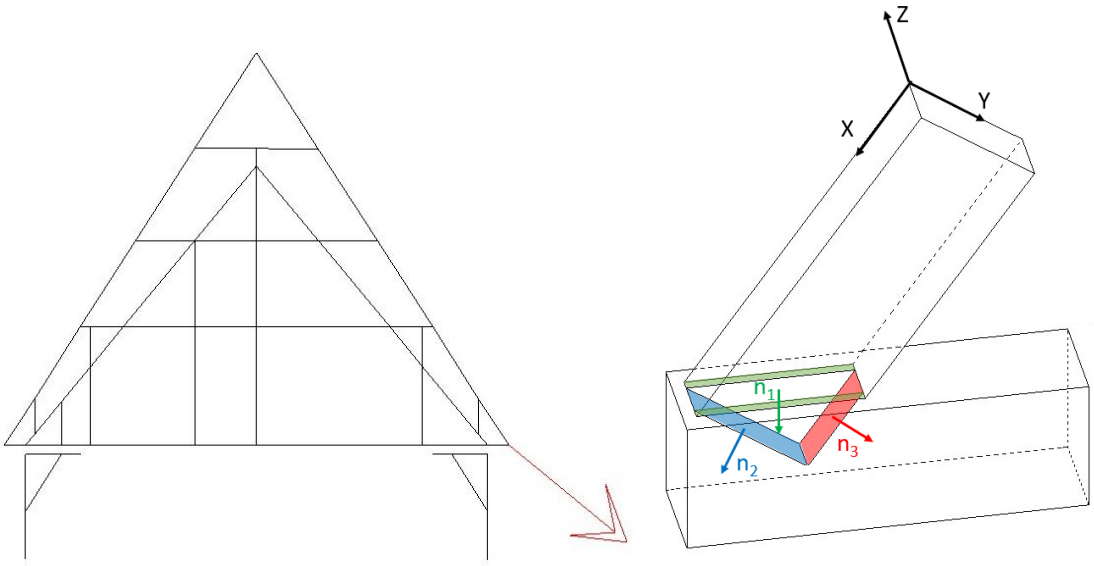


Figure 100 : Localisation, efforts internes et géométrie du tenon-oulice incliné à 55°.

Nous nous intéressons à présent à la typologie du tenon-oulice dont l'about est coupé dans le plan de la section courante de la pièce comme l'illustre le schéma technique Figure 100. Pour notre application numérique, on prend pour exemple l'assemblage reliant les pieds des chevrons à l'entrait principal avec un angle de 55° localisé avec son vecteur représentatif de la résultante des efforts internes sous charges permanentes.

K_i sont les matrices de raideur due à la compression locale de chacune des surfaces exprimées dans leur repère local (n_i, τ_i, Z). Les composantes de chaque matrice sont exprimées en kN/mm et kN.mm

$$K_1 = \begin{bmatrix} 110 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 5.4e5 \end{bmatrix}_{(n_1,\tau_1,Z)} \quad K_2 = \begin{bmatrix} 120 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 2.2e5 \end{bmatrix}_{(n_2,\tau_2,Z)} \quad K_3 = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1.2e5 \end{bmatrix}_{(n_3,\tau_3,Z)}$$

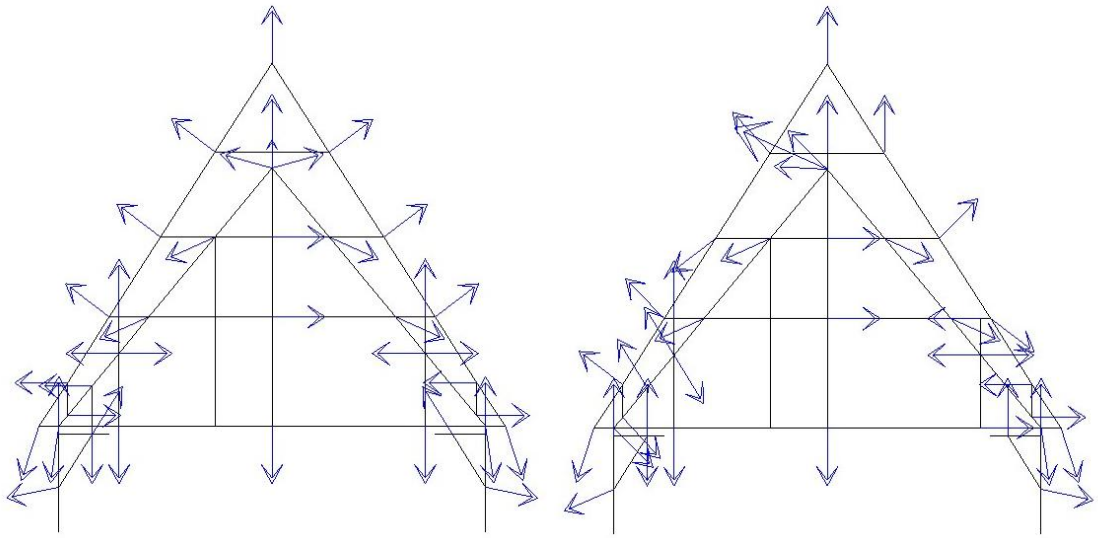
Chacune de ces matrices est ensuite exprimée dans le repère global du chevrons (X,Y,Z). Nous constatons que la raideur K_3 ne mobilise pas d'efforts de compression au regard du critère angulaire imposé. Finalement, on calcule la matrice de rigidité globale de l'assemblage comme la somme de quatre ressorts en parallèle.

$$K_{oulice,55°} = K_1 + K_2 + K_3 + K_{cheville} = \begin{bmatrix} 280 & 53 & 0 \\ 53 & 110 & 0 \\ 0 & 0 & 8.8e5 \end{bmatrix}_{(X,Y,Z)}$$

On exprime à présent cette matrice de rigidité totale sous sa forme diagonalisée D ainsi que sa matrice régulière P telles que $K = PDP^{-1}$

$$D = \begin{bmatrix} 290 & 0 & 0 \\ 0 & 99 & 0 \\ 0 & 0 & 8.8e5 \end{bmatrix}_{(v_1,v_2,v_3)} \qquad P = (v_1, v_2, v_3) = \begin{bmatrix} 0.94 & 0{,}34 & 0 \\ -0{,}34 & 0.94 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}_{(X,Y,Z)}$$

Le repère principal de la liaison (v_1, v_2, v_3) décrit Équation 15, est orienté à $\beta = 30°$ avec le repère de référence de la poutre esclave (X, Y, Z) comme illustré Figure 96.



(a) Charges permanentes (b) charge Sud des essais quasi-statiques.

Figure 101 : Orientation du repère principal des liaisons d'assemblages de la ferme n°4.

Nous représentons, à la Figure 101, le vecteur v_1 associé au repère principal des liaisons d'assemblage obtenu après diagonalisation. Les vecteurs complémentaires v_2 et v_3 sont, par construction, orthogonaux à v_1. Par ailleurs, le modèle élastique étant symétrique, le sens (signe) de ces vecteurs n'a pas d'influence sur les résultats. On constate que les vecteurs v_1 ne coïncident pas systématiquement avec la direction longitudinale des poutres.

Tableau 20 : Tableau récapitulatif de la dispersion des raideurs sous charges permanentes (en kN/mm et kN.mm).

	Ferme n°4				**Ferme n°5**			
Unités	k_n kN/mm	k_s kN/mm	k_{ns} kN/mm	q_s kN.mm	k_n kN/mm	k_s kN/mm	k_{ns} kN/mm	q_s kN.mm
Moyenne	120	110	18	1.3e6	140	120	24	1.1e6
Cov (%)	48	29	129	50	42	28	108	32

Tableau 21 : Tableau récapitulatif de la dispersion des raideurs sous la charge Sud des essais quasi-statiques (en kN/mm et kN.mm).

	Ferme n°4				**Ferme n°5**			
Unités	k_n kN/mm	k_s kN/mm	k_{ns} kN/mm	q_s kN.mm	k_n kN/mm	k_s kN/mm	k_{ns} kN/mm	q_s kN.mm
Moyenne	140	120	22	1.3e6	140	120	20	1.1e6
Cov	46	32	113	50	43	33	128	32

Les Tableau 20 et Tableau 21 présentent respectivement, pour les deux cas de chargement étudiés, la moyenne et le coefficient de variation des composantes de la matrice des raideurs de

l'ensemble des assemblages. Afin de permettre leur comparaison, ces composantes sont exprimées dans les repères de référence des poutres.

On observe tout d'abord que les valeurs moyennes et les coefficients de variation restent proches d'un cas de charge à l'autre. Pour les deux fermes, l'écart moyen entre les raideurs normales k_n et tangentielles k_s demeurent inférieur à 15 %, Les deux raideurs principales présentent donc des ordres de grandeurs comparables avec systématiquement $k_s < k_n$.

Dans la littérature, les matrices de raideur sont généralement exprimées sous forme diagonale dans leur repère de référence des poutres, ce qui revient à supposer les termes de couplage k_{ns} négligeables. Les résultats obtenus montrent toutefois que cette hypothèse doit être considérée avec prudence. En effet, les termes k_{ns} ne représentent en moyenne qu'environ 15 % des raideurs principales, ils restent non nuls, et signifie que l'hypothèse de diagonalisation fait l'abstraction de la géométrie même des assemblages pour des pratiques simplifiées en ingénierie. Leurs coefficients de variation, de l'ordre de 110 à 130 % s'expliquent par l'absence de couplage normale et tangentielle pour les assemblages aux surfaces compressées parfaitement orthogonales (tenon-mortaises droits).

Enfin, les raideurs de rotation q_s ne peuvent pas être négligées. Elles présentent des coefficients de variation relativement constants d'un cas de charge à l'autre, ce qui indique que leur variabilité dépend peu du chargement appliqué. Ce résultat est cohérent avec l'hypothèse de contacts parfaits : les raideurs de rotation intègrent alors l'effet de l'ensemble des surfaces de contact et ne dépendent pas directement de la distribution des efforts internes (Équation 10).

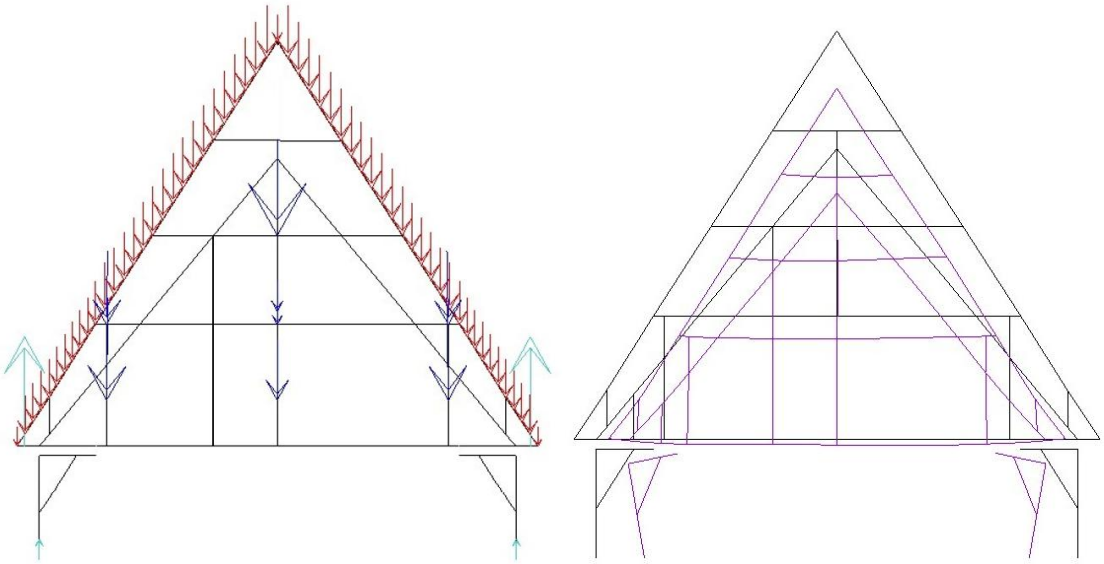
3.1.4 Études préliminaires sur le comportement structurel

Ce chapitre présente le modèle 2D des fermes principales, les modes de chargement, la cinématique de déformation et les conditions limites retenues. Les résultats numériques sont d'abord confrontés à ceux d'un modèle 3D pour valider les hypothèses de réduction, puis comparés à un modèle 2D semi-rigide afin de quantifier l'influence de la raideur partielle des assemblages. Enfin, nous discutons de l'impact de la nouvelle répartition des efforts sur les conditions de frottement aux appuis et justifions le choix de conditions limites uniformisées pour l'étude de sensibilité. Cette section a donc deux objectifs :

- Valider les hypothèses 2D et mesurer l'effet de la semi-rigidité locale des assemblages,
- Analyser les conséquences de la répartition interne des efforts sur le frottement aux appuis (critère de Coulomb) pour fixer des conditions limites afin de procéder aux analyses de sensibilité.

Simulations sous charges permanentes avec prise en compte des effets du retraits :

Nous commençons par simuler le comportement des fermes principales sous charges permanentes (avec effets du retrait). Le modèle 2D est initialement construit dans le plan médian des fermes avec des liaisons internes parfaitement articulées. La cinématique est considérée comme plane en premier lieu, et l'orientation des barres suit la géométrie des axes de poutres. Les appuis sur la maçonnerie sont modélisés par des contacts unidirectionnels avec du frottement évalué à l'aide du critère de Coulomb.



(a) Charge (rouge et bleu) et efforts de réaction (en vert) (b) déformée globale(× 300)

Figure 102 : chargement, efforts aux appuis et déformée de la ferme n°4 sous charges permanentes et effets du retrait.

Nous proposons à présent de représenter des résultats du modèle semi-rigide, présenté dans la section précédente, pour la ferme n° 4 (cas illustratif), sous charges permanentes et avec des appuis extérieurs glissants. Pour améliorer la lisibilité de la Figure 102(a), le poids propre des éléments et les effets de retrait ne sont pas représentés graphiquement ; en revanche, la charge linéique de la couverture (rouge) et les efforts transmis par les palées longitudinales (bleu) aux fermes principales sont explicités. Enfin, indépendamment du modèle employé, 2D articulé ou 2D semi-rigide, le constat est identique à celui du modèle 3D articulé (Figure 85 §chapitre 2).

Bien que la semi-rigidité modifie la répartition interne des efforts, elle n'affecte pas significativement la descente de charges jusqu'aux appuis mais peut toutefois influencer localement les phénomènes de frottement. Afin de simplifier l'analyse de l'étude de sensibilité à venir, nous imposons donc un jeu fixe de conditions limites en écartant l'indétermination par glissement précédemment traitée via Coulomb.

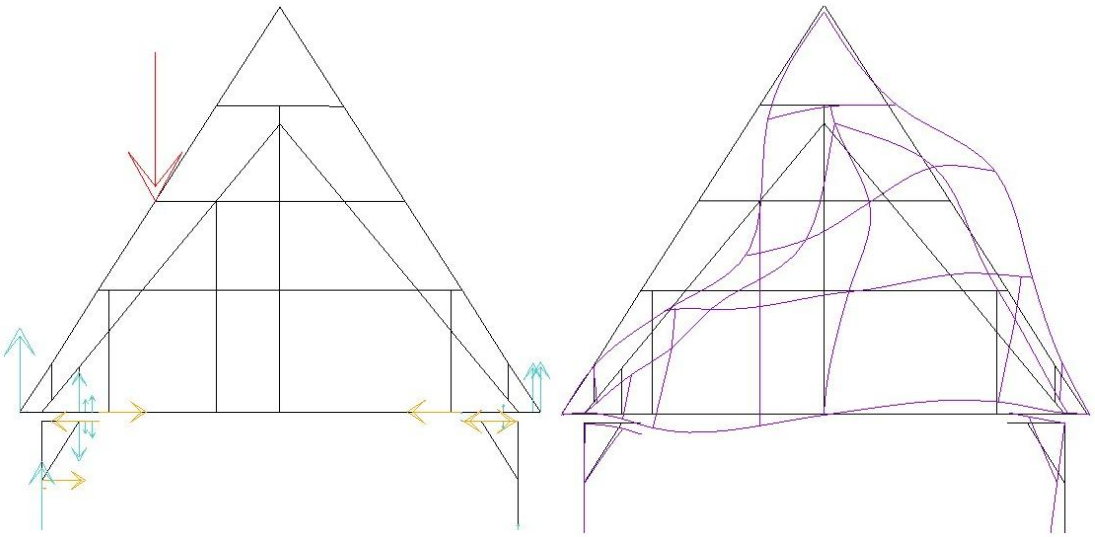
Tableau 22 : flèche des entraits principaux par ferme et par modèle

en mm	Ferme n°4	Ferme n°5
Maximum expérimental	32	35
Modèle articulé 3D	0.81	0.63
Modèle articulé 2D	0.84	0.70
Modèle semi-rigide 2D	1.2	1.2

Nous proposons à présent de comparer la flèche centrale des entraits mesurée expérimentalement et calculés à l'aide des différents modèles (3D et 2D) sous charges permanentes avec prise en compte des effets du retrait. Le Tableau 22 reprend les résultats maximums issus des 3 ans de monitoring, les résultats numériques du modèle 3D articulé (§chapitre 2) ainsi que ceux des modèles simplifiés 2D des fermes, le modèle parfaitement articulé et le modèle semi-rigide intégrant les raideurs locales théoriques.

Nous constatons une bonne concordance entre les modèle articulés 2D et 3D. En revanche, la flèche centrale de l'entrait est environ 20 à 25 % plus élevée avec le modèle semi-rigide malgré l'ajout d'une raideur en rotation. Cette différence s'explique par l'ouverture partielle des contacts et la complaisance axiale des assemblages. Malgré ce gain de flèche avec la semi-rigidité, l'augmentation reste insuffisante pour décrire l'amplitude des mesures in situ observées à long terme. Des effets supplémentaires (phénomènes différés, états d'humidité, variabilité accidentelle…) pourront être discutés dans les chapitres 3.2.

Simulations sous charges ponctuelles tirées des essais quai-statiques :



(a) Charge (rouge) et efforts de réaction (b) déformée globale (× 300)

Figure 103 : Charge instantanée, réactions aux appuis et déformée de la ferme n°4 pour le cas de charge Sud des essais à l'échelle 1:1.

On traite à présent du cas de charge instantané, en rouge Figure 103(a), appliqué lors de la campagne d'essais statiques, avec une sollicitation localisée sur le versant Sud des fermes. Les modèles 2D parfaitement articulé et 2D semi-rigide sont analysés en parallèle sur la même configuration. On observe des réactions d'appui quasi identiques d'une ferme à l'autre. Par conséquent, les conditions limites issues du contact avec frottement sont figées et appliquées uniformément à l'ensemble des simulations ultérieures, de manière à dissocier l'effet « loi de liaison » de l'effet « appuis ».

Tableau 23 : Raideurs des fermes sous charge ponctuelle instantanée (Sud).

en kN/mm	Ferme n°4	Ferme n°5
Moyenne sur l'ensemble des essais réalisés	13,1	18,0
Modèle articulé 3D	34,3	28,0
Modèle articulé 2D	31,4	24,5
Modèle semi-rigide 2D	35,3	30,5

Le Tableau 23 résume les raideurs globales équivalentes des fermes principales suivant les modèles ainsi que les valeurs moyennes expérimentales. L'évaluation quantitative des différents modèles s'appuie sur la raideur globale définie durant la campagne d'essais comme le rapport entre la charge ponctuelle sur la flèche de l'entrait principal au droit de l'application de la charge.

Nous constatons tout d'abord 8 à 15% d'écart entre les modèles 2D et 3D parfaitement articulés ce qui constitue un écart acceptable au vu des hypothèses simplificatrices imposées. Enfin, il apparait que le modèle semi-rigide, donne des estimations de la raideur globale des fermes 10 à 20% supérieures à celles du modèle 2D articulé.

A ce stade, le modèle semi-rigide, tel qu'il a été mis en place, n'est pas en mesure d'expliquer les valeurs moyennes expérimentales. En gardant à l'esprit que les hypothèses de calcul analytique de notre méthode de caractérisation sont très conservatrices, nous pouvons envisager qu'une meilleure estimation de l'ordre de grandeur et de la dispersion réelle des raideurs d'assemblages permettraient d'aligner la réponse quasi-statique des fermes sur les observations in situ.

3.2 Analyse de sensibilité des paramètres semi-rigides

Pour aboutir à une estimation il est nécessaire de réaliser une analyse de sensibilité de la semi-rigidité des assemblages, l'objectif étant triple :

- Calibrer l'ordre de grandeur des raideurs locales à court et long terme,
- Hiérarchiser les assemblages et leurs degrés de liberté en fonction de leur influence sur la réponse globale du système,
- Évaluer le degré de précision nécessaire lors de la caractérisation des caractéristiques mécaniques des assemblages.

Dans le travail de recherche proposé et intégrant des données expérimentales, le processus retenu est le suivant :

- Rétro-analyse de la raideur instantanée des fermes obtenue expérimentalement durant la campagne d'essais. On procède par méthode inverse en calant l'ordre de grandeur moyen des raideurs locales pour établir une équivalence avec les raideurs globales des fermes principales,
- La même étude de variation est ensuite menée sous charges permanentes en cherchant à intégrer les effets différés du fluage,
- Enfin, on profite de cette étude pour évaluer l'influence des hypothèses simplificatrices comme une distribution uniforme des raideurs ou l'articulation des assemblages.

La rétro-analyse des raideurs d'assemblage est effectuée par saison car l'humidité relative moyenne des bois modifie les contacts d'assemblages. Avec la méthode des composants, on transpose finalement ce nouveau modèle hygroscopique aux modèles sous charges permanentes afin d'en comparer l'influence au regard des autres phénomènes en jeu à l'échelle de la structure et des éléments (retrait, variation des modules d'élasticité).

Nous souhaitons ensuite réduire les dimensions du problème inverse. Pour ce faire, on classe les assemblages et les degrés de liberté pilotes via des critères mécaniques (énergie interne) et des indices de sensibilité (type Sobol). On évalue ainsi la propagation des incertitudes résiduelles relative aux assemblages sur la sortie du modèle en fonction des cas de chargements. L'ensemble de ces informations va contribuer à évaluer le degré de précision requis et où concentrer nos efforts de caractérisation pour reproduire de façon satisfaisante la cinématique des déplacements et des flèches observées.

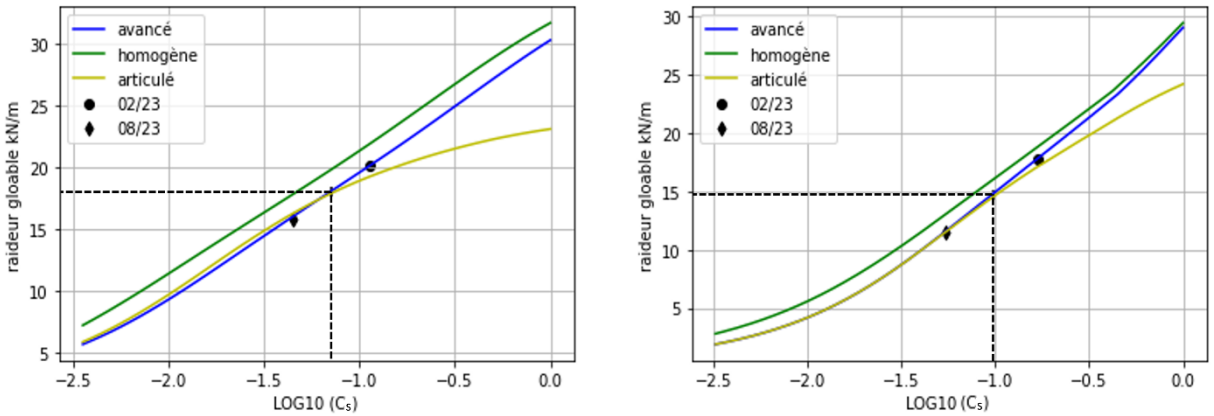
3.2.1 Rétro-analyse de la semi-rigidité des assemblages

L'estimation des raideurs d'assemblage, faite à l'aide de la méthode des composants, s'est avérée très conservative au regard de la raideur globale des fermes mesurée au cours des essais quasi-statiques (Tableau 23). Ce résultat était attendu en raison des hypothèses idéalisées, loin de la réalité des contacts d'assemblages mis en œuvre vert, après trois ans de séchage. Par conséquent, nous proposons de calibrer le jeu de paramètres semi-rigide par méthode inverse (rétro-analyse) à partir de mesures in situ. Puis, on mesure l'influence de cette pondération uniforme des paramètres à long terme, en l'appliquant au modèle sous charges permanentes avec les effets du retrait.

Les matrices de raideurs sont multipliées de façon isotrope (composants) et par un coefficient de pénalité dit systématique que nous noterons C_s. Autrement dit, ce coefficient permet de corriger la matrice de raideur des assemblages, calculé sur la base de la méthode des composants. Un C_s de 1 correspond donc à une matrice correspondant au modèle de contact parfait décrit avec la méthode des composantes. Pour chaque calcul statique, la méthode de caractérisation (Figure 97) des raideurs théoriques nécessite trois itérations pour converger vers une solution stable, puis nous traçons l'évolution simulée de la raideur globale des fermes en fonction de C_s. Nous constatons, indépendamment du cas de charge, une relation non linéaire entre la raideur apparente des fermes et l'ordre de grandeur des raideurs locales. En optimisant la concordance du modèle et des essais on réalise une calibration des raideurs (par l'intermédiaire du coefficient de pénalité C_s).

Enfin, nous souhaitons évaluer l'influence de certaines hypothèses simplificatrices communément employées dans la littérature. Pour ce faire nous proposons de comparer trois modèles :

- Le modèle « avancé » présenté jusque-là comme le modèle semi-rigide de référence décrit dans le chapitre 3.1,
- Le modèle « homogène » consiste à appliquer une matrice de raideur unique et orthotrope à l'ensemble des assemblages basée sur les valeurs moyennes de chaque composante. Les termes non-diagonaux sont annulés et la matrice est alors exprimée dans le repère principal des poutres. (Branco et al., 2016a)
- Le modèle « articulé », déjà employé sans les raideurs axiales, consiste à annuler la composante de raideur en rotation. La littérature a montré que cette hypothèse s'accordait avec la présence de jeux ou de défauts de contacts (Vannucci, 2020).

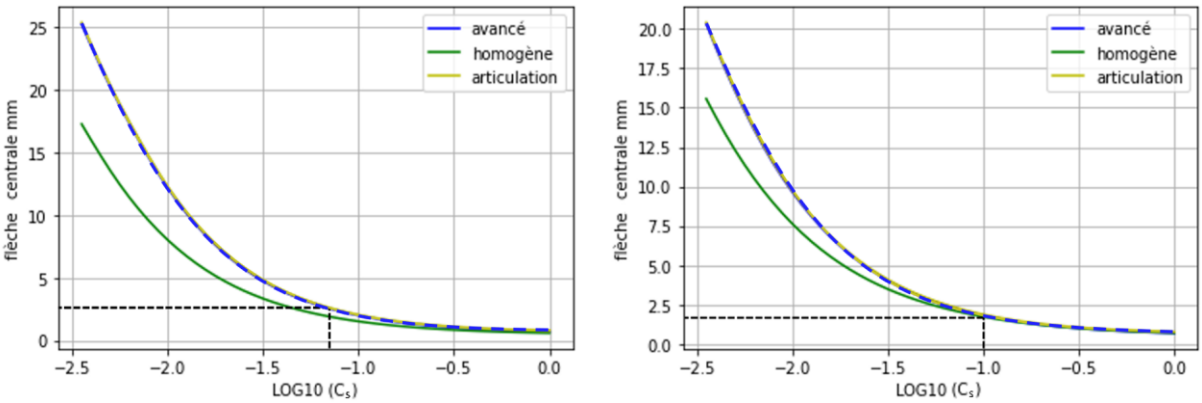


(a) Ferme n°4 (b) Ferme n°5

Figure 104 : Effets de la pondération des raideurs d'assemblages sur la raideur globale des fermes soumises à la charge Sud des essais quasi-statiques.

Nous analysons d'abord, en configuration de charge Sud des essais quasi-statiques, la réponse de chaque ferme. À l'échelle logarithmique, la raideur globale se révèle fortement sensible aux raideurs implémentées localement. Pour établir l'équivalence entre les simulations et les mesures, nous superposons aux courbes simulées les extrêmes saisonniers observés, minima et maxima de raideur globale relevés entre février et août 2023 représentatives de la variation saisonnière. En regardant uniquement le modèle avancé, en bleu, on en déduit des coefficients moyens de calibration C_s représentés par les segments discontinus. Ces valeurs sont assez proches d'une ferme à l'autre, $C_s = 0.07$ pour la ferme n° 4 et $C_s = 0{,}1$ pour la ferme n° 5. Les amplitudes saisonnières restent du même ordre : ± 25 % pour la ferme n° 5 et ± 17 % pour la ferme n° 4.

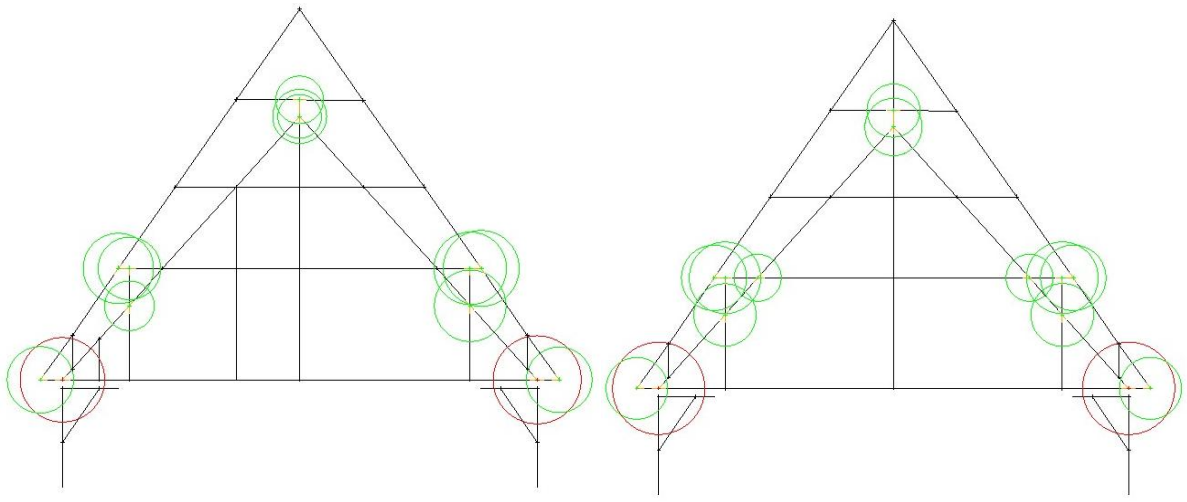
La comparaison au modèle simplifié « homogène » met en évidence un écart à peu près constant et significatif en termes de raideur globale (<2 kN/mm). En revanche, le modèle « articulée » présente une évolution qui concorde avec le modèle « avancé » uniquement dans le régime des faibles rigidités globales, aux alentours de 20 kN/mm, précisément dans le domaine de variation de la raideur globale des fermes. En effets, en deçà des coefficients C_s calibrés le modèle avancé se comporte comme le modèle articulé. Nous pouvons donc en conclure que, pour un cas de charge dissymétrique et quasi-statique, le modèle homogène introduit une erreur systématique inférieur à 10% tandis que l'articulation systématique des assemblages semble être une hypothèse acceptable au-delà d'une certaine souplesse globale des fermes.



(a) Ferme n°4 (b) Ferme n°5

Figure 105 : Variation paramétrique de la flèche centrale au droit du poinçon des fermes sous charges permanentes.

Sous charges permanentes en intégrant le retrait, l'application des coefficients moyens C_s calibrés sur les essais quasi-statiques conduit à des flèches de 3,5 mm pour la ferme n° 4 et 7 mm pour la ferme n° 5, très en-deçà des valeurs attendues après trois ans (30–35 mm), Figure 105. Cet écart suggère l'influence de phénomènes différés indétectables à l'échelle de temps des essais quasi-statiques. Concernant les modèles articulés, la concordance est quasi parfaite avec le modèle avancé sur l'ensemble du domaine d'étude (si bien qu'on ne distingue plus le modèle semi-rigide avancé). Tandis que l'écart du modèle homogène avec le modèle avancé augmente significativement plus le coefficient C_s est petit.



(a) Ferme n°4 (b) Ferme n°5

Figure 106 : localisation des assemblages en fonction des seuils de déplacements relatifs imposés (Cs =1).

Nous souhaitons proposer une simulation représentative de l'influence d'un phénomène tel que le fluage sur les assemblages les plus déformés. Pour ce faire on exploite l'Eurocode 5 (EN 1995-1-1, §2.2.3(5), équation (2.3)) pour proposer le critère suivant basé sur un glissement limite de service :

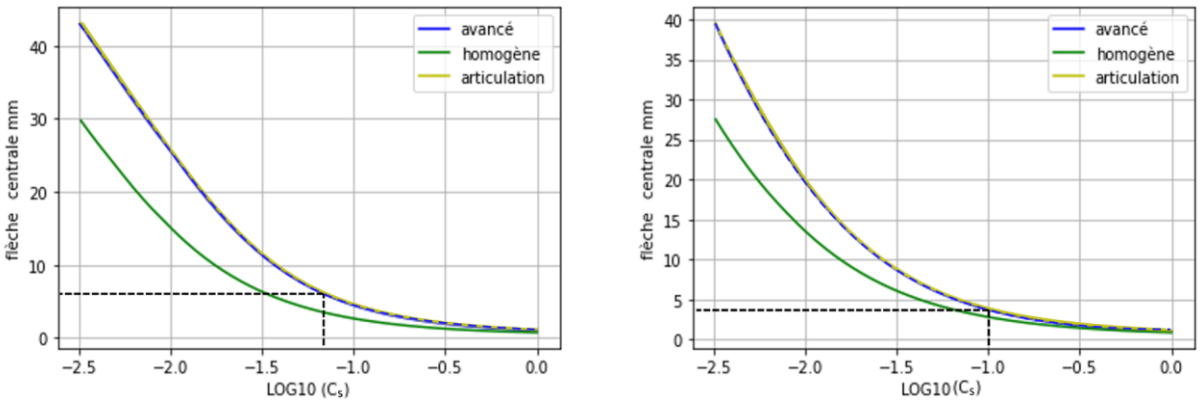
Équation 17 : $u_j \leq \frac{u_{lim}}{1+K_{def}}$ avec $j \in \{n, s\}$

Nous décomposons les degrés de liberté u_j au nœud d'assemblage.

Cependant, nous ne disposons pas de limites de déplacements définies en fonction de la typologie des assemblages. Nous proposons donc de représenter Figure 106, le niveau de déplacements relatifs atteint par les assemblages pour un coefficient Cs = 1 (appliqué au modèle avancé avec contacts parfaits). Nous représentons en vert ceux ayant dépassé $u_{lim} = 3mm$ et en rouge ceux qui dépassent $u_{lim} = 6mm$. Nous faisons donc l'hypothèse que les deux tenon-mortaise qui relient les arbalétriers internes aux entrait principaux, sont les assemblages les plus susceptibles de développer du fluage. En procédant de la sorte, nous souhaitons montrer l'influence que peut avoir ce type de phénomènes différés et locaux sur un nombre limité d'assemblages.

L'Eurocode 5 (section 3.1.4) donne un facteur de déformation $k_{def} = 2$ pour du bois massif en classe de service 3. Si le critère de fluage est dépassé on exprime la raideur effective à long terme de la façon suivante :

Équation 18 : $k_{i,eff} = \frac{k_i}{I + k_{def}} = 0.33 \times k_i$ avec $j \in \{n, s\}$



(a) Ferme n°4 (b) Ferme n°5

Figure 107 : Variation de la flèche centrale des fermes sous charges permanentes, avec application du coefficient de fluage aux pieds des arbalétriers.

Les Figure 107 illustrent les variations de flèche des modèles avec application du coefficient de fluage sur les tenons-mortaises en pied de fermes (en rouge Figure 106). Par rapport aux calculs purement élastiques (modèle avancé), les flèches calculées sont en moyenne doublées. Autrement dit, l'introduction du fluage se traduit par une réduction marquée de la raideur effective des assemblages, suffisante pour rapprocher les prédictions des observations de long terme (30–35 mm) en prenant $C_s = 10^{-2.3}$. Cependant cela revient à ne considérer que 1/200 de la raideur théorique estimée par la méthode des composantes (contacts parfaits). La piste de la

prise en compte de défauts de raideurs locaux semble être une piste pertinente pour nous rapprocher d'un jeu de paramètres semi-rigides plus réaliste.

Concernant les modèles simplifiés, le constat est identique à celui des Figure 105. Nous pouvons cependant constater que l'influence du fluage sur la réponse du modèle homogène est moins significative car ses effets sur les valeurs moyennes sont plus diffus. Ces résultats suggèrent que l'ajout de phénomènes localisés, éloignent encore davantage le modèle homogène classique utilisé en bureau d'études par rapport au modèle avancé.

3.2.2 Influence des variations saisonnières sur la raideur globale

Dans le chapitre 3.3, nous avons simulé, avec le modèle 3D parfaitement articulé, le gain de souplesse apporté par le retrait longitudinal, transverse et radial sur la cinématique des déformations globales de la travée à long terme. Cependant, les résultats portant sur la simulation des essais quasi-statiques, nous avons également montré que l'influence de l'humidité sur les propriétés du bois (en l'absence des effets de retrait) allait à l'encontre de la variation de raideur globale mesurée sur site (assouplissement en été). A l'échelle des fermes, (Jorissen et al., 2014) mènent des essais de caractérisation d'assemblages à grande échelle (portiques et liaisons boulonnées) et montrent que le séchage induit du retrait, abaissant la raideur de connexion malgré l'augmentation de la rigidité matériau par perte de contact localisé. Or, la rétro-analyse des essais (§3.2.1) nous a permis de mettre en évidence la variabilité saisonnière de la raideur globale des fermes (de février à août) au regard du coefficient de pondération unique (C_s) des raideurs d'assemblage. Pour relier la raideur globale à l'humidité relative des bois, nous faisons l'hypothèse que les variations saisonnières proviennent principalement de l'effet du retrait local sur les raideurs d'assemblages. Nous décidons donc d'attribuer les variations saisonnières de raideur globale aux paramètres semi-rigides locaux par l'intermédiaire du coefficient C_s uniformément répartis. En conséquence, le modèle semi-rigide est enrichi d'une loi reliant l'humidité relative à l'ordre de grandeur des raideurs locales (à posteriori de la méthode de caractérisation).

Avec la considération de la teneur en eau, et donc de l'influence du retrait sur les raideurs d'assemblage dans le domaine de variation saisonnière, nous proposons une étude de sensibilité du modèle sous charges permanentes, intégrant l'ensemble des phénomènes hygroscopiques implémentés jusque-là. L'objectif est de quantifier la part propre de chacun de ces phénomènes ainsi que leurs éventuelles interactions.

La méthode consiste à faire varier le taux d'humidité moyen des bois de manière homogène et uniforme sur l'ensemble des éléments dans un intervalle saisonnier représentatif

[17-13] %H. Cette stratégie permet de comparer, sur la base d'une variable unique (%H), la dispersion des réponses simulées suivant le modèle hygroscopique employé :

- Modèle avec retrait longitudinal, transversal et radial des poutres et des connections (modèle « A »),
- Modèle intégrant l'influence de l'humidité des bois sur le module de Young (modèle « E »),
- Modèle reliant raideurs d'assemblage à l'humidité des bois par l'intermédiaire de C_s (modèle « K »).

Chaque modèle peut être investigué isolément ou combinés entre eux. Lorsque l'un des modèles n'est pas intégré au calcul, son humidité effective est fixée à 15 % de teneur moyenne en eau.

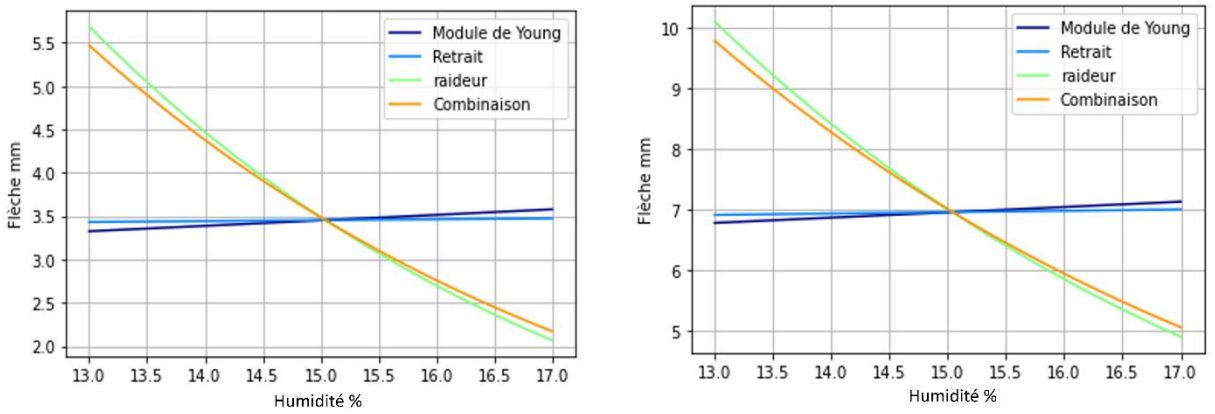
Deux méthodes complémentaires d'analyse de sensibilité sont mobilisées. D'abord, une étude de variation déterministe où l'on fait évoluer linéairement le taux d'humidité moyen des bois, en traitant séparément chaque modèle hygroscopique puis leur superposition, afin de caractériser la tendance et la plage de réponse. Puis une analyse plus poussée de la variance (ANOVA) de chaque paramètre sur la réponse globale du modèle semi-rigide. On sera alors en mesure d'évaluer l'influence individuelle de chaque phénomène hygroscopique (effets principaux) ainsi que leurs interactions. Le choix de la méthode d'analyse statistique est discuté au cours du chapitre.

