

THÈSE EN COTUTELLE PRÉSENTÉE

POUR OBTENIR LE GRADE DE

DOCTEUR DE
L'UNIVERSITÉ DE BORDEAUX
ET DE L'UNIVERSITÉ LAVAL

ÉCOLE DOCTORALE DES SCIENCES PHYSIQUES ET DE L'INGÉNIEUR

FACULTÉ DES ÉTUDES SUPÉRIEURES ET POSTDOCTORALES DE
L'UNIVERSITÉ LAVAL

SPÉCIALITÉ « MÉCANIQUE » ET « SCIENCES DU BOIS »

Par Mathieu VERDET

ÉTUDE DU COMPORTEMENT À LONG TERME DE
SYSTÈMES D'ASSEMBLAGES PAR GOUJONS COLLÉS EN
CONDITIONS CLIMATIQUES VARIABLES

Sous la direction de Christine DELISEE
et de Alexander SALENIKOVICH

Encadrée par : Alain COINTE, Jean-Luc COUREAU
Philippe GALIMARD, Williams MUNOZ TORO

Soutenue le 13/12/2016

Membres du jury :

M. Robert Leroy,	PR Ecole Nationale des Ponts et Chaussées	Président & Rapporteur
M. Sylvain Ménard,	PR Université du Québec à Chicoutimi	Rapporteur
Mme. Francesca Lanata,	MCF Ecole Supérieure du Bois de Nantes	Examinateur
Mme. Christine Delisée,	PR Bordeaux Sciences Agro, I2M	Directeur de thèse
M. Alexander Salenikovich,	PR Université Laval Québec	Directeur de thèse
M. Alain Cointe,	MCF Université de Bordeaux, I2M	Encadrant
M. Williams Munoz,	PR associé Université Laval, Nordic Structures	Co-directeur

Résumé

Titre : Etude du comportement à long terme de systèmes d'assemblages par goujons collés en conditions climatiques variables

Résumé:

La technique des goujons collés dans les structures bois allie performances mécaniques et esthétique. Elle répond au besoin de conservation du bâti pour le domaine de la rénovation et au besoin d'assemblages de plus en plus rigides et résistants en construction neuve avec l'avènement des structures bois de grandes ampleurs et l'arrivée de nouveaux produits tels que le bois lamellé croisé (CLT). De nombreuses études de caractérisation mécanique ont été menées au cours de ces 35 dernières années. L'enquête menée auprès des professionnels et experts en vue de l'introduction de cette technique dans l'Eurocode 5 a néanmoins révélé des attentes et lacunes particulières vis-à-vis des connaissances sur le comportement des assemblages multi-tiges, le choix des adhésifs, le comportement à long terme du collage et les techniques de contrôle qualité.

Les travaux de cette thèse, menés en collaboration entre l'université de Bordeaux et l'Université Laval (Québec, Canada), ont pour objectif d'apporter des réponses sur le comportement mécanique des adhésifs, et assemblages sous sollicitation thermique et d'initier les développements sur le comportement à long terme et les assemblages multi-tiges. Les principaux résultats sont issus de travaux expérimentaux et numériques valorisés sous la forme d'articles scientifiques.

Les essais mécaniques dynamiques menés sur une colle polyuréthane (PUR) et une résine époxy (EPX) entre 30°C et 120°C mettent en avant des différences importantes de raideur et de dégradations entre les deux adhésifs. Exposés à la chaleur, les assemblages sont eux aussi affectés avec des pertes de raideur et de résistance dès 40°C, en amont de la température de transition vitreuse et de la dégradation des adhésifs. Amené à suivre le régime de température extérieur, l'assemblage doit par sa conception être isolé afin de prévenir les risques aux états limites de service (ELS) et aux états limites ultimes (ELU).

Très peu de données sont disponibles dans la littérature sur le comportement à long terme des assemblages goujons collés. L'étude du fluage ajoute une dimension temporelle aux problématiques de raideur. La base de données expérimentales collectée dans ces travaux repose sur 12 campagnes d'essais de 1 à 2 mois en conditions climatiques régulées en température et humidité relative, ou variables (service classe 1). Chargement et climat influent sur le glissement, mais aussi sur la durée de vie. Si des disparités sont présentes entre EPX et PUR, les études menées à 20°C et 50°C révèlent à nouveau l'importance de prendre en considération la température, notamment aux ELS. L'étude en régime variable illustre de son côté la sensibilité du système aux variations de température et d'humidité.

L'étude de la répartition des efforts en fonction de la raideur des goujons est choisie comme fil conducteur pour investiguer le passage vers des éléments multi-tiges. Un modèle 3D mono-tige aux éléments finis est tout d'abord développé pour prendre en compte l'orthotropie du bois et regarder l'influence du centre de moelle jusqu'à présent négligée. Par la suite ce modèle est étendu aux configurations multi-tiges afin de simuler différentes configurations d'essais. Un prototype d'essai de caractérisation mécanique des assemblages multi-tiges est finalement présenté.

Mots-clés :

Structures bois, goujons collés, époxy, polyuréthane, température, fluage, orthotropie, assemblages multi-tiges, modélisation éléments finis.

Abstract

Title : Study of the long term behavior of glued-in rod connections in variable climate conditions

Abstract:

Glued-in rods have successfully been used for connections or reinforcement of timber structures. With the development of tall and large timber buildings and new products such as Cross Laminated Timber (CLT), there is an increasing need for connections that provide high stiffness and strength. Timber connections using glued-in rods have a general aesthetic appeal, and take advantage of the structural adhesives that provide a high stiffness and load capacity. During the last 30 years, multiple applications have been developed for renovation and new construction. In parallel, numerous investigations have characterized the mechanical performance of these connections, but harmonized design rules are not available. A lack of knowledge on the multiple-rod connections, on the choice of adhesives, on long-term effects and on the control of quality is identified by a recent study and must be investigated before a new submission to Eurocode 5.

This thesis is performed in the framework of collaboration between Université de Bordeaux (France) and Université Laval (Canada). Objectives are focused on the mechanical performance of adhesives and glued-in rod connections under elevated temperature, on the development of creep tests and the investigations of multiple-rod connections. This study combines experimental and finite element modelling results, which are presented in the form of scientific articles.

A Dynamic Mechanical Analysis (DMA) on one polyurethane (PUR) and one epoxy (EPX) adhesives followed by static tensile tests on the connections with small-diameter steel glued-in rods have been conducted at different temperatures. High differences in stiffness are observed between the two adhesives. Glued-in rod connections with the EPX and PUR adhesives demonstrate significant losses of stiffness and resistance beyond 40°C, before the glass transition temperature of the adhesive. Following the outside temperature, connections must be insulated to prevent excessive slip and risk of failure at the Serviceability Limits State (SLS) and at the Ultimate Limit States (ULS).

Few data on the long-term effects are available in the literature. In this work, 12 campaigns of creep tests, adding time effects to previous work, have been performed. Glued-in rod connections were tested during one to two months in a conditioning room where temperature and relative humidity were controlled or in a room with a variable climate representative of service class 1. Disparities were observed between EXP and PUR. Creep tests conducted at 20°C and 50°C revealed an important role of the temperature, particularly for SLS. Creep tests in variable climate illustrated the sensibility of connections to the temperature and humidity variations.

The stiffness and stress distribution in multiple-rod connections were investigated. First, a 3D model was developed to observe the influence of the wood orthotropy on the stiffness and stress distribution in a connection with a single rod. Then, the model was extended to multiple-rod connections to simulate different loads and boundary conditions. Finally, a prototype of a connection with multiple glued-in rods was tested.

Keywords:

Timber structures, glued-in rods, epoxy, polyurethane, temperature, creep, orthotropy, connections with multiple glued-in rods, finite element modelling.

Table des matières

RESUME	III
ABSTRACT	V
TABLE DES MATIERES	VII
Liste des tableaux	IX
Liste de figures	X
Liste des abréviations et sigles	XII
REMERCIEMENTS	XIII
AVANT PROPOS	XV
INTRODUCTION	1
I. ETAT DE L'ART : TECHNIQUE DES GOUJONS COLLES	7
I.1. COMPORTEMENT MECANIQUE GENERAL ET DIMENSIONNEMENT.....	7
I.1.1. <i>Comportement mécanique</i>	7
I.1.2. <i>Principes de dimensionnement</i>	9
I.2. PARAMETRES INFLUANT SUR LE COMPORTEMENT MECANIQUE.....	10
I.2.1. <i>Les matériaux constitutifs des goujons collés</i>	10
I.2.2. <i>Les facteurs géométriques influents</i>	12
I.2.3. <i>Les conditions limites de chargement</i>	16
I.3. APPROCHES THEORIQUES.....	19
I.3.1. <i>L'approche traditionnelle (contrainte/déformation)</i>	20
I.3.2. <i>L'approche par la Mécanique Élastique Linéaire de la Rupture (MELR)</i>	21
I.3.3. <i>L'approche par la Mécanique Non Linéaire de la Rupture (MNLR)</i>	23
I.4. FORMULATIONS DE DIMENSIONNEMENT DISPONIBLES.....	24
I.4.1. <i>Historique</i>	24
I.4.2. <i>Formulations</i>	25
I.5. ATTENTES ET ENJEUX.....	27
II. MECHANICAL PERFORMANCE OF POLYURETHANE AND EPOXY ADHESIVES IN CONNECTIONS WITH GLUED-IN RODS AT ELEVATED TEMPERATURES.	29
RESUME :.....	29
ABSTRACT :.....	31
INTRODUCTION.....	31
II.1. EXPERIMENTAL.....	33
II.1.1. <i>Dynamic Mechanical Analysis (DMA) tests on adhesives</i>	33
II.1.2. <i>Static tests on glued-in rods</i>	35
II.2. RESULTS AND DISCUSSION.....	39
II.2.1. <i>DMA test on adhesives</i>	39
II.2.2. <i>Static test on glued-in rods</i>	41
CONCLUSION.....	46
III. CREEP PERFORMANCE OF JOINTING GLUED-IN RODS EXPOSED TO VARIABLE ENVIRONMENTAL CONDITIONS AND BONDED WITH POLYURETHANE AND EPOXY	48
RESUME :.....	48
ABSTRACT :.....	51
INTRODUCTION.....	51
III.1. TEST SPECIMENS.....	54
III.2. CREEP TESTS IN CONTROLLED CLIMATE CONDITIONS.....	55
III.2.1. <i>Test procedure</i>	55
III.2.2. <i>Results and discussion</i>	57

III.3. CREEP TESTS IN VARIABLE CLIMATE CONDITIONS	61
III.3.1. Test procedure.....	61
III.3.2. Results and discussion.....	62
III.4. CONCLUSION.....	66
IV. MODELISATION NUMERIQUE ET PROTOTYPE D'ESSAI DE CARACTERISATION	
MECANIQUE DES ASSEMBLAGES MULTI-TIGES	69
RESUME :	69
INTRODUCTION.....	72
IV.1. CONFIGURATION MONO-TIGE.....	73
IV.1.1. Modèle numérique	73
IV.1.2. Influence de la courbure des cernes sur la raideur et sur les contraintes.....	76
IV.2. CONFIGURATIONS MULTI-TIGES.....	81
IV.2.1. Modèle numérique	81
IV.2.2. Interactions entre goujons.....	83
IV.2.3. Assemblages rotulés.....	84
IV.2.4. Assemblages soumis à un déplacement imposé	87
IV.3. PROTOTYPE D'ESSAI DE CARACTERISATION D'ASSEMBLAGES GOUJONS-COLLES MULTI-TIGES	88
IV.3.1. Configuration des éprouvettes	88
IV.3.2. Comportement global des assemblages	90
IV.3.3. Comportement à l'échelle des sous-assemblages (goujons).....	94
IV.3.4. Redistribution des efforts à l'échelle micro.....	99
IV.3.5. Version 2.0 du prototype d'essai de caractérisation d'assemblages multi-tiges	101
CONCLUSION	105
CONCLUSION GENERALE	108
PERSPECTIVES.....	112
REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES	114
ANNEXE A : PROTOCOLE DE FABRICATION DES EPROUVETTES MONO-TIGES.....	120
SPECIMENS FABRIQUES	120
PROTOCOLE DE FABRICATION.....	120
ANNEXE B : ESSAIS DE CARACTERISATION MECANIQUE DES EPROUVETTES MONO-TIGES PULL - PULL.....	123
PROTOCOLE EXPERIMENTAL.....	123
MISE EN TEMPERATURE DES EPROUVETTES.....	124
RESULTATS DES CAMPAGNES D'ESSAIS : EPOXY 50MM	125
RESULTATS DES CAMPAGNES D'ESSAIS : POLYURETHANE 50MM.....	128
ANNEXE C : ESSAIS DE FLUAGE.....	130
PROGRAMME DES BATS DE FLUAGE EN ENVIRONNEMENT CONTROLE.....	130
RESULTATS DES ESSAIS DE FLUAGE EN CONDITIONS CLIMATIQUES REGULEES	134
RESULTATS DES ESSAIS DE FLUAGE EN CONDITIONS CLIMATIQUES VARIABLES.....	135
RESULTATS PRE-/POST- ESSAIS (MTS) DE FLUAGE EN CONDITIONS CLIMATIQUES VARIABLES.....	137
ANNEXE D : ESSAIS MULTI-TIGES	138
ANNEXE E : PLAN D'EXPERIENCE NUMERIQUE, ASSEMBLAGES MONO-TIGES.....	147

Liste des tableaux

<i>Table II-1 : Text matrix of glued-in rod connections</i>	37
<i>Table II-2 : Stiffness of EPX and PUR glued-in rod connections tested at different temperatures</i>	43
<i>Table II-3 : Maximum loads of EPX and PUR glued-in rod connections tested at different temperatures</i>	45
<i>Table III-1: Average static breaking load of glued-in rod joints with EPX and PUR at different temperatures (CV = coefficient of variation) [79]</i>	56
<i>Table III-2: Stiffness loss of EPX and PUR specimens (nb = number of surviving specimens)</i>	59
<i>Table III-3: Climatic exposure conditions, stress levels, MC, and time to failure</i>	62
<i>Table III-4 : Stiffness loss in variable climate conditions (nb = number of surviving specimens)</i>	63
<i>Table III-5 : Initial and residual stiffness and static strength of joints</i>	63
<i>Table IV-1 : Propriétés élastiques des composants</i>	75
<i>Table IV-2 : Plan factoriel</i>	76
<i>Table IV-3 : Plan d'expérience pour les 4 goujons supérieurs (E[MPa])</i>	83
<i>Table IV-4 : Ecarts de force à la moyenne</i>	85
<i>Table IV-5 : Distribution des efforts entre goujons (Ecarts à la moyenne)</i>	87
<i>Table IV-6 : Nuances d'acier employées dans les assemblages</i>	89
<i>Table IV-7 : Synthèse des résultats</i>	92
<i>Table IV-8 : Charges à la rupture des goujons</i>	96
<i>Table IV-9 : Raideur des goujons (G) au cours des cycles de charge (C). (A considérer avec précaution, les domaines linéaires étant parfois difficile à déterminer)</i>	96
<i>Table IV-10 : Couples de goujons travaillant conjointement</i>	99

Liste de figures

Figure I-1 : Assemblage goujons collés multi-tiges.....	1
Figure I-2 : Metropol Parasol, Seville, Espagne. (Wikipédia).....	2
Figure I-3 : Goujons collés (photo Bepox, Simonin).....	3
Figure I-4 : Halles de Questembert (XVIe), Morbihan - Grange de Meslay (XIIIe).....	4
Figure I-5 : Assemblages goujons-collés multi-tiges.....	5
Figure I-1 : Illustration des déformations.....	7
Figure I-2 : Répartition des contraintes le long du joint de colle [11].....	7
Figure I-3 : Modes de rupture envisageables : a) Rupture à l'interface bois/adhésif b) Rupture cohésive dans le bois, c) Arrachement par bloc , d) Rupture par fissuration, e) Rupture cohésive du goujon, schémas extraits de [5].....	8
Figure I-4 : Règles de pinces selon les principales normes et guides, extrait de[5].....	9
Figure I-5 : Classification des paramètres conditionnant la performances des assemblages par goujons collés proposée par Serrano et al [5].....	10
Figure I-6 : 1/ Goujons en fibre de verre utilisés en rénovation (photo Bepox,.....	11
Figure I-7 : Paramètres géométriques.....	13
Figure I-8 : Influence de la longueur d'ancrage pour le Tali, exemple extrait de [21].....	13
Figure I-9 : Coupe d'un assemblage goujon collé.....	14
Figure I-10 : Exemple de configurations de goujons collés.....	15
Figure I-11 : 1/ Eprouvette pull-pull, 2/ Eprouvette pull-compression.....	16
Figure I-12 : Evolution de la température dans un goujon collé, extrait de [15].....	17
Figure I-13 : Courbes force-déplacement d'essais de traction sous sollicitation thermique, résine EPR, extrait de [23].....	17
Figure I-14 : Représentation schématique du comportement mécanosorptif du bois, construit à partir de [42].....	18
Figure I-15 : Exemple de fluage pour un adhésif EPX, extrait de [44].....	19
Figure I-16 : Joint à recouvrement simple.....	20
Figure I-17 : Modes de ruptures, extrait de [48].....	22
Figure I-18 : Propositions et méthodes de dimensionnement des 25 dernières années, schéma reconstruit à partir de [6]. Sources des formulations : [31], [36], [45], [52]–[64].....	24
Figure I-19 : Eléments à approfondir dans les règles de dimensionnement selon [6].....	28
Figure II-1 : a) DMA signals, b) typical storage modulus, loss modulus, and loss factor of EPX.....	34
Figure II-2 : Dual cantilever support with a specimen in Q800 DMA testing machine.....	35
Figure II-4 : Setup for fabrication of glued-in rod specimens.....	37
Figure II-5 : a) Setup on MTS press, b) instrumented glued in rod specimen.....	38
Figure II-6 : Evolution of the loss factor with the increasing temperature for PUR and EPX.....	39
Figure II-7 : Evolution of the storage modulus with the increasing temperature for EPX and PUR.....	40
Figure II-8 : Evolution of the loss modulus with the increasing temperature for EPX and PUR.....	41
Figure II-9 : Load/slip curves of glued-in rod connections tested at different temperatures.....	42
Figure II-10 : Stiffness of EPX and PUR glued-in rod connections tested at different temperatures.....	43
Figure II-11 : Maximum loads of EPX and PUR glued-in rod connections tested at different temperatures.....	44
Figure III-1 : Glued-in rod specimen in the pull-pull configuration (dimensions in mm).....	54
Figure III-2 : Test setup in controlled climate conditions.....	56
Figure III-3 : Creep behavior of EPX specimens at 20°C / 65% (a) RH and at 50°C / 72% RH (b).....	57
Figure III-4 : Creep behavior of PUR specimens at 20°C / 65% RH (a) and 50°C / 72% HR (b).....	58
Figure III-5 : Failure mode of PUR joint at 50°C in creep test (a) and in static test (b).....	59
Figure III-6 : Stiffness loss of EPX specimens at 20°C (a) and 50°C (b).....	60
Figure III-7 : Stiffness loss of PUR specimens at 20°C.....	60
Figure III-8 : Test setup in variable climate conditions.....	62
Figure III-9 : Creep behaviour of the specimens in series 1 (a) to 6 to (f).....	64
Figure III-10 : Creep behavior of the specimens in series 7.....	64
Figure III-11 : Creep rupture at the wood-adhesive interface.....	65
Figure III-12 : Stiffness loss of EPX specimens after 10 and 25 days.....	65
Figure III-13 : Damaged specimen (still loaded).....	66
Figure IV-1 : (a)Maillage des goujons mono-tige, (b) Coupe transversale.....	74
Figure IV-2 : Repère R,T,L du bois.....	75

<i>Figure IV-3 : Influence des différents facteurs sur la raideur</i>	77
<i>Figure IV-4 : Influence sur la contrainte SMRR [MPa] à 1 mm de profondeur d'ancrage</i>	78
<i>Figure IV-5 : Influence sur la contrainte SMRZ à 1 mm de profondeur d'ancrage</i>	79
<i>Figure IV-6 : Distribution des contraintes SMRZ et SMRR le long de l'interface bois-adhésif</i>	79
<i>Figure IV-7 : Distribution des contraintes le long de l'interface bois-adhésif</i>	80
<i>Figure IV-8 : Modélisation d'assemblages multi-tiges</i>	81
<i>Figure IV-9 : Évolution de la raideur en fonction de $E_{adhésif}$, (obtenue numériquement en configuration mono-tige)</i>	82
<i>Figure IV-10 : Contraintes de traction dans le bois sur le plan diagonal (simulation 1)</i>	84
<i>Figure IV-11 : PFS Plaque de chargement</i>	86
<i>Figure IV-12 : Relation force-raideur</i>	88
<i>Figure IV-13 : Essais multi-tige</i>	89
<i>Figure IV-14 : Positionnement des capteurs de déplacement (1 couleur par tige)</i>	90
<i>Figure IV-15 : Courbes force-déplacement des essais multi-tiges</i>	91
<i>Figure IV-16 : Raideur - Force maximale des assemblages multi-tiges</i>	92
<i>Figure IV-17 : a) Rupture, b) Extraction des goujons</i>	93
<i>Figure IV-18 : Instrumentation des tiges de l'assemblage</i>	93
<i>Figure IV-19 : Force-déplacement des essais</i>	94
<i>Figure IV-20 : Caractéristiques mécaniques des éprouvettes</i>	97
<i>Figure IV-21 : Courbes force-déplacement par couple</i>	99
<i>Figure IV-22 : Ecarts de force et écarts déplacements en amont et aval des événements (G : goujon)</i>	100
<i>Figure IV-23 : Matrice des efforts et raideurs sécantes en amont des événements (G : goujon)</i>	100
<i>Figure IV-24 : Roue de Deming, problèmes et hypothèses</i>	101
<i>Figure IV-25 : Modifications du prototype</i>	102
<i>Figure IV-26 : Modification de l'instrumentation</i>	104
<i>Figure IV-27 : Version 2.0 prototype - Instrumentation</i>	104

Liste des abréviations et sigles

BLC : Bois lamellé-collé
CLT : Panneau lamellé-croisé (Cross-laminated timber)
CV : Coefficient de variation (coefficient of variation)
DMA : Essais mécaniques dynamiques (Dynamic mechanical analysis)
DOL : Durée de vie (Duration of load)
DSC : Calorimétrie à balayage différentiel (Differential scanning calorimetry)
EC5 : Eurocode 5
ELS (SLS) : Etats limites de service (Serviceability limit states)
ELU (ULS) : Etat de limite ultime (Ultimate limit state)
EPX : Epoxy
HR (RH) : Humidité relative (Relative humidity)
LVL : Lamibois (Laminated veneer lumber)
MC : Humidité (Moisture content)
MELR : Mécanique linéaire de la rupture
MNLR : Mécanique non linéaire de la rupture
PRF : Phénol résorcinol
PUR : Polyuréthane
Tg : Température de transition vitreuse (glass transition temperature)

Remerciements

Par ces quelques lignes, je tiens à remercier toutes les personnes qui ont pu contribuer de près ou de loin à la bonne réalisation de ce projet de thèse. En premier lieu merci à la direction du département Génie Civil et Environnemental de l'Institut de Mécanique et d'Ingénierie à Bordeaux, M. Denys Breysse, et au directeur du CRMR au Québec, M. Alain Cloutier pour leur accueil au sein des deux laboratoires et les moyens mis à disposition pour mener ce travail.

Mes remerciements iront ensuite à mes deux équipes encadrantes. Merci à Mme Christine Delisee en tant que directrice à Bordeaux pour son encadrement et sa disponibilité, à MM. Alain Cointe et Jean-Luc Coureau, pour l'accompagnement dans ces travaux, l'aide, les échanges et connaissances partagés, à M. Philippe Galimard pour ses conseils.

Je tiens également à remercier M. Alexander Salenikovich, mon directeur à l'université Laval pour son accueil et sa disponibilité, mais surtout pour l'attention portée aux étudiants encadrés. Merci à M. Pierre Blanchet, encadrant, directeur du CIRCERB et aussi directeur de programme, pour son accessibilité et son écoute quelques soient les problématiques. Je remercie également monsieur Williams Munoz Toro, codirecteur à l'université Laval, de chez Nordic Structures pour son apport et sa vision R&D, industrielle et la visite de l'usine de Chibougamau.

Je remercie également Mmes Corinne Blain, Guylaine Bélanger, Marthe Larouche et Sophie-Anne Landry qui se sont occupées de l'accueil aux laboratoires et de la gestion des parties administratives rendues souvent complexes par le statut de cotutelle, en plus de Mmes Natalie Noël et Carole Flouret au côté de M. Pierre Blanchet pour leur dynamisme et l'énergie dépensée pour le bon fonctionnement de la chaire CIRCERB.

L'équipe technique à Bordeaux est un incontournable sans laquelle les travaux de chacun seraient difficilement réalisables. Un grand merci à MM. Bernard Solbès et Philippe Taris pour les moments passés ensemble et leur professionnalisme, les montages toujours au point sont fortement appréciés et les discussions techniques faciles. Merci à M. Olivier Lagardère pour sa relève avec M. Philippe Taris dans la

fabrication des éprouvettes, notamment dans cette fin de thèse. Merci aussi à M. Sylvain Matéo pour la mise à disposition de ses compétences en électronique et les dépannages effectués.

Mes remerciements se portent aussi à l'équipe technique de l'université Laval à MM. Benoit St-Pierre, Jean Ouellet et Félix Pedneault pour m'avoir donné un accès aux laboratoires et machines, et aussi à MM. Daniel BOURGAULT et Luc GERMAIN pour leur gestion de l'atelier bois au sein du CRMR et des discussions très enrichissantes.

Un merci tout particulier au technicien de FPinnovation, Tommy Martel, pour sa disponibilité et son accueil.

Collègues de bureau pour certains, exilés français outre atlantique pour bon nombres d'entre eux, je remercie Antoine, Damien, Kévin, Caroline, Nellie, Léa, Marine, Manon, Ulysse, Thibaut, Romaric, Gabriel, Derek et Cassandra pour les moments partagés au travail et en dehors, de ainsi que Géraud qui s'est en plus occupé de superviser mes expérimentations au Canada durant ma fin de thèse en France.

Rencontrés dès la première année ou durant la troisième, je remercie tous les doctorants Bordelais Agnès, Alexandre, Antoine, Pierre, Edouard, Nesrine, Cécile, Guillaume, Elodie Huyen, Phan et les autres permanents que j'ai eu plaisir à côtoyer, Stéphane, Régis, Myriam, Jean Christophe, Thomas, Didier, Jean-Marc qui m'ont chacun à leur façon accompagné dans ce projet.

Une chaleureuse pensée pour Pierre et Xavier qui m'ont soutenu à travers le sport sur ce parcours, pour la communauté du Coureur Nordique dans laquelle j'ai pu m'intégrer et avec qui j'ai pu découvrir Québec et ses paysages. Une pensée pour mes amis de promo ESB et ECN, Adélaïde, Tony et Rémi qui suivent maintenant chacun leur route ainsi que Franck Michaud, responsable des études à l'ESB sans qui je n'aurais pas mené ce projet.

Pour terminer, je tiens à remercier ma famille qui m'a accompagnée et soutenue tout au long de ce projet de doctorat mais aussi depuis mon plus jeune âge et durant toutes mes études.

Avant propos

Ce document est rédigé sous la forme d'une thèse de publications. Il inclut deux articles scientifiques en anglais présentés aux chapitres 2 et 3, auxquels sont adjoints une synthèse bibliographique (chapitre 1) ainsi qu'un 4^{ème} chapitre. Le contenu de chaque article est conforme à la rédaction originale et peut être lu indépendamment. Seule la mise en forme et le référencement des ressources bibliographiques ont été retouchés afin d'être harmonisés avec l'ensemble du document. Les détails portant sur les protocoles, méthodologies et résultats sont disponibles en annexe.

Chapitre 2 :

M. Verdet, A. Salenikovich, A. Cointe, J.-L. Coureau, P. Galimard, W. Munoz Toro, P. Blanchet, et C. Delisee, « Mechanical Performance of Polyurethane and Epoxy Adhesives in Connections with Glued-in Rods at Elevated Temperatures », *Bioresources*, vol. 11, no 4, p. 8200-8214, 2016.

Chapitre 3 :

M. Verdet, J.-L. Coureau, A. Cointe, A. Salenikovich, P. Galimard, C. Delisée, W. Munoz Toro. « Creep performance of glued-in rod joints in controlled and variable climate conditions ». Accepté pour publication dans *International Journal on Adhesion and Adhesives* le 30 Jan 2017.

L'auteur de cette thèse, Mathieu VERDET, est le premier auteur de ces deux articles. Il est responsable de la revue bibliographique, de la méthodologie et du développement des expérimentations ainsi que de l'obtention et de l'exploitation des résultats, épaulé dans les expérimentations à Bordeaux par Alain COINTE et Jean Luc COUREAU. Les membres de l'équipe encadrante Christine DELISEE, Alexander SALENIKOVICH, Williams MUNOZ TORO, Alain COINTE, Jean Luc COUREAU et Philippe GALIMARD ont supervisé les travaux de recherche et ont été impliqués dans la révision des articles.

Introduction

Les enjeux écologiques ont propulsé ces dernières années la construction en bois sur le devant de la scène. Largement répandue au Canada et en forte croissance en Europe dans le domaine de la construction résidentielle, elle se tourne aujourd'hui vers les structures de plus grande hauteur avec un besoin croissant de procédés maîtrisés, de méthodologies de dimensionnement et de contrôles qualité. Le présent document traite de la technique des goujons collés et de ses performances mécaniques sous forme d'assemblage.

La technique des goujons collés repose sur la technologie du collage structural. Utilisée à des fins de renforcement ou de liaison, elle consiste à transférer les contraintes au sein des éléments et assurer la transmission des efforts entre les différentes pièces d'une structure. Après perçage des éléments bois, des tiges en acier ou en composites renforcés sont collées à l'aide de résines structurales de type époxy, polyuréthane ou résorcinol (figure I-1). La qualité mécanique de l'assemblage dépend des matériaux utilisés, de leur compatibilité, mais aussi de leur mise en œuvre.

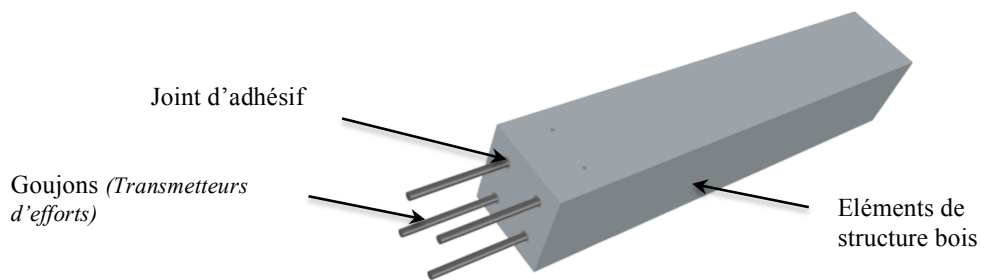


Figure I-1 : Assemblage goujons collés multi-tiges

Apparus en 1978 [1] puis mise en œuvre en 1979 [2] dans le cadre du projet de rénovation du monastère de la Grande Chartreuse, les assemblages par goujons collés sont issus du domaine de la rénovation. Ils peuvent être utilisés pour réaliser des liaisons de continuité (poutre-poutre), reprendre des moments (poteau-poutre) ou encore assurer des ancrages. Particulièrement appréciés pour rénover les monuments historiques, ils gagnent aujourd'hui le marché de la construction neuve et séduisent par leurs qualités mécaniques et esthétiques :

- Grande rigidité et résistance
- Taux de travail élevé des sections de bois sollicitées

- Mise en œuvre possible parallèlement au fil du bois (aboutage)
- Dissimulation des transmetteurs d'efforts au sein des éléments bois
- Préfabrication en atelier

Proche du domaine d'emploi original, les structures (charpentes, treillis, tabliers...) en lamellé-collé (BLC) ou lamibois (LVL) correspondent au premier domaine d'application de ce type de connexion en construction neuve. Des réalisations telles que la Metropol Parasol à Séville en Espagne témoignent aujourd'hui du potentiel de ce type d'assemblage (figure I-2). Plus récents, mais au cœur des enjeux internationaux, les panneaux lamellés-croisés (CLT) constituent un nouveau marché attractif pour les années à venir. Utilisés dans les constructions multi-étages, ils requièrent des assemblages rigides et résistants sur des surfaces de jonction limitées pour assurer des aboutages, encrages, des liaisons mur-plancher (chaînage), et exploiter au mieux la qualité structurelle des panneaux (rigides).



Figure I-2 : Metropol Parasol, Seville, Espagne. (Wikipédia)

L'absence de réglementation harmonisée pour la technique des goujons collés est néanmoins aujourd'hui un frein majeur à l'utilisation de ces assemblages. Reportée lors de la dernière révision [3], l'entrée de la technique des goujons collés dans l'Eurocode 5 (EC5) est maintenant au cœur des discussions, et un enjeu majeur pour cette technologie. Les recherches menées au cours de ces 35 dernières années ont donné lieu à de nombreuses formulations empiriques ou théoriques, issues de différentes approches visant à dimensionner ou prédire la rupture des assemblages. Ces études n'ont néanmoins pas permis de produire une formulation consensuelle. De nombreux facteurs matériaux, géométriques et environnementaux [4], [5], influant sur le comportement mécanique, ont déjà été identifiés, mais des interrogations et zones d'ombres persistent [6], [7]:

- Comportement et dimensionnement des assemblages multi-tiges
- Propriétés, choix et domaine d'emploi des adhésifs
- Comportement des assemblages dans le temps (fluage + durée de vie)

- Contrôle de la qualité et de la mise en œuvre

Les travaux de cette thèse portent sur les 3 premiers points cités précédemment.

Les études caractérisant la résistance à l'arrachement des goujons collés sont réalisées avec des éprouvettes mono-tiges. Ce cas de figure ne reflète cependant pas la réalité. Quatre goujons ou plus sont généralement mis en œuvre (figure I-3), ce qui induit des effets de groupe et des ruptures potentielles par bloc. L'étude de la répartition des efforts au sein des assemblages pourrait permettre de comprendre les interactions entre goujons, mais reste aujourd'hui à investiguer. Expérimentalement, peu d'essais ont été menés sur des connexions multi-tiges. La majorité des tests réalisés portent sur des essais de flexion ce qui complexifie l'étude de la répartition des efforts. Numériquement, des modèles 2D axisymétriques [8]–[10] ou 3D [11], [12] ont été établis pour des assemblages mono-tiges. Ils ont permis de mettre en avant l'hétérogénéité des contraintes le long du joint de colle et l'influence des conditions limites. Ils négligent toutefois l'orthotropie du matériau bois. Le transfert vers les configurations multi-tiges n'est pas encore effectué.



Figure I-3 : Goujons collés (photo Bepox, Simonin)

Au sein de la littérature apparaissent des contradictions et ambiguïtés vis-à-vis des effets de la température sur les propriétés mécaniques des adhésifs et des assemblages par goujons collés. Pour être employables à des fins structurales, les adhésifs doivent assurer un fonctionnement jusque 50°C [13]. Or, les études menées à l'échelle des assemblages révèlent des pertes de résistance à des températures inférieures, dès 40°C. Un des avantages mis en avant pour les goujons collés est la résistance au feu procurée par le bois encapsulant. Pourtant, des travaux [14], [15] identifient que la température du joint de colle suit celle du régime extérieur avec un faible déphasage et un faible amortissement [14]. Les assemblages sont donc

potentiellement impactés par la température sur leur plage d'utilisation. À ce jour les formulations de dimensionnement ne tiennent toutefois pas explicitement compte de ces phénomènes [4].

Une fois mis en œuvre, l'assemblage est soumis à diverses sollicitations : modification des charges à reprendre, conditions climatiques variables, évolution des propriétés matériaux, etc. Malgré les intérêts et attentes de la communauté scientifique et des professionnels, peu de données sur le comportement mécanique à long terme des assemblages goujons collés sont disponibles dans la littérature. L'absence de protocoles normatifs, les moyens matériels, l'instrumentation et le temps requis expliquent en partie cette situation.



Figure I-4 : Halles de Questembert (XVIe), Morbihan - Grange de Meslay (XIIIe)

L'objectif de la présente étude est d'apporter des éléments de réponse sur le comportement mécanique sous sollicitation thermique des assemblages par goujons collés, et d'initier les développements sur le comportement à long terme et les assemblages multi-tiges, en vue de la prochaine refonte de l'Eurocode 5. Les principaux résultats de cette thèse sont issus de travaux expérimentaux et numériques valorisés sous la forme d'articles scientifiques. Une part importante des travaux est consacrée aux développements des matériels et méthodes. Les détails sont disponibles en annexe.

Suite à cette introduction, le chapitre 1 propose une synthèse bibliographique générale des recherches menées sur la technique des goujons collés au cours de ces 35 dernières années. Le comportement mécanique des assemblages goujons collés et leur dimensionnement sont tout d'abord résumés. Les différents paramètres influant sur le comportement mécanique sont ensuite détaillés. Les approches théoriques et formulations de dimensionnement sont décrites. Puis les enjeux et attentes sont

finalement listés. Par la suite, chaque chapitre inclut des éléments bibliographiques plus spécifiques.

Le chapitre 2 présente les résultats issus des travaux portant sur caractérisation du comportement mécanique d'un adhésif époxy, d'une colle polyuréthane et de spécimens goujons collés mono-tiges utilisant ces composés sous température élevée. Les deux adhésifs sont tout d'abord testés à l'aide d'analyses mécaniques dynamiques (DMA) puis comparés. Les tests quasi statiques menés sur les connexions quantifient la proportion dans laquelle la raideur et la résistance des assemblages sont diminuées pour différentes températures. Ces résultats complètent les connaissances actuelles sur la sensibilité des adhésifs exposés à la chaleur et sur leur rôle dans l'assemblage. L'étude de la raideur apporte un nouvel angle de vue. Elle permet avec l'étude de la résistance d'évaluer plus finement les risques qu'encourent au quotidien les assemblages vis-à-vis des états limites de services (ELS) et des états limites ultimes (ELU).

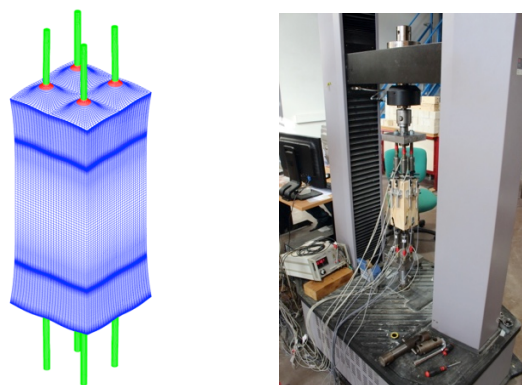


Figure I-5 : Assemblages goujons collés multi-tiges

Le chapitre 3 ajoute une dimension temporelle et se concentre sur l'évolution des propriétés mécaniques de l'assemblage dans le temps (1 mois). Les résultats de 12 campagnes d'assemblages goujons collés mono-tiges testés en fluage et exposés à des conditions climatiques régulées ou variables sont présentés. L'étude en régime climatique régulé vise à évaluer dans quelles proportions les assemblages glissent pour un chargement constant, et comment ces propriétés sont affectées par la chaleur. Les taux de charge et seuils de température reposent en partie sur les résultats présentés au chapitre 2. Les deux mêmes adhésifs sont utilisés pour les connections testées en régime de température et humidité régulé. Un profil de référence en fluage est construit à 20°C/65% HR puis comparé à celui obtenu à 50°C/72% HR. Confrontée au profil de

référence à 20°C et 65% HR, l'étude en régime climatique variable illustre la sensibilité du système aux changements climatiques. Pour cette partie, seul l'adhésif époxy est utilisé.

Le chapitre 4 synthétise les résultats des travaux numériques et présente le prototype d'essai de caractérisation mécanique d'assemblages goujons-collés multi-tiges développé. (figure I-5). La première partie du chapitre est dédiée à l'exploitation du modèle mono-tige 3D développé pour tenir compte de l'orthotropie du matériau bois. L'influence de la position du centre de moelle de la pièce de bois sur la raideur de l'assemblage et sur le profil des contraintes le long du joint de colle est étudiée puis confrontée à la variabilité induite par les autres paramètres matériaux. Par la suite, ce modèle est étendu aux configurations multi-tiges afin de tester numériquement l'influence de la variation de raideur des goujons sur différentes configurations d'essais. Cette variation est dans la pratique issue de la variabilité interne du système (matériaux, mise en œuvre, etc.) et de phénomènes externes tels que le fluage ou la température présentés aux chapitres précédents. Enfin, les résultats des premiers tests expérimentaux multi-tiges témoignent de la complexité des phénomènes entrant en jeu.

Cette thèse est réalisée en collaboration entre l'université de Bordeaux en France et l'université Laval au Canada (Québec) sous la forme d'une cotutelle soutenue par l'institut d'excellence de l'université de Bordeaux (IDEX) et la chaire industrielle de recherche sur la construction éco-responsable en bois (CIRCERB) au Québec en collaboration avec le partenaire industriel Chantiers Chibougamau. Les structures d'accueil sont respectivement l'Institut de Mécanique et d'Ingénierie (I2M) de Bordeaux et le Centre de Recherche sur les Matériaux Renouvelables à Québec dans lesquelles sont menés les différents travaux.

I. État de l'art : Technique des goujons collés

Ce premier chapitre propose une synthèse bibliographique de la technique des goujons collés. Des ressources complémentaires sont disponibles dans [4], [5], [16].

I.1. Comportement mécanique général et dimensionnement

I.1.1. Comportement mécanique

Le comportement mécanique des assemblages par goujons collés s'articule autour de ses trois constituants et de leurs interfaces. La transmission des efforts entre le bois et les tiges est assurée par le joint d'adhésif (figure I-1). Lors d'une sollicitation parallèle à l'axe de la tige, le joint est cisailé dans sa longueur et sollicité latéralement en traction. Les études numériques [8], [9], [11] portées sur la répartition des contraintes au sein de l'assemblage révèlent une distribution hétérogène le long du joint avec des concentrations de contraintes en tête et fond d'ancrage (figure I-2).

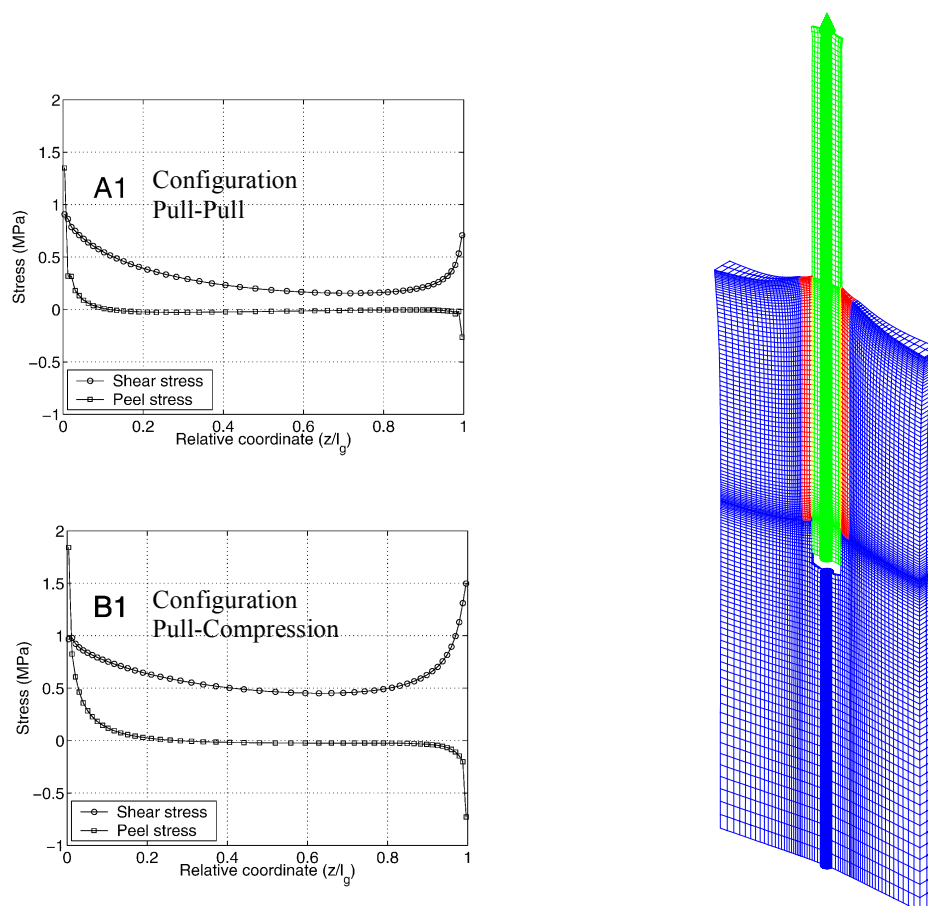


Figure I-1 : Illustration des déformations

Figure I-2 : Répartition des contraintes le long du joint de colle [11]

Différents modes de rupture (figure I-3) coexistent pour les assemblages goujons collés. Ils sont influencés par les matériaux, la géométrie et l'environnement de mise en œuvre. Deux types de ruines sont généralement distingués [17]: les ruptures cohésives se produisant dans les matériaux constituant et les ruptures adhésives localisées aux interfaces.

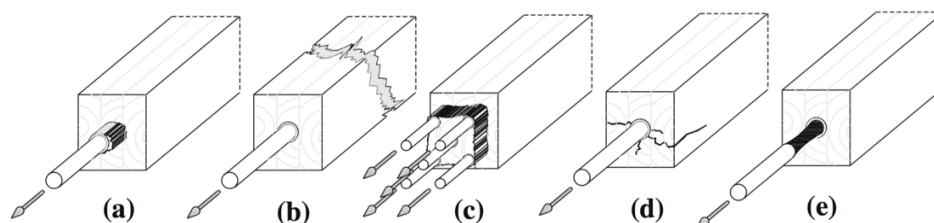


Figure I-3 : Modes de rupture envisageables : a) Rupture à l'interface bois/adhésif b) Rupture cohésive dans le bois, c) Arrachement par bloc , d) Rupture par fissuration, e) Rupture cohésive du goujon, schémas extraits de [5].

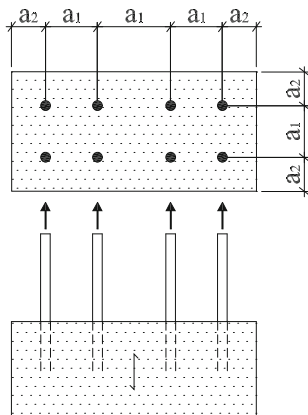
Les ruptures cohésives dans l'assemblage traduisent la défaillance d'un des trois constituants : le bois, l'adhésif ou le goujon. Si le goujon est en acier, la rupture peut y être souhaitée pour conférer un comportement ductile à l'assemblage. La rupture des goujons composites renforcés entraîne quant à elle un comportement fragile non souhaitable vis-à-vis de la sécurité structurale. Pour des températures proches de 20°C, les joints d'adhésifs structuraux sont rarement mis en défaillance. Les propriétés mécaniques des adhésifs changeant à plus haute température, un nombre accru de ruptures est envisageable si les assemblages sont exposés à la chaleur. La rupture dans le bois peut enfin être obtenue de trois façons : par rupture en traction de l'élément de structure, par fissuration ou éclatement du bois pour des goujons trop proches des arêtes de l'assemblage, ou par bloc dans le cadre d'éléments multi-tiges possédant de trop faibles espacements entre goujons.

Les ruptures adhésives interviennent par cisaillement des interfaces adhésif/goujon ou adhésif/bois. Afin de maximiser le taux de travail, les goujons en acier et en composites renforcés sont choisis plus résistants que le bois. Les ruptures sont ainsi attendues à l'interface bois/adhésif. Une perte d'adhésion avec le goujon est le reflet d'un problème de préparation des assemblages ou d'une incompatibilité entre les matériaux. La présence de fibres de bois autour du cylindre de colle après rupture traduit la bonne adhérence entre les deux entités.

I.1.2. Principes de dimensionnement

Le dimensionnement dépend du domaine d'emploi et du mode de rupture souhaité. La ductilité des assemblages est fortement recherchée lors du dimensionnement de structures. Elle permet de prévenir les risques sismiques et les risques de rupture liés aux surcharges occasionnelles par l'ajout de zones dissipatives d'énergie. Pour les assemblages goujons collés, la ductilité des connexions peut être obtenue en forçant la rupture dans des goujons acier. Le diamètre, la qualité d'acier et la longueur d'ancrage sont les trois principaux paramètres sur lesquels il est possible de jouer pour y parvenir. En recherche, l'utilisation d'aciers de haute résistance [18] est courante pour forcer une rupture adhésive et investiguer les propriétés des autres matériaux à géométrie équivalente.

Lors de la préfabrication en atelier comme de la mise en œuvre sur chantier, les assemblages goujons collés sont rarement constitués d'un seul goujon. Plusieurs précautions sont donc à prendre en considération lors de la conception. Des règles de distances aux bords et entre goujons, aussi appelées règles de pinces (figure I-4), sont préconisées pour maximiser la capacité des assemblages [17]. Le comportement ductile des goujons peut ensuite être utilisé pour obtenir une distribution uniforme des contraintes entre les différents transmetteurs d'efforts [19] et prévenir les ruptures en chaîne par rupture successive des goujons.



Goujons // au fil du bois	prEN 1995 :2001	DIN 1052 :2004	STEP1	Guide professionnel Français
a1	4 d	5d	2 d	3 d
a2	2.5 d	2.5 d	1.5 d	2.5 d

d : diamètre du goujon

Figure I-4 : Règles de pinces selon les principales normes et guides, extrait de[5]

I.2. Paramètres influant sur le comportement mécanique

Dû à leur nature complexe, un grand nombre de facteurs influant sur les performances mécaniques et le mode de rupture des assemblages goujons collés a été répertorié au cours des différentes études (figure I-5). Trois grandes catégories de paramètres sont dissociables : les matériaux, la géométrie et le type de configurations/sollicitations.

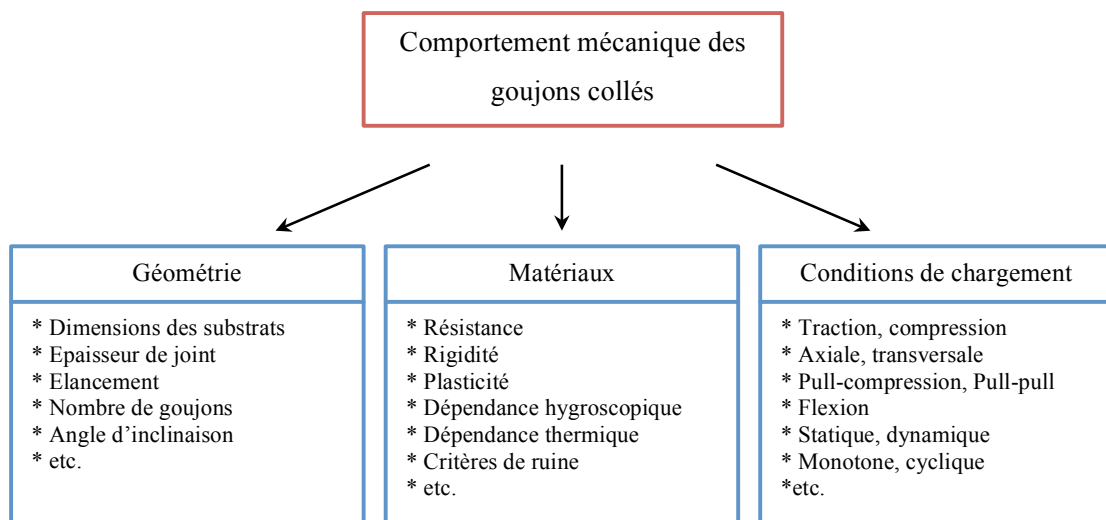


Figure I-5 : Classification des paramètres conditionnant la performance des assemblages par goujons collés proposée par Serrano et al [5].

I.2.1. Les matériaux constitutifs des goujons collés

I.2.1.1. Éléments de structure bois

Les bois de structure assemblés dépendent en partie du domaine d'application. Pour les constructions neuves, ces assemblages sont principalement employés avec des bois massifs résineux, des bois lamellés-collés (BLC) ou des produits reconstitués type lamibois (LVL). Ces produits sont aussi employés en recherche dans la majorité des études portées sur les tiges collées [5]. L'utilisation de bois feuillus de haute densité dans les études scientifiques est en revanche plus marginale [20]–[23]. Les goujons collés apparaissent pourtant souvent dans des projets de rénovations historiques impliquant des bois durs comme par exemple le chêne (*Quercus L.*) ou le châtaignier (*Castanea Mill*). Dans les formulations de dimensionnement, ces produits sont

caractérisés par leur densité, leur module élastique et leur résistance en traction/compression/cisaillement.

