



Etude du comportement au feu des assemblages de structures bois : approche expérimentale et modélisation

Karine Laplanche

► To cite this version:

Karine Laplanche. Etude du comportement au feu des assemblages de structures bois : approche expérimentale et modélisation. Génie mécanique [physics.class-ph]. Université Blaise Pascal - Clermont-Ferrand II, 2006. Français. NNT : 2006CLF21665 . tel-00693999

HAL Id: tel-00693999

<https://theses.hal.science/tel-00693999>

Submitted on 7 May 2012

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

UNIVERSITE BLAISE PASCAL – CLERMONT II

*ECOLE DOCTORALE
SCIENCES POUR L'INGENIEUR DE CLERMONT-FERRAND*

Thèse

Présentée par

Karine LAPLANCHE

Ingénieur Génie Civil C/U/S/T/
Formation Doctorale : « Génie Mécanique Génie Civil »

Pour obtenir le grade de :

DOCTEUR D'UNIVERSITE
SPECIALITE : GENIE CIVIL

*Etude du comportement au feu des assemblages
de structures bois : Approche expérimentale et
modélisation*

Soutenue publiquement le 19 Juillet 2006, devant le jury composé de :

Messieurs **J-M. FRANSSENS**
P. TRIBOULOT
D. BOISSIER
D.DHIMA
A.FRANGI
P. RACHER
H.TEPHANY

Rapporteur
Rapporteur
Examineur, Président du jury
Examineur
Examineur
Directeur de thèse
Invité

Université Blaise Pascal (Clermont-Ferrand) – C/U/S/T// LGC

*Thèse préparée au Centre Scientifique et Technique du Bâtiment – Département Sécurité
Structure Feu – Division Ingénierie de la Sécurité et des Technologies Associées Et au
Laboratoire Génie Civil*

A la mémoire de ma grand-mère disparue un an trop tôt...

Remerciements

Mener à terme une recherche est une tâche ardue et en général très décourageante. Je tiens donc à associer à l'aboutissement de ce travail toutes les personnes qui m'ont permis de le réaliser et celles qui m'ont apporté leur soutien.

J'exprime ma profonde reconnaissance à M. Patrick RACHER, Maître de Conférence Hors Classe et Habilité à Diriger les Recherches, qui m'a fait l'honneur de diriger ce travail. Je le remercie pour son apport technique et pour la patience qu'il a eue pour corriger le présent manuscrit. Je tiens à remercier M. Dhionis DHIMA, Ingénieur de recherche au CSTB, qui m'a apporté aussi bien techniquement que personnellement. Toutes les discussions ont été productives grâce à leurs compétences et leur grande disponibilité pour cette recherche. Qu'ils trouvent ici l'expression de toute ma gratitude pour l'encadrement et le soutien qu'ils ont su m'apporter tout le long de ces années.

M. Daniel BOISSIER, Professeur et Directeur du Laboratoire de Génie Civil, m'a fait l'honneur de m'accueillir au sein de son laboratoire et de présider le jury. Je l'assure de mon grand respect et de ma sincère considération.

M. Jean-Marc FRANSENS, Professeur à l'Université de Liège, et M. Pascal TRIBOULOT, Professeur à l'ENSTIB, ont accepté d'examiner et de rapporter ce travail. Ils m'ont fait l'honneur d'effectuer cette tâche avec une grande objectivité. J'attache une grande importance à les remercier pour m'avoir consacré une partie de leur temps précieux et pour leurs fructueuses remarques.

J'exprime également ma sincère reconnaissance à M. Andréa FRANGI, Senior Research Associate à l'ETH, et M. Hervé THEPHANY, Ingénieur en chef à la Direction de la Défense et de la Protection Civile, pour l'honneur qu'ils m'ont fait en acceptant d'examiner ce travail.

Ce travail a pu aboutir grâce à l'aide indispensable de M. Jean-Vivien HECK dans l'élaboration du modèle. Les personnels du Laboratoire de résistance au feu du CSTB mais également du CTICM ont permis de réaliser un excellent travail expérimental. Je les remercie pour leur précieuse collaboration.

Je me dois de remercier l'ensemble des membres du Département Sécurité Structure et Feu du CSTB et du Laboratoire de Génie Civil qui ont contribué à une ambiance de travail me permettant de réaliser ma thèse dans les meilleures conditions.

Enfin, du plus profond de mon cœur, je remercie Guillaume et ma famille pour leur aide tant au niveau moral que matériel. Le diplôme porte uniquement mon nom mais l'effort a été celui de tous.

Résumé

La démarche d'Ingénierie de la Sécurité Incendie est une approche globale qui permet d'estimer le niveau de sécurité des ouvrages pour différents scénarii. L'évaluation de ces derniers dépend de la qualité des modèles intégrés pour décrire le comportement humain, l'évolution de l'incendie, des champs thermiques et de la réponse mécanique de l'ouvrage. Sur ce dernier point, la prise en compte du comportement des liaisons de même que de leur évolution en fonction des champs thermiques est un facteur important. Parmi les matériaux de construction, le bois est celui pour lequel les investigations sur ce sujet sont les moins nombreuses.

Première étape dans une approche d'Ingénierie de la Sécurité Incendie des structures en bois, cette étude consiste en l'élaboration d'un modèle éléments finis tridimensionnel décrivant le comportement des assemblages de ces structures sous actions thermiques. Développé avec le logiciel Marc Mentat, cette modélisation concerne les assemblages brochés et boulonnés sollicités en traction longitudinale. L'action thermique modélisée est l'action thermique conventionnelle ISO R834.

Le modèle thermomécanique ainsi défini intègre les champs de températures dans un modèle mécanique non-linéaire à travers des coefficients de réduction des propriétés des matériaux en fonction de la température. Le bois est considéré orthotrope transverse. Un critère de plasticité est intégré pour chacun des matériaux : Hill pour le bois et Von Mises pour l'acier. La validation du modèle est réalisée à l'aide d'essais. Elle est faite en trois étapes. La première est la validation du modèle mécanique à froid. La deuxième étape est la comparaison et la validation des températures simulées avec celles mesurées lors d'essais de résistance au feu. Enfin, la dernière étape réside en la confrontation des durées de résistance au feu simulées et expérimentales. Après validation de ce modèle, le comportement des assemblages brochés unitaires est modélisé pour des durées d'exposition de 30, 60 ou 90 minutes. Les évolutions de la capacité résistante et de la raideur de ce type d'assemblage sont analysées en fonction de l'épaisseur de bois mis en jeu. Enfin, la modélisation d'assemblages multiples met en évidence la caractérisation du nombre effectif en fonction des champs thermiques.

Mots clés : Modélisation, éléments finis, assemblage, structure bois, incendie, champs thermiques, ISO R834

Abstract

The Fire Safety Engineering approach is a global approach which allows to consider the fire safety level of structures for different scenarios. The evaluation of these ones depends on the quality of the models integrated to describe the human behaviour, the evolution of the fire, the thermal fields and the mechanical answer of the structure. On this last point, the behaviour of joints and their evolution according to thermal fields is an important factor. Among building materials, timber is that one for which the investigations on this subject are fewer.

First stage in a Fire Safety Engineering approach of timber structures, this study deals with the development of a three-dimensional finite element model which describes the behaviour of timber joints under thermal actions. Developed with the software Marc Mentat, this model concerns dowelled and bolted joints submitted to a longitudinal tensile force. The simulated thermal action is the conventional thermal action ISO R834.

Thus, the thermomechanical model integrates the thermal fields in a non-linear mechanical model through coefficients of reduction of the material properties according to the temperature. Timber is considered orthotropic transverse. A criterion of plasticity is integrated for each material: Hill's one for timber and Von Mises one for steel. The model is validated by tests. The validation is made in three stages. The first one is the validation of the mechanical model under normal condition. The second stage is the comparison and the validation of the temperatures simulated with those measured during fire resistance tests. Lastly, the last stage deals with the comparison of the fire resistance time simulated with the experimental one. After validation of this model, the behaviour of single dowelled joints is simulated for fire exposure times of 30, 60 or 90 minutes. The evolutions of the load-carrying capacity and the stiffness of this type of joints are analyzed according to the thickness of timber put in place. Lastly, the modelling of multiple joints permits to define the evolution of the effective number according to the thermal fields.

Keywords: Modelling, Finite elements, joint, timber structures, fire, thermal fields, ISO R834

Sommaire

TABLE DES ILLUSTRATIONS.....	4
TABLE DES TABLEAUX	7
NOMENCLATURE.....	8
INTRODUCTION.....	11
PARTIE A : BIBLIOGRAPHIE	14
I. COMPORTEMENT A FROID.....	15
I.1. COMPORTEMENT GENERAL DES ASSEMBLAGES	15
I.2. COMPORTEMENT INTRINSEQUE DES MATERIAUX	17
I.2.1. <i>Le matériau bois : organisation structurale.....</i>	17
I.2.2. <i>Résistance en cisaillement du bois.....</i>	17
I.2.3. <i>Comportement mécanique parallèle au fil.....</i>	18
I.2.4. <i>Comportement mécanique perpendiculaire au fil.....</i>	18
I.2.5. <i>Comportement des organes d'assemblage.....</i>	19
I.2.5.1. <i>Caractéristiques mécaniques.....</i>	19
I.2.5.2. <i>Flexion de la tige.....</i>	19
I.3. COMPORTEMENT EN PORTANCE LOCALE DU BOIS	20
I.3.1. <i>Portance longitudinale.....</i>	20
I.3.2. <i>Portance transversale</i>	23
I.3.3. <i>Portance hors des axes d'orthotropie</i>	23
I.4. COMPORTEMENT D'UN ASSEMBLAGE UNITAIRE.....	24
I.4.1. <i>Théorie de l'analyse limite.....</i>	24
I.4.2. <i>Modèle de poutres sur appuis continus.....</i>	26
I.4.3. <i>Influence de la longueur du talon.....</i>	27
I.5. MECANIQUE DES LIAISONS.....	27
I.5.1. <i>Interaction entre les organes.....</i>	27
I.5.2. <i>Influence de l'espacement des organes</i>	30
I.5.3. <i>Mode de rupture</i>	30
II. COMPORTEMENT SOUS ACTIONS THERMIQUES.....	32
II.1. PRINCIPE D'ANALYSE DE RESISTANCE AU FEU D'UN ASSEMBLAGE	32
II.2. DEGRADATION THERMIQUE DU MATERIAU BOIS	33
II.2.1. <i>Pyrolyse.....</i>	33
II.2.2. <i>Vitesse de combustion.....</i>	34
II.3. PROPRIETES DU BOIS EN FONCTION DE LA TEMPERATURE	34
II.3.1. <i>Propriétés thermophysiques du bois</i>	34
II.3.1.1. <i>Masse volumique.....</i>	35
II.3.1.2. <i>Conductivité thermique</i>	35
II.3.1.3. <i>Chaleur spécifique.....</i>	37
II.3.2. <i>Propriétés mécaniques du bois.....</i>	38
II.3.2.1. <i>Module d'élasticité.....</i>	39
II.3.2.2. <i>Seuils de plasticité.....</i>	40
II.3.2.3. <i>Portance locale</i>	43
II.4. COMPORTEMENT DES ORGANES SOUS ACTIONS THERMIQUES	44
II.4.1. <i>Théorie de l'analyse limite sous action thermique</i>	44
II.4.2. <i>Evolution de la rigidité en fonction de la température.....</i>	45
II.5. COMPORTEMENT DES ASSEMBLAGES SOUS ACTIONS THERMIQUES	45
II.5.1. <i>Durée de résistance au feu</i>	46
II.5.2. <i>Modes de rupture pour les assemblages soumis au feu.....</i>	47
II.5.3. <i>Influence de la configuration de l'assemblage sur la durée de résistance au feu</i>	47
II.5.4. <i>Influence des organes d'assemblage sur la combustion du bois.....</i>	48
II.5.5. <i>Champs thermiques dans les assemblages</i>	49

III.	APPROCHES REGLEMENTAIRES.....	51
III.1.	APPROCHE REGLEMENTAIRE A FROID	51
III.2.	APPROCHE REGLEMENTAIRE SOUS ACTION THERMIQUE.....	52
III.2.1.	Définition du critère de la résistance au feu	52
III.2.2.	Actions thermiques conventionnelles.....	53
III.2.3.	Propriétés des matériaux en fonction de la température.....	54
III.2.3.1.	Matériau bois.....	54
III.2.3.2.	Matériau acier.....	56
III.2.4.	Dimensionnement des assemblages soumis au feu	57
PARTIE B :	MODELISATION DU COMPORTEMENT THERMOMECHANIQUE DES	
ASSEMBLAGES.....	59	
I.	MODELISATIONS D'ASSEMBLAGES A FROID	60
I.1.	MODELISATION DU MATERIAU BOIS PAR ELEMENTS FINIS.....	60
I.1.1.	Comportement élastique.....	60
I.1.2.	Comportement plastique du bois.....	61
I.2.	MODELISATION DU COMPORTEMENT D'ASSEMBLAGES BOIS	61
I.2.1.	Simulation de l'évolution de la portance.....	62
I.2.2.	Modèles de poutres sur appuis continus	64
I.2.3.	Modélisation de l'interaction des contraintes dans un assemblage.....	65
I.3.	APPLICATION A UN MODELE THERMOMECHANIQUE	67
II.	MODELE MECANIQUE NON LINEAIRE A CHAMP THERMIQUE CONSTANT.....	68
II.1.	MODELISATION DU BOIS	68
II.1.1.	Lois de comportement et critère de plasticité du bois	68
II.1.2.	Maillage	69
II.2.	MODELISATION DE L'ACIER	70
II.3.	MODELISATION DES ORGANES D'ASSEMBLAGE	70
II.3.1.	Problématique	70
II.3.2.	Modélisation du comportement en flexion des organes.....	71
II.3.3.	Confrontation des résultats des simulations à la théorie des poutres	71
II.3.4.	Influence de la densité de maillage sur le comportement des organes.....	72
II.3.5.	Maillage	74
II.4.	GESTION DES INTERFACES	74
II.5.	CONDITIONS LIMITES	76
II.6.	ETUDE PARAMETRIQUE.....	78
II.6.1.	Finesse du maillage.....	78
II.6.2.	Influence du frottement.....	79
II.6.3.	Ecrouissage	80
II.6.4.	Bilan	80
III.	MODELE DE TRANSFERTS THERMIQUES	81
III.1.	PRINCIPE DE CALCUL D'ECHAUFFEMENT	81
III.2.	CONDITIONS INITIALES ET AUX LIMITES.....	82
III.3.	PROPRIETES THERMOPHYSIQUES DES MATERIAUX	83
III.3.1.	Problématique	83
III.3.2.	Calculs d'échauffement bidimensionnels	83
III.3.3.	Comparaison des températures mesurées et simulées.....	84
III.3.4.	Choix des propriétés thermophysiques du bois	85
IV.	COUPLAGE THERMOMECHANIQUE DES ASSEMBLAGES.....	86
IV.1.	HYPOTHESES DE CALCUL	86
IV.2.	PRINCIPE DE LA MODELISATION	86

PARTIE C : ANALYSE DU COMPORTEMENT DES ASSEMBLAGES SOUS ACTIONS THERMIQUES	87
I. VALIDATION DES MODELES.....	88
I.1. APPROCHE EXPERIMENTALE	88
I.1.1. Objectifs	88
I.1.2. Essais mécaniques à froid	88
I.1.2.1. Protocole expérimental	89
I.1.2.2. Mesures réalisées	89
I.1.2.3. Résultats	90
I.1.2.4. Analyse des résultats	92
I.1.3. Essais de résistance au feu	92
I.1.3.1. Protocole expérimental	92
I.1.3.2. Mesures réalisées	93
I.1.3.3. Résultats	94
I.1.3.4. Analyse des résultats	95
I.1.4. Bilan	96
I.2. VALIDATION DU MODELE MECANIQUE A CHAMP THERMIQUE CONSTANT	97
I.2.1. Comparaison de la loi de comportement $F(g)$ simulée et mesurée	97
I.2.2. Contraintes au sein de l'assemblage	99
I.2.3. Validation du modèle	100
I.3. VALIDATION DU MODELE THERMIQUE	100
I.3.1. Vitesse de combustion	101
I.3.2. Confrontations entre les températures simulées et mesurées	101
I.3.2.1. Champs thermiques au sein du bois	101
I.3.2.2. Champs thermiques dans les organes d'assemblage	102
I.3.2.3. Champs thermiques dans la plaque métallique	104
I.3.3. Analyse et validation du modèle	105
I.4. VALIDATION DU MODELE THERMOMECHANIQUE	105
I.4.1. Confrontation des durées de résistance au feu mesurées à celles simulées	105
I.4.1.1. Détermination de la durée de résistance au feu simulée	105
I.4.1.2. Comparaison entre les durées de résistance au feu simulées et mesurées	105
I.4.2. Analyse et validation du modèle	106
II. COMPORTEMENT DES ASSEMBLAGES UNITAIRES SOUS ACTIONS THERMIQUES	107
II.1. PRINCIPE DU MODELE THERMOMECHANIQUE	107
II.2. COURBES FORCE-DEPLACEMENT	108
II.3. EVOLUTION DE LA RIGIDITE	109
II.4. EVOLUTION DU SEUIL PLASTIQUE EN FONCTION DE L'EPaisseur DE BOIS	110
II.4.1. Simulations	110
II.4.2. Comparaison des simulations avec la théorie de Johansen	111
II.4.3. Détermination des modes de fonctionnement	115
II.5. BILAN	116
III. COMPORTEMENT THERMOMECHANIQUE DES ASSEMBLAGES MULTIPLES.....	117
III.1. EVOLUTION DE N_{EFF} EN FONCTION DE LA TEMPERATURE	117
III.1.1. Etude des assemblages bois-métal ($d=16$ mm)	117
III.1.2. Etude des assemblages bois-métal ($d=12$ et 20 mm)	120
III.2. APPROCHE MULTIPARAMETRE	125
CONCLUSION.....	129
REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES.....	131
ANNEXE 1 : DETERMINATION DE LA DISTRIBUTION DES EFFORTS DE CONTACT LE LONG D'UN ELEMENT QUADRATIQUE	138

Table des illustrations

Figure A.1 :	Configurations types d'assemblages : (a) bois-bois, (b) bois-métal.....	15
Figure A.2 :	Courbe type force –déplacement.....	16
Figure A.3 :	Comportement expérimental d'assemblages sollicités en traction longitudinale selon le type d'organe	16
Figure A.4 :	Directions principales d'un échantillon de bois	17
Figure A.5 :	Comportement parallèle au fil du bois	18
Figure A.6 :	Comportement perpendiculaire au fil du bois	19
Figure A.7 :	Evolution de la courbure d'une tige en fonction du chargement (F) pour un assemblage bois-bois en double cisaillement	19
Figure A.8 :	Evolution du moment de flexion de la tige en fonction du chargement (F) pour un assemblage bois-bois en double cisaillement	20
Figure A.9 :	Comportement expérimental d'enfoncement parallèle au fil du bois pour de l'Epicéa (d=20 mm)	20
Figure A.10 :	Effet du frottement sur la contrainte radiale.....	21
Figure A.11 :	Effet du frottement sur les contraintes	21
Figure A.12 :	Effet du jeu diamétral (j) sur la pression radiale pour de l'Epicéa	22
Figure A.13 :	Relation entre la portance (f_h) et le glissement (g).....	23
Figure A.14 :	Modes de rupture des assemblages bois-bois.....	24
Figure A.15 :	Représentation graphique du modèle de Johansen pour des assemblages bois-bois en double cisaillement avec $f_{h1} = f_{h2} = f_h$ et $M_y = d^3 \cdot f_y / 6$	25
Figure A.16 :	Courbe type de la loi de comportement $F(\delta)$ des assemblages	25
Figure A.17 :	Courbe force-déplacement issue du modèle de Blass	26
Figure A.18 :	Effet du talon sur la capacité maximale d'assemblages unitaires bois-métal en double cisaillement en traction longitudinale (essence Epicéa)	27
Figure A.19 :	Evolution de la force (F) en fonction du glissement (g) selon le nombre d'organes d'un assemblage sollicité en traction.....	28
Figure A.20 :	Evolution de la contrainte perpendiculaire au fil selon l'axe x.....	28
Figure A.21 :	Evolution du nombre efficace n_{eff} en fonction du nombre d'organes (n) d'une file....	29
Figure A.22 :	Variation de la charge à la rupture par boulon pour des assemblages bois métal en double cisaillement sollicités en traction [YAS 87] : (a) $l/d = 4$, (b) $l/d=6$	30
Figure A.23 :	Modes de rupture : (a) rupture de la section nette, (b) rupture par cisaillement, (c) rupture de bloc	31
Figure A.24 :	Procédure d'analyse de la performance de résistance au feu	32
Figure A.25 :	Dégradation du bois sollicité par des températures élevées [LIN 90].....	33
Figure A.26 :	Evolution de la masse volumique en fonction de la température pour des résineux à 0% d'humidité	35
Figure A.27 :	Evolution de la conductivité thermique du bois en fonction de la température (résineux à 12% d'humidité)	37
Figure A.28 :	Evolution de la chaleur spécifique en fonction de la température (résineux 12%)	38
Figure A.29 :	Evolution de la relation $\sigma-\epsilon$ parallèle au fil en fonction de la température	38
Figure A.30 :	Coefficient de réduction du module d'élasticité parallèle aux fibres en traction en fonction de la température pour des résineux	39
Figure A.31 :	Coefficient de réduction du module d'élasticité parallèle aux fibres en compression en fonction de la température	40
Figure A.32 :	Coefficient de réduction de la résistance en cisaillement des joints de collage et du bois	40
Figure A.33 :	Coefficient de réduction de la résistance en cisaillement parallèle aux fibres du bois en fonction de la température	41
Figure A.34 :	Coefficient de réduction de la résistance en traction parallèle aux fibres en fonction de la température	42

Figure A.35 : Coefficient de réduction de la résistance en compression parallèle aux fibres en fonction de la température pour des résineux	42
Figure A.36 : Evolution de la portance transversale relative en fonction de la température	43
Figure A.37 : Evolution de la résistance en fonction de l'épaisseur de bois t_1 et de la durée d'exposition au feu pour un assemblage bois-bois	45
Figure A.38 : Rupture par cisaillement le long des files d'organes.....	47
Figure A.39 : Formation d'un manchon autour du boulon	48
Figure A.40 : Définitions de t_e et t_v	49
Figure A.41 : Évolution de la température des plaques métalliques en fonction de l'épaisseur de la plaque : $t = 90\text{min}$, $t_e = 150\text{ mm}$, $t_v = 0\text{ mm}$	50
Figure A.42 : Évolution de la température dans les boulons (a) et le bois (b) pour une exposition de 90 min	50
Figure A.43 : Définition des espacements entre les organes selon l'Eurocode 5	51
Figure A.44 : Courbes de feu : (a) conventionnels, (b) naturel	53
Figure A.45 : Evolution des propriétés thermophysiques du bois	54
Figure A.46 : Evolution des propriétés physico-mécaniques du bois.....	55
Figure A.47 : Évolution des propriétés thermophysiques de l'acier avec la température	56
Figure A.48 : Évolution de la dilatation thermique de l'acier en fonction de la température.....	56
Figure A.49 : Diagramme contraintes relatives - déformations en fonction de la température	57
Figure A.50 : Coefficients de réduction des propriétés mécaniques de l'acier	57
Figure A.51 : Définition des distances de protection	58
Figure B.1 : Repère pour la modélisation des assemblages	61
Figure B.2 : Maillage utilisé lors de la modélisation bidimensionnelle de Chen	62
Figure B.3 : Descriptif de l'élément joint.....	62
Figure B.4 : Comparaison des forces critiques simulées et expérimentales	63
Figure B.5 : Ressorts élaborés	63
Figure B.6 : Modélisation bidimensionnelle d'un volume de bois en présence d'un organe de type tige par la méthode des éléments finis	64
Figure B.7 : Comparaison entre les simulations et l'essai pour le modèle 2D	64
Figure B.8 : Eléments de contact pour un modèle 3D.....	65
Figure B.9 : Loi force-glissement pour un tube de 18 mm de diamètre en double cisaillement	65
Figure B.10 : Evolution de la force en fonction du déplacement	66
Figure B.11 : Assemblage simulé.....	66
Figure B.12 : Résultats de la simulation.....	67
Figure B.13 : Maillage selon l'épaisseur du bois	69
Figure B.14 : Maillage concentrique autour de l'organe d'assemblage	69
Figure B.15 : Loi de comportement bilinéaire	70
Figure B.16 : Eléments finis solides.....	71
Figure B.17 : Comparaison de l'évolution du moment (M) en fonction de la flèche (f) : théorie des poutres et éléments solides	72
Figure B.18 : Evolution du moment de flexion (M) en fonction de la flèche (f) pour différents maillages	73
Figure B.19 : Maillage de l'organe d'assemblage.....	74
Figure B.20 : Critère de non-pénétration.....	74
Figure B.21 : Définition des corps de contact pour des assemblages multiples en double cisaillement	75
Figure B.22 : Description du maillage des organes d'assemblage et des éléments assemblés.....	76
Figure B.23 : Maillage des assemblages	76
Figure B.24 : Conditions limites de symétrie	77
Figure B.25 : Définition des conditions aux limites liées au support.....	77
Figure B.26 : Définition des ressorts de faible rigidité.....	78
Figure B.27 : Caractéristiques de l'assemblage bois- métal en mm.....	78
Figure B.28 : Influence de la finesse du maillage de la plaque métallique sur le comportement global de l'assemblage.....	79

Figure B.29 :	Influence du coefficient de frottement sur le comportement global de l'assemblage .	79
Figure B.30 :	Influence de l'écrouissage sur le comportement global de l'assemblage.....	80
Figure B.31 :	Confrontation des températures simulées aux températures mesurées à différentes profondeurs pour une section de bois de 160x210 mm ²	84
Figure B.32 :	Confrontation des températures simulées aux températures mesurées pour une section de bois de 160x210 mm ²	85
Figure C.1 :	Description géométrique des assemblages	88
Figure C.2 :	Procédure de chargement à froid.....	89
Figure C.3 :	Montage expérimental.....	89
Figure C.4 :	Dispositif de mesure du glissement.....	90
Figure C.5 :	Mode de rupture observé lors des essais : (a) bois-bois, (b) bois-métal.....	91
Figure C.6 :	Définition de l'action thermique	92
Figure C.7 :	Positionnement des capteurs à tiges pour les assemblages bois-bois.....	93
Figure C.8 :	Exemple de positionnement de thermocouples	93
Figure C.9 :	Rupture en cisaillement d'un assemblage bois-bois lors d'un essai de résistance au feu	94
Figure C.10 :	Température au sein des organes d'assemblage (t = 20 min).....	95
Figure C.11 :	Evolution de la durée de tenue au feu selon le taux de chargement.....	96
Figure C.12 :	Confrontation des courbes F(g) simulées à celles expérimentales	98
Figure C.13 :	Isovaleurs des efforts au sein des pièces en bois au niveau de l'interface : (a) bois-bois type B, (b) bois-métal type C.....	99
Figure C.14 :	Evolution de la température dans le bois à différentes profondeurs par rapport à la face exposée	101
Figure C.15 :	Températures au sein des broches à différentes profondeurs par rapport à la face exposée	102
Figure C.16 :	Températures au sein des boulons à différentes profondeurs par rapport à la face exposée	103
Figure C.17 :	Températures au sein de la plaque métallique.....	104
Figure C.18 :	Principe de modélisation du comportement thermomécanique des assemblages unitaires	107
Figure C.19 :	Courbe force – déplacement : (a) bois-bois, (b) bois-métal	108
Figure C.20 :	Evolution de la raideur en fonction de la durée d'exposition au feu et de t ₁	109
Figure C.21 :	Evolution du coefficient de réduction de la rigidité en fonction de la durée d'exposition au feu	109
Figure C.22 :	Détermination du seuil plastique par la méthode des tangentes.....	110
Figure C.23 :	Evolution de la résistance des assemblages unitaires en fonction de t ₁ et de la durée d'exposition au feu	110
Figure C.24 :	Comparaison du coefficient de réduction du seuil plastique simulé avec celui calculé par Johansen	111
Figure C.25 :	Plastification de la plaque métallique au seuil plastique pour les assemblages unitaires d'épaisseur 150 mm exposés 60 min	111
Figure C.26 :	Comparaison du coefficient de réduction du seuil plastique simulé avec celui calculé par Johansen à l'aide des portances simulées : (a) bois-bois, (b) bois-métal	112
Figure C.27 :	Evolution des efforts de contact au seuil plastique : (a) bois-bois, (b) bois-métal	113
Figure C.28 :	Répartition des contraintes de cisaillement au seuil plastique pour les assemblages bois-métal d'épaisseur 150 mm : (a) 30 min, (b) 60 min	114
Figure C.29 :	Evolution de la température dans le bois le long de l'organe pour l'assemblage unitaire bois-métal d'épaisseur 150 mm.....	114
Figure C.30 :	Evolution des modes de fonctionnement des assemblages en fonction de la durée d'exposition au feu selon la résistance simulée : (a) bois-bois, (b) bois-métal	115
Figure C.31 :	Evolution des efforts de contact en fonction de la durée d'exposition au feu.....	118
Figure C.32 :	Définition des organes d'assemblage	118
Figure C.33 :	Répartition des efforts repris par les organes d'assemblage en fonction de la durée d'exposition au feu (t _{fi} = 40 min).....	119

Figure C.34 : Définition du nombre effectif.....	119
Figure C.35 : Evolution de n_{eff} en fonction de la durée d'exposition au feu pour l'assemblage de type C ($t_{fi} = 40$ minutes)	120
Figure C.36 : Influence du taux de chargement et du diamètre sur n_{eff}	120
Figure C.37 : Evolution de la répartition des efforts entre les organes en fonction de la durée d'exposition au feu pour les assemblages bois-métal.....	122
Figure C.38 : Evolution du moment repris par l'organe en fonction de la durée d'exposition au feu pour les assemblages bois-métal.....	123
Figure C.39 : Evolution des contraintes de cisaillement le long de la file d'organes pour les assemblages bois-métal : (a) $d=20$ mm, $t_1= 60$ mm, $\eta= 10$ %, (b) $d= 20$ mm, $t_1=135$ mm, $\eta = 30$ %	124
Figure C.40 : Abaques de durée de résistance au feu en fonction de l'épaisseur de bois et du taux de chargement : (a) bois-bois $d=20$ mm, (b) bois-métal $d=20$ mm, (c) bois-métal $d=12$ mm	127
Figure C.41 : Evolution du taux de chargement en fonction de la durée de résistance au feu : (a) bois-bois $d=20$ mm, (b) bois-métal $d=20$ mm, (c) bois-métal $d=12$ mm.....	128

Table des tableaux

Tableau A.1 : Caractéristiques intrinsèques des résineux en MPa.....	17
Tableau A.2 : Limite élastique f_y et résistance en traction $f_{u,k}$ des boulons ordinaires	19
Tableau A.3 : Durées de résistance au feu pour assemblages brochés et boulonnés	46
Tableau A.4 : Vitesses de combustion obtenues pour une exposition d'environ 15 minutes	48
Tableau A.5 : Valeurs du paramètre k	58
Tableau B.1 : Propriétés mécaniques du bois	68
Tableau B.2 : Propriétés des différents maillages.....	71
Tableau B.3 : Table des contacts	75
Tableau B.4 : Propriétés physicomécaniques	78
Tableau C.1 : Descriptif de la campagne d'essais permettant la validation des modèles	88
Tableau C.2 : Capacités résistantes et modes de rupture expérimentaux à froid	91
Tableau C.3 : Comparaison entre les capacités résistantes théoriques et expérimentales	92
Tableau C.4 : Récapitulatif des durées de résistance au feu	94
Tableau C.5 : Propriétés physico-mécaniques des matériaux.....	97
Tableau C.6 : Coefficients de frottement mis en place	97
Tableau C.7 : Confrontation des durées de résistance au feu mesurées à celles simulées.....	105
Tableau C.8 : Configuration des assemblages étudiés	107
Tableau C.9 : Détermination des Plans d'Expérience.....	125
Tableau C.10 : Résultats des Plans d'Expérience.....	126

Nomenclature

<i>Lettres grecques minuscules</i>		
β	Rapport des portances ($=f_{h1}/f_{h2}$)	
β	Vitesse de combustion	mm/min
β_n	Vitesse de combustion fictive	mm/min
δ	Glissement	mm
ε	Déformation	MPa
ε	Emissivité	
ε_{eff}	Emissivité effective	
φ	Densité de flux thermique	W/m ²
η	Taux de chargement (effort appliqué/résistance limite expérimentale ou théorique)	%
η_{conn}	Facteur de conversion pour la réduction de la capacité portante des assemblages en situation de feu	%
γ_M	Coefficient de sécurité	
$\gamma_{M,fi}$	Coefficient de sécurité en situation d'incendie	
λ	Conductivité	W/m.K
λ_{amb}	Conductivité ambiante	W/m.K
ν	Coefficient de Poisson	
θ	Température	°C
θ_0	Température initiale	°C
ρ	Masse volumique	kg/m ³
σ	Contrainte	MPa
σ_0	Contrainte dans la direction longitudinale	MPa
σ_{90}	Contrainte dans la direction perpendiculaire	MPa
σ_e	Contrainte limite élastique	MPa
σ_r	Pression radiale	MPa
τ	Résistance en cisaillement	MPa
μ	Coefficient de frottement	

<i>Lettres latines minuscules</i>		
a_{fi}	Epaisseur supplémentaire d'un élément pour améliorer la résistance mécanique des assemblages	mm
c	Chaleur spécifique	J/kg.K
d	Diamètre des organes	mm
f	Flèche	mm
$f_{c,0}$	Résistance en compression longitudinale	MPa
$f_{c,90}$	Résistance en compression perpendiculaire	MPa
$f_{h,0}$	Portance longitudinale	MPa
$f_{h,\alpha}$	Portance à un angle α	MPa

Lettres latines minuscules		
$f_{h,90}$	Portance perpendiculaire	MPa
$f_{h,1}$	Portance du bois d'épaisseur t_1	MPa
$f_{t,0}$	Résistance en traction longitudinale	MPa
$f_{t,90}$	Résistance en traction perpendiculaire	MPa
f_u	Résistance ultime de l'acier	MPa
f_v	Résistance en cisaillement	MPa
f_y	Résistance élastique de l'acier	MPa
g	Glissement	mm
h	Coefficient d'échange par convection	W/m ² .K
h	Taux d'humidité	%
j	Jeu	mm
$k_{Ec,L}$	Coefficient de réduction en fonction de la température du module d'Young parallèle au fil en compression	
$k_{Et,L}$	Coefficient de réduction en fonction de la température du module d'Young parallèle au fil en traction	
k_v	Coefficient de réduction en fonction de la température de la résistance en cisaillement	
k_{fv}	Coefficient de réduction en fonction de la température de la résistance en cisaillement parallèle au fil	
$k_{ft,L}$	Coefficient de réduction en fonction de la température de la résistance en traction parallèle au fil	
$k_{fc,L}$	Coefficient de réduction en fonction de la température de la résistance en compression parallèle au fil	
k_{flux}	Coefficient de flux de chaleur pour les organes d'assemblage	
k_0	Coefficient de réduction en fonction de la température	
n	Nombre d'organe	
n_{eff}	Nombre efficace	
q''	Flux thermique	kW
t	Temps	min
t	Longueur du talon	mm
t_1	Epaisseur de bois latéral	mm
t_2	Epaisseur de bois central	mm
t_e	Longueur d'ancrage	mm
t_{fi}	Durée de résistance au feu	min
$t_{fi,d}$	Temps de résistance au feu d'un assemblage non protégé	min
t_{req}	Temps exigé de résistance au feu	min
t_s	Epaisseur de la plaque métallique	mm
t_v	Profondeur d'ancrage	mm
u	Taux d'humidité	%
u_{limit}	Glissement maximum autorisé	mm
x_c	Epaisseur de bois carbonisé	mm

Lettres latines majuscules		
A_{net}	Section nette	mm ²
$A_{bloc,net}$	Section critique nette	mm ²
$A_{critique}$	Section minimale de cisaillement	mm ²
A_{net}	Section nette	mm ²
E_0	Module d'élasticité longitudinal	MPa
E_{90}	Module d'élasticité perpendiculaire	MPa
E_L	Module d'élasticité longitudinale	MPa
E_R	Module d'élasticité radial	MPa
E_T	Module d'élasticité tangentiel	MPa
F	Effort	kN
F_{crit}	Force critique	kN
F_T	contrainte limite en compression longitudinale	MPa
F_v	Contrainte limite en cisaillement longitudinal	MPa
$F_{v,Rk}$	Résistance caractéristique par plan de cisaillement des assemblages	kN
$F_{v,eff,Rk}$	Résistance caractéristique effective par plan de cisaillement des assemblages	kN
G	Module de cisaillement	MPa
H	Source interne de chaleur	W
l	Longueur de l'organe d'assemblage	mm
L	Direction Longitudinale	
M	Moment	N.m
M_y	Moment plastique de l'acier	N.m
P	Charge	N
R	Direction Radiale	
R_{bloc}	Capacité résistante en rupture de bloc	kN
$R_{k,fi}$	Résistance caractéristique au feu	kN
R_{rti}	Capacité résistante en cisaillement	MPa
R_{RT-n}	Capacité résistante en cisaillement de la file n	kN
R_T	Résistance de la section nette	kN
T	Direction Tangentielle	
T	Température	K
S	Gravité Spécifique	

Introduction

La réglementation française en matière de sécurité incendie a pour but d'assurer la protection des personnes et, dans une certaine mesure, des biens. Le secteur de la construction est régi par des règles variées que sont les textes législatifs et réglementaires d'une part et les textes normatifs d'autre part. Ces règles s'appuient principalement sur des éléments de connaissances empiriques ou sur des retours d'expérience. Elles ont tendance à proposer des solutions types et des calculs simples. La réglementation française en matière de sécurité incendie est donc descriptive et, selon les cas, à objectifs partiels.

L'Ingénierie de la Sécurité Incendie (ISI), quant à elle, offre une plus grande liberté de concevoir et de bâtir que la prescription actuelle. Ce concept donne la possibilité d'ouvrir la sécurité incendie à une gestion du risque permettant, pour un niveau de sécurité donné, un choix entre diverses solutions, par exemple architecturales. Ce concept peut également couvrir des modifications dans l'exploitation ou l'architecture de l'ouvrage. L'Ingénierie de la Sécurité Incendie est définie comme étant l'application des principes de l'ingénierie, de règles et de jugements d'experts, fondés sur une appréciation scientifique des phénomènes du feu, de ses effets et du comportement humain, afin de :

- sauver les vies, protéger les biens et préserver l'environnement et le patrimoine ;
- quantifier les dangers et risques d'incendie et ses effets ;
- évaluer analytiquement les mesures optimales en matière de prévention et protection nécessaires pour limiter, dans des niveaux prescrits, les conséquences de l'incendie.

Le principal but de l'Ingénierie de la Sécurité Incendie est alors de vérifier les performances des ouvrages pour un schéma de scénarii intégrant les différents critères (résistance mécanique, propagation du feu...) et objectifs de sécurité incendie à atteindre.

Dans le cadre d'une approche en Ingénierie de la Sécurité Incendie, la formulation et la définition de l'occurrence des scénarii nécessite de disposer de l'ensemble des connaissances nécessaires en ce qui concerne les différents éléments de construction et ouvrages, quelles que soient les actions mécaniques, thermiques et humaines appliquées. Lorsque certaines connaissances sont indisponibles, il y a alors lieu de recourir à un jugement d'expert qui doit obligatoirement être associé à une marge de sécurité pour compenser l'erreur possible dans l'estimation.

Il s'agit avec une approche d'Ingénierie de la Sécurité Incendie de définir, préalablement à la construction d'un bâtiment ou à la réalisation de travaux, des objectifs globaux de sécurité à atteindre, tels que la protection des personnes, des biens, de l'environnement, des monuments historiques... Ces objectifs globaux peuvent se subdiviser en des objectifs plus précis, par exemple éviter le départ d'un feu, favoriser une détection et une alerte rapide de l'incendie, permettre une évacuation du bâtiment en moins de 10 minutes... La démarche ISI est donc une démarche globale permettant d'estimer le niveau de sécurité présenté par un ouvrage. L'ISI s'appuie également sur l'existence de critères de performances normalisés, ce qui permet de s'assurer que les objectifs de sécurité incendie soient atteints et qu'un référentiel réglementaire existe pour des organismes tels que les bureaux de contrôle.

Une connaissance précise de la réponse thermique des éléments du bâtiment exposés au feu est essentielle dans l'approche ISI. Elle permet une évaluation du degré des dommages thermiques pouvant être soutenus par les éléments de la structure exposés au feu. Ceci est particulièrement important si un bâtiment doit être conçu de sorte qu'il puisse être réutilisé après un feu. Par conséquent, une fois les objectifs de sécurité et les critères de performance définis pour le bâtiment en question, des scénarios d'incendie sont réalisés. Il s'agit d'identifier et de hiérarchiser, à l'aide de probabilité d'occurrence, les différents risques d'un système afin d'adapter le niveau de sécurité à ces risques. Pour cela, il faut décrire les caractéristiques du bâtiment à modéliser (types et dimensions des volumes, les propriétés de chaque élément composant le bâtiment : parois, ouvertures, ventilation mécanique...), et donner des caractéristiques à des acteurs potentiels (objets et produits combustibles mobiliers ou immobiliers fixés au bâtiment) qui entreront en scène lorsqu'ils répondront aux actions. Le rôle de ces acteurs dépendra de leurs caractéristiques et des conditions auxquelles ils se trouveront soumis.

La prévision de la réponse thermique est donc la première étape dans l'évaluation de la réponse mécanique de la structure, et finalement dans l'évaluation du potentiel de défaillance de la structure et de la propagation du feu. Ainsi, l'approche ISI intègre une notion de résistance au feu « infinie » visant à satisfaire une stabilité de la structure pendant toute la durée du feu associée aux scénarios d'incendie retenus. Selon l'approche classique, l'étude du comportement au feu des structures est effectuée, élément par élément sous incendie normalisé. L'Ingénierie de la Sécurité Incendie permet, par contre, d'évaluer numériquement le comportement des structures sous incendie « naturel », en ne se limitant plus aux éléments individuels, mais au contraire en traitant la structure dans sa globalité. Elle prend donc en compte les comportements mécaniques des interactions entre les éléments de construction (mur – structures, plancher – structures, structures – verre, structures – structures).

Des travaux expérimentaux et modélisations permettent l'acquisition de connaissances nécessaires à l'évaluation de la résistance au feu d'une structure, même si, pour certains d'entre eux, ils ne peuvent pas répondre en totalité aux questions posées en raison de l'importance des investigations qui seraient nécessaires. Le bois est le matériau structurel pour lequel les travaux relatifs aux propriétés et les outils de simulation sont les moins nombreux. La diversité des essences de bois et la grande difficulté de maîtrise des caractéristiques du matériau rendent difficile la synthèse des informations et le développement de modèles généralisés. Quelques études ont porté sur le comportement au feu des poutres et des poteaux de structures en bois [SCH 84]. Cependant, la détermination de la résistance au feu des structures en bois implique, entre autre, la connaissance de l'évolution des caractéristiques des interactions (résistance et rigidité) entre les poutres et les poteaux. Dans le cadre du développement des règles de dimensionnement de l'Eurocode 5 partie 1.2 « comportement au feu des structures bois » [EU52 02], des essais de caractérisation ont été réalisés sur les assemblages par pointes [NOR 96]. Quelques études ont également porté sur les assemblages brochés ([DHI 99], [BUC 00], [KON 01]). Toutefois, ces évaluations du comportement au feu des assemblages ont été réalisées sous actions thermiques conventionnelles et n'ont pas fait l'objet d'études de modélisation numérique.

L'introduction d'une approche ISI pour le calcul des structures en bois soumises au feu requiert donc la mise en place d'études de modélisation numérique des assemblages. La diversité des organes d'assemblage des structures bois implique la détermination d'un domaine de définition (typologies d'assemblage / actions). Les assemblages brochés notamment présents au sein de nombreuses structures en bois peuvent constituer une première approche. Ils font donc l'objet de cette étude.

L'absence de modèles numériques existants amène dans un premier temps à étudier les assemblages sous actions thermiques conventionnelles. La validation de ces derniers est alors faite à l'aide d'essais conventionnels au cours desquels l'action thermique est correctement définie. L'introduction d'actions thermiques de type « feux naturels » constituerait alors l'étape suivante.

Au sein d'une structure, les assemblages sont sollicités par trois actions mécaniques qui sont :

- un effort normal ;
- un effort tranchant ;
- un moment de flexion.

Or, comme le montre la littérature sur ce sujet, l'approche du comportement mécanique des assemblages à froid est complexe. Par conséquent, il apparaît opportun dans une première étape d'étudier le comportement au feu des assemblages sous actions mécaniques longitudinales.

En résumé, cette étude constituant une première étape dans une approche ISI, son principal objectif est de définir un modèle numérique sur les assemblages brochés en double cisaillement sollicités par un effort longitudinal et une action thermique conventionnelle de type ISO R834. Ce modèle doit permettre de décrire l'évolution de la résistance et de la raideur des assemblages en fonction de la température. Ainsi, l'introduction de ces caractéristiques au niveau des interactions entre les éléments de structures permettra de décrire le comportement des structures sous incendie.

Cette étude consiste donc en la détermination d'un modèle thermomécanique tridimensionnel par la méthode des éléments finis.

La première partie de cette étude constitue une prise de contact avec le comportement complexe des assemblages de type tige. A froid, les assemblages ont fait l'objet de nombreuses études notamment sur la phénoménologie à l'enfoncement de la tige métallique dans le bois ([ROW 82], [KHA 99]). L'analyse de la répartition des efforts entre les organes est également bien connue. Dans un second temps, il s'avère qu'à chaud, la majorité des études porte sur la détermination des propriétés thermophysiques et mécaniques des matériaux en fonction de la température. L'étude des assemblages est alors limitée à des démarches expérimentales ou des modèles analytiques basés sur la théorie de Johansen introduisant des coefficients de réduction des propriétés en fonction de la température [POV 02]. Ces modèles ne donnent pas d'informations sur les champs de contraintes ou la répartition des efforts entre les organes. L'approche réglementaire basée sur quelques études expérimentales aussi bien à froid qu'à chaud est ensuite exposée.

L'objectif fondamental s'avère donc de pouvoir décrire la durée de résistance au feu, la résistance mécanique, la raideur mais également les champs de contraintes en fonction des champs thermiques au sein de l'assemblage. Ainsi, la seconde partie présente tout d'abord les modèles mis en place pour décrire le comportement à froid des assemblages de structures bois. Les hypothèses (au niveau du matériau bois, des interfaces...) prises en considération dans ces modèles sont alors transposées dans le modèle thermomécanique réalisé avec le logiciel Marc Mentat. La constitution de ce modèle se déroule en trois étapes. La première est l'élaboration d'un modèle mécanique non linéaire à champ thermique constant. Son objectif est de décrire le comportement des assemblages en terme de résistance mais également de rigidité d'assemblage. La deuxième étape consiste en la mise en place d'un modèle thermique. Il a pour objectif de décrire les champs thermiques que ce soit dans le bois ou dans les organes d'assemblage. Enfin, l'intégration de ces champs dans le modèle mécanique constitue la troisième étape. Le maillage élaboré, qui doit à la fois retranscrire les champs thermiques et mécaniques, a fait l'objet d'une étude paramétrique notamment pour les organes d'assemblage. Des études de sensibilité pour les modèles mécaniques à champ thermique constant et thermique sont également exposées.

Dans la dernière partie, les modèles décrits précédemment sont validés par des essais. Deux types d'essais sont alors présentés : des essais à froid et des essais de résistance au feu. Afin d'étudier les interactions de déformations et de contraintes, l'effet de chaque paramètre mis en jeu (épaisseur de bois ...) doit tout d'abord être étudié. C'est pourquoi, une étude portant sur les assemblages unitaires a été réalisée. Une comparaison avec la théorie de Johansen est alors faite. Les champs de contraintes et la rigidité des assemblages sont analysés. Les résultats obtenus sont alors étendus à des assemblages multiples en double cisaillement. Il est apparu à froid que le passage d'un assemblage unitaire à un assemblage multiple nécessitait la prise en compte d'un nombre effectif. A chaud, ce phénomène est également étudié. Il est couplé à l'étude des champs de contraintes.

Enfin, une approche multiparamètre est décrite. Il s'agit d'élaborer des relations entre différents paramètres tels que la durée de résistance au feu, le taux de chargement et l'épaisseur de bois mis en jeu. Ces dernières sont une première approche de dimensionnement pour les configurations d'assemblage étudiées.

PARTIE A : BIBLIOGRAPHIE

I. Comportement à froid

I.1. Comportement général des assemblages

Une liaison est définie comme l'ensemble des composants assurant le transfert des effets des actions appliquées entre les éléments d'une structure. Dans de nombreux cas, ce transfert s'effectue à l'aide de différents modes de liaison tels que les assemblages traditionnels par emboîtements, les assemblages collés ou les assemblages mécaniques. Ces différents modes peuvent être utilisés seuls ou en combinaison selon la compatibilité des déformations.

Les assemblages mécaniques mettent en œuvre :

- soit des organes de type « tige », pour lesquels le transfert des efforts est assuré par la résistance à l'écrasement du bois, ainsi que par la résistance en flexion des tiges. Cette catégorie regroupe principalement les clous, les broches, les boulons et les vis ;
- soit des assembleurs, pour lesquels le transfert des efforts est essentiellement conditionné par le comportement du bois, mobilisé sur un plus grand volume situé en surface. Les anneaux et crampons correspondent à ce type d'organe, tout comme les systèmes de plaques métalliques dentées.

Seuls les assemblages mécaniques par tige, représentant la famille la plus importante dans la construction bois, font l'objet des travaux présentés dans ce document.

Il existe un plan de cisaillement chaque fois qu'une face d'une pièce en contact avec une autre est traversée par un organe. Ainsi, un assemblage peut être en simple cisaillement (deux pièces sont assemblées), en double cisaillement (la tige traverse deux plans de cisaillement, trois pièces sont alors assemblées) ou en cisaillement multiple (plus de trois pièces sont assemblées) (figure A.1).

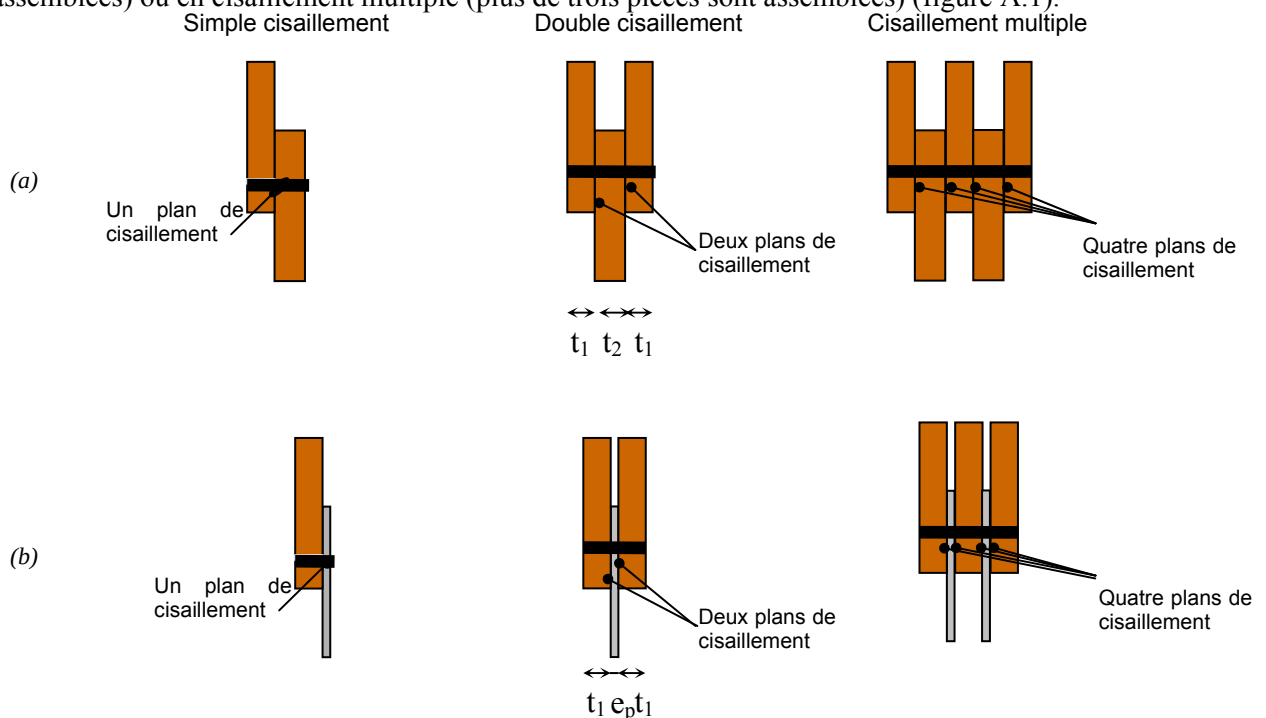


Figure A.1 : Configurations types d'assemblages : (a) bois-bois, (b) bois-métal

Par rapport au comportement interne des liaisons, il faut distinguer :

- les assemblages bois-bois dont les caractéristiques géométriques sont définies tels que t_1/d soit compris entre 4 et 10 et t_2/t_1 entre 1 et 2 ;
- les assemblages bois-métal dont l'épaisseur t_s est comprise en général entre $0,5d$ et d .

Les assemblages bois-métal sont très fréquents car ils réduisent fortement l'encombrement par rapport aux assemblages bois-bois améliorant de cette manière l'esthétique de la structure.

Les évolutions force-déplacement sont données sur la figure A.2. Elles montrent principalement que les assemblages bois-métal ont une rigidité moins importante et une ductilité plus importante que les assemblages bois-bois. Ce phénomène s'explique par la présence de la plaque métallique.

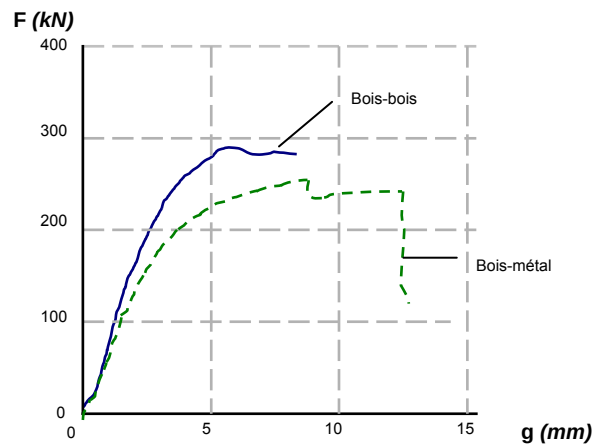


Figure A.2 : **Courbe type force –déplacement**

Parmi les organes de type tige, cette étude aborde le comportement des liaisons par boulons et broches. Dans la construction bois, le diamètre de ces organes est compris entre 12 et 30 mm. Ils se distinguent par le jeu de perçage qui est nul pour les broches et compris entre 1 et 2 mm pour les boulons. De plus, ces derniers mettent en jeu un écrou et une rondelle tridimensionnelles faisant ainsi apparaître un effort normal au sein de la tige. Cet effort n'existe pas au sein des broches. L'assemblage par broche minimise alors les glissements initiaux préjudiciables au fonctionnement de la liaison (figure A.3).

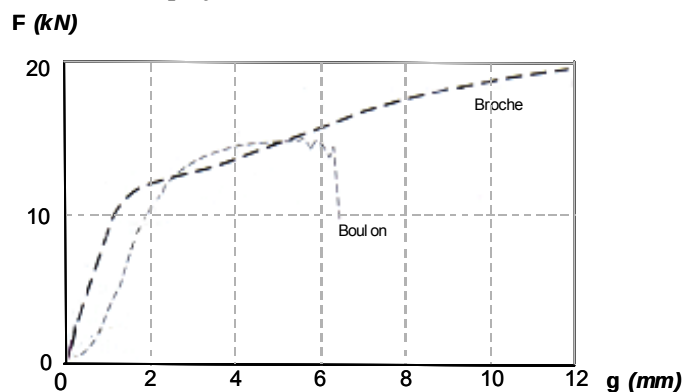


Figure A.3 : **Comportement expérimental d'assemblages sollicités en traction longitudinale selon le type d'organe**

Cependant, les broches assurent un faible maintien des éléments d'assemblage. Selon la typologie de la liaison et la nature des actions appliquées, il peut être nécessaire d'associer aux assemblages brochés quelques boulons afin de garantir la pérennité et le fonctionnement de la liaison.

Pour des organes de section transversale indéformable, le transit de la charge s'effectue par contact sur une surface cylindrique. Dans la direction longitudinale de l'organe, la tige peut être considérée comme une poutre sur appuis élastiques sollicitée par des efforts de contact répartis de façon non uniforme. Le comportement en flexion constitue donc une caractéristique déterminante sur le comportement de l'assemblage.

En résumé, les performances mécaniques des modes d'assemblage sont fonction de multiples paramètres qui peuvent être classés de la manière suivante :

- les caractéristiques des pièces à assembler (l'essence dont dépend la résistance en portance locale et le module d'élasticité du bois) ;
- les caractéristiques du mode d'assemblage c'est-à-dire la résistance et le module d'élasticité des éléments métalliques ainsi que le diamètre et l'élancement géométrique de l'organe d'assemblage ;
- la mise en œuvre, la géométrie, l'épaisseur des pièces assemblées, la mise en place avec ou sans pré perçage, et perçage avec ou sans jeu (la pose sans pré perçage s'applique uniquement aux clous de petits diamètres et pour les bois résineux), l'effet de l'hygroscopie ;
- le type de chargement à transmettre et sa durée.

I.2. Comportement intrinsèque des matériaux

I.2.1. Le matériau bois : organisation structurale

De part son origine naturelle, le bois est considéré comme un matériau vivant. Par conséquent, son organisation et sa structure conditionnent ses propriétés mécaniques. Ainsi, la coupe transversale du tronc d'un arbre montre une succession de couches concentriques d'accroissement annuel appelées cernes. Ce bois est formé de différents tissus ayant des fonctions différentes. Le tissu servant de soutien est appelé la lignine. Elle est composée de cellules allongées parallèles groupées en faisceaux appelées fibres. Ces fibres sont orientées dans le sens du tronc de l'arbre en définissant le sens du fil. De part la structure même du matériau, deux autres directions transversales peuvent être définies. La première appelée direction radiale coïncide avec la normale aux cernes. La deuxième appelée direction tangentielle correspond à une direction tangentielle aux cernes. Il est commun de considérer ces trois axes de symétrie géométrique comme des axes de symétrie matérielle en considérant une hypothèse de comportement orthotrope plan (figure A.4).

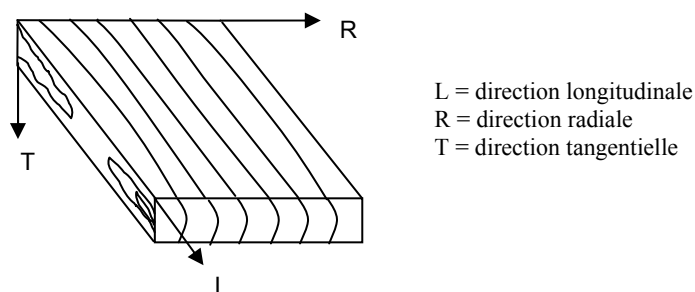


Figure A.4 : **Directions principales d'un échantillon de bois**

Cette constitution engendre une forte orthotropie du bois (tableau A.1). Une forte variabilité de ses propriétés mécaniques est également induite par l'origine naturelle du matériau. Le coefficient de variabilité est d'environ 10% pour les comportements dits ductiles et compris entre 20 à 30% pour les comportements fragiles.

Essence	E_0	E_{90}	G	$f_{c,0}$	$f_{c,90}$	$f_{t,90}$	f_v
Pin Sylvestre	16015	960	865	47			10
Epicéa	11800	715	745	48,1	4,9	1,9	8,28
Douglas	16000	905	900	64,1	10,5	2,5	10,2

* Les valeurs en gris clairs sont issues des essais de Bocquet [BOC 97]

** Les valeurs en gris intermédiaires sont indiquées par Guitard [GUI 87]

*** Les valeurs en gris foncé sont indiquées par Bodig [BOD 73]

**** Les valeurs en blanc sont indiquées dans la référence [CRI 06]

Tableau A.1 : **Caractéristiques intrinsèques des résineux en MPa**

I.2.2. Résistance en cisaillement du bois

La rupture du bois en cisaillement dépend de la direction de chargement. En effet, l'atteinte de la résistance en cisaillement selon les directions LR et LT se traduit par une décohérence des trachéides. Cette séparation se réalise de manière brutale. La rupture est donc fragile. Ce type de rupture est fréquent au sein des assemblages de type tige. Le deuxième type de faciès de rupture rencontré, notamment dans les assemblages entre éléments dont les directions de fil sont croisées, correspond à un écrasement et un cisaillement perpendiculairement à l'axe des trachéides. Ce phénomène correspond à l'atteinte de la résistance en cisaillement suivant les plans RL et RT. Cette résistance est 3 à 4 fois supérieure à celles sur les plans LR et LT.

I.2.3. Comportement mécanique parallèle au fil

Dans le sens du fil, le bois sollicité en traction se caractérise par un comportement élastique fragile (figure A.5 (a)). En effet, au niveau local, la rupture se propage au sein des trachéides qui ont subi une élongation. De manière quantitative, la résistance en traction longitudinale est, en général, deux fois plus élevée que la résistance en compression longitudinale. Cette constatation peut s'inverser lorsqu'il s'agit de bois de structures massives non exempts de nœuds et fentes, et de lamellé-collé.

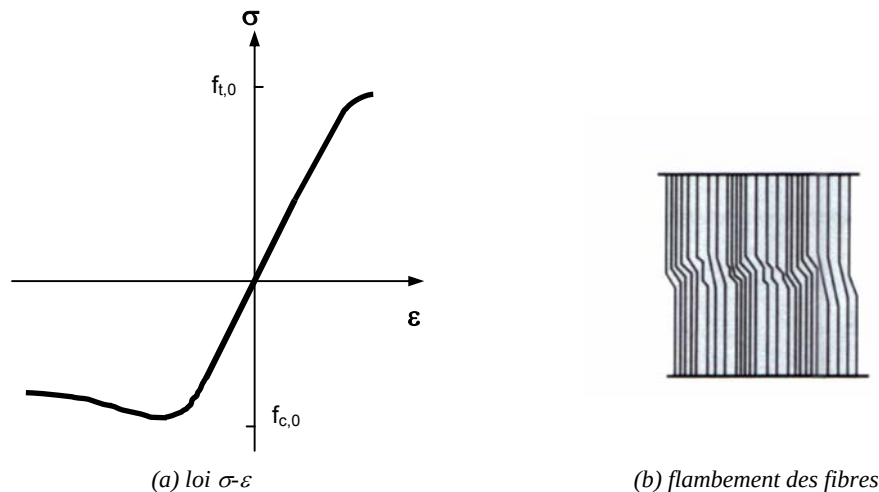


Figure A.5 : **Comportement parallèle au fil du bois**

La rupture du bois sollicité en compression longitudinale correspond en réalité au flambement de paquets de fibres comme le montre la figure A.5 (b). Il s'agit alors d'une rupture ductile. Le module d'élasticité longitudinal déterminé en compression est en général équivalent à celui en traction.

