



HAL
open science

Exploration structurelle et environnementale des ouvrages en bois de grande portée

Koliann Mam

► **To cite this version:**

Koliann Mam. Exploration structurelle et environnementale des ouvrages en bois de grande portée. Structures. École des Ponts ParisTech, 2021. Français. NNT : 2021ENPC0035 . tel-03572887

HAL Id: tel-03572887

<https://pastel.hal.science/tel-03572887v1>

Submitted on 14 Feb 2022

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.



École des Ponts
ParisTech

THÈSE DE DOCTORAT de l'École des Ponts ParisTech

EXPLORATION STRUCTURELLE ET ENVIRONNEMENTALE DES OUVRAGES EN BOIS DE GRANDE PORTEE

École doctorale N° 531 Sciences, Ingénierie et Environnement

Structures et Matériaux

Thèse préparée au sein du laboratoire Navier (UMR 8205),
Equipe de recherche MSA (Matériaux et Structures Architecturées)

Thèse soutenue le 07/11/2021 par
Koliann MAM

Composition du jury :

Pierre, LATTEUR Professeur, Université catholique de Louvain	<i>Président</i>
Cécile, BULLE Professeure, Université du Québec à Montréal	<i>Rapporteur</i>
Jean-Luc, COUREAU Maître de conférences, Université de Bordeaux	<i>Rapporteur</i>
Jean-François, BOCQUET Maître de conférences, ENSTIB	<i>Examineur</i>
Antonella, MASTRORILLI Professeure, ENSAPL Lille	<i>Examineur</i>
Robert, LE ROY Professeur, École des Ponts ParisTech	<i>Directeur de thèse</i>
Cyril, DOUTHE Maître de conférences, École des Ponts ParisTech	<i>Co-encadrant</i>
François, CONSIGNY Ingénieur-Architecte, Elioth	<i>Invité</i>

Exploration structurelle et environnementale des ouvrages en bois de grande portée

Koliann MAM, Thèse de Doctorat, 2021

Convention CIFRE 2017-3577

Encadrement : Robert LE ROY^(a,b)
Cyril DOUTHE^(a)
François CONSIGNY^(c)

(a) Laboratoire Navier, Ecole des Ponts ParisTech, 77455 Marne la Vallée Cedex 2, France

(b) Laboratoire GSA (Géométrie, Structure, Architecture), ENSA Paris Malaquais, 75272 Paris Cedex 06, France

(c) Elioth (Egis Concept), Groupe Egis, 93188 Montreuil Cedex, France

Mots-clés : structures, bois, ACV, optimisation, assemblages, grande portée



Résumé

Cette thèse explore les leviers d'optimisation des structures en bois de grande portée tant sur le plan des critères usuels de conception des structures, que sur le plan des impacts environnementaux. L'essor actuel de la construction bois encourage en effet les ingénieurs à s'interroger en profondeur sur les typologies structurelles et les principes constructifs adaptés à ce matériau, notamment autour du comportement mécanique, des moyens de mise en œuvre et du coût des assemblages.

Nous développons dans un premier temps un modèle statistique permettant d'obtenir une loi de comportement simplifiée des raideurs et de la masse d'un assemblage par broches à partir d'un nombre restreint de variables d'entrée (torseur (N,V,M) et facteur de forme de la section) et pouvant être utilisé facilement dans des modèles de calcul de structure. Puis, nous illustrons comment la simple prise en compte du comportement semi-rigide des assemblages peut directement influencer la géométrie et la topologie optimale d'un exosquelette en bois.

Par ailleurs, les assemblages, qui concentrent les procédés d'usinage les plus complexes de l'ouvrage, ne peuvent pas être négligés dans le bilan économique et environnemental d'une structure en bois. Dans la suite nous présentons un cadre d'évaluation des impacts environnementaux des structures en bois, intégrant les assemblages et adapté aux premières phases de la conception, là où se font les choix les plus fondamentaux. Ce travail de recherche nous conduira à introduire des méthodes de sélection et de réduction du nombre d'indicateurs. L'utilisation des métriques de type *endpoint* permet tout d'abord d'évaluer sur une échelle commune la contribution de différentes catégories à l'impact total d'un système, et ainsi d'en sélectionner les plus pertinentes. Puis, nous proposons l'utilisation d'un indice de corrélation en classement et en étendue afin de sélectionner les indicateurs non corrélés pour un ensemble de scénarios donné.

Finalement, à l'aune de cette sélection d'indicateurs et du modèle d'assemblage simplifié développé dans ce travail, cette thèse explore dans la dernière partie les voies d'optimisation structurelle et environnementale des ouvrages en bois de grande portée. Au travers de l'étude de deux types de structure, le treillis et le *gridshell*, nous illustrons l'importance de la conception et du comportement des assemblages en lien avec la continuité des éléments, la densité des connexions ou encore le choix des matériaux.

Abstract

This thesis investigates the levers for optimizing long-span timber structures both on the mechanical and on the environmental levels. The current development of timber construction urges designers to question in depth the structural systems and construction principles suited to this material and particularly to reflect upon the mechanical behavior, the manufacturing and the cost of timber connections.

First, using a statistical approach, we propose to develop a simplified model to assess the stiffness and the mass of a dowel connection based on a limited number of input variables ((N, V, M) torsor and cross-section form factor), so that it can be easily used in structural design models. Then, through a simple illustrative example, we study the impact of semi-rigid connections on the shape optimization of a glulam-braced frame, part of the lateral load resisting systems of a high-rise building.

Furthermore, the connections, which often requires the most complex manufacturing process, cannot be overlooked when assessing the costs and environmental impacts of a timber structure. Therefore, we present a life cycle analysis (LCA) framework for evaluating the environmental impacts of a timber structure with a particular focus on connections and especially suited to the first phases of the design during which the most fundamental choices are made. To that end, we introduce methods for selecting and reducing the number of LCA indicators. First, the contribution of midpoint indicators to endpoint impacts is analyzed to identify the most relevant indicators that dominate the absolute impact of the system on the damage level. Secondly, we propose the use of a ranking and range error index (RREI) to select uncorrelated indicators over a given set of scenarios.

Considering the proposed limited set of indicators and the simplified model of dowel-type connections developed in this work, we finally investigate ways of optimizing long-span timber structures. Through two case studies, one on a truss and one on a gridshell, we illustrate the centrality of the design and behavior of connections in relation to the continuity of the elements, the density of the connections and the choice of materials in the structure.

Remerciements

Un certain sentiment de soulagement teinté de nostalgie au moment d'écrire les dernières phrases de ce manuscrit. Vient ensuite le temps de remercier toutes les personnes qui ont participé, soutenu, conseillé, relu, critiqué, accompagné, de près ou de loin, tout au long de cette thèse qui m'aura passionné tout autant qu'elle m'aura frustré. Il faut avouer que la recherche porte bien son nom. On cherche beaucoup, on trouve très peu, mais surtout on passe son temps à apprendre. Trois (Quatre) ans.

Un grand Merci.

À François Consigny pour toute la confiance qu'il m'a accordée, mais surtout pour m'avoir offert l'opportunité de mener à bien ce projet personnel dans de telles conditions.

À tous les membres du jury venus d'un peu partout géographiquement comme scientifiquement, pour l'intérêt porté à ce travail multidisciplinaire et pour la richesse des échanges qui ont animé la soutenance.

À mon directeur de thèse, Robert le Roy, pour les débats – musclés –, pour sa vision, pour sa volonté d'avancer ensemble dans la construction de cette thèse et enfin pour l'opportunité de participer à son enseignement des structures en bois.

À Cyril Douthe, pour la bienveillance de son encadrement, pour sa passion contagieuse de l'ingénierie des structures et pour la curiosité dont il a fait preuve à m'accompagner dans le domaine de l'analyse de cycle de vie.

Au groupe de recherche ACV de l'équipe MSA, Adélaïde Ferraille, Myriam Saadé et Charlotte Roux pour m'avoir fait découvrir et aimé cette discipline et pour tous les conseils qui m'ont permis d'aboutir au travail présenté dans la deuxième partie de ce mémoire.

À l'ensemble des équipes du laboratoire Navier pour leur accueil et à tous les doctorants croisés durant ces quelques années passées à Champs-sur-Marne. Bro, chevaliers, footballeurs, cyclistes, dresseurs de robots.

À tous mes collègues d'eliOTH pour leur énergie et leur bonne humeur quotidienne. Partir pour mieux revenir. Deux fois.

À Victor, pour sa relecture acharnée.

À mes parents et mes sœurs pour m'avoir toujours donné la liberté de faire mes propres choix.

À Carole.

Table des matières

	Introduction	8
1.	Contexte et enjeux	9
1.1	Le bois un matériau de construction ancien, une modernisation récente	9
1.2	Influence des assemblages dans la conception des structures en bois	12
1.3	Impact technologique des assemblages	18
1.4	Défi de l'écoconception des structures en bois	23
2.	Problématique et méthodologie	26
2.1	Evolutions et historique du projet	26
2.2	Problématique et démarche proposée	27
	Bibliographie Introduction	132
#1	Les assemblages au cœur de la conception bois	32
3.	Lois de comportement simplifiées des assemblages par broches	38
3.1	Les assemblages par broches	38
3.2	Développement d'un modèle statistique simplifié de la raideur des assemblages par broches	49
3.3	Modèle approché d'un assemblage par broches sous sollicitation simple N, V et M	64
3.4	Modèle approché d'un assemblage par broches sous un torseur d'effort complet plan (N,V,M)	79
4.	Influence de la raideur des assemblages sur l'optimisation d'un exosquelette en bois	96
4.1	Des Immeubles de Grande Hauteur en bois	96
4.2	Relecture d'un problème connu d'optimisation des structures	103
4.3	L'optimisation par critère d'optimalité	112
4.4	Résultats : Influence de la raideur des assemblages	117
	Bibliographie partie 1	130
#2	Intégration de l'analyse environnementale en phase de conception	140
5.	Choix du modèle environnemental des structures en bois	146
5.1	Outils et bases de données	146
5.2	Hypothèses de modélisation	155
5.3	Domaine et paramètres d'écoconception	169

6.	Méthodologie de sélection des indicateurs environnementaux pour l'écoconception et l'optimisation des structures en bois	174
6.1	Méthode de calcul des impacts environnementaux	174
6.2	Les indicateurs endpoint comme outils d'analyse d'un système	179
6.3	Un indice d'erreur de classement et d'étendue pour la sélection d'indicateurs en Analyse de Cycle de Vie	188
7.	Analyse détaillée des impacts d'une structure en bois	199
7.1	Rappels et définitions des indicateurs	199
7.2	Contribution des procédés élémentaires à l'impact total du système	202
7.3	Analyse de sensibilité des paramètres de conception	207
7.4	Origines des impacts des procédés élémentaires	213
7.5	Evaluation de l'incertitudes des données de la base ecoinvent	223
	Bibliographie partie 2	241
#3	Franchir et couvrir en bois	248
8.	Préambule aux études de cas	254
9.	Exploration d'un franchissement en bois	258
9.1	Calcul et optimisation des treillis	258
9.2	Cadre de l'étude	263
9.3	Calcul des assemblages et processus d'optimisation	269
9.4	Résultats	275
9.5	Synthèse	288
10.	Exploration d'un gridshell en bois	298
10.1	Construire le courbe en bois	299
10.2	Etude d'un dôme : Cadre d'étude et typologie d'assemblage	312
10.3	Calcul des assemblages et processus d'optimisation	322
10.4	Optimisation en résistance, déplacement et flambement global	326
10.5	Optimisation en résistance et déplacement	346
10.6	Synthèse	356
	Bibliographie partie 3	374
	Conclusions et perspectives	380
	Annexes	388
A	Algorithme d'optimisation des sections	388
B	Le stockage carbone : une vision de la forêt et de la filière	396
C	Base de données de bâtiments bois (2018)	415
D	Importation de la base ecoinvent et méthode de calcul IW+	418
E	Note de calcul d'un assemblage par broches	422

Introduction

1. CONTEXTE ET ENJEUX

1.1 LE BOIS UN MATERIAU DE CONSTRUCTION ANCIEN, UNE MODERNISATION RECENTE

Modernisation de la filière bois

Le secteur de la construction est aujourd'hui en pleine mutation. La volonté de favoriser l'emploi de matériaux biosourcés dans les bâtiments a offert l'opportunité à toute la filière bois de se moderniser, des méthodes de gestion de la ressource, aux moyens de production et de fabrication – notamment numériques – des produits industriels à forte valeur ajoutée. Le bois (re)découvre actuellement des portées et des hauteurs remarquables dans nos ouvrages bien plus en accord avec les performances mécaniques intrinsèques d'un matériau de construction présentant un des meilleurs ratio résistance et raideur sur densité.

Cette marche en avant de la construction en bois est aussi le fruit du développement technique et scientifique initié au début du 20^e siècle, puis surtout après-guerre, autour de l'ingénierie bois et de nouveaux types de produits issus de la transformation du matériau. Tout particulièrement l'invention du bois lamellé-collé, ouvre le champ des possibles, offrant aux constructeurs la possibilité d'utiliser le bois pour la réalisation d'ouvrages de hautes performances et de grande portée.

Parallèlement à l'amélioration du bois lamellé-collé et à la consolidation des techniques d'assemblages, de nouveaux produits font leur apparition, comme le lamibois (*Laminated Veneer Lumber* en anglais – LVL) et surtout les panneaux bois lamellé-croisés (*Cross Laminated Timber* en anglais – CLT), élargissant encore plus le spectre des solutions structurelles pour le matériau et expliquent en grande partie le renouveau actuel de la construction en bois.

Le développement des méthodes de fabrication et de transformation du matériau va véritablement s'accélérer à la fin du siècle. L'industrialisation des procédés (outils de coupe et d'usinage mécanique) et de nouveaux outils numériques permettent d'alimenter le marché de la construction avec de plus grands volumes et avec des produits avec peu de défauts et surtout standardisés.

Contexte français

Face à ces enjeux, à l'instar d'autres régions comme le Canada et l'Europe du Nord, la France se distingue par son dynamisme et son ambition. Pour accompagner le développement de la filière et ses acteurs, le « Plan industries du bois » de la Nouvelle France Industrielle est lancée en 2014, porté par l'Association pour le Développement des Immeubles à Vivre Bois, l'ADIVbois. Cette dernière regroupe un ensemble constitué d'acteurs de la construction, d'organisations professionnelles, mais aussi de maîtres d'ouvrages publics et privés, d'architectes, de bureaux d'études, de laboratoires de recherche, etc. et vise à accompagner de nombreux projets de construction d'immeuble bois partout en France, devant servir de levier à toute la filière. Dans le cadre de l'accompagnement technique de ces projets, plusieurs ateliers thématiques (structure, incendie, acoustique, environnement et façade) ont la charge d'identifier les verrous s'opposant à un tel développement et d'accélérer l'innovation pour les dépasser (synthèse bibliographique, campagne d'essais, etc.)

Parallèlement à ce développement, des projets publics et privés d'équipements emblématiques réalisés en structure bois voient le jour (voir **Figure I-1**). En France, le Centre Pompidou-Metz et sa toiture *gridshell* courbe en bois lamellé-collé, conçu par l'architecte japonais Shigeru Ban, ouvre ses portes en 2010. En 2011, l'agence d'architecture française Wilmotte & Associés conçoit pour la ville de Nice un nouveau stade de football avec une charpente présentant une étonnante résille en bois lamellé-collé. A Paris, s'achève en 2014 la construction de la fondation Louis Vuitton et de sa charpente en structure mixte bois-métal qui soutient de monumentales verrières, le tout conçu par l'architecte Frank Gehry.

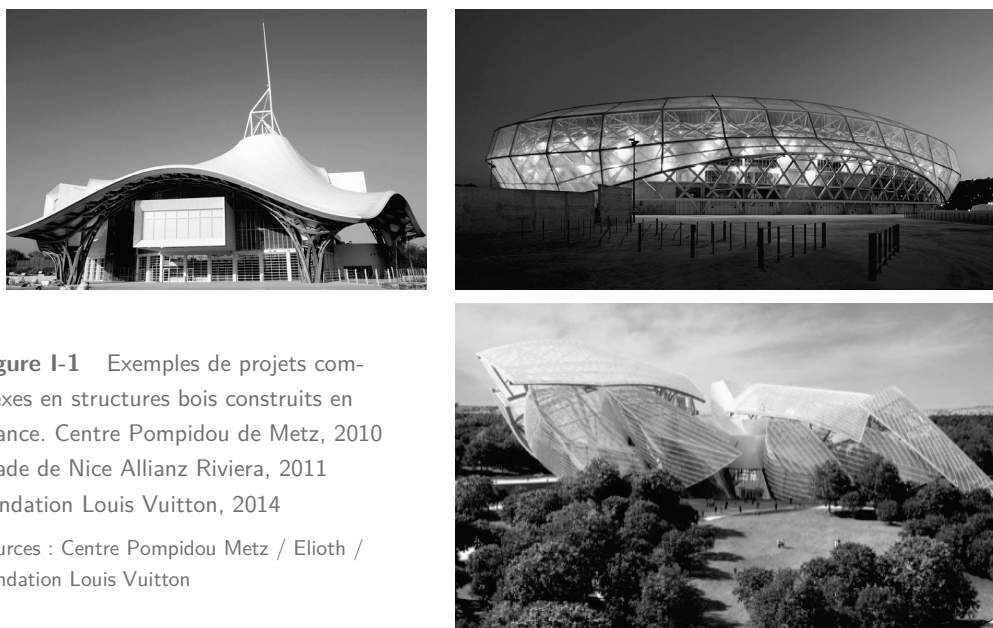


Figure I-1 Exemples de projets complexes en structures bois construits en France. Centre Pompidou de Metz, 2010
Stade de Nice Allianz Riviera, 2011
Fondation Louis Vuitton, 2014

Sources : Centre Pompidou Metz / Elioth /
Fondation Louis Vuitton

Un matériau biosourcé

Le renouveau actuel du bois s'explique aussi en grande partie par le caractère biosourcé et renouvelable de la ressource. Face aux nouveaux enjeux climatiques et au rôle central joué par le secteur de la construction dans notre empreinte environnementale¹, un soutien croissant des pouvoirs publics vers le développement de l'utilisation de matériaux biosourcés s'est mis en place, entraînant avec lui un investissement privé massif vers les filières de production et de gestion associées. Le bois représente tout d'abord une ressource naturelle renouvelable disponible en quantité importante sur le territoire. Les forêts françaises représentent 17 Mha, soit près de 30% du territoire [IGN, 2020]. Le volume de bois sur pied de la forêt française métropolitaine est de 2,8 milliards de mètres cubes environ (4^{ème} stock de bois à l'échelle européenne). La forêt française métropolitaine est composée majoritairement de feuillus, qui représentent 67% de la superficie forestière. En Europe, grâce à l'existence de réglementations sur la gestion forestière durable et des certifications de gestion durable des forêts (PEFC - Programme de reconnaissance des certifications forestières et FSC - Forest Stewardship Council), le bois est une ressource naturelle gérée – au global – de façon soutenable. Le taux de prélèvement (rapport entre la ressource prélevée et la production biologique nette) moyen européen est d'environ 62% [Peyron & Hervé, 2012], tandis qu'en France il se situerait entre 50% et 60% sur la période 2007-2014 [Kurtek et al., 2018].

Au-delà de son faible impact face à d'autres matériaux de construction plus énergivore [Börjesson & Gustavsson, 2000], c'est bien la capacité du bois à séquestrer et stocker le dioxyde de carbone atmosphérique (CO₂) qui est aujourd'hui mise en avant [Skullestad et al., 2016]. Lors de sa croissance, un arbre capte une quantité très importante de CO₂ atmosphérique par photosynthèse (environ 1 tonne de CO₂ capté pour 1 m³ de bois d'une densité de 600 kg/m³). Lors de sa décomposition ou de la combustion du bois pour valorisation énergétique, le carbone stocké qu'on qualifie de biogénique est libéré, faisant du bois un matériau *a priori* « neutre en carbone ». L'utilisation du bois en construction se présente comme un moyen de prolonger le stockage et décaler le relargage du CO₂ biogénique, décalage qui pourrait avoir un effet bénéfique sur le changement climatique. En réalité, le sujet est bien plus complexe et fait encore débat. Tout d'abord, la gestion durable de la ressource est une condition essentielle pour assurer l'équilibre préalable du stock dans les

¹ Les bâtiments et le secteur de la construction représentent ensemble environ 39% des émissions mondiales de dioxyde de carbone liées à la consommation d'énergie et 36% de l'utilisation mondiale d'énergie selon un rapport de 2017 de l'Agence Internationale de l'Energie (IEA) et de l'Alliance Mondiale pour les Bâtiments et la Construction (GABC) ; et 50% de la production de déchets solides selon un rapport de la banque mondiale de 2012.

forêts. Mais surtout, l'évaluation des effets sur le climat exige d'étudier précisément la dynamique temporelle des échanges avec le système climatique [Breton et al., 2018]. Cette problématique ne sera pas directement traitée dans ce travail de recherche, mais une synthèse bibliographique des méthodes de prise en compte du stockage carbone en ACV est présentée en annexe B.

1.2 INFLUENCE DES ASSEMBLAGES DANS LA CONCEPTION DES STRUCTURES EN BOIS

Mécanique des assemblages bois

Le changement d'échelle opéré par la construction bois et le développement de nouveaux produits et techniques de fabrication des structures encouragent actuellement les ingénieurs à s'interroger en profondeur sur les typologies structurelles et les principes constructifs adaptés au matériau. Preuve de cette perpétuelle évolution de la connaissance sur le matériau, une nouvelle version révisée de l'Eurocode 5 – norme européenne qui régit les règles de dimensionnement des structures en bois – sera disponible en 2022 et intégrera de nombreuses avancées scientifiques dans le domaine des structures en bois.

La construction bois impose notamment une conception et compréhension fines des systèmes d'assemblages des éléments de la structure. L'influence des assemblages dans le comportement, le processus de conception et de construction et le coût d'un bâtiment bois est essentielle :

- **Dimensionnement des éléments de la structure** : la section des éléments de la structure peut être directement dictée par le dimensionnement de l'assemblage en lui-même en fonction du niveau et du type d'effort à transmettre.
- **Comportement global de la structure** : le comportement semi-rigide des assemblages bois, dû au comportement intrinsèque des organes de connexion et du jeu d'assemblage, a des conséquences directes sur le comportement global de la structure, que ce soit au niveau des déplacements ou de la distribution des efforts dans la structure.
- **Mise en œuvre et préfabrication** : la volonté de profiter de l'important degré de préfabrication des éléments bois, permettant une rapidité et facilité de montage, peut induire une hausse du nombre d'organes de connexion et des jeux associés, entraînant une perte de raideur à l'échelle globale.

La caractérisation, la modélisation et le calcul des assemblages bois demeurent encore aujourd'hui un vaste sujet de recherche, avec d'importantes évolutions normatives à venir dans les prochaines années. En prévision de la révision de l'Eurocode 5, une action européenne COST FP102 (*European Cooperation in Science and Technology* en anglais) a été créée pour combler l'écart entre les

avancées scientifiques et leur intégration dans les futures réglementations. Notamment le groupe de travail 3 sur les assemblages a montré toute la richesse des outils et des méthodes de calcul à disposition des ingénieurs [Sandhaas et al., 2018]. La question de leur intégration dans le processus de conception d'un projet réel demeure une question critique.

L'influence centrale des assemblages et le lien entre comportement local et global dans les structures en bois font de la conception de ces ouvrages un processus complexe et itératif. La prise en compte de cette influence dès les premières phases de conception lorsque les changements apportés au projet sont les plus importants semble nécessaire. Toutefois, comme illustré dans la **Figure I-2**, la définition des principes d'assemblage peut arriver tardivement dans le processus de conception, le calcul et le dessin des détails d'assemblages demandant généralement une connaissance avancée sur la structure, les moyens de production et de mise en œuvre, les interfaces, etc.

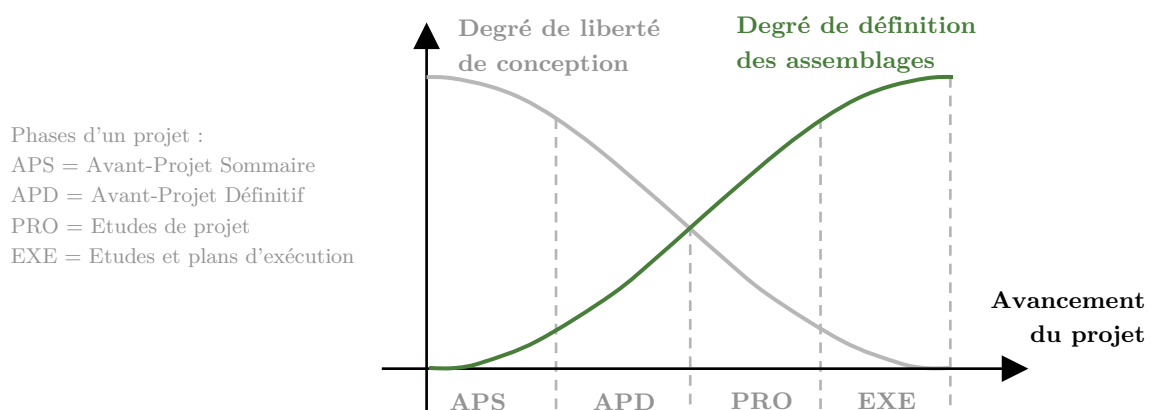


Figure I-2 Illustration de la relation entre le degré de liberté de conception et le degré de connaissance sur les assemblages avec l'avancement d'un projet de structure.

L'art des structures : performances et économie

La question du choix de la métrique pour évaluer la performance d'une structure demeure une question sans véritable réponse, ou plutôt une question à réponses multiples, et ce quel que soit le matériau de construction. Dans sa thèse autour de la création architecturale et l'industrialisation de la filière bois, Berthier [2017] questionne le développement industriel de la filière bois au XX^e siècle et son entrée dans la modernité. Ce passage « de l'art du charpentier à l'art de l'ingénieur » est marqué selon lui par une pensée industrielle de la conception et de la fabrication des structures en bois, rendue possible par les progrès scientifiques réalisés sur le matériau, mais aussi influencée par les réflexions héritées des structures de grande portée en béton armé et en

acier. Dans son ouvrage, Berthier propose une définition des structures appartenant à « l'art de l'ingénieur », « en référence à la définition qu'en donne Picon [1997], pour qui il s'agit d'un art des structures servi par une pensée technique armée de la connaissance scientifique, dans le but de tirer de la matière une performance maximale ». La matière tient justement une place toute particulière dans la hiérarchie des métriques d'évaluation des structures. La recherche de l'économie de matière est à l'origine même du développement de l'optimisation topologique, mais aussi de celui de tout un champ de la conception des structures, celui des structures légères et de grande portée [Schlaich & Bergermann, 2005]. Cependant, on constate que cette recherche de l'efficacité structurelle – notion souvent confondue avec l'économie de matière – conduit généralement à une complexité supplémentaire, de fabrication ou de montage, et donc in fine à un impact technologique unitaire de la matière plus important. Notamment, les assemblages entre les éléments qui composent ces structures demandent généralement d'importants efforts en matière de conception et de fabrication [Knippers & Helbig, 2009].

Structures en bois : systèmes d'éléments ou systèmes d'assemblage

A ce titre, l'art des structures en bois apparaît par essence comme un art d'assembler, et ce pour des raisons à la fois de mécanique, de fabrication et de montage sur chantier. L'histoire des structures en bois est là pour témoigner de cette place centrale occupée par l'assemblage. Des premiers travaux et réflexions de Philibert Delorme sur les charpentes à petits bois [Delorme, 1561], jusqu'aux structures complexes paramétriques actuelles, en passant par l'apparition du bois lamellé-collé et le passage dans les années 60 « de l'art du charpentier à l'art de l'ingénieur » [Berthier, 2017], chaque innovation et tournant majeur autour de la construction bois semble marquée par une réflexion sur les moyens d'assembler le matériau.

La **Figure I-3** présente quelques exemples de structures complexes en bois construites dans les 10 dernières années. De haut en bas on peut y voir :

- Le stade de l'Allianz Riviera à Nice inauguré en 2013 et conçu par l'agence Wilmote et Associés. La toiture de ce stade se présente comme une charpente tridimensionnelle mixte bois/acier, composée par une impressionnante résille en bois lamellé-collé droit surmontée d'une structure en acier triangulée en extrados qui soutient une couverture en ETFE.
- La fondation Louis Vuitton à Paris ouverte en 2014 conçue par l'architecte Frank Gehry. Ses impressionnantes verrières sont soutenues par une charpente mixte en acier et poutres bois lamellé-collé cintrées ou à double courbure. Ces poutres bois sont assemblées grâce à des assemblages par broches à deux plats métalliques fendeurs en inox boulonnés sur des blocs métalliques de jonction.



Figure I-3 Exemples de projets bois de grande portée et de grande hauteur. De haut en bas : Stade de l'Allianz Riviera à Nice, 2013 (Crédits : Elioth) ; Fondation Louis Vuitton, 2014 (Crédits : Fondation Louis Vuitton & Hess Timber) ; Théâtre de Vidy-Lausanne, 2017 (Crédits : iBois) ; BUGA Wood Pavilion, 2019 (Crédits : ICD/ITKE)

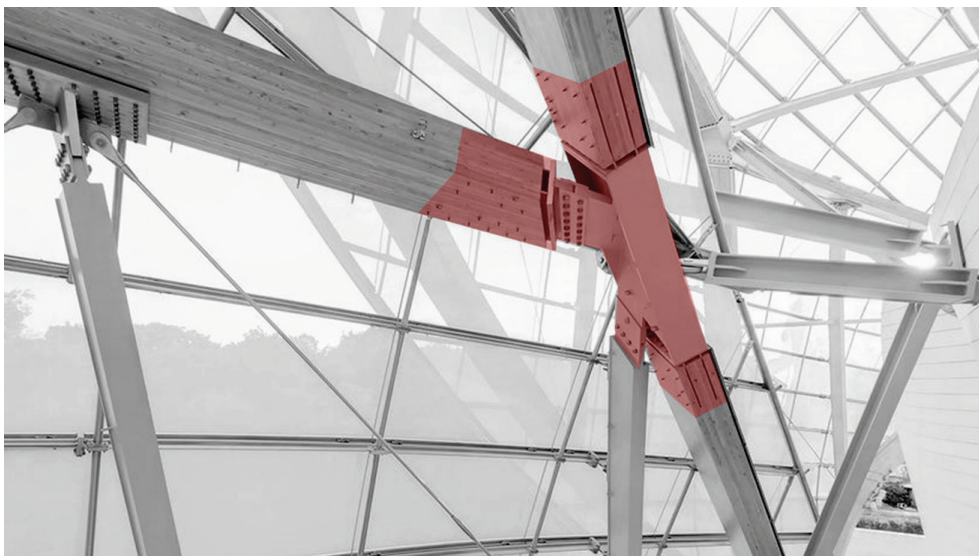
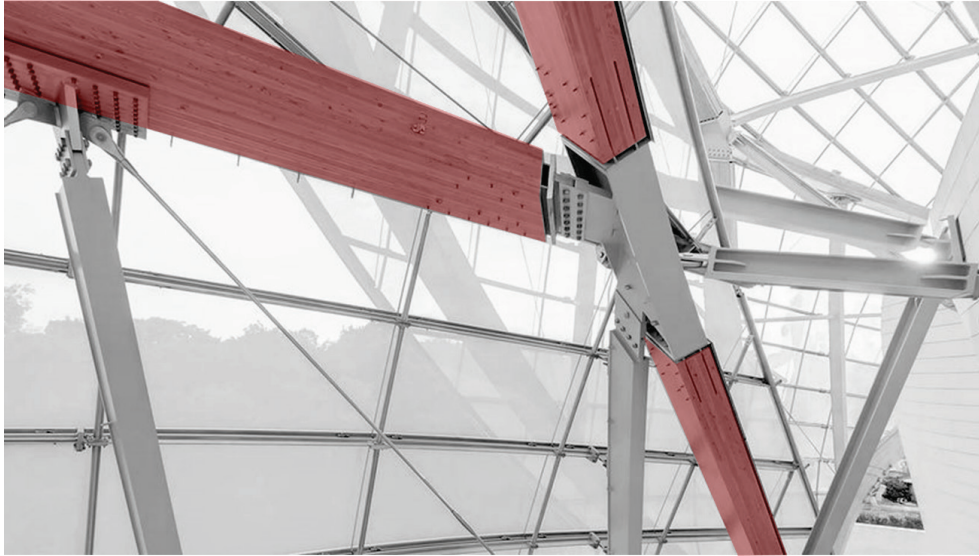


Figure I-4 Deux visions des structures en bois : système d'éléments ou système d'assemblages.

- Le pavillon du théâtre de Vidy-Lausane construit en 2017 et conçu par l'architecte et professeur de l'EPFL Yves Weinand. Le pavillon se compose entièrement d'une structure plissée à double nappe constituée à partir de panneaux CLT de 45 millimètres d'épaisseur seulement. Les panneaux CLT sont joints par des assemblages de type tenon/mortaise et queue d'aronde usinés à la CNC et inspirés des techniques d'assemblages traditionnelles.
- Le pavillon BUGA construit en 2019 à Heilbronn et conçu par des équipes des laboratoires de recherche ICD (*Institute for Computational Design*) et l'ITKE (*Institute for Building Structures and Structural Design*) de l'université de Stuttgart. La coque bois du pavillon est composée de caissons en bois plan hexagonaux. Les caissons sont assemblés par une combinaison d'assemblages bois/bois crantés (usinés par une plateforme robotique spécialement développée pour le projet) et par des boulons.

Ce qui est intéressant sur ces différentes structures, c'est la possibilité de les analyser à deux échelles distinctes, comme illustré dans la **Figure I-4**. L'échelle de l'élément tout d'abord, dans laquelle on s'attache à comprendre comment l'ensemble des éléments composent le fonctionnement de la structure et comment leur disposition dans l'espace définit sa géométrie. Puis, il est possible de les analyser à l'échelle de l'assemblage, où l'important est de comprendre comment les assemblages assurent le transfert des efforts entre les éléments et rend finalement possible la construction d'un ouvrage de grande portée à partir d'éléments de plus petites tailles. Dès lors, deux visions des structures se complètent : une plus classique qui définit la structure comme un ensemble d'éléments connectés par des nœuds ; et une autre où la structure est davantage perçue comme un ensemble d'assemblages séparés par des éléments.