1.2.1.2. Les transmetteurs d'efforts (goujons)

Les transmetteurs d'efforts utilisés au sein des assemblages goujons collés sont le plus souvent des éléments en acier pour leur résistance et leur comportement ductile. La qualité des aciers [18] est choisie en fonction des efforts à reprendre. Afin, d'ajouter un ancrage mécanique et diminuer les problématiques d'adhésion, les goujons sont fréquemment obtenus à partir de tiges filetées (figure I-6). Le plan de collage est ainsi tridimensionnel (relief pour ancrage mécanique) et la surface de contact entre les deux matériaux augmentée. Les alternatives en acier rencontrées sont le plus souvent des tors à béton lisses ou à faible relief.

La seconde solution de plus en plus présente dans la littérature est l'utilisation de tiges en polymère renforcées par des fibres de verre ou de carbone [4] (figure I-6). Les principaux avantages qui en résultent sont un meilleur ratio poids/résistance que l'acier et une bonne résistance aux phénomènes de corrosion. Cependant, le coût élevé et le mode de rupture fragile sont des freins à l'utilisation.

Utilisés principalement au Japon, les goujons peuvent enfin être réalisés à partir de bois durs. Plus économique que les goujons en acier, cette alternative a pour avantage de minimiser la différence du module d'élasticité et du comportement entre les différents matériaux de l'assemblage. La résistance des goujons est néanmoins plus faible et le mode de rupture quasi fragile.



*Figure I-6 : 1/ Goujons en fibre de verre utilisés en rénovation (photo Bepox),
2/ Goujons acier utilisés avec BLC (photo Simonin)*

I.2.1.3. Les adhésifs

Pour les assemblages goujons collés, l'adhésif assure toute la transmission des efforts entre les bois de structure et les transmetteurs d'efforts. Pour obtenir un assemblage avec de hautes performances mécaniques, l'adhésion doit être efficace avec le bois comme les tiges. Le joint doit par ailleurs accepter les différences de rigidité des différents matériaux. Pour être utilisés à des fins structurales, les adhésifs doivent être conformes à la norme EN 301 [24].

Trois grands types d'adhésifs sont utilisés pour réaliser des assemblages goujons collés : les colles phénol-résorcinol (PRF) (de moins en moins fréquemment), les résines époxy (EPX) et les colles polyuréthanes (PUR). Le type de l'adhésif est défini par rapport à la composition chimique de la matrice de base. Trouvés sous forme de produits mono-composants ou bi-composants (résine + durcisseur), ils développent des joints assurant une forte résistance après réticulation (réaction irréversible). La rupture est ainsi généralement localisée dans le bois, à l'interface bois/adhésif, ou dans l'acier [25]. Quel que soit le type d'adhésif, une sensibilité à la température est toutefois identifiée [16], [26]. La température de transition vitreuse T_g renseigne l'utilisateur sur la zone où les matériaux passent d'un état « rigide » à un état « caoutchouteux » [27].

Comparativement aux adhésifs PRF et PUR, les EPX créent des joints souvent plus résistants. Ces joints sont peu sensibles à l'humidité à court et à long terme [28], ont une bonne affinité avec de nombreux matériaux et n'émettent aucun produit lors de la réticulation, ce qui limite l'apparition de bulles. Les caractéristiques communes aux formulations, fonction du type d'adhésif, se limitent à ces observations. Au-delà, les termes génériques EPX, PUR et PRF ne sont plus suffisants pour qualifier l'ensemble des formulations [29]. Les agents chimiques et charges minérales, organiques ou fibreuses ajoutés lors de la formulation des adhésifs influent sur de nombreuses propriétés telles que la viscosité ou l'adhérence. Ainsi, le comportement mécanique des assemblages peut fortement différer entre deux adhésifs, quel que soit leur type.

I.2.2. Les facteurs géométriques influents

Différents paramètres géométriques influant sur les performances mécaniques des assemblages goujons collés interviennent à l'échelle du goujon (longueur d'ancrage, diamètre, épaisseur de joint, angle d'insertion par rapport au fil du bois) (figure I-7) et à l'échelle de l'assemblage (nombre de goujons, espacements).

- l_a = Longueur d'ancrage
- e = Epaisseur
- d_{nom} = Diamètre du goujon
- α = Angle d'insertion

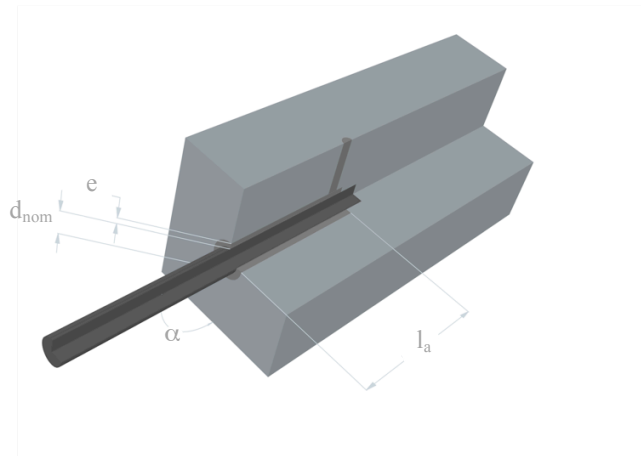


Figure I-7 : Paramètres géométriques

I.2.2.1. La longueur d'ancrage

La longueur d'ancrage influe fortement sur la résistance des assemblages. Elle peut être considérée seule ou couplée au diamètre à travers l'élongation (rapport l_a/d). Une augmentation non linéaire de la charge de rupture avec l'accroissement de la longueur d'ancrage est mise en avant par les études expérimentales [21], [25], [30], [31] (tend vers une limite, figure I-8). L'approche théorique présentée au sein du projet européen GIROD [32] ainsi que les études numériques [8], [9], [11] identifient une distribution hétérogène des contraintes le long du joint (voir §4.1.1).

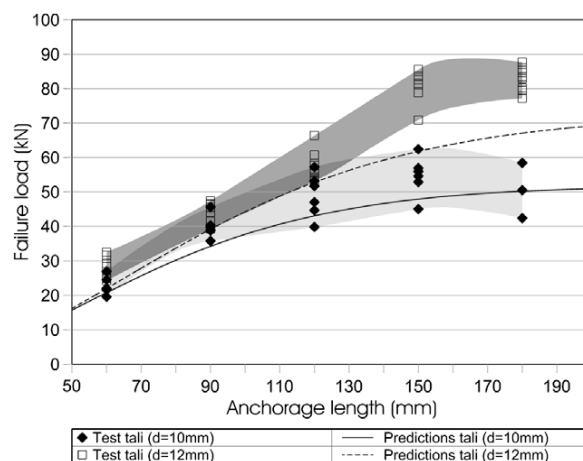


Figure I-8 : Influence de la longueur d'ancrage pour le Tali, exemple extrait de [21]

I.2.2.2. Le diamètre des goujons

Pour une rupture localisée dans le bois ou aux interfaces, l'influence du diamètre sur les performances mécaniques des goujons collés est plus complexe à définir, de nombreux autres paramètres entrant en jeu (longueur d'ancrage, épaisseur de joint, etc.).

L'augmentation du diamètre induit néanmoins une réduction des contraintes de cisaillement dans le joint ainsi qu'aux interfaces. Un accroissement de la force à la rupture est donc observable avec un impact plus ou moins fort suivant les études : significatif [21], non significatif [33]. À l'image de la longueur d'ancrage, la relation n'est pas linéaire (par exemple, figure I-8).

Pour une rupture initiée par les goujons, la résistance est proportionnelle à la section sollicitée en traction (figure I-9). L'Eurocode 3 [34] et la norme ISO 898-1 [18] définissent respectivement la méthode de dimensionnement et les qualités d'acier pour des goujons métalliques.

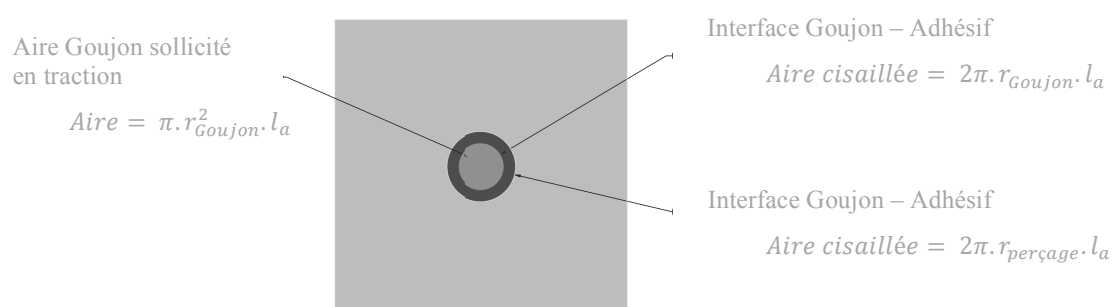


Figure I-9 : Coupe d'un assemblage goujon collé

I.2.2.3. L'épaisseur du joint d'adhésif

Les épaisseurs de joint communément trouvées dans la littérature varient de 0,5 à 3 mm, quel que soit le diamètre des goujons ($d > 6\text{mm}$). Le lien avec les performances mécaniques n'est néanmoins pas direct. Les études [25] menées sur le sujet révèlent une forte dépendance à la formulation de l'adhésif. Au-delà d'une certaine épaisseur, du retrait induisant des contraintes internes peut apparaître. Un joint trop mince peut aussi occasionner des baisses de résistance. Les recommandations du fabricant sont dès lors la meilleure préconisation pour choisir l'épaisseur du joint.

Du point de vue théorique, une épaisseur de joint supérieure induit une plus grande interface bois/adhésif (aire) ce qui réduit la contrainte de cisaillement moyenne. La résistance de l'assemblage est donc augmentée dans le cas d'une rupture adhésive (§4.1.1). Un joint plus mince assure d'un autre côté une répartition des contraintes plus homogène.

Du point de vue économique, un joint de faible épaisseur induit enfin un volume plus faible d'adhésif. Le coût est donc réduit, mais la mise en œuvre plus exigeante afin de garantir le centrage des tiges et une répartition uniforme de la colle.

1.2.2.4. L'angle d'insertion des goujons

En fonction des applications les goujons collés sont susceptibles de comporter des angles allant de 0° à 90° vis-à-vis du fil du bois (figure I-10). La majorité des études se portent néanmoins sur des configurations parallèles (0°) [31], [35], [36] ou perpendiculaires (90°) au fil [37], [38]. Une meilleure résistance est observée parallèlement au fil de bois [25].

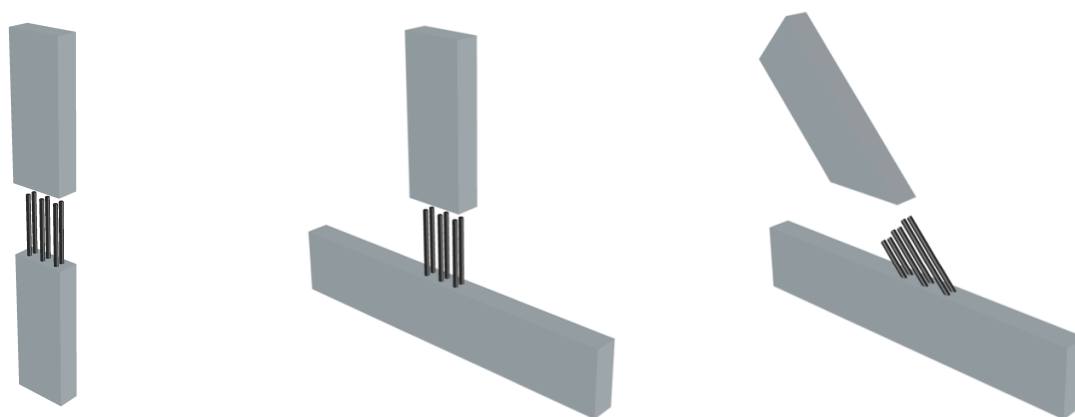


Figure I-10 : Exemple de configurations de goujons collés

1.2.2.5. Le nombre et la disposition des goujons

La position du goujon dans le bois a une influence sur le mode de rupture de l'assemblage. Un goujon trop en bordure ($< 2,3 \text{ } \varnothing$ diamètre [31]) entraîne une baisse significative de la résistance à l'arrachement et une rupture par fissuration du bois (§4.1.1). Une distance aux bords minimale de 2,5 fois le diamètre est recommandée par les différents guides (§4.1.2). Un espace minimal entre les différents goujons est de la même façon recommandé pour les assemblages multi-tiges, un large éventail de $2\varnothing$ à $5\varnothing$ est préconisé. En cas d'espacements trop restreints, les assemblages sont susceptibles de rompre par bloc. Dans le guide professionnel d'IRABOIS [39] (règles de dimensionnement), des effets de groupe sont par ailleurs introduits avec une résistance dégradée en fonction du nombre de goujons.

I.2.3. Les conditions limites de chargement

Deux configurations d'éprouvettes coexistent au sein de la littérature pour caractériser la résistance élémentaire des goujons collés en arrachement : pull-pull et pull-compression. Les assemblages sont au cours de leur vie soumis à des chargements mécaniques, mais aussi thermiques et hydriques agissant sur le comportement des assemblages à court et long terme.

I.2.3.1. Les configurations d'éprouvettes (pull-pull, pull-compression)

À ce jour, il n'existe pas de protocoles d'essais normalisés pour les assemblages goujons collés. Deux dispositifs (figure I-11) se sont néanmoins démocratisés pour évaluer la résistance à l'arrachement des goujons. Les spécimens testés en configuration pull-pull sont sollicités en traction pure sans contraintes appliquées aux éléments bois. En configuration pull-compression, la face supérieure des éléments en bois est en quasi-totalité contrainte et bloquée.

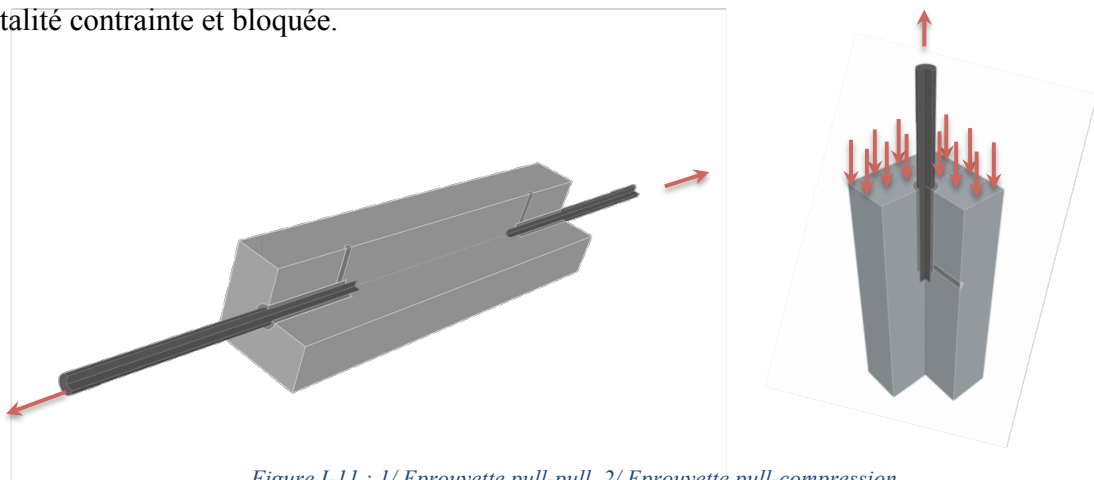


Figure I-11 : 1/ Eprouvette pull-pull, 2/ Eprouvette pull-compression

L'éprouvette pull-pull est la configuration la plus représentée au sein des études et reflète mieux la réalité que la configuration pull-compression. Elle permet par ailleurs de récupérer des informations sur deux goujons pour une même éprouvette (résistance résiduelle du côté survivant [40], raideur supplémentaire). La configuration pull-compression est de son côté plus pénalisante [17].

I.2.3.2. La température

Le comportement des goujons collés exposés à la chaleur est source de nombreuses interrogations et méfiances auprès des professionnels, freinant l'utilisation de ces assemblages. Dans la littérature, les assemblages goujons collés sont souvent introduits comme étant efficaces en terme de stabilité incendie. Grâce à la faible

cinétique de carbonisation du bois, les flammes peuvent difficilement atteindre les tiges et les joints. Néanmoins, l'assemblage n'est pour autant pas protégé des hausses de température. Des essais et simulations numériques [14], [15] démontrent que la température du joint de colle suit celle du régime extérieur de température avec un faible déphasage et amortissement limité (figure I-12).

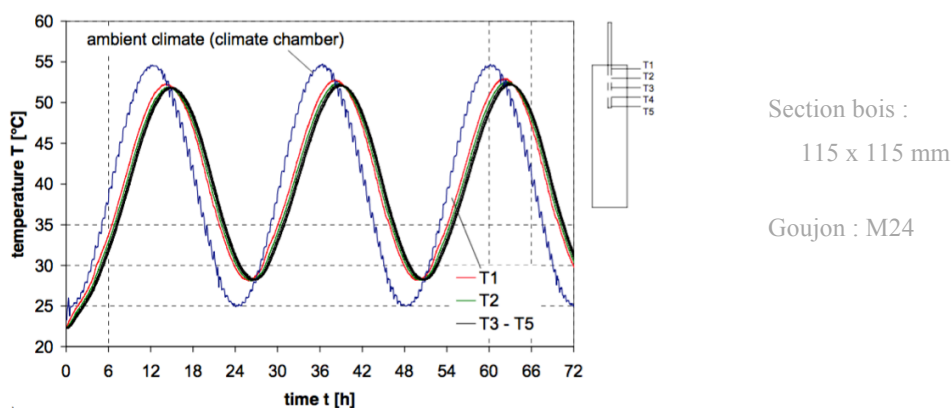


Figure I-12 : Evolution de la température dans un goujon collé, extrait de [15]

Les adhésifs ont une sensibilité avérée à la température. Elle est caractérisée par T_g , température de transition vitreuse. Définie pour des matériaux amorphes, cette température identifie la zone dans laquelle le matériau passe d'un état solide/rigide à un état visqueux/caoutchouteux (phénomène réversible). Exposés à la chaleur et composés d'un matériau sensible à la température, les assemblages aussi sont affectés [16], [41] : des pertes de raideur et de résistance significatives sont observées [26], [28] dès 40°C (figure I-13) pour une température critique associée à T_g .

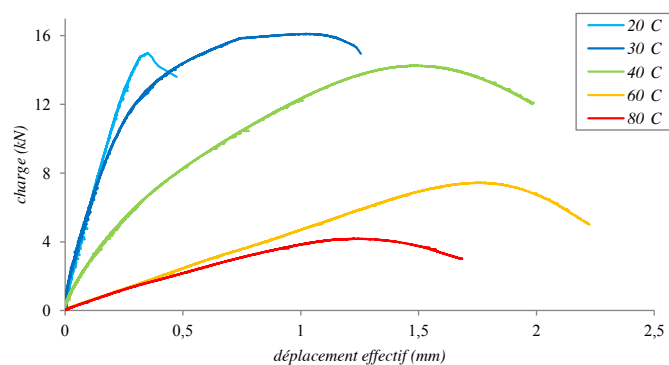


Figure I-13 : Courbes force-déplacement d'essais de traction sous sollicitation thermique, résine EPR, extrait de [23]

I.2.3.3. L'humidité

Le bois est un matériau orthotrope poreux et chimiquement actif en présence d'eau. Il présente un comportement mécanosorptif prononcé [42] (figure I-14). Les retraits et gonflements des pièces génèrent des contraintes internes dans les éléments et peuvent être à l'origine de phénomènes de fissuration. Afin de limiter les risques de perte d'adhésion, l'utilisation des goujons collés se limite donc généralement aux classes de services 1 et 2.

Les assemblages à base de colle EPX sont peu sensibles à l'humidité [28], [43], aucune perte de propriétés mécaniques n'est constatée en dessous de 22% d'humidité dans le bois. Pour des taux d'humidité d'équilibre supérieurs, la résistance diminue toutefois. Lors de longues expositions à des variations de climat, une étude [5] annonce même des pertes de résistance pouvant s'élever à 50% de la résistance à court terme.

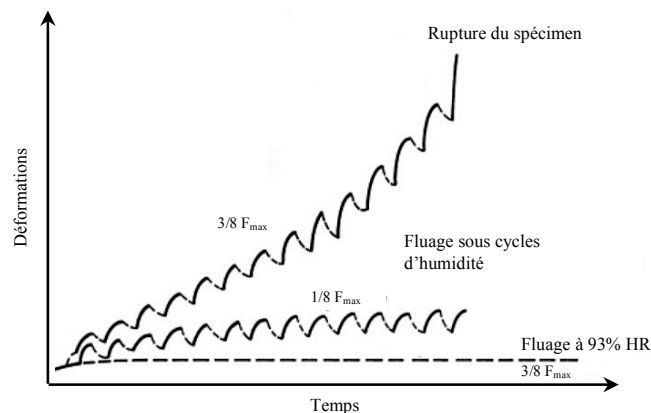


Figure I-14 : Représentation schématique du comportement mécanosorptif du bois, construit à partir de [42]

I.2.3.4. Les chargements temporels

Il existe quatre grands types d'essais mécaniques en fonction du temps : la durée de vie, le fluage, la relaxation et la fatigue. Les essais en durée de vie sont focalisés sur le temps nécessaire pour arriver à la rupture de l'assemblage sous chargement constant, par palier ou rampe [44]. Ils sont utilisés dans les Eurocodes pour définir le facteur modificatif k_{mod} . Le fluage et la relaxation étudient, de leur côté, l'évolution des déformations sous chargement et sont utilisés pour définir le coefficient de déformation k_{def} .

Très peu de données sont disponibles dans la littérature concernant le comportement à long terme des assemblages goujons collés. La durée de vie

d'assemblages EPX, PUR et PRF est néanmoins étudiée dans [28] et dans le projet GIROD [45]. Elle révèle que les connexions à base de résine EPX se comportent comme des éprouvettes purement en bois. Ceux à base de PRF ne démontrent pas de grandes sensibilités à la chaleur. Les spécimens PUR subissent en revanche les effets de la température et de l'humidité avec des pertes de résistance à court terme et des effets de durée de vie accélérés.

Quelques résultats d'essais de fluage sont présentés dans [46] (figure I-15) pour deux résines EPX chargées mécaniquement à 20% en régime de température et humidité contrôlés (20°C, 30°C, 40°C, 50°C, 65%, 75%, 85%, 95% RH). Après une première phase de fluage primaire (rapide), les déformations des éprouvettes se stabilisent pour atteindre un plateau (fluage secondaire). Jusqu'à un seuil critique, l'augmentation des températures amplifie les déformations. Si le chargement thermique est trop sévère, les éprouvettes arrivent à la rupture sans se stabiliser.

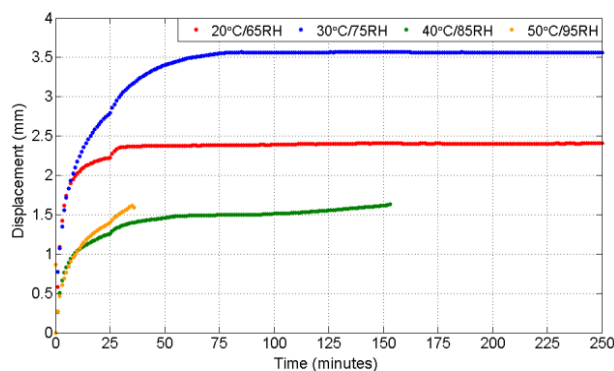


Figure I-15 : Exemple de fluage pour un adhésif EPX, extrait de [44]

I.3. Approches théoriques

Une partie importante des connaissances sur les goujons collés est empirique avec des essais portant sur la résistance à l'arrachement de goujons. Un focus est réalisé sur un ou plusieurs paramètres matériaux/géométriques. La résistance élémentaire d'un goujon collé repose majoritairement sur le comportement et la capacité du joint d'adhésif à transmettre les efforts. Les approches théoriques, traditionnelle (contrainte / déformation) et par la mécanique de la rupture, cherchent par conséquent à reproduire le comportement de l'adhésif et de ses interfaces pour prédire les contraintes admissibles.

I.3.1. L'approche traditionnelle (contrainte/déformation)

L'approche traditionnelle consiste à étudier les déformations et la distribution des contraintes au sein d'un élément. Sur cette base, peuvent ensuite être définis des critères (perte d'élasticité, rupture, etc.) en contrainte ou déformation. Des chargements de diverses natures (mécaniques, thermiques, conditions limites, etc.) peuvent être pris en compte. Des méthodes d'analyses numériques ou analytiques telles que la théorie de Volkersen permettent par exemple d'estimer la raideur ou la distribution des contraintes le long d'un joint à simple recouvrement.

Parmi les assemblages collés, le joint à simple recouvrement (figure I-16) est le plus couramment étudié. Par analogie, des approches ont été étendues aux goujons collés.

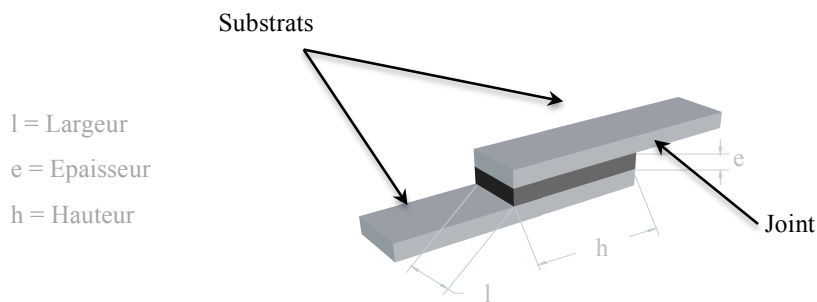


Figure I-16 : Joint à recouvrement simple

I.3.1.1. L'approche élastique linéaire

L'approche la plus élémentaire consiste à supposer que seul le joint se déforme sous les effets du cisaillement. Les autres substrats sont supposés rigides. Une contrainte moyenne est alors obtenue pour la surface cisailée. L'hypothèse est cependant forte puisque les autres éléments sont sollicités en traction et subissent des déformations non négligeables.

$$\tau_{moy} = \frac{F}{\text{Aire cisailée}}$$

τ_{moy} = Contrainte de cisaillement moyenne [MPa]

F = Charge appliquée [N]

Aire = Largeur * Hauteur

= $\pi \cdot \text{diamètre} \cdot \text{longueur d'ancrage}$

Joint à simple recouvrement

Goujons collés

1.3.1.2. Théorie de Volkersen

Volkersen complète la théorie précédente en ajoutant la déformation en traction des autres substrats. Le joint se déforme uniquement en cisaillement et l'analyse conduit à la formulation ci-dessous. La démonstration complète est disponible dans [47].

$$\tau(x) = \frac{F}{l * h} * \frac{\omega * h}{2} * \left(\frac{\cosh(\omega * x)}{\sinh\left(\frac{\omega * h}{2}\right)} + \frac{|E_1 * e_1 - E_2 * e_2|}{E_1 * e_1 + E_2 * e_2} * \frac{\sinh(\omega * x)}{\cosh\left(\frac{\omega * h}{2}\right)} \right)$$

$$\omega = \sqrt{\frac{E_3}{2 * e_3 * h + \nu_3} * \left(\frac{h}{E_1 * e_1} + \frac{h}{E_2 * e_2} \right)}$$

x	=	Position sur l'interface [mm]	<i>origine située milieu du joint</i>
E _i	=	Module d'élasticité [MPa]	
e _i	=	Épaisseurs [mm]	
ν ₃	=	Coefficient de poisson de l'adhésif	
i	=	1,2 : Substrats	3 : Adhésifs

1.3.2. L'approche par la Mécanique Élastique Linéaire de la Rupture (MELR)

La mécanique de la rupture fut développée en élasticité par Griffith en 1920 puis en 1956 par Irwin dans le cas de phénomènes de plasticité en fond de fissure. L'utilisation de la MELR suppose l'existence d'une fissure déjà amorcée. Une singularité des contraintes et déformations est induite écartant alors les possibilités d'utilisation de critères tels que dans l'approche traditionnelle. L'alternative consiste à raisonner de façon énergétique.

1.3.2.1. Taux de restitution d'énergie

Le taux de restitution d'énergie G représente l'énergie que la structure est susceptible d'apporter à la propagation de fissures. Pour une avancée de fissure infinitésimale, ce taux est calculé à partir de la différence entre le travail des forces extérieures et l'énergie élastique stockée dans la structure [48].

$$G = \frac{\partial W}{\partial A} = \frac{\partial}{\partial A} (W_f - W_u)$$

G	=	Taux de restitution d'énergie [$J.m^{-2}$]
W_f	=	Travail des forces extérieures [J]
W_u	=	Énergie de déformation [J]
∂A	=	surface infinitésimale fissurée [mm^2]

Lorsque l'énergie cinétique peut être négligée (essais quasi statiques), le taux de restitution d'énergie peut alors être exprimé en fonction de la complaisance sous la forme suivante :

$$G = \frac{F^2}{2 * b} * \frac{\partial C(a)}{\partial a}$$

F	=	Charge appliquée [N]
a	=	Longueur de fissure [mm]
b	=	Largeur de la zone fissurée [mm]
$C(a)$	=	Complaisance [$mm.N^{-1}$]

1.3.2.2. Modes de ruptures

Pour une fissure plane se propageant dans son plan, trois modes de rupture existent (figure I-17) [48]. Pour le mode I (mode par ouverture), les surfaces de la fissure se déplacent dans des directions opposées et perpendiculaires au plan de fissure. Pour le mode II (glissement de translation), les surfaces de la fissure se déplacent dans le même plan et perpendiculairement au front de fissure. Enfin, pour le mode III (glissement de rotation), les surfaces de la fissure se déplacent dans le même plan et parallèlement au front de fissure. Numériquement, un découplage est possible [8], [49].

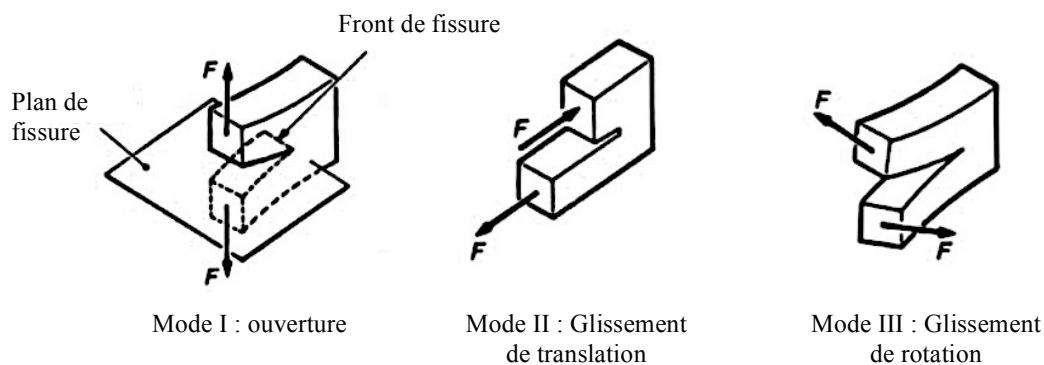


Figure I-17 : Modes de ruptures, extrait de [48]

I.3.3. L'approche par la Mécanique Non Linéaire de la Rupture (MNLR)

La MELR est une théorie développée à l'origine pour les matériaux isotropes fragiles. Elle suppose que l'ensemble des phénomènes d'endommagement est concentré en pointe de fissure. C'est pour dépasser ces problématiques qu'ont été développées les théories de la mécanique non linéaire de la rupture. Elles combinent l'approche traditionnelle avec une prise en compte des lois de comportement non linéaires des matériaux et la notion d'énergie de rupture.

I.3.3.1. Théorie de Gustafsson (Volkersen modifiée)

La théorie de Volkersen décrite précédemment estime la distribution des contraintes de cisaillement dans l'adhésif pour des substrats déformés en traction sans flexion. En 1987, Gustafsson combine cette théorie à la MNLR et estime la capacité de charge d'un joint symétrique à simple recouvrement [50]. En 1995, cette formulation est étendue aux goujons collés [51]. Elle est aujourd'hui à l'origine de la formulation disponible dans l'Eurocode 5 (partie 2 : ponts) [52].

Formulation pour le joint à simple recouvrement:

$$\frac{F_{\alpha x}}{\tau_f * l * h} = \frac{1 + \alpha \sinh \omega}{\omega * \alpha + \cos \omega}$$

$$\omega = \sqrt{\frac{h^2 * \tau_f^2}{e_1 * E_1 * G_f}}$$

$F_{\alpha x}$	=	Charge ultime [N]
τ_f	=	Contrainte de cisaillement [MPa]
l	=	Largeur de la zone de recouvrement [mm]
h	=	Hauteur de la zone de recouvrement [mm]
α	=	Rapport de rigidité des substrats
e_1	=	Épaisseur des substrats [mm]
E_1	=	Module d'élasticité [MPa]
G_f	=	Énergie de rupture moyenne [N/mm]

La contrainte de cisaillement τ_f ainsi que l'énergie de rupture G_f peuvent être déduites de courbes expérimentales.

I.3.3.2. Cas des matériaux quasi fragiles et $MELR_{eq}$

Les ruptures adhésives sont attendues à l'interface bois/adhésif. Le plan de propagation de fissure prérequis à la MELR est donc supposé le long de l'ancrage. Mais le bois est un matériau quasi fragile. En amont du front de fissure se développe une zone d'élaboration de la rupture (Fracture Process Zone FPZ) [10] où des phénomènes de microfissuration et de pontage interviennent. La mesure d'une longueur de fissure réelle est donc difficile. Par définition, la MELR n'est pas applicable. Une alternative consiste toutefois à définir une longueur de fissure virtuelle équivalente pour traiter le problème selon la MELR. Nommée ici $MELR_{eq}$, cette approche est utilisée dans [8], [23]. Les influences des modes de rupture I et II sont distinguées le long du joint à l'aide d'une technique de découplage numérique [49]. Un modèle permettant de prédire la charge de ruine est établi en couplant la théorie à des essais expérimentaux.

I.4. Formulations de dimensionnement disponibles

I.4.1. Historique

Les nombreux projets nationaux et européens de ces dernières années ont conduit à diverses formules tentant de prédire ou garantir la résistance des goujons collés. Aucune règle de dimensionnement harmonisée n'existe toutefois à ce jour [3], [7]. Le nombre de paramètres influents et les multiples formulations disponibles depuis les années 1990 [6] dans la littérature (figure I-18) sont en grande partie à l'origine de ce problème.

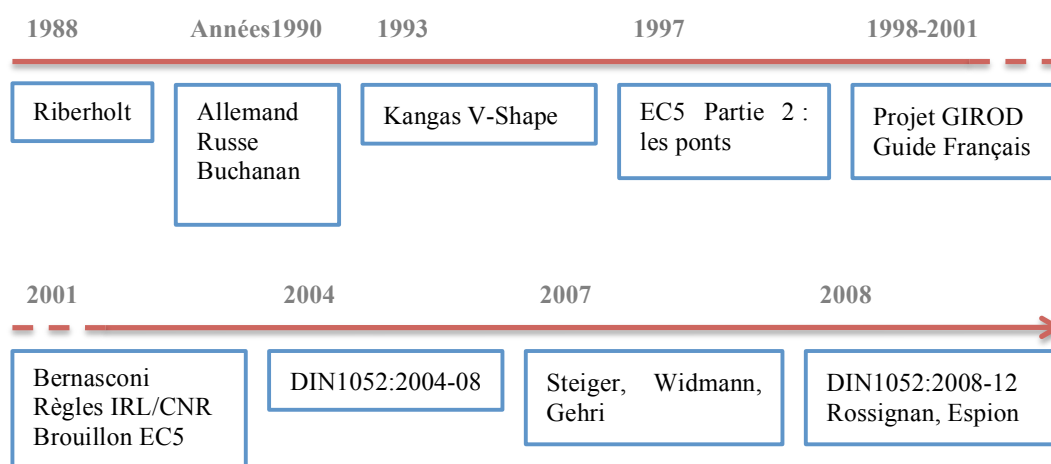


Figure I-18 : Propositions et méthodes de dimensionnement des 25 dernières années, schéma reconstruit à partir de [6]. Sources des formulations : [31], [36], [45], [52]–[64]

I.4.2. Formulations

I.4.2.1. La formulation de Riberholt [53]

En 1988, Riberholt est un des premiers à proposer une formulation empirique pour le dimensionnement des goujons collés. Il établit une expression dépendant du type de colle (paramètre empirique) pour une longueur d'ancrage inférieure et supérieure à 200 mm. Ces formules sont établies sur la base d'essais expérimentaux menés avec des goujons d'éclatement 15 et de diamètre 12 à 20 mm.

$$P_{ax,k} = f_{ws} * d * \rho_k * \sqrt{l_a} \quad \text{pour } l_a \geq 200 \text{ mm}$$

$$P_{ax,k} = f_{ws} * d * \rho_k * l_a \quad \text{pour } l_a \leq 200 \text{ mm}$$

$P_{ax,k}$	=	Charge axiale ultime caractéristique [N]
l_a	=	Longueur d'ancrage [mm]
d	=	Diamètre du goujon [mm]
ρ_k	=	Masse volumique caractéristique du bois [kg.m^{-3}]
f_{ws}, f_{wl}	=	Coefficients fonction de la colle

I.4.2.2. Formulation de GIROD (Pull-compression) [45]

En 1998 débute le projet GIROD. L'objectif est d'établir une proposition de formulation de dimensionnement en vue d'une introduction dans les Eurocodes. Il en résulte un modèle de calcul en configuration pull-compression qui s'appuie sur la théorie de Volkersen généralisée.

$$\frac{P_f}{\pi * d * l} = \tau_f * \frac{\tanh \omega}{\omega}$$

$$\omega = \sqrt{\frac{l_{geo}}{l_m}}$$

$$l_{geo} = \frac{\pi * d * l^2}{2} * \left(\frac{1}{A_r} + \frac{E_r/E_w}{A_w} \right)$$

$$l_m = \frac{E_r * G_f}{\tau_f^2}$$

P_f	=	Charge axiale ultime [N]
d	=	Diamètre du goujon [mm]
l	=	Longueur d'ancrage [mm]
l_{geo}	=	Paramètre caractérisant la longueur du joint
l_m	=	Paramètre caractérisant la ductilité du matériau (<i>estimable par expérimentation</i>)
E_r, E_w	=	Modules d'élasticité du goujon et du bois [MPa]
A_r, A_w	=	Sections du goujon et du bois [mm ²]
G_f	=	Taux de restitution d'énergie [J.m ⁻²]
τ_f	=	Contrainte de cisaillement [MPa]

1.4.2.3. Formulation des Eurocodes prEN 1995-2 [52]

En 2003, une formulation dérivée des travaux de Gustafsson et du projet GIROD est soumise pour évaluation auprès du comité de normalisation européen afin d'être incluse dans l'Eurocode 5. Aucun consensus n'est trouvé. Cette formulation n'est pas retenue, jugée comme non représentative des travaux de recherche déjà menés.

$$P_k = \pi * d_{equ} * l_a * f_{ax,k} * \frac{\tanh \omega}{\omega}$$

$$\omega = \frac{0,016 * l_a}{\sqrt{d_{equ}}}$$

$P_{ax,k}$	=	Charge axiale ultime caractéristique [N]
l_a	=	Longueur d'ancrage [mm]
d_{equ}	=	Diamètre équivalent : min (diamètre de perçage ; 1,15*diamètre du goujon) [mm]
$f_{ax,k}$	=	5,5 [MPa]

1.4.2.4. Formulation de la norme allemande DIN [64]

La formulation disponible dans la norme allemande fait écho à la formulation établie par Riberholt. La résistance à l'arrachement d'un goujon est cependant jugée indépendante de la densité. La valeur de résistance du joint est fonction de la longueur d'ancrage.

$$R_{ax,d} = \pi * d * l_{ad} * f_{k1,k}$$

$$f_{k1,k} = 4,0 \quad \text{pour } l_{ad} \leq 250 \text{ mm}$$

$$f_{k1,k} = 5,25 - 0,005 * l_{ad} \text{ pour } 250 \text{ mm} \leq l_{ad} \leq 250 \text{ mm}$$

$$f_{k1,k} = 3,5 - 0,0015 * l_{ad} \text{ pour } 500 \text{ mm} \leq l_{ad} \leq 1000 \text{ mm}$$

$R_{ax,d}$ = Charge axiale ultime [N]

l_{ad} = Longueur d'ancrage [mm]

d = Diamètre du goujon [mm]

$f_{k1,k}$ = Résistance du joint fonction de la longueur d'ancrage [$\text{N} \cdot \text{mm}^{-2}$]

I.5. Attentes et enjeux

L'étude [6] menée à l'échelle européenne recense les attentes de la profession. Elle dresse un panorama de l'utilisation actuelle des goujons collés et des formulations de dimensionnement en vigueur. Elle traite aussi et surtout des lacunes et manques qui freinent aujourd'hui l'utilisation de ces assemblages. L'absence de réglementation harmonisée sur laquelle les ingénieurs peuvent se reposer est le premier obstacle. Une majorité des bureaux d'étude utilisant cette technologie se reposent aujourd'hui sur la norme allemande et la formulation de l'Eurocode 5 (ou GIROD), mais les attentes d'uniformisation sont grandes. La définition d'une formulation harmonisée est donc une priorité pour la prochaine révision des codes de calcul.

Pour mener à bien ce projet [7], de nombreux points, partiellement ou non abordés par les recommandations de calculs actuelles ont été identifiés par les professionnels et experts (figure I-19). La résistance à l'arrachement ainsi que les propriétés des goujons et du bois ne sont plus les points d'intérêts premiers. Les problématiques s'orientent davantage autour des éléments multi-tiges et du comportement à long terme des assemblages. Le choix des adhésifs, parfois culturel, est aussi une source d'interrogations majeures. De nombreuses formulations existent avec des performances très différentes. Les certifications actuelles sont par ailleurs succinctes et portent uniquement sur les matériaux. Il est donc difficile de s'appuyer dessus pour garantir le bon comportement mécanique des assemblages.

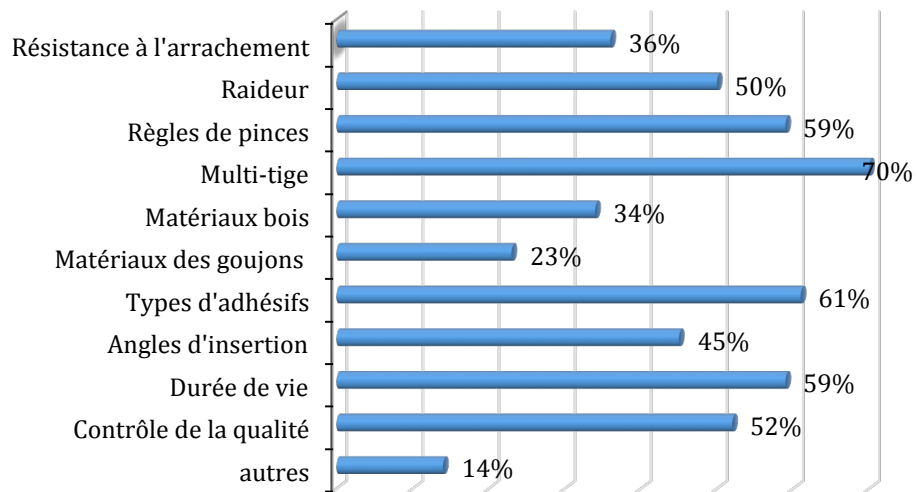


Figure I-19 : Eléments à approfondir dans les règles de dimensionnement selon [6]

II. Mechanical performance of polyurethane and epoxy adhesives in connections with glued-in rods at elevated temperatures.

Résumé :

La performance mécanique des adhésifs joue un rôle primordial dans le comportement des assemblages goujons collés. Le joint assure en effet la totalité de la transmission des efforts entre le bois et les goujons. Une défaillance de celui-ci entraînerait, par conséquent, la défaillance de l'assemblage et une rupture de la structure associée. Lors du dimensionnement, des critères portant sur les matériaux, sur la résistance de l'assemblage et sur les effets de l'environnement et du temps veillent au respect des états limites de service (ELS) et des états limites ultimes (ELU) acceptables pour la structure. Ils ne prennent cependant pas explicitement en compte les effets de la température en fixant sans recommandation fondamentale une limite d'exposition à une température de 50°C.

La diversité des formulations chimiques et des performances mécaniques des différents adhésifs suscite de nombreuses interrogations de la part des professionnels, concernant la sensibilité des connexions à la température. Déterminée chimiquement ou mécaniquement, la température de transition vitreuse T_g est utilisée pour définir la zone dans laquelle le composé chimique change d'état et devient plus visqueux. D'un point de vue mécanique, ce changement de propriétés pourrait avoir une influence majeure sur le comportement des assemblages, générant un glissement excessif et pouvant aboutir à des ruptures potentielles.

L'article qui suit relate les expériences menées sur des adhésifs et sur des éprouvettes de goujons collées sous sollicitation thermique, permettant d'apporter des éléments réponses. Des essais mécaniques dynamiques (DMA) ont été réalisés afin de caractériser une résine époxy (EPX) et une colle polyuréthane (PUR). Des échantillons d'adhésifs purs ont été sollicités mécaniquement en flexion (dual cantilever) tandis que la température de l'environnement d'essais augmentait progressivement. Au fur et à mesure que l'éprouvette chauffe, les propriétés mécaniques de l'adhésif changent et

sont enregistrées. L'évolution du comportement élastique et la température de transition vitreuse T_g des deux matériaux ont été mesurées entre 30°C et 120°C. Entre les deux adhésifs, il existe une grande différence de rigidité. Pour l'EPX, plus raide, une chute brutale du module d'élasticité est observée à partir de 50°C. De façon plus progressive, l'adhésif PUR est aussi fortement affecté une fois exposé à la chaleur.

Des risques majeurs existent donc pour les assemblages (en rigidité et en résistance) soumis à des augmentations de température environnementale. C'est pourquoi des essais sur des assemblages par goujons collés, réalisés avec ces mêmes adhésifs, ont par la suite été effectués en traction à 20°C, 40°C, 50°C et 70°C. Les essais ont mis en avant de fortes pertes de raideur et de résistance. À 50°C, les assemblages ont perdu plus de 40% de leur résistance pour les deux adhésifs. Le mode de rupture est par ailleurs modifié, passant d'une rupture adhésive localisée à interface bois-colle à une rupture cohésive dans l'adhésif, proche du goujon. La raideur est, quant à elle aussi, fortement impactée avec une chute respective de plus de 40% et 85% pour les adhésifs PUR et EPX.

Les résultats ne démontrent pas de corrélation entre les essais dynamiques et la réponse des assemblages. Les pertes de raideur observées sur les assemblages interviennent bien en amont de celles identifiées sur les essais DMA. La température de transition vitreuse T_g , encore plus élevée, ne semble pas être un indicateur discriminant pour les assemblages par goujons collés : s'y fier (uniquement) pourrait avoir de graves conséquences.

Les structures comportant des goujons collés exposés à la chaleur sont ainsi sujettes à de potentiels risques aux ELS comme aux ELU. Les pertes de raideur et de résistance observées pour des assemblages exposés à la chaleur peuvent entraîner une redistribution des efforts supportés et des points de faiblesse dans les structures, pouvant conduire à la ruine de celles-ci. Protéger les assemblages dès la conception et prendre en compte ces phénomènes se révèlent être indispensable.

Abstract :

Glued-in rods have successfully been used for connections or reinforcement of timber structures due to their high strength and stiffness. However, their performance is potentially sensitive to temperature. This paper deals with an experimental investigation of the connections and adhesives in elevated temperatures. First, dynamic mechanical analysis (DMA) tests were performed to characterize an epoxy (EPX) and a polyurethane (PUR) adhesive. The evolution of the stiffness and the glass transition temperature, T_g , were measured in the range of 30 °C to 120 °C. Then, a total of 66 specimens with glued-in rods and the same adhesives were tested under a static tensile load at 20 °C, 40 °C, 50 °C, 60 °C, and 70 °C. In both types of tests, the EPX outperformed PUR due to its higher stiffness at temperatures of up to 40 °C; however, it showed a more rapid degradation of the stiffness and strength than the PUR at higher temperatures. No direct correlation was established between the T_g and the performance of the connections. The test results suggest that timber structures with glued-in rods may be vulnerable in service at temperatures above 40 °C.

Introduction

With the development of tall and large timber buildings, there is an increasing need for connections that provide high stiffness and strength, elevated temperatures and fire resistance, and a general aesthetic appeal. At the same time, adhesive technology has been developed for various applications with structural timber products, such as glulam, cross-laminated timber, structural composite lumber, and their connections. Timber connections using glued-in rods take advantage of the structural adhesives that provide a high rigidity and load capacity. During the last 30 years, multiple applications have been developed for the reinforcement of existing structures, for restoration or renovation [1], [2], and for new construction. In parallel, numerous investigations have characterized the mechanical performance of these connections, which present a complex multi-material system. A number of influential parameters have been studied and summarized in the recent state-of-the-art reports by Steiger *et al.* [4] and Tlustochowicz *et al.* [5].

Whereas the geometry and material properties have always been considered, the effects of the service conditions have not been specifically addressed in the design rules for glued-in-rod connections [35], [65]. Ambient temperatures up to 50 °C are classified as normal service conditions for structural adhesives and for timber structures in European [13], Swiss [66], and Canadian [67] standards. The American timber design standard [68] provides temperature adjustment factors for some reference design values “for structural members that will experience sustained exposure to elevated temperatures of up to 150 °F (65 °C)”. However, these factors only reflect the loss of the wood strength under prolonged heating [69] and do not apply to the connections or the adhesives. These adjustments have been based on the report by Gerhards [70] who summarized the research results on the immediate effects of moisture and temperature on elastic and strength properties of wood. In his report, it was shown that the modulus of elasticity and the shear strength parallel-to- the-grain of wood in air-dry condition were reduced less than 10% at 50 °C relative to the room temperature, while other properties experienced greater effects, especially when coupled with higher moisture condition. More recently, De la Cruz Sanchez [71] investigated the elastic constants of black spruce and measured a 5% to 15% decrease of of the Young’s and shear moduli of air-dry wood in various directions between 30 °C and 50 °C.

Studies by Aicher *et al.* [14], [15] revealed that the glue line performance depends on the ambient temperature. Aicher and Dill-Langer [28] and Custodio *et al.* [16] identified various degrees of decrease in the strength and the stiffness of glued-in rod connections with three different adhesives under long-term exposure to a high temperature of 55 °C and 85% relative humidity. Lartigau *et al.* [26] determined an intrinsic critical temperature of glued-in rod connections associated with the glass transition temperature (T_g) for two epoxy adhesives: 48 °C for Rotafix and 58 °C for Sikadur 330.

The glass transition temperature, T_g , is often used to characterize the resistance of adhesives to high temperature, and it strongly depends on the type of adhesive, its formulation, thermal history, and age [16]. T_g can be determined by differential scanning calorimetry (DSC) and differential thermal analysis (DTA) or dynamic mechanical analysis (DMA). DMA is the most sensitive method, and it also provides mechanical properties, such as the storage modulus and the loss modulus of the

adhesive, in the entire range of the studied temperatures. The thermal performance of polyurethane (PUR) and epoxy (EPX) has been reported [41], [72]. Both adhesives display a significant viscoelastic deformation, and there are large differences in their response to temperatures between 40 °C and 50 °C.

To expand the research on the relations between the adhesive properties and the performance of glued-in-rod connections at elevated temperatures, this paper reports the results of DMA tests on PUR and EPX adhesives followed by static tensile tests on the connections with small-diameter steel glued-in rods conducted at different temperatures. The main goal of this investigation was to compare the mechanical performance of these two adhesives with the glued-in rods in various thermal conditions under a static loading. An attempt was made to correlate the evolution of the storage modulus obtained from the DMA tests on the adhesives with the stiffness of the connections in order to predict the performance of the connections in service. The T_g obtained from the DMA tests was compared to the transition of the adhesive properties. The effects of temperature on the mechanical properties of wood have not been isolated.

II.1. Experimental

II.1.1. Dynamic Mechanical Analysis (DMA) tests on adhesives

The DMA test method was used in this study for two main reasons. First, it offered the evaluation of mechanical stress/strain relationships of the adhesives, unlike other thermal methods based on chemical reactions. Second, it provided the history of the stiffness and viscosity of the adhesives in the range of temperatures from 30 °C to 120 °C, including the transition points, and a very accurate determination of the T_g . The DMA tests were performed as the first step in the study in order to define the temperatures for the static tests on the glued-in rods.