I.2.4. Comportement mécanique perpendiculaire au fil

La résistance en traction perpendiculaire au fil est une caractéristique déterminante dans la construction bois. En effet, pour ce type de sollicitation, le bois présente une résistance très faible ayant une grande variabilité. La rupture est due à une décohérence des trachéides. Elle est donc de type fragile. La résistance en traction perpendiculaire est fortement diminuée par des défauts tels les nœuds et les fentes. Contrairement au comportement en traction perpendiculaire, celui en compression est ductile (voir figure A.6). En effet, les fibres sont écrasées sous l'action de la sollicitation. La charge maximale est atteinte quand la capacité d'écrasement des fibres est atteinte. La déformation est alors très importante.

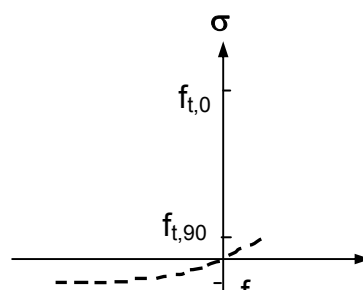


Figure A.6 : **Comportement perpendiculaire au fil du bois**

Le module d'élasticité transversale est beaucoup plus faible que dans la direction longitudinale. L'hypothèse d'un module identique en traction et en compression peut être formulée.

I.2.5. Comportement des organes d'assemblage

I.2.5.1. Caractéristiques mécaniques

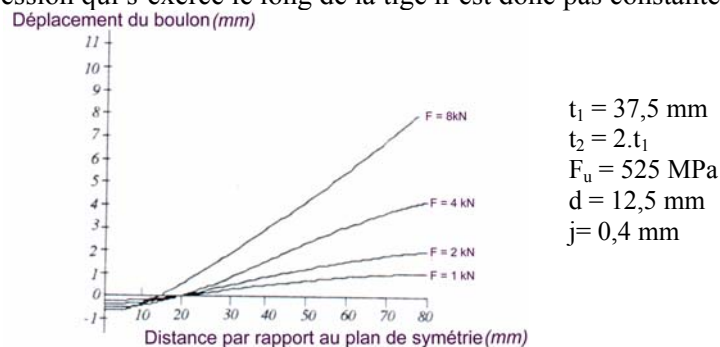
Dans la majorité des cas, le matériau utilisé pour les organes d'assemblage est l'acier. Ce choix est basé sur plusieurs critères dont son faible coût et ses performances mécaniques. L'optimisation des structures et des coûts implique une utilisation croissante d'acier à forte limite élastique. Les propriétés de l'acier utilisé pour les boulons et les broches sont données dans le tableau A.2.

Classe du boulon	4.6	4.8	5.6	5.8	6.8
f_y (MPa)	240	320	300	400	480
$f_{u,k}$ (MPa)	400	400	500	500	600

Tableau A.2 : **Limite élastique f_y et résistance en traction $f_{u,k}$ des boulons ordinaires**

I.2.5.2. Flexion de la tige

Dans un assemblage par tiges, le bois exerce sur la tige des charges radiales. Ces dernières correspondent au chargement qui engendre les déformations les plus importantes sur la tige. L'élancement important des tiges et les courbures qu'elles adoptent permettent d'assimiler leur comportement à celui des éléments mécaniques décrits par la théorie des poutres. Selon le type de sollicitation, la tige est sollicitée en flexion simple ou déviée. Le suivi de la déformation d'un boulon de diamètre 12,5 mm au sein d'un assemblage bois-bois en double cisaillement met en évidence son comportement en flexion au cours d'un chargement en traction. Le boulon est équipé de deux rondelles qui assurent le maintien en contact des pièces au montage et pendant le chargement. La figure A.7 montre la courbure prise par la tige au sein de l'assemblage. Cette déformée du boulon peut être assimilée à celle d'une poutre. L'importante flexion de la tige ne peut se produire que par l'enfoncement du bois. La pression qui s'exerce le long de la tige n'est donc pas constante.

Figure A.7 : **Evolution de la courbure d'une tige en fonction du chargement (F) pour un assemblage bois-bois en double cisaillement**

Ce déplacement de la tige s'accompagne d'une répartition du moment de flexion non constante (figure A.8).

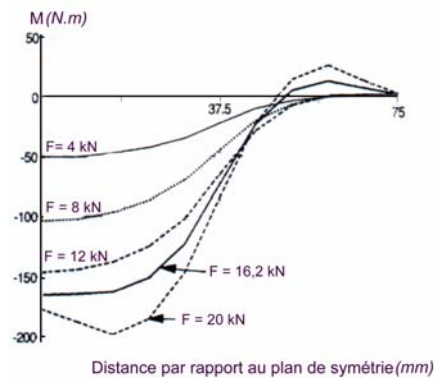


Figure A.8 : **Evolution du moment de flexion de la tige en fonction du chargement (F) pour un assemblage bois-bois en double cisaillement**

La figure A.8 montre que le moment plastique ultime est atteint pour un chargement supérieur à 8,5 kN. La plastification complète de la section aboutit à la création d'une rotule plastique. Cette notion indique que la section permet alors la rotation de la tige sans augmentation de l'effort. Ce type de comportement est observable si l'acier a un caractère écrouissable très peu marqué. Dans le cas contraire, après avoir atteint la limite de plastification M_y , l'évolution du moment se poursuit mais au dépend d'une courbure très importante. La progression de la plasticité au sein de la tige et l'écrasement du bois libèrent peu à peu l'état hyperstatique d'équilibre de la tige. L'apparition d'une rotule plastique confère à l'assemblage un nouvel état d'équilibre. Ce dernier correspond à une nouvelle rigidité plus faible de l'assemblage. Le caractère écrouissable de l'acier permet d'augmenter la rigidité après l'atteinte de la charge limite.

I.3. Comportement en portance locale du bois

I.3.1. Portance longitudinale

Afin d'illustrer le comportement du bois en présence d'un cylindre métallique de 20 mm de diamètre, une approche expérimentale sur des éprouvettes de dimensions 75x110x25 mm³ montre que l'accroissement de la surface de contact entre le bois et la tige implique une augmentation de la rigidité de la portance (figure A.9). Dans un premier temps, la phase de mise en contact se traduit par une augmentation de la rigidité. Cette rigidité notée K_0 caractérise la portance du bois. La fin de cette phase correspond à une rigidité constante. A ce stade, des déformations irréversibles se sont produites. La structure intime du bois a alors été touchée.

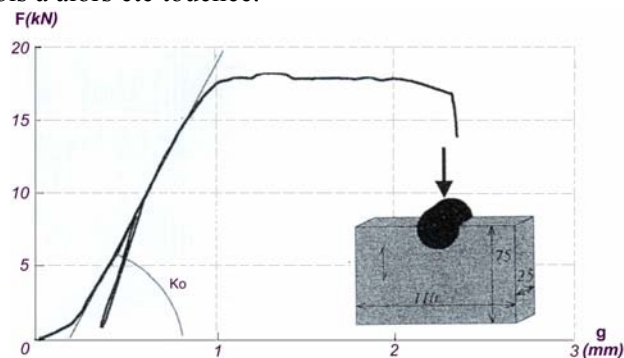


Figure A.9 : **Comportement expérimental d'enfoncement parallèle au fil du bois pour de l'Epicéa ($d=20$ mm) [BOC 97]**

A la suite de l'essai d'enfoncement, deux zones se distinguent visuellement. Au contact de la broche, une première zone de bois semble adhérer à la surface métallique tandis qu'en profondeur les fibres du bois se plissent. Une diminution de volume se produit puis cette zone progresse et s'étend dans la direction de l'effort. Ce phénomène correspond à la densification.

De part et d'autre de cette première zone, le bois n'adhère plus à la tige métallique. Les fibres cherchent à la contourner en glissant et en se densifiant latéralement. Cette densification latérale se poursuit tant que le passage de la broche n'est pas établi. Dans cette zone, les fibres sont écrasées perpendiculairement à leur direction. Les parois des trachéides constituant les fibres se rapprochent et s'aplatissent. L'atteinte de cette phase de déformations intenses correspond sur la figure A.9 à l'apparition d'une rigidité nulle voire légèrement négative.

La déviation des fibres observée autour de la tige métallique met en évidence le phénomène de frottement à l'interface bois / métal. Son effet a été analysé à partir d'une modélisation par éléments finis avec les hypothèses d'élasticité, d'isotropie transverse et d'essence de bois résineux tel l'Epicéa [WIL 81]. Ainsi pour un coefficient de frottement variant de 0 à 0,7, la contrainte radiale maximale est réduite de 25% (figure A.10). Cette réduction est associée à une augmentation de la surface de contact.

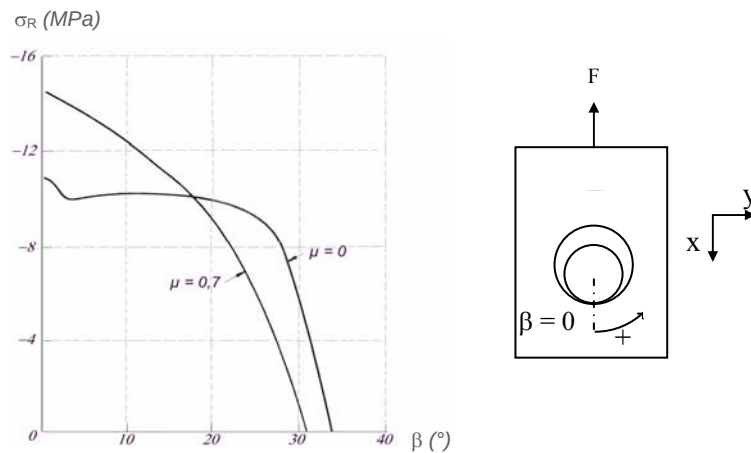


Figure A.10 : **Effet du frottement sur la contrainte radiale**

Des études plus récentes [KHA 99] mettent en évidence le fait que la présence de frottement diminue la contrainte maximale de compression parallèle au fil d'environ 15 %. Ceci se traduit comme le montre la figure A.11 par l'apparition d'une zone de compression perpendiculaire autour du boulon plus étendue.

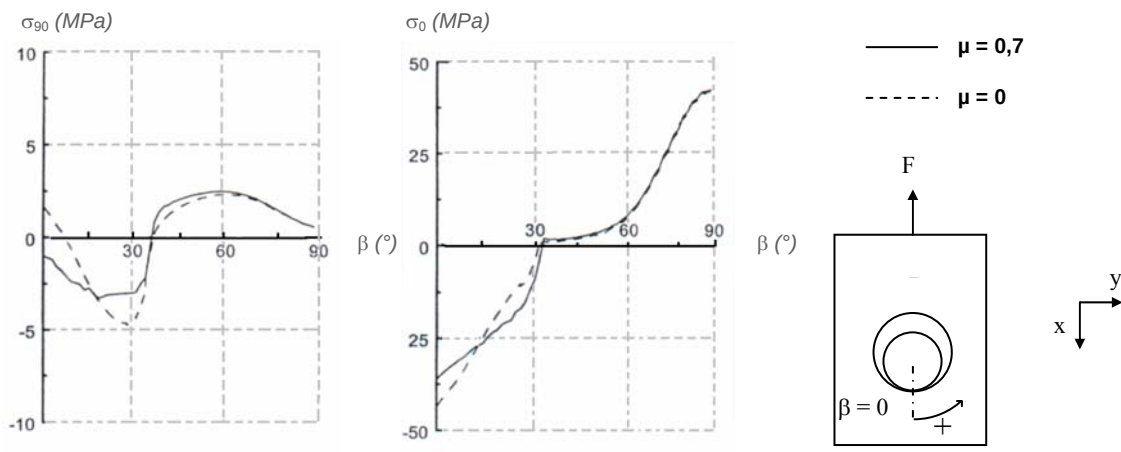


Figure A.11 : **Effet du frottement sur les contraintes**

La variation du jeu diamétral entraîne une modification de la surface en contact. L'influence de celui-ci a été étudiée à l'aide d'essais. Des jeux compris entre 0,08 mm et 1,1 mm ont été simulés. La première remarque issue des résultats de la figure A.12 est qu'une augmentation du jeu diamétral de 0,08 mm à 1,1 mm implique une diminution de la surface de contact d'environ 75%. Inversement, la contrainte radiale diminue de 40 % [ROW 82].

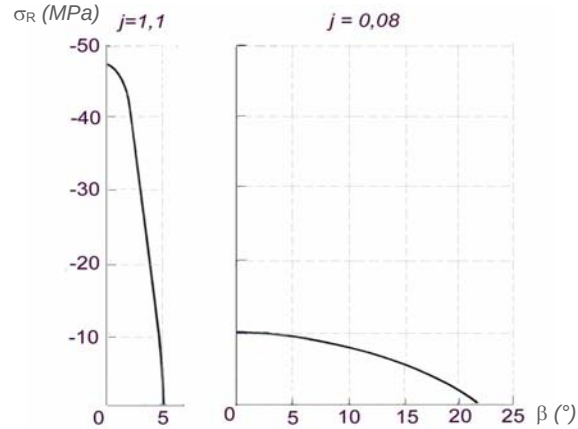


Figure A.12 : *Effet du jeu diamétral (j) sur la pression radiale pour de l'Epicéa*

Dans la phase pseudo élastique, la broche subit de la part du bois une pression sur une partie de sa périphérie. Pour mettre en évidence ce phénomène de poussée latérale, des essais de poinçonnement par un cylindre métallique ont été réalisés [BOC 97]. Ainsi, il apparaît que, dans le sens longitudinal, le bois dispose d'une capacité de déformation très importante. L'effet de la poussée latérale est faible devant la résistance en traction perpendiculaire. De la même façon, des essais de poinçonnement par une bille métallique ont également montré que les caractéristiques du bois dans la direction perpendiculaire au fil participent à la portance longitudinale.

Afin d'étudier les effets de l'état de surface du contact bois métal, des essais d'enfoncement ont été réalisés jusqu'à la rupture pour différents diamètres et différents coefficients de frottement [RODD 88]. De ces essais, il apparaît que le coefficient de frottement a une influence importante sur le rapport de la poussée latérale à l'état limite de plastification du bois et l'effort produit dans un essai de rupture en traction perpendiculaire. Une rupture fragile sans phase ductile correspondant à une poussée latérale importante a été observée. Cette poussée latérale est due à la présence d'une adhérence faible entre le bois et le métal. Ce rapport varie légèrement avec le diamètre de la tige métallique. Ceci implique que la poussée latérale augmenterait avec le diamètre. La poussée latérale n'est donc pas totalement absorbée par les seules capacités résistantes des pièces en bois. Les conditions limites influencent de manière déterminante le transfert et la diffusion des efforts. Enfin, les modes de rupture pour les deux cas de frottement extrêmes sont différents. Dans le cas d'un frottement élevé, les ruptures surviennent en compression longitudinale. Pour un frottement faible, les fibres sont déviées et subissent de la compression perpendiculaire.

Des essais de compression perpendiculaire ont alors permis d'établir une relation entre le diamètre de la tige métallique et la résistance en portance locale. Plus le diamètre de la tige métallique diminue, plus la résistance en portance locale augmente. La relation suivante a été établie à l'aide d'une approche expérimentale réalisée pour des diamètres de tige compris entre 8 et 20 mm [SAW 02] :

$$f_{h,0} = -0,128 \cdot d + 36,85 \quad (\text{A.1})$$

Cette équation met en avant le fait que l'augmentation du diamètre des organes implique une diminution de la résistance en portance du bois. En effet, l'augmentation du diamètre des organes induit une augmentation de la pression latérale. Cette augmentation induit une rupture de fibres plus rapide ou un écrasement des fibres augmentant avec la surface en contact.

Cependant, une corrélation entre la résistance en portance locale et la densité du bois est également apparue. De ce fait, des relations reliant la portance locale longitudinale et le diamètre de l'organe ont été établies. Par exemple, pour les essences de résineux, Werner a défini la relation suivante :

$$f_{h,0} = 0,082 \cdot (1 - 0,010 \cdot d) \cdot \rho \quad (\text{A.2})$$

I.3.2. Portance transversale

Des essais du même type que ceux pour l'enfoncement parallèle au fil ont été analysés [BOC 97]. L'écrasement des aspérités créées lors du perçage explique l'établissement progressif d'une phase de mise en contact puis de l'augmentation de la raideur. Cette raideur est par la suite quasiment constante. Une décharge montre que le bois se comporte de manière élastique. La poursuite de l'essai avec un rechargement de l'éprouvette montre une raideur qui diminue progressivement jusqu'à devenir constante. L'inflexion de la courbe indique que le bois a subi des déformations irréversibles. Les fibres situées sous la broche se sont densifiées progressivement dans le sens perpendiculaire au fil du bois. Pour suivre la déformation, elles sont obligées de s'allonger mettant alors en jeu de la traction longitudinale. Les fibres se rompent de part et d'autre de la tige au fur et à mesure de l'enfoncement. Ces ruptures sont dues à de la traction perpendiculaire et du cisaillement. Elles impliquent également une augmentation continue de l'effort en fonction du glissement lorsque le seuil plastique est atteint. La figure A.13 illustre ceci en mettant également en évidence que la pente de la courbe après plastification diminue lorsque le diamètre augmente.

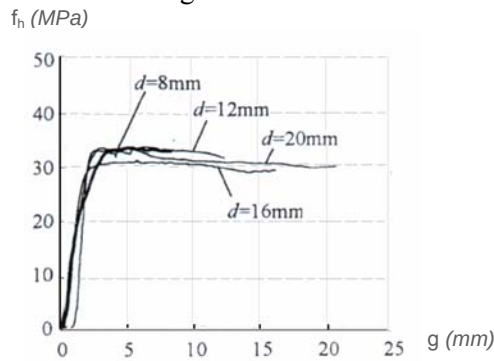


Figure A.13 : **Relation entre la portance (f_h) et le glissement (g)**

Comme pour la portance longitudinale, le diamètre des organes et la densité du bois influent sur la portance transversale. Une relation linéaire a été établie (équation A.3).

$$f_{h,90} = 0,058 \cdot (1 - 0,015 \cdot d) \cdot \rho \quad (\text{A.3})$$

I.3.3. Portance hors des axes d'orthotropie

Compte tenu de la géométrie complexe des structures, les assemblages ne sont que très rarement soumis à des sollicitations simples telles que de la compression ou de la traction longitudinale ou perpendiculaire. Dans ce cas, la définition du seuil limite expérimental de la portance hors des axes d'orthotropie s'avère délicate [KOP 91]. Pour cette raison, la portance hors des axes d'orthotropie est rarement définie expérimentalement.

Les directions longitudinale et perpendiculaire sont respectivement les directions de portance maximale et minimale. La portance pour un angle donné est donc comprise entre ces deux valeurs limites. La solution d'une interpolation entre ces deux limites est, de ce fait, retenue. La formule d'Hankinson simplifiée et adaptée à un matériau élastique isotrope transverse comme le bois donne une portance locale pour un angle α définie par :

$$f_{h,\alpha} = \frac{f_{h,0}}{\left(\left(f_{h,0} / f_{h,90} \right) \cdot \sin \alpha^n + \cos \alpha^n \right)} \quad (\text{A.4})$$

Le paramètre n est compris entre 1,5 et 2 en traction et 2 et 2,5 en compression.

Cette formule a été simplifiée pour obtenir la relation suivante :

$$f_{h,\alpha} = f_{h,0} - (f_{h,0} - f_{h,90}) \cdot \sin \alpha \quad (\text{A.5})$$

1.4. Comportement d'un assemblage unitaire

1.4.1. Théorie de l'analyse limite

L'analyse du comportement des organes d'assemblage a amené au développement de méthodes et d'outils permettant d'estimer la résistance ultime des assemblages. Dans cet objectif, l'adaptation de la théorie de l'analyse limite aux assemblages a été faite entre autre par Johansen [JOH 42].

L'objectif de la théorie de l'analyse limite est de déterminer l'effort qui permet d'atteindre la fin du domaine de fonctionnement élastique de l'assemblage. Le principe général de la méthode consiste en la détermination du mode de déformations cinématiques engendrant un effort minimal sur les pièces de l'assemblage. Cet effort définit une capacité limite de l'assemblage. Son principal inconvénient est qu'elle ne donne aucune indication sur la raideur de l'assemblage. De plus, l'utilisation de la théorie de l'analyse limite induit la prise en considération de deux hypothèses. La première consiste à retenir un comportement rigide plastique parfait pour l'acier. Ceci implique qu'au sein de l'assemblage seuls les déplacements rigides entre les rotules plastiques de la tige sont pris en compte. L'utilisation d'un comportement rigide plastique parfait pour le bois constitue la deuxième hypothèse. Ce comportement néglige le caractère écrouissable du matériau lorsque celui-ci est sollicité hors du sens du fil.

En considérant des assemblages en double cisaillement, leur capacité résistante par plan de cisaillement et par organes est donnée par les équations suivantes. Elles sont issues d'équations d'équilibre sur l'organe d'assemblage.

$$F = \min \begin{cases} f_h \cdot t_1 \cdot d & \text{Mode I} \\ f_h \cdot t_1 \cdot d \cdot \left[\sqrt{2 + \frac{4 \cdot M_y}{f_h \cdot d \cdot t_1^2}} - 1 \right] & \text{Mode II} \\ \sqrt{4 \cdot M_y \cdot f_h \cdot d} & \text{Mode III} \end{cases} \quad \text{Assemblage bois - métal} \quad (\text{A.6})$$

$$F = \min \begin{cases} f_{h,1} \cdot t_1 \cdot d & \text{Mode I - a} \\ 0,5 \cdot f_{h,2} \cdot t_2 \cdot d & \text{Mode I - b} \\ \frac{f_{h,1} \cdot t_1 \cdot d}{2 + \beta} \cdot \left[\sqrt{2 \cdot \beta \cdot (1 + \beta) + \frac{4 \cdot \beta \cdot (2 + \beta) \cdot M_y}{f_{h,1} \cdot d \cdot t_1^2}} - \beta \right] & \text{Mode II} \\ \sqrt{\frac{4 \cdot \beta}{1 + \beta} \cdot M_y \cdot f_{h,1} \cdot d} & \text{Mode III} \end{cases} \quad \text{Assemblage bois - bois} \quad (\text{A.7})$$

$$\text{avec } \beta = \frac{f_{h,2}(\theta, t)}{f_{h,1}(\theta, t)}$$

Cette théorie engendre différents modes de rupture pour une même configuration d'assemblage en double cisaillement. Ainsi, en général, pour un assemblage de type bois-bois, trois modes de ruine sont observés (figure A.14). Le premier mode noté mode I consiste au déplacement sans flexion de la tige. Le bois atteint sa plastification dans l'une des deux pièces. Le mode II intervient quand la charge appliquée est plus grande que celle de la rupture pour le mode I. Ce mode correspond à l'apparition d'une seule rotule plastique au niveau de la tige. Lorsque plusieurs rotules s'initient, ce mode de rupture est qualifié de mode III. L'apparition de l'un de ces modes de ruine est fortement liée au rapport de l'épaisseur de la plus importante des pièces en bois sur le diamètre de la tige. Ce rapport est appelé l'élancement de la tige.

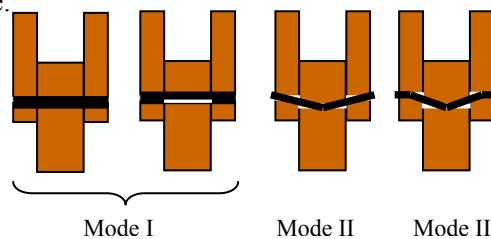


Figure A.14 : **Modes de rupture des assemblages bois-bois**

Des modes de rupture similaires sont observés pour les assemblages bois-métal.

La représentation graphique du modèle de Johansen pour des assemblages bois-bois est donnée sur la figure A.15.

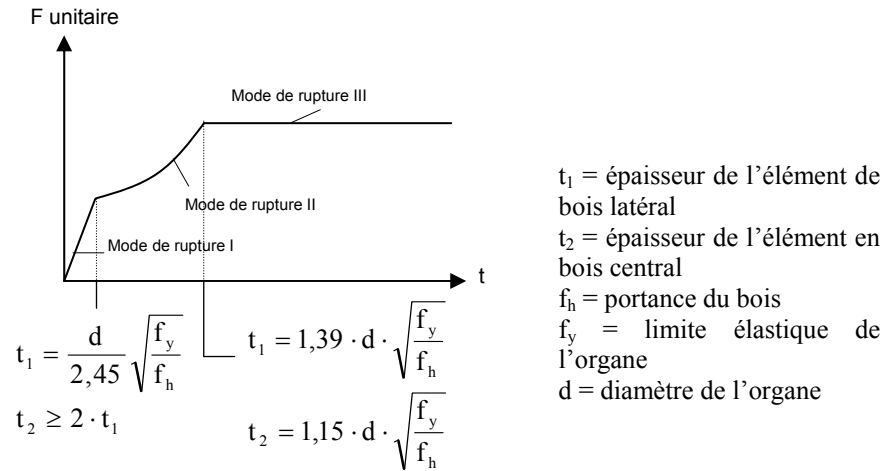


Figure A.15 : **Représentation graphique du modèle de Johansen pour des assemblages bois-bois en double cisaillement avec $f_{h1} = f_{h2} = f_h$ et $M_y = d^3 \cdot f_y / 6$**

D'après les équations issues de la théorie de Johansen, la capacité de flexion de l'organe et la résistance en portance locale du bois sont les deux principaux critères influant la capacité résistante de l'assemblage.

Une courbe typique de l'évolution de la portance (σ_h) en fonction du glissement (δ) de l'assemblage est donnée sur la figure A.16.

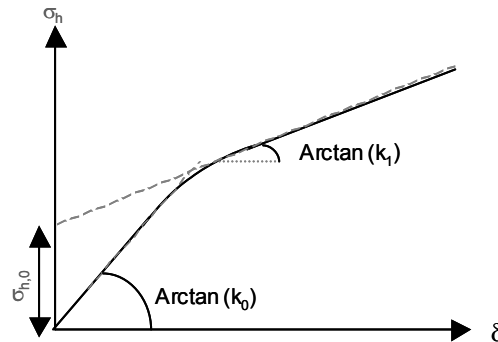


Figure A.16 : **Courbe type de la loi de comportement $F(\delta)$ des assemblages**

Cette courbe montre une réponse non linéaire de l'assemblage. Foschi décrit la courbe de la figure A.17 à l'aide de l'équation A.8 :

$$\sigma_h = (\sigma_{h,0} + k_1 \cdot \delta) \cdot \left(1 - e^{-\frac{k_0}{\sigma_{h,0}} \cdot \delta} \right) \quad (A.8)$$

Lorsque la charge est appliquée parallèlement au fil, k_1 est nul. L'équation devient alors :

$$\sigma_h = \sigma_{h,0} \cdot \left(1 - e^{-\frac{k_0}{\sigma_{h,0}} \cdot \delta} \right) \text{ avec } \sigma_{h,0} = f_h \quad (A.9)$$

Blass a étendu l'équation A.8. La résistance en portance n'est alors pas prise en considération. Seul l'effort transmis est pris en compte comme le montre la figure A.17.

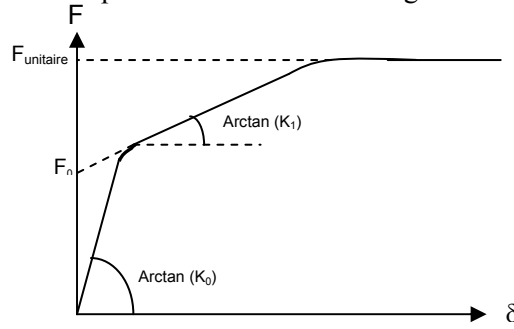


Figure A.17 : **Courbe force-déplacement issue du modèle de Blass**

I.4.2. **Modèle de poutres sur appuis continus**

La théorie d'une poutre sur appuis élastiques peut être appliquée aux assemblages bois. En effet, la compatibilité des déformations entre le bois et l'acier amène naturellement à approcher leur comportement à celui d'une poutre sur appuis. Cette analogie comportementale a donné lieu à différents développements. La plupart sont basés sur le modèle de Winkler. Ce modèle intègre une relation linéaire entre la réaction ($r(x)$) de la fondation et la flèche de la tige ($w(x)$) (équation A.10).

$$r(x) = K_0 \cdot w(x) \quad (\text{A.10})$$

La raideur d'enfoncement K_0 varie par tronçon au cours du chargement. Elle est obtenue à l'aide d'essais d'enfoncement.

La pénétration de la plasticité au cœur de la section de la tige est prise en compte en supposant une loi élasto-plastique écrouissable. La loi moment-courbure non linéaire est donc obtenue par intégration des moments élémentaires sur la section de diamètre d . Ces hypothèses conduisent à l'établissement d'une équation différentielle considérant l'effort normal. Elle est résolue en discrétisant la tige en n tronçons à inertie constante.

$$\frac{d^4 w(x)_i}{dx_i^4} - \frac{N_i}{(E_S \cdot I_S)_i} \cdot \frac{d^2 w(x)_i}{dx_i^2} + 4 \cdot \mu_i^4 \cdot w(x)_i = 0 \quad (\text{A.11})$$

avec $\mu_i^4 = K_{0i} \cdot d / 4 \cdot (E_S \cdot I_S)_i$,

N_i l'effort normal dans le tronçon i ,
 $(E_S \cdot I_S)_i$ la rigidité en flexion de la tige pour le tronçon i .

Ce modèle est capable de décrire l'évolution du glissement de l'assemblage dans des configurations simples. Il permet également de prévoir le seuil limite pour lequel l'assemblage change de mécanisme de fonctionnement. Il est toutefois difficile d'introduire dans ce modèle des conditions limites telles que la présence de rondelles et d'écrous en tête de tige, l'épaisseur des plaques métalliques...

En résumé, ce modèle permet d'estimer la raideur et la charge limite en intégrant les dimensions et les caractéristiques des matériaux pour un assemblage unitaire. Néanmoins, il ne détermine pas un seuil limite de déformation relatif à la configuration de l'assemblage.

I.4.3. Influence de la longueur du talon

La théorie de l'analyse limite est basée sur le principe de la compatibilité des déformations de l'assemblage. C'est pourquoi, plus un assemblage comporte d'organes, plus sa capacité de déformation doit être importante pour atteindre un seuil de plastification des organes sans risquer l'éclatement du bois. Toutefois, même pour des assemblages ayant un nombre d'organes réduit, le risque de rupture prématurée du bois avant l'atteinte de la limite élastique des organes n'est pas nul. Pour éviter ce risque, le premier paramètre étudié est la longueur du talon. En effet, il apparaît que cette dernière a une influence très marquée sur la capacité à atteindre la résistance à l'enfoncement du bois [YAS 87]. La mise en place d'une longueur de talon supérieure à $5d$ pour des élancements de tige inférieurs à $4d$ s'avère nécessaire (figure A.18). Pour des élancements supérieurs à $4d$, la longueur minimale du talon est $8d$.

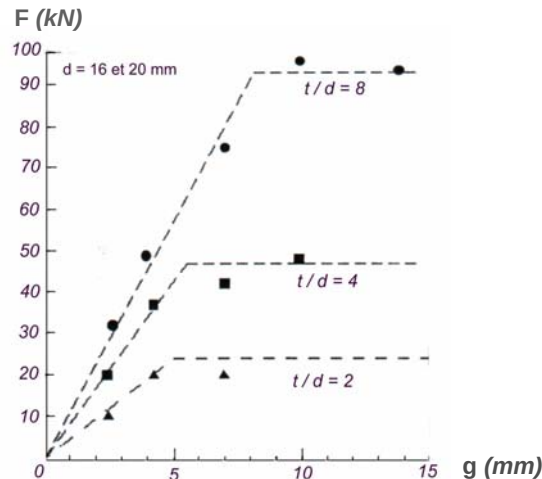


Figure A.18 : *Effet du talon sur la capacité maximale d'assemblages unitaires bois-métal en double cisaillement en traction longitudinale (essence Epicéa)*

D'autres études [WIL 81] remarquent que lorsque la longueur de talon est diminuée, une augmentation de la surface de contact est observée. Ceci conduit à une diminution de la contrainte radiale dans la zone de contact. Ce phénomène est provoqué par la réduction de la rigidité générale de l'extrémité de la pièce en bois. Dans le même temps, diminuer la longueur du talon implique une augmentation de la concentration de contraintes de cisaillement et de traction perpendiculaire dans le talon. Une distance minimum de $4d$ semble être la distance minimum pour éviter une rupture du talon par cisaillement et de traction perpendiculaire. En effet, des études numériques ont montré que pour des distances inférieures, la rupture était amorcée par une concentration de contraintes perpendiculaires au niveau du talon.

I.5. Mécanique des liaisons

I.5.1. Interaction entre les organes

La détermination de la charge ultime d'un assemblage unitaire est une étape importante dans la définition de la capacité ultime d'un assemblage comportant plusieurs tiges. Cependant, l'évaluation de cette capacité résistante nécessite la connaissance du fonctionnement en concomitance de plusieurs organes de type tige. En effet, la capacité résistante d'un assemblage avec n organes ne se résume pas à la capacité résistante de l'assemblage unitaire multiplié par n . Ainsi, Doyle a étudié les lois force-glissement d'assemblages unitaires et avec huit organes pour du Douglas.

Les lois force-glissement ont ensuite été comparées comme le montre la figure A.19.

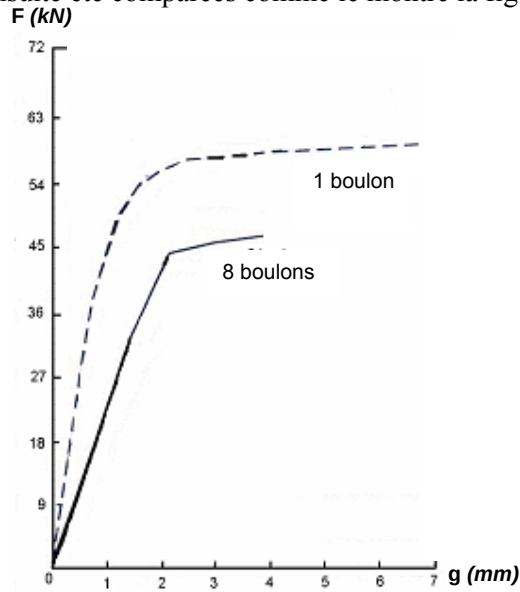


Figure A.19 : *Evolution de la force (F) en fonction du glissement (g) selon le nombre d'organes d'un assemblage sollicité en traction*

La première conclusion est que la contrainte ultime par organe dans un assemblage en comprenant huit est comprise entre 60 et 80 % de la contrainte ultime de l'organe dans un assemblage unitaire. La seconde conclusion est que les assemblages avec huit organes ont des glissements à la limite proportionnelle deux à trois fois plus importants que les assemblages unitaires.

De ces remarques peut être déduite la répartition non-uniforme de l'effort appliqué à l'assemblage entre les organes. Ainsi, des études dans le domaine élastique ([BOC 97], [WIL 81], [MOSS 97]), pour des assemblages sollicités parallèlement au fil, montrent que les tiges situées aux extrémités sont les plus chargées. Yasumura [YAS 00] a constaté le même phénomène pour une sollicitation perpendiculaire au fil. La distribution des contraintes perpendiculaires au niveau de la file est la même pour l'organe le plus proche du talon que l'assemblage ne comporte qu'un seul, deux ou trois organes (figure A.20).

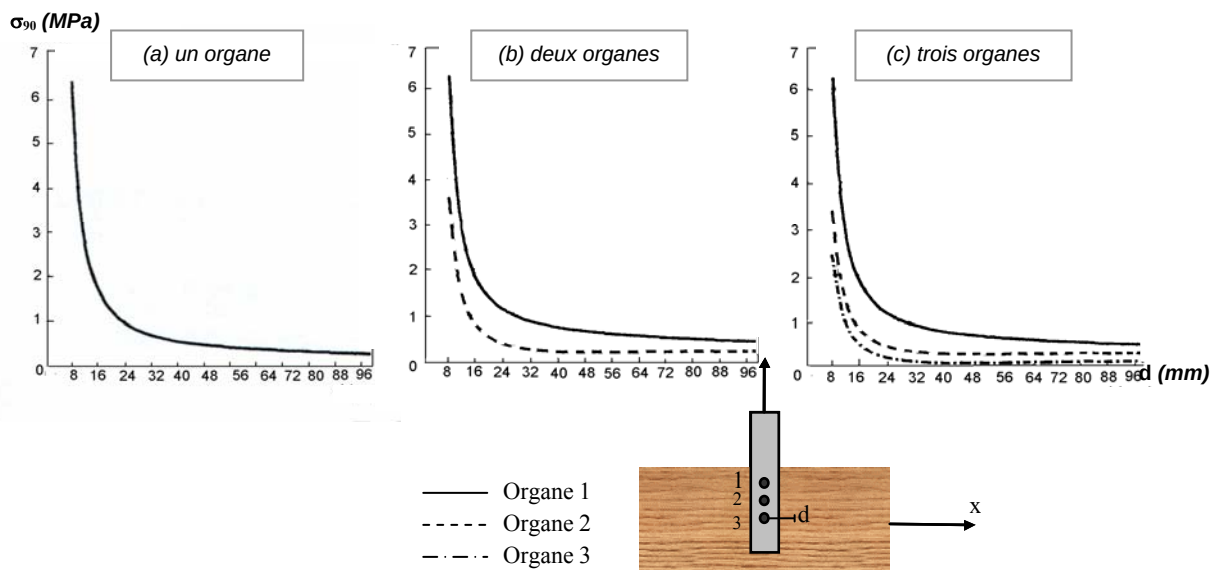


Figure A.20 : *Evolution de la contrainte perpendiculaire au fil selon l'axe x*

Concernant les plans de cisaillement, les plans situés les plus à l'extérieur de l'assemblage sont également les plans qui reprennent les charges les plus élevées. Pour un seuil de glissement donné, l'évaluation de la charge transmise par l'assemblage nécessite la définition précise de la distribution des efforts entre les tiges. Plusieurs recherches ont donc été réalisées dans l'objectif de déterminer la répartition des efforts entre les tiges d'un assemblage.

Dans un premier temps, l'assemblage était constitué d'une file de plusieurs organes. Un assemblage en double cisaillement composé d'une pièce centrale en bois et de deux pièces latérales pouvant être en bois ou en acier a été modélisé. Toutes les pièces sont supposées avoir un comportement élastique. L'élongation des pièces entre chaque tige ainsi que la possibilité d'un écartement non constant entre chaque organe sont prises en considération. Le principal résultat de cette modélisation est la définition d'un nombre effectif de tiges dans l'assemblage. Si $F_{\max}$ est l'effort limite pour une tige et F_i l'effort repris par la tige i , dans un assemblage à n organes, le nombre effectif vaut :

$$n_{\text{eff}} = \sum_{i=1}^n \frac{F_i}{n \cdot F_{\max}} \quad (\text{A.12})$$

A titre indicatif, le rapport nombre effectif (n_{eff}) sur le nombre d'organes (n) passe de 0,99 pour un assemblage avec une file de deux organes à 0,49 pour un assemblage composé d'une file de 11 organes.

La démarche adoptée par Lantos est celle utilisée pour la réglementation américaine. La principale hypothèse est de considérer que la capacité ultime de l'assemblage correspond à l'atteinte de la charge limite sur l'organe le plus chargé. L'équation mise en jeu est alors la suivante :

$$\frac{1}{n_{\text{eff}}} = \frac{1-m}{1+r} \left[\frac{(1+r \cdot m^n) \cdot (1+m) - 1 + m^{2n}}{m \cdot (1 - m^{2n})} \right] \quad (\text{A.13})$$

avec $m = \tau - \sqrt{\tau^2 - 1}$ et $\tau = 1 + \left[\frac{1}{(ES)_1} + \frac{1}{(ES)_2} \right] \cdot \gamma \cdot \frac{s}{2}$

où γ est une constante de la loi force-glissement pour un assemblage unitaire ;

s est la pente de la loi force-glissement ;

$(ES)_1$ est la raideur de l'élément central de l'assemblage ;

$(ES)_2$ est la raideur des éléments latéraux de l'assemblage ;

n est le nombre d'organes ;

$r \leq 1$ est le rapport entre la plus petite raideur et la plus grande.

Le nombre effectif n_{eff} vaut alors :

$$n_{\text{eff}} = \frac{1+r}{1-m} \cdot \left[\frac{m \cdot (1 - m^{2n})}{(1+r \cdot m^n) \cdot (1+m) - 1 + m^{2n}} \right] \quad (\text{A.14})$$

Quand le nombre d'organes n tend vers l'infini, le nombre efficace ($n_{\text{eff,lim}}$) tend vers une limite définie par :

$$n_{\text{eff,lim}} = \frac{1+r}{1-m} \quad (\text{A.15})$$

Ce nombre effectif limite est mis en évidence sur la figure A.21.

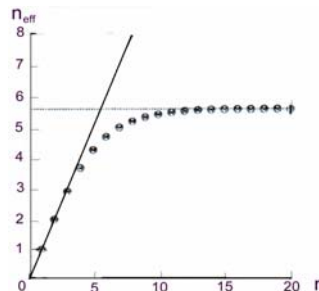


Figure A.21 : Evolution du nombre efficace n_{eff} en fonction du nombre d'organes (n) d'une file

Wilkinson a développé un modèle basé sur celui de Lantos en considérant une loi force-glissement non linéaire pour chaque organe d'assemblage en double cisaillement soumis à de la traction. L'objectif de son modèle est de prendre en considération l'influence de l'élancement de la tige.

I.5.2. Influence de l'espacement des organes

Concernant les pinces d'épures du bois (espacement des organes dans le sens de la file), lorsque l'élancement augmente, la charge ultime par boulon augmente proportionnellement à l'augmentation de la longueur de la tige. Cependant, la charge ultime par boulon diminue avant l'augmentation du nombre de boulon. La figure A.22 montre l'évolution du coefficient de réduction de la charge reprise par les boulons en fonction du nombre (n) de boulon pour différents espacements entre ces derniers. Les courbes montrent que pour un espacement de $7d$, les boulons les plus longs, qui normalement devraient présenter une meilleure capacité de courbure, montrent la plus petite réduction en fonction du nombre d'organes. Selon cette étude, la charge limite n'est alors plus considérée comme la limite plastique mais comme la charge ultime de l'assemblage.

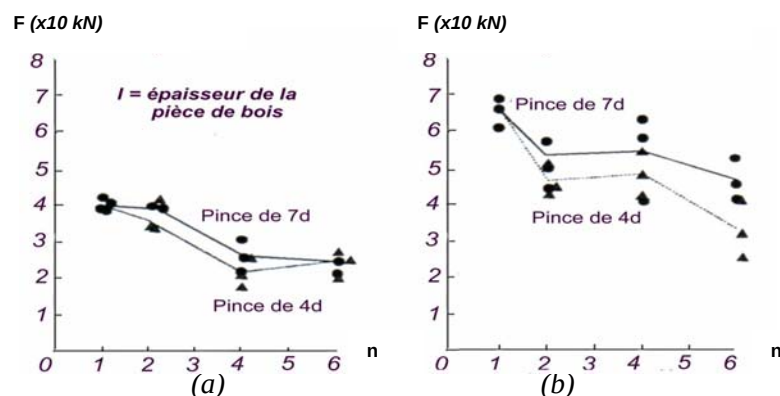


Figure A.22 : **Variation de la charge à la rupture par boulon pour des assemblages bois métal en double cisaillement sollicités en traction [YAS 87] : (a) $l/d = 4$, (b) $l/d = 6$**

Les assemblages constitués d'une unique file d'organes sont peu fréquents. En général, les organes d'assemblage sont disposés sur plusieurs files. L'augmentation du nombre de files parallèlement à la direction de chargement engendre une diminution de la charge ultime par boulon [YAS 87]. Ainsi, pour un élancement de 8, la charge ultime par boulon peut être réduite de moitié lorsque trois files sont mises en place.

I.5.3. Mode de rupture

L'interaction de contraintes engendrée par la multiplication du nombre d'organes d'assemblage implique la possibilité de plusieurs types de rupture. Ainsi, dans un assemblage multiple, sa capacité résistante peut être limitée par la rupture du bois au niveau de sa section nette ou par cisaillement au niveau des files d'organes. Ces ruptures du bois peuvent apparaître à des niveaux de contraintes très faibles comparées à la capacité résistante des organes. La rupture du bois peut alors se produire de trois manières :

- rupture de la section nette ;
- rupture par cisaillement le long des files d'assemblage ;
- rupture de bloc.

La rupture au niveau de la section nette est induite par la réduction de la capacité résistante de la section due à la présence des trous des organes. La capacité résistante de la section nette est donnée par l'équation suivante :

$$R_T = F_T \cdot A_{net} \quad (A.16)$$

où R_T est la capacité résistante de la section nette ;
 F_T est la contrainte limite parallèle au fil en compression ;
 A_{net} est la section nette.

La rupture par cisaillement le long des files d'organes a plusieurs origines. La première correspond à une résistance en cisaillement du bois trop faible pour le chargement appliqué. La seconde coïncide au placement des organes d'assemblage. En effet, des organes trop proches de l'extrémité de la pièce en bois ou des organes trop proches les uns des autres induisent une concentration de contraintes de cisaillement dans le bois pouvant conduire à sa rupture. Pour une file d'organes, la capacité résistante de l'assemblage en cisaillement est donnée par la relation suivante :

$$R_{RTi} = n_i \cdot \frac{F_v \cdot A_{critique}}{2} \quad (A.17)$$

où R_{RTi} est la capacité résistante en cisaillement ;
 n_i est le nombre d'organes ;
 F_v est la contrainte limite parallèle au fil en cisaillement ;
 $A_{critique}$ est la surface minimale de cisaillement des organes.

Quand plusieurs files d'organes sont mises en place, la capacité résistante de l'assemblage devient :

$$R_{RT} = \sum_{i=1}^N R_{RTi} \quad (A.18)$$

où N est le nombre de files d'organes.

Enfin, la rupture de bloc est une combinaison des deux autres ruptures. La capacité résistante en rupture de bloc est calculée à l'aide de l'équation A.19.

$$R_{bloc} = \frac{R_{RT-1}}{2} + \frac{R_{RT-n}}{2} + F_T \cdot A_{bloc,net} \quad (A.19)$$

où R_{bloc} est la capacité résistante en rupture de bloc ;
 R_{RT-1} est la capacité résistante en cisaillement de la première file ;
 R_{RT-n} est la capacité résistante en cisaillement de la file n ;
 $A_{bloc,net}$ est la surface critique nette entre la file 1 et la file n .

Ces différents modes de rupture sont illustrés sur la figure A.23.

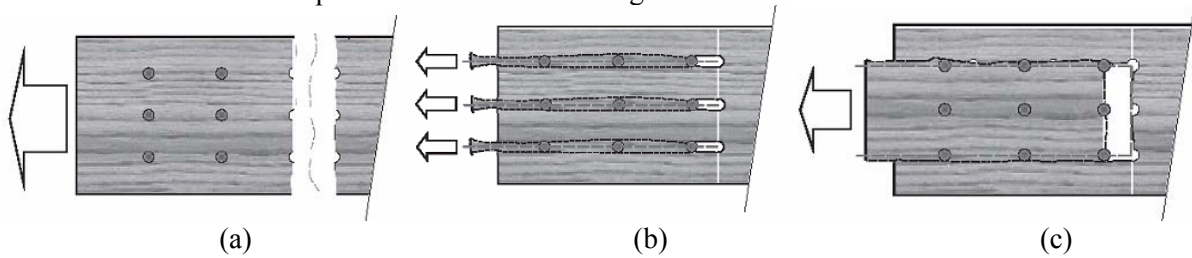


Figure A.23 : **Modes de rupture : (a) rupture de la section nette, (b) rupture par cisaillement, (c) rupture de bloc**

Ces trois ruptures ont pour origine une plastification du bois et/ou une plastification des organes d'assemblage.

II. Comportement sous actions thermiques

II.1.Principe d'analyse de résistance au feu d'un assemblage

La résistance au feu d'un bâtiment correspond à sa capacité à assurer sa fonction mécanique sous l'effet des actions thermiques. Au cours d'un incendie, la rupture ou l'incapacité de la structure à supporter la charge appliquée à un élément de celle-ci entraîne dans la plupart des cas une rupture locale. Quelquefois, une rupture de la structure globale est observée si les transferts d'efforts ne sont plus assurés. Dans la plupart des cas, l'étude du comportement au feu d'une structure est réalisée à partir d'essais réalisés dans des conditions standard. Ces essais ne servent qu'à des mesures comparatives et ne représentent pas la réponse de cette même structure soumise à un feu naturel. Les méthodes de dimensionnement dépendent alors de la capacité des méthodes d'Ingénierie de la Sécurité Incendie à évaluer la résistance au feu des structures en terme de réponse thermique et mécanique. L'analyse de la réponse thermomécanique d'une structure globale implique la prise en considération :

- des conditions d'exposition au feu ;
- des propriétés des matériaux à températures élevées ;
- de la réponse thermique de la structure ;
- de la réponse structurelle de la structure chauffée.

Les relations entre ces quatre points sont données sur la figure A.24.

Erreur !

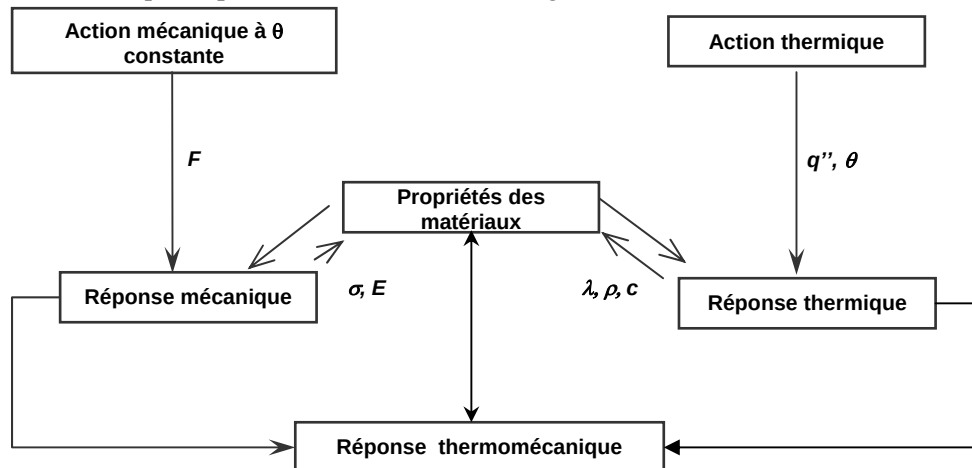


Figure A.24 : *Procédure d'analyse de la performance de résistance au feu*

Tous ces points sont reliés entre eux. En effet, l'action thermique est une donnée d'entrée servant à la définition du modèle thermique. Pour un matériau homogène en présence d'une source de chaleur interne (notée H) l'équation de la diffusion de la chaleur s'écrit sous la forme :

$$- \operatorname{div} \{ \lambda(T) \cdot \overrightarrow{\operatorname{grad} T} \} + \rho(T) \cdot c(T) \cdot \frac{\partial T}{\partial t} + H = 0 \quad (\text{A.20})$$

Pour résoudre cette équation de chaleur, il est indispensable de connaître les propriétés thermophysiques (conductivité, chaleur spécifique et masse volumique) des matériaux. Ces propriétés sont donc nécessaires à la définition de la réponse thermique tandis que les propriétés mécaniques (limites élastiques, modules d'élasticité) sont nécessaires pour l'analyse mécanique. L'analyse de la réponse thermomécanique de la structure nécessite comme données d'entrée les effets de la température sur les caractéristiques des matériaux de la structure.

En résumé, une approche d'Ingénierie de la Sécurité Incendie requiert la connaissance des propriétés des matériaux (thermophysiques et physicomécaniques) en fonction de la température, de l'action thermique, de la réponse thermique et de la réponse mécanique de la structure. A ces paramètres, il faut ajouter dans le cadre de structure en bois la prise en compte de la diminution de matière due à la carbonisation du matériau.

II.2. Dégradation thermique du matériau bois

Des matériaux utilisés dans la construction, le bois est le seul dont la dégradation sous actions thermiques est la plus visible à l'œil nu. Les trois principaux matériaux utilisés dans la construction (le béton, l'acier et le bois) perdent leurs caractéristiques mécaniques sous actions thermiques. Dans le même temps, le bois se transforme en charbon de bois engendrant une diminution de sa section. Par conséquent, les phénomènes de dégradation du bois c'est-à-dire la pyrolyse et la vitesse de cette dégradation appelée communément vitesse de combustion ont été étudiés.

II.2.1. Pyrolyse

Quand le bois et les matériaux à base de bois brûlent, la décomposition chimique débute par la formation de charbon de bois et le dégagement de gaz. L'allumage spontané d'une mince couche de bois survient pour une plage de température située entre 300 et 430 °C. Mais une inflammation est aussi possible à une température plus basse, de l'ordre de 150°C si la pièce de bois est soumise à cette température pendant un temps assez long. Une température inférieure à 100°C, mais bien au-dessus d'une température normale, réchauffe le bois et provoque un séchage.

Quand le bois atteint une température de 100°C, l'eau commence à s'évaporer et la vapeur s'échappe en général à partir des angles, arêtes, joints, pores et fentes. Dans ces zones, le bois sèche plus rapidement. La température du bois n'augmente pas jusqu'à ce que l'eau soit évaporée. Elle augmente donc fortement après évaporation de l'eau (aux alentours de 100°C).

Entre 150 et 200°C, les gaz issus de la combustion se composent d'environ 70 % de dioxyde de carbone incombustible (CO_2) et de monoxyde de carbone (CO) combustible et toxique.

Une fois que la température atteint 200 °C, de plus en plus de gaz combustibles sont libérés et la proportion de CO_2 décroît. Dès que les gaz s'enflamment, la température à la surface s'accroît rapidement. La carbonisation du bois continue. Le bois est considéré comme étant carbonisé lorsque sa température atteint 280-290°C. Aux températures supérieures à 500°C, la production de gaz diminue considérablement et celle de charbon augmente. Ceci explique l'aspect du bois après une exposition au feu. Au-dessus de 1000°C, les gaz émis sont principalement du CO et H_2 .

Après une exposition au feu, la coupe de la section donnée sur la figure A.25 présente différentes zones :

- une partie extérieure du bois qui est carbonisée ;
- une couche d'une épaisseur d'environ 5 mm qui est pyrolysée c'est-à-dire que le bois est altéré chimiquement par le feu mais n'est pas encore complètement décomposé ;
- le cœur de la section qui est constitué de bois intact.

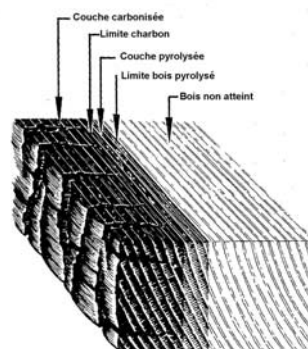


Figure A.25 : **Dégradation du bois sollicité par des températures élevées [LIN 90]**

La conductivité thermique du charbon de bois est seulement de l'ordre du sixième de celle du bois massif. La couche de charbon de bois se comporte donc comme isolant et la décomposition des couches sous jacentes de la section résiduelle est ainsi retardée d'autant. En raison de ce phénomène, de la faible conductivité thermique du bois et de la présence d'un front de vapeur derrière la couche de bois pyrolysé, la température au sein de la section est beaucoup plus basse qu'à la surface.

II.2.2. Vitesse de combustion

Le phénomène de transformation du bois en charbon diminue la capacité résistante de l'élément de structure bois en situation d'incendie. La durée de stabilité au feu dépend donc de la vitesse à laquelle cette transformation se déroule. Cette vitesse, correspondant à l'épaisseur de bois ou de panneau dégradé en une minute par la chaleur et ne présentant plus de tenue mécanique, est appelée la vitesse de combustion (notée β). Elle varie en général de 0,7 à 0,9 mm/min. Elle dépend notamment de la masse volumique du bois, de son état hygrométrique et par voie de conséquence de l'essence de bois. De plus, l'augmentation du rapport surface sur volume (angles aigus, surface irrégulière) induit un moins bon comportement au feu. Ainsi, la vitesse de combustion du bois lamellé-collé, qui est plus souvent exempt de fentes et de crevasses, est plus faible que celle du bois massif.

Des essais sur une poutre sollicitée sur trois de ses faces et sur une dalle sollicitée sur une face [FRA 03] ont été réalisés afin de comprendre l'évolution de la combustion et de la répartition de la chaleur au sein de l'Epicéa. Il en résulte que la vitesse de combustion mesurée quel que soit le type d'élément exposé est comprise entre 0,67 et 0,7 mm/min. De plus, il apparaît que la vitesse de combustion augmente lorsque la section résiduelle est inférieure à 40-60 mm. A l'issue de ces essais, aucune corrélation entre la vitesse de combustion et la densité du bois n'a été mise en évidence.

Cette constatation est en contradiction avec l'étude menée par Njankouo [NJA 05] sur l'évolution de la vitesse de combustion des résineux et des bois tropicaux. Cette étude est basée sur des essais pendant lesquels l'éprouvette était soumise à une action thermique conventionnelle ISO R834 sur une de ses faces. La densité volumique du bois utilisée varie selon les essais. La vitesse de combustion est calculée à partir de la mesure de la profondeur à laquelle l'isotherme 300°C est située. L'étude des valeurs obtenues ainsi que la comparaison de ces valeurs avec des modèles comme celui donné dans l'Eurocode 5 Partie 1.2 ont conduit à l'élaboration d'un modèle décrit par l'équation suivante :

$$\beta = 0,60 - 0,10 \cdot \frac{\rho - 500}{300} \geq 0,40 \quad (\text{A.21})$$

La vitesse de combustion est alors proportionnelle à la densité du bois. Ce modèle donne des valeurs similaires au modèle de White [WHI 02]. Ce dernier est un modèle empirique reliant le temps à l'épaisseur de bois carbonisé comme le décrit l'équation A.22.

$$t = h \cdot x_c^{1,23} \quad (\text{A.22})$$

avec t : le temps en minutes ;

x_c : l'épaisseur de bois carbonisé ;

h : une fonction dépendant de la densité, du taux d'humidité et de la classification du bois.

II.3. Propriétés du bois en fonction de la température

II.3.1. Propriétés thermophysiques du bois [CLA 99], [CLA 02], [KNU 75]

De nombreuses études ont été faites sur la réaction au feu du matériau bois (c'est-à-dire sa capacité à participer à la propagation du feu) mais la détermination de ses caractéristiques thermophysiques a fait l'objet de moins d'études. Cependant, au cours de la première moitié du 20^{ème} siècle, certains scientifiques se sont attardés sur cette caractérisation. Ainsi, des évolutions des caractéristiques thermophysiques en fonction de la température sont définies grâce à des formules établies dans les années 1900 [KNU 75]. D'autres auteurs tels Fredlund et Janssens ont travaillé sur ces caractéristiques vers la fin du XX^{ème} siècle.

II.3.1.1. Masse volumique

La diminution de la masse volumique du bois en fonction de la température est constituée des trois phases suivantes :

- jusqu'à 200 °C, la modification de la masse volumique du bois est très faible ;
- entre 200 et 350 °C, le bois se pyrolyse et par conséquent, la dégradation de constituants chimiques engendre une diminution d'environ 75% de la masse volumique ;
- au-delà de 350 °C, il y a formation du charbon de bois et la masse volumique varie très peu jusqu'au-delà de 1000 °C.

Ces trois phases correspondent au départ de l'eau, puis des gaz combustibles et enfin à la transformation du bois en charbon.

Sur la base d'analyses thermogravimétriques d'échantillons de 0,4 mm d'épaisseur, une évolution en fonction de la température de la masse volumique a été définie [KNU 75]. Ces analyses montrent une diminution de la densité du bois et du charbon avec la température. D'autres modèles [CLA 99] adoptent une masse volumique résiduelle d'environ 25 % basée sur des résultats expérimentaux.

Janssens a développé un modèle plus complet validé à partir d'essais réalisés par White. Ce modèle prend en compte le retrait dû à l'évaporation de l'eau, la dilatation thermique et la fissuration du charbon. Pour une température comprise entre 20 et 100 °C, une augmentation de la masse volumique de l'ordre de 4 % est observée. A l'opposé, les phénomènes de dilatation thermique induisent une réduction de la densité égale à 0,5%. La figure A.26 résume les différentes évolutions de la densité du bois en fonction de la température.

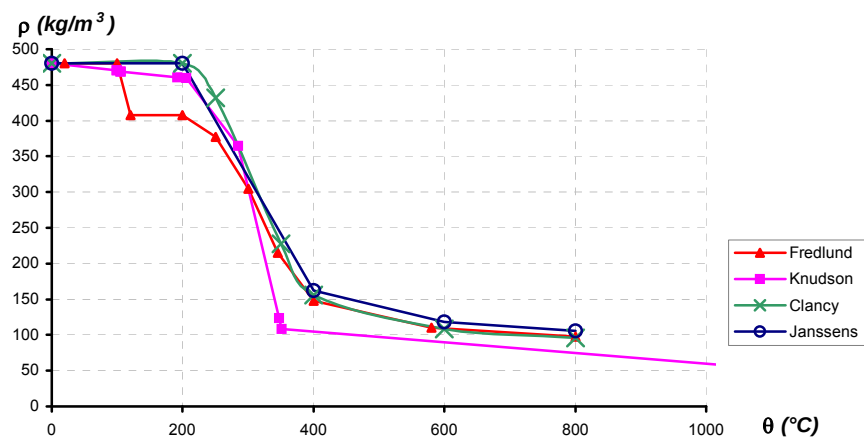


Figure A.26 : *Evolution de la masse volumique en fonction de la température pour des résineux à 0% d'humidité*

II.3.1.2. Conductivité thermique

Parmi les différentes propriétés thermophysiques, la conductivité thermique du matériau bois est la plus dépendante de l'orthotropie matérielle du bois. Il est nécessaire de noter que la valeur de la conductivité dans la direction radiale est très peu différente de celle dans la direction tangentielle du bois. Par conséquent, l'hypothèse d'isotropie perpendiculaire est fréquemment retenue avec une conductivité perpendiculaire aux fibres prise comme la moyenne de ces deux valeurs. Les valeurs de la conductivité thermique parallèle aux fibres du bois sont prises égales à 2 ou 2,5 fois les valeurs dans le sens perpendiculaire aux fibres. Toutefois, à l'échelle structurale, seule la conductivité longitudinale est prise en compte.