La différence entre ces deux définitions peut paraître minime, mais demeure pourtant essentielle dans l'approche du concepteur vis-à-vis d'un projet bois. Si cette vision duale de la structure ne semble pas exclusive aux structures en bois, l'approche qui place les assemblages au cœur du processus de conception semble bien jouer un rôle plus fondamental pour ce matériau, du fait de ses propriétés mécaniques intrinsèques, mais aussi de ses méthodes de production et transformation. Dès lors que l'assemblage se présente au cœur de la conception des structures en bois, et ce à bien des niveaux, l'optimisation d'un ouvrage ne reviendrait-elle pas en fait à optimiser le nombre, la position, et le comportement de ces assemblages, plutôt que celui des éléments ?

1.3 IMPACT TECHNOLOGIQUE DES ASSEMBLAGES

Le caractère fondamental des assemblages s'étend en fait bien au-delà de la simple mécanique. Du fait qu'ils concentrent généralement les procédés de fabrication et d'usinage les plus complexes d'un ouvrage, les assemblages pèsent lourd dans le bilan économique et environnemental d'une structure en bois. Derrière les choix de méthodes d'assemblage peut se cacher une quantité importante d'acier, un temps d'usinage non négligeable ou encore un temps de montage sur chantier plus ou moins important.

L'acier des assemblages : structure bois ou structure mixte ?

De nombreuses techniques d'assemblages modernes des structures en bois font appel à des connecteurs métalliques, et donc à une quantité d'acier plus ou moins importante. C'est d'ailleurs le développement et l'utilisation croissante de ces connecteurs métalliques dans les structures en bois, couplé à l'apparition de nouveaux produits bois transformés, qui ont marqué la rupture opérée par l'industrie de la construction bois d'après-guerre [Berthier, 2017].

Si on revient sur un des exemples cités précédemment, on observe que pour la charpente en bois du stade de Nice, une quantité importante d'acier a été mise en œuvre dans les assemblages : pour assembler les 2000 tonnes de bois lamellé-collé, environ 450 tonnes de ferrures métalliques ont été nécessaires, soit un ratio massique par rapport au bois de 23%, sans compter donc le poids des broches métalliques [Levedag et al., 2013]. En fonction des typologies d'assemblages, des choix de conception et de la densité d'assemblages – en quelque sorte de la topologie – on peut estimer que l'acier des assemblages représente un ratio compris entre 0 kg (assemblages entièrement bois/bois) et 130 kg par mètre cube de bois, soit un ratio massique entre 0% et plus de 31% en considérant du BLC GL24h à 420 kg/m³.

Cette quantité plus ou moins importante d'acier dans les assemblages bois/métal d'une structure en bois représente donc une part importante de son coût financier et de son impact environnemental. Examinons pour s'en convaincre quelques ordres de grandeurs, en s'intéressant aux prix et à l'impact carbone des différents matériaux de notre système.

Base de prix et impact carbone des matériaux

Pour bien comprendre les enjeux, on peut s'essayer à estimer le prix « matière », c'est à dire hors transport et pose sur chantier, de différents types de bois de structure et des connecteurs métalliques des assemblages. Afin d'illustrer le propos nous proposons dans le **Tableau I-1** les bornes minimales et maximales du prix de chaque matériau, ainsi que leur valeur médiane. Cette base de prix a été construite à partir de l'analyse de différents projets et retours d'expérience au sein du bureau d'études elioth.

	Unité réf.	Médiane	Min	Max
Bois lamellé-collé droit	m ³	877 €	700 €	1100 €
Bois lamellé-collé cintré	m ³	1327 €	1100 €	1600 €
Bois massif feuillus	m ³	1058 €	800 €	1400 €
Acier d'assemblage	kg	8,7 €	5 €	15 €

Tableau I-1 Distribution de prix du bois lamellé-collé droit et cintré, du bois massif feuillus et de l'acier d'assemblage

Procédé	Unité de réf.	Emissions GES [kgCO ₂ éq]
Bois d'œuvre	kg	0,37
Acier neuf	kg	2,2
Acier recyclé	kg	1,1
Electricité FR	kWh	0,06
Electricité DE	kWh	0,46

Tableau I-2 Impact carbone du bois d'œuvre, de l'acier primaire et recyclé et de l'électricité selon la Base Carbone® de l'ADEME

Les valeurs médianes ont été estimées à partir de l'évaluation des bornes minimales et maximales des prix des différents matériaux et en considérant que ces bornes correspondent environ aux valeurs extrémales de l'intervalle de confiance à 95% d'une distribution lognormale.

Les hypothèses de prix sont les suivantes :

- Le prix matière du bois lamellé-collé par mètre cube se situe entre 700€ et 1100€ pour les éléments droits et entre 1100€ et 1600€ pour des éléments simplement cintrés, avec des médianes associées de 877€ et 1327€.
- Le prix du bois massif feuillus par mètre cube est compris entre 800€ et 1400€, avec une médiane située à 1058€.
- Le prix de l'acier des assemblages peut osciller entre 5€ et 15€ par kilogramme, avec une médiane située à 8,7€.

La base de prix qui vient d'être développée dans ce paragraphe a pour but de fournir une photographie approchée représentative de l'équilibre économique d'une structure en bois – en date de la réalisation de ce travail – et notamment de l'impact des assemblages sur le prix de cette dernière. L'auteur insiste sur

la nécessité de réaliser une véritable étude statistique plus poussée pour confirmer le type et les propriétés de ces distributions. Qui plus est, les prix restent sujets à d'importantes variations, comme en témoigne la flambée importante des prix des matières premières pour la construction lors de la finalisation de ce manuscrit, tout particulièrement du bois et de l'acier².

De façon très simple on estime l'impact carbone des différents procédés de notre système grâce à la base de données publiques Base Carbone®, développée par l'ADEME, qui fournit une estimation des émissions de gaz à effet de serre liées à un objet, un matériau, ou un service. Les données d'impact correspondant à la production de bois d'œuvre, la production d'acier de construction primaire (i.e. neuf) et secondaire (i.e. recyclé), et la production d'électricité en France et en Allemagne sont présentées dans le **Tableau I-2**.

Premiers résultats

Intéressons-nous tout d'abord au coût matière et à l'impact carbone d'une structure composée de 1 m³ de bois lamellé collé et d'une quantité de connecteurs acier (plaques, broches, vis etc.) comprise entre 20 kg et 100 kg, soit un ratio d'acier entre 5% et 24% de la masse de bois. On supposera que les connecteurs métalliques sont réalisés à partir d'un mix de 70% d'acier primaire et 30% d'acier recyclé (l'origine de cette hypothèse sera fournie et détaillée dans le chapitre 5 de ce travail).

Les résultats de cette analyse sont présentés dans la **Figure I-5**. Si l'acier d'assemblage représente entre 4,5% et 19% de la masse totale de la structure, sa contribution au coût matière et à l'impact carbone du système est beaucoup plus importante ! Avec les hypothèses retenues, l'acier représente ainsi entre 17% et 50% du coût matière total et entre 19% et 55% de l'impact carbone, démontrant la nécessité d'en tenir compte dans le bilan de la structure.

Les structures bois à l'ère du numérique

Bien que l'impact technologique – financier ou carbone – des assemblages par broches ait été approché simplement par la quantité d'acier (ferrures et broches) mise-en-œuvre dans ceux-ci, ce type de connexion nécessite aussi des étapes d'usinage et de perçage qui n'ont pas été prises en compte dans le bilan. Si on peut supposer avec une certaine assurance que les opérations d'usinage des pièces de bois pour le cas d'assemblages par broches sont relativement peu coûteuses par rapport à la production de l'acier des connecteurs, l'usinage peut devenir une part essentielle de l'impact pour certaines typologies d'assemblage, qui plus est à l'ère du numérique et du retour des assemblages tout bois.

² Matières premières : flambée des prix et risques de pénurie, Le Moniteur, 2021, <https://www.lemoniteur.fr/article/matieres-premieres-flambée-des-prix-et-risques-de-pénurie.2134044>

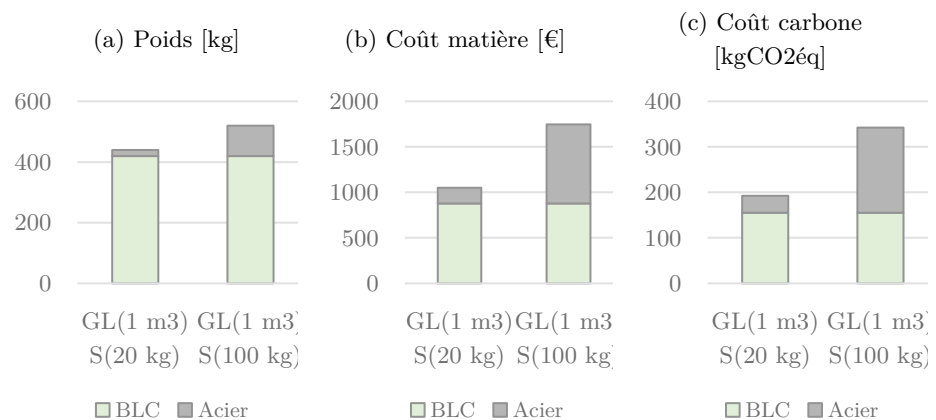


Figure I-5 Evaluation de l'influence de l'acier d'assemblage sur le coût financier et carbone d'une structure en bois lamellé-collé. GL : Bois Lamellé-collé ; S : Acier

Poussé par les progrès importants de la robotisation et des outils logiciels, mais aussi par le développement des principes d'une architecture non standard [Centre Pompidou, 2003], de nouvelles techniques de conception des structures en bois sont apparues à partir des années 2000. Grâce à cet essor des procédés numériques, nombreux sont les architectes, laboratoires de recherche et ingénieurs, à se questionner aujourd'hui sur la paramétrisation de la conception des structures et le développement de modes constructifs innovants, que ce soit à l'échelle du matériau, de la fabrication, ou de la mise en œuvre. Les travaux du laboratoire IBois de l'EPFL, sous la direction du professeur et architecte Yves Weinand [Weinand, 2016], ou encore ceux des laboratoires ICD et ITKE de l'université de Stuttgart, emmenés par les professeurs Achim Menges et Jan Knippers [Menges et al., 2016], font figure de références dans cette réflexion pluridisciplinaire autour de la fabrication digitale du matériau bois. Revenons rapidement sur les exemples de la **Figure I-3**. Si les principes d'assemblage utilisés dans les deux premiers exemples (Allianz Riviera et Fondation Louis Vuitton) s'inscrivent dans la lignée des structures en bois moderne du 20^{ème} siècle – précision d'usinage et tolérance de mise-en-œuvre mises à part –, les deux dernières structures (pavillon du théâtre de Vidy-Lausanne et pavillon BUGA) témoignent bien de cette « numérisation » de la construction bois.

Les assemblages de ces nouvelles structures complexes proposent une relecture des techniques d'assemblages bois/bois traditionnels, avec des découpes complexes dans les panneaux ou les éléments en bois de l'ouvrage [Robeller & Weinand, 2015]. La fabrication de ces assemblages et le montage sur chantier de ces structures sont rendus possible par une précision d'usinage exceptionnelle et une automatisation des processus de conception et de fabrication des

différents éléments qui la composent. Bien entendu, si ces principes d'assemblage présentent l'avantage de limiter la quantité d'acier dans la structure, ils nécessitent des opérations et un temps d'usinage bien plus complexes, qui pourraient in fine représenter un impact financier et environnemental non négligeable pour l'ouvrage et entraîner des phénomènes de transferts d'impact par rapport aux assemblages métalliques.

Par exemple considérons que l'usinage d' 1 m^3 de bois d'une structure assemblée par connecteurs métalliques nécessite environ 50 kWh d'électricité (l'ordre de grandeur et l'origine de ces données seront discutées en détails dans le chapitre 5 de ce travail) et que cette consommation électrique peut quadrupler dans le cas d'assemblages bois/bois à haut degré d'usinage. On utilise les données de la Base Carbone® présentées dans le **Tableau I-1** pour évaluer l'impact carbone du système constitué du bois d'œuvre et de la production d'électricité nécessaires aux opérations d'usinage. On observe que, si la contribution à l'impact carbone du système reste limitée dans les deux cas si le mix électrique français est considéré, la contribution de la production d'électricité pour l'usinage peut devenir importante si le mix de production allemand est considéré. On rappelle que globalement les moyens de production d'électricité français sont peu émissifs en CO_2 , du fait du recours massif au nucléaire (environ 67%³ du mix énergétique en 2020), tandis qu'une part encore importante de la production d'électricité en Allemagne se fait via des centrales à combustibles fossiles, même si d'importants efforts sont mis en place pour le développement des énergies renouvelables⁴. A partir des hypothèses simplificatrices retenues dans ce paragraphe, on observe ainsi que l'usinage représente 37% de l'impact carbone total dans le cas des assemblages à forte complexité d'usinage.

Au travers de cette discussion, nous avons montré l'influence centrale que pouvaient avoir les assemblages sur le coût financier et l'impact carbone d'une structure en bois. L'impact sur l'environnement d'un système ne saurait cependant se résumer à ce seul indicateur. L'évaluation complète de l'impact environnemental des structures en bois, nécessite d'une part une analyse multicritère à la recherche des phénomènes de transferts de pollution ; et d'autre part, une analyse sur l'ensemble de son cycle de vie, de la production aux procédés de traitement en fin de vie, pour évaluer les possibles transferts d'impact entre les étapes de ce cycle de vie, autrement dit nécessite de réaliser une Analyse de Cycle de Vie (ACV). C'est donc dans ce cadre qu'il semble indispensable de poursuivre un travail sur l'optimisation des structures bois.

³ Bilan électrique français 2020, RTE, <https://bilan-electrique-2020.rte-france.com/production-nucleaire/>

⁴ Ministère fédéral de l'économie et de l'énergie, <https://www.bmwi.de/Redaktion/FR/Dossier/energies-conventionnelles.html>

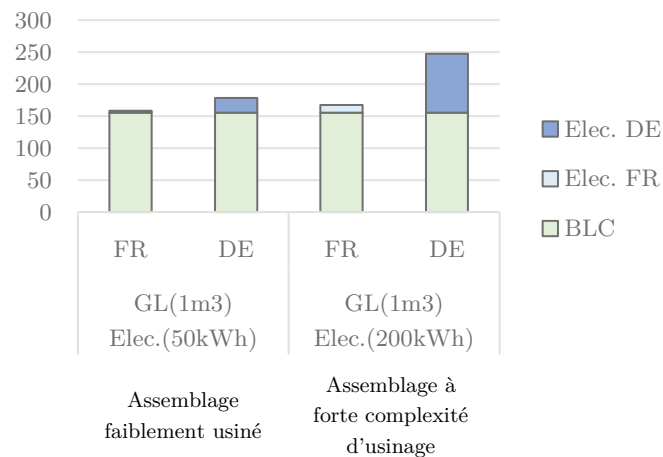


Figure I-6 Evaluation de l'influence de l'usinage sur l'impact carbone d'une structure en bois lamellé-collé. Comparaison d'un assemblage faiblement usiné et d'un assemblage à forte complexité d'usinage. GL : Bois Lamellé-collé ; Elec. : consommation électrique.

1.4 DEFI DE L'ECOCONCEPTION DES STRUCTURES

La question de l'intégration de l'analyse environnementale dans la démarche de conception d'une structure s'impose dorénavant à chacun, et transforme – voire bouleverse – avec elle les pratiques même du métier. Malgré une certaine complexité et des limites encore importantes, l'Analyse de Cycle de Vie (ACV) offre aujourd'hui un cadre riche pour accompagner les praticiens dans une démarche globale d'écoconception des ouvrages bâtis. Toutefois, pour devenir un véritable outil d'aide à la décision et dépasser le statut purement comptable post-conception, il est de la responsabilité même des praticiens de s'approprier les outils de l'ACV. Seule une confrontation avec les problématiques pratiques de son intégration dans le processus de conception permettra de durablement consolider les principes méthodologiques de l'ACV.

Cadre général de l'ACV : une méthode standardisée

L'Analyse de Cycle de Vie est un outil d'évaluation globale et multicritères des impacts environnementaux d'un « produit » (qu'il s'agisse d'un bien, d'un service voire d'un procédé), depuis l'extraction des matières premières qui le composent jusqu'à son élimination en fin de vie, en passant par les phases de distribution et d'utilisation. L'analyse sur l'ensemble du cycle de vie du procédé permet d'étudier les effets de transfert d'impact entre les étapes de production, tandis que son caractère multicritère assure la détection de transfert de pollution entre les différents indicateurs environnementaux.

Depuis les années 90 l'ACV fait l'objet d'une méthode normalisée qui s'appuie en particulier sur les normes internationales [ISO 14040 \[2006\]](#) et [ISO 14044 \[2006\]](#) qui en établissent les principes, le cadre méthodologique et les exigences. Elle démarre par la définition des objectifs et du champ de l'étude. Puis, la modélisation du système est entreprise. Elle se poursuit par une étape de collecte des données qui aboutit au calcul d'un inventaire regroupant l'ensemble des flux de substances émises et puisées dans l'environnement tout au long du cycle de vie. Finalement, les impacts sont évalués selon différents indicateurs environnementaux et les résultats interprétés. Les méthodes d'évaluation des impacts sont aujourd'hui nombreuses et sont définies par un ensemble de facteurs de caractérisation décrivant l'impact unitaire de chaque émission.

En complément de ce corpus normatif général, l'ACV des bâtiments a fait l'objet d'une adaptation spécifique et standardisation à l'échelle européenne. La norme [NF EN 15804+A2 \[2019\]](#) définit ainsi les règles régissant les déclarations environnementales des produits de construction et la norme [NF EN 15978 \[2012\]](#) présente une méthode de calcul pour évaluer la performance environnementale des bâtiments. La grande majorité des certifications et labels environnementaux les plus reconnus dans le secteur du bâtiment exige aujourd'hui la réalisation d'une ACV conforme à la méthodologie présentée dans le référentiel normatif précédemment cité, notamment au niveau des indicateurs (voir **Figure I-7**). Toutefois, les exigences finales en termes de performances environnementales chiffrées portent rarement – voire jamais – sur une analyse combinée multicritère et de manière générale se concentre exclusivement sur le potentiel de changement climatique, délaissant les autres indicateurs (destruction de la couche d'ozone stratosphérique, eutrophisation, acidification du sol et de l'eau, destruction de la couche d'ozone stratosphérique, etc.)

Difficultés d'intégration et d'application

La richesse de l'ACV constitue peut-être aussi une de ses limites majeures. Son caractère multicritère offre bien un moyen de quantifier les changements opérés à l'environnement à de nombreuses échelles, mais surtout permet d'appréhender les potentiels effets de pollution d'un choix de conception. Toutefois, le nombre important d'indicateurs rend souvent l'interprétation des résultats complexe et surtout un choix final difficile.

Face à cette apparente complexité, la tentation est forte de simplifier l'approche et sélectionner un nombre restreint d'indicateurs. Comme pour un modèle physique et le nombre de paramètres, la réduction du nombre d'indicateurs s'accompagnent inévitablement d'une perte d'information sur le système. La réduction à un seul indicateur n'est pas un problème en soit, tant que ce choix apparaît pertinent vis-à-vis du système à l'étude et que l'information perdue est clairement identifiée.



Label	E+C-	BBCA	NF HQE
Réalisation d'une ACV	OUI	OUI	OUI
Référentiel normatif	NF EN 15978	NF EN 15978	NF EN 15978
Base de données	FDES + PEP	FDES + PEP	FDES + PEP
Indicateurs environnementaux	Changement climatique*	Changement climatique*	Indicateurs NF EN 15978
Objectifs	Chiffré	Chiffré	Variables (Chiffré ou démarche)

FDES : Fiche de déclaration environnementale et sanitaire ; PEP : Profils environnementaux produits

* Les autres indicateurs de la norme 15978 sont à calculer, mais aucune analyse des résultats n'est exigée

Figure I-7 Exemple de labels environnementaux dans le secteur de la construction exigeant une Analyse de Cycle de Vie de l'ouvrage.

Par exemple, le changement climatique occupe aujourd'hui une place toute particulière dans la hiérarchie des impacts environnementaux. La France en a fait – à juste titre – son fer de lance. Dans une vision politique macroscopique, la métrique du carbone apparaît essentielle. Toutefois, dans une démarche d'écoconception d'un système donné, il semble difficile à croire qu'elle constitue toujours le cœur du problème, indépendamment du système étudié.

Finalement, le défi actuel est double. D'un côté, l'urgence globale impose la définition d'objectifs comptables selon un ou plusieurs indicateurs prescrits. Introduite par la Loi de Transition Énergétique pour la Croissance Verte⁵ (LTECV), la Stratégie Nationale Bas-Carbone (SNBC) définit par exemple pour la France une trajectoire de réduction des émissions de gaz à effet de serre jusqu'à 2050. De l'autre, il apparaît tout aussi nécessaire de mettre en place les outils et méthodes assurant une meilleure compréhension de l'origine des impacts d'un système. Seule cette compréhension permettra aux concepteurs de librement interpréter, prioriser et décider en fonction du système et de ses objectifs dans une véritable démarche d'écoconception.

⁵ LOI n° 2015-992 du 17 août 2015 relative à la transition énergétique pour la croissance verte (1). Journal Officiel n°0189 du 18 août 2015.

2. PROBLEMATIQUE & METHODOLOGIE

2.1 EVOLUTIONS ET HISTORIQUE DU PROJET

Monté en 2017 en collaboration avec le bureau d'études elioth et le laboratoire Navier, cette thèse CIFRE lancée en 2018 portait initialement sur l'optimisation des structures des immeubles de grande et moyenne hauteur en bois. L'objectif était alors de développer des méthodes et des outils d'optimisation pratique de ces bâtiments au regard de critères mécaniques et structurels, mais aussi en prenant en compte des contraintes de mise en œuvre constructives, architecturales ou encore économiques.

Le travail de recherche s'est rapidement heurté à des difficultés de problématisation et de définition de l'apport scientifique des objectifs fixés en début de thèse. Notamment, la conception des structures de contreventement des immeubles de grande hauteur s'insère dans un programme architectural très contraint où l'objectif est généralement de maximiser la surface utile et d'aboutir à un plan d'étage permettant de satisfaire les objectifs fixés par le programme. Ces contraintes, spécifiques à chaque projet de bâtiment, rendent la généralisation de principes de conception difficile. Dans de nombreux cas, elles semblent aussi davantage dicter les choix d'ingénierie que les considérations d'efficacité structurelle. De plus, les retours d'expérience sur les premiers projets d'immeubles bois et notamment ceux auxquels j'ai eu l'occasion de participer en tant qu'ingénieur structure chez elioth, ont aussi mis en lumière l'évolution des défis à venir des immeubles en bois. Si la prouesse mécanique que représentait l'utilisation du bois dans les structures des immeubles de grande hauteur se présentait a priori comme un des défis majeurs, la garantie de la sécurité incendie dans ces ouvrages apparaît aujourd'hui comme une des problématiques centrales.

Ainsi, après une première étude sur l'optimisation géométrique d'une structure exosquelette en bois et l'influence de la raideur des assemblages, qui a conduit à la publication d'un article [Mam et al., 2020] faisant l'objet d'un des chapitres de ce manuscrit (chapitre 4), il a été décidé au cours de la deuxième année de thèse de réorienter et reformuler le projet de recherche, en élargissant notamment le spectre d'étude aux structures de grande portée.

L'attrait du bois dans le contexte actuel de diminution des émissions de gaz à effet de serre (GES) et de l'impact environnemental des ouvrages est indéniable. Toutefois, il apparaît que le bois ne peut – et ne doit pas – se substituer dans toute situation aux autres matériaux de construction usuels (béton, acier). Au-delà de l'opposition bois/acier/béton, il semblait ainsi pertinent d'explorer plus largement le lien entre les choix de conception de l'ingénieur et l'impact environnemental des structures. Finalement, le travail présenté

dans ce manuscrit se situe dans la continuité de mes premières réflexions nées de mon stage de fin d'études en 2016 sous l'impulsion de Raphaël Ménard, président d'elioth à cette époque, sur le lien entre typologies structurelles et le mix matériauutique des ouvrages de franchissement à l'horizon du bas carbone [Mam, 2017].

2.2 PROBLEMATIQUE ET DEMARCHE PROPOSEE

Ce travail de thèse a ainsi pour objectif principal d'interroger les leviers d'écoconception des structures en bois de grande portée. Il s'agira d'identifier dans quelles proportions nos choix initiaux de conception peuvent conditionner le comportement mécanique, le coût et l'impact environnemental d'une structure en bois. Ce projet de recherche nous amènera ainsi à explorer différents champs disciplinaires, en mêlant à la fois des sujets spécifiques à la construction en bois, des techniques plus générales d'optimisation des structures et finalement des principes d'analyse de cycle de vie. Cette approche multidisciplinaire nécessitera de s'interroger plus largement sur une méthodologie pratique de choix d'un nombre restreint d'indicateurs de performances, mêlant à la fois des indicateurs usuels de l'ingénierie des structures et d'autres issus du domaine de l'analyse environnementale.

Au-delà des résultats et conclusions finales, c'est tout aussi bien la démarche proposée que nous défendons dans ce travail. Celle-ci vise à intégrer les principes et outils existants sur différents sujets (assemblages bois, optimisation, ACV) dans un processus global de conception d'une structure en bois, avec à chaque étape de cette démarche la volonté fondamentale de s'approprier ces principes, tout en faisant preuve d'un certain degré d'abstraction pour tenter de les simplifier en vue de leur utilisation combinée sur des cas pratiques.

Le corps du manuscrit est organisé en trois grandes parties. Les deux premières parties peuvent être lues de manière indépendante et sont chacune représentative d'un champ disciplinaire distinct. Bien qu'éloignées, ces deux parties sont pourtant fondamentales pour introduire les outils nécessaires à la démarche d'écoconception des structures en bois que nous défendons ici et qui sera illustrée dans la dernière partie de ce manuscrit.

Partie 1 – Les assemblages au cœur de la conception bois

La première partie traite de l'influence centrale des raideurs d'assemblages sur le comportement des structures en bois et de la nécessité, en phase amont de conception, de proposer des démarches simplifiées pour la prendre en compte malgré le manque de connaissance sur la structure et l'incertitude que cela peut entraîner. En prenant l'exemple des assemblages par broches, une des typologies les plus courantes dans les constructions modernes en bois, nous proposons de développer une loi de comportement simplifiée permettant d'évaluer les raideurs et la masse à partir d'un nombre restreint de variables d'entrée et pouvant ainsi être facilement manipulée dans des modèles de calcul de structures (**Chapitre 3**). Dans un second temps, au travers de la relecture d'un problème d'optimisation bien connu de la littérature, nous illustrons l'avantage de l'utilisation de tels modèles simplifiés d'assemblages pour le calcul et l'optimisation d'une structure en bois. Nous verrons aussi comment la simple prise en compte du comportement semi-rigide des connexions influence directement la solution optimale d'une structure exosquelette servant de contreventement d'un immeuble de grande hauteur (**Chapitre 4**).

Partie 2 – Intégration de l'analyse environnementale en phase de conception

La deuxième partie est dédiée à l'Analyse de Cycle de Vie (ACV) des structures en bois. Dans un premier chapitre (**Chapitre 5**), les outils et hypothèses de modélisation du cycle de vie d'une structure en bois sont présentés. A partir de ce modèle et d'un domaine d'écoconception définissant l'ensemble des bornes des paramètres de scénarios envisagés dans ce travail, nous proposons ensuite une méthodologie de sélection d'un nombre restreint d'indicateurs dans le but de faciliter le processus d'écoconception et d'optimisation d'un système en ACV (**Chapitre 6**). Finalement, grâce à une sélection réduite d'indicateurs, une étude détaillée des impacts des structures en bois est conduite avec pour objectif principal de mieux comprendre l'origine des impacts de ces ouvrages, leurs incertitudes, mais surtout les potentiels leviers pour les diminuer (**Chapitre 7**).

Partie 3 – Franchir et couvrir en bois

Dans la troisième et dernière partie de ce travail nous proposons d'illustrer au travers de deux études paramétriques comment les principes mécaniques de prise en compte simplifiée du comportement des assemblages développés dans la partie 1 et le choix d'indicateurs environnementaux proposés dans la partie 2 peuvent être combinés dans une démarche globale d'écoconception de structures en bois de grande portée. Après un bref rappel préalable des outils, des hypothèses et des données (**Chapitre 8**), nous présentons dans les chapitres qui suivent des études exploratoires sur les performances structurelles et environnementales de deux typologies de structure : le treillis (**Chapitre 9**) et le dôme (**Chapitre 10**). Ces études interrogeront le rôle central joué par le choix des assemblages et des matériaux en lien avec la continuité des éléments et la densité de connexions dans la structure.

Conclusions et perspectives

Les principaux résultats et perspectives de ce travail de recherche sont détaillées dans le dernier chapitre conclusif de cette thèse (**Chapitre 11**). Nous mettrons ainsi en lumière certains leviers identifiés pour optimiser tant d'un point de vue de la mécanique que des impacts environnementaux, une structure en bois de grande portée et conclurons finalement sur la pertinence des outils développés pour le calcul des structures en bois et plus largement de la méthodologie proposée dans une démarche d'écoconception d'une structure.

BIBLIOGRAPHIE INTRODUCTION

- Berthier, S. (2017). *Création architecturale et industrialisation de la filière bois : l'architecture comme milieu d'expérimentation des innovations techniques*. Université Paris-Saclay.
- Börjesson, P., & Gustavsson, L. (2000). Greenhouse gas balances in building construction: Wood versus concrete from life-cycle and forest land-use perspectives. *Energy Policy*, 28(9), 575–588.
- Breton, C., Blanchet, P., Amor, B., Beauregard, R., & Chang, W.-S. (2018). Assessing the Climate Change Impacts of Biogenic Carbon in Buildings: A Critical Review of Two Main Dynamic Approaches. *Sustainability*, 10(6), 2020.
- Centre Pompidou. (2003). *Architectures non standard*. Paris.
- Delorme, P. (1561). *Nouvelles inventions pour bien Bastir et à petits fraiz*. Paris.
- IGN. (2020). *Le memento inventaire forestier 2020*.
- ISO 14040. (2006). *Management environnemental — Analyse du cycle de vie — Principes et cadre*.
- ISO 14044. (2006). *Management environnemental — Analyse du cycle de vie — Exigences et lignes directrices*.
- Knippers, J., & Helbig, T. (2009). Recent developments in the design of glazed grid shells. *International Journal of Space Structures*, 24(2), 111–126.
- Kurtek, O., Montagné-Huck, C., & Niedzwiedz, A. (2018). *Les comptes de la forêt : un outil de suivi de la forêt française (2007-2014)*.
- Levedag, R., Calvi, V., & Eglin, C. (2013). Allianz Riviera ou l'alliance du bois et du métal pour un défi géométrique et structurel. In *Forum International Bois Construction 2013* (pp. 1–16).
- Mam, K. (2017). *Franchissement « Bas-Carbone » - Dimensionnement Environnemental des passerelles*. Ecole des Ponts ParisTech.
- Mam, K., Douthe, C., Le, R., & Consigny, F. (2020). Shape optimization of braced frames for tall timber buildings : Influence of semi-rigid connections on design and optimization process. *Engineering Structures*, 216(April), 110692.
- Menges, A., Schwinn, T., & Krieg, O. D. (2016). *Advancing wood architecture: A computational approach*. Routledge.
- NF EN 15804+A2. (2019). *Contribution des ouvrages de construction au développement durable - Déclarations environnementales sur les produits - Règles régissant les catégories de produits de construction*.
- NF EN 15978. (2012). *Contribution des ouvrages de construction au développement durable - Évaluation de la performance environnementale des bâtiments - Méthode de calcul*.
- Peyron, J. L., & Hervé, J. C. (2012). Comment apprécier le niveau d'exploitation des Ressources forestières françaises? *Revue Forestiere Francaise*, 64(5), 599–611.
- Picon, A. (1997). *L'art de l'ingénieur. Constructeur, entrepreneur, inventeur*. Editions du Centre Georges Pompidou.
- Robeller, C., & Weinand, Y. (2015). Interlocking folded plate - Integral mechanical attachment for structural wood panels. *International Journal of Space Structures*, 30(2), 111–122.
- Sandhaas, C., Munch-Andersen, J., & Dietsch, P. (Eds.). (2018). *Design of Connections in Timber Structures: A state-of-the-art report by COST Action FP1402 / WG3*. Shaker Verlag Aachen.
- Schlaich, J., & Bergermann, R. (2005). *Leicht weit / Light Structures*. Prestel.

Skullestad, J. L., Bohne, R. A., & Lohne, J. (2016). High-rise Timber Buildings as a Climate Change Mitigation Measure - A Comparative LCA of Structural System Alternatives. *Energy Procedia*, 96(1876), 112–123.

Weinand, Y. (2016). *Advanced Timber Structures: Architectural Designs and Digital Dimensioning*. (Birkhauser, Ed.). Basel.

LISTE DES FIGURES INTRODUCTION

Figure I-1	Exemples de projets complexes en structures bois construits en France.	10
Figure I-2	Illustration de la relation entre le degré de liberté de conception et le degré de connaissance sur les assemblages avec l'avancement d'un projet de structure.	13
Figure I-3	Exemples de projets bois de grande portée et de grande hauteur.	15
Figure I-4	Deux visions des structures en bois : système d'éléments ou système d'assemblages.	16
Figure I-5	Evaluation de l'influence de l'acier d'assemblage sur le coût financier et carbone d'une structure en bois lamellé-collé.	21
Figure I-6	Evaluation de l'influence de l'usinage sur l'impact carbone d'une structure en bois lamellé-collé. Comparaison d'un assemblage faiblement usiné et d'un assemblage à forte complexité d'usinage.	23
Figure I-7	Exemple de labels environnementaux dans le secteur de la construction exigeant une Analyse de Cycle de Vie de l'ouvrage.	25

LISTE DES TABLEAUX INTRODUCTION

Tableau I-1	Distribution de prix du bois lamellé-collé droit et cintré, du bois massif feuillu et de l'acier d'assemblage.	19
Tableau I-2	Impact carbone du bois d'œuvre, de l'acier primaire et recyclé et de l'électricité selon la Base Carbone® de l'ADEME.	19

#1. Les assemblages au
cœur de la
conception bois

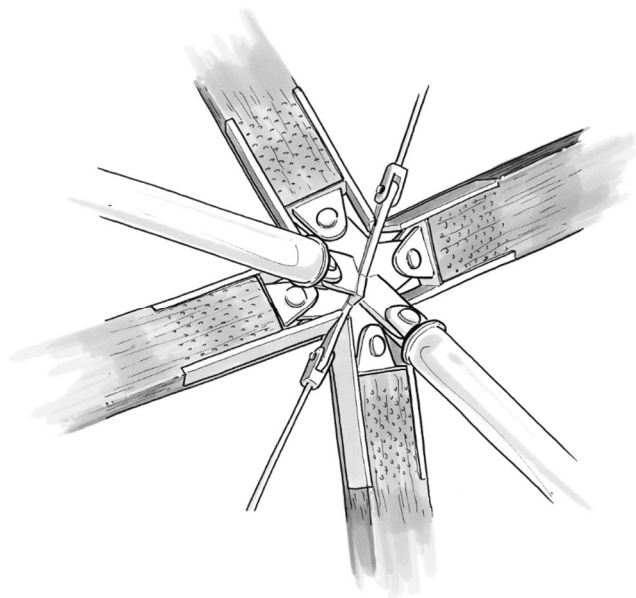
Les assemblages au cœur de la conception des structures en bois

Dès les premières phases de conception, les spécificités du matériau exigent notamment une attention toute particulière sur le comportement et la mise en œuvre des assemblages.