II.1.1.1. DMA test principle

The DMA test principle is presented in Fig. 1a. A sinusoidal strain, ϵ , is applied to the specimen, and the corresponding stress, σ , is measured to determine the complex modulus, E^* . Since this test is performed in a dynamic regime, the response has the same frequency, but different amplitude and a phase lag. The signals can be written as follows,

$$\sigma = \sigma_0 \sin(t\omega + \delta)$$

$$\varepsilon = \varepsilon_0 \sin(t\omega)$$

where ω is the frequency of the strain oscillation, t is time, and δ is the phase lag between the stress and the strain. Consequently, E^* can be expressed as

$$E^* = \sigma_0 / \varepsilon_0 \cdot \exp(i\delta) ,$$

, or as

$$E^* = E' + i E'' ,$$

where $i^2 = -1$ and where E' is the storage modulus, E'' is the loss modulus, and $\tan \delta = E''/E'$ is the loss factor. Figure II-1b shows an example of the evolution of E' , E'' , and $\tan \delta$ from 30 °C to 110 °C.

Physically, the storage modulus, E' , represents the elastic portion and the stored energy in the material. For materials that have an elastic behaviour, E' matches the Young's modulus, E . The loss modulus, E'' , measures the energy dissipated and represents the viscous portion. The loss factor, $\tan \delta$, quantifies the degree of viscoelastic behavior as a ratio between the elastic part and the viscous part of the adhesive. When $\delta = 0$, it represents the perfect elastic case, while $\delta = \pi/2$ represents the pure viscous case. It is also used to determine the glass transition temperature, T_g .

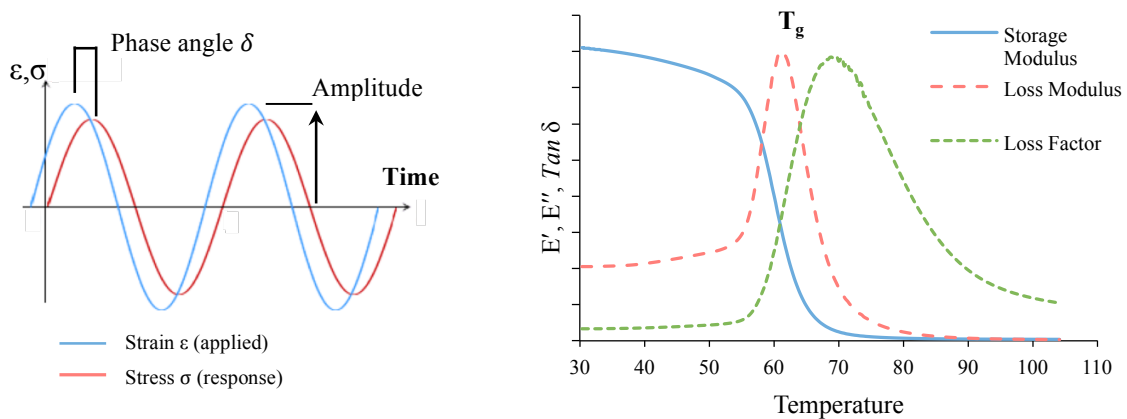


Figure II-1 : a) DMA signals, b) typical storage modulus, loss modulus, and loss factor of EPX

II.1.1.2. Test materials

Two bi-component structural adhesives were considered. Polyurethane (PUR; Purbond CR 421, Purbond, Sempach Station, Switzerland) is certified for structural applications of up to 50 °C (TYPE 1 in [13]) and is specially formulated for glued-in rods. Epoxy (EPX; Sikadur 330, Sika, Le Bourget, Switzerland) is used to bond reinforcements to concrete and timber structures. The adhesive formulations were prepared in accordance with the manufacturer's instructions. To obtain a homogenous material without air bubbles, the specimens were molded in a Teflon matrix. The specimen dimensions were 55 mm x 10 mm x 3 mm. A total of six samples per adhesive were prepared, three for the preliminary trials and three for the main tests presented below.

II.1.1.3. DMA Test procedure

The testing machine Q800 DMA (TA Instruments, New Castle, USA) was used with dual cantilever support as shown in figure II-2. The furnace with the specimens was operated at a progressive temperature ramp of 5 °C/min. After the preliminary trials, the amplitude of the applied strain was fixed at 0.05% for EPX and 0.1% for PUR. A frequency of 1 Hz was chosen to measure the properties at a speed compatible with the static tests, as was done by Richter and Steiger [41]. Three replicates were tested for each adhesive. Three months later, two of the three specimens were retested.

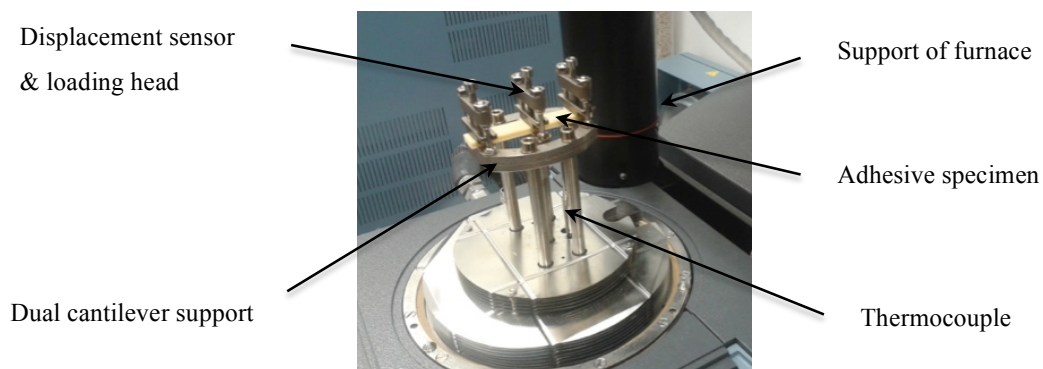


Figure II-2 : Dual cantilever support with a specimen in Q800 DMA testing machine

II.1.2. Static tests on glued-in rods

The DMA tests described above revealed great differences between the EPX and the PUR in terms of evolution of the adhesive stiffness and the viscosity under increasing temperature. The static tests on glued-in rods were performed to validate the

observed trends and to establish a relationship with the DMA tests for the development of a prediction model. This model would be useful for estimating the risks associated with the performance of glued-in rod connections in structural applications under high temperatures. To achieve these objectives, the strength and stiffness of the connections were studied in five temperature regimes. These test results were also compared with those obtained by Lartigau *et al.* [26] for glued-in rods in pull-compression configuration with the same EPX adhesive.

II.1.2.1. Test specimens

The test specimens were composed of wood members with small-diameter, glued-in steel threaded rods, in a pull-pull configuration, as illustrated in Figure II-3. A total of 96 specimens were prepared. Half of the specimens were glued with the PUR and half with the EPX adhesive. The threaded rods were steel grade 8.8 [18], with a diameter of 8 mm and a length sufficient to ensure wood failure during the test [73]. The control for the glued-in length of the rods was 50 mm. Half of the specimens were fabricated with the control length on both ends (50/50), and half of the specimens had a 92-mm glued-in length on one end (50/92). The test matrix showing the number of specimens per test series is detailed in Table II-1. Only one EPX (50/50) specimen was tested at 60 °C because the performance of the connection was essentially equivalent to that observed at 70 °C.

The wood members were glulam timber produced from Black spruce (*Picea mariana* Mill.) grown in Eastern Canada. This wood species is widely used in structural timber products in Eastern Canada. The wood blocks were 50 mm x 50 mm in cross-section with a length of 245 mm. The length of the specimens was sufficient to ensure no interactions between the two rods, and the cross-section was large enough to satisfy the minimum edge distance, according to the design recommendations [39].

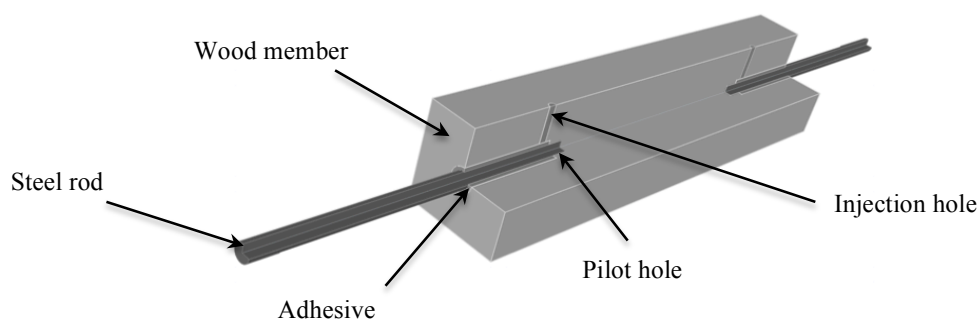


Figure II-3 : Specimen of glued-in rod connection (pull-pull configuration)

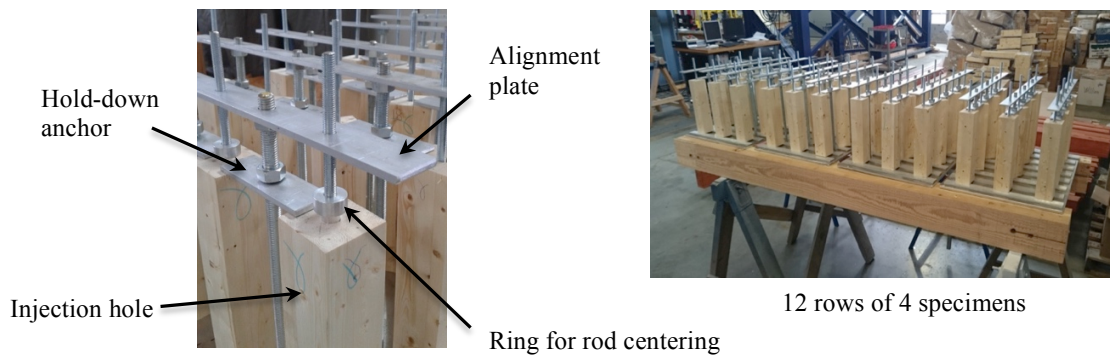


Figure II-4 : Setup for fabrication of glued-in rod specimens

At each end of the specimen, a pilot hole of 8 mm in diameter was drilled 8 mm deeper than the glued-in length of the threaded rod to allow its proper concentric alignment. The main hole, 12 mm in diameter, was drilled providing a glue line thickness of 2 mm. Perpendicular to the axis, a small-diameter hole was drilled to inject the adhesive. The rods were glued at each end in a vertical position using a mechanical fixture on top of the specimens (Figure II-4), which was designed to facilitate the fabrication and cure of up to 12 rows of four specimens at the same time. After fabrication, the specimens were stored in a conditioning room at 20 °C and 65% relative humidity (RH) until reaching constant mass.

Table II-1 : Text matrix of glued-in rod connections

Test series	Temperature				
	20°C	40°C	50°C	60°C	70°C
EPX 50/92 mm	12	4	3	-	4
EPX 50/50 mm	0	3	4	1	3
PUR 50/92 mm	12	4	4	-	3
PUR 50/50 mm	0	3	3	-	4

II.1.2.2. Test procedure

Following the DMA tests described above and also considering the results obtained earlier by Lartigau *et al.* [26], five discrete temperatures have been selected for the tests of the connections: 20 °C, 40 °C, 50 °C, 60 °C, and 70 °C. The temperature of 20 °C was used as a reference according to European and ASTM test standards. The temperature of 40 °C represents a common exposure of the structures during service. The temperature of 50 °C is the Eurocode [34] and the CSA O86 [67] upper limit for

which the design values for dry service conditions apply. The temperature of 70 °C matches the inflection point of the PUR storage modulus, and the T_g of EPX.

To ensure a homogeneous temperature in the specimens during the tests, each specimen was preheated in an oven to the target temperature, and it was immediately transferred to the mechanical MTS Alliance RT50 press (MTS System Corporation, Eden Prairie, Minnesota, USA) equipped with a heating chamber preheated to the same temperature and tested (Figure II-5). The temperature inside the specimens was measured using thermocouples fixed in the glue line at the ends of the rods before bonding to ensure that the entire length of the rods achieved the target temperature.

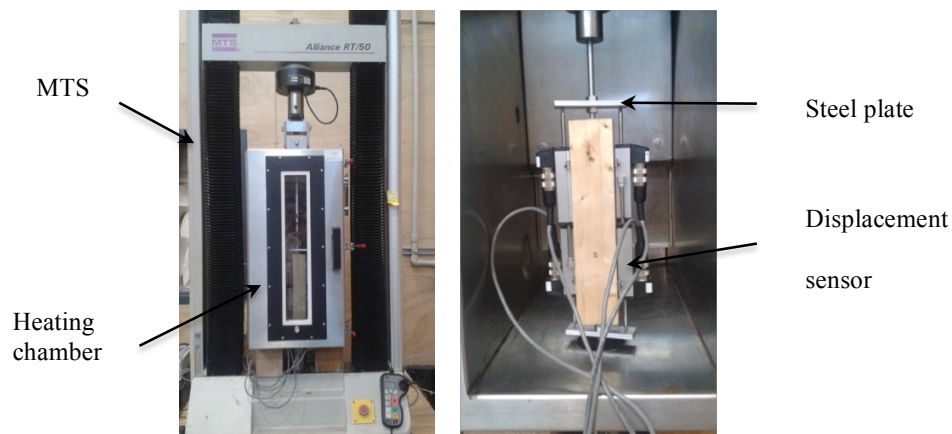


Figure II-5 : a) Setup on MTS press, b) instrumented glued in rod specimen

The relative humidity in the oven and in the heating chamber was not controlled. Therefore, to prevent moisture loss, the ends of the specimens were coated with an emulsion of wax. Immediately after the tests, small samples were extracted in the middle and at each end of the wood blocks to determine the moisture gradient along the connection.

Tests were performed with a constant crosshead displacement of 0.5 mm/min without preload. Thereby, the failure at 20 °C was achieved between 2 min and 5 min, as prescribed in the standard EN 408 [74] for tensile tests. For other temperatures, the same test speed was maintained. Two linear variable displacement transducers (LVDT's) were placed on opposite sides at each end of the specimen to measure the average slip of each rod. The LVDT's were fixed at a distance of 50 mm from the ends

of the wood member, and a steel plate was bolted 13 mm above and below, as illustrated in Figure II-5b.

II.2. Results and discussion

II.2.1. DMA test on adhesives

The DMA tests provided information on the stiffness and viscosity for the adhesives in relation to the storage modulus, loss modulus, and loss factor as a function of temperature. A very good repeatability was observed for all measured parameters, with a variation between the specimens of less than 1 °C. Moreover, similar values were found when the specimens were retested three months later. These parameters are discussed in the following paragraphs.

II.2.1.1. Loss factor, glass transition temperature, and storage modulus

Figure II-6 shows the curves of the loss factor, $Tan \delta$, that were used to determine T_g . According to these curves, the values of T_g were 69 °C and 86 °C for EPX and PUR, respectively. Note that a value of $T_g = 60$ °C was obtained by Lartigau *et al.* (2015) for the same EPX adhesive using the DSC method.

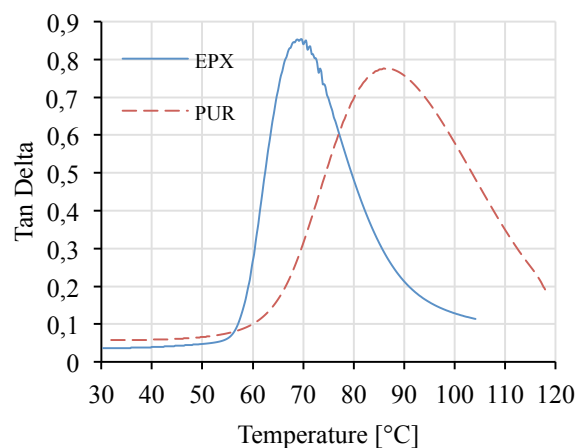


Figure II-6 : Evolution of the loss factor with the increasing temperature for PUR and EPX

To study the correlation between the T_g and the mechanical properties used to develop a prediction model for glued-in rod connections, the evolution of the storage modulus or the modulus of elasticity as a function of temperature was plotted for EPX and PUR (Figure II-7). The first important observation was the difference in the

amplitude of the curves between the adhesives. For a normal service range of temperatures under 50 °C, the storage modulus of EPX was two times higher than that of the PUR. When the temperature increased, the storage modulus decreased for both adhesives. At 50 °C, the values of the modulus declined by 10% and 11.6% for EPX and PUR, respectively. The curves showed a large drop beyond 50 °C for both adhesives, largely before the T_g . The EPX curve showed a significantly steeper drop than the PUR, so that the two curves crossed at approximately 62 °C. By the time the temperature reached the T_g , a near zero value of the storage modulus was measured, 160 MPa for EPX and 75 MPa for PUR. Consequently, the T_g did not appear to be a criterion of transition for the mechanical properties, although it is often used to evaluate the risk of failure due to high temperature [16], [26], [28].

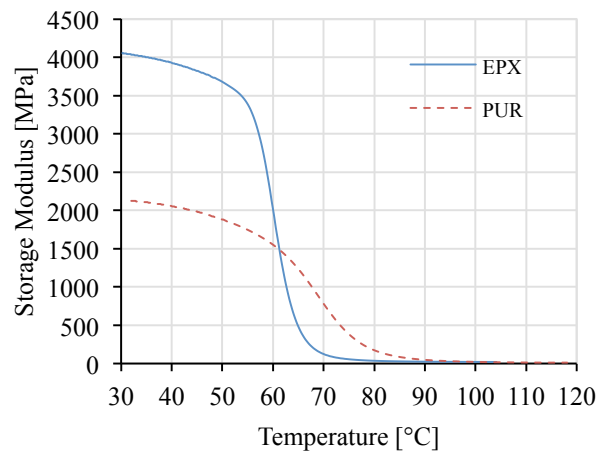


Figure II-7 : Evolution of the storage modulus with the increasing temperature for EPX and PUR

II.2.1.2. Loss modulus

In Figure II-8, the loss modulus curves of the EPX and the PUR are plotted. The loss modulus matches the dissipated energy induced by the loading at each temperature. Nonetheless, the simplest form to understand the viscoelastic behavior is to look at the loss factor, $\tan \delta$, plotted in Figure II-6. For temperatures up to 50 °C, the loss factor and the loss modulus are nearly constant, having similar values for both adhesives, as opposed to the storage modulus, which was two times higher for the EPX than for the PUR. Beyond this temperature, the adhesives become more viscous.

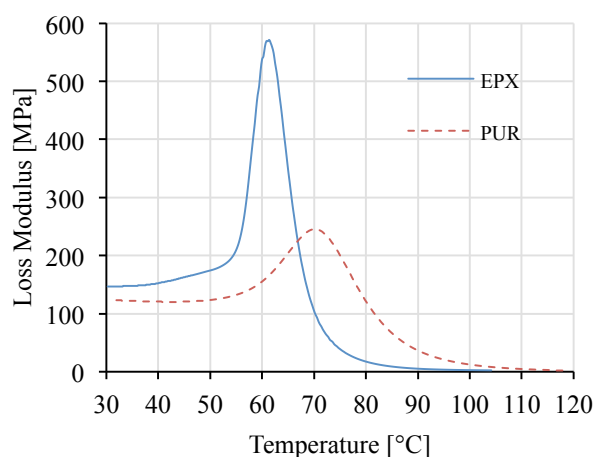


Figure II-8 : Evolution of the loss modulus with the increasing temperature for EPX and PUR

II.2.2. Static test on glued-in rods

The results of 66 static tests are presented in this study. The remaining 30 specimens were subjected to creep tests that will be presented in a future publication. The sampling procedure for both the static and the creep tests was based on the density of the wood specimens in order to minimize the dispersion of test results between the sets due to the inherent variability of the wood material. The mean density at 12% moisture content was determined using an oven-dry method after the tests; it was $560 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$ with a standard deviation of $17 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$. The moisture content of all specimens was $12\% \pm 1\%$, with a gradient of less than 1%.

II.2.2.1. Loads/slip curves

Figure II-9 illustrates the load/slip curves of glued-in rod connections with the EPX and PUR adhesives tested at the different temperatures. At $20 \text{ }^\circ\text{C}$ and $40 \text{ }^\circ\text{C}$, the connections demonstrated an elastic behavior with high stiffness up to failure at very small displacements, less than 0.5 mm . The failure was located in the wood, and a quasi-brittle behavior was observed. As the temperature increased beyond $40 \text{ }^\circ\text{C}$, the behavior of the connections changed dramatically. The connections with both adhesives demonstrated a great loss in resistance and stiffness. They developed a plastic behavior, and the failure occurred in the adhesive at the slip greater than 1.5 mm , and the rods were pulled out from the adhesive.

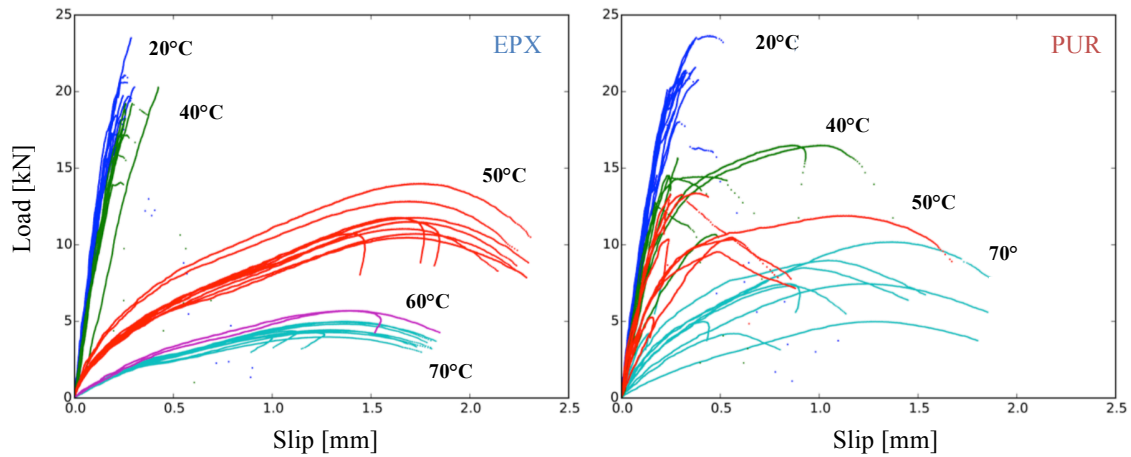


Figure II-9 : Load/slip curves of glued-in rod connections tested at different temperatures

For EPX glued-in rods, these results differed from the results obtained earlier by Lartigau *et al.* [26] (not shown here), who observed some stiffness degradation but did not observe a deterioration of strength at temperatures below 60 °C. Potential reasons for the discrepancies are as follows. The tests by Lartigau *et al.* were conducted on sawn wood of a different species, Norway spruce (*Picea abies* L.), and the ambient conditions were not controlled. Their specimens were preheated in an oven to a desired temperature prior to the test, but the loading took place at a room temperature. Therefore, the moisture content of the wood and the temperature of the materials during the test were unknown. As opposed to the tests by Lartigau *et al.* [26], the results presented in this paper were obtained for the specimens fabricated from the well-conditioned glulam timber and the tests were conducted under thorough temperature control, as described above.

II.2.2.2. Stiffness degradation

The stiffness of the connections was estimated using the initial slip modulus, k_i , calculated in the spirit of the EN 26891 [75] standard for joints with mechanical fasteners as follows: $k_i = 0.4F_{max}/v_i$, where F_{max} is the maximum load (kN), and v_i is the corresponding slip, in mm. At temperatures of 50 °C and higher, the connections exhibited a nonlinear performance well below $0.4 \cdot F_{max}$, presumably because the elastic limit was exceeded, especially the connections with the EPX adhesive. Figure II-10 shows the k_i values for all of the connections tested at different temperatures, including the mean values per series, except for the EPX at 60 °C, where only one specimen was tested. The red triangles indicate the specimens with serious defects of large air bubbles

or juvenile wood presence; hence, the data points were considered outliers and removed from the statistics.

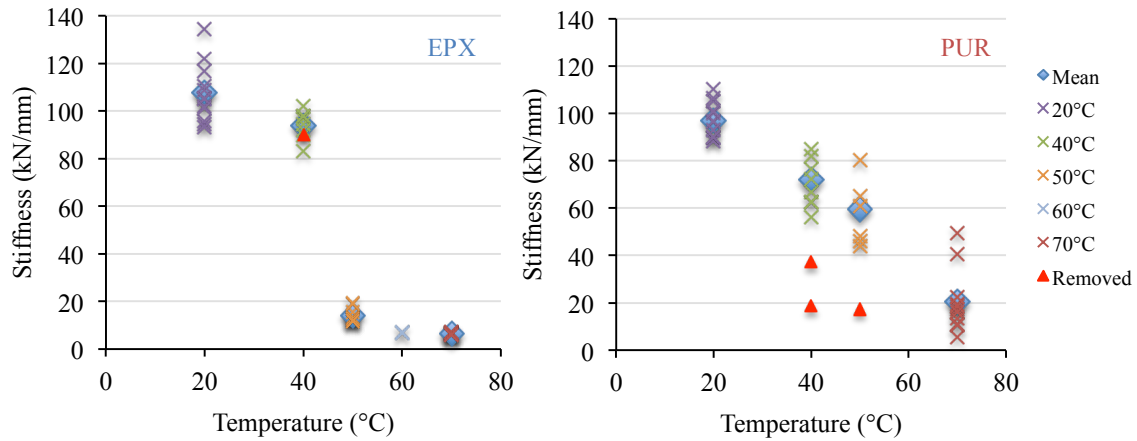


Figure II-10 : Stiffness of EPX and PUR glued-in rod connections tested at different temperatures

The mean values, the average loss relative to the control values at 20 °C and the coefficient of variation (CV) of the slip modulus, k_i , per test series are presented in Table II-2. From Figure II-10 and Table II-2, it was concluded that the initial stiffness decreased in near linear proportion to the temperature increase in the case of the PUR specimens. The trend was not linear for the EPX; a great drop in the stiffness was observed beyond the temperature of 40 °C. At 40 °C, the stiffness loss was 26% for PUR and 13% for EPX; at 50 °C, the loss was 39% and 87%, respectively.

Although no direct correlation was found comparing these results with the DMA characterization of adhesives, there were similar trends. The EPX adhesive and the connections showed a higher initial stiffness at temperatures of up to 40 °C, but they lost it more rapidly than the PUR at higher temperatures.

Table II-2 : Stiffness of EPX and PUR glued-in rod connections tested at different temperatures

	EPX				PUR			
	Number of specimens	k_i (kN/mm)	Loss (%)	CV (%)	Number of specimens	k_i (kN/mm)	Loss (%)	CV (%)
20 °C	12	108	-	11	12	97.2	-	8
40 °C	9	93.8	13	6	9	72.2	26	15
50 °C	11	14.1	87	19	9	59.5	39	24
60 °C	2	6.96	94	48	-	-	-	-
70 °C	10	6.59	94	7	11	20.4	79	64

II.2.2.3. Strength degradation

Figure II-11 shows the values of the maximum load, F_{max} , for all of the connections tested at different temperatures, including the mean values per series, except for the EPX at 60 °C, where only one specimen was tested. For the symmetrical (50/50) specimens, the same failure load is shown for both ends. As mentioned above, the red triangles indicate the specimens with serious defects of large air bubbles or juvenile wood presence; these data points were considered outliers and removed from the statistics.

The mean values, the average loss relative to the control values at 20 °C, and the CV of the maximum loads per test series are presented in Table II-3. From Figure II-11 and Table II-3, it was concluded that the strength degradation of the connections at higher temperatures followed a similar trend as observed for the stiffness. Although in this case, the PUR specimens had a slightly higher strength at the room temperature, they lost 28% at 40 °C, whereas the EPX specimens lost only 9%. However, at 50 °C, the connections with both adhesives reached an equivalent strength losing 44% and 40% of their initial strength, respectively. Overall, comparing Tables II-2 and II-3, the relative loss of the strength of the specimens at higher temperatures was less dramatic than that of the stiffness.

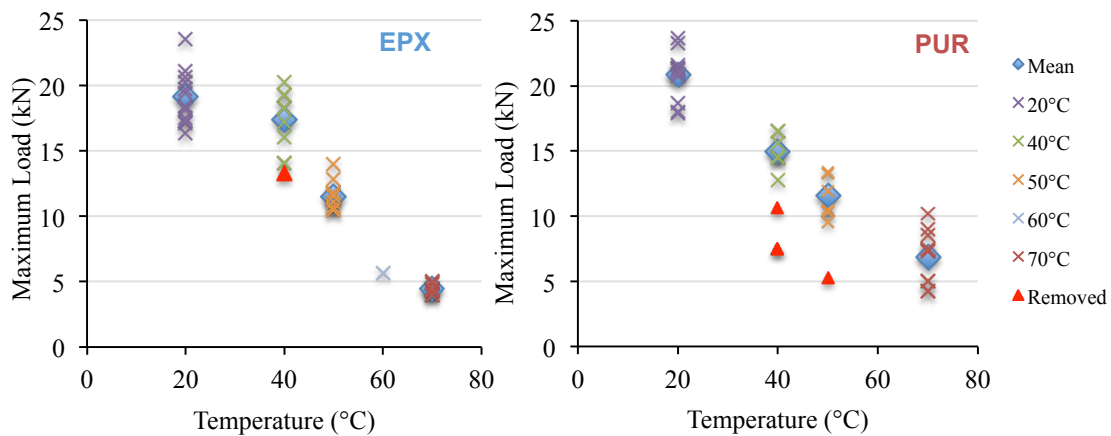


Figure II-11 : Maximum loads of EPX and PUR glued-in rod connections tested at different temperatures

Table II-3 : Maximum loads of EPX and PUR glued-in rod connections tested at different temperatures

	EPX				PUR			
	Number of specimens	F_{max} (kN)	Loss (%)	CV (%)	Number of specimens	F_{max} (kN)	Loss (%)	CV (%)
20 °C	12	19.1	-	11	12	20.8	-	9
40 °C	9	17.4	9	13	7	15.0	28	9
50 °C	11	11.5	40	9	8	11.6	44	14
60 °C	1	5.70	70	-	-	-	-	-
70 °C	10	4.46	76	8	11	6.9	67	29

II.2.2.4. Implications for design

The stiffness of the glued-in rod connections is influenced by the stiffness of the constituent materials and plays a key role in design recommendations. For the isostatic structures, the stiffness of the connections affects only the Serviceability Limit States (SLS), where the risks are limited to the amplification of the displacements. For the hyperstatic structures, the fixity of the end joints and the distribution of the loads between the structural elements strongly depend on the stiffness of the connections. Therefore, both the SLS and the Ultimate Limit States (ULS) are affected by excessive displacements leading to serious consequences and potential collapse.

In this study, the connections with the EPX showed, on average, a 10% higher stiffness and a 9% lower strength than the PUR at room temperature. The stiffness and strength decreased greatly for both adhesives at 40 °C, but the connections with the EPX were still 23% stiffer and 13% stronger than those of the PUR. Beyond this temperature, the losses were more dramatic for both adhesives. At 50 °C, the connections with the EPX lost 87% of their initial stiffness and 40% of their initial strength; they were 75% less stiff, and nearly half as strong as the connections with the PUR. These losses of stiffness and strength near the limits of their certified service temperatures, 45 °C for EPX and 50 °C for PUR, warrant attention with respect to design implications. In what situations are the structural glued-in rod connections exposed to the temperatures that cause their degradation? The temperatures above 30 °C are not common in buildings, although they can be exceeded occasionally in the summer in the roof or in the case of a fire. The long- term effect of temperature on the performance of glued-in rod connections also raises questions.

II.2.2.5. Creep and service life

The viscosity of the adhesives affects the long-term behavior of glued-in rod connections. In SLS verifications, all of the displacements include part short-term and part long-term (creep) effects. Although not studied in this paper, creep tests and time-temperature superposition principles would be required to deal with this topic in depth. However, the influence of temperature on the performance of adhesives and glued-in rod connections is already evident from the DMA characterization of adhesives and from the instantaneous loading test results. Although the DMA tests repeated after a three-month delay did not reveal a significant influence on the storage modulus and loss modulus, the question about the reversed heating under load should be addressed. Creep experiments on the glued-in rod connections are currently underway.

Conclusion

In DMA tests, a very good repeatability of results was observed. The T_g values were 69 °C for the EPX and 86 °C for the PUR. For a normal service range of temperatures under 50 °C, the storage modulus of the EPX was two times higher than that of the PUR. However, the curves showed a significant drop for both adhesives at temperatures above 50 °C, largely before the T_g .

The glued-in rod connections with the EPX adhesive showed, on average, a 10% higher stiffness and 9% lower strength than those with the PUR at 20 °C. However, at 40 °C the connections with the EPX were still 23% stiffer and 13% stronger than those with the PUR.

Based on the first two conclusions, no direct correlation was found between the T_g of the tested adhesives and the results of the connection tests. Most likely, other parameters, such as geometry and mechanical properties of the other connection components, also play an important role in the connection performance at elevated temperatures. It would be useful to isolate the effects of the temperature on the elastic and strength properties of wood in the future investigations and modeling of the connection performance.

The tested glued-in rod connections with the EPX and PUR adhesives demonstrated quasi-brittle behavior with a high stiffness up to the wood failure around

the rods when loaded at temperatures up to 40 °C. Beyond this temperature, the behavior of the connections changed dramatically. They demonstrated a plastic failure of the adhesives, with significant losses of stiffness and resistance. The mechanical properties of the PUR decreased in near linear proportion to the temperature increase, whereas the EPX showed a fast nonlinear degradation of the properties at temperatures above 40 °C. The loss of stiffness and strength near the limits of their certified service temperatures warrant attention with respect to the design implications of glued-in rod connections. Further investigations would be required to extend and confirm these results for other connection configurations, for larger diameters and/or length of rods, *etc.*

The long-term effect of the temperature on the performance of glued-in rod connections raises questions. Creep tests and a time-temperature superposition principle would be required to deal with this topic in depth.

III. Creep performance of jointing glued-in rods exposed to variable environmental conditions and bonded with Polyurethane and Epoxy

Résumé :

Les assemblages par goujons collés exposés à la chaleur démontrent de fortes pertes de raideur et de résistance dès 40°C lors de tests à l'arrachement. Déjà affectés à court terme, comme démontré dans le chapitre précédent, on peut s'interroger sur les mécanismes induits lors du comportement différé. Les travaux présentés dans ce chapitre visent à donner quelques éléments de réponse.

Le phénomène de glissement des assemblages peut être à l'origine de problèmes de stabilité des ouvrages s'il n'est pas pris en compte. Une flèche excessive des éléments structuraux peut par exemple être observée. Dans les Eurocodes, la prise en compte du glissement des assemblages réalisés par organes métalliques se fait au travers d'un terme de rigidité apparente de l'assemblage : le module de glissement K_{ser} . Son impact sur la conception des assemblages est d'autant plus important que le degré d'hyperstaticité de la structure est grand (sous condition de redistribution des efforts dans la structure en cas de glissement de certains organes). Les problématiques liées au temps sont quant à elles prises en considération à l'aide des coefficients modificateurs, k_{mod} et k_{def} modifiant respectivement la résistance des matériaux et les déplacements induits par les chargements sur la durée. Trois classes de service correspondant respectivement à une utilisation en intérieur (taux d'humidité du bois $H_{eq} < 12\%$), en utilisation abritée ($H_{eq} 12-18\%$) et en extérieur ($H_{eq} > 18\%$) sont définies.

Peu de données sont disponibles concernant le comportement des goujons collés dans le temps. Malgré le besoin, les utilisations en conditions climatiques sévères de classe 3 sont proscrites. Les quelques études disponibles dans la littérature traitent des phénomènes de durée de vie et mettent généralement en avant des différences dans le comportement des assemblages en fonction des adhésifs.

L'article présenté dans la suite de ce chapitre relate les résultats d'essais de fluage menés sous conditions d'humidité et de température variables ou bien régulées. L'évolution du glissement des assemblages est évaluée au cours du temps. Comme précédemment évoqué, il se traduit par une perte de raideur qui décrit simultanément le fluage du bois en traction/cisaillement et le fluage des adhésifs. Si un découplage n'est pas directement possible par la mesure, les différences entre adhésifs à essai équivalent témoignent du rôle que joue le polymère dans le comportement à long terme sous charge constante.

L'étude en régime climatique régulé vise, dans un premier temps, à évaluer dans quelles proportions les assemblages glissent sous un chargement constant (taux de charge de 50%), et comment ces propriétés sont affectées par les températures élevées. Un profil de référence en fluage est construit à 20°C/65% HR puis comparé à celui obtenu à 50°C/72%. À 20°C, l'adhésif époxy (EPX) présente un comportement homogène avec de faibles déformations se stabilisant rapidement. À 50°C, ces déformations sont fortement amplifiées, sans rupture toutefois. La raideur initiale semble, quant à elle, être un indicateur permettant d'évaluer les déformations dues au fluage. Pour l'adhésif polyuréthane (PUR), les conclusions sont différentes. Une forte variabilité est observée à 20°C, avec des déformations plus prononcées qu'avec l'EPX. Plus problématiques encore, les assemblages atteignent la rupture à 50°C après quelques jours d'exposition. La température joue donc ici sur la durée de vie des connexions.

Confrontée au profil de référence à 20°C et 65% HR, l'étude en régime climatique variable illustre, quant à elle, la sensibilité du système aux cycles de séchage et d'humidification du bois sous charge constante. Seul l'adhésif EPX est utilisé pour cette investigation. Pour les éprouvettes testées en classe de service 1, la température semble fixer un seuil (amplitude) de déformation. Autour de cette position, les déplacements oscillent en fonction des variations de l'humidité relative de l'air. Lors de la prise d'humidité, les déformations s'accroissent, tandis qu'elles diminuent au séchage. L'ampleur des variations semble aussi avoir un impact sur le taux de fluage. Les essais mettent en évidence qu'une phase de séchage, suivie d'une reprise rapide d'humidité, affecte la durée de vie. Les tests menés à court terme pour caractériser la résistance résiduelle des éprouvettes survivantes n'ont pas détecté d'endommagement à la suite des essais de fluage.

La dernière campagne soumise à une forte phase de séchage (passage de la classe 2 à 17% d'humidité relative, à la classe 1) a néanmoins révélé une amorce de fissure en début d'ancrage sur l'ensemble des éprouvettes avec un endommagement constaté en fin d'essai (perte de résistance). Des phénomènes de microfissuration engendrés par un séchage important sont donc soupçonnés. Ils se traduisent durant les essais de caractérisation à court terme, après chargement à long terme, par une perte de rigidité et de résistance.

Finalement, de nombreuses interrogations restent en suspens et nécessitent des essais complémentaires. L'influence du taux de charge, de l'essence de bois et de son comportement en cisaillement (fluage) doit être davantage explorée afin de mieux les utiliser à l'échelle des assemblages multi-tiges (en expérience et en modélisation).

Abstract :

Presented in this study are the results of creep tests on joints with single glued-in rods performed in controlled and variable climate conditions. The joints were prepared using steel threaded rods of 8 mm in diameter, wood of two species: Black spruce (*Picea mariana* Mill) and Norway spruce (*Picea Abies* L.), and two adhesives: polyurethane (PUR) and epoxy (EXP). The first test campaign was performed under two constant climate conditions: 20°C / 65% relative humidity (RH) and at 50°C / 72% RH. The applied load corresponded to a stress level of 50% of the static breaking load. The moisture content of wood remained constant during the experiments. Results revealed that the joints were subject to creep with major differences between the adhesives. Low data variability was observed for specimens with the EPX and strong correlations were found between the initial stiffness and the stiffness at 10 days and 25 days. The EPX joints developed lower creep than the PUR joints at 20°C. At the temperature of 50°C, the creep of the EPX joints increased but there were no failures observed within 60 days, whereas all PUR joints reached failure at the same stress level within days. The second test campaign was launched using the EPX to study the creep of the joints in variable climate conditions at the stress ratios between 60% and 78% of the static strength. The variation in ambient conditions appeared to affect the creep: humidification phase preceded by drying generated significantly higher creep. The humid and dry cycles may govern the load duration and cause the rupture. In addition, this study revealed that the wood drying from 18% to 10% created some damaging cracks at the wood-adhesive interface. The propagation of stable cracks induced an increase of the slippage in the joints and reduction of the residual strength.

Introduction

For the last 30 years, jointing techniques using glued-in rods have been developed for new construction and for retrofitting old timber structures [1], [2]. Glued-in rods take advantages of structural adhesives technique providing high stiffness and high load-bearing capacity. Moreover, they represent esthetical solutions by hiding the rods inside the timber elements. Numerous investigations characterized the mechanical

performance of these connections, demonstrating the ability to transfer great loads between structural components.

Although many research projects aimed at proposing design rules [4], [35], [65] to predict the short-term resistance of a single glued-in rod, no common design rule nor standardized tests covering this technique are currently available [4]. An attempt was made to include design rules in the Eurocode 5 [76] but the draft was not approved [3]. Different approaches concerning the modelling of the quasi-brittle failure of these connections are found in the literature [10], [11], [50], [51], [77]: the prediction of the mechanical performance can be deduced from stress analysis or by using the fracture mechanics approach, involving the use of fracture energy. Moreover, some studies revealed the dependence of the resistance on the boundary conditions of experiments: pull-push test or pull-pull test, for instance.

Quantifying the long-term behaviour of glued-in rods in response to changes in environmental conditions, such as relative humidity of the air (RH) and temperature, becomes crucial in order to appreciate the creep and the duration of load effects. Europe-wide questionnaire conducted by Stepinac *et al.* [6] summarized the current strengths and weaknesses about glued-in rods' design rules in order to prepare the next revision of the Eurocode 5.

Although the geometry and material properties have always been considered, the effects of long-term loading need to be reflected in the design rules for glued-in-rod connections [4], [65]. Under the European standard, the modification factor k_{mod} covers the effects of duration of load (DOL) at the Ultimate Limit States (ULS) taking into account the potential variation in moisture and the quality of timber [76]. The design values of material properties are determined in general as follows : $X_d = k_{\text{mod}} \cdot X_k / \gamma_M$, where X_k is the characteristic value of a strength property and γ_M is the partial factor for a material property. Three service classes are defined for moisture content (MC): Class 1 where the MC does not exceed 12%, class 2 where the MC is between 12% and 20 % and class 3 where the MC exceeds 20%. Under the German national standard [78] and the European standard [76], k_{mod} is specified regardless of the type of adhesive applied, and the use of glued-in rods is limited to service classes 1 and 2. DIN 1052 [78] applies the same modification factors for glued-in rods as for glulam for service classes 1 and 2 whereas Eurocode 5 pre-standards proposed a 20% reduction of the glulam k_{mod} factor.

Moreover, the creep behaviour is also taken into account by k_{def} in Eurocode 5 [76] at Serviceability Limit States (SLS), and the final deformation, u_{fin} , is determined as $u_{\text{fin}} = u_{\text{inst}} \cdot (1 + k_{\text{def}})$, where u_{inst} is the instantaneous deformation.

Experimental studies of the long-term performance characteristics of glued-in rod joints are rare in the literature [45], [46]. Past studies on glued-in rod connections under different environmental conditions revealed significant strength and stiffness differences between adhesives. Aicher and Dill-Langer [28] performed DOL tests on glued-in rod connections with three types of adhesive at two levels of air moisture (corresponding to service class 2). Specimens glued with epoxy (EPX) were not affected by relative humidity (RH) variation and long-term loading. DOL effect with the EPX seemed similar to pure timber since adhesive failure close to the wood substrate was observed. Hutchinson and *al.* [16], also concluded that epoxy bond in timber was not affected by the MC of up to 22%. On the opposite, the specimens with phenolic resorcinol (PRF) and polyurethane (PUR) exhibited a significant decrease of time to failure at high RH (85%). Under very high RH (corresponding to service class 3) Johansson [5] showed that glued-in rod connections were losing up to 50% of their strength.

The RH and temperature are key factors influencing creep and the duration of load to failure of bonded connections. Studies by Aicher *et al.* [14], [15] and Custodio *et al.* [72] revealed that the glueline performance depended on the ambient temperature. Significant decreases of strength and stiffness were observed due to elevated temperatures [26], [28]. The thermal performance characteristics of PUR and EPX have been reported in the literature [41], [72]. Both adhesives displayed significant viscoelastic deformation at temperatures between 40°C and 50°C. Creep tests conducted by Roseley *et al.* [46] on two EPX at the temperatures between 20°C and 50°C demonstrated high strain level showing the susceptibility of the adhesive to creep in a combination of high temperature and humidity.

The first objective of this experimental investigation was to evaluate and compare the creep performance of joints with single glued-in rods bonded with two adhesives (EPX and PUR) loaded in controlled climate conditions: 20°C/65%RH and 50°C/72%RH. The second objective was to evaluate the creep performance of the joints with EPX in variable climate conditions corresponding to service class 1. Previous

results describing the effect of temperature on static tensile strength [79] were used as a reference in order to define the stress levels (work ratios) for the creep tests. Results of Dynamic Mechanical Analysis, illustrating the mechanical behaviour of the two adhesives under heat, including the glass transition temperature, T_g , are also available in [79].

III.1. Test specimens

The specimens were composed of wood members with small-diameter glued-in steel threaded rods at each end for tests in pull-pull configuration as illustrated in Figure III-1.

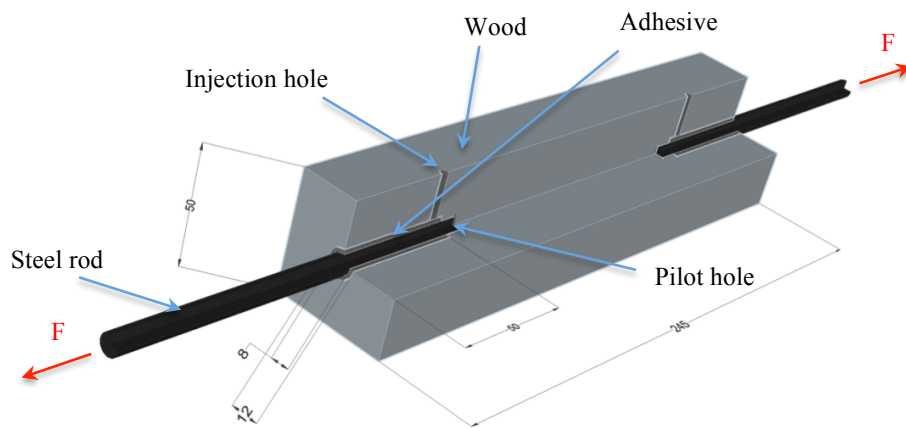


Figure III-1 : Glued-in rod specimen in the pull-pull configuration (dimensions in mm)

The threaded rods were made of steel grade 8.8 [18] with a diameter of 8 mm and a length sufficient to produce a failure between adhesive and wood during the short-term tests [73]. The anchorage length was 50 mm on one end and 92 mm on the opposite end of the specimen (Figure III-1). The failure was expected to occur at the shortest penetration end.

Two wood species were investigated: Black spruce (*Picea mariana* Mill) and Norway spruce (*Picea abies* L.). Those species are widely used in structural timber products in the Eastern Canada and in Europe, respectively. The wood blocks were 50 mm × 50 mm in cross-section with a length of 245 mm. The length of the specimens was adequate to ensure no interaction between the rods. The wood cross-section was large enough to satisfy minimum spacing requirements according to the design recommendations (2.5 times diameter) [39].

The structural adhesives investigated in this study were those tested in a previous study [79]. Purbond CR421 (PUR) by Purbond (Switzerland) is a polyurethane certified for structural applications up to 50°C (TYPE 1 in EN301 [13]), and specially formulated for glued-in rods. Sikadur330 (EPX) produced by Sika (Switzerland) is an epoxy, which is used for reinforcement of concrete and timber structures. Adhesive formulations were prepared in accordance with the manufacturer's instructions.

The drilling diameter was equal to 12 mm providing a 2-mm thickness interface (Figure III-1). The proper positioning of the rod was assured by using a centering ring and a pilot hole. A small-diameter hole was drilled perpendicular to the rod axis in order to inject the adhesive. The rods were glued in a vertical position as described in Verdet *et al.* [79]. After polymerization, the specimens were stored in a controlled environment set up at 20°C and 65% RH to attain an equilibrium MC close to 12%.

Twenty-four specimens were made with Black spruce for tests in controlled climate conditions. Half of these specimens were made with PUR and half with EPX. The sampling was based on the density of wood in order to match specimens for both adhesives. The mean density at 12% moisture content was $560 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$ with a coefficient of variation of 3%. Six specimens were prepared for each test series, although only five could be loaded at a time. One spare specimen per series was reserved for incidentals. Fifty specimens (including several spare specimens) were fabricated using wood of Norway Spruce and EPX for the tests in variable climate conditions.

III.2. Creep tests in controlled climate conditions

III.2.1. Test procedure

Based on the dynamic mechanical analysis (DMA) of the adhesives and static loading tests performed on glued-in rod connections [79], two environmental conditions were selected for the creep tests: 20°C / 65% RH and 50°C / 72% RH. The 20°C / 65% RH condition was used as a reference according to European [74] and ASTM [80] standards considering the equilibrium MC of wood at 12%. The temperature of 50°C is defined in the Eurocode 5 [76] and the CSA O86 [81] as the upper limit for the design values under normal service conditions. In order to keep the MC of wood close to 12% at this temperature, the RH was maintained at 72% [80]. Prior to loading, each group of

specimens was preconditioned at the respective specified RH and temperature in order to obtain homogeneous temperature and MC distributions in the material.

Table III-1: Average static breaking load of glued-in rod joints with EPX and PUR at different temperatures (CV = coefficient of variation) [79]

Temp.	EPX				PUR			
	Number of specimens	Maximum load [kN]	Loss [%]	CV [%]	Number of specimens	Maximum load [kN]	Loss [%]	CV [%]
20°C	12	19.1	-	11	12	20.8	-	9
40°C	9	17.4	9	13	7	15.0	28	9
50°C	11	11.5	40	9	8	11.6	44	14
70°C	10	4.46	76	8	11	6.9	67	29

The creep tests were performed in a walk-in environmental chamber using five individual mechanical setups, as shown in Figure III-2, powered by pneumatic cylinders providing a constant load in the pull-pull configuration. Loading was piloted by Proportional Integral Derivative (PID) controllers implemented on a PXI platform (National Instruments). The applied stress levels were taken near 50% of the average breaking load determined from the static tests corresponding to the temperature and the adhesive shown in Table III-1 [79]. The stiffness was determined by measuring the slippage of the steel rod relative to the wood using MM8 resistive sensors (Megatron corporation, France). Two sensors were placed on the opposite sides of the specimen to measure the average slip of the rod. Data were recorded every second (1 Hz).

Three joints with EPX and three joints with PUR were loaded up to 40 days at 20°C / 65% RH, then unloaded and tested to failure under the static load to determine the residual strength. The other survived specimens remained under the load for 60 days.

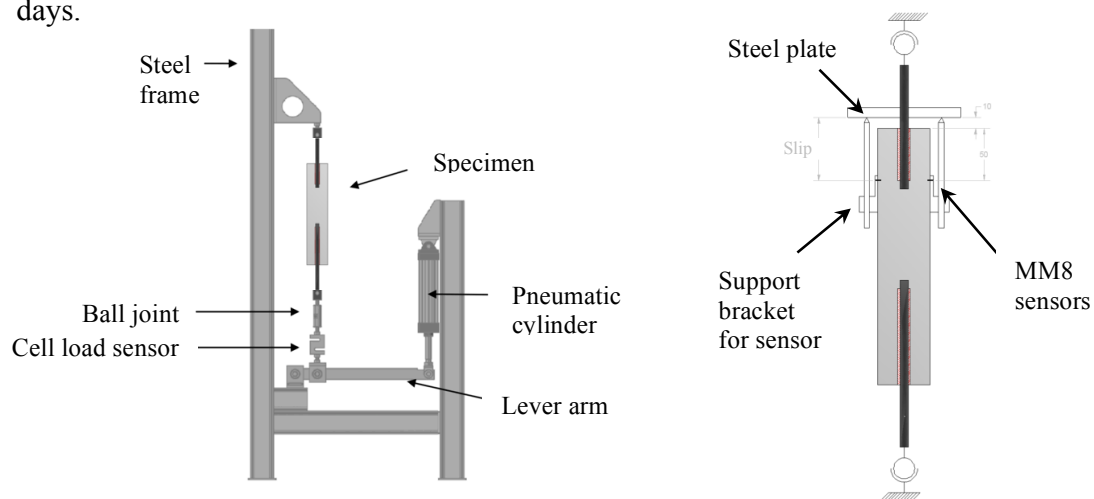


Figure III-2 : Test setup in controlled climate conditions

III.2.2. Results and discussion

One of the PUR specimens tested at 20°C / 65% RH failed after 25 days at the end containing the long (92-mm) rod and was replaced with a spare specimen. Three of five PUR specimens tested at 50°C / 72% RH failed during loading due to the operator's mistake and were dismissed from the analysis. Unloading steps observed in Figures 3(a) and 4(a) occurred during the first test series due to problems with the loading equipment, which were solved before launching the second test series.