Étude de variation déterministe :

Nous proposons d'assimiler la plage de variation de raideur globale à celle de l'humidité théorique des bois (H) au cours d'une année. La régression linéaire de la portion de courbe représentative des mesures in situ, permet d'exprimer une relation exponentielle afin de relier le coefficient de pondération C_s au taux d'humidité moyen des bois à cœur :

Équation 19 $$C_s = 10^{aH+b}$$

Avec « a » et « b » respectivement le coefficient directeur et l'ordonnée à l'origine de la régression linéaire des courbes du modèle avancé, Figure 104, prise entre les extrémums mesurés expérimentalement entre février et août.



(a) Ferme n°4 (b) Ferme n°5

Figure 108 : Variation saisonnière de la flèche centrale des fermes sous charges permanentes en fonction de la variation d'humidité des bois.

Pour établir la Figure 108, nous faisons évoluer le taux d'humidité pour chaque modèle étudié. Pour chaque simulation, la procédure de caractérisation des raideurs est relancée avec trois itérations de régularisation des paramètres comme décrit en §3.1.2. Au point de référence de 15 % d'humidité, les courbes recoupent les estimations de flèche attendue.

Les résultats montrent ensuite que la variation des raideurs locales d'assemblage domine largement les deux autres mécanismes dans la formation de la flèche saisonnière. L'effet de la teneur en eau sur les propriétés mécaniques du bois (modules d'élasticité et densité) est bien présent, conformément aux attentes, mais il reste d'ordre secondaire face aux raideurs locales. Quant au retrait longitudinal des éléments de poutre qui contribue de façon significative aux déformations à long terme, sa contribution saisonnière apparaît négligeable au regard des deux autres phénomènes. Considérés simultanément, ces mécanismes hygroscopiques induisent une modulation saisonnière de la flèche comprise entre 3,3 (février 2023) et 4,8 mm (août 2023), en bon accord avec les observations issues du monitoring (§1.3.1). Il en découle que, les raideurs locales semblent constituer le levier principal pour reproduire la variabilité saisonnière.

Analyse de la variance :

Nous souhaitons à présent évaluer l'influence de chaque phénomène en prenant en compte leurs interactions. L'analyse de la variance englobe un certain nombre de méthodes statistiques qui s'appliquent lorsque nous cherchons à mesurer l'influence de plusieurs variables explicatives (phénomènes hygroscopiques) sur la loi d'une variable continue à expliquer (flèche centrale des fermes). En s'appuyant sur l'étude de variation déterministe on est en mesure de piloter l'analyse de la variance associée à chaque phénomène dans la plage de variation saisonnière de l'humidité des bois.

La méthode de Sobol est particulièrement robuste pour comprendre et analyser un système complexe en décomposant les effets individuels et les interactions de tous ordres, interprétables directement en pourcentages d'influence. Son principal frein est le coût en évaluations du modèle (nombre de simulations). Pour le réduire, on exploite trois étapes :

- intégrer le taux d'humidité H par quadrature de Gauss–Legendre (6 points) très efficace lorsque la réponse est proche de la linéarité.
- limiter l'échantillon des paramètres à l'activation de trois phénomènes liés au taux d'humidité moyen: le retrait des poutres ; l'augmentation des modules d'élasticité ; la perte de rigidité des assemblages. Soit un plan factoriel complet de $2^3 = 8$ tests pour chacun des taux d'humidité moyens.
- limiter le nombre d'itérations de régularisation de la procédure de caractérisation des raideurs d'assemblage à 3.

Cela représente un coût calculatoire minimal total de $6 \times 8 \times 3 = 144$ Simulations CAST3M nécessaires. La méthode calculatoire est décrite dans l'annexe 5.3.

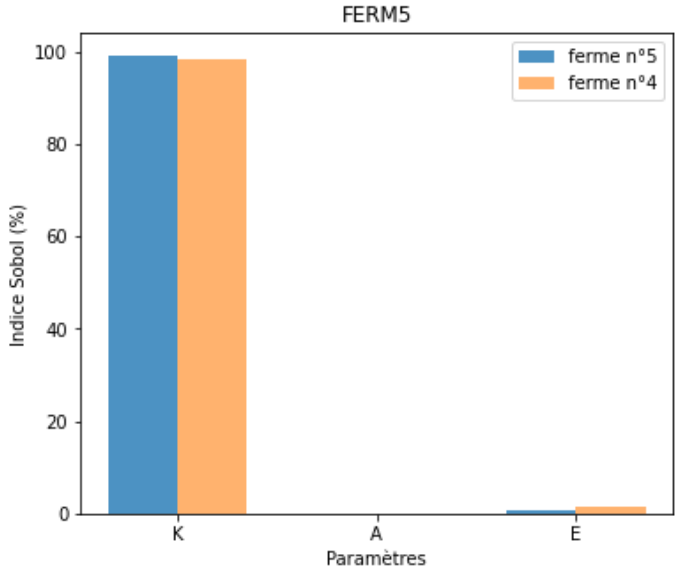


Figure 109 : indice de Sobol du premier ordre sur l'influence de chacun des phénomènes sur la raideur globale des fermes principales.

On pose $X_1 = K$, les effets des raideurs locales, $X_2 = A$, les effets du retrait et $X_3 = E$, les effets de l'humidité du bois sur ses propriétés mécaniques. L'examen des indices d'ordre 2 montre que les interactions entre phénomènes sont négligeables (toutes < 1 %). Par conséquent, le comportement du modèle est donc essentiellement additif avec des variables décorrélées, ce qui autorise une lecture directe des indices de premier ordre (Figure 109) et justifie de focaliser l'interprétation sur les effets principaux.

Les variations de raideurs locales K dominent la dispersion de la sortie du modèle. Viennent ensuite les propriétés mécaniques E, dont l'influence reste modérée (inférieure à 5 %). Enfin, le retrait radial et longitudinal « A » a un effet quasi nul (inférieur à 1 %).

3.2.3 Hiérarchisation des assemblages selon leur influence

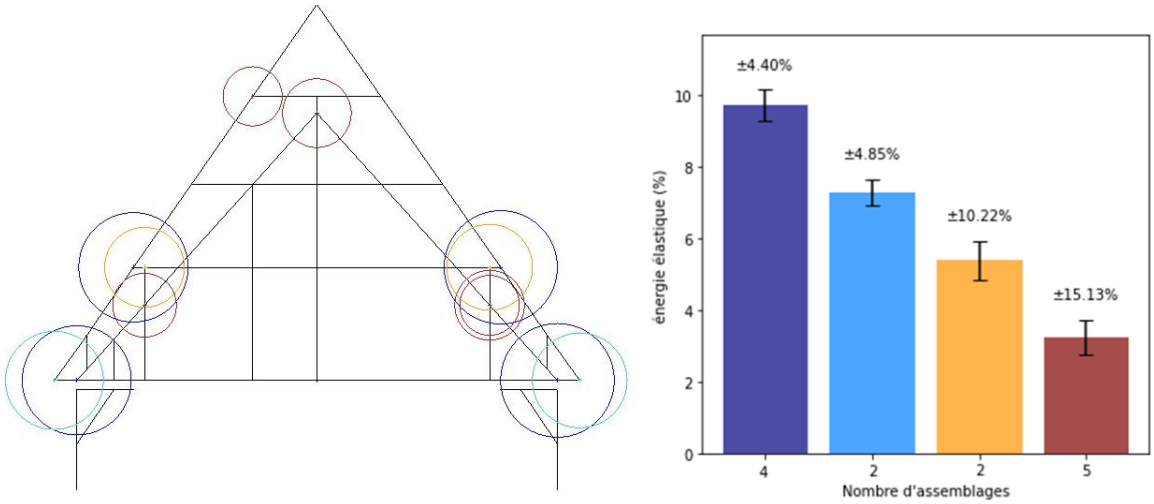
Les études de sensibilité paramétrique globale confirment l'importance du comportement semi-rigide de l'assemblage pour modéliser la cinématique des déformations. Toutefois, l'estimation moyenne de la dispersion théorique des raideurs locales n'explique pas simultanément le court et le long terme. Les phénomènes différés et hygroscopiques (fluage, retrait) exercent une influence localisée forte, ce qui suggère que la dispersion théorique actuelle des raideurs est insuffisante pour restituer la cinématique réelle des déformations. Pour orienter nos efforts de calibration, on identifie deux objectifs opérationnels :

- classer les assemblages structurellement discriminants,
- hiérarchiser ces derniers afin d'optimiser le compromis entre réduction de l'incertitude en entrée par rapport au gain de précision en sortie.

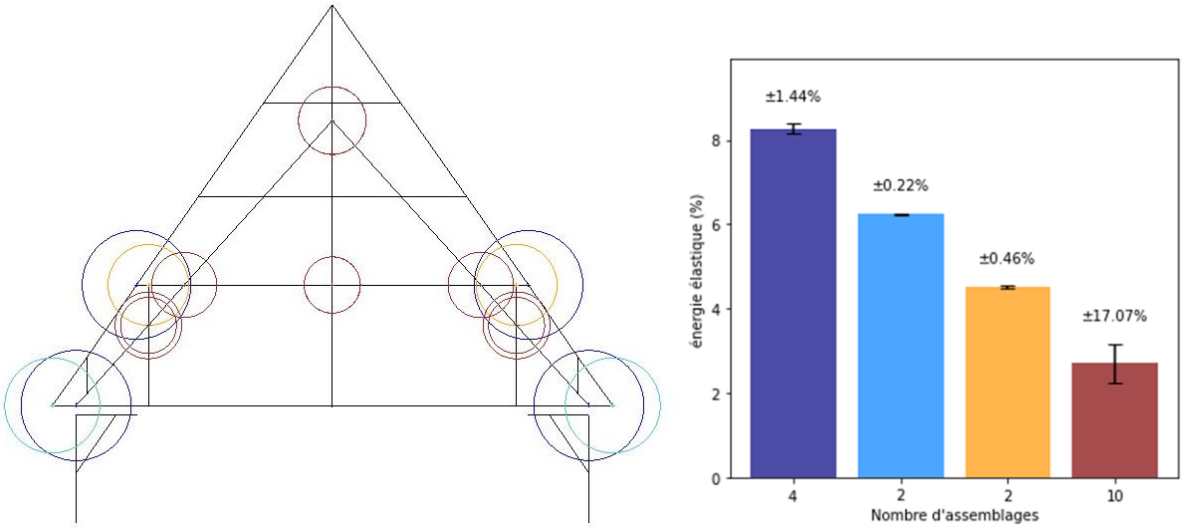
Critère de classement des assemblages :

La raideur de l'assemblage est déterminée à partir des surfaces de contact, c'est-à-dire relative aux dimensions des poutres assemblées et à leur mode de liaison. Les assemblages ont donc des raideurs qui peuvent être très différentes les unes des autres (voir les CoV des raideurs des tableaux du 4.1.3). Ceux qui pilotent le comportement structural ne sont pas nécessairement les plus souples ou les plus chargés. Le critère retenu tient compte de ces deux variables, soit l'énergie élastique de chaque assemblage qui intègre charge, déformations locales et raideurs estimées. On fait donc l'hypothèse que plus l'énergie interne d'un assemblage est élevée, plus une erreur d'estimation de sa matrice de raideur impacte la réponse globale.

Sur la base des assemblages critiques retenus, une analyse de sensibilité de type Sobol hiérarchise l'influence individuelle et les interactions sur la variance de la sortie de chacun de ces assemblages. La méthode consiste à introduire un coefficient de pondération individuel à chaque assemblage principal et de construire un échantillonnage de type Saltelli pour $Cp_i \in [0.1,1]$. En effet, une approche exhaustive (échantillon de Sobol N=1000) sur la quarantaine d'assemblages que compose les fermes représente un temps trop important de simulations auxquelles il faut ajouter les trois itérations de régularisation des raideurs. D'où l'intérêt de cette démarche ciblée, appuyée par la réduction de dimension préalable du nombre de variables.

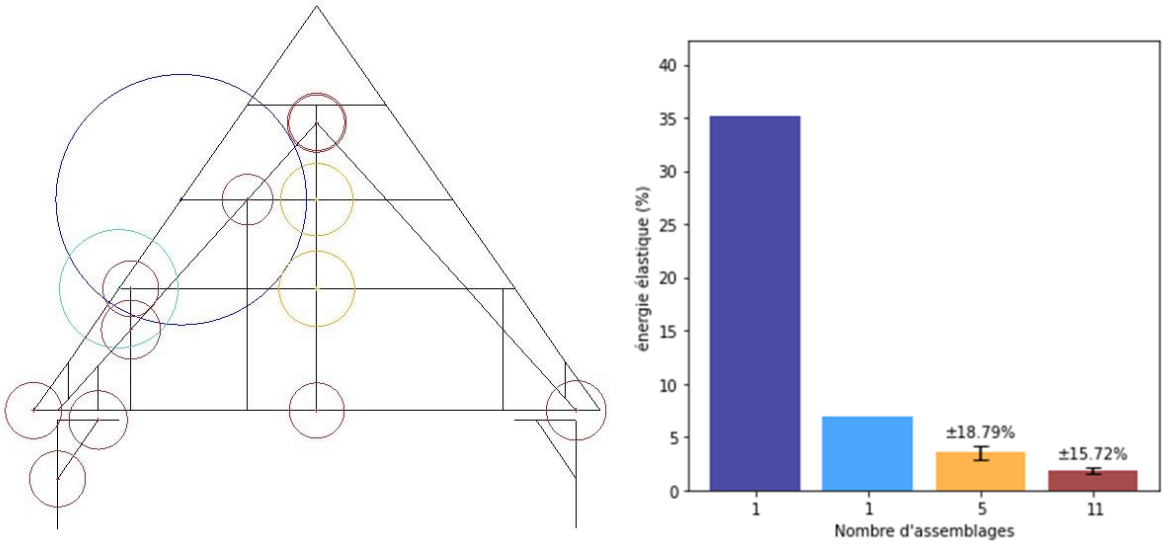


(a) Ferme n°4

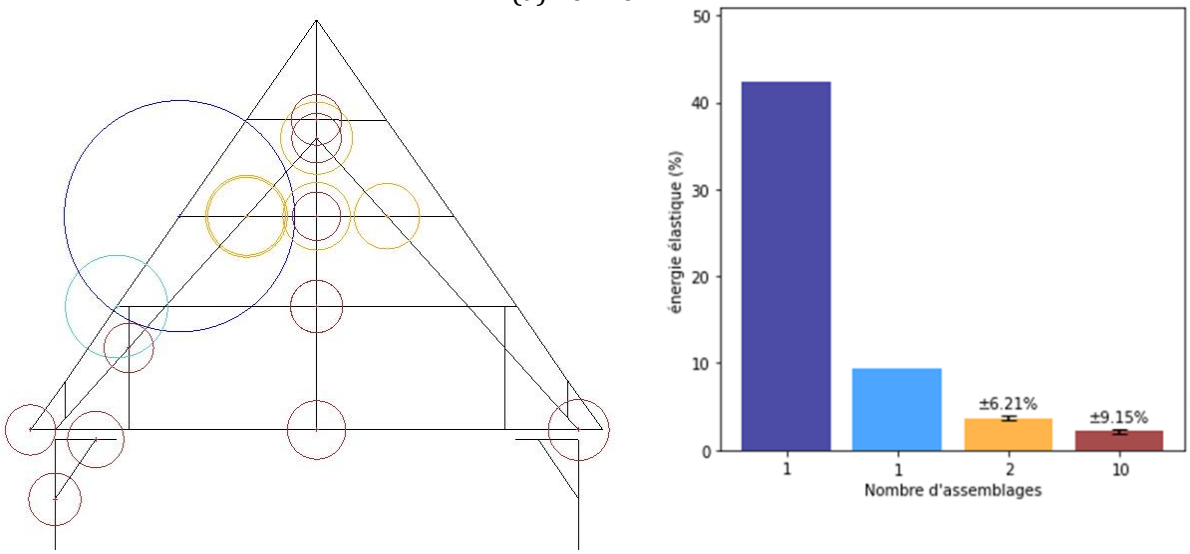


(b) Ferme n°5

Figure 110 : Représentation des niveaux d'énergie internes dans les assemblages de chacune des fermes sous charges permanentes et sous l'effet du retrait.



(a) Ferme n°4



(b) Ferme n°4

Figure 111 : Représentation des niveaux d'énergie internes dans les assemblages de chacune des fermes pour le cas de charge Sud des essais quasi-statiques.

Les assemblages sont classés selon leur contribution à l'énergie totale stockée dans les connexions de poutres sous charges permanentes et retrait d'une part et sous chargement ponctuel quasi-statique d'autre part. Les Figure 110 et Figure 111 présentent un diagramme à barres groupées en « clusters » rassemblant les assemblages de niveau d'énergie interne semblable en fonction des fermes et des cas de charge. En ordonnée, on exprime le pourcentage d'énergie et en abscisse, le nombre d'assemblages qui compose chaque cluster. Pour les clusters de plus d'un assemblage, la dispersion intra-groupe est indiquée. En moyenne, 4 à 8 assemblages cumulent > 80 % de l'énergie interne, et 16 à 18 atteignent 90 %. Pour chaque ferme et chaque cas de charge, on identifie et représente les assemblages responsables de 90 % de l'énergie totale. À chaque assemblage principal est associé un cercle dont le diamètre est proportionnel à la racine

carrée de son taux d'énergie interne. Concernant les résultats sous charges permanentes, on retrouve les assemblages ciblés par le critère de fluage Figure 106.

À l'issue de ce classement, l'analyse de sensibilité de type Sobol est conduite sur un sous-ensemble restreint d'assemblages (16 à 18 assemblages), en prenant les flèches caractéristiques aux points de mesures selon le type de chargement comme grandeur d'intérêt. Pour constituer l'échantillonnage des paramètres d'entrée (pondérations Csi des raideurs individuelles), la méthode de Saltelli est utilisée comme schéma de référence pour couvrir efficacement l'espace d'entrée tout en réduisant la variance des estimateurs. Pour un nombre équivalent de simulations, nous obtenons une meilleure précision et une meilleure convergence qu'avec la méthode de Monte-Carlo (aléatoire). Saltelli construit deux matrices de base A et B de taille $N \times d$ (avec des suites quasi-aléatoires de type Sobol) avec N, le nombre d'échantillons ou de points de simulation par matrice et d, le nombre de paramètres d'entrée du modèle. Puis on définit d matrices A_B en remplaçant, dans A, la colonne i par celle de B. soit au total N(d+2) simulations permettent d'évaluer la variance de sortie du modèle. Les estimateurs usuels sont alors :

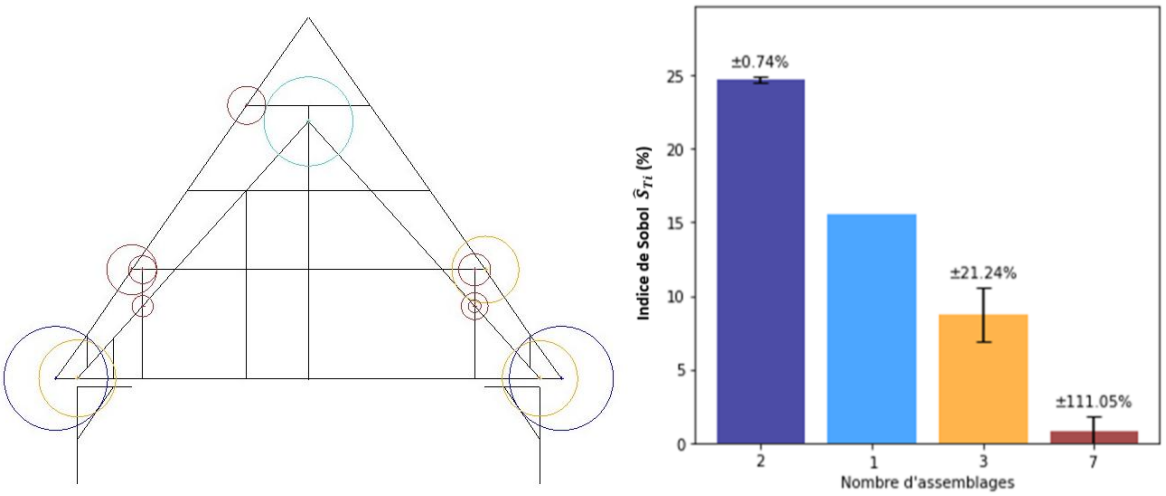
Équation 20 :

$$\hat{S}_i = \frac{\frac{1}{N}\sum_{k=1}^{N} Y_B^{(k)}\left(Y_{A^i{}_B}^{(k)} - Y_A^{(k)}\right)}{\hat{V}}$$

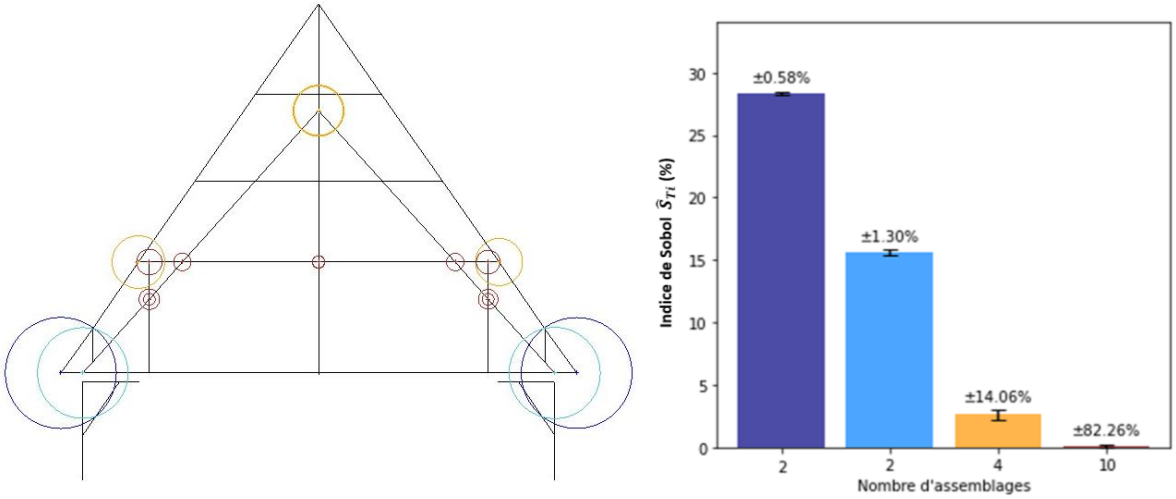
$$\hat{S}_{Ti} = \frac{\frac{1}{2N}\sum_{k=1}^{N}\left(Y_A^{(k)} - Y_{A^i{}_B}^{(k)}\right)^2}{\hat{V}}$$

$$\hat{S}_{ij} = \frac{\frac{1}{N}\sum_{k} Y_B^{(k)}\left(Y_{A^{i,j}{}_B}^{(k)} - Y_{A^i{}_B}^{(k)} - Y_{A^j{}_B}^{(k)} + Y_A^{(k)}\right)}{\hat{V}}$$

$\hat{S}_{Ti}$ Mesure l'effet total du paramètre sur la sortie du modèle, c'est-à-dire : effet propre $\hat{S}_i$ plus toutes ses interactions avec les autres paramètres $\hat{S}_{ij}$

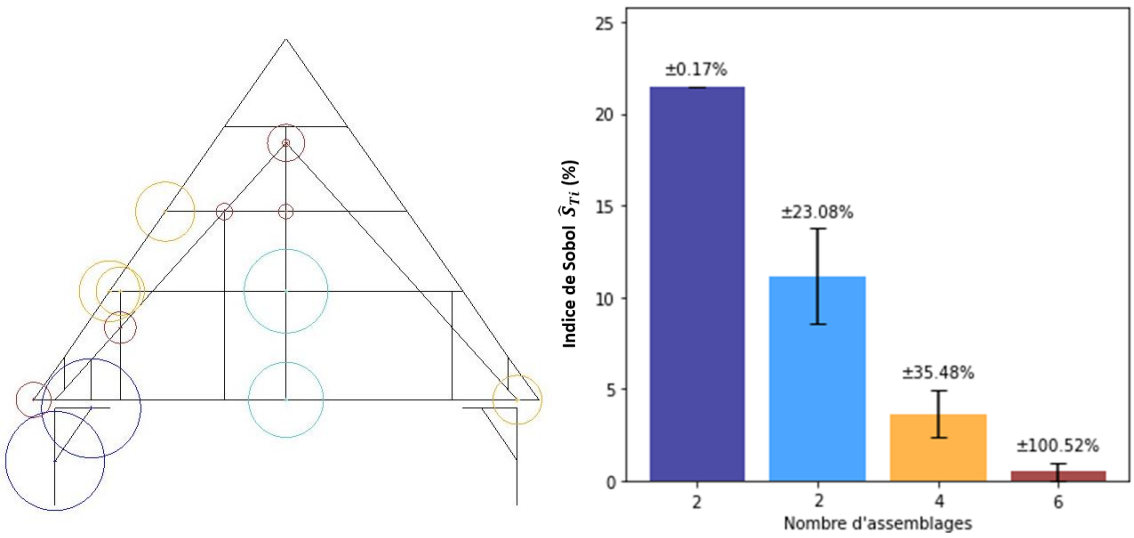


(a) Ferme n°4

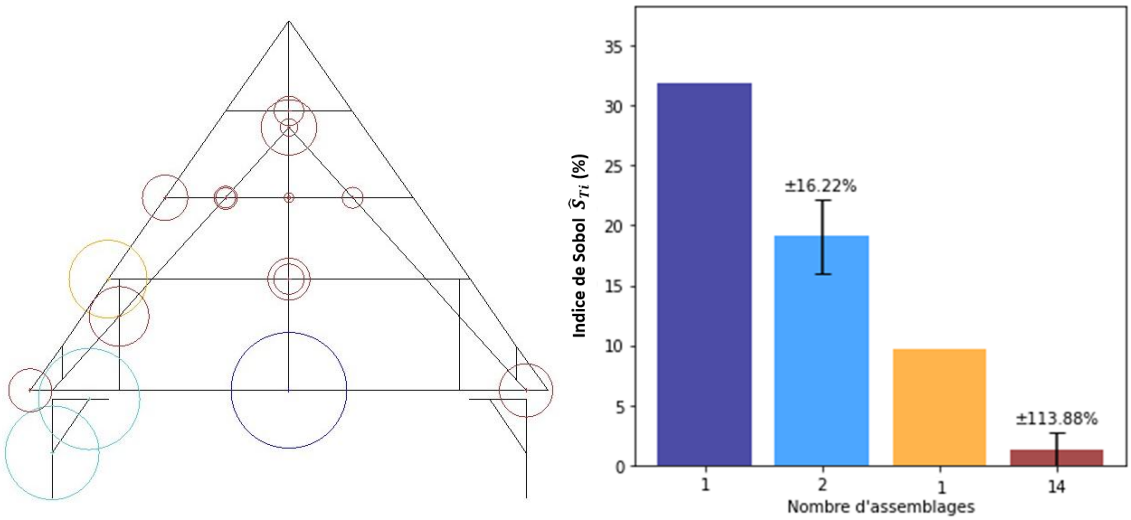


(b) Ferme n°5

Figure 112 : Représentation des indices de Sobol dans les assemblages de chacune des fermes sous charges permanente et sous l'effet du retrait.



(a) Ferme n°4



(b) Ferme n°5

Figure 113 : Représentation de l'indice de Sobol total de chaque assemblage pour le cas de charge Sud des essais quasi-statiques.

Les Figure 112 et Figure 113 reprennent la même représentation que celles de l'étude énergétique : un diagramme à barres groupées (clusters) où l'on affiche, en pourcentage, les indices de Sobol totaux des assemblages principaux identifiés par la première méthode. On retrouve qu'entre 4 et 8 assemblages suffisent à expliquer ≈ 80 % de la réponse du modèle. En revanche, la hiérarchisation n'est pas la même que celle issue de l'énergie interne.

L'énergie interne est une grandeur globale, tandis que la flèche de l'entrait est une information locale. Pour le cas de charges permanentes avec les effets du retrait, ce sont les assemblages aux extrémités de l'entrait (tenon-oulice et tenon-mortaise en pied de ferme) qui impactent le plus la flèche de l'entrait. Concernant les essais quasi-statiques, ce sont les assemblages des consoles et du poinçon qui contrôlent les flèches et la raideur globale caractéristiques des fermes.

La double approche de tri énergétique local puis analyse de sensibilité globale (Sobol) fournit un classement optimisé des assemblages selon leur contribution à la rigidité effective des fermes selon le type de chargement appliqué. Ces résultats constituent une base robuste pour orienter la rétro-analyse et prioriser des campagnes de caractérisation ciblées.

3.2.4 Impact de l'incertitude de chaque paramètre

La rétro-analyse (§ 3.2.1) a montré que l'ordre de grandeur global des raideurs est en moyenne dix fois inférieur aux estimations idéalisées obtenues analytiquement. Si la méthode des composants offre une représentation stable et idéalisée du comportement des assemblages, elle peut aussi négliger une partie des mécanismes internes caractéristiques selon le type d'assemblage. Enfin, un bon nombre de sources de dispersion (fissures, nœuds…), géométriques (contacts, …) ou mécaniques (portance locale, fluage…) peuvent introduire une part d'incertitude plus importante à la variance de sortie du modèle. Il est donc essentiel :

- D'évaluer l'influence de l'erreur résiduelle de la méthode de caractérisation et de calibration,
- D'orienter le travail de caractérisation en vue de réduire l'incertitude sur la sortie du modèle.

Deux approches sont menées :

Nous commençons par définir la façon de représenter cette variabilité accidentelle (aléatoire) des raideurs qui peut induire des erreurs de prédiction importantes, selon les assemblages affectés. Cette variabilité est pensée comme représentative des comportements localisés non maîtrisés à l'échelle de la modélisation filaire (défauts, ductilité…). Une étude par la méthode de Monte-Carlo peut démontrer que la caractérisation fine des assemblages principaux constitue le levier majeur pour fiabiliser la prédiction du comportement global 2D des fermes.

La deuxième étape consiste à identifier les degrés de libertés des assemblages qui prédominent sur la réponse globale en fonction des cas de charge. Une analyse statistique de type Sobol est donc proposée pour évaluer l'influence et les interactions de chaque composante. Cette influence est fortement dépendante des modes de sollicitation locaux. Nous proposons d'introduire un coefficient C_a supplémentaire au C_s initialement présenté permettant d'ajuster la distribution des propriétés de semi-rigidité de façon globale et individuelle. Ce coefficient représente l'erreur résiduelle sur chaque assemblage après calibration de la dispersion systématique (structurelle). Il est appliqué aléatoirement à chaque assemblage afin de représenter individuellement un défaut de contact apparu au moment de son exécution, de sa mise en œuvre ou encore au cours de sa mise en service.

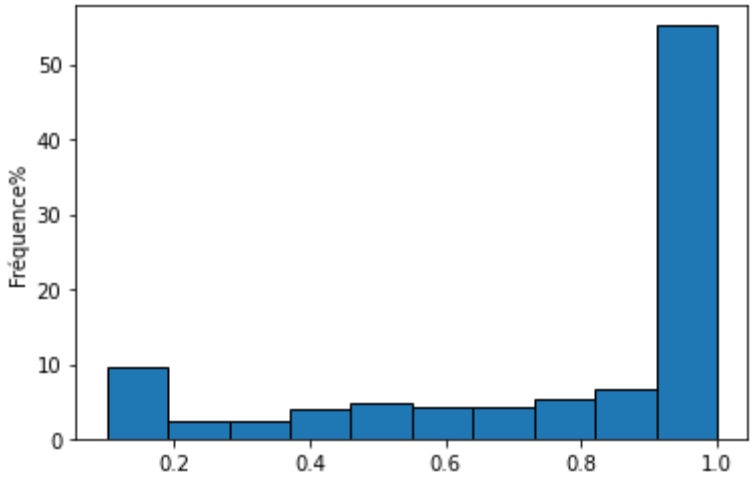


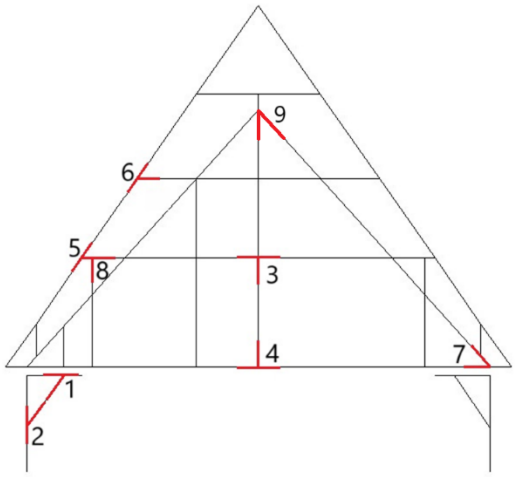
Figure 114 : Loi de distribution tronquée du coefficient accidentel (C_a) des raideurs d'assemblages.

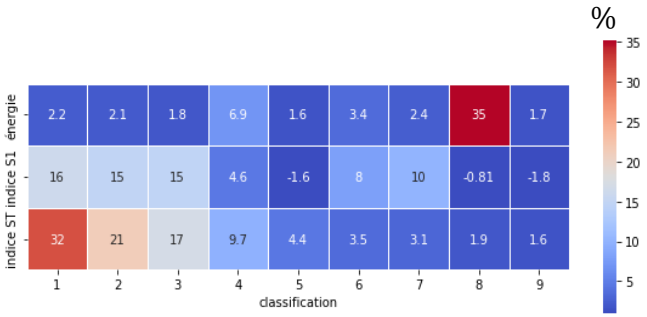
La distribution initiale des raideurs, avant pondération par les coefficients de pénalité, est considérée comme majorante (conservatrice). La raideur de chaque assemblage est ensuite dégradée homogènement C_s et individuellement C_a et afin d'évaluer la réponse du système dans un domaine d'incertitude réaliste. Le coefficient accidentel C_a suit une loi normale, représenté Figure 114, de moyenne 1 et d'écart-type 0,1, tronquée sur [0,1;1], de manière à n'autoriser que des pertes de raideur. La troncature a pour effet de conserver plus de la moitié (56%) des coefficients C_a proche de 1 ± 0.1, c'est-à-dire la distribution initiale principalement pondérée par le coefficient correcteur C_s. Enfin, 10% des C_a sont proches de 0.1 ± 0.1, correspondant à des pertes locales de contacts. Ce choix vise à reproduire l'influence différenciée de chaque assemblage sur le comportement global, plutôt que de supposer une dégradation homogène qui s'appuie uniquement sur le coefficient C_s.

La démarche consiste à appliquer une simulation de Monte-Carlo à un sous-ensemble d'assemblages (principaux ou secondaires) en tirant aléatoirement différents C_a.

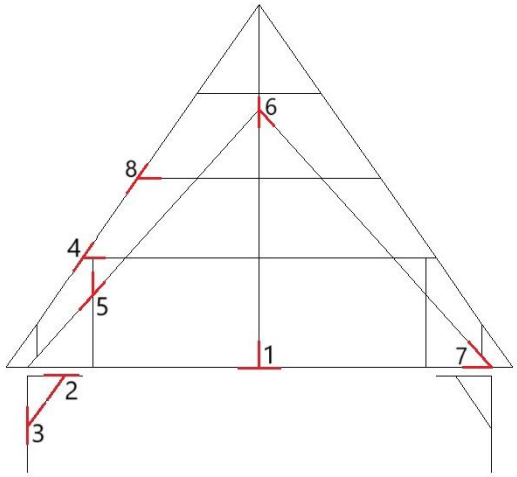
Lors des tirages aléatoires, la matrice de raideur de chaque assemblage principal est multipliée par un scalaire, ce qui préserve la proportionnalité entre ses composantes : la variabilité ainsi introduite traduit une dégradation globale de la rigidité sans altérer artificiellement l'anisotropie ni la nature du couplage entre degrés de liberté issues de la méthode des composants.

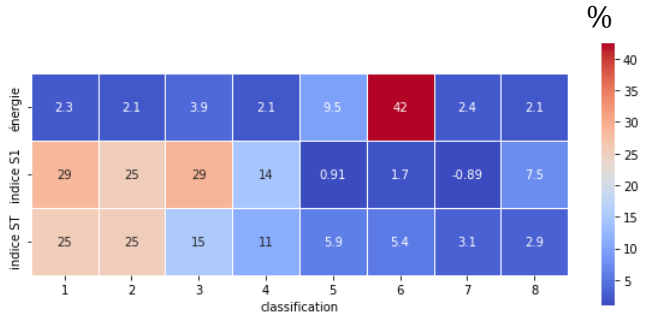
Cas de charge Sud des essais quasi-statiques :





(a) Ferme n°4

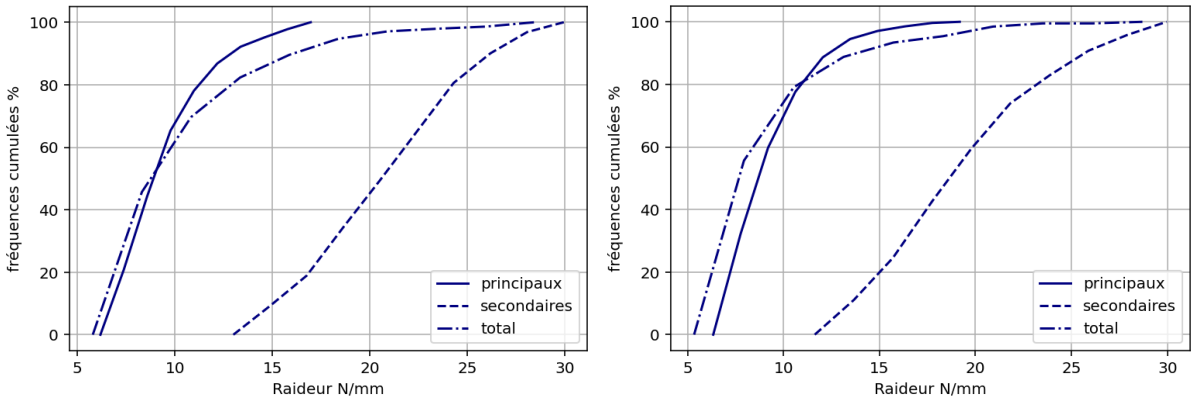




(b) Ferme n°5

Figure 115 : indices de sobol (ordre total S_T, et premier ordre S_1) des assemblages principaux pour le cas de charge Sud des essais quasi-statiques.

Les Figure 115 présentent, pour chaque ferme principale, la classification des assemblages principaux responsables de 95 % de la variabilité de la sortie du modèle, estimée par la méthode de Sobol. Pour chacun de ces assemblages, sont indiqués le pourcentage d'indice total (ST), l'indice de premier ordre (S1) (Équation 20) et la part d'énergie interne stockée. Il ressort que 8 à 9 assemblages pilotent la réponse du modèle. Il convient toutefois de rappeler que ces 95 % se rapportent uniquement au sous-ensemble d'assemblages pré-sélectionnés lors du criblage énergétique, c'est-à-dire ceux qui cumulent ≈ 80 % de l'énergie interne.



(a) Ferme n°4 (b) Ferme n°5

Figure 116 : Fréquences cumulées représentatives de la variabilité aléatoire des raideurs d'assemblages principaux et secondaires pour le cas de charge Sud des essais quasi-statiques.

La Figure 116 représente les fréquences cumulées obtenues en considérant, indépendamment puis conjointement, la variabilité accidentelle des raideurs des assemblages principaux et secondaires tels qu'ils ont été classifiés Figure 115. Le coefficient systématique C_s est pris égal au coefficient de pondération global issu de la rétro-analyse des essais quasi-statiques.

Commençons par l'analyse des fréquences cumulées totales qui mobilise la variabilité, portée par le coefficient C_a, de l'ensemble des assemblages. Nous constatons que parmi les tirages de coefficients statistiquement accidentels admissibles, certains assouplissent ou rigidifient les fermes en dépit du fait qu'ils restent systématiquement inférieurs ou égaux à 1 (distribution Figure 114). Autrement la localisation des défauts peut supplanter la perte de rigidité due au défaut même.

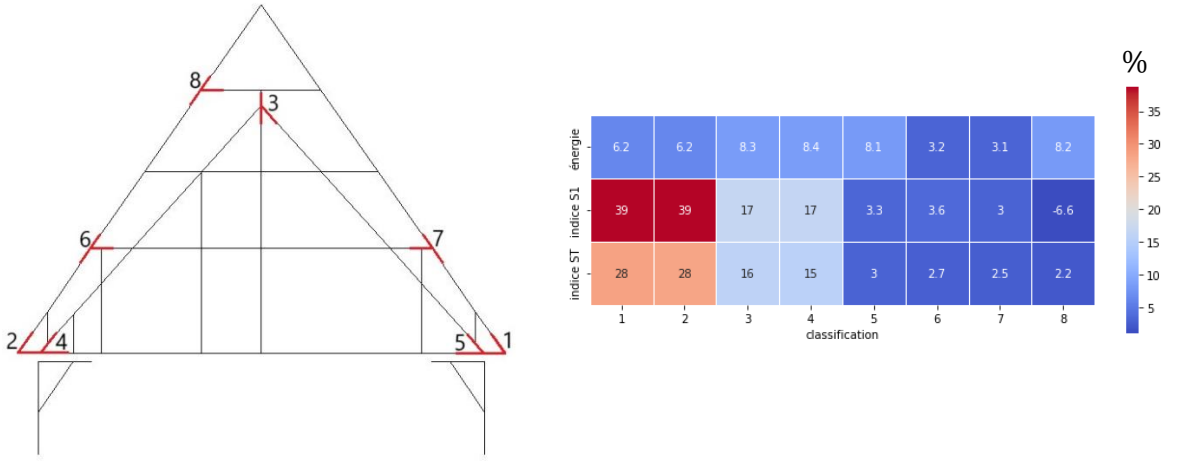
Concernant les fréquences cumulées représentatives de l'influence des défauts de raideur dans l'une ou l'autre des catégories « principales » et « secondaires », définit Figure 115, nous faisons les constats suivants :

- le nombre d'assemblages principaux étant réduit, on réduit également les anomalies (robustesse) inférieures à la valeur de référence des essais
- avec le seul concours des assemblages principaux, nous parvenons à capter la réponse « totale ».