D'un point de vue mécanique, l'assemblage représente d'une part une zone de faiblesse, pouvant directement dicter la résistance de la structure ou encore le dimensionnement des éléments en fonction du niveau et du type d'effort à transmettre, mais aussi des caractéristiques des connecteurs.

D'autre part, le comportement semi-rigide des assemblages bois, dû au comportement intrinsèque de l'interaction organe/bois, mais aussi aux jeux de mise en œuvre, a des conséquences directes sur le comportement global de la structure, que ce soit au niveau des déplacements (i.e. de la raideur) ou encore de la distribution des efforts dans le cas des structures hyperstatiques.

Ainsi, ces aller-retours constants entre comportement local et global font de la conception d'une structure en bois un processus complexe et nécessairement itératif.



Difficultés de la prise en compte des assemblages dans le processus de conception d'une structure

Or, si l'influence des assemblages sur le comportement des structures en bois est indéniable, son intégration dans le processus de conception d'un ouvrage n'est pas toujours chose aisée.

La réalisation des détails d'assemblages arrive souvent tardivement dans le processus global de conception. Et ce, principalement par nécessité puisque le dessin et le calcul d'un assemblage demandent généralement un degré avancé d'informations sur la structure, la géométrie, les interfaces, les contraintes de mise en œuvre etc. mais aussi un temps de travail non négligeable.

Le défi réside aujourd'hui dans le développement de méthodes de prise en compte simplifiée de l'influence des assemblages sur le comportement des structures, pouvant être facilement manipulée lors des phases d'exploration structurelle, lorsque le praticien teste et fait varier les solutions techniques, les typologies structurelles, la géométrie, etc.

« A structure is a constructed assembly
of joints separated by members »

McLain, 1998

Objectifs de la partie

Nous proposons ici de développer un modèle statistique permettant d'obtenir une loi de comportement simplifiée des raideurs et de la masse d'un assemblage par broches à partir d'un nombre restreint de variables d'entrée et pouvant être utilisé facilement dans des modèles de calcul de structure dès les premières phases du projet.

Pour cela, on propose de générer un grand nombre d'assemblages par broches et de conduire des régressions sur l'ensemble des données obtenues. La configuration finale d'un assemblage dépend bien entendu d'un grand nombre de paramètres, mais aussi de choix majeurs de conception. Nous proposons ici de façon très simple de fixer un certain nombre de ces paramètres et d'évaluer les propriétés de l'assemblage en fonction de deux variables d'entrée principales : le torseur d'effort plan (N, V, M) s'exerçant sur l'assemblage et le facteur de forme de la section η défini comme le rapport entre sa hauteur et sa largeur.

Dans un second chapitre, nous illustrerons comment la simple prise en compte du comportement semi-rigide des assemblages influence directement la solution optimale d'une structure. Pour cela, nous étudierons un problème d'optimisation bien connu de la littérature scientifique : celui d'un exosquelette servant de contreventement d'un immeuble de grande hauteur. Si la semi-rigidité des assemblages conduit fatalement pour un système dont le dimensionnement est piloté en raideur, à une augmentation du volume optimal de matière, cette étude de cas permettra d'illustrer comment la raideur des assemblages peut aussi directement influencer la géométrie et la topologie optimales d'une structure.

Finalement, nous constaterons sur cet exemple que le caractère fondamental des assemblages s'étend en fait bien au-delà de la simple mécanique. Du fait qu'ils concentrent les procédés de fabrication et d'usinage les plus complexes de l'ouvrage, les assemblages représentent une part significative du bilan économique et environnemental d'une structure.

#1. Les assemblages au cœur de la conception bois	32
3. Lois de comportement simplifiées des assemblages par broches	38
3.1 Les assemblages par broches.....	38
3.1.1 Principes des assemblages par broches.....	38
3.1.2 Capacité résistante des assemblages par broches	40
3.1.3 Propriétés de raideur des assemblages par broches.....	43
3.1.4 De nouvelles méthodes de calcul pour l'ingénierie moderne	47
3.2 Développement d'un modèle statistique simplifié de la raideur des assemblages par broches.....	49
3.2.1 Objectifs et principes	49
3.2.2 Domaine et paramètres d'étude.....	49
3.2.3 Procédure de dimensionnement d'un assemblage.....	52
3.2.4 Problématique du choix d'un modèle en statistique	56
3.2.5 Variabilité des propriétés des assemblages et objectif d'erreur du modèle.....	58
3.3 Modèle approché d'un assemblage par broches sous sollicitation simple	64
3.3.1 Fonction de régression simple.....	64
3.3.2 Résultats – Raideur axiale.....	67
3.3.3 Résultats – Raideur rotationnelle.....	71
3.3.4 Résultats – Masse d'acier	75
3.4 Modèle approché d'un assemblage par broches sous un torseur d'effort complet plan (N,V,M)	79
3.4.1 Fonction d'interaction	79
3.4.2 Résultats – Raideur axiale.....	81
3.4.3 Résultats – Raideur rotationnelle.....	85
3.4.4 Résultats – Masse d'acier	90
4. Influence de la raideur des assemblages sur l'optimisation d'un exosquelette en bois	96
4.1 Des Immeubles de Grande Hauteur en bois	96
4.1.1 Emergence ou redécouverte du bois dans les structures de grande hauteur.....	96
4.1.2 Classification	98
4.1.3 Défis techniques de la maîtrise des déplacements et du confort sous charges de vent..	100
4.2 Relecture d'un problème connu d'optimisation des structures	103
4.2.1 Un exosquelette pour le contreventement d'un bâtiment en bois.....	103
4.2.2 L'optimisation de structure de type exosquelette dans la littérature scientifique.....	104
4.2.3 Objectif et description de l'étude de cas	106

4.2.4	Processus global de conception et d'optimisation	109
4.2.5	Description des différents modèles	111
4.3	L'optimisation par critère d'optimalité.....	112
4.3.1	Fully Stressed Design	112
4.3.2	Critère d'optimalité et formulation duale	113
4.4	Résultats : Influence de la raideur des assemblages	117
4.4.1	Module unique	117
4.4.2	Structure à plusieurs modules	120
4.4.3	Synthèse des principaux résultats	127
	Bibliographie Partie 1	130
	Liste des figures Partie 1.....	136
	Liste des tableaux Partie 1.....	138

3. LOIS DE COMPORTEMENT SIMPLIFIEES DES ASSEMBLAGES PAR BROCHES

Résumé

Le dessin et le calcul d'un assemblage demandent un temps de travail important mais surtout de nombreuses informations qu'il est souvent difficile d'appréhender lors des premières étapes exploratoires de conception. La place des assemblages dans la conception des ouvrages en bois de grande portée est pourtant fondamentale.

Les assemblages bois présentent en effet un comportement semi-rigide notable, si bien que l'encastrement existe difficilement avec ce matériau. L'évaluation – même avec une erreur importante – de la raideur des assemblages est donc essentielle pour évaluer les déformations globales d'une structure, mais aussi tout simplement la distribution des efforts dans le cas d'une structure hyperstatique.

Nous cherchons dans cette partie à développer une loi de comportement simplifiée d'une des typologies d'assemblages les plus courantes aujourd'hui dans la construction bois : les assemblages par broches. Ce modèle doit permettre d'évaluer les raideurs translationnelles et rotationnelles, ainsi que la masse de l'assemblage à partir d'un nombre restreint de paramètres d'entrée. Nous générons pour cela un nombre important de ces assemblages et effectuons des régressions sur les données à partir d'un modèle mathématique fonction seulement du torseur d'effort plan (N, V, M) s'exerçant sur l'assemblage et du facteur de forme de la section de l'élément.

Cette loi de comportement pourra ainsi facilement être intégrée à des modèles de calculs globaux pour étudier l'influence de la semi-rigidité des assemblages sur le comportement de la structure ou encore évaluer de façon plus fine la masse d'acier des connecteurs.

3.1 LES ASSEMBLAGES PAR BROCHES

3.1.1 Principes des assemblages par broches

Les organes métalliques de type tige, tout particulièrement les broches, boulons, vis et pointes apparaissent aujourd'hui comme une des techniques les plus courantes pour réaliser des assemblages mécaniques dans les structures en bois [Sandhaas et al., 2018]. On distingue en

général d'un côté les broches et boulons qui permettent d'assembler plusieurs éléments en les traversant sur toute leur largeur (perpendiculairement au plan d'assemblage) et de l'autre les vis et les pointes qui sont des organes non traversants, et pouvant être inclinés par rapport au plan d'assemblage, travaillant alors aussi en partie en traction. Les broches et boulons peuvent être utilisés pour assembler directement plusieurs éléments bois entre eux ou bien un élément bois avec des plats métalliques périphériques ou fendeurs. Localement ces organes métalliques travaillent comme des poutres partiellement encastrées en flexion/cisaillement, transférant des efforts locaux de cisaillement entre les différentes pièces en contact. La déformation de la broche ou du boulon en flexion, combinée avec l'écrasement du bois sous l'effet du contact avec l'organe conduit à un comportement fondamentalement semi-rigide de la connexion.

La mise en œuvre de ces assemblages nécessite de réaliser préalablement des trous dans les différentes pièces à assembler, bois ou métal pour pouvoir insérer la broche ou le boulon. Un jeu, c'est-à-dire un écart entre le diamètre de l'organe et le diamètre de perçage peut être nécessaire pour faciliter le montage des assemblages. Ce jeu doit être limité à 1 mm dans les pièces en bois pour les boulons, tandis que les broches peuvent être insérées sans jeu dans les pièces en bois. Dans les éléments métalliques, le jeu de perçage doit être limité réglementairement au maximum entre 2 mm et 10% du diamètre de l'organe. Toutefois dans la mesure où cet écart conduit inéluctablement à une perte de raideur importante de l'assemblage, la réduction et la maîtrise des jeux et des tolérances de fabrication, devient un sujet central dans la conception d'un ouvrage de grande portée, et ce pour des questions à la fois de mécanique, de mise en œuvre, mais aussi de coût.

Les assemblages par broches et boulons se présentent aujourd'hui comme une des techniques d'assemblages les plus courantes des ouvrages modernes en bois (**Figure 1-1**). Ils peuvent être conçus pour résister à une large gamme d'effort, transmettre un torseur d'effort complet (effort normal, effort tranchant et moment de flexion), sont faciles à produire et relativement simples à mettre en œuvre.



Figure 1-1 Assemblages par broches du stade de l'Allianz Riviera à Nice construit en 2013 et de la Fondation Louis Vuitton à Paris construit en 2014
Crédits : elioth ; Rensteph Thompson, HESS TIMBER

3.1.2 Capacité résistante des assemblages par broches

La capacité (i.e. résistance) en cisaillement de ces organes dépend principalement du comportement local de l'interaction entre le bois et la tige appelé en général enfoncement, et de la capacité en flexion de la tige en elle-même. Le comportement du contact local entre la tige et le bois est un phénomène mécanique complexe faisant intervenir de multiples paramètres et qui continue de faire l'objet d'importantes recherches [Bocquet et al., 2018].

Méthode d'analyse limite de Johansen

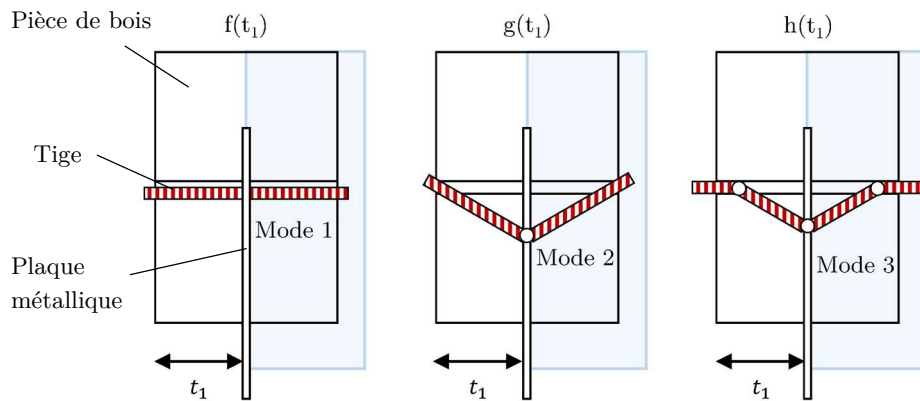
Johansen [1949] a été un des premiers à se pencher sur la modélisation du comportement des connecteurs métalliques de type tige en développant un modèle analytique basé sur la théorie de la plasticité et une méthode d'analyse limite. En supposant un comportement rigide-plastique à la fois de l'acier en flexion et du bois en compression, il est ainsi possible d'évaluer la capacité résistante de l'assemblage en formulant l'équilibre des forces et des moments pour différents modes de ruine plastique de la tige et/ou du bois (voir **Figure 1-2**).

Ces modes de ruine correspondent à une rupture avec plastification du bois dans des zones en compression sous l'enfoncement de la tige, couplée dans certains cas à l'apparition d'une ou plusieurs rotules plastiques dans la tige métallique (mode II et III). Avec quelques mineures adaptations, les règles de conception actuelles prescrites par l'Eurocode 5 (EC5) – connues sous le nom de *European yield model* – pour le calcul de la capacité résistante des assemblages mécaniques de type tige sont basées sur l'approche développée par Johansen. Les formules donnant la capacité résistante d'une tige par plan de cisaillement dans le cas d'un assemblage bois/métal avec une plaque métallique centrale sont présentées dans la **Figure 1-2**.

Dans ce modèle l'interaction organe/bois est caractérisée par un paramètre principal : la portance locale, généralement notée f_h , définie comme la pression nécessaire à l'enfoncement d'une tige dans le bois. De nombreux travaux ont été réalisés afin d'évaluer cette portance locale et de déterminer des formules analytiques à partir des paramètres qui l'influencent le plus : diamètre de la tige, masse volumique, direction de la charge, etc. De manière générale dans l'EC5, l'estimation de la portance locale dans une direction d'angle α entre la direction de la sollicitation et le fil du bois est donnée par la formule suivante :

$$f_{h,\alpha,k} = \frac{f_{h,0,k}}{k_{90} \sin^2 \alpha + \cos^2 \alpha}$$
$$f_{h,0,k} = 0,082 \cdot (1 - 0,01 \cdot d) \cdot \rho_k \quad (1-1)$$
$$\begin{cases} \text{Résineux : } k_{90} = 1,35 + 0,015d \\ \text{Lamibois : } k_{90} = 1,30 + 0,015d \\ \text{Feuillus : } k_{90} = 0,90 + 0,015d \end{cases}$$

où $f_{h,0,k}$ est la portance locale du bois parallèlement aux fibres et k_{90} un facteur représentant le ratio entre la portance parallèle et celle perpendiculaire aux fibres ; ils dépendent de la masse volumique caractéristique du bois ρ_k , du diamètre de la tige et/ou du type de bois.


Mode 1 :

Mode de rupture par plastification en compression du bois ou enfoncement.

$$f(t_1) = f_{h,k} \cdot t_1 \cdot d$$

Mode 2 :

Mode de rupture par plastification du bois en compression et rotule plastique centrale dans la tige au niveau de la plaque.

$$g(t_1) = f_{h,k} \cdot t_1 \cdot d \left[\sqrt{2 + \frac{4M_{y,Rk}}{f_{h,k} \cdot d \cdot t_1^2}} - 1 \right] + \frac{F_{ax,Rk}}{4}$$

Mode 3 :

Mode de rupture par plastification du bois en compression et trois rotules plastiques dans la tige.

$$h(t_1) = F_{v,h,1,Rk} = 2,3 \cdot \sqrt{M_{y,Rk} \cdot f_{h,k} \cdot d} + \frac{F_{ax,Rk}}{4}$$

- d : diamètre de la tige
- t_1 : épaisseur des pièces de bois de part et d'autre de la plaque métallique
- $f_{h,k}$: portance locale du bois dans la direction de cisaillement de la tige
- $M_{y,Rk}$: moment d'écoulement plastique de la tige
- $F_{ax,Rk}$: valeur caractéristique de la capacité d'arrachement de l'organe pour prise en compte de l'effet de corde

Figure 1-2 Modes de ruine et capacité plastique par plan de cisaillement d'un assemblage avec une broche et une ferrure métallique centrale.

Modes de rupture fragiles

La traction perpendiculaire aux fibres demeure une des plus grandes faiblesses du matériau bois. Par exemple dans les éléments en bois sollicités en cisaillement, des effets parasites de traction perpendiculaire peuvent localement apparaître et entraîner un risque important de fendage du bois conduisant à une rupture fragile avec un décollement des fibres les unes des autres. Qui plus est, l'assemblage demeure une zone de fissuration relativement importante sous les effets des variations hygrométriques, pouvant entraîner une diminution de la capacité résistante du bois en traction transversale dans cette zone.

D'autres modes de rupture fragiles peuvent aussi se produire dans les assemblages de type tige pour un chargement parallèle au fil du bois. Ces ruptures fragiles se font notamment au niveau de la section nette, par cisaillement de bloc ou par cisaillement en ligne [Cabrero & Yurrita, 2018] comme illustré dans la **Figure 1-3**.

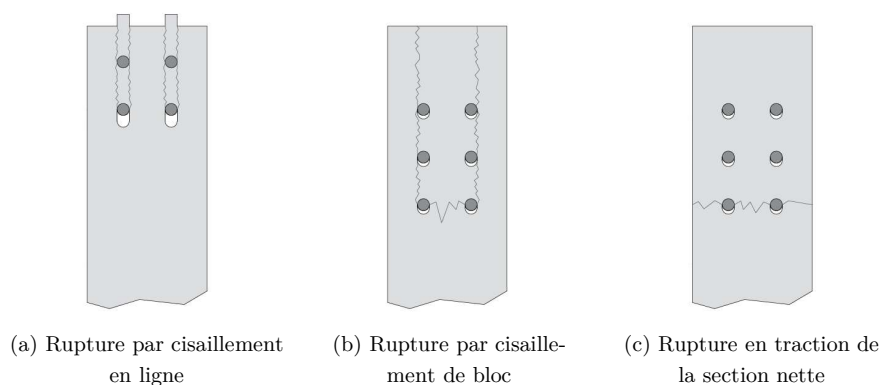


Figure 1-3 Modes de rupture fragiles caractéristiques d'un assemblage par broches sous un chargement parallèle au fil du bois. Tiré de Cabrero et al. [2018].

Distribution des efforts sur les organes métalliques

De manière générale les éléments peuvent transmettre aux assemblages par broches un torseur d'effort plan complet (N, V, M). En première approche, on suppose généralement que l'effort normal et l'effort tranchant se répartissent uniformément sur les connecteurs.

La distribution des efforts locaux du moment de flexion est basée sur un principe de superposition en considérant que le moment fléchissant génère une déformation de l'assemblage en rotation autour d'un centre de rotation (voir **Figure 1-4**). Dans cette approche, détaillée par exemple par [Blaß & Sandhaas \[2017\]](#), on suppose usuellement que la rigidité de la plaque métallique est très importante par rapport à celle de la liaison et que le centre de rotation est confondu avec le centre géométrique des organes. La rotation de l'assemblage résulte alors exclusivement du déplacement local des organes en cisaillement (voir **Figure 1-4**).

Nombre efficace d'organes et renforcement

Dans le cas d'un assemblage avec n organes sollicités parallèlement au fil du bois, certaines études ont permis de montrer l'existence d'une interaction de groupe entre les organes d'une même file conduisant à une réduction de la capacité résistante totale de l'assemblage [[Jorissen, 1998](#)], qui devient donc inférieure à la somme des capacités individuelles des organes.

Pour prendre en compte ce phénomène, l'EC5 propose d'introduire un nombre efficace d'organes dans la file noté n_{ef} dont la valeur est donnée par la formule :

$$n_{ef} = \min \left\{ n, n^{0,9} \sqrt[4]{\frac{a_1}{13d}} \right\} \quad (1-2)$$

Où n est le nombre total d'organes dans la file, a_1 l'espacement des organes parallèlement au fil du bois en mm et d le diamètre de l'organe en mm. Pour les charges perpendiculaires au fil, le nombre efficace peut être pris égal au nombre réel d'organes, mais des critères de vérification du fendage du bois sont introduits.

Comme mentionné précédemment, les assemblages en bois peuvent être le lieu d'une fissuration importante du bois sous les effets locaux de traction perpendiculaires aux fibres. Pour limiter ces effets de fendage il est possible de renforcer localement le bois dans la zone d'assemblage par frettage en ajoutant des vis orientées perpendiculairement au fil du bois. Ces vis permettent ainsi de reprendre les effets de traction transversale dans la zone d'assemblage et donc d'éviter le fendage du bois. La future version de l'EC5 introduira ainsi un paragraphe spécifique sur ces renforcements par vis avec les pinces et distances minimales jusqu'aux organes et aux plans de cisaillement, ainsi que les règles de dimensionnement associées [Dietsch, 2021]. Notamment, l'effort axial résistant $F_{ax,Rd}$ des vis de frettage par organe et par plan de cisaillement doit être supérieur à 30% de la résistance plastique de l'organe :

$$\frac{0,3F_{v,0,Ed}}{F_{ax,Rd}} \leq 1 \quad (1-3)$$

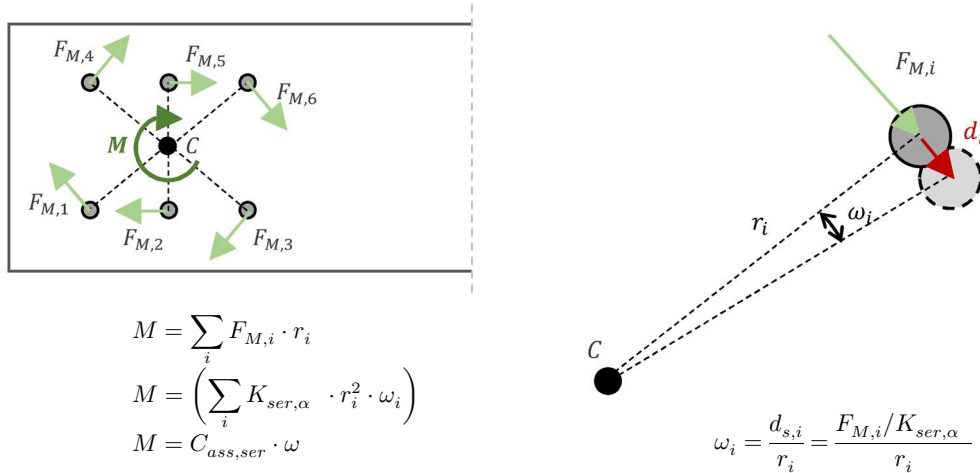
Où $F_{v,0,Ed}$ est la valeur de calcul de la capacité résistante plastique par organe et par plan de cisaillement. De plus, il a été montré que le renforcement par frettage des assemblages permet aussi de limiter les effets d'interaction entre les organes d'une même file sollicités longitudinalement, et de considérer que le nombre efficace d'organes est égal au nombre réel d'organes dans la file. Des études ont aussi montré que le renforcement permettait d'augmenter de manière importante la ductilité de l'assemblage [Lederer et al., 2016].

3.1.3 Propriétés de raideur des assemblages par broches

Si par simplification – et souvent par nécessité – on modélise la relation effort-glissement d'un assemblage de type tige par une loi linéaire, son comportement s'avère en fait bien plus difficile à évaluer et appréhender. Tout d'abord, la mise en place du jeu initial dû aux tolérances de mise en œuvre et de fabrication – que ce soit dans les pièces en bois ou métallique – conduit à un comportement fortement non linéaire. Ensuite, même si, pour des niveaux moyens d'effort le comportement des assemblages se rapproche de la linéarité, pour des niveaux élevés d'effort le comportement s'avère en général non linéaire du fait de la plasticité de l'interaction locale entre le bois et les organes d'assemblages.

Evaluation de la raideur axiale et transversale

Les méthodes d'évaluation de la raideur des assemblages proposées par les réglementations actuelles demeurent aujourd'hui relativement limitées.



- C : Centre de raideur des broches
- M : Moment agissant sur l'assemblage au niveau du centre de raideur en [kNm]
- $C_{ass,ser}$: Raideur rotationnelle de l'assemblage en [kNm/rad]
- $F_{M,i}$: Force de cisaillement sur l'organe i due au moment M en [kN]
- $K_{ser,\alpha,i}$: Module de glissement de l'organe i dans la direction α par rapport au fil du bois en [kN/m]
- r_i : Rayon de l'organe i en [m]
- d_i : Déplacement local (i.e. glissement) de l'organe i en [m]
- ω_i : Rotation de l'organe i autour du centre de raideur en [rad]

Figure 1-4 Distribution des efforts locaux sur les organes d'un assemblage par tige sollicitée en flexion et raideur rotationnelle associée.

Ainsi, l'Eurocode 5 fournit des formules permettant d'évaluer le module de glissement par organe et par plan de cisaillement noté K_{ser} , et ce pour différents types d'organes (broches, boulons, pointes etc.). Selon l'EC5, le module de glissement d'un boulon ou d'une broche dépend simplement de la masse volumique moyenne du bois ρ_m et du diamètre de l'organe d au travers de la formule :

$$K_{ser,EC5} = \rho_m^{1,5} \cdot d/23 \quad (1-4)$$

L'Eurocode propose ensuite de multiplier ce module de glissement par un coefficient dépendant du type d'assemblage : par 2 pour les assemblages bois/métal et bois béton et par 1 pour les assemblages bois/bois.

La raideur totale axiale de l'assemblage est finalement obtenue en multipliant simplement le module de glissement (corrigé par le coefficient de type d'assemblage) par le nombre total d'organes n_{tot} et le nombre de plan de cisaillement p :

$$K_{ass,ser} = p \times n_{tot} (k_{type} \cdot K_{ser}) \quad (1-5)$$

Le module de glissement proposé par l'EC5 étant le même dans les directions parallèle et perpendiculaire au fil du bois, la raideur totale de cisaillement de l'assemblage dans la direction de l'effort tranchant est donc dans cette approche la même que la raideur axiale.

La norme suisse SIA 265 propose elle une approche relativement similaire, mais diffère sur un point majeur : l'anisotropie du module de glissement. Le module de glissement selon la SIA 265 dépend aussi simplement de la masse volumique caractéristique ρ_k et du diamètre de la broche d , avec néanmoins des relations de dépendance vis-à-vis des paramètres différents ; mais surtout contrairement à l'EC5, la norme suisse propose de différencier les modules de glissement en fonction de la direction de l'effort, avec une raideur divisée par 2 dans la direction perpendiculaire au fil du bois par rapport à la direction longitudinale :

$$\begin{cases} K_{ser,SIA,0^\circ} = 3\rho_k^{0,5} \cdot d^{1,7} \\ K_{ser,SIA,90^\circ} = K_{ser,SIA,0^\circ}/2 \end{cases} \quad (1-6)$$

Evaluation de la raideur rotationnelle

Dans une démarche similaire au calcul de la raideur en translation et comme illustré dans la **Figure 1-4**, la raideur rotationnelle $C_{ass,s}$ totale de l'assemblage selon l'approche de l'EC5 détaillée dans [Blaß et al., 2017] peut être évaluée au travers de la relation :

$$C_{ass,ser} = p \left(\sum_i k_{type} \cdot K_{ser,i} \cdot r_i^2 \right) \quad (1-7)$$

Où p est le nombre de plan de cisaillement, r_i la distance entre le centre de rotation de l'assemblage (supposé ici confondu avec le centre de gravité des broches) et la tige i . Si les organes sont identiques, on voit donc que la raideur rotationnelle est proportionnelle à l'inertie polaire (somme des carrés des rayons polaires des organes) de l'assemblage.

Prise en compte du jeu d'assemblage

La mise en place du jeu initial dû aux tolérances de mise en œuvre et de fabrication est un phénomène complexe à évaluer et conduit à un comportement non linéaire des assemblages, qui plus est pour de faibles niveaux de sollicitation. L'EC5 propose de prendre en compte ce comportement de façon simplifiée au travers d'une raideur sécante calculée en considérant que les jeux de mise en œuvre s'ajoutent au déplacement dû à la déformation élastique de l'assemblage (voir **Figure 1-5**). Les valeurs des raideurs sécantes axiale $K'_{ass,s}$ et rotationnelle $C'_{ass,s}$ sont ainsi données par les formules :

$$\begin{aligned} K'_{ass,ser} &= \frac{F_d \cdot K_{ass,ser}}{F_d + K_{ser} \cdot \Delta u_f} \\ C'_{ass,ser} &= \frac{M_d \cdot C_{ass,ser}}{M_d + C_{ass,ser} \cdot \Delta u_\alpha} \end{aligned} \quad (1-8)$$

Où F_d est l'effort axial et M_d le moment fléchissant de service, Δu_f le jeu fonctionnel en translation et Δu_α celui en rotation. Pour les broches, le jeu fonctionnel Δu_f en translation est simplement égal au jeu de mise en œuvre dans les plaques métalliques (puisque les broches sont insérées sans jeu dans le bois). Le jeu fonctionnel en rotation peut lui être estimé en considérant une rotation de l'assemblage caractérisé par un glissement local égal au jeu en translation calculé au niveau du rayon polaire maximal de l'assemblage (i.e. organe le plus éloigné du centre de rotation).

Raideurs d'assemblages et conventions

Afin de simplifier l'analyse d'une structure en bois, mais aussi simplement par nécessité lors d'une analyse modale par exemple, on approche généralement le comportement effort-glissement d'un assemblage par une loi linéaire. Cependant, comme illustré dans la **Figure 1-5**, le caractère non linéaire du comportement réel de l'assemblage nécessite donc d'utiliser certaines conventions pour définir les propriétés du modèle linéaire équivalent.

Selon l'approche générale de l'EC5 la raideur linéaire de l'assemblage est définie pour deux niveaux de charges différents correspondant d'une part à un calcul aux états limites de service avec une raideur notée K_{ser} et de l'autre un calcul aux états limites ultimes avec une raideur inférieure de l'assemblage notée K_U .

La norme EN 26891 qui présente les principes généraux pour la détermination des caractéristiques de résistance et de déformation des assemblages mécaniques, propose de définir la raideur de service de l'assemblage K_{ser} comme le module sécant de la courbe effort-déformation entre les seuils de 10% et 40% de la valeur de la résistance de l'assemblage. Cette norme propose finalement de définir la raideur de l'assemblage K_u à l'état limite ultime à partir d'une réduction forfaitaire de la raideur de service avec $K_u = 2/3K_{ser}$.

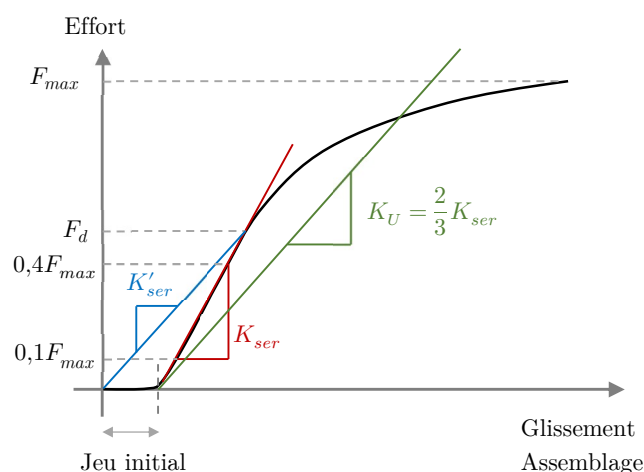


Figure 1-5 Allure d'une courbe expérimentale effort/déplacement d'un assemblage par broches. Définition des raideurs d'assemblage.

3.1.4 De nouvelles méthodes de calcul pour l'ingénierie moderne

Bien que très utile en première approche, et notamment dans les premières phases de conception d'un ouvrage, la méthode simplifiée d'évaluation de la résistance et de la raideur d'un assemblage par broches décrite dans la section précédente peut vite devenir insuffisante pour des projets complexes où le comportement semi-rigide des assemblages apparaît central dans le comportement de la structure. Plusieurs limites du modèle simplifié utilisé dans la suite de ce travail méritent tout particulièrement d'être citées :

- L'origine et la légitimité de la formule du module de glissement d'un organe K_{ser} fournie par l'EC5 demeurent floues comme souligné par [Jockwer & Jorissen \[2018\]](#).
- La raideur varie ici de façon linéaire avec le nombre d'organes, bien que des effets non linéaires aient été observés sur des essais de raideur, et notamment sur des assemblages avec un grand nombre de connecteurs par [Sandhaas & van de Kuilen \[2017\]](#). Les auteurs ont ainsi constaté que les formules de l'Eurocode surestimaient généralement les raideurs d'assemblages de grandes dimensions et ont observé une raideur totale en cisaillement inférieure à la somme des raideurs individuelles de chaque organe.
- La raideur est indépendante de l'épaisseur de bois (ou plutôt du rapport entre le diamètre de l'organe d et l'épaisseur de la pièce de bois t_1) et donc indépendante du mode de rupture de l'assemblage alors que cette influence a été observée dans de nombreuses expériences, notamment par [Dorn \[2012\]](#).