In the following discussion, the creep behaviour is expressed as a percent ratio of the total recorded slip to the initial slip recorded once the load reached the target value. To demonstrate the loss of stiffness over time, the secant stiffness was calculated as a percent ratio of the applied load to the total slip at various time intervals. The results are presented in Table III-2.

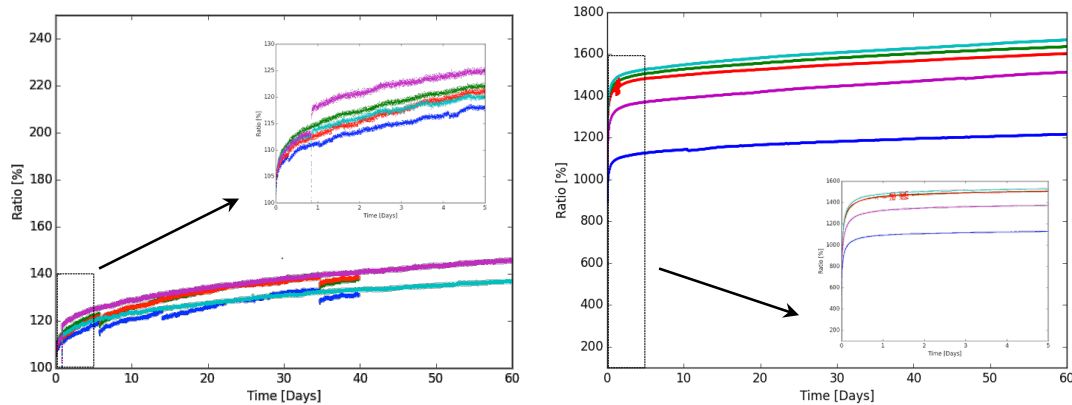


Figure III-3 : Creep behavior of EPX specimens at 20°C / 65% (a) RH and at 50°C / 72% RH (b)

Figure III-3(a) illustrates the creep behaviour of the five EPX specimens tested at 20°C / 65% RH. It can be seen that the slip of the joints due to creep after 25 days of loading at the standard conditions (20°C / 65% RH) increased, on the average, 33% of the initial slip (creep ratio of 133%). Relatively low variation in the creep behaviour between the specimens was observed. It can be seen in Table III-2 that the variability of the secant stiffness remained under 6% during the tests.

No failures occurred during these experiments. The average residual strength of the three EPX specimens after 40 days of creep was 17.0 kN with CV of 12%. Although this value is 11% lower than the initial average static strength (see Table III-2), there is not enough evidence to conclude that this reduction was significant.

Consequently, the progressive increase of the slip may be attributed to the creep of wood and of adhesive without observed damage at the wood-glue interface.

Figure III-3(b) illustrates the creep behaviour of the five EPX specimens at 50°C / 72% RH. It can be seen that in this condition the creep was more severe and the total slip reached 1500% of the initial slip. This observation confirmed that the substantial creep was due to the high temperature. According to the DMA test performed in [18] and the difference in the magnitude of the creep, the mechanical properties of the adhesive governed the behaviour of the joint, which corresponded to a thermal creep. Note that the wood MC remained unchanged and equal to 12% during these tests. No failures occurred during 60 days of tests despite the significant loss of the secant stiffness.

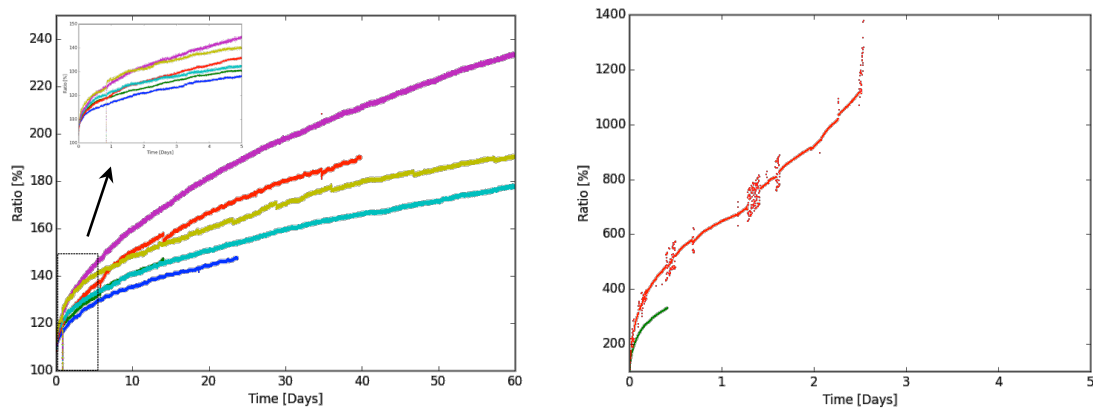


Figure III-4 : Creep behavior of PUR specimens at 20°C / 65% RH (a) and 50°C / 72% RH (b)

Figure III-4(a) illustrates the creep behaviour of the six PUR specimens at 20°C / 65% RH. It reveals important differences in the creep behaviour between the EPX and the PUR. The creep of the PUR joints was more severe and increased 69% from the initial slip (creep ratio of 169%), on the average, after 25 days under the load. The variability of the slip was also higher than for the EPX, but it remained similar to the variability of the initial slip observed in these tests. Consequently, the PUR adhesive, producing similar short-term strength in comparison with the EPX [79], presented a more dramatic creep behaviour.

Except for the one specimen that failed at the end with the long (92-mm) rod and consequently replaced with a spare specimen, no other failures occurred at 20°C / 65% RH. The average residual strength of the three PUR specimens after the creep tests was

18.5 kN with CV of 3%. This value is 11% lower than the initial average static strength (see Table III-2). Given the low variability of the test results and the high rate of creep, it could be an indication of some damage accumulation at the wood-glue interface occurring during the continuous loading at the 50% stress level. However, the number of specimens is not sufficient to conclude if the trend is statistically significant. The mode of failure was the same as in the static tests, at the interface of wood and adhesive.

Figure III-4(b) illustrates even more dramatic results of the creep tests on PUR specimens at 50°C / 72% RH. These results demonstrated a great sensitivity of the PUR to the loading at the high temperature. Three specimens (not shown on the graph) were slightly overloaded (by mistake) and failed immediately. The remaining two specimens failed within one to three days under the 50% stress level as a result of the wood-adhesive interface rupture, as shown in Figure III-5(a). This failure mode was different from the one observed during the static tests at 50°C shown in Figure III-5(b). Therefore, the temperature accelerated the creep rupture of the joints with the PUR causing the tertiary creep within days.

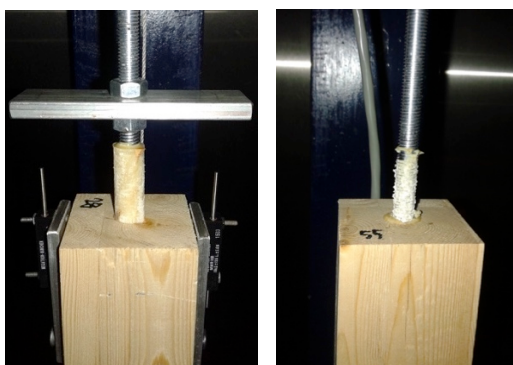


Figure III-5 : Failure mode of PUR joint at 50°C in creep test (a) and in static test (b)

Table III-2: Stiffness loss of EPX/PUR specimens (nb = number of surviving specimens)

Test series	Stress level [%]	Initial stiffness, K_0			Stiffness after 10 days, K_{10}				Stiffness after 25 days, K_{25}			
		nb	Mean [kN/mm]	CV [%]	nb	Mean [kN/mm]	CV [%]	K_{10}/K_0 [%]	nb	Mean [kN/mm]	CV [%]	K_{25}/K_0 [%]
EPX: 20°C / 65%RH	52	5	99.0	6	5	79.0	4	80	5	74.0	4	75
EPX: 50°C / 72%RH	50	5	66.0	8	5	3.89	5	6	5	3.79	6	6
PUR: 20°C / 65%RH	48	5	92.2	7	5	64.1	12	69	5	54.7	15	59
PUR: 50°C / 72%RH	50	2	89.9	-	0	-	-	-	0	-	-	-

The experiments revealed that the loss of the secant stiffness due to creep of the EPX was directly correlated with the initial stiffness of the joint. Figure III-6 shows in terms of the absolute stiffness loss that the stiffer joints developed a more significant creep in both climate conditions. In addition, the temperature increase provoked a decrease of the initial stiffness and a rapid stiffness degradation. It can be seen in Figure III-6b, that the most of the stiffness loss occurred within the first ten days for all initial stiffness.

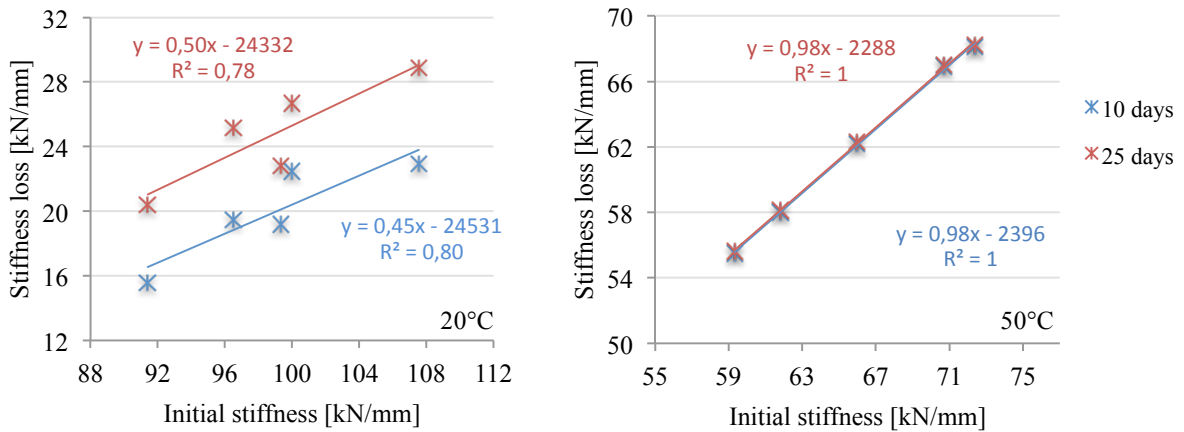


Figure III-6 : Stiffness loss of EPX specimens at 20°C (a) and 50°C (b)

The creep behaviour of the PUR specimens at 20°C was significantly different, as it can be seen in Figure III-7. The loss of the secant stiffness depended on the duration of the load regardless of the initial stiffness. The continuous loading produced ever-increasing slip over 60 days resulting into a continuous stiffness loss of the joints.

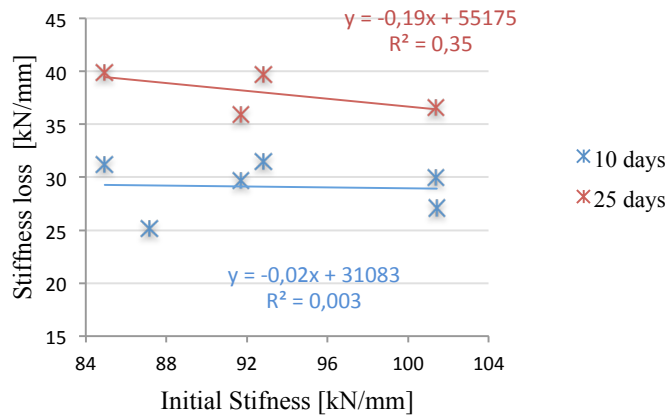


Figure III-7 : Stiffness loss of PUR specimens at 20°C

The outcomes of the experimental campaign in the controlled climate conditions revealed substantial differences between the adhesives used in the joints and demonstrated that the EPX presented a better creep behaviour than the PUR at the same stress levels and temperatures. Although the joints with both adhesives experienced a significant loss of initial and secant stiffness at the elevated temperature, none of the EPX joints failed after 60 days of loading as opposed to the PUR joints that failed within days. Even at the standard climate conditions (20°C / 65% RH) the PUR joints produced a significantly higher rate of creep than the EPX joints.

III.3. Creep tests in variable climate conditions

III.3.1. Test procedure

A total of seven test series were performed in variable climate conditions over a period of up to 30 days each at various stress levels presented in Table III-3. Except for the test series 7, the specimens were preconditioned in the controlled environment corresponding to service class 1 (20°C / 65% RH) targeting the equilibrium MC of 12% prior to loading. The specimens of test series 7 were also fabricated and stored at the standard conditions; however, several weeks prior to loading they were exposed to the conditions corresponding to service class 2 (20°C / 85% RH) targeting the MC of 18%. This last test series was designed to study the effect of wood drying history on the creep behaviour of the joints.

The creep tests were performed using the setup shown in Figure III-8 installed in a shelter without climate control where the temperature and RH were continuously recorded. An electric motor provided the loading and accommodated when the load decreased. Springs were used to add compliance in the system. The stress levels (work ratios) were between 60% and 78% of the average static breaking load (16.7 kN) determined at 12% MC. Initially, four specimens were loaded in each test series except for the series 6 where three specimens failed within seven days at the stress level of 78% and no further tests at this load level were attempted. If premature failures of the joints occurred at lower stress levels, the failed specimens were replaced by new ones. The total number of specimens tested in each series is shown in Table III-3. The slip, the creep behaviour and the stiffness loss were measured and expressed in the same fashion as in the tests in controlled climate conditions presented in the previous section.

The specimens that survived over 30 days were unloaded and tested to determine the residual strength and stiffness to estimate the presence of potential damage in the joints.

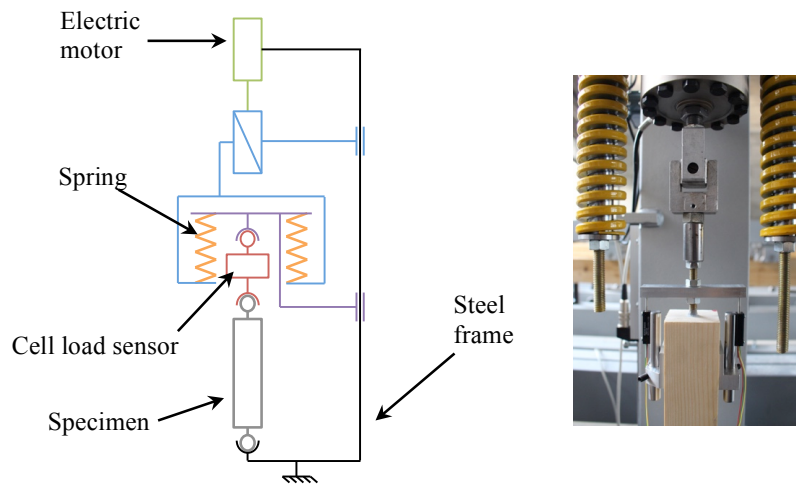


Figure III-8 : Test setup in variable climate conditions

III.3.2. Results and discussion

Table III-3 summarizes the information about each test series including the number of test specimens, the stress levels, the climatic exposure conditions observed over time, the number of failures and time to failure if it took place, and the average final equilibrium MC (EMC) of the surviving specimens. Figures III-9(a) to III-9(f) and III-10 show the records of the creep behaviour of the specimens in series 1 to 6 and 7, respectively, along with the records of the ambient temperature and RH with the corresponding EMC of wood estimated using ASTM D4933 [31]. Table III-4 summarizes the stiffness loss after 10 and 25 days relative to the initial stiffness of the joints. The statistics are calculated based on the number of surviving specimens at each step. Table III-5 presents the comparison of the initial and residual static stiffness and strength of the joints. This information is discussed in the following paragraphs.

Table III-3: Climatic exposure conditions, stress levels, EMC, and time to failure

Test series	Number of specimens	Stress level [%]	Temperature [°C]			Relative Humidity [%]			Average final MC [%]	Number of failures x time [days]
			max	mean	min	max	mean	min		
1	5	69	20.1	17.5	14.6	76.2	61.7	42.9	13.5	0d, 13d
2	6	69	18.4	13.8	9.5	78.7	59.2	39.4	12.6	3d, 7d
3	4	72	16.1	13.1	9.1	80.2	62.8	45.0	12.0	21d
4	5	72	16.0	13.7	8.7	80.6	62.3	33.0	11.7	0d
5	11	72	30.2	17.0	12.9	65.9	48.3	13.0	9.4	3x0d, 3x1d, 3d
6	3	78	17.6	13.7	9.8	73.5	51.5	30.7	-	0d, 3d, 7d
7	5	60	31.4	25.3	21.3	64.2	45.9	23.4	10.4	2d, 26d

III.3.2.1. Creep tests in service class 1 conditions (series 1 to 6)

The joints in series 1 to 5 were loaded at approximately 70% of the static breaking load in variable climate conditions where the peak temperature variations were observed between 9°C and 31°C and the RH between 13% and 80%. However, the average conditions during the tests remained within service class 1 limits (see Table III-3). As can be seen from the graphs (a) to (e) in Figure III-9, the creep evolution of these specimens was strongly influenced by the daily variations in temperature and RH of the air. The survived specimens experienced, on the average, 20% stiffness loss after ten days and approximately 6% more after 25 days of creep (see Table III-4) indicating that the transition to the secondary creep occurred within first several days. The slip of the joints appeared to be sensitive to the variations of RH and temperature. Generally, these variations appeared to be local without affecting the overall rate of creep. Results of the static pull-pull tests performed on the surviving specimens summarized in Table III-5 suggest that there was no accumulated damage, because the average axial strength remained unchanged at 12% EMC. Moreover, there was only 1% of difference between the initial static stiffness of the virgin specimens and those subjected to creep tests after thirty days of exposure.

Table III-4 : Stiffness loss in variable climate conditions (nb = number of surviving specimens)

Test series	Stress level [%]	Initial stiffness, K_0			Stiffness after 10 days, K_{10}				Stiffness after 25 days, K_{25}			
		nb	Mean [kN/mm]	CV [%]	nb	Mean [kN/mm]	CV [%]	K_{10}/K_0 [%]	nb	Mean [kN/mm]	CV [%]	K_{25}/K_0 [%]
1	69	5	92.1	10	4	68.9	13	74	3	61.0	7.7	66
2	69	6	98.5	7.8	4	77.1	7.1	78	2	74.4	10	75
3	72	4	98.2	2.5	4	74.7	2.7	76	3	69.3	4.2	71
4	72	5	90.1	5.1	4	73.4	8.8	83	3	64.4	5.8	74
5	72	11	95.4	26	4	90.9	13	79	3	88.1	20	73
6	78	3	97.9	7.6	0	-	-	-	0	-	-	-
7	60	5	80.9	38	4	12.3	63	19	4	7.4	38	14

Table III-5 : Initial and residual stiffness and static strength of joints

	Test series	Number of specimens	Mean value	CV [%]	Residual/Initial [%]
Initial strength [kN]	reference	23	16.7	14	--
Initial stiffness [kN/mm]	reference	23	88.9	7.7	--
Residual strength [kN]	1 - 5	20	16.5	16	99
Residual stiffness [kN/mm]	1 - 5	17	93.7	9.0	101
Residual strength [kN] (at12% MC)	7	3	13.1	5.4	78
Residual stiffness [kN/mm] (at12% MC)	7	3	76.4	6.8	83

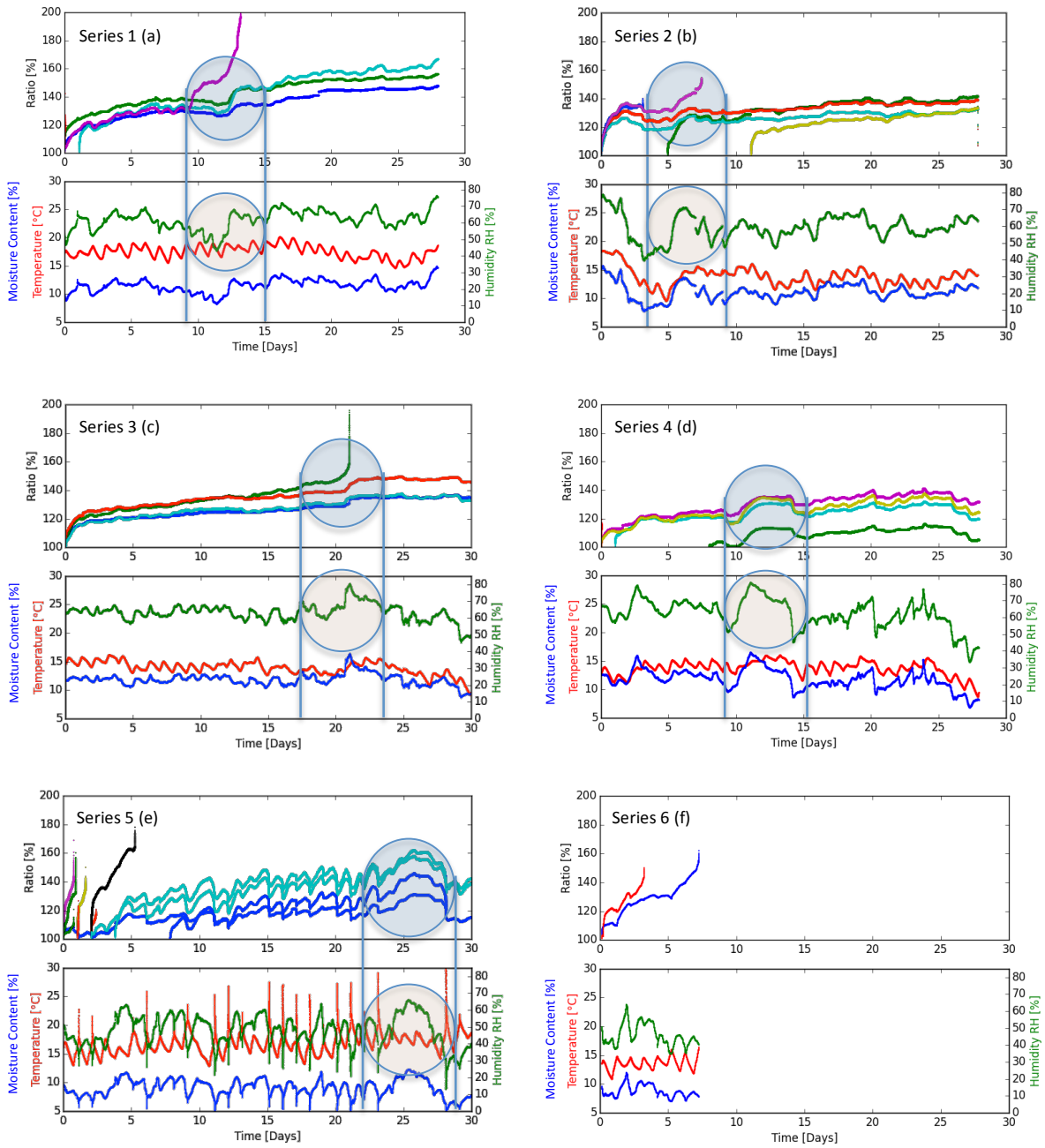


Figure III-9 : Creep behaviour of the specimens in series 1 (a) to 6 to (f)

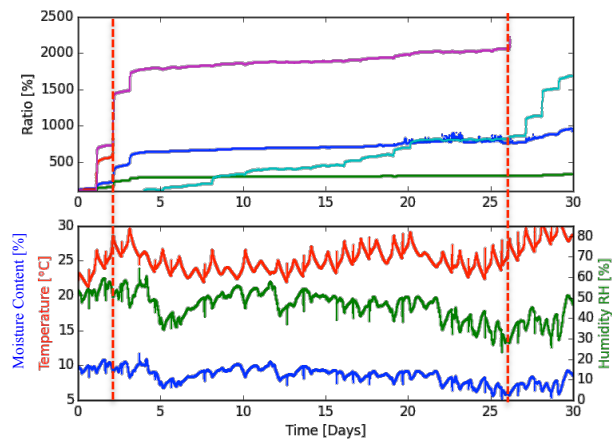


Figure III-10 : Creep behavior of the specimens in series 7

Nevertheless, it can be observed in Figure III-9 (a, b, and c) that the weaker specimens did not survive significant moisture variations and in a number of cases developed the tertiary creep and rupture of the joint. These failures occurred just after the drying period and a rapid increase of RH. Seven failures have been observed in the series 5 tested during the summer period at higher temperature and overall drier conditions, especially at the beginning of the test. Adhesive failure at the wood-adhesive interface was observed similar to that in the static tests (Figure III-11). The rapid failure of the joints loaded at 78% of the static breaking load (series 6) illustrated in Figure III-9(f) shows that this stress level is excessive and shall be avoided. Same as in the previous study of the static strength of the joints [82], no correlation was found between withdrawal strength and the initial stiffness in these creep tests.



Figure III-11 : Creep rupture at the wood-adhesive interface

Figure III-12 illustrates the stiffness degradation of the individual surviving specimens in terms of the absolute loss of the secant stiffness. Some correlation between the initial stiffness and the secant stiffness at 10 days and 25 days can be observed, which is probably dependent on the wood and adhesion quality. In this case, it seems possible to predict the creep behaviour of glued-in rod joints using their initial stiffness.

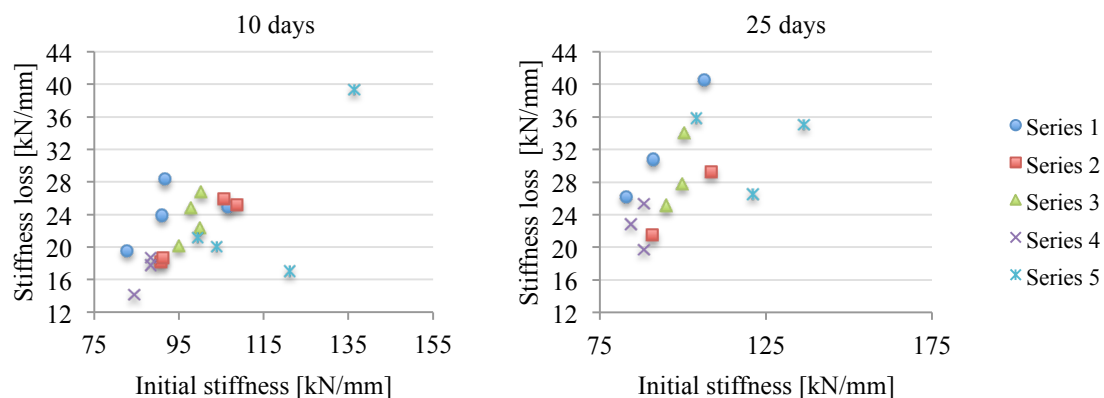


Figure III-12 : Stiffness loss of EPX specimens after 10 and 25 days

III.3.2.2. Creep test with drying (series 7)

In this test series, the ambient temperature was higher than in the other tests, and the RH of the air was lower. The average final MC of wood was near 10%. The wood drying accelerated the creep producing high slippage of the joints. Distinct differences were observed in the creep behaviour of the joints in comparison with the other test series (see Figure III-10). Significant jumps of the slip curve were apparent, inducing significant stiffness losses of the joints. They can potentially lead to rupture thus reducing the time to failure. Under the load, visible cracks may be initiated and stable crack propagation may occur at the interface of wood and adhesive. Consequently, the recorded displacements are thought to be governed by the creep of the adhesive and the wood but also by potential crack growth at the wood surface. Crack propagation was the result of a progressive damage visible on the surface at the end of the joint (Figure III-13).

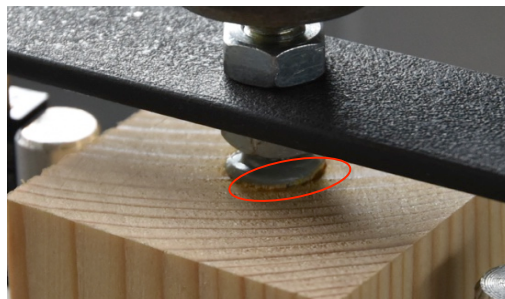


Figure III-13 : Damaged specimen (still loaded)

The loss of stiffness reached 81% and 86% after 10 and 25 days, respectively (Table III-4). It was probably due to the presence of micro-cracks initiated during the drying phase in comparison with the other experiments, where no crack and no damage were detected in the surviving specimens. Static tests performed at the standard ambient conditions (20°C / 65% RH) revealed the presence of damage in the surviving specimens (see Table III-5). The average elastic stiffness was reduced by 17% and the residual withdrawal strength represented 78% of the static strength.

III.4. Conclusions

The serviceability and the ultimate limit states are affected by excessive displacements of connections leading to qualify them as semi-rigid. Therefore, the

knowledge of the stiffness of the glued-in rod connections is crucial to propose design recommendations. Tests performed in this study were aimed at investigating the creep performance of joints with single glued-in rods performed in controlled and variable climate conditions. The joints were prepared using steel threaded rods of 8 mm in diameter, wood of two species: Black spruce (*Picea mariana* Mill) and Norway spruce (*Picea Abies* L.), and two adhesives: polyurethane (PUR) and epoxy (EXP). No failures occurred in the specimens loaded at 50% stress level under controlled conditions at 20°C / 65% RH. The creep of the joints with the PUR at 20°C was more significant than that of the joints with the EXP. At 50°C / 85% RH, the joints with the EXP demonstrated better creep behaviour than the ones with the PUR, which failed within three days of loading at 50% stress level.

Creep tests performed in variable climate conditions produced wavy slip curves dependent on the daily variations in temperature and RH of the air. Nevertheless, the overall creep rate was more influenced by the average values of the temperature and RH. For the EXP specimens loaded at a stress level of approximately 70% in service class 1 conditions with variable temperature and RH, a loss of 25% of the initial stiffness was observed after 25 days. The changes in temperature and RH affected the duration of load to failure of weaker specimens, which failed when a period of drying was followed by an increase in humidity. While several specimens reached rupture due to variation of the ambient temperature and RH, the residual strength of the specimens survived over 30 days of creep loading at the 70% stress level was not affected. Damage was detected in joints subjected to drying from 18% to 10 % MC under the load. The drying induced some additional stresses along the wood-adhesive interface producing local damage and visible cracking, which reduced the residual strength of survived specimens by 22% and the residual stiffness by 17%.

These experimental results revealed that the creep behaviour of glued-in rod joints is globally governed by temperature. Nevertheless, variations in MC may generate damage in the connection as well. The strength of the joints can be affected by severe gradient of RH of the air, producing MC diffusion in wood substrate. The stresses induced by RH and temperature changes in environmental conditions and loading may reduce the time to failure of the joint and produce damage at the wood surface or wood-adhesive interface.

The creep tests revealed some correlation between the initial stiffness and the secant stiffness loss of the joints with EPX. However, this conclusion requires further investigation. The results and conclusions of the study are representative of the joints with a specific geometry (wood cross-section, bonded-in length and adhesive interface thickness). In order to transfer the results to other geometries, further investigations would be required.

IV. Modélisation numérique et prototype d'essai de caractérisation mécanique des assemblages multi-tiges

Résumé :

Si les goujons collés sont principalement étudiés sous la forme d'éprouvettes mono-tiges, cette configuration ne représente pas pour autant la majorité des réalisations. Lors de la mise en œuvre, quatre goujons ou plus sont couramment mis en œuvre, générant potentiellement des effets de groupe. Le transfert des connaissances acquises sur les assemblages mono-tiges, vers des éléments multi-tiges, requiert de nombreux travaux. Les modèles numériques, protocoles d'essais, et systèmes de mesure sont complexes et quasi inexistant dans la littérature. Ce quatrième chapitre présente donc les résultats issus d'un premier modèle 3D, et d'un prototype d'essai de caractérisation d'assemblages multi-tiges.

Au sein des codes de calcul, l'utilisation de connecteurs multiples ajoute des contraintes et implique des vérifications complémentaires par rapport aux systèmes mono-tiges. La résistance de l'assemblage, F_{rd} , dans sa globalité, est fonction de la résistance unitaire des connecteurs, de leur nombre et de leur disposition. Un nombre efficace d'éléments n_{ef} , prenant en compte les effets de groupe et réduisant la capacité maximale potentielle de l'assemblage, est calculé en tenant compte des alignements et de la distance séparant les différentes tiges. En plus de la vérification aux risques de fendage et au cisaillement vient s'ajouter la rupture par bloc, générée par le groupe de constituants.

Numériquement, le bois est souvent modélisé comme un matériau orthotrope radial pour les modèles 2D axisymétriques, ou orthotrope suivant un repère cartésien. La simulation de configurations d'assemblages multi-tiges impose un modèle en 3D. C'est donc une opportunité pour explorer les effets dus à la position du centre de moelle et donc la courbure des cernes du bois. Dans ces travaux, le bois est considéré homogène comme dans les codes de calcul. Développé tout d'abord pour une configuration mono-tige, le modèle fait ressortir la dépendance de la raideur et du profil de contrainte le long du joint du colle, au module de cisaillement du bois puis à son

module élastique. Aussi constaté expérimentalement à travers la comparaison des deux adhésifs, le module élastique de la colle a quant à lui un faible impact sur la raideur globale de l'assemblage. Il joue toutefois un rôle prépondérant sur les pics de contraintes de traction/cisaillement en début d'ancrage. Les effets de la courbure des cernes ont eux aussi un impact limité sur la raideur. À proximité du goujon, la moelle engendre une raideur tout juste supérieure à la position excentrée. Comme pour le module élastique des adhésifs, l'impact sur le profil de contraintes est en revanche davantage marqué. Une forte diminution des concentrations de contraintes est observée pour une moelle excentrée. En comparaison avec du bois mature, le bois juvénile possède de faibles propriétés mécaniques. Dans le modèle, l'hypothèse d'homogénéité des matériaux considérée semble donc erronée, et tend à limiter les dispersions pouvant apparaître à l'échelle des assemblages multi-tiges.

Étendu par la suite aux configurations intégrant plusieurs connecteurs, le modèle montre comment les variations de raideur influent sur la répartition des efforts entre les différents goujons. Deux configurations d'essai sont considérées : une attache rotulée pouvant correspondre à un ancrage sur platine en traction, et une attache encastrée semblable à une liaison de continuité. Quatre goujons sont mis en œuvre de part et d'autre de l'assemblage. Faute d'utiliser un gradient de propriétés mécaniques entre le bois juvénile et le bois mature, la variation de raideur entre les goujons est induite via le module élastique de l'adhésif. Le post-traitement des simulations identifie une distribution des efforts hétérogène et non proportionnelle à la raideur dans les tiges. Des zones de concentration de contraintes apparaissent au centre de l'éprouvette. Pour les systèmes rotulés, les goujons opposés diagonalement réagissent conjointement et sont soumis à un même effort, ce qui tend à réduire les disparités dans l'assemblage. Le cas des éprouvettes encastrées est quant à lui plus complexe. Raideur et charge évoluent conjointement, mais de façon non linéaire. Un phénomène de flexion (barycentre mobile) est numériquement observé.

Le prototype d'essai de caractérisation mécanique d'assemblages multi-tiges avait pour objectif de voir expérimentalement les phénomènes entrant en jeu dans le comportement de ceux-ci, et d'identifier les besoins nécessaires au post-traitement des résultats, les résultats numériques n'étant pas encore connus au moment des essais. Le système de mesure employé et testé sur ce prototype a été élaboré à l'aide de l'expérience acquise sur les assemblages mono-tiges. À l'issue de ces travaux, de

nombreux phénomènes sont mis en évidence, coïncidant partiellement avec les observations numériques. Les limites du prototype d'essai sont néanmoins atteintes, obligeant à poser des hypothèses et bridant une partie de l'analyse des résultats. Suite à l'analyse des résultats pertinents (sous hypothèse), un protocole d'essais amélioré est proposé. En terme de résultats, les assemblages multi-tiges ont à l'échelle macro un comportement proche de celui obtenu en configuration mono-tige. Les effets de groupe observés pour quatre goujons semblent faibles, ce qui du point de vue mécanique est un avantage en terme de performance comme de dimensionnement (simplifie les critères ELS/ELU). Une force à la rupture et une raideur similaire à quatre fois celle d'un goujon sont obtenues, sans augmentation significative de la dispersion. À l'échelle locale, la position de la moelle semble influencer sur la raideur des goujons proches en liant propriétés juvéniles du bois et raideur faible. Des disparités d'efforts importantes sont relevées entre les différents goujons, générant des taux de travail variables dans l'assemblage. Comparées aux tendances du modèle, raideur et charge ne sont que partiellement liées. Au cours des cycles de charge, des pertes de raideur (endommagement) sont observées avec une redistribution d'efforts (liaison hyperstatique) selon un critère qui semble avant tout géométrique en chargeant les goujons adjacents. Inobservable à court terme, les différences de taux de charge ont potentiellement un impact bénéfique en cas d'uniformisation des déformations (fluage), ou préjudiciable s'ils affectent la durée de vie, à long terme, de l'assemblage et de la structure. Les données actuelles ne permettent pas pour le moment de conclure sur ce point.

Introduction

La technique des goujons collés est un procédé utilisé en construction neuve et réhabilitation de structures bois. Les assemblages utilisant cette technologie ont de manière générale un attrait esthétique et tirent leurs avantages du collage structural, procurant une grande rigidité et résistance élevée. Durant les 30 dernières années, de nombreuses applications et recherches ont été menées pour caractériser la performance mécanique de ces assemblages. Malgré de nombreux projets internationaux, aucune réglementation harmonisée n'est toutefois disponible pour les constructions en bois [3], [6]. Le nombre de réglementations nationales ou guides, s'appuyant sur différentes approches scientifiques, explique probablement cette situation.

La majorité des travaux de recherches portés sur les goujons-collés se focalise sur la résistance à l'arrachement d'un seul goujon pour étudier sa dépendance aux différents matériaux et paramètres géométriques. Réalisés une première fois en 2010, par Tlustochowicz *et coll.* [5], puis étendus par Steiger *et coll.* [4] en 2011, des états de l'art rendent compte de ces travaux, et illustrent les avancées de ces dernières années. Les formules de dimensionnement disponibles sont exprimées principalement en fonction du diamètre, de la longueur d'ancrage et de la densité du bois [53], [55]. Les effets des paramètres externes (température et humidité, mécanismes temporels, effets de groupe) sont plus rarement étudiés et ne sont pas directement pris en considération dans les calculs de dimensionnement [4], [65].

Dans la littérature, différentes approches sont utilisées pour décrire le comportement mécanique des goujons-collés et la rupture quasi-fragile des assemblages. Les performances mécaniques peuvent être évaluées à partir de l'analyse du champ de contraintes, ou en utilisant la mécanique de la rupture. La force maximale est alors souvent associée à la contrainte de cisaillement ou l'énergie de rupture en mode II. L'état de contrainte du joint est toutefois plus complexe. Les modèles analytiques développés par Golang et Reissner [77] et Gustafsson *et coll.* [50] démontrent une hétérogénéité des contraintes de cisaillement le long du joint de colle. Ces observations sont numériquement confirmées par les travaux de Serrano [11], Senno *et coll.* [9], et de Lartigau *et coll.* [8], qui démontrent par ailleurs d'importantes contraintes d'ouverture (mode I) en début d'ancrage et une dépendance de la charge de ruine aux conditions limites des expérimentations.

Quelle que soit l'approche théorique, des modélisations par éléments finis sont utilisées pour simuler le comportement mécanique des assemblages goujons collés et tester numériquement l'influence des paramètres géométriques ou matériaux. Les modèles rencontrés sont soit 2D axisymétriques [73], [82], soit 3D [9], [11], avec le bois modélisé comme un matériau orthotrope selon sa direction radiale R, tangentielle T et longitudinale L dans le repère (r,z) ou (x,y,z) . Le centre des cernes est donc axé sur le goujon (uniquement) dans le cas 2D axisymétrique, ou non pris en compte dans le cas 3D. Les propriétés des matériaux sont quant à elles assumées homogènes.

Malgré l'intérêt et les attentes des professionnels et experts vis-à-vis du comportement mécanique des assemblages multi-tiges, peu de résultats, numériques ou expérimentaux, sont disponibles [33], [83], [84]. Le mode de rupture est néanmoins en lien avec l'espacement des tiges et la distance au bord du bois. Une distance minimale de $2,5d$, où d désigne le diamètre du goujon, est recommandée pour limiter les risques de ruine par fissuration. Un espacement de $2d$ à $4d$ est quant à lui préconisé entre les goujons afin d'éviter les interactions au niveau du joint de colle et maximiser la capacité des assemblages [5].

Dans ce travail, le comportement mécanique d'assemblages multi-tiges est étudié numériquement et expérimentalement. Dans un premier temps, un modèle 3D mono-tige a été développé pour prendre en considération l'orthotropie cylindrique du bois, permettant d'étudier l'influence de la position de l'axe de la moelle et de la courbure des cernes, sur la raideur et la distribution des contraintes le long du joint de colle. Par la suite, ce modèle est étendu aux configurations multi-tiges (2x4 tiges). En parallèle, un prototype d'essai de caractérisation des assemblages multi-tiges a été testé afin d'identifier expérimentalement les phénomènes entrant en jeu et les besoins nécessaires au post-traitement des résultats.

IV.1. Configuration mono-tige

IV.1.1. Modèle numérique

Un modèle aux éléments finis visant à reproduire le comportement mécanique d'un goujon collé mono-tige, en configuration pull-pull a été développé à l'aide du code de calcul CAST3M (CEA). Afin de prendre en compte l'orthotropie radiale du matériau bois et observer le profil de contraintes le long de la circonférence du goujon, une

modélisation en 3D a été choisie. La géométrie de l'ensemble des éléments est définie en coordonnées cartésiennes (x,y,z) pour faciliter la construction du maillage et faciliter l'extension du modèle aux configurations multi-tiges.

Une éprouvette d'essai pull-pull, possédant deux goujons de longueur d'ancrage 50 mm, est simulée. Les différents sous-ensembles visibles (en couleur) sur la figure IV-1 représentent les trois matériaux constitutifs. La section associée au bloc de bois (bleu) est de 50 mm x 50 mm, et la hauteur de 120 mm. Le centre de courbure est quand à lui défini par un axe vertical mobile. Afin de simplifier le modèle, une tige lisse avec un diamètre ajusté à 7,2 mm est utilisée (correspondant à 8 mm avec filetage), générant un joint d'adhésif (rouge) de 2,4 mm. Afin de limiter les ressources de calcul requises, seul un côté de l'éprouvette est modélisé, le second étant connu par symétrie.

Le maillage est composé d'éléments cubiques, possédant chacun 8 nœuds. Dans le but de maximiser la précision tout en réduisant le temps de calcul, une densité variable est définie dans la hauteur de l'éprouvette. Le long du joint de colle, l'épaisseur des éléments varie de 0,1 mm à 1 mm avec une densité maximale affectée en début et fin de l'ancrage où des concentrations de contraintes interviennent. Latéralement, un maillage rayonnant est utilisé, centré sur l'axe du goujon. À proximité du joint de colle, 100 éléments, définissant un angle de 3,6 degrés entre deux nœuds, sont disposés. En partie centrale, le bois est finalement progressivement démaillé, car homogène. Les tests de sensibilité au maillage menés ont démontré que les densités choisies étaient largement suffisantes.

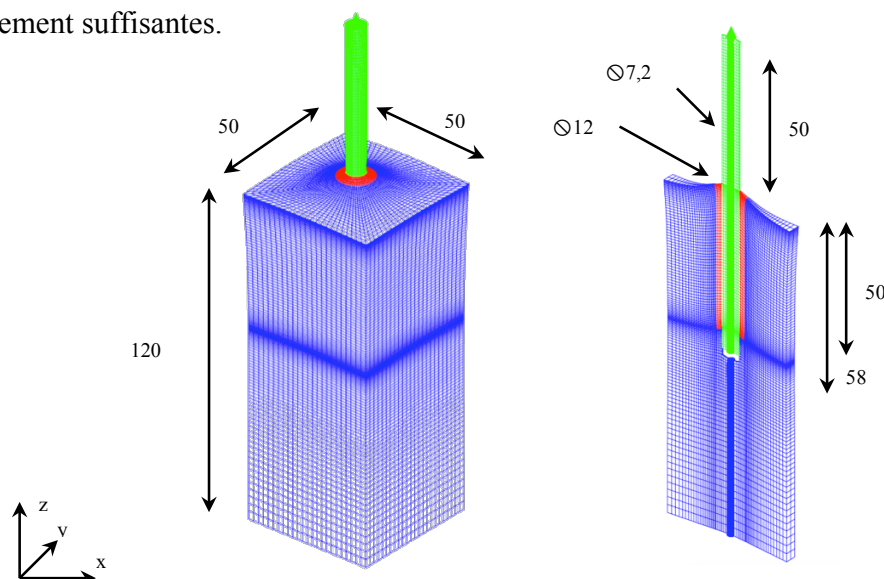


Figure IV-1 : (a)Maillage des goujons mono-tiges, (b) Coupe transversale

Les propriétés élastiques de chacun des matériaux sont disponibles dans le tableau IV-1. Elles sont assumées homogènes dans chacun des matériaux et sont extraites de la littérature [85] et d'expérimentations.

Table IV-1 : Propriétés élastiques des composants

Bois		Adhésif		Acier	
E_l	11430	E	4050	E_{eq}	180390
E_R	905	ν	0.36	ν	0.3
E_T	560	Modules [MPa]			
ν_{LR}	0.39				
ν_{RT}	0.49				
ν_{LT}	0.43				
G_{LR}	780				
G_{RT}	75				
G_{LT}	705				

Les propriétés du matériau bois sont définies par rapport à son référentiel R, T, L. La direction longitudinale est colinéaire à la direction verticale z, employée pour construire la géométrie de l'assemblage. La position du centre de la moelle, définissant l'origine du repère, est, comme présentée en figure IV-2, renseignée en coordonnées cylindriques (r, θ) depuis l'axe de la tige. Les paramètres matériaux représentent un résineux « standard ». Ils sont issus des travaux de Guitard [85] basés sur des éprouvettes de petites dimensions de bois parfait.

L'acier et l'adhésif sont modélisés comme des matériaux élastiques isotropes. Un module de Young de 210 GPa et un coefficient de Poisson de 0,3 sont définis pour l'acier, comme préconisé dans l'Eurocode [34]. Néanmoins, afin de prendre en compte la réduction de l'aire résistante du goujon (suppression du filetage), un module équivalent, E_{eq} , correspondant au diamètre précédemment présenté, est employé dans le modèle (calculé selon [86]). Les propriétés élastiques de l'adhésif sont quant à elles issues des essais DMA présentés dans le second chapitre.

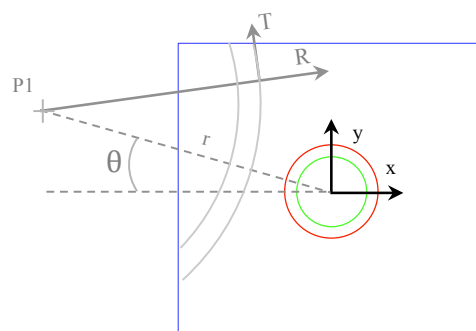


Figure IV-2 : Repère R,T,L du bois

Les conditions limites définies dans ce modèle aux éléments finis sont finalement les suivantes :

- Les adhésions aux interfaces bois-adhésif et goujon-adhésif sont considérées parfaites.
- En fond d’ancrage, une condition de non-pénétration est imposée entre le maillage du bois et le maillage du goujon.
- La face inférieure (section de bois) est bloquée dans la direction verticale pour respecter les conditions de symétrie de l’assemblage (second goujon).
- Une force unitaire de 1N est appliquée dans la direction verticale z en tête du goujon.

IV.1.2. Influence de la courbure des cernes sur la raideur et sur les contraintes

Afin d’étudier l’influence de la courbure des cernes sur la raideur et sur les concentrations de contraintes en début d’ancrage, en fonction des autres propriétés des matériaux, un plan factoriel complet a été défini. Le tableau IV-2 présente les différents facteurs et leurs modalités. Pour le bois, le module élastique et le module de cisaillement sont dissociés. Pour réduire le nombre de simulations, un rapport constant entre les directions R,T et L a toutefois été conservé.

Table IV-2 : Plan factoriel

	$E_{L,bois}$ [MPa]	$G_{LR,bois}$ [MPa]	$E_{adhésif}$ [MPa]	r [mm]	Θ [degré]
Modalité 1	9715	625	3645	0	0
Modalité 2	11430	780	4050	25	45
Modalité 3	13145	900	4455	100	

($\pm 15\%$)
($\pm 15\%$)
($\pm 10\%$)

La figure suivante présente les effets des différents facteurs sur la raideur de l’assemblage. La raideur est estimée en moyennant les déplacements relatifs entre le goujon et le bois pour chacune des faces de l’élément bois. La référence du bois est prise 50 mm en dessous de la surface supérieure pour correspondre avec la profondeur d’ancrage de la tige. Sur la tige acier, la normale à l’axe du goujon, 10 mm au dessus de la surface du bois, est utilisée comme référence. Cette méthode de mesure est choisie pour correspondre aux essais expérimentaux (voir annexe B).

Au dépouillement des résultats, la matrice des interactions ne révèle aucune interférence entre les différents paramètres (Annexe E). Ceux-ci peuvent donc être étudiés indépendamment.

Les échelles des graphiques étant normées par rapport à un pourcentage de variation de $\pm 15\%$ des propriétés matériaux, leur influence peut directement être comparée à l'aide du coefficient directeur de chacun des segments. Comme constaté expérimentalement lors des essais statiques de caractérisations mécaniques du chapitre 2, le module de l'adhésif a une faible influence sur la raideur, du fait de la faible épaisseur du joint de colle. Les propriétés du matériaux du bois, et notamment le module de cisaillement, ont en revanche un impact prépondérant sur la raideur (effets de $G_{\text{bois}} > \text{effets de } E_{\text{bois}} > \text{effets de } E_{\text{adhésif}}$).

Pour la position du centre de moelle, trois modalités sont considérées : une position centrée sur l'axe du goujon ($r = 0$ mm) telle que dans le cas 2D axisymétrique, une position éloignée ($r = 100$ mm) proche d'un modèle orthotrope défini dans le repère cartésien et enfin une position intermédiaire ($r = 25$ mm) qui engendre la configuration la plus dissymétrique. L'angle θ , permet d'évaluer l'influence des angles de la pièce de bois. Pour $\theta = 0^\circ$ et $\theta = 45^\circ$, une raideur similaire est obtenue. L'effet des angles est donc dissociable de celui du centre de moelle. La distance au goujon « r », influant sur la courbure des cernes à proximité du goujon, joue un rôle qui semble négligeable. Une différence de seulement 2,5% est observée entre les différentes positions. Comparée aux propriétés des matériaux, cette différence équivaut respectivement aux effets induits par une variation de 20% de $E_{\text{adhésif}}$ et de 7% du G_{bois} .

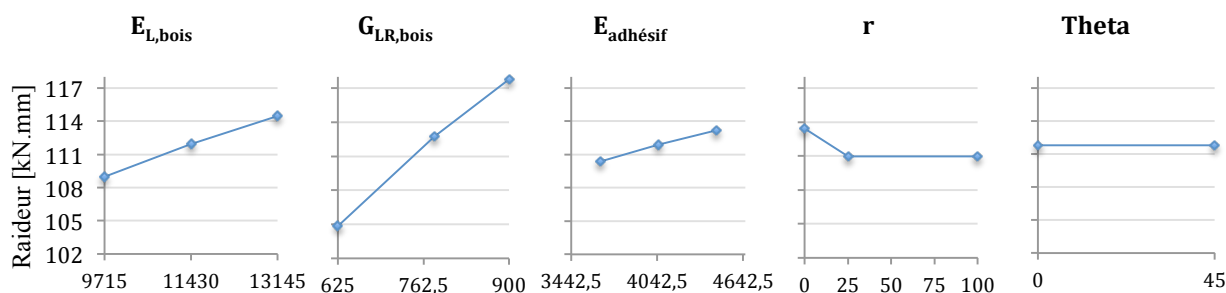


Figure IV-3 : Influence des différents facteurs sur la raideur

La distribution des contraintes associées au chargement unitaire est transposée dans le repère cylindrique R, T, L, centré sur le goujon. Afin d'évaluer l'influence des paramètres, les composantes de cisaillement SMRZ (mode II) et de traction transversale SMRR (mode I) sont extraites tout autour de l'interface bois-adhésif, en début d'ancrage, lieu d'initiation supposée de la rupture [8]. Une profondeur fixe de 1 mm est définie pour éviter les singularités. Pour chaque configuration, le nœud présentant le ratio maximal SMRR/SMRZ est choisi comme point d'extraction, conformément aux répartitions de contraintes attendues entre le mode I et le mode II [8].