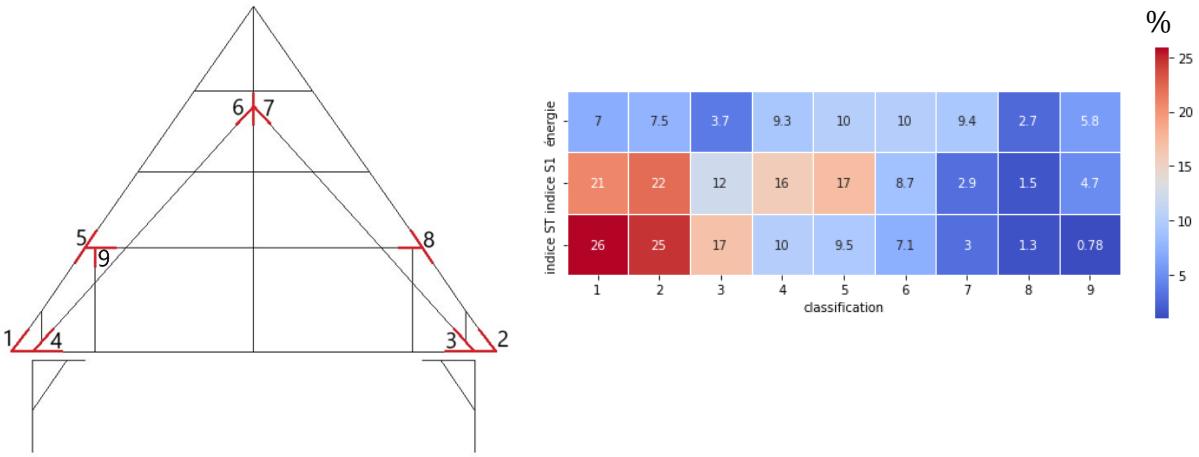
Il semble donc clair que la raideur globale des fermes peut être pilotée par quelques assemblages principaux (aux pieds des fermes par exemple) qu'il convient de caractériser en laboratoire avec précision si l'on souhaite parvenir à une calibration plus fine des méthodes de prédiction du comportement structurel.

Cas des charges permanentes :

Nous testons, sous les mêmes hypothèses, l'effet d'une variabilité aléatoire des raideurs des assemblages principaux (Figure 117) et secondaires sur la flèche centrale à long terme. Les propriétés mécaniques et les effets de retrait sont évalués pour une humidité moyenne du bois de 15 %. Les résultats montrent que les assemblages principaux prédominent ; toutefois, la combinaison des deux est nécessaire pour que le modèle atteigne des valeurs équivalentes aux mesures de monitoring après trois ans (30-35mm de flèche centrale). On peut donc en déduire que la localisation est moins manifeste en raison d'une circulation d'efforts internes plus homogène dans la structure.

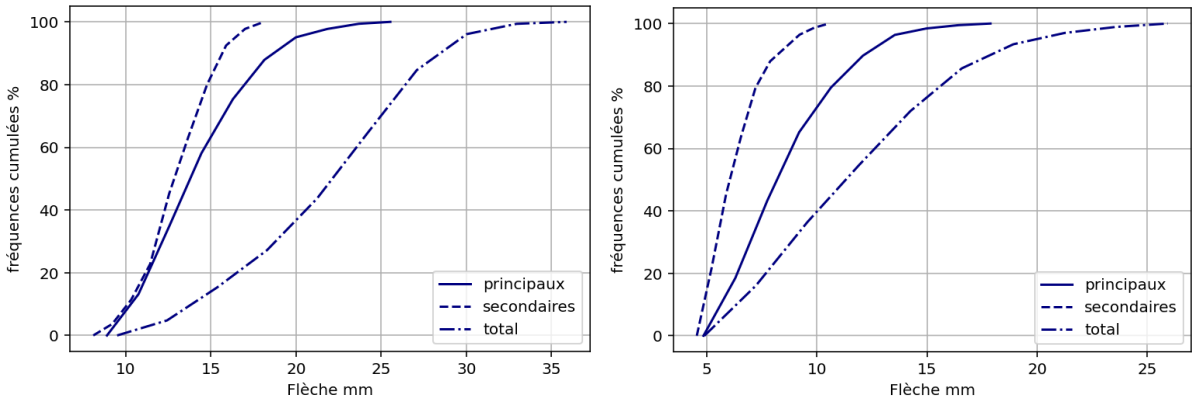


(a) Ferme n°4



(b) Ferme n°5

Figure 117 : Assemblages affectés par la variabilité sous charges permanentes.



(a) Ferme n°4 (b) Ferme n°5

Figure 118 : Fréquences cumulées représentatives de la variabilité aléatoire des raideurs des assemblages principaux sous charges permanentes.

Sensibilité des composantes des matrices élémentaires de raideurs des assemblages :

Nous souhaitons à présent étudier et analyser l'influence des différents types des composantes qui constituent les matrices de raideur des assemblages. Pour évaluer cette sensibilité, on utilise les indices de Sobol selon une approche globale, avec un échantillonnage de type Saltelli. La grandeur d'intérêt retenue est la flèche caractéristique pour chacun des cas de charge. Cette étude a pour but :

- de justifier d'éventuelles simplifications dans la modélisation des assemblages, en écartant les degrés de liberté peu influents comme la raideur de flexion au cours de l'étude de variation,
- et de cibler les modes de sollicitation les plus critiques à prendre en compte dans de futures campagnes de caractérisation expérimentale, afin d'optimiser les efforts de mesure et de calibration.

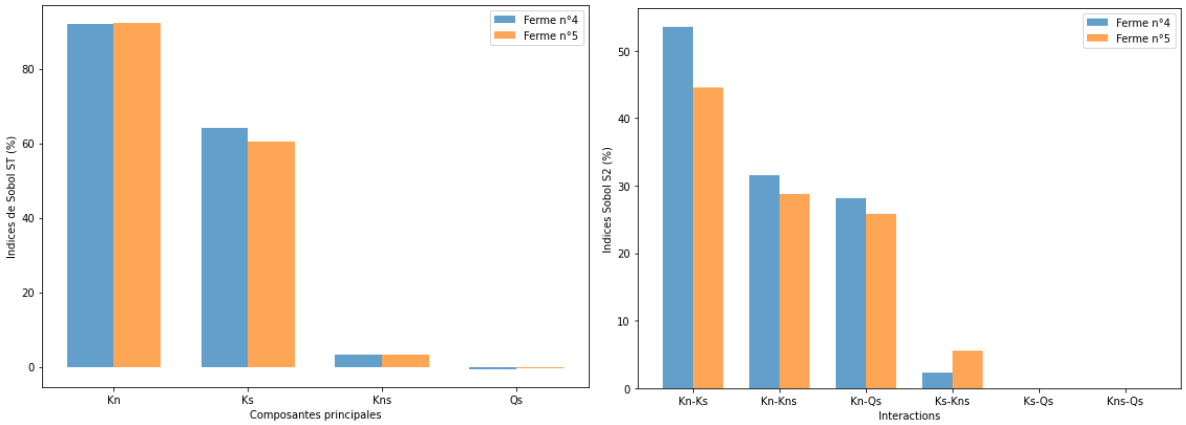
Afin d'évaluer l'influence de chaque degré de liberté dans un référentiel commun, les matrices de raideur sont exprimées dans le repère principal des poutres "esclaves" (qui transmet l'effort au nœud). Les coefficients C_a et C_s sont ensuite découplés pour chacun des paramètres d'entrée du modèle (kn, ks, kns, qs). Ce n'est qu'une fois ces coefficients de pondération appliqués indépendamment à chaque composante, que les matrices sont diagonalisées et exprimées dans le repère associé aux vecteurs propres afin de renseigner les paramètres des éléments joints du modèle filaire.

En introduisant la variabilité directement sur les composantes de la matrice de raideur pleine, on relie les indices de Sobol aux modes de sollicitations locaux des poutres esclaves. A chaque composante de la matrice est associé un mode de sollicitation identifiable :

- Kn : raideur axiale (traction/compression)

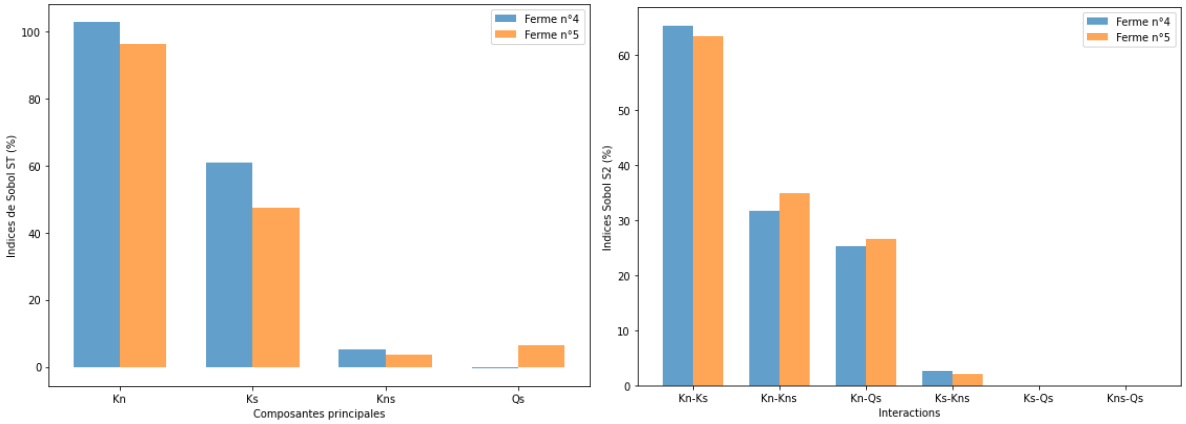
- Ks : raideur en cisaillement plan
- Kns : raideur d'interaction
- Qs : raideur en rotation (moment fléchissant)

Pour chacune de ces quatre composantes est établi un coefficient de pondération appliqué de façon orthotrope et uniforme à tous les assemblages. Chacun de ces coefficients varie indépendamment dans un intervalle autour de sa valeur nominale (1±0.5), afin de quantifier sa contribution à la variabilité de la réponse structurelle. Une fois ces coefficients appliqués à la dispersion initiale des raideurs fournies par la procédure de caractérisation, les matrices sont diagonalisées et semi-définies positives afin de les intégrer au modèle élastique.



(a) Indices de Sobol total (b) indice de Sobol du second ordre

Figure 119 : Diagramme des indices de Sobol du modèle des fermes principales sous charges permanentes.



(a) Indices de Sobol total (b) indice de Sobol du second ordre

Figure 120 : Diagramme des indices de Sobol du modèle des fermes principales sous la charge Sud des essais quasi-statiques.

Le constat est assez similaire quel que soit la ferme ou le cas de charge abordé. k_n et k_s représentent 90% de la variabilité de sortie du modèle répartis à 70% pour la raideur normale et

30% dans la direction transverse. Par conséquent ce sont les rigidités translationnelles qui régissent la réponse, laissant la rigidité rotationnelle au deuxième rang. Par conséquent, ce retour d'expérience peut nous amener à considérer des défauts de contact dans la méthode des composantes pour minimiser la composante Qs, voire l'annuler.

3.3 Bilan et perspectives

Nous sommes partis du constat que les assemblages traditionnels sont semi-rigides, différents par typologie et de nature orthotrope. Une procédure originale de caractérisation d'assemblages est proposée : sa matrice élastique dépend des composants sollicités (surfaces, organes) et donc du type de sollicitation mécanique. Ensuite, la justesse du modèle a été améliorée par rétro-analyse vis-à-vis des essais quasi-statiques du plan des fermes principales. La prise en compte des effets différés (fluage, retrait) a précisé le comportement à long terme. L'analyse de sensibilité a quantifié l'influence des paramètres et hiérarchisé les assemblages réellement structurants pour la réponse globale. L'introduction d'une variabilité accidentelle sur les raideurs partielles des composantes a mis en évidence la forte dépendance de la structure à l'hétérogénéité des performances locales. Finalement, l'identification des assemblages principaux et des degrés de liberté locaux qui pilotent la cinématique globale fournit un levier opérationnel pour orienter une campagne de caractérisation d'assemblages.

Au-delà des résultats, ce travail souligne les limites d'une approche strictement déterministe face à la multiplicité des paramètres (typologies, degrés de liberté, sollicitations, lois locales) et aux interactions structurelles et environnementales. Le dialogue de ce modèle semi-rigide avec des outils d'études de sensibilité mené de concert avec des essais à grande échelle, constitue une voie constructive pour une calibration plus robuste des modèles filaires et plus particulièrement des éléments de joints qui idéalisent les assemblages.

4. Méthode de caractérisation

Dans le chapitre précédent, nous avons mis en place une méthode de caractérisation des raideurs d'assemblage, fondée sur la méthode des composants. Cette approche numérique fondée sur des hypothèses analytiques simples, a fourni des ordres de grandeur ainsi qu'une dispersion systématique de la typologie d'assemblages présentes sur les fermes principales. L'analyse de sensibilité qui en découle confirme que l'hétérogénéité de la typologie d'assemblages influence fortement la réponse globale et qu'il est nécessaire de réduire l'incertitude des paramètres qualifiant de la semi-rigidité. Enfin, on démontre l'influence prédominante des défauts de raideurs axiales dans les assemblages traditionnelle sur la cinétiques des déformations d'une ferme en bois, ces derniers demeurant peu traités par la littérature (Braun *et al.*, 2022 ; Coureau *et al.*, 2007 ; Kekeliak *et al.*, 2015 ; Tevi, 2022).

La littérature explore principalement les comportements des assemblages en bois sec avec fixations métalliques car majoritairement employés dans la construction bois contemporaine (Thelandersson et Larsen, 2003). La caractérisation des raideurs se focalise principalement sur leurs comportements semi-rigides en rotation qui influence les critères de flèche de service (critères ELS) des ossatures modernes en bois (Tao *et al.*, 2021). Concernant l'étude des assemblages traditionnels à proprement parler, la littérature se concentre sur : le comportement des organes de fixation bois comme les chevilles, généralement sollicitées en cisaillement et produisant potentiellement de l'écrasement local du bois (Lemaître, 2020), mais aussi sur le comportement global en flexion de diverses typologies telles que « Nuki », les liaisons moisées, à mi-bois, les embrèvements et les tenons–mortaises (Fang, 2020 ; Johanides *et al.,* 2021; Drdacky *et al.*, 1999 ; Gečys *et al.*, 2015). Or, plusieurs auteurs soulignent la nécessité d'introduire, dans le calcul des structures du patrimoine, des raideurs translationnelles dues aux glissements relatifs des pièces et aux écrasements localisés afin de restituer au mieux la cinématique réelle des déplacements aux échelles structurales (Frontini, 2023; Branco et Descamps, 2015 ; Parisi et Piazza, 2002).

Quelle que soit la typologie de liaisons bois–bois considerée et indépendamment des degrés de liberté mobilisés, les études convergent vers un comportement élastique complexe et dissymétrique intégrant des phénomènes couplés : portance locale perpendiculaire au fil (Cepelka et Malo, 2016; Flaig et al., 2019), excentrement du centre de rotation (Y. Liu et Xiong, 2018), tolérances de fabrication (Drdacky *et al.*, 1999), frottement des surfaces (A. O. Feio, 2006a). L'ensemble de ces mécanismes font varier la semi-rigidité au niveau des déplacements

(glissements) et des rotations. Le travail mené dans ce chapitre vise à mettre en place une méthodologie de caractérisation formalisée du comportement élastique des assemblages traditionnels, en essayant d'utiliser les mesures de champs de déplacements. Pour y parvenir, nous adoptons un cadre robuste s'appuyant sur le dialogue modèles et mesures expérimentales. En ce qui concerne les expériences, la conception des éprouvettes d'essais et le mode de chargement sont d'un enjeu majeur : il faut exciter suffisamment les mécanismes liés aux propriétés à déterminer en fonction des modèles exploités en bureau d'études.

La validation croisée permet de relier le comportement global mesuré, à des mécanismes plus localisés et identifiables via des modèles physiques (contact, endommagement, frottement). Une fois le modèle calibré, il est possible d'identifier la totalité de la matrice de raideur équivalente par méthode inverse avec un modèle simplifié de type Timoshenko ou Kirchhoff–Love. Cette démarche est appliquée par Chevalier *et al.* (2014), ainsi que Omran et al. (2013) sur des assemblages bois modernes maintenus en place par des rivets et boulons métalliques. En 2025, Chen *et al.* proposent un guide pratique pour la réalisation de modèles FEMU (Finite-Element Model Updating) ou méthode d'identification inverse à l'aide des éléments finis. Ils décrivent cette approche comme un pont entre expérience et simulation : il permet à la fois d'exploiter des données expérimentales riches, d'identifier efficacement des paramètres multi-physiques, et d'évaluer la pertinence du modèle choisi. Les auteurs structurent ensuite la pratique de FEMU autour de trois piliers : expérience, simulation numérique et stratégie d'identification/optimisation.

4.1 Essais de compression

Une série de travaux récents diffusés dans la littérature formalisent des lois moment–rotation en modélisant l'enfoncement local et la cinématique de contact (jeu, frottement) de typologies spécifiques : tenon-mortaise avec cheville (Hu et al., 2022), tenon droit (X. Liu et al., 2023), queue-d'aronde (Li et al., 2024). Ils mettent en avant la sensibilité aux défauts de positionnement dus aux tolérances de tailles comme le levier majeur d'incertitude/variabilité ce qui renforce l'intérêt des contrôles dimensionnels, de la mesure du frottement et d'une identification inverse rigoureuse appuyée sur les mesures expérimentales plus fines. Les tolérances de fabrication sont déterminantes : l'usinage CNC/robotisé autorise des géométries complexes et des tolérances serrées, réduisant la phase initiale non linéaire (fermeture des jeux/rotation libre) (Braun et al., 2022; Fang, 2020; Hu et al., 2022), tandis que la dispersion due à des conceptions issues de l'artisanat (état de surface, humidité, serrage) est accentuée. Les protocoles de taille de charpente au niveau des assemblages et leur tolérancement doivent être

intégrés dans les démarches de caractérisations mécaniques pour évaluer au mieux la variabilité des performances (Jorissen et al., 2014; Palma et al., 2010).

La caractérisation des raideurs d'assemblage consiste à établir, pour chaque degré de liberté, la relation force–déplacement. Les réponses typiques comprennent une phase d'ajustage ou de rodage, suivie par une branche quasi linéaire jusqu'à la charge maximale qui produit une rupture fragile ou ductile ; les modes de ruine sont dominés par l'écrasement perpendiculaire au fil (cisaillement/poinçonnement). Au travers des nombreuses méthodes de caractérisation, on distingue plusieurs niveaux de complexité, ne répondant pas au même besoin ni aux mêmes hypothèses de calcul. L'approche la plus répandue consiste à mesurer localement la relation force-déplacement caractéristique de la liaison entre les éléments porteurs soit à l'aide d'un LVDT (Fang, 2020; Johanides et al., 2021) ou par corrélation d'images avec extensomètres virtuels (Braun et al., 2022; Tevi, 2022), sans pour autant projeter le lien avec le modèle utilisé dans les bureaux d'études. Le problème nécessite une approche indirecte, par calibration des paramètres du modèle équivalent (Chevalier et al., 2014; Jorissen et al., 2014; Kekeliak et al., 2015). Ce modèle spécifique (numérique ou analytique) permet de décomposer la complaisance et d'identifier les propriétés utiles à l'idéalisation du comportement de la liaison.

Sur la base de ces travaux, nous proposons de réaliser une série d'essais de compression d'assemblages par tenon-oulice taillés à la main. On propose un montage simple et une prise de mesures par corrélation d'images pour accéder aux champs de déplacements au niveau des surfaces externes et pour mieux visualiser les effets des conditions limites de l'expérience. L'analyse des données CIN se fait par filtrage des images et se limite au domaine élastique du phénomène observé. On garde donc à l'esprit de fournir les raideurs utiles à la modélisation filaire menée en bureau d'études. Le comportement mesuré est ensuite approché par des modèles de type ressorts équivalents (matrice de raideur nodale semi-rigide) servant de liaison aux éléments de barres ou de poutres. Cette structuration fournit un cadre expérimental traçable, un protocole d'analyse reproductible des raideurs directement exploitables pour les outils de dimensionnement de l'ingénierie.

4.1.1 Matériel et méthodes

Dans la charpente ancienne disparue, les pieds de ferme présentaient des renforcements systématiques. Ces liaisons ont été choisies en raison de leur rôle structurel et leur influence prépondérante sur le comportement des fermes principales mis en évidence par l'étude de sensibilité du modèle. Comme nous nous intéressons à la réplique, les assemblages associés sont des tenons-oulices. Par ailleurs, on dispose de données monitoring des déplacements relatifs plan de trois d'entre eux *in situ.*

Contenu du nombre d'auteurs qui traitent de la caractérisation des raideurs d'assemblage tenon-mortaise (Braun et al., 2022; Drdacky, Walcf, et al., 1999; Fang, 2020; Feio, 2006; Jorissen et al., 2014; Palma et al., 2010; Tevi, 2022), on dispose d'un canevas de montage et d'instrumentalisation adaptés à des standards d'essais normalisés (NF EN 26891, NF EN 383, 2007 , ASTM). Les dispositifs mobilisent généralement un bâti métallique sur une presse avec synchronisation charge–déplacements ainsi que des capteurs de type LVDT déployés judicieusement afin de relier précisément la cinématique des déplacements aux efforts. La corrélation d'images numériques (CIN) capte par pixellisation des champs de déplacements plus complets grâce au suivi d'un mouchetis imprimé en surface, ce qui renseigne la cinématique de l'ensemble (fermeture de contact, amorce/propagation de fissures) (Braun et al., 2022; Hild et Roux, 2005; Tevi, 2022)

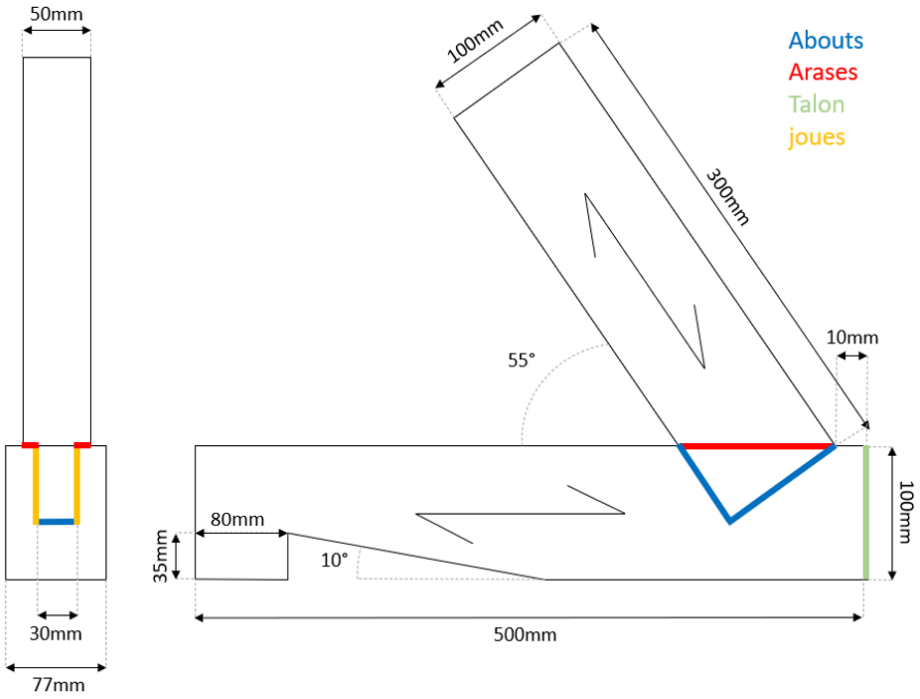


Figure 121 : Géométrie et dimensions de l'éprouvette.

Géométriquement, le tenon-oulice se caractérise par un montage des pièces (angle de 55° dans le cas de la réplique) pour reconstituer le pied de ferme. Pour faciliter la description des éléments, on appellera chacune des deux pièces de bois par le nom des éléments de charpente qu'ils représentent.

Les assemblages fabriqués et testés reproduisent la géométrie observée sur la travée originale avec une réduction globale d'échelle au rapport de 1:3 compatible avec la dimension des presses mécaniques à disposition au laboratoire I2M (100 kN). En effet, bien que le travail de thèse Sousseau et al. (2020) ait démontré les effets de distorsions et d'incertitudes des mesures liés au changement d'échelle, nous souhaitons obtenir des champs cinématiques réalistes dus à un

chargement en compression du chevron pour mieux comprendre les mécanismes produits dans cette liaison. Dans le but de faciliter l'interprétation des résultats, la cheville initialement présente dans l'assemblage réel a été supprimée des éprouvettes testées en compression (son rôle est plus lié aux sollicitations de traction). Le transfert d'effort se fait essentiellement par contact entre pièces de bois. Par ailleurs, les tolérances de taille des éprouvettes conditionnent la qualité des contacts (Drdacky, Walcf, et al., 1999; Hu et al., 2022; Li et al., 2024; X. Liu et al., 2023). On estime les tolérances de forme entre 0,3 et 0,8 mm avec les outils de taille qui ont été utilisés au laboratoire, ce qui reste « précis » et ne tient pas compte des situations de levage ou d'assemblage.

Tableau 24 : propriétés mécaniques du pin maritime à 12% d'humidité relative.

Classe de résistance	Module d'élasticité axial	Module d'élasticité transversale	Module moyen de cisaillement	Contrainte de cisaillement	Masse volumique
C24	11000 MPa	370 MPa	690 MPa	4.0 MPa	420 kg/mm^3

Parmi les campagnes de caractérisation d'assemblages bois sur bois disponibles dans la littérature, de nombreuses essences de bois composites sont employés, sur des bois verts ou des bois secs (Jorissen et al., 2014; Palma et al., 2010), neufs ou d'époque (Drdacky, Walcf, et al., 1999). Pour cette étude, le Pin Maritime a été choisi pour réaliser un lot homogène de six éprouvettes à partir de bois sec présentant un taux d'humidité moyen de 12 %. Les propriétés mécaniques retenues pour les simulations du comportement de cette liaison tenon-oulice sont celles de la classe de résistance C24 que l'on retiendrait dans une situation de bureau d'études (NF EN 383:2009),

Tableau 24. Le choix de cette classe dans le modèle, fixe les conditions initiales de caractérisation de la rigidité de la liaison, quand le dialogue sera établi avec les expériences.

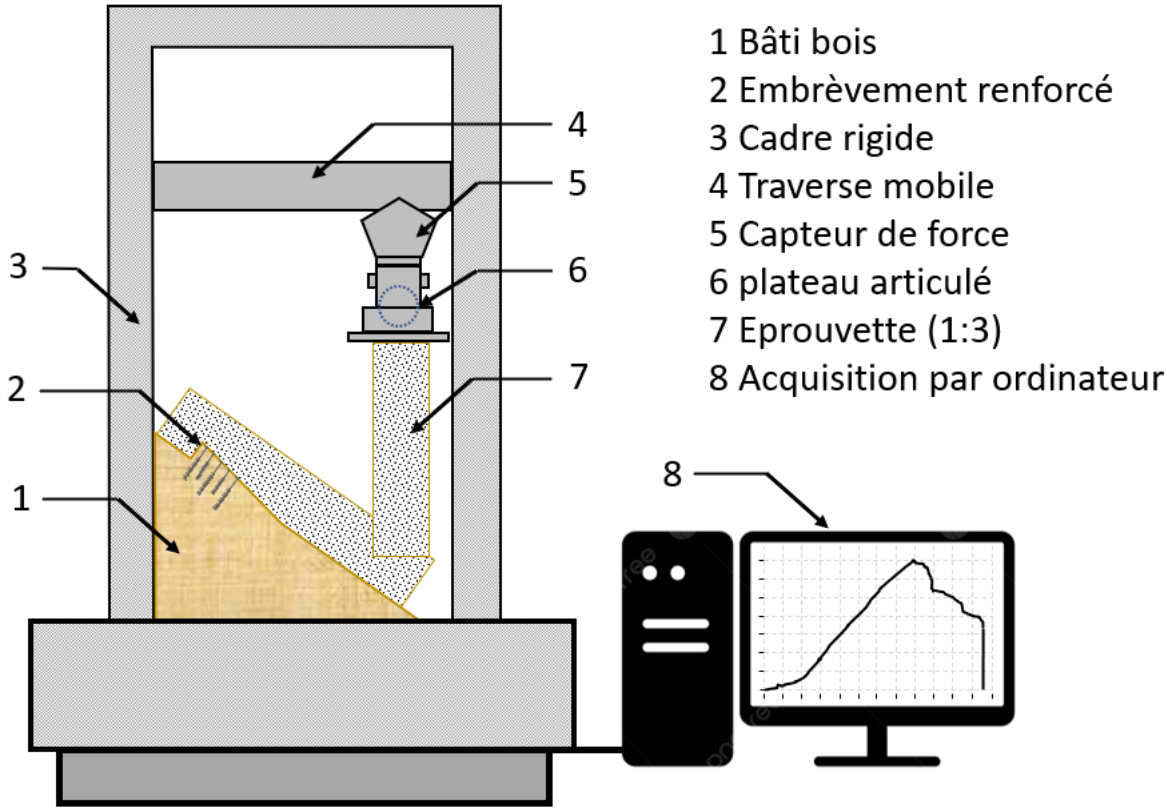


Figure 122 : Principe de l'essai en compression sur Tenon-oulice.

La presse électromécanique est constituée d'un cadre rigide (3) sur lequel est montée une traverse mobile (4) pilotée en déplacement. La force résultante est enregistrée par un capteur de force (5). Un plateau rotulé (6) permet d'assurer la transmission uniforme en tête du chevron. L'entrait repose directement sur un bâti (1) positionné sur le châssis de la presse et il permet d'assurer l'alignement verticalement le nœud d'assemblage sur l'axe vertical de poussée. L'entrait est maintenu en place sur le bâti en bois par un embrèvement (2) situé à l'extrémité de la pièce, à une distance estimée à trois fois la largeur du chevron, dans le but de ne pas perturber l'état de contrainte et de déformations de la liaison tenon-mortaise. Par ailleurs, cet embrèvement est fretté au niveau du plan de cisaillement par une dizaine de vis SFS (15 cm) afin d'augmenter la résistance et de limiter les déformations. Enfin, pour minimiser les frottements entre le bâti et l'entrait, deux plaques de téflon sont disposées entre les deux éléments.

L'ensemble du système expérimental est connecté à un ordinateur d'acquisition (8), assurant la mesure en temps réel. L'acquisition primaire qui est programmée permet de suivre l'évolution de la force en fonction des déplacements verticaux de la traverse mobile, et un PC fait la captation des images en parallèle avec une synchronisation au niveau de la force.



Figure 123 : éprouvette du Tenon Oulice n°3 après l'essai en compression.

On prévoit l'application de trois cycles de chargement successifs afin d'assurer la mise en place et l'ajustement optimal des surfaces en contact. Chaque cycle débute par une phase de chargement progressif jusqu'à atteindre 40 % de l'effort moyen à la rupture, suivie par un déchargement partiel jusqu'à 10 % de ce même effort. Enfin, les déplacements de la traverse sont contrôlés, avec une consigne d'une vitesse constante de 0,9 mm/min, permettant ainsi de garantir une sollicitation quasi-statique.

Les modes de rupture récurrents présents dans la littérature se font dans les zones de contact où l'écrasement est perpendiculaire fil (Braun et al., 2022; Artur O. Feio et al., 2014), par fendage et par rupture en cisaillement ou en arrachement de queue d'aronde (Hirst et al., 2008; Li et al., 2024). Dans le cas de tenon-oulice, la Figure 123 illustre la rupture par cisaillement au 2/3 de l'about du tenon. Expérimentalement, nous constatons que la rupture à lieu entre 22 et 30 kN.

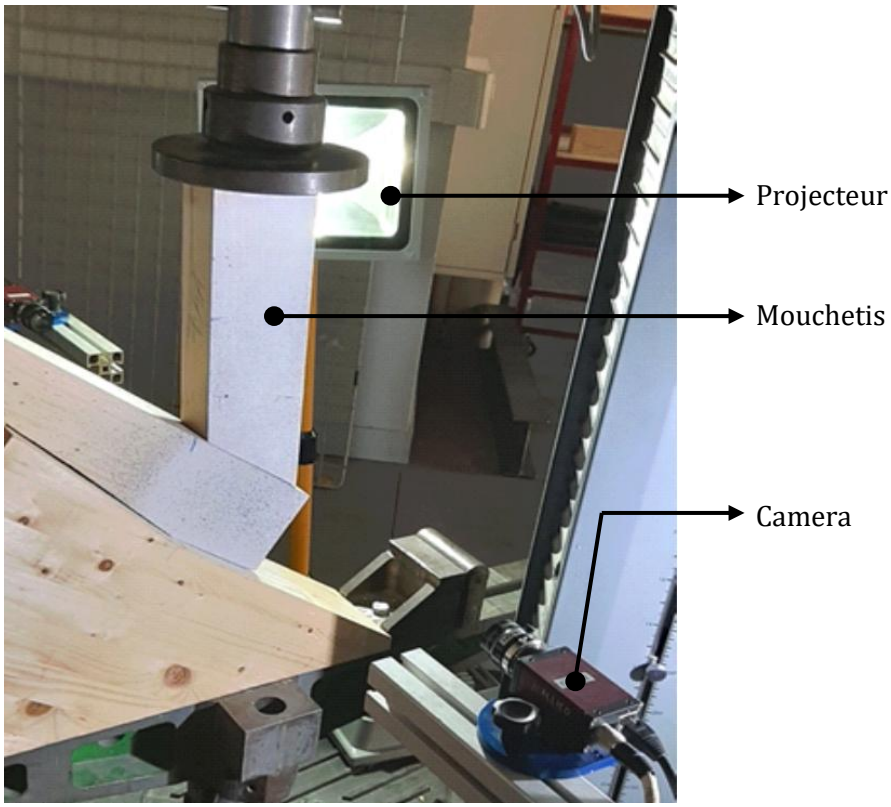


Figure 124 : Photographie de l'essai avec caméra et projecteurs.

Pour mesurer précisément les déformations durant les essais, deux caméras haute résolution sont placées symétriquement de chaque côté de l'éprouvette (Figure 124). Ces dernières sont calibrées avec une fréquence d'acquisition de 1 Hz. La résolution de la cellule des caméras utilisées est de 2048 × 2048 pixels^2, associées à des objectifs dont la distance focale peut varier entre 30 et 70 mm. La distance de travail est optimisée afin de maximiser la résolution pour atteindre environ 5 pixels/mm, soit une précision inférieure au centième de millimètre. Afin de minimiser les erreurs et d'optimiser la précision des mesures, plusieurs précautions sont requises : l'application d'un mouchetis aléatoire noir sur fond blanc à la surface des éprouvettes, réalisé par projection à l'aide d'une peinture acrylique, permet d'améliorer les contrastes nécessaires au suivi des déplacements. Les caméras sont positionnées perpendiculairement et centrées sur la surface d'intérêt ciblant la liaison "chevron- entrait" afin d'éviter toute distorsion optique. De plus, l'éclairage à LED continu et homogène garantit l'uniformité des contrastes tout au long de l'essai sans générer de dérive.

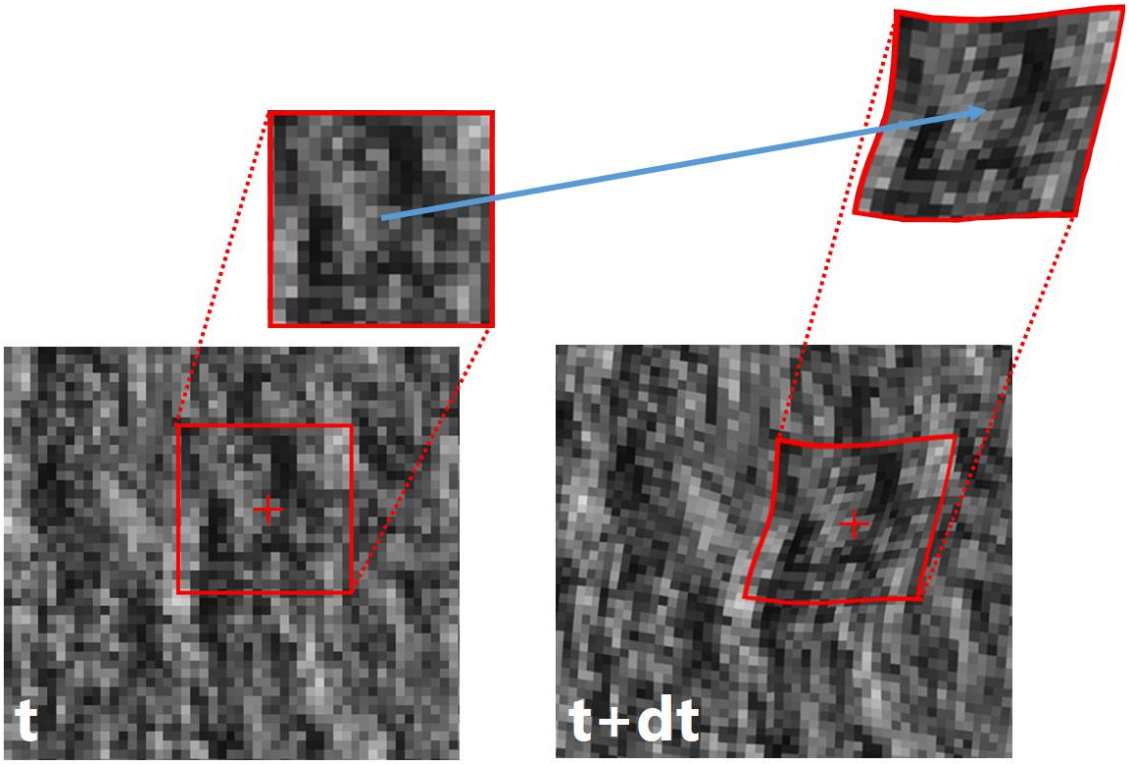
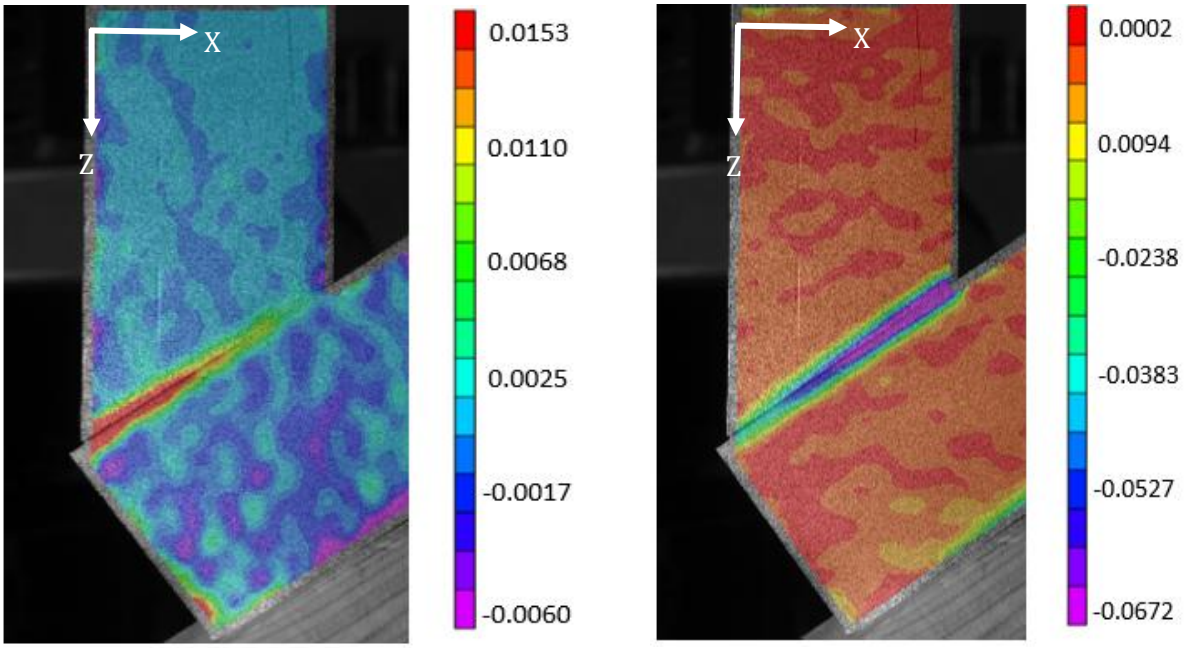


Figure 125 : méthode de corrélation d'images

Les images acquises durant l'essai sont traitées via le logiciel VIC-2D, dédié à la corrélation d'images numériques (Adkins, 2021). Ce logiciel permet de calculer les champs cinématiques sur toute la surface d'intérêt. En considérant deux images successives prises aux instants t et t+dt, chaque motif de pixels à la surface de l'éprouvette est analysé en utilisant une fenêtre réduite de pixels autour d'un pixel central. Les déplacements sont estimés en minimisant l'erreur globale du flux optique, optimisant ainsi la correspondance des niveaux de gris entre les deux états étudiés, assurant ainsi une grande précision dans le suivi des déformations (Schreier *et al.,* 2009) (Robert et Wattrisse, 2009). La méthode retenue après une étude de sensibilité de la méthode de corrélation d'images (§5.4), est la méthode des petits déplacements, pour laquelle l'image de référence est toujours la première image à t_0.



(a) Déformations horizontales (ε_{xx}) (b) Déformations verticales (ε_{zz})

Figure 126 : Cartes des déformations principales obtenues avec le logiciel VIC-2D (≈10 kN)

Nous obtenons ainsi pour chaque image (ou incrément de charge), des cartographies bidimensionnelles de déplacements. Par ailleurs, on est en mesure d'estimer des champs de déformations locales (Figure 126) par dérivation spatiale des champs de déplacements. Nous pouvons visualiser une augmentation des gradients locaux de déformations au niveau des arases, caractéristique du comportement d'une interface en compression. Cependant, l'obtention de ces champs de déformations est très tributaire de la qualité du mouchetis, ce qui ne permet pas d'avoir une répétitivité des mesures par assemblage correcte. Dans la suite du travail, nous nous concentrons donc sur l'exploitation des champs de déplacements uniquement. Ces derniers ont été comparés à des mesures locales au Lvdt pour valider la qualité de la mesure (annexe 5.4).