A partir de l'analyse d'une large base de données d'assemblages bois/bois, [Jockwer et al. \[2018\]](#) ont montré que d'autres paramètres pouvaient en fait influencer la raideur d'un assemblage : la masse volumique, le nombre de lignes et de colonnes de broches, le diamètre des organes ou l'épaisseur des pièces de bois etc. démontrant ainsi les fortes limitations de l'approche actuelle de l'EC5 en matière d'évaluation de la raideur d'un assemblage. Les auteurs ont finalement proposé une formule empirique corrigée de la raideur d'un assemblage ajusté à leurs données expérimentales :

$$K_{ser,ass} = 3,5 \cdot n^{1,26} \cdot m^{0,61} \cdot d^{2,17} \cdot (t/d)^{0,25} \quad (1-9)$$

Pour combler ces lacunes, de nombreux projets de recherche se concentrent aujourd'hui sur le développement de modèles numériques capables de prédire plus précisément la relation force-déplacement non linéaire des assemblages bois.

Il est tout d'abord possible d'étudier de façon précise les assemblages grâce à une modélisation complète des différents composants de l'assemblage grâce à des éléments finis 3D de type « brique » et des lois de comportement matériaux et lois de contact adaptées. Si ces modèles présentent une très grande richesse d'information sur la distribution des efforts sur les organes ou encore sur les contraintes locales dans le matériau bois, ils nécessitent toutefois un travail d'expertise très important de pré et post analyse, ainsi qu'un temps de calcul non négligeable, qui les rendent difficiles d'accès pour l'ingénierie des structures classique [[Jockwer et al., 2018](#)].

L'une des méthodes les plus prometteuses, tant au niveau de la précision de calcul, que de sa mise en œuvre et sa flexibilité pour les praticiens, apparaît être aujourd'hui l'approche basée sur une modélisation multi-échelle de l'assemblage intégrant un modèle de poutre élastoplastique sur fondation non-linéaire afin de décrire le comportement de l'organe en interaction avec la pièce de bois [Lemaître et al., 2018].

A partir de cette approche de poutre élastoplastique sur fondation non-linéaire Lemaître et al. [2019] présentent une étude numérique sur l'influence du nombre d'organes dans une file et du rapport entre l'épaisseur de la pièce et le diamètre de la tige sur le comportement de plusieurs assemblages bois/bois. A partir d'une régression non linéaire sur les données obtenues, ils ont proposé une formule empirique corrigée de la raideur d'un assemblage donnée par la formule suivante :

$$K_{ser,ass} = 74,59 \cdot n^{0,78} \cdot d^{1,49} \cdot (t/d)^{0,15} \quad (1-10)$$

Cette étude rejoint donc ce que Sandhaas et al. [2017] avaient observé sur des essais d'assemblages par broches de grandes dimensions, à savoir l'apparition d'un nombre efficace d'organes dans une ligne dans le comportement en raideur de l'assemblage.

Dans l'attente de la généralisation de l'utilisation de ces nouvelles méthodes de calcul, et notamment du développement de logiciels dédiés, il est aujourd'hui de bonne pratique de mener en phase de conception des études de sensibilité sur l'influence des raideurs d'assemblages sur le comportement de la structure. Il peut s'avérer nécessaire de conduire par la suite des campagnes expérimentales afin de caractériser de façon précise la relation charge-déformation des connections, notamment pour des projets complexes où la raideur des assemblages joue un rôle fondamental, comme cela a par exemple été fait sur l'exosquelette de la tour Treet à Bergen en Norvège [Malo et al., 2016], ou encore pour les dômes en bois de Taiyuan en Chine [Epp & Sullivan, 2019].

3.2 DEVELOPPEMENT D'UN MODELE STATISTIQUE SIMPLIFIE DE LA RAIDEUR DES ASSEMBLAGES PAR BROCHES

3.2.1 Objectifs et principes

L'évaluation du comportement local des assemblages est essentielle pour l'analyse globale d'une structure, que ce soit vis-à-vis des déformations, que de la distribution des efforts au sein des éléments. En début de conception, les praticiens sont généralement confrontés à un arbitrage entre l'influence des assemblages et le temps de travail nécessaire à l'évaluation des propriétés mécaniques de ces derniers. On propose dans cette section de développer un modèle statistique permettant d'évaluer la raideur et la masse d'acier d'un assemblage par broches à partir d'un nombre restreint de variables d'entrée. Comme mentionné dans la section précédente, l'objectif est d'obtenir une loi de comportement simplifiée qui pourrait être utilisée dans des modèles de calcul en début de conception afin de pouvoir facilement étudier l'influence des raideurs d'assemblages sur le comportement mécanique des structures en bois, ou encore d'évaluer la masse d'acier contenue dans les assemblages d'un ouvrage.

Pour cela, nous proposons de générer un grand nombre d'assemblages par broches et de mettre en place des régressions permettant d'approcher la réponse du système. Les propriétés finales d'un assemblage dépendent bien entendu d'un grand nombre de paramètres, mais aussi de choix de conception plus spécifiques au projet, et donc difficile à appréhender dans une approche générique telle que nous essayons de développer dans ce travail. Au-delà de la technologie utilisée, de nombreux choix s'offrent au concepteur pour réaliser un assemblage dans le but d'assurer la transmission des efforts entre plusieurs éléments. Ces choix multiples représentent une source de variabilité importante pour l'évaluation des caractéristiques finales (masse ou raideur par exemple) de la connexion. Nous proposons ici pour simplifier le problème de fixer un certain nombre de ces paramètres et d'évaluer les propriétés de l'assemblage en fonction de deux variables d'entrée principales :

- le torseur d'effort plan (N, V, M) s'exerçant sur l'assemblage par broches et l'élément bois, où N désigne l'effort normal en kN, V l'effort tranchant en kN et M le moment de flexion d'axe fort de la section en kNm ;
- et le facteur de forme de la section que l'on note par la suite η , rapport entre la hauteur h et la largeur b de la section de l'élément en bois.

Si les forces intérieures dans les éléments constituent par essence l'information nécessaire pour la conception de la structure et conditionne la section d'un élément vis-à-vis des critères de résistance ou de raideur, il est possible pour une section rectangulaire en bois et un torseur d'effort donné de dimensionner un élément bois pour différents facteurs de forme de sa section.

3.2.2 Domaine et paramètres d'étude

Le domaine d'étude – qui définit les bornes de variation des variables d'entrée -, ainsi que les différents paramètres de l'expérience numérique que nous proposons de conduire sur les assemblages par broches sont présentés en **Figure 1-6**.

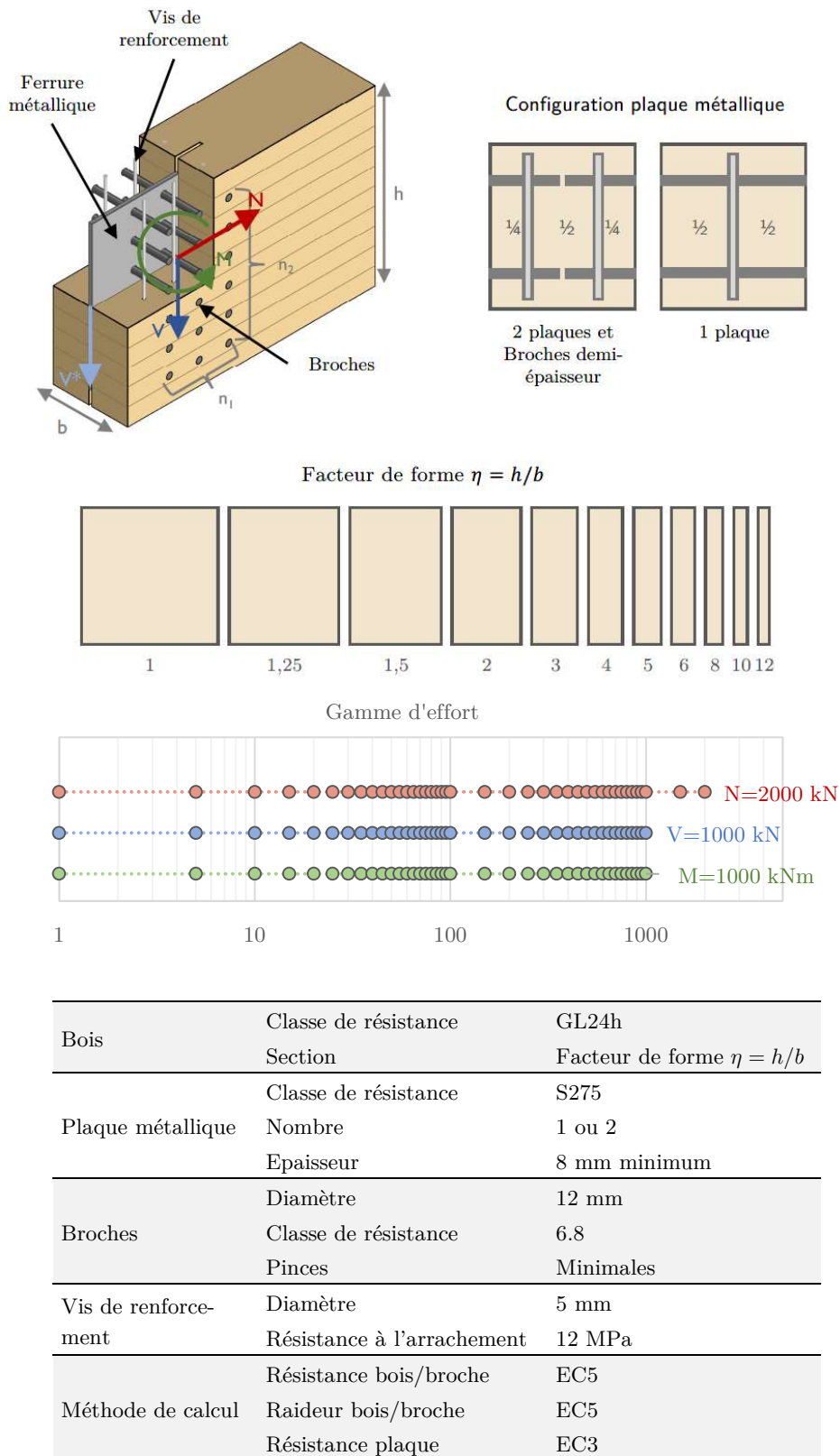


Figure 1-6 Paramètres et domaine de l'étude.

Domaine d'étude et problématique d'échantillonnage

On s'intéresse dans la suite à des assemblages pouvant reprendre un torseur d'effort plan (N, V, M) avec un effort normal N compris entre 0 et 2000 kN, un effort tranchant V compris entre 0 et 1000 kN, et un moment de flexion d'axe fort M compris entre 0 et 1000 kNm.

A l'intérieur d'un domaine d'étude, toutes les valeurs et combinaisons d'efforts sont théoriquement possibles. A priori une expérience numérique permet par rapport à une expérience physique de réaliser un nombre beaucoup plus important de simulations, en fonction malgré tout de la complexité du modèle et dans la limite d'un temps de calcul raisonnable. Toutefois, les choix d'un plan d'expérience cohérent et notamment du nombre et de la distribution des différents points expérimentaux à l'intérieur du domaine d'étude n'en demeurent pas moins essentiels [Santner et al., 2018]. Ainsi, malgré la plus grande facilité à générer des données à partir d'une expérience numérique, il peut être aussi important de chercher à explorer au mieux le domaine d'étude tout en limitant le nombre de points expérimentaux, si ce n'est dans un premier temps pour faciliter l'analyse et l'exploitation des résultats de la régression des paramètres du modèle mathématique retenu.

Dans un souci de balayer de façon uniforme le domaine d'étude, les points expérimentaux qui caractérisent le torseur d'effort (N, V, M) sont ici répartis de manière logarithmique avec un pas correspondant au 20^{ème} d'une unité logarithmique, c'est-à-dire à un pas de 5×10^X sur chaque intervalle (voir **Figure 1-6**) supérieur ou égal à 10^1 . Nous étudierons des éléments en bois lamellé-collé GL24h présentant des sections à facteur de forme compris entre 1 (section carrée) et 12, avec une répartition présentée dans la **Figure 1-6** légèrement plus dense pour des facteurs proches de 1.

En fonction de la configuration de l'assemblage, l'excentricité du point d'application des efforts par rapport au centre de raideur des organes peut induire un moment parasite transféré dans l'assemblage. La configuration géométrique des organes choisie ici étant symétrique par rapport à la fibre moyenne de l'élément, l'effort normal n'induit donc pas de moment d'excentricité dans l'assemblage. Au contraire, l'effort tranchant peut induire un moment important dans l'assemblage du fait de l'excentricité. On choisit donc de générer les données d'assemblages dans les deux cas avec et sans excentricité et on notera :

- V un effort tranchant s'exerçant au niveau du centre de raideur des organes ;
- V^* un effort tranchant s'exerçant au niveau de l'extrémité de l'élément en bois et qui induit par conséquent un moment parasite dans l'assemblage du fait de l'excentricité par rapport au centre de raideur des organes.

Broches et plats métalliques

L'assemblage est supposé réalisé avec des broches de diamètre d fixé à 12 mm de classe de résistance 6.8 et une ou deux plaques métalliques centrales de 8 mm d'épaisseur minimale en acier S275 (jeu de paramètres relativement courant en ingénierie des structures bois).

En fonction de l'effort et du facteur de forme on retiendra le nombre de plats fendeurs (plaques métalliques) qui conduit à une masse d'acier minimale. Dans le cas d'un assemblage à deux plaques métalliques – et donc à quatre plans de cisaillement – nous faisons le choix

d'utiliser des « demi-broches » et une répartition d'épaisseur du bois de $\frac{1}{4} \mid \frac{1}{2} \mid \frac{1}{4}$ comme illustré dans la **Figure 1-6**. Comme présenté par Bocquet et al. [2018], ce principe permet d'une part de mieux contrôler la répartition des efforts sur les différents plans de cisaillement avec une répartition égale de la charge entre la partie centrale et les parties latérales ; mais facilite aussi le montage de l'assemblage, qui plus est dans le cas d'assemblage à jeu réduit avec des broches insérées de chaque côté et traversant donc une seule plaque métallique.

Dans cette configuration la capacité de charge est indépendante de l'épaisseur de la plaque et les modes de rupture plastique sur chaque demi-broche sont ceux obtenus pour un assemblage avec une seule plaque métallique centrale et décrits en **Figure 1-2**. Cette solution a ainsi été retenue pour la réalisation d'ouvrage en bois complexes telles que la verrière de la Fondation Louis Vuitton à Paris ou encore la charpente mixte bois-métal du stade de Nice, projets pour lesquels la maîtrise des raideurs d'assemblages s'avérait essentielle [Bocquet et al., 2018].

Vis de renforcement

Pour le frettage on supposera qu'on utilise des vis de 5 mm de diamètre à filetage total qui présentent une résistance caractéristique à l'arrachement de 12 MPa. Pour simplifier, on supposera que ces vis font exactement la hauteur de l'élément.

3.2.3 Procédure de dimensionnement d'un assemblage

On détaille dans la suite les différentes étapes de la procédure type de dimensionnement d'un assemblage à partir d'un torseur d'effort (N, V, M) et un facteur de forme de la section η donnés. La procédure est résumée dans la **Figure 1-7**. Dans tous les dimensionnements qui suivent, on considèrera un facteur modificatif de la résistance du bois k_{mod} de 1 associé à la sollicitation (N, V, M) .

Résistance du bois en partie courante

La section de l'élément bois en partie courante (i.e. hors de la zone d'assemblage) est tout d'abord dimensionnée selon les critères de résistance usuels en traction, compression, cisaillement et flexion de l'EC5. Dans la mesure où la longueur de l'élément est ici inconnue, les critères de stabilité au flambement et déversement ne sont pas pris en compte dans le dimensionnement de la section.

Résistance plastique des tiges

A partir de la section $(h_{\text{min}}, b_{\text{min}})$, la connexion est ensuite dimensionnée en considérant les espacements et distances présentés dans le **Tableau 1-1**. On cherche donc le nombre de colonnes n_1 et de lignes n_2 de broches pour résister aux efforts locaux s'exerçant sur les organes métalliques. Dans le cas où la sollicitation nécessite plusieurs colonnes d'organes, le nombre de lignes n_2 est directement déterminé par le nombre maximum de broches qu'il est possible de disposer sur la hauteur de la section en considérant les espacements et distances minimaux prescrits par l'EC5 (voir **Tableau 1-1**).

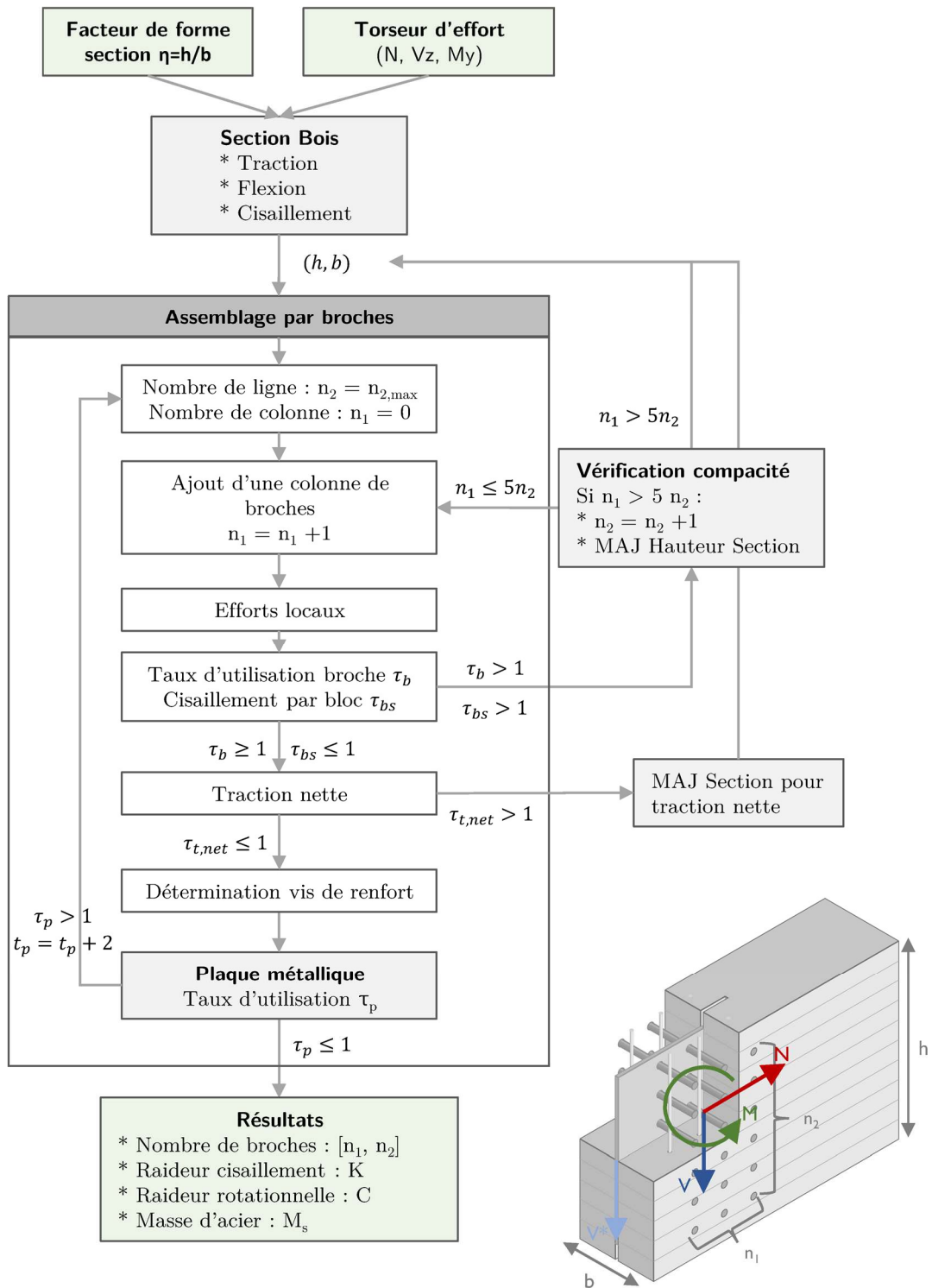


Figure 1-7 Procédure de dimensionnement de l'assemblage.

Distance		Distance minimale EC	Distance retenue	
a_1	Espacement parallèle au fil	$(3 + 2 \cos \alpha)$	$5d$	60 mm
a_2	Espacement perpendiculaire au fil	$3d$	$3d$	36 mm
$a_{3,t}$	Distance d'extrémité chargée	$\max(7d, 80 \text{ mm})$	$7d$	84 mm
$a_{4,t}$	Distance de rive chargée	$\max((2 + 2 \sin \alpha)d, 3d)$	$4d$	48 mm
e_1	Distance d'extrémité métal	$1,2d_0$	$> 1,2d_0$	17 mm

d = diamètre de la broche ; d_0 = diamètre de percement des plaques métalliques, égal au diamètre de l'organe additionné du jeu de mise en œuvre ; α = angle de la sollicitation par rapport au fil du bois

Tableau 1-1 Distance et espacement des broches.

Dimensionnement du bois dans la zone d'assemblage

Dans certains cas, la section des éléments peut être directement déterminée par les caractéristiques mécaniques et géométriques des connecteurs plutôt que par les exigences de résistance du matériau en partie courante. Comme mentionné précédemment, les sollicitations de cisaillement et de flexion au niveau des assemblages peuvent provoquer des effets locaux de traction perpendiculaire au fil au niveau des organes pouvant conduire à une rupture fragile du bois par fendage. Ce risque de fendage peut alors mener le concepteur à augmenter la hauteur efficace de l'élément cisailé – donc sa section –, ou à renforcer la section à la traction transversale par l'intermédiaire de vis de frettage, choix que nous faisons ici.

De même, dans le cas d'un chargement parallèle au fil, la vérification de la rupture fragile par bloc ou de la traction de la section nette peut conduire à adapter la géométrie de l'assemblage et augmenter la section de bois. La vérification du cisaillement de bloc est ici réalisée selon la méthode présentée en annexe A de l'EC5. On note qu'un important travail a été mené sur la mise à jour et le développement de nouvelles méthodes de vérification de ces modes de rupture par bloc dans la prochaine version à paraître des Eurocodes [Cabrerero et al., 2018].

Finalement, des critères de compacité des assemblages peuvent aussi conduire à augmenter la section d'un élément bois pour optimiser la quantité d'acier par exemple, ou tout simplement limiter la taille de la connexion par rapport à celle de l'élément.

Pour illustrer ce principe, on définit un facteur de compacité de l'assemblage que l'on note α défini simplement par le rapport entre le nombre de colonnes n_1 sur le nombre de lignes n_2 de broches (voir **Figure 1-8**). Dans la suite on se limitera à des assemblages à facteur de compacité inférieur ou égal à 5. Ainsi, si la configuration finale des broches vis-à-vis des contraintes de résistance viole ce critère de compacité, la section de l'élément est augmentée pour accueillir une ligne supplémentaire sur la hauteur, et la procédure de dimensionnement est réinitialisée.

Résistance des plaques métalliques

Une fois la partie bois et les connecteurs dimensionnés, on vérifie finalement la résistance des plaques métalliques à la pression diamétrale au niveau des connecteurs et à la traction, compression, cisaillement et flexion selon les approches proposées par l'Eurocode 3.

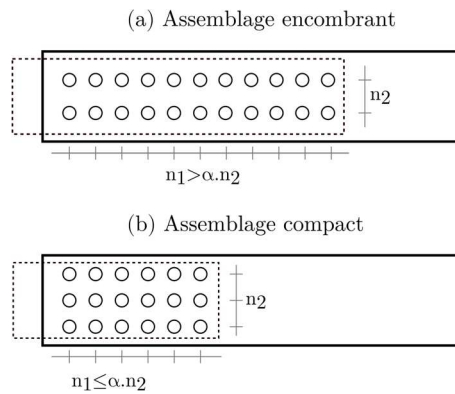


Figure 1-8 Illustration de la compacité des assemblages par broches. Exemple de deux assemblages à résistance en traction similaire.

On suppose que les assemblages sont réalisés avec des plaques métalliques de 8 mm d'épaisseur au minimum. Si les critères de résistance ne sont pas satisfaits, l'épaisseur de la plaque est augmentée de 2 mm et la procédure de dimensionnement de l'assemblage est réinitialisée.

Résultats

Une fois tous les éléments dimensionnés, les raideurs d'assemblages axiale K et rotationnelle C sont déterminées selon l'approche simplifiée proposée par l'EC5 et décrite dans la section précédente. La masse d'acier contenue dans les plaques métalliques, les broches et les vis de renforcement est finalement calculée à partir de la configuration finale de l'assemblage. Cette masse fournit ainsi une évaluation de la masse minimale d'acier d'un assemblage par broches, correspondant seulement à la zone de connexion à l'extrémité de l'élément bois. Comme illustré dans la **Figure 1-9** en fonction de la géométrie, du nombre d'élément connectés, mais aussi des choix de conception, une quantité supplémentaire d'acier plus ou moins importante pourra être nécessaire pour assembler les éléments entre eux. L'Annexe E présente en détail les principes de calcul et de dimensionnement d'un assemblage par broches utilisés dans cette étude.

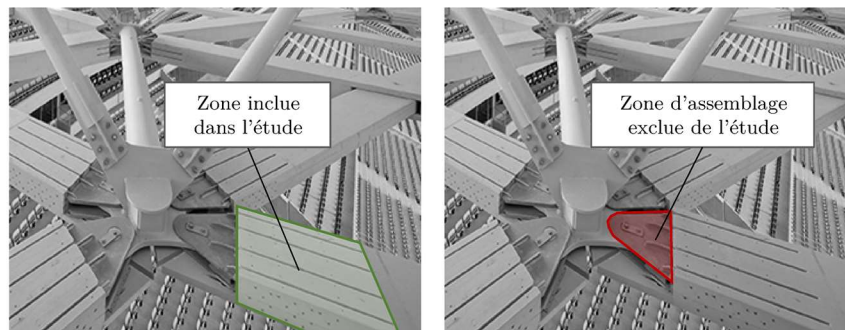


Figure 1-9 Périmètre de la zone d'assemblage étudiée. Exemple d'un assemblage de la charpente mixte bois/métal du stade de Nice.

3.2.4 Problématique du choix d'un modèle en statistique

Objectifs d'un modèle statistique

Une fois les simulations réalisées et les données obtenues, il est nécessaire de choisir un modèle statistique approché. Ce choix doit viser à obtenir un modèle fournissant une bonne compréhension et représentativité des données et des mécanismes sous-jacents à l'obtention de ces dernières, mais aussi de prédire avec une « bonne » précision de nouvelles observations à l'intérieur du domaine d'étude.

Le choix d'un modèle n'est *a priori* pas aisé, et de nombreux choix peuvent être retenus pour un même échantillon de données en fonction des objectifs spécifiques de l'étude. En général, ce choix est un processus itératif qui résulte de l'analyse physique des mécanismes du système à l'étude, mais aussi et surtout de l'examen préliminaire des relations entre les variables explicatives et les données à expliquer. Dans une vision classique, un modèle se doit d'être relativement simple avec un nombre de paramètres limité, mais surtout interprétable vis-à-vis du domaine d'application et du phénomène étudié. Cependant, il est aussi possible de faire le choix de viser seulement une bonne prédiction du modèle, sans chercher à comprendre ni interpréter ce dernier, position permettant d'utiliser des modèles et surtout des méthodes plus complexes d'apprentissage (réseaux de neurones par exemple).

Risque de surapprentissage

Une fois le type de modélisation choisi, la question du nombre de paramètres à inclure dans le modèle est essentiel. En général, plus le nombre de paramètres sera élevé, meilleure sera l'adéquation du modèle aux données utilisées pour la régression, mais plus le risque de rendre le modèle spécifique à cet échantillon et donc instable vis-à-vis de la prédiction sur un nouveau jeu de données sera important. On parle de surapprentissage. La qualité d'un modèle relève donc d'un (savant) compromis entre une bonne adéquation du modèle aux données et un nombre de paramètres limité.

Stratégie retenue

Ici nous faisons le choix d'utiliser une approche basique de régression avec un modèle caractérisé par des fonctions mathématiques définies *a priori*.

Néanmoins, au lieu de mener une régression sur l'ensemble des données disponibles, on choisit de conduire en premier lieu des régressions sur les résultats obtenus sous une sollicitation simple N , V ou M , puis de combiner ces modèles au travers d'une fonction d'interaction pour obtenir le modèle complet final décrivant le comportement du système sous un torseur d'effort complet (N, V, M) . Ce choix est principalement motivé par la physique même du problème mécanique à l'étude : les efforts de cisaillement sur les organes métalliques résultent d'un principe de superposition des sollicitations entre les effort normal, tranchant et la décomposition du moment. On aborde donc le problème à deux échelles distinctes, ce qui permet de faciliter l'estimation des différents paramètres du modèle sur des sous-espaces de l'espace total. De plus, comme on pourra notamment le constater au travers des études de cas, malgré

un torseur d'effort complet (N, V, M) s'exerçant sur un élément de structure et son assemblage, le dimensionnement de ces deux derniers est souvent majoritairement piloté par un type d'effort.

Bien que cette approche apparaisse de prime abord plutôt justifiée en regard de la physique du problème, elle introduit *a priori* d'un point de vue purement statistique un biais fondamental dans le modèle complet dans la mesure où l'estimateur final est basé sur une combinaison – au travers de la fonction d'interaction – de plusieurs estimateurs obtenus sur des sous-espaces du domaine d'étude. Autrement dit, un poids plus grand est donné à la régression des données sur ces sous-espaces, ici à la prévision des résultats d'assemblages sous une sollicitation simple.

Méthode d'évaluation des paramètres

L'évaluation des paramètres des fonctions de régression simple et de la fonction d'interaction est réalisée grâce à la méthode des moindres carrés basée sur la minimisation de la somme des carrés des résidus. Cette méthode consiste à trouver le jeu de paramètres θ qui minimise la distance entre les données expérimentales y_i et la prédiction donnée par le modèle f :

$$\min_{\theta} S(\theta) = \min_{\theta} \left(\sum_i^N (y_i - f(\mathbf{x}_i, \theta))^2 \right) \quad (1-11)$$

Nous utiliserons directement les méthodes implémentées dans le package python *scipy* [Virtanen et al., 2020] pour résoudre ce problème non linéaire de minimisation, et qui utilisent notamment l'algorithme de Levenberg-Marquardt. Cet algorithme peut être vu comme une combinaison de l'algorithme de Gauss-Newton avec des méthodes de région de confiance. Pour plus d'informations le lecteur est invité à consulter [Virtanen et al., 2020].

L'utilisation de la méthode des moindres carrés est très répandue, mais peut souffrir d'un défaut majeur si elle est utilisée dans la forme décrite précédemment. En effet, dans de nombreuses applications et comme c'est le cas ici, les praticiens peuvent être davantage intéressés par la minimisation de l'erreur relative d'un modèle, plutôt que par celle de l'erreur absolue. Une des pratiques courantes consiste alors à opérer une transformation logarithmique des données et du modèle. La méthode des moindres carrés appliquée sur ces données transformées conduit alors à minimiser la somme des carrés du logarithme des rapports entre le modèle et les données expérimentales :

$$\begin{aligned} \min_{\theta} S(\theta) &= \min_{\theta} \left(\sum_i^N [\log y_i - \log(f(\mathbf{x}_i, \theta))]^2 \right) \\ \min_{\theta} S(\theta) &= \min_{\theta} \left(\sum_i^N \left[\log \left(\frac{f(\mathbf{x}_i, \theta)}{y_i} \right) \right]^2 \right) \end{aligned} \quad (1-12)$$

Nous retenons cette approche pour la suite de notre étude. En effet, nous ne cherchons pas ici tant à minimiser l'erreur du modèle, ce qui pourrait conduire au vu de la distribution des points expérimentaux à donner plus de poids à la régression des valeurs élevées de raideur ou

de masse ; mais bien à minimiser l'erreur relative du modèle sur toute la gamme d'effort étudiée, indépendamment du niveau de la sollicitation.

3.2.5 Variabilité des propriétés des assemblages et objectif d'erreur du modèle

Nous avons fait le choix dans notre étude de fixer un certain nombre de paramètres de conception et de générer des données d'assemblages et conduire des régressions sur celles-ci en fonction seulement de deux paramètres variables : le torseur d'effort plan (N, V, M) s'exerçant sur l'assemblage et le facteur de forme de la section η . Pourtant les paramètres qu'on a choisis ici de fixer comme par exemple les classes de résistance des matériaux, la méthode de calcul ou encore les paramètres géométriques sont en fait aussi essentiels dans le comportement et le dimensionnement de l'assemblage et représentent donc des sources de variabilité importante sur les grandeurs qu'on cherche ici à évaluer (raideur et masse de l'assemblage).

La conception d'un assemblage résulte en effet d'un grand nombre de choix qu'il n'est pas possible de tous prendre en compte dans l'approche générique que nous cherchons à développer dans cette partie. Par exemple, pour des raisons de coût ou de disponibilité le diamètre et la classe de résistance des broches pourraient varier ; le type de bois et sa résistance aussi ; ou encore on pourrait faire le choix d'augmenter les espacements pour chercher à augmenter l'inertie polaire (et donc la raideur en rotation) de l'assemblage. Finalement, bien qu'elle apparaisse utile en première approche, la méthode simplifiée de l'Eurocode 5 actuel ne fournit qu'une évaluation grossière de la raideur d'un assemblage et présente même quelques sérieuses limitations comme mentionné dans la sous-section 3.1.4.

Variabilité due aux choix des matériaux, à la méthode de calcul et à la stratégie d'espacement des organes

Pour évaluer l'ampleur de cette source de variabilité supplémentaire, commençons simplement par étudier l'influence des différents paramètres susmentionnés sur le comportement de deux assemblages par broches : un assemblage à une seule plaque métallique centrale qui reprend un effort axial $N = 250$ kN qui transite dans un élément à facteur de forme $\eta = 2$; et un autre qui reprend un moment de flexion $M = 100$ kNm agissant sur un élément à facteur de forme $\eta = 4$. On fait varier les paramètres suivants :

- Matériau bois : bois lamellé-collé GL24h, GL28h ou bois massif feuillu de classe D30.
- Broches : diamètre de 10, 12 ou 16 mm et une classe de résistance 4.8, 6.8 ou 8.8.
- Espacements : on augmente les espacements minimums entre organes prescrits par l'EC5 de 0%, 25% et 50%
- Méthode de calcul de la raideur : on compare les résultats obtenus selon l'approche simplifiée de l'EC5 avec ceux obtenus en utilisant la formule (1-6) du K_{ser} fournie par la norme Suisse SIA265 ou la formule (1-10) proposée par [Lemaitre et al. \[2019\]](#).