Les résultats pour chacune des deux composantes sont disponibles en figure IV-4 et IV-5. Comme pour la raideur, les différents paramètres ne présentent pas d'interactions entre eux (Annexe E).

Pour les contraintes de traction transversale SMRR, G_{bois} a une influence beaucoup plus limitée que pour la raideur. À l'inverse, la distance au goujon (r) et le module élastique jouent un rôle prépondérant. Une augmentation de la rigidité de l'adhésif induit une augmentation de la concentration de contraintes SMRR en début d'ancrage, ce qui pourrait initier plus rapidement la rupture. À l'inverse, éloigner le centre de moelle réduit ces concentrations. Une différence de l'ordre de 4% est observée pour une variation de 10% de $E_{\text{adhésif}}$ et une excentricité de 25 mm.

Pour les contraintes de cisaillement SMRZ, le module de l'adhésif joue à nouveau un rôle prépondérant. Une forte augmentation du pic de contraintes est obtenue lorsque le module de l'adhésif est élevé. Les effets de l'excentricité de la moelle sont plus modérés avec une réduction des contraintes limitée à 1,8% entre 0 mm et 25 mm. G_{bois} et E_{bois} ont comme pour la raideur un impact significatif.

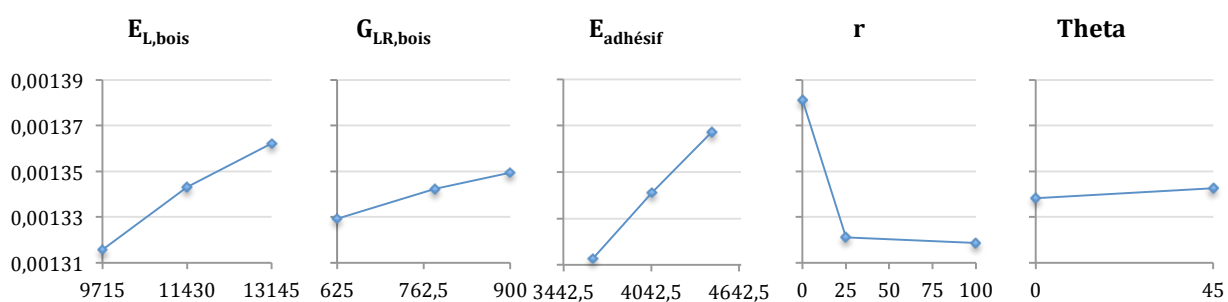


Figure IV-4 : Influence sur la contrainte SMRR [MPa] à 1 mm de profondeur d'ancrage.

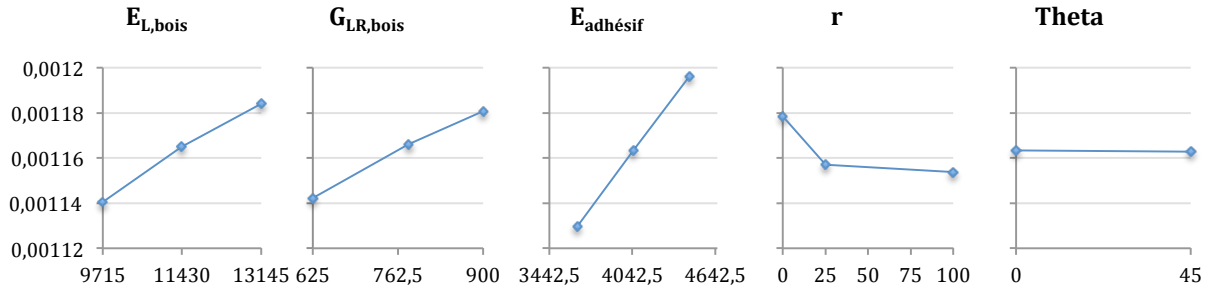


Figure IV-5 : Influence sur la contrainte SMRZ à 1 mm de profondeur d'ancrage.

L'asymétrie des propriétés mécaniques dans l'élément bois, engendrée par la courbure des cernes, soulève des interrogations vis-à-vis de la répartition des contraintes autour du goujon. La figure suivante illustre le champ des contraintes SMRR et SMRZ le long de l'interface bois-adhésif pour une configuration $r = 25$ mm et $\theta = 0^\circ$. La valeur r_theta définit la position sur la circonférence du goujon. P1 correspond au centre de moelle.

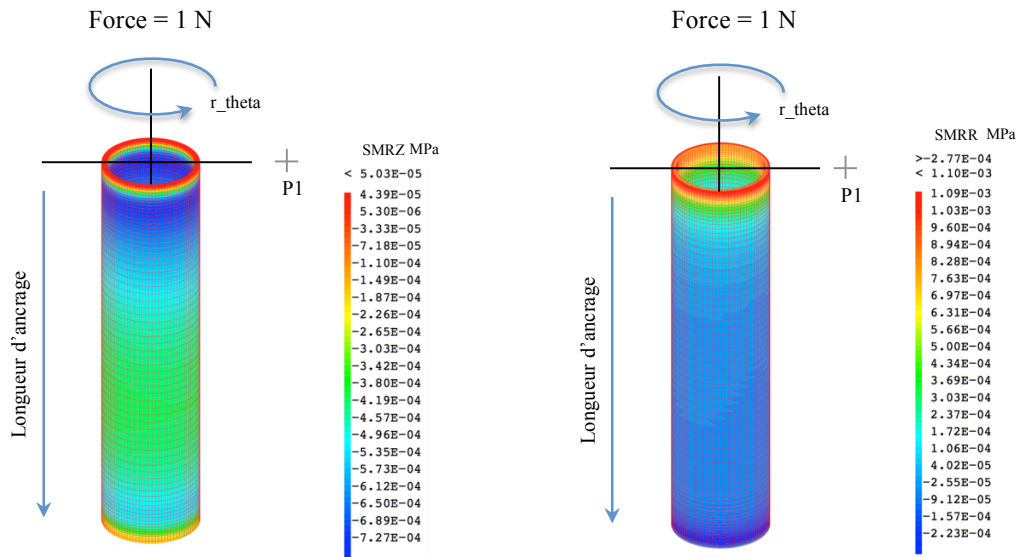


Figure IV-6 : Distribution des contraintes SMRZ et SMRR le long de l'interface bois-adhésif

Pour les contraintes de cisaillement SMRZ, les disparités au niveau de la circonférence de l'interface sont faibles. En tête et fond d'ancrage (1 mm et 49 mm), où apparaissent les concentrations de contraintes, seulement 1% de variation est observée. En partie médiane, zone la moins sollicitée, l'écart reste limité à 4% ce qui ne semble pas problématique pour la résistance du joint de colle, les contraintes subies en tête et fond d'ancrage étant très supérieures.

Pour les contraintes de traction transversale, les variations sont plus élevées mais restent faibles. Un écart de 6 % est observé en début d'ancrage, ce qui pourrait faciliter l'initiation d'une fissure. Les zones face à la moelle, faisant principalement appel aux propriétés radiales du bois, sont surchargées vis-à-vis de la moyenne. Celles situées sur les zones latérales des goujons sont à contrario déchargées. Couplées aux résultats précédents, ces observations montrent que dans un cas parfait, le goujon le plus proche de la moelle est amené à rompre en premier pour des éprouvettes comportant plusieurs tiges (sous condition de rupture adhésive).

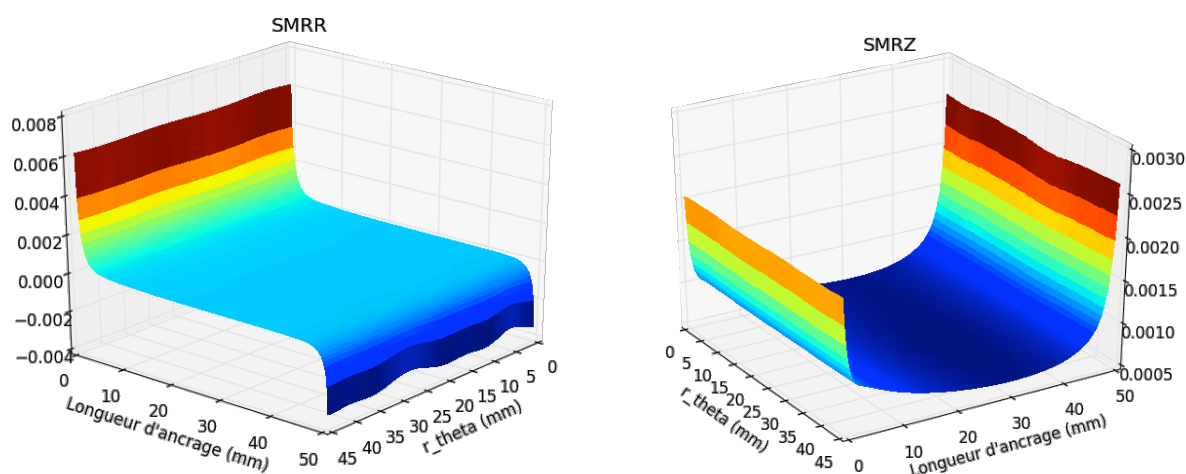


Figure IV-7 : Distribution des contraintes le long de l'interface bois-adhésif

Les résultats de cette première partie remettent finalement peu en cause l'utilisation de modèles 2D axisymétriques principalement utilisés pour limiter le temps de calcul. Pour un calcul de raideur, considérer la moelle centrée sur le goujon implique une légère surestimation de la raideur qui semble négligeable. Dans le cas d'une étude portée sur le profil de contrainte le long du joint de colle à l'échelle locale, cette hypothèse génère d'avantage d'erreur puisqu'elle surestime sensiblement (5%) les contraintes en début d'ancrage pour de nombreux cas ($r > 25$ mm). Le cas 3D, orthotrope cartésien est une approximation qui représente fidèlement les configurations où $r > 25$ mm

Au-delà de cet aspect, ces résultats montrent, finalement et surtout, l'importance de la bonne connaissance des propriétés du matériau bois, employées pour estimer au mieux les déformations de l'assemblage. Souvent moins bien connu que le module

élastique, le module de cisaillement joue un rôle important dans le comportement des goujons collés. Négligé sous l'hypothèse d'homogénéité du matériau, le gradient de propriétés du bois existant entre bois juvénile et bois mature devrait par ailleurs amplifier les effets observés, aux vues des influences de E_{bois} et G_{bois} . C'est une limite du modèle qui nécessite d'être comblée pour réévaluer au mieux les différents effets (dans le cas d'une moelle proche du goujon).

IV.2. Configurations multi-tiges

IV.2.1. Modèle numérique

Par la suite, le modèle mono-tige a été étendu pour modéliser des configurations multi-tiges comportant 2 x 4 goujons (figure IV-8). L'axe de moelle est fixé pour l'ensemble des goujons et le modèle mono-tige dupliqué 8 fois. Les différentes géométries constituant le bloc de bois sont finalement fusionnées en éliminant les nœuds communs aux interfaces afin d'obtenir l'assemblage final. Ainsi, les propriétés mécaniques adhésifs/acier de chaque goujon peuvent être définies indépendamment. Pour de futurs travaux, la modélisation de configuration intégrant davantage de goujons est facilement réalisable.

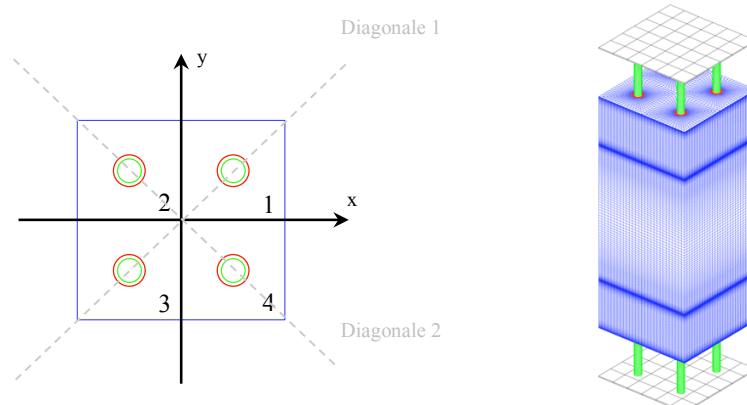


Figure IV-8 : Modélisation d'assemblages multi-tiges

Afin de regarder l'influence de la variabilité de la raideur des goujons sur le comportement global de l'assemblage, une configuration de référence a été simulée, puis des variations de raideur ont été introduites dans le modèle entre les différents éléments. Les propriétés du bois étant considérées homogènes, le module de l'adhésif est utilisé pour générer ces variations de raideur. La figure IV-9 illustre la relation entre la raideur du goujon et le module élastique de l'adhésif. Le centre de moelle est placé au

centre de l'éprouvette afin d'affecter de manière identique tous les goujons. Les différentes configurations simulées s'appuient sur les 4 valeurs de module. Les résultats de l'étude sont issus de l'observation des 4 tiges supérieures. Les 4 goujons inférieurs sont modélisés, soit identiques entre eux ($E_{\text{adhésif}} = 4100 \text{ MPa}$), soit respectivement identiques aux goujons supérieurs. En table IV-3 est exposé le plan d'expériences suivi (tiges supérieures). Un plan complet comportant 2 facteurs ($E_{\text{adhésif}} = 4100 \text{ MPa}$ et $E_{\text{adhésif}} = 2300 \text{ MPa}$) est défini pour étudier l'influence d'une distribution hétérogène ou d'une perte de raideur. A ce plan sont adjoint trois simulations complémentaires comportant des raideurs différentes afin de supprimer les effets de symétrie.

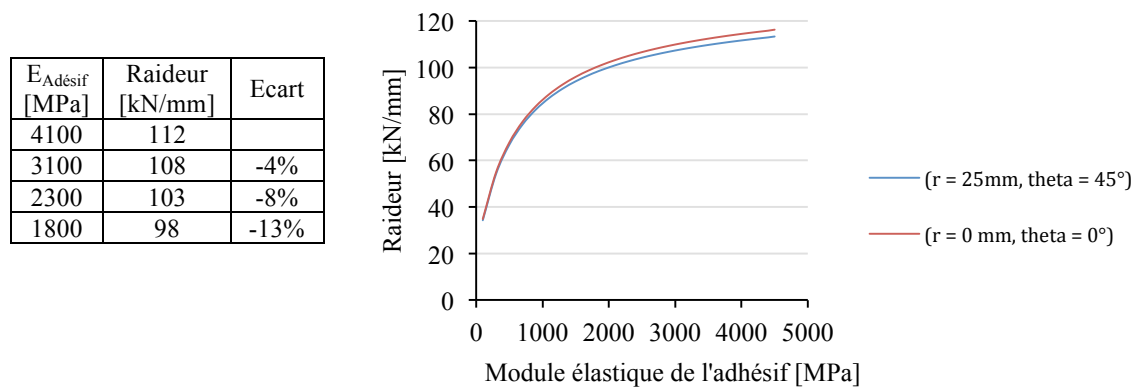


Figure IV-9 : Évolution de la raideur en fonction de $E_{\text{adhésif}}$, (obtenue numériquement en configuration mono-tige)

Les tiges de part et d'autre de l'assemblage sont reliées entre elles par une plaque rigide, et deux conditions de chargement sont considérées. Les efforts transitant dans chaque goujon, ainsi que leur raideur apparente, sont par la suite évalués par intégration des contraintes sur chacune des tiges. Dans le premier cas, les deux plaques sont soumises à un déplacement vertical de $\pm 1 \text{ mm}$ (déplacement imposé). Ces conditions limites sont semblables à celles rencontrées dans une liaison de continuité. Le second cas simule des plaques rotulées en leur centre et chargées par une force unitaire de 1N. La liaison tige-plaque est considérée comme rotulée. Cette configuration représente, par exemple, une platine d'ancrage articulée soumise à de la traction.

Table IV-3 : Plan d'expérience pour les 4 goujons supérieurs (E [MPa])

Configuration	$E_{\text{adhésif}}$ Tige 1	$E_{\text{adhésif}}$ Tige 2	$E_{\text{adhésif}}$ Tige 3	$E_{\text{adhésif}}$ Tige 4
1	4100	4100	4100	4100
2	2300	2300	2300	2300
3	4100	2300	4100	4100
4	2300	4100	2300	2300
5	4100	2300	2300	4100
6	2300	4100	2300	4100
7	4100	2300	3100	4100
8	3100	2300	4100	4100
9	3100	1800	2300	4100
10	1800	4100	2300	3100

IV.2.2. Interactions entre goujons

Quel que soit le mode de chargement, l'étude du profil des contraintes de traction au sein de l'élément bois révèle des interactions et zones de concentration de contraintes entre les goujons. Deux configurations (simulations 1 et 2) comportant 4 goujons similaires ($E_{\text{adhésif}} = 4100$ MPa ou 2300 MPa) de part et d'autre de l'éprouvette ont tout d'abord été utilisées pour évaluer ces interactions. Comme pour les configurations mono-tiges, la raideur apparente (figure IV-9) est calculée en réalisant la moyenne des déplacements relatifs verticaux par rapport aux 4 faces d'un goujon (ici virtuelles). La figure IV-10 présente la distribution des contraintes de traction dans la section médiane, et le long de la diagonale de l'élément bois, pour une configuration constituée de 8 goujons identiques (simulation 1).

Chaque goujon génère une poche de contraintes se propageant latéralement et verticalement. La diffusion de cette poche s'étendant au-delà de la section médiane pour un goujon, un tube de concentration de contraintes est généré verticalement. Des concentrations de plus de 35% par rapport à une répartition uniforme en section médiane sont observées. Dans ses travaux, Aicher [73] démontre néanmoins que des goujons espacés de plus de deux fois la longueur d'ancrage n'interfèrent pas entre eux. Ces phénomènes verticaux n'entraînent donc qu'une surcharge locale de l'élément bois. Latéralement, une nouvelle zone de surcharge, localisée au centre de l'éprouvette, est induite par les interactions des goujons d'une même extrémité. Ce phénomène se matérialise sur la figure IV-10 par un profil de contraintes dissymétrique (transversalement) de part et d'autre des quatre axes de tiges, sur le plan vertical et la section médiane. La symétrie des contraintes le long du joint de colle et le profil de

diffusion du côté extérieur indiquent néanmoins que les propriétés mécaniques du goujon gouvernées par l'interface bois-adhésif, ne sont pas affectées.

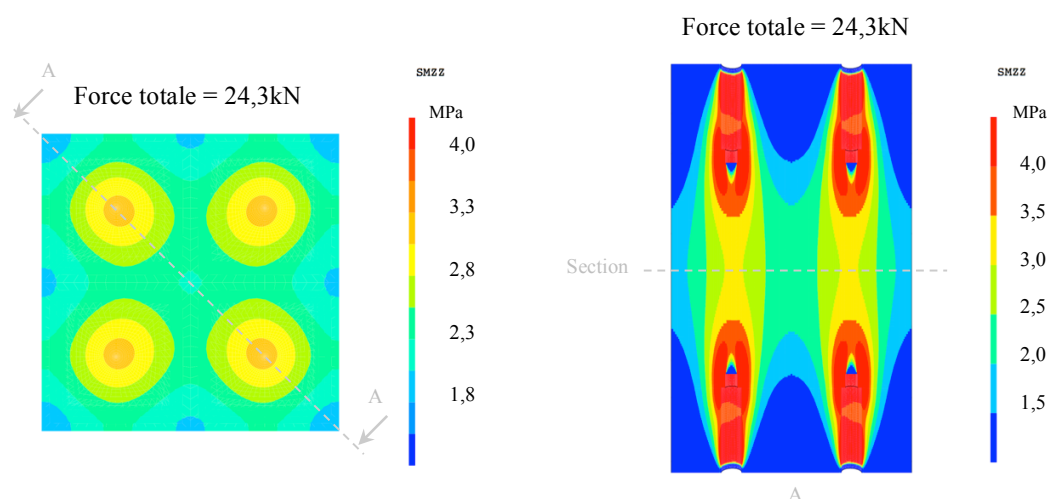


Figure IV-10 : Contraintes de traction dans le bois sur le plan diagonal (simulation 1)

IV.2.3. Assemblages rotulés

À l'origine, le prototype expérimental d'essai de caractérisation d'assemblages multi-tiges devait être testé sur des configurations comportant des attaches rotulées (plaques de chargement), sollicitant l'assemblage global en traction pure. Néanmoins, le premier essai a révélé toutes les difficultés de la mise en place de l'éprouvette, pour cette configuration. Chaque mise en tension d'une tige entraînait une rotation des plaques de chargement et une modification des efforts dans les 7 autres tiges, rendant impossible l'uniformisation des efforts initiaux. Une configuration en déplacement imposé a en conséquence été utilisée pour tester le prototype, mais le développement du modèle a été poursuivi afin de comprendre la source du problème.

Le tableau IV-4 détaille la distribution des efforts (écart à la moyenne) entre les différents goujons pour chacune des simulations. Pour les 8 premières simulations, les différences de raideur dans l'assemblage se limitent à 8%, pour les simulations 9 et 10, elles s'élèvent à 12%.

Table IV-4 : Ecart de force à la moyenne

Simulation	Efforts Tige 1 [%]	Efforts Tige 2 [%]	Efforts Tige 3 [%]	Efforts Tige 4 [%]	Efforts Tiges 5 [%]	Efforts Tiges 6 [%]	Efforts Tiges 7 [%]	Efforts Tiges 8 [%]
1	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
2	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
3	0,90	-0,90	0,90	-0,90	0,03	-0,03	0,03	-0,03
4	-0,89	0,89	-0,89	0,89	-0,03	0,03	-0,03	0,03
5	0,00	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
6	-1,8	1,8	-1,8	1,8	-0,06	0,06	-0,06	0,06
7	0,52	-0,52	0,52	-0,52	0,02	-0,02	0,02	-0,02
8	0,52	-0,52	0,52	-0,52	0,02	-0,02	0,02	-0,02
9	0,14	-0,14	0,14	-0,14	0,0	0,0	0,0	0,0
10	-1,9	1,9	-1,9	1,9	-0,07	0,07	-0,07	0,07

Une des plaques de chargement est, du point de vue mécanique, isolée et considérée comme un solide rigide (hypothèse du modèle). Le problème étant en équilibre, le principe de fondamental de la statique, rappelé ci-dessous, peut être appliqué.

$$\sum \vec{F}_i = \vec{0}$$

$$\sum \vec{M}_{\vec{F}_i/O}(\vec{F}_i) + \sum \vec{C}_i = \vec{0}$$

où les \vec{F}_i correspondent aux forces exercées sur le solide, $\vec{M}_{\vec{F}_i/O}$, aux moments engendrés par ces forces et \vec{C}_i aux couples.

Dans le cas présent, la plaque est soumise uniquement aux forces exercées par les 4 tiges et la force totale de chargement (figure IV-11). Les liaisons tiges-plaques étant roulées et la force exercée ponctuellement, il n'y a pas de couple. Exprimées au centre de la plaque, ces deux expressions fournissent les relations :

$$\vec{F}_1 + \vec{F}_2 + \vec{F}_3 + \vec{F}_4 = \vec{F}_{totale}$$

$$\begin{pmatrix} 0 \\ -25\sqrt{2} * F_{1,z} \\ 25\sqrt{2} * F_{1,y} \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} 25\sqrt{2} * F_{2,z} \\ 0 \\ -25\sqrt{2} * F_{2,y} \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} 0 \\ 25\sqrt{2} * F_{3,z} \\ -25\sqrt{2} * F_{3,y} \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} -25\sqrt{2} * F_{4,z} \\ 0 \\ -25\sqrt{2} * F_{4,y} \end{pmatrix} + \vec{0} = \vec{0}$$

d'où les égalités :

$$F_{1,z} + F_{2,z} + F_{3,z} + F_{4,z} = F_{totale,z}$$

$$F_{1z} = F_{3z} \text{ et } F_{2z} = F_{4z}$$

Le cas particulier d'une tige rompue (1 résultante nulle selon z) les démontre que les deux couples de force ne sont pas nécessairement identiques.

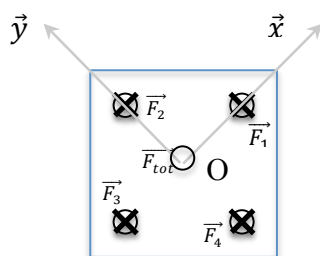


Figure IV-11 : PFS Plaque de chargement

Les assemblages rotulés comportant 4 goujons disposés en carrés, fonctionnent donc rigoureusement par paire. Les goujons diagonalement opposés réagissent conjointement et sont soumis à une force F_z similaire, quelle que soit leur raideur (dans la limite des déplacements géométriquement possibles). Ce comportement se vérifie numériquement sur les simulations montrées dans le tableau IV-4.

L'amplitude de l'écart de force est néanmoins plus complexe à définir. Pour des variations de raideur contenues à 12%, la différence d'efforts maximale entre les goujons s'élève à 4% (tableau IV-4). Le goujon le plus raide n'est par ailleurs pas nécessairement le plus chargé.

Les assemblages multi-tiges rotulés sont donc soumis à une distribution hétérogène des efforts entre les tiges, induites par les différences de raideurs. Par conséquent, les goujons au sein d'un même assemblage sont amenés à travailler à différents taux de charge. Le fonctionnement par couple tend toutefois à contenir ces écarts en uniformisant deux à deux les efforts, grâce aux rotations des plaques. Par symétrie du chargement, l'éprouvette n'est pas soumise à un moment de flexion parasite puisque le barycentre des deux extrémités coïncide avec les points de chargement.

IV.2.4. Assemblages soumis à un déplacement imposé

Soumis à un déplacement imposé, identique sur chacune des tiges, les assemblages ont une réponse différente de ceux présentés précédemment. Les différences de raideur induisent toujours une disparité des efforts entre goujons, mais les rotations des plaques sont bloquées. La table IV-5 illustre les écarts d'efforts entre les tiges, puis détaille les coordonnées des barycentres inférieur et supérieur, G_{Inf} et G_{Sup} pour chacune des simulations.

Table IV-5 : Distribution des efforts entre goujons (Ecart à la moyenne)

Simulation	Efforts Tige 1 [%]	Efforts Tige 2 [%]	Efforts Tige 3 [%]	Efforts Tige 4 [%]	Efforts Tige 5 [%]	Efforts Tige 6 [%]	Efforts Tige 7 [%]	Efforts Tige 8 [%]	Coordonnées du barycentre G_{Sup} [mm]	Coordonnées du barycentre G_{Inf} [mm]
3	1,2	-3,3	1,2	0,88	0,05	-0,41	0,05	0,30	(0,26 ; -0,26)	(0,04 ; -0,04)
4	-1,2	3,3	-1,2	-0,91	-0,05	0,42	-0,05	-0,31	(-0,27 ; 0,27)	(-0,05 ; 0,05)
5	2,1	-2,1	-2,1	2,1	0,36	-0,36	-0,36	0,36	(0,52 ; 0)	(0,09 ; 0)
6	-2,4	2,4	-2,4	2,4	-0,11	0,11	-0,11	0,11	(0 ; 0)	(0 ; 0)
7	1,6	-2,8	-0,2	1,4	0,19	-0,38	-0,13	0,32	(0,37 ; -0,15)	(0,06 ; -0,02)
8	-0,2	-2,8	1,6	1,4	-0,13	-0,38	0,19	0,32	(0,15 ; -0,37)	(0,02 ; -0,06)
9	1,3	-3,4	-1,1	3,2	0,21	-0,56	-0,20	0,55	(0,56 ; -0,26)	(0,1 ; -0,04)
10	-3,7	3,5	-1,4	1,6	-0,31	0,27	0,08	-0,04	(-0,26 ; -0,03)	(-0,04 ; 0)

Une relation liant raideur locale et effort dans les goujons est attendue. Les différentes simulations réalisées valident cette hypothèse. Contrairement aux configurations d'assemblages rotulés, le goujon le plus raide est le plus chargé, quelle que soit la simulation étudiée. Une relation non proportionnelle est toutefois trouvée (figure IV-12). Une différence de raideur induit un effort supplémentaire ou une décharge sur le goujon concerné par rapport à la moyenne, mais aussi sur les autres tiges de l'assemblage. Des interactions sont visibles.

La simulation 3 montre par exemple, qu'un goujon de raideur plus faible induit un chargement, par rapport à la moyenne, des trois autres goujons. Ceux adjacents sont surchargés de manière similaire, et celui opposé diagonalement, dans une moindre mesure. L'étude de la redistribution des efforts lors du passage de la configuration 7->5, 3->7, 6->4 (simulant une perte de raideur) démontre les mêmes effets.

En partie inférieure de l'assemblage (homogène), une distribution non uniforme des efforts est observée et induite par les disparités du bloc de goujons supérieurs (raideur homogène en partie inférieure). Les écarts d'efforts sont toutefois très limités.

La distribution des efforts n'étant plus nécessairement symétrique, le barycentre des efforts des quatre tiges est mobile et s'excentre du point d'application du chargement, en fonction des configurations. Les degrés de liberté en rotation de la plaque de chargement étant bloqués, un moment parasite est introduit. Dans les simulations présentées, la plage de variations de raideur est restreinte à 12%, l'excentricité du barycentre et par conséquent le moment sont limités (Tableau IV-5).

Comme pour les essais rotulés, les assemblages multi-tiges soumis à un déplacement imposé sont sujets à une distribution hétérogène des efforts entre les différents goujons (7% simulation 10). Mais la répartition des contraintes est néanmoins fonction de la raideur. Les disparités engendrées au sein de l'assemblage sont plus élevées (table IV-5) et les taux de travail d'autant plus variables.

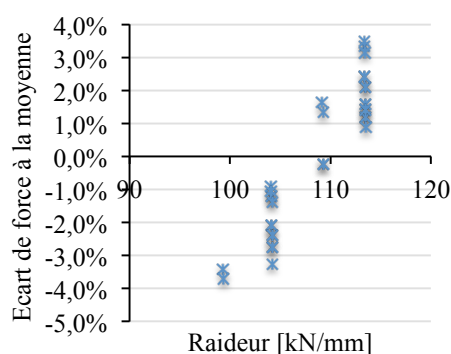


Figure IV-12 : Relation force-raideur

IV.3. Prototype d'essai de caractérisation d'assemblages goujons-collés multi-tiges

IV.3.1. Configuration des éprouvettes

Parallèlement au développement du modèle numérique, 9 éprouvettes multi-tiges ont été fabriquées puis testées en traction sur un prototype d'essai de caractérisation. La configuration utilisée est semblable au regroupement de 4 éprouvettes mono-tiges (figure IV-13). Quatre goujons de diamètre 8 mm (tige filetée) et de longueur d'ancrage 50 mm/92 mm ont respectivement été implantés à chaque extrémité d'un bloc de bois massif en épicea de section 100x100 mm² et de longueur 245 mm. Les différentes nuances d'acier employées sont définies dans la table IV-6. Comme pour les éprouvettes mono-tiges, un joint de colle de 2 mm d'épaisseur est réalisé avec de l'adhésif époxy Sikadur 330.

Table IV-6 : Nuances d'acier employées dans les assemblages

Essais	$l_a = 50 \text{ mm}$		$l_a = 92 \text{ mm}$	
	Nuance acier	Re-Ru [MPa]	Re-Ru [MPa]	Re-Ru [MPa]
1,2,4,5	8.8	640-800	8.8	640-800
3	4.8	320-800	4.8	320-800
6,7,8,9	5.8	400-800	8.8	640-800

Les conditions limites utilisées pour tester les éprouvettes se rapprochent de celles simulées pour les assemblages soumis à un déplacement imposé. Deux plaques rigides en acier visant à imposer le même déplacement à chacun des goujons sont encastrées sur les nez d'une presse MTS de capacité 100kN. Une tige intermédiaire, servant à l'instrumentation, réalise la liaison entre les goujons et les plaques. L'ajout de jeu au niveau des perçages des plaques permet de corriger un éventuel désaxage des tiges et a pour but d'éviter un arc-boutement des tiges. L'éprouvette est mise en position en introduisant les tiges supérieures, puis inférieures, dans chacune des plaques. Les écrous supérieurs maintiennent l'éprouvette par simple gravité. Réglés manuellement, ils permettent d'assurer le centrage de l'assemblage vis-à-vis de la seconde plaque (ajustement des longueurs de tiges). Les écrous inférieurs sont simplement positionnés à fleur de la seconde plaque pour permettre une sollicitation en traction de l'éprouvette (figure IV-18). Au cours de l'essai, un pilotage en déplacement avec une vitesse de $0,75 \text{ mm.min}^{-1}$ est fixé. Trois cycles de charge-décharge, 16kN, 32kN, 48kN, sont conduits avant de mener l'éprouvette à la rupture.

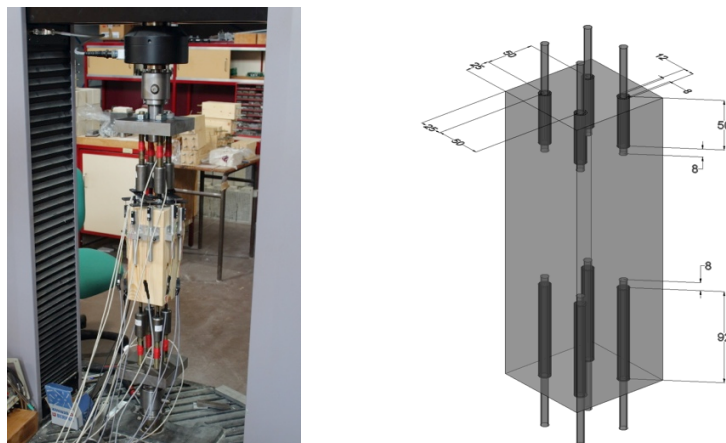


Figure IV-13 : Essais multi-tiges

Afin d'évaluer les efforts normaux transitant dans chacune des tiges, des jauges de déformation (scotch rouge, figure IV-18) sont collées sur l'ensemble des liaisons goujon-plaque et ont été étalonnées avant essais sur presse.

Un système de mesure des déplacements (figure IV-18), se rapprochant autant que possible de celui des essais mono-tiges, a été mis en place pour les goujons comportant un ancrage de 50 mm (bloc supérieur). Il évalue le déplacement relatif entre les tiges, à une hauteur de 10 mm, et le bois, à 50 mm de face supérieure. Deux capteurs potentiométriques MM8 par goujon, soit 8 voies au total, sont dédiés. L'utilisation de deux capteurs en configuration mono-tige permet de s'affranchir des nombreux effets de flexion des tiges par une moyenne des déplacements de part et d'autre de l'assemblage (symétrie). En configuration multi-tige, la géométrie des éprouvettes et l'encombrement des systèmes de mesure rendent toutefois plus difficile l'instrumentation. Une disposition, telle que présentée sur la figure IV-14 (a) a été utilisée pour les trois premiers assemblages. Sujette aux effets de flexion (bras de levier), elle a par la suite été revue pour correspondre à la figure IV-14 (b). Dans cette nouvelle configuration, la mesure s'affranchit des problèmes de flexion de tige, mais suppose toutefois que le goujon face au capteur n'interagit pas avec la mesure. Le déplacement des tiges est associé à la moyenne des deux capteurs.

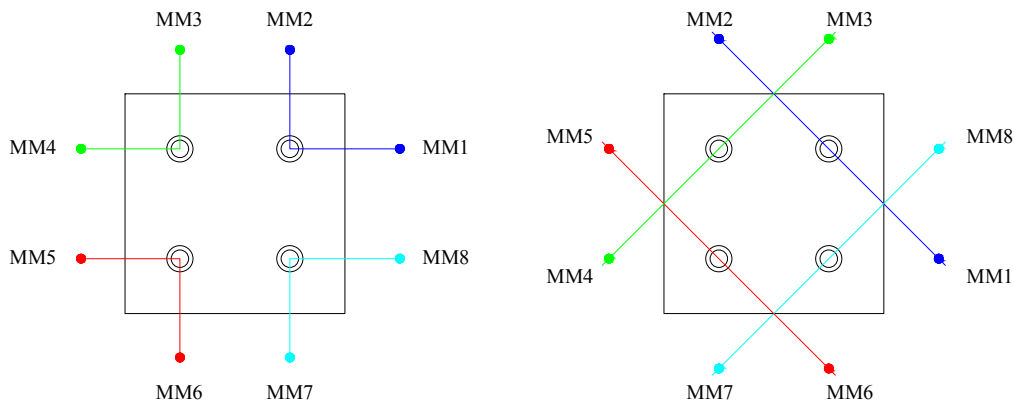


Figure IV-14 : Positionnement des capteurs de déplacement (1 couleur par couple de capteurs)

IV.3.2. Comportement global des assemblages

Dans une structure, l'assemblage est considéré dans sa globalité comme un système. L'ensemble doit répondre aux critères fixés par les ELS et ELU sans distinctions particulières de ses sous-ensembles. Il n'y a que lors du dimensionnement

que le nombre et la position de ceux-ci sont pris en considération pour déterminer les effets de groupes et appliquer les règles de pinces. Cette première partie vise donc à présenter la réponse globale des assemblages.

La figure IV-15 présente le faisceau des courbes forces-déplacements pour les 9 essais. Les cycles de décharge ont été retirés pour plus de visibilité et seule l'enveloppe supérieure est ici représentée. Les deux systèmes de mesure sont par ailleurs distingués. La force exercée sur l'assemblage est issue de la cellule de charge de la presse. Le déplacement correspond à la moyenne des capteurs potentiométriques. Les capteurs étant disposés de façon symétrique tout autour de l'éprouvette, à distance équivalente de la surface supérieure, la moyenne des déplacements relatifs évalue donc le déplacement moyen de la section du bois à 50 mm par rapport au plan moyen passant par les tiges, à 10 mm de hauteur.

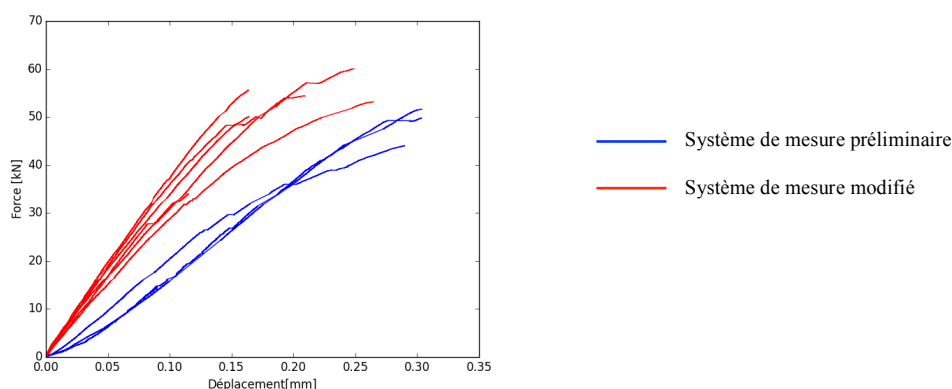


Figure IV-15 : Courbes force-déplacement des essais multi-tiges

Comme évoqué précédemment, la première difficulté avec les essais multi-tiges réside dans l'instrumentation et les interactions systèmes. Au sein du faisceau de courbes de la figure IV-15 sont facilement distingués les deux systèmes de mesure. Une importante différence de la raideur mesurée est observable. Pour les essais réalisés à l'aide du système préliminaire, une première phase de mise en place est visible au début de l'essai, en amont du comportement linéaire. L'allure des courbes issues du second système se rapproche davantage de celle obtenue pour les assemblages mono-tiges avec une forte raideur dès le début du chargement. Seulement deux facteurs distinguent ces deux systèmes : la sensibilité aux phénomènes de flexion et les points de référence de mesures. Considérant le déplacement moyen entre les deux plans (section bois/tiges), le positionnement des capteurs n'a géométriquement pas d'influence. La différence

observée semble donc davantage imputable à la flexion des tiges, d'autant que celle-ci est souvent rencontrée en configuration mono-tige. Les résultats sont donc distingués et traités séparément.

Table IV-7 : Synthèse des résultats

Essais	Force [kN] Capteur MTS	Raideur [kN/mm]	Déplacement à la rupture [mm]	Humidité [%]
1-3	50 (15)	209 (3)	0,31 (6)	17 (2)
4-9		345 (13)	0,19 (29)	

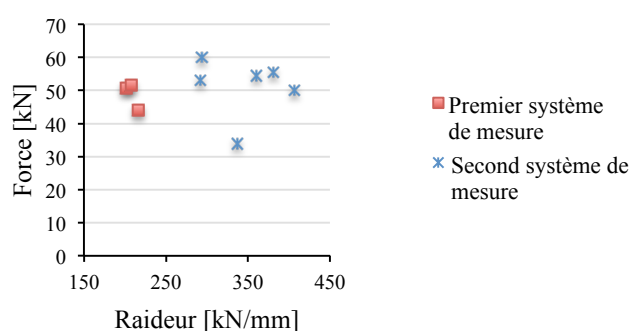


Figure IV-16 : Raideur - Force maximale des assemblages multi-tiges

Macroscopiquement, un comportement semblable aux assemblages mono-tiges est observé. L'assemblage possède un comportement élastique puis rompt de manière quasi fragile pour 7 éprouvettes sur 9. Raideur et charge de ruine ne sont pas corrélées (figure IV-16). Les nuances d'acier fournissant des tiges de résistance élevée, un mode de rupture localisé à l'interface bois-adhésif est obtenu (figure IV-17). Après rupture, les différents goujons ont été extraits des éprouvettes et présentent des fibres de bois tout autour du joint de colle. La dispersion obtenue pour la force et la raideur est aussi proche des configurations d'assemblages ne comportant qu'une seule tige (Mono-tige : 11 à 15% pour la force et 7 à 10 % en raideur pour de l'épicéa). A noter que l'essai 8 présente une force de rupture étonnamment basse (inférieure à 3x1 goujon). Il représente à lui seul 6 % de la variabilité sur la force maximale moyenne. Aucun indice extérieur ne fournit toutefois d'explication à ce comportement.

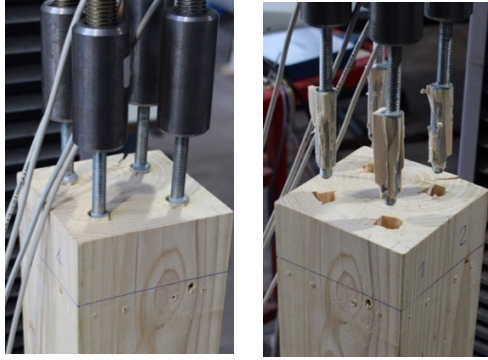


Figure IV-17 : a) Rupture, b) Extraction des goujons

Les bois massifs utilisés présentait un taux d'humidité proche de 17%. La comparaison aux essais mono-tiges menés à 17%, présentés dans le chapitre 3 (fluage), laisse penser que l'effet de groupe est faible. La force moyenne est en effet identique à 4 fois celle d'un goujon. La raideur est quant à elle similaire à 4 fois celle d'un goujon (1% de différence). Les déplacements à la rupture sont finalement variables au même titre que ceux habituellement rencontrés en configuration mono-tige.

Sur les courbes force-déplacement sont identifiables des singularités de raideur. L'étude des cycles de charge montre pour l'ensemble des éprouvettes que ce phénomène entraîne une perte de raideur de 6 à 20% au cycle suivant, ce qui traduit un endommagement de l'éprouvette. Une analyse plus fine est par la suite réalisée à l'échelle micro pour identifier la provenance et observer la redistribution des efforts au sein de ce système hyperstatique.



Figure IV-18 : Instrumentation des tiges de l'assemblage

IV.3.3. Comportement à l'échelle des sous-assemblages (goujons)

Les jauges traduisent les déformations d'un substrat en variation de résistance électrique pour une direction donnée. Par étalonnage, l'effort normal transitant dans chacune des tiges supports en traction est ainsi connu. Positionnées sur un plat, en superficie de la tige, les mesures sont toutefois parasitées en présence d'un moment de flexion (flexion composée). Lors des essais, un écart d'effort moyen de 8% (cv 8%) pour le bloc supérieur, et 25% (cv 24%) pour celui du bloc inférieur, est relevé entre la valeur du capteur MTS et les résultantes des jauges de déformation. Les différentes tiges sont donc soumises à de la flexion parasitant les mesures. L'orientation des jauges par rapport à l'assemblage n'étant pas connue, il n'est malheureusement pas possible d'évaluer avec précision l'amplitude des erreurs et la direction du moment parasite. Le prototype atteint donc ici une de ses limites majeures qui ne pouvait être comblée au moment des essais. Afin de voir le potentiel des essais, identifier les lacunes, et dresser des tendances, l'analyse des résultats est effectuée en posant l'hypothèse d'effets de flexion limités par rapport aux efforts normaux (partie supérieure seulement).

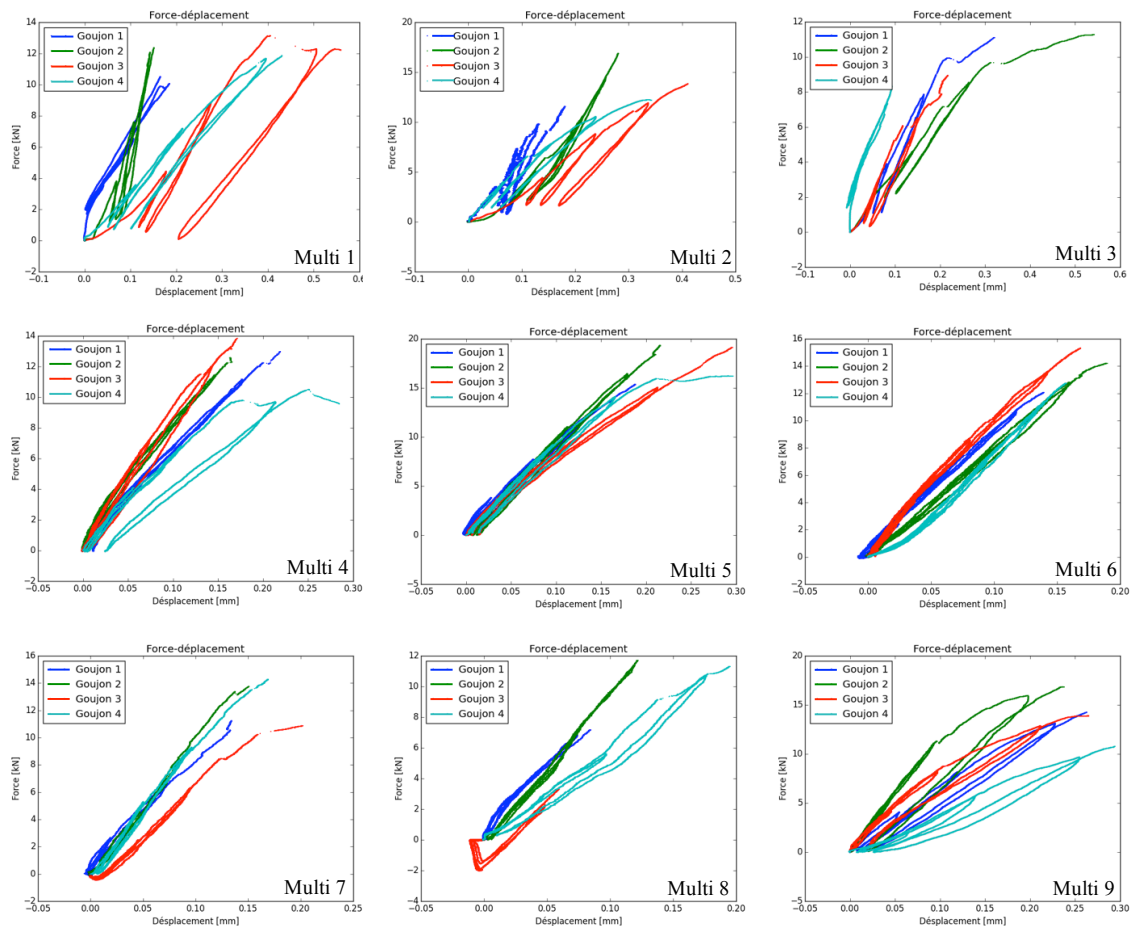


Figure IV-19 : Force-déplacement des essais

La figure IV-19 présente de la même manière que précédemment le faisceau de courbes force-déplacement obtenu pour chacun des essais.

À l'échelle locale interviennent sur différents goujons les discontinuités de raideur sécantes perceptibles sur les courbes du paragraphe précédent (Échelle globale). Sur l'éprouvette Multi 5 semble même apparaître une plastification du sous-assemblage comportant la tige 4, pourtant non concomitant avec la valeur de force lue.


Comme pour le modèle aux éléments finis, des différences de raideur cohabitent au sein de l'assemblage, générant une distribution hétérogène des efforts. Pour les tiges supérieures, les écarts de force s'échelonnent de 15 à 20 % à la rupture (table IV-8). Comparés au modèle numérique qui présente des écarts de force maximaux de 7%, ces écarts peuvent sembler importants. Cependant, dans le cas des simulations, les différences de raideur sont contenues à 12%. Le table IV-9 montre dans les essais un écart moyen de raideur au troisième cycle de 50%.

Le moment parasite auquel est soumise l'éprouvette à la rupture est estimé à l'aide du barycentre des forces issues des quatre tiges. Comme pour les simulations numériques, celui-ci est peu excentré, générant un moment limité (table IV-8). Les courbes réalisées sur l'ensemble de la durée de l'essai montrent néanmoins que le barycentre est mobile et que l'excentricité diminue conjointement au chargement. Contre intuitif, ce phénomène soulève des interrogations. Aucune explication n'est toutefois trouvée pour le moment. Les courbes associées à ce phénomène sont disponibles en annexe.

Hormis pour l'essai 4 (inversement entre les goujons 2 et 3 à partir du cycle 2), l'ordonnancement des efforts est conservé d'un cycle sur l'autre. Les mesures identifient en revanche des modifications de raideur ce qui traduit, du point de vue mécanique, un endommagement.

Table IV-8 : Charges à la rupture des goujons

	Taux charge vs MTS [%]	jauge 1 [kN]	jauge 2 [kN]	jauge 3 [kN]	jauge 4 [kN]	Ecart [%]	Barycentre [mm]		Moment parasite [N.m]
multi 1	92	10,6	12,4	12,2	11,9	15	-1,1	-0,58	59
multi 2	106	11,6	16,9	13,9	12,2	31	-3,2	1,1	185
multi 3	94	11,1	11,3	8,95	10,2	21	0,63	2,0	85
multi 4	90	13,0	12,7	13,8	9,56	31	-2,0	1,2	115
multi 5	117	15,4	19,3	19,1	16,2	20	-2,4	-0,21	171
multi 6	98	12,1	14,2	15,3	12,7	21	-2,2	-0,78	125
multi 7	100	11,2	13,8	10,9	14,3	24	0,40	-0,10	21
multi 8	99	7,18	11,7	3,30	11,3	72	2,6	3,2	138
multi 9	105	14,2	16,8	13,9	10,8	36	-2,6	2,8	212

 Plastification de la tige (limite associée 400 MPa – 14,6kN)

La figure IV-20 détaille pour chaque éprouvette, la position du centre de moelle, la raideur sécante et force à la rupture, ainsi que la distribution des raideurs au cours des cycles. L'ordonnancement des raideurs est réalisé de façon qualitative à partir des courbes de fronts montants des différents goujons, les régressions linéaires donnant des valeurs trop dépendantes du choix du domaine élastique par l'opérateur. À noter qu'il n'y a toutefois que deux cas où les interprétations entrent en conflit. Le premier cycle comportant les phénomènes de mise en place n'est ici pas représenté.