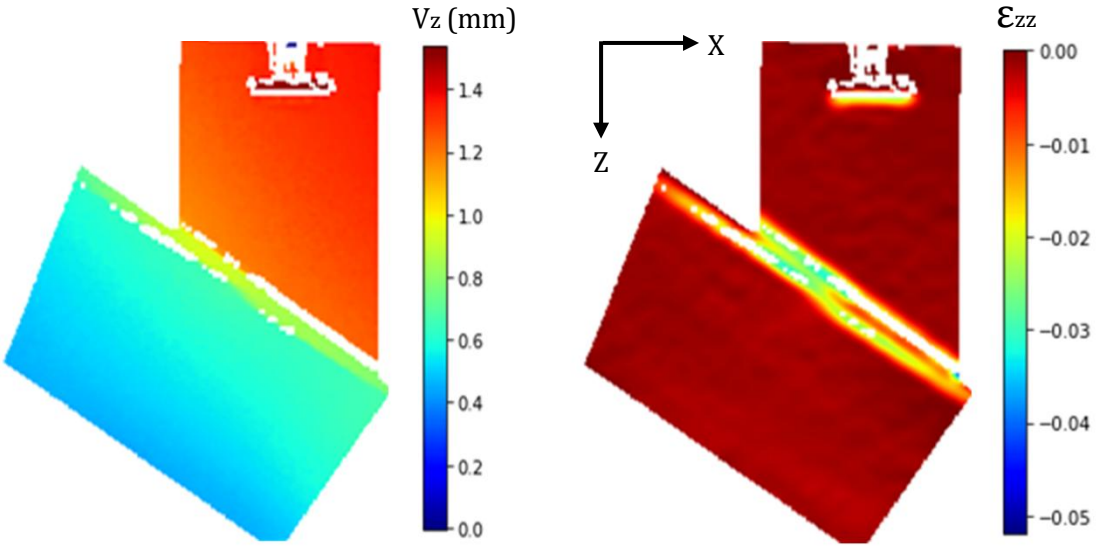


Figure 127 : Champs de déplacements et de déformations verticaux associés à une charge de compression valant 10 kN

Une routine programmée en Python a été élaborée dans le but d'analyser les champs mesurés. Ces derniers sont exportés sous la forme de tableaux contenant les données pour chaque pixel analysé dans l'image, puis sauvegardés au format CSV. À titre indicatif, pour un essai typique d'une durée de deux minutes avec une acquisition à la fréquence d'une image par seconde et une zone d'analyse comprenant environ 1000 pixels, le nombre moyen de cellules exportées atteint 7 × 10^5 par essai. Ces données volumineuses et brutes sont ensuite importées pour être traitées et analysées efficacement à l'aide des bibliothèques Pandas (traitement et manipulation avancée des matrices de données) et Matplotlib (visualisation graphique et analyse du signal).

4.1.2 Analyse des résultats

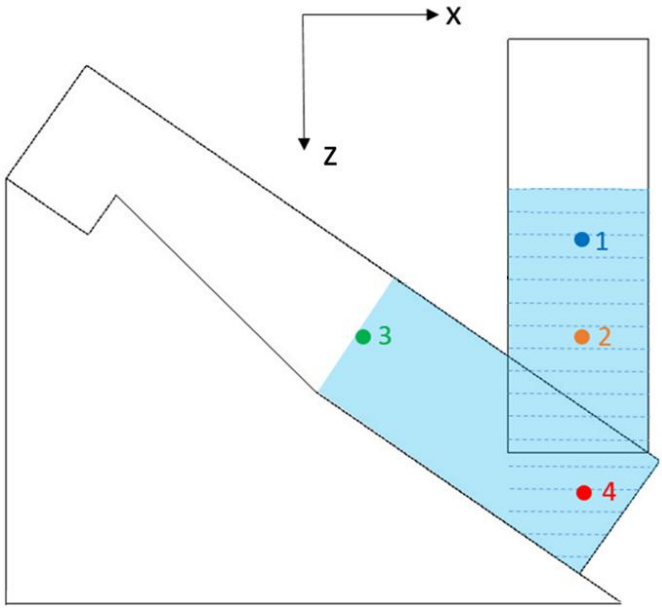
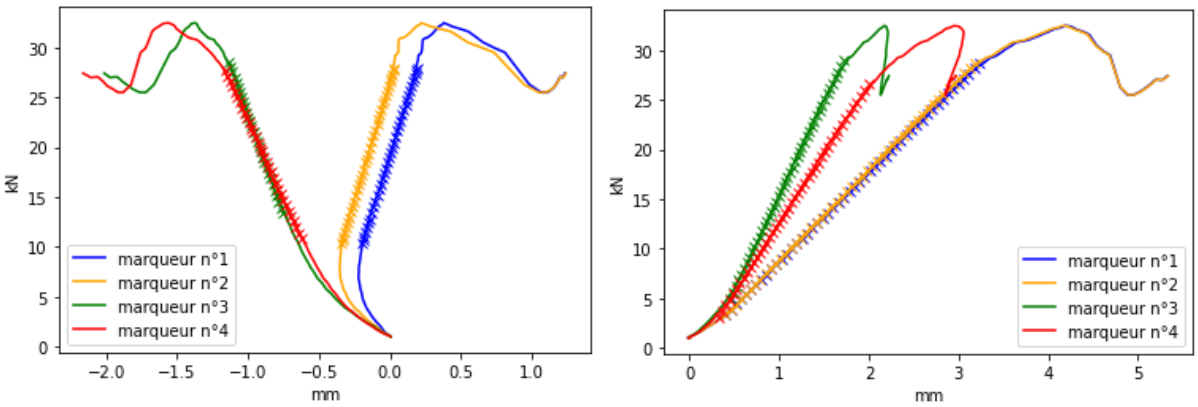


Figure 128 : Schéma de la position des marqueurs numériques et des extensomètres

La Figure 128 permet de clarifier les méthodes numériques mises en œuvre. En bleu clair, est représentée la zone de la surface de l'éprouvette capturée et analysée par la caméra, également appelée FOV (Field of View), au sein de laquelle sont disposés quatre marqueurs numériques numérotés, positionnés de manière stratégique le long des fibres moyenne des deux pièces.



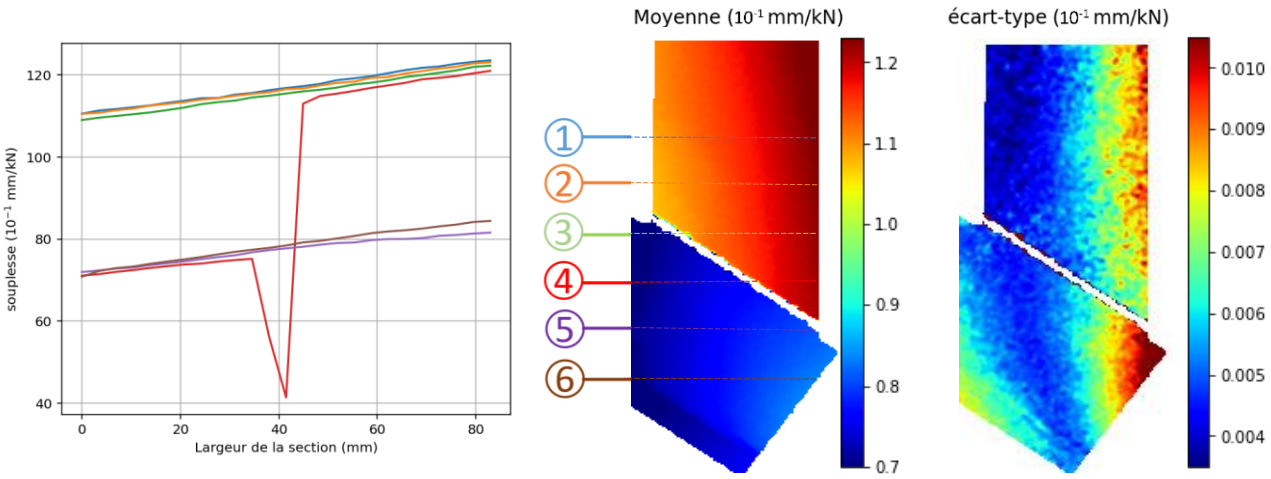
(a) Direction horizontale x (b) direction verticale z

Figure 129: Courbes force–déplacement appliquées à l'éprouvette n°1.

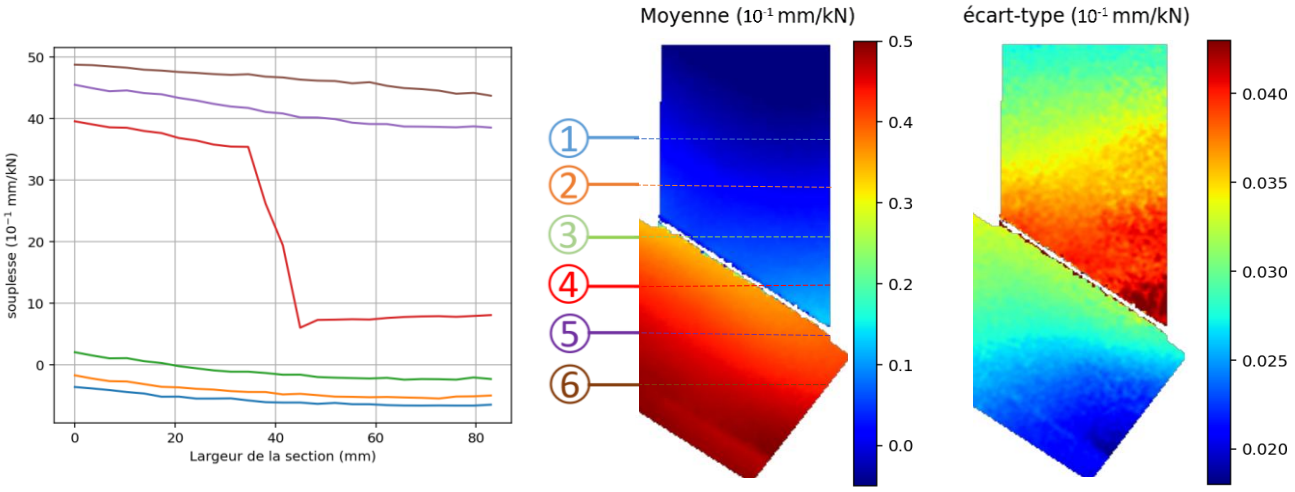
Afin de rendre ces données compatibles avec une modélisation de type poutre, une opération de réduction est appliquée : les souplesses obtenus (mm/kN) sont moyennées sur des sections perpendiculaires à la fibre neutre du chevron, conduisant à une description unidimensionnelle de leur évolution le long de cette fibre. À cette fin, une analyse de dispersion autour de ces valeurs moyennes est réalisée, permettant d'évaluer la pertinence de la réduction

opérée et de confirmer l'hypothèse de comportement lié à la théorie des poutres. Nous souhaitons aussi vérifier la validité du domaine élastique localement.

La Figure 129 présente les déplacements des marqueurs définis en Figure 128, dans les directions verticale et horizontale des images, au cours de l'essai. Nous isolons la portion du signal force/déplacement qui est linéaire, généralement située entre 15 % et 60 % de la charge maximale. Dans ce cadre, les champs de déplacement obtenus par corrélation d'images sont relatifs au domaine élastique, condition nécessaire pour supposer la linéarité du comportement et autoriser leur normalisation par les incréments de charge. Compte tenu de la fréquence d'acquisition des caméras, cette méthode permet en général d'obtenir entre 100 et 200 images exploitables. Il est à noter que le domaine d'élasticité (linéaire) varie du simple au double d'un essai à l'autre : entre 15 kN et 30 kN pour l'essai n°1 et entre 4 kN à 10 kN pour l'essai n°2. Les champs ainsi obtenus sont alors convertis en champs de souplesse, supposés indépendants du niveau de sollicitation en tout point.



Figures 130 : Moyenne, écart-type et évaluation sur la largeur du chevron des champs de souplesse dans la direction (Z) de l'éprouvette n°1 pour six sections du chevrons référencées selon le code couleur.

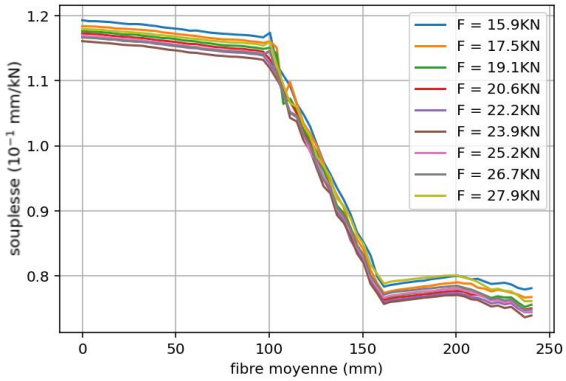


Figures 131 : Moyenne et écart-type des champs de souplesse normalisés dans la direction horizontale (X) de l'éprouvette n°1 pour six sections du chevrons référencées suivant un code couleur.

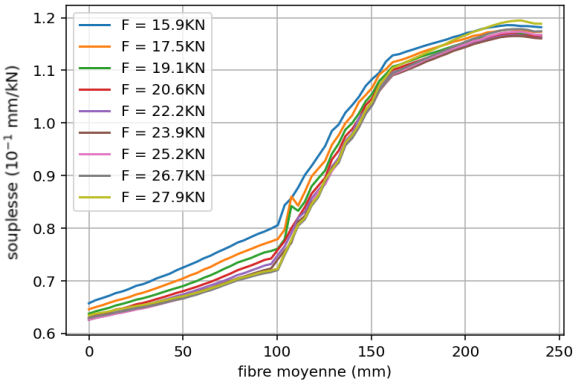
Chaque figure (fFigures 130 et Figures 131) montre trois traitements :

- à gauche, les courbes de souplesse absolue extraites le long de six sections régulièrement réparties le long de la fibre neutre,
- au centre est représenté le champ de souplesse moyen par section des images normalisées,
- à droite, le champ d'écart-type associé, construit de manière équivalente, permet de visualiser la dispersion locale des mesures autour de la moyenne.

L'ensemble met en évidence un gradient marqué des déplacements au niveau de la zone de contact entre le chevron et l'entrait, traduisant une diminution locale de raideur résultant des mécanismes de glissement et de rotation. Par ailleurs, les niveaux d'écart-type observés restent globalement faibles, typiquement inférieurs à 5 % du déplacement maximal, ce qui confirme que la flexion est peu présente dans l'essai et le comportement hors zone d'assemblage se rapproche de celui d'éléments de barre dans les domaines élastiques prédéfinis.



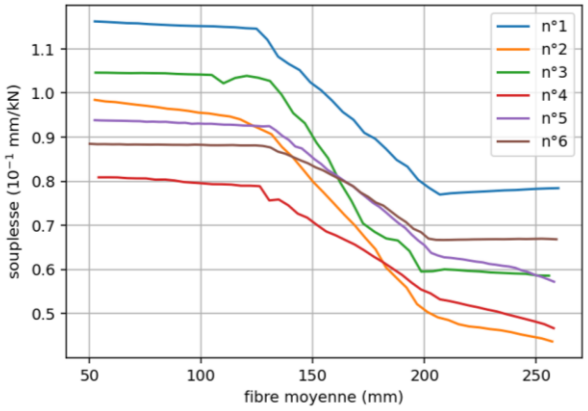
(a) souplesses verticales (z)



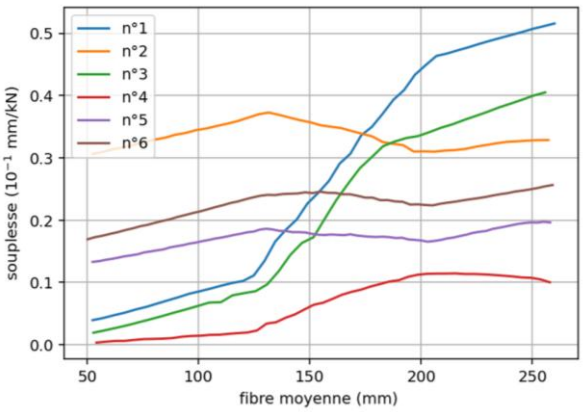
(b) souplesses horizontales (x)

Figure 132 : Superposition des souplesses moyennées par section le long de la fibre moyenne de l'éprouvette n°1.

Nous représentons ensuite, Figure 132, l'évolution des souplesses le long de la fibre neutre pour l'essai n°1 dans les deux directions du plan. À chaque courbe correspond un pas de chargement appartenant au domaine élastique prédéfini. Nous constatons des écarts maximaux près des interfaces, ne dépassant pas 10 %.



(a) souplesses verticales moyennes (z)



(b) souplesses horizontales moyennes (x)

Figure 133 : souplesses moyennées par section, exprimées le long de la fibre moyenne des six éprouvettes testées.

Enfin, nous représentons, Figure 133, les souplesses (moyennées par section) le long de la fibre neutre. On retrouve les profils de courbes des Figure 132 avec trois régimes distincts. Les gradients de déplacement par unité de force au passage de l'interface témoignent d'une modification de la souplesse locale résultant de la géométrie même de l'assemblage par tenon-oulice.

Dans la direction verticale (Z), parallèle au chevron, nous constatons des profils relativement similaires caractéristiques de l'écrasement local des arases et de l'about au sens du comportement élastique. Nous notons par ailleurs que les déplacements ne sont pas nuls au contact avec le bâti en bois (260mm de fibre moyenne), celui-ci étant lui-même soumis à la compression.

Concernant les déplacements horizontaux (X), direction transverse du chevron, deux types de profils distincts peuvent être identifiés : les essais n°1, n°3 et n°4 présentent un gradient de déplacement décroissant à l'interface, associé à un glissement du chevron sur l'entrait ; en revanche, les essais n°2, n°5 et n°6 montrent un changement de signe de la pente (croissant) relativement faibles (<0,01 mm/kN) que l'on peut associer aux effets d'une flexion légère du chevron.

La présence de deux modes de déformations, pour un même type d'essai, peut s'expliquer par la qualité variable des contacts suivant les éprouvettes, pour lesquelles les frottements et les tolérances de taille gouvernent une large part de la variabilité du comportement mesuré (Fang, 2020; Hu et al., 2022a; Li et al., 2024; X. Liu et al., 2023c). Afin de compléter la lecture du deuxième mode de déformation les résultats d'un second essai (essai n°2) témoin sont ajoutés en annexe. (§annexe 5.5).

4.1.3 Méthode de caractérisation

Dans le but de proposer une méthode de caractérisation adaptée et directement exploitable numériquement, il convient d'aborder le problème par la théorie des poutres permettant d'approximer les déplacements aux nœuds d'un modèle filaire. L'approche consiste à s'appuyer sur le comportement élastique des éprouvettes, moyenné par section le long du chevron (Figure 133), pour mener une rétro-analyse des paramètres semi-rigides du modèle filaire équivalent. En identifiant les déplacements additionnels nécessaires pour compenser l'écart entre les résultats fournis par un modèle filaire (parfaitement articulé) et les mesures expérimentales, on remonte aux raideurs équivalentes au niveau de l'élément de joint. Le but est aussi d'exclure autant que possible les déplacements assimilables à la théorie de poutres pour mieux renseigner le modèle d'interface d'épaisseur nulle de poutre.

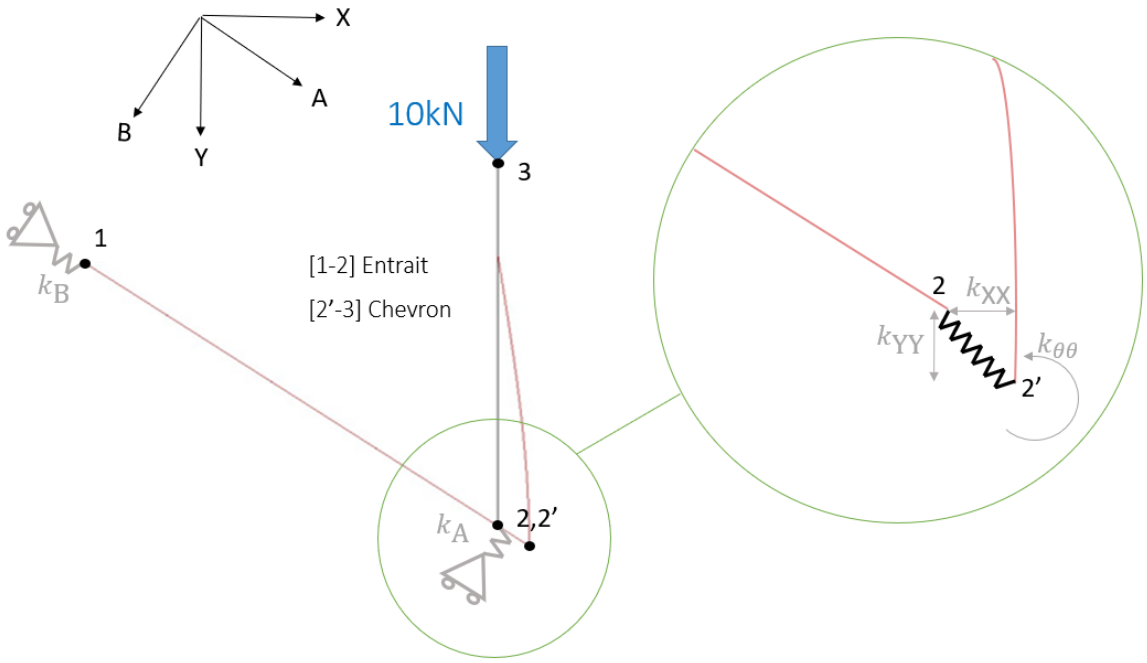


Figure 134 : Modèle filaire avec conditions limites et charge de compression.

Pour simplifier le problème analytique, décrit dans ce chapitre, la discrétisation des poutres est décrite avec seulement deux nœuds (extrémités). La Figure 134 représente le modèle semi-rigide (1D) composé de deux éléments de poutre représentant respectivement l'entrait [1-2] et le chevron [2'-3], avec un écart initial de 55°. L'élément de liaison reliant 2 à 2', de dimension nulle, est défini par la relation de continuité des déplacements qui lie les extrémités conjointes des deux poutres, les nœuds 2 et 2'. Ainsi, nous obtenons trois éléments pour un total de quatre nœuds, représentés sur la Figure 134. Chaque nœud possède trois degrés de liberté (u, v, θ) dans le plan 2D, ce qui donne un modèle à 12 degrés de liberté. Le vecteur des déplacements nodaux $\{U\}^T$ du problème se présente donc comme suit :

Équation 21

$$\{U\}^T = \{u_1 v_1 \theta_1 \;\; u_2 v_2 \theta_2 \;\; u_2, v_2, \theta_2, \;\; u_3 v_3 \theta_3\}_{(X,Z)}$$

$$\{U^*\}^T = \{u_1^* v_1^* \theta_1^* \;\; u_2^* v_2^* \theta_3^* \;\; u_2^*, v_2^*, \theta_2^*, \;\; u_3^* v_3^* \theta_3^*\}_{(A,B)}$$

Nous souhaitons maintenant définir les conditions limites du problème. Nous appliquons deux appuis élastiques (k_A, k_B) qui simulent les contacts de l'entrait avec le bâti. Enfin, le nœud 3 du chevron est contraint transversalement (X) et chargé longitudinalement (Z). Les relations aux nœuds suivantes sont alors obtenues et exprimées dans les repères locaux :

Équation 22

$$\begin{cases} u_1^* = X_1^*/k_A \\ v_1^* = 0 \end{cases} \quad v_2^* = Z_2^*/k_B \qquad u_3 = 0$$

En première approximation on considère que les poutres sont reliées de façon parfaitement rigide au niveau translationnel. La continuité des lois de comportement est garantie par l'égalité de leurs déplacements aux nœuds qui les relient, ainsi :

Équation 23
$$\begin{cases} u_{2'} = u_2 \\ v_{2'} = v_2 \\ \theta_{2'} = \theta_2 \end{cases}$$

Le travail virtuel des efforts conduit à l'expression du vecteur des forces nodales suivant, auquel il faut ajouter les efforts que nous souhaitons appliquer. Nous obtenons un problème à 9 équations et 9 inconnues.

Équation 24
$$\{F\}^T = \{X_1 Z_1 0 \;\; X_2 Y 0 \;\; 000 \;\; X_3 00\}_{(X,Y)}$$

$$\{F^*\}^T = \{X_1^* Z_1^* 0 \;\; X_2^* Z_2^* 0 \;\; 000 \;\; X_3^* Z_3^* 0\}_{(A,B)}$$

Nous souhaitons maintenant calculer la matrice de rigidité globale du système de poutres. Pour cela, il est nécessaire d'exprimer les sous-matrices de rigidité $[k_{ij}]$ ou matrices élémentaires de chaque élément de poutre ainsi que de l'assemblage.

Sous cast3M, la matrice de rigidité de l'élément joint $\bar{\bar{k}}^{joint}$ est diagonale et décrite par l'intermédiaire de l'élément joint unidimensionnel dans le repère principal (n, s) :

Équation 25
$$\bar{\bar{k}}^{joint} = \begin{bmatrix} k_n & 0 & 0 \\ 0 & k_s & 0 \\ 0 & 0 & q_s \end{bmatrix}_{(n,s)}$$

La particularité de ce modèle d'élément joint, est qu'il n'intègre pas de termes non-diagonaux. Le repère (n, s) est donc, en supposant que la matrice $\bar{\bar{k}}^{joint}$ soit diagonalisable, la base dans laquelle s'exprime les vecteurs propres. La méthode de caractérisation exacte de cette matrice est développée par la suite.

Ainsi, les matrices de rigidité élémentaires $\bar{\bar{k}}^{barre}$ sont exprimées dans le repère local de chaque élément, où la première direction principale correspond à la direction longitudinale de la poutre (alignée avec les fibres moyennes), et la seconde direction est orthogonale. La matrice de rigidité élémentaire d'une poutre s'exprime de la façon suivante :

Équation 26

$$\bar{\bar{k}}^{chevron} = \begin{bmatrix} \frac{ES}{L} & 0 & 0 & \frac{-ES}{L} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{12EI_z}{L^3} & \frac{6EI_z}{L^2} & 0 & \frac{-12EI_z}{L^3} & \frac{-6EI_z}{L^2} \\ 0 & \frac{6EI_z}{L^2} & \frac{4EI_z}{L} & 0 & \frac{6EI_z}{L^2} & \frac{2EI_z}{L} \\ \frac{-ES}{L} & 0 & 0 & \frac{ES}{L} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{-12EI_z}{L^3} & \frac{-6EI_z}{L^2} & 0 & \frac{12EI_z}{L^3} & \frac{-6EI_z}{L^2} \\ 0 & \frac{6EI_z}{L^2} & \frac{2EI_z}{L} & 0 & \frac{-6EI_z}{L^2} & \frac{4EI_z}{L} \end{bmatrix}_{(X,Z)}$$

On réexprime ensuite les matrices élémentaires dans un repère global, celui du chevron (X, Z) en effectuant un changement de repère (rotation de 35°).

Pour calculer les déplacements solution du problème, on assemble les matrices élémentaires de chacune des barres $\bar{\bar{k}}_{\mathrm{e}}$ (entrait) et $\bar{\bar{k}}_{\mathrm{c}}$ (chevron) ainsi que celle de l'assemblage ($\bar{\bar{k}}_{\mathrm{j}}$), pour former la matrice de raideur globale $\bar{\bar{\mathrm{K}}}$ de la structure. L'ensemble des valeurs matricielles, relatives à un même déplacement nodal, est sommé.

Équation 27

$$\bar{\bar{\mathrm{K}}} = \begin{bmatrix} [\mathrm{k_e}] & -[\mathrm{k_e}] & 0 & 0 \\ -[\mathrm{k_e}] & [\mathrm{k_e}] + [\mathrm{k_j}] & -[\mathrm{k_j}] & 0 \\ 0 & -[\mathrm{k_j}] & [\mathrm{k_j}] + [\mathrm{k_c}] & -[\mathrm{k_c}] \\ 0 & 0 & -\mathrm{k_c} & [\mathrm{k_c}] \end{bmatrix}_{(X,Z)}$$

Nous pouvons ensuite annuler les termes correspondant au degré de liberté bloqué aux extrémités des poutres. En inversant la matrice de rigidité globale, simplifiée par les conditions limites, nous obtenons la matrice de souplesse $\bar{\bar{\mathrm{S}}} = \bar{\bar{\mathrm{K}}}^{-1}$ qui permet l'expression des déplacements en fonction du vecteur force.

Équation 28

$$\bar{\mathrm{u}} = \bar{\bar{\mathrm{S}}} \otimes \bar{\mathrm{F}}$$

En utilisant le principe de superposition, nous serons en mesure de calculer la différence de déplacements au nœud d'assemblage (2') du modèle filaire (1D) et les déplacements massifs (3D), issus soit du modèle 3D, soit des résultats expérimentaux.

Équation 29

$$\{\mathrm{u_{2'}}\}^{\mathrm{joint}} = \{\mathrm{u_{2'}}\}^{réel} - \{\mathrm{u_{2'}}\}^{\mathrm{1D}}$$

Il en va de même pour les raideurs d'appuis k_A et k_B, qui s'expriment respectivement aux nœuds 1 et 2 mais sont tous les deux calculés au nœud 2 afin d'intégrer les éventuels écarts de rigidité longitudinale de l'entrait.

Équation 30

$$\{u_1^*\}^{\mathrm{joint}} = \{u_2^*\}^{réel} - \{u_2^*\}^{\mathrm{1D}}$$

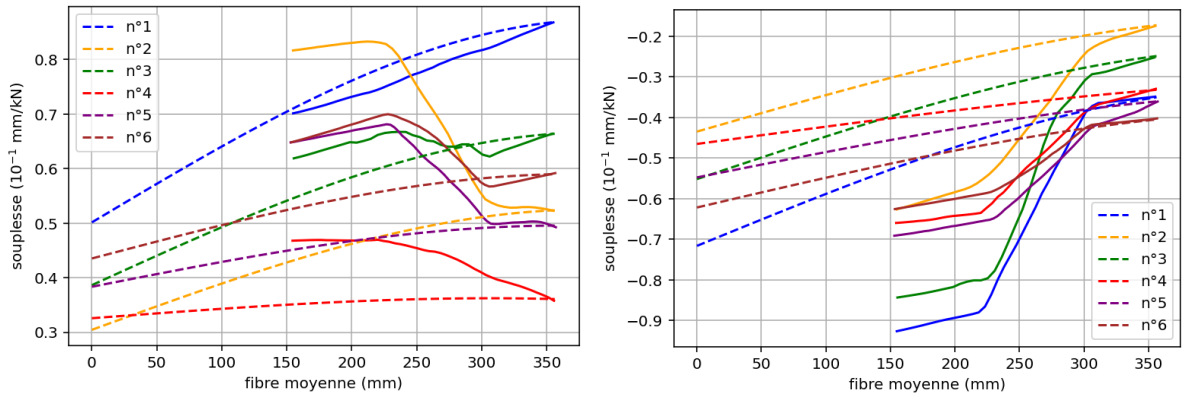
$$\{v_2^*\}^{\text{joint}} = \{v_2^*\}^{réel} - \{v_2^*\}^{\text{1D}}$$

Finalement, nous obtenons les raideurs d'appuis associées à l'écrasement local l'entrait, au droit de la charge externe, Figure 134 et Équation 22 :

Équation 31

$$\begin{cases} k_A = X_1^*/\{u_1^*\}^{\text{joint}} \\ k_B = Z_2^*/\{v_2^*\}^{\text{joint}} \end{cases}$$

La méthode consiste à caler les déplacements issus des expériences avec ceux obtenus par le modèle filaire (1D) afin de reproduire le comportement apparent. Pour ce faire, on mesure l'écart de déplacement entre le modèle 1D et les mesures expérimentales Équation 30. En procédant de la sorte dans chacune des directions principales et en normalisant ces écarts par la résultante des efforts aux nœuds considérés, nous obtenons les composantes de raideur d'appui équivalentes k_A et k_B, Équation 31.



(a)souplesses transverses (A) (b) souplesses longitudinales (B)

Figure 135 : Souplesses du modèle 1D avec raideurs d'appui calibrées du chevron dans son repère principal pour l'essai n°1 et mesures expérimentales extraites à la fibre moyenne (trait continu).

En calibrant les raideurs d'appui, nous cherchons à superposer le comportement attendu au nœud 2 d'abscisse 350mm sur les Figure 135. Ces figures représentent, en effet, la souplesse le long de la fibre neutre du chevron obtenue expérimentalement (lignes continues) superposées aux courbes simulées (pointillés) et calibrées aux appuis. Les jeux de paramètres ainsi caractérisés sont donnés par le tableau suivant :

Tableau 25 : raideurs d'appuis

	K_A (kN/mm)	K_B (kN/mm)
Essai n°1	6.83	23.40
Essai n°2	11.54	51.20
Essai n°3	8.90	34.13
Essai n°4	17.81	24.09
Essai n°5	12.41	22.14
Essai n°6	10.24	19.50
Moyenne	**11.29**	**29.08**
COV	**33%**	**41 %**

Le bâti étant identique d'un essai à l'autre, le coefficient de variation de la raideur d'appui longitudinale K_B peut sembler élevée. Cependant il comprend la compression de la demi-section de l'entrait de chaque éprouvette ainsi que la raideur du bâti en bois. La raideur d'appui transverse K_A intègre quant à elle, les effets du cisaillement de l'embrèvement arrière et l'écart de rigidité longitudinal de l'entrait.

En procédant par rétro-analyse, on est en mesure de remonter jusqu'à la matrice de souplesse de l'élément joint $\bar{\bar{s}}^{\text{joint}}$ représentative des déplacements additionnels $\{u_{2,}\}^{j}$ nécessaires au modèle semi-rigide pour rattraper les déplacements attendus $\{u_{2,}\}^{réel}$ (résultats expérimentaux) tel que :

Équation 32
$$\bar{\bar{s}}^{\text{joint}} = \bar{u}^{\text{joint}} \otimes \bar{F}^{-1}$$

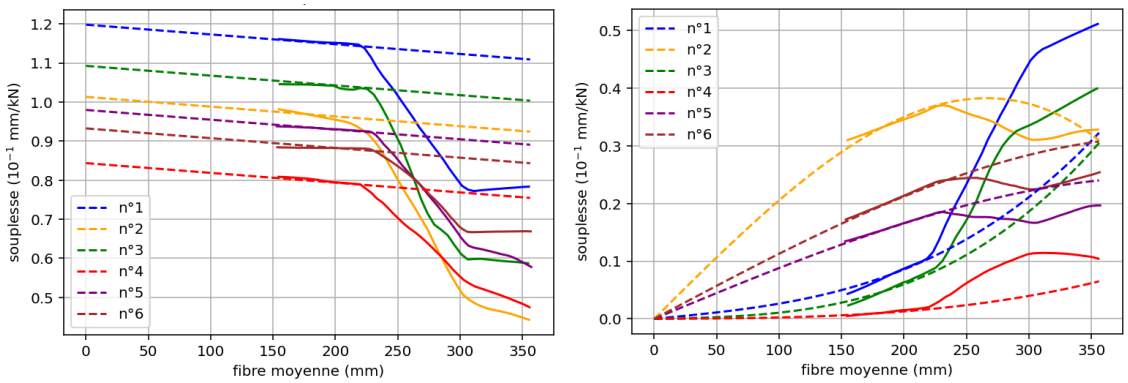
Une fois le vecteur des déplacements additionnels évalués au nœud d'assemblage, nous pouvons remonter jusqu'aux composantes de la matrice de souplesse équivalente. Cependant, l'essai de compression seul ne permet pas d'identifier de manière univoque l'ensemble des termes de couplage de la matrice $\bar{\bar{s}}^{\text{joint}}$ (ou de $\bar{\bar{k}}^{\text{joint}}$). Le problème inverse est donc mal posé si nous cherchons la matrice complète.

Équation 33
$$\bar{\bar{s}}^{\text{joint}} = \begin{bmatrix} s_{XX} & Y_{2,}/u_{2,}^{\text{joint}} & s_{\theta X} \\ s_{XY} & Y_{2,}/v_{2,}^{\text{joint}} & s_{\theta Y} \\ s_{X\theta} & Y_{2,}/\theta_{2,}^{\text{joint}} & s_{\theta\theta} \end{bmatrix}_{(X,Y)}$$

Nous rappelons que ces raideurs (k_X, k_Y, k_θ) ne représentent qu'une partie de la matrice de raideur de l'élément du joint et ne peuvent se substituer aux raideurs diagonales (k_n, k_s, q_s).

Équation 34
$$\begin{cases} k_X = s_{YX}^{-1} \\ k_Y = s_{YY}^{-1} \\ k_\theta = s_{Y\theta}^{-1} \end{cases}$$

Nous commençons par identifier de façon directe des raideurs axiales à partir des écarts de déplacement dans la zone respectant la théorie de poutre, suivi d'un algorithme itératif pour optimiser la courbure de la ligne moyenne du chevron dans l'espace (X, Y).



(a) souplesses transverses (X) (b) souplesses longitudinales (Z)

Figure 136 : Souplesses du modèle 1D optimisé du chevron dans son repère principal pour l'essai n°1 et mesures expérimentales extraites à la fibre moyenne

Finalement, nous constatons une superposition satisfaisante des pentes dans les parties supérieures du chevron, où le comportement observé s'accorde avec les hypothèses de la théorie des poutres. À l'issue de ce processus d'identification inverse, nous obtenons les composantes de la matrice de souplesse associées au mode de compression pure de la matrice de raideur diagonale solution du problème d'optimisation. Le tableau suivant exprime sous forme de raideurs les composantes de souplesse équivalente de l'élément joint filaire en se référant à l'Équation 34.

Tableau 26 : Raideurs évaluées pour chaque essai.

	k_1 (kN/mm)	k_2 (kN/mm)	k_3 (kN/rad)
Essai n°1	27.7	58,8	1,9e^5
Essai n°2	22.7	125,0	-1,9e^5
Essai n°3	22.2	400,0	1,8e^5
Essai n°4	37.0	250,0	8,2e^5
Essai n°5	35.7	-166,7	57,1e^5
Essai n°6	52.6	-144.9	57,3e^5
Moyenne	**32**	**87**	**2.1e^6**
COV	**36%**	**248%**	**141 %**

Les estimations de la raideur normale k_1 conduisent à une valeur moyenne d'environ 32 kN/mm. Le coefficient de variation associé, égal à 36 %, met en évidence une dispersion non négligeable entre les essais en lien avec la mise en œuvre et la taille probablement. Cette variabilité peut être attribuée à des effets expérimentaux tels que les conditions de contact, l'alignement des pièces, les jeux locaux ou encore l'hétérogénéité de la mise en charge.

Les termes k_2 et k_3, associés aux degrés de liberté secondaires par rapport au mode principal de compression, présentent quant à eux une dispersion beaucoup plus importante, avec notamment des inversions de signe d'un essai à l'autre. Leur coefficient de variation élevé, respectivement 248 % et 141 %, indique que les valeurs moyennes de ces termes sont peu représentatives d'un comportement mécanique global clairement identifiable. Ces résultats suggèrent plutôt des couplages entre les différents modes de compression, cisaillement et flexion locales qui dépendent des conditions initiales de mise en œuvre et de positionnement.

Afin de mieux interpréter la cinématique observée et d'identifier l'origine des couplages mesurés, il serait pertinent de compléter l'analyse expérimentale par une modélisation tridimensionnelle de l'essai par éléments finis.

4.2 Modélisation éléments finis

Dans la section précédente, nous avons évalué expérimentalement le comportement élastique des éprouvettes pour un essai de compression, dans le but de déterminer les propriétés équivalentes relatives à la semi-rigidité et nous avons mis en évidence une forte variabilité des résultats expérimentaux. Cependant, nous ne sommes pas en mesure d'apporter une lecture claire des mécanismes localisés et des causes de dispersion, car cela doit dépendre des conditions initiales (matériaux, usinages, assemblages…). Il convient donc d'écarter certains biais potentiels. Par ailleurs, l'essai de compression seul ne permet pas de capter l'intégralité du comportement de l'assemblage nécessaire à l'expression d'une matrice de raideur pleine et unique suivant l'ensemble des modes de sollicitation possible (Chevalier et al., 2014). Enfin, on ne dispose pas d'une loi d'échelle permettant de transposer nos résultats au comportement des assemblages qui composent la travée (Sousseau, 2020). Mais le questionnement d'une méthode de caractérisation assujettie à l'usage d'un modèle spécifique de comportement demeure.

Le recours à un jumeau numérique est couramment employé en complément d'essai afin d'expliquer et approcher virtuellement les mécanismes en jeu (Berot, 2009; Chevalier et al., 2014; Khelifa et al., 2013; Lu, Qiu, Bu, et al., 2024; Omran et al., 2013). Nous réalisons donc un modèle 3D massif des essais pour en simuler et analyser le comportement élastique de façon plus approfondie en étudiant l'influence des hypothèses initiales retenues. Deux objectifs principaux sont visés :

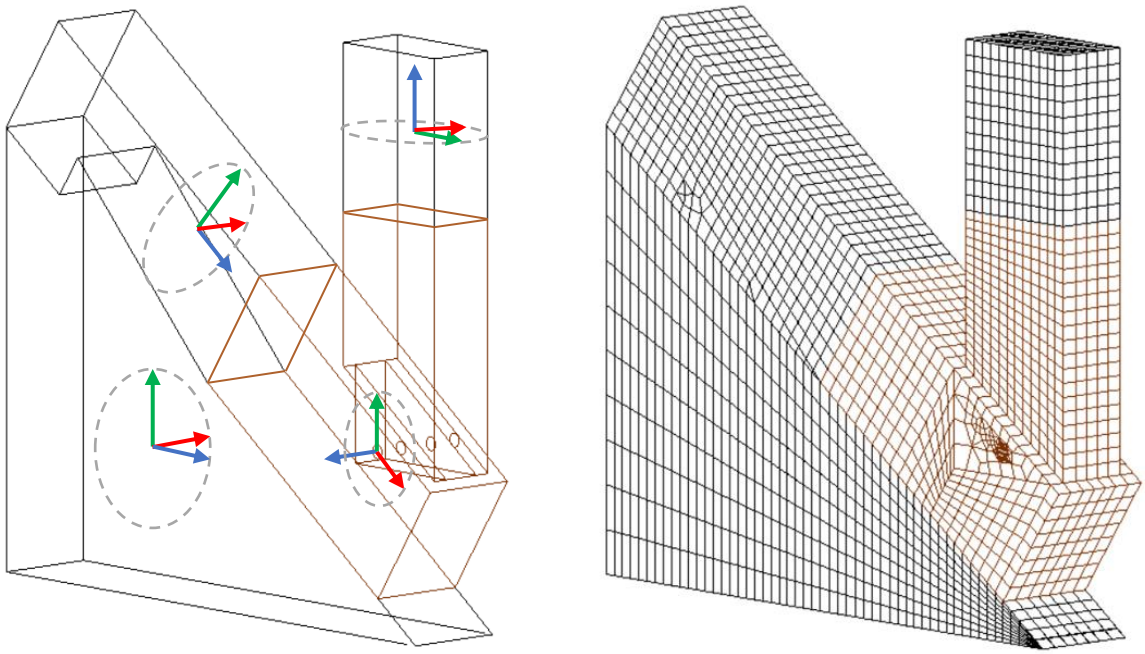
- Reproduire l'essai de compression ainsi que la méthode de caractérisation à l'aide du modèle macroscopique afin d'évaluer ses capacités prédictives au regard de la dispersion des paramètres caractérisés expérimentalement ;

- Reconstituer la matrice de raideur du tenon-oulice dans des configurations de chargement canoniques et la comparer avec celle calculée avec la méthode analytique des composants.