Par la suite, seuls les différents modèles formulés pour décrire l'évolution de la conductivité parallèle fil du bois en fonction de la température sont exposés. Ils se différencient notamment dans les phases de « pré-pyrolyse » (20/200 °C) et de pyrolyse (250/300 °C).

Knudson s'est servi des travaux de Maku pour obtenir l'évolution de la conductivité du bois en fonction de la température. Celui-ci partait de l'hypothèse que la conductivité du bois était proportionnelle à la température absolue (équation A.23).

$$\lambda_1 = \lambda_2 \cdot \frac{T_1}{T_2} \quad (\text{A.23})$$

Cette équation n'est valable que pour du Douglas à une humidité relative de 12% pour des températures comprises entre 20 et 200 °C.

Entre 200 et 350 °C, Knudson considère que la conductivité décroît linéairement. Cette diminution décrite par l'équation A.24 est identique à la diminution de la densité du bois.

$$\lambda = -0,000597 \cdot \theta + 0,2965 \quad (\text{A.24})$$

Pour les températures au-delà de 350°C, l'évolution de la conductivité est déduite de l'équation A.24 en prenant comme conductivité du bois la conductivité thermique du charbon. La température de 350°C a été fixée car au-delà de cette température la densité du charbon est considérée uniforme.

Pour la détermination de la conductivité, Fredlund considère que bois est un matériau poreux. A température ambiante, la conductivité est donnée par l'équation A.25 :

$$\lambda_{\text{amb}} = 0,238 + S \cdot (0,2005 + 0,004 \cdot u) \quad (\text{A.25})$$

Le taux d'humidité (u) pris en compte vaut 12 % et la gravité spécifique (S) 0,45.

La conductivité thermique entre 20 et 300°C est ainsi déduite de cette conductivité à la température ambiante :

$$\lambda = 0,00012 \cdot \theta + \lambda_{\text{amb}} \quad (\text{A.26})$$

La transformation du bois en charbon induit une diminution brutale de la conductivité thermique puisqu'elle passe alors de 0,15 W/mK à 0,05 W/mK. Au-delà de 300 °C, l'évolution de la conductivité thermique est alors décrite par l'équation suivante :

$$\lambda = 0,0001667 \cdot \theta + 2e^{-6} \quad (\text{A.27})$$

Janssens a, quant à lui, développé un modèle pour un bois à une humidité u et à une température θ comprise entre 20 et 200 °C qui est le suivant :

$$\lambda_u = \xi \cdot \lambda_{\text{max}} + (1 - \xi) \cdot \lambda_{\text{min}} + \lambda_r \quad (\text{A.28})$$

où λ_{max} est la conductivité de la matière (air, eau et bois poreux) dans le sens du flux thermique ;

λ_{min} est la conductivité de la matière (air, eau et bois poreux) dans le sens perpendiculaire au flux thermique ;

λ_r est la conductivité produisant un transfert de chaleur équivalent à la radiation à travers les pores ;

ξ est un facteur d'interpolation dépendant du taux d'humidité et de la densité initiale.

La conductivité à une température donnée est donc déterminée par l'interpolation entre les limites maximale et minimale de la conductivité en ajoutant la contribution de la radiation à travers les pores. Au-delà de 400°C, il considère que le bois est carbonisé et que la conductivité vaut :

$$\lambda_s = 0,33 + 1,6 \cdot 10^{-4} \cdot \theta + 1,08 \cdot 10^{-7} \cdot \theta^2 \quad (\text{A.29})$$

Cette équation ne s'applique que pour une densité de 1240 kg/m³. Or Janssens a montré que la densité du charbon diminuait avec la température. Cependant, la valeur de 1240 kg/m³ est une bonne approximation pour des températures comprises entre 400 et 1000°C.

Pour les températures comprises entre 200 et 400 °C (c'est-à-dire quand le bois est partiellement carbonisé), Janssens recommande donc d'utiliser l'équation A.28 en interpolant c'est-à-dire en utilisant différentes valeurs de la masse volumique.

La figure A.27 donne l'évolution de la conductivité thermique en fonction de la température pour les différents auteurs cités précédemment.

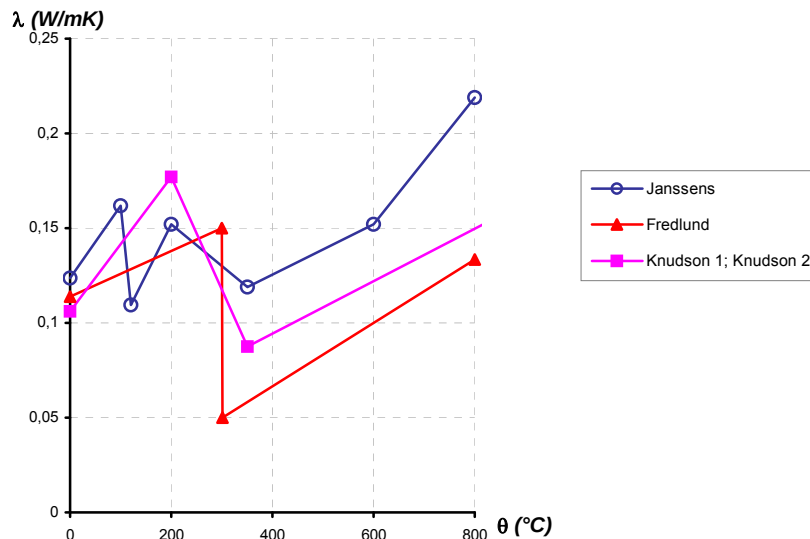


Figure A.27 : **Evolution de la conductivité thermique du bois en fonction de la température (résineux à 12% d'humidité)**

II.3.1.3. Chaleur spécifique

La chaleur spécifique est la moins bien connue des propriétés thermiques du bois. Dunlap [CLA 99] a découvert que pour des températures comprises entre 0 et 106 °C l'évolution de la chaleur spécifique pouvait s'écrire :

$$c = 0,266 + 0,00116 \cdot \theta \quad (\text{A.30})$$

Cette relation a été confirmée par Koch et McMillin pour des températures pouvant aller jusqu'à 140°C mais avec une pente légèrement plus grande que celle proposée par Dunlap. Pour des températures inférieures à 100 °C, Knudson [KNU 75] a adopté des valeurs de chaleur spécifique qui sont la somme des chaleurs spécifiques calculées avec l'équation de Dunlap pour un bois sec et celles calculées pour une humidité relative de 10%. L'évolution ainsi obtenue, pour une température comprise entre 20 et 100 °C, est donnée par l'équation A.31.

$$c = 2,9 \cdot \theta + 1440 \quad (\text{A.31})$$

Entre 99,5 et 104,4 °C, deux solutions sont possibles. La première appelée par la suite Knudson 1 fait intervenir la chaleur latente de vaporisation de l'eau et introduit un pic dont la valeur varie avec le taux d'humidité. Une valeur maximale de 10 kJ/kg.K est fixée à l'aide d'essais. La deuxième solution appelée Knudson 2 ne prend pas en compte cette chaleur latente de vaporisation. Après l'évaporation de l'eau contenue dans le bois (entre 104,4 °C et 200 °C), l'équation de Dunlap pour du bois sec est utilisée (équation A.32).

$$c = 5,285 \cdot \theta + 1080,3 \quad (\text{A.32})$$

A partir de 350 °C, comme pour la conductivité, il considère que le bois s'est transformé en charbon. La chaleur spécifique ne varie plus avec la température et vaut 720 J/kg.K. N'ayant aucune information sur la chaleur spécifique pour des températures comprises entre 200 et 350°C, Knudson décide d'extrapoler linéairement la chaleur spécifique entre ces deux températures (équation A.33).

$$c = -8,99 \cdot \theta + 3820,5 \quad (\text{A.33})$$

Fredlund utilise également l'équation de Dunlap. Les valeurs qu'il utilise sont comme le montre la figure A.28 peu différentes de celles déterminées par Knudson. Cependant, il n'introduit pas de pic pour la chaleur spécifique. Au-delà de 350°C, Fredlund a utilisé la valeur de la chaleur spécifique donnée par Landolt-Börnstein (1961) soit 720 J/kg.K. Janssens donne le même type d'analyse que Fredlund.

La figure A.28 récapitule l'ensemble des évolutions de la chaleur spécifique en fonction de la température.

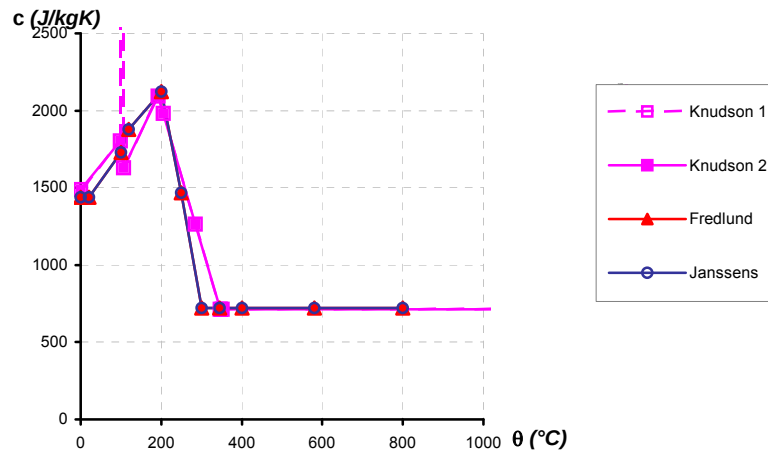


Figure A.28 : *Evolution de la chaleur spécifique en fonction de la température (résineux 12%)*

II.3.2. Propriétés mécaniques du bois

Afin de modéliser le comportement thermomécanique des assemblages de structures bois, les évolutions des propriétés mécaniques en fonction de la température des différents matériaux les constituant doivent être connues. Contrairement à l'acier, les propriétés mécaniques du bois en fonction de la température sont mal connues. Toutefois, quelques études ont été faites pour déterminer notamment l'évolution de la résistance en cisaillement en fonction de la température. En général, ces études portent sur des plages de températures comprises entre 0 et 300 °C. En effet, au-delà de 300 °C, le bois est carbonisé et le charbon est supposé n'avoir aucune résistance mécanique.

Les caractéristiques mécaniques du bois sont influencées par l'essence, l'humidité du bois et la température. L'élévation de la température modifie donc les lois de comportement mécanique du bois. Les principales études ont porté sur le comportement mécanique parallèle au fil. Ainsi, comme le montre la figure A.29, l'élévation de la température engendre une augmentation de la fragilité du bois en traction observée à froid [BUC 00]. Cette élévation de température implique également une diminution des modules d'élasticité et des résistances en traction et en compression.

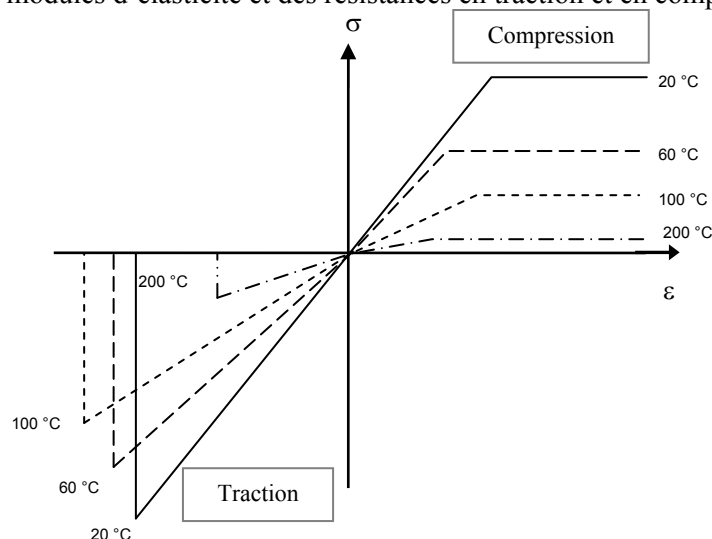


Figure A.29 : *Evolution de la relation σ - ϵ parallèle au fil en fonction de la température*

Pour réaliser une approche thermomécanique, il est donc indispensable de connaître l'évolution des modules d'élasticité, des seuils plastiques et de la portance du bois en fonction de la température.

II.3.2.1. Module d'élasticité

Différents travaux concernant l'évolution des modules d'élasticité parallèle au fil en fonction de la température ont été réalisés (figure A.30). Les résultats de Gerhards et Östman montrent une chute brutale d'environ 20 % au-delà de 200°C. Gerhards mesure le début de cette chute à 200°C tandis que Östman le mesure à 225°C. Ces évolutions traduisent la dégradation des polymères (la lignine et les hémicelluloses) qui caractérisent le bois et lui confèrent ses propriétés. Or les principales dégradations physiques et chimiques de ces constituants ont lieu pour des températures comprises entre 200 et 250°C. Pour des températures supérieures, ils sont totalement détériorés.

Young est parti de l'hypothèse qu'une augmentation du module avec la température induirait une diminution de la flèche à mi-hauteur des murs de compartimentage en bois étudiés. Or il n'a pas lors de ses essais constaté ce phénomène. Par conséquent, il propose une diminution linéaire du module parallèle en traction en fonction de la température.

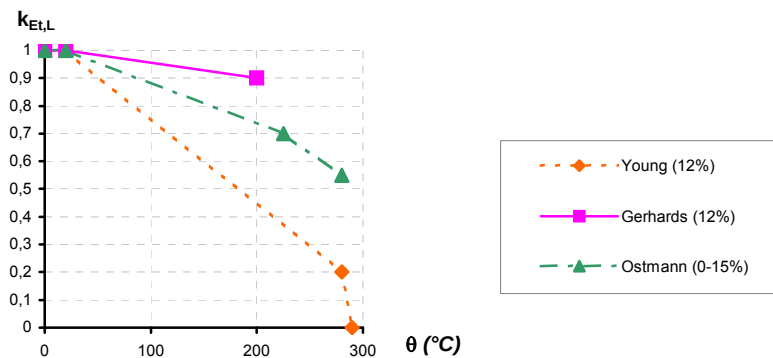


Figure A.30 : **Coefficient de réduction du module d'élasticité parallèle aux fibres en traction en fonction de la température pour des résineux**

Concernant le module d'élasticité parallèle aux fibres en compression, une évolution de celui-ci en fonction de la température a été définie à partir d'essais sur des murs de séparation [YOU 00]. Pour cela, les hypothèses suivantes ont été prises :

- entre 50 et 100 °C, en compression, une diminution du module d'élasticité due à l'évaporation de l'eau est envisageable ;
- entre 80 et 100 °C, le changement d'état de la lignine devrait entraîner une diminution ;
- un palier est attendu entre 150 et 200 °C de part la dégradation de la lignine ;
- la dégradation du bois au-delà de 200°C entraîne une diminution du module.

Les essais réalisés par Young montrent que le module d'élasticité parallèle au fil a diminué de 80% lorsque le bois atteint 100°C. Entre 100 et 200 °C, il reste constant. Puis il diminue pour être nul à 288°C. Son évolution entre 200 et 288 °C est alors donnée par l'équation suivante :

$$k_{Ec,L} = -0,00227 \cdot \theta + 0,655 \quad (A.34)$$

Thomas et al ont observé le même type d'évolution qui donne également de bons résultats par rapport à des résultats d'essais. Pour des températures comprises entre 20 et 120 °C, le coefficient de réduction du module d'élasticité diminue de la façon suivante :

$$k_{Ec,L} = -0,0065 \cdot \theta + 1,13 \quad (A.35)$$

Au-delà de 120°C et jusqu'à 280°C, ce coefficient de réduction est pris égal à 0,35.

La figure A.31 récapitule les évolutions du module en compression longitudinale en fonction de la température des auteurs cités.

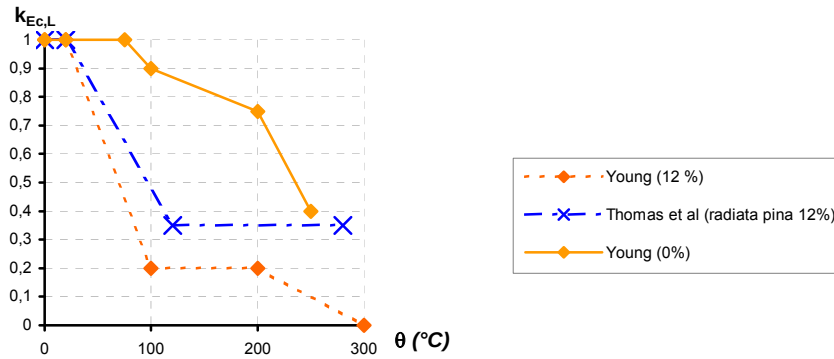


Figure A.31 : **Coefficient de réduction du module d'élasticité parallèle aux fibres en compression en fonction de la température**

Enfin le module d'élasticité perpendiculaire aux fibres n'a été à priori étudié que jusqu'à une température de 100°C. Que ce soit Gerhards ou Young, ils estiment qu'il varie linéairement jusqu'à 70°C pour atteindre respectivement 50% et 15% du module à la température de 20°C.

II.3.2.2. Seuils de plasticité

En général, la rupture des assemblages au feu est due à une rupture en cisaillement du bois au niveau des files d'organes. Or, dans le cas d'une utilisation de bois lamellé-collé, la rupture en cisaillement se produit au niveau des joints de colle. De part cette observation, Frangi et al [FRA 04] ont étudié l'évolution en fonction de la température de la résistance au cisaillement selon le type de colle utilisée. Des essais ont été réalisés pour différents types de colle pour des températures comprises entre 20 et 170°C. La figure A.32 donne l'évolution de la résistance en cisaillement des joints de colle en fonction de la température.

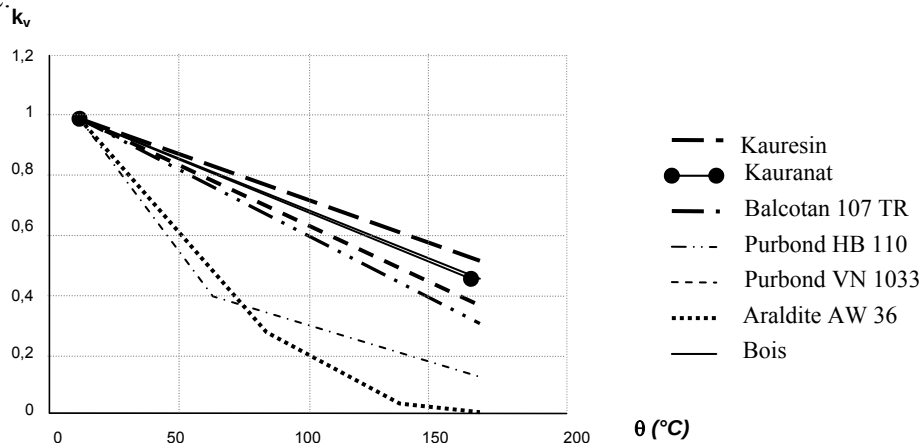


Figure A.32 : **Coefficient de réduction de la résistance en cisaillement des joints de collage et du bois**

Cette figure montre que la majorité des colles ont leur résistance au cisaillement à 170°C qui représente 45% de celle à 20°C. L'évolution de la résistance en cisaillement du bois est alors déduite de cette étude. La première est une relation linéaire alors que la deuxième est bilinéaire (figure A.33).

Gerhards [GER 82] constate quant à lui, que la résistance en cisaillement du bois massif diminue jusqu'à environ 140°C pour atteindre 30 % de sa valeur à 20 °C (figure A.34).

$$k_v = -0,005833 \cdot \theta + 1,117 \quad (\text{A.36})$$

Entre 140°C et 180°C, la résistance en cisaillement diminue de manière moins brutale comme le montre l'équation A.37.

$$k_v = -0,0025 \cdot \theta + 0,65 \quad (\text{A.37})$$

Ce changement de pente peut s'expliquer par la structure microscopique même du bois. En effet, la résistance en cisaillement est principalement conditionnée par la cohésion des fibres. Or cette cohésion est générée par la lignine. L'effet de la température sur la lignine est d'augmenter sa plasticité et sa taille spatiale. Le contact intermoléculaire va donc être réduit. La résistance en cisaillement du bois va alors être affectée. Au-delà de 140-150 °C, la lignine fond et commence à se ressolidifier. Cette phase de ressolidification peut expliquer le fait que la résistance en cisaillement chute alors de façon moins brutale. Gerhards [GER 82] a également remarqué qu'un bois sec voyait sa résistance en cisaillement diminuait moins rapidement qu'un bois humide. Cette différence a pour origine le fait que la température de transition vitreuse diminue lorsque le taux d'humidité augmente. Par conséquent, la dégradation de la lignine est moins rapide en l'absence d'eau.

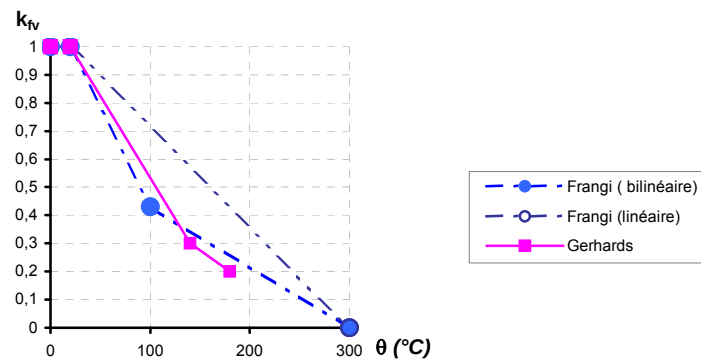


Figure A.33 : **Coefficient de réduction de la résistance en cisaillement parallèle aux fibres du bois en fonction de la température**

Des essais sur des éprouvettes de taille suffisamment petite pour obtenir une température uniforme dans l'échantillon au bout de 30 secondes ont permis de conclure que la limite en traction longitudinale diminue linéairement jusqu'à atteindre 30 % de la résistance initiale au moment de la carbonisation [KNU 75]. Au-delà de 300°C, la résistance en traction est nulle.

Schaffer [SCH 84] a également réalisé des essais sur de petites éprouvettes d'humidité initiale de 12% et 0%. Il a observé que les éprouvettes les plus humides avaient une résistance en traction qui diminuait plus rapidement jusqu'à 150 °C. Puis l'évolution est la même quel que soit le taux d'humidité.

Östmann a réalisé des essais sur du Pin Scandinave immergé dans de l'huile de silicone afin de représenter les conditions du bois soumis au feu. Elle a ainsi obtenu une évolution trilineaire avec un changement brusque de pente à environ 200°C :

- entre 20 et 200°C, $k_{f,L} = -0,0022 \cdot \theta + 1,044$; (A.38)

- entre 200 et 225 °C, $k_{f,L} = -0,006 \cdot \theta + 1,8$; (A.39)

- entre 225 et 300 °C, $k_{f,L} = -0,0024 \cdot \theta + 0,99$; (A.40)

Ses résultats sont supérieurs à ceux de Knudson. Cette différence est probablement due à une vitesse de chargement utilisée par Östmann plus rapide. En effet, pour limiter l'effet de l'huile de silicone sur les mesures, Östmann a préféré appliquer le chargement en moins de 10s. Cette vitesse de chargement est très rapide par rapport aux autres vitesses utilisées par les autres protocoles expérimentaux.

Thomas et al ont déduit l'évolution de la limite en traction longitudinale en validant une analyse par la méthode des éléments finis par les essais de Knudson. Ces évolutions traduisent le fait que les chaînes de cellulose sont responsables de la résistance en traction. Or ces chaînes se dégradent à des températures supérieures à 200°C. Le changement de pente observée par Östmann pour une température de 200°C reflète donc cette dégradation. Au-delà de 270°C, la cellulose est quasiment totalement dégradée. La résistance en traction peut donc être considérée nulle.

Les observations de Thomas et al rejoignent l'évolution en fonction de la température de la résistance en traction parallèle au fil décrite par Schaffer [SCH 84] (figure A.34).

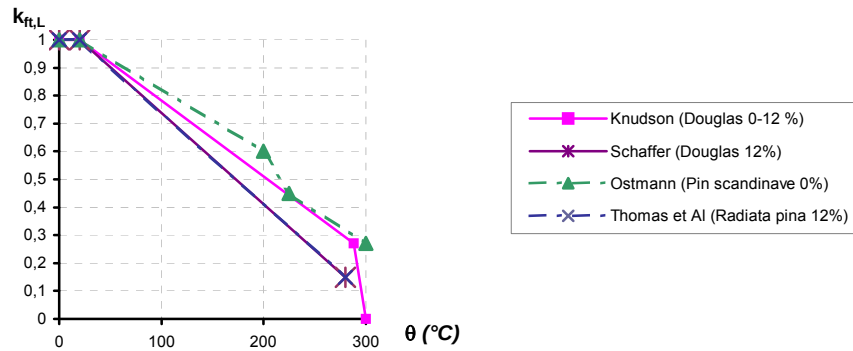


Figure A.34 : **Coefficient de réduction de la résistance en traction parallèle aux fibres en fonction de la température**

La résistance en compression parallèle au fil, selon Knudson [KNU 75], diminue linéairement entre 20 et 288°C (équation A.41). Le coefficient de réduction $k_{fc,L}$ vaut alors :

$$k_{fc,L} = -0,0029 \cdot \theta + 1,058 \quad (\text{A.41})$$

Ainsi, à 288 °C elle ne représente plus que 22 % de la résistance en compression initiale à 25°C. Cette relation rejoint celle établie par Kollmann [KOL 68] pour des températures comprises entre 20 et 175°C.

Schaffer a obtenu la résistance en compression sur des petites éprouvettes de bois. Il n'a pas observé de grande différence (moins de 10%) entre la résistance relative en compression de bois sec et celle de bois à 12 % d'humidité relative. Le coefficient de réduction de la résistance en compression évolue, selon la température, de la façon suivante :

- entre 20 et 100 °C, $k_{fc,L} = -0,0025 \cdot \theta + 1,05$; (A.42)

- entre 100 et 150 °C, $k_{fc,L} = -0,004 \cdot \theta + 0,4$; (A.43)

- entre 150 et 300 °C, $k_{fc,L} = -0,006 \cdot \theta + 1,9$. (A.44)

La comparaison des résultats de ces auteurs montre qu'apparemment la présence d'eau dans le bois n'affecte pas sa résistance en compression sous élévation de températures.

Young a obtenu la résistance en compression du « radiata pine » expérimentalement. Il a choisi des éprouvettes de dimensions 90*38 mm avec une longueur de 400 mm. La vitesse d'augmentation des déformations utilisée est de 0,001/min. La durée de chargement est de 3 à 5 minutes. Les résultats obtenus sont proches de ceux de Schaffer, Knudson et Kollmann (figure A.35).

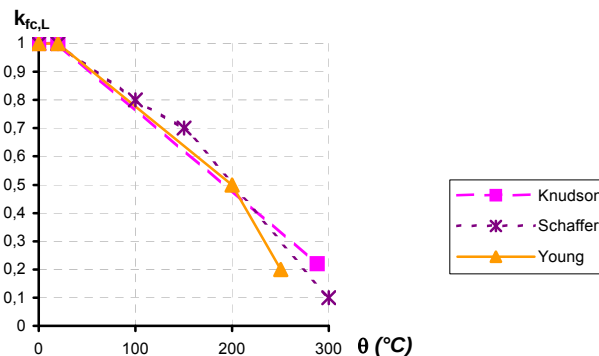


Figure A.35 : **Coefficient de réduction de la résistance en compression parallèle aux fibres en fonction de la température pour des résineux**

II.3.2.3. Portance locale

Les évolutions des portances longitudinale et transversale du pin sylvestre en fonction de la température sont données sur les figures A.36 [MOR 03].

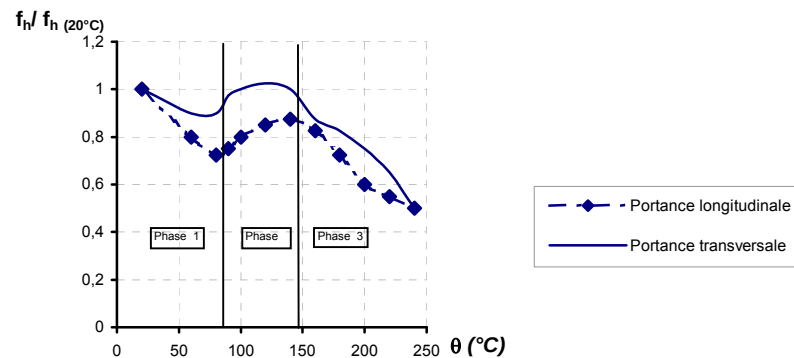


Figure A.36 : *Evolution de la portance transversale relative en fonction de la température*

Les données de portances longitudinale et transversale présentent des comportements similaires. Globalement, la portance diminue avec l'augmentation de la température. Toutefois, cette diminution n'est pas monotone. Trois phases se distinguent.

La phase 1 se traduit par une diminution de la portance. Le point minimum relatif se situe à environ 80 $^\circ\text{C}$. A cette température, la portance longitudinale a diminué de 30% par rapport à celle de 20 $^\circ\text{C}$ alors que celle transversale a baissé de 10 %.

La phase 2 est définie par l'augmentation de la portance. Le maximum relatif de la portance locale se trouve autour de 140 $^\circ\text{C}$. Ce maximum relatif correspond à une valeur 5 % inférieure à la portance longitudinale à 20 $^\circ\text{C}$. A cette température, le bois est complètement anhydre.

Puis, la portance diminue de nouveau avec la température. C'est la phase 3. L'allure de l'évolution de la portance en fonction de la température peut être expliquée par le comportement en fonction de la température des composants du bois. Ainsi, le ramollissement de la lignine associée à une augmentation de la surface de contact entre 60 et 90 $^\circ\text{C}$ explique la diminution de la portance. Puis, le séchage du bois entre 90 et 140 $^\circ$ éliminant toute l'eau du bois justifie la hausse de cette portance. Enfin, le bois étant devenu anhydre, les polymères se dégradent et par conséquent, la portance diminue.

II.4. Comportement des organes sous actions thermiques

II.4.1. Théorie de l'analyse limite sous action thermique

Le dimensionnement des assemblages à froid est conditionné par l'analyse limite basée sur la théorie de Johansen. Cette théorie s'adapte à l'échauffement des assemblages par l'intermédiaire de coefficients de réduction dépendant de la température. Ainsi sous action thermique, la théorie de l'analyse limite se traduit de la façon suivante :

$$F = \min \begin{cases} f_h(\theta, t) \cdot t_1(t) \cdot d & \text{Mode I} \\ f_h(\theta, t) \cdot t_1(t) \cdot d \cdot \left[\sqrt{2 + \frac{4 \cdot M_y(\theta)}{f_h(\theta, t) \cdot d \cdot t_1^2(t)}} - 1 \right] & \text{Mode II} \\ \sqrt{4 \cdot M_y(\theta) \cdot f_h(\theta, t) \cdot d} & \text{Mode III} \end{cases} \quad \text{Assemblage bois - métal} \quad (\text{A.45})$$

$$F = \min \begin{cases} \frac{f_{h,1}(\theta, t) \cdot t_1(t) \cdot d}{2 + \beta} & \text{Mode I - a} \\ \frac{0,5 \cdot f_{h,2} \cdot t_2 \cdot d}{2 + \beta} & \text{Mode I - b} \\ \frac{f_{h,1}(\theta, t) \cdot t_1(t) \cdot d}{2 + \beta} \cdot \left[\sqrt{2 \cdot \beta \cdot (1 + \beta) + \frac{4 \cdot \beta \cdot (2 + \beta) \cdot M_y(\theta)}{f_{h,1}(\theta, t) \cdot d \cdot t_1^2(t)}} - \beta \right] & \text{Mode II} \\ \sqrt{\frac{4 \cdot \beta}{1 + \beta} \cdot M_y(\theta) \cdot f_{h,1}(\theta, t) \cdot d} & \text{Mode III} \end{cases} \quad \text{Assemblage bois - bois} \quad (\text{A.46})$$

où : les épaisseurs t_1 et t_2 dépendent de la durée d'exposition au feu (t) et $\beta = \frac{f_{h,2}(\theta, t)}{f_{h,1}(\theta, t)}$.

Un modèle analytique basé sur la formulation dans l'Eurocode 5 partie 1.1 de cette théorie a été réalisé [POV 02]. Il s'agit en fait d'introduire les champs thermiques dans un assemblage unitaire en considérant les caractéristiques géométriques de l'assemblage, les propriétés mécaniques des matériaux et les champs de températures, préalablement calculés par un modèle par éléments finis. Le moment résistant des organes et la portance du bois sont alors calculés en intégrant un coefficient de réduction dans les formules à froid. Ces caractéristiques ainsi définies sont alors introduites directement dans la théorie de l'analyse limite. Différents calculs ont alors été réalisés. Les paramètres tels que le diamètre des organes, la densité du bois, la classe de l'acier, la configuration de l'assemblage (épaisseur de la pièce centrale et épaisseur de la pièce latérale) ont été étudiés pour quatre durées d'exposition au feu (15, 30, 45 et 60 minutes).

La figure A.37 est un exemple de l'évolution de la résistance au feu d'assemblage unitaire par broche de 12 mm de diamètre constitué de bois de densité 380 kg/m³. La première remarque résulte de la forme de ces courbes. En effet, trois phases peuvent être distinguées en fonction de leur pente. Ces changements de pente s'expliquent par les modes de rupture. La première phase correspond à un mode de rupture de type I c'est-à-dire liée au bois. La deuxième phase coïncide avec le mode de rupture de type II (apparition d'une rotule plastique dans l'acier). Enfin la troisième phase se rapporte au mode de rupture de type III (deux rotules plastiques dans l'acier). Ces trois phases montrent alors que la résistance d'un assemblage ne varie pas linéairement avec l'épaisseur de bois. La prise en considération de l'apparition éventuelle de rotules plastiques doit être réalisée lors du dimensionnement de l'assemblage. En effet, il apparaît que lorsque le mode de rupture III est atteint, pour une durée d'exposition au feu donnée, l'augmentation de masse de bois ne permet pas d'augmenter les résistances au feu des assemblages de façon significative. Ainsi, au-delà d'une certaine valeur d'élancement pour la tige, l'échauffement de celle-ci est tel que la rupture est conditionnée par le métal. De plus, à partir d'une certaine valeur d'élancement, la valeur de la résistance de l'assemblage est identique quel que soit la durée d'exposition au feu. Par conséquent, l'augmentation de la durée d'échauffement de l'assemblage n'engendre pas la rupture.

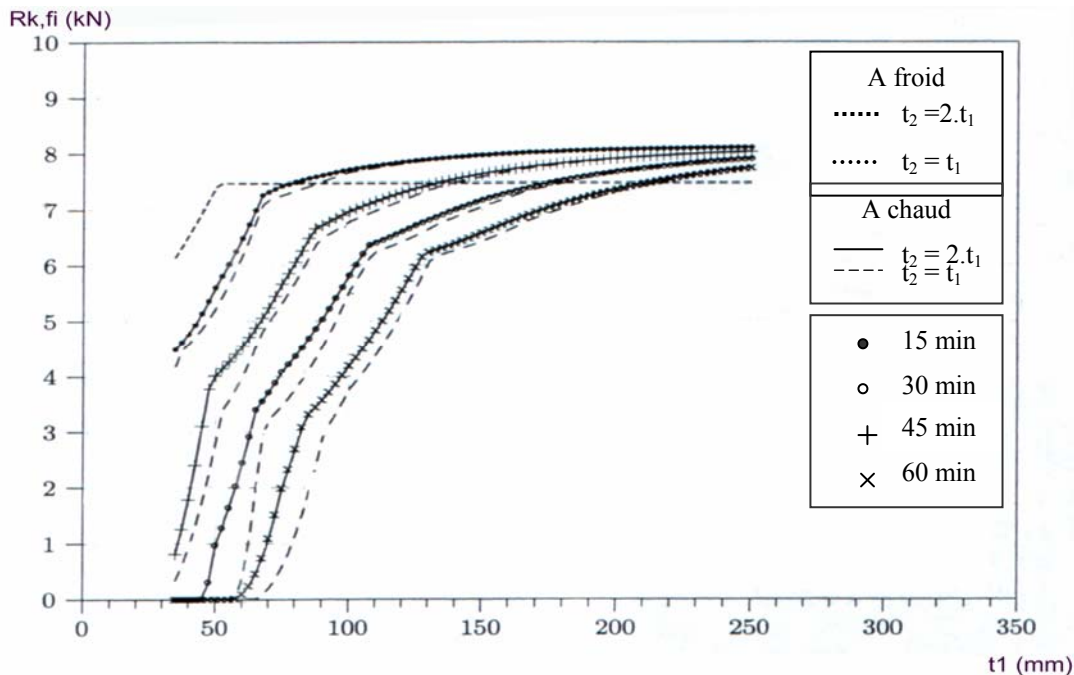


Figure A.37 : *Evolution de la résistance en fonction de l'épaisseur de bois t_1 et de la durée d'exposition au feu pour un assemblage bois-bois [POV 02]*

L'évolution du rapport de la résistance à chaud sur la résistance à froid en fonction de l'épaisseur de bois mis en jeu dans la pièce latérale montre également les trois phases citées précédemment. Il est, cependant, intéressant de noter que ce rapport peut être égal voire supérieur à 1. Cela signifie donc que les champs de températures au sein du bois et de l'acier permettent de modifier la compatibilité des déformations engendrant de cette manière la possibilité de déformations et de plastification plus importante impliquant une meilleure résistance au feu.

II.4.2. Evolution de la rigidité en fonction de la température

Les assemblages unitaires soumis à un flux de chaleur constant de 6 kW/m^2 montre que l'évolution du glissement en fonction du temps d'exposition au flux de chaleur se décompose en trois phases. La première phase est caractérisée par des déformations importantes liées à la ductilité du bois et à son ramollissement dû à des températures inférieures à 120°C . La deuxième phase correspond à une phase de stabilisation. Au cours de cette phase, le taux de déformation est très faible. Cette stabilisation correspond à l'instant où tout le bois présente des températures supérieures à 100°C . Il est donc en train de sécher. Ce plateau de stabilisation est dû à l'augmentation de la raideur en enfoncement parallèle aux fibres [MOR 03] (figure A.36). La troisième phase est la phase de rupture.

II.5. Comportement des assemblages sous actions thermiques

L'étude du comportement au feu des assemblages de structures amène de nombreuses questions. La première concerne la durée de résistance et les modes de rupture. L'étude de ces deux phénomènes implique ensuite des interrogations quant à l'influence de la configuration des assemblages sur ces derniers ou l'influence de la présence d'organe d'assemblage métallique sur les champs thermiques. Les réponses obtenues sont issues dans la majorité des cas d'une démarche expérimentale.

II.5.1. Durée de résistance au feu

Une campagne expérimentale sur les assemblages décrits dans le tableau A.3 a été réalisée en France [DHI 99].

	Organes	Diamètre des organes (mm)	Nombre d'organes	t ₁ (mm)	t ₂ (mm)	η (%)	t _{fi} (min)	
Bois / Bois	Boulons	20	8	60	100	30	24	
						59	15	
	Boulons et broches					33	35	
						65	7*	
	Boulons et broches protégés					31	41	
						62	22	
	Boulons et broches	20	16			21	38	
						42	23	
	Boulons	12	8	50	80	24	22	
						57	13	
	Boulons et broches					28	32	
						56	13	
	Boulons et broches protégés					27	27**	
						54	9	
	Organes	Diamètre des organes (mm)	Nombre	t ₁ (mm)	e _p (mm)	η (%)	t _{fi} (min)	
Bois / métal	Boulons	20	16	60	6	19	22	
						39	15	
			32		8	19	23	
						38	16	
		12	8	50	6	29	17	
						58	10	
			16		6	25	18	
						49	11	
			32		8	24	28	
						48	13	
						30	45	

* : Rupture due à la présence d'un nœud et à des défauts de collage

** : Rupture de l'assemblage due à une protection des faces internes insuffisante

Tableau A.3 : **Durées de résistance au feu pour assemblages brochés et boulonnés**

Le taux de chargement η correspond au ratio force appliquée à chaud sur la résistance à froid des assemblages. Cette dernière est obtenue à l'aide des formules de l'Eurocode 5 partie 1.1 prenant en compte la résistance des organes et la portance du bois déterminées expérimentalement.

De ces résultats, il apparaît que, pour les assemblages bois-métal et bois-bois, la durée de stabilité au feu est supérieure à 15 minutes pour un taux de chargement de 30% par rapport à la résistance limite définie à froid et 10 minutes pour un taux de chargement à 60%. La demi-heure est même atteinte pour les assemblages brochés pour un chargement à 30%.

Cependant, des essais sous action thermique conventionnelle ISO R834 montrent que les assemblages bois-métal à multiples plans de cisaillement (sections de bois comprises entre 200x200 mm² et 280x280 mm², diamètre des organes de 6,3 mm) ont une durée de résistance au feu d'environ 30 minutes pour un taux de chargement correspondant à 30 % de leur résistance ultime à froid [FRAN 04]. L'augmentation de la distance des talons de 40 mm entraîne une augmentation de la durée de résistance au feu de 220% pour le même taux de chargement. Cette augmentation correspond à une amélioration d'environ une minute pour un millimètre d'augmentation de bois couvrant l'assemblage. La protection de l'assemblage permet d'augmenter la durée de résistance au feu d'environ 180% ce qui, pour le bois de 27 mm d'épaisseur, correspond à une minute pour un millimètre de protection.

Les essais de Frangi montrent également que le passage du taux de chargement de 15 % à 7,5 % entraîne une augmentation de la durée de résistance au feu de 3 et 8 minutes. Il semble donc que pour les configurations étudiées et pour les taux de chargement appliqués la diminution du taux de chargement n'est pas significative sur la durée de résistance au feu.

II.5.2. Modes de rupture pour les assemblages soumis au feu

Des assemblages brochés unitaires chargés à 17, 20 ou 28 % de leur résistance caractéristique obtenue expérimentalement ont fait l'objet d'essais au feu [MOR 03]. Un flux de chaleur constant de 6 kW/m² est imposé sur les deux faces latérales de l'assemblage jusqu'à la rupture. Quel que soit le niveau de chargement appliqué, la rupture observée est due au cisaillement du bois.

Des essais sur des assemblages bois-métal à multiple plans de cisaillement ont mis en évidence différents modes de rupture [FRAN 04]. Pour les chargements de 7,5 et 15 % de la résistance à la rupture à froid et des sections de 200x200 mm², le principal mode de rupture correspond à une rupture en cisaillement du bois. Pour les assemblages ayant une section de bois plus massive, la rupture observée est une rupture de bloc de la section nette.

Des essais sur des sections de bois plus petites et des diamètres d'organes plus importants (supérieurs à 6 mm) ont mis en évidence la présence d'une rupture en cisaillement le long des files d'organe [DHI 99] (figure A.38).



Figure A.38 : ***Rupture par cisaillement le long des files d'organes***

II.5.3. Influence de la configuration de l'assemblage sur la durée de résistance au feu

Pour des taux de chargement compris entre 7,5 et 30 % de la résistance ultime, une augmentation ou une diminution du nombre d'organes ou le passage d'un diamètre de 6,3 à 12 mm n'améliore pas significativement la durée de résistance au feu [FRAN 04].

Par contre, les assemblages bois-bois avec des broches et des boulons de 20 mm de diamètre ont une meilleure tenue au feu que ceux avec des organes de 12 mm de diamètre [DHI 99]. Ce phénomène s'explique par le fait que les épaisseurs de bois mises en jeu diminuent avec la réduction du diamètre. Par conséquent, la section résiduelle est moins importante, ce qui réduit la capacité résistante de l'assemblage et provoque la rupture du bois.

La protection des organes d'assemblages permet d'améliorer la durée de résistance au feu d'environ 14%. Elle joue donc correctement son rôle.

En résumé, pour une même épaisseur de bois, le changement de configuration des assemblages (nombre d'organes, diamètre) n'influe pas sur la durée de stabilité au feu. Par contre, l'augmentation de l'épaisseur de bois entraîne une augmentation significative de cette dernière. La durée de stabilité au feu est donc fortement influencée par la section de bois au sein de l'assemblage.

Toutefois, les assemblages constitués avec des boulons ont une durée de résistance au feu inférieure aux assemblages brochés [ERC 05]. Cette constatation peut s'expliquer par une augmentation des transferts thermiques due à la présence des têtes de boulons.

II.5.4. Influence des organes d'assemblage sur la combustion du bois [DHI 99] [FOR 01] [KON 01] [LOG 98]

Un des problèmes qui apparaît au niveau des assemblages bois avec les organes en acier est que la forte conductivité de l'acier peut engendrer une carbonisation du bois à l'intérieur de l'assemblage.

Une étude sur les boulons montre que plus le diamètre est grand, plus la carbonisation périphérique est importante. Cependant, cette constatation dépend de la durée d'exposition au feu. Il en ressort aussi que si un effort tendant à garder le contact entre le boulon et le bois est exercé, la formation du « manchon » est accélérée. Les températures calculées à partir d'une équation de transferts de chaleur sont comparées à celles mesurées au sein du bois dans un assemblage [ERC 05]. Il apparaît que les organes d'assemblage semblent augmenter les transferts de chaleur au sein du bois.

Des essais réalisés par le Centre Technique du Bois ont apporté des renseignements sur la combustion du bois dans le voisinage des éléments métalliques. Ces études ont concerné des assemblages par boulons de 12 mm de diamètre soumis à une action thermique conventionnelle (ISO R834). Les assemblages étaient montés sur des panneaux de sapin. Lorsque les boulons étaient munis de plaques métalliques de 2 à 8 mm d'épaisseur, la vitesse de pénétration du feu n'était pas aggravée, mais au contraire elle était plus faible que dans le bois contigu (tableau A.4). Il y avait alors formation d'un manchon autour du boulon (figure A.39). Lorsque les boulons n'étaient plus équipés de plaques, mais de rondelles standard, la carbonisation périphérique était négligeable pour une exposition au feu de moins de 30 minutes. C'est au bout de 60 minutes que l'on observait un manchon.

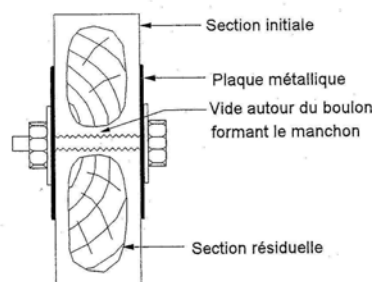


Figure A.39 : **Formation d'un manchon autour du boulon [LOG 98]**

Epaisseur du support de bois (mm)	Epaisseur de la plaque métallique (mm)	Vitesse de combustion (mm/min)		
		Sous la plaque	Dans le voisinage du boulon (le manchon)	Dans le bois
36	2	0.66	0.73	0.73
	4	0.66		
	8	0.4		
50	2	0.57	0.77	0.7
	4	0.53		
	8	0.53		
100	2	0.63	0.73	0.62
	4	0.6		
	8	0.58		

Tableau A.4 : **Vitesses de combustion obtenues pour une exposition d'environ 15 minutes**

Il apparaît alors que :

- la vitesse de pénétration du front de carbonisation sous la plaque diminue lorsque l'épaisseur de cette dernière augmente ;
- la vitesse de combustion dans le bois est inférieure à celle enregistrée dans le voisinage du boulon (8mm) (pour les épaisseurs du support bois de 50 et 100 mm).

Des études similaires menées sur des échantillons de bois lamellé-collé sur lesquels des plaques métalliques d'épaisseur respectives 6 et 10 mm étaient fixées à l'aide de boulons mettent en évidence deux phénomènes :

- la présence d'une plaque métallique du côté exposé au feu fait apparaître des températures dans le bois plus faibles qu'en l'absence de celle-ci ;
- la présence de boulon traversant les pièces en bois semble accélérer la détérioration du bois.

L'influence de la présence de plaques métalliques dans le bois sur la carbonisation du bois a été étudiée [FOR 01]. Les différents paramètres étaient l'épaisseur de la plaque, la longueur d'ancrage t_e de la plaque, la profondeur d'ancrage t_v et le temps d'exposition au feu qui varie de 30 à 90 min. t_e et t_v sont définis sur la figure A.40. L'influence de chacun de ces paramètres a été étudiée séparément au cours des essais.

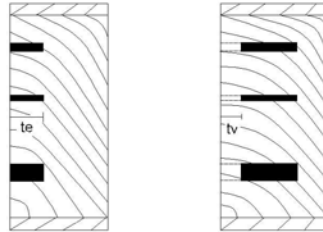


Figure A.40 : **Définitions de t_e et t_v**

Les conclusions de ces études sont :

- la carbonisation est plus importante quand la plaque est épaisse ;
- l'influence de la longueur d'ancrage dépend en fait de la durée d'exposition au feu. Après 30 minutes, la carbonisation diminue lorsque la longueur d'ancrage augmente. Ceci est dû au fait qu'un élément métallique long peut absorber plus de chaleur qu'un petit. Par contre, au bout de 90 minutes, une longue plaque ne peut absorber davantage d'énergie et dissiper la température du bois avoisinant. La carbonisation est donc supérieure dans ce cas pour une plaque longue ;
- l'influence de la profondeur d'ancrage dépend également du temps d'exposition au feu. En effet, après 30 minutes, si la plaque démarre immédiatement à la surface du bois, l'acier « rafraîchit » en quelque sorte le bois et la carbonisation est moins importante que pour du bois qui n'est pas en contact avec l'acier. Par conséquent, pour des profondeurs d'ancrage plus grandes, la carbonisation augmente. Pour une durée d'exposition au feu plus longue, c'est-à-dire dans ce cas 90 minutes, l'effet de la profondeur d'ancrage diminue et la tendance s'inverse. Les plaques métalliques proches de la surface du bois engendrent donc une importante couche carbonisée après 90 minutes d'exposition au feu.

En résumé, le front de carbonisation et la vitesse de combustion dépendent principalement de la durée d'exposition au feu. Tous les autres paramètres étudiés ont une influence moins marquée sur la résistance au feu. Par exemple, une plaque métallique épaisse, qui commence immédiatement à la surface entraîne une faible carbonisation au bout de 30 minutes mais engendre de plus gros dommages sur le bois au bout de 90 minutes qu'une plaque moins épaisse.

II.5.5. Champs thermiques dans les assemblages [DHI 99] [FOR 01] [KON 01] [LOG 98]

Un autre point que les scientifiques cherchent à éclaircir est l'évolution de la température dans le bois et les éléments métalliques des assemblages.

Les essais décrits précédemment [FOR 01] ont permis de déterminer l'évolution de la température dans les plaques métalliques et les organes d'assemblage notamment les boulons.

En ce qui concerne les essais sur les plaques métalliques, les paramètres sont l'épaisseur de la plaque, la longueur d'ancrage t_e de la plaque, la profondeur d'ancrage t_v (figure A.40) et le temps d'exposition au feu qui varie de 30 à 90 min. Pour tous les essais avec des plaques métalliques, la température dans les éléments métalliques est plus grande que celle du bois avoisinant. D'après la figure A.41, l'acier semble avoir un gradient thermique linéaire sur toute sa longueur.

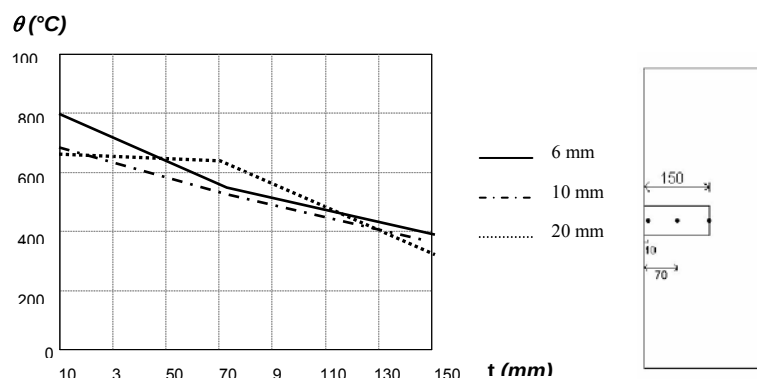


Figure A.41 : **Évolution de la température des plaques métalliques en fonction de l'épaisseur de la plaque : $t = 90\text{min}$, $t_e = 150\text{ mm}$, $t_v = 0\text{ mm}$**

Pour étudier l'évolution de la température dans les organes, les différents assemblages étudiés sont constitués de boulons de différents types dont les caractéristiques sont :

- le diamètre : 12, 16, 20, 24 mm ;
- la profondeur d'ancrage t_v : 0, 10, 20, 30 mm ;
- le temps d'exposition au feu : 30, 60, 90 min.

Les températures de l'acier et du bois à 10 mm du boulon diminuent linéairement le long de l'élément métallique. Les boulons, les boulons avec une plaque métallique et les boulons à vis ont environ la même température au niveau de l'acier (figure A.42). Par contre, la température des boulons protégés est nettement inférieure à celle des autres boulons. Pour tous les types de boulons, la température du bois proche de ceux-ci diminue rapidement dans des distances très courtes par rapport à la face exposée au feu (figure A.42). La ligne verticale de la figure A.42(b) indique l'épaisseur de carbonisation à une distance de 10 mm du boulon.

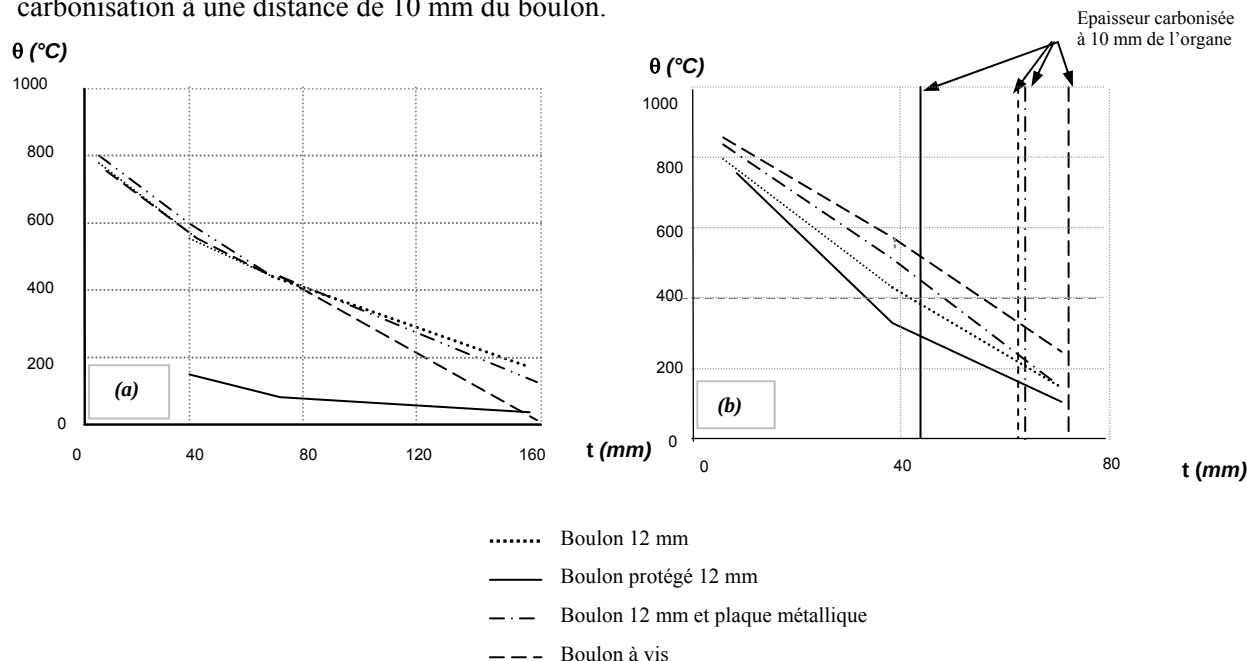


Figure A.42 : **Évolution de la température dans les boulons (a) et le bois (b) pour une exposition de 90 min**

Ces tests montrent que le diamètre des boulons et l'épaisseur de la plaque métallique influencent le développement de la température et la carbonisation du bois. Le temps d'exposition est comme pour la carbonisation un facteur important.

En résumé de ces études, pour un même niveau de chargement, l'analyse des performances des assemblages bois exposés au feu est très complexe car de nombreux paramètres tels que le type d'organes, la géométrie de l'assemblage, le bois et sa vitesse de carbonisation mais surtout le temps d'exposition les influencent.

III. Approches réglementaires

III.1. Approche réglementaire à froid

Comme il a été expliqué dans le paragraphe A.I.5.1, la distribution non linéaire des efforts notamment de cisaillement entre deux organes d'une file engendre la nécessité de définir des espacements minimaux entre les organes. Pour la réglementation européenne, la présence de plus de six organes dans une file d'organes induit une diminution des efforts repris par l'organe le moins chargé et une augmentation des efforts repris par le plus chargé. Ceci implique une reprise des efforts plus importante pour les organes d'extrémité. Augmenter l'espacement des boulons a le même effet sur la distribution des efforts entre les organes que d'augmenter le nombre de boulons. Cependant, cet effet est moins important que lorsque le nombre de boulon par file d'organes est augmenté. Au moment de la rupture, une redistribution des efforts apparaît entre les organes les plus chargés et ceux les moins chargés. De plus, plusieurs modélisations dont celle de Bouchair [BOU 93] mettent en évidence que le talon est soumis à deux états principaux de contraintes : la traction perpendiculaire au milieu du talon et le cisaillement sur deux plans symétriques par rapport à l'axe de la pièce. Ces contraintes augmentent avec la réduction du talon. Ces phénomènes ont alors conduit à la détermination des distances minimales aux rives et abouts. L'Eurocode 5 [EU51 04] propose les dispositions minimales suivantes (figure A.43).

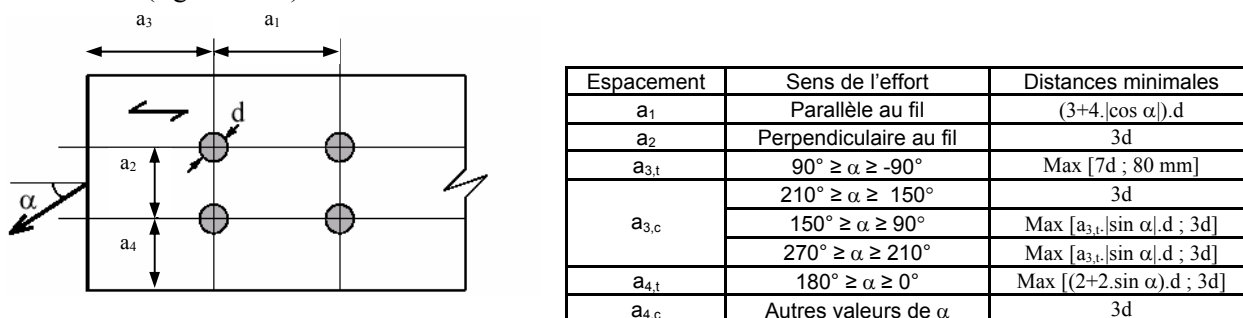


Figure A.43 : **Définition des espacements entre les organes selon l'Eurocode 5**

Le dimensionnement des assemblages de type tige est basé sur la théorie de l'analyse limite adaptée entre autre par Johansen.

Les équations relatives aux différents modes possibles pour les assemblages bois-bois, bois-métal en double cisaillement ont été mises en place. Ces équations sont répertoriées dans l'Eurocode 5 partie 1.1 [EU51 04]. Les résistances caractéristiques par organe et par plan de cisaillement pour les assemblages bois-métal et bois-bois sont calculées à partir de l'équation A.47 pour les premiers et A.48 pour le second type d'assemblage.

$$F_{v,Rk} = \min \left\{ \begin{array}{l} f_{h,1,k} \cdot t_1 \cdot d \\ f_{h,1,k} \cdot t_1 \cdot d \left[\sqrt{2 + \frac{4 \cdot M_{y,Rk}}{f_{h,1,k} \cdot d \cdot t_1^2}} - 1 \right] + \frac{F_{ax,Rk}}{4} \\ 2,3 \cdot \sqrt{M_{y,Rk} \cdot f_{h,1,k} \cdot d} + \frac{F_{ax,Rk}}{4} \end{array} \right. \quad (A.47)$$

$$F_{v,Rk} = \min \left\{ \begin{array}{l} f_{h,1,k} \cdot t_1 \cdot d \\ 0,5 \cdot f_{h,2,k} \cdot t_2 \cdot d \\ 1,05 \cdot \frac{f_{h,1,k} \cdot t_1 \cdot d}{2 + \beta} \cdot \left[\sqrt{2 \cdot \beta \cdot (1 + \beta) + \frac{4 \cdot \beta \cdot (2 + \beta) \cdot M_{y,Rk}}{f_{h,1,k} \cdot d \cdot t_1^2}} - \beta \right] + \frac{F_{ax,Rk}}{4} \\ 1,15 \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \beta}{1 + \beta}} \cdot \sqrt{2 \cdot M_{y,Rk} \cdot f_{h,1,k} \cdot d} + \frac{F_{ax,Rk}}{4} \end{array} \right. \quad \text{avec } \beta = \frac{f_{h,1}}{f_{h,2}} \quad (A.48)$$

Pour des assemblages avec n organes d'assemblage, la capacité résistante peut être considérablement inférieure à n fois la capacité résistante d'un assemblage unitaire. Ce phénomène est pris en compte dans l'Eurocode 5 partie 1.1 avec l'introduction d'un nombre effectif. Ainsi la capacité résistante par plan de cisaillement d'un assemblage avec n organes est déterminée à partir de l'équation A.49.

$$F_{v,eff,Rk} = n_{eff} \cdot F_{v,Rk} \quad \text{avec} \quad n_{eff} = \min \left\{ n, 0,9 \sqrt[4]{\frac{n}{13d}} \right\} \quad (A.49)$$

III.2. Approche réglementaire sous action thermique

III.2.1. Définition du critère de la résistance au feu

Afin d'uniformiser l'évaluation du comportement au feu des matériaux utilisés dans les bâtiments, une classification en matière de réaction au feu et de résistance au feu a été établie. Dans le cadre de cette étude, seule la résistance au feu est étudiée. Cet aspect concerne les fonctions porteuses et séparatrices des éléments de construction. La résistance au feu de ces éléments est exprimée par le temps pendant lequel ils peuvent jouer le rôle qui leur est dévolu malgré l'action d'un incendie.