Table IV-9 : Raideur des goujons (G) au cours des cycles de charge (C). (A considérer avec précaution, les domaines linéaires étant parfois difficile à déterminer)

Multi 1				Multi 2				Multi 3						
C2	47,6	130	50,8	40,3	C2	137	75,8	71,3	66,7	C2	102	41,7	71,1	82,8
C3	46,1	145	55,0	46,3	C3	150	89,4	66,5	58,8	C3	73,4	40,0	52,4	85,4
C4	50,5	153	35,6	42,4	C4	149	97,2	56,2	50,2	Multi 6				
Multi 4				Multi 5				95,9 87,2 124 91,2						
C2	83,6	108	110,4	81,8	C2	100	121	92,0	100	C2	93,9	81,8	126	95,2
C3	86,6	102	106,9	68,6	C3	94,9	110	92,7	103	C3	85,8	81,4	133	92,4
C4	93,1	119	92,5	53,1	C4	92,9	105	89,3	98,5	Multi 9				
Multi 7				Multi 8				C2						
C2	94,7	103	76,5	115	C2	77,7	101,8	87,8	65,5	C2	72,1	119	107	47,0
C3	94,6	114	79,1	107	C3	79,1	104,7	80,8	56,6	C3	71,6	127	94,8	47,0
								C4						
								61,2 87,5 60,4 46,4						
G1	G2	G3	G4	G1	G2	G3	G4	G1	G2	G3	G4			

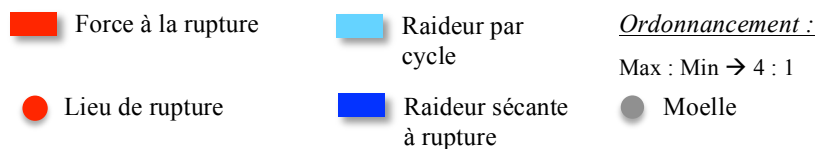
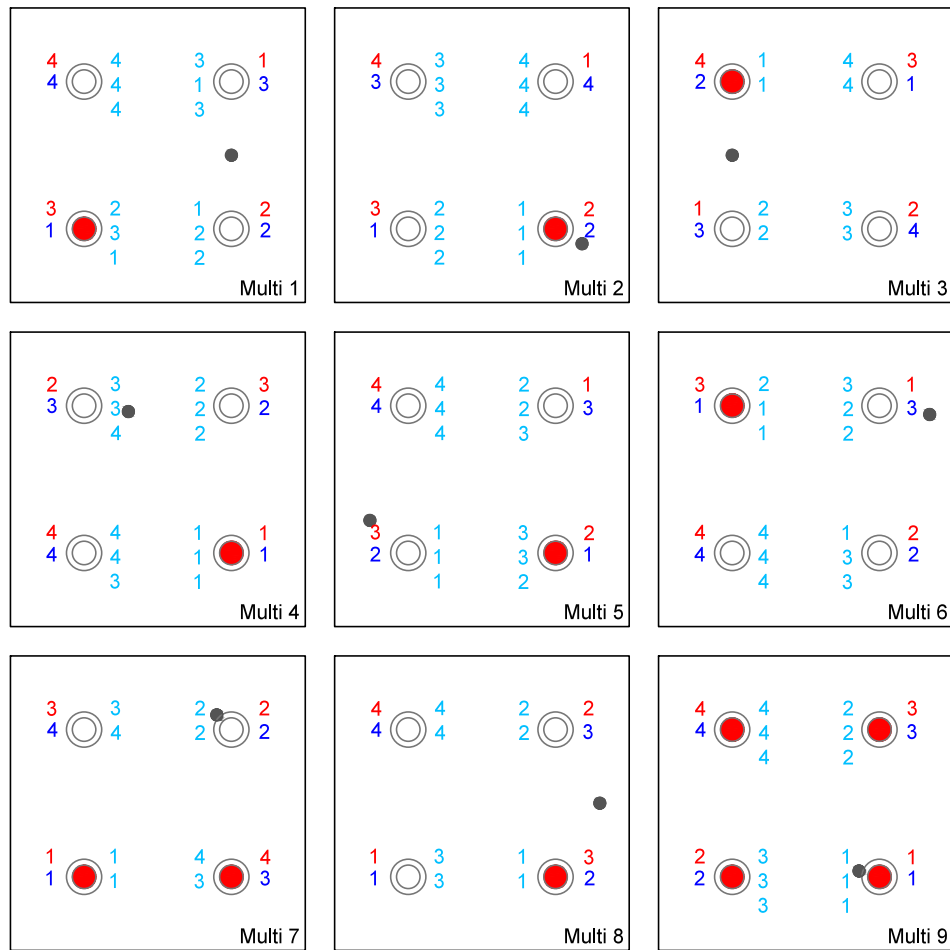


Figure IV-20 : Caractéristiques mécaniques des éprouvettes

Au cours des différents cycles, un réordonnement des raideurs dans l'assemblage est observé pour 5 éprouvettes. Les courbes force-déplacement par goujon (voir annexe) montrent que les discontinuités de déplacement induites par un endommagement, telle que l'apparition ou la propagation d'une fissure, engendrent une perte de raideur visible au cycle suivant. Pour 8 éprouvettes sur 9, la rupture de l'assemblage implique finalement le goujon le moins raide, et potentiellement le plus endommagé. Il n'est en revanche pas nécessairement le plus ou moins chargé.

Numériquement, le modèle démontre que la distribution des efforts suit celle de la raideur. Cette hypothèse est validée dans 75% des cas pour le goujon le plus raide.

Dans les trois cas restants, aucune tendance n'est marquée. À la rupture, cette relation est davantage suivie, avec un critère validé pour 50% des goujons (entre raideur sécante et force maximale). Plusieurs explications possibles sont identifiées. En partie inférieure sont constatées des disparités d'effort entre les goujons. Or, le modèle aux éléments finis laisse entrevoir des interactions entre les goujons positionnés de part et d'autre de l'assemblage. La mobilité du barycentre observée au cours des essais sous-entend une mise en flexion de l'éprouvette (tige et/ou bois) peu visible sur le modèle numérique qui inclut des conditions limites légèrement différentes (distance goujon/plaque, articulation des tiges sur la plaque). Enfin, l'instrumentation peut être mise en cause si les goujons interagissent sur la mesure lue des déplacements des autres goujons (disposition géométrique). La proposition du protocole modifié, décrit plus loin, vise à répondre et à pallier à ces problèmes.

La première partie numérique visait à regarder l'influence de la position du centre de moelle sur la raideur et la distribution des contraintes le long du joint de colle, sous l'hypothèse de propriétés élastiques homogènes dans l'ensemble du matériau bois. Une position de la moelle à proximité du goujon montre une augmentation négligeable de la raideur (2,5%). Mais le modèle montrait aussi et surtout une dépendance prépondérante de la raideur au module de cisaillement et au module élastique du bois. Le bois juvénile possédant des propriétés mécaniques moindres que le bois mature, l'hypothèse d'homogénéité des matériaux était remise en cause avec une raideur réduite, attendue à proximité de la moelle. Les essais appuient cette conclusion. Dans plus de 70% des configurations, les goujons les moins raides sont situés à proximité de la moelle (figure IV-20).

Au regard des courbes force-déplacement, un fonctionnement par couple semble se dessiner. Pour 6 éprouvettes sur 9, un tracé par couple révèle une évolution de la raideur sécante semblable. La figure IV-19 illustre le comportement du dernier cycle des essais 5 et 9 possédant une forte dispersion des raideurs (tracé par couple de deux goujons). Les couples formés, résultants des observations, sont renseignés dans le tableau suivant. Le goujon le plus raide et le moins raide, diagonalement opposés ou adjacents, forment un couple qui évolue au cours du temps, en fonction de la distribution des raideurs (figure IV-18).

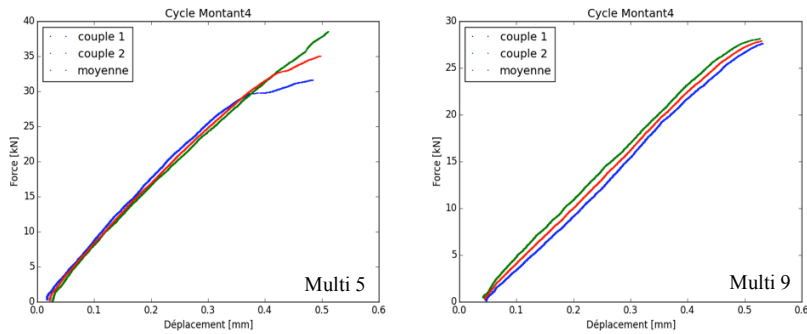


Figure IV-21 : Courbes force-déplacement par couple

Table IV-10 : Couples de goujons travaillant conjointement

Multi 1	
Multi 2	BC/VR (cycle 2), BR/VC (cycle 3)
Multi 3	
Multi 4	RC/BV (cycle 4)
Multi 5	VR/BC
Multi 6	VC/BR (cycle 2), VR/BC (cycles 3 et 4)
Multi 7	VR/BC
Multi 8	
Multi 9	VC/BR

B : bleu (1), V : vert (2), R : rouge (3), C : cyan(4)

IV.3.4. Redistribution des efforts à l'échelle micro

À l'échelle des cycles, des événements locaux influant sur le comportement de l'assemblage sont observés. Le système d'assemblage étant hyperstatique, tout endommagement d'un goujon, matérialisé par une discontinuité de raideur, induit instantanément une redistribution des efforts entre les différents goujons. Afin d'observer les relations liant les différents goujons, la figure IV-22 propose une matrice synthèse, résumant pour chaque événement la redistribution engendrée. Les écarts de force et de raideur indiquées correspondent respectivement aux différences mesurées entre la force et le déplacement en amont et en aval de l'évènement.

En partant du postulat qu'une perte de force conjointe à une augmentation des déplacements traduit un endommagement (baisse de raideur sécante), il est possible d'identifier sur la matrice suivante le goujon à la source de chaque événement, puis d'étudier la redistribution qui s'en suit. Seuls les cas 11 et 14 posent un problème d'identification. Le 7 est difficilement explicable. Dans 85% des cas, la redistribution des efforts touche au moins un des deux goujons adjacents. Pour trois événements, les deux goujons adjacents sont même mis à contribution. Le goujon, opposé diagonalement à la tige rompant, est quant à lui déchargé ou non affecté dans 75% des

cas. Son rechargement intervient conjointement à un goujon adjacent lors d'un effort important à répartir ou dans le cas de faibles efforts. Couplée à la matrice des efforts et raideurs sécantes, les propriétés du goujon endommagé sont investiguées sans grandes tendances apparentes. Les événements se produisent 45% du temps dans le goujon de plus faible raideur contre 38% du temps dans les goujons les plus chargés. Ces deux indicateurs couvrent 75% de la population, mais sans distinctifs pouvant servir à prédire la redistribution. L'ensemble des sous-éléments, + raides, - raides, + chargés, - chargés sont touchés. Le critère le plus probant, rejoignant le modèle numérique, semble donc être un chargement des goujons adjacents puis du goujon diagonalement apparent.

	G1	G2	G3	G4		G1	G2	G3	G4	
Multi 1	-285	227	-965	305	Ecart force					
	-0,011	0,000	0,079	0,012	Ecart déplacement					
Multi 2	0	0	62	0		0	0	-37	24	Ecart force
	0,000	0,002	0,002	0,012		0,000	0,000	0,006	0,000	Ecart déplacement
						81	0	-54	0	
						0,009	0,000	0,000	0,000	
Multi 3	-100	63	-76	100		100	-68	-54	0	Ecart force
	-0,002	0,003	0,020	-0,002		0,004	0,031	0,003	-0,004	Ecart déplacement
						-234	-44	-117	0	
						0,026	0,003	0,000	-0,002	
Multi 4	126	-158	0	-315		205	205	0	-325	Ecart force
	0,003	0,000	0,005	0,017		0,006	0,005	0,000	0,011	
Multi 5	403	-10	510	-300						
	0,005	-0,010	0,007	0,026						
Multi 7	0	0	0	-39		0	0	-52	200	Ecart force
	0,002	-0,001	0,000	0,002		-0,001	0,000	0,004	0,002	Ecart déplacement
						85	-200	282	150	
						-0,003	0,003	0,017	0,005	
Multi 8	313	99	379	231						
	0,003	0,000	0,003	0,009						
Multi 9	52	-198	40	-32						
	0,002	0,003	0,000	0,000						

G : goujon

Figure IV-22 : Ecart de force et écarts déplacements en amont et aval des événements (G : goujon)

	G1	G2	G3	G4		G1	G2	G3	G4	
Multi 1	10,1	11,6	13,2	11,2	Force					
	54,3	83,1	32,4	29,8	Raideur sécante					
Multi 2	6,1	8,9	7,3	6,6		9,0	13,5	11,1	9,8	Force
	73,5	46,2	35,7	59,2		74,5	54,6	36,0	46,4	Raideur sécante
						9,1	14,1	11,5	10,2	
						62,5	55,6	33,6	41,7	
Multi 3	7,3	7,9	6,1	6,7		9,0	9,7	7,3	8,3	Force
	48,0	32,6	51,7	87,4		47,0	31,0	41,6	89,8	Raideur sécante
						9,9	10,4	7,8	9,0	
						45,8	25,5	39,0	100,5	
Multi 4	10,6	11,2	11,5	9,8		12,2	12,2	13,3	10,4	Force
	63,8	78,6	88,4	55,2		61,2	76,5	80,4	42,3	Raideur sécante
Multi 5	13,7	18,4	17,2	15,9						
	85,0	87,5	66,1	75,4						
Multi 7	5,1	6,7	4,8	7,7		8,9	11,3	8,5	11,5	Force
	99,8	91,5	61,9	100,8		83,5	100,1	68,9	91,5	Raideur sécante
						10,5	13,4	10,2	13,5	
						79,2	97,6	64,3	88,2	
Multi 8	5,4	10,2	0,6	9,2						
	96,7	94,9	19,5	66,8						
Multi 9	8,1	11,3	8,6	6,0						
	65,6	117,3	84,3	42,0						

G : goujon

Figure IV-23 : Matrice des efforts et raideurs sécantes en amont des événements (G : goujon)

IV.3.5. Version 2.0 du prototype d'essai de caractérisation d'assemblages multi-tiges

Dans ces travaux, un premier prototype d'essai est présenté avec ses résultats, mais aussi et surtout ses faiblesses et ses limites. La finalité de ce travail était d'identifier, conjointement aux simulations numériques, les phénomènes entrant en jeu et la viabilité du protocole d'essais élaborés. Au cours des essais, les phénomènes rencontrés se sont avérés plus complexes qu'anticipés, engendrant des complications et des difficultés pour traiter les résultats. Dans une démarche d'amélioration continue de projet, un protocole modifié est proposé, s'appuyant sur l'ensemble des problématiques rencontrées et hypothèses posées (figure IV-24).

Problèmes (P) rencontrés :



- P₁ : Mise en place des éprouvettes
- P₂ : Interaction des goujons en partie inférieure sur le bloc supérieur
- P₃ : Mise en flexion supposée des éprouvettes de bois
- P₅ : Flexion des tiges comportant les jauges de déformation
- P₆ : Disposition du système de mesure

Figure IV-24 : Roue de Deming, problèmes et hypothèses

Définir un protocole basé sur l'étude d'un groupe unique de goujons semble aujourd'hui être incontournable et être la solution la plus pertinente. Considérer deux ensembles de goujon, dont seulement un était instrumenté, était une erreur. Cette configuration induit de nombreux biais dans les résultats (pénalisant), sans plus valeur pour les essais. La mise en place est complexifiée et des interactions semblent intervenir entre les deux ensembles. Les déplacements hétérogènes en parties supérieure et inférieure de l'assemblage conduisent par ailleurs l'éprouvette à se déformer sans que les déplacements d'une surface de référence puissent rester connus.

La figure IV-25(a) illustre une méthode pour pallier à ces différents problèmes. La proposition consiste à supprimer le groupe de goujons en partie inférieure et remplacer celui-ci par un encastrement sur une plaque support afin d'obtenir une surface de référence. Une hauteur de 3 fois la longueur d'ancrage est conseillée pour le bloc de bois afin de limiter les concentrations de contraintes au niveau de l'interface avec la plaque support. Pour réaliser l'encastrement, une solution par collage de

l'éprouvette serait bénéfique afin de générer une distribution des efforts quasi homogène dans la section de bois. Avec une résistance de 30 MPa en traction, la résistance du joint de colle n'est pas un souci. La force admissible sera davantage pilotée par la qualité de l'adhésion à l'interface. La notice de l'adhésif prévoit une adhésion supérieure à 4 MPa pour du béton sablé (force > 40kN pour une section de 100 mm x 100mm). Des entures et un collage remontant légèrement le long des faces de l'éprouvette sont envisageables pour augmenter au besoin la résistance. Suivant les conditions de chargement souhaitées, traction pure ou déplacement imposé, la liaison plaque-presses doit respectivement être rotulée ou fixe. Dans le cas d'une liaison fixe, une attention particulière doit toutefois être portée afin d'assurer le parallélisme des plans, sans quoi un désaxage des tiges pourrait être engendré.

En suivant ce protocole, la mise en place des essais en configuration rotulée n'est plus problématique, l'étude de ces configurations semble donc à privilégier dans un premier temps.

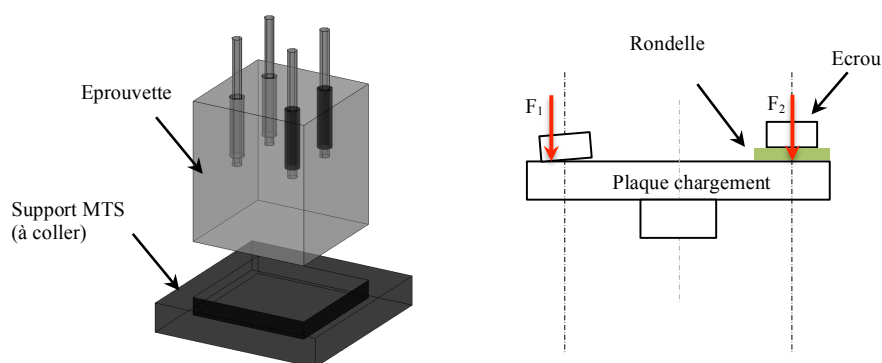


Figure IV-25 : Modifications du prototype

La flexion composée observée dans les tiges comportant les jauges de déformation était inattendue. Au vu du jeu mis en places au niveau des perçages des plaques de chargements et des bagues de liaisons tiges-goujons, un comportement en traction pure était envisagé. Les efforts de compression observés ne pouvant provenir des efforts normaux (liaison plaque-tige : pivot + jeu), aucune autre explication ne semble possible. Plusieurs causes sont potentiellement identifiées : la mise en flexion des l'éprouvettes, l'arc-boutement des tiges, ou encore l'excentricité du chargement au niveau de l'interface tige-plaque.

Quelles que soient les précautions à prendre pour tendre à limiter ces phénomènes, il ne semble pas suffisant de se contenter d'une seule jauge par tige. Différentes alternatives sont envisageables. Le moyen le plus simple consiste à disposer des cellules de charges pour chacune des tiges. La place disponible et l'encombrement des cellules de charge risquent néanmoins de poser des problèmes. Pour s'affranchir des phénomènes de flexion parasites, une seconde jauge de déformation peut sinon être disposée de façon symétrique à la première afin d'obtenir les efforts normaux par moyenne. La précision sera en revanche fonction de la qualité du collage et de la disposition géométrique. Enfin, plus difficile à étalonner, mais fournissant davantage d'informations, un système à l'aide de rosettes peut être envisagé. L'orientation des jauges comme la distance entre la face supérieure du bois et la plaque de chargement est à évaluer pour le calcul des déplacements le long des tiges.

La figure IV-25 (b) illustre une cause possible de l'excentricité du chargement (partie gauche), ainsi que la solution proposée pour s'affranchir du problème (partie droite). Indépendamment de la sollicitation, une répartition non uniforme des efforts autour de l'écrou (inclinaison), couplée aux défauts de parallélisme entre les plans de chargements (dans le cadre d'une plaque encastrée), peut générer un désaxage des efforts par rapport aux tiges. Un moment est ainsi généré, engendrant par conséquent de la flexion composée. Le moyen le plus simple pour éradiquer ce phénomène consiste à élargir le jeu des perçages sur la plaque de chargement et introduire des rondelles Belleville aux interfaces pour assurer une répartition homogène des efforts. Ainsi le chargement est axé et une inclinaison des tiges est possible pour corriger un éventuel désaxage des goujons.

Pour évaluer les phénomènes de flexion et le moment parasite potentiel entrant en jeu, les déformations des éprouvettes peuvent être suivies au cours du temps par rapport à un référentiel externe fixe. Au niveau de l'encastrement, une surface de référence est générée. Dans le repère de la plaque, l'éprouvette s'apparente à une poutre encastrée à une extrémité, et soumise à de la flexion composée. En instrumentant le positionnement de l'éprouvette à partir de cette plaque, un suivi de la flèche (3D) est facilement envisageable, en configuration encastrée comme rotulée (repère fixe par rapport à la surface de référence). L'utilisation de quatre capteurs à fil dans le plan de la surface supérieure donne la flèche associée au moment (figure IV-27). La référence peut être prise au centre de l'éprouvette (figure IV-26) ou sur les arêtes des quatre faces.

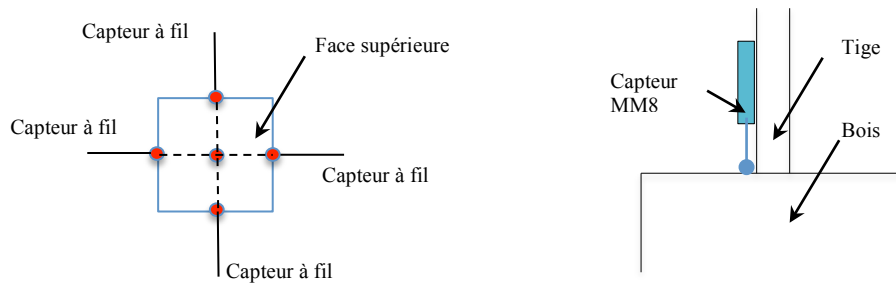


Figure IV-26 : Modification de l'instrumentation

Point fortement discuté, le système de mesure des déplacements mis en œuvre se voulait proche des essais mono-tiges pour permettre une comparaison directe. Afin de limiter les erreurs dues à la flexion des tiges, une première disposition avait été revue. Elle imposait toutefois de poser une hypothèse de non interaction entre les goujons et la mesure des déplacements relatifs évaluée à l'aide des capteurs. Il serait intéressant d'évaluer l'erreur engendrée par cette hypothèse en utilisant par exemple un système de stéréovision. Quel que soit le résultat, l'hypothèse posée reste forte et n'est pas nécessairement la plus intéressante. L'alternative envisagée consiste donc à revoir complètement l'approche de la raideur considérée, en changeant de référence. Plutôt que de s'intéresser aux raideurs en fond d'ancrage (plan passant à 50 mm), les capteurs sont placés de manière à caractériser les propriétés mécaniques par rapport à la surface supérieure du bois (figure IV-27). Les capteurs potentiométriques de déplacement peuvent ainsi être disposés directement sur les tiges, s'affranchissant des problèmes de flexion comme d'interaction. Ce revirement implique de réévaluer les propriétés mécaniques en configuration d'assemblages mono-tiges, mais permet une comparaison directe des résultats, avec même système de mesure.

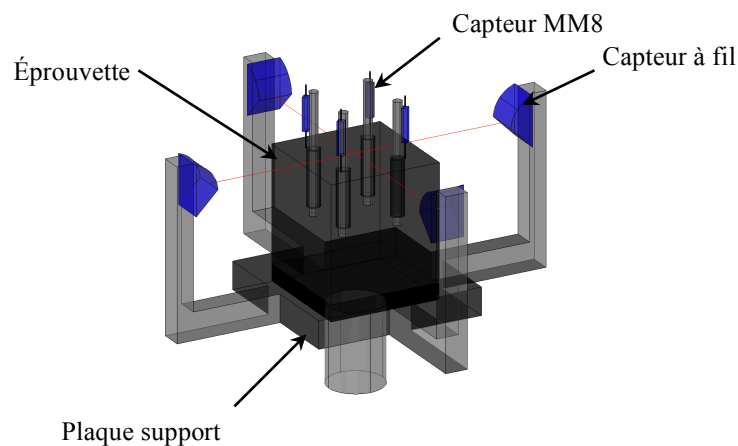


Figure IV-27 : Version 2.0 prototype d'essai - Instrumentation

Conclusion

La première partie de ces travaux visait à montrer, numériquement, comment la raideur d'un goujon collé, ainsi que la distribution des contraintes le long du joint de colle, étaient potentiellement affectées par la position du centre de moelle et donc de la courbure des cernes du bois. La raideur des goujons collés s'avère principalement gouvernée par le module de cisaillement G_{bois} et le module élastique E_{bois} . La rigidité de l'adhésif a un faible impact sur la raideur de l'assemblage, mais gouverne l'amplitude du pic de contraintes en début d'ancrage. L'influence de la position de la moelle est négligeable par rapport à la raideur, mais influe sensiblement sur les concentrations de contraintes en début d'ancrage, notamment en traction transversale (SMRR). Influencées majoritairement par les propriétés radiales du bois, les contraintes SMRZ et SMRR augmentent sensiblement pour une moelle à proximité du goujon. Au-delà de 25 mm, les effets sont fortement diminués. Autour du goujon, le profil de la distribution des contraintes le long du joint de colle est globalement peu affecté par la position de la moelle. Des contraintes de traction supérieures à la moyenne sont observées dans l'axe de celle-ci, avec une amplitude qui reste toutefois limitée (6%). À l'issue de ces simulations, l'impact de la moelle semble restreint. Néanmoins, l'influence de G_{bois} et E_{bois} montre que l'hypothèse d'homogénéisation des matériaux est erronée et tend à limiter les disparités. En effet, il existe entre le bois juvénile et le bois mature des différences de propriétés mécaniques. Une raideur diminuée à proximité de moelle et donc attendue.

Étendu aux configurations multi-tiges, le modèle révèle des zones de concentration de contraintes dans la section médiane du bois. Les conditions limites utilisées pour solliciter l'assemblage jouent un rôle dans la réponse de celui-ci. Mis en œuvre avec des systèmes d'attaches rotulées, les simulations prédisent une distribution des efforts hétérogènes dans les assemblages. Toutefois, les goujons diagonalement opposés sont chargés de manière similaire, quelle que soit leur raideur, ce qui tend à limiter les disparités au sein de l'assemblage. Soumis à un déplacement imposé, la réponse de l'assemblage est différente. La disparité des efforts entre goujons augmente et n'est plus symétrique. En conséquence, les assemblages sont potentiellement soumis à un moment parasite qui reste toutefois limité dans les simulations. Sans être, à

proprement parler, corrélée, la distribution des charges s'effectue en suivant celle des raideurs. Les écarts d'efforts sont par ailleurs supérieurs.

Parallèlement aux simulations, un prototype d'essai de caractérisation mécanique d'assemblages multi-tiges a finalement été testé. Les phénomènes rencontrés lors des essais se sont néanmoins avérés plus complexes que ceux envisagés. Des hypothèses ont en conséquence été posées pour identifier des tendances. Du point de vue global, le comportement des assemblages multi-tiges ressemble fortement à celui des goujons collés mono-tiges. Les premiers résultats semblent montrer un faible effet de groupe pour quatre goujons avec une résistance et une raideur semblables à 4 fois celles d'un goujon, pour une variabilité tout juste supérieure. Tel que le modèle l'envisage, des disparités d'efforts sont observées à l'échelle locale. Les mesures acquises à l'aide des jauges et le calcul de barycentre mettent en évidence des phénomènes de flexion, parasitant les mesures. Le système atteint donc à cette échelle ses limites. Toutefois, au cours des cycles de charge, des événements locaux d'endommagement, déjà visibles macroscopiquement, se traduisent par des pertes de raideur s'accumulant au cours du temps. Sur plusieurs assemblages, une modification de l'ordonnement entre les différents goujons est visible. Contrairement au modèle, la distribution des efforts n'est pas totalement à l'image de la raideur. La rupture se produit dans le goujon le moins raide du dernier cycle (potentiellement le plus endommagé). Le relevé de la position de la moelle vient finalement conforter les conclusions du modèle numérique en reliant les faibles propriétés mécaniques du bois juvénile au goujon le moins raide. À l'échelle micro, les événements singuliers induisent une redistribution des efforts qui semblent avant tout liée à la géométrie en chargeant les goujons adjacents à celui endommagé (85% des cas). À l'issue de ces travaux, l'intérêt de caractériser les assemblages à l'échelle locale, en complément du comportement global, n'est plus à démontrer. Néanmoins, de nombreuses faiblesses ont été relevées sur le prototype utilisé. À partir des problèmes rencontrés et des hypothèses posées, une version modifiée du protocole d'essais est donc proposée pour répondre aux différents besoins.

Du point de vue mécanique, le comportement des assemblages multi-tiges à l'échelle globale est encourageant, tant en terme de performances que de moyens de dimensionnement. Si les faibles effets de groupe relevés se confirment sur davantage de configurations, la définition des critères définissant les états limites de service (ELS) et

les états limites ultimes (ELU) n'en sera que simplifiée. Elle pourra par ailleurs s'appuyer directement sur les travaux menés à l'échelle des assemblages mono-tiges. Du point de vue local, les disparités existant au sein de l'assemblage soulèvent davantage d'interrogations. Une distribution des efforts hétérogènes implique des taux de charge différents et donc potentiellement des comportements variables sur le long terme pour les goujons constituant l'assemblage. La modification de la disposition des goujons ainsi que l'utilisation de nuances d'acier permettant aux tiges de plastifier, sont sans doute les prochaines étapes. Auparavant, la simplification des essais actuels et l'adaptation du système de mesure telles que présentées sont néanmoins à prévoir pour exploiter au mieux les données.

Conclusion générale

Les travaux de cette thèse visent à appréhender le comportement mécanique des assemblages goujons-collés sous conditions climatiques variables, et à initier le développement de travaux sur les assemblages multi-tiges. Peu étudiée dans la littérature, la raideur, adjointe à la résistance, a été prise comme fil conducteur tout au long de ces travaux. La discussion des résultats est effectuée à l'échelle de l'assemblage mais identifie les conséquences potentielles pour les structures, aux états limites de service (ELS) comme aux états limites ultimes (ELU). Sources de nombreuses interrogations auprès des professionnels et experts, la performance et le rôle des adhésifs sous sollicitations thermiques ont guidé les travaux relatés dans la première partie de ce mémoire. Une dimension temporelle est par la suite ajoutée avec des essais portés sur le comportement en fluage d'assemblages mono-tiges. L'évolution dans le temps de la raideur (glissement), atout majeur de cette technologie, est un point clef nécessaire pour le dimensionnement. Finalement, le transfert des connaissances acquises sur des assemblages mono-tiges, vers des éléments multi-tiges, rend les modèles numériques, protocoles d'essais et systèmes de mesure complexes (quasi-inexistants dans la littérature). C'est pourquoi un prototype d'essai et un premier modèle ont été développés conjointement.

La performance mécanique des adhésifs joue un rôle primordial dans le comportement des assemblages goujons-collés. Le joint assure en effet la totalité de la transmission des efforts entre le bois et les goujons. Une défaillance de celui-ci entraînerait par conséquent la défaillance de l'assemblage et une rupture de la structure associée. Une résine époxy (EPX) et une colle polyuréthane (PUR) sont utilisées dans ces travaux. Les performances mécaniques des deux adhésifs ont tout d'abord été évaluées à l'aide d'essais mécaniques dynamiques DMA. La température de transition vitreuse est déterminée et l'évolution du module élastique est mesurée sur la plage de températures de 30°C à 120°C. Aux vues des résultats des essais DMA, la température de transition vitreuse T_g ne semble pas pouvoir servir d'indicateur pour caractériser le comportement mécanique des assemblages. L'évolution du module élastique des deux matériaux en fonction de la température démontre en effet des pertes élevées de rigidité en amont de T_g , dès 50°C. De fortes différences de propriétés ressortent par ailleurs entre les deux adhésifs, agrémentant les interrogations soulevées par les professionnels.

L'adhésif EPX est deux fois plus rigide que PUR, mais les pertes de cette dernière, relevées en fonction de la température, sont plus progressives. La géométrie des connexions (joints minces) gomme en partie les différences de raideur entre EPX et PUR sur l'assemblage. Mais testés en traction à 20°C, 40°C, 50°C et 70°C, les assemblages démontrent des pertes de raideur et résistance importantes, quel que soit l'adhésif. A 50°C, température de certification des colles structurales, les assemblages ont perdus plus de 40% de leur raideur et résistance. Ramené au niveau des Eurocodes, se sont k_u et K_{ser} qui seront directement affectés. L'absence de prise en compte de ces phénomènes laisse donc sans doute place aux non-respects des ELS et ELU avec des déformations excessives, des redistributions d'efforts dans la structure, et de possibles ruines. À la limite des conditions de mise en œuvre prévues par les codes de calcul européen et canadien (50°C), ces pertes interrogent vis-à-vis du protocole de certification des adhésifs et remettent en cause l'uniformité de la réglementation, sans distinctions particulières entre les adhésifs structuraux. Protéger les assemblages goujons collés exposés à la chaleur est inévitable, mais la définition de tests normalisés ne reposant pas uniquement sur la certification des différents constituants semble nécessaire.

Les essais de fluage ajoutent une dimension temporelle et se focalisent sur les mécanismes induits lors du comportement différé. Du point de vue normatif, ces thématiques vont agir sur k_{mod} et k_{def} , qui modifient respectivement la résistance des matériaux et le glissement des assemblages en fonction de l'humidité moyenne d'exposition et de la durée des charges. Le but est de pallier aux pertes de raideur et résistance au cours du temps. Deux types d'environnement ont été choisis pour ces travaux. Un climat régulé en température et humidité relative, et un climat variable représentatif d'une classe de service 1. Un profil de référence en fluage est construit à 20°C/65% HR puis comparé à celui obtenu à 50°C/72% HR. Les assemblages constitués d'EPX présentent un comportement homogène, peu variable. À 20°C, les déformations sont faibles et se stabilisent rapidement après une première phase de fluage primaire. Une hausse de la température induit une forte augmentation du glissement (primaire), néanmoins sans rupture. Pour les assemblages à base de PUR, les conclusions sont différentes ce qui illustre à nouveau les variabilités de propriétés en fonction des formulations adhésives employées. Une variabilité supérieure est aussi observée. Plus problématique, les assemblages atteignent de plus la rupture à 50°C

après quelques jours d'exposition. La température semble piloter le comportement de fluage. Les campagnes d'essais menées sous climat variable illustrent la sensibilité du système aux cycles de séchages et d'humidification du bois sous chargement constant. Dans le cas des éprouvettes testées en classe de service 1, les variations d'humidité relative génèrent une oscillation des déformations. Les essais menés sur les résistances résiduelles des éprouvettes survivantes ne mettent pas en évidence de phénomènes d'endommagement. Une phase de séchage suivi d'une importante humidification semble néanmoins influencer sur la durée de vie. Ce phénomène est constaté sur certaines campagnes testées en classe de service 1, mais aussi et surtout lors des essais impliquant une longue période de séchage (taux d'humidité initial à 18%). De l'endommagement (pertes de raideur et résistance) et des fissures ont été relevés en début d'ancrage. La raideur initiale semble finalement être un bon indicateur des glissements intervenant après 25 jours d'essai, ce qui du point de vue normatif pourrait servir à définir k_{def} . Le manque de connaissances actuelles limite néanmoins les possibilités de découplage des effets entre les différents constituants. La comparaison des comportements de EPX et PUR, dans une même configuration d'assemblage, met toutefois en lumière le rôle prépondérant que joue l'adhésif. Un coefficient k_{mod} défini en fonction de la durée des charges, mais aussi du climat de mise en œuvre serait pertinent.

Le passage aux configurations multi-tiges complexifie l'étude des mécanismes, mais reflète davantage la mise en œuvre et s'avère nécessaire pour tenir compte des effets de groupe induits par la présence de plusieurs goujons. Numériquement, le modèle des assemblages mono-tiges fait ressortir la dépendance de la raideur et du profil de contrainte le long du joint au module de cisaillement et au module élastique du bois (matériaux supposés homogènes). Le module élastique de la colle a quant à lui un faible impact sur la raideur globale de l'assemblage. Il joue toutefois un rôle prépondérant sur les pics de contraintes de traction/cisaillement en début d'ancrage. Les effets de la courbure des cernes ont un impact limité sur la raideur. Lorsque le centre de moelle est à proximité du goujon, la raideur augmente de manière négligeable (2,5%). L'impact sur le profil de contrainte est davantage marqué, avec forte diminution des concentrations pour une moelle excentrée. Étendu par la suite aux configurations multi-tiges (2x4 tiges), le modèle montre qu'une distribution hétérogène de raideur induit des taux de travail variables entre les différents goujons. Deux configurations d'essais sont testées : un système d'attaches rotulées et un système simulant un encastrement. Faute

d'utiliser un gradient de propriétés entre le bois juvénile et le bois mature, la variation de raideur entre les goujons est induite via le module élastique de l'adhésif. La distribution des efforts dans les tiges n'est pas directement proportionnelle à la raideur évaluée. Des zones de concentration de contraintes sont aussi identifiées au sein de l'élément bois, mais n'interfèrent toutefois pas sur le profil de contrainte du goujon. Pour les systèmes rotulés, les goujons diagonalement opposés réagissent conjointement et sont soumis à un même effort, ce qui tend à les réduire disparités d'efforts dans l'assemblage. Le cas des éprouvettes encastrées est quant à lui plus complexe. Raideur et charge évoluent conjointement, mais de façon non linéaire. Un faible phénomène de flexion (barycentre mobile) est numériquement observé. L'objectif du prototype d'essai expérimental développé était d'identifier expérimentalement les phénomènes entrant en jeu dans le comportement des assemblages multi-tiges, et de tester le protocole imaginé à partir des essais mono-tiges. Les phénomènes rencontrés lors des essais se sont néanmoins avérés plus complexes que ceux envisagés, menant le prototype à ses limites. Des hypothèses ont en conséquence été posées pour traiter les résultats. À l'échelle macro, les assemblages multi-tiges ont un comportement proche de celui des assemblages mono-tiges. Les effets de groupe observés pour quatre goujons semblent faibles, ce qui du point de vue mécanique est un avantage certain (n_{ef} proche de $n_{réel}$). Une force à la rupture, et une raideur équivalente à quatre fois celle d'un goujon sont obtenues, sans hausses conséquentes de variabilité. À l'échelle locale, le système de mesure atteint ses limites, mais des tendances sont observables. Le statut erroné de l'hypothèse d'homogénéité des matériaux, supposée numériquement, se confirme expérimentalement. La position de la moelle influe sur la raideur, en liant propriétés juvéniles du bois et raideur faible. Comparées à la tendance du modèle, raideur et charge ne sont que partiellement liées. Au cours des cycles de charge, des pertes de raideur, traduisant de l'endommagement, sont observées sur les différents goujons. L'assemblage étant hyperstatique, une redistribution d'efforts a lieu lors d'un endommagement, avec un critère qui semble avant tout géométrique en rechargeant les goujons adjacents. Inobservables à court-terme, les différences de taux de charge auront potentiellement un impact bénéfique (uniformisation due au fluage) ou préjudiciable (rupture) à long-terme pour l'assemblage et la structure. Les données actuelles ne permettent pas pour le moment de conclure sur ce point. À l'issue de ces travaux, l'intérêt de caractériser les assemblages à l'échelle locale, en complément du comportement global, n'est plus à démontrer. Néanmoins, des problèmes ont été

rencontrés, et des faiblesses identifiées, avec le prototype actuel. Une version modifiée du protocole d'essai est donc proposée pour la poursuite du projet.

Perspectives

Se contenter d'une caractérisation globale des assemblages pour comprendre les mécanismes régissant les goujons entraîne une perte conséquente d'informations pour le comportement à long terme. Initié dans ces travaux, le protocole de caractérisation mécanique d'assemblages goujons collés multi-tiges nécessite, néanmoins, encore de nombreux développements pour parfaire le système de mesure et couvrir le maximum de phénomènes entrant en jeu. À l'issue de ces travaux, une version améliorée répondant aux différents besoins identifiés (pour le moment) est proposée et doit être testée.

Mal connu, le module de cisaillement G joue un rôle important dans les mécanismes régissant le comportement des goujons collés. La méconnaissance du comportement du bois cisailé en fluage limite les possibilités de découplage entre les déformations liées aux adhésifs et celles liées au bois. La définition de modèles est par conséquent difficile. Trouver un protocole permettant de recueillir ces données est complexe, mais probablement la clef pour comprendre comment les assemblages multi-tiges se comportent à long terme.

Complémentaire au point précédent, l'étude en conditions climatiques variables doit être poursuivie. Des essais complémentaires pour PUR, notamment à 50°C, sont requis. Un travail semblable est dans un second temps à réaliser avec l'humidité. Une fois ces bases établies, l'utilisation de cycles hydriques et thermiques pourrait permettre d'identifier l'origine et quantifier l'endommagement observé à l'interface bois-goujons. L'ajout du taux de charge aux différents facteurs est à prévoir. Les éprouvettes fortement chargées démontrent en effet une durée de vie limitée. Ces problématiques sont directement en relation avec le comportement des assemblages multi-tiges.

Des discussions vis-à-vis de la considération des adhésifs au sein des codes de calculs sont à continuer. La limite homogène fixée à 50°C semble arbitraire et potentiellement risquée. Des modèles permettant la prise en compte de la température et de l'humidité dans le dimensionnement, en fonction des formulations adhésives, sont à

proposer. Des solutions en terme de conception et mise en œuvre pourraient ainsi être promues et sécuriseraient les structures. L'adaptation des coefficients k_{mod} et k_{def} est une piste pour conserver une vision proche des Eurocodes.

Numériquement, une analyse inverse à partir des résultats des essais pourrait potentiellement faire ressortir des phénomènes et/ou explications. Une méthode couplant expérimentation et simulation est par exemple développée au laboratoire pour caractériser le comportement quasi fragile. Elle s'appuie sur la mécanique de la rupture et traite le problème de façon énergétique. Appliquée aux goujons collés mono-tiges, des résultats encourageants étaient obtenus.

Références Bibliographiques

- [1] D. Klapwijk, « Restoration and preservation of decayed timber structures and constructions with epoxies », London,UK, 1978, p. pp 75-76.
- [2] J. Taupin, « Restauration à la résine époxyde de planchers et charpentes au Monastère de la Grande Chartreuse ». Bulletin d'informations techniques,92 : 34-43, 1980.
- [3] H. Larsen, « Essay 4.3 : The sad story about glued-in bolts in Eurocode 5 ». 2011.
- [4] R. Steiger *et al.*, « Strengthening of timber structures with glued-in rods », *Constr. Build. Mater.*, vol. 97, p. 90-105, oct. 2015.
- [5] G. Tlustochowicz, E. Serrano, et R. Steiger, « State-of-the-art review on timber connections with glued-in steel rods », *Mater. Struct.*, vol. 44, n° 5, p. 997-1020, juin 2011.
- [6] M. Stepinac *et al.*, « Comparison of design rules for glued-in rods and design rule proposal for implementation in European standards ». Timber Scientific Publishing, 31-déc-2013.
- [7] A. H. Mislav Stepinac, « Reinforcement of timber structures - The route to standardisation », présenté à 3rd International Conference on Structural Health Assessment of Timber Structures, Wroclaw, Poland, 2015.
- [8] J. Lartigau, J.-L. Coureau, S. Morel, P. Galimard, et E. Maurin, « Mixed mode fracture of glued-in rods in timber structures », *Int. J. Fract.*, vol. 192, n° 1, p. 71-86, déc. 2014.
- [9] M. del Senno, M. Piazza, et R. Tomasi, « Axial glued-in steel timber joints—experimental and numerical analysis », *Holz Als Roh- Werkst.*, vol. 62, n° 2, p. 137-146, avr. 2004.
- [10] J.-L. Coureau, S. Morel, et N. Dourado, « Cohesive zone model and quasibrittle failure of wood: A new light on the adapted specimen geometries for fracture tests », *Eng. Fract. Mech.*, vol. 109, p. 328-340, sept. 2013.
- [11] E. Serrano, « Glued-in rods for timber structures — a 3D model and finite element parameter studies », *Int. J. Adhes. Adhes.*, vol. 21, n° 2, p. 115-127, 2001.
- [12] E. Martín, J. Estévez, et D. Otero, « Influence of geometric and mechanical parameters on stress states caused by threaded rods glued in wood », *Eur. J. Wood Wood Prod.*, vol. 71, n° 2, p. 259-266, févr. 2013.
- [13] CEN, « EN 301 - Adhesives, phenolic and aminoplastic, for load-bearing timber structures - Classification and performance requirements ». AFNOR, 2006.
- [14] S. Aicher, M. Wolf, et G. Dill-Langer, « Heat flow in a glulam joist with a glued-in steel rod subjected to variable ambient temperature », *Otto-Graf J.*, vol. 9, p.

185-204, 1998.

- [15] S. Aicher, D. Kalka, et R. Scherer, « Transient temperature evolution in glulam with hidden and non-hidden glued-in steel rods », *Otto-Graph Journal*; 13; 199-214, 2002.
- [16] J. Custódio, J. Broughton, et H. Cruz, « A review of factors influencing the durability of structural bonded timber joints », *Int. J. Adhes. Adhes.*, vol. 29, n° 2, p. 173-185, mars 2009.
- [17] V. Gardelle, « Mécanique des assemblages et renforts collés en construction bois », Thèse doctorat, Université de Bordeaux I, France, 2005.
- [18] CT, « ISO 898-1 Caractéristiques mécaniques des éléments de fixation en acier au carbone et en acier allié -- Partie 1: Vis, goujons et tiges filetées de classes de qualité spécifiées -- Filetages à pas gros et filetages à pas fin ». AFNOR, 2013.
- [19] E. Gehri, « Ductile behaviour and group effect of glued-in steel rods. », Stuttgart, Germany, p. 333–342, 2001.
- [20] J. Estévez Cimadevila, J. A. Vázquez Rodríguez, et M. D. Otero Chans, « Experimental behaviour of threaded steel rods glued into high-density hardwood », *Int. J. Adhes. Adhes.*, vol. 27, n° 2, p. 136-144, mars 2007.
- [21] D. Otero Chans, J. E. Cimadevila, et E. M. Gutiérrez, « Glued joints in hardwood timber », *Int. J. Adhes. Adhes.*, vol. 28, n° 8, p. 457-463, déc. 2008.
- [22] D. O. Chans, J. E. Cimadevila, et E. M. Gutiérrez, « Influence of the geometric and material characteristics on the strength of glued joints made in chestnut timber », *Mater. Des.*, vol. 30, n° 4, p. 1325-1332, avr. 2009.
- [23] J. Lartigau, « Caractérisation du comportement des assemblages par goujons collés dans les structures bois », Bordeaux 1, 2013.
- [24] « CEN - EN 301 - Adhesives, phenolic and aminoplastic, for load-bearing timber structures - Classification and performance requirements | IHS Engineering360 ». .
- [25] P. Gustafsson et E. Serrano, « Glued-in rods for timber structures », Lund University, Division of Structural Mechanics, Lund, Sweden, Report TVSM-3056, 2001.
- [26] J. Lartigau, J.-L. Coureau, S. Morel, P. Galimard, et E. Maurin, « Effect of temperature on the mechanical performance of glued-in rods in timber structures », *Int. J. Adhes. Adhes.*, vol. 57, p. 79-84, mars 2015.
- [27] J. M. G. Cowie et V. Arrighi, *Polymers: chemistry and physics of modern materials*. CRC Press, 2008.
- [28] S. Aicher et G. Dill-Langer, « Influence of moisture, temperature and load duration on performance of glued-in rods », *Rilem Symp. Jt. Timber Struct.*, vol. 44, n° 997, 2001.

- [29] M. Kemmsies, « Comparison of pull-out strength of 12 adhesives for glued-in rods for timber structures. », Boras, Sweden, 1999.
- [30] S. Aicher, P. Gustafsson, et M. Wolf, « Load displacement and bond strength of glued in rods in timber influenced by adhesive, wood density, rod slenderness and diameter ». 1999.
- [31] R. Steiger, E. Gehri, et R. Widmann, « Pull-out strength of axially loaded steel rods bonded in glulam parallel to the grain », *Mater. Struct.*, vol. 40, n° 1, p. 69-78, oct. 2006.
- [32] P. Gustafsson et E. Serrano, « Glued-in rods for timber structures - developpement of a calculation model. », Lund University, Division of Structural Mechanics, Lund, Sweden, Rreport TVSM-3056, 2001.
- [33] J. G. Broughton et A. R. Hutchinson, « Pull-out behaviour of steel rods bonded into timber », *Mater. Struct.*, vol. 34, n° 2, p. 100-109, mars 2001.
- [34] CEN, « NF EN 1993-1-1 Eurocode 3 - Calcul des structures en acier - Partie 1-1 : règles générales et règles pour les bâtiments ». AFNOR, 2005.
- [35] R. Steiger, E. Gehri, et R. Widmann, « Glued-in steel rods: A Design approach for axially loaded single rods set parallel to the grain », présenté à CIB-W18, Edinburgh, Scotland, 2004, vol. 37.
- [36] D. Yeboah, S. Taylor, D. McPolin, R. Gilfillan, et S. Gilbert, « Behaviour of joints with bonded-in steel bars loaded parallel to the grain of timber elements », *Constr. Build. Mater.*, vol. 25, n° 5, p. 2312-2317, mai 2011.
- [37] H. J. Blaß et B. Laskewitz, « Load-carrying capacity of axially loaded rods glued-in perpendicular to the grain », *Soiints Timber Struct.*, p. 363, 2001.
- [38] K. Tanaka, K. Kawano, Y. Noguchi, T. Mori, et M. Inoue, « Proposal of calculation method for pull-out strength of glued-in rod connector embedded in perpendicular to the grain in glulam », *WCTE*, 2012.
- [39] IRABOIS, « Guide professionnel. Assemblages bois : tiges ou goujons collés de grande dimension. » Les cahiers d'IRABOIS, cahier n°11, 1999.
- [40] H. Zhu, « Experimental investigations of residual and fatigue capacities of timber connections with glued-in FRP rods », 2014.
- [41] K. Richter et R. Steiger, « Thermal Stability of Wood-Wood and Wood-FRP Bonding with Polyurethane and Epoxy Adhesives », *Adv. Eng. Mater.*, vol. 7, n° 5, p. 419-426, 2005.
- [42] J. M. D. OBE, *Timber: Its Nature and Behaviour, Second Edition*. CRC Press, 2002.
- [43] J. G. Broughton et A. R. Hutchinson, « Effect of timber moisture content on bonded-in rods », *Constr. Build. Mater.*, vol. 15, n° 1, p. 17-25, févr. 2001.

- [44] B. Madsen et L. F. Nielsen, *Structural behaviour of timber*. Timber Engineering Ltd., 1992.
- [45] GIROD, « Glued in Rods for Timber Structures. », Borås, 2002.
- [46] M. P. A. Adlin Roseley, « Creep of thixotropic adhesives in bonded-in timber connections as a function of temperature and humidity », *World Conf. Timber Eng. 2012 WCTE 2012*, vol. 5, 2012.
- [47] F. Simon, « Le collage structural vu par un mécanicien. » *Annales GC Bois, French Journal of Timber Engineering*, numéro spécial: Collage structural, 41-88, 1999.
- [48] J. ENGERAND, « Mécanique de la rupture ». *Techniques de l'ingénieur*.
- [49] R. Krueger, « Virtual crack closure technique: History, approach, and applications », *Appl. Mech. Rev.*, vol. 57, n° 2, p. 109-143, avr. 2004.
- [50] P. Gustafsson, « Analysis of generalized Volkersen joints in terms of non linear fracture mechanics. », Dublin, Ireland, 1987.
- [51] C.-J. Johansson, E. Serrano, P. Gustafsson, et B. Enquist, « Axial strength of glued in bolts – calculation model based on non linear fracture mechanics – a preliminary study. », Denmark, 1995.
- [52] CEN, « NF EN1995-2 Eurocode 5: Design of timber structures. Part 2: Bridge. » AFNOR, 2005.
- [53] H. Riberholt, « Glued bolts in glulam – Proposals for CIB Code. », Parksville, Canada, 1988.
- [54] P. Townsend, « Steel Dowels Epoxy Bonded in Glue Laminated Timber. », *Res. Report 90-11*, Christchurch, 1990.
- [55] A. Buchanan et X. Deng, « Strength of steel rods in glulam timber. », présenté à In: Proceedings of international wood engineering conference, New Orleans, LA, USA, 1996.
- [56] O. Carlign, « Dimensionering av trakonstruktioner. », Stockholm, Sweden, 1992.
- [57] S. Turkovsky, « Designing of wood glued structures joint on glued-in bars. », présenté à Paper 22-7-13. In: Proceedings of the 22nd conference of CIB-W18, Berlin, German Democratic Republic, 1989.
- [58] CEN, « NF EN1995-2 Eurocode 5: Design of timber structures. Part 2: Bridge. » AFNOR, 1997.
- [59] C. Faye, L. Le Magorou, P. Morlier, et J. Surleau, « French data concerning glued-in rods. », présenté à CIB-W18/37-7-10, Edinburgh, Scotland, 2004.
- [60] CEN, « NF EN1995-2 Eurocode 5: Design of timber structures. Part 2: Bridge. » AFNOR, 2001.