Fang, (2020) propose un modèle EF 3D avec les résultats expérimentaux en intégrant explicitement des jeux initiaux (≈ 0,025–0,5 mm selon les surfaces), des raideurs de contact et le frottement afin de coller aux mécanismes observés. À l'inverse, (Drdacky, Walcf, et al., 1999) montrent, par l'intermédiaire de leur modèle sur le logiciel ANSYS, avec prise en compte d'un jeu ouvert de 2 mm, combien les défauts de contact affectent la raideur en flexion. Kekeliak et al., (2015) calibrent un modèle 3D massif de tenon-mortaise via des pénalités de contact, en faisant correspondre des points de mesure numériques aux LVDT des essais (A. O. Feio, 2006). Lu et al. (2024) s'appuient sur un large ensemble d'essais publiés (Xie et al., 2021; Xue et al., 2021) pour calibrer un modèle défini sur ABAQUS en intégrant des jeux initiaux et du frottement. Enfin, Hu et al. (2022) confirment que le jeu réduit fortement la raideur rotationnelle initiale, quand le frottement l'augmente, particulièrement après la fermeture du contact.

4.2.1 Jumeau numérique des essais (méthode des éléments finis)

Dans cette section, nous exposons la méthode et les hypothèses employées pour simuler le comportement d'un assemblage tenon-oulice modélisé en 3D.



(a) repères locaux du bois et de la cheville (b)Maillage correspondant

Figure 137 : Représentation de la géométrie et des repères locaux (RTL).

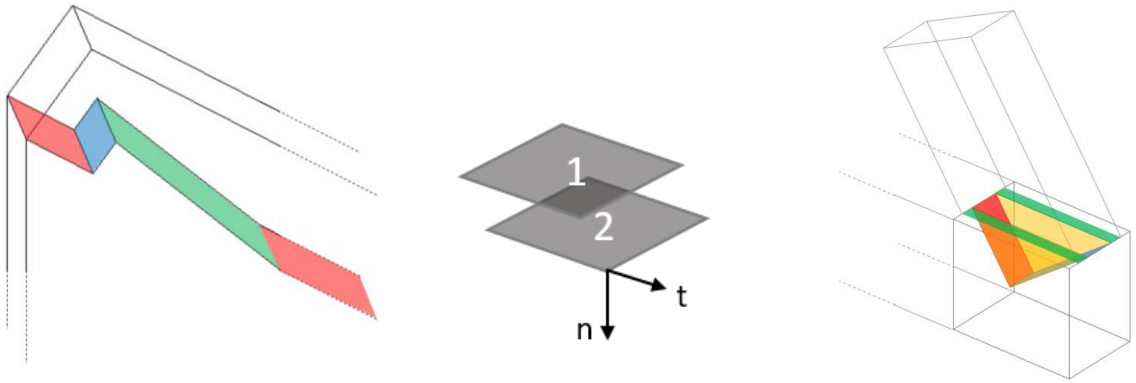
La possibilité d'intégrer des contacts unilatéraux à notre étude de sensibilité, a justifié à nos yeux la modélisation complète de la géométrie en 3 dimensions.

Ensuite, nous employons des éléments finis hexaédriques à 8 nœuds n'excédant pas le centimètre de côté dans le chevron et l'entrait. Le bâti est quant à lui moins exigeant en finesse de maillage. La Figure 137 représente la géométrie complète munie d'un bâti bois et d'une cheville. Ces quatre éléments sont représentés avec les axes d'orthotropie du modèle radial centré sur la fibre moyenne. Le modèle élastique est en repère cylindrique de chaque pièce Figure 137(a), avec en bleu l'axe normal à la fibre neutre et en vert et rouge, respectivement transverse et radial.

Tableau 27 : propriétés élastiques des bois ainsi que les coefficients de retrait/gonflement

	Pin Maritime (12%)
E_L	11 GPa
$E_R \approx 0.034\, E_L$	0.37 GPa
$E_T \approx 0.027\, E_L$	0.30 GPa
$G_{LR} \approx 0.063\, E_L$	0.69 GPa
$G_{LT} \approx 0.005\, E_L$	0.55 GPa
$G_{RT} \approx 0.023\, E_L$	0.25 GPa
ν_{LR}	0.35
ν_{LT}	0.45
ν_{RT}	0.60
ρ	420 kg/m^3
α_L	0.01 %/%
α_T	0.32 %/%
α_R	0.19 %/%

Afin de renseigner le modèle élastique avec des propriétés représentatives des éprouvettes en Pin Maritime (12%H), le Tableau 27 reprend l'ensemble des propriétés retenues sur la base de la densité et du module d'Young longitudinal fournis par l'EN 338. Les autres constantes élastiques (modules transverses, modules de cisaillement et coefficients de Poisson) sont obtenues par recours à la littérature scientifique et technique. En l'absence de données complètes, une essence voisine peut être utilisée comme référence ou bien les règles empiriques y sont données pour compléter un jeu orthotrope à partir du module d'élasticité longitudinal.



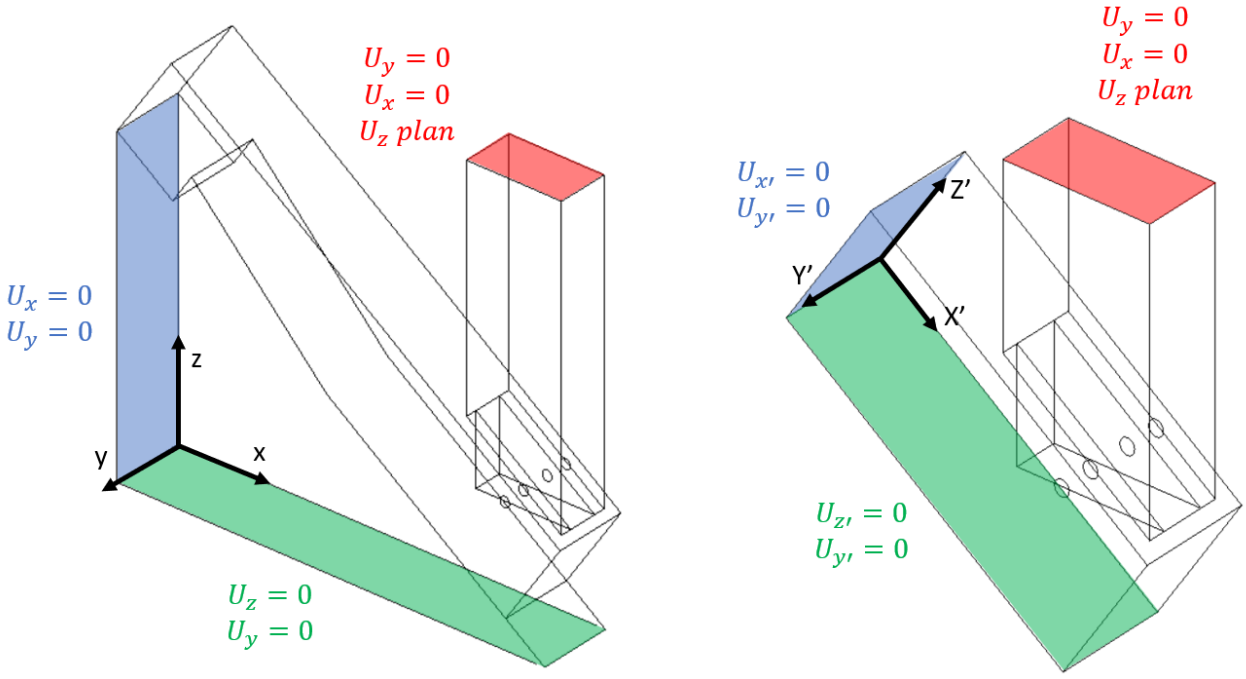
(a) Géométrie de l'embrèvement. (b) Géométrie du tenon-oulice

Figure 138 : Représentation des surfaces de contact et de leur relation de non-pénétration

La Figure 138 illustre les géométries d'assemblage du tenon-oulice et d'embrèvement en mettant en avant les surfaces de contact entre les pièces à l'aide d'un code couleur. Pour assurer l'équilibre statique de la transmission des efforts entre les trois pièces (entrait, chevron et bâti), il convient de définir des conditions de contact internes. On choisit d'imposer des conditions de non-pénétration qui permettent la prise en compte de la dissymétrie sans considération pour les jeux et les frottements dans un premier temps. Cela consiste à définir pour chaque surface de contact une normale sortante, orientée de la pièce 1 vers la pièce 2, puis d'exprimer la relation de continuité unilatérale entre les déplacements des points constituant le maillage :

Équation 35 $$\delta_n^1 - \delta_n^2 \geq 0$$

δ_n^1 et δ_n^2 sont les champs de déplacements nodaux des deux pièces connectées, orientés suivant la normale sortante des surfaces de contact (arases, abouts, joues). Enfin, il est possible de simuler un jeu en remplaçant le zéro de l'Équation 35 de continuité, par une épaisseur e_{jeux} de celui-ci ($\delta_n^1 - \delta_n^2 \geq e_{jeux}$). Cette formulation du jeu servira de base pour la calibration du modèle massif afin d'approcher les résultats expérimentaux.



(a) Géométrie complète avec bâti (b) Géométrie réduite sans bâti

Figure 139 : Représentation des conditions limites des modèles.

Deux hypothèses sont proposées afin d'évaluer l'influence du bâti sur les résultats et vérifier la validité de l'essai au regard des raideurs estimées. Nous allons à présent décrire les deux configurations de conditions limites utilisées au cours de cette étude :

- avec prise en compte du bâti et représentatif des essais à l'échelle 1:3,
- idéalisée, afin de se soustraire des contraintes de montage et de leur influence.

La
Figure 139 (a) représente les conditions limites de la géométrie complète des essais, comprenant le bâti (encastré) et l'embrèvement arrière. La

Figure 139 (b) est la version réduite à l'assemblage seul (zone d'intérêt optimisée dans la suite du document) auquel nous avons appliqué des conditions de symétrie pure (bleu) à l'extrémité de l'entrait (pour remplacer l'embrèvement) et dessous (vert), un blocage normal (Z') et hors plan (Y') (pour se substituer au bâti déformable). Enfin, la surface chargée, à l'extrémité du chevron (rouge), est expérimentalement en contact avec le plateau articulé. Par conséquent les déplacements plans sont bloqués dans les directions X et Z et les rotations R_y doivent respecter une relation d'ensemble afin que la surface reste plane (U_z plan) tel que : $U_{z,i} = U_{z,0} + R_y \times (x_i - x_0)$ avec chaque noeud de la surface d'indice i et le centre d'indice 0.

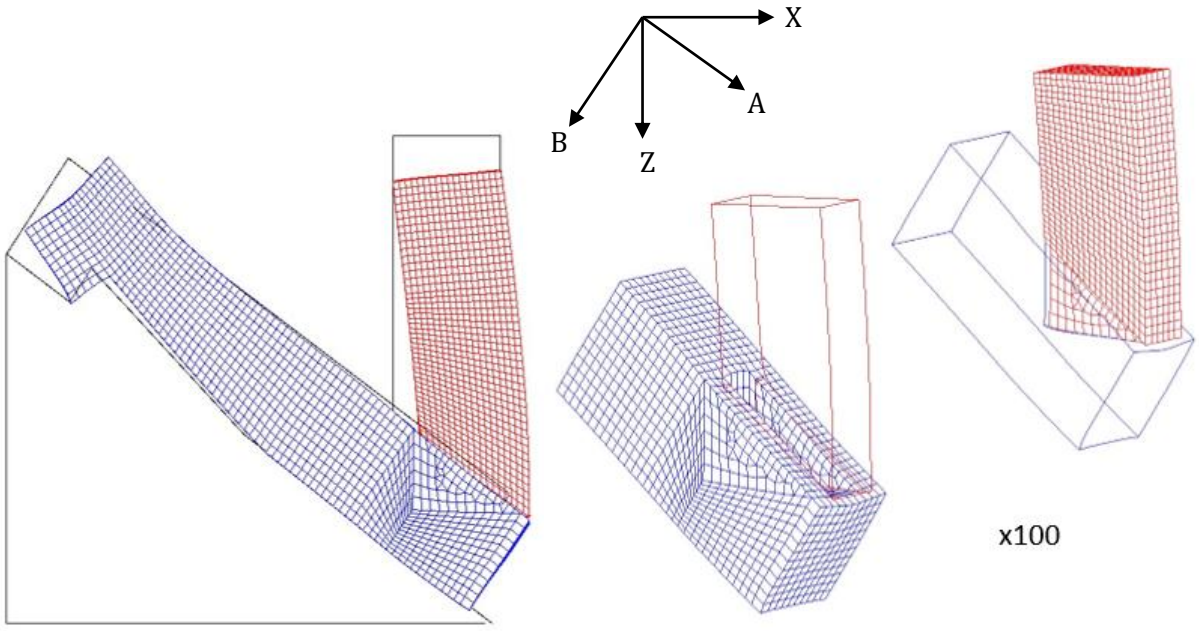
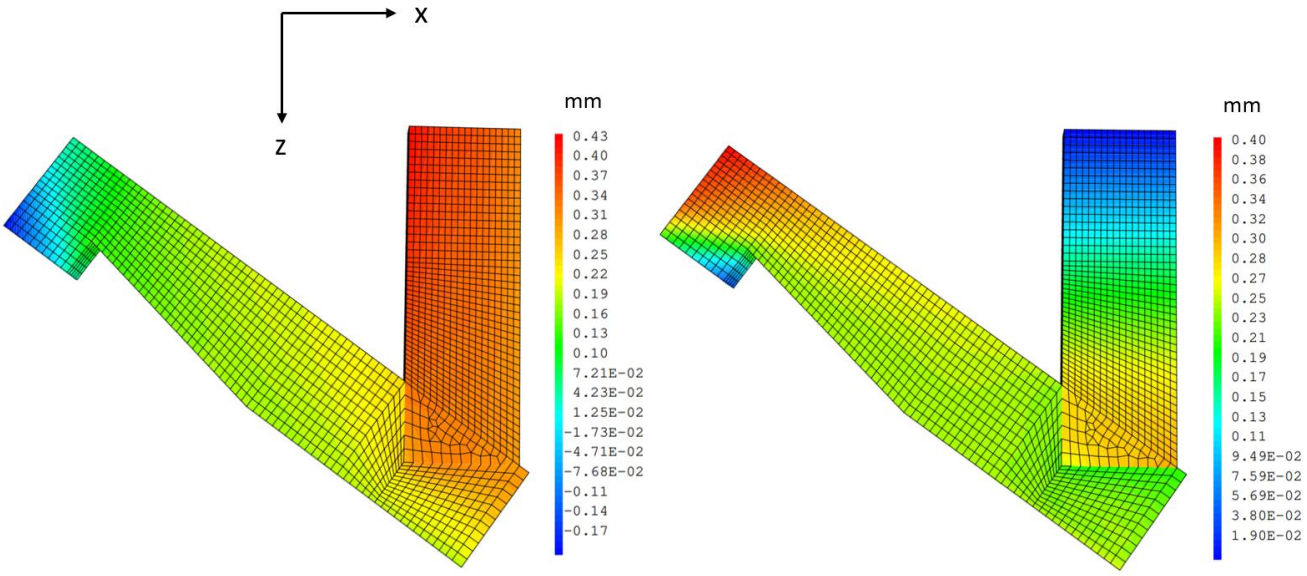


Figure 140 : Déformée du modèle 3D élastique en compression.

À présent, on est en mesure de lancer la résolution en élasticité linéaire avec une charge de compression de 10 kN. Nous commençons donc par représenter la déformée, Figure 140, du mode de compression du modèle à l'échelle 1:3 en lien avec les expériences. On retrouve les modes de déformation observés expérimentalement comme l'écrasement arrière des arrases et

le cisaillement du talon. Par ailleurs, les différentes représentations, pleines ou à arêtes vives, permettent de visualiser les contacts internes et mieux percevoir les glissements et la déformation aux interfaces. En l'absence de frottement, la flexion du chevron et le glissement horizontal de celui-ci au contact de l'about semblent effectifs. On remarque également le décollement de l'extrémité arrière de l'entrait au niveau de l'embrèvement, ce qui a été constaté dans la phase expérimentale.

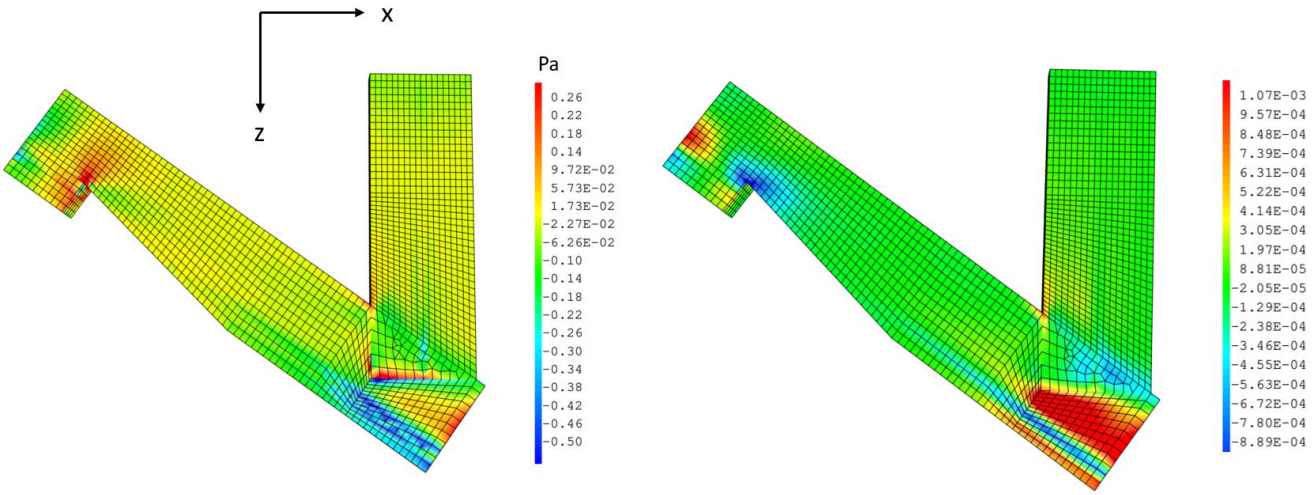
L'analyse numérique des assemblages mécaniques par la méthode des éléments finis (EF) offre une vision complète et détaillée du comportement des éléments et de leurs interactions. Les résultats obtenus, notamment les champs des déformations (ε), des déplacements et des contraintes (σ), constituent des outils essentiels pour comprendre les mécanismes à l'échelle locale de la liaison bois sur bois. Nous proposons d'observer les résultats avec la prise en compte du bâti. Par ailleurs, nous représentons les champs cinématiques au centre des pièces (fibre moyenne), dans le plan de symétrie, afin de visualiser le comportement interne de l'assemblage.



(a) Déplacements verticaux (z) (b) Déplacements horizontaux (x)

Figure 141 : champs de déplacements sous 10 kN.

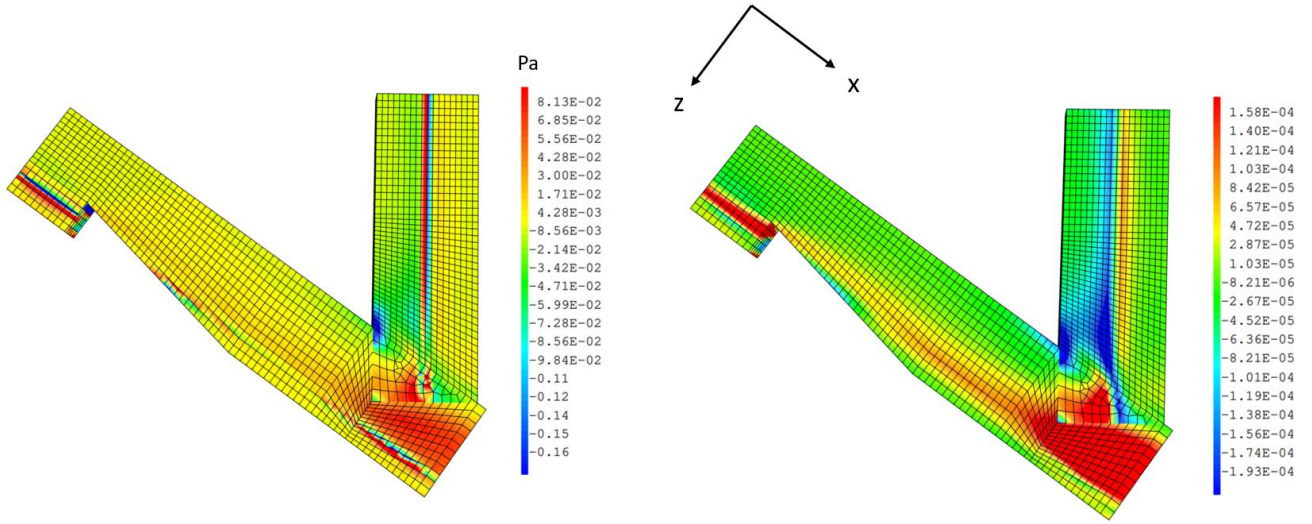
Nous commençons par représenter, Figure 141(a) et Figure 141(b), les champs de déplacements, respectivement verticaux et horizontaux, qui serviront de point de départ à la caractérisation. Nous constatons que seul le contact horizontal avec l'about présente un gradient de déplacement vertical (z) diffus à l'interface entre les deux pièces, représentatif de la transmission des efforts normaux. Les sauts de déplacements horizontaux (x) aux interfaces sont le signe de glissement sans transmission d'efforts (frottements négligés).



(a) Contraintes (σ_{zz}) (b) Déformations (ε_{zz})

Figure 142 : champs de contraintes et de déformations dans la direction verticale (z), normale au chevron.

Nous focalisons notre attention sur les champs de contraintes et de déformations dans la direction verticale (z), Figure 142. Nous pouvons voir que les contraintes et les déformations se concentrent dans les zones d'assemblage (embrèvement et tenon-oulice). En particulier, nous constatons un fort gradient de contrainte et de déformations dans l'entrait, entre le talon (entrainé par le chevron) et le contact avec le bâti au droit du chevron (sans frottement mais retenu par le reste de l'entrait.



(a) Contraintes (σ_{ab}) (b) Déformations (ε_{ab})

Figure 143 : champs de contraintes et de déformations en cisaillement (xz), dans le plan du plan de l'entrait.

Enfin, nous nous intéressons aux contraintes et déformations en cisaillement dans la direction de l'entrait, Figure 143. En effet, les champs cinématiques verticaux (z) ont révélé le mode de cisaillement attendu du talon de l'entrait. Cependant, nous constatons deux autres zones

de fortes contraintes de cisaillement : à l'arrière de l'entrait en raison du blocage de l'embrèvement ; le long de la fibre neutre du chevron, singularité due à la relation d'ensemble en rotation de la surface supérieure chargée.

En conclusion, les simulations numériques permettent d'identifier les zones les plus sollicitées de l'assemblage, principalement localisées au voisinage des interfaces de contact entre les différentes pièces. Il est donc possible de voir dans quelle mesure les concentrations de contraintes vont modifier les déplacements locaux, ce qui est primordial pour la caractérisation inverse des raideurs de l'assemblage par tenon-oulice.

4.2.2 Rétro-analyse avec le jumeau numérique

En pratique, la phase de confrontation du jumeau numérique avec les données d'essais, par comparaison des courbes force–déplacement, champs de déplacement et modes de rupture, aboutit à de bonnes corrélations attestant du pouvoir prédictif des modèles (Fang, 2020; Artur O. Feio et al., 2014; Gečys et al., 2015; Kekeliak et al., 2015). Le calage de certains paramètres utiles permet généralement d'aligner la réponse simulée sur les charges ultimes et raideurs mesurées expérimentalement, comme l'ajustement des raideurs d'interface (contact cohésif) des jeux et des frottements chez Artur O. Feio (2014). La corrélation d'images (CIN) renforce cette approche, en fournissant des observations sur davantage de marqueurs (Braun, 2022 ; Hild et Roux, 2006).

Cette exigence de réalisme est, du point de vue de la réduction du modèle massif (3D) à celui du modèle filaire (1D), explicitée par Chevalier et al. (2014): « La réalisation d'un essai virtuel sur des meubles en épicéa (en bois plus généralement) ne peut se réduire à un seul calcul par éléments finis. En effet, les incertitudes sont grandes à la fois sur les propriétés du bois utilisé mais aussi sur la manière dont les éléments d'assemblage ont été serrés. ».

L'analyse des essais a permis de déterminer les paramètres constitutifs de la matrice de raideur équivalente 1D à partir des champs cinématiques obtenus par corrélation d'images. Pour mettre en œuvre la méthode d'identification inverse, nous avons fait deux hypothèses :

- Le matériau est homogène dans les sections courantes des poutres et assimilable à du C24 (sens bureau d'études),
- Le comportement mesuré en surface est équivalent au comportement le long de la fibre moyenne dans ce domaine respectant la théorie des poutres.

Nous mettons en œuvre la méthode de caractérisation, décrite expérimentalement, à partir du champ de déplacements obtenu par éléments finis. Contrairement à la corrélation d'images, le modèle 3D donne accès au comportement au cœur des éléments ainsi qu'au

contraintes. Ces données nous sont utiles pour mesurer le comportement le long de la fibre moyenne et ainsi évaluer la pertinence de l'approche expérimentale qui se réduit aux surfaces.

L'une des principales difficultés du montage des essais tient à la taille de la zone d'intérêt pour capter l'intégralité de l'influence de l'assemblage tout en minimisant cette dernière pour limiter le volume d'information. Nous proposons donc d'évaluer les longueurs d'influence des assemblages (tenon-oulice et embrèvement du bâti) afin d'optimiser la dimension de la zone d'intérêt. Le principe de Saint-Venant stipule que, sous l'hypothèse d'un matériau homogène élastique linéaire et à partir d'une certaine distance, le champ de contraintes et de déformations se stabilise et adopte la distribution analytique attendue pour une poutre idéale (Euler–Bernoulli ou Timoshenko). Un moyen efficace de mesurer cette distance, est de mesurer l'énergie interne par unité de longueur dans les sections courantes. Théoriquement, dans les zones à proximité de l'assemblage, cette énergie présente des variations importantes liées aux concentrations de contraintes.

Le post-traitement consiste à évaluer, pour chaque section $S(l)$ située à une abscisse « l » le long de la poutre, l'énergie interne par unité de longueur :

Équation 36 $$E_{3D}(l) = \iint_{S(z)} \frac{1}{2}\sigma : \varepsilon \, dA$$

Ou σ et ε sont respectivement le tenseur des contraintes et le tenseur des déformations extraits du calcul EF et A la section ciblée. Cette grandeur peut être interprétée comme la densité d'énergie stockée localement dans la section.

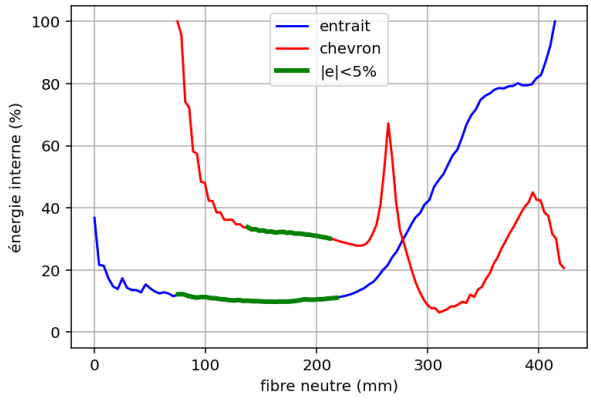


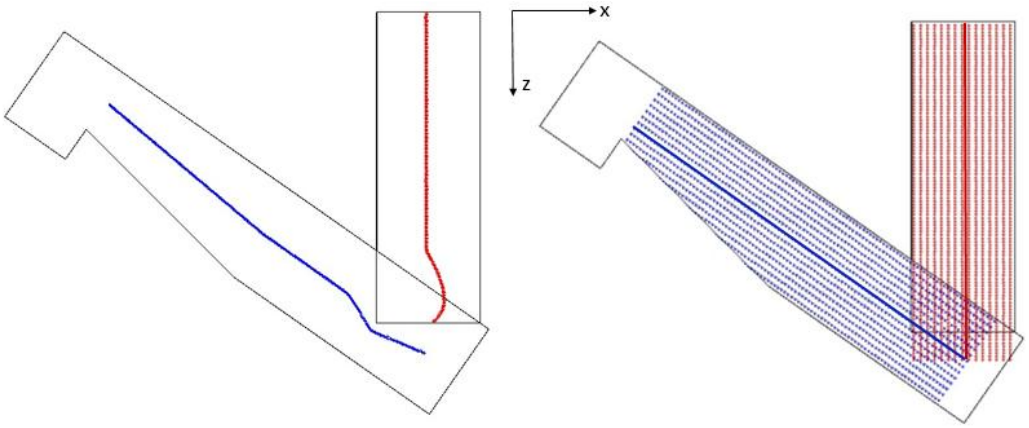
Figure 144 : pourcentage d'énergie interne par section le long des fibres moyennes des éléments.

Nous représentons, Figure 144, la moyenne surfacique du champ d'énergie de chaque section le long des poutres. Les résultats sont représentés en % par rapport à l'énergie totale mesurée. En traçant l'énergie le long de l'axe neutre, on distingue un régime quasi établi ou quasi permanent, au-delà d'une certaine distance des assemblages. À l'inverse un régime perturbé,

proche des assemblages, où l'énergie interne varie fortement d'une section à l'autre, traduit la redistribution des efforts et de l'influence locale des concentrations de contrainte.

En vert, nous représentons le domaine admissible en accord avec la théorie des poutres, qui se traduit par une longueur ℓ_0 pour laquelle l'énergie interne reste dans un seuil inférieur à 5 % de la valeur moyenne minimale E_0 :

Équation 37 $$\ell_0 = min\left\{l \left| \frac{|E_{3D}(z) - E_0|}{E_0} \leq 0.05 \right.\right\}$$



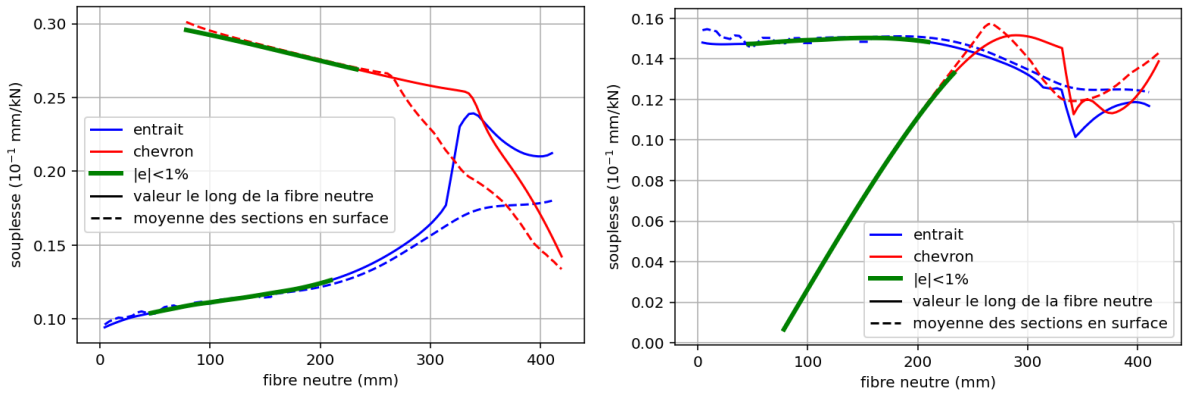
(a) Valeurs extraites à cœur, le long de la fibre neutre (b) valeurs moyennées en surface

Figure 145 : Représentation des méthodes et des points d'extraction des champs de déplacements.

Maintenant que le domaine de validité de la théorie des poutres a été identifié, nous nous intéressons à la question de l'équivalence entre le comportement interne des éléments de poutre, extrait le long de la fibre neutre, et celui obtenu à partir de données extraites en surface des éprouvettes (CNI) puis moyennées par section. Les Figure 145 illustrent les deux méthodes d'extraction proposées :

(a) Le centre d'inertie des sections du modèle massif est estimé numériquement afin d'extraire des déplacements représentatifs de la réduction à un modèle 1D d'éléments de barre (RDM).

(b) Les données sont extraites à la surface de la géométrie et moyennées par section, conformément au protocole expérimental imposé par la corrélation d'images.



(a) souplesses verticales (z) (b) souplesses horizontales (x)

Figure 146 : souplesses le long des fibres moyennes à cœur et des fibres neutres en surface des pièces, exprimés dans le repère (X,Z).

Les déplacements Figure 146, sont exprimés dans le repère du chevron représenté Figure 145. Nous représentons en rouge les déplacements du chevron et en bleu ceux de l'entrait. On représente la portion de courbe où l'écart de souplesse entre les deux modèles (linéique et surfacique) est inférieur à 1 % (en vert) en prenant pour référence le comportement le long de la fibre neutre.

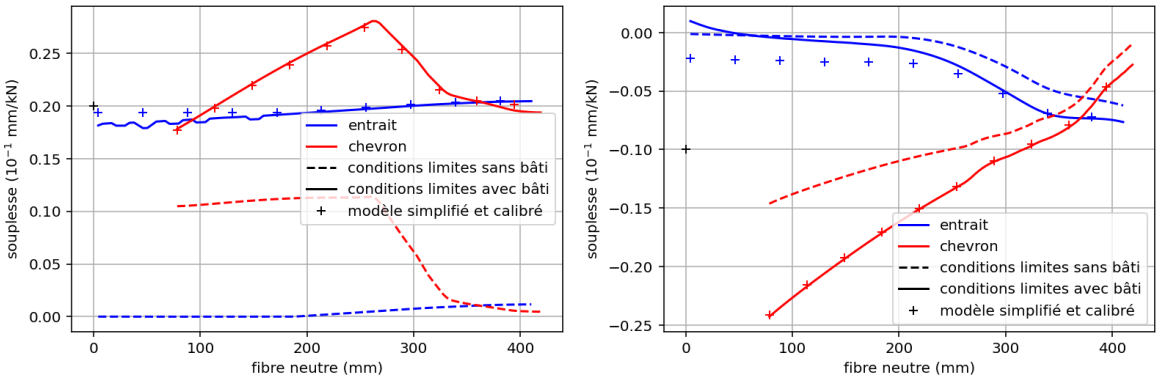
Nous constatons qu'à proximité de l'assemblage les déplacements divergent et qu'au-delà d'une certaine distance nous obtenons des similitudes de comportement. Les graphes montrent que l'approche en surface donne une bonne estimation des perturbations liées aux concentrations de contraintes même si l'on perd un peu d'information dans la direction Z par rapport à la direction X. Ainsi, nous pouvons considérer, en première approximation, que les mesures en surface mises en place dans la section §4.1.2 peuvent aboutir à une première visualisation des effets de singularité par rapport au comportement idéalisé de poutre que l'on utilise en bureau d'études.

L'analyse avec le modèle 3D a permis de mieux apprécier la pertinence de la méthode d'extraction des données expérimentales en surface et donc le cadre de l'équivalence 1D faite pour une première approximation des raideurs d'assemblage. Pour mettre en place la méthode de calibration, deux autres hypothèses sont avancées :

- l'influence du bâti bois peut être approché par des raideurs d'appuis glissants,
- au cours des premiers cycles de chargement, les contacts entre pièces sont établis dans les limites de tolérances de fabrication de chaque assemblage texté.

La méthode de calibration s'appuie donc sur deux types de paramètres, les raideurs d'appuis et les jeux d'assemblage. En calibrant finement le modèle massif et en reproduisant partiellement les comportements mesurés expérimentalement, nous souhaitons déterminer les

grandeurs du modèle 1D et proposer une interprétation de la variabilité des raideurs associées qui en découlent à partir d'une qualité de bois C24, figée pour l'ingénieur.



(a) souplesses verticales (A) (b) souplesses horizontales (B)

Figure 147 : souplesses exprimées dans le repère du chevron selon les conditions limites, avec et sans bâti.

Nous proposons dans un premier temps de comparer, Figure 147, les déplacements des modèles sous deux modalités : « avec » et « sans » le bâti bois, en considérant les conditions aux limites décrites précédemment

Figure 139. Les déplacements sont exprimés dans à le repère de l'entrait (A, B), représenté Figure 147, afin d'exprimer les raideurs d'appuis représentatives de l'influence du bâti. En mesurant l'écart de souplesse entre les deux modèles, mesuré au point d'intersection des fibres moyennes (d'abscisse 360mm), on est en mesure de calibrer les raideurs apparentes k_A et k_B nécessaires au modèle simplifié. Ce dernier est symbolisé par des croix Figure 147 et prédit les déplacements attendus en présence du bâti, en particulier dans le chevron. Nous faisons le constat que ces raideurs d'appuis sont sensiblement identiques à celle du modèle filaire répertoriées dans Tableau 25, à un terme correctif k_e près proportionnel à la rigidité des poutres dans les directions associées :

Équation 38 :
$$\begin{cases} k_A^i = k_a^i + k_{e,a} \\ k_B^i = k_b^i + k_{e,b} \end{cases}$$

i, correspondant à la numérotation des essais et $k_{e,a}$ et $k_{e,b}$ sont indépendants des essais.

L'approche simplifiée des conditions limites permet donc de réduire significativement le coût de calcul tout en préservant une représentation réaliste de l'influence du bâti. Maintenant que l'on dispose des paramètres permettant de calibrer les déplacements absolus de l'entrait, nous cherchons à calibrer les déplacements relatifs du chevron permettant d'expliquer la cinématique réelle des assemblages mesurée au cours des essais. On souhaite approcher de possibles défauts de la géométrie des contacts de manière à récupérer les raideurs mesurées (chaque éprouvette est différente et taillée avec plus ou moins de précision). Cependant, nous ne

souhaitons pas modifier directement la côte nominale du maillage (ceci compliquerait considérablement l'expression des contacts).

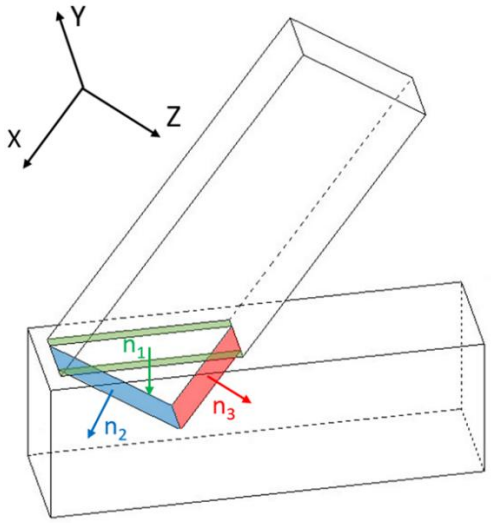
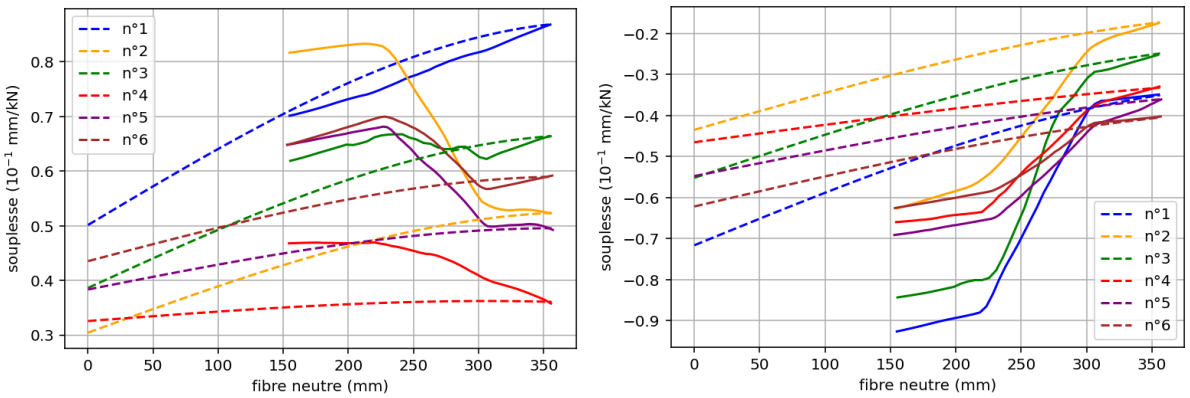


Figure 148 : schéma des surfaces concernées par les jeux δ_i définis suivant les normales sortantes $\vec{n}_i$.