En résistance au feu, trois classements différents peuvent être requis :

- le critère de résistance mécanique « R » qui permet d'estimer la capacité d'une structure ou d'une partie de la structure à résister aux actions spécifiées pendant le temps prévu d'exposition au feu ;
- le critère d'intégrité « E » qui permet d'estimer la capacité d'un écran à empêcher le passage des gaz chauds ou des flammes ;
- le critère d'isolation thermique « I » qui permet d'estimer la capacité d'un écran à prévenir une transmission excessive de chaleur par diffusion thermique. L'accroissement acceptable de la moyenne des températures de la surface non exposée est limité à 140 °C, et l'accroissement maximal de température en un point quelconque est limité à 180 °C.

Quand une résistance mécanique est exigée, les structures doivent être calculées et construites de telle manière qu'elles maintiennent leur fonction de capacité résistante pendant l'exposition au feu correspondante (critère « R »). Quand un cloisonnement au feu est exigé, les éléments correspondant doivent être calculés et disposés de telle manière qu'ils maintiennent leur fonction de séparation pendant l'exposition au feu c'est-à-dire

- qu'aucune faille due aux fentes, trous ou autres ouvertures, ne soit suffisamment importante pour permettre la propagation du feu par les gaz chauds ou la flamme (critère « E ») ;
- qu'aucune faille dans l'isolation occasionnée par des températures sur la face non-exposée excède les limites acceptables (critère « I »).

Les éléments doivent satisfaire le critère « R », « E », « I » de la manière suivante :

- fonction d'intégrité (pare flammes) : E ;
- fonction d'intégrité et d'isolation (pare flammes et coupe-feu) : E et I ;
- fonction de résistance seulement : R ;
- fonction coupe-feu et de résistance : R,E,I.

Par la suite, le comportement des assemblages en bois est étudié selon l'approche de résistance au feu.

III.2.2. Actions thermiques conventionnelles

Afin de pouvoir évaluer et comparer la résistance au feu de différents éléments de construction tels que poteaux, poutres... La notion de feu normalisé a été créée. Les trois principaux feux normalisés sont explicités par la suite.

L'évolution de la température en fonction du temps d'un feu normalisé est donnée par l'équation suivante :

$$\theta - \theta_0 = 345 \cdot \log(8 \cdot t + 1) \quad (\text{A.50})$$

C'est cette courbe qui est utilisée pour le pilotage des fours dans le cadre des essais conventionnels.

La courbe normalisée de la température en fonction du temps pour un feu d'extérieur est donnée par l'équation suivante :

$$\theta - \theta_0 = 660 \cdot (1 - 0,687 \cdot e^{-0,32t} - 0,313 \cdot e^{-3,8t}) \quad (\text{A.51})$$

De la même façon, des essais relatifs à des éléments de construction pouvant être en contact avec des hydrocarbures sont réalisés. La courbe normalisée pour un feu d'hydrocarbure est donnée par l'équation suivante :

$$\theta - \theta_0 = 1080 \cdot (1 - 0,325 \cdot e^{-0,167t} - 0,675 \cdot e^{-2,5t}) \quad (\text{A.52})$$

Ces trois évolutions, adoptées internationalement, sont représentées sur la figure A.44.

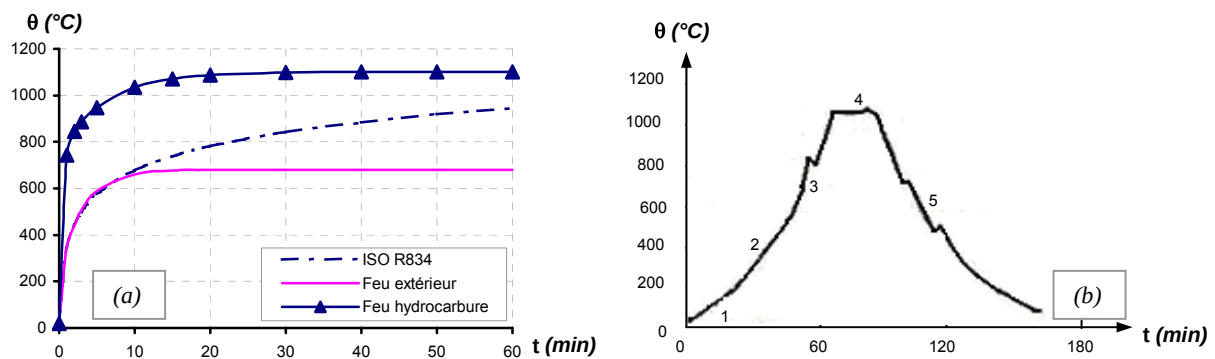


Figure A.44 : **Courbes de feu : (a) conventionnels, (b) naturel**

Ces évolutions supposent des conditions de combustions idéales et, surtout, une alimentation continue en combustible (charge d'incendie constamment renouvelée). Elles sont donc purement conventionnelles ; elles permettent seulement de comparer le comportement d'éléments de construction dans des conditions identiques d'échauffement.

D'après ces courbes, la température n'est fonction que du temps écoulé. Elle s'élève rapidement au début de l'incendie et ne cesse d'augmenter ou plafonne à 660 et 1100°C respectivement pour le feu extérieur et le feu d'hydrocarbure, ce qui est contradictoire à ce qui se passe dans un incendie naturel. En réalité, une multitude de paramètres interviennent dans le déroulement de l'incendie. C'est ce qui particularise les feux naturels.

Un « feu naturel » est un feu dû à un foyer initialement localisé qui sollicite à son début une partie limitée d'un local. L'échauffement de l'air est loin d'être uniforme, et il s'ensuit des variations de la température dans le local avant la généralisation du feu. L'évolution d'un feu naturel dépend fortement des conditions dans lesquelles il a lieu (géométrie du compartiment, des ouvertures, de la nature et de l'épaisseur des parois).

L'évolution d'un feu naturel peut se résumer à cinq phases comme le montre la figure A.44 :

- l'allumage est la première étape qui correspond à l'activité du premier foyer ;
- la seconde phase est la croissance pendant laquelle les flammes commencent à se propager mais le feu reste localisé. La température des gaz chauds ne dépasse pas lors de cette phase 500 °C ;
- la troisième phase est l'embrasement généralisé (*flashover*). Les conditions de l'incendie évoluent rapidement et les matériaux non encore enflammés se décomposent par pyrolyse, s'enflamment, et l'incendie se généralise à toute la pièce. A ce stade, la température des gaz chauds dépasse 500 °C ;
- la quatrième phase appelée feu ou incendie généralisé est le développement du feu. C'est l'étape pendant laquelle tous les combustibles exposés sont en pyrolyse active. L'énergie dégagée par le feu est alors maximale, et on atteint les températures les plus hautes ;
- la dernière phase est l'extinction du feu. A ce moment une bonne partie du combustible a été consommée. Le feu diminue d'intensité et dégage de moins en moins de chaleur jusqu'à son extinction.

Les phases 3 et 4 n'ont pas toujours lieu. Il arrive que le feu se limite à l'activité du premier foyer.

III.2.3. Propriétés des matériaux en fonction de la température

III.2.3.1. Matériau bois

Les évolutions des propriétés thermophysiques du bois en fonction de la température données par l'Eurocode 5 partie 1.2 sont données sur la figure A.45.

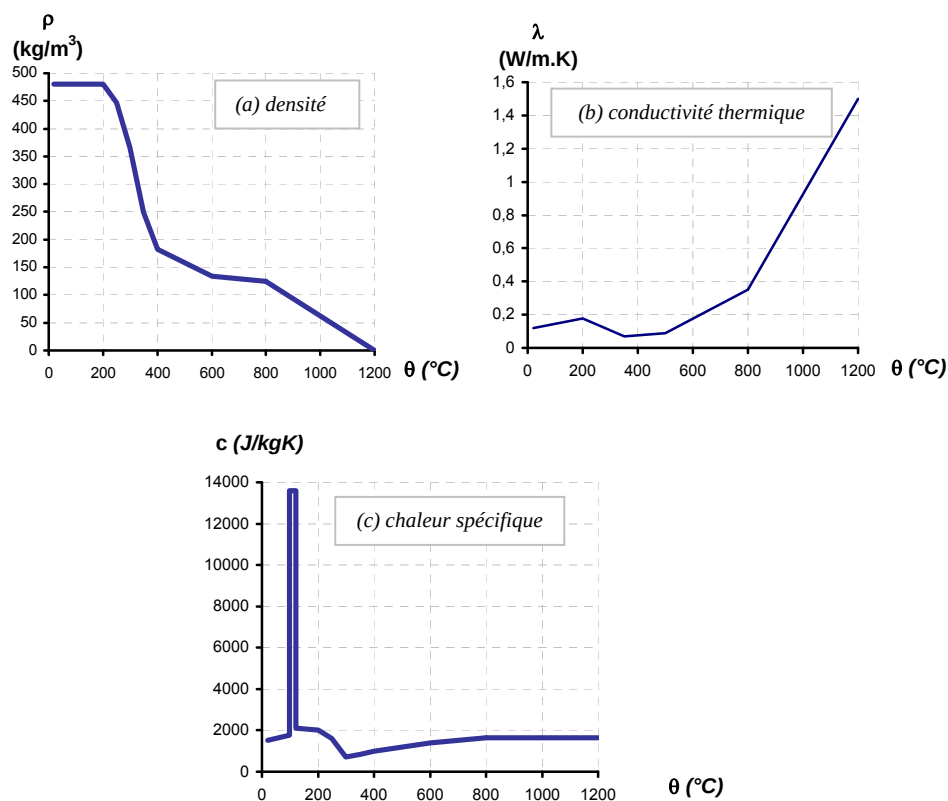


Figure A.45 : *Evolution des propriétés thermophysiques du bois [EU52 02]*

Dans la réglementation européenne, la densité du bois diminue avec la température jusqu'à 1200 °C. Au delà de cette température le bois est considéré sans masse.

Pour une humidité relative du bois de 12 %, l'Eurocode 5 partie 1.2 estime que la conductivité du bois croît avec la température jusqu'à 200 °C environ (figure A.45). Cette température correspond en fait à la température vers laquelle les constituants du bois commencent à se dégrader. De 200 à 350 °C, la conductivité décroît. Cette baisse s'explique par la combustion de gaz et la formation du bois pyrolysé. Vers 350 °C, le charbon de bois est formé. C'est un nouveau matériau qui est en contact avec le feu et sa conductivité croît avec la température.

Le pic observé dans l'évolution de la chaleur spécifique donnée par l'Eurocode 5 traduit l'évaporation de l'eau contenue dans le bois. Il se produit entre 99°C et 105 °C.

Les variations du module d'élasticité longitudinal donnée dans l'Eurocode 5 partie 1.2 pour des sollicitations en traction et en compression ainsi que de ses résistances sont données sur la figure A.46. Que ce soit en traction ou en compression, la diminution du module d'élasticité longitudinale est linéaire jusqu'à une température d'environ 100 °C. Puis, il continue de diminuer linéairement mais de façon moins rapide. Par contre, le module d'élasticité en traction a une variation avec la température qui est moins rapide que le module d'élasticité en compression lorsque la température est inférieure à 100°C mais la tendance s'inverse au-delà de cette température. A 300°C que ce soit en compression ou en traction, les modules d'élasticité sont nuls.

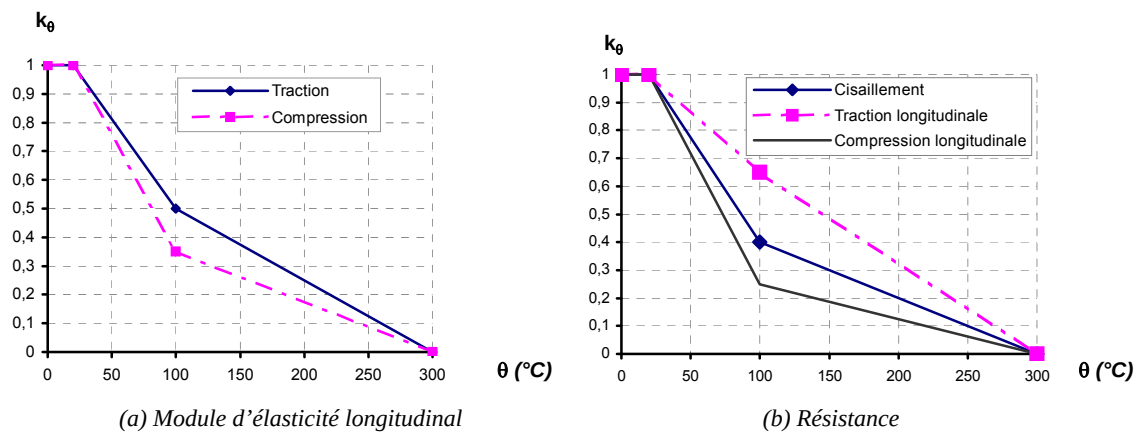


Figure A.46 : **Evolution des propriétés physico-mécaniques du bois [EU52 02]**

Enfin, l'Eurocode 5 admet que lorsque le bois est soumis à une élévation de température, sa résistance (en compression, traction, et cisaillement) à 20°C est diminuée par un coefficient k_θ (qui vaut $\frac{\sigma_\theta}{\sigma_{20^\circ\text{C}}}$)

dont l'évolution en fonction de la température est représentée sur la figure A.46. La résistance en compression longitudinale est, selon l'Eurocode 5 partie 1.2, la propriété mécanique qui est la plus affectée par l'augmentation de la température.

III.2.3.2. Matériau acier

Tout d'abord, il faut savoir que la masse volumique de l'acier est supposée constante malgré l'élévation des températures. Elle est prise égale à 7850 kg/m^3 .

La chaleur spécifique c de l'acier est pratiquement constante excepté un pic à une température d'environ 735°C (figure A.47).

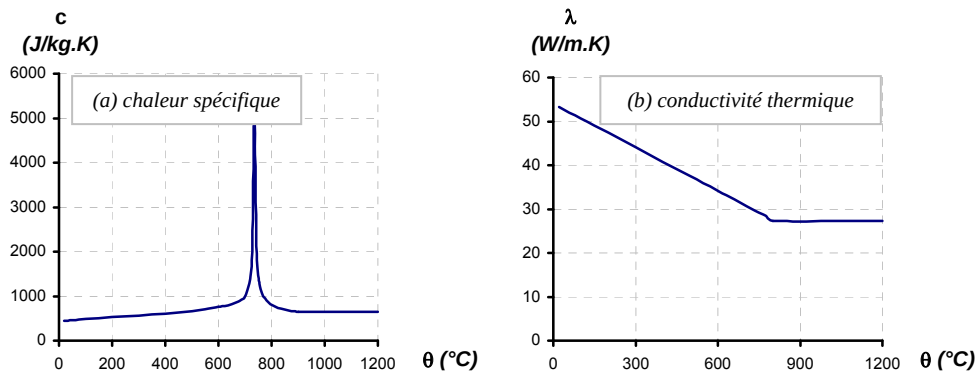


Figure A.47 : *Évolution des propriétés thermophysiques de l'acier avec la température [EUR3 01]*

Ce pic de chaleur spécifique est expliqué par des modifications structurelles de l'acier. Il coïncide avec la transformation d'une structure ferrito-perlit en une structure austénitique. Dans les modèles de calculs simplifiés, la chaleur spécifique de l'acier peut être considérée comme indépendante de la température: $c_a = 600 \text{ J/kg.K}$.

La variation de la conductivité thermique λ de l'acier est illustrée sur la figure A.49. Elle diminue linéairement jusqu'à une température de 800°C (température à laquelle l'acier subit des modifications atomiques) avant de se stabiliser à une valeur de $27,3 \text{ W/m.K}$ pour des températures supérieures. Une valeur indépendante de la température égale à 45 W/m.K peut être utilisée dans les modèles simplifiés.

Une caractéristique très importante de l'acier lors d'un incendie est sa dilatation thermique $\Delta l/l$. Sa variation en fonction de la température est donnée par la figure A.48.

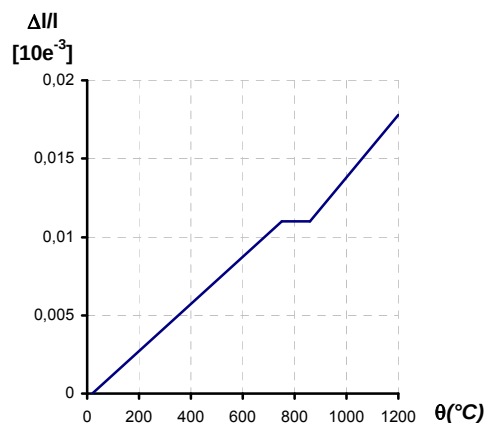


Figure A.48 : *Évolution de la dilatation thermique de l'acier en fonction de la température [EUR3 01]*

La courbe comme on peut le voir sur la figure A.48 a un palier entre 750 et 850°C . Ce palier correspond à la zone de transformation structurelle de l'acier décrite précédemment.

Sous actions thermiques, les caractéristiques physico-mécaniques de l'acier chutent rapidement provoquant ainsi la ruine ou l'effondrement de la structure de l'ouvrage.

Les propriétés physico-mécaniques de tous les types d'acier évoluent en fonction de la température. Leur évolution est influencée par la composition et le procédé de fabrication de l'acier. Selon l'EC3-1-2 [EUR3 01], pour un acier de construction, la relation contrainte-déformation, aux températures élevées est la suivante (figure A.49) :

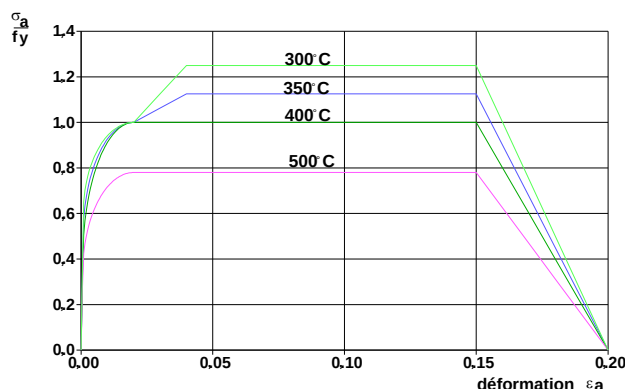


Figure A.49 : **Diagramme contraintes relatives - déformations en fonction de la température [EUR3 01]**

Ces évolutions des propriétés en fonction de l'augmentation de température sont décrites par des coefficients de réduction. Pour des aciers de construction de nuance S235, S275, S355 et S460, ils suivent les courbes représentées sur la figure A.50.

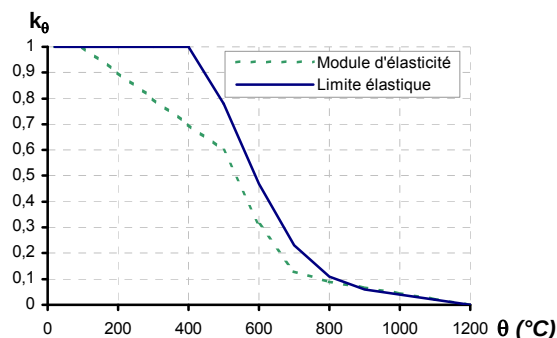


Figure A.50 : **Coefficients de réduction des propriétés mécaniques de l'acier [EUR3 01]**

A 500°C, le module d'élasticité de l'acier est réduit de 40 % par rapport à celui obtenu à température normale c'est-à-dire à 20°C.

III.2.4. Dimensionnement des assemblages soumis au feu [EU52 02] [RAC 96]

Les comportements au feu du bois et de l'acier sont ainsi bien connus. Mais la présence de ces matériaux dans les assemblages ainsi que la multitude de connecteurs possibles entraînent une mauvaise connaissance du comportement au feu des assemblages. Cependant, les Eurocodes 5 partie 1-1 [EU51 02] et partie 1-2 [EU52 02] apportent des éléments de réponse pour le dimensionnement des assemblages.

L'Eurocode 5 partie 1.2 indique que la résistance mécanique caractéristique par plan de cisaillement et par organe d'un assemblage soumis à un feu normalisé ISO R834 vaut :

$$F_{v,Rk,\theta} = \eta_{\text{conn}} \cdot F_{v,Rk} \quad \text{où} \quad \eta_{\text{conn}} = e^{-k t_{fi,d}} \quad (\text{A.53})$$

k est un paramètre dépendant du type d'assemblages considérés (voir tableau A.5).

Assemblages avec	k	t _{fi,d} (min)
Clous et vis	0,080	20
Boulon bois sur bois avec d ≥ 12 mm	0,065	30
Boulon acier sur bois avec d ≥ 12 mm	0,085	30
Broche bois sur bois* avec d ≥ 12 mm	0,040	40
Broche acier sur bois* avec d ≥ 12 mm	0,085	30
Connecteurs	0,065	30

* Pour les broches dépassant de plus de 5 mm, les valeurs de k doivent être égales à celles du boulon

Tableau A.5 : **Valeurs du paramètre k**

La durée de résistance au feu calculée pour un assemblage non protégé notée t_{fi,d} est déterminée par la formule suivante :

$$t_{fi,d} = -\frac{1}{k} \cdot \ln \frac{\eta_{fi} \cdot \gamma_{M,fi}}{\gamma_M \cdot k_{fi}} \quad (A.54)$$

avec η_{fi} : le facteur de réduction pour la valeur de calcul de la charge en situation de feu ;

γ_M : le coefficient partiel de sécurité en fonction de la classe de l'ouvrage ;

k_{fi} : coefficient pris égal à 1,15 pour les organes en cisaillement avec des éléments en bois ou en panneaux de bois ;

$\gamma_{M,fi}$: le coefficient de sécurité du bois au feu pris égal à 1.

Même si la capacité résistante des organes d'assemblage fabriqués en acier non protégé est considérablement affectée par la chaleur, l'Eurocode 5 partie 1-2 considère qu'un assemblage correctement dimensionné selon l'Eurocode 5 partie 1.1 doit assurer une durée de stabilité au feu de 15 minutes sans aucun changement de l'assemblage. Toutefois, ceci reste à vérifier par des essais.

Afin de garantir une stabilité au feu supérieure ou égale à 15 minutes (sans toutefois dépasser 30 minutes), les distances minimales aux rives et aux bords, en plus des exigences d'espacement et de distances aux extrémités doivent être augmentées de a_{fi} (figure A.51). a_{fi} correspond en fait à l'épaisseur qui sera carbonisée après l'exposition au feu et vaut :

$$a_{fi} = \beta_n \cdot k_{flux} \cdot (t_{req} - t_{fi,d}) \quad (A.55)$$

avec β_n : la vitesse de combustion ;

k_{flux} : le coefficient qui prend en compte l'augmentation du flux de chaleur au travers de l'organe d'assemblage (égal à 1,5 dans la majorité des cas) ;

t_{req} : le temps exigé en résistance au feu standard ;

$t_{fi,d}$: le temps de résistance au feu d'un assemblage non protégé.

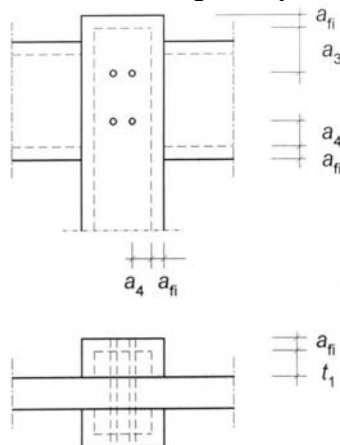


Figure A.51 : **Définition des distances de protection [EU52 01]**

PARTIE B : MODELISATION DU COMPORTEMENT THERMOMECHANIQUE DES ASSEMBLAGES
--

I. Modélisations d'assemblages à froid

L'examen des assemblages brochés ou boulonnés réalisé dans la partie A.1 montre que le comportement des liaisons bois peut être approché si les déformations subies par les différentes pièces sont prises en compte. Pour cela, il est apparu que les deux caractéristiques principales étaient la portance du bois et la flexion des organes. La modélisation du comportement en portance du bois implique dans un premier temps la connaissance du comportement intrinsèque du matériau bois. Dans un second temps, il est nécessaire d'introduire la présence de la tige. Des modèles tels que celui de Chen [CHEN 03] ont alors été créés.

La flexion des organes a fait l'objet de nombreux modèles. L'approche cinématique des assemblages amène à approcher le comportement de l'organe à une poutre sur appuis continus dont la fondation représente les caractéristiques à l'enfoncement du bois.

Cependant, quelques auteurs ([CHE 03], [DIAZ 04], [VAN 04]) ont introduit les trois directions de l'espace afin de pouvoir prendre en considération les interactions de contraintes au sein des assemblages.

Par la suite, la modélisation par la méthode des éléments finis du matériau bois en élasticité et en plasticité est décrite. Ensuite, un état de l'art sur la modélisation des assemblages de structures bois est abordé.

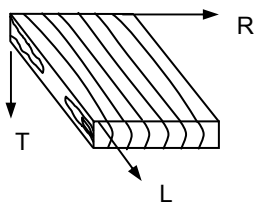
I.1. Modélisation du matériau bois par éléments finis

I.1.1. Comportement élastique

La plupart des auteurs ayant approché le comportement du bois dans les zones d'assemblages par la méthode des éléments finis ont utilisé la théorie classique de la mécanique des milieux continus. En effet, le comportement du bois avec l'hypothèse des petites déformations est assez bien représenté par la loi de Hooke généralisée à un matériau homogène élastique orthotrope [GUI 87]. En général, l'hypothèse d'un matériau homogène est retenue. Seules des approches à l'échelle microscopique du matériau retiennent les effets des défauts tels que les nœuds et les fentes.

Pour un matériau anisotrope, la matrice des complaisances élastiques comporte 81 termes indépendants. Cependant, les hypothèses d'orthotropie et de symétrie de cette matrice réduisent le nombre de termes indépendants à 9. La matrice de complaisance en notation condensée

$\{\varepsilon_{ij}\} = [S_{ij}]\{\sigma_j\}$ s'écrit alors pour les plans du repère (O,L,R,T) comme suit :

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_{LL} \\ \varepsilon_{TT} \\ \varepsilon_{RR} \\ \gamma_{TL} \\ \gamma_{LR} \\ \gamma_{RT} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_L} & -\frac{\nu_{TL}}{E_T} & -\frac{\nu_{RL}}{E_R} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{LT}}{E_L} & \frac{1}{E_T} & -\frac{\nu_{RT}}{E_R} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{LR}}{E_L} & -\frac{\nu_{TR}}{E_T} & \frac{1}{E_R} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{TL}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{LR}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{RT}} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_{LL} \\ \sigma_{TT} \\ \sigma_{RR} \\ \sigma_{TL} \\ \sigma_{LR} \\ \sigma_{RT} \end{Bmatrix} \quad (B.1)$$


La symétrie de la matrice de souplesse est respectée si :

$$\frac{\nu_{ij}}{E_i} = \frac{\nu_{ji}}{E_j} \quad \text{avec } i \text{ et } j = L, R, T. \quad (B.2)$$

De plus, les coefficients de Poisson doivent vérifier la condition de « positivité » de l'énergie de déformation soit :

$$\Phi = \frac{1}{2} \cdot \sigma_{ij} \cdot \varepsilon_{ij} > 0 \quad \text{avec } i \text{ et } j = L, R, T. \quad (B.3)$$

Toutes les grandeurs étant par définition positives, cette condition se traduit par la relation suivante :

$$1 - \nu_{RT} \cdot \nu_{TR} - \nu_{RL} \cdot \nu_{LR} - \nu_{LT} \cdot \nu_{TL} - \nu_{LT} \cdot \nu_{LR} \cdot \nu_{RT} - \nu_{TL} \cdot \nu_{LT} > 0, \quad 1 - \nu_{LR} \cdot \nu_{RL} > 0, \quad 1 - \nu_{TR} \cdot \nu_{RT} > 0, \quad 1 - \nu_{TL} \cdot \nu_{LT} > 0 \quad (B.4)$$

Ce modèle représente le comportement élastique orthotrope de n'importe quelle essence de bois notamment en milieu continu tridimensionnel. Pour cela trois modules d'élasticité, trois modules de cisaillement et six coefficients de Poisson non indépendants sont définis.

I.1.2. Comportement plastique du bois

Sur la base du comportement des assemblages décrits dans la partie A paragraphe I, l'apparition des déformations plastiques induites par des contraintes de compression au sein de l'assemblage implique la prise en compte de critère plastique. L'objectif d'un tel critère est de définir le seuil limite à partir duquel la structure microscopique du matériau subit des dommages irréversibles quelle que soit la combinaison des sollicitations. De par la forte anisotropie du bois, seuls les critères plastiques anisotropes sont présentés par la suite. La plupart de ces critères sont basés sur les critères de plasticité isotropes.

Le premier critère pouvant être envisagé pour décrire le comportement plastique des matériaux anisotropes est le critère de l'énergie maximale de cisaillement de Hill. Ce critère sous la forme suivante est une généralisation du critère isotrope de Von-Mises :

$$F \cdot (\sigma_1 - \sigma_2)^2 + G \cdot (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + H \cdot (\sigma_1 - \sigma_3)^2 + 2 \cdot L \cdot \sigma_1^2 + 2 \cdot M \cdot \sigma_2^2 + 2 \cdot N \cdot \sigma_3^2 \leq 1 \quad (B.5)$$

où F, G, H, L, M et N sont les invariants du critère.

Cependant, les dissymétries des comportements en traction et en compression ne sont pas pris en compte. Parmi les critères prenant en compte ces dissymétries, celui de Tsai-Wu semble le mieux adapté pour décrire le comportement des matériaux anisotropes. L'adaptation de ce critère à des matériaux orthotropes engendre de nombreuses simplifications. En postulant que le changement de signes des contraintes de cisaillement n'affecte pas l'état limite, le critère de Tsai-Wu [CLO 98] nécessite toutefois la détermination de 12 paramètres indépendants pour décrire la surface d'état limite. Il est alors de la forme :

$$F_1 \cdot \sigma_1 + F_2 \cdot \sigma_2 + F_3 \cdot \sigma_3 + F_{11} \cdot \sigma_1^2 + F_{22} \cdot \sigma_2^2 + F_{33} \cdot \sigma_3^2 + 2 \cdot F_{12} \cdot \sigma_1 \cdot \sigma_2 + 2 \cdot F_{23} \cdot \sigma_2 \cdot \sigma_3 + 2 \cdot F_{31} \cdot \sigma_3 \cdot \sigma_1 + F_{44} \cdot \sigma_4^2 + F_5 \cdot \sigma_5^2 + F_6 \cdot \sigma_6^2 = 1 \quad (B.6)$$

où F_{ij} ($i, j = 1..3$) représentent les invariants du modèle.

Les termes linéaires en contraintes tiennent compte de la dissymétrie entre la traction et la compression. Les termes quadratiques définissent un ellipsoïde dans l'espace des contraintes.

L'identification des 12 coefficients de ce critère implique une analyse inverse basée sur des essais [GAU 80]. La complexité de cette identification favorise l'utilisation du critère Hill pour la description de la plasticité du bois.

I.2. Modélisation du comportement d'assemblages bois

La modélisation du comportement des assemblages comporte trois problématiques majeures. La première consiste à décrire les contraintes de portance du bois. Il s'agit alors d'étudier l'évolution des contraintes dans le plan (x,z) (figure B.1). La deuxième concerne l'étude du comportement des organes c'est à dire l'approche cinématique. La modélisation d'une poutre sur appuis continus permet de décrire la flexion des organes dans le plan (x,y). Enfin, la troisième repose sur la modélisation des interactions de contraintes dans l'assemblage. Ceci implique alors la prise en compte des trois directions de l'espace.

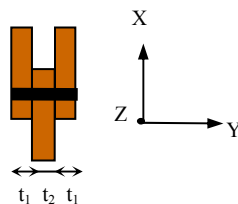


Figure B.1 : Repère pour la modélisation des assemblages

I.2.1. Simulation de l'évolution de la portance

L'étude de l'évolution des contraintes de portance du bois implique une modélisation numérique dans le plan perpendiculaire à l'axe de l'organe d'assemblage. De cette façon, Chen [CHE 03] a réalisé une modélisation bidimensionnelle par éléments finis d'un assemblage broché sollicité en traction ou en compression. Le diamètre de l'organe est 16 mm. L'assemblage peut être supposé bidimensionnel avec une épaisseur uniforme lors d'une analyse en contraintes planes. Ceci implique que les contraintes et les déformations sont homogènes sur l'épaisseur du bois. Par conséquent, il n'est valable que pour de faibles épaisseurs de bois (dans ce cas 45 mm). La contrainte d'enfoncement est considérée uniforme le long de l'épaisseur du bois. Des caractéristiques du bois ayant des modules plus faibles ont été mises en place autour de l'organe. L'objectif est alors de simuler les déplacements dus à l'écrasement des fibres sous l'enfoncement de l'organe.

Afin de s'adapter à la géométrie irrégulière de l'assemblage notamment au voisinage de l'organe, un élément bidimensionnel à 3 nœuds est utilisé comme élément de base du modèle (figure B.2).

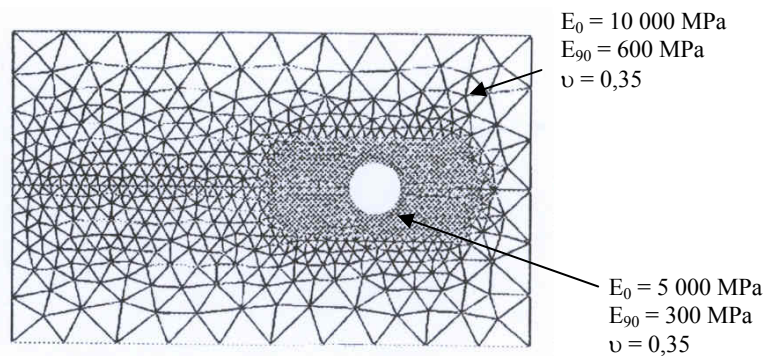


Figure B.2 : **Maillage utilisé lors de la modélisation bidimensionnelle de Chen**

L'interface organes / bois est modélisée par des éléments de type joints décrits sur la figure B.3.

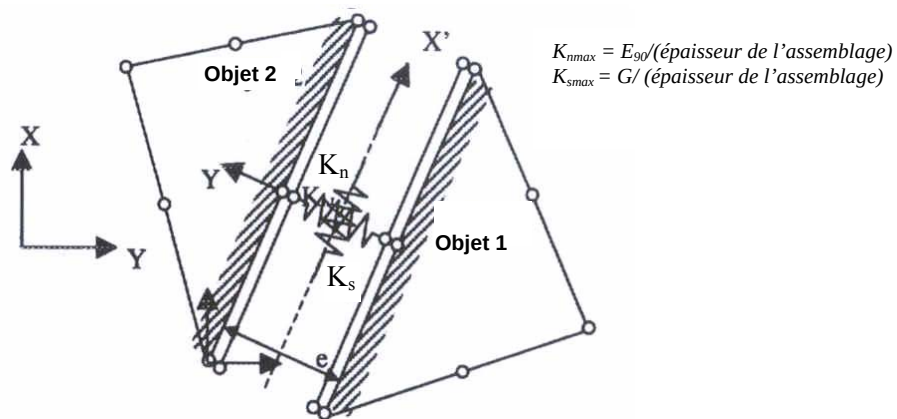


Figure B.3 : **Descriptif de l'élément joint**

L'élément ainsi décrit sur la figure B.3 est un élément à quatre nœuds ayant des propriétés dans les deux directions du plan. K_s est alors la rigidité tangentielle appelée également de cisaillement de l'élément alors que K_n représente la rigidité dans la direction normale. Cette dernière est également appelée rigidité de traction ou de compression.

Les principaux rôles de ces éléments sont de créer un lien entre le bois et la broche et d'apporter une rigidité qui représente l'état du contact (coefficient de frottement et résistance en compression du contact). Ces éléments sont associés au critère de Mohr-Coulomb. Ils ont un comportement élastique linéaire. Les résultats des simulations donnent des résultats similaires aux résultats expérimentaux notamment en matière de force critique (figure B.4).

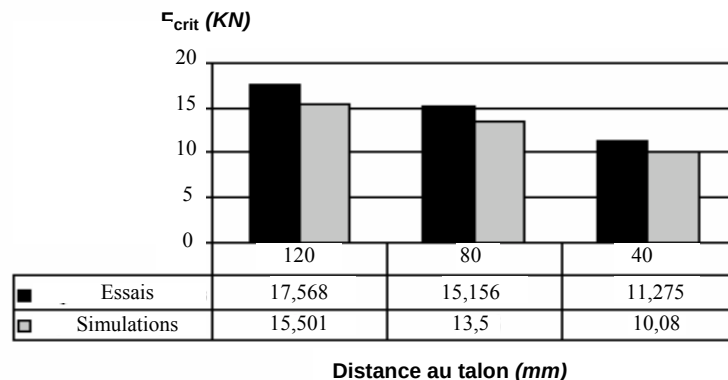


Figure B.4 : **Comparaison des forces critiques simulées et expérimentales**

Bouchair [BOU 93] a pris en compte le contact à l'aide d'élément ressort à comportement non linéaire du même type que ceux utilisés par Chen. Le principal avantage de cet élément est son indépendance vis-à-vis des formes et des contours des surfaces en contact. Son utilisation est simple. Cependant, la principale difficulté demeure le choix du maillage ainsi que le choix de la rigidité adéquate pour une géométrie donnée. Ce type d'approche ne permet pas de coupler l'état de déformation de la tige avec celui des éléments formant l'assemblage. Il ne permet donc pas d'approcher les champs de contraintes au sein de ces éléments. De plus, le découplage entre plans principaux constitue la principale limite dans la capacité de l'approche numérique retenue pour décrire le comportement des assemblages. Pour remédier à ce problème, l'approche pseudo-tridimensionnelle [BOC 97] repose sur l'hypothèse de champs de contraintes et de déformations homogènes loin des organes d'assemblage et sur la mise en place de ressorts élaborés au voisinage des organes. Ceux-ci sont constitués par deux éléments de joints et deux éléments de type BARRE disponibles dans le logiciel CASTEM 2000 (figure B.5).

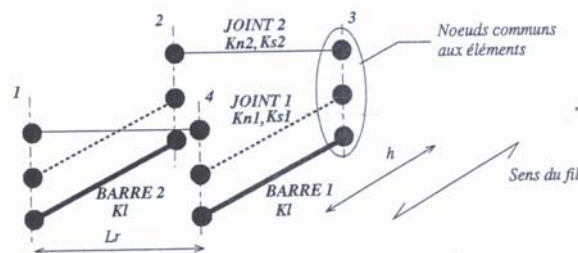


Figure B.5 : **Ressorts élaborés [BOC 97]**

Ces ressorts intègrent la géométrie de l'assemblage, le jeu, le contact et les caractéristiques du bois. Dans cette zone, le bois est supposé pouvoir se plastifier sous la pression locale développée par l'organe. En dehors de cette zone, le bois a un comportement élastique fragile. Loin de l'organe, les contraintes dans l'élément de bois sont considérées comme homogènes sur l'épaisseur de celui-ci. Par conséquent, la modélisation du volume de bois peut être ramenée à la modélisation d'une plaque orthotrope transverse. La modélisation d'une pièce en bois en présence d'un organe de type tige équivaut à la modélisation de la tige par des éléments de poutre, un ensemble de ressorts élaborés autour de l'organe et une plaque isotrope transverse modélisant le comportement des éléments en bois loin des organes. Cette modélisation est faite en trois dimensions. Grâce à l'établissement de relation reliant les différents déplacements de la poutre, une rotation de 90 °C de cette même poutre, la modélisation devient bidimensionnelle (figure B.6).

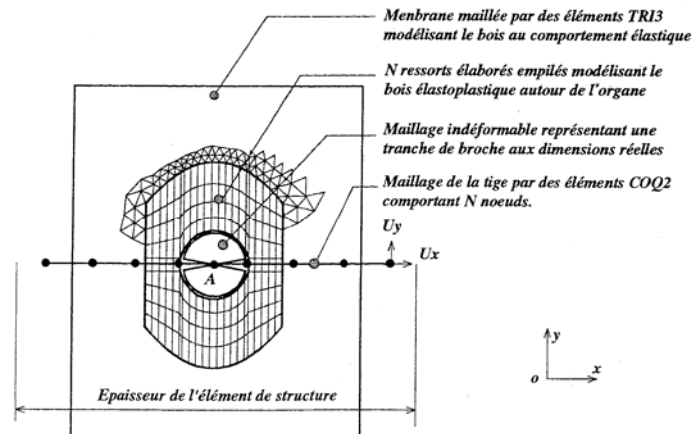


Figure B.6 : **Modélisation bidimensionnelle d'un volume de bois en présence d'un organe de type tige par la méthode des éléments finis**

Avec ce type de modélisation, le comportement statique des assemblages est bien approché. Cette approche permet alors d'aborder le comportement des liaisons de structures bois en intégrant le couplage des plans parallèle et perpendiculaire aux organes d'assemblage.

I.2.2. Modèles de poutres sur appuis continus

L'approche cinématique des assemblages amène à rapprocher le comportement de la tige et l'enfoncement du bois au comportement d'une poutre sur appuis continus. La poutre correspond à la tige alors que les fondations représentent le comportement à l'enfoncement du bois.

Pour les assemblages brochés, l'évolution de la force en fonction du glissement peut être déterminée en utilisant une poutre non-linéaire sur appuis continus. La relation contraintes-enfoncement de la fondation est alors définie par des essais d'enfoncement du bois et s'exprime sous la forme de l'équation de Foshi (partie A paragraphe I.4.1). La broche est modélisée par des éléments de poutres, le contact par des ressorts placés aux noeuds. Dans cette approche, la résistance ultime calculée de l'assemblage est équivalente à celle basée sur la théorie de Johansen.

Ainsi, Diaz [DIAZ 04] a étudié le comportement des assemblages bois-béton par broches. Son modèle réalisé avec le logiciel Marc Mentat se compose d'une poutre (l'organe) reliée à des ressorts (la fondation c'est-à-dire le bois ou le béton). Chaque ressort a une rigidité et une résistance équivalentes aux valeurs calculées multipliées par la longueur d'influence du ressort et le diamètre de l'organe. Ainsi, un module de fondation de 80 kN/mm^3 a été mis en place. Il apparaît alors que la première rotule plastique apparaît à l'interface bois ou béton. Cette plastification est associée à la plastification des ressorts proches de l'interface. En termes de seuil plastique, ces modèles donnent des résultats comparables à ceux obtenus par une approche analytique. De plus, ils permettent d'analyser correctement la relation de la charge en fonction du glissement de l'assemblage (figure B.7).

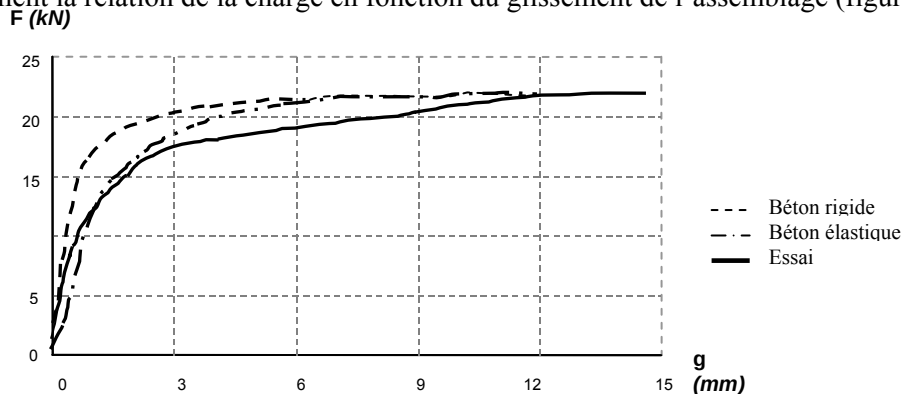


Figure B.7 : **Comparaison entre les simulations et l'essai pour le modèle 2D**

Cependant, en comparaison avec les résultats expérimentaux, ces modèles sont en général trop rigides avant la plastification. Quand aucun jeu n'est pris en compte, la rigidité initiale est surévaluée. Ce type de modèles simule bien la partie initiale des essais mais décrit mal le comportement plastique des assemblages. Les résultats des modèles de poutres donnent une résistance comprise entre la charge plastique et la résistance ultime. Par ailleurs, ce type de modèle de poutres sur appuis continus ne permet pas une prise en compte correcte du jeu et du frottement entre les pièces. Le cisaillement du bois est également négligé dans ce type de modèle. Ces deux restrictions de ces modèles sont une limitation importante lors de l'approche des interactions de contraintes.

I.2.3. Modélisation de l'interaction des contraintes dans un assemblage

La prise en considération des interactions de contraintes est introduite dans les simulations par la prise en considération des trois directions de l'espace. Ainsi, la simulation des assemblages par tubes permet à J.W. Van De Kuilen [Van 04] de simuler le comportement des assemblages par tubes. Les déformations transversales du bois sont alors décrites.

Le contact est mis en place à l'aide de corps déformables constitués par les différentes pièces de l'assemblage (figure B.8). Le frottement entre les différentes pièces de l'assemblage est pris en compte.

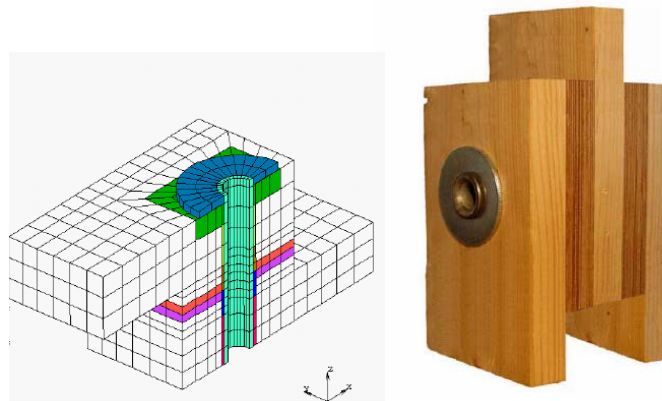


Figure B.8 : *Eléments de contact pour un modèle 3D*

Pour les tubes de 18 mm, une importante différence de la rigidité initiale est observée entre le modèle numérique et les essais notamment pour une épaisseur de 12 mm des éléments en bois. La résistance ultime et les grands déplacements sont bien approchés par la modélisation. La pente de plasticité est correctement approchée (figure B.9).

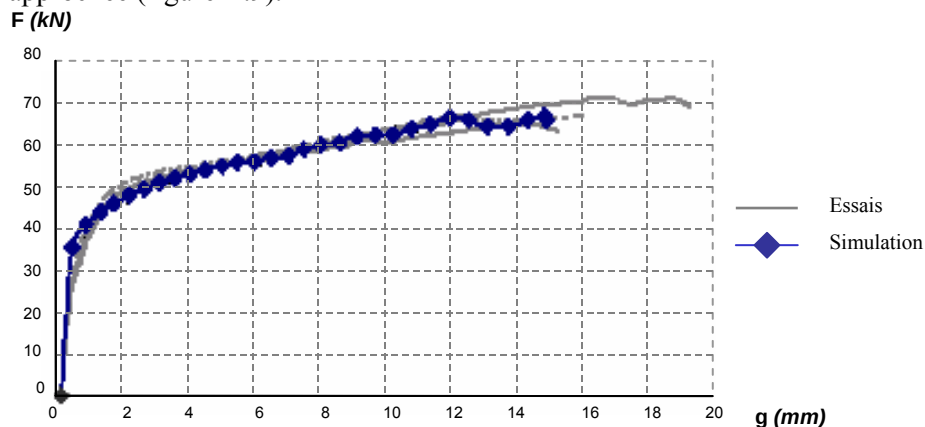


Figure B.9 : *Loi force-glissement pour un tube de 18 mm de diamètre en double cisaillement*

Dans tous les cas, la rigidité initiale semble la partie la plus difficile à modéliser correctement. La rigidité initiale de l'assemblage est, la plupart du temps, trop grande comparée à la valeur expérimentale.

Les assemblages bois-béton par broches ont été modélisés en 3D par A.Diaz [DIAZ 04]. Les interactions entre les matériaux (bois/béton, bois/acier et béton/acier) sont modélisées avec des éléments de contact prédéfinis dans Marc prenant en compte le frottement. Le bois est considéré comme un matériau orthotrope élasto-plastique ayant une surface plastique définie par le critère plastique orthotrope de Hill. L'acier est un matériau isotrope plastique ayant un comportement écrouissable. Le béton est pris comme un matériau isotrope élastoplastique. Le critère de plasticité utilisé pour l'acier et le béton est le critère de Von Mises.

Le modèle tridimensionnel donne un bon comportement global de l'assemblage. Après l'apparition de la première rotule plastique, ce modèle montre une augmentation de la charge en fonction du glissement que ne montraient pas les modèles de poutres sur appuis continus (figure B.10).

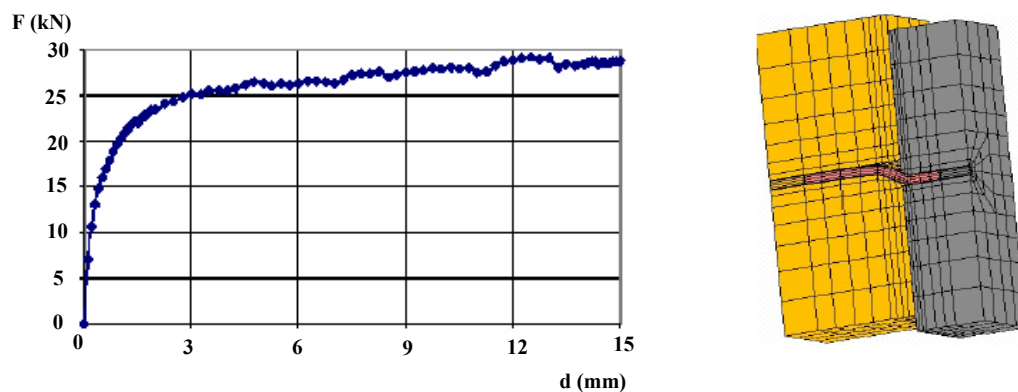


Figure B.10 : *Evolution de la force en fonction du déplacement*

Guan ([GUA 96], [GUA 98]) a réalisé un modèle similaire qu'il a développé sous le logiciel Abaqus. Cependant la prise en compte du contact est réalisée en considérant les surfaces de glissement soit comme des surfaces maîtresses qui sont attachées à des corps de rigidité supérieure (le bois) soit comme des surfaces « esclaves » (organes) en un noeud de contact à un corps déformable (bois). Si les deux corps en contact ont la même rigidité, le choix de la surface maîtresse n'a pas d'importance. Les surfaces maîtresses sont les panneaux renforçant le bois ; les surfaces esclaves sont les surfaces constituant l'organe tandis que les corps déformables représentent le bois. Le glissement est guidé par un plan projeté où se trouve la ligne de glissement. Celle-ci est attachée à la surface maîtresse et à l'interface de l'élément de la surface « esclave ». La surface maîtresse est légèrement plus large que la surface esclave sur laquelle les éléments d'interface sont créés. Les éléments d'interface ne peuvent pas sortir de la ligne de glissement. En effet, ce phénomène pourrait engendrer des problèmes de convergence. Entre les boulons, le bois et le contreplaqué, le contact n'est pas maintenu tout le long de la modélisation. Des séparations peuvent donc avoir lieu entre ces différents éléments. La modélisation par éléments finis est faite avec des éléments isoparamétriques. La figure B.11 montre la configuration de l'assemblage ainsi que le maillage utilisé.

Erreur !

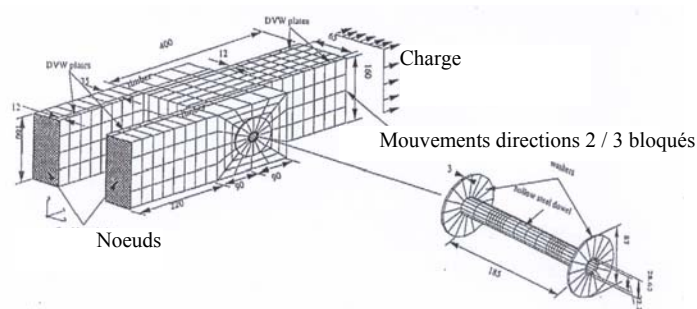


Figure B.11 : *Assemblage simulé*

La rupture est supposée pouvoir apparaître dans le bois et dans l'acier. Le critère de rupture est un critère sur les déplacements c'est-à-dire que le glissement maximal autorisé est de 15 mm (équation B.7).

$$\left(u(\varepsilon_{i,j}, \sigma_{ij}) \right)_n \leq u_{\text{limit}} = 15 \text{ mm} \quad (\text{B.7})$$

Pour un assemblage en double cisaillement avec un organe d'assemblage, le modèle donne une bonne déformation des organes et l'évolution de la charge en fonction des glissements corrèle bien avec l'évolution expérimentale (figure B.12).

Erreur !

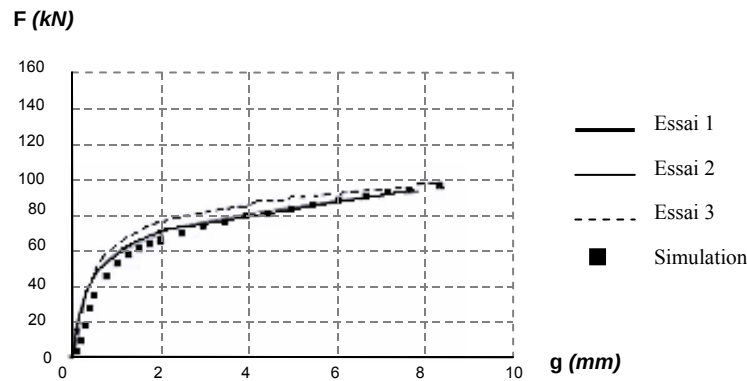


Figure B.12 : *Résultats de la simulation*

En conclusion, il apparaît que l'utilisation d'un modèle tridimensionnel permet une description correcte de la phase plastique. Le principal avantage de ce type de modèle est la prise en compte des jeux et du frottement entre les pièces.

1.3. Application à un modèle thermomécanique

L'analyse des modèles déjà existants montre que les modèles bidimensionnels dans un plan perpendiculaire à la direction de l'organe impliquent une bonne description de l'évolution des contraintes de portance. Le modèle de poutres sur appuis continus est une alternative à la détermination expérimentale de la résistance de l'assemblage. Cependant, la prise en compte des jeux, de l'état de la surface de contact est difficilement possible avec ce type de modèle. Or la partie A.I a mis en évidence l'importance de ces paramètres sur les champs de contraintes autour de l'organe. L'utilisation d'un modèle tridimensionnel s'avère alors pertinente. De plus, la prise en considération des trois directions de l'espace implique une description des contraintes plus complète que dans le cas d'une modélisation bidimensionnelle. Or lorsque les assemblages sont sollicités thermiquement, la diminution de la section de bois sain associée à l'échauffement des organes engendre une répartition des contraintes dans la section de bois sain. Cette dernière varie alors en fonction de la durée d'exposition au feu. Cette nouvelle répartition associée à une modification de la compatibilité des déformations liées à l'échauffement des éléments sont à l'origine d'une reprise des efforts par chacun des organes non constante. Thermiquement, un modèle numérique tridimensionnel permet également de décrire les champs thermiques dans l'épaisseur de l'assemblage mais également le long de la file d'organe et selon la hauteur. C'est pourquoi, un modèle thermomécanique tridimensionnel est créé dans le cadre de cette étude.

Pour mettre en place ce modèle thermomécanique, la création d'un modèle mécanique à champs thermiques uniformes est nécessaire dans un premier temps. Pour cela, les lois de comportement des matériaux, le maillage, les conditions limites et la prise en compte des interfaces sont autant de point à définir. Ensuite, les champs thermiques au sein des assemblages sont à déterminer. Des hypothèses tel le fait de ne pas prendre en compte le taux d'humidité du bois sont alors faites. Enfin, il est nécessaire de coupler ces deux modèles pour réaliser un couplage thermomécanique. La prise en compte de coefficients de réduction des différentes caractéristiques intrinsèques des matériaux est alors indispensable. Les paragraphes suivants décrivent les lois de comportement mises en place dans les modèles. Il expliquent également les choix réalisés.

II. Modèle mécanique non linéaire à champ thermique constant

II.1. Modélisation du bois

II.1.1. Lois de comportement et critère de plasticité du bois

En principe, le comportement du bois selon ses trois directions privilégiées peut être modélisé par une loi linéaire élastique. Mais les valeurs des différents paramètres mécaniques sont difficiles à déterminer et varient en général considérablement selon l'essence du bois. Par ailleurs, au cours de la majorité des essais étudiés, la direction longitudinale est correctement définie et aucune distinction n'est faite entre les deux autres directions. De plus, les propriétés dans les directions radiales et tangentielles sont très proches alors que, d'après des études [GAU 80], [RAC 96], le facteur de variation entre les directions parallèle et perpendiculaire (c'est-à-dire radiale ou tangentielle) est supérieur à 20. En conséquence, et compte tenu de la bibliographie, aucune distinction n'est prise entre la direction tangentielle et radiale. Les propriétés du bois dans ces deux directions sont considérées égales aux valeurs perpendiculaires aux fibres.

Par conséquent, pour le bois, seul un module d'élasticité longitudinal (noté E_0) est pris en compte. Les autres propriétés que ce soit élastiques ou plastiques découlent de celui-ci. Les caractéristiques définies à partir des caractéristiques du bois lamellé-collé sont données dans le tableau B.1.

E_{90} (MPa)	G (MPa)	$\nu_{LR} = \nu_{RT}$	ν_{TL}	$f_{c,0}$ (MPa)	$f_{c,90}$ (MPa)	f_v (MPa)
$E_0/30$	$E_0/16$	0,41	0,02	$1,1 \cdot E_0/505$	$1,1 \cdot E_0/2120$	$1,15 \cdot E_0/4100$

Tableau B.1 : **Propriétés mécaniques du bois**

L'apparition de déformations plastiques localisées dans le bois et de rotules plastiques au niveau des organes sont prises en compte par l'intégration de critères de plasticité dans le modèle tridimensionnel. L'adaptation des critères anisotropes au bois est parfois difficile. En effet, la recherche bibliographique a montré que seules des réponses partielles ne prenant pas en compte la dissymétrie des contraintes limites avaient été définies. Sous sollicitation en compression, le bois est relativement ductile alors qu'en traction il a un comportement fragile et les contraintes limites notamment perpendiculaires aux fibres sont faibles. Cependant, si ces dissymétries sont prises en considération, elles nécessitent la détermination expérimentale de nombreuses caractéristiques intrinsèques du bois. Dans ces conditions, la plupart des modèles élasto-plastiques ne sont pas représentatifs du comportement réel du bois. Le critère utilisé est celui de Von Mises généralisé à un matériau anisotrope c'est-à-dire le critère de Hill associé à une loi d'écrouissage (partie B paragraphe I.1.2). Il s'écrit alors :

$$2 \cdot \sigma^2 = a_1 \cdot (\sigma_y - \sigma_z)^2 + a_2 \cdot (\sigma_z - \sigma_x)^2 + a_3 \cdot (\sigma_x - \sigma_y)^2 + 3a_4 \cdot \tau_{zx}^2 + 3a_5 \cdot \tau_{yz}^2 + 3a_6 \cdot \tau_{xy}^2 \quad (B.8)$$

Le comportement global des assemblages de structures bois par tiges étant principalement influencé par le comportement en compression, les limites élastiques prises en compte dans ce critère sont celles en compression du bois. Avec les hypothèses d'une orthotropie transverse et d'une limite élastique σ de 1, les paramètres définis dans l'équation B.8 sont égaux à :

$$a_1 = \frac{2}{f_{c,90}^2} - \frac{1}{f_{c,0}^2}, \quad a_2 = a_3 = \frac{1}{f_{c,0}^2}, \quad a_4 = a_5 = a_6 = \frac{2}{3 \cdot \tau^2} \quad (B.9)$$

où : $f_{c,0}$ est la limite élastique en compression dans la direction parallèle aux fibres,

$f_{c,90}$ est la limite élastique en compression dans la direction perpendiculaire aux fibres,

τ est la limite élastique en cisaillement.

II.1.2. Maillage

L'état de l'art montre que les éléments solides pour la modélisation permettent de décrire le comportement mécanique du bois. La plupart des auteurs [DIAZ 04], [Van 04] utilisent des éléments hexaédriques linéaires. Cependant, le problème rencontré dans les assemblages par tige est principalement un problème de flexion des organes. Par conséquent, il est préférable d'utiliser des éléments quadratiques qui décrivent ce type de problème mieux que les éléments linéaires.

Le maillage doit être réalisé de telle manière qu'il puisse permettre de décrire à la fois les champs thermiques et les champs de contraintes au sein de l'assemblage. Or la description des transferts thermiques implique un maillage selon l'épaisseur de la pièce en bois plus dense au niveau de la face exposée au feu où les gradients thermiques sont les plus élevés. Inversement la description des champs de contraintes conduit à une densité de mailles plus importante au niveau de l'interface entre les pièces en bois. Par conséquent, le maillage devant décrire ces deux types de phénomènes a été choisi en prenant des mailles d'épaisseur constante comme le montre la figure B.13.

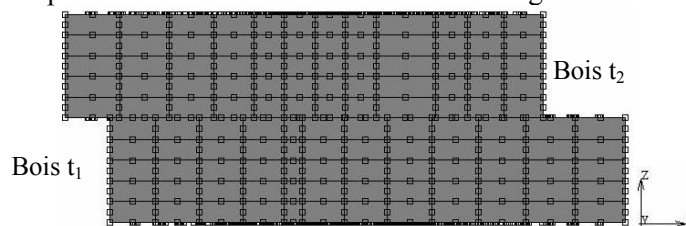


Figure B.13 : *Maillage selon l'épaisseur du bois*

La dimension de ces mailles est comprise entre une et deux fois le diamètre des organes. Celle-ci a été fixée par une étude de sensibilité réalisée par Bocquet [BOC 97]. De cette étude, il apparaît également la nécessité de distinguer une zone autour de l'organe d'assemblage prenant en considération l'effondrement de la structure même du bois. Les observations faites à la suite des essais de portance montrent que cette zone s'étend sur une distance autour de l'organe comprise entre une fois et deux fois le diamètre de ce dernier. C'est pourquoi un maillage concentrique a été mis en place comme le montre la figure B.14. Celui-ci s'étend sur une distance d'une fois le diamètre. Le même maillage concentrique est mis en place pour la plaque métallique. L'épaisseur de la plaque est discrétisée par des mailles d'un millimètre d'épaisseur.