Il convient de noter que la formule (1-10) qui donne une évaluation de la raideur d'une file d'organe par plan de cisaillement a été développée à partir de l'analyse d'assemblages bois/bois sollicités axialement. Nous l'adaptions dans le cadre de notre assemblage bois/métal en multipliant cette raideur par un facteur de 2 comme dans l'approche de l'EC5.

	Bois	d [mm]	Classe	Pinces	Méthode	K [kN/m]	C [kNm/rad]	M [kg]
N = 250 kN $\eta = 2 ; n_{pl} = 1$	GL24h	12	6.8	Min	EC5	3,6 E+05	2,5 E+03	6,0 E+00
	GL28h	12	6.8	Min	EC5	-14%	-39%	-20%
	D30	12	6.8	Min	EC5	+41%	-1%	-22%
	GL24h	10	6.8	Min	EC5	+0%	-19%	-14%
	GL24h	16	6.8	Min	EC5	-20%	-19%	+14%
	GL24h	12	4.8	Min	EC5	+0%	+0%	+0%
	GL24h	12	8.8	Min	EC5	-25%	-47%	-23%
	GL24h	12	6.8	Min*1,25	EC5	-20%	+8%	-2%
	GL24h	12	6.8	Min*1,5	EC5	-20%	+55%	+26%
	GL24h	12	6.8	Min	SIA265	-10%	-10%	+0%
GL24h	12	6.8	Min	L2019	-37%	-37%	+0%	
M = 100 kNm $\eta = 4 ; n_{pl} = 1$	GL24h	12	6.8	Min	EC5	1,3 E+06	3,4 E+04	2,1 E+01
	GL28h	12	6.8	Min	EC5	+23%	+29%	+4,4%
	D30	12	6.8	Min	EC5	+43%	+12%	-24%
	GL24h	10	6.8	Min	EC5	+13%	+8%	-3%
	GL24h	16	6.8	Min	EC5	-11%	+5%	+16%
	GL24h	12	4.8	Min	EC5	+17%	+34%	+16%
	GL24h	12	8.8	Min	EC5	+0%	+0%	+0%
	GL24h	12	6.8	Min*1,25	EC5	-12%	+21%	+10%
	GL24h	12	6.8	Min*1,5	EC5	-22%	+43%	+15%
	GL24h	12	6.8	Min	SIA265	-10%	-10%	+0%
GL24h	12	6.8	Min	L2019	-42%	-42%	+0%	

Tableau 1-2 Analyse de sensibilité de différents paramètres matériaux et méthodologiques sur les raideurs K (translation) et C (rotation) et la masse M d'un assemblage par broches sollicité en traction/compression pure et d'un autre sollicité en flexion pure.

Pour la raideur en rotation, on appliquera la méthodologie de l'EC5 mais en utilisant la raideur unitaire par organe obtenue en divisant simplement la relation (1-10) par le nombre total d'organes. On insiste sur le fait que ce calcul n'a pas pour objectif de réellement décrire les résultats que l'on obtiendrait en appliquant toute la méthodologie proposée par [Lemaitre et al. \[2019\]](#), mais simplement de fournir à titre indicatif un ordre de grandeur de l'erreur potentielle de la méthodologie de calcul de l'assemblage de l'EC5 actuel. Les résultats de l'analyse de sensibilité des différents paramètres sur la raideur et la masse des deux assemblages sont illustrés dans le **Tableau 1-2**. En fonction du choix de paramètres, on observe que les raideurs de l'assemblage peuvent varier environ du simple au quadruple, et ce sans combiner les effets de variations simultanées des paramètres. L'amplitude des effets sur la

masse de l'assemblage semble *a priori* un peu plus faible que sur le comportement en raideur, avec une masse qui varie dans notre cas plutôt du simple au double. On note que certains changements semblent sans effet sur les propriétés de l'assemblage. On rappelle que le problème étudié ici est fortement discontinu, avec certaines variables de conception ne pouvant prendre que des valeurs discrètes (typiquement le nombre de lignes et de colonnes). Ce comportement discontinu des propriétés des assemblages par broches représente d'ailleurs une source de variabilité importante pour le système. Tout particulièrement, pour des assemblages faiblement sollicités avec une seule colonne de broches, donc avec peu d'organes, un faible changement des paramètres peut conduire à ajouter une colonne d'organes et donc à fortement faire varier la raideur (dans notre approche la raideur axiale se retrouverait par exemple multipliée par 2 !) et la masse de l'assemblage.

On essaye maintenant d'évaluer de façon un peu plus précise la variabilité des différents paramètres mentionnés précédemment, notamment due à leurs effets combinés. Pour cela on procède à un tirage aléatoire de 5000 jeux de paramètres d'assemblages. Pour ces 5000 jeux de paramètres, on choisit aléatoirement un point expérimental du domaine présenté dans la sous-section 0 et défini par un torseur d'effort (N, V, M) et un facteur de forme de la section η donnés. Pour chaque point expérimental on compare les résultats obtenus selon le tirage aléatoire des paramètres de conception dont on cherche à évaluer l'influence et celui obtenu selon l'ensemble des paramètres fixés dans la suite de cette étude.

Les résultats de cette analyse, ainsi que le domaine de variation des différents paramètres étudiés sont présentés dans la **Figure 1-10**. L'analyse de la distribution des erreurs relatives par rapport au jeu de paramètres de référence nous donne ainsi une indication de l'ampleur de la variabilité de la raideur et de la masse de l'assemblage vis-à-vis de l'effet combinés des différents paramètres. Les intervalles de confiance de l'erreur relative par rapport à la configuration de référence sur notre échantillon de données illustrent bien la variabilité très importante des propriétés de l'assemblage en fonction des choix de matériaux, des stratégies d'espacement des organes ou tout simplement de la méthode de calcul de la raideur. On observe ainsi :

- Un intervalle de confiance à 90% de l'erreur relative sur la raideur axiale entre -55% et +49% par rapport au cas de référence (soit un facteur de division de 2,2 et un facteur de multiplication de 1,5) ;
- Un intervalle de confiance à 90% de l'erreur relative sur la raideur rotationnelle entre -49% et 83% par rapport au cas de référence (soit un facteur de division de 2,0 et un facteur de multiplication de 1,8)
- Un intervalle de confiance à 90% de l'erreur relative sur la masse d'acier entre -17% et 58% par rapport au cas de référence (soit un facteur de division de 1,2 et un facteur de multiplication de 1,6)

Objectifs du modèle générique d'assemblages par broches

Malgré cette variabilité importante, nous avons choisi dans la suite de fixer à leur valeur de référence les différents paramètres indiqués précédemment pour construire notre modèle générique d'assemblage par broches.

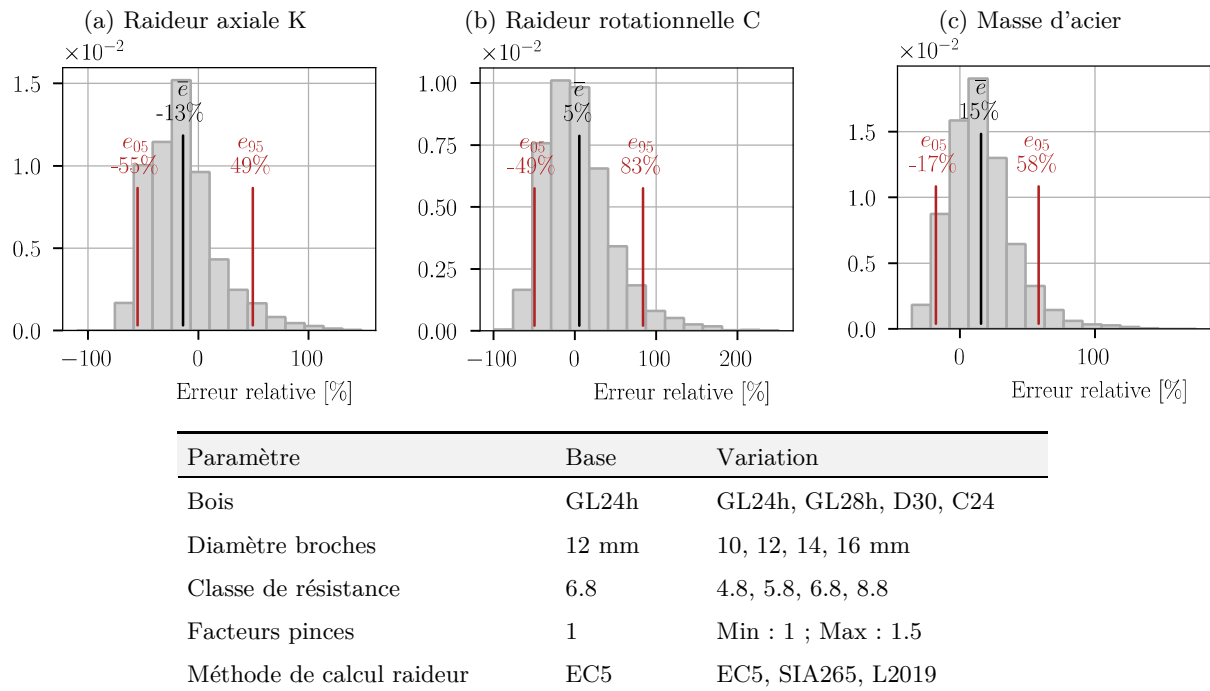


Figure 1-10 Analyse de sensibilité de différents paramètres matériaux et méthodologiques sur la raideur et la masse d'un échantillon de 5000 assemblages par broches.

Le jeu de paramètre de référence a néanmoins été choisi pour représenter des choix plutôt pertinents et courants dans la conception des ouvrages en bois. On note à ce titre sur la **Figure 1-10** que le jeu de paramètre retenu conduit globalement à des assemblages présentant une masse d'acier plutôt faible.

Toutefois, l'analyse de variabilité qui vient d'être conduite s'avère utile pour définir les objectifs en termes de précision du modèle générique d'assemblage par broches que l'on cherche à développer dans la suite de cette partie. En effet, dans la mesure où de nombreux choix de conception sont source d'une variabilité importante des propriétés de l'assemblage, il n'est pas nécessaire de chercher à tout prix une grande précision pour un modèle qui sera construit à partir d'un sous-espace du domaine de conception. Par conséquent, la qualité du modèle sera jugée satisfaisante si l'erreur est globalement bien inférieure à la variabilité due aux différents paramètres qui ont été fixés (voir **Figure 1-6**) et utilisés pour générer l'échantillon de données de la régression.

Finalement, pour illustrer l'impact du niveau de précision du modèle d'assemblage sur le comportement d'une structure en bois, nous réalisons une analyse de sensibilité de la raideur d'assemblage sur la raideur globale de deux structures en bois :

- Un élément en traction de 4 m de longueur avec un assemblage par broches bois/métal à chaque extrémité. L'élément en bois lamellé-collé GL24h à une section carrée de 205 mm de côté. L'assemblage est composé de deux plaques métalliques centrales de 8 mm

d'épaisseur et de 8 broches de diamètre 12 mm de classe 6.8 disposées en 2 colonnes. Un schéma de la structure est présenté en **Figure 1-11(a)**.

- Un portique de 12 m de portée et 5 m de hauteur en bois lamellé-collé GL24h articulé en pied. La traverse a une section de 14 cm de largeur par 100 cm de hauteur, et est moisée par deux poteaux bois ayant une section de 7 cm de largeur par 100 cm de hauteur. L'assemblage entre la traverse et les poteaux est réalisé par 33 broches traversantes de diamètre 12 mm de classe 6.8 disposées en une couronne de 930 mm de diamètre. Un schéma de la structure est présenté en **Figure 1-11(b)**.

Pour ces deux structures, la raideur des assemblages a tout d'abord été calculée selon l'approche de l'EC5 décrite précédemment. Puis, à partir de cette configuration de référence, on étudie l'influence d'une variation de la raideur des assemblages sur la variation de raideur globale de la structure. Pour le portique on étudie aussi les conséquences d'une variation de raideur d'assemblage sur la valeur du moment d'encastrement. Les résultats de cette analyse de sensibilité sont présentés dans la **Figure 1-11**.

Dans la mesure où le déplacement global d'une structure est dû à la fois à la déformation des éléments qui la composent, et à la semi-rigidité des assemblages entre ses éléments, il est logique d'observer qu'une variation – qu'elle soit positive ou négative – de la raideur des assemblages conduit à une variation bien plus faible de la raideur globale. Si on s'intéresse plus précisément au niveau moyen d'erreur visé par notre modèle, on observe que des variations de -15% et +15% des raideurs d'assemblages sont associées à des variations de : -7% et +6% sur la raideur globale de l'élément en traction ; de -6% et +5% sur la raideur globale du portique ; et de -2% et +2% sur la valeur du moment d'encastrement en tête de portique. Finalement, il est intéressant de noter qu'on considère généralement en pratique que les incertitudes liées aux résultats d'une modélisation d'une structure (forces, déplacements etc.) sont de l'ordre de 10%. A cet égard, les variations de raideur observées précédemment apparaissent limitées.

Ainsi, d'après ce qui vient d'être présentée, on décide de fixer dans la suite de cette étude un objectif sur la valeur moyenne de l'erreur relative du modèle autour des 15% (entre 10% et 20%) et un objectif sur les intervalles de confiance de l'erreur relative du modèle à environ :

- -50%/+50% sur les raideurs axiale et rotationnelle de l'assemblage ;
- -30%/+30% sur la masse d'acier dans l'assemblage.

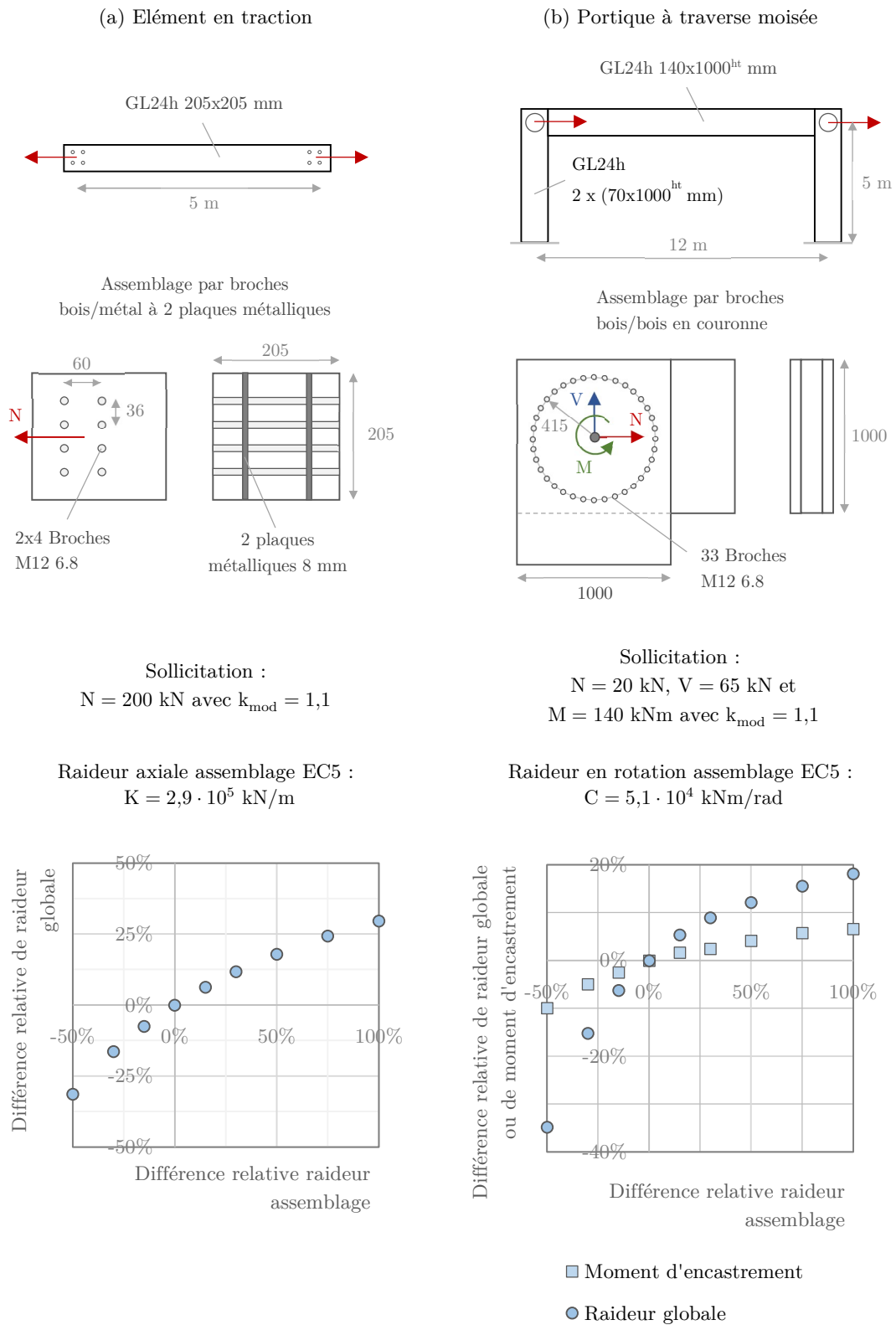


Figure 1-11 Analyse de sensibilité de la raideur des assemblages par broches sur la raideur de deux structures simples en bois.

3.3 MODELE APPROCHE D'UN ASSEMBLAGE PAR BROCHES SOUS SOLLICITATION SIMPLE

3.3.1 Fonction de régression simple

Du fait de leur généralité et le caractère répandu de leur utilisation, les modèles polynomiaux se présentent souvent comme une des premières solutions pour conduire des régressions sur des données expérimentales. Au-delà de leur capacité à approcher les données à l'étude, ces modèles sont particulièrement appréciés pour la facilité d'interprétation de leurs paramètres et la possibilité de conduire des analyses de sensibilité sur les variables d'entrée dans un souci par exemple de simplification d'un modèle.

Après quelques essais préliminaires, notamment d'un modèle polynomial finalement abandonné, nous avons retenu le modèle suivant qui donne une prédiction de la grandeur Y sous une sollicitation simple F et un facteur de forme de la section η :

$$Y_F = \begin{cases} a_0 + \alpha(\eta) \cdot \gamma(F) \cdot (F - F_{th})^{\beta(\eta)}, & F \geq F_{th} \\ a_0, & F < F_{th} \end{cases} \quad (1-13)$$

Où F_{th} est une constante de seuil et α , β et γ sont des fonctions de croissance (ou décroissance) logistiques généralisées à échelle linéaire ou logarithmique fonction de η ou F comme illustré dans la **Figure 1-12** et définis par les relations suivantes :

$$\begin{aligned} \alpha(\eta) &= a_1 \cdot \left(b_1 + [1 + d_1 c_1^{-(\eta-1)}]^{-\frac{1}{e_1}} \right) \\ \beta(\eta) &= a_2 \cdot \left(b_2 + [1 + d_2 c_2^{-(\eta-1)}]^{-\frac{1}{e_2}} \right) \\ \gamma(F) &= a_1 \cdot \left(b_3 + [1 + d_3 c_3^{-\ln(F+1)}]^{-\frac{1}{e_3}} \right) \end{aligned} \quad (1-14)$$

La fonction de régression sous sollicitation simple correspond donc à une loi de puissance avec un offset (ou ordonnée à l'origine) et un seuil à l'origine. L'exposant β de la loi dépend uniquement du facteur de forme η de la section selon une loi logistique généralisée à échelle linéaire. La constante de proportionnalité est décomposée en une partie α dépendant du facteur de forme η selon une loi logistique généralisée à échelle linéaire, et une partie dépendant de la force F selon une loi logistique généralisée à échelle logarithmique.

Ce modèle a été construit à partir des premières observations faites sur les courbes de résultats. La **Figure 1-13** illustre quelques résultats obtenus sur les raideurs axiale et rotationnelle d'un assemblage par broches sous un effort simple N , V ou M . Plusieurs observations majeures peuvent être tirées de l'allure des nuages de points et qui justifient en partie le choix de la fonction de régression présentée précédemment :

- Un palier est généralement observé pour des faibles niveaux de sollicitation. En effet, en dessous d'une certaine valeur seuil, la configuration minimale avec 2 broches et 1 plaque métallique est suffisante pour assurer le transfert des efforts dans l'assemblage.

- Une fois le seuil franchi, une transformation log-log des données montre un comportement proche de la linéarité justifiant l'utilisation d'un modèle voisin d'une loi de puissance.
- Le facteur de forme de la section peut jouer un rôle important dans le comportement de l'assemblage et son effet sur les coefficients de la loi de puissance semble globalement monotone. Nous avons choisi de modéliser cet effet au travers d'une fonction de croissance logistique généralisée. Cette famille de fonctions a été retenue pour sa grande flexibilité et le large panel de comportement qu'elle peut décrire sur la gamme de facteur de forme étudiée ($\eta \in \llbracket 1, 12 \rrbracket$) comme illustré dans la **Figure 1-12**.
- Si l'utilisation d'une loi de puissance semble convenir dans la majorité des cas, des écarts notables à ce modèle de régression peuvent être observés sur certaines grandeurs, et notamment des changements de comportement au-delà d'un certain seuil, ou encore des phases de transition pour de faibles niveaux de sollicitations. Là encore, afin de rendre compte de ces observations, nous avons choisi de moduler le coefficient de proportionnalité de la loi de puissance par une fonction de croissance logistique généralisée dépendant du logarithme de la force. L'échelle logarithmique a été retenue pour traduire la « lenteur » potentielle de ces transitions s'opérant plutôt à l'échelle de l'ordre de grandeur de la force. On verra dans les résultats qui suivent que le coefficient de proportionnalité varie globalement très peu avec la force, et le modèle s'approche simplement d'une loi de puissance avec seuil et ordonnée à l'origine.

(a) Fonction logistique à échelle logarithmique

(b) Fonction logistique à échelle linéaire

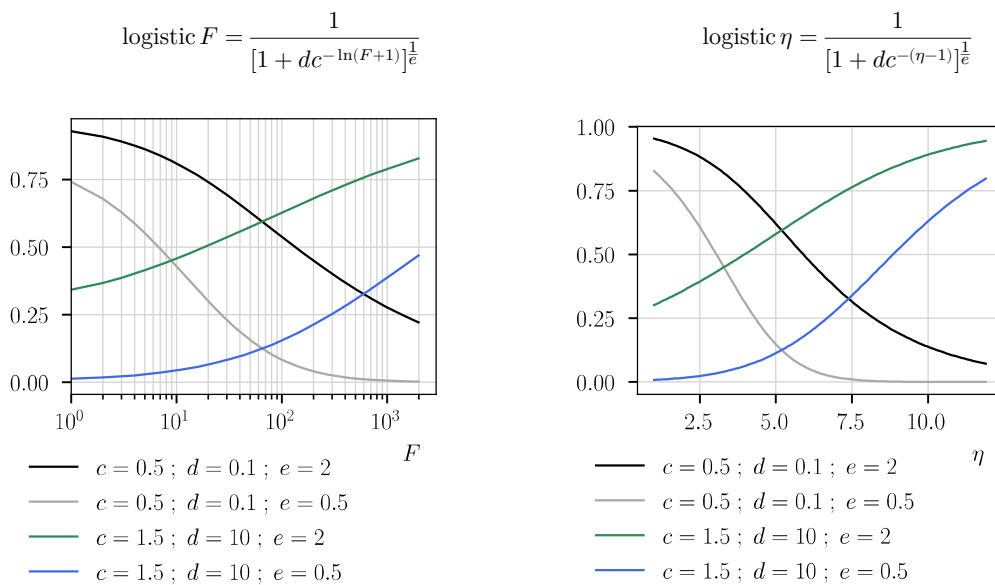


Figure 1-12 Illustration de la fonction de croissance (ou décroissance) logistique à échelle linéaire et logarithmique.

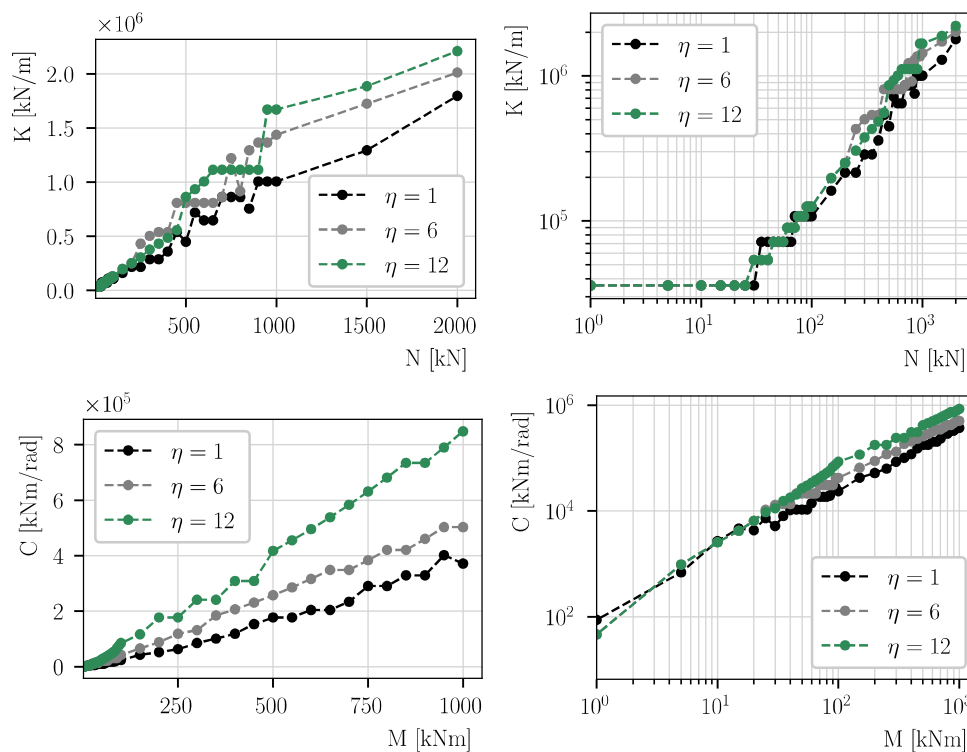


Figure 1-13 Illustration des résultats sur les raideurs axiale et rotationnelle d'un assemblage par broches. K : Raideur axiale et de cisaillement ; C : raideur rotationnelle.

Avant-propos sur l'évaluation de la qualité d'un modèle

Pour évaluer la qualité d'un modèle en statistiques, il est courant de calculer le coefficient de détermination R^2 pour tester l'adéquation entre les observations et les prévisions du modèle. Ce coefficient offre en quelque sorte une mesure de la part de variabilité (ou variance) des données autour de la moyenne expliquée par le modèle. Bien qu'utile, ce coefficient doit être interprété avec beaucoup de prudence et son utilisation s'avère en fait sujet à de nombreuses critiques [Figueiredo Filho et al., 2011].

Notamment, un des inconvénients majeurs de l'utilisation du R^2 réside dans son augmentation « virtuelle » avec le nombre de variables explicatives, indépendamment de la corrélation entre le modèle et la variable à expliquer. C'est pourquoi son utilisation est souvent couplée avec un coefficient R^2 ajusté pour tenir compte du nombre de variables. De plus, le coefficient R^2 ne permet pas d'évaluer le caractère biaisé d'un modèle. D'autres critères d'évaluation d'un modèle existent et sont couramment utilisés en statistiques : C_p de Mallows, critère d'information d'Akaike AIC, etc. Cependant, une simple analyse de la distribution des erreurs du modèle peut aussi fournir des informations précieuses sur l'adéquation d'un modèle. En effet, la qualité d'un modèle demeure une notion difficile à définir *a priori* et dépend fondamentalement du système à l'étude, mais surtout des objectifs et de l'utilisation postérieure de ce

modèle. Ici, bien que le coefficient de corrélation sera présenté à titre indicatif, on s'attardera davantage à l'analyse des erreurs relatives du modèle et à leurs distributions.

3.3.2 Résultats – Raideur axiale

Les résultats de la régression de la raideur axiale K d'un assemblage par broches sous une sollicitation simple N , V ou M sont illustrés dans la **Figure 1-14** et l'évaluation des paramètres de la fonction de régression est présentée dans le **Tableau 1-3**.

On note qu'au-delà de la valeur seuil, le comportement du système semble bien s'approcher de celui d'une loi de puissance avec un coefficient de proportionnalité γ constant et donc indépendant de l'effort, et ce quel que soit le type de sollicitation N , V ou M agissant sur l'assemblage. En revanche, le facteur de forme de la section η semble lui bien jouer un rôle non négligeable sur le comportement de l'assemblage, avec une influence à la fois sur le coefficient de proportionnalité α et l'exposant β de la loi de puissance. Si dans la plupart des cas, on note une nette différence entre le comportement de l'assemblage pour une section carrée et une section élancée, il semble aussi que la loi d'évolution de la raideur tende rapidement vers un comportement stationnaire quand le facteur de forme devient grand.

Si le comportement d'un assemblage sous un effort tranchant sans prise en compte de l'excentricité apparaît plutôt constant vis-à-vis du facteur de forme de la section de l'élément comme illustré dans la **Figure 1-14(V)**, l'influence du paramètre η est tout particulièrement visible et peut aisément s'interpréter dans le cas d'un assemblage sollicité par un effort tranchant avec prise en compte de l'excentricité des organes.

On observe sur la **Figure 1-14(V*)** que l'évolution de la raideur est relativement similaire entre les deux sections élancées à $\eta = 6$ et $\eta = 12$, mais bien différente de l'évolution observée pour la section carrée à $\eta = 1$. En effet, pour une même aire de section d'un élément en bois et le même nombre d'organes – et donc *a priori* une résistance relativement similaire – l'assemblage aura tendance à présenter plus de colonnes de broches dans une section carrée que dans le cas d'une section à haut facteur de forme, qui permettra elle de disposer davantage de lignes d'organes sur la hauteur de l'élément. Par conséquent, l'excentricité de l'assemblage d'un élément sollicité à l'effort tranchant sera naturellement plus grande pour une section carrée que pour une section fortement élancée. Le moment supplémentaire agissant sur l'assemblage du fait de cette excentricité sera donc plus important et nécessitera *a priori* de disposer davantage de broches dans l'assemblage. La raideur axiale selon le modèle retenu étant proportionnel au nombre d'organes, on observe ainsi une raideur plus importante pour une section faiblement élancée.

Pour une section fortement élancée, deux effets se conjuguent et réduisent l'effet de l'excentricité. Premièrement, l'excentricité étant plus faible, le moment induit sur l'assemblage est moins important. Deuxièmement, la possibilité de disposer plus de broches sur la hauteur de l'élément conduit à des assemblages présentant des inerties polaires (somme des carrés des rayons polaires des organes) plus importantes, et par conséquent à un effort de cisaillement plus faible sur les organes pour un même moment agissant sur l'assemblage.

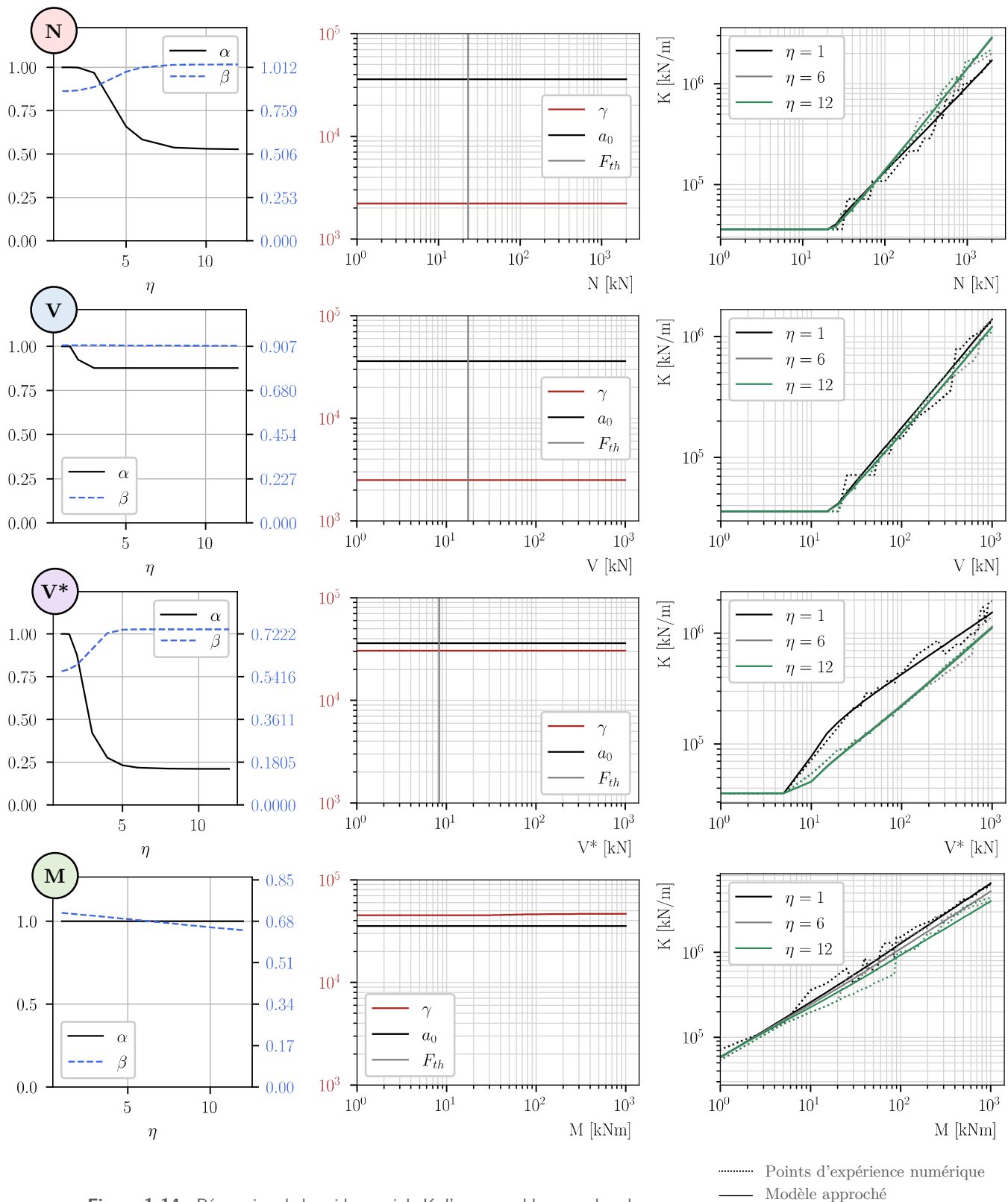


Figure 1-14 Régression de la raideur axiale K d'un assemblage par broches sous sollicitation simple N , V et M . V^* désigne un effort tranchant agissant sur l'assemblage avec une excentricité correspondant à l'extrémité de la plaque métallique (voir paragraphe 3.2.2 et **Figure 1-6**).