Ici, nous proposons d'approcher les défauts de contact ou de rigidité (contact partiel…) entre les surfaces à l'aide de l'Équation 35 qui décrit la relation de continuité unilatérale des déplacements relatifs entre les points de deux surfaces géométriquement en contact. L'ajout d'un terme non nul permet de définir une longueur de pénétration ou des tolérances de cotation (sans transmission d'effort) δ_i de normale $\vec{n}_i$ entre les deux surfaces initialement définies. Cette méthode de calibration n'a pas vocation à se substituer aux raideurs d'assemblage mais de permettre d'approcher simplement et d'expliquer mécaniquement les écarts de raideurs dans liés aux défauts de contacts réels. Dans ce modèle, on supposera les surfaces en contact comme cela a été considéré avec la méthode des composants (§3.1.1), ce qui amène à la détermination de trois valeurs.

Tableau 28 : tableau récapitulatif des paramètres de calibration du modèle massif pour approcher les résultats expérimentaux.

Tolérances (en mm)	$\boldsymbol{\delta_1 \cdot \vec{n}_1}$	$\boldsymbol{\delta_2 \cdot \vec{n}_2}$	$\boldsymbol{\delta_3 \cdot \vec{n}_3}$
Essais n°1	0.31	0.70	0.40
Essais n°2	0.44	0.48	0.27
Essais n°3	0.38	0.73	0.42
Essais n°4	0.20	0.38	0.22
Essais n°5	0.25	0.30	0.18
Essais n°6	0.15	0.17	0.10



(a) souplesses verticales (z) (b) souplesses horizontales (x)

Figure 149 : superpositions des souplesses absolues du chevron mesurés expérimentalement avec leur jumeau numérique calibré à partir des tolérances de cotation.

La Figure 148 illustre les contacts avec la direction en lien avec les surfaces de transmission. Le Tableau 28 récapitule des tolérances de cotation obtenues sur le contact à implémenter pour capter les déplacements expérimentaux. Enfin, la Figure 149 représente la superposition des courbes numériques et expérimentales (à C24 donné, module d'élasticité identique pour toutes les éprouvettes, hypothèse de bureau d'études). δ_2 et δ_3 étant des normales sortantes orthogonales, ils influencent respectivement les déplacements verticaux et horizontaux de façon indépendante. Le jeu δ_1 est appliqué aux arrases de façon secondaire afin de ne pas entraver les deux autres jeux. Nous pouvons voir dans ce cas que de faibles pénalités de cotations (en dessous du mm) peuvent couvrir la dispersion des mesures expérimentales réalisées, ce qui témoigne de l'influence majeure de la qualité du contact sur l'estimation des raideurs locales. Ce travail de dialogue modèle–mesure peut être plus approfondi sur le questionnement de l'effet de tolérance de taille des charpentes sur la performance de l'assemblage dans l'objectif d'optimisation ou de fiabilité des structures.

4.2.3 Comparaison des méthodes de caractérisation numérique et analytique

Nous avons précédemment évalué favorablement les capacités prédictives du jumeau pour reproduire le comportement élastique en compression des éprouvettes (échelle 1:3). Par ailleurs, nous avons vérifié la validité de la méthode de caractérisation expérimentale et proposé une optimisation par son équivalent numérique (géométrie réduite, conditions limites simplifiées et extraction des résultats directement à la fibre moyenne). Cependant, nous ne disposons que des résultats des essais en compression.

Afin d'accéder à l'ensemble des composantes de la matrice de souplesse équivalente de l'élément joint, il faudrait réaliser des essais complémentaires afin d'introduire les termes relatifs

à l'effort tranchant et au moment dans le plan de l'assemblage. Si l'on parvient à obtenir une matrice de raideur complète, sous l'hypothèse de contacts sans jeu ni frottement, on sera alors en mesure de la comparer aux estimations analytiques issues de la méthode des composants.

Enfin, dans le chapitre 3.2.2, on a mis en évidence l'influence des variations saisonnières d'humidité sur la cinétique globale des déplacements d'une ferme traditionnelle attribuées aux effets locaux du retrait sur les raideurs d'assemblage. Or, une des sources de la variabilité constatée expérimentalement lors des essais sur la réplique, est la qualité des contacts (Jorissen et al., 2014; Palma et al., 2010).

L'objectif de cette section est donc triple :

- proposer un modèle représentatif des assemblages tenon-oulice mis en place sur la travée (échelle 1:1) en intégrant les effets du retrait anisotrope ainsi que de la cheville,
- démontrer la faisabilité d'une caractérisation complète de la matrice de raideur d'assemblage, en intégrant au modèle la contribution des différents modes de chargement canoniques,
- comparer les matrices de raideurs numériques avec celle obtenue avec la méthode des composants présentée au chapitre 3.1.

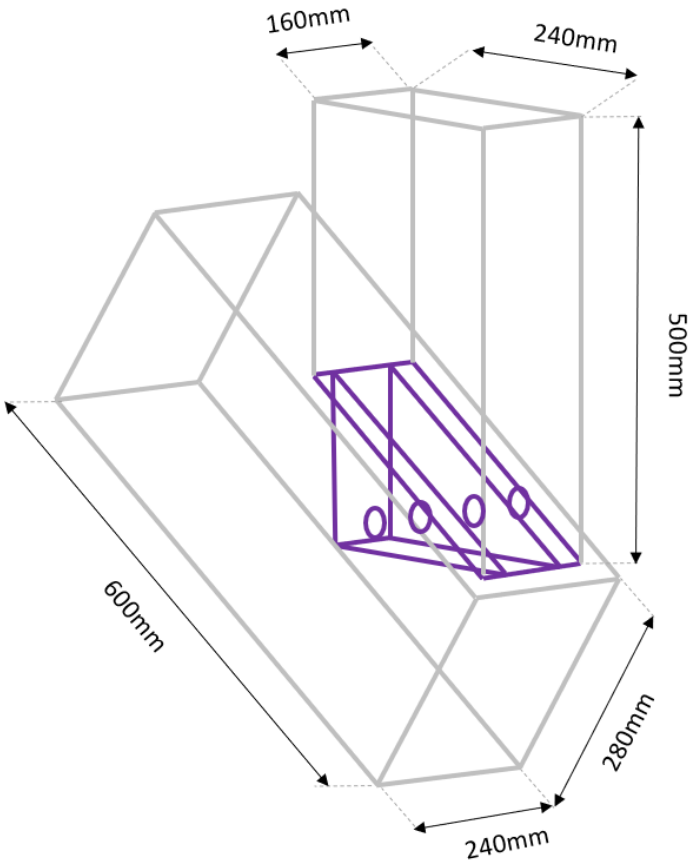


Figure 150 : Géométrie et dimension du tenon-oulice à l'échelle 1:1

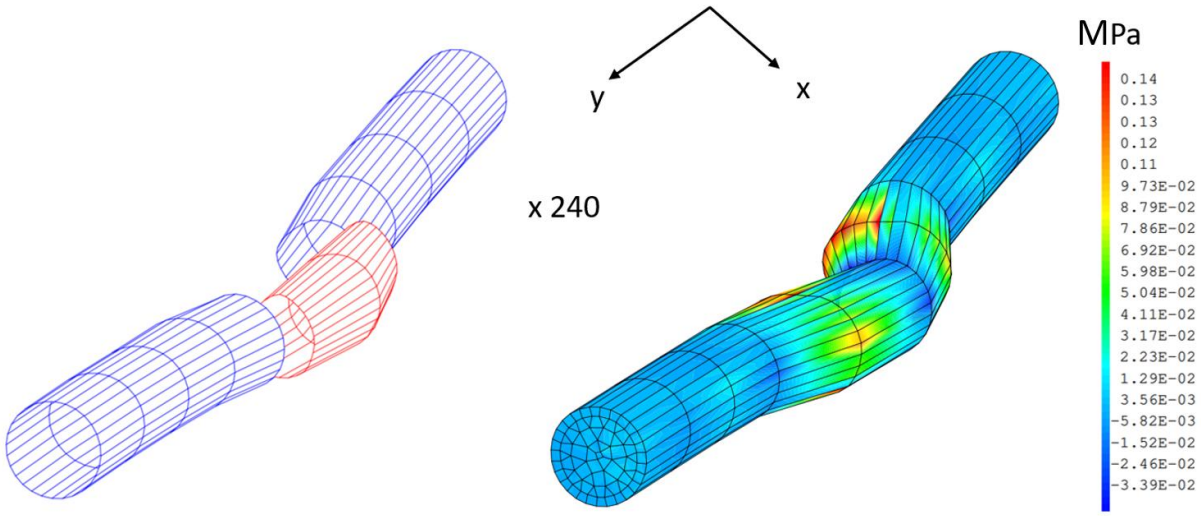
La première étape consiste à adapter le modèle aux dimensions réelles des assemblages présents sur la structure (échelle 1:1), Figure 150. On ajoute la cheville de 20 mm de diamètre et elle constitue une zone de recouvrement concentrant de fortes contraintes de cisaillement (Lemaître, 2020).

Tableau 29 : propriétés élastiques du chêne à 30%H ainsi que les coefficients de retrait/gonflement.

	Chêne (30%)
E_L	7.3 GPa
$E_R \approx 0.034\ E_L$	0.32 GPa
$E_T \approx 0.027\ E_L$	0.27 GPa
$G_{LR} \approx 0.063\ E_L$	0.28 GPa
$G_{LT} \approx 0.005\ E_L$	0.25 GPa
$G_{RT} \approx 0.023\ E_L$	0.14GPa
ν_{LR}	0.35
ν_{LT}	0.45
ν_{RT}	0.60
ρ	740 kg/m^3
α_L	0.01 %/%
α_T	0.43 %/%
α_R	0.18 %/%

Le Tableau 29 reprend l'ensemble des propriétés retenues sur la base de la densité et du module d'Young longitudinal fournis par l'EN 338. Afin de représenter le comportement in situ sur les poutres en chêne avant retrait (>30%H) on applique les formules de Daniel Guitard (1987).

Analyse de l'influence de la cheville sur le comportement du tenon-oulice en compression :



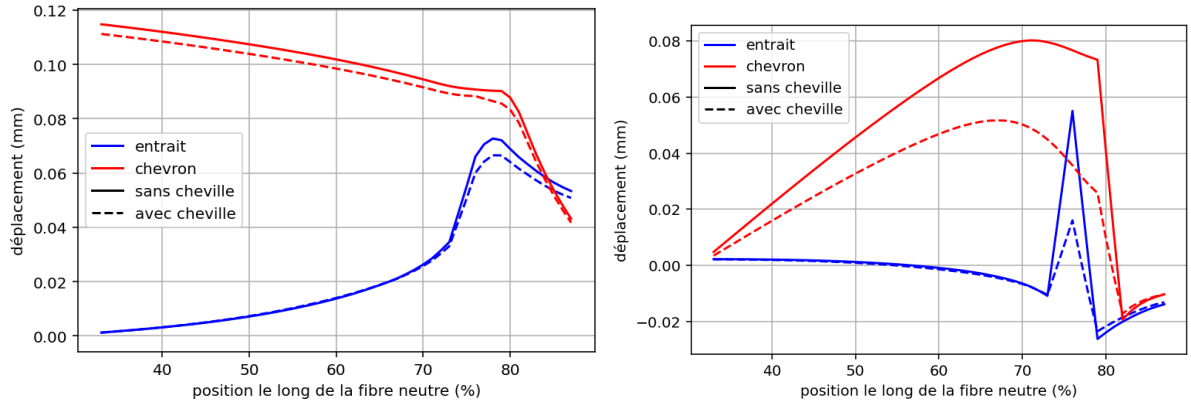
(a) contour des pièces en contacts (b) contraintes de cisaillement (σ_{yx})

Figure 151 : Comportement de la cheville en cisaillement double.

Nous souhaitons commencer par une analyse du comportement de la cheville lorsque le chevron est sollicité en compression normale. Premièrement, on peut noter que le maillage a été raffiné par quatre au contact de la cheville. Cette pièce supplémentaire, mobilise trois relations de non-pénétration pour chaque arrête qui discrétise le cylindre, une par portion en contact avec les autres pièces. Pour mieux s'en rendre compte, la Figure 151(a) illustre la déformée du tenon (rouge) et de l'entrait (bleu, mortaise), au contact de la cheville, avec la discontinuité des deux pièces à l'origine du mode de cisaillement de la cheville. Enfin, la Figure 151 (b) représente la déformée de la cheville avec les contraintes de cisaillement de la cheville, maximum (0,14 MPa) dans deux plans de cisaillement.

Analyse de l'influence du retrait sur le comportement du tenon-oulice en compression :

Plusieurs auteurs proposent également des modèles éléments finis massifs pour aborder les aspects multiphysiques. L'objectif principal dans notre cas est de simuler les déformations du bois après séchage, afin de prédire l'apparition de déformations modifiant les contacts (Dahlblom et al., 1996). Reichel et Kaliske (2015, Part I et II) estiment que les déplacements induits par le gradient d'humidité peuvent entraîner une diminution jusqu'à 23,1 % de la raideur élastique initiale (Lu, Qiu et Lu, 2024).



(a) Déplacements verticaux (z) (b) Déplacements horizontaux (x)

Figure 152 : Déplacements le long de la fibre moyenne des éléments, avec et sans cheville, exprimés dans le repère du chevron.

Afin d'illustrer l'influence de la cheville sur le comportement global de l'assemblage en compression, nous représentons sur la Figure 152 les déplacements de la fibre moyenne du chevron et de l'entrait, avec et sans cheville. Son influence est négligeable (<5 %) sur les déplacements verticaux (z), tandis qu'elle réduit de plus de 50% les glissements horizontaux réduisant ainsi la flexion du chevron.

Nous proposons, à présent, d'évaluer l'influence du retrait orthotrope des éléments sur la raideur équivalente de l'assemblage. Pour ce faire, le logiciel Cast3M dispose d'un modèle de

déformation sous sollicitations thermiques dans le cas d'un matériau orthotrope. Nous ferons l'analogie avec les cinétiques de retrait du bois au séchage en considérant un état de chargement en teneur en eau uniforme dans toutes les sections. Finalement, on génère un champ de contraintes mécaniques équivalent à un gradient d'humidité de 15 % (écart de teneur en eau entre le point de saturation et l'humidité théorique d'équilibre sur site) à appliquer à l'intégralité du maillage.

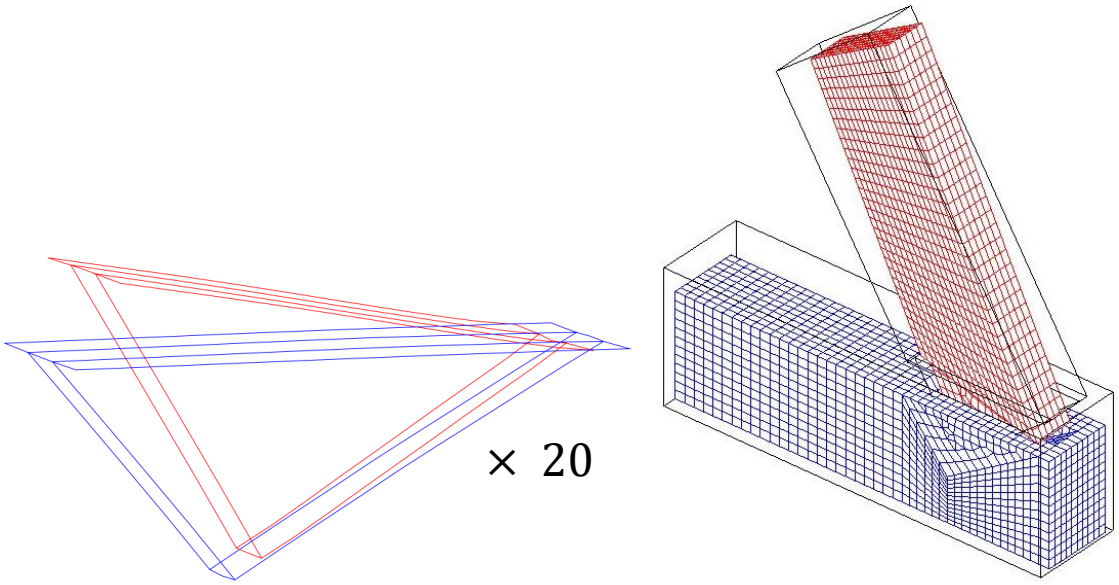
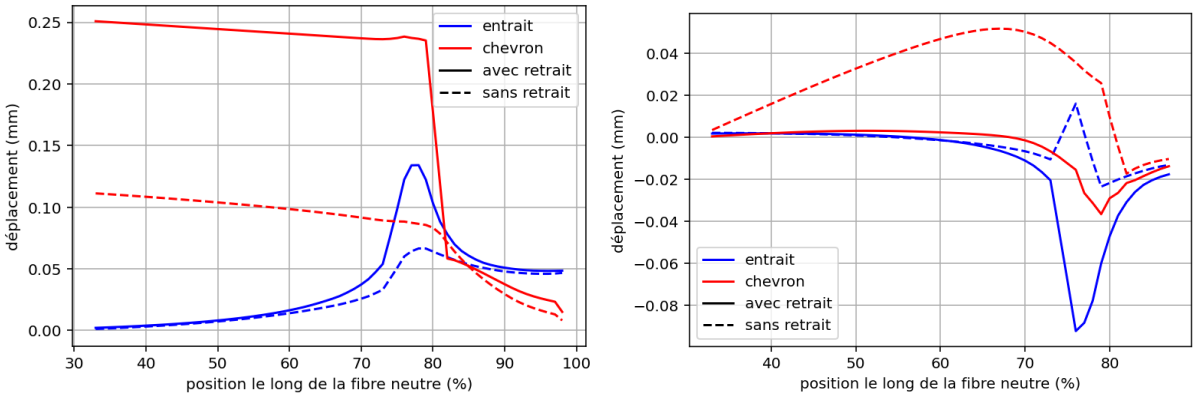


Figure 153 : Représentation de la déformée du tenon et de la mortaise après les effets du retrait anisotrope en l'absence d'efforts internes.

La Figure 153 représente la géométrie locale de l'assemblage visible Figure 150, avec en rouge le tenon (partie saillante) et en bleu l'oulice (partie glissière) après les effets du retrait en l'absence de sollicitation extérieure. Nous pouvons constater la modification des hypothèses de contacts parfaits. On mesure ainsi un jeu maximal de 4 mm aux arases.



(a) déplacements verticaux (z) (b) déplacements horizontaux (x)

Figure 154 : Déplacements le long de la fibre neutre des éléments et exprimés dans le repère du chevron, avec et sans retrait.

Afin d'illustrer l'influence du retrait sur le comportement global de l'assemblage, nous représentons sur la Figure 154, les déplacements de la fibre moyenne du chevron et de l'entrait, avec et sans retrait. Après un calcul hygromécanique nous constatons une diminution de plus de 160% de la raideur équivalente dans la direction verticale (z) et une diminution quasi-totale des glissements horizontaux (x).

Caractérisation complète de la matrice de raideur d'assemblage :

Nous proposons à présent de simuler l'ensemble des modes de sollicitation canoniques de l'assemblage à l'échelle 1:1, permettant la caractérisation des composantes de matrices de raideur élastiques complètes. En effet, l'expression d'une matrice de raideur complète s'obtient par inversion de la matrice de souplesse équivalente du problème d'inversion. La matrice de souplesse totale, quant à elle, exprime les déplacements relatifs entre les pièces en fonction des efforts internes au nœud d'assemblage. Or les composantes calculées sont exprimées en fonction de la charge imposée à l'extrémité du chevron. Les propriétés du chêne sont maintenues à 30% d'humidité et les contacts initiaux sont parfaits.

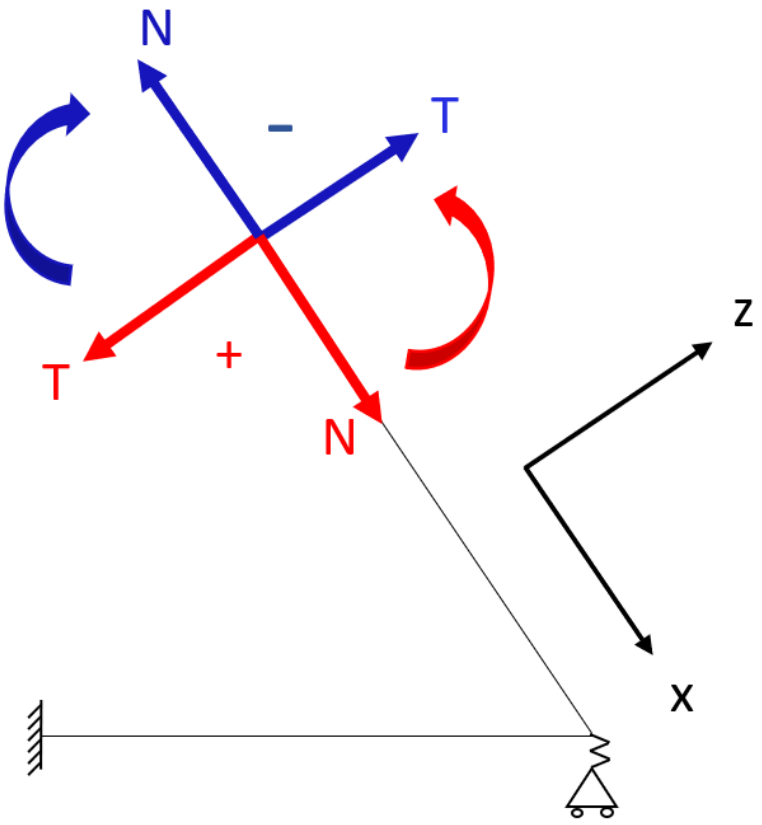


Figure 155 : Représentation des modes de chargement canoniques (forces normales, transverses et moments de flexion).

Dans le cas de la charge transverse induisant de l'effort tranchant, il faut donc ajouter un moment proportionnel à la longueur du chevron. Le problème étant élastique, nous proposons de soustraire, aux composantes de souplesse $\bar{\bar{S}}_T$ calculées avec la charge transverse $\vec{T}$, la souplesse $\bar{\bar{S}}_M$ équivalente au moment interne $\vec{M}$ au nœud d'assemblage.

Tableau 30 : composantes de souplesse du modèle numérique équivalent, à l'échelle 1:1.

Charge négative	**Effort normal (N)**	**Effort tranchant (T)**	**Moment fléchissant (M)**
Souplesse (U) mm/kN	$3.2e^{-3}$	$-1.7e^{-3}$	$-6.1e^{-5}$
Souplesse (V) mm/kN	$-1.4e^{-1}$	$-7.2e^{-1}$	$-3.6e^{-3}$
Souplesse (θ) (kN.mm)$^{-1}$	$1.5e^{-3}$	$4.0e^{-3}$	$2.1e^{-5}$
Charge positive	**Effort normal (N)**	**Effort tranchant (T)**	**Moment fléchissant (M)**
Souplesse (U) mm/kN	$-1.1\ e^{-3}$	$4.5e^{-4}$	$-7.8e^{-6}$
Souplesse (V) mm/kN	$-3.0e^{-1}$	$9.8e^{-2}$	$-1.1e^{-3}$
Souplesse (θ) (kN.mm)$^{-1}$	$3.9e^{-4}$	$-3.4e^{-4}$	$2.1e^{-6}$

Après analyse des déplacements le long des fibres moyennes et sur la base de la méthode de caractérisation décrite dans la section 4.1.3, on estime les composantes de la matrice de souplesse pour chaque mode de sollicitation illustré Figure 155. Nous obtenons ainsi une table des composantes de souplesse équivalente (3 DDL), Tableau 30. On est alors en mesure de reconstituer, une matrice de raideur complète adaptée au cas de charge souhaité.

Les simulations menées en élasticité permettent théoriquement d'alimenter le modèle filaire en fonction des modes de sollicitation locaux. D'autre part, l'hypothèse de superposition des modes de chargement canoniques peut être mise en défaut par le comportement des interfaces (contacts unilatéraux, jeux, frottement). En effet, l'état de contact (ouvert/fermé, collé/glissant) dépend du niveau et de la combinaison des efforts ; la réponse devient non linéaire et le système non conservatif (hystérésis, micro-glissements). Il s'ensuit que les matrices de souplesse reconstituées ne sont pas nécessairement inversibles car non symétriques ou non définies positives, conduisant à des valeurs propres nulles ou négatives.

Comparaison entre les matrices de raideurs numériques et analytiques :

Nous proposons une comparaison des composantes de souplesse obtenues numériquement (Tableau 30) avec celles obtenues analytiquement (méthode des composants). Le modèle massif 3D suit des hypothèses de matériau idéalisé avec l'absence de frottement mais intègre la géométrie idéale à l'opposé de la réalité qui tient compte de tolérances fonctionnelles pour l'assemblage des pièces. La confrontation avec les résultats du modèle analytique permet ainsi d'estimer la portée des simplifications géométriques.

Tableau 31 : composantes de souplesse du modèle analytique (en mm/kN), à l'échelle 1:1.

Charge négative	**Effort normal (N)**	**Effort tranchant (T)**	**Moment fléchissant (M)**
Souplesse (U) mm/kN	$1.3e^{-2}$ mm/kN	0 mm/kN	0 mm/kN
Souplesse (V) mm/kN	0 mm/kN	$1{,}3e^{-2}$ mm/kN	0 mm/kN
Souplesse (θ) $(kN.mm)^{-1}$	0 mm/N	0 mm/kN	$1{,}1e^{-6}$mm/N
Charge positive	**Effort normal (N)**	**Effort tranchant (T)**	**Moment fléchissant (M)**
Souplesse (U) mm/kN	$3.8e^{-3}$ mm/kN	$1.0e^{-3}$ mm/kN	0 mm/kN
Souplesse (V) mm/kN	$-1.0e^{-3}$ mm/kN	$5.3e^{-3}$ mm/kN	0 mm/kN
Souplesse (θ) $(kN.mm)^{-1}$	0 mm/kN	0 mm/kN	$1{,}1e^{-6}$mm/kN

Le Tableau 31 reprend l'ensemble des composantes de souplesse du tenon-oulice à l'échelle 1:1, calculées à l'aide de la méthode des composants présentée au chapitre 3.1. Afin de dissocier la traction de la compression, le signe des efforts au nœud est identique à celui des modes de chargement canoniques Figure 155. Ainsi, les termes de souplesse en charge négative, Tableau 31, sont représentatifs de la raideur de la cheville uniquement.

Nous rappelons, les hypothèses d'absence d'excentricité géométrique à l'origine des termes d'interaction nuls avec les moments M et les rotations θ. Ensuite, il apparait qu'il n'y a pas de concordance réelle entre les résultats numériques et analytiques. Cependant, les composantes de souplesse analytiques et numériques ne permettent pas une interprétation simple de la divergence de comportement mécanique entre les deux modèles de caractérisation. Nous proposons d'utiliser le modèle filaire équivalent pour approcher et comparer certains modes cinématiques de déformation du tenon-oulice selon les matrices de raideur équivalentes associées au modèle numérique et analytique.

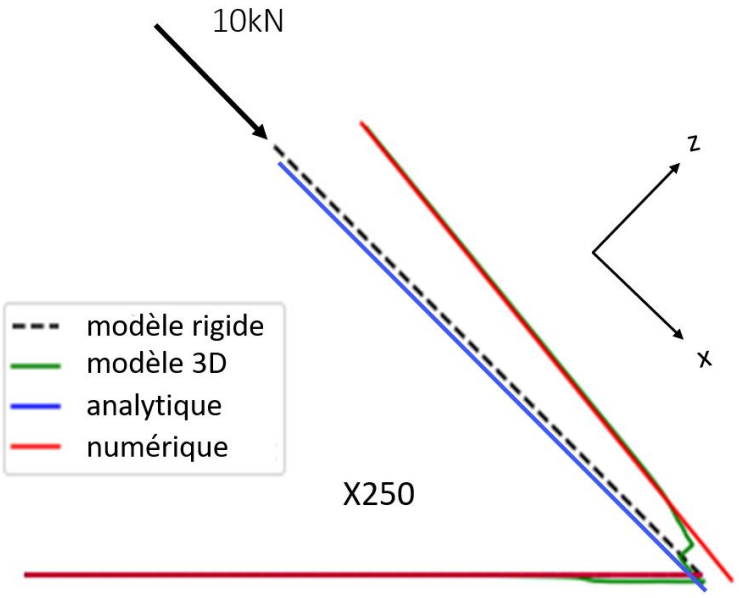


Figure 156 : Déformées des modèles 1D calibrés analytiquement et numériquement pour la compression normale du chevron.

Nous représentons, Figure 156 , les déformées du modèle filaire en compression, calibré analytiquement (bleu) et numériquement (rouge) ainsi que celle de la fibre moyenne du modèle 3D (vert). Comme attendu, les déplacements du modèle 1D calibré numériquement se superposent à ceux du modèle massif 3D. Nous pouvons noter que la rotation du chevron est nulle puisque les excentrements géométriques sont négligés. Par ailleurs, l'absence de flexion et de terme de couplage avec les déplacements plans, dans le modèle analytique, est à l'origine de l'inversion de signe du glissement transverse (direction Z).

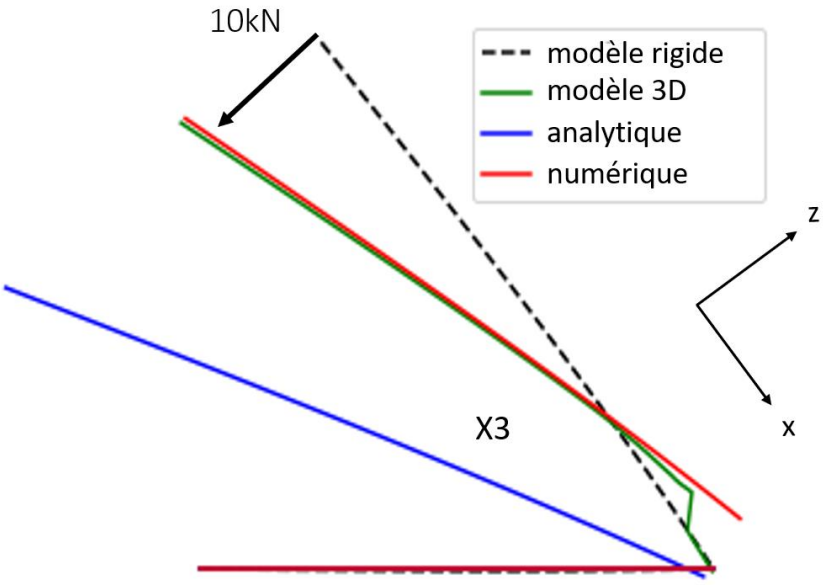


Figure 157 : Déformées des modèles 1D calibrés analytiquement et numériquement pour la charge transverse négative.

Nous représentons, Figure 157, les déformées du modèle 1D et 3D sous effort tranchant négatif. Cette fois encore, nous notons l'inversion du signe du glissement transverse avec un rapport d'amplitude de près de 30 fois inférieur analytiquement. Les écarts de rotation sont de l'ordre de 28% et ceux concernant au glissement normal sont inférieurs à 10 %.

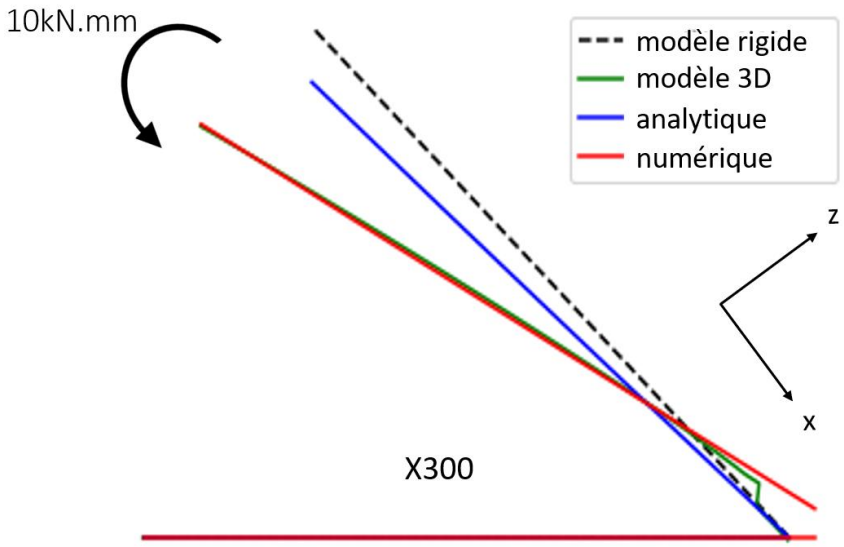


Figure 158 : Déformées des modèles 1D calibrés analytiquement et numériquement pour un moment fléchissant positif.

Enfin, nous proposons d'analyser les déformées pour un moment fléchissant positif au sommet du chevron. Nous constatons la sous-estimation de la flexion ainsi que l'absence de glissement du modèle analytique.

Il apparaît ainsi que le modèle analytique, basé sur la méthode des composants, tend à surestimer la raideur de l'assemblage. Ses limites sont principalement liées à l'absence de termes d'interactions du moment fléchissant et rotation plan exprimée Tableau 31. En particulier, il ne permet pas de représenter correctement la réduction des surfaces réellement sollicitées lorsque l'assemblage est soumis potentiellement à des moments de flexion peut être liés à des excentrements. Le décollement partiel des pièces qui en résulte réduit les surfaces effectives et redistribue les charges, ce qui reconditionne de nouvelles « composantes ». Dans ces conditions, la réponse mécanique de l'assemblage dépend non seulement des efforts appliqués, mais également de la cinématique locale des déformations et des phénomènes non linéaires associés à l'ouverture progressive des interfaces de contact.

La méthode des composants, dans sa formulation actuelle, ne rend donc pas pleinement compte de la répartition réelle des efforts dans l'assemblage en tenon-mortaise. L'approche reste trop idéalisée au niveau des zones de contacts. Ce constat ne remet toutefois pas en cause le principe général de la méthode. Il souligne plutôt la nécessité de l'enrichir afin de mieux intégrer

la cinématique interne de l'assemblage, la réduction des surfaces effectives de contact et les interactions entre les différents modes de sollicitation.

L'édification en bois vert peut donc accentuer l'incertitude en raison du séchage qui peut modifier les contacts locaux sur des assemblages qui « bichent » (vocable du charpentier) à l'état humide. Par conséquent l'approche locale et analytique proposée reste un point de référence et les travaux posent un cadre pour explorer les effets de taille sur le comportement local des assemblages traditionnels. L'étude met en évidence les différences de déplacements apparents entre les différents modèles pour des hypothèses similaires, ce qui conditionne dans les charpentes des redistributions de charges du deuxième ordre, que l'on ne peut maîtriser au sens du dimensionnement des structures. Cela peut avoir des effets à long terme sur le comportement à long terme.

4.3 Bilan et perspectives

Ce chapitre démarre par le constat que l'approche analytique des composants seule est insuffisante pour capturer avec précision la complexité des contacts bois-bois et de leurs interactions. Par ailleurs, l'évaluation de la variabilité accidentelle des assemblages traditionnels nécessite des essais de caractérisation spécifiques aux matériaux, géométries, conditionnements et chargements. Pour dépasser ces limites, nous avons une méthode croisée comprenant : essais de résistance instantanée et des jumeaux numériques 3D pour identifier et analyser finement les mécanismes locaux au niveau des surfaces de contact. Les résultats obtenus sont finalement comparés aux résultats de la méthode analytique afin d'en évaluer les limites et les pistes d'amélioration. La typologie du tenon-oulice a été retenue sur des critères d'importance structurelle et d'impact sur la réponse globale des fermes de la réplique.

Expérimentalement, la corrélation d'images met en évidence une signature nette de perte de rigidité au passage de l'interface entre le chevron et l'entrait. Le modèle filaire équivalent relie les deux poutres par un élément de joint caractérisé par une matrice de raideur diagonal (Kn, Ks, Qs), complété par une raideur d'appui (Kp) pour simuler la compressibilité du bâti. Chacune des composantes de raideur est approchée par une procédure itérative permettant de minimiser les écarts de déplacement globaux, là où la théorie poutre reste valide. Les raideurs expérimentales ainsi identifiées révèlent deux modes de déformation physiquement lisibles : Kn (normal) présente un COV de 45 %.

Au niveau numérique, on a pu vérifier deux hypothèses décisives à la validation des résultats expérimentaux :

i. l'influence du bâti est correctement approchée par la raideur d'appui calculée ;

ii. l'équivalence entre le comportement moyenné en surface des éprouvettes est proche de celui en milieu de section, le long de la fibre moyenne.

Par ailleurs, la déformée du modèle massif des essais restitue les ordres de grandeur des raideurs équivalentes ainsi que les signatures expérimentales : écrasement des arases, cisaillement du talon, glissement horizontal du chevron, décollement de l'embrèvement et écrasement du bâti. Une phase de calibration du jeu de l'about est cependant nécessaire pour expliquer les deux modes de déformation mesurés expérimentalement.

Enfin, nous proposons d'étendre l'étude numérique à la géométrie réelle des tenon-oulice in situ avec cheville. L'influence est négligeable en compression. On met en évidence les limites de la réduction au modèle filaire pour reproduire la cinématique réelle de la typologie du tenon-oulice issue de la modélisation 3D.

Afin d'améliorer la précision de la caractérisation expérimentale, il conviendrait de contrôler systématiquement les tolérances et la mise en contact des pièces (Lemaître, 2020 ; Palma et al., 2010) et de pré-caractériser le matériau bois afin de verrouiller les hypothèses et améliorer la prédictivité des jumeaux (A. O. Feio, 2006b; Kekeliak et al., 2015).

(Reichel et Kaliske, 2015a, 2015c) soulignent que les variations hygrométriques sous charge " amplifient significativement les déformations de fluage". Du côté du modèle filaire semi-rigide, il faudrait travailler sur la possibilité de renseigner une matrice de raideur élastique complète pour intégrer les moments d'excentrement et la modification de contact modifiant la matrice de raideur.

Conclusions et perspectives

La réplique à l'échelle réelle d'une travée de la forêt de Notre-Dame de Paris qui a été édifiée à Felletin a constitué un support expérimental d'exception. L'étude d'une charpente traditionnelle taillée et levée en bois vert est un objet scientifique à part entière que nous avons exploré dans des délais courts. Dès son état initial suite au levage, on a pu observer le séchage, sous charges permanentes et les défauts de contacts qui sont apparus progressivement au cours des années sans pour autant produire de pathologies critiques mettant en jeu l'équilibre des composants. Les effets différés de chargement viennent aussi s'accumuler au bénéfice du temps. Ce travail scientifique proposé s'inscrit dans un héritage technologique constructif médiévale et de prédiction des comportements mécaniques avec des outils contemporains. Il s'agit de comprendre comment une structure issue d'un savoir-faire ancien, basé sur des assemblages traditionnels bois sur bois et sur l'emploi de bois vert, peut être décrite, mesurée et modélisée avec les outils de l'ingénierie actuelle. L'idée est d'adosser à l'empirisme des techniques traditionnelles, les connaissances de modèles ou de concepts simples de la mécanique pour en entrevoir les limites et les projections possibles.

La question qui a guidé l'ensemble de la thèse était donc de déterminer quels mécanismes gouvernent l'évolution des déformations sur le long terme et dans quelle mesure nous pouvons enrichir un modèle filaire couramment utilisé en bureau d'études. La cinématique d'ensemble est très tributaire des assemblages et de leurs surfaces de contacts. Les phénomènes sont multiphysiques car ils dépendent du climat et du séchage du bois. L'approche reste complexe pour essayer de quantifier et d'ordonnancer les causes des déplacements mesurés sur trois ans.

Le modèle filaire 3D permet de mettre en place les éléments caractérisant les poutres et les assemblages. Les simulations ont confirmé le rôle structurant des fermes principales, des sablières, des consoles. Elles ont aussi montré que la charpente ne peut pas être évaluée sans se soucier des contacts et des frottements en tête de mur modifiant directement la circulation des efforts et ainsi la cinématique globale.

Le monitoring a permis de mettre en évidence que les bois mis en œuvre à l'état vert génèrent de forts retraits affectant simultanément la géométrie des barres et les conditions de contacts des assemblages. Les mesures de déplacement d'ensemble confirment cette cinétique sur la période de 3 ans investiguée durant cette thèse. Les flèches des entraits atteignent environ 30 à 35 mm, avec plus de 80 % de la déformation acquise au cours des deux premières années. Ces valeurs donnent un ordre de grandeur important et déterminant pour l'interprétation du

comportement des charpentes traditionnelles en bois vert. Les ordres de grandeur des déplacements relevés (flèches/retrait) sont déjà des résultats en soi, et ils sont exempts d'effet d'échelle. Le suivi réalisé montre que la déformation globale est portée par une cinétique progressive, dans laquelle se combinent charges permanentes, retrait, fluage, et évolution des contacts. La flèche mesurée est donc la trace visible d'un processus d'accumulation cinématique et d'accommodation structurale locale.

Les mécanismes ou phénomènes mis en jeu ne se limitent pas au plan des fermes principales. Les mesures réalisées sur les sablières, les palées et les contreventements montrent une réponse tridimensionnelle plus complexe que celle d'un portique plan idéal. Les flexions horizontales dissymétriques des sablières, les mobilisations différenciées des palées et certains changements de signe dans les déplacements indiquent que la descente de charge dépend fortement des conditions d'appui internes entre les pièces. La travée fonctionne comme un système spatial dont la raideur apparente et son évolution ne peut être comprise ou prédite qu'en ne considérant que des liaisons parfaites, identiques et cinématiquement homogènes.

Les essais quasi-statiques menés sur la charpente ont apporté une lecture complémentaire de cet état mécanique. Ils montrent que sous des chargements instantanés (moins de 5 minutes), la structure présente une réponse globalement élastique et réversible, ce qui rend ces expériences originales exploitables pour le calage numérique. Mais cela révèle aussi une sensibilité saisonnière qui conditionne l'état initial de la charpente avant les essais. Les raideurs mesurées en début ou fin d'été sont plus faibles que celles observées lors de l'automne ou du printemps alors que les bois sont plus secs. Ce paradoxe laisse à penser que l'impact du retrait sur la raideur d'assemblages pourrait prévaloir sur le comportement d'ensemble. Il dépend de l'état réel des assemblages et de la qualité de la taille initiale : arases ouvertes, glissements, contacts partiels, pertes ou reprises d'appui, effet de pré-chargement…

La confrontation du modèle aux essais a toutefois mis en évidence un écart significatif. Les raideurs numériques restent supérieures aux raideurs mesurées pour les essais à court terme avec un facteur compris entre 1,5 et 3. Cet écart ne doit pas être interprété seulement comme une imperfection de calibration. Il constitue l'un des résultats importants de la thèse, car il indique que les hypothèses globales, même enrichies par les effets hygroscopiques sur les composants, ne suffisent pas à restituer la réponse réelle. Visiblement des pertes de raideurs sont manifestes dans les interfaces, même si l'on considère le retrait longitudinal des poutres lors du séchage.