- [61] L. Feligioni, P. Lavischi, G. Duchanois, M. D. Ciechi, et P. Spinelli, « Influence of glue rheology and joint thickness on the strength of bonded-in rods », *Holz Als Roh-Werkst.*, vol. 61, n° 4, p. 281-287, juill. 2003.
- [62] « New Zealand Design Guide ». Timber Industry Federation, NZW14085 SC, 2007.
- [63] A. Rossignon et B. Espion, « Experimental assessment of the pull-out strength of single rods bonded in glulam parallel to the grain », *Holz Als Roh-Werkst.*, vol. 66, n° 6, p. 419-432, août 2008.
- [64] CEN, « DIN EN1995-1-1/NA:2010-12 (GERMAN NATIONAL ANNEX TO EC5) ». 2010.
- [65] T. Connolly et C. J. Mettem, « Development of Eurocode-type design rules for axially loaded bonded-in rods ». Report for project LICONS, 2003.
- [66] SIA, *Norme Suisse SN 505 265:2012 (SIA 265:2012) : Construction en bois*. Société suisse des ingénieurs et architectes, 2012.
- [67] Canadian Standards Association, *CSA O86 : Engineering design in wood*. Mississauga, Ontario, Canada, 2014.
- [68] AWC, *National Design Specification® (NDS®) for Wood Construction, 2015*. American Wood Council, 2014.
- [69] R. J. Ross, *Wood Handbook: Wood as an Engineering Material*. U.S. Department of Agriculture, Forest Products Laboratory, Madison, WI., 2010.
- [70] C. C. Gerhards, « Effect of Moisture Content and Temperature on the Mechanical Properties of Wood: An Analysis of Immediate Effects », *Wood Fiber Sci.*, vol. 14, n° 1, p. 4-36, juin 2007.
- [71] C. De la Cruz Sanchez, « Mesure des constantes élastiques du bois d'épinette noire (*Picea mariana* (Mill.) B.S.P.) dans des conditions d'équilibre du séchage à basse température », Mémoire de Maîtrise en sciences du bois., Université Laval, Québec, Canada, 2006.
- [72] H. Cruz et J. Custódio, « Thermal performance of epoxy adhesives in timber structural repair », présenté à WCTE 2006, Portland, OR, USA, 2006.
- [73] S. Aicher, L. Hofflin, et M. Wolf, « Influence of specimen geometry on stress distributions in pull-out tests of glued-in steel rods in wood. », *Otto Graf Journal*; v.9; pp.205-217, 1998.
- [74] CEN, « NF EN 408/IN1 - Structures en bois - Bois de structure et bois lamellé-collé - Détermination de certaines propriétés physiques et mécaniques ». AFNOR, 2010.
- [75] CEN, « EN 26891 : Timber structures-Joints made with mechanical fasteners - General principles for the determination of strength and deformation characteristics ». 1991.

- [76] CEN, « NF EN1995-1-1 Eurocode 5: Design of timber structures. Part 1-1: General Common rules and rules for buildings. » AFNOR, 2005.
- [77] M. Goland et E. Reissner, « The stresses in cemented joints. », *J. Appl Mech* 66(11)A17-A27, 1944.
- [78] Ulrich Lübbert Warenhandel GmbH & Co., « Gluing of threaded rods in light load bearing structures according to DIN1052:2008 ». .
- [79] M. Verdet *et al.*, « Mechanical Performance of Polyurethane and Epoxy Adhesives in Connections with Glued-in Rods at Elevated Temperatures », *Bioresources*, 2016.
- [80] ASTM International, « ASTM D4933-99: Standard Guide for Moisture Conditioning of Wood and Wood-Based Materials ». 2016.
- [81] Conseil Canadien du Bois, *Manuel de calcul des charpentes en bois 2015*. Ottawa: Conseil canadien du bois, 2015.
- [82] J. L. Coureau, P. Galimard, A. Cointe, J. Lartigau, et S. Morel, « Resistance-curves and wood variability: Application of glued-in-rod », *Int. J. Adhes. Adhes.*, vol. 70, p. 1-9, oct. 2016.
- [83] B. H. Xu, A. Bouchaïr, et P. Racher, « Analytical study and finite element modelling of timber connections with glued-in rods in bending », *Constr. Build. Mater.*, vol. 34, p. 337-345, sept. 2012.
- [84] A. Dias, T. Morgado, J. Negrão, et J. Machado, « Connection for Roundwood Timber Members Using Multiple Glue-In Rods », présenté à World Conference of Timber Ingeneering, Quebec, Canada, 2014.
- [85] D. Guitard, *Mécanique du matériau bois et composites.*, Cépaduès. 1987.
- [86] J. GUILLOT, « Modélisation et calcul des assemblages vissés. Généralités ». Techniques de l'ingénieur.

Annexe A : Protocole de fabrication des éprouvettes mono-tiges

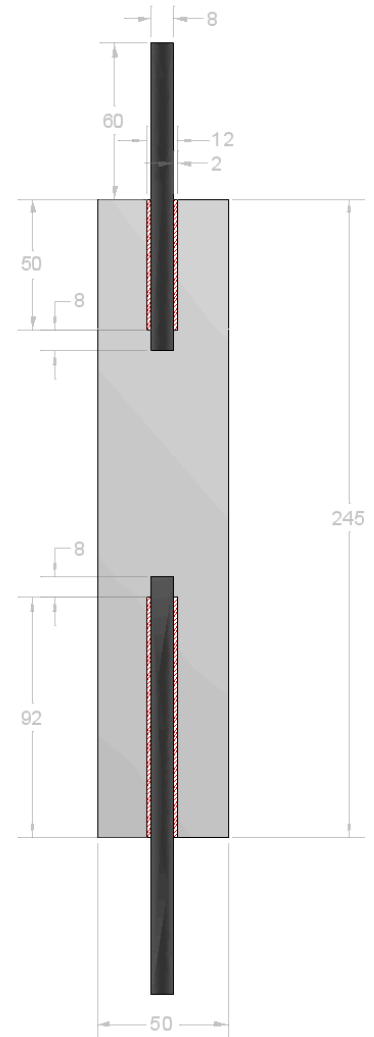
Spécimens fabriqués

Configuration pull-pull :

- Longueur d'ancrage étudiée : 50 mm
- Longueur d'ancrage 2 : 92 mm / 50 mm

Constituants :

- Bois :
 - o Epicéa massif
 - o Nordic Lam (BLC d'épinette noire)
- Adhésifs :
 - o Résine Epoxy Sikadur 330
 - o Colle Polyuréthane Purebond CR421
- Acier :
 - o Tiges filetées M8 de grade 8.8



Eprouvette Pull-Pull

Protocole de fabrication

Etape 1 : Préparation des bois et tiges

- 1/ Débiter des carreaux de bois 50x50 mm² (dégauchissage + rabottage)
- 2/ Mettre à longueur des bois (245 mm) et tiges filetées (118-150 mm) (tronçonnage)
- 3/ Percer, de façon concentriques (2 faces de référence), utilisation d'un foret étagé (Ø 12 mm, tête Ø8 x 8 mm)



Perçage

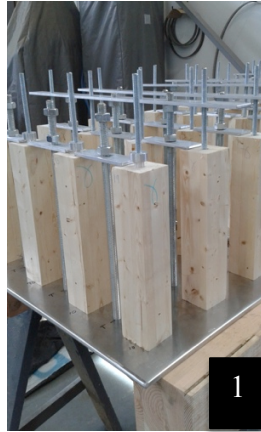
Etape 2 : Collage

Collage côté 1

- 1/ Disposer les bois + plaques de maintien (courte) sur les bases de collage.
- 2/ Placer les bagues de centrage + tiges.
- 3/ Placer les plaques supérieures de maintien des tiges (1 plaque par ligne de 4 goujons).
- 4/ Verrouiller la position des éléments bois tout en vérifiant que les tiges soient libres de toute contrainte (assure un bon centrage).
- 5/ Retirer la tige sans forcer (sinon réitérer 4) pour ôter la bague de centrage et replacer la tige.
- 6/ Préparer 100g/plaque d'adhésif selon les prescriptions du fabricant, le mélange doit être homogène.
- 7/ Remplir une seringue. Attention aux bulles d'air ! Faire vibrer ou choquer la seringue pour que les bulles d'air remontent.
- 8 / Injecter l'adhésif par la cheminée jusqu'à débordement en tête. Attention au temps de prise, épaissement rapide de la résine (30 min environ).
- 9/ Séchage de 24-48h avant collage du second côté.

Collage côté 2

- 10/ Faire passer les tiges du premier côté dans les plaques et surélever les éprouvettes de façon à ne pas être gêné par le surplus d'adhésif du premier joint.
- 11/ Réitérer les étapes de 1 à 9.
- 12/ Séchage d'au moins 3j recommandé.



Protocole de collage

Annexe B : Essais de caractérisation mécanique des éprouvettes mono-tiges Pull - Pull

Protocole expérimental

Conditions limites :

Rotulée - Encastrée (léger jeu)
Traction pure

Pilotage :

Pilotage en déplacement
Vitesse : 0,5 mm / min

Instrumentation (1 ou 2 goujons) :

2 Capteurs LVDT ou Potentiométriques

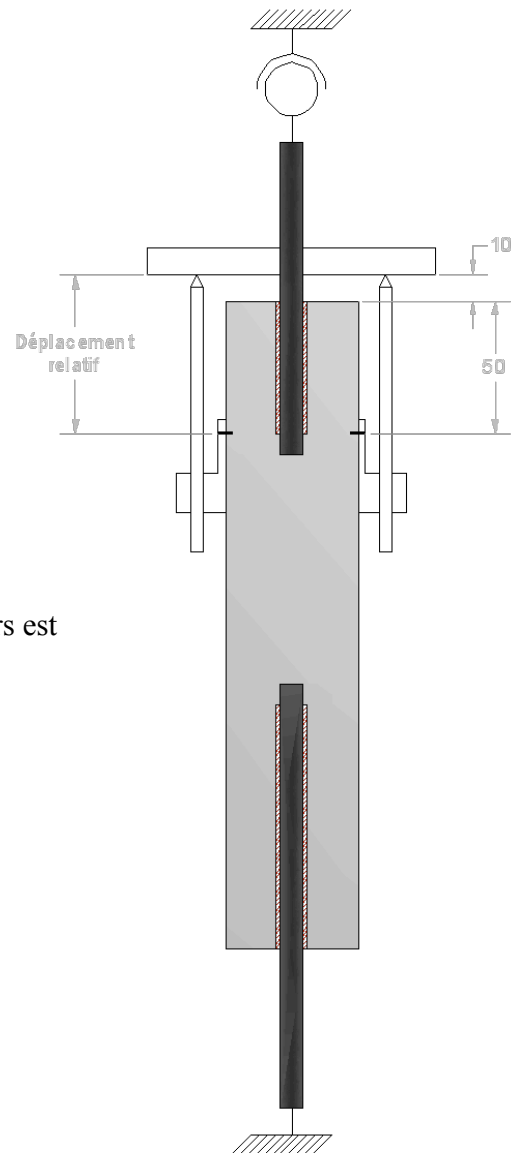
La moyenne des déplacements des capteurs est utilisée pour limiter les erreurs dues à la flexion.

Force à la rupture :

Chargement rampe

Raideur :

Cycles de charge-décharge (2)
100N – 4000N pour H_{eq} 12%
100N - 3000N pour H_{eq} 17%



Instrumentation des éprouvettes mono-tiges

Tests et instrumentation d'éprouvettes mono-tiges

Mise en température des éprouvettes

Équipement :

Etuve ventilée
Caisson MTS régulé en température

Méthode :

Mise en température en 2 temps :

- Préchauffage
- Stabilisation sur machine

Afin d'évaluer la température dans le joint de colle, des thermocouples ont été introduits en fond de joint sur des éprouvettes dédiées.

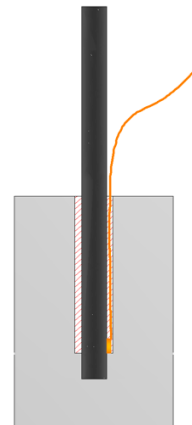
Humidité :

L'humidité relative de l'environnement ne pouvant être contrôlée, les extrémités sont enduites d'une émulsion de cire visant à limiter les pertes d'eau.

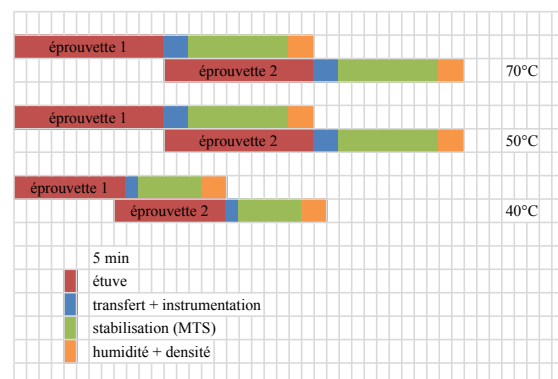
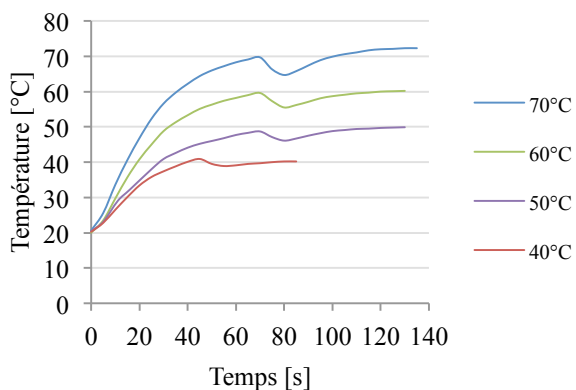
Un contrôle à posteriori visait à déterminer le gradient maximal : différence d'humidité entre les arêtes des faces et le cœur de l'éprouvette.



Module de chauffe
(MTS)



Thermocouple



Protocole de mise en température des éprouvettes, a) Température joint de colle, b) Temps de tests

Résultats des campagnes d'essais : Epoxy 50mm

Campagne du 16/10/2014 – 20°C

Eprouvette	Force maximale [kN]	Essence bois	Taux d'humidité [%]	Densité	Densité anhydre
1	18,1	épicéa	11,9%	0,47	0,45
2	14,3	épicéa	11,8%	0,47	0,45
3	18,4	épicéa	11,9%	0,47	0,45
4	15	épicéa	11,7%	0,48	0,45
5	18,4	épicéa	10,5%	0,49	0,47
6	19,4	épicéa	12,1%	0,48	0,46
7	21,8	épicéa	10,3%	0,49	0,47
moyenne	17,9		11,4%	0,48	0,46
cv	14%		6%	2%	2%

Campagne du 15/12/2014 (lot jumeaux 1) – 20°C

Eprouvette	Force maximale [kN]	Raideur [kN/mm]	Essence bois	Taux d'humidité [%]	Densité anhydre
A11	19,7	83,7	épicéa	9,3%	0,34
A12	20,1	92,7	épicéa	9,3%	0,34
A21	19,6	87,1	épicéa	9,1%	0,38
A31	18,9	97,1	épicéa	9,0%	0,35
B11	16,6	93,9	épicéa	9,0%	0,40
B22	14,9	86,1	épicéa	8,6%	0,39
B32	16,7	89,6	épicéa	9,0%	0,40
C22	15,5	79,1	épicéa	9,1%	0,35
C32	14,9	78,0	épicéa	9,1%	0,33
D12	17,3	103,2	épicéa	9,1%	0,45
D22	20,2	95,7	épicéa	8,9%	0,45
E11	18,6	85,2	épicéa	9,7%	0,35
moyenne	17,7	89,3		9,1%	0,38
cv	11%	8%		3%	11%

Campagne 27/01/2015 (lot jumeaux 2) – 20°C

Eprouvette	Force maximale [kN]	Raideur [kN/mm]	Essence bois	Taux d'humidité [%]	Densité anhydre
E21	10,8	75,9	épicéa	10,6%	0,32
E22	14,6	86,1	épicéa		
F11	17,7	84,2	épicéa	10,5%	0,38
F21	15,7	83,6	épicéa	10,6%	0,39
F31	19,7	89,6	épicéa	10,4%	0,38
F42	15,3	94,3	épicéa	8,8%	0,38
G11	14,7	88,1	épicéa	10,5%	0,38
G31	14,9	89,8	épicéa	8,9%	0,37
H12	18,0	92,1	épicéa	8,8%	0,34
H31	15,8	88,8	épicéa	8,9%	0,39
H42	15,0	101,2	épicéa		
moyenne	15,6	88,5		9,8%	0,37
cv	15%	7%		9%	6%

Campagne du 16/06/2016 – 20°C

Eprouvette	Force maximale [kN]	Raideur [kN/mm]	Essence bois	Taux d'humidité [%]
1	11,8	90,7	épicéa	16,7
2		100,9	épicéa	17,0
3	13,5	92,0	épicéa	17,0
4		91,5	épicéa	17,0
5	13,3	82,7	épicéa	17,0
6		87,3	épicéa	16,7
7		85,1	épicéa	16,8
8	11,4	78,0	épicéa	16,8
9		84,6	épicéa	16,8
10		79,1	épicéa	16,9
moyenne	12,5	87,2		16,9
cv	8%	8%		1%

Campagne du 31/08/2015 – 20°C

Eprouvette	Force maximale [kN]	Déplacement associé [mm]	Raideur [kN/mm]	Essence bois	Taux d'humidité [%]	Densité	Densité anhydre
EP21	18,4	0,21	128,2	épinette	12,0%	0,58	0,54
EP25	16,3	0,22	110,0	épinette	12,1%	0,59	0,55
EP26	19,4	0,28	99,9	épinette	11,5%	0,54	0,51
EP31	20,6	0,25	112,5	épinette	11,9%	0,57	0,54
EP34	23,5	0,29	87,2	épinette	12,1%	0,62	0,57
EP37	17,1	0,23	119,6	épinette	11,9%	0,56	0,53
EP4	19,7	0,27	113,5	épinette	12,3%	0,61	0,58
EP45	21,1	0,25	130,3	épinette	12,1%	0,53	0,54
EP48	17,5	0,25	106,3	épinette	11,9%	0,60	0,57
EP5	17,3	0,19	96,4	épinette	12,3%	0,54	0,50
EP50	18,2	0,20	80,1	épinette	12,3%	0,55	0,52
EP52	20,3	0,30	108,4	épinette	12,3%	0,54	0,51
moyenne	19,1	0,25	107,7		0,1	0,57	0,54
cv	11%	15%	14%		2%	5%	5%

Campagne du 23/11/2015 – 40°C

Eprouvette	Force maximale [kN]	Déplacement associé [mm]	Raideur [kN/mm]	Essence bois	Taux d'humidité [%]	Densité
EP17	14,1	0,19	96,8	épinette	12,6%	0,54
EP20	18,2	0,26	97,8	épinette	12,8%	0,57
EP9	19,2	0,26	83,4	épinette	12,5%	0,62
EP56	20,3	0,16		épinette	13,3%	0,58
EP14	16,0	0,22	90,0	épinette	12,5%	0,58
EP43	17,2	0,24	94,7	épinette	12,9%	0,58
EP17 (2)	14,1	0,23	102	épinette	12,6%	0,54
EP20 (2)	18,2	0,26	97,7	épinette	12,8%	0,57
EP9 (2)	19,2	0,29	92,1	épinette	12,5%	0,62
moyenne	17,4	0,23	93,8		12,7%	0,58
Cv	13%	18%	6%		2%	5%

Campagne du 23/11/2015 – 50°C

Eprouvette	Force maximale [kN]	Déplacement associé [mm]	Raideur [kN/mm]	Essence bois	Taux d'humidité [%]	Densité
EP23	11,8	1,63	12,9	épinette	11,1%	0,58
EP8	10,7	1,40	15,6	épinette	12,2%	0,56
EP18	10,5	1,63	12,8	épinette	11,6%	0,58
EP30	11,5	1,68	13,4	épinette	11,9%	0,58
EP15	11,1	1,66	13,0	épinette	12,1%	0,57
EP44	14,0	1,74	19,1	épinette	10,5%	0,62
EP49	12,8	1,70	19,3	épinette	12,1%	0,56
EP8 (2)	10,7	1,73	12,6	épinette	12,2%	0,56
EP23 (2)	11,8	1,72	12,6	épinette	11,1%	0,58
EP30 (2)	11,5	1,68	11,8	épinette	11,9%	0,58
EP18 (2)	10,4	1,69	11,7	épinette	16,6%	0,58
moyenne	11,5	1,66	14,1		12,1%	0,58
cv	9%	6%	19%		13%	3%

Campagne du 23/11/2015 - 70°C

Eprouvette	Force maximale [kN]	Déplacement associé [mm]	Raideur [kN/mm]	Essence bois	Taux d'humidité [%]	Densité
EP19	4,0	0,96	6,3	épinette	11,0%	0,56
EP1	4,3	1,19	6,4	épinette	11,6%	0,57
EP29	4,4	1,09	6,4	épinette	11,2%	0,60
EP53	4,9	1,32	6,3	épinette	11,1%	0,56
EP42	4,8	1,37	6,7	épinette	11,1%	0,54
EP12	5,0	1,38	7,2	épinette	11,8%	0,60
EP54	4,5	1,29	6,8	épinette	11,5%	0,57
EP1 (2)	4,3	1,29	7,4	épinette	11,6%	0,57
EP19 (2)	4,0	1,28	6,3	épinette	11,0%	0,56
EP29 (2)	4,3	1,32	6,1	épinette	11,2%	0,60
moyenne	4,5	1,25	6,6		11,3%	0,57
cv	8%	10%	7%		3%	4%

Résultats des campagnes d'essais : Polyuréthane 50mm

Campagne du 23/11/2015 – 20°C

Eprouvette	Force maximale [kN]	Deplacement associé [mm]	Raideur [N/mm]	Essence bois	Taux d'humidité [%]	Densité	Densité anhydre
PU11	23,3	0,36	87,0	épinette	12,0%	0,54	0,51
PU12	17,9	0,22	95,5	épinette	12,0%	0,54	0,51
PU14	21,4	0,32	81,9	épinette	12,8%	0,60	0,57
PU17	21,4	0,33	83,5	épinette	12,1%	0,55	0,52
PU21	23,6	0,45	90,3	épinette	12,5%	0,56	0,53
PU23	18,7	0,26	106,3	épinette	12,3%	0,58	0,55
PU24	21,2	0,32	105,3	épinette	12,1%	0,54	0,51
PU25	18,0	0,29	83,2	épinette	12,2%	0,55	0,51
PU3	21,2	0,33	94,6	épinette	12,4%	0,55	0,52
PU5	21,6	0,37	100,2	épinette	12,4%	0,58	0,55
PU8	21,0	0,31	85,6	épinette	12,1%	0,58	0,55
PU9	20,8	0,39	91,9	épinette	12,6%	0,57	0,54
moyenne	20,8	0,33	92,1		12,3%	0,56	0,53
cv	9%	18%	9%		2%	4%	4%

Campagne du 23/11/2015 – 40°C

Eprouvette	Force maximale [kN]	Déplacement associé [mm]	Raideur [kN/mm]	Essence bois	Taux d'humidité [%]	Densité
PU37	14,5	0,24	72,5	épinette	13,1%	0,55
PU35	16,5	0,86	62,8	épinette	12,3%	0,57
PU2	12,8	0,17	76,4	épinette	12,6%	0,56
PU59	15,6	0,10	56,2	épinette	12,1%	0,52
PU60	14,5	0,41	82,1	épinette	12,8%	0,59
PU37	14,5	0,23	84,7	épinette	13,1%	0,55
PU35	16,5	1,02	62,4	épinette	12,3%	0,57
moyenne	15,0	0,39	72,2		12,6%	0,56
cv	9%	91%	15%		3%	4%

Campagne du 23/11/2015 – 50°C

Eprouvette	Force maximale [kN]	Déplacement associé [mm]	Raideur [kN/mm]	Essence bois	Taux d'humidité [%]	Densité
PU38	5,3	0,16	46,2	épinette	12,8%	0,57
PU40	10,4	0,24	60,7	épinette	12,8%	0,55
PU41	13,3	0,25	80,3	épinette	12,3%	0,56
PU7	13,4	0,37	65,0	épinette	12,2%	0,56
PU13	9,5	0,48	44,0	épinette	12,4%	0,54
PU19	11,9	1,12	48,3	épinette		0,56
PU56	10,5	0,26	65,1	épinette	12,2%	0,55
PU40	10,4	0,56	46,0	épinette	12,8%	0,55
PU41	13,3	0,30	80,3	épinette	12,3%	0,56
moyenne	11,6	0,42	59,5		12,5%	0,56
cv	14%	70%	24%		2%	2%

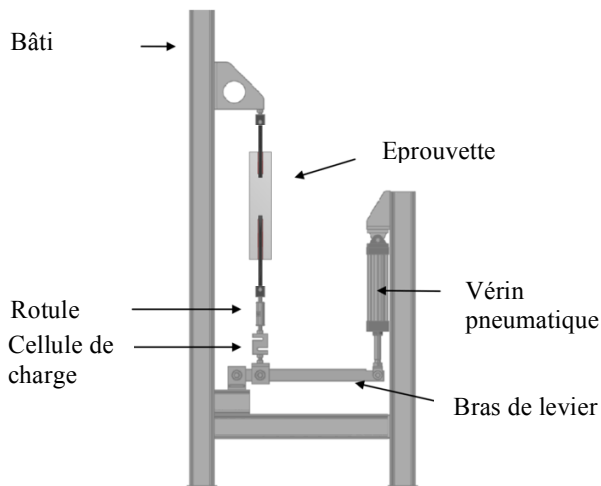
Campagne du 23/11/2015 – 70°C

Eprouvette	Force maximale [kN]	Déplacement associé [mm]	Raideur [kN/mm]	Essence bois	Taux d'humidité [%]	Densité
PU53	5,0	0,41	17,2	épinette	11,7%	0,56
PU44	4,2	0,14	40,8	épinette	11,8%	0,51
PU46	7,5	0,83	19,6	épinette	12,6%	0,55
PU51	7,3	0,20	49,3	épinette		0,57
PU18	10,2	1,37	13,2	épinette	11,5%	0,57
PU22	8,5	0,92	18,7	épinette	12,5%	0,57
PU1	9,0	1,05	22,4	épinette	12,2%	0,57
PU51	7,3	0,86	16,3	épinette		0,57
PU53	5,0	1,26	5,8	épinette	11,7%	0,56
PU44	4,2	0,57	11,0	épinette	11,8%	0,51
PU46	7,5	1,22	10,7	épinette	12,6%	0,55
moyenne	6,9	0,80	20,4		12,0%	0,55
cv	29%	53%	64%		4%	4%

Annexe C : Essais de fluage

Programme des bâtis de fluage en environnement contrôlé

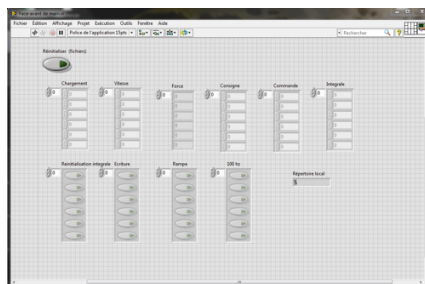
Les essais de fluage nécessitent de maintenir un chargement (tension) et de faire l'acquisition de données sur une longue durée. Dans le cadre des essais en régime climatique contrôlé, 5 bâtis de tests ont été adaptés pour mener à bien ces essais. Le bâti dans sa structure nécessitait des modifications mineures. L'ensemble du programme de contrôle, et le système de mesure, ont en revanche été entièrement revus.



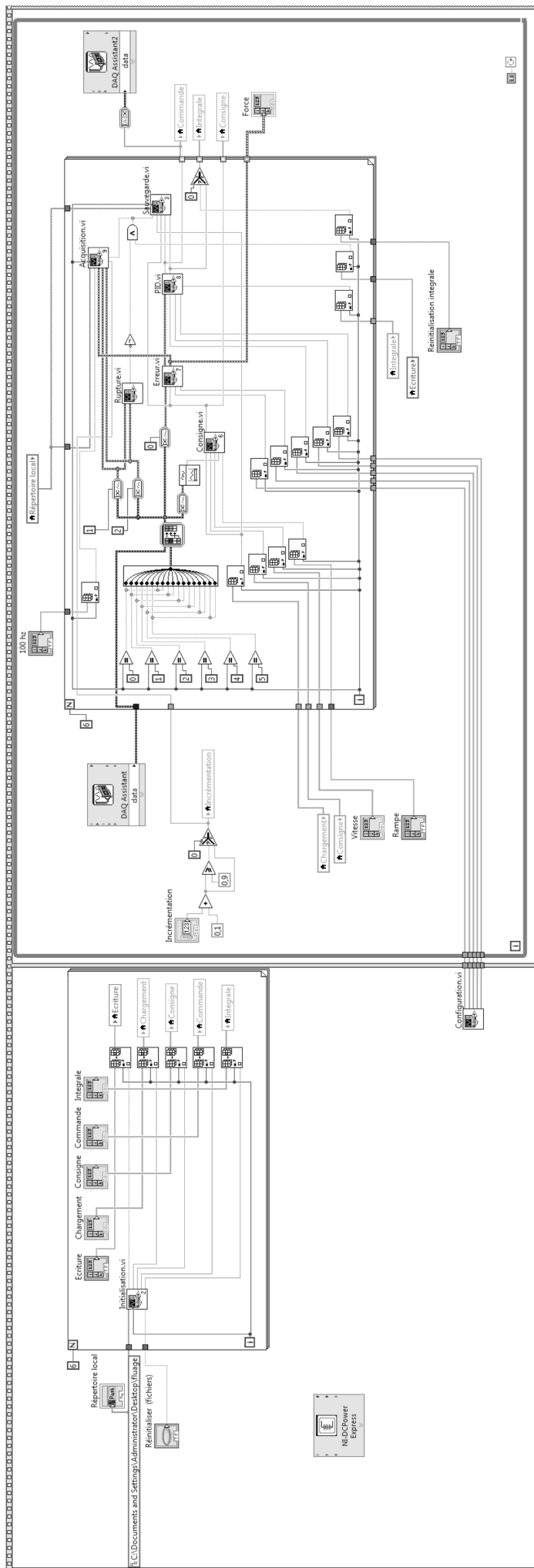
Centrale PXI, National Instruments

Bâti de fluage et système de mesure

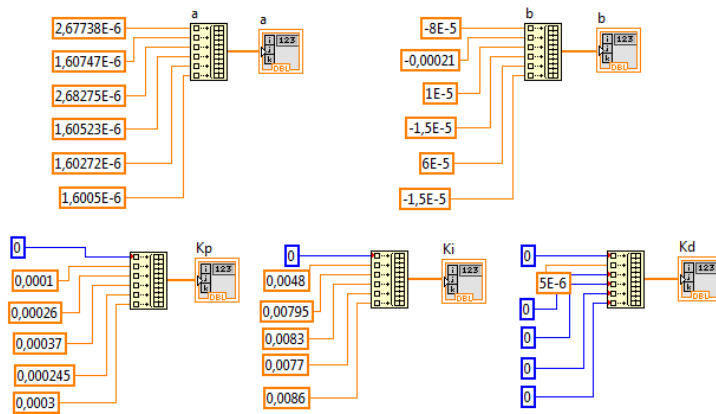
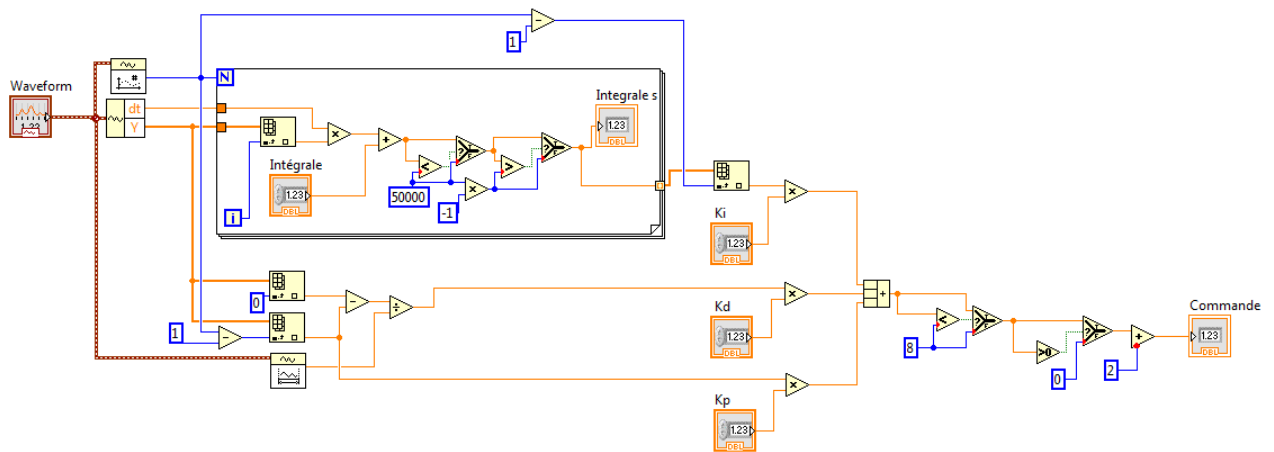
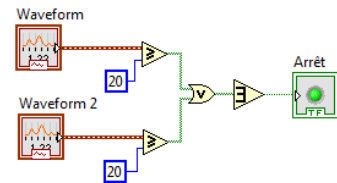
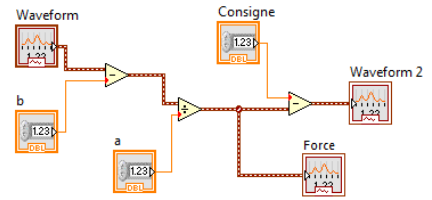
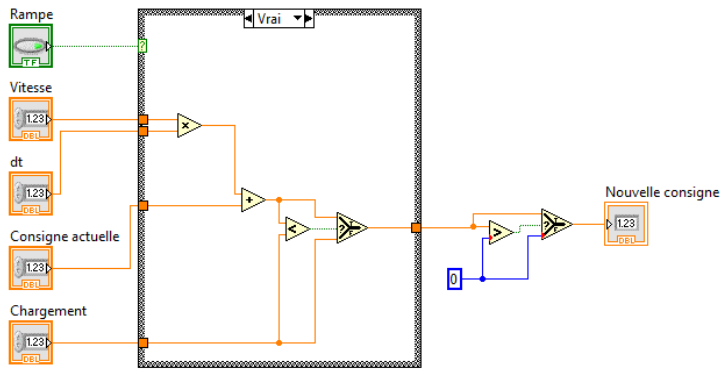
Le pilotage des bâtis et l'instrumentation ont été rassemblés dans l'environnement de développement labview sur une centrale d'acquisition PXI couplée à une batterie pour limiter tous risques de coupure. Le pilotage des vérins pneumatiques est réalisé à l'aide d'électrovanne. Un PID fonctionnant sur la base d'un rafraîchissement de 100Hz est implémenté au cœur du système afin d'assurer le suivi des consignes de chargement (rampe) et du maintien de la force. Tous les bâtis sont entièrement indépendants. Les mesures (voltage brute) sont stockées en continu avec une fréquence de 1Hz ou 100hz (2 voies par bâti). Non familier avec cet environnement de développement graphique, le programme est réalisé à partir des blocs élémentaires proposés par l'éditeur. Sur l'interface utilisateur sont accessibles la force, les consignes de chargement et paramètres d'acquisition.



Face avant



Main.vi - Programme principal



Consigne (consigne.vi) + Erreur consigne-réalité (erreur.vi) + Détection de la rupture (rupture.vi), PID (PID.vi), configuration des coefficients du PID (configuration.vi)

Résultats des essais de fluage en conditions climatiques régulées

Résultats des essais de fluage en conditions climatiques régulées

Nom	Adhésif	Charge [kN]	Durée [jours]	Température [°C]	Humidité [%]	Taux d'humidité [%]	Raideur initiale [kN.mm]	Raideur à 10j [kN.mm]	Raideur à 25j [kN.mm]	Densité à H12%
PU20	Polyuréthane	10000	24	20	65	12	101	74,3		0,58
PU61	Polyuréthane	10000	14	20	65	12	87,2	62,0		0,55
PU29	Polyuréthane	10000	40	20	65	12	92,8	61,3	53,1	0,57
PU33	Polyuréthane	10000	68	20	65	12	101	71,4	64,8	0,57
PU57	Polyuréthane	10000	68	20	65	12	84,9	53,7	45,0	0,54
PU6	Polyuréthane	10000	68	20	65	12	91,7	62,0	55,8	0,56
EP6	Epoxy	10000	40	20	65	12	91,4	75,8	71,0	0,57
EP22	Epoxy	10000	40	20	65	12	96,5	77,0	71,4	0,58
EP51	Epoxy	10000	40	20	65	12	108	84,6	78,7	0,59
EP27	Epoxy	10000	68	20	65	12	99,3	80,1	76,5	0,57
EP35	Epoxy	10000	68	20	65	12	100	77,5	73,3	0,54
EP24	Epoxy	5800	47	50	72	12	59,3	3,8	3,7	0,6
EP34	Epoxy	5800	47	50	72	12	70,7	3,8	3,7	0,63
EP2	Epoxy	5800	47	50	72	12	72,4	4,3	4,2	0,56
EP3	Epoxy	5800	47	50	72	12	61,8	3,8	3,7	0,56
EP32	Epoxy	5800	47	50	72	12	66,0	3,8	3,7	0,57

Résultats des essais de fluage en conditions climatiques variables

Résultats des essais de fluage en conditions climatiques variables

Nom	Série	Charge [kN]	Durée [jour]	T _{max} [°C]	T _{mov} [°C]	T _{min} [°C]	H _{max} [%]	H _{mov} [%]	H _{min} [%]	Taux d'humidité [%]	Raidur Initiale [kN.mm]	Raidur à 10j [kN.mm]	T ₁₀ [°C]	H ₁₀ [%]	Raidur à 25j [kN.mm]	T ₂₅ [°C]	H ₂₅ [%]
fti1	1	11000	28	20,1	17,5	14,6	76,2	61,7	42,9	11,5	82,8	63,3	54,1	18,1	56,7	59,1	15,2
fti22	1	11000	28	20,1	17,5	14,6	76,2	61,7	42,9	11,5	91,1	67,2	54,1	18,1	60,3	59,1	15,2
fti19	1	11000	0	17,4	17,3	17,1	54,0	52,3	51,1	9,7	88,4						
fti19 2	1	11000	27	20,1	17,5	14,6	76,2	61,9	42,9	11,5	107	81,7	47,7	17,8	66,0	64,1	16,3
fti14	1	11000	13	19,1	17,6	15,5	69,5	58,6	42,9	10,9	91,7	63,4	54,1	18,1			
fti14 2	1	12500	9	18,8	16,6	14,6	76,2	63,7	55,9	11,9	82,7						
fti26	2	11000	3	18,4	16,3	12,2	78,7	63,9	40,6	12,2	101						
fti16	2	11000	23	16,0	13,7	9,9	71,1	59,8	44,9	11,2	106	79,8	60,0	13,7			
fti29	2	11000	28	18,4	13,8	9,5	78,7	59,2	39,4	11,1	109	83,4	59,6	14,8	79,4	58,3	12,7
fti37	2	11000	28	18,4	13,8	9,5	78,7	59,2	39,4	11,1	90,8	72,6	59,6	14,8	69,4	58,3	12,7
fti35	2	11000	7	18,4	14,3	9,5	78,7	58,9	39,4	11,2	93,9						
fti46	2	11000	17	16,0	13,4	11,1	70,2	59,8	46,8	11,2	91,2	72,5	54,6	12,4			
fti23	3	11500	34	16,1	13,6	9,1	80,2	62,8	45,0	11,8	94,9	74,8	65,5	13,9	69,8	61,5	13,5
fti43	3	11500	21	16,1	14,2	12,6	79,1	63,4	55,8	11,9	97,8	72,9	65,5	13,9			
fti45	3	11500	34	16,1	13,6	9,1	80,2	62,8	45,0	11,8	100	73,5	65,5	13,9	66,2	61,5	13,5
fti13	3	11500	34	16,1	13,6	9,1	80,2	62,8	45,0	11,8	99,8	77,4	65,5	13,9	72,0	61,5	13,5
fti5	4	11500	8	15,4	13,6	10,9	79,0	66,1	56,4	12,5							
fti5 2	4	11500	20	16,0	13,8	8,7	80,6	60,7	33,0	11,5	93,1						
fti11	4	11500	0	13,0	12,9	12,9	67,3	66,5	66,3	12,5	96,2						
fti24	4	11500	27	16,0	13,8	8,7	80,6	62,3	33,0	11,8	88,3	69,6	77,2	14,6	68,6	50,1	11,9
fti10	4	11500	28	16,0	13,7	8,7	80,6	62,3	33,0	11,8	88,3	70,6	60,0	13,4	62,9	61,3	13,6
fti2	4	11500	28	16,0	13,7	8,7	80,6	62,3	33,0	11,8	84,5	70,3	60,0	13,4	61,6	61,3	13,6
fti20	5	11500	32	17,6	13,7	9,8	73,5	51,5	30,7	9,8	97,8	83,5	48,9	12,8	83,7	42,7	13,9
fti8	5	11500	32	17,6	13,7	7,7	73,5	51,5	30,7	9,8	42,9	40,3	48,9	12,8	41,5	42,7	13,9
fti5	5	11500	0	13,0	12,5	11,9	54,7	50,9	49,1	9,6	118						
fti4	5	12500	7	16,3	13,5	10,8	64,0	45,7	34,7	8,7	90,4						
fti33	5	11500	0	12,0	12,0	11,9	54,7	54,3	54,0	10,2	83,6						

ft19	5	12500	0	13,5	13,5	13,5	50,7	50,7	50,6	9,5	98,0								
ft21	5	12500	3	14,8	13,2	10,8	64,0	47,6	37,5	9,1	105								
ft3	6	11500	35	30,2	17,0	12,9	65,9	48,3	13,0	9,1	121	104	53,8	15,9	94,6	61,4	17,7		
ft17	6	11500	1	19,2	15,3	12,0	53,8	45,0	42,3	8,6	36,9								
ft30	6	11500	0	21,5	16,8	15,5	43,8	37,1	27,3	7,3	80,5								
ft40	6	11500	31	30,2	17,2	12,9	65,9	49,1	13,0	9,2	136	97,1	52,4	16,8	101	30,2	17,9		
ft25	6	11500	1	17,0	15,2	13,0	51,9	44,9	42,3	8,6	94,4								
ft6	6	11500	1	22,8	15,9	13,7	42,1	38,0	27,0	7,5	102								
ft41	6	11500	3	21,5	15,8	13,3	63,0	49,4	27,3	9,3	84,8								
ft31	6	11500	20	30,2	17,1	12,9	65,9	49,4	13,0	9,3	99,4	78,2	43,5	15,6					
ft28	6	11500	1	17,0	15,1	13,0	51,9	44,4	39,6	8,5	98,6								
ft18	6	11500	0	17,0	16,4	15,9	37,5	36,9	36,1	7,3	91,6								
ft36	6	11500	33	30,2	17,1	12,9	65,9	48,7	13,0	9,2	104	83,9	44,1	16,8	68,2	49,7	16,7		
ft42	7	10500	0	19,3	18,6	16,9	33,2	29,8	26,9	6,2	92,1								
ft39	7	10500	55	27,0	20,4	12,5	70,3	50,2	21,5	9,3	34,3	32,4	32,3	20,2	28,6	51,2	21,8		
ft38	7	10500	0	19,3	18,6	16,9	34,2	30,6	26,9	6,3	78,9								
ft44	7	10500	1	19,3	17,5	16,4	49,9	40,6	26,9	7,9	105								
ft32	7	10500	0	17,1	17,0	16,9	28,6	28,2	27,7	5,9	81,6								
ft8_2	8	7500	31	31,4	25,3	21,3	64,2	45,9	23,4	8,5	88,9	13,0	52,0	24,0	11,1	35,7	24,6		
ft8_7	8	7500	31	31,4	25,3	17,1	64,2	45,9	23,4	8,5	26,0	8,4	52,0	24,0	8,0	35,7	24,6		
ft8_10	8	7500	2	28,3	23,9	21,3	59,4	53,6	44,9	9,8	99,3								
ft8_4	8	7500	27	31,4	25,3	21,9	60,5	44,7	23,4	8,3	99,1	22,8	51,8	24,8	6,2	36,2	29,2		
ft8_9	8	7500	26	29,7	24,8	21,3	64,2	46,9	23,4	8,7	91,2	4,9	52,0	24,0	4,5	35,7	24,6		

Résultats pré-/post- essais (MTS) de fluage en conditions climatiques variables

Raideurs initiales et post-essai humidité de 12%

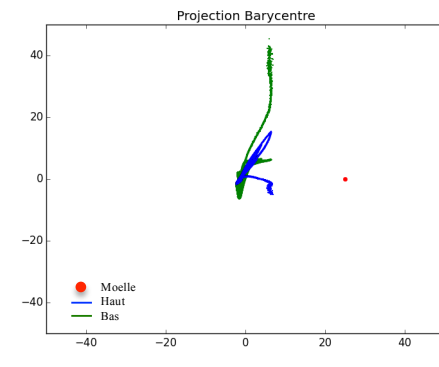
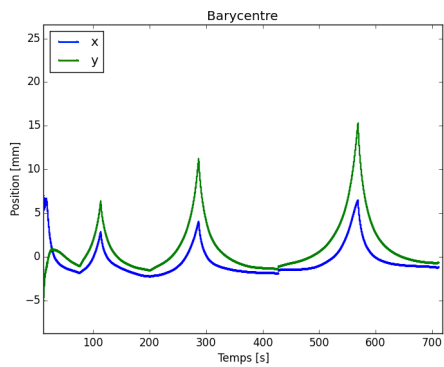
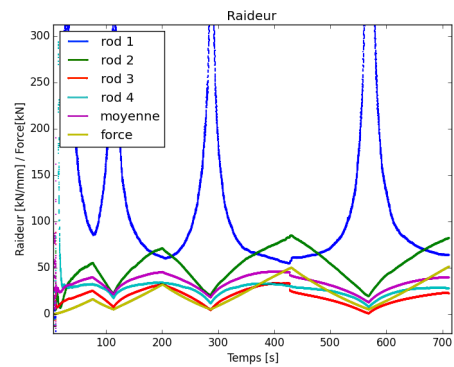
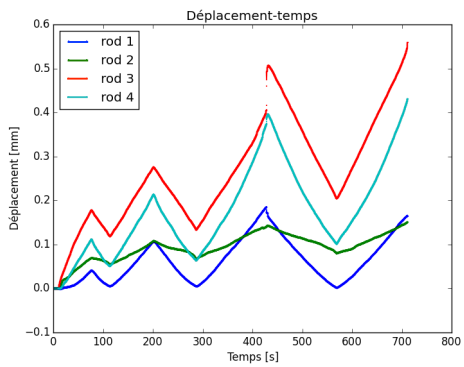
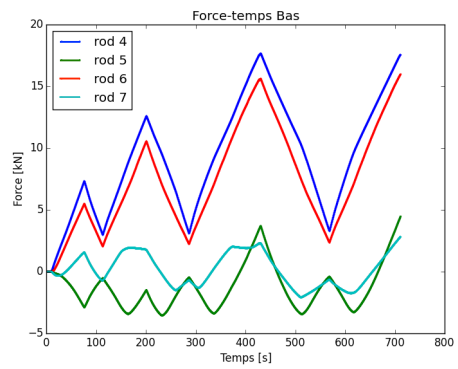
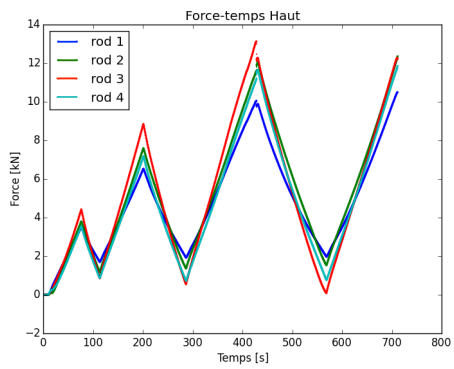
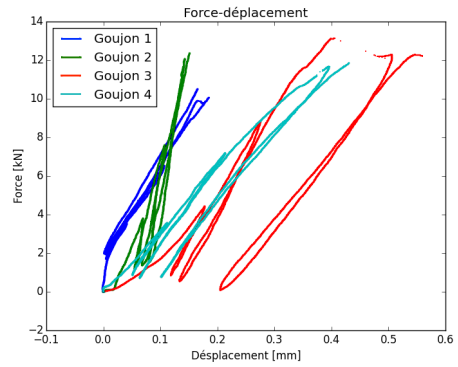
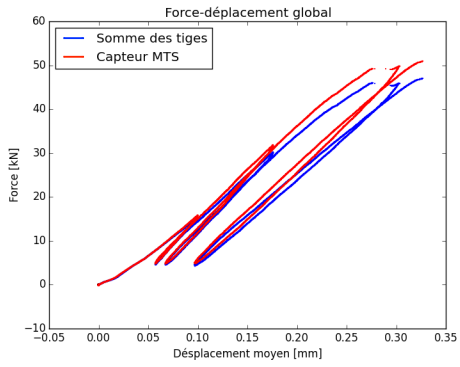
Nom	Raideur initiale [kN.mm]	Raideur post-essai [kN.mm]
fri1	88,7	81,2
fri10	82,5	92,8
fri11	89,3	
fri12	88,5	
fri13	109	
fri14	87,2	83,4
fri15	94,5	
fri16	84,4	107
fri17	87,9	
fri18	86,4	
fri19	80,6	101
fri2	89,1	79,3
fri20	89,6	
fri21	93,3	
fri22	92,5	87,6
fri23	97,4	102
fri24	97,5	94
fri25	87,8	
fri26	99,8	
fri27	82,6	
fri28	115	
fri29	104	105
fri3	103	114

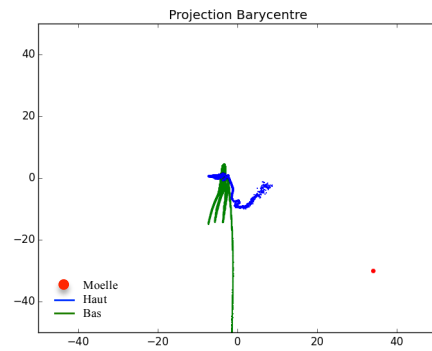
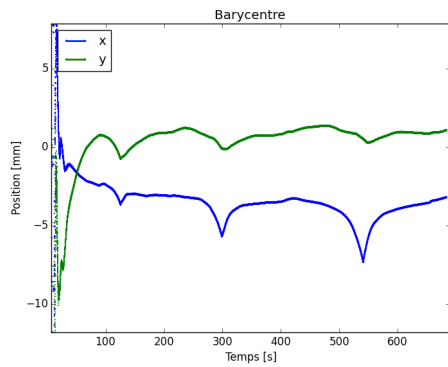
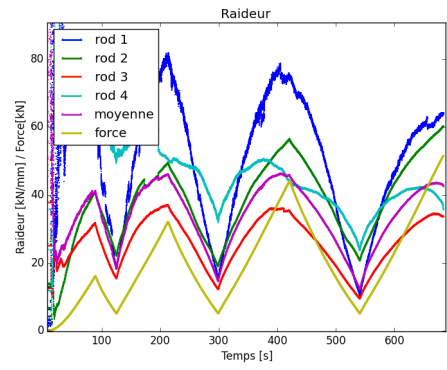
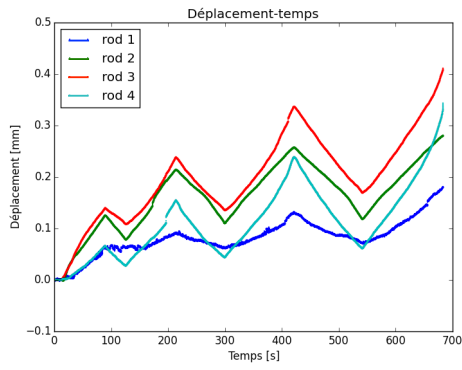
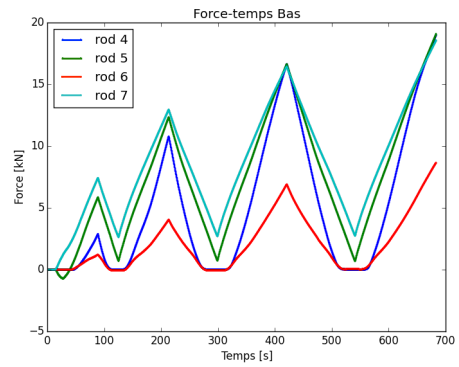
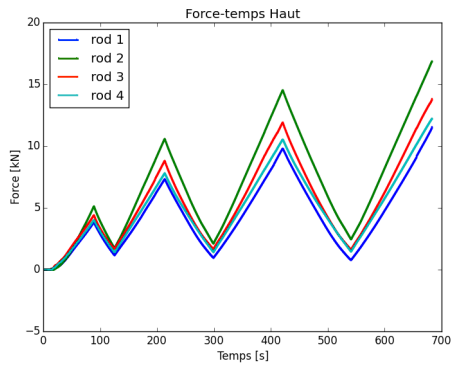
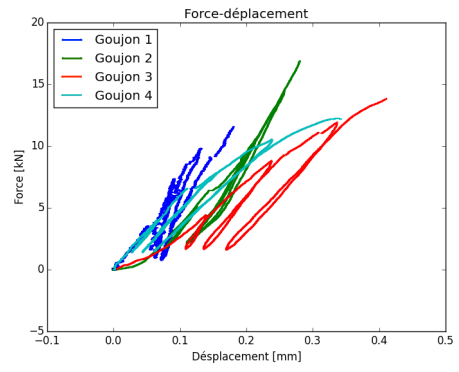
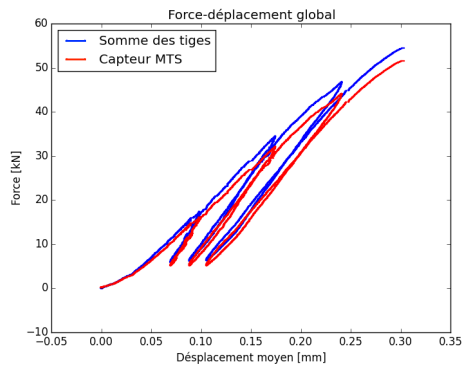
Nom	Raideur initiale [kN.mm]	Raideur post-essais [kN.mm]
fri30	105	
fri31	76,5	
fri32	94,1	
fri33	100	
fri35	103	
fri36	99,3	86,6
fri37	97,5	81,8
fri38	89,9	
fri39	89,4	
fri4	97,0	
fri40	87,7	
fri41	89,9	
fri42	96,7	
fri43	120	90,1
fri44	96,4	
fri45	108	103
fri46	76,2	85,4
fri5	90,7	100
fri6	91,9	
fri7	86,0	
fri8	97,5	
fri9	89,5	