Force	a_0	F_{th}		a	b	c	d	e
N	3,6E+04	2,3E+01	α	4,7E-01	1,1E+00	6,1E-02	9,8E-04	3,3E+00
			β	1,6E-01	5,6E+00	3,0E+00	1,4E+01	5,1E-01
			γ	4,8E+01	3,2E+01	7,6E+02	1,4E-05	5,6E+00
V	3,6E+04	1,8E+01	α	1,2E-01	7,1E+00	8,1E-08	5,3E-08	5,3E-01
			β	4,8E-01	1,3E+00	9,9E-01	8,0E+01	9,8E+00
			γ	2,1E+00	1,1E+03	6,7E+00	8,7E+03	4,6E-02
M	3,6E+04	6,4E-01	α	2,7E-02	3,7E+01	1,9E+00	1,3E-26	1,4E+00
			β	1,7E-01	3,6E+00	8,8E-01	1,4E-01	2,8E-01
			γ	1,4E+03	3,2E+01	1,0E+01	9,8E+00	8,6E-04
V*	3,6E+04	8,3E+00	α	7,9E-01	2,7E-01	3,1E-07	2,4E-06	1,3E+01
			β	1,9E-01	2,9E+00	1,2E+01	3,7E+02	2,2E+00
			γ	5,6E+01	2,7E+02	3,9E+00	2,1E+01	3,3E-03

$$K_F = \begin{cases} a_0 + \alpha(\eta) \cdot \gamma(F) \cdot (F - F_{th})^{\beta(\eta)}, & F \geq F_{th} \\ a_0, & F < F_{th} \end{cases}$$

$$\alpha(\eta) = a_1 \cdot \left(b_1 + [1 + d_1 c_1^{-(\eta-1)}]^{-\frac{1}{e_1}} \right)$$

$$\beta(\eta) = a_2 \cdot \left(b_2 + [1 + d_2 c_2^{-(\eta-1)}]^{-\frac{1}{e_2}} \right)$$

$$\gamma(F) = a_1 \cdot \left(b_3 + [1 + d_3 c_3^{-\ln(F+1)}]^{-\frac{1}{e_3}} \right)$$

Tableau 1-3 Valeurs des paramètres de la régression de la raideur axiale K d'un assemblage par broches sous sollicitation simple N, V et M. V* désigne un effort tranchant agissant sur l'assemblage avec une excentricité correspondant à l'extrémité de la plaque métallique (voir paragraphe 3.2.2 et **Figure 1-6**).

Force	R ²	$\overline{e\%}$	$ \overline{e\%} $	$e_{05}^{\%}$	$e_{95}^{\%}$	$e_{max}^{\%}$	$e_{min}^{\%}$
N	0,95	0,8%	9,7%	-20%	21%	46%	-36%
V	0,95	0,8%	9,4%	-18%	25%	50%	-37%
M	0,97	1,4%	13,5%	-23%	34%	50%	-28%
V*	0,97	0,7%	9,2%	-20%	21%	68%	-35%

Tableau 1-4 Erreur relative sur l'échantillon de la régression de la raideur axiale K d'un assemblage par broches sous sollicitation simple N, V et M. V* désigne un effort tranchant agissant sur l'assemblage avec une excentricité correspondant à l'extrémité de la plaque métallique (voir paragraphe 3.2.2 et **Figure 1-6**).

Ce deuxième point peut expliquer en partie le comportement en raideur d'un assemblage sous un moment de flexion M illustré dans la **Figure 1-14(M)**. Si le coefficient de proportionnalité de la loi de puissance apparaît indépendant du facteur de forme de la section, on note que l'exposant de la loi diminue lorsque η augmente. Du fait d'une inertie polaire plus importante, les assemblages des éléments à section fortement élancée permettent dans notre modèle de diminuer le nombre total d'organes dans l'assemblage et présentent ainsi une raideur axiale plus faible que les assemblages d'éléments à facteur de forme faible. A l'opposé, on verra dans la suite de notre analyse, et notamment dans la **Figure 1-16(M)**, que la raideur rotationnelle de ces assemblages est plus importante puisque proportionnelle dans notre approche non pas au nombre d'organes, mais à l'inertie polaire.

L'analyse de la raideur axiale sous un effort normal N illustré dans la **Figure 1-14(N)** montre un comportement proche de la linéarité avec un exposant de la loi de puissance voisin de 1. On constate une très légère croissance de l'exposant en fonction du facteur de forme, combiné à une diminution du coefficient de proportionnalité. Lorsque l'effort normal devient important ces effets opposés conduisent à une raideur axiale légèrement inférieure – et donc à un nombre de broches plus faible – pour une section carrée que pour les sections élancées. Si *a priori* ici le dimensionnement de l'élément en bois conduit à une aire de section identique pour différents facteurs de forme puisque le flambement n'est pas pris en compte, cet écart s'explique par le seul dimensionnement des organes d'assemblage. Comme présenté dans la **Figure 1-2**, la résistance caractéristique au cisaillement d'une broche en double cisaillement par une plaque métallique centrale dépend (pour les modes f et g) du rapport t_1/d entre la demi-épaisseur de la pièce de bois et le diamètre de la tige. La **Figure 1-15** montre la résistance caractéristique des différents modes de rupture en fonction de la dimension t_1 pour une broche de 12 mm de diamètre de classe 6.8 et du bois lamellé-collé GL24h. On observe ainsi que la résistance caractéristique d'une tige augmente avec l'épaisseur de la pièce, ce qui pourrait expliquer qu'un assemblage d'une pièce à faible élancement sollicité de façon normale conduit à un nombre d'organes inférieur et donc une raideur plus petite que dans le cas d'une pièce à facteur de forme élevé.

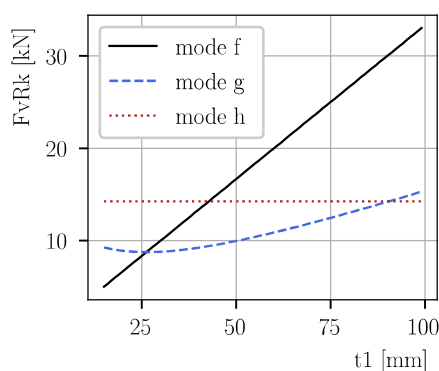


Figure 1-15 Résistance plastique caractéristique d'une broche de 12 mm de diamètre avec une plaque métallique centrale dans une pièce de bois en GL24h en fonction de la demi-épaisseur de l'élément. (Voir **Figure 1-2**)

L'analyse des erreurs relatives du modèle par rapport à l'échantillon de données est présentée dans le **Tableau 1-4**. Plusieurs observations peuvent être tirées de ce tableau sur la qualité du modèle de raideur axiale de l'assemblage sous sollicitation simple :

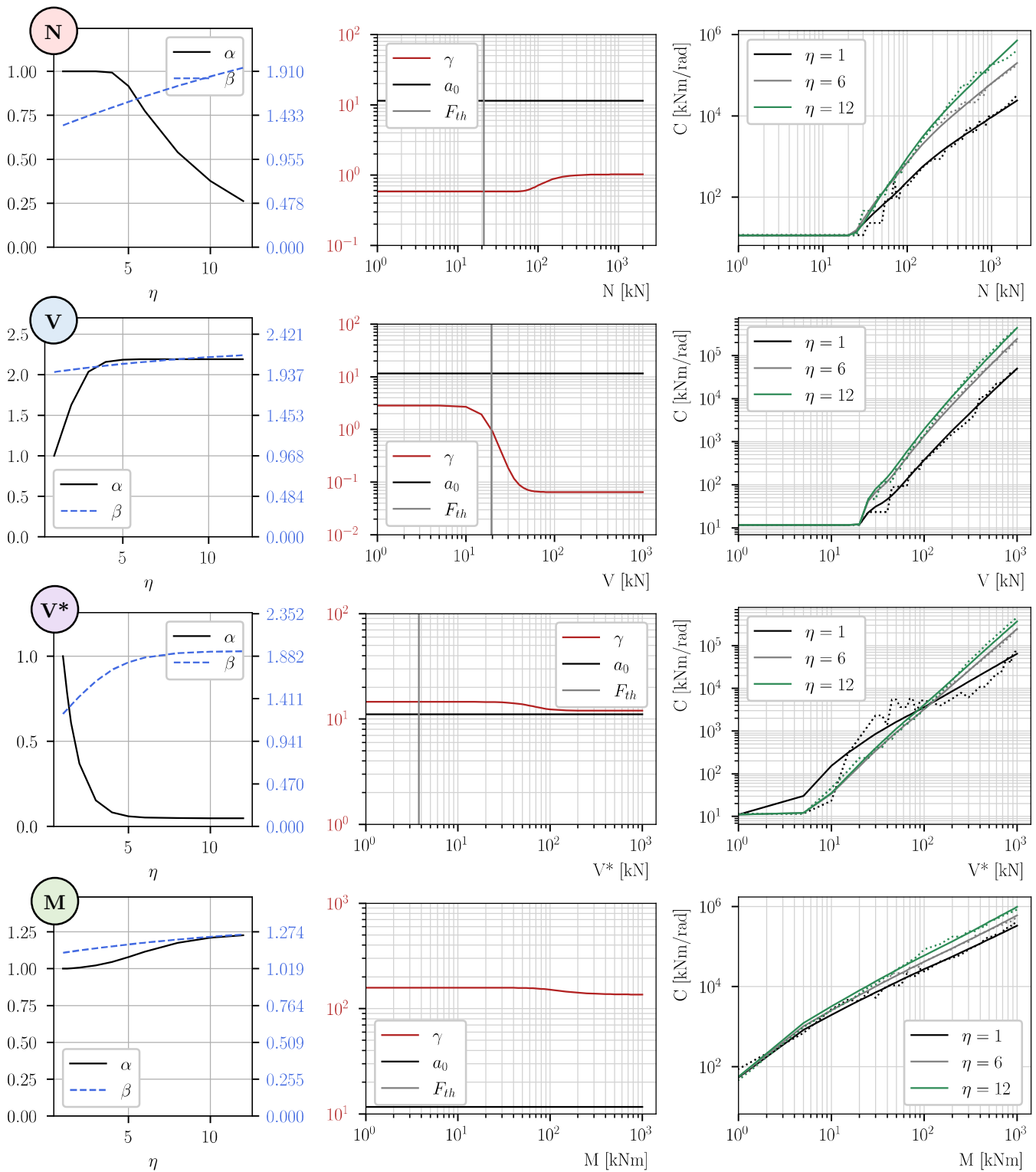
- Le modèle semble *a priori* sans biais avec une moyenne de l'erreur relative proche de 0%, avec un maximum de 1,4% sur la raideur axiale sous un moment de flexion M seul, et une moyenne inférieure à 1% pour les autres types de sollicitations.
- Le modèle approche bien en moyenne la réponse du système, avec une moyenne de la norme de l'erreur relative du modèle d'environ 10% sur l'échantillon de données ayant servi à la régression.
- L'intervalle de confiance à 95% de l'erreur relative du modèle sur notre échantillon se situe bien largement dans la plage d'erreur objective définie précédemment. On observe ainsi des intervalles autour des -25%/+25%.
- L'erreur du modèle peut néanmoins être importante, avec des erreurs relatives allant jusqu'à une surestimation de la raideur de +68%, à une sous-estimation de la raideur d'environ -38%. On note sans grande surprise que les écarts les plus importants sont observés sous la sollicitation *a priori* la plus complexe à modéliser : l'effort tranchant avec prise en compte d'une excentricité.

On rappelle que le modèle développé dans cette partie couvre à la fois 3 ordres de grandeurs de variation des sollicitations (environ de 1 à 1000) et 1 ordre de grandeur sur le facteur de forme (environ de 1 à 10). La précision de ce modèle générique apparaît donc largement satisfaisante au regard du caractère discontinu du comportement des assemblages et du large domaine couvert par celui-ci.

3.3.3 Résultats – Raideur rotationnelle

Les résultats de la régression de la raideur rotationnelle C d'un assemblage par broches sous une sollicitation simple N , V ou M sont illustrés dans la **Figure 1-16** et l'évaluation des paramètres du modèle est présentée dans le **Tableau 1-5**.

A la différence du comportement en raideur axiale, les résultats de la régression de la raideur rotationnelle de l'assemblage montrent un coefficient de proportionnalité γ du modèle qui n'est pas tout à fait constant sur le domaine d'effort étudié, démontrant ainsi un certain écart avec la loi de puissance. On observe par exemple une croissance vers un état stationnaire pour de faibles niveaux d'effort dans le cas de l'effort tranchant **Figure 1-16(V)**, ou encore une transition entre deux états stationnaires pour un assemblage sollicité par un effort normal **Figure 1-16(N)**, un moment **Figure 1-16(M)** ou un effort tranchant avec prise en compte de l'excentricité **Figure 1-16(V*)**. Il convient toutefois de noter que le coefficient de proportionnalité γ ne varie pas beaucoup, indiquant une proximité certaine avec la simple loi de puissance avec ordonnée et seuil à l'origine, dans laquelle le coefficient de proportionnalité serait indépendant de la valeur de l'effort.



..... Points d'expérience numérique
 ——— Modèle approché

Figure 1-16 Régression de la raideur rotationnelle C d'un assemblage par broches sous sollicitation simple N , V et M . V^* désigne un effort tranchant agissant sur l'assemblage avec une excentricité correspondant à l'extrémité de la plaque métallique (voir paragraphe 3.2.2 et **Figure 1-6**).

Force	a_0	F_{th}		a	b	c	d	e
N	1,1E+01	2,1E+01	α	1,0E+00	5,2E-05	4,0E-02	9,1E-06	1,8E+01
			β	2,7E+00	1,7E-07	1,1E+00	6,4E-03	9,0E-03
			γ	1,6E-01	1,3E+00	1,5E+01	8,0E+00	2,8E-05
V	1,2E+01	1,9E+01	α	2,2E+00	1,6E-04	5,4E+00	5,5E+00	2,4E+00
			β	2,1E+00	8,6E-02	1,1E+00	7,3E-03	4,6E-02
			γ	4,3E+00	2,3E-02	3,9E-03	9,5E-08	9,3E-01
M	1,2E+01	6,9E-01	α	2,4E-01	4,1E+00	1,6E+00	2,9E+00	3,4E-01
			β	1,1E+00	2,3E-01	1,1E+00	1,7E-01	7,1E-01
			γ	2,6E+01	6,1E+00	1,7E-02	9,3E-09	2,5E+00
V*	1,1E+01	3,8E+00	α	1,6E+00	3,0E-02	1,2E-02	7,2E+00	3,9E+00
			β	1,1E+00	8,4E-01	1,8E+00	4,6E-01	3,5E-01
			γ	3,3E+00	4,6E+00	2,6E-02	2,1E-07	8,6E-01

$$C_F = \begin{cases} a_0 + \alpha(\eta) \cdot \gamma(F) \cdot (F - F_{th})^{\beta(\eta)}, & F \geq F_{th} \\ a_0, & F < F_{th} \end{cases}$$

$$\alpha(\eta) = a_1 \cdot \left(b_1 + [1 + d_1 c_1^{-(\eta-1)}]^{-\frac{1}{e_1}} \right)$$

$$\beta(\eta) = a_2 \cdot \left(b_2 + [1 + d_2 c_2^{-(\eta-1)}]^{-\frac{1}{e_2}} \right)$$

$$\gamma(F) = a_3 \cdot \left(b_3 + [1 + d_3 c_3^{-\ln(F+1)}]^{-\frac{1}{e_3}} \right)$$

Tableau 1-5 Valeurs des paramètres de la régression de la raideur rotationnelle C d'un assemblage par broches sous sollicitation simple N, V et M. V* désigne un effort tranchant agissant sur l'assemblage avec une excentricité correspondant à l'extrémité de la plaque métallique (voir paragraphe 3.2.2 et **Figure 1-6**).

Force	R^2	$\overline{e\%}$	$ \overline{e\%} $	$e_{05}^{\%}$	$e_{95}^{\%}$	$e_{max}^{\%}$	$e_{min}^{\%}$
N	0,83	3,2%	19%	-34%	44%	164%	-61%
V	0,98	2,4%	17%	-32%	43%	97%	-57%
M	0,98	1,0%	11%	-23%	22%	63%	-46%
V*	0,97	5,7%	24%	-45%	70%	559%	-76%

Tableau 1-6 Erreur relative sur l'échantillon de la régression de la raideur rotationnelle d'un assemblage par broches sous sollicitation simple N, V et M. V* désigne un effort tranchant agissant sur l'assemblage avec une excentricité correspondant à l'extrémité de la plaque métallique (voir paragraphe 3.2.2 et **Figure 1-6**).

L'influence du facteur de forme de la section apparaît centrale dans le comportement en raideur rotationnelle de l'assemblage. Comme cela a déjà été souligné auparavant (paragraphe 3.1.3), la raideur rotationnelle est directement proportionnelle à l'inertie polaire des organes dans la méthodologie de calcul de raideur retenue. Ainsi si pour une même résistance, l'assemblage d'un élément à facteur de forme élevé présente une inertie polaire importante, il est logique de constater que la raideur rotationnelle augmente lorsque l'élanement de la section augmente **Figure 1-16(N)**, **Figure 1-16(V)**, **Figure 1-16(M)**.

Seul le comportement sous un effort tranchant avec prise en compte de l'excentricité apparaît légèrement en contradiction avec cette observation. On constate ainsi que dans une certaine gamme d'effort, la raideur rotationnelle d'une section carrée est plus importante que celle d'une section élancée. En fait pour les sections carrées, deux phénomènes s'opposent. Tout d'abord, comme noté dans la section précédente, l'excentricité induit un moment d'excentrement plus grand dans le cas d'une section carrée et donc *a priori* un nombre plus important d'organes, pouvant potentiellement aboutir à une raideur rotationnelle plus importante. Cependant, on observe bien sur la **Figure 1-16(M)** que, pour un même moment, la raideur rotationnelle d'un assemblage à section élancée est plus grande que dans le cas d'une section à faible facteur de forme. Ces deux effets contraires se conjuguent donc pour les éléments à faible facteur de forme, et on note d'ailleurs sur la **Figure 1-16(V*)** que le comportement s'éloigne de façon importante du modèle mathématique retenu.

L'analyse des erreurs du modèle de raideur rotationnelle présentée dans **Tableau 1-6** montre une qualité de modèle bien inférieure dans le cas de l'effort tranchant avec excentricité V^* du fait de la complexité supplémentaire apportée par le moment d'excentricité de l'effort tranchant. Le modèle apparaît légèrement biaisé avec une erreur relative moyenne de près de 6%, mais surtout une moyenne de la norme de l'erreur relative d'environ 25%. L'analyse de la distribution de l'erreur relative du modèle sur les autres types d'effort montre une meilleure qualité du modèle avec notamment une erreur relative moyenne inférieure à 3%, indiquant *a priori* un modèle non biaisé et une moyenne de la norme de l'erreur relative entre 10% et 20% en accord avec les objectifs fixés en début d'étude.

On note que le modèle en raideur rotationnelle est globalement de qualité moindre par rapport à celui décrivant la raideur axiale d'un assemblage sous sollicitation simple. Les intervalles de confiance à 95% sont ainsi beaucoup plus étendus et les erreurs maximales observées sur l'échantillon de données beaucoup plus importantes. Si le nombre d'organes dicte globalement le comportement en raideur axial de l'assemblage, le comportement en raideur rotationnelle est fondamentalement plus complexe puisqu'il est piloté à la fois par le nombre mais aussi la disposition (i.e. géométrie) des organes.

Il convient finalement de noter que le niveau d'erreur du modèle en raideur rotationnelle reste tout à fait satisfaisant dans le cas d'un moment de flexion s'exerçant sur l'assemblage, avec une moyenne de la norme de l'erreur relative de 11% et un intervalle de confiance inférieur au -25/+25%. Ce point reste fondamental pour l'utilisation que nous ferons de ce modèle, et notamment dans les études de cas du dernier chapitre de ce mémoire. En effet, l'évaluation de la raideur rotationnelle nous intéressera particulièrement dans un système travaillant en flexion et nécessitant une raideur rotationnelle importante au niveau de l'assemblage.

3.3.4 Résultats – Masse d’acier

Les résultats de la régression de la masse d’acier d’un assemblage par broches sous une sollicitation simple N , V ou M sont illustrés dans la **Figure 1-17** et l’évaluation des paramètres du modèle est présentée dans le **Tableau 1-7**. L’analyse de la distribution des erreurs relatives du modèle sur l’échantillon de données de régression est présentée dans le **Tableau 1-8**. On rappelle que la masse d’acier de l’assemblage comprend à la fois la masse des broches et de la plaque métallique, mais aussi celle des vis de renforcement.

En réalité, plusieurs autres phénomènes qui se compensent ou s’ajoutent méritent aussi d’être mentionnés pour expliquer l’évolution de la masse du système. Premièrement, pour une aire de section identique et un même nombre de broches disposées de façon la plus compacte possible, la masse des broches sera plus importante dans une section carrée que dans une section fortement élancée du fait d’une épaisseur de bois, et donc une longueur de broche plus importante dans la section carrée. Au niveau des vis de renforcement deux effets s’opposent : tout d’abord pour une section carrée, le nombre de colonnes de broches sera plus important, et donc l’assemblage nécessitera davantage de vis de renforcement que celui d’un élément à section fortement élancée ; cependant la hauteur de l’élément étant plus faible, les vis seront moins longues.

L’analyse des erreurs relatives du modèle par rapport à l’échantillon de données ayant servi à la régression est présentée dans le **Tableau 1-8**. Plusieurs observations peuvent être tirées de ce tableau sur la qualité du modèle de masse d’acier de l’assemblage sous sollicitation simple :

- Le modèle semble *a priori* sans biais avec une moyenne de l’erreur relative inférieure à 1% sur tous les types de sollicitations simples.
- Le modèle approche bien en moyenne la réponse du système, avec une moyenne de la norme de l’erreur relative du modèle inférieur à 10%, y compris pour le modèle du comportement sous un effort tranchant avec excentricité.
- L’intervalle de confiance à 95% de l’erreur relative du modèle sur notre échantillon se situe bien dans la plage d’erreur objectif définie précédemment. On observe ainsi des intervalles autour des -20%/+20%.

L’erreur maximale du modèle reste plutôt limitée par rapport aux modèles de raideur. On observe ainsi une sous-estimation maximale de la masse de -36% et une surestimation maximale de +50%. On note que la qualité du modèle est légèrement moins bonne sous sollicitation normal et effort tranchant avec excentricité.

A la différence du comportement en raideur axiale et rotationnelle, on observe tout d’abord des variations non négligeables de la masse à l’origine en fonction du facteur de forme de la section η dans le cas d’un effort normal **Figure 1-17(N)** ou d’un effort tranchant avec **Figure 1-17(V*)** ou sans excentricité **Figure 1-17(V)**. En effet, nous avons supposé que l’assemblage était à minima constitué de 2 broches sur la hauteur de l’élément espacées selon les pinces minimales prescrites par l’EC5. Ainsi, selon l’approche retenue, pour un effort nul, les raideurs axiale et rotationnelle, ainsi que la masse d’acier contenue dans les broches et le

plat métallique est indépendante du facteur de forme de la section η . La différence de masse à l'origine s'explique donc par les vis de frettage que l'on a supposés par simplification de longueur égale à la hauteur de la section de bois. Plus le facteur de forme η est grand, plus la hauteur minimale de l'élément augmente, et donc plus la masse des vis de frettage de la configuration minimale est importante. Pour ne pas introduire de complexité supplémentaire au modèle, on décide cependant de conserver une ordonnée à l'origine constante et donc indépendante du facteur de forme η , tout en gardant à l'esprit la variabilité très importante des propriétés des assemblages pour de faibles niveaux de l'effort sollicitant.

Au-delà de la valeur seuil F_{th} , l'évolution de la masse d'acier de l'assemblage semble globalement bien s'approcher de celui d'une loi de puissance avec ordonnée et seuil à l'origine, avec un coefficient de proportionnalité γ qui varie donc très peu en fonction de l'effort. Comme cela avait été déjà le cas pour la raideur rotationnelle, on peut noter toutefois quelques écarts avec ce modèle. On observe par exemple une légère croissance progressive du coefficient γ dans le cas d'un effort normal **Figure 1-17(N)**, ou encore une transition entre deux états stationnaires pour un assemblage sollicité par un effort tranchant **Figure 1-17(V)**.

Encore une fois, le facteur de forme de la section η semble lui jouer un rôle central sur le comportement de l'assemblage, avec une influence à la fois sur le coefficient de proportionnalité α et l'exposant β de la loi de puissance.

Comme on avait déjà pu l'observer au travers de l'analyse du comportement en raideur axiale dans la sous-section 3.3.2, l'élançement géométrique de la section joue un rôle particulièrement important dans la réponse sous un effort tranchant avec excentricité **Figure 1-17(V*)** et sous un moment de flexion **Figure 1-17(M)**. Encore une fois, dans le cas d'un effort **V***, les masses plus importantes observées pour les éléments à facteur de forme de section faible peuvent en partie s'expliquer par l'excentricité naturellement plus importante pour une section carrée que pour une section fortement élançée, qui permettra de disposer plus d'organes le long de la hauteur de la section et donc à diminuer le moment induit. De plus, la possibilité de disposer plus de broches sur la hauteur de l'élément conduit à des assemblages présentant des inerties polaires plus importantes et donc à diminuer les efforts locaux de cisaillement sur les organes pour un même moment agissant sur l'assemblage. Ce deuxième point permet d'expliquer en partie les masses inférieures observées sous un moment de flexion **Figure 1-17(M)** pour les assemblages d'éléments à section élançée par rapport à ceux à section carrée.

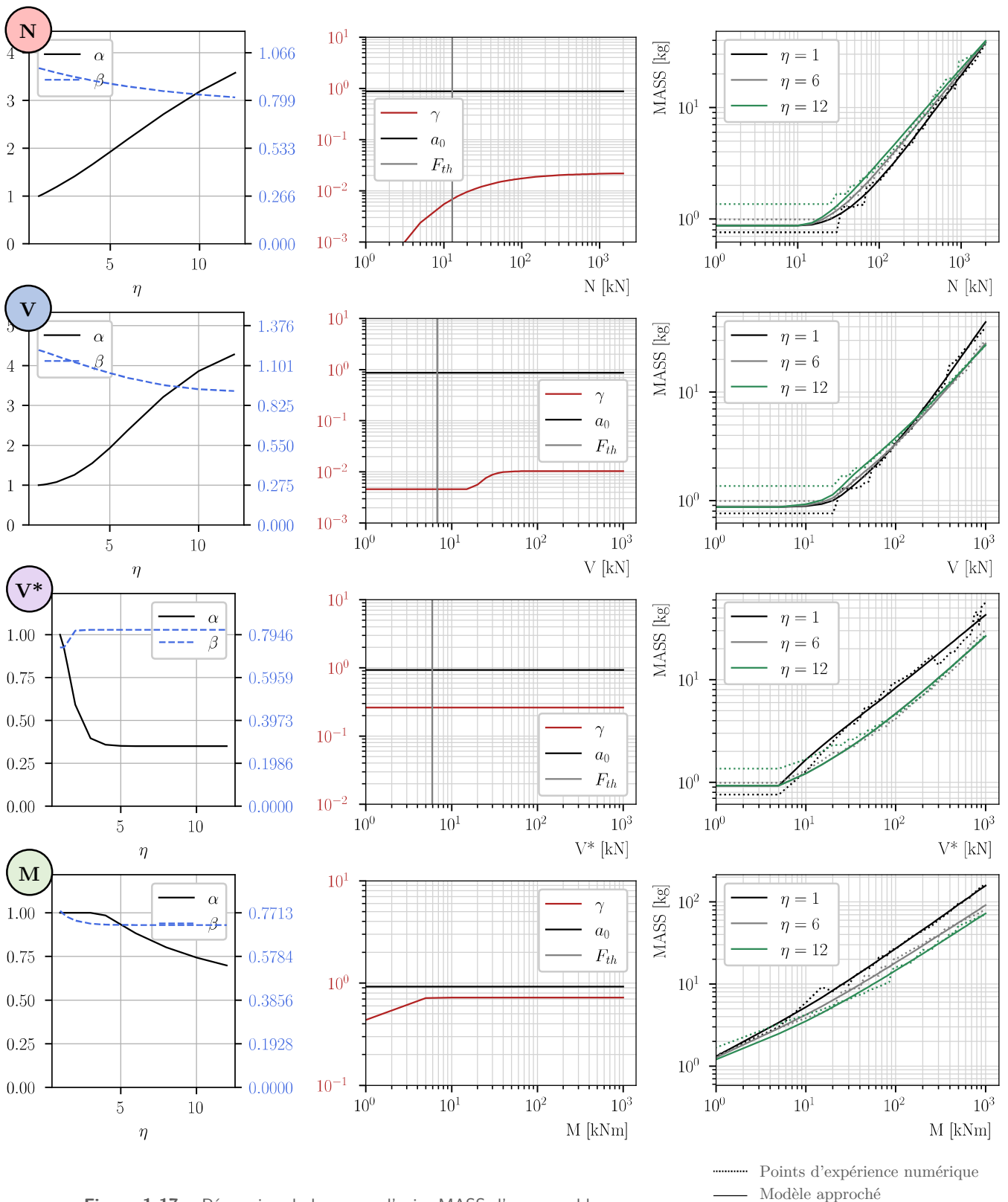


Figure 1-17 Régression de la masse d'acier MASS d'un assemblage par broches sous sollicitation simple N, V et M. V* désigne un effort tranchant agissant sur l'assemblage avec une excentricité correspondant à l'extrémité de la plaque métallique (voir paragraphe 3.2.2 et **Figure 1-6**).

Force	a_0	F_{th}		a	b	c	d	e
N	8,7E-01	1,3E+01	α	4,2E+00	1,3E-01	1,2E+00	2,2E-04	9,9E-05
			β	6,2E+00	1,2E-01	8,9E-01	1,5E+01	8,1E-01
			γ	4,7E-02	9,3E-13	2,2E+00	5,6E-03	6,3E-04
V	8,7E-01	6,8E+00	α	3,9E+00	2,5E-01	1,4E+00	9,4E-05	1,9E-05
			β	7,5E-01	1,2E+00	8,6E-01	3,1E-03	3,2E-03
			γ	1,4E-02	7,9E-01	8,1E+01	9,6E+00	8,9E-06
M	9,2E-01	1,3E-01	α	4,2E-01	1,4E+00	1,2E-02	3,3E-06	2,9E+01
			β	9,5E+00	7,5E-02	4,3E-01	3,8E+01	7,3E-01
			γ	5,3E-01	1,6E-07	4,1E+01	3,6E-02	5,5E-03
V*	9,3E-01	5,9E+00	α	7,2E-01	4,8E-01	2,7E-02	2,6E-01	2,2E+00
			β	8,1E-02	9,0E+00	6,2E+02	6,7E-05	2,2E-06
			γ	5,7E-01	3,0E-01	5,1E-04	1,5E+00	6,1E-01

$$\begin{aligned}
 MASS_F &= \begin{cases} a_0 + \alpha(\eta) \cdot \gamma(F) \cdot (F - F_{th})^{\beta(\eta)}, & F \geq F_{th} \\ a_0, & F < F_{th} \end{cases} \\
 \alpha(\eta) &= a_1 \cdot \left(b_1 + [1 + d_1 c_1^{-(\eta-1)}]^{-\frac{1}{e_1}} \right) \\
 \beta(\eta) &= a_2 \cdot \left(b_2 + [1 + d_2 c_2^{-(\eta-1)}]^{-\frac{1}{e_2}} \right) \\
 \gamma(F) &= a_3 \cdot \left(b_3 + [1 + d_3 c_3^{-\ln(F+1)}]^{-\frac{1}{e_3}} \right)
 \end{aligned}$$

Tableau 1-7 Valeurs des paramètres de la régression de la masse d'acier MASS d'un assemblage par broches sous sollicitation simple N, V et M. V* désigne un effort tranchant agissant sur l'assemblage avec une excentricité correspondant à l'extrémité de la plaque métallique (voir paragraphe 3.2.2 et **Figure 1-6**).

Force	R ²	$\overline{e\%}$	$ \overline{e\%} $	$e_{05}^{\%}$	$e_{95}^{\%}$	$e_{max}^{\%}$	$e_{min}^{\%}$
N	0,99	0,7%	8,9%	-18%	20%	50%	-36%
V	0,98	0,6%	8,1%	-18%	22%	41%	-36%
M	0,99	0,4%	6,9%	-12%	16%	30%	-32%
V*	0,97	0,7%	9,4%	-18%	23%	40%	-32%

Tableau 1-8 Erreur relative sur l'échantillon de la régression de la masse d'acier d'un assemblage par broches sous sollicitation simple N, V et M. V* désigne un effort tranchant agissant sur l'assemblage avec une excentricité correspondant à l'extrémité de la plaque métallique (voir paragraphe 3.2.2 et **Figure 1-6**).

3.4 MODELE APPROCHE D'UN ASSEMBLAGE PAR BROCHES SOUS UN TORSEUR D'EFFORT COMPLET PLAN (N,V,M)

Nous venons de développer dans la section précédente des modèles des raideurs axiale et rotationnelle et de la masse d'un assemblage par broches sous sollicitation simple N, V ou M. En réalité un assemblage est généralement sollicité par un torseur d'effort plan complet (N, V, M). On cherche donc ici à modéliser les propriétés de l'assemblage que l'on notera ici de façon générique Y ($Y = K$ ou $Y = C$ ou $Y = MASS$) sous la forme d'une fonction d'interaction des grandeurs élémentaires obtenues sous sollicitation simple notées Y_N , Y_V et Y_M .