L'étude de sensibilité menée sur un modèle semi-rigide a montré que toutes les incertitudes ne contribuent pas de la même manière à la réponse globale. Les raideurs normales et transverses des liaisons, notées Kn et Ks, influencent les déplacements d'ensemble. Ce résultat donne une direction claire à l'effort de modélisation : il n'est ni nécessaire ni possible de tout

caractériser avec le même degré de précision ; il faut identifier les paramètres d'interface qui peuvent expliquer effectivement la déformée mesurée sur le long terme.

La campagne d'essais menée en laboratoire sur des assemblages « tenon-oulice » a alors permis de mieux renseigner les modèles d'ingénierie. Les essais de compression associés à de la corrélation d'images numériques ont permis de montrer qu'il était possible de transformer des champs cinématiques mesurés en raideurs équivalentes utilisables dans un modèle filaire. Au-delà des valeurs obtenues, l'enseignement principal est que la raideur d'un assemblage est fortement dépendante des surfaces de contact et donc de la mise en œuvre. La dispersion spatiale des raideurs locales a pu être cartographiée et idéalisée avec des méthodes de traitement du signal, en analysant l'assemblage comme un défaut ou une pénalité dans le contexte de la théorie des poutres.

En réunissant ces résultats, la thèse apporte une réponse nuancée à la problématique initiale. La cinématique des déformations d'une charpente traditionnelles en bois vert résulte d'un couplage entre le séchage qui modifie significativement et localement les assemblages et leur mode de contact. Pour une charpente traditionnelle, prédire ne peut pas signifier imposer un modèle déterministe unique à une structure dont les assemblages, les appuis et les propriétés locales sont fortement évolutifs dans le temps. Prédire signifie construire progressivement un cadre empirico-numérique, alimenté par l'observation, les essais, l'analyse de sensibilité et la caractérisation des interfaces. Le modèle filaire enrichi devient alors un outil de diagnostic, de calibration et d'interprétation. Son intérêt réside précisément dans sa capacité à articuler les échelles : celle du matériau, celle de l'assemblage, celle de la ferme et celle de la travée afin d'obtenir un calibrage fin.

Le travail scientifique mené tente de mettre en place un dialogue entre un suivi expérimental et un modèle numérique « simple », ce qui est déjà compliqué. Le monitoring continu, les relevés tachéométriques, les essais quasi-statiques, la modélisation filaire, l'analyse de sensibilité et la caractérisation locale sont mobilisés comme des outils complémentaires. Chacun éclaire une partie du problème, mais aucun ne se suffit à lui-même pour l'interprétation physique. Leur articulation au travers d'un modèle mécanique permet de mieux cerner les enjeux et les explications.

Le travail montre les limites d'une représentation trop idéalisée des charpentes traditionnelles (méthode des composants). Les résultats obtenus conduisent au contraire à considérer les assemblages et les appuis comme des zones actives très diverses. Cette conclusion est importante pour l'ingénierie du patrimoine : la sécurité et les déformées de ces structures ne peuvent pas être évaluées uniquement par les propriétés des éléments principaux ; elles

dépendent fortement des conditions d'interface sur les modes d'assemblage, ce qui peut aboutir à des circulations d'efforts internes critiques qui vont s'accumuler dans le temps.

Ces travaux doivent toutefois être compris comme une étape dans la construction d'un référentiel de suivi et d'expertise, et non comme son aboutissement déterministe. Les limites rencontrées dessinent au contraire une progression méthodologique claire, depuis la consolidation du cas d'étude jusqu'à la généralisation contrôlée du modèle. La réplique de la travée constitue un objet expérimental exceptionnel, précisément parce qu'elle permet d'observer une charpente traditionnelle dès son état initial. Mais cette singularité fonde aussi la première limite du travail. Sa géométrie, son phasage de montage, son exposition climatique, ses bois, ses appuis et ses assemblages lui sont propres. Les résultats obtenus éclairent donc fortement le comportement de charpentes comparables, sans pouvoir être transposés directement à des structures anciennes déjà stabilisées, restaurées, renforcées ou soumises à d'autres environnements. La première étape d'amélioration consiste alors à prolonger l'observation de ce cas de référence, non pour accumuler simplement des données supplémentaires, mais pour stabiliser l'interprétation des phénomènes déjà identifiés. Le gain attendu est essentiel : vérifier si la cinétique observée tend effectivement vers un équilibre statique et hygroscopique durable, ou si certains mécanismes différés demeurent actifs au-delà des trois premières années.

Cette prolongation du suivi répond directement à une seconde limite, liée à la temporalité de l'étude. Trois années ont permis de documenter une part importante de la phase initiale de service, mais elles ne suffisent pas à établir l'équilibre hygroscopique complet des sections massives. Le cœur des entraits reste susceptible de conserver des gradients d'humidité capables de prolonger le retrait. Le suivi à long terme n'est donc pas une simple perspective instrumentale ; il constitue le premier palier nécessaire pour mieux séparer ce qui relève d'une accommodation initiale de la structure et ce qui appartient à son comportement différé. En suivant conjointement la convergence du séchage à cœur, la stabilisation éventuelle des flèches, l'évolution des jeux et les redistributions d'efforts, il deviendrait possible de mieux hiérarchiser les contributions du retrait, du fluage, de la mécanosorption et des pertes de contact.

La caractérisation des interfaces dans les assemblages semble être un axe de recherche à venir. Les limites numériques rencontrées montrent en effet que le verrou principal réside dans les liaisons et les effets du retrait. Le modèle filaire 3D simplifie nécessairement la géométrie réelle, les défauts de taille, les fissurations, les contacts partiels et les jeux. Le modèle semi-rigide permet de hiérarchiser les propriétés influentes, mais il réduit la complexité spatiale de la structure à un cadre plus contrôlable introduisant alors des raccourcis et des biais. Les essais sur des tenons oulices valident une méthode d'identification sans fournir encore une base exhaustive de raideurs généralisables à toutes les typologies d'assemblage. Mieux décrire les interfaces bois-

bois et bois-mur constitue un enjeu puisqu'ils sont les lieux où se transforment plus rapidement les effets du séchage. Élargir les essais à d'autres typologies, contrôler plus précisément les mises en contact, et reproduire des états hydriques proches des conditions in situ apporterait un gain.

À l'échelle de la structure, ce même objectif suppose d'enrichir les essais quasi-statiques par des configurations plus ciblées, capables de mobiliser certains assemblages ou certains appuis de manière mieux contrôlée, mais cela reste contraignant Des méthodes dynamiques plus légères, comme l'analyse modale opérationnelle, les accéléromètres ou les essais au marteau d'impact pourraient également compléter la panoplie d'expertise, si les signaux enregistrés sont dépendants des assemblages et plus précisément de leur qualité. Les résultats de la thèse montrent que l'hétérogénéité provoquée par les assemblages est difficile à considérer sur le court terme et encore plus sur le long terme.

Cette thèse vise humblement à réduire le champ large de conjectures relatives à la prédiction et à l'appréciation du comportement à long terme des charpentes traditionnelles en bois vert. Elle établit des bases expérimentales, numériques et méthodologiques dans l'optique d'une modélisation de type métier en bureau d'études. Elle montre que la cinématique d'ensemble est sujette principalement à une accumulation de pertes de contacts au niveau des assemblages traditionnels, ce qui rend le comportement non-linéaire et complexe dans le temps. L'étude propose une base d'outils pour implémenter ou commencer à quantifier l'évolution des performances des liaisons en fonction de la géométrie, du fluage et des retraits de séchage des substrats mis en contact, lors de la taille de la charpente.

5. Annexes

5.1 Conditions limites du modèle 3D de la travée

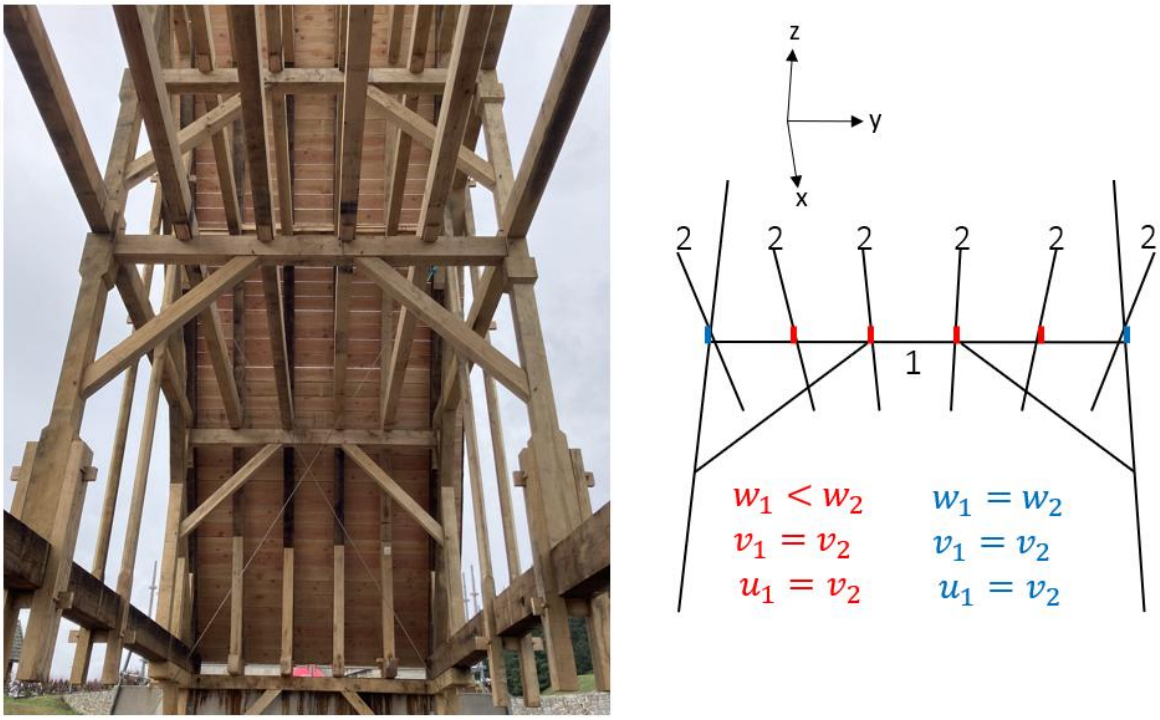


Figure 159 : liaisons entre les palées et les faux entraits

Dans le cas des palées longitudinales, les contacts avec les entraits retroussés des chevrons formant-ferme (rouge) sont renforcés avec des liaisons mi-bois de faible épaisseur ainsi que des corbeaux transversaux (x). En conséquence, les déplacements sont contraints à rester continus dans les directions horizontales « x et y » (déplacements u et v) tandis qu'on applique une condition de contact unidirectionnel dans la direction verticale (déplacements w), permettant ainsi le décollement partiel des éléments lorsque les conditions de chargement le justifient. En revanche, les liaisons avec les poteaux ou poinçons des fermes principales (bleu) sont assurées par des tenons-mortaises qui conservent les hypothèses d'articulation plane déjà établies.

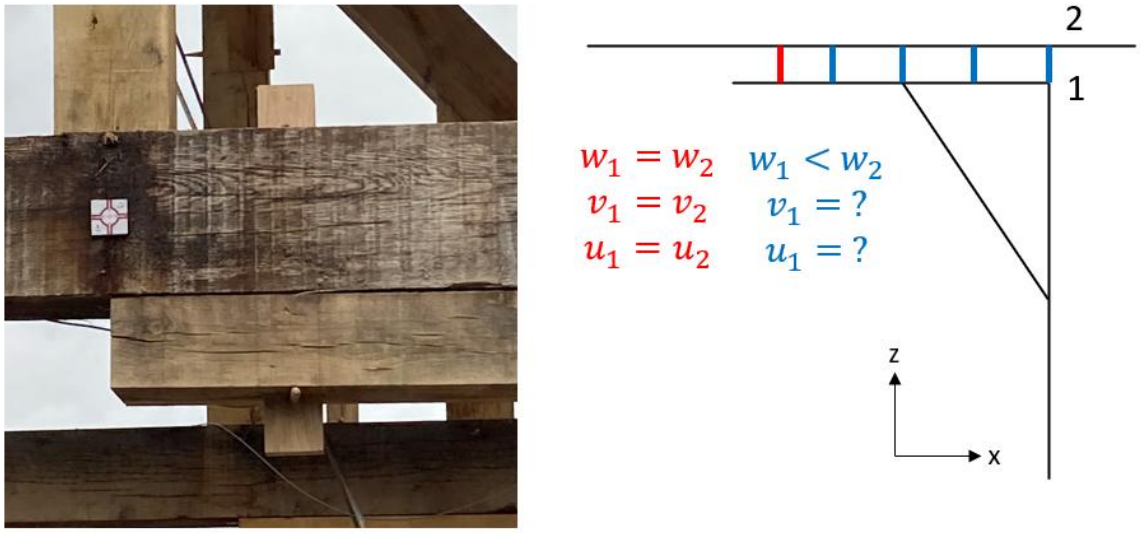


Figure 160 : liaisons entre les entraits principaux et les consoles

L'analyse porte à présent sur les conditions d'appui entre les entraits principaux et les consoles représentées Figure 160. Le contact entre l'entrait et le chapeau de console est modélisé comme un appui glissant dans les directions horizontales « x et y » (déplacements u et v), autorisant ainsi le libre déplacement relatif dans le plan. En revanche, la liaison est traitée comme unidirectionnelle dans la direction verticale « z » (déplacement w), permettant le décollement de l'entrait sous certaines sollicitations. Par ailleurs, nous pouvons voir sur la photographie la présence d'une clavette à l'extrémité du chapeau de la console afin de renforcer la connexion entre les deux éléments. Dans la modélisation, cette clavette est représentée par une liaison articulée plane permettant uniquement le transfert des efforts normaux, transversaux et de cisaillement.

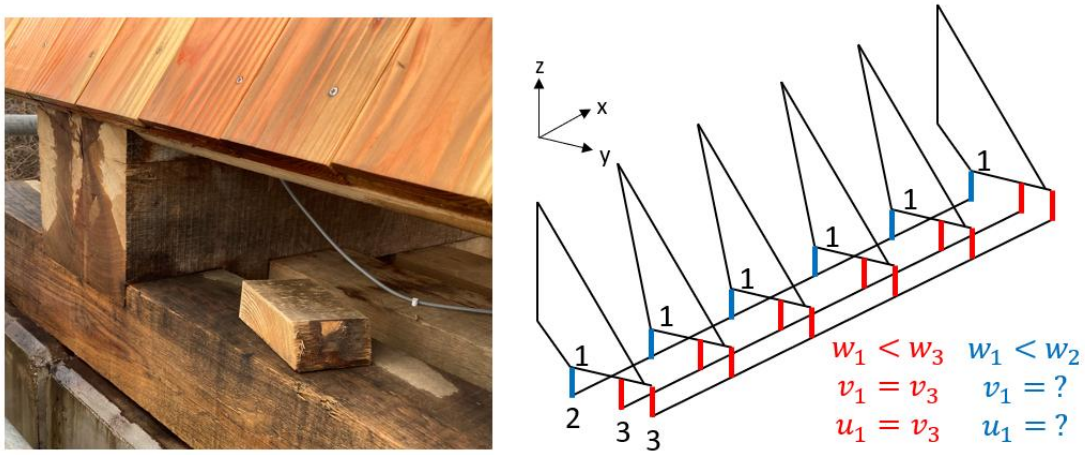


Figure 161 : liaisons entre les sablières et palées inférieures avec les fermes et chevrons formant-fermes

La dernière zone d'appui nécessitant une modélisation par éléments de liaison rigide se situe à l'interface entre les entraits principaux et les potelets aux contacts des sablières et des

palées de console, représentés Figure 161. Ce système composé d'un lierne (2) et de deux sablières (3) forment avec les consoles le socle sur lequel sont positionnés les fermes et chevrons formant-fermes. Les contacts avec le lierne du système de palée inferieur sont en appui plan avec du frottement bois-bois dans le plan « x et y » (déplacements u et v) et en appui unidirectionnel verticalement (déplacement w). Les appuis sur les sablières sont quant à eux renforcés par des mi-bois de faible épaisseur, respectivement simple et en queue d'aronde pour la sablière intérieure et extérieure. Ces liaisons avec les sablières sont donc maintenues rigides dans le plan « x et y » (déplacements u et v) et unidirectionnelles verticalement (déplacements w). L'épaisseur de ces assemblages suggère que ces assemblages ne sont pas conçus pour résister efficacement aux efforts de poussée horizontale. En d'autres termes, leur fonction principale semble davantage être la mise en place et le positionnement des pièces que l'encaissement d'efforts significatifs de traction ou de cisaillement horizontaux. Nous pouvons faire l'hypothèse que les forces de frottement qui opèrent entre les sablières et la maçonnerie servent de seuil aux contraintes que peuvent encaisser ces assemblages.

5.2 Application numérique de la méthode des composants

Tableau 32 : variabilité des composantes de raideur du tenon-oulice à 55° :

	Ferme n°4				**Ferme n°5**			
Unités	k_n kN/mm	k_s kN/mm	k_{ns} kN/mm	q_s Kn.mm	k_n kN/mm	k_s kN/mm	k_{ns} kN/mm	q_s Kn.mm
Moyenne	280	110	53	8.8e5	260	100	34	8.8e5
Cov(%)	0	0	0	0	14.6	17.7	66.7	0

Nous commençons par renseigner les moyennes et Cov des matrices de raideurs théoriques estimés sur les quatre tenon-oulice de la travée, calculées suivant les trois cas de charge étudiés (permanent, essais sud et nord).

Assemblage Tenon-motaise à 90° :

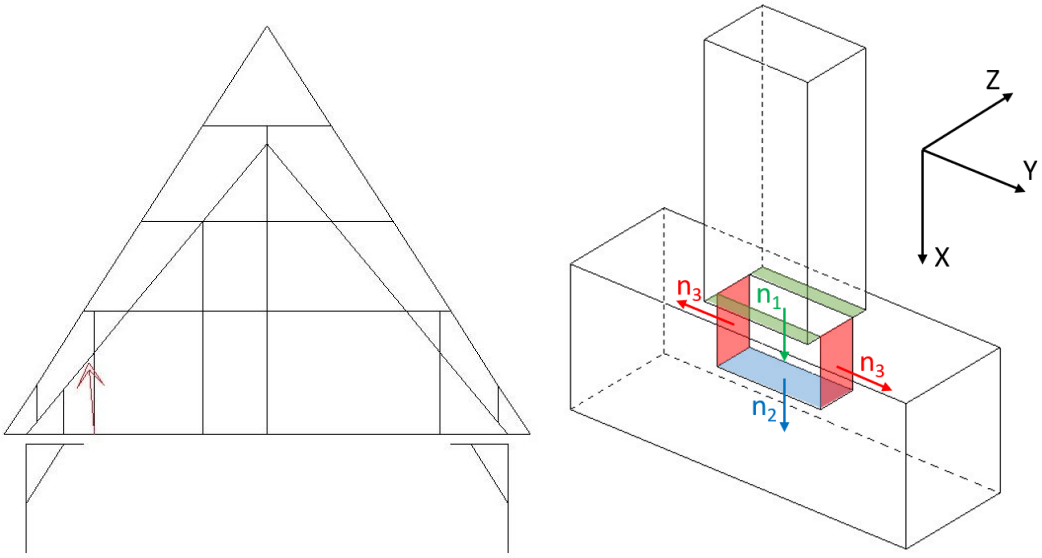


Figure 162 : Localisation, efforts internes et géométrie du tenon-mortaise à 90°. Ajouter repères

Pour notre première application numérique nous souhaitons analyse un tenon-mortaise à 90° en prenant pour exemple celui qui relie le potelet à l'entrait principal, localisé Figure 162. Nous représentons également le vecteur représentatif de la résultante des efforts internes qu'applique le tenon sur la mortaise sous la configuration de charge permanente. Le schéma 3D de la typologie du tenon-mortaise présente trois types de surfaces caractéristiques numérotées : les arases, l'about du tenon et les ses surfaces latérales symétriques auxquels il faut ajouter la raideur de la cheville. De manière traditionnelle, l'assemblage est chevillé à la tire afin d'assurer le contact parfait des surfaces dans le temps.

K_1 est la matrice de rigidité due à la compression locale des arases, K_2 celle de l'about du tenon en contact avec le fond de la mortaise et K_3 est la matrice de rigidité transverse. Les raideurs de compression sont calculées pour une longueur caractéristique L du tenon. Enfin, les matrices sont exprimées dans le repère principal (X,Y,Z) :

$$K_1 = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 4.8e5 \end{bmatrix}_{(n_1,\tau_1,Z)} \quad K_2 = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 2.2e5 \end{bmatrix}_{(n_2,\tau_2,Z)} \quad K_3 = \begin{bmatrix} 27 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1.7e5 \end{bmatrix}_{(n_3,\tau_3,Z)}$$

Finalement on calcule la matrice de rigidité globale de l'assemblage comme la somme des trois matrices de raideur plus celle équivalente au cisaillement double de la cheville.

$$K_{mortaise,90°} = K_1 + K_2 + K_3 + K_{cheville} = \begin{bmatrix} 78 & 0 & 0 \\ 0 & 100 & 0 \\ 0 & 0 & 8.7e5 \end{bmatrix}_{(X,Y,Z)}$$

Tableau 33 : variabilité des composantes de raideur du tenon-mortaise à 90° (Unités en kN/mm et kN.mm)

	Ferme n°4				Ferme n°5			
Unités	k_n kN/mm	k_s kN/mm	k_{ns} kN/mm	q_s Kn.mm	k_n kN/mm	k_s kN/mm	k_{ns} kN/mm	q_s Kn.mm
Moyenne	140	100	0	1.1e6	170	10	0	1.1e6
Cov (%)	54	2	0	37	43	22	0	35

Assemblage Tenon-mortaise oblique :

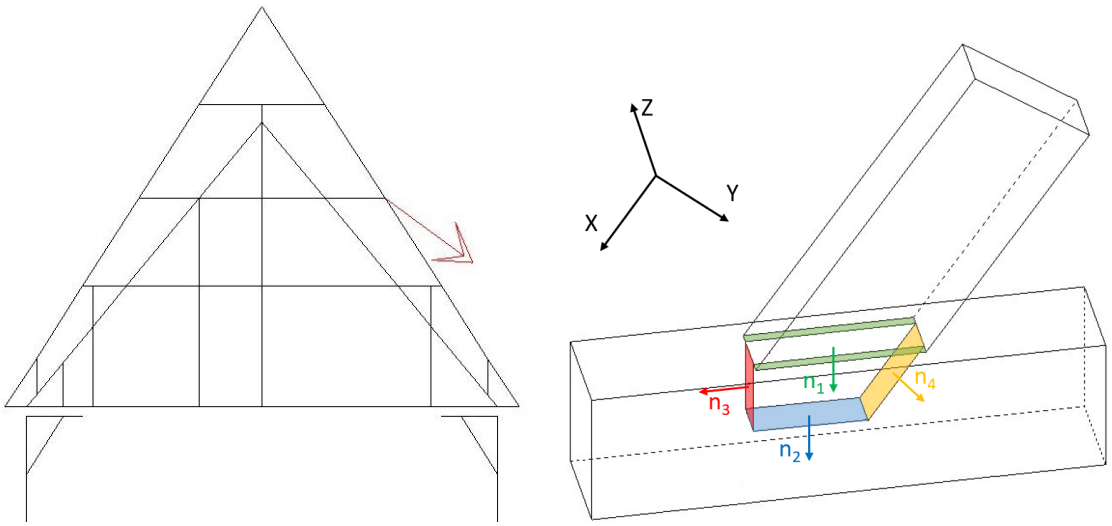


Figure 163 : Localisation, efforts internes er géométrie du tenon-mortaise incliné à 55°.

Nous nous intéressons à présent à la typologie du tenon-mortaise oblique pour lesquels l'about du tenon est réduit pour s'adapter à l'inclinaison des poutres comme sur le schéma technique Figure 163. Les surfaces 3 et 4 ne sont plus symétriques, on introduit donc une quatrième matrice locale qui n'était pas nécessaire avec la typologie à 90°. Pour notre application numérique, on prend pour exemple l'assemblages reliant les chevrons aux faux entraits, localisé avec sa résultante des efforts au nœud.

K_1 est la matrice de rigidité due à la compression locale des arases, K_2 celle de l'about du tenon en contact avec le fond de la mortaise et K_3 est la matrice de rigidité transverse du tenon. La formule est appliquée pour une longueur caractéristique L égale à la longueur du tenon :

$$K_1 = \begin{bmatrix} 93 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 6.6e5 \end{bmatrix}_{(n_1,\tau_1,Z)} \quad K_2 = \begin{bmatrix} 25 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1.8e5 \end{bmatrix}_{(n_2,\tau_2,Z)}$$

$$K_3 = \begin{bmatrix} 17 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 2.4e5 \end{bmatrix}_{(n_3,\tau_3,Z)} \quad K_4 = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1.8e5 \end{bmatrix}_{(n_4,\tau_4,Z)}$$

Finalement on calcule la matrice de rigidité globale de l'assemblage comme la somme de quatre ressorts en parallèles. Compte tenu de l'orthogonalité des surfaces de contact, les matrices de raideur locales de chaque surface sont directement exprimées dans le repère de la poutre maîtresse du potelet

$$K_{mortaise,55°} = K_1 + K_2 + K_3 + K_4 + K_{cheville} = \begin{bmatrix} 160 & 47 & 0 \\ 47 & 130 & 0 \\ 0 & 0 & 1.2e6 \end{bmatrix}_{(X,Y,Z)}$$

On exprime à présent cette matrice de rigidité totale sous sa forme diagonalisée D ainsi que sa matrice régulière P telles que $K = PDP^{-1}$

$$D = \begin{bmatrix} 200 & 0 & 0 \\ 0 & 95 & 0 \\ 0 & 0 & 12e6 \end{bmatrix}_{(v_1,v_2,v_3)} \quad P = (v_1, v_2, v_3) = \begin{bmatrix} 0.82 & -0.57 & 0 \\ 0.57 & 0.82 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}_{(X,Y,Z)}$$

Tableau 34 : variabilité des composantes de raideur du tenons-mortaises obliques (45° et 55°) (Unités en kN/mm et kN.mm) :

	Ferme n°4				Ferme n°5			
Unités	**k_n kN/mm**	**k_s kN/mm**	**k_{ns} kN/mm**	**q_s Kn.mm**	**k_n kN/mm**	**k_s kN/mm**	**k_{ns} kN/mm**	**q_s Kn.mm**
Moyenne	120	130	27	1.0e6	120	140	32	1.1e6
Cov(%)	31	26	97	19	28	26	80	17

Assemblage à mi-bois arbalétrier/faux entrait :

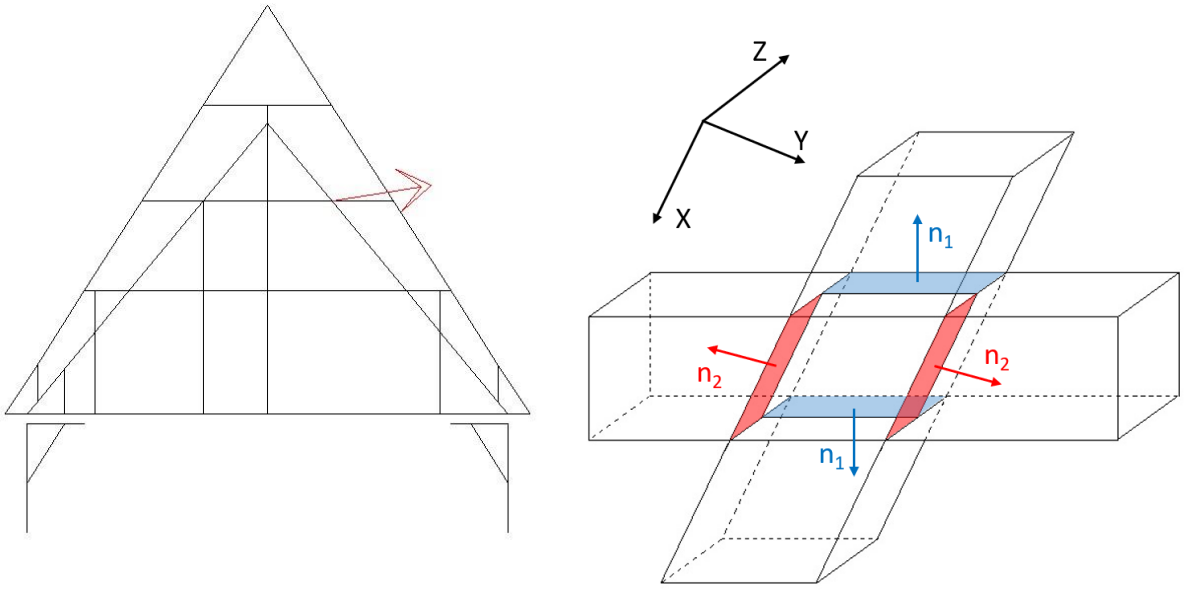


Figure 164 : Localisation, efforts internes et géométrie du mi-bois à 45°.

Nous nous intéressons à présent à l'assemblage à mi-bois qui consiste à réduire localement la section de deux poutres pour accueillir la part complémentaire de chacune d'entre elles comme illustré Figure 164. Par ailleurs, la cheville ne traverse qu'une seule interface et est donc sollicitée en cisaillement simple. Pour notre application numérique, on prend pour exemple l'assemblage qui relie les arbalétriers intérieurs aux faux entraits localisés avec sa résultante des efforts internes.

Dans le cas présent les surfaces de contact et les rigidités locales sont identiques cependant on exprime K_2 dans le repère principal de K_1.

$$K_1 = \begin{bmatrix} 49 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1.4e6 \end{bmatrix}_{(n_1,\tau_1,Z)} \qquad K_2 = \begin{bmatrix} 49 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1.4e6 \end{bmatrix}_{(n_2,\tau_2,Z)}$$

Finalement on calcule la matrice de rigidité globale de l'assemblage **c**omme la somme de quatre ressorts en parallèles. On ajoute également la matrice de raideur équivalente au cisaillement simple de la cheville.

$$K_{mi-bois} = K_1 + K_2 + K_{cheville} = \begin{bmatrix} 110 & 24 & 0 \\ 24 & 63 & 0 \\ 0 & 0 & 2.8e6 \end{bmatrix}_{(X,Y,Z)}$$

Avec D, la diagonalisation de cette matrice de rigidité totale, avec la matrice diagonale D et sa matrice régulière P telles que $A = PDP^{-1}$

$$D = \begin{bmatrix} 120 & 0 & 0 \\ 0 & 53 & 0 \\ 0 & 0 & 2.8e6 \end{bmatrix}_{(v_1,v_2,v_3)} \qquad P = (v_1, v_2, v_3) = \begin{bmatrix} 0.92 & 0.38 & 0 \\ -0.38 & 0.92 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}_{(X,Y,Z)}$$

Tableau 35 : de la variabilité des composantes de raideur mi-bois (Unités en kN/mm et kN.mm) :

	Ferme n°4				**Ferme n°5**			
Unités	$\mathbf{k_n}$ **kN/mm**	$\mathbf{k_s}$ **kN/mm**	$\mathbf{k_{ns}}$ **kN/mm**	$\boldsymbol{q_s}$ **Kn.mm**	$\mathbf{k_n}$ **kN/mm**	$\mathbf{k_s}$ **kN/mm**	$\mathbf{k_{ns}}$ **kN/mm**	$\boldsymbol{q_s}$ **Kn.mm**
Moyenne	95	67	14	2.4e6	1000	820	300	2.7e6
Cov(%)	27	25	90	26	0	0	0	0

5.3 Méthode de Sobol avec quadrature de Gauss–Legendre

L'influence de l'humidité H est intégrée à la méthode de Sobol avec une quadrature de Gauss–Legendre (6 points), ce qui est très efficace lorsque la réponse est quasi-linéaire comme c'est le cas ici. Nous notons la sortie $Y = f(X, H)$ avec $H \in [a, b]$. L'effet moyen de H pour une configuration donnée X est :

Équation 39 : $\mu(x) = \mathbb{E}_H[f(x,H)] \approx \sum_{k=1}^{6} w_k^{(a,b)} f\left(x, h_k^{(a,b)}\right)$

$$m(x) = \mathbb{E}_H[f(x,H)^2] \approx \sum_{k=1}^{6} w_k^{(a,b)} f\left(x, h_k^{(a,b)}\right)^2$$

Où $w_k^{(a,b)}$ et $h_k^{(a,b)}$ sont les nœuds et poids de Gauss–Legendre discrétisés de [−1,1] vers [a,b]. Ainsi, l'aléa H est réellement intégré (rigueur) avec peu de points (efficacité).

Pour le plan d'expériences factoriel complet de Sobol, on considère les trois facteurs binaires $X_1, X_2, X_3 \in \{0;1\}$ indépendants et équiprobables. $\mathbb{P}(X_i = 1) = \mathbb{P}(X_i = 0) = 1/2$ alors $\mathbb{P}(x) = 1/8$ pour chaque motif x.(jeu de paramètres X1 X2 X3)

Les 8 motifs sont simulés une seule fois chacun (plan orthogonal complet). Pour chaque motif, on calcule μ(x) et m(x) via la quadrature ci-dessus.

Équation 40 : $\mathbb{E}[Y] = \sum_x \mathbb{P}(x)\,\mu(x)$, $\mathbb{E}[Y^2] = \sum_x \mathbb{P}(x)\,m(x)$, $Var[Y] = \mathbb{E}[Y^2] - \mathbb{E}[Y]^2$

Au premier ordre, la variance entre X_i vaut :

Équation 41 : $Var_{Xi}(\mathbb{E}[Y|X_i]) = \frac{1}{2}(\mathbb{E}[Y|X_i = 1] - \mathbb{E}[Y])^2 + \frac{1}{2}(\mathbb{E}[Y|X_i = 0] - \mathbb{E}[Y])^2$

Et l'indice de Sobol du premier ordre est donc :

Équation 42 : $S_i = \frac{Var_{Xi}(\mathbb{E}[Y|X_i])}{Var(Y)}$

L'effet total est calculé pour chaque configuration de X_{-i} des autres facteurs :

Équation 43 : $Var_{Xi}(Y|X_{-i} = x_{-i}) = \frac{1}{2}\,m(1,x_{-i}) + \frac{1}{2}\,m(0,x_{-i}) - \left[\frac{1}{2}\,\mu(1,x_{-i}) + \frac{1}{2}\,\mu(0,x_{-i})\right]^2$

On moyenne ensuite x_{-i} avec un poids de $\frac{1}{4}$:

Équation 44 : $S_{Ti} = \frac{\sum_{x_{-i}} \frac{1}{4} Var_{Xi}(Y|X_{-i}=x_{-i})}{Var(Y)}$

En ce qui concerne les interactions à deux facteurs :

Équation 45 : $S_{ij} = \frac{Var_{Xi,Xj}(\mathbb{E}[Y|X_i,X_j]) - Var_{Xi}(\mathbb{E}[Y|X_i]) - Var_{Xj}(\mathbb{E}[Y|,X_j])}{Var(Y)}$

5.4 Etude de sensibilité de la méthode de corrélation d'images

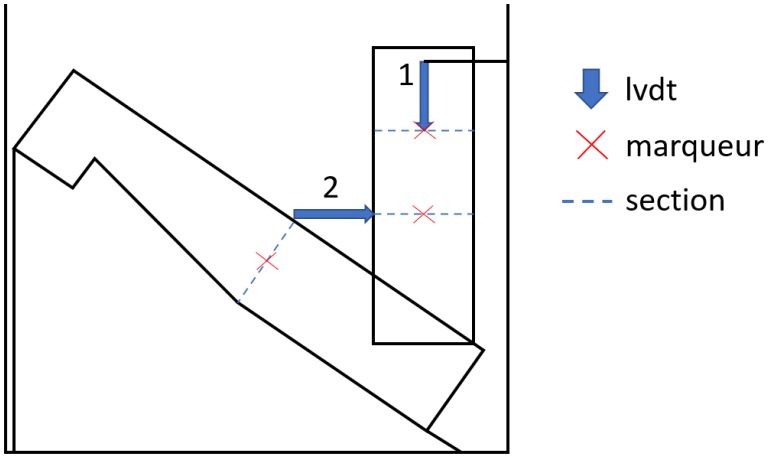
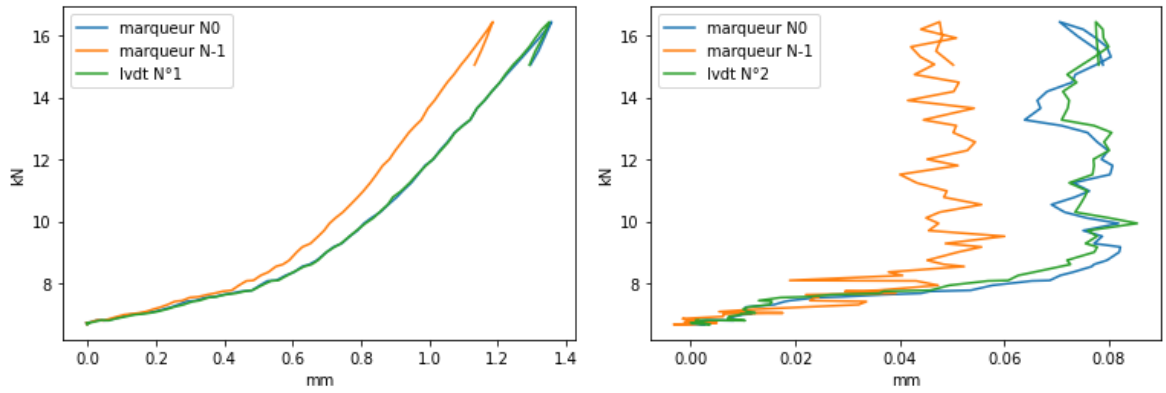


Figure 165 : Implantation des lvdts et des marqueurs numériques équivalents.

Enfin nous représentons la position des extensomètres linéaires à variation différentielle (LVDT) employés sur l'éprouvette testée pour contrôler la précision des méthodes de corrélation d'images. En effet, La précision intrinsèque des transducteurs est estimée à ±0,5 % et constitue une référence fiable pour juger objectivement des performances des méthodes de corrélation. Deux méthodes sont disponibles et discutées pour le calcul du champ de déplacements :

- La méthode des petits déplacements (N0), pour laquelle l'image de référence est toujours la première image à t_0. Plus la norme du vecteur déplacement est négligeable devant les dimensions de la zone d'intérêt, meilleure sera la convergence.
- Calcul en grands déplacements (N-1), pour laquelle l'image de référence est actualisée à chaque pas de temps. Les vecteurs déplacements calculés sont sommés pour former les champs de déplacements absolus depuis t_0 : $U_{n+1} = U_n + \delta U_{n+1}$



(a) Comparaison des déplacements verticaux (b) Comparaison des déplacements horizontaux

Figure 166 : Courbes force déplacements mesurées avec extensomètres numériques et analogiques.

Pour effectuer cette comparaison directe entre la mesure CIN et les déplacements mesurés par les extensomètres, on mesure les déplacements au plus près de leurs points d'appui. Les déplacements verticaux du lvdt n°1 sont ceux du marqueur n°1. Tandis que les déplacements horizontaux mesurés par le lvdt n°2 nécessitent une jauge virtuelle (deux marqueurs) positionné au bord de la FOV. Les Figure 166 présentent les courbes force/déplacement obtenues respectivement par la méthode des grands déplacements (marqueur N-1) et des petits déplacements (marqueur N0), ainsi que par la mesure analogique fournie par le LVDT.

L'analyse des résultats révèle une meilleure concordance entre les données issues de la corrélation d'images et celles du LVDT lorsqu'on utilise la méthode des petits déplacements (N0). Cette observation s'explique par le fait que la méthode des grands déplacements (N-1) introduit une accumulation progressive d'erreurs systématiques à chaque pas de temps, notée $\sum_n \delta e$. Dans le cas du déplacement vertical absolu, cette erreur conduit à 25 % d'écart. Compte tenu de ces observations, la méthode des petits déplacements apparaît comme la plus appropriée pour la suite de la campagne expérimentale.

5.5 Analyse des résultats de l'essai n°2.

Les essais de qualification des raideurs menés sur les éprouvettes de type tenon-mortaise ont mis en évidence deux cinématiques particulières. Les essais n°1 et n°2 sont représentatifs de ces deux modes de déformation. C'est pourquoi, en complément de l'analyse déjà présentée pour le premier essai, nous intégrons ici les résultats issus du second essai. Toutefois, ce mode de déformation ayant déjà été largement traité dans la thèse, l'objectif n'est pas d'en proposer une nouvelle description détaillée, mais d'apporter les éléments nécessaires à la comparaison des deux éprouvettes.