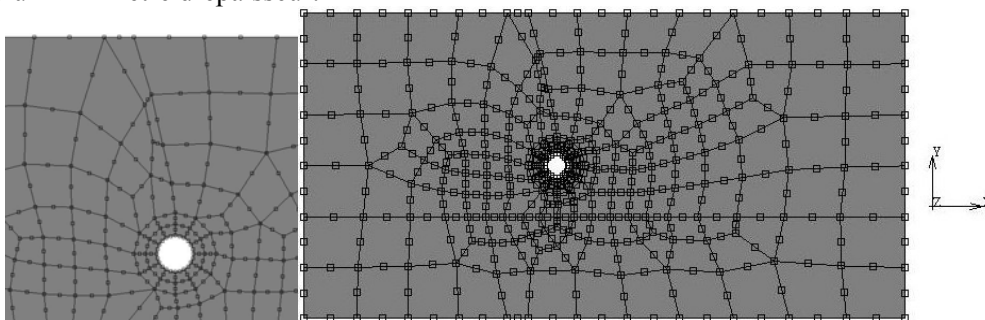


Figure B.14 : *Maillage concentrique autour de l'organe d'assemblage*

II.2. Modélisation de l'acier

Les organes d'assemblage et la plaque métallique sont constitués d'acier ordinaire. Son comportement est donc considéré comme isotrope. Le module d'Young est alors fixé à 210 GPa et le coefficient de Poisson à 0,3.

L'apparition de rotules plastiques au niveau des organes est prise en compte par l'intégration de critères de plasticité dans le modèle tridimensionnel.

Pour l'acier qui est un matériau isotrope, le critère de plasticité utilisé est le critère de Von Misès décrit dans la partie B paragraphe I.1.2. Sous le code de calcul Marc, ce dernier s'écrit, pour un matériau isotrope, sous la forme :

$$\bar{\sigma} = \left[(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + 6 \cdot (\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2) \right]^{1/2} / \sqrt{2} \quad (\text{B.10})$$

où $\bar{\sigma}$ représente la limite élastique

σ_x , σ_y et σ_z sont les limites élastiques selon les directions x, y et z.

Le comportement de l'acier est assimilé à un comportement bilinéaire : la phase élastique et la phase d'écrouissage. La pente d'écrouissage p définie dans la figure B.13 varie de 10 à 30 %.

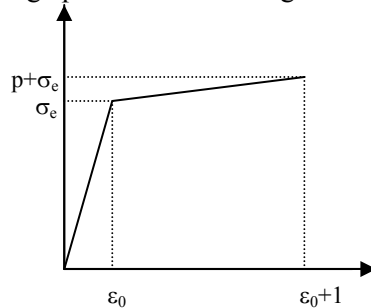


Figure B.15 : *Loi de comportement bilinéaire*

II.3. Modélisation des organes d'assemblage

II.3.1. Problématique

La modélisation du comportement mécanique de l'acier est nettement moins complexe que celle du bois. Afin de limiter le temps de calcul du modèle, il apparaît donc intéressant de simplifier au maximum le maillage de l'acier. L'état de l'art montre dans le paragraphe I de la partie A que les organes d'assemblages sont principalement modélisés par des éléments de poutre et non des éléments solides. Cependant, il est à rappeler que la modélisation des organes d'assemblage doit à la fois retranscrire les champs thermiques et les champs de contraintes principalement de flexion au sein de ces derniers. Or, il est difficile à partir d'éléments de poutre de décrire des champs thermiques avec le logiciel utilisé (Marc). Par conséquent, il apparaît nécessaire d'utiliser des éléments finis solides. Cependant, l'état de l'art n'utilisant pas ce type d'éléments, une validation de l'utilisation d'éléments solides doit être réalisée. Pour cela, le comportement en flexion des organes est étudié.

L'état de l'art a montré qu'une modélisation du comportement des organes par des éléments de poutres donne dans la globalité une bonne corrélation entre les essais et les simulations. Par conséquent, il paraît intéressant de comparer les résultats du comportement numérique en flexion des organes (modélisés par des éléments solides) avec les résultats issus de la théorie des poutres. Lors de cette étude, plusieurs densités de maillage ont été mises en place afin de définir la sensibilité du comportement en flexion des organes par rapport au maillage.

II.3.2. Modélisation du comportement en flexion des organes

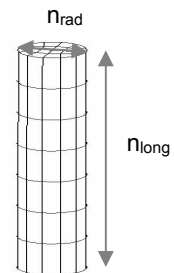
Lorsque les organes d'assemblages sont modélisés par des éléments solides, quatre types de maillage ont été réalisés. Les différents paramètres de ces maillages, pour une tige de 119 mm de long, sont représentés sur le tableau B.2.

Les paramètres du maillage sont :

- le nombre d'éléments dans la direction radiale de la section de l'organe (n_{rad}) ;
- le nombre d'éléments dans la direction longitudinale de l'organe (n_{long}).

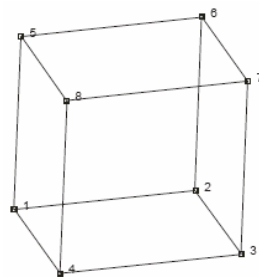
Type de maillage	n_{rad}	n_{long}
M1	6	7
M2	12	7
M3	12	14
M4	24	28

Tableau B.2 : **Propriétés des différents maillages**

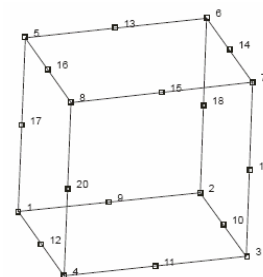


Le nombre minimal de mailles sur la longueur de la tige (n_{long}) correspond à une longueur de maille d'environ une fois le diamètre de cette même tige.

Pour chacun de ces maillages, des simulations avec des éléments solides à huit et vingt nœuds appelés respectivement HEX 8 et HEX 20 et décrits sur la figure B.16 sont réalisées.



(a) HEX 8



(b) HEX 20

Figure B.16 : **Éléments finis solides**

Les conditions limites prises en compte pour la simulation numérique d'un essai de flexion d'un organe sont :

- les déplacements des nœuds d'une de ses extrémités sont supposés nuls dans les trois directions de l'espace ;
- les déplacements des nœuds de l'extrémité opposée sont imposés selon une direction perpendiculaire à la génératrice de l'organe.

II.3.3. Confrontation des résultats des simulations à la théorie des poutres

Les résultats des simulations avec les éléments solides conduisent dans un premier temps à comparer les évolutions Moment-Déplacement avec la théorie des poutres. Le déplacement pris en compte correspond à la flèche à l'extrémité non encastrée de la poutre console. La figure B.17 donne cette comparaison pour le maillage de type M1 avec des éléments HEX 20.

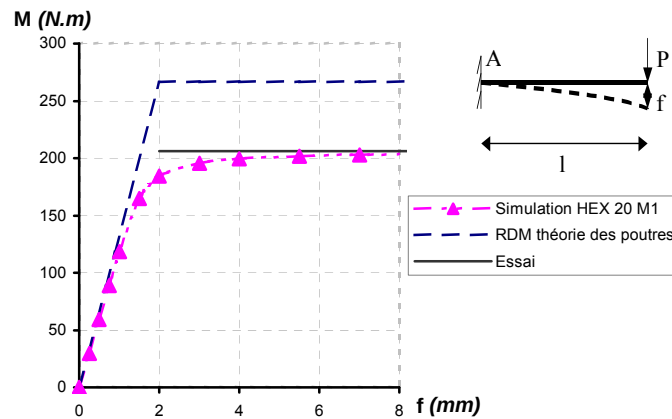


Figure B.17 : *Comparaison de l'évolution du moment (M) en fonction de la flèche (f) : théorie des poutres et éléments solides*

Il apparaît alors que la différence entre les valeurs de la théorie des poutres et les valeurs issues de la simulation par la méthode des éléments finis est au maximum de 8 % pour la phase élastique. Par conséquent, l'utilisation d'éléments solides, permet, pour la phase élastique, de retranscrire le comportement de la théorie des poutres. La valeur du moment plastique selon la théorie des poutres est supérieure à celles expérimentale et simulée avec les éléments solides. Ces deux dernières valeurs sont très proches puisque que l'écart est d'environ de 2%.

II.3.4. Influence de la densité de maillage sur le comportement des organes

Après avoir comparé les résultats de la modélisation par éléments solides avec la théorie des poutres, il est intéressant de montrer l'influence de paramètres importants tels que la finesse du maillage et le type d'éléments utilisés. Cette étude permet également de fixer les hypothèses retenues pour la modélisation des organes d'assemblage.

Deux types d'éléments (HEX 8 et HEX 20) ont été retenus pour cette étude de sensibilité. La figure B.18 récapitule les résultats des modélisations pour les différents éléments et pour les différents maillages décrits dans le tableau B.2. Pour les éléments à 20 nœuds, par souci de clarté, seuls les résultats des simulations pour les maillages M1 et M2 sont donnés. En effet, les résultats des simulations utilisant les maillages M3 et M4 montrent que ceux-ci sont identiques à ceux mettant en jeu des maillages plus grossiers.

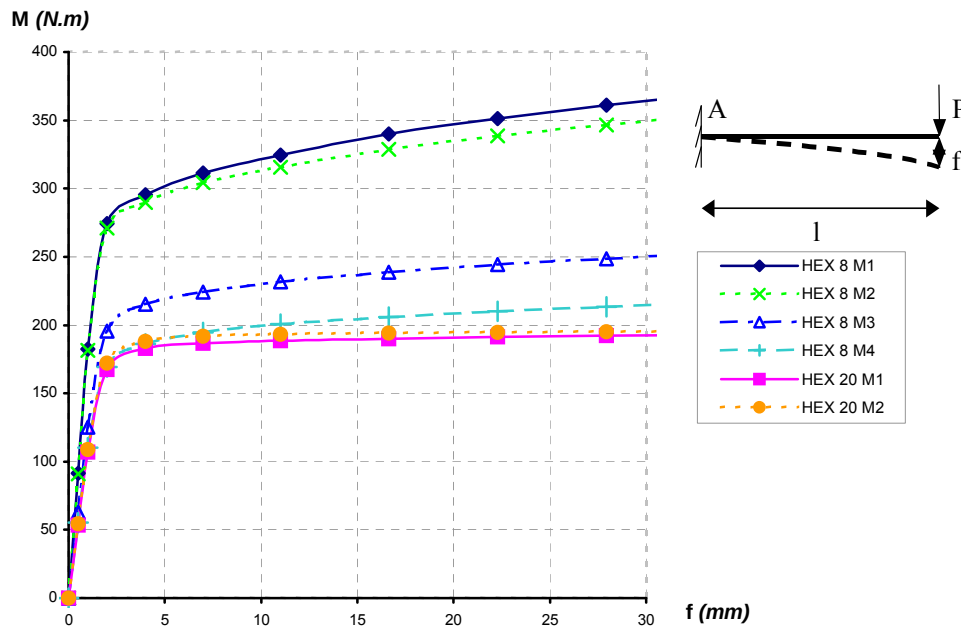


Figure B.18 : *Evolution du moment de flexion (M) en fonction de la flèche (f) pour différents maillages*

Cette figure montre clairement que les résultats avec des éléments de type HEX 20 sont quasiment les mêmes quelle que soit la finesse du maillage.

Par contre, la finesse du maillage influence considérablement la courbe Moment-Déplacement quand les éléments utilisés sont du type HEX 8. Le moment plastique estimé passe de 280 N.m pour le maillage M1 à 180 N.m pour le maillage M4. De plus, en comparaison avec les résultats avec les éléments HEX 20, il apparaît que l'utilisation d'éléments solides HEX 8 n'engendre un comportement en flexion de la broche correct qu'à condition d'avoir un maillage extrêmement fin de type M4. Par exemple, pour le maillage grossier de type M1, la rigidité initiale de la simulation avec des éléments HEX 8 est supérieure à celle décrite par des simulations avec des éléments HEX 20.

Cette différence peut s'expliquer par le fait que les éléments HEX 20 sont des éléments quadratiques qui donnent un champ de déplacement non linéaire par élément. Les champs de contraintes liées à la flexion sont alors bien approchés. Par contre, les éléments à 8 nœuds décrivent des champs de déplacement constant par élément. Ils permettent alors majoritairement de décrire les champs de contraintes comme les contraintes de cisaillement. Toutefois, plus le maillage est fin, plus les champs de contraintes sont constants sur des longueurs d'éléments faibles. Les champs de contraintes liées à la flexion sont alors mieux décrits. Pour obtenir une description correcte de la flexion de la tige tout en ayant des éléments linéaires, un maillage aussi fin que le maillage M4 est indispensable. Or, dans ce cas l'avantage de l'utilisation d'éléments HEX 8 en terme de gain de temps de calcul est nul.

La différence entre les seuils de plasticité pour les éléments quadratiques et linéaires s'explique par la présence, dans le critère de plasticité de Von Mises décrit au paragraphe I.1.2, d'un coefficient $\sqrt{3}$ devant la contrainte de cisaillement. Par conséquent, pour des maillages grossiers où les éléments linéaires décrivent majoritairement le cisaillement, la limite plastique obtenue avec des éléments HEX 8 est à un facteur $\sqrt{3}$ près égal à celui obtenu avec des éléments HEX 20.

II.3.5. Maillage

En résumé, la modélisation tridimensionnelle, à l'aide d'éléments solides, des organes d'assemblage permet une description correcte de leur comportement en flexion. Toutefois, l'emploi d'éléments solides linéaires implique une densité de maillage très importante qui allonge considérablement le temps de calcul. Pour cette raison, par la suite, les broches sont modélisées à l'aide d'éléments HEX 20 avec un maillage grossier de type M1. La section de l'organe d'assemblage est discrétisée comme l'indique la figure B.19.

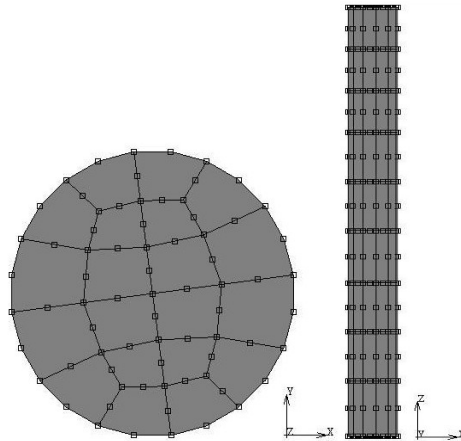


Figure B.19 : **Maillage de l'organe d'assemblage**

La longueur des mailles selon l'axe z est comprise entre une fois et une fois et demie le diamètre de l'organe d'assemblage.

II.4. Gestion des interfaces

De manière générale, l'introduction des conditions d'interface dans les modélisations de type éléments finis constitue une difficulté majeure. Le traitement de ces discontinuités qui permettent de relier un corps solide déformable à son milieu extérieur ou qui permettent d'établir des liaisons éventuelles avec d'autres corps, peut influencer de manière conséquente les résultats d'une modélisation. En effet, lorsque l'assemblage est chargé, entre deux corps déformables (bois ou plaque métallique, et organes), ce sont deux surfaces cylindriques qui viennent en contact. Ce phénomène est pris en considération dans le code de calcul sous la forme de corps déformables. L'interface ainsi définie correspond à une interaction physique sur le contour d'un corps ou sur les contours de deux ou plusieurs corps déformables.

Un critère de non pénétration représenté sur la figure B.20 est utilisé.

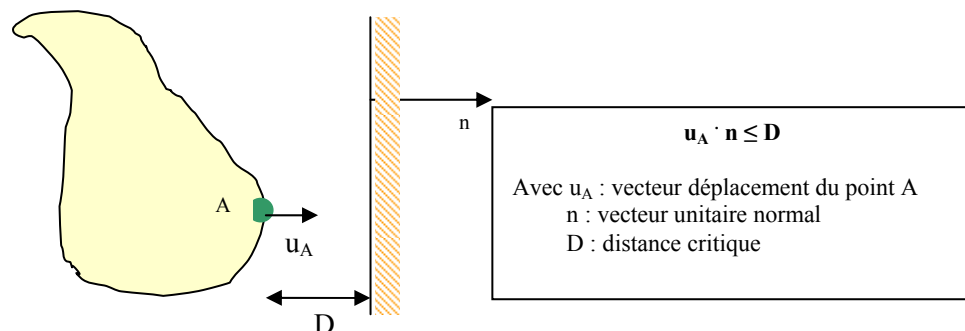


Figure B.20 : **Critère de non-pénétration**

Si la contrainte de non-pénétration n'est pas respectée, il y a contact entre les deux corps. A partir de cet instant, les déplacements des nœuds de chaque corps sont liés.

Une deuxième spécificité de la gestion des interfaces au sein d'un assemblage réside dans les phénomènes liés au frottement pouvant se développer entre les surfaces de contact. Ces phénomènes sont pris en considération en associant à chaque élément du corps un critère de Coulomb (avec plasticité associée). Ce critère a été choisi car il a été très souvent utilisé à la vue de la littérature. Par ailleurs, il nécessite un nombre réduit de paramètres lors de sa définition. Il se caractérise par la relation suivante :

$$\|\sigma_t\| < \mu \cdot \sigma_n \text{ et } \sigma_t = \mu \cdot \sigma_n \cdot \hat{t} \quad (\text{B.11})$$

Quand le critère de Coulomb est utilisé, les contraintes aux points d'intégration c'est-à-dire aux points de Gauss sont tout d'abord extrapolées aux points nodaux de Gauss et ensuite transformées. De cette façon, la composante directe est normale à la surface contactée. La contrainte normale et la vitesse de glissement étant ainsi définies, la contrainte tangentielle est alors évaluée et la force nodale peut être calculée.

La définition des corps d'assemblage donnée sur la figure B.21 correspond en réalité à la définition des différents éléments assemblés.

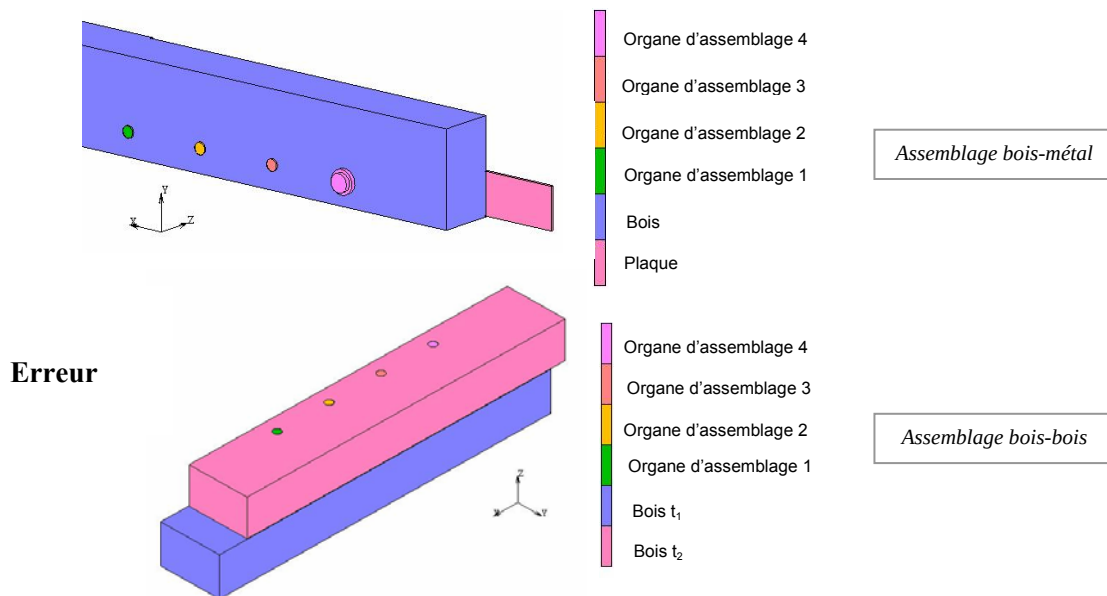


Figure B.21 : **Définition des corps de contact pour des assemblages multiples en double cisaillement**

Le tableau B.3 résume les corps en contact au sein d'un assemblage.

	Organe d'assemblage 1	Organe d'assemblage 2	Organe d'assemblage 3	Organe d'assemblage 4	Bois t ₁	Bois t ₂ (ou plaque)
Organe d'assemblage 1					x	x
Organe d'assemblage 2					x	x
Organe d'assemblage 3					x	x
Organe d'assemblage 4					x	x
Bois t ₁	x	x	x	x		x
Bois t ₂ (ou plaque)	x	x	x	x	x	

x : contact entre les éléments

Tableau B.3 : **Table des contacts**

La contrainte de non-pénétration est basée sur les déplacements des nœuds des éléments contactants par rapport à la facette de l'élément contacté. Par conséquent, pour que la gestion du contact se fasse dans des conditions optimales, lors de la définition du maillage de l'assemblage, il est indispensable d'éviter toute concordance entre deux nœuds de deux corps de contact différents. C'est pourquoi, une attention particulière est apportée au fait de ne pas avoir un maillage identique pour chaque corps de contact. Des exemples de maillages sont donnés sur la figure B.22.

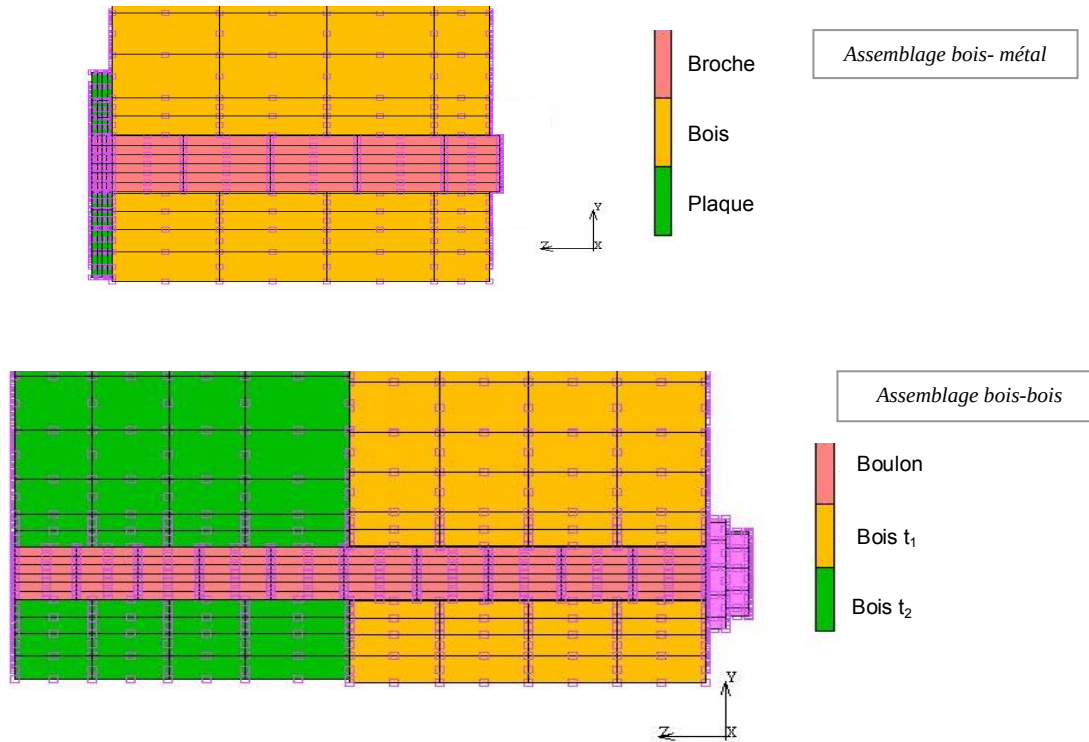


Figure B.22 : *Description du maillage des organes d'assemblage et des éléments assemblés*

II.5. Conditions limites

Les assemblages bois-bois et bois-métal étudiés sont des assemblages par tiges avec deux plans de cisaillement. Ces assemblages sont réalisés par deux files de quatre organes. Par conséquent, ils possèdent deux plans de symétrie : le plan perpendiculaire aux organes à mi-épaisseur de la pièce central, le plan parallèle aux organes à hauteur de l'assemblage. Ainsi, seul un quart de l'assemblage est simulé.

Le maillage utilisé dans le modèle mécanique à champ thermique constant est le suivant :

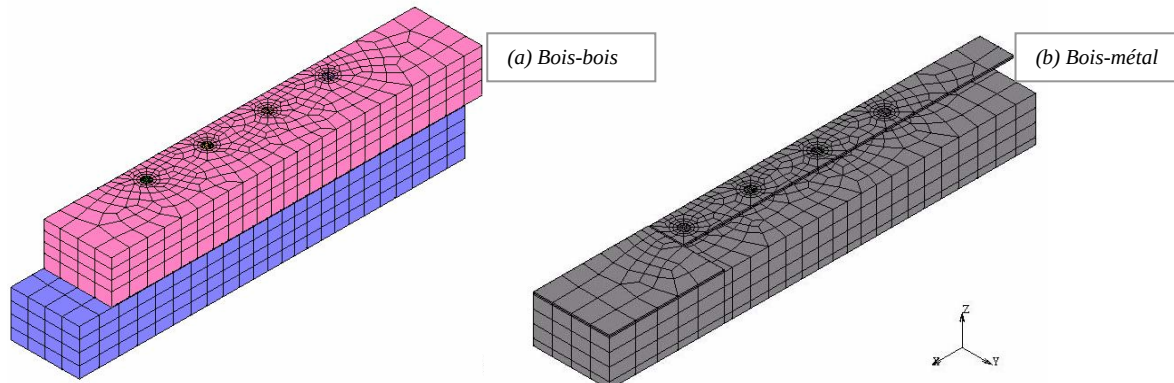


Figure B.23 : *Maillage des assemblages*

L'introduction de ces deux plans de symétrie induit la prise en considération de conditions limites de symétrie. Le premier plan (sym 1 de la figure B.24) correspond au plan parallèle aux files des organes et situé à mi-distance entre la file supérieure et celle inférieure. La compatibilité des déplacements dans ce plan de symétrie nécessite un déplacement nul dans la direction normale à ce plan (dans notre cas la direction y). Le deuxième plan de symétrie (sym 2 de la figure B.24) est le plan situé à mi-épaisseur de l'élément central de l'assemblage. De la même manière que précédemment, la translation selon la normale à ce plan c'est-à-dire selon la longueur des organes d'assemblage (direction z) est bloquée.

Err

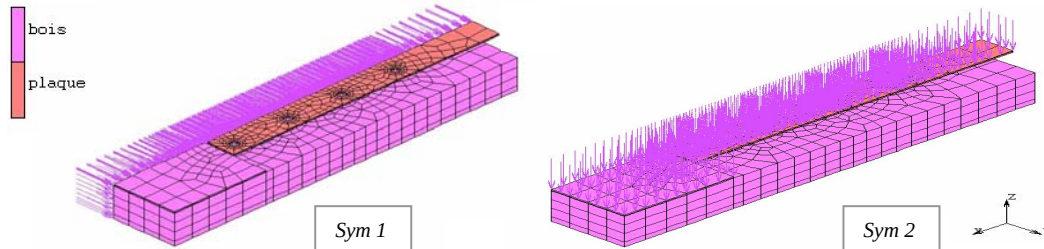


Figure B.24 : **Conditions limites de symétrie**

Le deuxième type de conditions limites concerne les conditions limites liées au support. En effet, les simulations sont appelées à être comparées à des résultats d'essais. Il s'agit alors de retranscrire les conditions limites de l'essai notamment l'application de la charge de la manière la plus représentative. L'hypothèse selon laquelle les déplacements, selon x , de tous les nœuds du plan extrême de la pièce centrale de l'assemblage sont bloqués est retenue (figure B.25a). Ceci modélise la partie fixe du bâti. A contrario, un déplacement, selon la direction x , est imposé au niveau de tous les nœuds du plan extrême de la pièce latérale (figure B.25b). Cette condition limite modélise l'application de la charge.

Erreur !

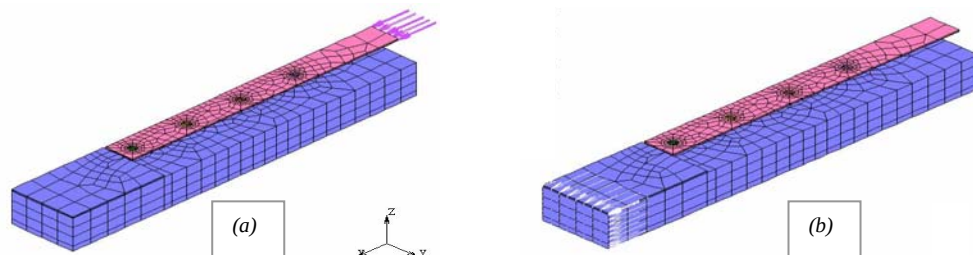
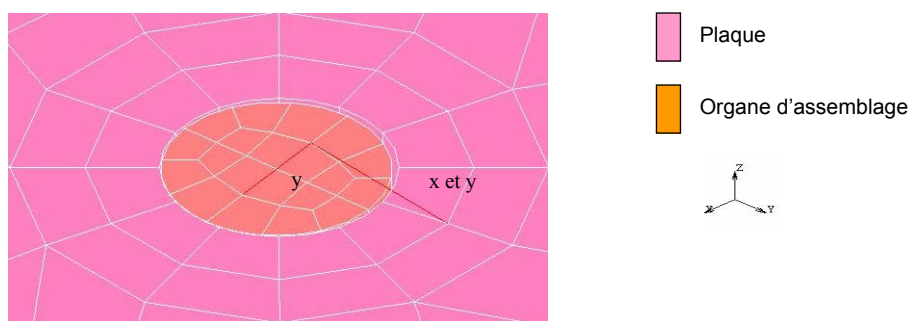


Figure B.25 : **Définition des conditions aux limites liées au support**

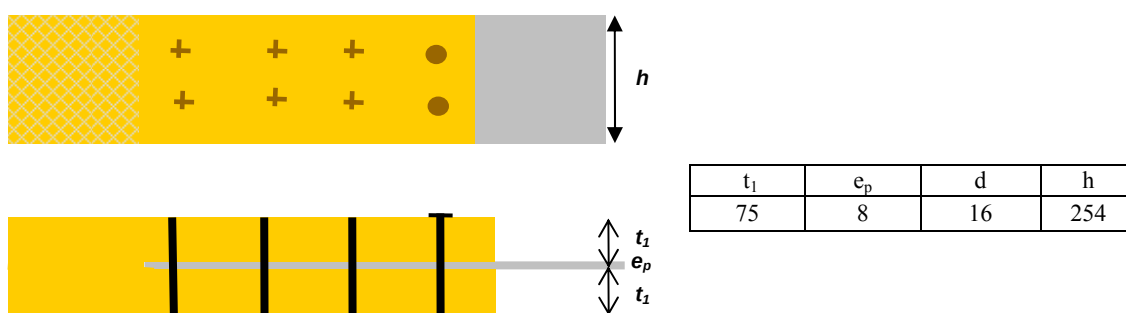
Une étude de sensibilité a montré que pour avoir un champ de contraintes uniformes au niveau de l'application des conditions limites, il est nécessaire d'appliquer l'effort à 60 mm minimum de l'extrémité du talon de l'assemblage. Les déplacements bloqués pour simuler la partie fixe du bâti doivent quant à eux être appliqués à 30 mm minimum de l'extrémité du talon.

Enfin, afin d'éviter le mouvement de corps rigides qui perturbe la convergence du modèle, des ressorts de rigidité assez faible pour ne pas perturber l'équilibre du modèle sont mis en place au niveau de chaque organe d'assemblage. Ainsi, chaque organe d'assemblage est, comme l'indique la figure B.26, relié à la plaque métallique par un ressort de faible rigidité selon les directions x et y .

Figure B.26 : *Définition des ressorts de faible rigidité*

II.6. Etude paramétrique

Le nombre de paramètres importants à la fois numériques (finesse du maillage) et physiques (coefficient de frottement, maillages...) implique une étude pour définir leur influence. Cette étude est basée sur la modélisation d'un assemblage bois-métal dont les caractéristiques géométriques sont données dans le tableau B.15.

Figure B.27 : *Caractéristiques de l'assemblage bois- métal en mm*

Les propriétés du bois, basées sur le tableau B.4, ainsi que celles de l'acier mises en place dans le modèle sont données dans le tableau B.1.

Bois								Acier			
E ₀	E ₉₀	G	υ _{LR} = υ _{RT}	υ _{TL}	f _{c,0}	f _{c,90}	f _v	E	υ	f _{vorganes}	f _{vplaque}
11 600	390	725	0,41	0,02	27,6	6,21	5,61	210 000	0,3	300	355

Tableau B.4 : *Propriétés physicomécaniques*

Une telle étude est un moyen de vérification des hypothèses de calcul retenues.

II.6.1. Finesse du maillage

Le maillage des organes d'assemblage a fait l'objet d'une étude décrite dans le paragraphe B.II.3. La recherche bibliographique donne des règles de maillages de l'épaisseur des pièces en bois. Il est donc intéressant de regarder l'influence de la densité de maillage sur l'épaisseur de la plaque métallique. Ainsi, la multiplication par deux du nombre de mailles sur l'épaisseur de la plaque entraînant une maille de 1mm d'épaisseur ne modifie pas le comportement global force-déplacement de l'assemblage comme le montre la figure B.28. Il est toutefois nécessaire de préciser que dans le même temps le nombre de mailles au niveau des organes sur la zone en contact avec la plaque a été multiplié par deux. Cette constatation montre que l'utilisation d'éléments solides quadratiques permet même avec un nombre de mailles réduit d'obtenir un comportement global de l'assemblage cohérent.

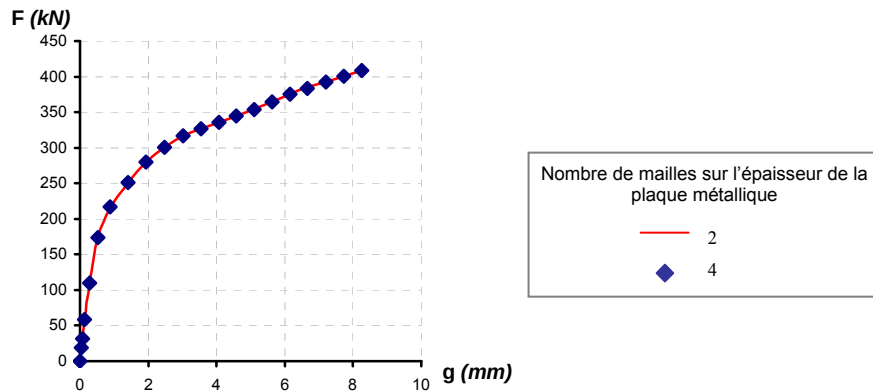


Figure B.28 : *Influence de la finesse du maillage de la plaque métallique sur le comportement global de l'assemblage*

II.6.2. Influence du frottement

La prise en compte des interfaces entre les pièces de l'assemblage est, comme il a été dit précédemment, un facteur important dans la modélisation. Il apparaît donc intéressant d'étudier l'influence de la prise en compte du frottement entre les pièces. Ainsi, la variation ou la présence ou non de frottement entre les éléments est étudiée. Différents cas de figure ont été examinés. Dans un premier temps, Bocquet [Boc 97] ayant remarqué une forte sensibilité de son modèle de portance au frottement, l'étude du frottement entre les organes et le bois (ou la plaque métallique) apparaît comme une évidence. Par conséquent, les coefficients de frottement respectivement entre le bois et les organes, et, entre la plaque métallique et les organes sont étudiés. Le frottement entre le bois et les organes n'influence que faiblement le comportement global de l'assemblage. Seule une différence de 3,5 % apparaît sur la capacité résistante. De plus, les coefficients de frottement mis en place sont, selon Rodd [ROD 88], compris entre une adhérence parfaite et une adhérence minimale. C'est pourquoi, un coefficient de frottement de 0,3 (correspondant à un angle de frottement de 18°) entre le bois et les organes semble adapté à la phénoménologie d'enfoncement entre le bois et les organes. Au regard de la figure B.29(a), il peut également être constaté qu'aucune influence du frottement entre la plaque métallique et les organes d'assemblage n'existe.

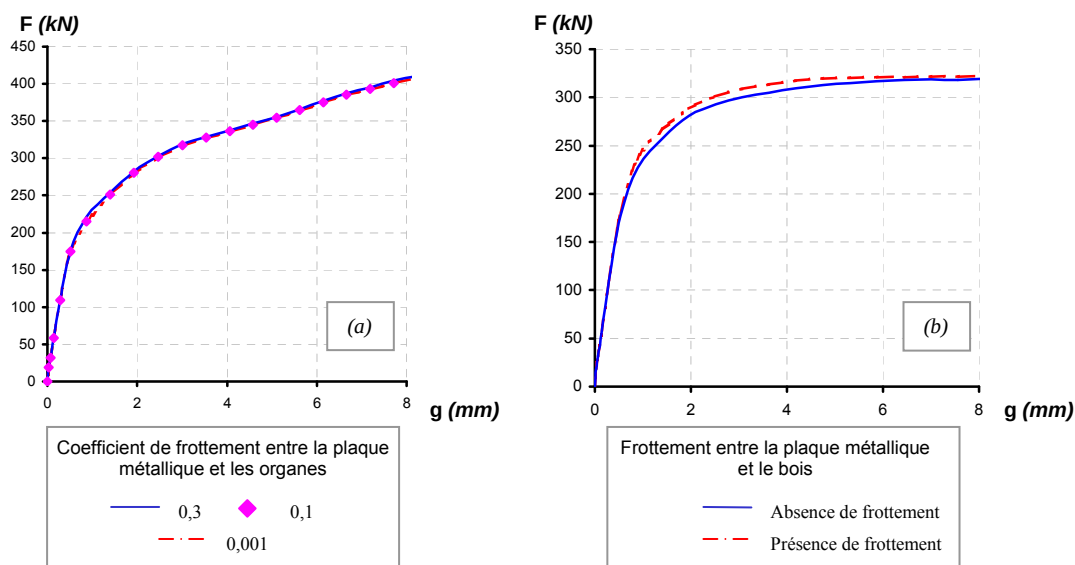


Figure B.29 : *Influence du coefficient de frottement sur le comportement global de l'assemblage*

II.6.3. Ecrouissage

La prise en considération des déformations plastiques au sein de l'assemblage est un point essentiel. En conséquence, l'introduction d'écrouissage dans les comportements élasto-plastiques des matériaux est intéressante à étudier. Ainsi pour un même modèle, plusieurs simulations ont été réalisées en introduisant l'écrouissage des différents éléments constituant l'assemblage.

Au regard de la figure B.30, il est important de noter que l'introduction de l'écrouissage au sein du bois n'induit aucune modification du comportement global de l'assemblage. En effet, qu'aucun écrouissage ou que seul l'écrouissage au sein du bois soit introduit ne modifie l'évolution de la force en fonction du déplacement. Cette constatation rejoint celles faites entre autre par Patton-Mallory [PAT 97] qui n'introduit pas d'écrouissage du bois dans ses modèles.

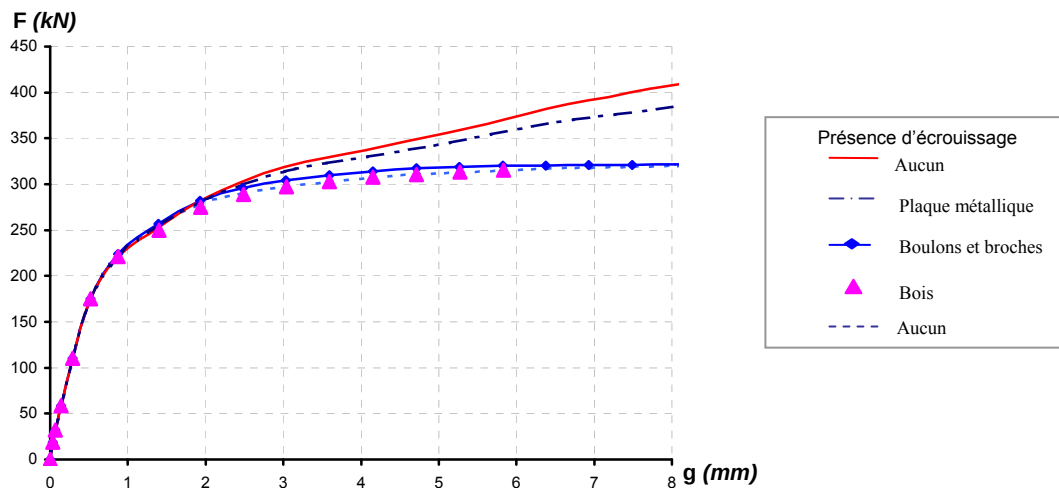


Figure B.30 : *Influence de l'écrouissage sur le comportement global de l'assemblage*

De la même manière, la présence ou non d'écrouissage au niveau des organes d'assemblages ne modifie pas le comportement après plastification des assemblages.

En revanche, le modèle est sensible à la présence d'écrouissage au sein de la plaque métallique. Ces résultats montrent donc que la phase plastique du comportement des assemblages est principalement décrite par la plasticité de l'acier et notamment de la plaque métallique. Ce phénomène est moins visible dans les assemblages bois-bois de par l'absence de plaque métallique.

II.6.4. Bilan

Dans cette étude de paramètres, plusieurs remarques peuvent être formulées concernant l'élaboration du modèle mécanique à flux constant c'est-à-dire dont les champs de thermiques ne varient pas.

Tout d'abord, l'utilisation d'éléments solides quadratiques évite les problèmes liés à la finesse du maillage. En effet, la mise en place d'un maillage plus fin notamment au niveau de l'acier n'apporte pas d'amélioration du comportement de l'assemblage. Pour les épaisseurs de bois étudiées, il apparaît que des mailles d'épaisseur comprise entre un et deux diamètres donnent des résultats cohérents. Ces constatations rejoignent celles de certains auteurs qui avaient constaté que des mailles supérieures à deux fois le diamètre ne constituaient pas un moyen fiable d'analyse du comportement.

Dans un second point, le frottement entre le bois et la plaque métallique ainsi que celui entre la plaque et l'organe peuvent être négligés.

Enfin, l'écrouissage de la plaque métallique joue un rôle important sur la description de la phase plastique du comportement global des assemblages. Par conséquent, l'écrouissage n'est par la suite pris en considération que pour les assemblages bois-métal et uniquement pour la plaque métallique.

III. Modèle de transferts thermiques

III.1. Principe de calcul d'échauffement

Le calcul d'échauffement est basé sur une hypothèse majeure qui considère l'éprouvette comme un corps solide chauffé par l'énergie thermique venant du milieu dans lequel il est plongé, sans source thermique interne. En effet, ce modèle ne prend pas en compte la combustion du bois ou autrement dit la source d'énergie interne qui existe et qui se déplace avec le front de carbonisation. L'avancement du front de vapeur n'est pas pris en considération.

La détermination des champs thermiques au sein des assemblages prend en compte les conditions limites reflétant celles d'un essai de résistance au feu autour d'un corps solide sans source interne. C'est pourquoi les trois modes de transferts de chaleur (la conduction, le rayonnement et la convection) sont intégrés dans le modèle.

La loi de Fourier, décrivant les phénomènes de conduction au sein d'un solide, s'énonce de la façon suivante : en tout point d'un milieu isotrope, la densité de flux thermique instantanée traversant le solide est proportionnelle à la conductivité thermique λ du milieu et au gradient de température :

$$\vec{\varphi} = -\lambda \cdot \overrightarrow{\text{grad}T} \quad (\text{B.12})$$

Le premier principe de la thermodynamique, appliqué à un volume fini, permet d'écrire qu'en l'absence de source de chaleur interne au volume, la relation suivante est établie :

$$-\text{div}\vec{\varphi} + \rho \cdot c \cdot \frac{\partial T}{\partial t} = 0 \quad (\text{B.13})$$

En postulant que pour un milieu homogène et isotrope, les caractéristiques thermiques λ et ρc ne dépendent que de la température, cette équation associée avec celle de Fourier, permet d'obtenir une équation de la diffusion de la chaleur de la forme :

$$-\text{div}\left\{\lambda(T) \cdot \overrightarrow{\text{grad}T}\right\} + \rho(T) \cdot c(T) \cdot \frac{\partial T}{\partial t} = 0 \quad (\text{B.14})$$

Pour un solide anisotrope dont la conductivité, la masse volumique et la chaleur spécifique dépendent de la température, l'équation précédente s'écrit :

$$\frac{\partial}{\partial x} \lambda_x(\theta) \cdot \frac{\partial \theta}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial y} \lambda_y(\theta) \cdot \frac{\partial \theta}{\partial y} + \frac{\partial}{\partial z} \lambda_z(\theta) \cdot \frac{\partial \theta}{\partial z} = c(\theta) \cdot \rho(\theta) \cdot \frac{\partial \theta}{\partial t} \quad (\text{B.15})$$

Cette équation aux dérivées partielles, linéaires, du deuxième ordre, admet en principe une infinité de solutions. Mais cette équation phénoménologique n'a de sens physique que pour des conditions définies, appliquées à un domaine d'espace-temps également défini. Ces conditions sont les causes qui déterminent l'évolution du phénomène. Il est alors nécessaire de connaître la répartition initiale des températures en tout point du milieu et aussi la variation des actions thermiques de ce milieu. En général, deux types d'actions thermiques appelées également conditions aux limites sont pris en considération : les transferts par convection et ceux par rayonnement.

III.2. Conditions initiales et aux limites

La représentation exacte des processus de transfert par convection pose des problèmes de mécanique des fluides extrêmement difficiles qui ne sont pas étudiés dans le cadre de cette thèse. Cependant, comme seule la quantité de chaleur échangée entre le fluide et la paroi solide qui le délimite est étudiée, le flux thermique convectif est calculé selon l'équation suivante :

$$\varphi = h(\theta_p - \theta_f) \quad (\text{B.16})$$

avec h : le coefficient d'échange par convection ;

θ_p : la température de la surface de la paroi ;

θ_f : la température du fluide (gaz) qui entoure le corps solide.

L'équation B.16 représente la condition courante de transfert de chaleur par convection dite loi de Newton.

Un corps de température absolue T_p , placé dans une enceinte à la température T_f , reçoit par rayonnement un flux net dont la densité est donnée par la relation suivante :

$$\varphi_s^t = \varepsilon_{\text{eff}} \cdot \sigma \cdot [(T_p^t)^4 - (T_f^t)^4] \quad (\text{B.17})$$

Dans l'équation B.17, apparaît l'émissivité du solide. Celle-ci dépend d'une manière générale, de la nature physico-chimique du matériau, de l'état de surface et varie avec la longueur d'onde, la direction d'émission et la température de surface. Pour un corps noir, l'émissivité est égale à 1. Dans le cas d'un essai de résistance au feu, l'émissivité est liée aux propriétés radiatives de l'échantillon et à son positionnement dans le four. Le bois est considéré comme un corps noir. Son émissivité ε_p vaut donc 1. L'émissivité des parois du four (ε_f) est quant à elle prise égale à 0,61. Les échanges radiatifs entre l'éprouvette et le milieu qui l'entoure (les gaz et les parois du four) sont calculés comme ceux de deux faces parallèles de dimensions « infinies ». Après cette hypothèse, le coefficient de rayonnement équivalent noté ε_{eff} est calculé selon l'équation B.18 et vaut 0,61.

$$\varepsilon_{\text{eff}} = \frac{1}{\frac{1}{\varepsilon_p} + \frac{1}{\varepsilon_f} - 1} \quad (\text{B.18})$$

Les deux types de condition de surface (convection et rayonnement) peuvent être superposés. La densité de flux thermique échangée par l'assemblage, soumis à une sollicitation thermique, à l'instant t vaut alors :

$$\varphi_s^t = h(\theta_p^t - \theta_f^t) + \varepsilon \cdot \sigma \cdot [(\theta_p^t)^4 - (\theta_f^t)^4] \quad (\text{B.19})$$

Les températures sont données en Kelvin.

Le coefficient d'échange par convection pris en compte dans les calculs est fixé à 25 W/m².K. Cette valeur est couramment utilisée pour simuler les essais conventionnels et recommandée par l'Eurocode 1 partie 1.2.

La température des gaz chauds du four (action thermique) évolue selon la courbe normalisée ISO R834. Les quatre faces extérieures de l'assemblage sont directement en contact avec ses gaz chauds transparents. Elles sont donc sollicitées par cette action thermique ainsi que celle rayonnée par les parois du four. Les faces de la plaque métallique qui ne sont pas en contact direct avec le bois sont également sollicitées par ces actions.

III.3. Propriétés thermophysiques des matériaux

III.3.1. Problématique

La définition d'un modèle décrit précédemment nécessite la prise en compte des propriétés thermophysiques de l'acier et du bois (équation B.14). Concernant l'acier, de nombreux modèles thermiques ont été réalisés. Ces modèles utilisent, dans la majorité des cas, les propriétés thermophysiques données dans la réglementation, notamment dans l'Eurocode 3 partie 1.2. Ces propriétés sont donc bien connues et sont homogènes. Par conséquent, pour modéliser les transferts thermiques au sein de la plaque métallique et des organes d'assemblage, la conductivité thermique et la chaleur spécifique de l'acier sont celles données dans la partie A paragraphe III.2.3.

La principale difficulté consiste en la définition des propriétés thermophysiques du bois. En effet, dans la bibliographie, une forte hétérogénéité des valeurs de ces propriétés a été observée. Certains auteurs tels que Fredlund ont obtenu les évolutions de ces propriétés en fonction de la température à l'aide d'essais. D'autres ont utilisé des modèles numériques. C'est pourquoi, il apparaît difficile à priori d'effectuer un choix parmi les diverses caractéristiques issues de la littérature sans qu'il soit réalisé une étude d'échauffement des éprouvettes étudiées dans cette thèse. Il est donc utile de réaliser une étude sur les transferts au sein du bois afin de définir les propriétés thermophysiques du bois les mieux adaptés au modèle. Pour cela, une modélisation bidimensionnelle d'une section de bois sollicitée sur ses quatre faces a été réalisée.

III.3.2. Calculs d'échauffement bidimensionnels

Une section rectangulaire de bois de section 160x210 mm² soumise à une sollicitation thermique standard (ISO 834) est modélisée à l'aide d'éléments quadratiques rectangulaires. Plusieurs simulations sont alors réalisées. Chacune d'entre elles correspond à la prise en considération des propriétés thermophysiques d'un auteur sélectionné par l'étude bibliographique. En effet, une étude préliminaire a montré que les propriétés données par Fredlund, Knudson (avec et sans le pic au niveau de la chaleur spécifique) et Janssens étaient celles les plus adaptées à notre problème. Les températures issues de ces simulations sont ensuite comparées aux températures mesurées lors d'un essai sur une poutre.

III.3.3. Comparaison des températures mesurées et simulées

La figure B.31 montre l'évolution des températures simulées et mesurées, pour l'éprouvette décrite ci-dessus, à des profondeurs de 15, 20, 40 et 80 mm par rapport à la face exposée au feu.

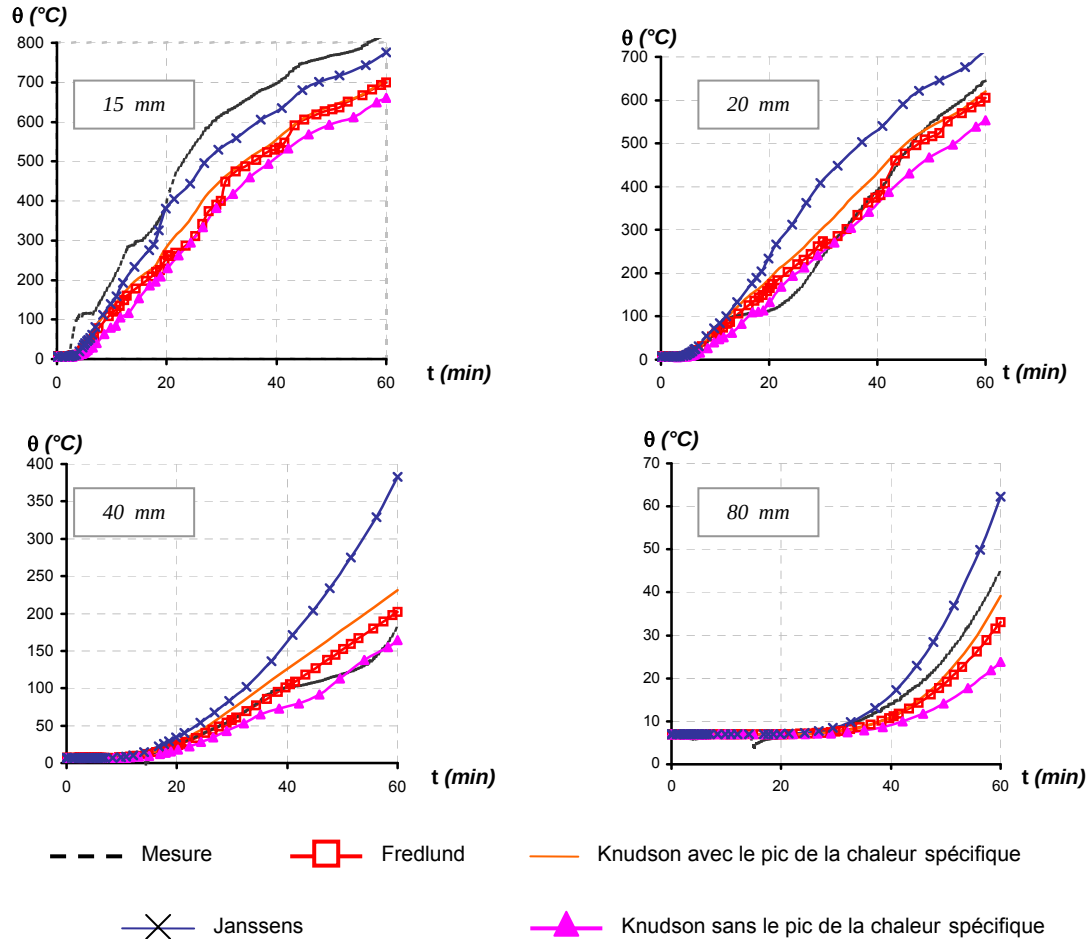


Figure B.31 : **Confrontation des températures simulées aux températures mesurées à différentes profondeurs pour une section de bois de 160x210 mm²**

Dans un premier temps, les résultats de la modélisation bidimensionnelle des transferts thermiques dans une section de bois de 160x210 mm² montrent que les propriétés de Janssens ne sont pas adaptées au modèle thermique utilisé. Par conséquent, dans la suite de l'étude, seules les propriétés de Fredlund et Knudson sont étudiées.

Dans un second temps, il apparaît que la température du bois prise à 15 mm de la face exposée au feu n'est pas correctement simulée. Ce phénomène peut s'expliquer par le fait qu'à cette épaisseur le bois est rapidement sous sa forme carbonisée. Par conséquent, l'apparition de fissures ou fentes peut perturber la mesure du thermocouple.

Afin de choisir les propriétés thermophysiques, d'autres simulations ont été faites sur des sections différentes (110x250 mm² et 160x250 mm²). La figure B.32 donne l'évolution des températures à 20, 50 et 80 mm par rapport à la face exposée pour une section de 160x250 mm².

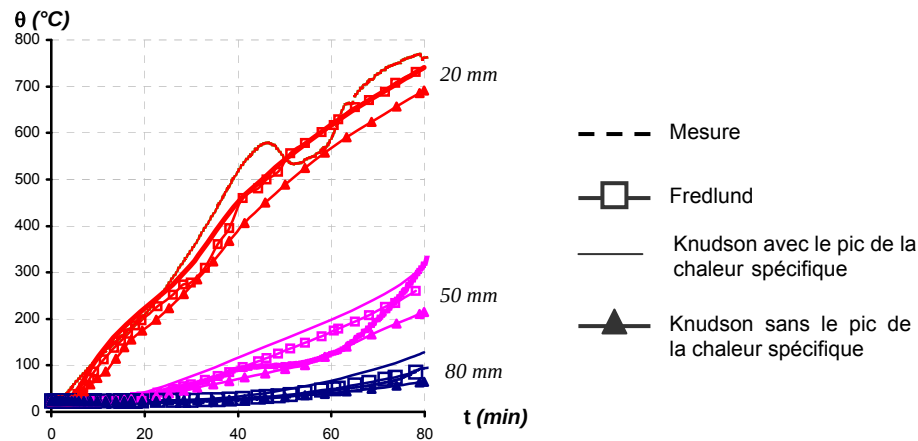


Figure B.32 : **Confrontation des températures simulées aux températures mesurées pour une section de bois de 160x210 mm²**

Il ressort de cette figure que les champs thermiques sont mieux simulés que pour la section plus petite notamment à 20 mm de la face exposée.

III.3.4. Choix des propriétés thermophysiques du bois

Les comparaisons entre les températures simulées et expérimentales montrent que la différence des températures au cœur de la section est plus faible que celle des températures situées les plus près des surfaces exposées au feu. Une explication possible revient à dire que la mesure de la température la plus proche de la surface exposée se trouve dans la partie carbonisée. Par conséquent, l'incertitude sur le positionnement des thermocouples augmente. Ces incertitudes peuvent être soit liées au positionnement initial soit dues aux déformations du bois au cours de l'essai. Etant donné que le bois est un mauvais conducteur de chaleur, une faible erreur de positionnement des thermocouples peut conduire à des valeurs de températures mesurées très éloignées des valeurs réelles à la profondeur souhaitée. Les écarts observés (maximum 25 % d'erreur par rapport à la température mesurée) pour les températures mesurées à 15 ou 20 mm de la surface exposée ne semblent pas avoir énormément d'impact pour la suite. En effet, lors de la modélisation des assemblages la détermination des températures sert pour définir la résistance mécanique des matériaux. Or à 15 ou 20 mm de la surface de bois exposée, la température de carbonisation est atteinte rapidement. Sachant qu'au-delà de 300 °C, la résistance mécanique du bois et du charbon est nulle, une erreur sur la température engendre des erreurs minimales sur la résistance mécanique. Nous pouvons donc considérer que ce n'est pas ce critère qui influencera le choix des caractéristiques thermophysiques.

La deuxième constatation sur ces essais est qu'il semblerait que pour des épaisseurs de bois élevées, les caractéristiques utilisées donnent de meilleurs résultats que pour les épaisseurs plus faibles. Ceci peut être dû à la migration de l'eau qui est dans ce cas plus rapide et joue alors un rôle dans les mesures. Or la migration du front de vapeur n'est pas prise en considération dans le modèle. Une autre explication est que les sections faibles sont plus sujettes aux fissures et par conséquent leur échauffement est plus rapide.

Les caractéristiques qui paraissent les mieux adaptées au modèle thermique créé semblent être celles de Fredlund. En effet, ce sont celles qui donnent les erreurs relatives les faibles quelles que soient les dimensions de la section. Par conséquent, ce sont ses propriétés qui sont retenues pour la modélisation des transferts thermiques au sein des assemblages.

IV. Couplage thermomécanique des assemblages

IV.1. Hypothèses de calcul

La principale hypothèse faite concerne l'influence de la mécanique sur la thermique. En effet, il est supposé que la mécanique n'a aucune influence sur la thermique. De plus, un essai a été réalisé sur un assemblage soumis à aucun chargement. Les résultats de cet essai montrent qu'à une même épaisseur de bois les températures de bois soumis ou non à un chargement sont identiques. En conséquence, le couplage thermomécanique consiste dans la modélisation du comportement mécanique à champ thermique constant à laquelle est ajoutée une condition thermique.

IV.2. Principe de la modélisation

L'analyse thermomécanique réalisée dans le cadre de cette étude est en fait une analyse dite « séparée » c'est-à-dire que la température est directement lue dans le fichier de post-traitement du modèle thermique décrit dans la partie B.II. Numériquement, cette hypothèse implique l'utilisation du même maillage pour le modèle thermique et le modèle thermomécanique. En effet, la température de chaque nœud calculée par le modèle thermique est alors imposée en ce même nœud. Cette température associée aux coefficients de réduction des propriétés mécaniques des matériaux permettent de définir les caractéristiques nécessaires au calcul mécanique.

Les coefficients de réduction utilisés sont ceux donnés respectivement dans l'Eurocode 5 partie 1.2 et l'Eurocode 3 partie 1.2 (figures A.46 et A.50). Pour le bois, ne pouvant pas distinguer les modules d'élasticité en traction et en compression, les coefficients relatifs à la compression sont choisis car au sein d'un assemblage le bois est majoritairement sollicité en compression. Aucune valeur n'est donnée dans l'Eurocode 5 pour l'évolution des propriétés mécaniques, notamment du module d'Young, perpendiculaires aux fibres. C'est pourquoi, les valeurs du coefficient de réduction pour le module d'élasticité perpendiculaire sont identiques à celles du module longitudinal. Les coefficients appliqués pour les limites élastiques correspondent aux valeurs données pour la compression dans la direction longitudinale. Toutefois, il est à noter que le bois et l'acier n'ont plus aucune résistance mécanique au-delà d'une certaine température (respectivement 300 et 1200 °C).

Le contact est considéré comme ne s'altérant pas avec la dégradation des matériaux en fonction de la température. Cela implique que les coefficients de frottement sont pris constants avec la température.

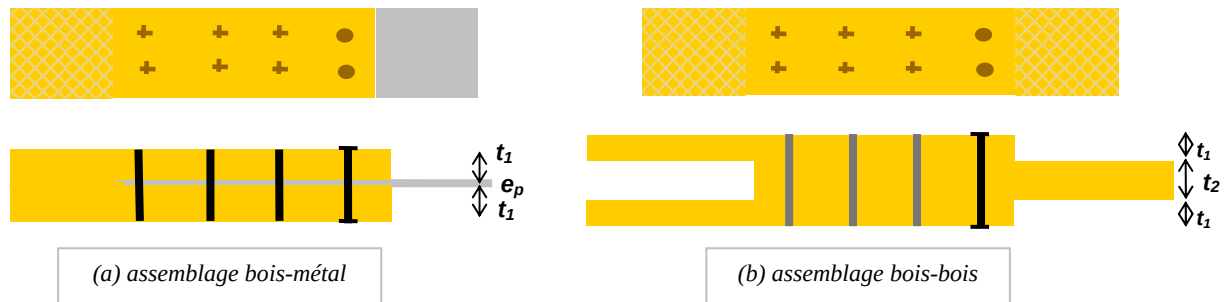
PARTIE C : ANALYSE DU COMPORTEMENT DES ASSEMBLAGES SOUS ACTIONS THERMIQUES
--

I. Validation des modèles

I.1. Approche expérimentale

I.1.1. Objectifs

Afin de valider les différents modèles réalisés, il apparaît utile d'effectuer des essais que ce soit sous actions dites normales c'est-à-dire à 20 °C ou sous actions thermiques. Les premiers ont pour objectif d'apporter des éléments de validation du modèle mécanique à champ thermique constant. Les essais sous actions thermiques sont en réalité des essais de résistance au feu. Ils ont deux buts principaux. Le premier est la validation du modèle thermique grâce aux mesures faites pendant les essais. Le second est la validation du modèle thermomécanique notamment avec la détermination de la durée de résistance au feu. Ces essais ont porté sur les assemblages bois-bois et bois/métal en double cisaillement. Par contre, une seule configuration d'organes d'assemblage (deux files de quatre organes) a fait l'objet de ces essais. Chaque file est constituée de trois broches et d'un boulon en extrémité pour prévenir l'ouverture de l'assemblage. La figure C.1 et le tableau C.1 récapitulent les données géométriques des assemblages ayant fait l'objet de la campagne d'essais.