3.4.1 Fonction d'interaction

On introduit tout d'abord les fonctions à ordonnée à l'origine nulle \hat{Y}_N , \hat{Y}_V et \hat{Y}_M issues directement de la transformation des fonctions de régression sous sollicitation simple Y_N , Y_V et Y_M et définies donc par les formules suivantes :

$$\begin{aligned}\hat{Y}_N &= Y_N(\eta, N) - Y_N(\eta, 0) \\ \hat{Y}_V &= Y_V(\eta, V) - Y_V(\eta, 0) \\ \hat{Y}_M &= Y_M(\eta, M) - Y_M(\eta, 0)\end{aligned}\tag{1-15}$$

Et on note $Y_0 = 1/3(Y_N(\eta, 0) + Y_V(\eta, 0) + Y_M(\eta, 0))$ la moyenne des ordonnées à l'origine des fonctions élémentaires sous sollicitation simple. On a vu dans la section 3.1.2 que les efforts de cisaillement sur les organes métalliques résultent d'un principe de superposition des distributions dues à l'effort normal, à l'effort tranchant et à la décomposition du moment. Or, dans la mesure où les grandeurs que l'on cherche ici à évaluer résultent intrinsèquement de ces efforts locaux, il apparaît naturel de tenter de combiner les modèles sous sollicitation simple au travers d'une fonction d'interaction pour obtenir un modèle décrivant le comportement complet de l'assemblage sous un torseur d'effort plan. Supposons un instant que la grandeur Y soit ainsi proportionnelle à la résultante de l'effort sur l'assemblage noté F et supposons un moment nul $M = 0$. On note a le coefficient de proportionnalité de cette loi. Ce modèle implique $Y_N = aN$, $Y_V = aV$ et :

$$\begin{aligned}Y &= aF = a\sqrt{N^2 + V^2} = \sqrt{(aN)^2 + (aV)^2} \\ &= \sqrt{Y_N^2 + Y_V^2}\end{aligned}\tag{1-16}$$

Selon cette approche, la grandeur Y se présente donc comme la norme euclidienne du vecteur (Y_N, Y_V) dont les coordonnées correspondent à la valeur de chaque grandeur obtenue sous sollicitation simple. On a vu dans la section 3.1.2 que le moment de flexion se décomposait en forces de cisaillement radiales sur les organes en fonction de l'inertie polaire de l'assemblage. Finalement, une partie de la résistance des broches sert donc à résister à l'effort normal, une autre à l'effort de cisaillement et l'effet du moment s'ajoute aux deux composantes précédentes.

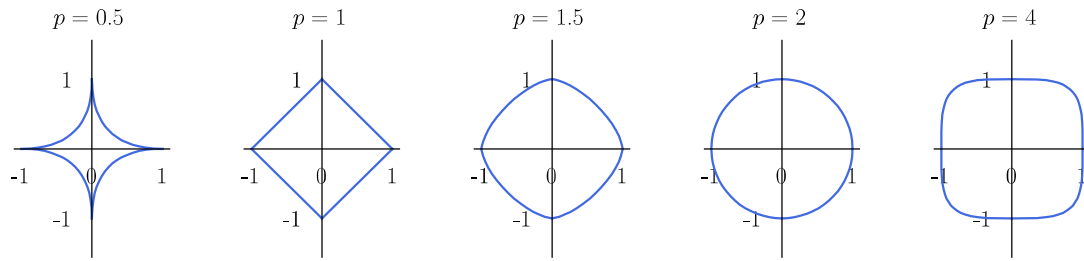


Figure 1-18 Représentation du cercle unité en considérant la norme p pour différentes valeurs du paramètre p .

On construit finalement le modèle d'interaction à partir de cette intuition selon laquelle, pour un torseur complet (N, V, M) – avec V l'effort tranchant sans prise en compte de l'excentricité –, la grandeur Y peut être vue comme une combinaison des normes généralisées d'ordre p ou L^p -norme de chaque interaction entre grandeurs élémentaires obtenues sous sollicitation simple :

$$Y = \left(\begin{array}{c} \left[\hat{Y}_N^{p_{NM}} + (r_M \hat{Y}_M)^{p_{NM}} \right]^{\frac{p_{NV}}{p_{NM}}} \\ + \\ \left[\hat{Y}_V^{p_{VM}} + (\bar{r}_M \hat{Y}_M)^{p_{VM}} \right]^{\frac{p_{NV}}{p_{VM}}} \end{array} \right)^{\frac{1}{p_{NV}}} + Y_0 \quad (1-17)$$

$$\bar{r}_M = (1 - r_M^{p_{NV}})^{\frac{1}{p_{NV}}}$$

Où les paramètres p_{NV} , p_{NM} , p_{VM} sont tous des nombres réels positifs et r_M un ratio compris entre 0 et 1 et qui se présente – mathématiquement – comme la part de la grandeur élémentaire obtenue sous l'effet d'un moment Y_M qui interagit avec la grandeur élémentaire sous un effort normal Y_N ; l'autre part interagissant avec la grandeur élémentaire Y_V obtenue sous un effort tranchant.

Une illustration des cercles unités obtenus en considérant la p -norme est présentée dans la **Figure 1-18**. Pour $p > 1$, on observe bien l'effet du paramètre p sur la norme du vecteur (x, y) de dimensions 2 : plus p est grand et plus la norme du vecteur apparaît « dominée » par la valeur d'une seule des coordonnées du vecteur, avec un cercle unité qui tend donc vers un carré lorsque p tend vers l'infini.

Dans le cas d'un torseur (N, V^*, M) avec prise en compte du moment induit par l'effort tranchant V^* du fait de l'excentricité de l'assemblage, on s'appuie sur l'intuition selon laquelle une partie de la grandeur Y_{V^*} résulte des efforts parasites sur les organes induits par la distribution du moment d'excentricité et l'autre partie étant directement liée au cisaillement des organes sous l'effet de l'effort tranchant. Ainsi, en fonction du signe de l'effort tranchant V^* – plutôt le signe relatif par rapport au moment M – le moment d'excentricité s'ajoutera ou s'opposera au moment global sur l'assemblage. On traduit mathématiquement cette idée

en introduisant la grandeur $\hat{Y}_{\tilde{M}}$, égale à la norme d'ordre p_{MV} du vecteur $(\hat{Y}_M, r_V \hat{Y}_{V^*})$ en prenant en compte le signe relatif entre les deux effets et définie par la relation suivante :

$$\hat{Y}_{\tilde{M}} = \left[\left| \hat{Y}_M^{p_{MV}} \pm (r_V \hat{Y}_{V^*})^{p_{MV}} \right| \right]^{\frac{1}{p_{MV}}} \quad (1-18)$$

Où p_{MV} est un nombre réel positif et r_V un ratio compris entre 0 et 1 qui se présente – d'un point de vue mathématique – comme la part de la grandeur \hat{Y}_{V^*} qui résulterait du moment d'excentricité de l'effort tranchant, et donc venant s'ajouter ou se soustraire à l'effet direct du moment global \hat{Y}_M . On construit finalement le modèle d'interaction dans le cas d'un torseur (N, V^*, M) , en adaptant le modèle présenté dans l'équation (1-17) :

$$Y = \left(\begin{array}{c} \left[\hat{Y}_N^{p_{NM}} + (r_M \hat{Y}_{\tilde{M}})^{p_{NM}} \right]^{\frac{p_{NV}}{p_{NM}}} \\ + \\ \left[(\bar{r}_V \hat{Y}_{V^*})^{p_{VM}} + (\bar{r}_M \hat{Y}_{\tilde{M}})^{p_{VM}} \right]^{\frac{p_{NV}}{p_{VM}}} \end{array} \right)^{\frac{1}{p_{NV}}} + Y_0 \quad (1-19)$$

$$\hat{Y}_{\tilde{M}} = \left[\hat{Y}_M^{p_{MV}} \pm (r_V \hat{Y}_{V^*})^{p_{MV}} \right]^{\frac{1}{p_{MV}}}$$

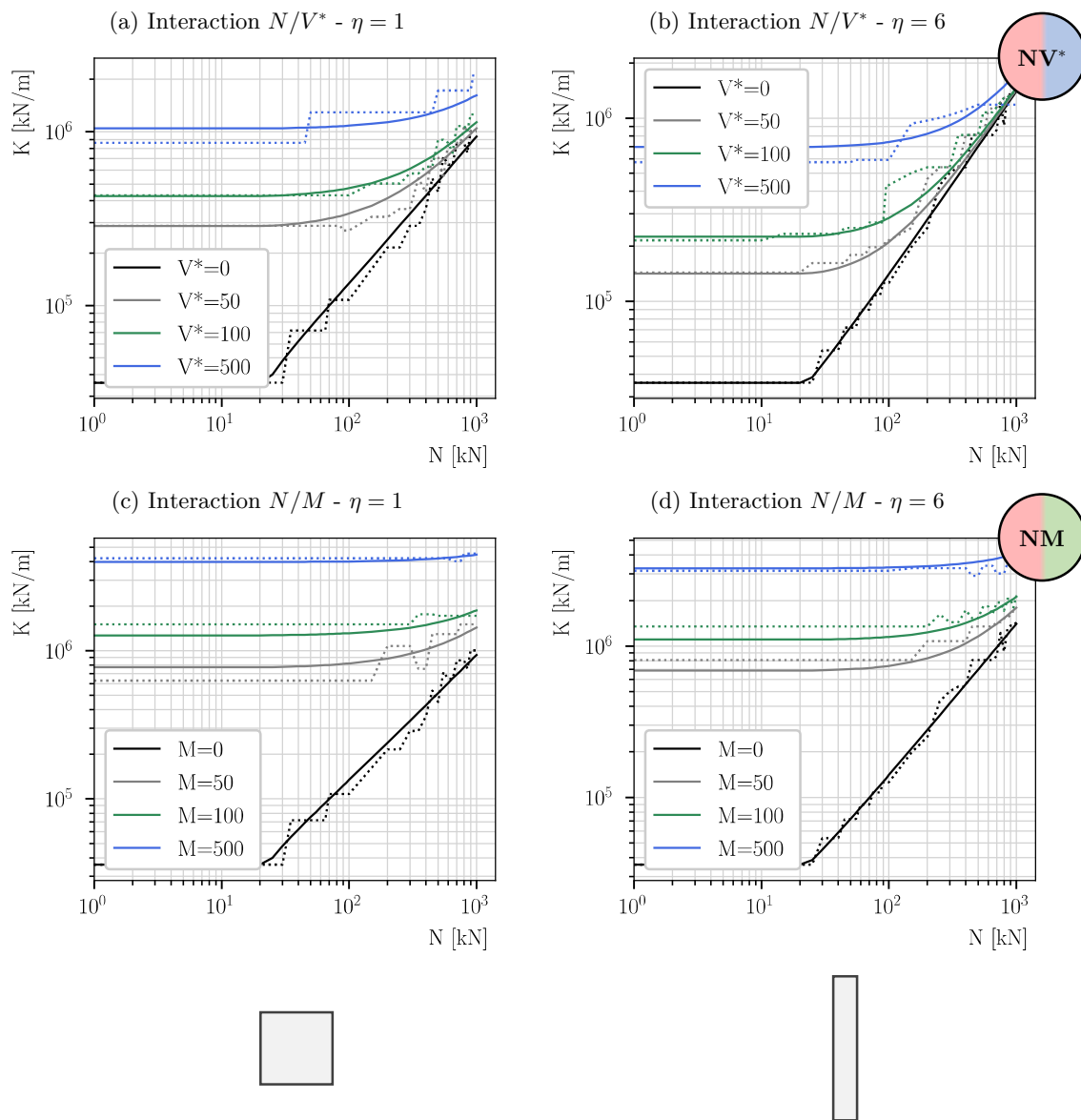
$$\bar{r}_M = (1 - r_M^{p_{NV}})^{\frac{1}{p_{NV}}} \quad \text{et} \quad \bar{r}_V = \left[(1 - (r_M r_V)^{p_{NV}})^{\frac{p_{VM}}{p_{NV}}} - (\bar{r}_M r_V)^{p_{VM}} \right]^{\frac{1}{p_{VM}}}$$

3.4.2 Résultats – Raideur axiale

Les résultats de la régression de la raideur axiale K d'un assemblage par broches sous un torseur plan (N, V, M) sont illustrés dans la **Figure 1-19** et l'évaluation des paramètres du modèle est présentée dans le **Tableau 1-9**. L'analyse de la distribution des erreurs relatives du modèle vis-à-vis de l'échantillon de données ayant servi à la régression est présentée dans le **Tableau 1-10**.

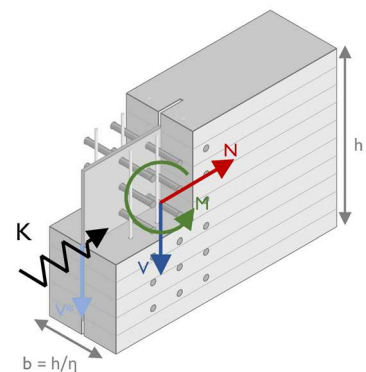
Dans un premier temps on s'intéresse à la raideur axiale d'un assemblage soumis à un torseur (N, V, M) sans prise en compte de l'excentricité de l'effort tranchant, et décrit par la fonction (1-17). On fixe tout d'abord le ratio r_M à 0,5 et on évalue les paramètres de puissance p_{NV} , p_{NM} , p_{VM} . Ce premier modèle est noté modèle 0. Dans un second temps, la valeur du ratio r_M est laissée libre au même titre que les autres paramètres de puissance de la fonction d'interaction. Ce modèle est noté modèle 1.

Le **Tableau 1-10** montre que les distributions d'erreur entre les modèles 0 et 1 sont quasiment identiques. Les deux modèles apparaissent tout d'abord peu biaisés avec une moyenne de l'erreur relative de moins de 2%. La qualité des deux modèles de raideur axiale de l'assemblage apparaît satisfaisante vis-à-vis des objectifs définis en début de cette étude, avec une moyenne de la norme de l'erreur relative de 13% et un intervalle de confiance à 95% situé entre -23% et +32%. Les erreurs relatives maximales sur l'ensemble des points d'expériences (près de 1,5 millions) sont de +85% et -48%.

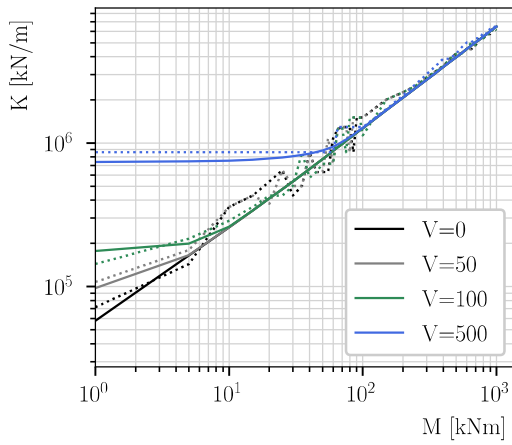


- (a)+(b) : Interaction effort normal / effort tranchant (Sans excentricité)
- (c)+(d) : Interaction effort normal / moment
- (e)+(f) : Interaction moment / effort tranchant (Sans excentricité)
- (g)+(h) : Interaction moment / effort tranchant (Avec excentricité et moment secondaire positif)
- (i)+(j) : Interaction moment / effort tranchant (Avec excentricité et moment secondaire négatif)

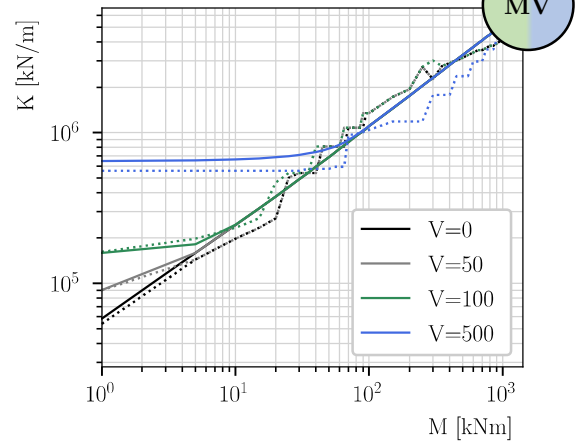
Figure 1-19 Modèle statistique de la raideur axiale K d'un assemblage par broches – Régression en fonction d'une sollicitation couplée (Modèle 1*). V^* désigne un effort tranchant agissant sur l'assemblage avec une excentricité correspondant à l'extrémité de la plaque métallique (voir paragraphe 3.2.2 et **Figure 1-6**).



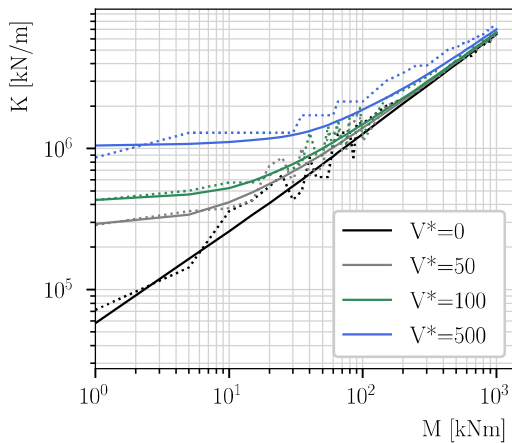
(e) Interaction $M/V - \eta = 1$



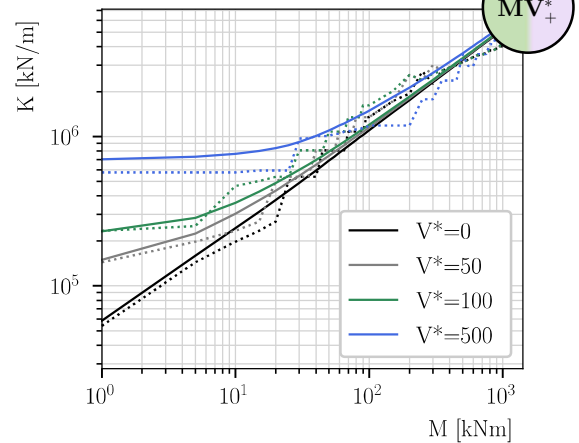
(f) Interaction $M/V - \eta = 6$



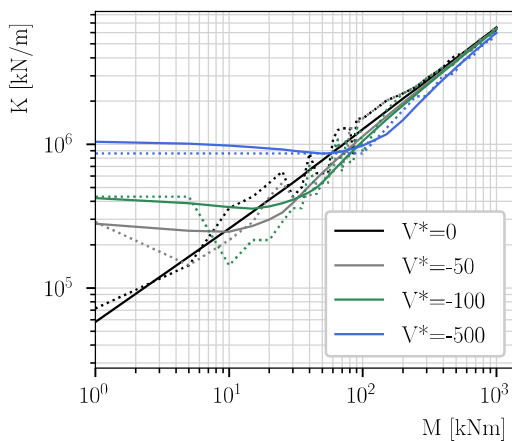
(g) Interaction $M/V^* - \eta = 1 (+)$



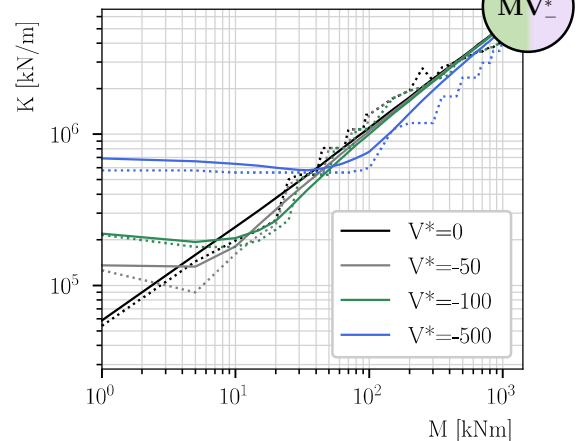
(h) Interaction $M/V^* - \eta = 6 (+)$



(g) Interaction $M/V^* - \eta = 1 (-)$



(h) Interaction $M/V^* - \eta = 6 (-)$



Modèle	0	1	1*
p_{NV}	1,85	1,97	1,75
p_{NM}	1,08	1,13	1,18
p_{VM}	6,75	8,89	14,32
r_M	0,5 (Fixé)	0,62	0,66
p_{MV}	1 (Fixé)	1 (Fixé)	1,12
r_V	0 (Fixé)	0 (Fixé)	0,75

$$K = \left(\begin{array}{c} [\hat{K}_N^{p_{NM}} + (r_M \hat{K}_M)^{p_{NM}}]^{p_{NV}} \\ + \\ [(\bar{r}_V \hat{K}_V)^{p_{VM}} + (\bar{r}_M \hat{K}_M)^{p_{VM}}]^{p_{NV}} \end{array} \right)^{\frac{1}{p_{NV}}} + K_0$$

$$\hat{K}_M = [\hat{K}_M^{p_{MV}} \pm (r_V \hat{K}_V)^{p_{MV}}]^{\frac{1}{p_{MV}}}$$

$$\bar{r}_M = (1 - r_M)^{\frac{1}{p_{NV}}} \quad \text{et} \quad \bar{r}_V = \left[(1 - (r_M r_V)^{p_{NV}})^{\frac{p_{VM}}{p_{NV}}} - (\bar{r}_M r_V)^{p_{VM}} \right]^{\frac{1}{p_{VM}}}$$

Tableau 1-9 Paramètres de la fonction d'interaction du modèle de la raideur axiale K d'un assemblage par broches sous un torseur plan (N,V,M). Le modèle 1* correspond au modèle avec prise en compte d'une excentricité de l'effort tranchant agissant sur l'assemblage.

Modèle	$\bar{e}^{\%}$	$ \bar{e}^{\%} $	$e_{05}^{\%}$	$e_{95}^{\%}$	$e_{max}^{\%}$	$e_{min}^{\%}$
0	1,7%	13,4%	-23%	32%	85%	-48%
1	1,7%	13,4%	-23%	32%	85%	-48%
1*	1,9%	14,1%	-23%	35%	235%	-55%

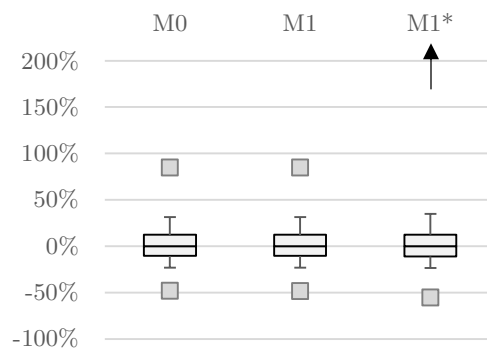


Tableau 1-10 Analyse des erreurs relatives sur l'échantillon du modèle de la raideur axiale K d'un assemblage par broches sous un torseur plan (N,V,M).

Malgré une distribution de l'erreur relative sur l'échantillon à l'étude quasi identique, on observe sur le **Tableau 1-9** des différences non négligeables sur les valeurs des paramètres de la fonction d'interaction entre le modèle 0 et le modèle 1. Cette observation montre ainsi que plusieurs jeux de paramètres peuvent conduire à une qualité du modèle relativement similaire, démontrant par conséquent la nécessité de ne pas surinterpréter la valeur des coefficients de la fonction d'interaction au regard de considérations physiques, mais plutôt de les considérer simplement comme des paramètres issus d'une approche statistique. On note que dans les deux cas le coefficient p_{VM} est grand (respectivement 6,8 et 8,9) indiquant que l'interaction entre $(\hat{Y}_V, \bar{r}_M \hat{Y}_M)$ s'approche simplement du maximum entre les deux grandeurs.

On s'intéresse maintenant au modèle le plus complexe de raideur axiale sous un torseur (N, V^*, M) avec prise en compte du moment d'excentricité dû à l'effort tranchant V^* , que l'on note modèle 1*. Le **Tableau 1-10** montre globalement une qualité de prévision du modèle 1* similaire aux deux modèles précédents pour la majorité de l'échantillon de données. On constate ainsi :

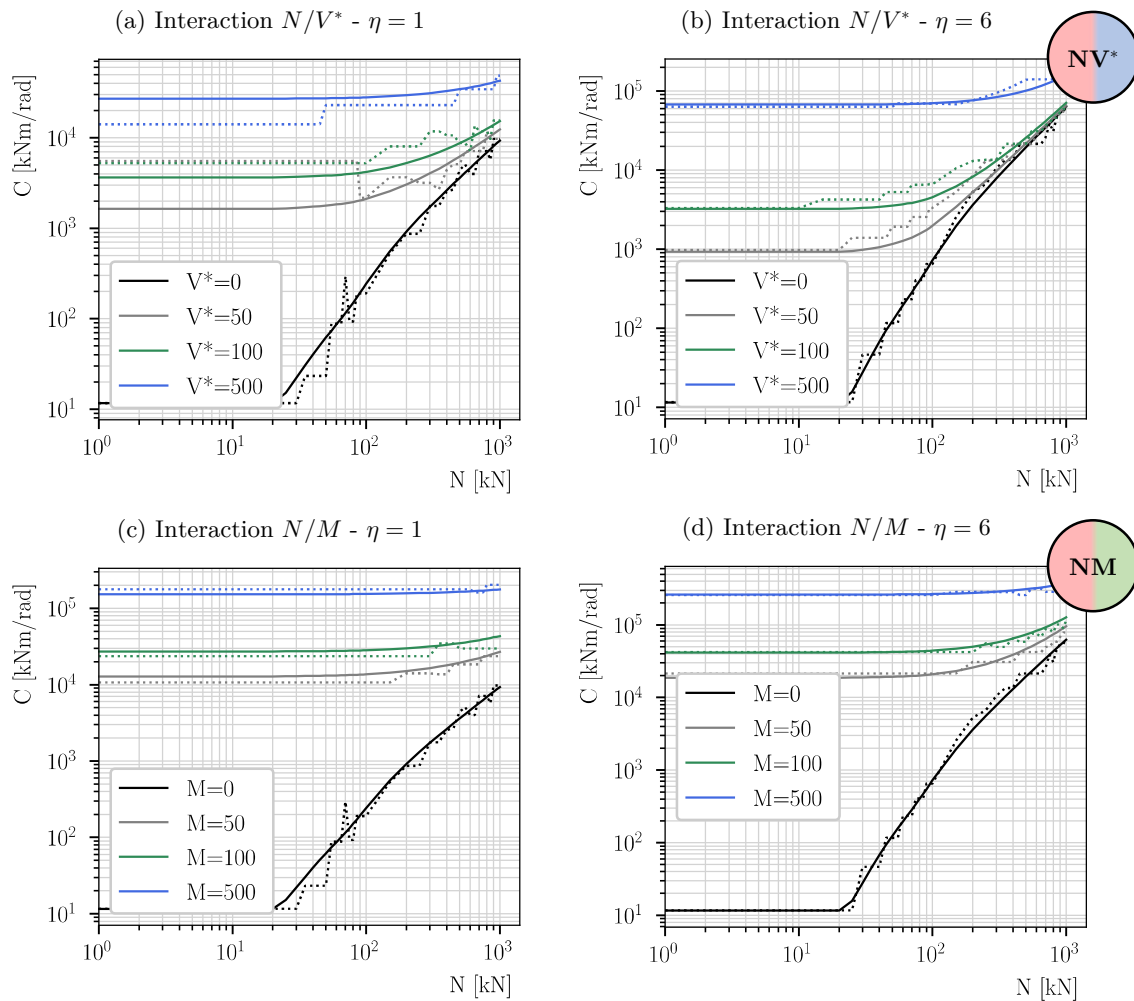
- Un modèle sans biais majeur apparent avec une moyenne de l'erreur relative de 2%.
- Une qualité de prévision moyenne très satisfaisante avec une moyenne de la norme de l'erreur relative inférieure à 15% et un intervalle de confiance à 95% situé entre -23% et +35%. On peut ainsi voir sur la **Figure 1-19**, que le modèle semble bien dans l'ensemble prédire le comportement du système, et notamment les interactions NV, NM et MV^*_+ .

Néanmoins, on observe des erreurs maximales plus importantes que pour les modèles 0 et 1 (qui, on le rappelle, ne prenaient pas en compte l'effet de l'excentricité de l'effort tranchant) avec sur notre échantillon une surestimation de la raideur qui atteint un facteur multiplicatif de 2,35 (i.e. une erreur relative de +235%) et une sous-estimation elle qui atteint un facteur de division de 1,8 (i.e. une erreur relative de -55%).

On peut notamment observer **Figure 1-19**(MV^*_+) des erreurs manifestes du modèle sur le comportement en raideur sous une interaction entre un moment M et un effort tranchant V^* avec un moment d'excentricité de sens opposé au moment global. Tout particulièrement des erreurs importantes de prévision du modèle sont visibles dans le domaine où la raideur due au moment seul est du même ordre de grandeur que celle obtenue sous effort tranchant seul, et donc vraisemblablement quand le moment d'excentricité est du même ordre de grandeur que le moment global. La **Figure 1-19**(MV^*_+) montre d'ailleurs que les erreurs du modèle vis-à-vis de ce phénomène d'interaction semblent d'autant plus importantes que le facteur de forme est petit, et donc que l'effet du moment d'excentricité est important.

3.4.3 Résultats – Raideur rotationnelle

Les résultats de la régression de la raideur rotationnelle C d'un assemblage par broches sous un torseur plan (N, V, M) sont illustrés dans la **Figure 1-20** et l'évaluation des paramètres du modèle est présentée dans le **Tableau 1-11**. L'analyse de la distribution des erreurs relatives du modèle vis-à-vis de l'échantillon de données ayant servi à la régression est présentée dans le **Tableau 1-12**.



- (a)+(b) : Interaction effort normal / effort tranchant (Sans excentricité)
- (c)+(d) : Interaction effort normal / moment
- (e)+(f) : Interaction moment / effort tranchant (Sans excentricité)
- (g)+(h) : Interaction moment / effort tranchant (Avec excentricité et moment secondaire positif)
- (i)+(j) : Interaction moment / effort tranchant (Avec excentricité et moment secondaire négatif)

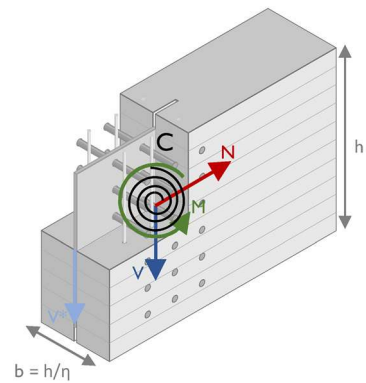
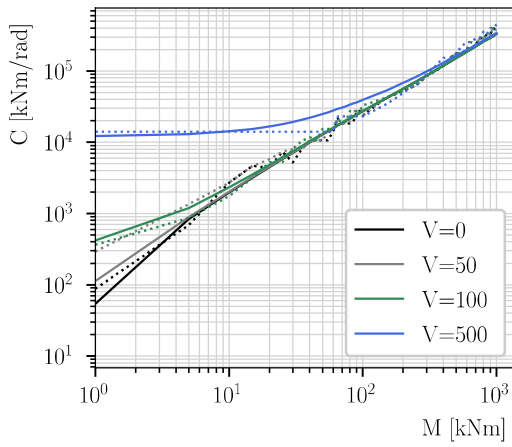
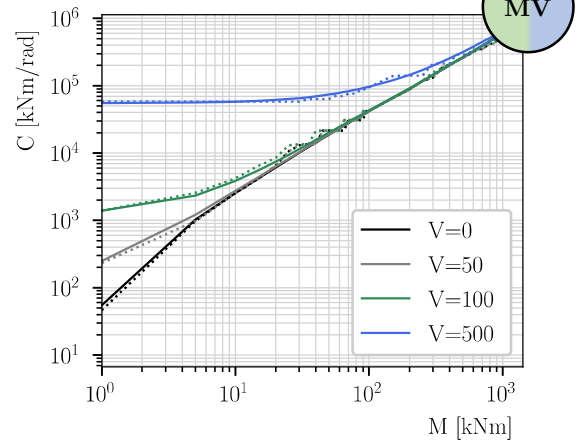


Figure 1-20 Modèle statistique de la raideur rotationnelle C d'un assemblage par broches – Régression en fonction d'une sollicitation couplée (Modèle 1*). V^* désigne un effort tranchant agissant sur l'assemblage avec une excentricité correspondant à l'extrémité de la plaque métallique (voir paragraphe 3.2.2 et **Figure 1-6**).

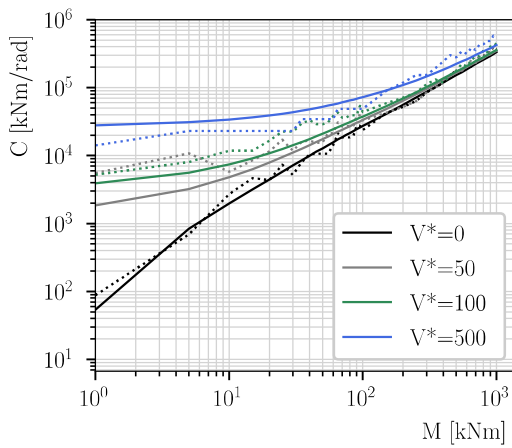
(e) Interaction $M/V - \eta = 1$



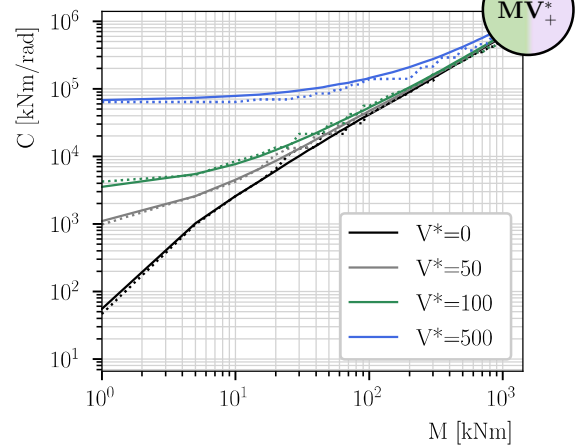
(f) Interaction $M/V - \eta = 6$



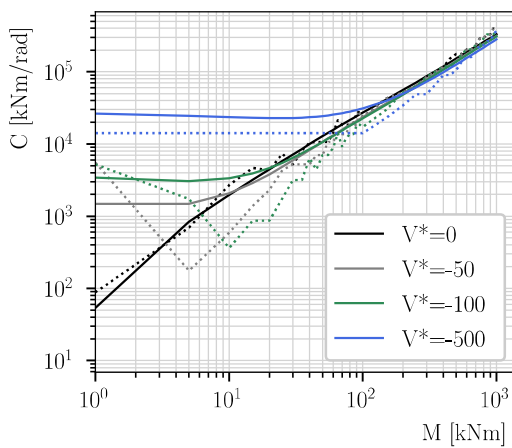
(g) Interaction $M/V^* - \eta = 1 (+)$



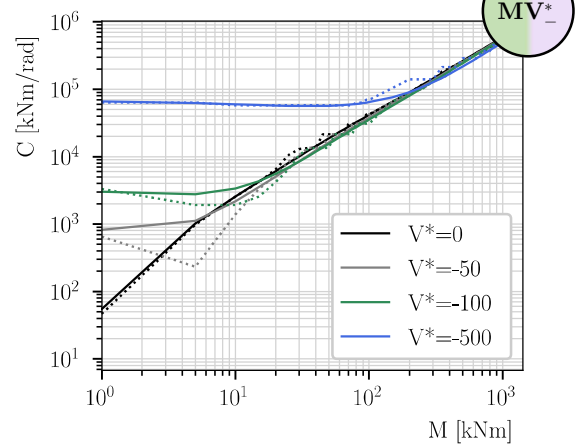
(h) Interaction $M/V^* - \eta = 6 (+)$



(g) Interaction $M/V^* - \eta = 1 (-)$



(h) Interaction $M/V^* - \eta = 6 (-)$



Modèle	0	1	1*
p_{NV}	0,87	0,83	0,79
p_{NM}	0,76	0,59	0,60
p_{VM}	1,06	1,01	1,08
r_M	0,5 (Fixé)	0,012	0,003
p_{MV}	1 (Fixé)	1 (Fixé)	0,53
r_V	0 (Fixé)	0 (Fixé)	0,19

$$C = \left(\begin{array}{c} [\hat{C}_N^{p_{NM}} + (r_M \hat{C}_M)^{p_{NM}}]^{\frac{p_{NV}}{p_{NM}}} \\ + \\ [(\bar{r}_V C_V)^{p_{VM}} + (\bar{r}_M \hat{C}_M)^{p_{VM}}]^{\frac{p_{NV}}{p_{VM}}} \end{array} \right)^{\frac{1}{p_{NV}}} + C_0$$

$$\hat{C}_M = [\hat{C}_M^{p_{MV}} \pm (r_V \hat{C}_V)^{p_{MV}}]^{\frac{1}{p_{MV}}}$$

$$\bar{r}_M = (1 - r_M)^{\frac{1}{p_{NV}}} \quad \text{et} \quad \bar{r}_V = \left[(1 - (r_M r_V)^{p_{NV}})^{\frac{p_{VM}}{p_{NV}}} - (\bar{r}_M r_V)^{p_{VM}} \right]^{\frac{1}{p_{VM}}}$$

Tableau 1-11 Paramètres de la fonction d'interaction du modèle de la raideur rotationnelle C d'un assemblage par broches sous un torseur plan (N,V,M). Le modèle 1* correspond au modèle avec prise en compte d'une excentricité de l'effort tranchant agissant sur l'assemblage.