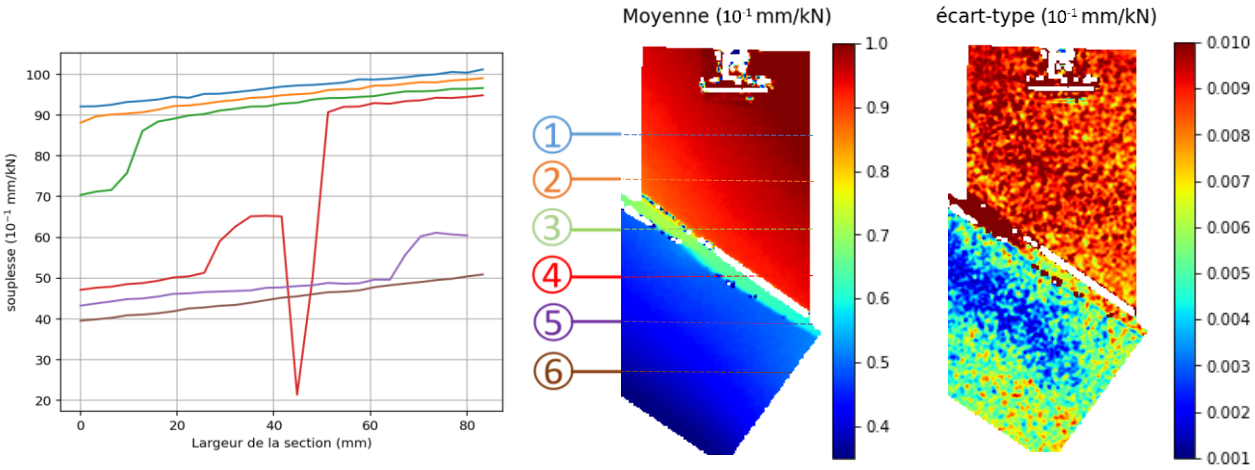
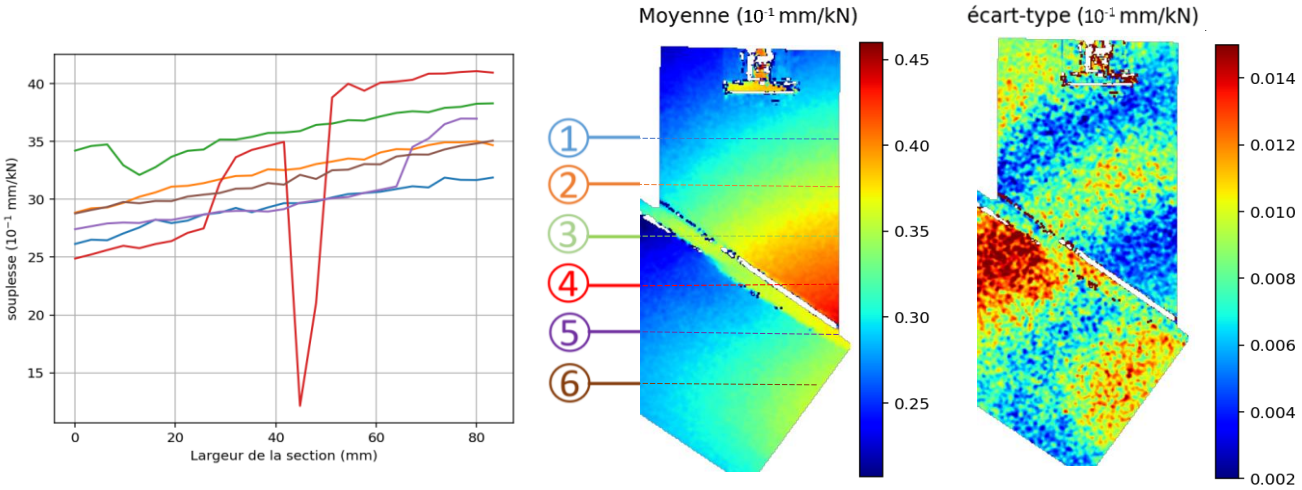
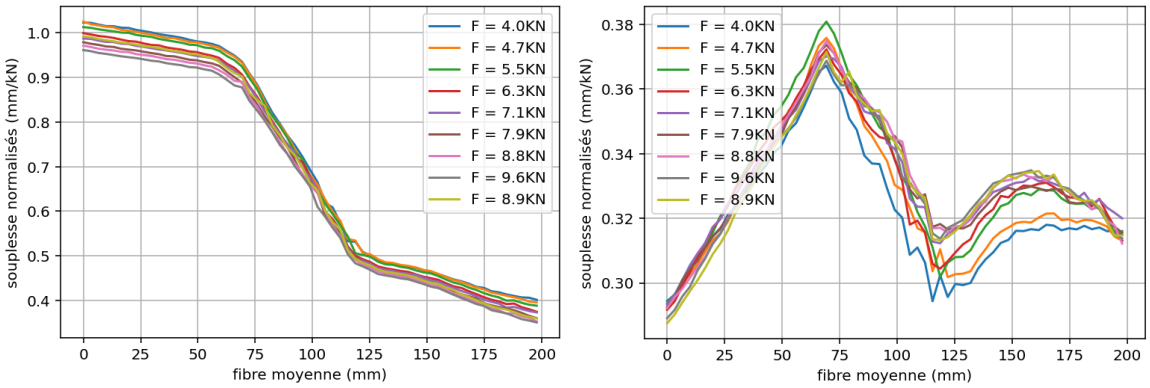


Figure 167 : Moyenne et écart-type pour 1T des champs de souplesse verticaux (Z) normalisés de l'éprouvette n°2.



Figures 168 : Moyenne et écart-type pour 1T des champs de souplesse horizontaux (X) normalisés de l'éprouvette n°2.



(a) souplesses verticales (z) (b) souplesses horizontales (x)

Figure 169 : Superposition des souplesses normalisées et moyennées par section le long de la fibre moyenne de l'éprouvette n°2.

6. Bibliographie

Adkins, I. (2021, 20 octobre). Vic-2D 7 Manual. Correlated Solutions, Inc. Disponible en ligne : https://correlated.kayako.com/article/86-vic-2d-7-manual

AGP. (2014). Relevé 3D (lasergrammétrie et photogrammétrie) de la cathédrale Notre-Dame de Paris. Art Graphique & Patrimoine. Disponible en ligne : https://artgp.fr/references/notre-dame/

Almeida, J. P., Beyer, K., Brunner, R. et Wenk, T. (2020). Characterization of mortar-timber and timber-timber cyclic friction in timber floor connections of masonry buildings. Materials and Structures, 53(3), 51. Disponible en ligne : https://doi.org/10.1617/s11527-020-01483-y

Arslan, O., Messali, F., Smyrou, E., Bal, İ. E. et Rots, J. G. (2024). Characterisation of timber joists-masonry connections in double-leaf cavity walls - Part 2: Mechanical model. Structures, 68, 107165. Disponible en ligne : https://doi.org/10.1016/j.istruc.2024.107165

Bérot, M. (2009). Modélisation simplifiée d'assemblages par éléments équivalents [Thèse de doctorat, École nationale supérieure des mines de Paris]. Disponible en ligne : https://pastel.hal.science/tel-00443533/

Bertolini-Cestari, C., Invernizzi, S., Marzi, T. et Spano, A. (2016). Numerical survey, analysis and assessment of past interventions on historical timber structures: The roof of Valentino Castle. Wiadomości Konserwatorskie - Journal of Heritage Conservation, 45, 87-97. Disponible en ligne : https://doi.org/10.17425/WK45VALENTINO

Beshr, A., Zidan, Z. et Shehata, A. (2018). Deformation monitoring of structural elements using terrestrial laser scanner. International Journal of Engineering and Applied Sciences, 5, 34-42. Disponible en ligne : https://www.researchgate.net/publication/332029426_Deformation_monitoring_of_structural_elements_using_terrestrial_laser_scanner

Boardman, C., Bryan, P., McDougall, L. et Reuter, T. (2018). 3D Laser Scanning for Heritage: Advice and Guidance on the Use of Laser Scanning in Archaeology and Architecture (3e éd.). Historic England. Disponible en ligne : https://historicengland.org.uk/images-books/publications/3d-laser-scanning-heritage/

Branco, J. M. (2008). Influence of the joints stiffness in the monotonic and cyclic behaviour of traditional timber trusses: Assessment of the efficacy of different strengthening techniques [Thèse de doctorat, Universidade do Minho / Università degli Studi di Trento]. Disponible en ligne : https://hdl.handle.net/1822/12847

Branco, J. M., Cruz, P. J. S., Piazza, M. et Varum, H. (2006). Behaviour of traditional Portuguese timber roof structures. World Conference on Timber Engineering 2006. Disponible en ligne : https://hdl.handle.net/1822/6543

Branco, J. M., Cruz, P. J. S., Piazza, M. et Varum, H. (2008). Field tests of a timber queen-post truss and numerical analysis. CRC Press. Disponible en ligne : https://hdl.handle.net/1822/16196

Branco, J. M. et Descamps, T. (2015). Analysis and strengthening of carpentry joints. Construction and Building Materials, 97, 34-47. Disponible en ligne : https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2015.05.089

Branco, J. M., Piazza, M. et Cruz, P. J. S. (2010). Structural analysis of two king-post timber trusses: Non-destructive evaluation and load-carrying tests. Construction and Building Materials. Disponible en ligne : https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2009.08.025

Branco, J. M., Sousa, H. S. et Tsakanika, E. (2017). Non-destructive assessment, full-scale load-carrying tests and local interventions on two historic timber collar roof trusses. Engineering

Structures, 140, 209-224. Disponible en ligne : https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2017.02.053

Branco, J. M., Varum, H., Ramisote, V. et Costa, A. (2016). Load-carrying capacity test of a long-span timber truss. Proceedings of the Institution of Civil Engineers - Structures and Buildings, 169(5), 373-387. Disponible en ligne : https://doi.org/10.1680/jstbu.15.00006

Braun, M., Pantscharowitsch, M. et Kromoser, B. (2022). Experimental investigations on the load-bearing behaviour of traditional and newly developed step joints for timber structures. Construction and Building Materials, 323, 126557. Disponible en ligne : https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2022.126557

Bulleit, W. M., Sandberg, L. B., Drewek, M. W. et O'Bryant, T. L. (1999). Behavior and modeling of wood-pegged timber frames. Journal of Structural Engineering, 125(1), 3-9. Disponible en ligne : https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9445(1999)125:1(3)

Bureš, J., Švábenský, O. et Kalina, M. (2014). Long-term deformation measurements of atypical roof timber structures. Geoinformatics FCE CTU, 12, 22-27. Disponible en ligne : https://doi.org/10.14311/gi.12.4

Celik, H. K., Sakar, G. et Isleem, H. F. (2025). A comparative study of the analysis model for timber structures: Addressing nonlinearities and connection behaviour. BioResources, 20(2), 3587-3603. Disponible en ligne : https://doi.org/10.15376/biores.20.2.3587-3603

Cepelka, M. et Malo, K. A. (2016). Experimental study of end grain effects in timber joints under uniaxial compression load. World Conference on Timber Engineering 2016 (WCTE 2016), Vienne, Autriche. Disponible en ligne : https://www.researchgate.net/publication/307175451_EXPERIMENTAL_STUDY_OF_END_GRAIN_EFFECTS_IN_TIMBER_JOINTS_UNDER_UNIAXIAL_COMPRESSION_LOAD

Chen, B., Starman, B., Halilovič, M., Berglund, L. A. et Coppieters, S. (2025). Finite Element Model Updating for Material Model Calibration: A Review and Guide to Practice. Archives of Computational Methods in Engineering, 32(4), 2035-2112. Disponible en ligne : https://doi.org/10.1007/s11831-024-10200-9

Chevalier, L., Makhlouf, H. et Jacquet, B. (2014). Caractérisation de la rigidité des assemblages d'éléments de meuble par la simulation numérique. Partie 2. Technologie, 190. Disponible en ligne : https://www.researchgate.net/publication/274445889_Caracterisation_de_la_rigidite_des_assemblages_d%27elements_de_meuble_par_la_simulation_numerique_Partie_2

Chevrier, V. (1995). La charpente de la cathédrale Notre-Dame de Paris à travers la dendrochronologie [Mémoire de DEA, Université Paris IV-Sorbonne, sous la direction d'A. Prache et G.-N. Lambert]. Disponible en ligne : https://books.openedition.org/alpara/2539?lang=fr

CODIFAB et Institut technologique FCBA. (2020). Construction bois et gestion de l'humidité en phase chantier. Disponible en ligne : https://www.codifab.fr/actions-collectives/construction-bois-et-gestion-de-lhumidite-en-phase-chantier-2426

Cointe, A., Castéra, P., Morlier, P. et Galimard, P. (2007). Diagnosis and monitoring of timber buildings of cultural heritage. Structural Safety, 29(4), 337-348. Disponible en ligne : https://doi.org/10.1016/j.strusafe.2006.07.013

Coureau, J.-L., Faye, C. et Taris, P. (2007). Modélisation de la rupture des assemblages par tenon-mortaise. 25e Rencontres universitaires de génie civil, Bordeaux, France. Disponible en ligne : https://www.iut.u-bordeaux.fr/gc/augc07/index/pdf/OUC/Coureau.pdf

Cruz, H., Yeomans, D., Tsakanika, E., Macchioni, N., Jorissen, A., Touza, M., Mannucci, M. et Lourenço, P. B. (2015). Guidelines for on-site assessment of historic timber structures. International Journal of Architectural Heritage, 9(3), 277-289. Disponible en ligne : https://doi.org/10.1080/15583058.2013.774070

Dahlblom, O., Ormarsson, S. et Petersson, H. (1996). Simulation of wood deformation processes in drying and other types of environmental loading. Annales des Sciences Forestières, 53(4), 857-866. Disponible en ligne : https://doi.org/10.1051/forest:19960405

Del Senno, M. et Piazza, M. (2003). Behaviour and rehabilitation of queen post timber trusses: A case study. WIT Transactions on The Built Environment, 66. Disponible en ligne : https://doi.org/10.2495/STR030781

Descamps, T. et Guerlement, G. (2009). Component method for the assessment of the axial, shear and rotational stiffness of connections in old timber frames. 9ème Congrès National de Mécanique, Maroc. Disponible en ligne : https://staff.umons.ac.be/thierry.descamps/pubsfr.html

Diaz, M., Vandenabeele, L. et Holzer, S. M. (2023). The medieval carpentry of the Basilica of St. Anthony in Padua. TEMA: Technologies, Engineering, Materials and Architecture, 8(SI2), 78-90. Disponible en ligne : https://doi.org/10.30682/tema08SIs

Dietsch, P. et Kreuzinger, H. (2011). Guideline on the assessment of timber structures: Summary. Engineering Structures, 33(11), 2983-2986. Disponible en ligne : https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2011.02.027

Drdácký, M. F., Mareš, J. et Wald, F. (1999). Modelling of real historic timber joints. WIT Transactions on the Built Environment, 42. Disponible en ligne : https://doi.org/10.2495/STR990171

Ellis, B. R. et Bougard, A. J. (2001). Dynamic testing and stiffness evaluation of a six-storey timber framed building during construction. Engineering Structures, 23(10), 1232-1242. Disponible en ligne : https://doi.org/10.1016/S0141-0296(01)00033-5

Épaud, F. (2007). De la charpente romane à la charpente gothique en Normandie: évolution des techniques et des structures de charpenterie aux XIIe-XIIIe siècles. Publications du CRAHM. Disponible en ligne : https://hal.science/halshs-00368122

Épaud, F. (2019a). La charpente disparue de Notre-Dame de Paris. Revue Histoire, hors-série n°57, 40-45. Disponible en ligne : https://www.academia.edu/100730982/La_charpente_disparue_de_Notre_Dame_de_Paris

Épaud, F. (2019b, 18 juin). Charpente de Notre-Dame : stop aux idées reçues ! Le journal du CNRS. Disponible en ligne : https://lejournal.cnrs.fr/billets/charpente-de-notre-dame-stop-aux-idees-recues

Épaud, F. (2020a). Étude archéologique de la charpente du chœur de la cathédrale Notre-Dame de Paris [Rapport de recherche]. CNRS, LAT CITERES UMR7324. Disponible en ligne : https://hal.science/hal-03047012

Épaud, F. (2020b). Les secrets de la forêt disparue de Notre-Dame. Archéologia, 590, 36-37. Disponible en ligne : https://hal.science/hal-02944261

Erikson, R. G. et Schmidt, R. J. (2003). Behavior of traditional timber frame structures subjected to lateral load. University of Wyoming / Timber Frame Business Council. Disponible en ligne : https://www.carolinatimberworks.com/wp-content/uploads/2020/08/Behavior-of-Traditional-Timber-Frame-Structures-Subjected-to-Lateral-Load.pdf

Fang, D. L. (2020). Timber joinery in modern construction: Mechanical behavior of wood-wood connections [Thèse de doctorat, Massachusetts Institute of Technology]. Disponible en ligne : https://dspace.mit.edu/handle/1721.1/127868

Feio, A. O. (2006). Inspection and diagnosis of historical timber structures: NDT correlations and structural behaviour [Thèse de doctorat, Universidade do Minho]. Disponible en ligne : https://hdl.handle.net/1822/14697

Feio, A. O., Lourenço, P. B. et Machado, J. S. (2014). Testing and modeling of a traditional timber mortise and tenon joint. Materials and Structures, 47(1-2), 213-225. Disponible en ligne : https://doi.org/10.1617/s11527-013-0056-y

Flaig, M., Schmidt, T. et Blass, H. J. (2019). Compressive strength and stiffness of end grain contact joints in glulam and CLT. INTER Proceedings, 313-328. Disponible en ligne : https://triqbriq.de/wp-content/uploads/2024/01/TRIQBRIQ_WS25_C16.pdf

FPInnovations. (2022). Guide de modélisation hygrothermique des bâtiments en bois. FPInnovations. Disponible en ligne : https://web.fpinnovations.ca/fr/hygrothermal/

Fromont, R. et Trentesaux, C. (2016). Le relevé des charpentes médiévales de la cathédrale Notre-Dame de Paris : approches pour une nouvelle lecture. Dans Monumental 2016-1 : Charpentes et couvertures (p. 70-77). Paris : Éditions du Patrimoine. Disponible en ligne : https://notre-dame-de-paris.culture.gouv.fr/fr/les-charpentes-medievales

Frontini, F. (2023). A novel approach for modelling a historic timber roof. International Wood Products Journal, 14(1), 21-33. Disponible en ligne : https://doi.org/10.1080/20426445.2023.2171895

Frühwald Hansson, E. (2011). Design of safe timber structures: How can we learn from structural failures in concrete, steel and timber? [Rapport]. Lund University. Disponible en ligne : https://lup.lub.lu.se/search/publication/6961d61d-50d8-48ae-96f3-d8db9457c113

Gečys, T., Daniūnas, A., Bader, T. K., Wagner, L. et Eberhardsteiner, J. (2015). 3D finite element analysis and experimental investigations of a new type of timber beam-to-beam connection. Engineering Structures, 86, 134-145. Disponible en ligne : https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2014.12.037

Girardclos, O., Hunot, J.-Y., Penagos, C., Jacquot, K., Lemoine, M., Brossier, B., Toriti, M. et Dufraisse, A. (2022, novembre). Les charpentes de Notre-Dame de Paris, questionnement du bois dans le patrimoine et premiers apports de l'étude des restes carbonisés. 11èmes Journées scientifiques du GDR 3544 Sciences du bois, Nice, France. Disponible en ligne : https://mnhn.hal.science/mnhn-03945825v1

Godonou, P. (2022). Design of Timber Structures. Volume 2: Rules and Formulas According to Eurocode 5. Swedish Wood. Disponible en ligne : https://www.swedishwood.com/publications/list_of_swedish_woods_publications/design-of-timber-structures/

Guibaud, A., Mindeguia, J.-C., Albuerne, A., Parent, T. et Torero, J. (2024). Notre-Dame de Paris as a validation case to improve fire safety modelling in historic buildings. Journal of Cultural Heritage, 65, 145-154. Disponible en ligne : https://doi.org/10.1016/j.culher.2023.06.009

Guitard, D. (1987). Mécanique du matériau bois et composites. Cépaduès. Disponible en ligne : https://librairie.netbois.com/--705d-2854281527.html

Guitard, D. et El Amri, F. (1987). Modèles prévisionnels de comportement élastique tridimensionnel pour les bois feuillus et les bois résineux. Annales des Sciences Forestières, 44(3), 335-358. Disponible en ligne : https://doi.org/10.1051/forest:19870305

Helmer-Smith, H., Vlachopoulos, N., Dagenais, M.-A. et Forbes, B. (2021). In-situ load testing of a WWII era timber Warren truss in the development of a structural health monitoring program. Engineering Structures, 239, 112274. Disponible en ligne : https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2021.112274

Hild, F. et Roux, S. (2006). Digital Image Correlation: From displacement measurement to identification of elastic properties - A review. Strain, 42(2), 69-80. Disponible en ligne : https://doi.org/10.1111/j.1475-1305.2006.00258.x

Hirst, E., Brett, A., Thomson, A., Walker, P. et Harris, R. (2008). The structural performance of traditional oak tension & scarf joints. 10th World Conference on Timber Engineering 2008, 1307-1314. Disponible en ligne : https://researchportal.bath.ac.uk/en/publications/the-structural-performance-of-traditional-oak-tension-amp-scarf-j/

Hoffsummer, P. (dir.). (2002). Les charpentes du XIe au XIXe siècle : typologie et évolution en France du Nord et en Belgique. Monum, Éditions du patrimoine. Disponible en ligne : https://www.mollat.com/livres/1576423/les-charpentes-du-xie-au-xixe-siecle-typologie-et-evolution-en-france-du-nord-et-en-belgique

Hu, B., Cai, J. et Yang, C. (2022). Theoretical model of bending moment for straight mortise-and-tenon joints with wooden pegs involving a gap. Materials, 15(5), 1835. Disponible en ligne : https://doi.org/10.3390/ma15051835

Jacquot, K. et Saleri, R. (2024). Gathering, integration, and interpretation of heterogeneous data for the virtual reconstruction of the Notre Dame de Paris roof structure. Journal of Cultural Heritage, 65, 232-240. Disponible en ligne : https://doi.org/10.1016/j.culher.2023.06.010

Jakieła, S., Bratasz, Ł. et Kozłowski, R. (2008). Numerical modelling of moisture movement and related stress field in lime wood subjected to changing climate conditions. Wood Science and Technology, 42(1), 21-37. Disponible en ligne : https://doi.org/10.1007/s00226-007-0138-5

Johanides, M., Mikolasek, D., Lokaj, A., Mynarcik, P., Marcalikova, Z. et Sucharda, O. (2021). Rotational stiffness and carrying capacity of timber frame corners with dowel type connections. Materials, 14(23), 7429. Disponible en ligne : https://doi.org/10.3390/ma14237429

Jorissen, A. J. M., den Hamer, J. et Leijten, A. J. M. (2014). Traditional timber frames (p. 1-9). Disponible en ligne : https://research.tue.nl/en/publications/traditional-timber-frames

Kekeliak, M., Gocál, J. et Vičan, J. (2015). Stiffness of carpentry connections - Numerical modelling vs. experimental test. Civil and Environmental Engineering, 11(2), 121-135. Disponible en ligne : https://doi.org/10.1515/cee-2015-0016

Khelifa, M., Bléron, L. et El-Ganaoui, M. (2013). Modélisation numérique du comportement hydromécanique du matériau bois. Application à la résistance en portance locale d'un assemblage par tige. 21ème Congrès Français de Mécanique, Bordeaux, France. Disponible en ligne : https://hal.science/hal-03439833/

Kherais, M., Csébfalvi, A. et Len, A. (2022). Moisture content changing of a historic roof structure in terms of climate effects. Pollack Periodica, 17(3), 141-146. Disponible en ligne : https://doi.org/10.1556/606.2022.00546

Köhler, J., Sørensen, J. D. et Faber, M. H. (2007). Probabilistic modeling of timber structures. Structural Safety, 29(4), 255-267. Disponible en ligne : https://doi.org/10.1016/j.strusafe.2006.07.007

Korenková, R., Krušinský, P. et Pisca, P. (2013). Analysis of the impact of microclimate in a roof space on a Gothic truss construction. Communications - Scientific Letters of the University of Žilina, 15(4), 27-31. Disponible en ligne : https://doi.org/10.26552/com.C.2013.4.27-31

Kuai, L. (2017). Parametrized finite element simulation of multi-storey timber structures [Thèse, Linnaeus University]. Disponible en ligne : https://www.diva-portal.org/smash/get/diva2:1120435/FULLTEXT01.pdf

Lambert, G.-N., Hoffsummer, P., Bernard, V. et Chevrier, V. (2019). Note sur l'étude dendrochronologique de la charpente de Notre-Dame de Paris. Dans ARCADE. Approche diachronique et Regards croisés : Archéologie, Dendrochronologie et Environnement (p. 201-204). Direction régionale des Affaires Culturelles de Provence-Alpes-Côte d'Azur. Disponible en ligne : https://shs.hal.science/hal-02144000/

Lefèvre, G. (2020). Metz - 1877-2019 - Paris : une histoire croisée entre les cathédrales de Saint-Étienne de Metz et Notre-Dame de Paris. Revue de l'Austrasie, 12. Disponible en ligne : https://uploads.strikinglycdn.com/files/10ff121a-0113-4dc2-a794-c40a070e9e79/Lefevre%20G.%20Metz%201877-2019%20Paris%20-%20Restauration%20du%20comble.pdf

Lemaître, R. (2020). Développement d'un outil de calcul non linéaire de dimensionnement d'assemblages bois tridimensionnels soumis à des torseurs plans [Thèse de doctorat, Université de Lorraine]. Disponible en ligne : https://hal.science/tel-02940185/

Li, Z., Kitamori, A., Zhang, X., Wu, Y., Zhang, L. et Xue, J. (2024). Analytical investigation on the rotational behavior of dovetail mortise-tenon joints between beams and columns in traditional Chinese timber frames. Journal of Wood Science, 70(1), 50. Disponible en ligne : https://doi.org/10.1186/s10086-024-02162-0

Lienhart, W. (2017). Geotechnical monitoring using total stations and laser scanners: Critical aspects and solutions. Journal of Civil Structural Health Monitoring, 7(3), 315-324. Disponible en ligne : https://doi.org/10.1007/s13349-017-0228-5

Liu, S. et Bin Mamat, M. J. (2024). Application of 3D laser scanning technology for mapping and accuracy assessment of the point cloud model for the Great Achievement Palace heritage building. Heritage Science, 12(1), 153. Disponible en ligne : https://doi.org/10.1186/s40494-024-01252-y

Liu, X., Lu, W., Liu, K., Xu, F., Ling, Z. et Yue, K. (2023). Experimental and theoretical investigation of rotational behavior of straight mortise-tenon joints considering local compression perpendicular to grain. Buildings, 13(7), 1839. Disponible en ligne : https://doi.org/10.3390/buildings13071839

Liu, Y. et Xiong, H. (2018). Lateral performance of a semi-rigid timber frame structure: Theoretical analysis and experimental study. Journal of Wood Science, 64, 591-600. Disponible en ligne : https://doi.org/10.1007/s10086-018-1727-7

Löwenmark, S. (2009). On-site assessment of timber structures [Mémoire de master, Chalmers University of Technology]. Disponible en ligne : https://odr.chalmers.se/items/9d0c4d45-6ba4-4e4f-8bfa-f346cc0a5ae6

Lu, W., Qiu, H., Bu, W. et Li, H. (2024). Effects of environmental humidity on the gap of mortise-tenon joints: Experimental and numerical investigations. Structures, 64, 106609. Disponible en ligne : https://doi.org/10.1016/j.istruc.2024.106609

Lu, W., Qiu, H. et Lu, Y. (2024). Theoretical model for the analysis of rotational behavior of penetrated mortise-tenon joints in traditional timber structures. International Journal of Architectural Heritage, 18(5), 709-724. Disponible en ligne : https://doi.org/10.1080/15583058.2023.2181720

Mam, K. (2021). Exploration structurelle et environnementale des ouvrages en bois de grande portée [Thèse de doctorat, École des Ponts ParisTech]. Disponible en ligne : https://hal.science/tel-03572887/

Morandini, C. (2022). Integrated nonlinear modelling strategies for the seismic analysis of masonry structures [Thèse de doctorat, University of Pavia]. Disponible en ligne : https://iris.unipv.it/handle/11571/1474646

Morris, E. T., Black, R. G. et Tobriner, S. O. (1995). Report on the application of finite element analysis to historic structures: Westminster Hall, London. Journal of the Society of Architectural Historians, 54(3), 336-347. Disponible en ligne : https://doi.org/10.2307/990996

Moutée, M. (2006). Modélisation du comportement mécanique du bois au cours du séchage [Thèse de doctorat, Université Laval]. Disponible en ligne : https://corpus.ulaval.ca/items/52561080-0b68-4790-8b4b-76793f51d0a4

NF EN 338. (2016). Bois de structure - Classes de résistance. AFNOR Éditions. Disponible en ligne : https://www.boutique.afnor.org/fr-fr/norme/nf-en-338/bois-de-structure-classes-de-resistance/fa151062/34545

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. AFNOR Éditions. Disponible en ligne : https://www.boutique.afnor.org/fr-fr/norme/nf-en-383/structures-en-bois-methodes-dessai-determination-de-caracteristiques-de-fon/fa148617/29435

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. AFNOR Éditions. Disponible en ligne : https://www.boutique.afnor.org/fr-fr/norme/nf-en-199511/eurocode-5-conception-et-calcul-des-structures-en-bois-partie-11-generalite/fa102394/26075

Nguyen, A. C. et Weinand, Y. (2020). Displacement study of a large-scale freeform timber plate structure using a total station and a terrestrial laser scanner. Sensors, 20(2), 413. Disponible en ligne : https://doi.org/10.3390/s20020413

Ogawa, K., Sasaki, Y. et Yamasaki, M. (2016). Theoretical estimation of the mechanical performance of traditional mortise-tenon joint involving a gap. Journal of Wood Science, 62(3), 242-250. Disponible en ligne : https://doi.org/10.1007/s10086-016-1544-9

Omenzetter, P., Morris, H., Worth, M., Gaul, A., Jager, S. et Desgeorges, Y. (2012). Assessment of dynamic and long-term performance of an innovative multi-story timber building via structural monitoring and dynamic testing. Proceedings of SPIE, 8345, 83452P. Disponible en ligne : https://doi.org/10.1117/12.914535

Omran, O., Nguyen, V.-D., Jaffal, H., Marchand, P. et Coorevits, P. (2013). Modélisation d'un assemblage multi-matériaux par un élément équivalent. 11e Colloque National en Calcul des Structures (CSMA 2013), Giens, France. Disponible en ligne : https://hal.science/hal-01706237v1

Ormarsson, S. (1999). Numerical analysis of moisture-related distortions in sawn timber [Thèse de doctorat, Chalmers University of Technology]. Disponible en ligne : https://research.chalmers.se/en/publication/816

Orzechowski, M. A. et Tatko, R. (2016). Monitoring deflections of historical large timber roof structure using draw-wire sensors. Electronic Journal of Polish Agricultural Universities, 19(2). Disponible en ligne : https://www.ejpau.media.pl/volume19/issue2/art-02.html

Özkan, T., Lavric, I., Hochreiner, G. et Pfeifer, N. (2025). Automated 3D modeling vs. manual methods: A comparative study on historic timber tower structure assessment. Remote Sensing, 17(3), 448. Disponible en ligne : https://doi.org/10.3390/rs17030448

Palma, P., Ferreira, J. et Cruz, H. (2010). Monotonic tests of structural carpentry joints. World Conference on Timber Engineering 2010 (WCTE 2010). Disponible en ligne : https://repositorio.lnec.pt/handle/123456789/1000310

Palma, P. et Steiger, R. (2020). Structural health monitoring of timber structures - Review of available methods and case studies. Construction and Building Materials, 248, 118528. Disponible en ligne : https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2020.118528

Parisi, M. A. et Piazza, M. (2002). Seismic behavior and retrofitting of joints in traditional timber roof structures. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 22(9), 1183-1191. Disponible en ligne : https://doi.org/10.1016/S0267-7261(02)00146-X

Parisi, M. A. et Piazza, M. (2015). Seismic strengthening and seismic improvement of timber structures. Construction and Building Materials, 97, 55-66. Disponible en ligne : https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2015.05.093

Pestka, A., Kłosowski, P. et Krajewski, M. (2025). Research on traditional corner carpentry joints of log walls - Experimental and numerical analysis including friction and individual log dimensions. Construction and Building Materials, 484, 141585. Disponible en ligne : https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2025.141585

Piazza, M. (2007). Il contributo della sperimentazione alla progettazione degli interventi di restauro su strutture lignee. Convegno Internazionale Evoluzione nella sperimentazione per le costruzioni, CIAS Centro Internazionale di Aggiornamento Sperimentale-Scientifico, Cipro, 215-234. Disponible en ligne : https://www.cias-italia.it/index.php?option=com_bibliography&view=papers&Itemid=153

Poisson, O. (2020a). Les cathédrales incendiées. La restauration des toitures des cathédrales françaises détruites par le feu aux XIXe et XXe siècles. Disponible en ligne : https://www.academia.edu/43145481/Les_Cathe_drales_incendie_es_La_restauration_des_toitures_des_cath%C3%A9drales_fran%C3%A7aises_d%C3%A9truites_par_le_feu_aux_XIXe_et_XXe_si%C3%A8cles_2020_

Poisson, O. (2020b). Notre-Dame de Paris et sa restauration au XIXe siècle : une chronologie. Disponible en ligne : https://www.academia.edu/43337381/Notre_Dame_de_Paris_et_sa_restauration_au_XIX_e_si%C3%A8cle_une_chronologie_2020_

Ranta-Maunus, A., Gowda, S. et Kortesmaa, M. (1998). Duration of load effect on LVL beams. Part 2: Long term load tests under constant and cyclic humidity. VTT Tiedotteita - Research Notes, 1899. Disponible en ligne : https://publications.vtt.fi/pdf/tiedotteet/1998/T1899.pdf

Reichel, S. et Kaliske, M. (2015a). Hygro-mechanically coupled modelling of creep in wooden structures, Part I: Mechanics. International Journal of Solids and Structures, 77, 28-44. Disponible en ligne : https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2015.07.019

Reichel, S. et Kaliske, M. (2015b). Hygro-mechanically coupled modelling of creep in wooden structures, Part II: Influence of moisture content. International Journal of Solids and Structures, 77, 45-64. Disponible en ligne : https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2015.07.029

Riggio, M., D'Ayala, D., Parisi, M. A. et Tardini, C. (2018). Assessment of heritage timber structures: Review of standards, guidelines and procedures. Journal of Cultural Heritage, 31, 220-235. Disponible en ligne : https://doi.org/10.1016/j.culher.2017.11.007

Robert, L. et Wattrisse, B. (2009). Évaluation d'erreurs de mesure par corrélation d'images numériques : méthodologie et résultats. 19ème Congrès Français de Mécanique, Marseille, France. Disponible en ligne : https://hal.science/hal-03391198

Ross, P., Mettem, C. et Holloway, A. (2007). Green oak in construction. TRADA Technology Limited. Disponible en ligne : https://www.forestry.gov.scot/sites/default/files/pub-documents/PDF_ForestryIndustry_Green_Oak_Construction_2007.pdf

Schreier, H., Orteu, J.-J. et Sutton, M. A. (2009). Image Correlation for Shape, Motion and Deformation Measurements: Basic Concepts, Theory and Applications. Springer US. Disponible en ligne : https://doi.org/10.1007/978-0-387-78747-3

Sciomenta, M. et Bedon, C. (2025). Vertical deformations in tall timber buildings: Sources and in-field estimations. Dans G. Fink, R. Jockwer et J. M. Cabrero (dir.), Holistic Design of Taller Timber Buildings (p. 19-27). Springer Nature Switzerland. Disponible en ligne : https://doi.org/10.1007/978-3-032-02098-7_2

Serrano, E., Enquist, B. et Vessby, J. (2010). Vertical relative displacements in a medium-rise CLT-building. Dans Structures and Architecture (p. 113). Taylor & Francis. Disponible en ligne : https://doi.org/10.1201/b10428-52

Sousseau, Y., El Achachi, S. M., Chaplain, M., Faye, C., Catterou, T. et Garcia, P. (2020). Characterisation of timber connection behaviour from reduced scaled experiments based on similitude laws. World Conference on Timber Engineering 2020 (WCTE 2020), Santiago, Chili. Disponible en ligne : https://hal.science/hal-03515491

Tallon, A. (2014). Divining proportions in the information age. Architectural Histories, 2(1). Disponible en ligne : https://doi.org/10.5334/ah.bo

Tao, H., Yang, H., Ju, G. et Shi, B. (2021). Elastic stiffness of timber joints with dowel-type fasteners and slotted-in steel plate based on the theory of beam on elastic foundation. Construction and Building Materials, 294, 123569. Disponible en ligne : https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2021.123569

Tevi, K. R. (2022, mai). Caractérisation expérimentale des propriétés mécaniques d'assemblages à tenon-mortaise par mesures de champs cinématiques. 40èmes Rencontres Universitaires de Génie Civil (RUGC 2022), Villeneuve-d'Ascq, France. Disponible en ligne : https://hal.science/hal-03781436/

Tevi, K. R. (2023). Méthodologie d'évaluation de la santé structurale d'une structure bois du Patrimoine : étude de la halle de Villeréal [Thèse de doctorat, Université de Bordeaux]. Disponible en ligne : https://theses.hal.science/tel-04485909

Tevi, K. R., Elachachi, S. M., Cointe, A. et Maurin, E. (2022). Étude probabiliste et de robustesse d'une structure en bois du patrimoine historique. Academic Journal of Civil Engineering, 40(1), 84-87. Disponible en ligne : https://doi.org/10.26168/ajce.40.1.21

Thelandersson, S. et Larsen, H. J. (dir.). (2003). Timber Engineering. John Wiley & Sons. Disponible en ligne : https://www.wiley.com/en-us/Timber+Engineering-p-9780470844694

Thibaut, B., Caré, S. et Maurin, E. (2024). Oak beams in medieval frameworks: Constraints and advantages for restoration. Journal of Cultural Heritage, 65, 32-41. Disponible en ligne : https://doi.org/10.1016/j.culher.2022.09.005

Timbert, A. (2023). Notre-Dame de Paris aux XIIe et XIXe siècles : Relever les mémoires et restaurer l'histoire. Dans K. Schüppel et M. Tebel (dir.), Schriften aus der Fakultät Geistes- und Kulturwissenschaften der Otto-Friedrich-Universität Bamberg (vol. 44, p. 184-190). University of Bamberg Press. Disponible en ligne : https://doi.org/10.20378/irb-92780

Töpler, J., Buchholz, L., Lukas, J. et Kuhlmann, U. (2023). Guidelines for a finite element based design of timber structures and their exemplary application on modelling of beech LVL. Buildings, 13(2), 393. Disponible en ligne : https://doi.org/10.3390/buildings13020393

Vannucci, P. (2020, 15 juin). Structural study of the Notre-Dame ancient charpente. arXiv. Disponible en ligne : https://doi.org/10.48550/arXiv.2005.12584

Vannucci, P. (2021). A study on the structural functioning of the ancient charpente of Notre-Dame, with a historical perspective. Journal of Cultural Heritage, 49, 123-139. Disponible en ligne : https://doi.org/10.1016/j.culher.2021.02.007

Varnier, M. (2019). Comportement thermo-hygro-mécanique différé des feuillus : des sciences du bois à l'ingénierie [Thèse de doctorat, Université de Limoges]. Disponible en ligne : https://theses.hal.science/tel-02303304v1

Varnier, M., Sauvat, N., Montero, C., Dubois, F. et Gril, J. (2018). Long-term mechanical behavior of hardwood species in outdoor conditions. 11th International Conference on Mechanics of Time-Dependent Materials (MTDM 2018), Milan, Italie. Disponible en ligne : https://hal.science/hal-01939197

Wald, F., Mareš, J., Sokol, Z. et Drdácký, M. (2000). Component method for historical timber joints. Dans C. C. Baniotopoulos et F. Wald (dir.), The Paramount Role of Joints into the Reliable Response of Structures (p. 417-424). Springer Netherlands. Disponible en ligne : https://doi.org/10.1007/978-94-010-0950-8_36

Wan, J., Yang, Q., Wei, J. et Li, T. (2020). Initial motion analysis of traditional Chinese rocking timber frame subjected to horizontal ground motion: Theoretical and numerical investigations. Engineering Structures, 203, 109898. Disponible en ligne : https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2019.109898

Wang, J. (2016). Vertical movement monitoring in six-storey wood-frame building in British Columbia. FPInnovations. Disponible en ligne : https://www.bchousing.org/publications/Wood-Frame-Vertical-Movement-Monitoring.pdf

Wang, J. et King, L. (2015). Impact of moisture and load on vertical movement of a simulated platform frame wood structure. Journal of Testing and Evaluation, 43(4), 792-802. Disponible en ligne : https://doi.org/10.1520/JTE20130229

Wang, K., Xu, H., Qu, F., Wang, X. et Shi, Y. (2018). A reliability analysis framework with Monte Carlo simulation for weld structure of crane's beam. AIP Conference Proceedings, 1955(1), 030024. Disponible en ligne : https://doi.org/10.1063/1.5033623

Wollebæk, L. (2005). Analysis of geometrical nonlinearities with applications to timber structures [Thèse de doctorat, Norwegian University of Science and Technology]. Disponible en ligne : https://www.nb.no/maken/item/URN:NBN:no-nb_digibok_2016090608100

Wynne, Z., Stratford, T. et Reynolds, T. P. (2022). Perceptions of long-term monitoring for civil and structural engineering. Structures, 41, 1616-1623. Disponible en ligne : https://doi.org/10.1016/j.istruc.2022.05.090

Xie, Q., Zhang, B., Zhang, L., Guo, T. et Wu, Y. (2021). Normal contact performance of mortise and tenon joint: Theoretical analysis and numerical simulation. Journal of Wood Science, 67(1), 31. Disponible en ligne : https://doi.org/10.1186/s10086-021-01963-x

Xie, Q., Zhang, L., Li, S., Zhou, W. et Wang, L. (2018). Cyclic behavior of Chinese ancient wooden frame with mortise-tenon joints: Friction constitutive model and finite element modelling. Journal of Wood Science, 64(1), 40-51. Disponible en ligne : https://doi.org/10.1007/s10086-017-1669-5

Xue, J., Wu, C., Zhang, X. et Qi, Z. (2021). Experimental and numerical study of mortise-tenon joints reinforced with innovative friction damper. Engineering Structures, 230, 111701. Disponible en ligne : https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2020.111701

Yu, F., Tong, J., Peng, Y., Chen, L. et Wang, S. (2023). A case study on the application of 3D scanning technology in deformation monitoring of slope stabilization structure. Buildings, 13(7), 1589. Disponible en ligne : https://doi.org/10.3390/buildings13071589