Type d'assemblage		Diamètre des organes (mm)	Nombre d'organes	t_1 (mm)	t_2 (mm)	Nombre d'essais à froid	Essais de résistance au feu		
							$\eta = 10 \%$	$\eta = 20 \%$	$\eta = 30 \%$
Bois / Bois	A	16	8	64	112	3	2	2	2
	B	16	8	84	160	3	1	0	1
Type d'assemblage		Diamètre des organes (mm)	Nombre	t_1 (mm)	e_p (mm)	Nombre d'essais à froid	Essais de résistance au feu		
							$\eta = 10 \%$	$\eta = 20 \%$	$\eta = 30 \%$
Bois/métal	C	16	8	75	8	3	2	1	2
	D	20	8	75	10	3	1	0	1
	E	12	8	75	6	3	1	0	1
	F	20	8	95	10	3	1	0	1

Tableau C.1 : Descriptif de la campagne d'essais permettant la validation des modèles

Le choix des assemblages étudiés est principalement basé sur deux postulats issus de l'analyse des essais trouvés dans la recherche bibliographique. Le premier postulat est l'influence de l'effet de masse aussi bien sur le comportement à froid mais également sur la durée de résistance au feu des assemblages. Le second postulat consiste à vérifier l'influence du diamètre des organes sur l'évolution des raideurs internes au sein de l'assemblage sous élévation de la température.

I.1.2. Essais mécaniques à froid

I.1.2.1. Protocole expérimental

Les essais d'assemblages sont réalisés en traction longitudinale en suivant le protocole défini par la norme NF-EN 26891 pour permettre la détermination de la rigidité ainsi que la résistance de ces assemblages. Pour cela, la procédure de chargement est la suivante :

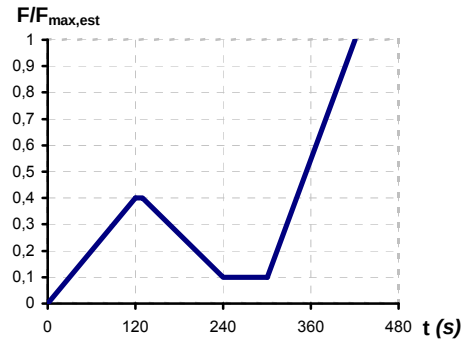


Figure C.2 : **Procédure de chargement à froid**

Le montage consiste à appliquer un effort de traction à l'assemblage. Un montage distinct est réalisé pour chaque type d'assemblage. Ces montages sont illustrés sur la figure C.3.



(a) bois-bois



(b) bois-métal

Figure C.3 : **Montage expérimental [BOC 02] [RAC 02]**

I.1.2.2. Mesures réalisées

Lors de ces essais, les glissements de l'assemblage sont mesurés. Concernant les assemblages bois-bois, le glissement mesuré correspond au déplacement relatif moyen des parties latérales par rapport à la pièce centrale (figure C.4). Le glissement mesuré sur les assemblages bois-métal correspond, quant à lui, au déplacement relatif entre la plaque métallique et le bois.

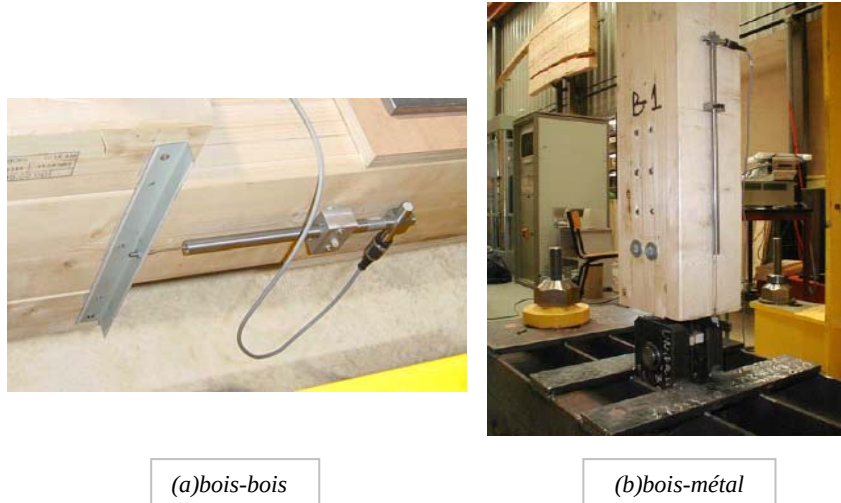


Figure C.4 : **Dispositif de mesure du glissement [BOC 02] [RAC 02]**

La loi de comportement force-glissement permet à l'issue des essais de déterminer la résistance de chaque assemblage étudié.

I.1.2.3. Résultats

Pour les assemblages bois-bois, tous les assemblages ont atteint leur seuil de plasticité mais aucun n'a eu une ductilité supérieure à 15mm. Par conséquent, les charges maximales atteintes sont des ruptures fragiles par cisaillement. Ces ruptures se produisent généralement de part et d'autre des deux files d'organes. A la suite de l'apparition de ces fissures, des ruptures de bloc sont apparues sur certains assemblages (figure C.5).

Cette homogénéité des modes de rupture est moins flagrante pour les assemblages bois-métal. En effet, dans un premier temps, des essais ont été réalisés avec des plaques métalliques de nuances d'acier S235. Ces essais ont conduit à une rupture de ces dernières initiée par des concentrations de contraintes dans les zones latérales. A partir de ce constat, il a été décidé de mettre en place des plaques métalliques de classe S355. La géométrie de ces pièces n'est alors pas modifiée. Par conséquent, le même type d'assemblage devant faire l'objet d'essais de résistance au feu, cette orientation n'a aucune influence sur les résultats de ces essais. Avec cette nouvelle disposition, les essais conduisent à un mode de rupture par cisaillement ou une rupture de bloc pour les assemblages avec des organes de diamètre 20 mm, une plastification des organes de diamètre 16 mm et enfin une rupture des plaques métalliques pour les petits diamètres (figure C.5).



Le tableau C.2 récapitule les capacités résistantes expérimentales mesurées lors des essais à froid.

Type d'assemblage		Diamètre des organes (mm)	t_1 (mm)	t_2 (mm)	R (kN)			Mode de rupture		
					Essai 1	Essai 2	Essai 3	Essai 1	Essai 2	Essai 3
Bois / Bois	A	16	64	112	266,18	266,52	271,16	De file		
	B	16	84	160	252,56	299,1	256,48	De file		
Type d'assemblage		Diamètre des organes (mm)	t_1 (mm)	e_p (mm)	R (kN)			Mode de rupture		
					Essai 1	Essai 2	Essai 3	Essai 1	Essai 2	Essai 3
Bois/métal	C	16	75	8	303,5	366,2	335,7	Plastification des organes		
	D	20	75	10	400,8	492,9	475,1	De bloc	De bloc	De file
	E	12	75	6	198,4	198,7	198,0	Plat métallique		
	F	20	95	10	474,7	457,9	417,5	De cisaillement	De bloc	De cisaillement

Tableau C.2 : **Capacités résistantes et modes de rupture expérimentaux à froid**

La capacité résistante moyenne expérimentale permet par la suite de déterminer la charge appliquée lors des essais de résistance au feu. En effet, cette dernière représente 10, 20 ou 30 % de la capacité résistante expérimentale à froid des assemblages. Ces trois valeurs correspondent respectivement à un comportement élastique, un comportement lors de l'entrée en plasticité et un comportement plastique.

I.1.2.4. Analyse des résultats

En premier lieu, le tableau C.3 illustre le fait que les règles finales de l'Eurocode 5 partie 1.1 s'avèrent trop conservatrices en retenant le seul critère du nombre efficace pour couvrir tous les modes de rupture de l'assemblage. Une sous-estimation des résistances allant de 10 à 30 % a été observée.

Type d'assemblage		Diamètre des organes (mm)	t_1 (mm)	t_2 (mm)	Capacité résistante expérimentale (kN)	Capacité résistante théorique (kN)	
						Johansen	EC5 1.1
Bois / Bois	A	16	64	112	267,9	252,3	187,93
	B	16	84	160	269,4	262,0	195,2
Type d'assemblage		Diamètre des organes (mm)	t_1 (mm)	e_p (mm)	Capacité résistante expérimentale (kN)	Capacité résistante théorique (kN)	
						Johansen	EC5 1.1
Bois/métal	C	16	75	8	335,1	342	271
	D	20	75	10	456,3	428,8	339,7
	E	12	75	6	198,4	266,6	211,3
	F	20	95	10	450	524	415,2
	G	20	60	10		381,9	302,6

Tableau C.3 : **Comparaison entre les capacités résistantes théoriques et expérimentales**

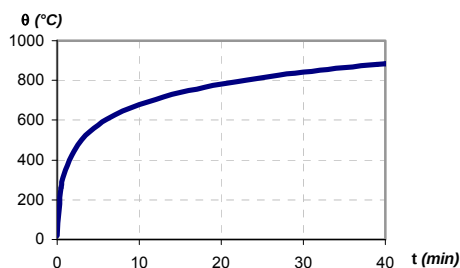
Les résultats des assemblages bois-bois montrent que sous actions normales, les assemblages constitués d'éléments plus épais montrent une plus grande fragilité. En effet, comme le montre le tableau C.3, la charge moyenne de rupture est augmentée de 0,5% alors que l'épaisseur de la plaque centrale est augmentée de plus de 40%. Ce phénomène est intéressant à observer sous élévation de températures. En effet, l'apport de matière combustible constitue une protection thermique ou, au contraire, entraîne une plus grande fragilité de l'assemblage comme sous actions normales.

I.1.3. Essais de résistance au feu

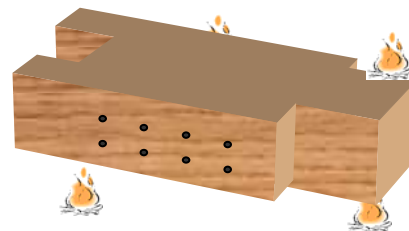
I.1.3.1. Protocole expérimental

Des essais de résistance au feu ont été conduits sur les mêmes configurations d'assemblages que les essais sous actions normales.

Les éprouvettes placées dans un four d'essai sont soumises à une sollicitation thermique conventionnelle ISO R834. L'action thermique s'applique sur les quatre faces de l'assemblage (figure C.6).



(a) Sollicitation ISO R834



(b) Application de l'action thermique sur l'éprouvette

Figure C.6 : **Définition de l'action thermique**

Ces éprouvettes sont soumises à un effort de traction représentant 10, 20 ou 30% de la capacité résistante déterminée expérimentalement à froid. Un cycle de chargement défini selon la norme EN 26891 et donné sur la figure C.2 est réalisé avant l'allumage. Contrairement aux essais à froid où la charge augmentait jusqu'à la rupture, lors des essais de résistance au feu, elle augmente jusqu'au taux de chargement désiré. Une fois ce niveau de chargement atteint, la charge est maintenue constante jusqu'à l'allumage des brûleurs et pendant toute la durée de l'essai. A la fin de l'essai, l'éprouvette est sortie le plus rapidement et arrosée afin d'arrêter la combustion. De cette manière, la vitesse de combustion peut être mesurée.

I.1.3.2. Mesures réalisées

La principale mesure correspond à la durée de résistance au feu. Il s'agit en fait de mesurer le temps s'écoulant entre l'allumage des brûleurs et la rupture de l'assemblage.

Durant les essais, les glissements de l'assemblage sont mesurés. Dans un premier temps, pendant le cycle de chargement à froid, les glissements relatifs (glissement de l'assemblage étudié) et global (glissement de l'assemblage étudié et le glissement de l'assemblage liant l'éprouvette au bâti d'essai) des assemblages sont mesurés respectivement par des capteurs à tiges et un capteur à fil (figure C.7). A chaud, seul le glissement global fait l'objet de mesures.

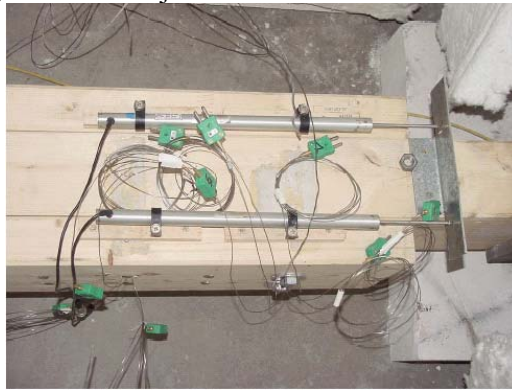


Figure C.7 : **Positionnement des capteurs à tiges pour les assemblages bois-bois**

Au cours des essais, les températures au sein des différents éléments constituant l'assemblage sont mesurées. Ainsi, les températures des organes d'assemblage que ce soient les broches ou les boulons sont mesurées à différentes profondeurs par rapport à la face exposée de l'assemblage. De la même manière, les champs thermiques sont mesurés au niveau des pièces en bois. La figure C.8 donne un exemple d'implantation de thermocouples.

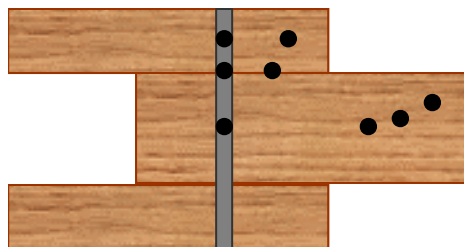


Figure C.8 : **Exemple de positionnement de thermocouples**

I.1.3.3. Résultats

Les principales mesures réalisées lors des essais sont donc la durée de résistance au feu. Le tableau C.4 donne les principaux résultats.

Type d'assemblage		Diamètre des organes (mm)	t_1 (mm)	t_2 (mm)	Capacité résistante expérimentale (kN)	t_{fi} (min)		
						$\eta = 10 \%$	$\eta = 20 \%$	$\eta = 30 \%$
Bois / Bois	A	16	64	112	267,9	59,5	45,5	39,5
	B	16	84	160	269,4	79		54
Type d'assemblage		Diamètre des organes (mm)	t_1 (mm)	e_p (mm)	Capacité résistante expérimentale (kN)	t_{fi} (min)		
						$\eta = 10 \%$	$\eta = 20 \%$	$\eta = 30 \%$
Bois/métal	C	16	75	8	335,1	55,5	41	36
	D	20	75	10	456,3	52		37
	E	12	75	6	198,4	54		39
	F	20	95	10	450	90		45
	G	20	60	10	380	50	40,5	35,5

Tableau C.4 : **Récapitulatif des durées de résistance au feu**

En premier lieu, ces résultats démontrent que les assemblages bois peuvent atteindre des durées de résistance au feu de 60 à 90 minutes sans protection spécifique pour un taux de chargement de 10%. Pour des taux de chargement plus importants, il est toutefois à noter que cette durée de résistance au feu est toujours supérieure à la demi-heure. Il est également intéressant de noter que pour les assemblages bois-métal, la présence d'organes de diamètre 20 mm avec une épaisseur de bois de 60 mm permet d'obtenir des performances de résistances au feu, à même niveau de chargement, identiques à celles d'un assemblage bois-métal avec des organes de 16 mm de diamètre mais une épaisseur de bois de 75 mm. L'utilisation d'organes de 20 mm de diamètre semble permettre une diminution de l'épaisseur de bois. Cependant, les essais sur des assemblages bois-métal ayant une épaisseur de bois de 75 mm montrent que les diamètres des organes n'influencent pas la performance de résistance au feu de ces assemblages. Ainsi, au-delà d'une certaine épaisseur de bois, il semblerait que le diamètre des organes d'assemblage utilisés n'ait aucune influence sur la stabilité au feu des assemblages bois-métal.

Il est également intéressant de remarquer que les différents modes de rupture observés sont les suivants :

- rupture de bloc de la section réduite ;
- rupture de cisaillement de part et d'autre des files d'organes représentée sur la figure C.9.

Figure C.9 : **Rupture en cisaillement d'un assemblage bois-bois lors d'un essai de résistance au feu**

La tenue au feu des assemblages dépend donc essentiellement de la résistance en cisaillement de la section réduite des éléments en bois. Les mécanismes de rupture obtenus identifient clairement qu'en situation incendie et en situation normale, la mécanique de la rupture des assemblages de structures en bois est similaire.

Les vitesses de combustion moyennes mesurées sont de l'ordre de 0,7 mm/min. Ces valeurs rejoignent celles données par l'Eurocode 5 Partie 1.2 et par Frangi [FRA 03] sur les dalles et les poutres.

L'évolution des glissements en fonction de la température montre que trois phases peuvent être définies. La première est définie par un palier horizontal. Puis la vitesse de déformation augmente formant ainsi la deuxième phase. Enfin, la troisième phase est la phase de rupture correspondant à une augmentation très rapide de la vitesse de déformation.

Toutefois, il est intéressant de noter que la variation de raideur jusqu'à la rupture est très limitée pour les assemblages bois-bois. Par contre, les flux thermiques importants induisent de grandes variations de raideur pour les assemblages bois-métal. Cet aspect est important à considérer si la stabilité globale des ouvrages bois est étudiée.

I.1.3.4. Analyse des résultats

Tout d'abord, le principal résultat des essais précédemment cités et ceux de la bibliographie correspond au fait que, pour un même type d'organe, les transferts thermiques sont peu influencés par le diamètre de la tige. Pour les boulons, par exemple, l'ajout des têtes et des écrous induit un flux thermique deux fois plus important que les broches. La figure C.10 illustre ce phénomène. Cette conclusion est importante pour l'analyse des phénomènes d'interactions entre les organes d'assemblage. Il est également remarqué que la protection des organes diminue de plus de deux fois les flux thermiques.

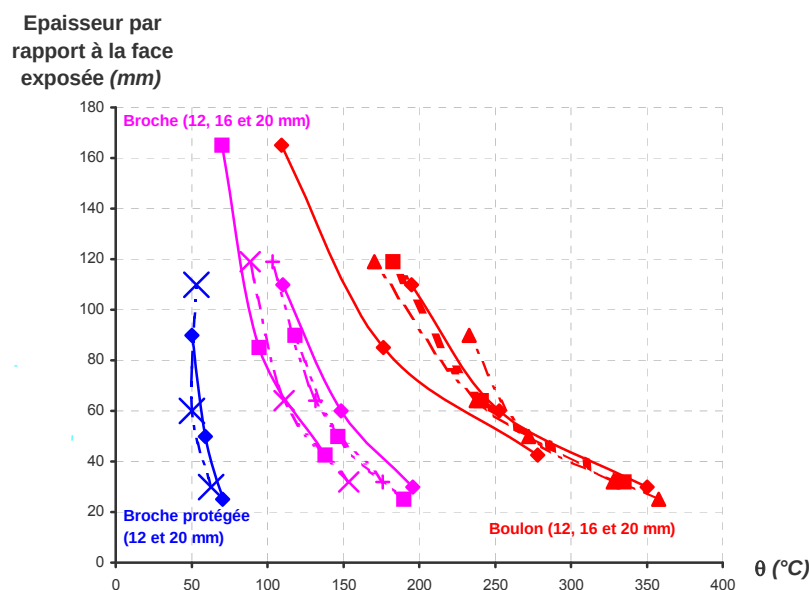


Figure C.10 : **Température au sein des organes d'assemblage (t = 20 min)**

L'analyse des résultats montre également l'effet de l'apport de masse. En effet, pour les assemblages bois-bois, l'ajout de 43 % de matière sur les côtés de la pièce centrale engendre une amélioration de la durée de résistance au feu de 60 et 37 % respectivement pour des taux de chargement de 10 et 30%. De la même façon, cette constatation est faite pour les assemblages bois-métal. Cependant, pour une augmentation de l'épaisseur de bois inférieure aux assemblages bois-bois, le gain de temps de stabilité au feu est au moins égal voire supérieur. Par conséquent, contrairement à ce qui a pu être observée à froid, l'augmentation de l'épaisseur de bois n'apporte aucune fragilité à l'assemblage.

Au contraire, elle permet l'amélioration de la tenue au feu des assemblages. Ce phénomène s'explique de plusieurs manières. La première a pour source les études réalisées auparavant selon lesquelles la vitesse de combustion est plus élevée pour des petites sections. La section résiduelle diminue alors moins vite pour les sections les plus élevées. La deuxième explication consiste à dire qu'à un même instant t , la section de bois sain est plus grande quand la section initiale est plus grande. La résistance de l'assemblage est alors plus grande.

Enfin, à partir de ces résultats, la démarche simplifiée de l'Eurocode 5 partie 1.2, décrite dans la partie A paragraphe III.2, est analysée. La figure C.11 présente les lois obtenues pour les deux types d'assemblage.

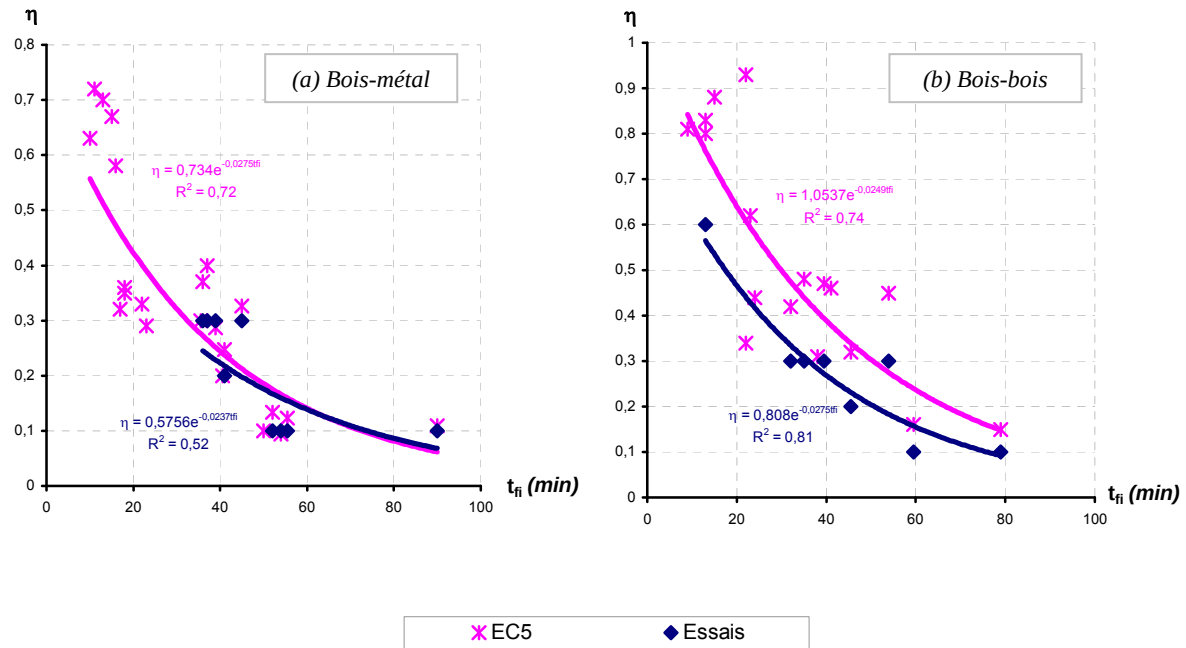


Figure C.11 : Evolution de la durée de tenue au feu selon le taux de chargement

En globalité, la concordance entre les essais et l'Eurocode 5 est bonne. Les écarts sont essentiellement induits par la prise en compte du nombre efficace dans la dernière version de l'Eurocode 5. Une relation entre la durée de résistance au feu et le taux de chargement a été définie à partir de ces résultats. Elle est de la forme :

$$\eta = A \cdot e^{-B \cdot t_{fi}} \quad (C.1)$$

avec $A = 0,8$ et $B = 0,027$ pour les assemblages bois-bois ;

$A = 0,58$ et $B = 0,023$ pour les assemblages bois-métal.

Cette relation peut, à priori, être étendue à des assemblages ayant un autre type de configuration.

I.1.4. Bilan

Les essais réalisés dans le cadre de ce travail ont mis en évidence plusieurs phénomènes se produisant au sein des assemblages que ce soit à froid ou à chaud. Ainsi, à froid, il est, entre autre, apparu que l'augmentation de la masse engendrait une fragilité des assemblages bois-bois. Lors des essais de résistance au feu, le choix du type d'organes mis en place est important dans la prise en compte des champs thermiques dans le dimensionnement des assemblages.

Ces essais servent également à la validation du modèle thermomécanique.

1.2. Validation du modèle mécanique à champ thermique constant

Cette phase de validation du modèle s'effectue à partir des essais réalisés à température normale sur les assemblages. La validation se base sur des simulations mettant en jeu deux modules d'élasticité longitudinaux différents. Cette procédure est utilisée car aucun essai local n'a pu être réalisé. C'est pourquoi, deux jeux de données mécaniques sont utilisés en parallèle. Les valeurs ont été fixées à partir des valeurs couramment prises en compte pour les bois lamellé-collé. Le tableau C.5 récapitule les propriétés mécaniques des matériaux mises en place dans le modèle.

Bois							
E ₀	E ₉₀	G	υ _{LR} = υ _{RT}	υ _{TR}	f _{c,0}	f _{c,90}	f _v
10000	333	625	0,41	0,02	21,8	5,2	2,8
12 000	400	750	0,41	0,02	27,8	6,2	3,5
Acier (organe d'assemblage)							
E			υ		f _v		
210 000			0,3		300		
Acier (plaque)							
E			υ		f _v		
210 000			0,3		355		

Tableau C.5 : **Propriétés physico-mécaniques des matériaux**

Le bois est considéré élasto-plastique avec un écrouissage de 10 %. L'acier constituant les organes à un écrouissage de 10% dans les assemblages bois-bois. L'acier (organes d'assemblages et plaque) est élasto-plastique avec un écrouissage de 20 % pour les assemblages bois-métal.

Concernant le contact entre les différents éléments, le tableau C.6 résume les contacts pris en considération ainsi que les coefficients de frottement utilisés pour chaque type d'assemblage. Les valeurs utilisées sont issues de la bibliographie et de l'étude de paramètres réalisée dans la partie B paragraphe II.

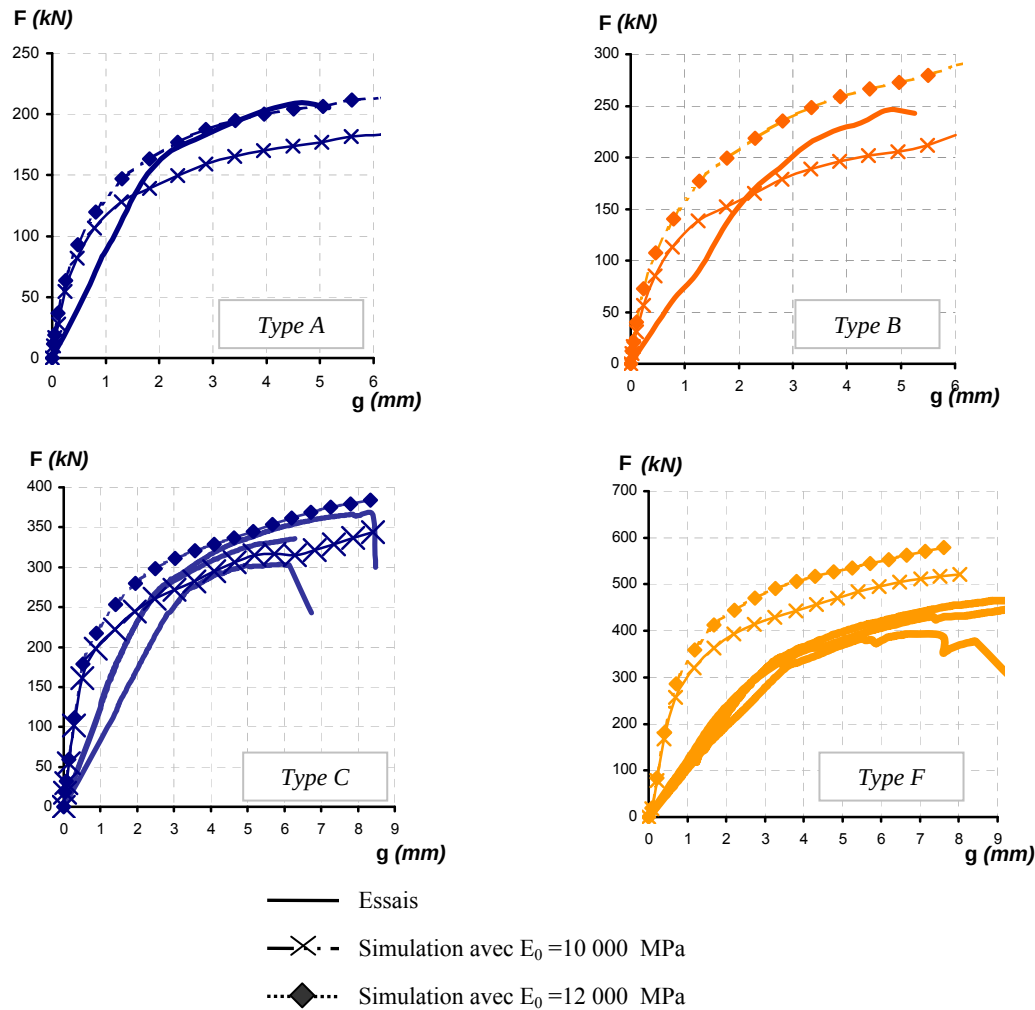
	Bois / organes	Plaque / organes	Bois / bois	Bois / plaque
Coefficient de frottement	0,3	0,001	0,3	0

Tableau C.6 : **Coefficients de frottement mis en place**

Les conditions limites mises en place correspondent à celles décrites dans le paragraphe II.5 de la partie B.

1.2.1. Comparaison de la loi de comportement $F(g)$ simulée et mesurée

Au cours du déplacement incrémental appliqué au modèle de l'assemblage, le glissement et l'effort résultant sont enregistrés. Le glissement est quantifié de manière identique à celui mesuré lors de l'essai afin de comparer les évolutions de la rigidité expérimentale et numérique. La figure C.12 présente l'évolution du glissement en fonction de l'effort. Il est à noter que pour les courbes expérimentales, le cycle de chargement a été supprimé ainsi que la phase de mise en place de l'assemblage.

Figure C.12 : **Confrontation des courbes $F(g)$ simulées à celles expérimentales**

En terme de rigidité, il est tout d'abord remarqué que la modélisation donne une rigidité initiale supérieure à celle expérimentale. Comme il a été expliqué dans la partie B.I, la rigidité initiale des assemblages est difficile à modéliser. Cette différence de rigidité peut s'expliquer par les caractéristiques intrinsèques du bois. Une meilleure estimation des modules du bois par l'expérimentation permettrait d'estimer de manière plus précise la rigidité des assemblages. L'évolution obtenue par la modélisation montre une allure linéaire jusqu'à l'entrée en phase de plastification. Hormis la rigidité initiale qui est mal approchée, l'évolution globale est la même que celle expérimentale. Ainsi, la phase post élastique se réalise de manière similaire entre l'expérimentation et la modélisation lorsque l'erreur induite par la rigidité initiale n'intervient plus c'est-à-dire dans la phase post-élastique des essais. Cependant, la plasticité des assemblages apparaît plus vite lors des simulations. Ce phénomène peut s'expliquer par la caractérisation des propriétés des matériaux qui devrait être affinée. Cette mauvaise caractérisation se répercute alors dans les critères de plasticité. Toutefois, la phase plastique est correctement modélisée.

La détermination de la charge limite issue de la modélisation est déterminée par la méthode des tangentes. La valeur de résistance ainsi définie n'est donc pas la valeur à rupture mais correspond au seuil de plasticité. De cette façon, la limite élastique est surestimée d'environ 15% pour les assemblages bois-métal notamment de type F. La loi de comportement bilinéaire mise en place dans le modèle pour l'acier n'est peut-être pas adaptée au problème. Des investigations supplémentaires notamment sur la caractérisation des matériaux sont alors nécessaires pour affiner les résultats du modèle. Par contre pour les assemblages bois-bois, la limite élastique est correctement approchée quand le module longitudinal utilisé est 12 000 MPa.

En conclusion, compte-tenu des résultats exposés précédemment, par la suite, seules des simulations mettant en jeu les propriétés du bois avec un module d'élasticité longitudinal de 12 000 MPa sont étudiées.

1.2.2. Contraintes au sein de l'assemblage

La modélisation contrairement à l'expérimentation permet d'étudier le comportement local de l'assemblage et plus particulièrement le comportement des tiges. Ainsi, par la suite, seront exposés les champs de contraintes à l'intérieur des pièces en bois. La figure C.13 présente respectivement les isovaleurs de contraintes longitudinales, des contraintes perpendiculaires et des contraintes de cisaillement dans le bois au niveau du plan de cisaillement pour les assemblages de types B et C chargés respectivement à 120 et 110 kN c'est-à-dire dans le domaine élastique.

Erreur !

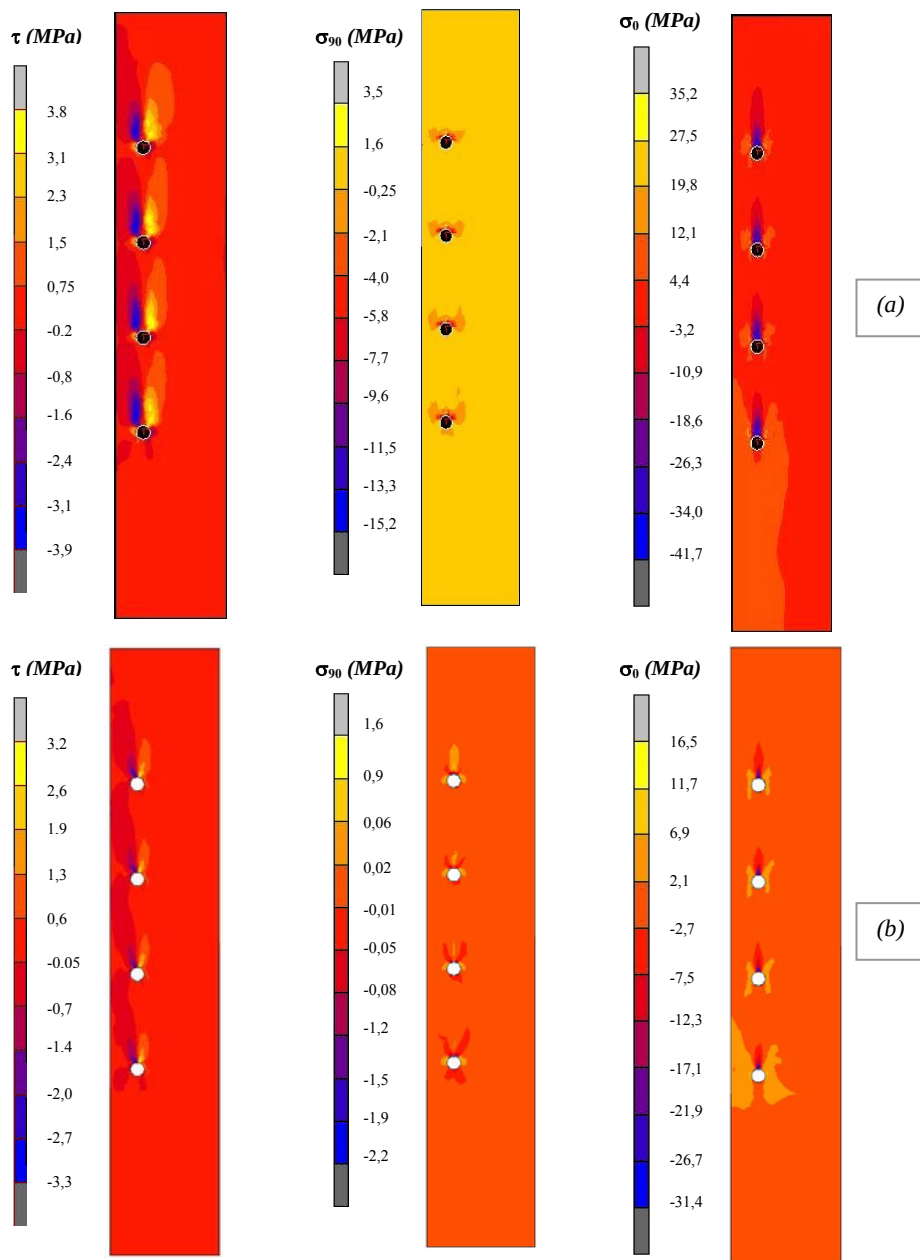


Figure C.13 : Isovaleurs des efforts au sein des pièces en bois au niveau de l'interface : (a) bois-bois type B, (b) bois-métal type C

Sous le flux progressif de traction auquel sont soumises les pièces en bois et la plaque métallique, les isovaleurs de contraintes longitudinales montrent que les organes d'assemblage produisent de la compression localisée. Ces états de contraintes sont quasiment identiques sous chacun des organes et localisés sur une largeur d'environ une fois le diamètre des organes. Des isovaleurs de contraintes longitudinales de traction apparaissent de part et d'autre de la file d'organes. Cependant, la zone affectée par ce type de contraintes est très limitée.

Sur les représentations d'isovaleurs de contraintes perpendiculaires, il peut être observé que les contraintes de traction se concentrent au niveau de l'axe défini par la file des organes. De plus, de part et d'autre de la concentration de contraintes de compression longitudinale, il apparaît des concentrations de contraintes importantes en traction perpendiculaire. Une zone de contraintes importante en compression perpendiculaire entoure la zone de contrainte en traction perpendiculaire.

Sur les représentations d'isovaleurs de cisaillement, il apparaît deux zones distinctes situées de part et d'autre de la file d'organes c'est-à-dire de part et d'autre de la zone sollicitée en compression longitudinale. Il est intéressant de remarquer que ces concentrations de contraintes sont quasiment identiques pour les quatre organes d'assemblage.

De manière générale, les champs de contraintes obtenus sont cohérents. En effet, dans les régions en contact direct avec les organes d'assemblages, l'état de contraintes associe à la fois des contraintes longitudinales de compression et des contraintes de traction perpendiculaire. La présence de fortes concentrations de contraintes de cisaillement de chaque côté de la zone sollicitée en compression longitudinale est en accord à la fois avec le mode de rupture observé expérimentalement c'est-à-dire rupture par cisaillement de file et les champs de contraintes issues de simulations par la méthode des éléments finis [KAR 05]. Ces représentations apportent des informations intéressantes sur le fonctionnement du modèle mais leur interprétation reste limitée et délicate.

1.2.3. Validation du modèle

Tout d'abord, la confrontation des évolutions de la force en fonction du glissement de l'assemblage numérique et expérimentale montre que la rigidité initiale simulée des assemblages est trop élevée. Par ailleurs, la phase plastique est décrite de façon similaire à celle issue des essais. Toutefois, des études complémentaires sur les propriétés des matériaux permettraient d'appréhender de manière correcte la rigidité initiale et l'entrée dans la phase plastique du comportement global des assemblages notamment pour les assemblages bois-métal.

L'analyse des contraintes au sein des pièces en bois ou de la plaque métallique aboutit en la présence de champs de contraintes cohérents avec les modes de rupture observés lors des essais.

Par conséquent, le modèle numérique à champ thermique constant décrit de manière satisfaisante le comportement que ce soit global ou local des assemblages par tiges en double cisaillement. Toutefois, il est nécessaire de noter que le modèle n'a été validé que pour une configuration d'assemblage (deux files de quatre organes) et un type d'action mécanique (traction longitudinale). L'utilisation d'une autre typologie nécessiterait une étude complémentaire.

1.3. Validation du modèle thermique

Il s'agit dans cette partie de valider le modèle thermique décrit dans la partie B. Pour cela, les transferts thermiques au sein des deux assemblages bois-bois (types A et B du tableau C.1) et de deux assemblages bois-métal (types C et F) sont étudiés. Ces assemblages ont fait l'objet d'essais de résistance au feu. Par conséquent, les températures mesurées sont comparées à celles simulées. Afin de comparer les champs thermiques, la sollicitation appliquée dans le modèle doit être identique à celle imposée lors des essais. C'est pourquoi, la moyenne des températures des gaz chauds mesurées lors des essais constitue la condition limite thermique du modèle. Suite à l'étude bidimensionnelle sur les champs thermiques dans le bois décrite dans la partie B.III, les propriétés thermophysiques du bois mises en place sont celles de Fredlund. La validation du modèle thermique est faite en deux étapes. La première concerne la validation de la vitesse de combustion. La deuxième est relative aux champs thermiques au sein des assemblages bois-bois et bois-métal.

I.3.1. Vitesse de combustion

La première vérification à réaliser sur la base des simulations est la valeur de la vitesse de combustion. Pour cela, la vitesse de combustion est définie comme étant le rapport entre la profondeur à laquelle se situe l'isotherme 300°C et la durée d'exposition au feu. La vitesse de combustion varie légèrement avec la durée d'exposition au feu. Par contre, elle est constante avec l'épaisseur de bois mis en jeu. Ainsi, pour une durée d'exposition au feu de 30 minutes, la valeur moyenne de la vitesse de combustion est de 0,65mm/min. Pour des durées d'exposition au feu de 60 et 90, elle vaut 0,58 mm/min. La différence entre la valeur pour 30 minutes d'exposition et 60 et 90 minutes s'explique par le phénomène d'isolation liée à la formation du charbon de bois d'épaisseur plus importante pour les durées d'exposition plus élevées. Ces valeurs sont proches de celles issues de la recherche bibliographique. Le modèle thermique est donc validé d'un point de vue vitesse de combustion.

I.3.2. Confrontations entre les températures simulées et mesurées

I.3.2.1. Champs thermiques au sein du bois

Les champs thermiques au sein du bois sont étudiés. Il s'agit de comparer les températures au sein du bois dans la pièce centrale pour les assemblages bois-bois et dans le bois entre les organes pour les assemblages bois-métal. La comparaison des températures mesurées avec celles simulées pour les différents assemblages est donnée sur la figure C.14 à différentes épaisseurs de bois par rapport à la face exposée.

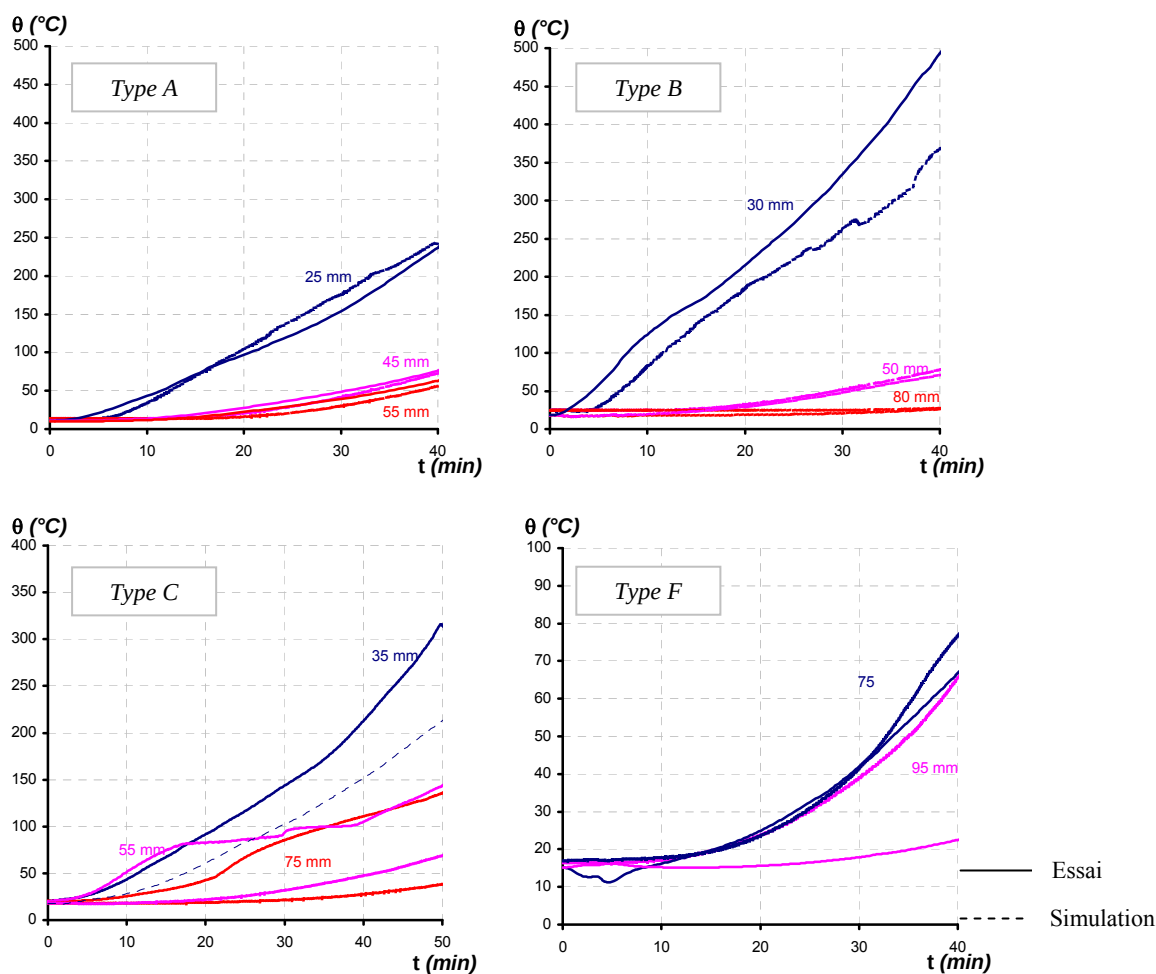


Figure C.14 : Evolution de la température dans le bois à différentes profondeurs par rapport à la face exposée

Concernant les assemblages bois-bois, les différences de températures observées sont très faibles voire quasiment nulles pour les températures au cœur du bois. Or pour des températures inférieures à 100°C, les propriétés mécaniques du bois s'altèrent rapidement. Par conséquent, l'erreur engendrée sur le comportement mécanique est très faible. Pour des températures comprises entre 100 et 300°C, les propriétés mécaniques du bois diminuent plus lentement qu'entre 20 et 100°C. L'influence d'une erreur au niveau des champs de températures est alors moins importante. Les erreurs au-delà de 300°C n'ont pas d'influence sur le comportement thermomécanique puisque le bois n'a alors plus de résistance mécanique.

Par contre, pour les assemblages bois-métal, la comparaison des températures simulées et celles mesurées met en évidence une grande différence. Celle-ci peut s'expliquer dans un premier temps par la prise de mesure en elle-même. En effet, le thermocouple peut être mal placé notamment sur l'épaisseur du bois ou il peut avoir bougé durant l'essai. Par ailleurs, le phénomène de déplacement du front de vapeur vers la plaque métallique peut également engendrer des modifications au sein du bois qui ne sont pas prises en compte par le modèle. Le passage de l'eau lors de sa migration explique alors les paliers de températures observés dans le bois et la plaque.

I.3.2.2. Champs thermiques dans les organes d'assemblage

Il est important, même si les études sur les structures en acier ne montrent aucun problème quant à l'identification des champs thermiques, de valider le modèle thermique au niveau des organes d'assemblage. La figure C.15 compare les températures mesurées et simulées au sein des broches et des boulons à différentes profondeurs par rapport à la face exposée.

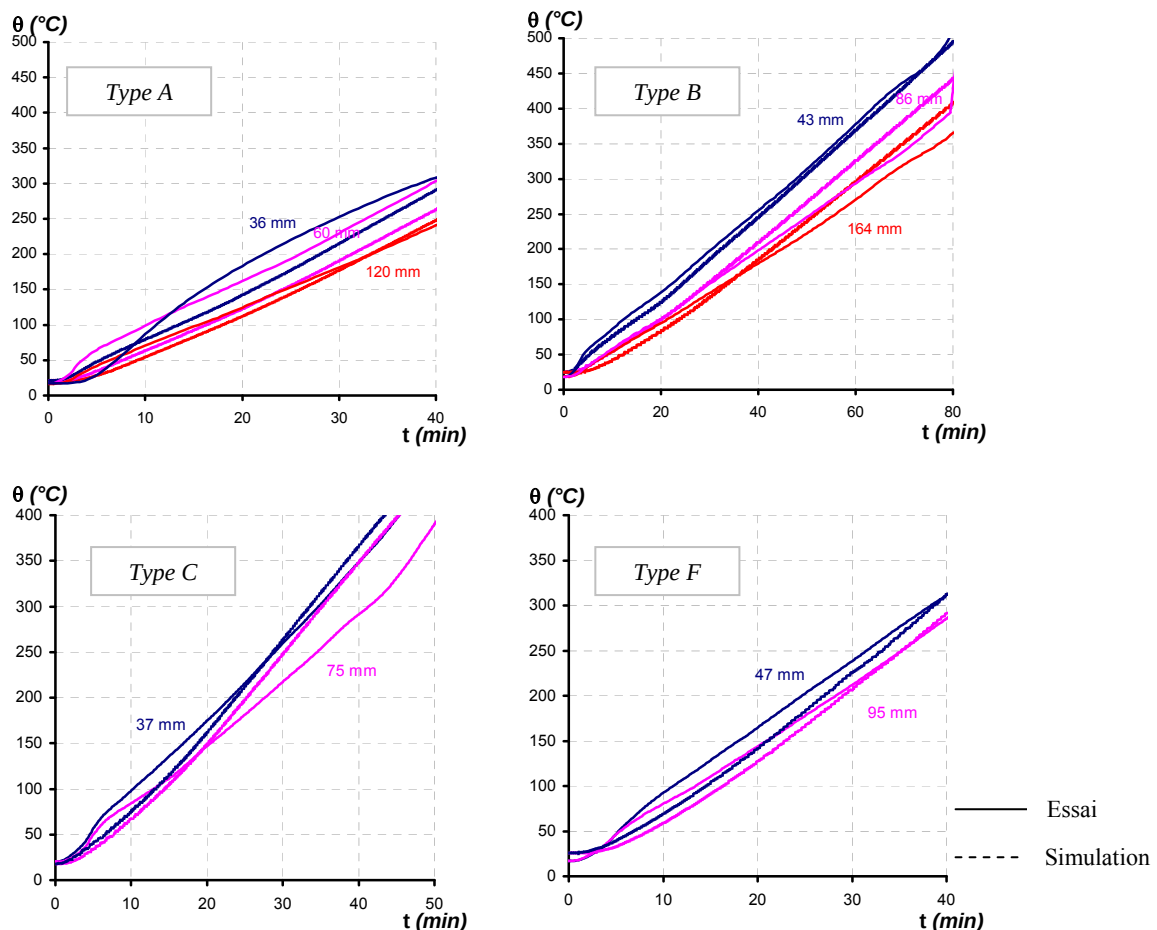


Figure C.15 : **Températures au sein des broches à différentes profondeurs par rapport à la face exposée**

A partir de la figure ci-dessus, il apparaît que les températures des broches sont relativement bien approchées puisque l'erreur relative maximale est de 12% voire 8% pour les assemblages bois-bois.

Cette erreur se produit pour des températures faibles c'est-à-dire inférieures à 400 °C. Par conséquent, la répercussion de celle-ci sur le comportement thermomécanique de l'assemblage est alors très faible voire nulle puisque l'acier commence à perdre ses caractéristiques mécaniques (notamment sa limite élastique) à partir de 400°C.

Les champs thermiques au sein du deuxième type d'organes c'est-à-dire les boulons sont donnés sur la figure C.16.

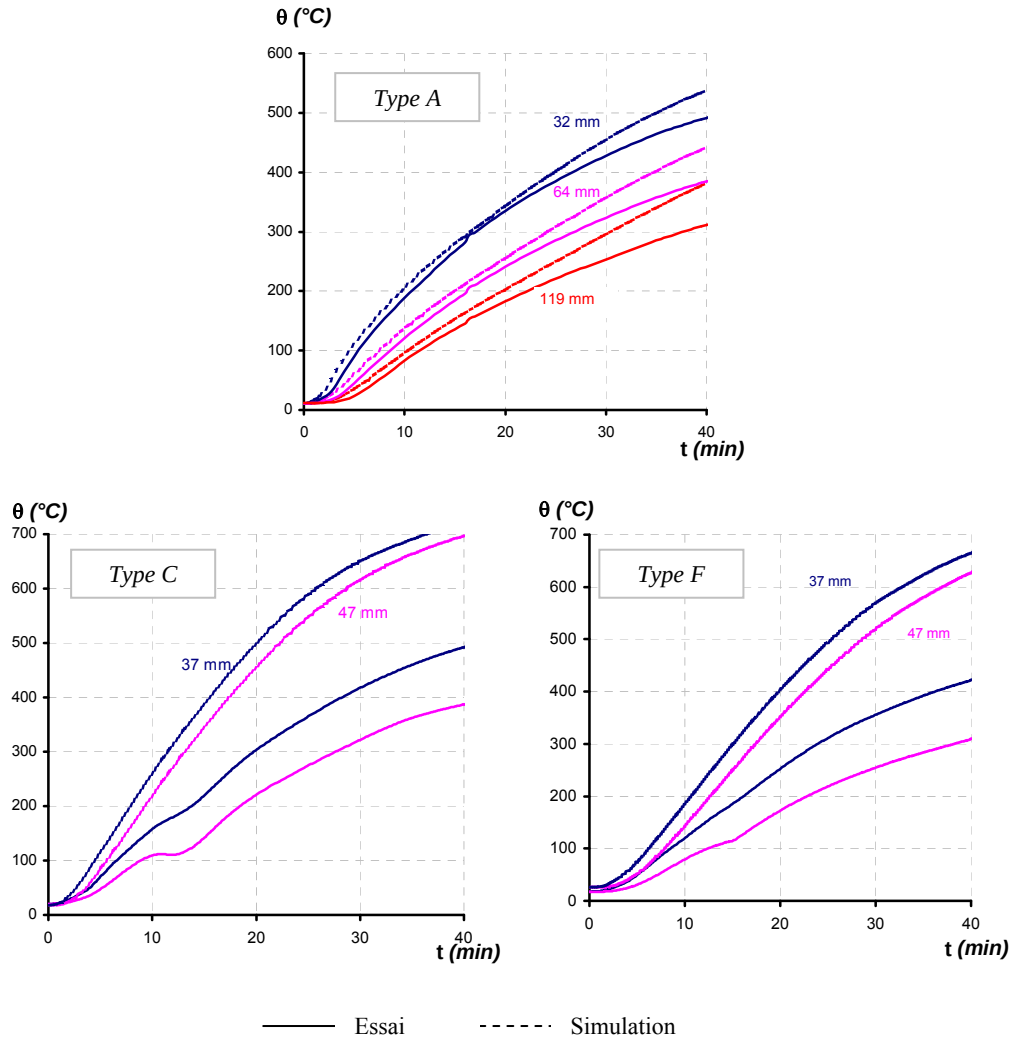


Figure C.16 : **Températures au sein des boulons à différentes profondeurs par rapport à la face exposée**

La figure C.16 montre que pour les assemblages bois-bois les champs de températures dans les boulons sont bien simulés. Toutefois de légères différences sont observées. Ceci s'explique par le fait que la tête de boulon, l'écrou et la rondelle ont des formes complexes qui n'ont pu être discrétisés exactement. Or, compte-tenu de la forte conductivité de l'acier, des petites incertitudes de maillage peuvent entraîner des erreurs conséquentes.

L'erreur est beaucoup plus importante pour les températures des boulons dans les assemblages bois-métal. Effectivement, les températures simulées sont 50% plus élevées que celles mesurées. Cette différence s'explique par la présence de la plaque métallique qui modifie les champs thermiques au sein de l'assemblage mais également, comme pour les assemblages bois-bois, par l'incertitude sur le maillage des rondelles et écrous.

Malgré ces légères incertitudes, il semble que le modèle défini dans la partie B donne de bons résultats quant à la détermination des transferts thermiques au sein des organes.

I.3.2.3. Champs thermiques dans la plaque métallique

La principale différence entre les transferts thermiques au sein des assemblages bois-bois et bois-métal est la présence de la plaque métallique. Par conséquent, il est nécessaire de valider le modèle pour la plaque métallique.

Le coefficient d'émissivité pris en compte dans le calcul d'échauffement de la plaque est 1 alors que le coefficient d'échange convectif est de 25. L'action thermique est appliquée sur toutes les faces de la plaque qui ne sont pas en contact direct avec le bois. Les résultats de la simulation sont donnés sur la figure C.17.

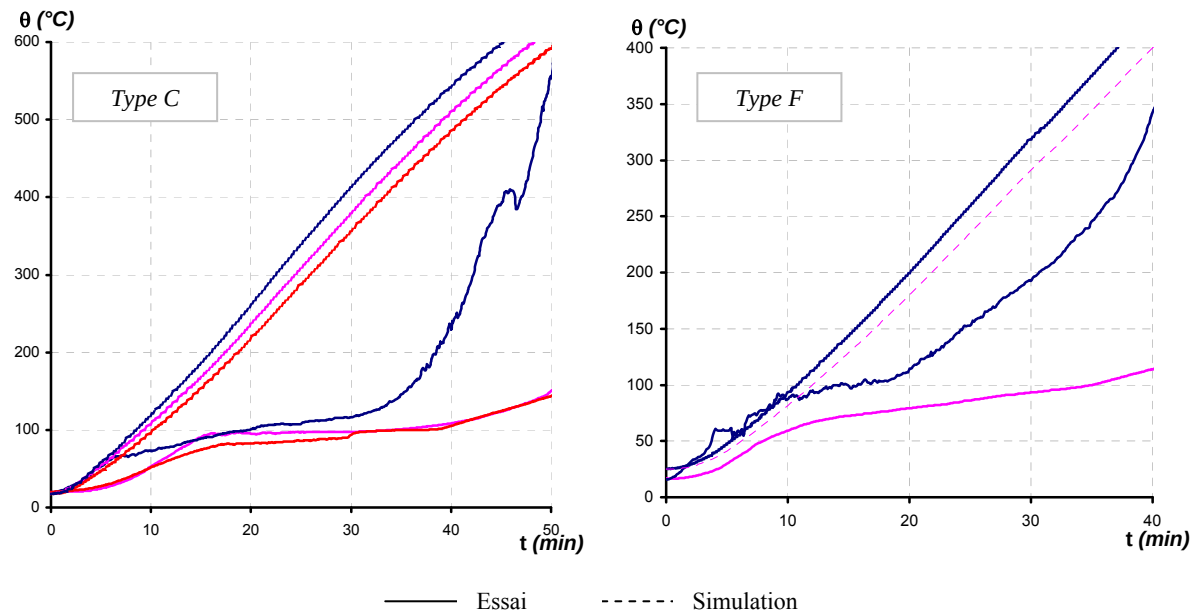


Figure C.17 : **Températures au sein de la plaque métallique**

Les températures sont mesurées en différents points à la surface de la plaque. Les températures simulées sont très différentes de celles mesurées. Cette différence est principalement due au fait que lors des essais des paliers de températures à environ 100 °C sont observés. Ces paliers ont deux origines. La première est l'exactitude des mesures. En effet, la mesure de la température de surface de la plaque est un point délicat à mesurer de part la présence du contact entre cette dernière et le bois. La seconde explication réside à dire qu'il existe une migration de vapeur d'eau du bois vers la plaque métallique. Une barrière de vapeur d'eau existe alors à la surface de la plaque. L'échauffement de la plaque est alors retardé. Or le modèle thermique mis en place ne prend pas en considération l'humidité du matériau bois. C'est pourquoi, le phénomène de migration d'eau ne peut pas être décrit. Cependant, il est nécessaire de s'interroger sur le fait qu'une plaque métallique sollicitée par des gaz chauds et compte tenu de sa forte conductivité ne subit pas un échauffement plus important. En effet, un thermocouple a été placé sur la plaque métallique au niveau du jeu qui existe entre les deux assemblages. Par conséquent, il n'est pas en contact direct avec le bois. Il n'est donc pas protégé des gaz chauds. La température qu'il mesure devrait donc être élevée. Or ce n'est pas le cas.

Toutefois, afin de déterminer si cette différence de température n'est pas induite par les conditions limites, une étude de sensibilité a été réalisée. Il s'agissait de faire varier l'émissivité et le coefficient d'échange convectif au niveau de la plaque métallique. L'émissivité valait 0 ou 1 alors que le coefficient d'échange convectif variait entre 25 et 12,5. Il en résulte que les températures simulées se rapprochent de celles mesurées pour une émissivité nulle et un coefficient d'échange convectif de 12,5. Toutefois, ceci n'est pas cohérent avec les observations faites pendant les essais puisque le bois se refermait sur la plaque. Thermiquement la plaque est alors considérée comme un corps noir. Son émissivité vaut donc 1.

Enfin, les températures mesurées et simulées sont toujours inférieures à 400 °C. Par conséquent, l'incidence de ces erreurs est négligeable dans le comportement thermomécanique.

I.3.3. Analyse et validation du modèle

Le modèle thermique apparaît adapté à notre problème. Les températures du bois sont bien simulées. Des erreurs sont cependant observées pour les températures les plus élevées. Celles-ci n'ont aucune influence sur le modèle thermomécanique puisqu'elles se produisent pour des températures supérieures à 300 °C. A cette température le bois ne présente plus de résistance mécanique. Toutefois, des erreurs plus conséquentes sont observées pour le bois dans les assemblages bois/métal. Elles sont principalement dues à la présence d'un palier de température à 100°C. Ce palier a probablement pour origine l'évaporation de l'eau et la présence d'une barrière due à la plaque métallique. Il faut également garder à l'esprit que des erreurs de mesures peuvent exister. Les températures des organes d'assemblage sont assez bien approchées. Les figures C.14, C.15 et C.16 montrent que pour les assemblages bois-bois, les champs thermiques au sein des assemblages sont bien approchés. Certaines remarques issues de l'approche expérimentale sont également observées à l'aide du modèle. Ainsi, numériquement, le fait que les boulons s'échauffent deux fois plus que les broches est également décrit comme le montre les figures C.15 et C.16.

Par contre les températures mesurées au niveau de la plaque métallique sont très éloignées des températures simulées. En effet, un palier à 100°C est observé. Cependant, les températures mesurées sont inférieures à 400°C. En dessous de cette température, les modifications des propriétés de l'acier sont très faibles. C'est pourquoi, le modèle thermique qui ne tient pas compte des phénomènes liés à l'eau est validé.

I.4. Validation du modèle thermomécanique

I.4.1. Confrontation des durées de résistance au feu mesurées à celles simulées

I.4.1.1. Détermination de la durée de résistance au feu simulée

Le modèle thermomécanique ne prend pas en compte de critères de rupture. Par conséquent, la durée de résistance au feu doit être définie. Pour cela, la courbe glissement-temps est utilisée. En effet, le pas de temps étant constant, la durée de résistance au feu est définie comme la durée à partir de laquelle la vitesse d'augmentation du glissement $\frac{\Delta g}{\Delta t} \geq 50\%$. Ce phénomène se traduit par une augmentation rapide du glissement. Or expérimentalement, il apparaît que la rupture se traduit par une augmentation rapide du glissement mesuré.