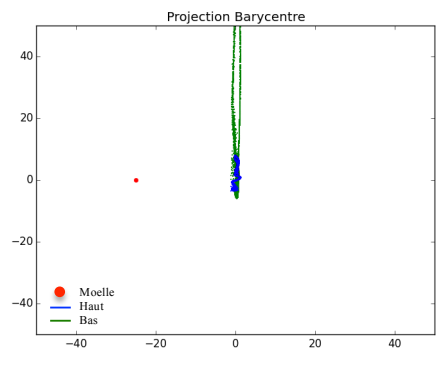
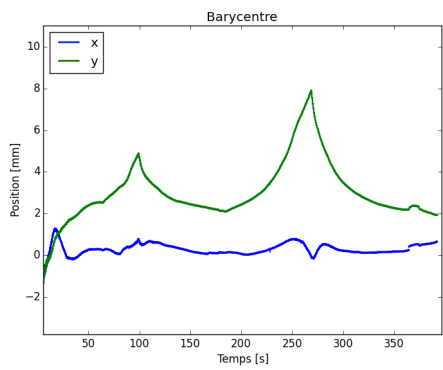
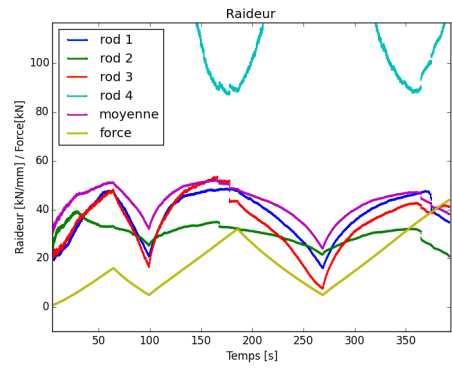
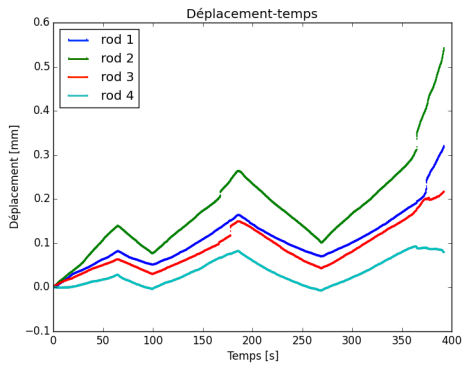
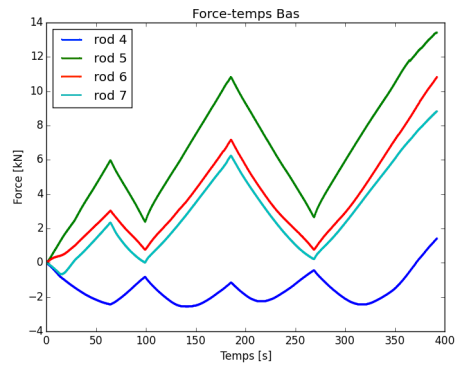
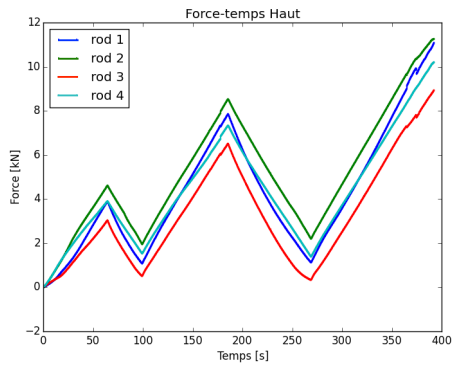
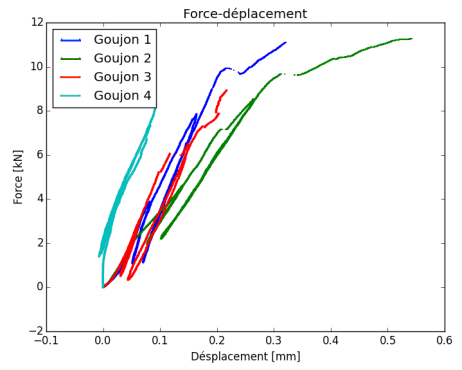
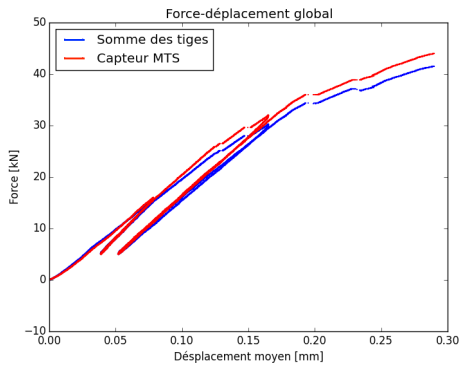
Raideurs initiales et post-essai humidité de 18%

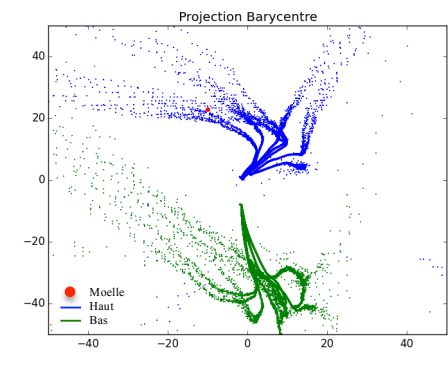
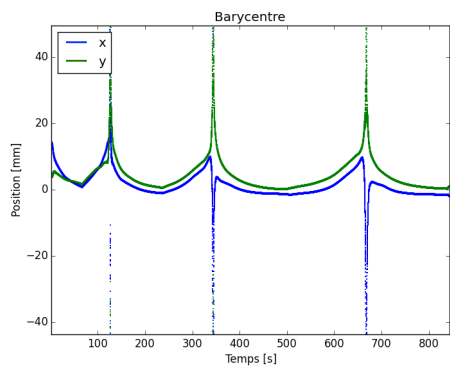
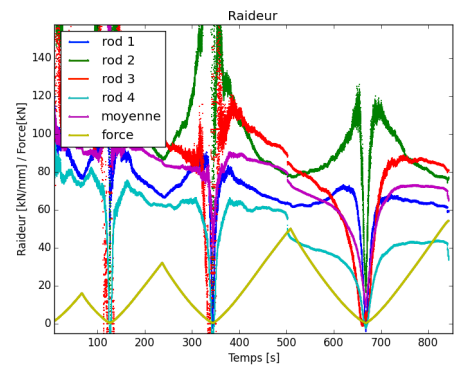
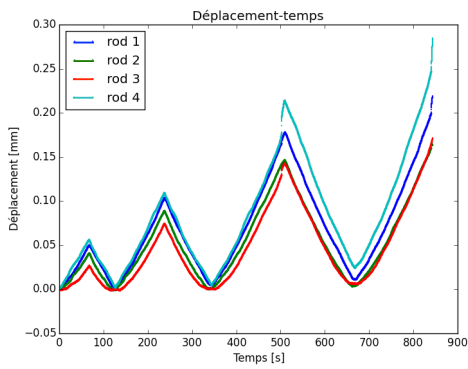
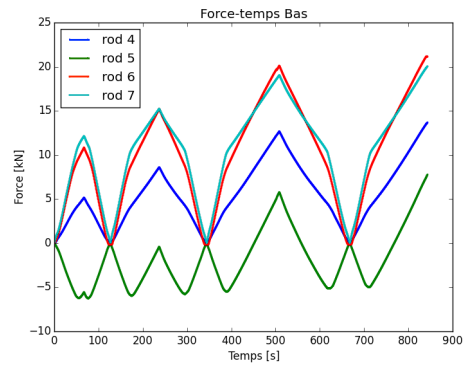
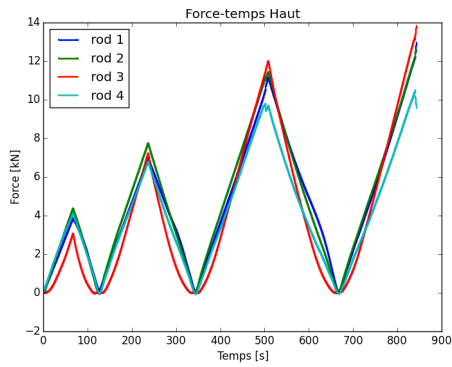
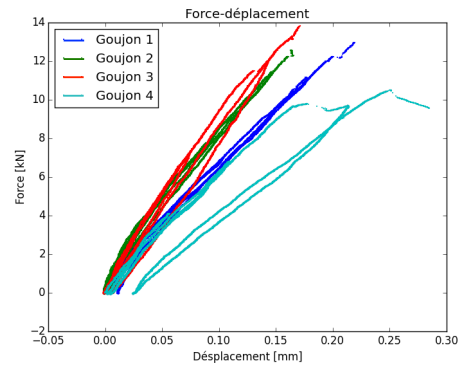
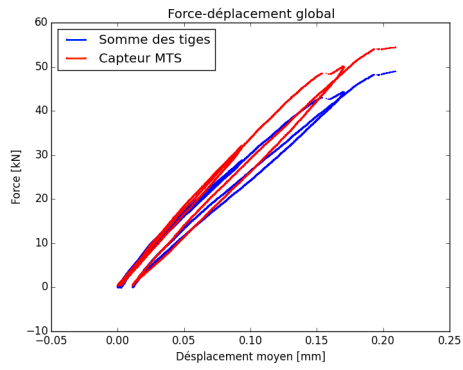
Nom	Raideur initiale [kN.mm]	Raideur post-essai [kN.mm]
f18 2	88,9	13,0
f18 4	99,1	22,8
f18 7	26,0	8,4
f18 9	91,2	4,9

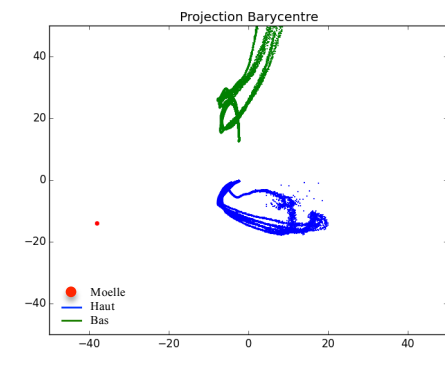
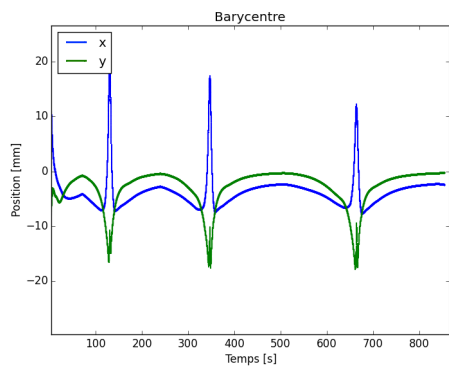
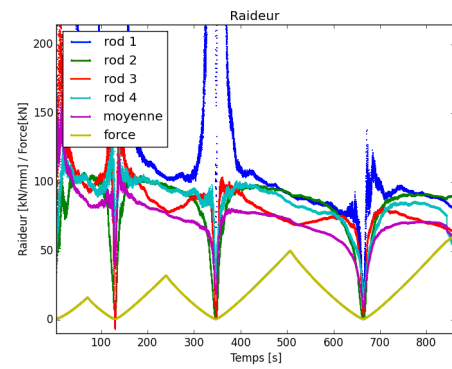
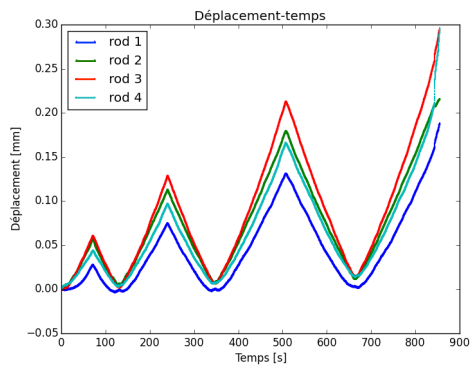
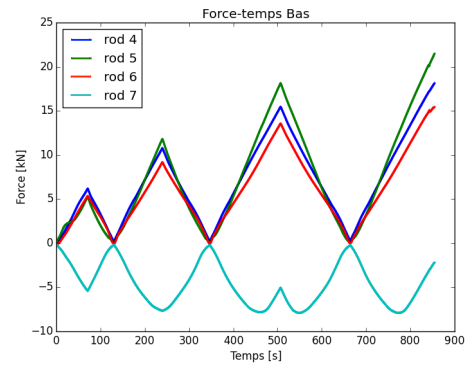
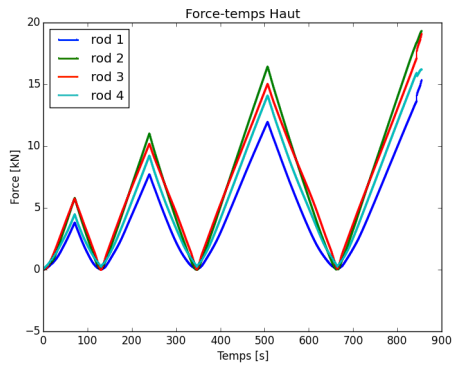
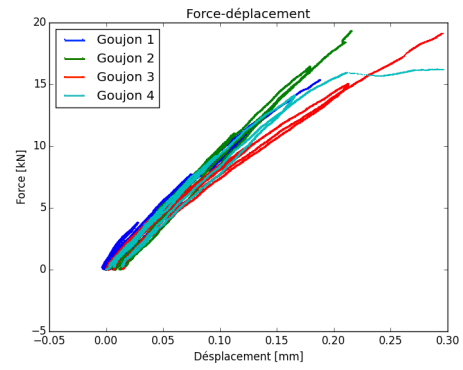
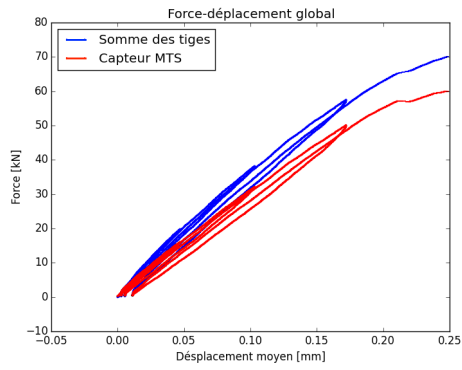
Annexe D : Essais Multi-tiges

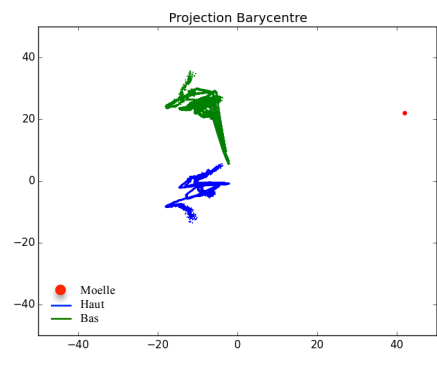
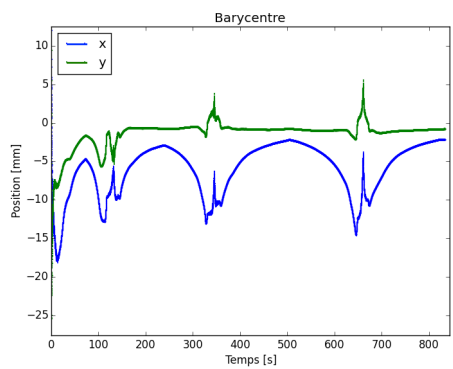
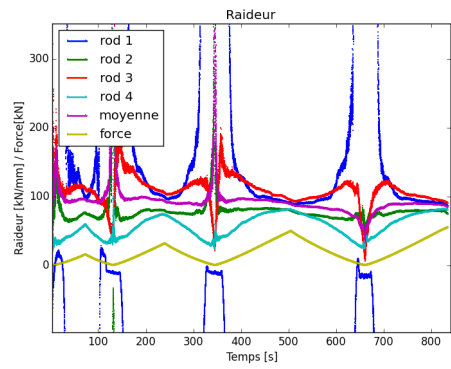
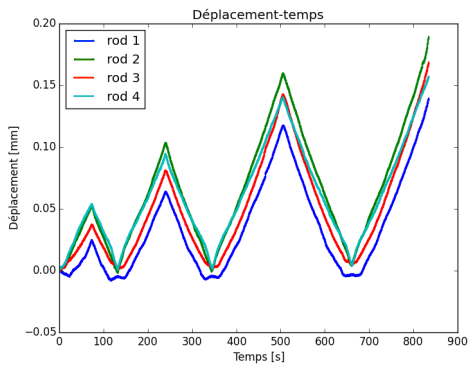
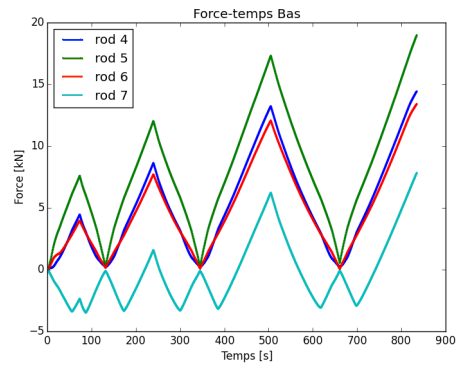
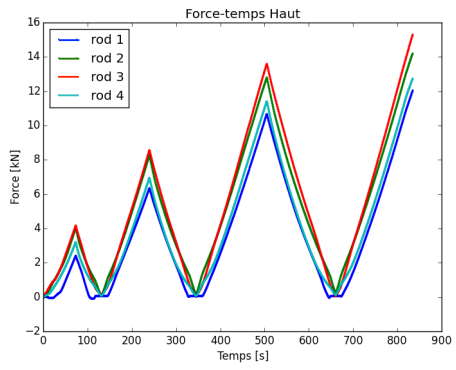
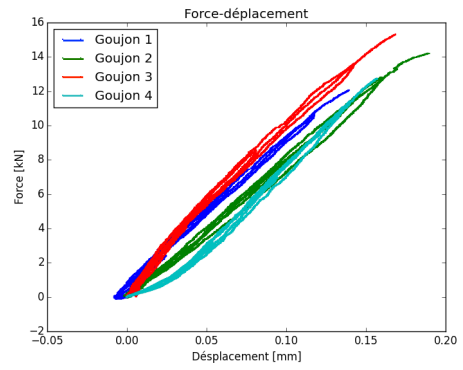
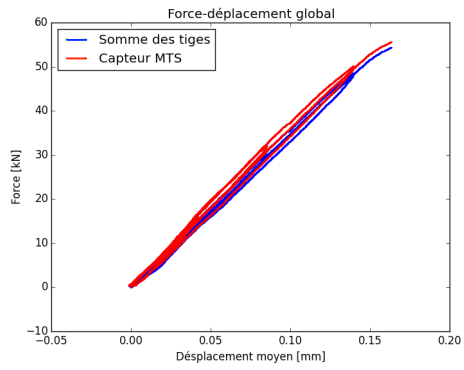


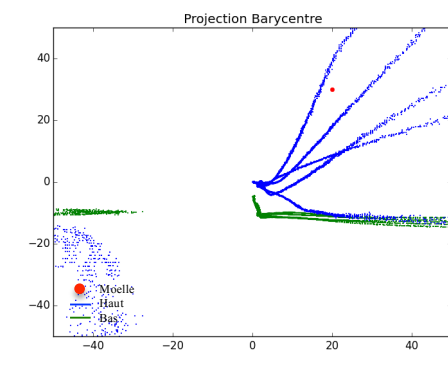
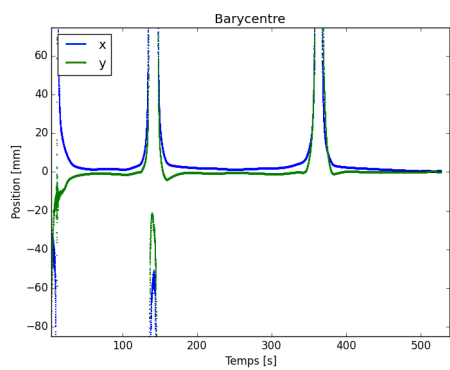
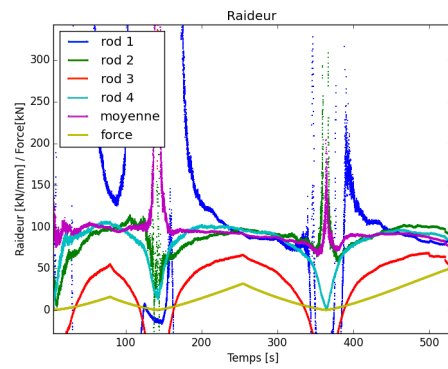
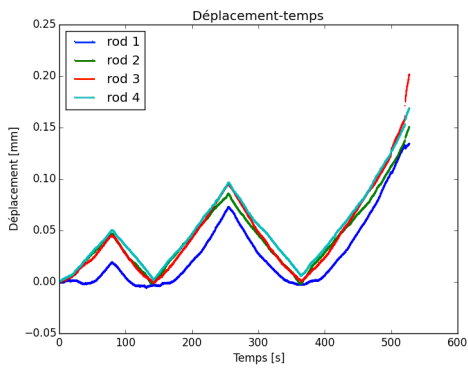
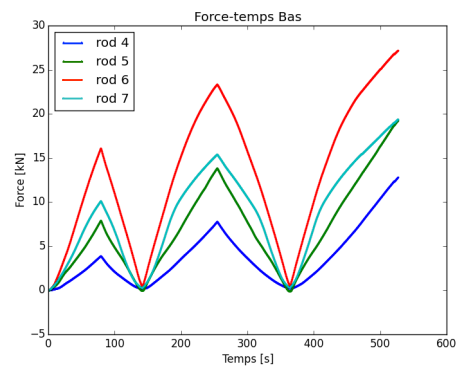
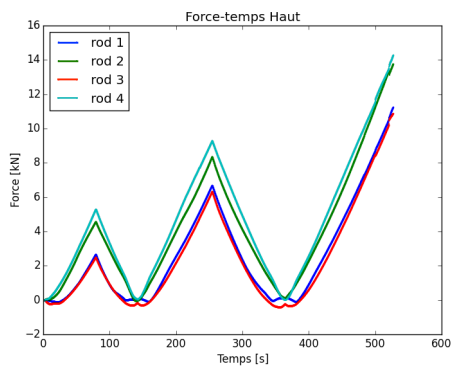
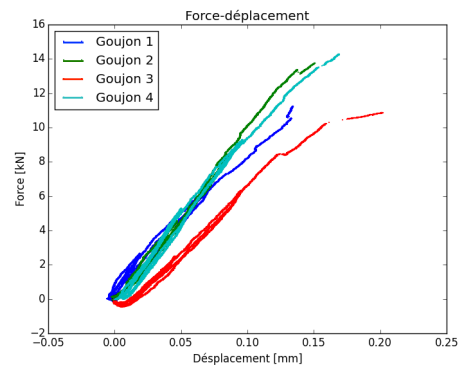
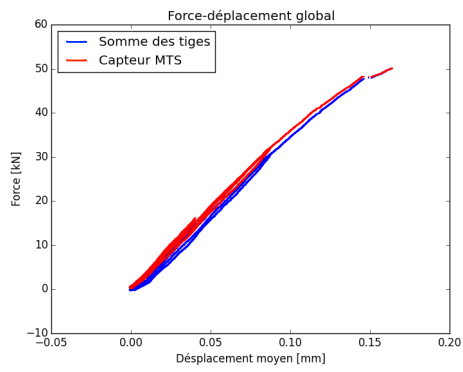


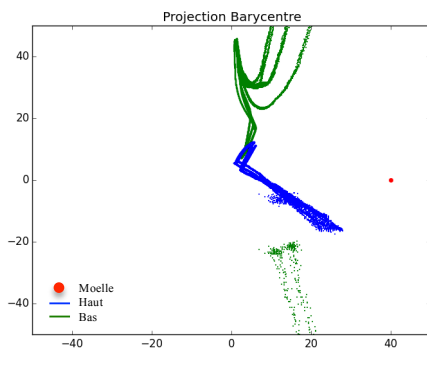
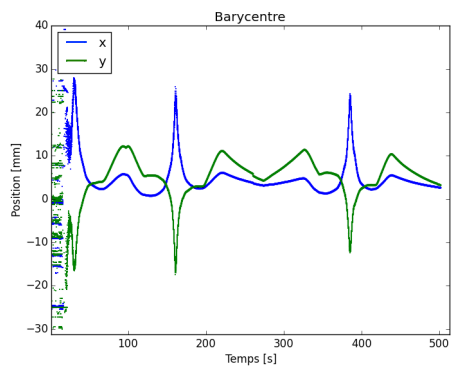
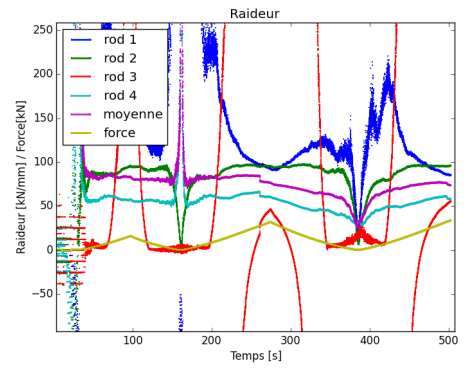
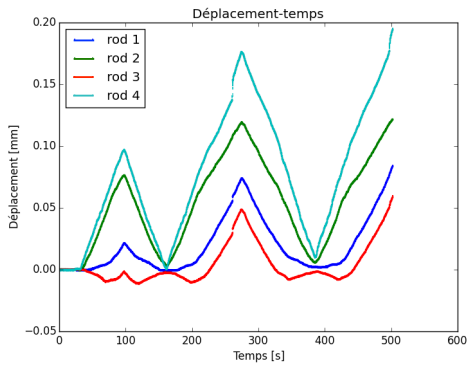
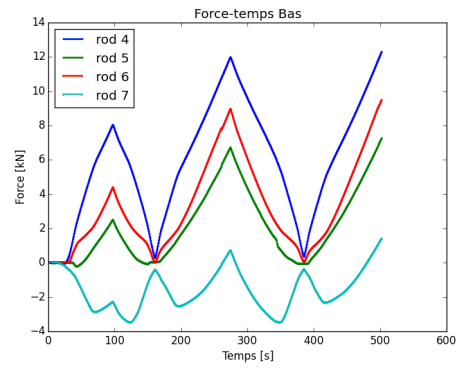
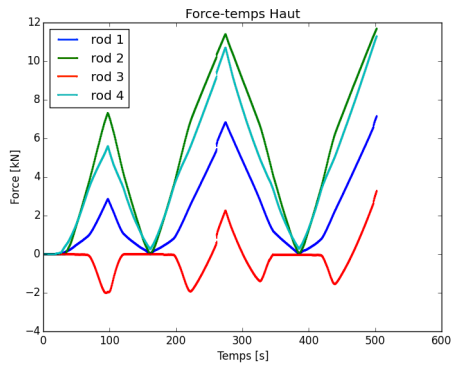
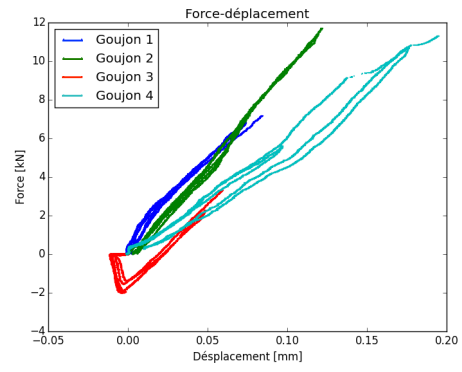
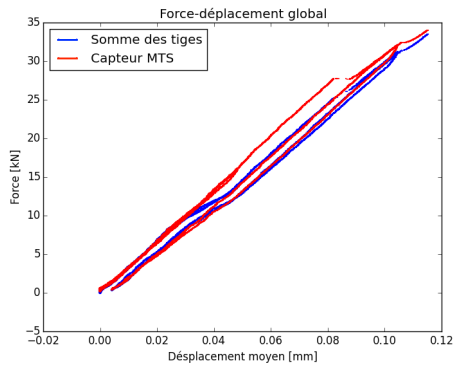


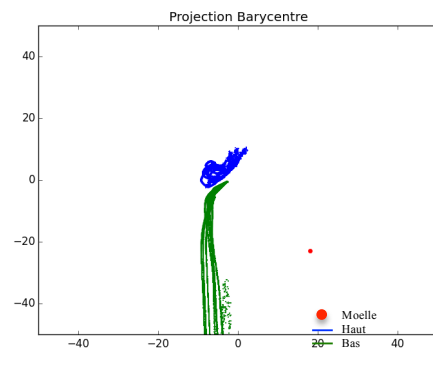
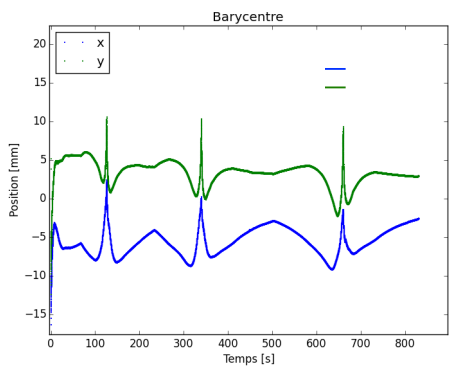
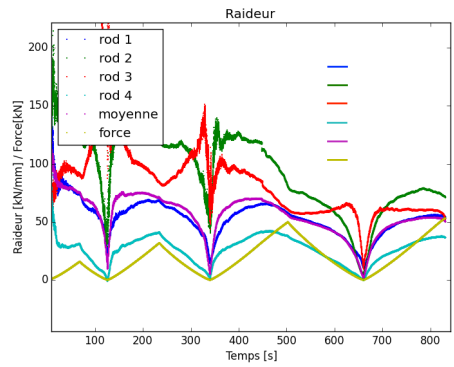
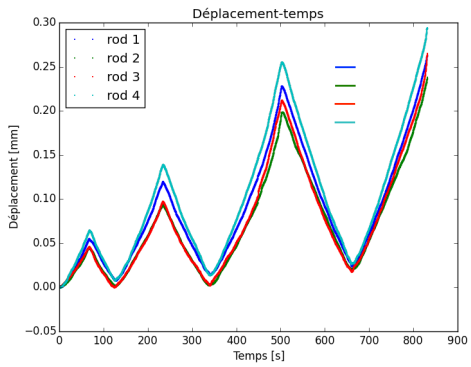
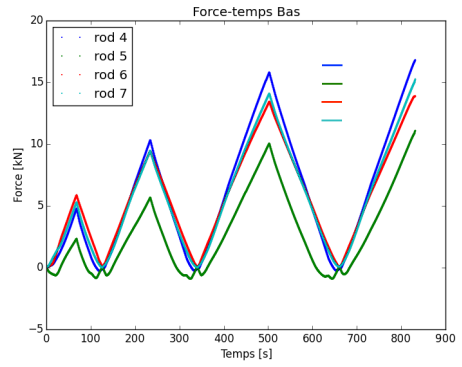
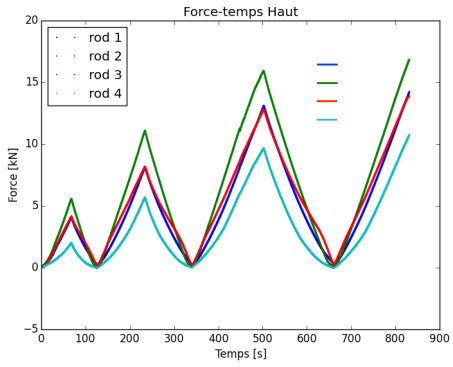
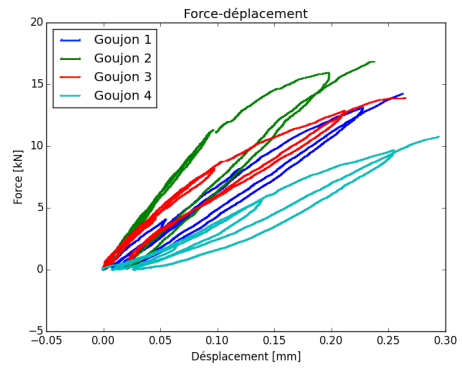
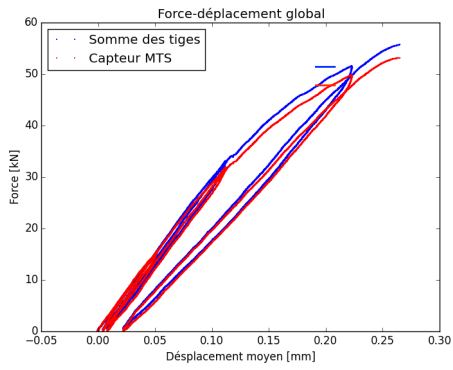












Annexe E : Plan d'expérience numérique, assemblages mono-tiges

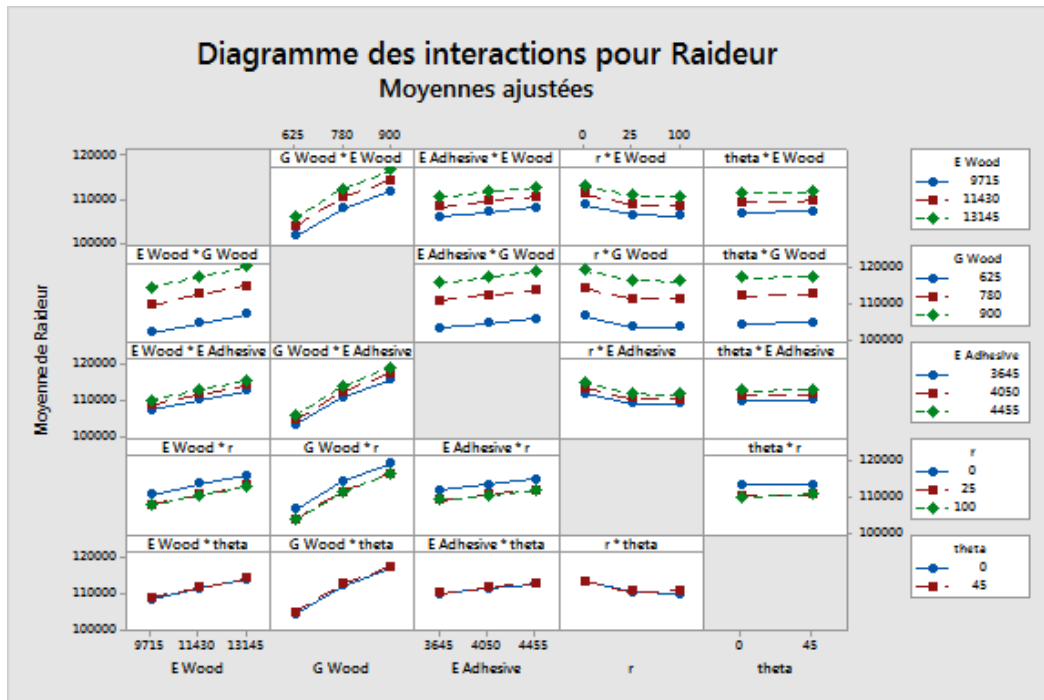
Plan d'expérience assemblages mono-tiges

Configuration	E _{bois}	G _{bois}	E _{adhésif}	r	Theta	Raideur	RatioMax SMRR	RatioMax SMRZ
1	9715	625	3645	0	0	102,6	1,33E-03	-1,11E-03
2	9715	625	3645	0	45	102,6	1,33E-03	-1,11E-03
3	9715	625	3645	25	0	100,4	1,26E-03	-1,09E-03
4	9715	625	3645	25	45	100,4	1,26E-03	-1,08E-03
5	9715	625	3645	100	0	101,0	1,26E-03	-1,08E-03
6	9715	625	3645	100	45	100,1	1,27E-03	-1,08E-03
7	9715	625	4050	0	0	103,9	1,35E-03	-1,14E-03
8	9715	625	4050	0	45	103,9	1,35E-03	-1,14E-03
9	9715	625	4050	25	0	100,9	1,29E-03	-1,12E-03
10	9715	625	4050	25	45	101,1	1,28E-03	-1,11E-03
11	9715	625	4050	100	0	100,3	1,28E-03	-1,11E-03
12	9715	625	4050	100	45	101,4	1,29E-03	-1,11E-03
13	9715	625	4455	0	0	105,0	1,38E-03	-1,17E-03
14	9715	625	4455	0	45	105,0	1,38E-03	-1,17E-03
15	9715	625	4455	25	0	102,0	1,31E-03	-1,15E-03
16	9715	625	4455	25	45	102,1	1,31E-03	-1,14E-03
17	9715	625	4455	100	0	101,4	1,30E-03	-1,14E-03
18	9715	625	4455	100	45	102,4	1,31E-03	-1,15E-03
19	9715	780	3645	0	0	110,1	1,33E-03	-1,13E-03
20	9715	780	3645	0	45	110,1	1,33E-03	-1,13E-03
21	9715	780	3645	25	0	107,2	1,27E-03	-1,11E-03
22	9715	780	3645	25	45	107,4	1,27E-03	-1,10E-03
23	9715	780	3645	100	0	106,6	1,27E-03	-1,10E-03
24	9715	780	3645	100	45	107,6	1,28E-03	-1,10E-03
25	9715	780	4050	0	0	111,6	1,36E-03	-1,16E-03
26	9715	780	4050	0	45	111,6	1,36E-03	-1,16E-03
27	9715	780	4050	25	0	108,6	1,30E-03	-1,14E-03
28	9715	780	4050	25	45	108,8	1,29E-03	-1,13E-03
29	9715	780	4050	100	0	108,0	1,29E-03	-1,13E-03
30	9715	780	4050	100	45	109,1	1,30E-03	-1,14E-03
31	9715	780	4455	0	0	112,9	1,39E-03	-1,19E-03
32	9715	780	4455	0	45	112,9	1,39E-03	-1,19E-03
33	9715	780	4455	25	0	109,8	1,32E-03	-1,17E-03
34	9715	780	4455	25	45	110,0	1,32E-03	-1,16E-03
35	9715	780	4455	100	0	109,2	1,32E-03	-1,17E-03
36	9715	780	4455	100	45	110,3	1,33E-03	-1,17E-03
37	9715	900	3645	0	0	114,8	1,33E-03	-1,14E-03
38	9715	900	3645	0	45	114,8	1,33E-03	-1,14E-03
39	9715	900	3645	25	0	111,9	1,28E-03	-1,12E-03
40	9715	900	3645	25	45	112,2	1,28E-03	-1,12E-03
41	9715	900	3645	100	0	111,3	1,27E-03	-1,11E-03
42	9715	900	3645	100	45	112,4	1,28E-03	-1,11E-03
43	9715	900	4050	0	0	116,5	1,36E-03	-1,17E-03
44	9715	900	4050	0	45	116,5	1,36E-03	-1,17E-03
45	9715	900	4050	25	0	113,4	1,31E-03	-1,15E-03
46	9715	900	4050	25	45	113,7	1,30E-03	-1,14E-03
47	9715	900	4050	100	0	112,8	1,30E-03	-1,15E-03
48	9715	900	4050	100	45	114,0	1,31E-03	-1,15E-03
49	9715	900	4455	0	0	117,9	1,39E-03	-1,21E-03

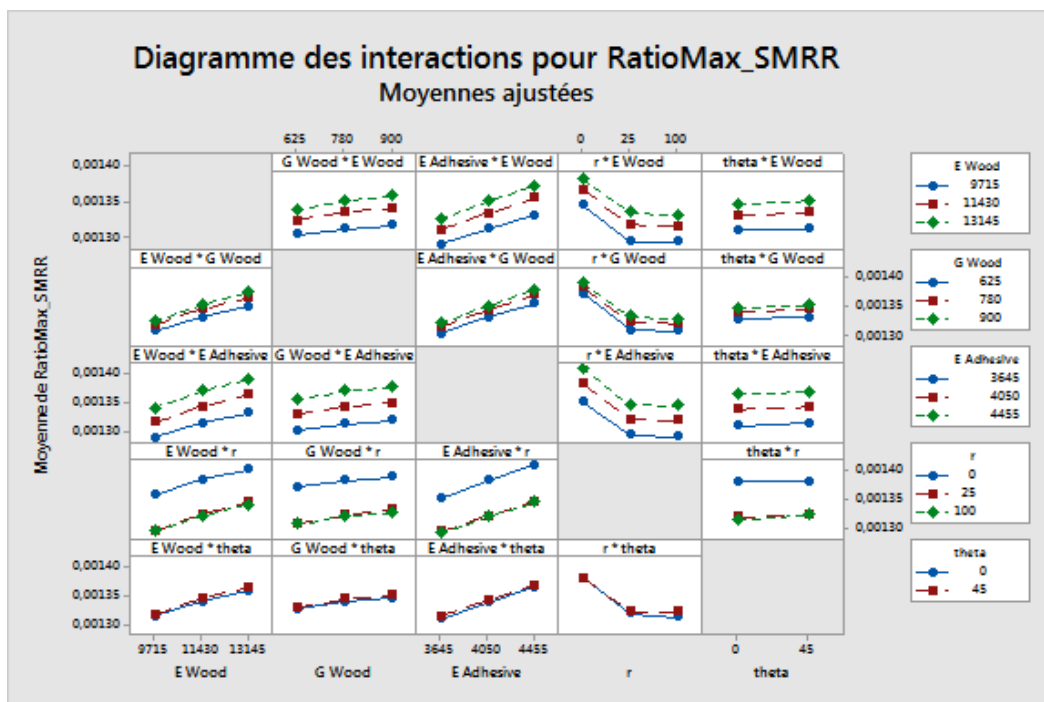
50	9715	900	4455	0	45	117,9	1,39E-03	-1,21E-03
51	9715	900	4455	25	0	114,8	1,33E-03	-1,19E-03
52	9715	900	4455	25	45	115,1	1,32E-03	-1,18E-03
53	9715	900	4455	100	0	114,1	1,32E-03	-1,18E-03
54	9715	900	4455	100	45	115,3	1,33E-03	-1,18E-03
55	11430	625	3645	0	0	105,3	1,35E-03	-1,13E-03
56	11430	625	3645	0	45	105,3	1,35E-03	-1,13E-03
57	11430	625	3645	25	0	102,5	1,28E-03	-1,11E-03
58	11430	625	3645	25	45	102,5	1,29E-03	-1,11E-03
59	11430	625	3645	100	0	101,9	1,28E-03	-1,10E-03
60	11430	625	3645	100	45	102,8	1,29E-03	-1,10E-03
61	11430	625	4050	0	0	106,7	1,38E-03	-1,16E-03
62	11430	625	4050	0	45	106,7	1,38E-03	-1,16E-03
63	11430	625	4050	25	0	103,8	1,31E-03	-1,14E-03
64	11430	625	4050	25	45	103,9	1,32E-03	-1,14E-03
65	11430	625	4050	100	0	103,2	1,31E-03	-1,13E-03
66	11430	625	4050	100	45	104,1	1,31E-03	-1,14E-03
67	11430	625	4455	0	0	107,9	1,40E-03	-1,19E-03
68	11430	625	4455	0	45	107,9	1,40E-03	-1,19E-03
69	11430	625	4455	25	0	104,9	1,33E-03	-1,17E-03
70	11430	625	4455	25	45	105,0	1,33E-03	-1,16E-03
71	11430	625	4455	100	0	104,3	1,33E-03	-1,17E-03
72	11430	625	4455	100	45	105,3	1,34E-03	-1,17E-03
73	11430	780	3645	0	0	113,1	1,36E-03	-1,15E-03
74	11430	780	3645	0	45	113,1	1,36E-03	-1,15E-03
75	11430	780	3645	25	0	110,1	1,30E-03	-1,13E-03
76	11430	780	3645	25	45	110,3	1,30E-03	-1,13E-03
77	11430	780	3645	100	0	109,5	1,29E-03	-1,12E-03
78	11430	780	3645	100	45	110,6	1,30E-03	-1,12E-03
79	11430	780	4050	0	0	114,7	1,39E-03	-1,18E-03
80	11430	780	4050	0	45	114,7	1,39E-03	-1,18E-03
81	11430	780	4050	25	0	111,6	1,32E-03	-1,16E-03
82	11430	780	4050	25	45	111,8	1,33E-03	-1,16E-03
83	11430	780	4050	100	0	111,0	1,32E-03	-1,16E-03
84	11430	780	4050	100	45	112,1	1,33E-03	-1,16E-03
85	11430	780	4455	0	0	116,0	1,41E-03	-1,22E-03
86	11430	780	4455	0	45	116,0	1,41E-03	-1,22E-03
87	11430	780	4455	25	0	112,9	1,35E-03	-1,20E-03
88	11430	780	4455	25	45	113,1	1,36E-03	-1,20E-03
89	11430	780	4455	100	0	112,3	1,34E-03	-1,19E-03
90	11430	780	4455	100	45	113,4	1,35E-03	-1,19E-03
91	11430	900	3645	0	0	117,9	1,36E-03	-1,16E-03
92	11430	900	3645	0	45	117,9	1,36E-03	-1,16E-03
93	11430	900	3645	25	0	115,0	1,30E-03	-1,14E-03
94	11430	900	3645	25	45	115,2	1,31E-03	-1,14E-03
95	11430	900	3645	100	0	114,4	1,30E-03	-1,14E-03
96	11430	900	3645	100	45	115,5	1,31E-03	-1,14E-03
97	11430	900	4050	0	0	119,7	1,39E-03	-1,20E-03
98	11430	900	4050	0	45	119,7	1,39E-03	-1,20E-03
99	11430	900	4050	25	0	116,6	1,33E-03	-1,18E-03
100	11430	900	4050	25	45	116,8	1,34E-03	-1,18E-03
101	11430	900	4050	100	0	116,0	1,33E-03	-1,17E-03
102	11430	900	4050	100	45	117,1	1,34E-03	-1,17E-03
103	11430	900	4455	0	0	121,2	1,42E-03	-1,23E-03
104	11430	900	4455	0	45	121,2	1,42E-03	-1,23E-03
105	11430	900	4455	25	0	118,0	1,36E-03	-1,21E-03
106	11430	900	4455	25	45	118,3	1,37E-03	-1,21E-03
107	11430	900	4455	100	0	117,4	1,35E-03	-1,21E-03

108	11430	900	4455	100	45	118,5	1,36E-03	-1,21E-03
109	13145	625	3645	0	0	107,6	1,36E-03	-1,14E-03
110	13145	625	3645	0	45	107,6	1,36E-03	-1,14E-03
111	13145	625	3645	25	0	104,8	1,30E-03	-1,12E-03
112	13145	625	3645	25	45	104,9	1,31E-03	-1,12E-03
113	13145	625	3645	100	0	104,2	1,29E-03	-1,12E-03
114	13145	625	3645	100	45	105,1	1,31E-03	-1,12E-03
115	13145	625	4050	0	0	109,1	1,39E-03	-1,18E-03
116	13145	625	4050	0	45	109,1	1,39E-03	-1,18E-03
117	13145	625	4050	25	0	106,2	1,33E-03	-1,16E-03
118	13145	625	4050	25	45	106,2	1,34E-03	-1,16E-03
119	13145	625	4050	100	0	105,6	1,32E-03	-1,15E-03
120	13145	625	4050	100	45	106,5	1,33E-03	-1,15E-03
121	13145	625	4455	0	0	110,3	1,42E-03	-1,21E-03
122	13145	625	4455	0	45	110,3	1,42E-03	-1,21E-03
123	13145	625	4455	25	0	107,3	1,35E-03	-1,19E-03
124	13145	625	4455	25	45	107,4	1,36E-03	-1,19E-03
125	13145	625	4455	100	0	106,7	1,35E-03	-1,18E-03
126	13145	625	4455	100	45	107,7	1,36E-03	-1,19E-03
127	13145	780	3645	0	0	115,5	1,37E-03	-1,17E-03
128	13145	780	3645	0	45	115,5	1,37E-03	-1,17E-03
129	13145	780	3645	25	0	112,6	1,31E-03	-1,15E-03
130	13145	780	3645	25	45	112,7	1,32E-03	-1,15E-03
131	13145	780	3645	100	0	112,0	1,31E-03	-1,14E-03
132	13145	780	3645	100	45	113,0	1,32E-03	-1,15E-03
133	13145	780	4050	0	0	117,2	1,41E-03	-1,20E-03
134	13145	780	4050	0	45	117,2	1,41E-03	-1,20E-03
135	13145	780	4050	25	0	114,2	1,34E-03	-1,18E-03
136	13145	780	4050	25	45	114,3	1,35E-03	-1,18E-03
137	13145	780	4050	100	0	113,6	1,34E-03	-1,18E-03
138	13145	780	4050	100	45	114,6	1,35E-03	-1,18E-03
139	13145	780	4455	0	0	118,6	1,44E-03	-1,24E-03
140	13145	780	4455	0	45	118,6	1,44E-03	-1,24E-03
141	13145	780	4455	25	0	115,5	1,37E-03	-1,22E-03
142	13145	780	4455	25	45	115,6	1,38E-03	-1,22E-03
143	13145	780	4455	100	0	114,9	1,37E-03	-1,21E-03
144	13145	780	4455	100	45	115,9	1,38E-03	-1,21E-03
145	13145	900	3645	0	0	120,5	1,38E-03	-1,18E-03
146	13145	900	3645	0	45	120,5	1,38E-03	-1,18E-03
147	13145	900	3645	25	0	117,6	1,32E-03	-1,16E-03
148	13145	900	3645	25	45	117,7	1,33E-03	-1,16E-03
149	13145	900	3645	100	0	117,0	1,32E-03	-1,16E-03
150	13145	900	3645	100	45	118,0	1,33E-03	-1,16E-03
151	13145	900	4050	0	0	122,3	1,41E-03	-1,22E-03
152	13145	900	4050	0	45	122,3	1,41E-03	-1,22E-03
153	13145	900	4050	25	0	119,3	1,35E-03	-1,20E-03
154	13145	900	4050	25	45	119,4	1,36E-03	-1,20E-03
155	13145	900	4050	100	0	118,7	1,35E-03	-1,19E-03
156	13145	900	4050	100	45	119,7	1,36E-03	-1,20E-03
157	13145	900	4455	0	0	123,9	1,44E-03	-1,25E-03
158	13145	900	4455	0	45	123,9	1,44E-03	-1,25E-03
159	13145	900	4455	25	0	120,7	1,38E-03	-1,23E-03
160	13145	900	4455	25	45	120,9	1,39E-03	-1,23E-03
161	13145	900	4455	100	0	120,1	1,38E-03	-1,23E-03
162	13145	900	4455	100	45	121,2	1,38E-03	-1,23E-03

Graphique des interactions (raideur)



Graphique des interactions (SMRR)



Graphique des interactions (SMRZ)