Toutefois, ce critère ne peut quelquefois pas être utilisé car le modèle n'arrive pas à converger. Cette non-convergence traduit en réalité une difficulté lors de l'assemblage des matrices de rigidité. Ceci correspond en fait à l'amorce de la rupture de l'assemblage.

I.4.1.2. Comparaison entre les durées de résistance au feu simulées et mesurées

Le tableau suivant compare les durées de résistance au feu expérimentales notées $t_{fi,exp}$ et celles simulées notées $t_{fi,sim}$ pour différents taux de chargement.

Type d'assemblage	η (%)	$t_{fi,exp}$ (min)	$t_{fi,sim}$ (min)	ε (%)
A	10	59,5	60,5	1,7
	20	45,5	46,5	2,2
	30	39,5	36	-8,9
B	10	79	100	26,6
	30	54	58	7,4
C	10	55,5	56,5	1,8
	30	36	40	11
F	10	90	68,55	24
	30	45	48	6,7

$$\text{Avec } \varepsilon = (t_{fi,exp} - t_{fi,sim}) / t_{fi,exp}$$

Tableau C.7 : **Confrontation des durées de résistance au feu mesurées à celles simulées**

Plusieurs conclusions peuvent être faites à partir de ce tableau. La première consiste à dire que lorsque les assemblages sont sollicités dans leur domaine élastique c'est-à-dire à 10 et 20%, les erreurs relatives entre l'expérimentation et la simulation sont faibles (de 1,7 à 2,2%). Seul l'assemblage de type F présente une erreur relative de 24% pour un taux de chargement de 10%. Cette erreur élevée peut s'expliquer par le fait que la durée de résistance au feu expérimentale égale à 90 min est très élevée comparativement aux autres durées de résistance au feu. Sachant qu'un seul essai a été fait, pour valider cette valeur, il serait intéressant de réaliser un deuxième essai du même type.

Lorsque l'assemblage est sollicité dans le domaine plastique, l'erreur relative augmente et est en moyenne de l'ordre de 10 %. Ce phénomène est principalement dû au fait que l'entrée dans la phase plastique n'est pas correctement décrite notamment pour les assemblages bois-métal. Par conséquent, la charge appliquée lors de la simulation correspondant à la charge réellement appliquée lors des essais, il apparaît que le taux de chargement réellement mis en place est inférieur à 30 % pour les assemblages bois-métal. Ce taux de chargement inférieur explique les durées de résistance au feu simulées supérieures.

La deuxième remarque est que le modèle donne des durées de résistance au feu supérieures à celles observées expérimentalement excepté pour l'assemblage bois-bois de type B chargé à 30%.

1.4.2. Analyse et validation du modèle

La validation du modèle thermomécanique porte principalement sur la durée de résistance au feu. Aucun critère de rupture n'est introduit dans le modèle thermomécanique. Par conséquent, la détermination de la durée de résistance numérique n'est pas nécessairement exacte. Cette détermination implique le fait que le modèle ne place pas toujours dans la sécurité. Cependant, les valeurs issues du modèle sont proches de celles expérimentales (erreur relative inférieure à 10%). Le modèle thermomécanique est donc validé.

II. Comportement des assemblages unitaires sous actions thermiques

Le principal objectif du modèle thermomécanique est de décrire les champs de contraintes dans les assemblages en fonction des champs de températures. Ces derniers varient avec la section de bois mise en jeu. Le deuxième objectif est l'étude des interactions d'efforts entre les organes. Or tous ces phénomènes sont complexes. Dans une première étape, il apparaît donc indispensable d'étudier le comportement des assemblages unitaires sous actions thermiques. Par conséquent, l'évolution du seuil plastique des assemblages unitaires en fonction de la durée d'exposition au feu et de l'épaisseur de bois est étudiée. A froid les assemblages unitaires sont principalement dimensionnés à l'aide de la théorie de Johansen [JOH 42]. C'est pourquoi, par la suite, une comparaison avec cette théorie est faite. Dans le même temps, l'évolution de la rigidité est réalisée afin d'apporter les éléments nécessaires à une approche d'Ingénierie de la Sécurité Incendie.

II.1. Principe du modèle thermomécanique

Il s'agit dans cette partie d'étudier le comportement des assemblages sous actions thermiques. Johansen a mis en évidence la dépendance de la résistance des assemblages vis à vis de la portance, du moment plastique des organes et de l'épaisseur des pièces en bois. Or, de part la combustibilité du bois, cette dernière varie avec la durée d'exposition au feu. C'est pourquoi l'influence du facteur de masse c'est-à-dire l'épaisseur de bois a été étudiée. Ainsi, des assemblages bois-bois et bois-métal unitaires ont été modélisés. L'organe d'assemblage est une broche de diamètre 16 mm. Les configurations modélisées sont décrites dans le tableau C.8.

Assemblage	h (mm)	d (mm)	t ₁ (mm)	
Bois-bois	188	16	[50 ; 250]	t ₂ = 2.t ₁
Bois-métal				e = 4mm

t₁ varie par pas de 25 mm

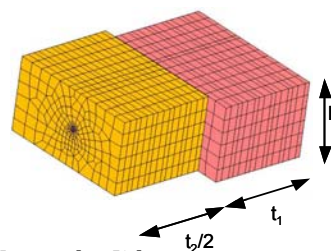


Tableau C.8 : Configuration des assemblages étudiés

Le principe du calcul thermomécanique consiste à introduire les champs de températures après 30, 60 ou 90 minutes d'exposition au feu dans le modèle mécanique. Ces champs thermiques sont définis à l'aide du modèle thermique décrit dans la partie B.III. L'action thermique est celle conventionnelle c'est-à-dire ISO R834. L'assemblage est alors sollicité sur ses quatre faces. La plaque métallique est, quant à elle, sollicitée sur ses faces qui ne sont pas directement en contact avec le bois. Un déplacement croissant est imposé à l'assemblage dans le modèle mécanique. Le principe de cette modélisation est résumé sur la figure C.18.

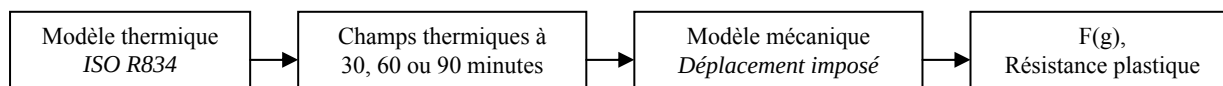


Figure C.18 : Principe de modélisation du comportement thermomécanique des assemblages unitaires

II.2. Courbes force-déplacement

Les courbes force-déplacement définies par les simulations montrent une modification de la rigidité et de la phase plastique avec l'augmentation de l'épaisseur de bois (figure C.19).

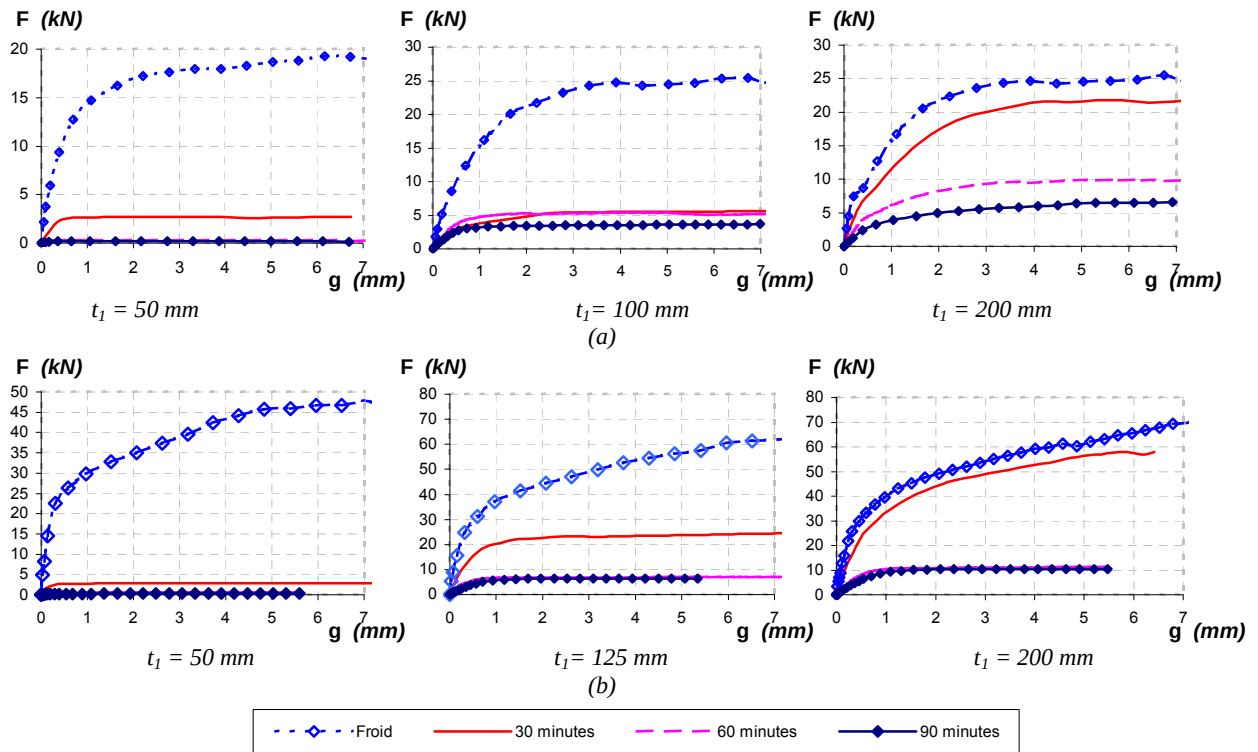


Figure C.19 : *Courbe force – déplacement : (a) bois-bois, (b) bois-métal*

Pour les assemblages bois-bois et bois-métal, il apparaît que pour les faibles épaisseurs, pour les trois durées d'exposition au feu, le seuil de plasticité est principalement induit par la plasticité du bois. Un palier horizontal est observé. Avec l'augmentation de l'épaisseur du bois, le palier plastique a une évolution qui se modifie. En effet, il n'est plus horizontal. Cette évolution, notamment notable pour une durée d'exposition au feu de 30 minutes, traduit une mise en plastification de l'organe d'assemblage et de la plaque métallique. Pour des épaisseurs de bois de 200 mm, le fonctionnement de l'assemblage après 30 minutes d'exposition au feu est quasiment identique à celui à froid. La phase plastique est similaire à celle constatée à froid.

La figure C.19 montre également une évolution de la rigidité et de la résistance plastique selon la durée d'exposition au feu et l'épaisseur de bois mis en jeu. Ainsi, pour les épaisseurs de bois étudiées, il semble que les rigidités et les résistances plastiques à 60 et 90 minutes soient très proches l'une de l'autre quelle que soit la durée d'exposition au feu. De même, pour une épaisseur de bois de 50 mm, la durée d'exposition au feu a peu d'influence sur ces deux valeurs. Il paraît donc nécessaire d'étudier l'évolution de la rigidité et du seuil plastique en fonction de la durée d'exposition au feu mais également de l'épaisseur de bois.

II.3. Evolution de la rigidité

Les courbes force-déplacement obtenues par les simulations permettent de définir la rigidité élastique des assemblages. En effet, cette dernière est définie comme étant la pente de la tangente de la partie élastique de la courbe $F(g)$.

Comme le montre la figure C.20, l'évolution des raideurs n'est pas linéaire. Elle présente des paliers notamment pour la durée d'exposition au feu de 30 minutes.

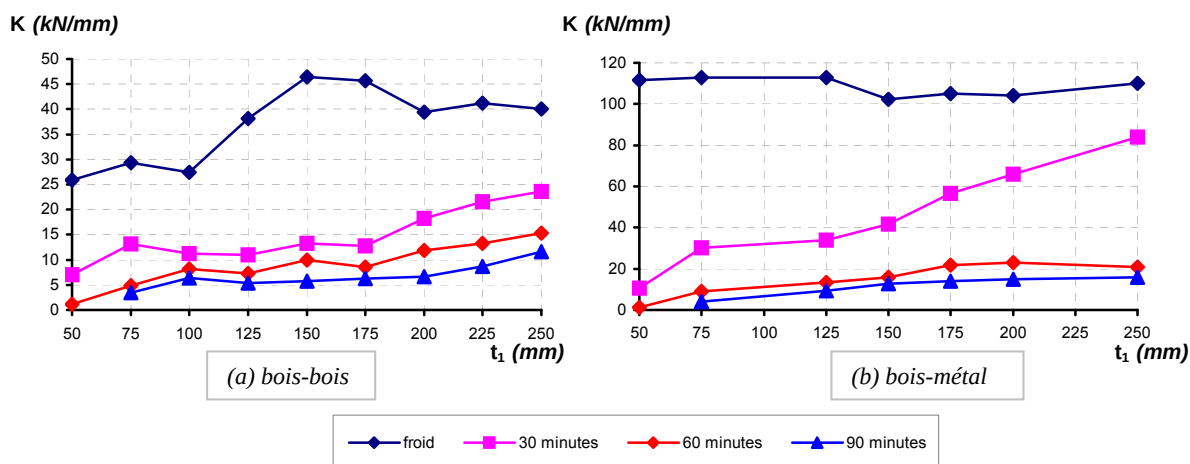


Figure C.20 : **Evolution de la raideur en fonction de la durée d'exposition au feu et de t_1**

La figure C.20 indique également que, dans les plages de valeurs d'épaisseur de bois étudiées, la rigidité sous actions thermiques est inférieure à celle à froid. Pour les assemblages bois-bois, pour des durées d'exposition au feu de 30 minutes, la rigidité représente entre 27 et 60 % de la rigidité initiale. Pour des durées d'exposition au feu de 60 ou 90 minutes, la rigidité varie entre 4 % et 38 % de la valeur initiale. Les paliers observés sur la figure C.20 traduisent le début de la plastification de la broche.

Pour les assemblages bois-métal, les champs thermiques obtenus pour une exposition de 30 minutes engendrent une diminution de la raideur comprise entre 22 % et 90 %. Pour les épaisseurs de bois supérieures à 200 mm, malgré une résistance plastique quasiment identique à celle à froid (figure C.19), la rigidité est modifiée par l'élévation de températures. Elle ne représente plus que 78 % au maximum de la raideur initiale.

Cependant, la figure C.21 montre que pour des durées d'exposition au feu supérieures à 30 minutes la rigidité des assemblages bois-bois diminue moins rapidement que pour les assemblages bois-métal. Par contre, pour une durée d'exposition inférieure, la diminution de la rigidité des assemblages bois-métal est, pour une même épaisseur de bois, inférieure à celle des assemblages bois-bois. Ceci s'explique par la présence de la plaque métallique. En effet, pour de longues expositions au feu la plaque métallique non protégée est soumise à des champs thermiques plus importants que ceux dans la pièce centrale en bois. Ceci se traduit par une perte de rigidité.

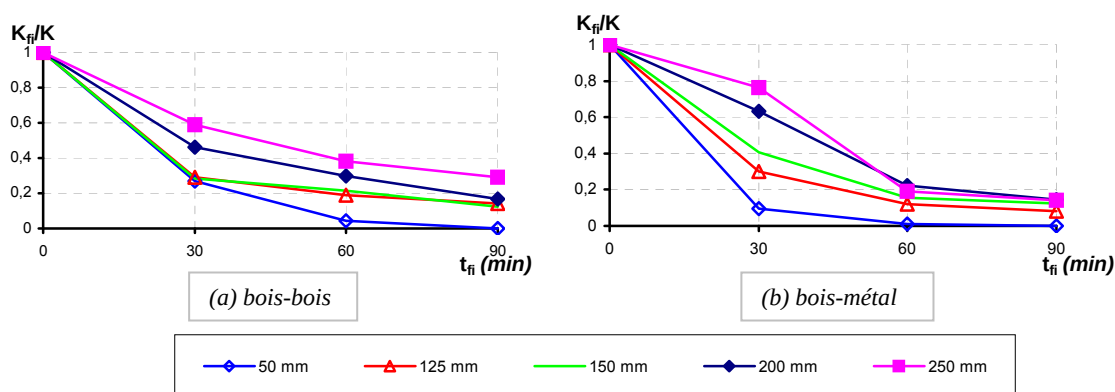


Figure C.21 : **Evolution du coefficient de réduction de la rigidité en fonction de la durée d'exposition au feu**

II.4. Evolution du seuil plastique en fonction de l'épaisseur de bois

La variation de la rigidité en fonction de la durée d'exposition au feu a donc été étudiée et fait apparaître une évolution non monotone. Il est alors intéressant d'analyser l'évolution de la résistance des assemblages en fonction de ces paramètres. Cependant, le modèle thermomécanique ne prend pas en considération de critère de rupture. C'est pourquoi, la résistance donnée par la suite n'est pas la résistance à la rupture mais un seuil plastique déterminé par la méthode des tangentes (figure C.22).

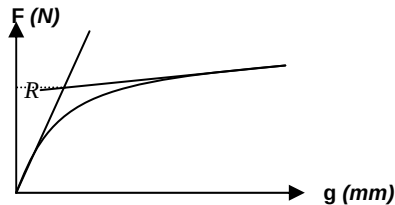


Figure C.22 : *Détermination du seuil plastique par la méthode des tangentes*

II.4.1. Simulations

L'évolution des seuils plastiques en fonction de la durée d'exposition au feu est donnée sur la figure C.23.

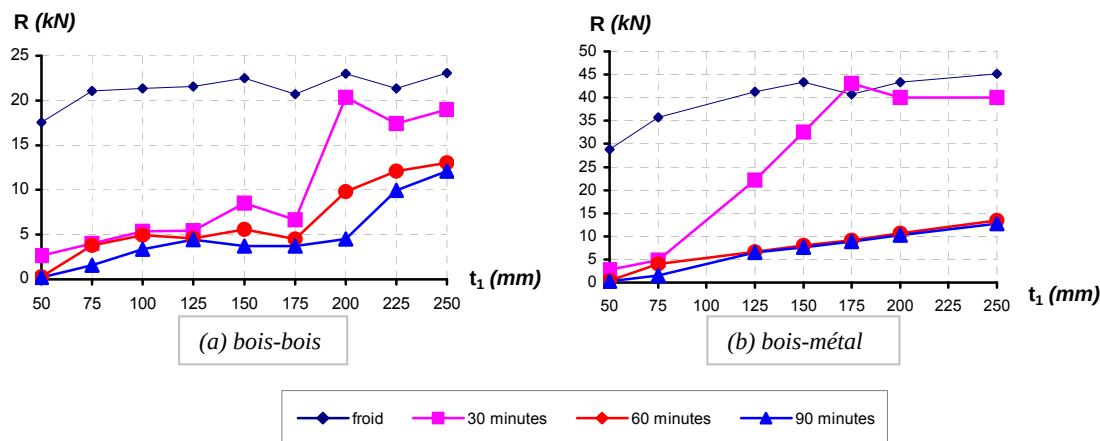


Figure C.23 : *Evolution de la résistance des assemblages unitaires en fonction de t_1 et de la durée d'exposition au feu*

Dans un premier temps, cette figure montre que la résistance n'augmente pas linéairement et ce quelle que soit la durée d'exposition au feu. En effet, pour une même durée d'exposition au feu, l'augmentation linéaire de l'épaisseur de bois n'engendre pas une augmentation linéaire de la résistance. Deux voire trois phases correspondant à des changements de pentes ou des paliers peuvent être observées. Par exemple, pour une durée d'exposition au feu de 30 minutes, pour les assemblages bois-métal, trois phases apparaissent. La première est une phase de croissance pour des épaisseurs comprises entre 50 et 75 mm. Un changement de pente de cette croissance est remarqué jusqu'à une épaisseur de 175 mm. Au-delà de cette dernière, un palier horizontal est observé.

La présence de ces paliers rejoint les constatations de Povel [POV 02] (voir paragraphe A.II). En effet, son modèle analytique basée sur l'analyse limite a montré que l'évolution de la résistance en fonction de l'épaisseur de bois latéral faisait apparaître trois phases. Elles se caractérisent par des changements brusques de pente. Ces derniers correspondent en réalité à une modification du fonctionnement de l'assemblage se traduisant par un changement du mode de ruine.

II.4.2. Comparaison des simulations avec la théorie de Johansen

Le modèle de Povel étant basé sur la théorie de Johansen, la constatation citée précédemment amène à comparer les résultats des simulations avec cette dernière. La résistance plastique de chaque assemblage unitaire est donc calculée à l'aide des équations A.6 et A.7. La portance de référence à froid vaut 37 MPa. La résistance limite élastique de l'acier est fixée à 400 MPa. Le moment plastique M_y est donné par l'équation suivante :

$$M_y = 0,3 \cdot f_u \cdot d^{2,6} \quad (C.2)$$

Concernant la prise en considération des champs thermiques, la température de référence du bois correspond à la moyenne des températures du bois en dessous de l'isotherme 300°C. L'épaisseur de bois $t_1(\theta)$ est définie comme étant l'épaisseur de bois sain (c'est-à-dire dont la température est inférieure à 300°C). La température de référence de l'organe d'assemblage est la moyenne des températures des nœuds situés sur sa longueur. La comparaison entre le coefficient de réduction du seuil plastique calculé à partir de la théorie de Johansen et celui issu des simulations est représentée sur la figure C.24.

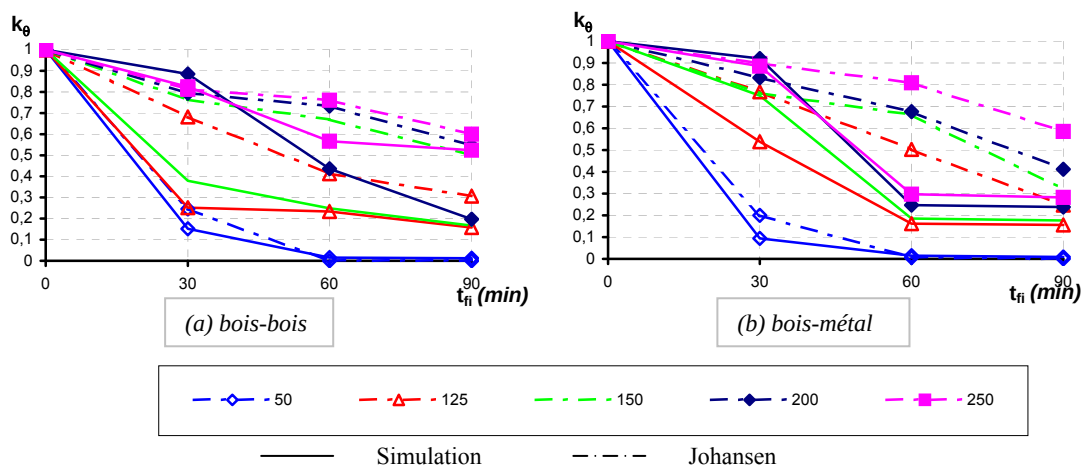


Figure C.24 : **Comparaison du coefficient de réduction du seuil plastique simulé avec celui calculé par Johansen**

La figure C.24 met en évidence une bonne corrélation entre la théorie de Johansen et les simulations pour les assemblages bois-métal. Seules les simulations pour une durée d'exposition de 60 min font apparaître une divergence entre les deux types de calculs. L'analyse des champs de contraintes notamment au niveau de la plaque montre une plastification importante de cette dernière (figure C.25). Il faudrait alors prendre en considération la pression diamétrale induite par l'organe au niveau de la plaque dans la théorie de Johansen.

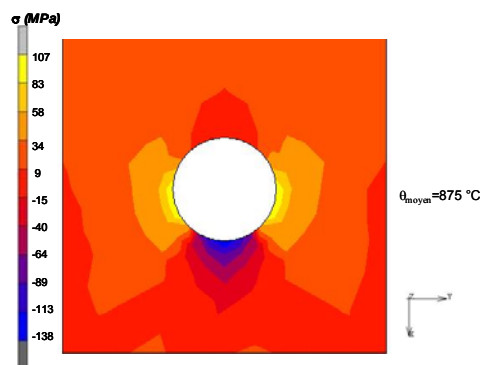


Figure C.25 : **Plastification de la plaque métallique au seuil plastique pour les assemblages unitaires d'épaisseur 150 mm exposés 60 min**

La comparaison pour les assemblages bois-bois montre que pour l'épaisseur de 50 mm, la théorie de Johansen et les simulations donnent des résultats identiques. Il en est de même pour les épaisseurs supérieures à 200 mm notamment pour la durée d'exposition au feu de 30 minutes. Cependant, pour les épaisseurs intermédiaires l'erreur est conséquente. Elle se réduit pour la durée d'exposition de 90 minutes. Ce phénomène peut s'expliquer par la valeur de la portance du bois. Ainsi, dans la théorie de Johansen, elle est fixée à 37 MPa à 20 °C. Or pour des épaisseurs de bois faibles, le comportement de l'assemblage est régi par le bois. Une erreur sur la portance du bois va alors modifier la résistance de l'assemblage. La figure C.26 représente l'évolution du coefficient de réduction du seuil plastique. La résistance des assemblages est calculée en prenant en considération la portance du bois issue des simulations. Elle correspond à la valeur maximale de la contrainte de portance calculée à partir des efforts de contact (voir annexe 1) le long de l'organe.

La figure C.26 montre que l'erreur pour les assemblages bois-bois a diminué avec la prise en compte des valeurs de portance simulées. Par contre, pour les assemblages bois-métal, les courbes restent inchangées. L'erreur induite par l'échauffement de la plaque est toujours présente.

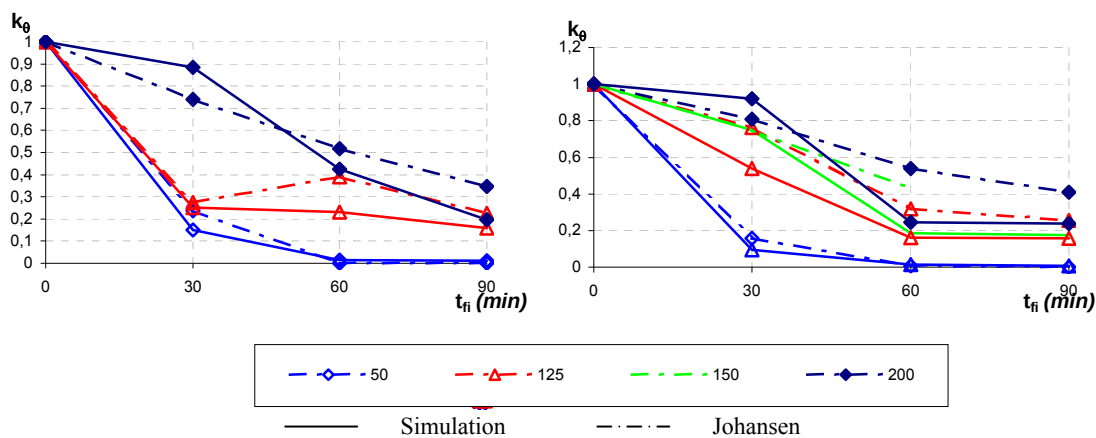


Figure C.26 : **Comparaison du coefficient de réduction du seuil plastique simulé avec celui calculé par Johansen à l'aide des portances simulées : (a) bois-bois, (b) bois-métal**

Afin de mieux comprendre l'évolution de la résistance des assemblages qui d'après Johansen est fortement liée à la portance, cette dernière est étudiée (figure C.27).

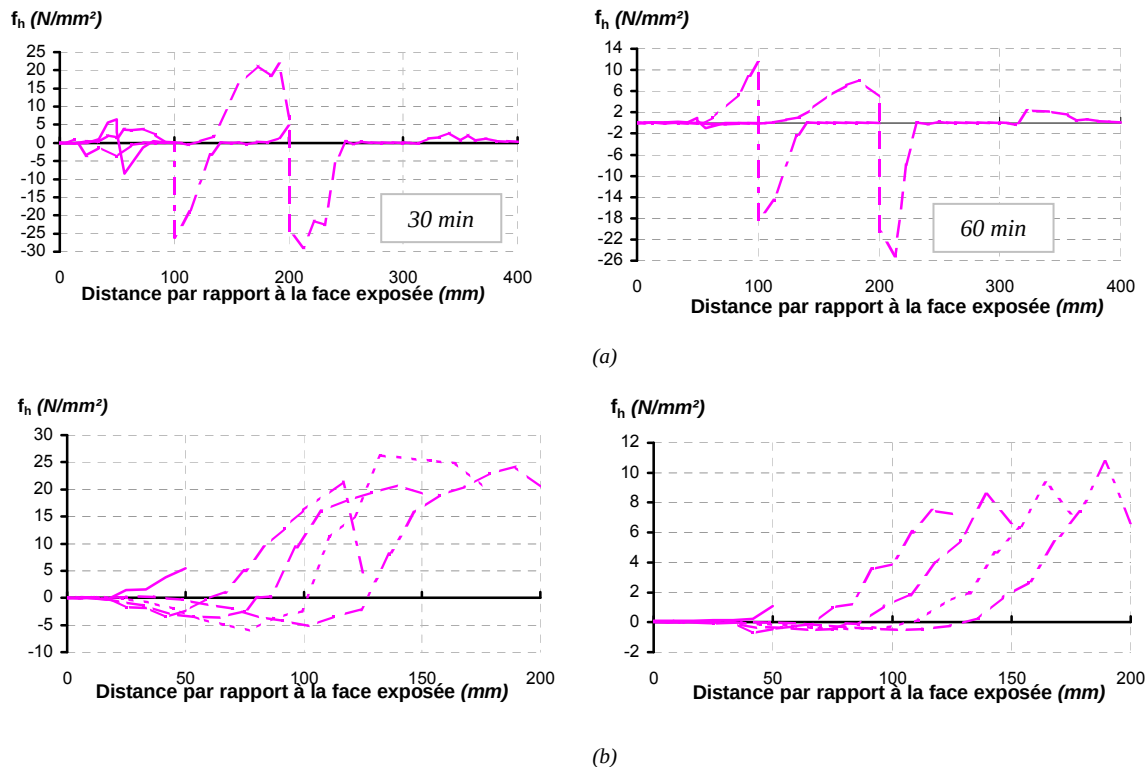


Figure C.27 : Evolution des efforts de contact au seuil plastique : (a) bois-bois, (b) bois-métal

La présence de champs thermiques au sein des assemblages implique une modification du contact entre les éléments assemblés. En effet, la partie carbonisée du bois n'a plus de résistance mécanique. Aucun effort relatif au contact ne peut alors être repris.

Un changement de l'évolution de la répartition des efforts de contact est observé entre 30 et 60 minutes. En effet, pour une durée d'exposition au feu de 30 minutes, les efforts de contact sont quasiment constants sur une distance d'environ 25 à 50 mm par rapport à l'interface des pièces. Ce phénomène n'est pas observé pour une durée d'exposition de 60 min. Les efforts de contact sont dans ce cas croissants. Ce changement d'évolution traduit une modification du mode de fonctionnement de l'assemblage associée à la réduction de la section de bois. Pour illustrer ceci, les contraintes de cisaillement dans le bois au niveau de l'interface entre les pièces sont données pour les assemblages bois-métal d'épaisseur 150 mm sur la figure C.28.

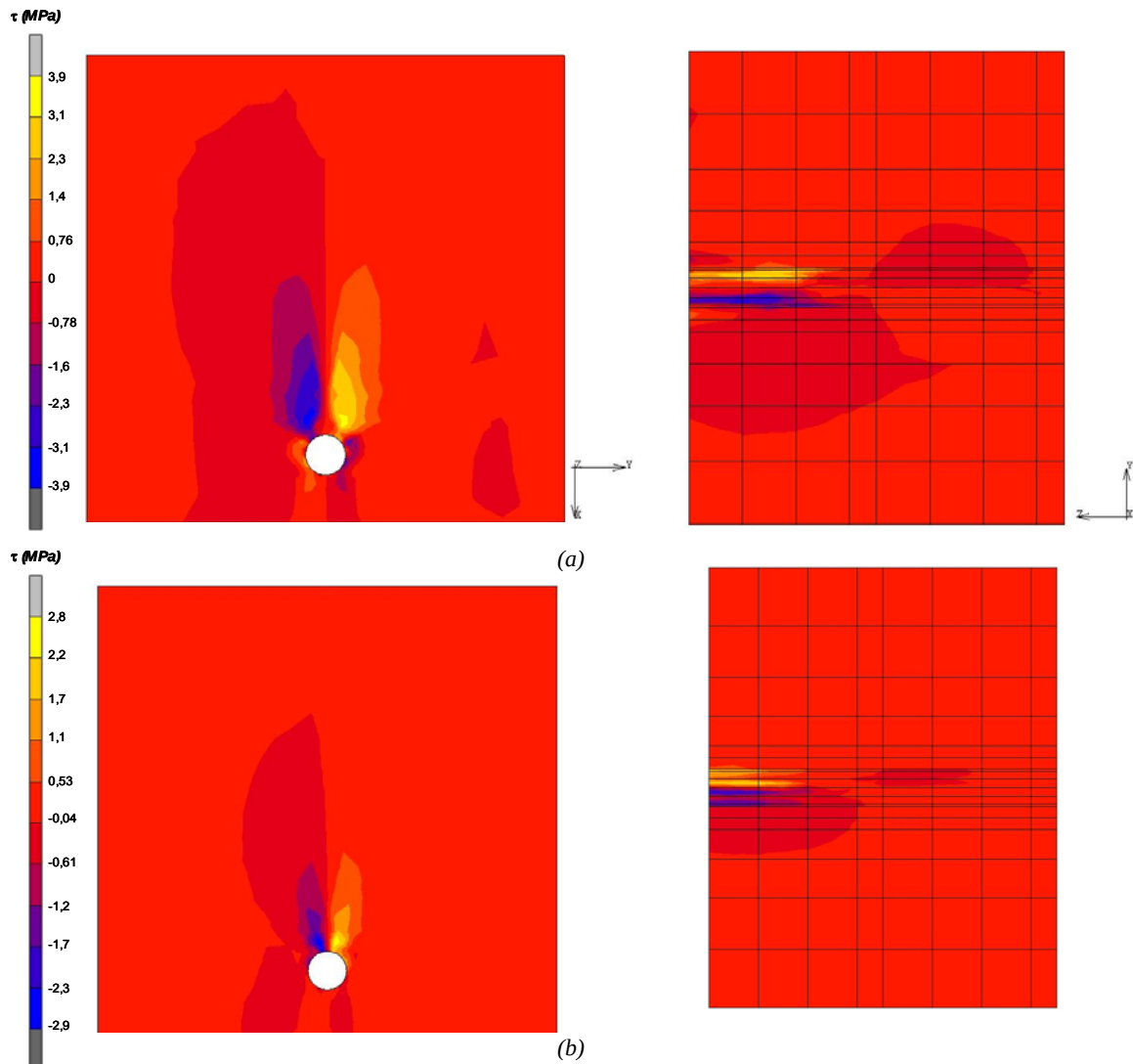


Figure C.28 : *Répartition des contraintes de cisaillement au seuil plastique pour les assemblages bois-métal d'épaisseur 150 mm : (a) 30 min, (b) 60 min*

Il apparaît qu'à 30 minutes le bulbe de contraintes de cisaillement est plus diffus que pour une durée d'exposition au feu de 90 minutes. Le long de l'organe les contraintes de cisaillement sont réparties plus uniformément à 30 minutes. La réduction de la section de bois sain est à l'origine de ce phénomène. En effet, la figure C.29 illustre l'évolution de la température du bois le long de l'organe. En toute logique, la section de bois sain est plus petite à 90 minutes. Ces champs thermiques associés aux champs de contraintes de cisaillement expliquent le palier horizontal observé sur la figure C.27.

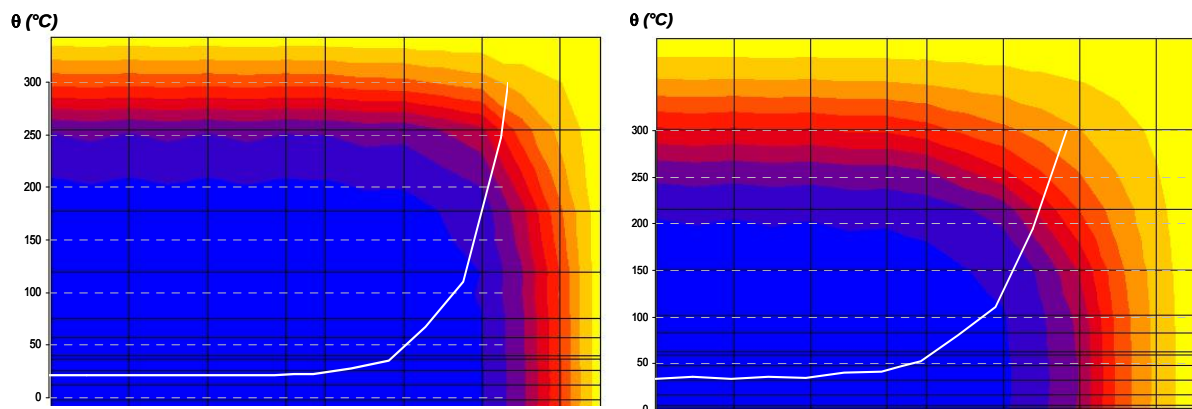


Figure C.29 : *Evolution de la température dans le bois le long de l'organe pour l'assemblage unitaire bois-métal d'épaisseur 150 mm*

Les figures C.23 et C.24 montrent que la résistance obtenue par les simulations ou par la théorie de Johansen n'augmente pas linéairement avec l'augmentation de l'épaisseur de bois. Différentes phases sont observées. Ces dernières correspondent à une modification des modes de ruine [POV 02]. Il semble donc nécessaire, compte tenu de l'absence de critère de rupture dans le modèle, de définir les modes de fonctionnement des assemblages.

II.4.3. Détermination des modes de fonctionnement

La figure C.30 illustre les modes de rupture des assemblages issus de Johansen.

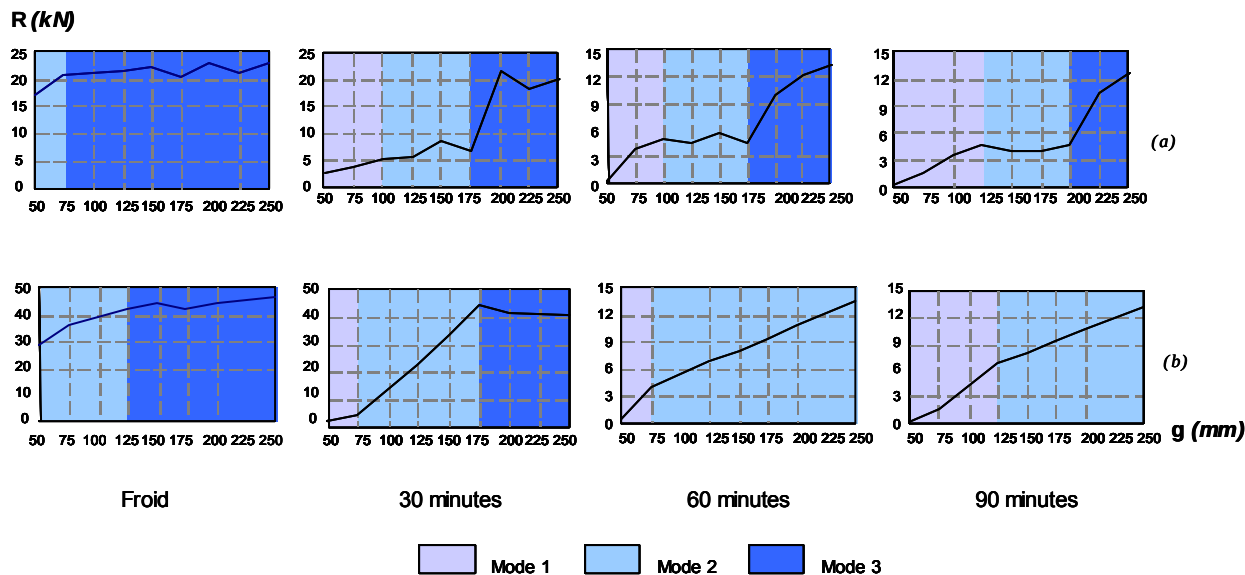


Figure C.30 : Evolution des modes de fonctionnement des assemblages en fonction de la durée d'exposition au feu selon la résistance simulée : (a) bois-bois, (b) bois-métal

D'après la figure C.30, les trois paliers correspondent aux changements des modes de fonctionnement. Quand deux paliers sont observés, les modes de fonctionnement 1 ou 3 ne sont pas atteints.

Pour les assemblages bois-métal, le mode de ruine de type 2 implique une résistance plastique identique que les durées d'exposition au feu de 60 et 90 minutes. La plastification de la broche est alors indépendante de l'épaisseur de bois carbonisé. Le fonctionnement de l'assemblage repose alors principalement sur le comportement de l'acier. De plus, il apparaît que le passage du mode 1 au mode 2 implique une diminution de la vitesse d'augmentation de la résistance avec l'épaisseur de bois moins importante. Un palier horizontal peut même être observé. Ce phénomène traduit une rupture qui devient plus ductile car liée à la plastification de l'acier et notamment de la plaque.

L'apparition de ces paliers pour les assemblages bois-bois montre qu'une augmentation de l'épaisseur de bois n'implique pas un seuil plastique plus élevé. Par conséquent, l'augmentation de la masse de bois n'implique pas obligatoirement une meilleure résistance au feu. Il est donc intéressant lors du dimensionnement des assemblages de prendre en compte ce phénomène.

Pour des faibles épaisseurs, la résistance pour les trois niveaux d'exposition au feu est quasiment identique. Pour ce type de configuration, la résistance du bois sous élévation de température est le facteur dimensionnant.

Enfin, pour une durée d'exposition au feu de 30 minutes, la résistance plastique peut être égale voire supérieure à celle obtenue à froid. Ce phénomène s'explique par un passage à un mode de fonctionnement de type 3 c'est-à-dire principalement basée sur la plasticité de l'acier. Or l'organe étudié est une broche. Pour les assemblages unitaires d'épaisseur t_1 supérieure à 200 mm, sa température n'atteint pas 400°C. La résistance limite f_y de l'acier n'est donc modifiée par la température (voir figure A.50). Il est ainsi normal que l'échauffement de l'assemblage n'induisse pas de changement de fonctionnement de l'assemblage. En terme de résistance plastique, pour des épaisseurs de bois supérieures à 200 mm une durée de stabilité au feu de 30 min peut être atteinte avec un taux de chargement identique à celui à froid.

II.5. Bilan

En résumé, dans un premier temps, l'étude des assemblages unitaires sous actions thermiques a montré que la rigidité diminuait avec la température. Ainsi, il est apparu que les assemblages bois-bois avaient une rigidité qui diminuait quasiment linéairement avec la durée d'exposition au feu quelle que soit la durée d'exposition au feu. Cette diminution linéaire n'est pas observée pour les assemblages bois-métal. En effet, les réductions des rigidités pour une durée d'exposition de 60 et 90 min sont identiques ou très peu différentes l'une de l'autre. Ce phénomène lié à la présence de la plaque métallique amène à une rigidité plus élevée que celle des assemblages bois-bois. Cette étude apporte un complément à l'Eurocode 5 partie 1.2 concernant le coefficient de réduction de la rigidité des assemblages.

Dans un second temps, l'analyse des valeurs des seuils plastiques a montré que l'augmentation de l'épaisseur de bois n'engendrait pas systématiquement une valeur au seuil plastique plus élevée. Ainsi, un dimensionnement prenant en considération le mode de fonctionnement de l'assemblage serait judicieux. Par exemple, un mode de fonctionnement de type III (apparition de deux rotules plastiques au sein de l'organe d'assemblage) implique un seuil plastique constant malgré l'augmentation de l'épaisseur de bois. De plus, pour la durée d'exposition au feu de 30 min, l'échauffement de l'assemblage n'implique pas une diminution de la résistance de ce dernier. Enfin, pour des épaisseurs de bois inférieures à 75 mm, le comportement de l'assemblage est régi par la diminution de bois sain et est indépendant de la durée d'exposition au feu. Pour des épaisseurs supérieures, le comportement des assemblages soumis au feu pendant 60 minutes est peu différent du comportement de ceux sollicités 90 minutes.

En conclusion, cette étude met en évidence le fait que le seuil de plastique est fortement lié au mode de fonctionnement de l'assemblage. Or la multiplication des organes modifie ce dernier. En effet, à froid, les études ont montré l'existence d'interactions entre les organes prises en compte par l'intermédiaire d'un nombre effectif. Il traduit le fait que la résistance de l'assemblage comportant n organes n'est pas égale à n fois la résistance de l'assemblage unitaire. Par conséquent, il est indispensable d'étudier leur comportement et notamment l'évolution du nombre effectif en fonction des champs thermiques.

III. Comportement thermomécanique des assemblages multiples

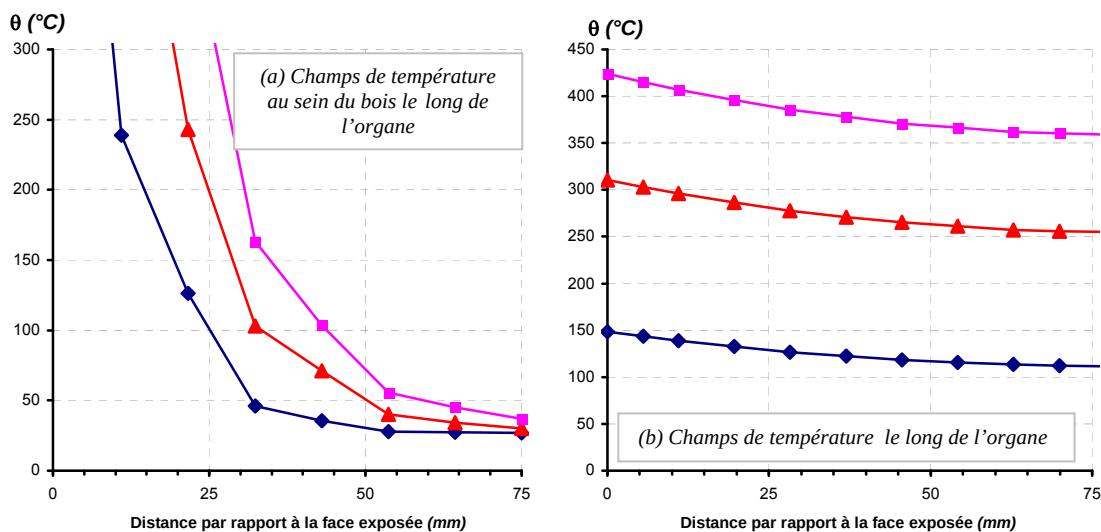
Les assemblages unitaires ont apporté des réponses d'un point de vue seuil plastique et rigidité. Cependant, la recherche bibliographique a montré que la multiplication des organes induisait des phénomènes complémentaires tels l'interaction des contraintes entre les organes. Pour examiner ces interactions, le nombre effectif issu de la répartition des efforts entre organes est étudié. Dans un premier temps, les assemblages comportant des organes de 16 mm de diamètre sont étudiés afin de comparer les résultats à ceux obtenus pour les assemblages unitaires. Dans un second temps, le comportement des assemblages ayant des organes de 12 et 20 mm est simulé. Ces deux valeurs de diamètre ont été choisies car elles correspondent aux valeurs extrêmes des diamètres utilisés dans la construction bois. Enfin, une analyse multiparamètre est réalisée dans l'objectif d'apporter une aide au dimensionnement des assemblages.

Il est indispensable de rappeler que cette étude porte sur les configurations d'assemblage comportant deux files de quatre organes (trois broches et un boulon) sollicités en traction. L'épaisseur de l'élément central des assemblages bois-bois est prise égale au double de l'épaisseur des éléments latéraux. L'épaisseur de la plaque métallique correspond à la moitié du diamètre des organes.

III.1. Evolution de n_{eff} en fonction de la température

III.1.1. Etude des assemblages bois-métal ($d=16$ mm)

La figure C.31 résume les champs de températures et les efforts de contact pour l'assemblage de type C en fonction de la durée d'exposition au feu pour un taux de chargement de 30 %.



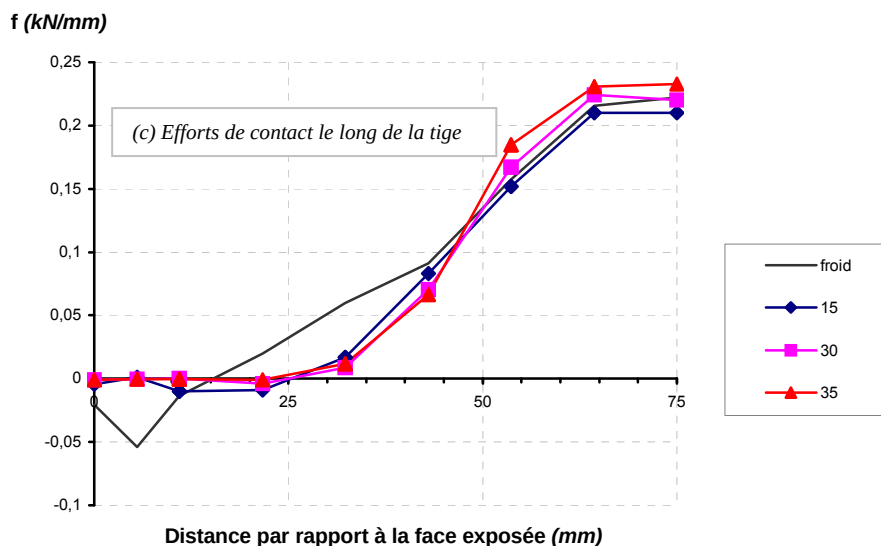


Figure C.31 : *Evolution des efforts de contact en fonction de la durée d'exposition au feu*

La figure C.31 montre une redistribution des efforts de contact avec l'élévation de la température. En effet, les efforts de contact deviennent nuls au fur et à mesure que le bois se carbonise c'est-à-dire proche de la face exposée. Dans le même temps, la partie de bois non carbonisée reprend des efforts de contact plus importants. Ceci se traduit par un palier horizontal dans le bois au niveau de l'interface avec la plaque. Ce palier engendre une concentration des efforts pouvant accélérer la rupture.

La répartition des efforts entre les organes en fonction de la température pour l'assemblage d'épaisseur t_1 égale à 75 mm (type C du tableau C.1) pour un taux de chargement de 30 % est récapitulée sur la figure C.33. La dénomination des organes est donnée sur la figure C.32.

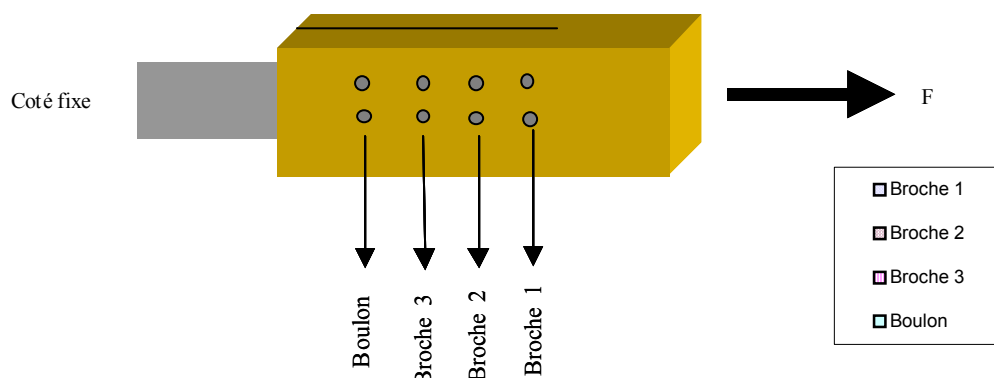


Figure C.32 : *Définition des organes d'assemblage*

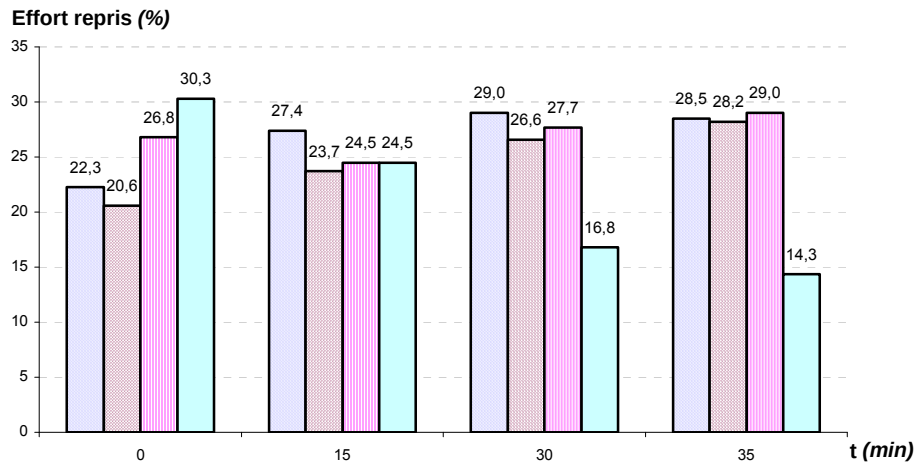


Figure C.33 : **Répartition des efforts repris par les organes d'assemblage en fonction de la durée d'exposition au feu ($t_{fi} = 40 \text{ min}$)**

La figure ci-dessus met en avant le fait que le boulon reprend les efforts les plus importants à froid mais que cette tendance s'inverse lorsque les champs de température augmentent. En effet, le boulon est l'organe le plus proche du talon. Or le bois constituant le talon est sollicité thermiquement sur quatre de ses faces. Les températures au sein du bois sont alors élevées et le bois est carbonisé sur quatre faces de la poutre. Par conséquent, la résistance du bois en contact avec le boulon est plus faible qu'au niveau des autres organes d'assemblage. La transmission des efforts entre le bois et l'acier est alors perturbée car la surface cylindrique par laquelle transitent les efforts est alors déformée par la carbonisation du bois. De plus, il est à noter que le boulon s'échauffe deux fois plus que les broches. Ses propriétés mécaniques diminuent alors plus vite. Le boulon voit alors sa résistance diminuer rapidement.

Parallèlement à la diminution des efforts repris par le boulon, l'organe le plus éloigné du talon devient alors celui qui reprend la majorité des efforts au sein de l'assemblage. Cependant, lorsque la rupture est proche, la répartition des efforts s'uniformise entre les trois broches. Cette uniformisation reflète la redistribution des efforts, non repris par le boulon, à travers les trois broches.

Il est intéressant de noter que la broche la plus éloignée du talon et celle la plus proche du boulon sont les deux organes qui sont le plus sollicités à l'approche de la rupture. La configuration des deux organes extrêmes les plus sollicités décrite à froid dans le paragraphe A.1 est donc également obtenue sous sollicitations thermiques.

La répartition des efforts entre organes permet la détermination du nombre effectif. Ce dernier correspond au rapport entre quatre fois l'effort maximum des efforts F_i ($i=1..4$) repris par les organes sur la somme des efforts repris par les organes (figure C.34).

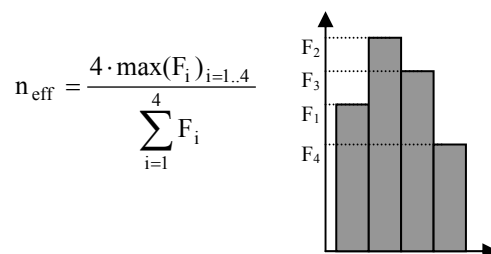


Figure C.34 : **Définition du nombre effectif**

La figure C.35 montre alors l'évolution du nombre effectif en fonction de la durée d'exposition au feu pour l'assemblage de type C sollicité par un taux de chargement de 30%. La diminution de l'effort repris par le boulon se traduit par une baisse du nombre effectif. En effet, le fait que le boulon ne reprenne pas ou peu d'effort engendre une diminution du nombre effectif d'environ 15%. Cette figure montre alors que la multiplication par huit du nombre d'organes implique une diminution de la résistance comprise entre 85 et 95 % par rapport à la résistance d'un assemblage unitaire.

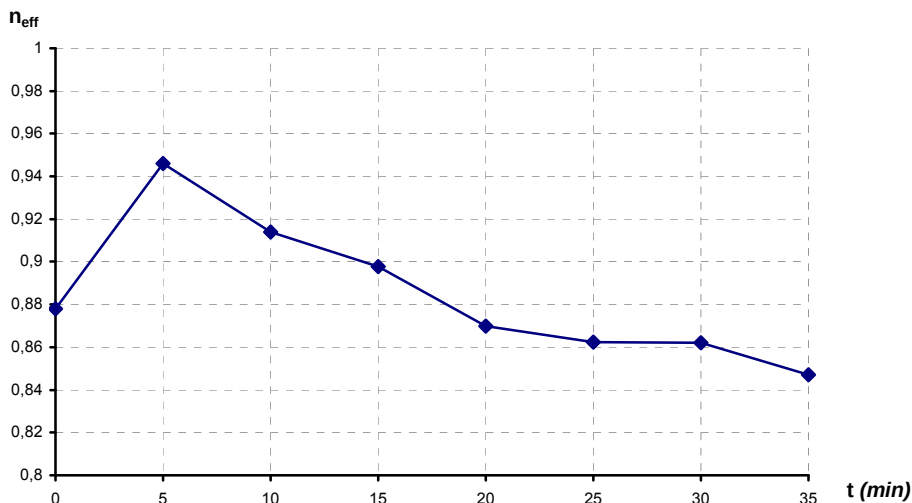


Figure C.35 : Evolution de n_{eff} en fonction de la durée d'exposition au feu pour l'assemblage de type C ($t_{fi} = 40$ minutes)

III.1.2. Etude des assemblages bois-métal ($d=12$ et 20 mm)

La même procédure que celle citée précédemment est utilisée pour définir le nombre effectif pour des assemblages avec des organes de diamètre 12 et 20 mm. L'analyse des champs thermiques a montré que les températures des organes dépendaient principalement de leur type (boulon ou broche) et non de leur diamètre. L'épaisseur de bois mis en place est, comme il a été dit dans la partie A.1, un facteur pris en considération dans la théorie de Johansen. C'est pourquoi, la figure C.32 donne l'évolution du nombre effectif en fonction de l'épaisseur de bois et également du taux de chargement.

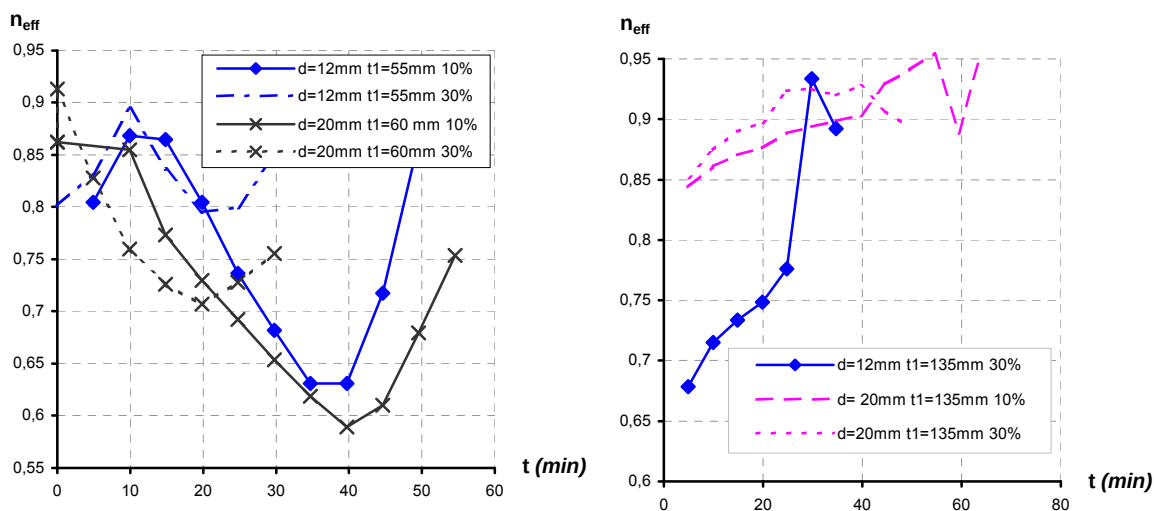


Figure C.36 : Influence du taux de chargement et du diamètre sur n_{eff}

La figure C.36 met en évidence un nombre effectif plus élevé dans le cas des assemblages avec des organes de 12 mm de diamètre pour les faibles épaisseurs. Il apparaît également que pour les épaisseurs de bois de 135 mm, l'utilisation d'organe de 12 mm de diamètre donne un nombre effectif plus faible. La différence de valeur de n_{eff} pour une épaisseur de 135 mm s'explique par le mode de fonctionnement de l'assemblage. En effet, la plastification des organes d'assemblage et de la plaque existe dans ce type d'assemblage. Même si les champs de température dans les organes sont très peu influencés par leur diamètre, l'inertie varie avec ce dernier. C'est pourquoi, la raideur EI des organes de 12 mm est moins élevée que celle des organes de 20 mm. Ceci implique alors une reprise d'effort moins importante. De plus, la différence initiale reflète également une différence des modes de fonctionnement. Les assemblages avec les organes de 20 mm fonctionnent en mode II alors que ceux avec les organes de 12 mm travaillent en mode III. Les valeurs deviennent identiques quand l'assemblage avec les organes de 12 mm a un mode de fonctionnement de type II.

La figure C.36 met également en relief le fait que le taux de chargement n'a pas une influence significative sur la valeur du nombre effectif. Seule l'approche de la rupture engendre une divergence entre le taux de chargement de 10 et 30%. L'évolution du nombre effectif en fonction de la durée d'exposition est identique quel que soit le taux de chargement. Ainsi, l'évolution de la valeur du nombre effectif en fonction de la durée d'exposition au feu pour les assemblages ayant une épaisseur de 55 mm ou 60 mm n'est pas monotone. En effet, une première phase croissante est présente les dix premières minutes. Cette phase est suivie par une phase décroissante. Cette diminution traduit l'échauffement des organes d'assemblage et notamment du boulon. Or les boulons s'échauffent deux fois plus que les broches. La distribution des efforts entre les organes est donc modifiée (figure C.37). La part d'effort repris par le boulon diminue. Cette phase de décroissance est ensuite suivie par une augmentation du nombre effectif qui traduit notamment une répartition des efforts entre les broches plus uniforme.

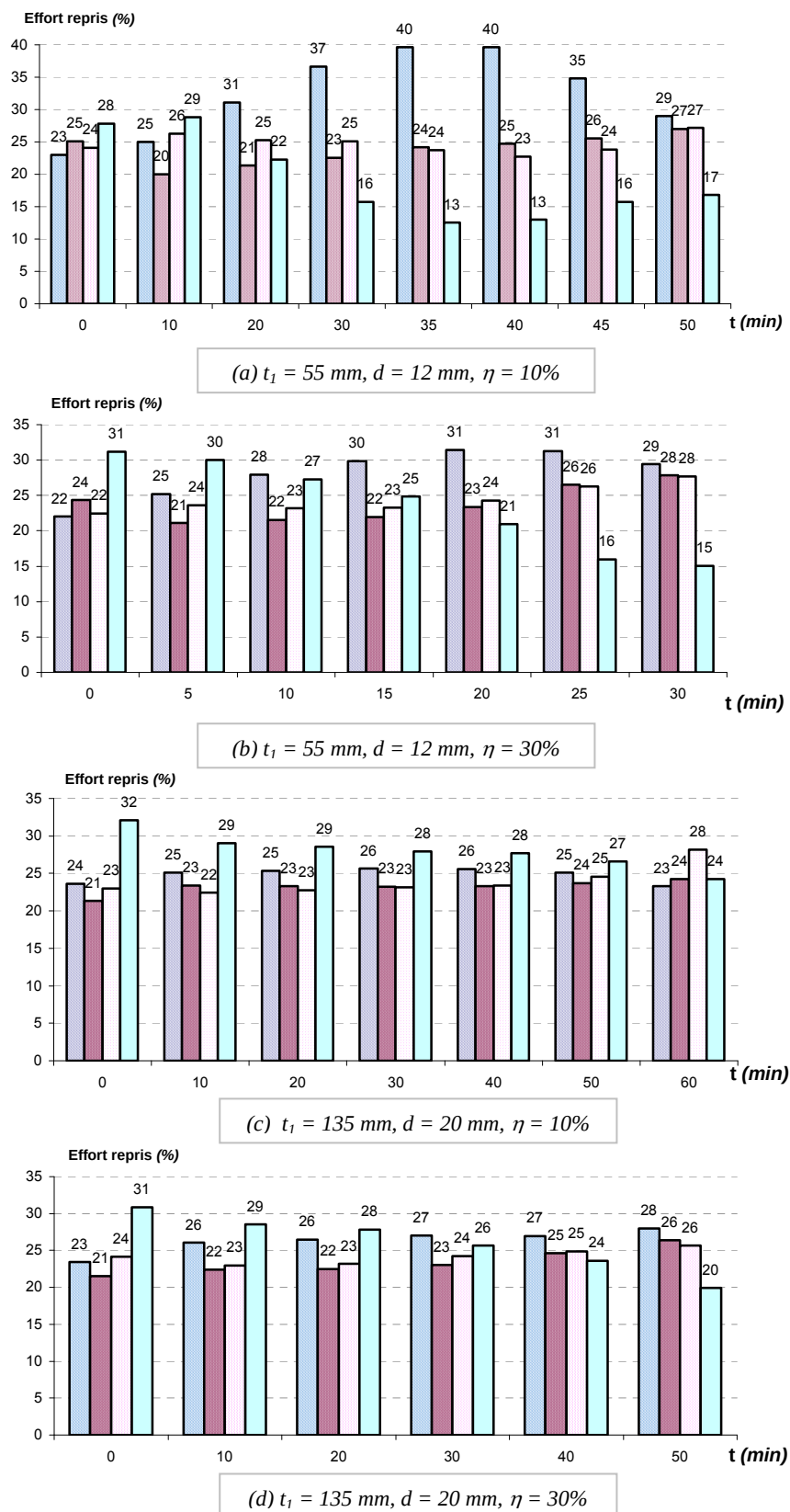


Figure C.37 : Evolution de la répartition des efforts entre les organes en fonction de la durée d'exposition au feu pour les assemblages bois-métal

Les quatre figures ci-dessus montrent une diminution de l'effort repris par le boulon. Dans le même temps, les broches sont plus sollicitées. Toutefois, la broche 1 est l'organe qui reprend les efforts les plus importants. Cependant, les figures C.37(a), C.37(b) et C.37(c) mettent en évidence que la broche 1 reprend un effort maximum. Cet effort diminue par la suite pour devenir identique à celui repris par les autres broches. Ceci s'explique par l'atteinte au sein de la broche 1 d'un seuil plastique. Pour montrer ce phénomène, les moments repris par les organes sont analysés en fonction de la durée d'exposition au feu (figure C.38).

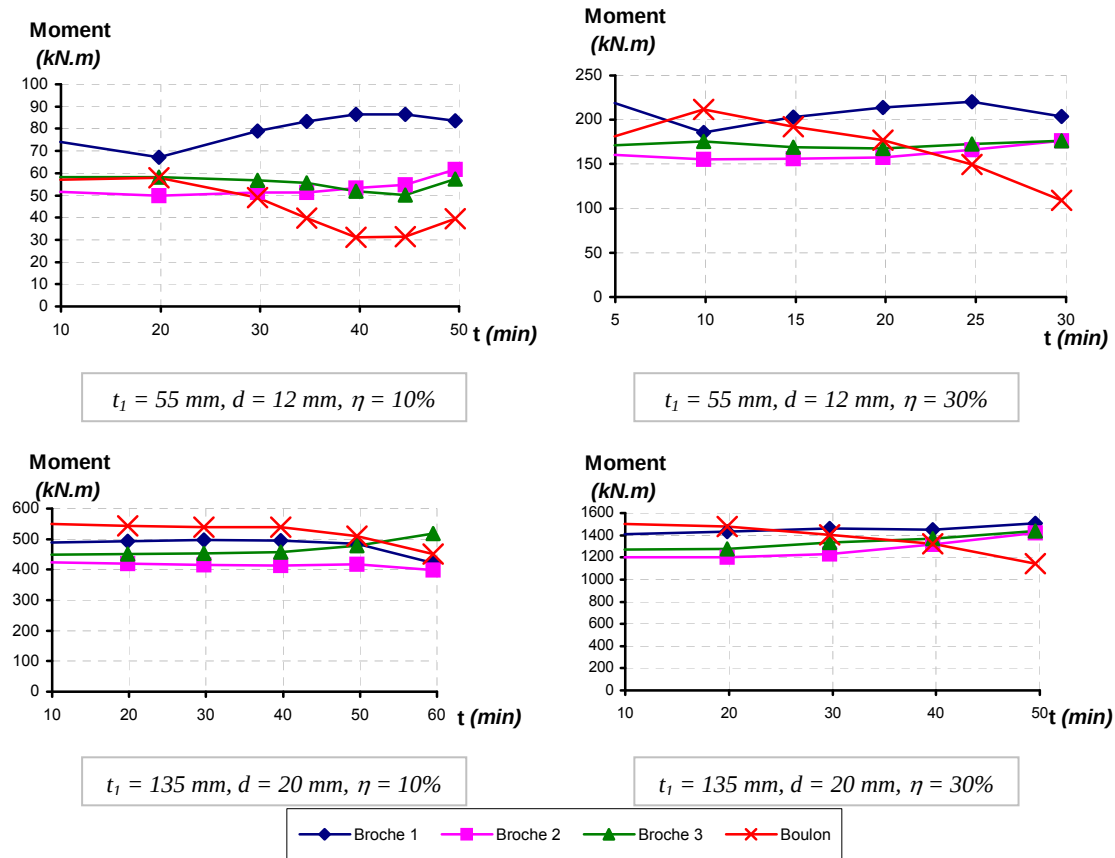


Figure C.38 : *Evolution du moment repris par l'organe en fonction de la durée d'exposition au feu pour les assemblages bois-métal*

La figure C.38 montre que les phases dans les distributions des efforts se traduisent par une modification du moment dans les organes. Ainsi, la diminution de l'effort repris par la broche 1 se traduit par une diminution du moment de cette dernière et une augmentation du moment des autres organes. Il apparaît également que les broches sont sollicitées par un moment plus élevé à l'approche de la rupture.

Dans le même temps, une diffusion des bulbes de contraintes avec la durée d'exposition au feu apparaît le long de la file impliquant une répartition uniforme des efforts entre les organes (figures C.37 et C.39) pour les assemblages de faible épaisseur. Cette diffusion a pour origine la diminution de la section de bois sain. L'apparition de cette diffusion de contraintes de cisaillement le long de la file d'organes n'est pas présente pour des épaisseurs de bois de 135 mm (figure C.39). Le mode de fonctionnement de l'assemblage est alors différent. La plastification des organes d'assemblage joue alors un rôle plus important que la diminution de la section de bois sain. Dans ce cas, l'échauffement du boulon, qui est environ deux fois plus important que celui des broches, engendre une diminution plus rapide de ses propriétés mécaniques. Il reprend alors donc moins d'effort. La répartition d'effort entre les organes devient alors plus uniforme. Cette uniformité implique un nombre effectif plus élevé (figure C.32) et présentant une évolution monotone croissante.

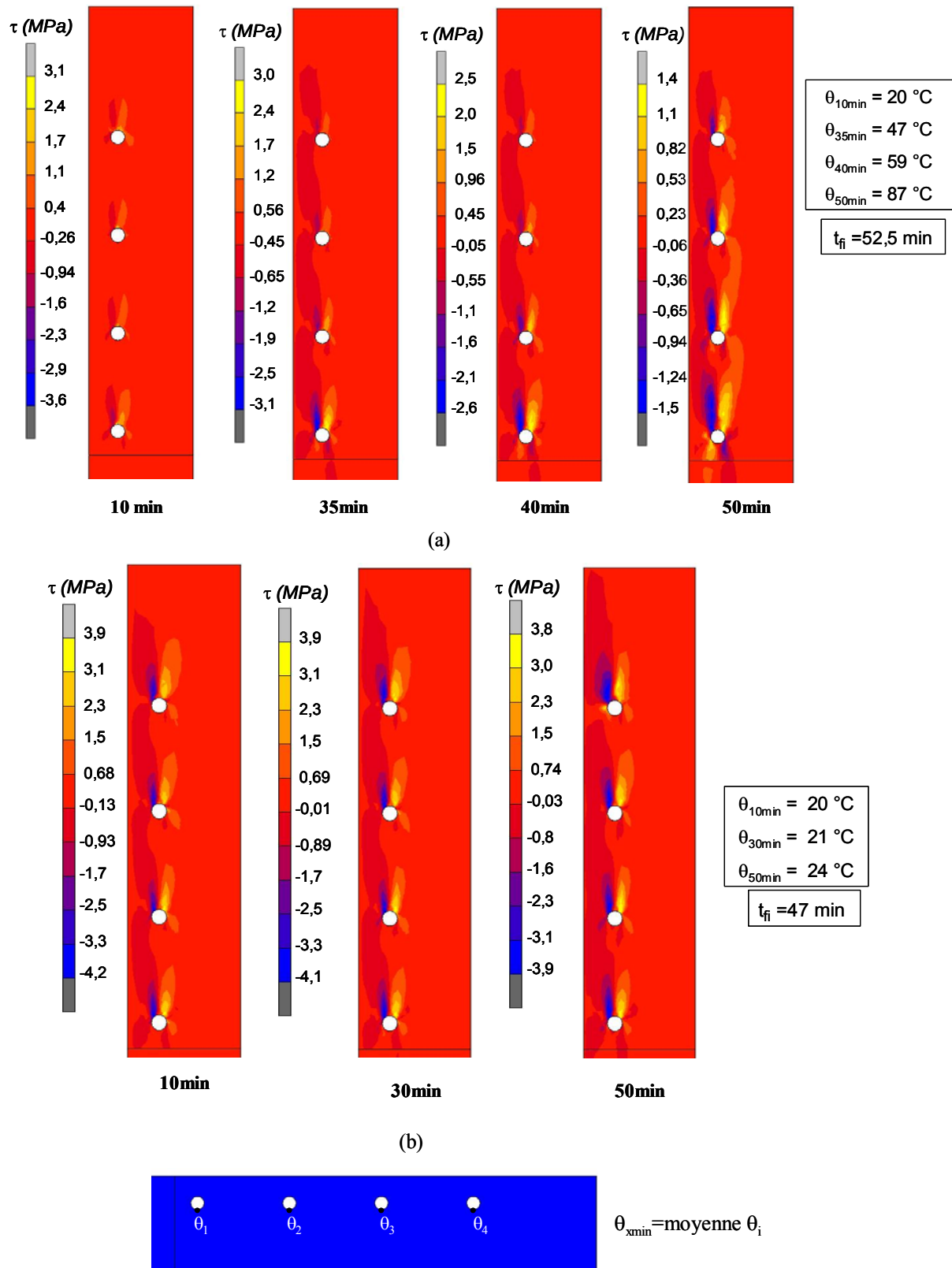


Figure C.39 : Evolution des contraintes de cisaillement le long de la file d'organes pour les assemblages bois-métal : (a) $d=20\text{mm}$, $t_1=60\text{mm}$, $\eta=10\%$, (b) $d=20\text{mm}$, $t_1=135\text{mm}$, $\eta=30\%$

En conclusion, pour des faibles épaisseurs de bois, le nombre effectif diminue avec les champs thermiques de façon non monotone. L'augmentation de l'épaisseur engendre une évolution du nombre effectif qui devient monotone croissante. Les champs de contraintes de cisaillement ont mis en évidence que cette différence était principalement due à une diffusion de contraintes qui implique une rupture des assemblages conditionnée par la capacité résistante du bois.

Cependant, il faut bien noter que cette diminution est principalement due à la présence du boulon qui s'échauffe deux fois plus que les broches. Par conséquent, il serait intéressant de réaliser le même type d'analyse avec des assemblages constitués d'un seul type d'organe. Ainsi, l'évolution du nombre effectif serait obtenue pour les broches et les boulons. La différence de température n'interviendrait alors pas.

III.2. Approche multiparamètre

Actuellement la majorité des avancées en terme de dimensionnement des assemblages au feu sont issues de campagnes expérimentales. Or leurs coûts sont en général très élevés. Il apparaît intéressant d'élaborer une méthode de dimensionnement basée sur le modèle thermomécanique faisant l'objet de ce document. En effet, les simulations numériques reviennent à un coût moins élevé que des essais de résistance au feu. Une approche basée sur des plans d'expérience a été choisie.

Ainsi, l'état de l'art ainsi que les résultats des essais de résistance au feu décrits dans la partie B.II mettent en évidence l'influence de l'épaisseur de bois mis en jeu ainsi que le taux de chargement auquel il est soumis. Par conséquent, les plans d'expériences ayant pour résultat la durée de résistance au feu doivent faire intervenir ces deux paramètres. Cependant, les interactions entre ces paramètres n'ayant pas été étudiées auparavant, les plans d'expérience complets semblent être les plus adaptés pour les décrire. Les facteurs mis en jeu dans le plan d'expérience sont donc l'épaisseur de bois t_i et le taux de chargement. Ce dernier est pris égal à 10 ou 30 % de la résistance ultime à froid. Ces valeurs ont été déterminées car elles correspondent respectivement à un taux de chargement dans le domaine élastique de l'assemblage et dans l'entrée dans la phase plastique. De plus le taux de chargement à 30% de la résistance à froid correspond à la charge appliquée lors du dimensionnement à froid. En effet, la réglementation à froid impose un chargement des structures correspondant à environ 30% de la résistance ultime de ces dernières. Le facteur « taux de chargement » a donc 2 niveaux. Concernant l'épaisseur de bois, il s'agit de définir les valeurs des épaisseurs les plus usitées. Il a été choisi de prendre trois niveaux correspondant à 55, 95 et 135 mm.

Le diamètre des organes joue un rôle faible dans les transferts thermiques au sein des assemblages. Ce facteur n'a pas été, dans un premier temps, introduit dans les plans d'expériences.

Des plans d'expériences distincts sont réalisés pour chaque type d'assemblage (bois-bois et bois-métal). Le diamètre est fixé à 12 mm puis à 20 mm.

La figure C.11 et l'Eurocode 5 partie 1.2 montrent une relation exponentielle entre le taux de chargement η et la durée de résistance au feu. Par conséquent, le polynôme issu du plan d'expériences doit prendre en considération ce type de relation. Aucune information n'étant connue entre la durée de résistance au feu et l'épaisseur de bois, une relation linéaire basée sur l'étude des assemblages unitaires est mise en place. Ainsi, le polynôme à rechercher est de la forme :

$$t_{fi} = a + b \cdot t_i + c \cdot t_i^2 + d \cdot \ln(\eta) + e \cdot t_i \cdot \ln(\eta) + f \cdot t_i^2 \cdot \ln(\eta)$$

où a, b, c, d, e et f sont des constantes à définir à l'aide du plan d'expériences.

Pour une configuration d'assemblage donnée (c'est-à-dire deux files de quatre organes de diamètre d), le plan d'expériences numérique est le suivant :

t_i (mm)	η (%)	Nombre de simulations
55	10	1
55	30	1
95	10	1
95	30	1
135	10	1
135	30	1

Tableau C.9 : **Détermination des Plans d'Expérience**

Au total trois plans d'expériences numériques de ce type sont réalisés. Les trois configurations à étudier sont donc les suivantes :

- assemblage bois-bois avec des organes de 20 mm de diamètre et $t_2 = 2 \cdot t_1$;
- assemblage bois-métal avec des organes de 12 mm de diamètre et une épaisseur de plaque métallique de 6 mm ;
- assemblage bois-métal avec des organes de 20 mm de diamètre et une épaisseur de plaque métallique de 10 mm.

Les résultats obtenus sont récapitulés dans le tableau C.10.

Type assemblage	d (mm)	t ₁ (mm)	η (%)	t _{fi} (min)	Polynôme
Bois-bois	20	55	10	57,5	$t_{fi} = 102,35 + 35,725 \cdot t_1 - 20,675 \cdot t_1^2 - 14,35 \cdot \ln(\eta) + 0,575 \cdot t_1 \cdot \ln(\eta) + 3,375 \cdot t_1^2 \cdot \ln(\eta)$
		55	30	34,5	
		95	10	116,7	
		95	30	88	
		135	10	127,5	
		135	30	107	
Bois-métal	12	55	10	47	$t_{fi} = 39,0875 - 1,01875 \cdot t_1 + 0,01875 \cdot t_1^2 - 6,7125 \cdot \ln(\eta) + 0,58125 \cdot t_1 \cdot \ln(\eta) + 0,41875 \cdot t_1^2 \cdot \ln(\eta)$
		55	30	33,25	
		95	10	45,8	
		95	30	33,37	
		135	10	45,8	
		135	30	32,37	
	20	55	10	52,5	$t_{fi} = 58,275 + 6,125 \cdot t_1 - 8,9 \cdot t_1^2 - 10,275 \cdot \ln(\eta) + 0,375 \cdot t_1 \cdot \ln(\eta) + 1,4 \cdot t_1^2 \cdot \ln(\eta)$
		55	30	34	
		95	10	68,55	
		95	30	48	
		135	10	64	
		135	30	47	

Tableau C.10 : **Résultats des Plans d'Expérience**

Le tableau C.10 fait apparaître que le facteur t_1^2 n'est pas à négliger. Compte tenu de la faible valeur des coefficients des interactions, ces dernières auraient pu être négligées.

Les abaques donnant la durée de résistance au feu en fonction de t_1 et du taux de chargement sont données sur la figure C.40. Elles ne sont valables que pour la configuration de deux files de quatre organes, un taux de chargement compris entre 10 et 30% et une épaisseur de bois comprise entre 55 et 135 mm.

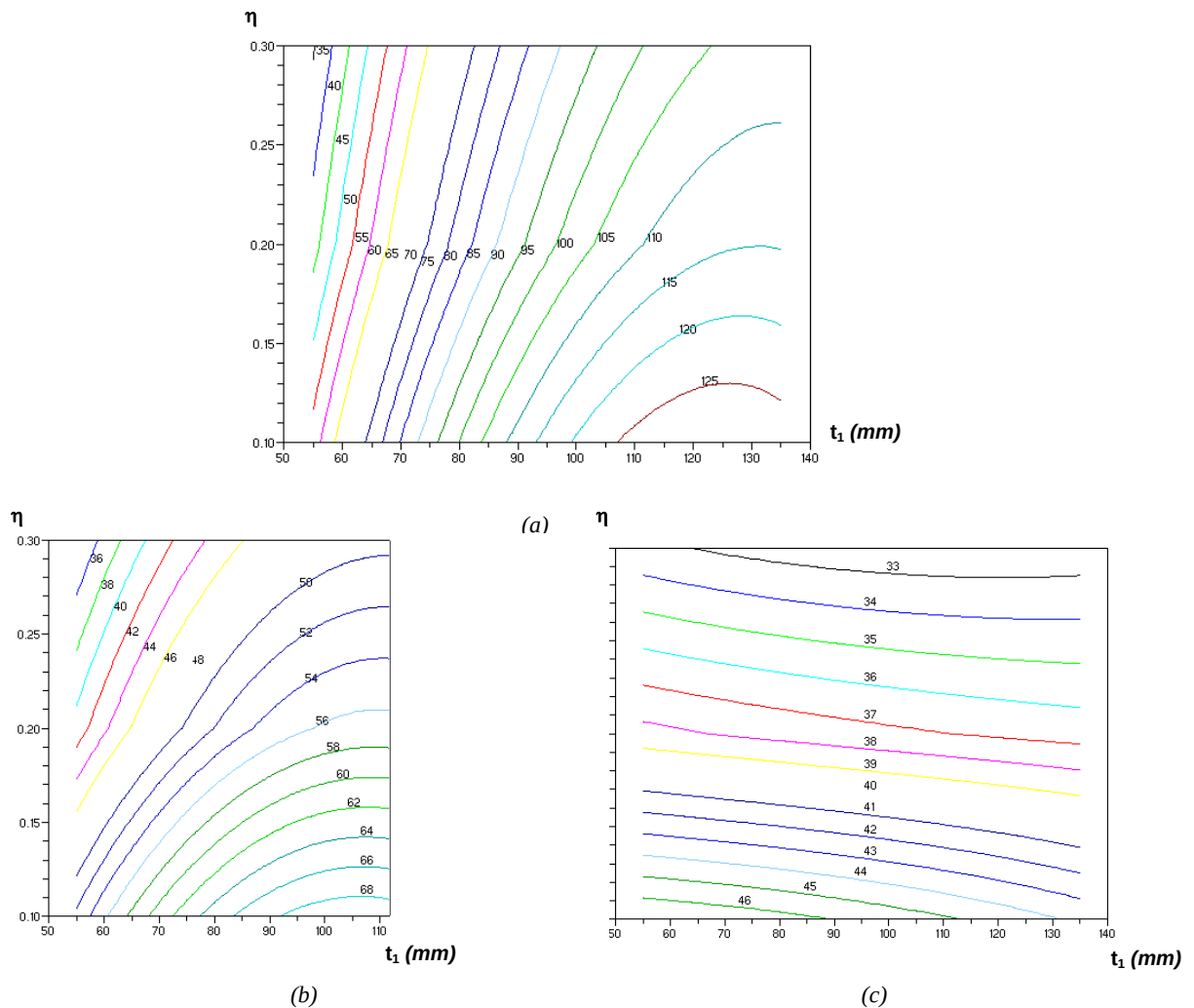


Figure C.40 : **Abaques de durée de résistance au feu en fonction de l'épaisseur de bois et du taux de chargement : (a) bois-bois $d=20\text{mm}$, (b) bois-métal $d=20\text{mm}$, (c) bois-métal $d=12\text{mm}$**

La figure C.40 montre que pour un taux de chargement donné, il existe une épaisseur de bois pour laquelle la durée de résistance au feu est optimale. Pour des épaisseurs de bois supérieures à cette valeur, la durée de résistance au feu n'augmente plus. Ce phénomène s'explique par une modification du mode de fonctionnement de l'assemblage. En effet, l'étude des assemblages unitaires a montré que lorsque les assemblages avaient un mode de fonctionnement de type III, l'augmentation de l'épaisseur de bois n'impliquait pas d'augmentation de la résistance. Dans le cas des assemblages, ceci implique pour un même chargement une durée de résistance au feu qui reste constante voire légèrement plus faible.

Ces abaques peuvent être mis sous la forme exponentielle c'est-à-dire évolution du taux de chargement en fonction de la durée d'exposition au feu (figure C.41). L'évolution du taux de chargement en fonction de la durée de résistance au feu montre que pour les assemblages avec des organes de 12 mm de diamètre, l'augmentation de l'épaisseur de bois implique une diminution de la durée de résistance au feu. Cependant, cette dernière reste inférieure à 3%. Ceci implique donc que, lors du dimensionnement des assemblages bois-métal, l'utilisation de petit diamètre permet de réduire l'épaisseur de bois mis en jeu.

Pour les assemblages bois-métal avec des organes de 20 mm de diamètre, ce phénomène est également observable pour des épaisseurs de bois supérieures à 115 mm. Ceci s'explique par le fait que, au-delà de cette épaisseur, le mode de fonctionnement est basé sur la plastification des organes et non la diminution de la section de bois sain. Par conséquent, l'augmentation de l'épaisseur de bois n'a pas d'influence sur la durée de résistance au feu.

Enfin, pour les assemblages bois-bois, la durée de résistance au feu augmente avec l'épaisseur de bois jusqu'à une épaisseur de 115 mm. Comme pour les assemblages bois-métal, dès que le mode de fonctionnement est régi par la plastification des organes, il n'y a pas d'intérêt à augmenter l'épaisseur de bois.

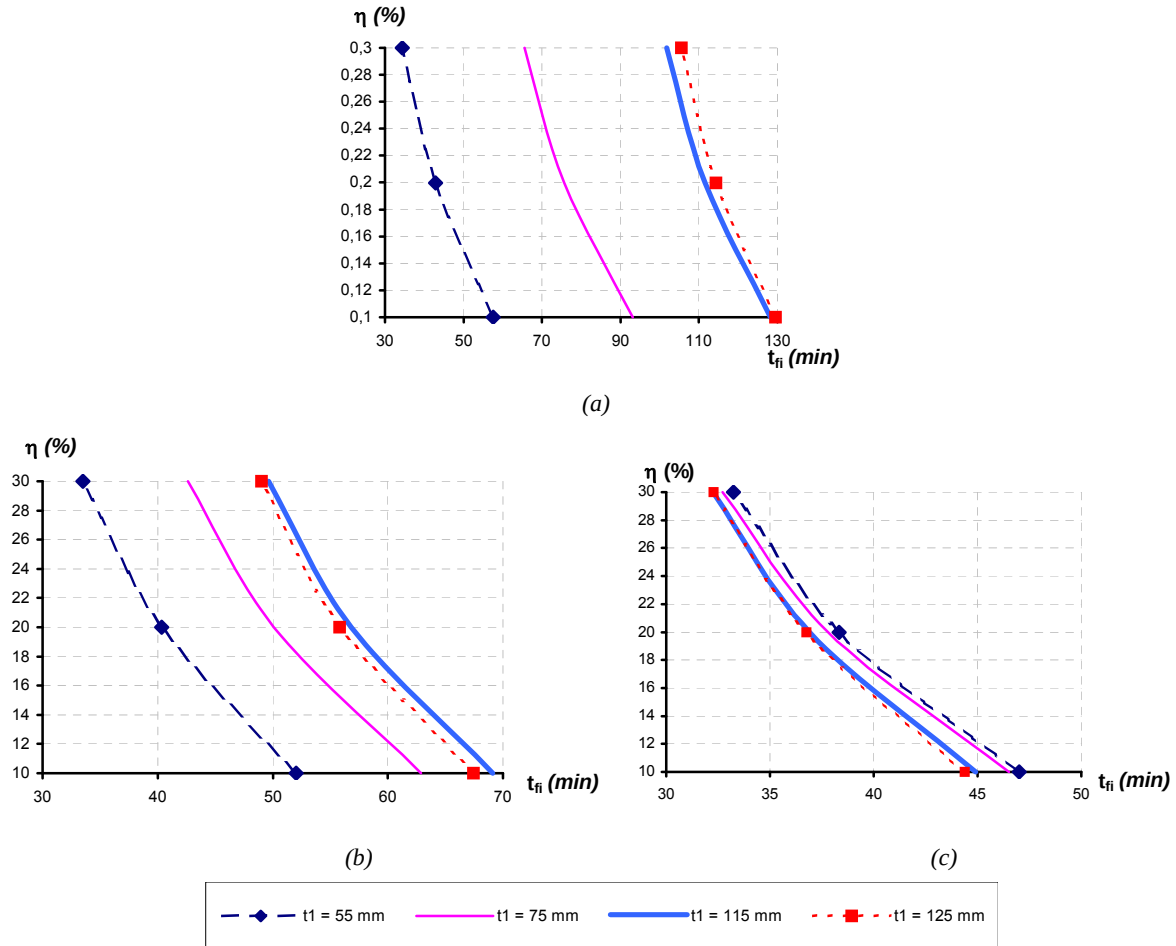


Figure C.41 : Evolution du taux de chargement en fonction de la durée de résistance au feu : (a) bois-bois d=20mm, (b) bois-métal d=20mm, (c) bois-métal d=12mm

En conclusion, l'approche multiparamètre a permis l'élaboration d'abaques permettant de réaliser un premier dimensionnement des assemblages. Cette approche a également mis en évidence le fait que les modes de fonctionnement doivent être pris en considération lors du dimensionnement des assemblages. En effet, lorsque la plastification des organes apparaît, il n'est pas nécessaire d'augmenter l'épaisseur de bois pour améliorer le comportement au feu des assemblages. Cette constatation rejoint celle réalisée lors de l'étude des assemblages unitaires.

Conclusion

La volonté actuelle d'orienter la sécurité incendie vers une approche d'Ingénierie implique des investigations en terme de détermination des caractéristiques nécessaires à l'évaluation de la résistance au feu des structures. Contrairement à l'approche réglementaire actuelle, cette évaluation porte aussi bien sur les éléments de structures que sur leurs liaisons. L'étude de ces dernières sous-entend une connaissance de leur comportement interne (résistance, rigidité...) qui dépend des champs thermiques. Pour cela, l'étude décrite dans ce document a consisté à définir un modèle thermomécanique tridimensionnel. Il prend en considération les champs thermiques dans la description des déformations entre les éléments de l'assemblage et des interactions de contraintes. De cette manière, les évolutions de la résistance et de la rigidité des assemblages en fonction de la température peuvent être étudiées.

Pour atteindre cet objectif, deux modèles tridimensionnels, validés par des essais, ont été mis en place par la méthode des éléments finis. Le premier est un modèle thermique dont la principale hypothèse est l'absence de source interne de chaleur due à la pyrolyse du bois. La confrontation des températures simulées à celles mesurées a amené à une bonne corrélation. Les écarts observés n'ont pas ou peu d'influence sur le comportement car ils interviennent pour des températures pour lesquelles aucune influence existe pour les propriétés mécaniques. Toutefois, la présence de la plaque métallique dans les assemblages bois-métal met en évidence la nécessité d'introduire le taux d'humidité pour mieux appréhender les champs thermiques au sein de ce type d'assemblage. En effet, le front de vapeur issu du bois se trouve bloqué par la plaque et amène ainsi à un palier de température.

Le deuxième modèle est un modèle mécanique non linéaire. La prise en compte des non-linéarités est réalisée par le critère de Hill pour les composants en bois considérés orthotropes transverses et le critère de Von Mises pour les éléments en acier. L'étude des champs de contraintes est cohérente avec les modes de rupture observés expérimentalement. La comparaison des résultats simulés à ceux expérimentaux met en évidence une description satisfaisante du comportement global des assemblages. La valeur du seuil plastique ainsi que de la phase plastique sont correctement décrites. Cependant, l'évaluation de la rigidité élastique pourrait être affinée à l'aide d'essais de caractérisation des propriétés des matériaux et notamment du bois. De plus, ce travail est basé sur la valeur du seuil plastique et non sur la résistance limite de l'assemblage. Seule l'introduction d'un critère de rupture permettrait d'obtenir une analyse du comportement des assemblages à l'état ultime.

L'introduction des champs thermiques associée à la mise en place de coefficients de réduction des propriétés mécaniques permet d'obtenir des durées de résistance au feu simulées présentant un écart relatif par rapport aux essais inférieur à 10 %. Cette erreur est plus importante pour les assemblages bois-bois mais pourrait être réduite avec la caractérisation expérimentale des coefficients de réduction des propriétés mécaniques du bois.

L'objectif principal est de définir l'évolution de la capacité résistante des assemblages en fonction de la température en tenant compte des interactions entre les organes. L'expérience acquise à froid a montré que la première étape du dimensionnement des assemblages était la détermination de la capacité résistante des organes. Dans une première étape, l'étude des assemblages unitaires brochés a donc mis en évidence la diminution de la rigidité avec la durée d'exposition au feu mais également l'influence du mode de fonctionnement de l'assemblage sur sa résistance. Ainsi, il est apparu que l'augmentation de l'épaisseur de bois mis en jeu ne permettait pas obligatoirement une amélioration de la résistance sous action thermique. La comparaison avec la théorie de Johansen a montré la nécessité d'évaluer plus précisément les températures prises en considération dans le calcul de la résistance des assemblages dans ce modèle analytique. Cette comparaison a également mis en évidence le fait que pour certaines épaisseurs de bois la capacité résistante de l'assemblage était gouvernée par la plaque. Une étude pour laquelle la plaque ne serait pas sollicitée thermiquement permettrait une meilleure comparaison avec la théorie de Johansen. Dans le même temps, la distribution des contraintes et son évolution avec les champs de température permettent d'appréhender la phénoménologie de la rupture en fonction de l'épaisseur de bois.

Dans une seconde étape, la multiplication des organes a engendré l'étude des interactions de déformations par l'intermédiaire du nombre effectif. Pour des assemblages mettant en jeu à la fois des organes de types broches et boulons, il apparaît que la mise en place de petit diamètre permet d'obtenir un nombre effectif plus important lorsque le mode de fonctionnement est basé sur la capacité résistante du bois. Inversement, lorsque la capacité résistante est régie par les organes, l'utilisation d'organes avec des diamètres plus importants implique un meilleur nombre effectif. Une étude sur des assemblages n'ayant qu'un type d'organe permettrait d'affiner ces conclusions. La mise en place d'un critère énergétique permettrait de mieux analyser ces phénomènes d'interactions notamment en fonction des champs thermiques. Il permettrait également de quantifier la phénoménologie de la rupture. Enfin des méthodes de dimensionnement au feu ont été mises en place. Cependant, elles sont limitées à la configuration d'assemblage étudié et les actions thermique et mécanique appliquées dans le cadre de ce travail.

Toutefois, seule la traction longitudinale est abordée dans cette étude. La mise en place d'autres actions mécaniques impliquerait la prise en compte de l'orientation des éléments finis des modèles mais aussi la nécessité de caractériser les propriétés des matériaux. L'introduction de ce type d'actions mécaniques constituerait alors une seconde étape dans une approche Ingénierie de la Sécurité Incendie (ISI). Enfin, seule l'action thermique ISO R834 a fait l'objet de notre étude. L'intégration d'action thermique de type « feux naturels » associée à des actions mécaniques de flexion et / ou de traction hors des axes d'orthotropie constituerait une ultime étape pour une approche d'ISI appliquée aux assemblages de structures en bois.

Références bibliographiques

- [AIM 03] : **Aime, N. ; Joyeux, D.** – Comportement au feu d'assemblages bois, Assemblages bois-métal en double cisaillement – *Rapport SRI-0.3/121-NA/PB N°030156* – CTICM – Avril 2003 – 62 p.
- [ALAM 04] : **Alam, P. ; Ansell, M.P. ; Smedley, D.** – Finite element analysis of timber composites reinforced with bonded-in steel plates and rods – *Proceedings of the 8th World Conference of Timber Engineering, June 2004* – RIL / VTT / Wood Focus – Volume I – p. 333-338.
- [BAR 78] : **Barthélémy, B. ; Kruppa, J.** – *Résistance au feu des structures béton acier bois* – Paris : 1978 – 277p.
- [BLA 94] : **Bland, K.E.** – *Behavior of wood exposed to fire: a review and expert judgment procedure for predicting assembly failure* – Degree of Master of Science in Fire Protection Engineering, Worcester Polytechnic Institute – May 1994 – 126 p.
- [BOC 97] : **Bocquet, J.F.** – *Modélisation des déformations locales du bois dans les assemblages brochés et boulonnés* – Thèse de l'Université Blaise Pascal de Clermont-Ferrand, 1997 – 170p.
- [BOC 02] : **Bocquet, J.F.** – Etude expérimentale du comportement mécanique à froid d'assemblages en bois lamellé-collé brochés en double cisaillement – *Rapport d'étude LERMAB-ENSTIB* – Novembre 2002 – 47 p.
- [BOD 73] : **Bodig, J. ; Goodman, R.** – Prediction of elastic parameters for wood – *Wood Science* – 1973 – Volume 5, n°4, p.249-264.
- [BOU 93] : **Bouchair, A.** – *Modélisation non linéaire du comportement local des assemblages bois* – Thèse de l'Université Blaise Pascal de Clermont-Ferrand, 1993 – 271p.
- [BRA 99] : **Braine-Bonnaire, T.** – Les Euroclasses de réaction au feu, les essais retenus pour leur attribution, les conséquences pour les produits de construction français – *Cahier du CSTB*, Novembre 1999, cahier 3168, 31p.
- [BUC 00] : **Buchanan, A.H.** – Fire performance of timber construction – *Progress in structural engineering and materials* –2000 – Volume 2, n°2, p.278-289.
- [CHA 97] : **Chamard, E.** – *Comportement de connecteurs dans une structure mixte bois-béton expérimentation et calcul* – Travail de Fin d'Etudes, ENTPE, 1997 – 123p.
- [CHE 03] : **Chen, C.J. ; Lee, T.L. ; Jeng, D.S.** – Finite element modelling for the mechanical behaviour of dowel-type timber joints – *Computer and structures* –2003 – Volume 81, n°30-31, p.2731-2738.
- [CLA 99] : **Clancy, P.** – *Time and probability of failure of timber framed walls in fire* – Thèse de l'université de technologie de Victoria – Décembre 1999 – p 1-67.
- [CLA 01] : **Clancy, P.** – Advances in Modelling Heat Transfer Through Wood Framed Walls in Fire – *Fire and Materials* – 2001 – Volume 25, p 241- 254.
- [CLA 02] : **Clancy, P.** – A parametric study on the time-to-failure of wood framed walls in fire – *Fire Technology* – Juillet 2002 – p 243-269.

- [CLO 98] : **Clouston, P., Lam, F., Barrett, J.D.** – Incorporating size effects in the Tsai-Wu strength theory for Douglas-fir laminated veneer – *Wood Science and Technology* – 1998 – p 215-226.
- [CRI 06] : **www.crit.archi.bois**
- [CUR 02] : **Curtat, M.** – *Traité de physique du bâtiment* – CSTB, 2002 – Tome 3 : Physique du feu pour l'ingénieur – 687p.
- [DHI 99] : **Dhima, D.** – *Vérification expérimentale de la résistance au feu des assemblages d'éléments en bois* – Saint Rémy les Chevreuses : CTICM, 1999, 61p. – Ref.INC-99/399-DD/NB.
- [DIA 04] : **Dias, A. ; Van de Kuilen, J.W. ; Cruz, H.** – Non-linear FEM models for timber-concrete joints with dowel type fasteners – *Proceedings of the 8th World Conference of Timber Engineering, June 2004* – RIL / VTT / Wood Focus –Volume I – p. 371-377.
- [DIA 05] : **Diaz, A.** – *Mechanical behaviour of timber-concrete joints* – ter verkrijging van de graad van doctor aan de Technische Universiteit Delft, 2005 – 291p.
- [DTU 88] : **DTU P 92-703** – *Méthode de justification par le calcul de la résistance au feu des structures en bois* – AFNOR – 2-1988.
- [DTU 88] : **DTU P 92-703** – *Méthode de justification par le calcul de la résistance au feu des structures en bois* – Septembre 1988 –35 p. – PrEN 1995-1-2.
- [EN3 93] : **NF EN 383** – *Structures en bois, méthodes d'essais, Détermination de caractéristiques de fondation et de la portance locale d'éléments d'assemblages de type broche* – Décembre 1993 – 11 p.
- [ERC 05] : **Erchinger, C. ; Frangi, A. ; Mischler, A.** – Fire behaviour of multiple shear steel-to-timber connections with dowels – *International Council for Research and Innovation in building and Construction, Working Commission W18 -Timber structures* – August 2005 – 10p.
- [EU52 02] : **Eurocode 5** – *Eurocode 5 Design of timber structures* –Part 1-2 General rules-structural fire design – Final draft. February 28, 2002– 72 p. – PrEN 1995-1-2.
- [EU51 04] : **Eurocode 5** – *Eurocode 5 - Design of timber structures* – Part 1.1 General rules, General rules and rules for buildings – Final draft. November 1st, 2004 – 123 p. – prEN 1995-1-2.
- [EUR3 01] : **Eurocode 3** – *Eurocode 3 Design of steel structures* – Part 1-1 General rules, General rules and rules for buildings – October, 2001– 74 p. – PrEN 1993-1-1.
- [FAU 99] : **Faugeras, J.C ; Muzeau, J.P.** – *L'acier. Cours de matériaux génie civil première année* – Clermont-Ferrand, CUST, 1999.
- [FOL 04] : **Foliente, G. ; Smith, I.** – Development of Limit States Design Method for Joints with Dowel Type Fasteners: Part 1 Literature review – *Project N° PN02.1908 (Part 1)* – Forest and Wood Products Research and Development Corporation – 2004 – 49 p.

- [FOU 93] : **Fouquet, G.** – Construction métallique et réglementation incendie – *Revue de construction métallique du CTICM*, 1993, n°2, p.63-77.
- [FOR 01] : **Fornather, J. ; Bergmeister, K. and Hartl, H.** – Fire behaviour of steel and fasteners in wood composites- experimental analyses – *Proceedings of the international RILEM Symposium, September 2001* – RILEM Publications. 2001 – p.619-628.
- [FPL 99] : Wood handbook: Wood as an engineering material – *General Technical Report FPL-GTR-113* – Forest Products Laboratory – 1999.
- [FRA 03] : **Frangi, A. ; Fontana, M.** – Charring rate and temperature profiles of wood sections – *Fire and Materials* – mars 2003 – Volume 27, n°2, p. 91-102.
- [FRA 04] : **Frangi, A.; Fontana, M. ; Mischler, A.** – Shear behaviour of bond lines in glued laminated timber beams at high temperatures – *Wood Science and Technology* – 2004– Volume 38, n°2, p.119-126.
- [FRAN 04] : **Frangi, A. ; Mischler, A.** – Fire tests on timber connections with dowel-type fasteners – *International council for research and innovation in building and construction Working commission W18 – Timber structures* – Meeting 37 , Edinburgh – August 2004– CIB-W18/37-16-2, 10p.
- [GAT 98] : **Gattesco, N.** – Strength and local deformability of wood beneath bolted connectors – *Journal of structural engineering* – February 1998 – p.195 - 202.
- [GAU 80] : **Gautherin, M.T.** – *Critère de contrainte limite du bois massif* – Thèse de l'Université Pierre et Marie Curie de Paris VI, 1980 – 112p.
- [GER 82] : **Gerhards, C.C.** – Effect of moisture content and temperature on the mechanical properties of wood: an analysis of immediate effects – *Wood and Fiber* – 1982 – Volume 14, n°1, p.4 -36.
- [GUI 87] : **Guitard, D.** – *Mécanique du matériau bois et composites* – Cepadues édition, 1987 – 238p.
- [GUA 96] : **Guan, Z.W** – Finite element modelling of contact conditions in a timber joints using ABAQUS – *Proceeding of 11th UK ABAQUS User Group Conference* – Keele, 17-18 Septembre 1996 – p.159-170.
- [GUA 98] : **Guan, Z.W ; Rodd, P.D.** – Finite element modelling of locally reinforced timber connections made with hollow dowel fasteners – *Proceeding of COST C1 International Conference* – Liège, Septembre 1998 – p.517-526.
- [ISO 97] : **ISO/TR 13387-1** – *Fire safety engineering* – Part 1: application of fire performance concepts to design objectives – Version 3.0, February 7, 1997 – 50 p.
- [JEN 94] : **Jensen, J.L.** – *Dowel- type fastener connections in timber structures subjected to short-term loading* – SBI Report 237 – Danish Building Research Institute, 1994 – 181p.
- [JOR 98] : **Jorissen, A.J.M** – *Double shear timber connections with dowel type fasteners* – Technische Universiteit Delft, 1998 – 174p.

- [JOY 99] : **Joyeux, D.** – Détermination de la température des structures métalliques en situation d'incendie selon l'Eurocode 3 – *Revue de construction métallique du CTICM*, 1999, n°3, p.75-89.
- [JOH 42] : **Johansen, K.W.** – Theory of Timber Connections – *Forest Products Journal* – 1942 – Volume 25, n°2, p.249 -262.
- [JOH 04] : **Johnsson, H.** – Plug shear failure: the tensile failure model and the effect of spacing – *International Council for Research and Innovation in building and Construction, Working Commission W18-Timber structures* – August 2004 – 10p.
- [JONG 04] : **Jong, F.; Clancy, P.** – Compression properties of wood as functions of moisture, stress and temperature – *Fire and Materials* – 2004 – Volume 28, p 209- 225.
- [KHA 99] : **Kharouf, N.; McClure, G.; Smith, I.** – Fracture modeling of bolted connections in wood and composites – *Journal of materials in civil engineering* – Novembre 1999 – Volume 11, n°4, p.345-352.
- [KNU 75] : **Knudson, R.M.** – Performance of structural wood members exposed to fire – *Forest Products Journal* – Février 1975 – Volume 25, n°2, p.23-32.
- [KON 01] : **Konig, J. ; Fontana, M.** – The performance of timber connections in fire-test results and rules of Eurocode 5 – *Proceedings of the international RILEM Symposium*, September 2001 – S.Aicher.H-W.Reinhardt. RILEM Publications, September 2001 – p.639-648.
- [KON 04] : **Konig, J.** – Effective values of thermal properties of timber and thermal actions during the decay phase of natural fires – *International Council for Research and Innovation in building and Construction, Working Commission W18-Timber structures* – August 2004 – 13p.
- [KOP 91] : **Koponen, S.** – Modeling the behaviour of dowel type joints in wooden structures – *Report 26 of the Laboratory of Structural Engineering and Building Physics* – NTIS – 1991 – 46p.
- [KOL 68] : **Kollmann, F.F.P. ; Côte, W.A.** – *Principle of wood Science and Technology. Solid Wood* – Springer Verlag, New-York – 1968 – 592 p.
- [LAP 03] : **Laplanche, K. ; Dhima, D.** – Comportement au feu des assemblages bois –*Rapport d'étude 0270024* – CSTB – Novembre 2003 – 40 p.
- [LAPL 03] : **Laplanche, K.** – *Rapport d'avancement convention CIFRE 342/2002* –CSTB – Août 2003 – 44 p.
- [LAP 04] : **Laplanche, K. ; Dhima, D. ; Racher, P.** – Predicting the behaviour of dowelled connections in fire : Fire tests results and heat transfer modelling – *Proceedings of the 8th World Conference of Timber Engineering, June 2004* – RIL / VTT / Wood Focus –Volume II – p. 335-341.
- [LAU 98] : **Lau, Peter.W. ; Barret, D.** – Modelling the reliability of wood tension members exposed to elevated temperatures – *Wood and Fiber Science* – 1998 – Volume 30, Issue 3, p.223-237.
- [LEG 95] : **Le Govic, C.** – *Les assemblages dans la construction en bois* – Paris : CTBA, 1995 – 129p.

- [LEC 96] : **Leconte, R.** – *Etude du comportement au feu des entrepôts à simple rez-de-chaussée de hauteur supérieure à 10 mètres, Tome 1*– Mémoire d'ingénieur Génie Civil du CUST de Clermont-Ferrand, Juin 1996 – 94p.
- [LEH 04] : **Lehoux, M.C.G ; Quenneville, J.H.P.** – Bolted wood connections loaded perpendicular-to-grain: a proposed design approach – *International Council for Research and Innovation in building and Construction, Working Commission W18-Timber structures* – August 2004 – 10p.
- [LIG 04] : **Ligot, Y.M. ; Racher, P.** – Comportement au feu des assemblages de structures bois – *Rapport de synthèse* – IRABOIS – Juin 2004 – 10 p.
- [LIN 90] : **Linville, J.L.** – *The SFPE Handbook of Fire Protection Engineering* – USA: NFPA, 1990. – Section 3 Chapter 8: Analytical Methods for Determining Fire Resistance of Timber Members, p. 3-130 –3-133.
- [LOG 98] : **Logang, H.** – *Comportement des assemblages à base d'éléments de bois au feu* – Mémoire d'ingénieur Génie Civil du CUST de Clermont-Ferrand, Juin 1998 – 89p.
- [MAK 54] : **Maku, T.** – Studies on the Heat Conduction in wood – *Kyoto University, Bulletin of the Wood Research Institute* – 1954 – Volume 13, p.1-80.
- [MIL 99] : **Milke, J.A.** – Analytical methods to evaluate fire resistance of structural members. – *Journal of structural engineering* – October 1999 – p.1179-1187.
- [MOR 03] : **Dias de Moraes, P.** – *Influence de la température sur les assemblages bois*–Thèse de l'Université Henri Poincaré, Nancy 1 – 2003 – 211p.
- [MOR 04] : **Dias de Moraes, P. ; Rogaume, Y. ; Triboulot, P.** – Influence of temperature on the modulus of elasticity (MOE) of *Pinus sylvestris* L.– *Holzforschung* – 2004 – Volume 58, n°2, p.143-147.
- [MOSS 97] : **Moss, P.J.** – Multiple-bolted Joints in Wood Members – *General Technical Report FPL-GTR-97* – Forest Products Laboratory – 1997 – 18 p.
- [NAT 00] : **Natterer, J. ; Sandoz, J.L. ; Rey, M.** – *Traité de Génie Civil* – Lausanne : Presses polytechniques et universitaires romandes, 2000 – Volume 13 : Construction en bois Matériau, Technologie et dimensionnement, 473p.
- [NFE 91] : **NF EN26891** – *Structures en bois, Assemblages réalisés avec des éléments de fixation* – Principes généraux pour la détermination des caractéristiques de résistance et de déformation – Août 1991 – 4 p.
- [NIS 03] : **Nishiyama, N. ; Ando, N.** – Analysis of load-slip characteristics of nailed wood joints: application of a two-dimensional geometric nonlinear analysis – *Journal of Wood Science* – 2003 – Volume 49, p. 505 - 512.
- [NJA 05] : **Njankouo, J.M.; Dotreppe, J-C.; Franssens, J-M.** – Fire resistance of timbers from tropical countries and comparison of experimental charring rates with various models – *Construction and Building Materials* – 2005 – Volume 19, p. 376 - 386.
- [NOR 96] : **Norén, J.** – Load-bearing Capacity of Nailed Joints Exposed to Fire – *Fire and Materials* – Mai- Juin 1996 – Volume 20, n°3, p. 133-145.

- [PAR 04] : **Parsons, W. ; Bender, D.** – Energy-based Design of Dowel Connections in Wood-Plastic Composites Hollow Sections – *Journal of structural engineering* – April 2004 – p. 681 - 689.
- [PAT 97] : **Patton-Mallory, M. ; Pellicane, P.J.; Smith, F.W.** – Modeling bolted connections in wood : Review – *Journal of structural engineering* – August 1997 – p. 1054 -1062.
- [PAT 972] : **Patton-Mallory, M. ; Cramer, S.** – Nonlinear Materials Models for Analysis of Bolted Wood Connections – *Journal of structural engineering* – August 1997 – p. 1063 -1070.
- [PER 01] : **Perron, V.** – *Structures en béton soumises au feu*– Mémoire d'ingénieur Génie Civil du CUST de Clermont Ferrand, 2001 – p.16-41.
- [POV 02] : **Povel, D.** – *Tragfähigkeit von Holzverbindungen mit stabförmigen Verbindungsmitteln im Brandfall* – Doktorarbeit von der Fakultät IV Bauingenieurwesen und Angewandte Geowissenschaften der Technischen Universität Berlin zur Erlangung des akademischen Grades – 2002 – 209 p.
- [RAC 96] : **Racher, P. ; Biger, J.P. ; Rouger, F. ; Sagot, G. et Vidon, G.** – *Structures en bois aux états limites* – Paris : Eyrolles, 1996 – STEP 1, introduction à l'Eurocode 5, Matériaux et bases de calcul.
- [RAC 01] : **Racher, P.** – Conception des assemblages de structures bois – *Forum formation en Rhône-Alpes 2001* – Montrond les Bains, 2001 – p 63-81.
- [RAC 02] : **Racher, P.** – Comportement à froid des assemblages bois-métal – *Rapport d'étude 2002.55.2* – MSGC-CUST – Décembre 2002 – 18 p.
- [ROD 88] : **Rodd, P.D.** – Timber joints made with improved circular dowel fasteners – *International Conference of Timber Engineering* – Seattle, USA – 1988 – Volume 1, p. 26 - 37.
- [RON 95] : **Ronze, C.** – *Etude du comportement au feu des poteaux mixtes* – Mémoire d'ingénieur Génie Civil du CUST de Clermont-Ferrand, 1995 - 86p.
- [ROW 82] : **Rowland, R.E.** – Single and multiple bolted joints in orthotropic materials – *Computers* – 1983 – Volume 13, issue 3, p. 273 - 279.
- [SAW 02] : **Sawata, K. ; Yasumura, M.** – Determination of embedding strength of wood for dowel-type fasteners – *Journal of Wood Science* – 2002 – Volume 48, p. 138 - 146.
- [SAW 03] : **Sawata, K. ; Yasumura, M.** – Estimation of yield and ultimate strengths of bolted timber joints by nonlinear analysis and yield theory – *Journal of Wood Science* – 2003 – Volume 49, p. 383 - 391.
- [SCH 84] : **Schaffer, E.L.** – Structural fire design: wood – *Research paper FPL450* – Forest Products Laboratory – 1984 – 21 p.
- [SMI 02] : **Smith, I. ; Foliente, G.** – Load and Resistance Factor Design of Timber Joints: international Practice and Future Direction – *Journal of structural engineering* – January 2002 – p. 48 - 59.
- [SOL 87] : **Soltis, L.A.** – Bolted-Connection Design – *General Technical report FLP-GTR-54* – Forest Products Laboratory – 1990 – 21 p.

- [SOL 94] : **Soltis, L.A.** – Bolted Connection Research: Present and Future – *Wood Focus* – Summer 1994 – p. 3 - 25.
- [TAN 99] : **Tan, D. ; Smith, I.** – Failure In-the-Row Model for Bolted Timber Connections – *Journal of structural engineering* – July 1999 – p. 713 - 718.
- [TAY 02] : **Taylor, R.J. ; Line, P.** – Is Your Wood Connection All Stressed Out? It Needn't Be – *Wood Design Focus* – Winter 2002 – p. 8 - 13.
- [VAN 04] : **Van De Kuilen, J.W ; Dejong, M.** – 3D-numerical modelling of DVW-reinforced timber joints – *Proceedings of the 8th World Conference of Timber Engineering, June 2004* – RIL / VTT / Wood Focus –Volume II – p. 137-142.
- [WHI 02] : **White, R.H.** – Analytical Method for Determining Fire Resistance of Timber Members : Section four, Chapter 11 – *PSFPE Handbook of Fire Protection Engineering, Third Edition, 2002* – National Fire Protection Association –Section Four, Chapter 11 – p. 4-275.
- [WIL 81] : **Wilkinson, T.L. ; Rowlands, R.E ; Cook, R.D** – An incremental finite-element determination of stresses around loaded holes in wood plates – *Computers and structures* – 1981 – Volume 14, n°1-2, p. 123 - 128.
- [WIL 86] : **Wilkinson, T.L.** – Load distribution among bolts parallel to load – *Journal of structural engineering* – 1986 – Volume 114, n°4, p. 835 - 851.
- [YAS 00] : **Yasumura, M.; Daudeville, L.** – Fracture of multiply-bolted joint sunder lateral force perpendicular to wood grain – *Journal of wood science* – 2000 – Volume 46, p. 187 - 192.
- [YOU 00] : **Young, S.** – *Structural Modelling of Plasterboard-Clad, light Timber-Framed Walls in Fire* – Thèse de l'université de technologie de Victoria – Décembre 2000.
- [ZAHN 90] : **Zahn, J.J.** – Design Equation for Multiple-Fastener Wood Connections – *Journal of structural engineering* – 1990 – Volume 117, n°11, p. 3477 - 3486.

ANNEXE 1 : Détermination de la distribution des efforts de contact le long d'un élément quadratique

Objectif : Déterminer à partir des efforts de contact aux nœuds d'un élément quadratique la distribution des efforts le long de ce même élément.

L'effort de contact $f_{j,i}$ appliqué au nœud j ($j=1,2$ ou 3) de l'élément i de longueur l_i est calculé de la façon suivante :

$$f_{j,i} = \int_{l_i} N_j(x) \cdot f_s(x) \cdot dx \quad (1)$$

avec f_s : la distribution surfacique des efforts de contact le long de l'élément i .

Afin de simplifier les calculs, l'utilisation d'éléments isoparamétriques s'avère pertinente. Le système de coordonnées utilisé est alors celui de la figure 1.

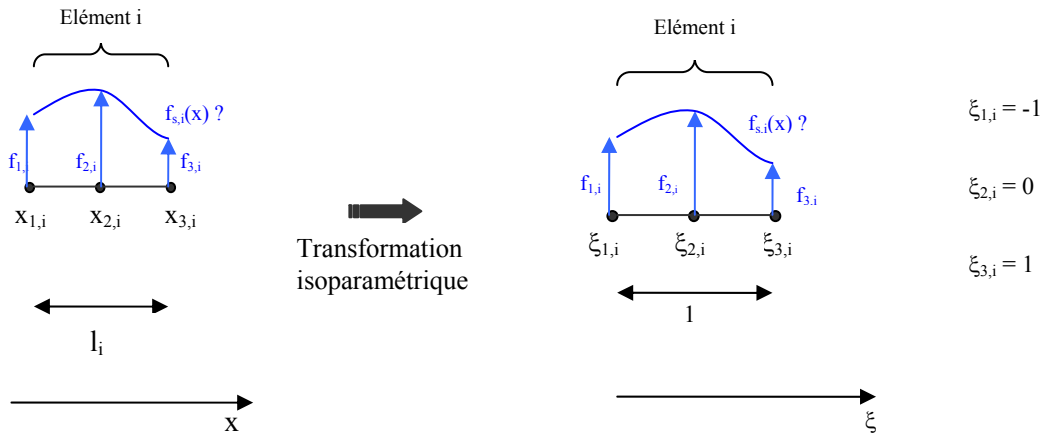


Figure 1 : *Transformation isoparamétrique*

Cette transformation implique alors la prise en compte de la matrice Jacobienne notée J . Dans le cas d'un problème unidirectionnel, cette dernière se réduit à

$$J = \frac{\partial x}{\partial \xi} \quad (2)$$

Pour un élément de longueur l_i , la matrice J vaut :

$$J = \left[\frac{l_i}{2} \right] \quad (3)$$

La transformation liée à l'utilisation d'éléments isoparamétriques permet de définir l'effort $f_{j,i}$ défini dans l'équation 1 comme égal à :

$$f_{j,i} = \int_{-1}^1 N_j(\xi) \cdot f_s(x) \cdot \det J \cdot d\xi \text{ avec } \det J = \frac{l_i}{2} \quad (4)$$

Les éléments mis en place sont des éléments quadratiques. Par conséquent, les fonctions de forme $N_j(\xi)$ sont de la forme :

$$N_j(\xi) = a \cdot \xi^2 + b \cdot \xi + c \text{ avec } a, b \text{ et } c \text{ des constantes à déterminer.} \quad (5)$$

Prenons l'exemple de la fonction de forme $N_1(\xi)$. Soient u_j le déplacement au nœud j ($j=1..3$). La méthode des éléments finis donne

$$\{U(\xi)\} = [N]\{q\} \text{ avec } \{q\} \text{ le vecteur des inconnues nodales.} \quad (6)$$

Dans l'exemple, $\{q\} = \begin{Bmatrix} u_1 \\ u_2 \\ u_3 \end{Bmatrix}$ (7)

Les éléments mis en place sont des éléments quadratiques. Par conséquent, l'hypothèse d'une interpolation quadratique de $u(\xi)$ est tout à fait justifiée.

$$u(\xi) = a \cdot \xi^2 + b \cdot \xi + c \text{ avec } a, b \text{ et } c \text{ des constantes à déterminer.} \quad (8)$$

L'intégration des déplacements au niveau des nœuds de l'élément permet d'obtenir le système suivant :

$$\begin{cases} u_1 = a - b + c \\ u_2 = c \\ u_3 = a + b + c \end{cases} \quad (9)$$

La résolution de ce système donne :

$$\begin{cases} a = \frac{u_3 - u_1}{2} - u_2 \\ b = \frac{u_3 + u_1}{2} \\ c = u_2 \end{cases} \quad (10)$$

L'équation 8 devient alors :

$$u(\xi) = \left(\frac{u_3 - u_1}{2} - u_2 \right) \cdot \xi^2 + \left(\frac{u_3 + u_1}{2} \right) \cdot \xi + u_2 \quad (11)$$

Par identification entre l'équation 5 et l'équation 11, la matrice $[N]$ est déterminée comme égale à :

$$[N(\xi)] = \begin{bmatrix} N_1(\xi) \\ N_2(\xi) \\ N_3(\xi) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{\xi}{2} \cdot (1 - \xi) \\ 1 - \xi^2 \\ \frac{\xi}{2} \cdot (1 + \xi) \end{bmatrix} \quad (12)$$

Afin de décrire le cas de figure le plus général possible, l'hypothèse d'une distribution d'efforts surfaciques quadratique est faite. Ainsi,

$$f_s(x) = d \cdot x^2 + e \cdot x + f \quad (13)$$

L'équation 4 devient alors :

$$f_{j,i} = \int_{-1}^1 N_j(\xi) \cdot \left(d \cdot x^2 + e \cdot x + f \right) \cdot \frac{l_i}{2} \cdot d\xi \quad (14)$$

Pour un élément i , en remplaçant les fonctions de forme pour chaque nœud et en calculant l'intégrale décrite dans l'équation 14, le système suivant est à résoudre :

$$S = \begin{cases} f_{1,i} = \frac{l_i}{2} \left(\frac{d}{5} + \frac{f-e}{3} \right) \\ f_{2,i} = \frac{l_i}{15} (2 \cdot d + 10 \cdot f) \\ f_{3,i} = \frac{l_i}{2} \left(\frac{d}{5} + \frac{e+f}{3} \right) \end{cases} \quad (15)$$

Pour l'élément i , $f_{1,i}$, $f_{2,i}$ et $f_{3,i}$ sont connues. Le système 16 donne alors :

$$S = \begin{cases} d = \frac{15}{2 \cdot l_i} \cdot \left(f_{i,1} - \frac{f_{i,2}}{2} + f_{i,3} \right) \\ e = \frac{3}{l_i} \cdot (f_{i,3} - f_{i,1}) \\ f = \frac{3}{2 \cdot l_i} \cdot \left(-f_{i,1} + \frac{3}{2} \cdot f_{i,2} - f_{i,3} \right) \end{cases} \quad (16)$$

La répartition surfacique quadratique f_s des efforts de contact le long de l'élément i est alors déterminée.