Modèle	$\bar{e}^{\%}$	$ \bar{e}^{\%} $	$e_{05}^{\%}$	$e_{95}^{\%}$	$e_{max}^{\%}$	$e_{min}^{\%}$
0	0,4%	14%	-27%	31%	165%	-82%
1	0,5%	14%	-27%	31%	165%	-82%
1*	1,7%	18%	-34%	41%	2140%	-80%

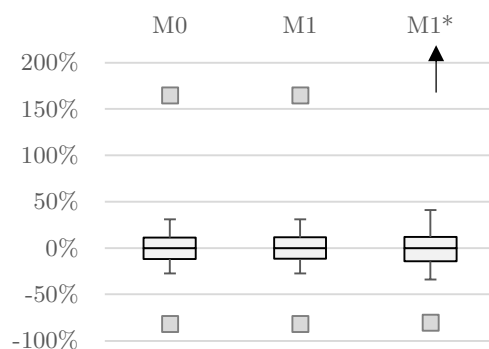


Tableau 1-12 Analyse des erreurs relatives sur l'échantillon du modèle de la raideur rotationnelle C d'un assemblage par broches sous un torseur plan (N,V,M).

Intéressons-nous dans un premier temps aux résultats des modèles de raideur rotationnelle d'un assemblage soumis à un torseur (N, V, M) sans prise en compte de l'excentricité de l'effort tranchant et décrit par la fonction (1-17). Comme précédemment, on fixe tout d'abord le ratio r_M à 0,5 et on évalue les paramètres de puissance p_{NV} , p_{NM} , p_{VM} (modèle 0). Dans un second temps, la valeur du ratio r_M est laissée libre au même titre que les autres paramètres de puissance de la fonction d'interaction (modèle 1). Le **Tableau 1-12** montre que les distributions des erreurs relatives des deux modèles 0 et 1 sont quasiment identiques sur notre échantillon. Aucun biais apparent n'est observé sur la valeur moyenne de l'erreur relative qui reste inférieure à 0,5%.

La qualité de prévision des deux modèles de raideur rotationnelle de l'assemblage apparaît satisfaisante vis-à-vis des objectifs définis en début de cette étude, avec une moyenne de la norme de l'erreur relative de 14% et un intervalle de confiance à 95% situé entre -27% et +31%. Des erreurs importantes du modèle sont néanmoins observées, et notamment une surestimation maximale de la raideur d'un facteur de 1,65 (i.e. une erreur relative de +165%), mais surtout une sous-estimation de la raideur sur un point d'expérience qui atteint un facteur de division de près de 5,5 (i.e. une erreur relative de -82%). On note que les erreurs les plus importantes sont obtenues pour des cas où les efforts s'exerçant sur l'assemblage sont faibles, tout particulièrement le moment et donc pour des valeurs de raideur rotationnelle faible. Si on restreint le domaine d'étude aux torseurs (N, V, M) avec un moment de flexion supérieur ou égal à 10 kN/m, la sous-estimation maximale chute à -55%.

Malgré des résultats similaires en matière de qualité globale de prévision, on observe sur le **Tableau 1-11** des différences importantes sur les valeurs des paramètres de la fonction d'interaction entre le modèle 0 et le modèle 1. Le ratio r_M est ainsi quasi nul dans le modèle 1, tandis qu'il a été fixé à 0,5 dans le modèle 0. Comme cela a été mentionné pour le modèle de raideur axiale, l'existence de plusieurs jeux de paramètres pouvant conduire à une qualité du modèle relativement similaire, démontre la nécessité de ne pas surinterpréter la valeur des coefficients de la fonction d'interaction.

On s'intéresse maintenant à la prévision de la raideur rotationnelle sous un torseur (N, V^*, M) avec prise en compte du moment d'excentricité dû à l'effort tranchant V^* (modèle 1*). Le modèle apparaît lui aussi sans biais majeur avec une moyenne de l'erreur relative inférieure à 2%. Le **Tableau 1-12** montre toutefois une qualité de prévision légèrement moindre du modèle 1* par rapport aux modèles 0 et 1 avec une moyenne de la norme de l'erreur relative de 18% et un intervalle de confiance compris entre -34% et +41%. Surtout, le modèle présente des erreurs de prévision très importantes pour certains points d'expérience. La surestimation de la raideur atteint ici un facteur multiplicatif de 21,4 (soit une erreur relative de 2140% !) et une sous-estimation qui reste stable par rapport aux deux modèles précédents avec un facteur de division de 5,0 (soit une erreur relative de -80%). Tout particulièrement des erreurs importantes sont observées dans le domaine où la raideur due au moment seul est de même ordre de grandeur que celle obtenue sous effort tranchant seul, et donc vraisemblablement quand le moment d'excentricité est de même ordre de grandeur que le moment global, comme illustré dans la **Figure 1-20**(MV^*).

3.4.4 Résultats – Masse d’acier

Finalement, les résultats de la régression de la masse d’acier notée $MASS$ d’un assemblage par broches sous un torseur plan (N, V, M) sont illustrés dans la **Figure 1-21** et l’évaluation des paramètres du modèle est présentée dans le **Tableau 1-13**.

On s’intéresse dans un premier temps aux résultats des modèles de masse d’un assemblage soumis à un torseur (N, V, M) sans prise en compte de l’excentricité de l’effort tranchant et décrit par la fonction (1-17). Comme précédemment, on fixe tout d’abord le ratio r_M à 0,5 et on évalue les paramètres de puissance p_{NV}, p_{NM}, p_{VM} (modèle 0). Dans un second temps, la valeur du ratio r_M est laissée libre au même titre que les autres paramètres de puissance de la fonction d’interaction (modèle 1). Le **Tableau 1-14** montre que les distributions des erreurs relatives des deux modèles 0 et 1 sont quasiment identiques sur notre échantillon. Les deux modèles apparaissent tout s’abord peu biaisés avec une moyenne de l’erreur relative très proche de 0. La qualité de prévision des deux modèles apparaît plus que satisfaisante vis-à-vis des objectifs définis en début de cette étude, avec une moyenne de la norme de l’erreur relative de 7% et un intervalle de confiance à 95% situé entre -15% et +16%. Les erreurs relatives maximales sur l’ensemble des points d’expérience sont de +53% et -42%.

Malgré une distribution de l’erreur relative sur l’échantillon à l’étude quasi identique, on observe sur le **Tableau 1-13** des différences importantes sur les valeurs des paramètres de la fonction d’interaction entre le modèle 0 et le modèle 1. Encore une fois, sachant que plusieurs jeux de paramètres peuvent conduire à une qualité du modèle relativement similaire, il est nécessaire de ne pas surinterpréter la valeur des coefficients de la fonction d’interaction et de les considérer simplement comme des paramètres issus d’une approche statistique.

S’agissant du modèle 1* de la masse d’un assemblage sous un torseur (N, V^*, M) avec excentricité de l’effort tranchant, le **Tableau 1-14** montre une légère baisse de qualité du modèle par rapport aux deux précédents, mais qui reste plus que satisfaisante vis-à-vis des objectifs de notre étude. Le modèle 1* présente ainsi une très bonne qualité de prévision moyenne avec une moyenne de la norme de l’erreur relative inférieure à 9% et un intervalle de confiance à 95% situé entre -16% et 19%. Le niveau d’erreur est globalement inférieur pour les modèles de prévision de la masse par rapport aux modèles d’évaluation des raideurs d’assemblages. La **Figure 1-21** illustre bien la capacité du modèle à décrire le comportement du système, et tout particulièrement les interactions NV, NM, MV et MV_+ .

Des erreurs relatives non négligeables sont toutefois observées pour certains points expérimentaux. La surestimation maximale de la masse atteint un facteur de 1,8 (i.e. une erreur relative de +180%) et la sous-estimation elle atteint un facteur de division de près de 2 (i.e. une erreur relative de -50%). Encore une fois on observe dans la **Figure 1-21** des erreurs manifestes du modèle vis-à-vis de l’interaction entre un moment M et un effort tranchant V^* générant un moment d’excentricité de sens opposé au moment global, tout particulièrement dans le domaine où la masse due au moment seul est du même ordre de grandeur que celle obtenue sous effort tranchant seul, et donc vraisemblablement quand le moment d’excentricité est du même ordre de grandeur que le moment global.

Modèle	0	1	1*
p_{NV}	1,68	1,58	1,41
p_{NM}	1,04	0,88	0,90
p_{VM}	2,89	2,65	2,53
r_M	0,5 (Fixé)	0,21	0,14
p_{MV}	1 (Fixé)	1 (Fixé)	1,07
r_V	0 (Fixé)	0 (Fixé)	0,60

$$MASS = \left(\begin{aligned} & \left[\widehat{MASS}_N^{p_{NM}} + (r_M \widehat{MASS}_{\tilde{M}})^{p_{NM}} \right]^{\frac{p_{NV}}{p_{NM}}} \\ & + \\ & \left[(\bar{r}_V \widehat{MASS}_V)^{p_{VM}} + (\bar{r}_M \widehat{MASS}_{\tilde{M}})^{p_{VM}} \right]^{\frac{p_{NV}}{p_{VM}}} \end{aligned} \right)^{\frac{1}{p_{NV}}} + MASS_0$$

$$MASS_{\tilde{M}} = \left[\widehat{MASS}_M^{p_{MV}} \pm (r_V \widehat{MASS}_V)^{p_{MV}} \right]^{\frac{1}{p_{MV}}}$$

$$\bar{r}_M = (1 - r_M)^{\frac{1}{p_{NV}}} \quad \text{et} \quad \bar{r}_V = \left[(1 - (r_M r_V)^{p_{NV}})^{\frac{p_{VM}}{p_{NV}}} - (\bar{r}_M r_V)^{p_{VM}} \right]^{\frac{1}{p_{VM}}}$$

Tableau 1-13 Paramètres de la fonction d'interaction du modèle de la masse d'acier d'un assemblage par broches sous un torseur plan (N,V,M). Le modèle 1* correspond au modèle avec prise en compte d'une excentricité de l'effort tranchant agissant sur l'assemblage.

Force	$\overline{e\%}$	$ e\% $	$e_{05}^{\%}$	$e_{95}^{\%}$	$e_{max}^{\%}$	$e_{min}^{\%}$
0	-0,1%	7,3%	-15%	16%	53%	42%
1	-0,02%	7,3%	-15%	16%	53%	-42%
1*	0,2%	8,4%	-16%	19%	180%	-48%

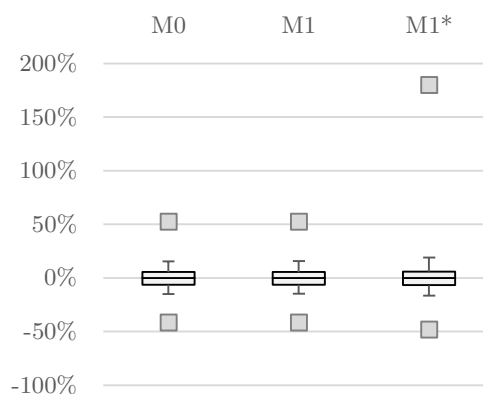
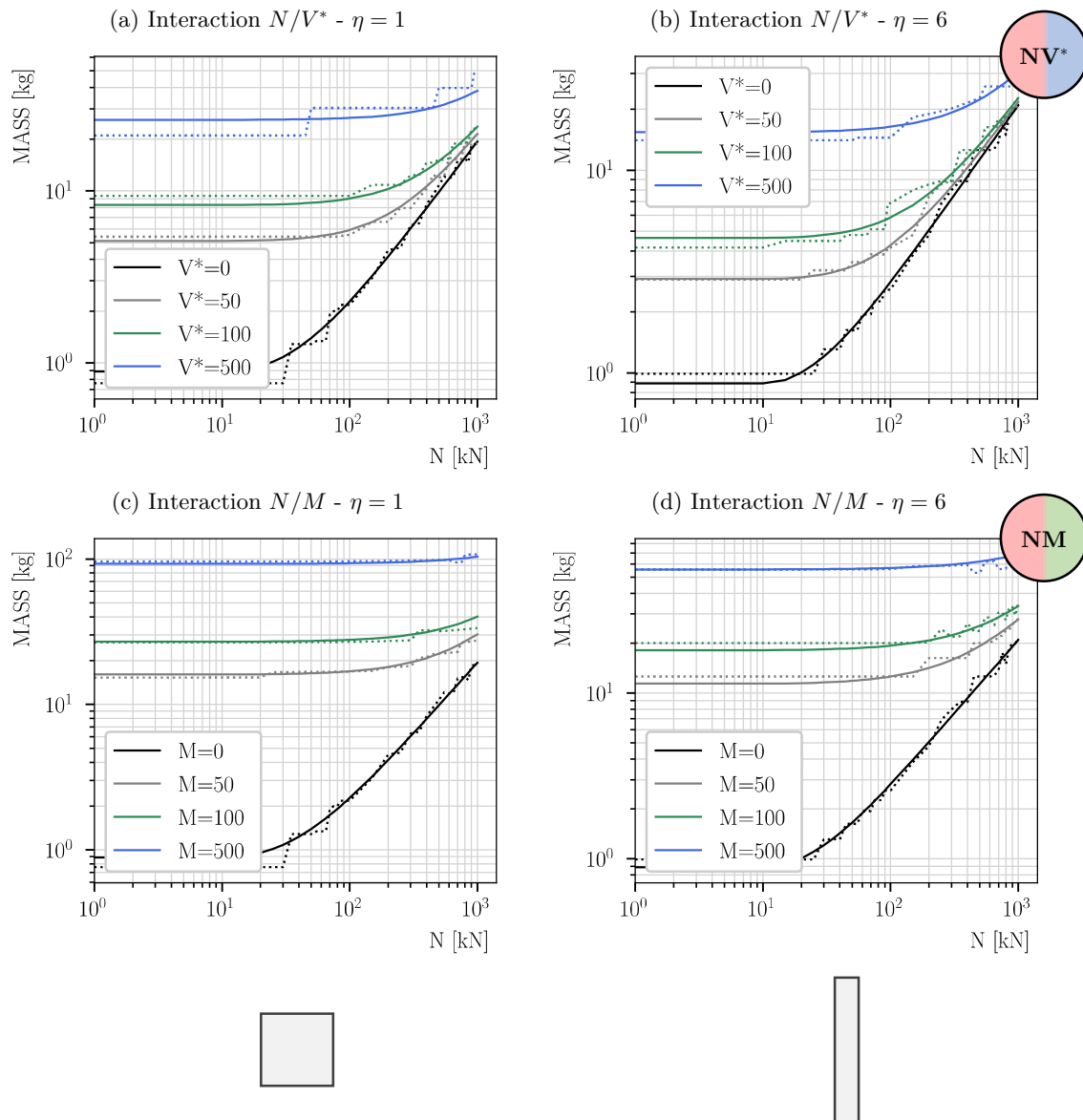
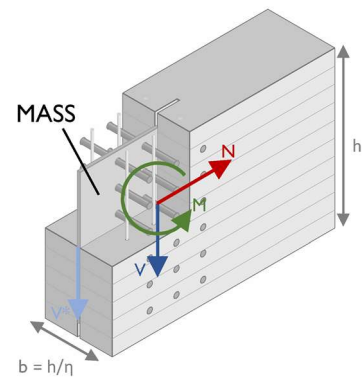


Tableau 1-14 Analyse des erreurs relatives sur l'échantillon du modèle de la masse d'acier d'un assemblage par broches sous un torseur plan (N,V,M).

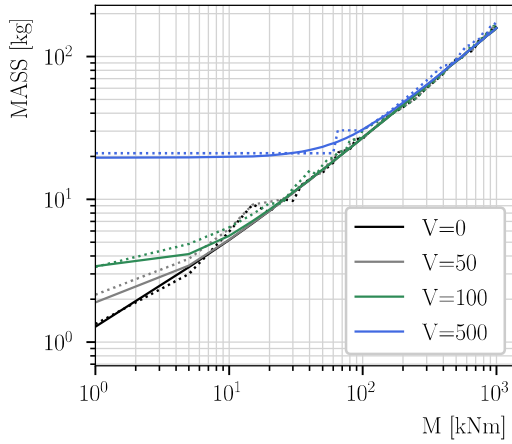


- (a)+(b) : Interaction effort normal / effort tranchant (Sans excentricité)
- (c)+(d) : Interaction effort normal / moment
- (e)+(f) : Interaction moment / effort tranchant (Sans excentricité)
- (g)+(h) : Interaction moment / effort tranchant (Avec excentricité et moment secondaire positif)
- (i)+(j) : Interaction moment / effort tranchant (Avec excentricité et moment secondaire négatif)

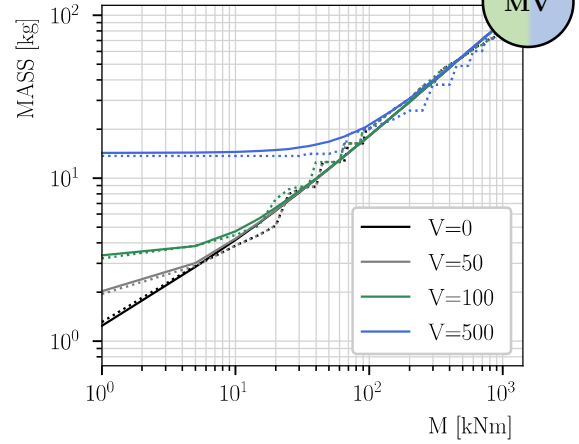
Figure 1-21 Modèle statistique de la masse d'acier d'un assemblage par broches – Régression en fonction d'une sollicitation couplée (Modèle 1*). V^* désigne un effort tranchant agissant sur l'assemblage avec une excentricité correspondant à l'extrémité de la plaque métallique (voir paragraphe 3.2.2 et **Figure 1-6**).



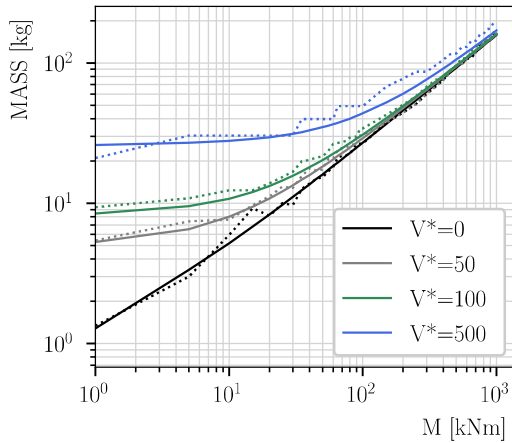
(e) Interaction $M/V - \eta = 1$



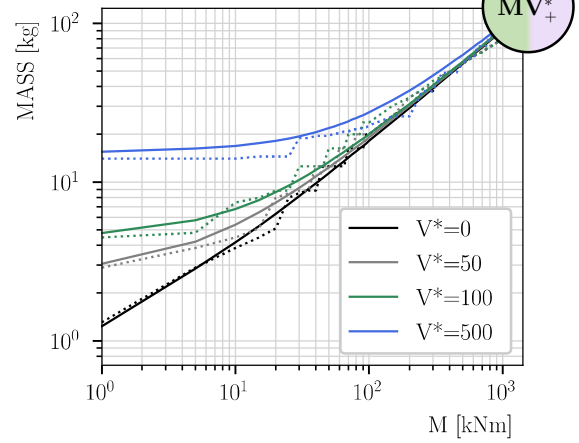
(f) Interaction $M/V - \eta = 6$



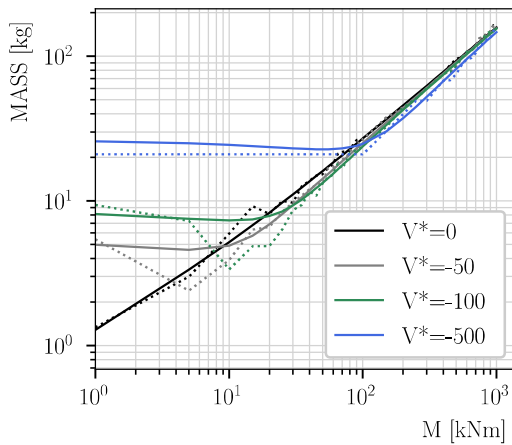
(g) Interaction $M/V^* - \eta = 1 (+)$



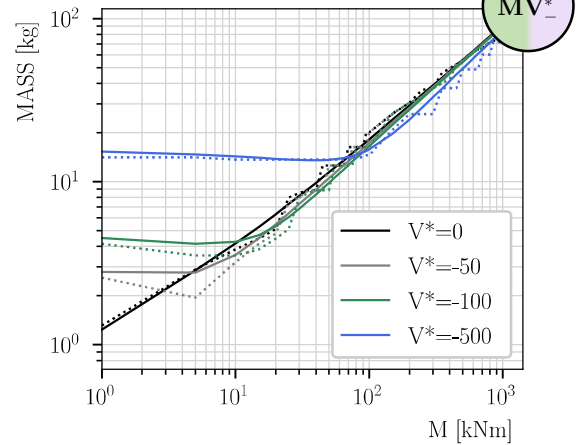
(h) Interaction $M/V^* - \eta = 6 (+)$



(g) Interaction $M/V^* - \eta = 1 (-)$



(h) Interaction $M/V^* - \eta = 6 (-)$



CONCLUSION CHAPITRE 3 :

Lois de comportement simplifiées des assemblages par broches

Grâce à la génération et l'examen d'un nombre important d'assemblages par broches calculés à partir des règles simplifiées de l'Eurocode 5 actuel, nous avons montré la possibilité de construire un modèle générique permettant d'obtenir une évaluation des raideurs axiale et rotationnelle et de la masse d'acier de ce type d'assemblage.

Afin de restreindre le nombre de paramètres d'entrée et simplifier sa manipulation, cette loi de comportement est seulement fonction du torseur d'effort plan (N, V, M) transitant dans l'assemblage et du facteur de forme de la section de l'élément en bois.

Pour la construire, une stratégie à deux étapes a été retenue. Premièrement, des régressions sous sollicitation simple ont été réalisées à partir d'un modèle de loi de puissance à seuil et ordonnée à l'origine. Deuxièmement, les modèles élémentaires obtenus ont été combinés au travers d'une fonction d'interaction capable de décrire le comportement du système sous un torseur d'effort complet. Ce choix a tout d'abord été motivé par la physique du problème mécanique à l'étude dans lequel les efforts locaux de cisaillement sur les organes résultent d'un principe de superposition et de distribution entre effort normal, tranchant et moment de flexion. De plus, dans une typologie de structure donnée, le dimensionnement des éléments et des assemblages est généralement piloté par un type d'effort (effort normal N , effort de cisaillement V ou moment de flexion M) justifiant l'attention particulière portée sur la régression sous sollicitation simple.

Le modèle montre finalement une bonne qualité de prévision sur l'échantillon de données ayant servi à la régression. Toutefois, un grand nombre de paramètres matériaux et géométriques ayant été fixés, l'utilisation d'un tel modèle simplifié hors de son domaine d'application doit se faire en gardant à l'esprit la variabilité très importante du comportement des assemblages vis-à-vis de ces paramètres, mais aussi tout simplement de choix de conception spécifique à un projet, et donc difficiles à appréhender dans le cas générique que nous cherchons ici à caractériser.

4. INFLUENCE DE LA RAIDEUR DES ASSEMBLAGES SUR L'OPTIMISATION D'UN EXOSQUELETTE EN BOIS

Résumé

Avec le développement croissant du bois dans les immeubles de moyenne et grande hauteur, des systèmes de contreventement de type exosquelette ont récemment été proposés sur certains projets d'immeubles bois, afin d'assurer la stabilité latérale de l'ouvrage. Au travers de la relecture d'un problème d'optimisation bien connu de la littérature scientifique, notamment étudié par [Stromberg et al. \[2012\]](#), cette partie cherche à illustrer l'influence potentielle de la raideur des assemblages sur le comportement global et le résultat d'optimisation d'une structure exosquelette de grande hauteur en bois.

Nous chercherons à optimiser une structure treillis composée de multiples modules de contreventement en X, en intégrant la raideur d'assemblage des éléments grâce à l'utilisation du modèle développé dans la partie précédente permettant d'évaluer la raideur d'un assemblage en fonction de l'effort axial qui y transite. Le problème global d'optimisation géométrique est résolu par une méthode d'optimisation de type COBYLA combiné à des approches par critères d'optimalité pour le dimensionnement des sections à géométrie fixée.

Le comportement semi-rigide des assemblages conduit finalement à une augmentation significative du volume de bois dans la structure pour compenser cette perte de raideur, mais influence également la géométrie et la topologie optimales du système, démontrant la nécessité d'intégrer la raideur des assemblages dans le calcul et la conception d'une structure en bois.

4.1 DES IMMEUBLES DE GRANDE HAUTEUR EN BOIS

4.1.1 Emergence ou redécouverte du bois dans les structures de grande hauteur

Les structures en bois de grande hauteur ne sont pas nouvelles. Il y a plus de 1400 ans de nombreuses pagodes en bois de grande hauteur ont été érigées au Japon, dont certaines demeurent encore aujourd'hui. Le temple de Hōryū-ji, construit en 607 en bois de cyprès japonais, culmine avec sa colonne centrale à 32 mètres de hauteur et est considéré comme l'un des plus anciens édifices en bois encore debout [[Green, 2017](#)] (voir **Figure 1-22**). Il faudra

cependant attendre 2008 pour voir sortir du sol les premiers bâtiments bois de moyenne hauteur, comme le bâtiment Stadhaus à Londres (9 étages – 30 m).

D'un point de vue historique, le concept d'immeuble de grande hauteur est né à Chicago à la fin du 19^{ème} siècle. Le grand incendie de Chicago en 1871 dévasta de nombreux quartiers du centre de la ville, mais offrit l'opportunité de repenser la construction urbaine et d'explorer de nouvelles solutions et matériaux constructifs, stimulés par les progrès techniques engendrés par la révolution industrielle [Sarkisian, 2012]. Le Home Insurance Building construit en 1885 à Chicago avec ses 12 étages et 55 m de hauteur est considéré comme le premier immeuble de grande hauteur. En 1913, un bâtiment de 60 étages, le Woolworth Building, voit le jour à New-York. Dix-huit ans plus tard, l'Empire State Building est achevé et culmine avec ses 102 étages à 381 m.

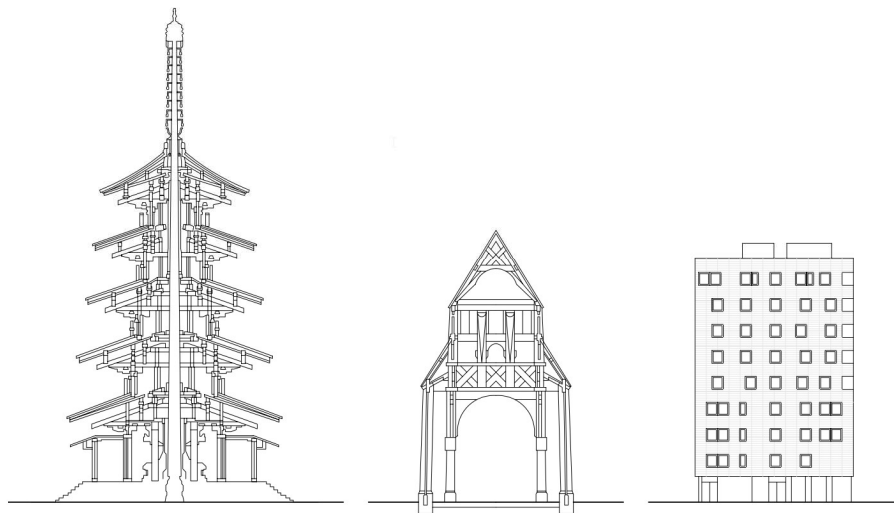


Figure 1-22 Trois structures bois de grande hauteur à travers l'histoire (Tiré de [Green, 2017]). (Gauche) Temple Hōryū-ji à Nara au Japon construit en 607 ; (Milieu) Eglise Urnes stavkirke en Norvège construit en 1130 ; (Droite) Bâtiment bois Stadhaus, Murray Grove à Londres construit en 2008. (Dessins à l'échelle)

Entre 2008 et 2018, la hauteur des bâtiments bois a augmenté : des 9 étages du bâtiment Murray Grove aux 17 étages de la résidence universitaire Brock Commons de Vancouver. Bien qu'il soit difficile de savoir la hauteur maximale que ces constructions atteindront, Foster et al. [2016] suggèrent qu'au vu du précédent historique, une véritable course à la hauteur dans la construction bois pourrait voir le jour dans les années à venir. De nouveaux projets de bâtiments bois de grande hauteur sont lancés à travers le monde, avec des bâtiments qui atteindront dans un futur proche les 80-100 m de hauteur. Mjøstårnet en Norvège dont la construction s'est achevée en 2020 culmine à plus de 80 m et est aujourd'hui la construction tout bois la plus haute du monde.

4.1.2 Classification

L'utilisation du bois d'ingénierie pour les bâtiments de grande hauteur est encore à un stade relativement précoce de son développement. Ce développement croissant soulève de nombreuses questions sur le langage et les méthodes utilisés pour classer et décrire ces immeubles, en regard de la domination historique de l'acier et du béton sur ce type d'ouvrage. Foster et al. [2016] s'interrogent ainsi sur les critères actuels de la terminologie et définitions des bâtiments bois de grande hauteur, et leur intégration dans la classification des immeubles de grande hauteur du CTBUH (Council on Tall Buildings and Urban Habitat) [2015].

Grande hauteur : mesure physique ou perception

Foster et al. [2016] distinguent la hauteur comme propriété physique et mesurable d'un objet (*height* en anglais) et ce qu'on pourrait nommer en français la perception de hauteur (*tallness* en anglais), qui elle est subjective et dépend implicitement du contexte référentiel. Cette distinction est fondamentale et mérite une attention toute particulière afin de mieux comprendre le sens du terme « grande hauteur » qui sera utilisé tout au long de ce mémoire.

Bien entendu la perception de hauteur n'est pas totalement décorrélée de sa mesure physique, mais un contexte différent peut entraîner des variations de perception importante. Une structure peut être qualifiée comme étant de grande hauteur en regard d'un certain nombre de considérations distinctes. Pour les bâtiments, les matériaux et la typologie structurelle apparaissent fondamentales. En ce sens, un bâtiment qui est plus haut que les bâtiments existants conçus avec un certain matériau et une certaine typologie sera considéré comme de grande hauteur. D'un certain point de vue (un peu extrême), la tour Burj Khalifa dont la hauteur structurelle atteint les 828 m (le dernier étage accessible est en fait situé à 585 m) peut être perçue et considérée comme tout aussi exceptionnelle que la tour en bois de Mjøstårnet en Norvège et ses 80 m (voir **Figure 1-23**).

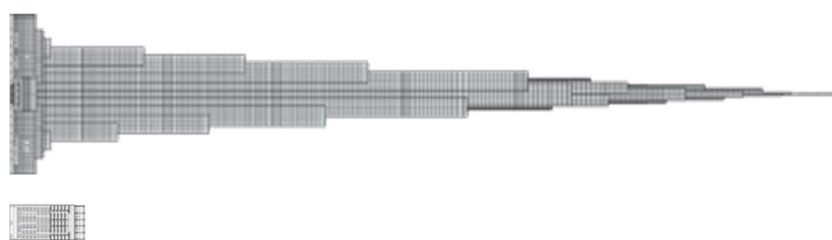


Figure 1-23 Grande hauteur : mesure physique ou perception. Comparaison de la tour du Burj Khalifa et du bâtiment bois le plus haut du monde, la tour de Mjøstårnet en Norvège. Sources illustration : CTBUH

Comme le souligne Reynolds, un autre critère qui a historiquement joué un rôle dans la définition même de la grande hauteur, est la sécurité incendie. Un IGH (Immeuble de Grande Hauteur) est défini de manière réglementaire en France comme un bâtiment dont le dernier plancher bas du dernier niveau est situé, par rapport au niveau du sol le plus haut utilisable

pour les engins de secours et de lutte contre l'incendie à plus de 50 m pour les immeubles à usage d'habitation et à plus de 28 m pour les autres usages (bureaux, hôtel, enseignement etc...). La performance du bois en situation d'incendie fait l'objet de nombreuses recherches en cours et apparaît aujourd'hui comme l'un des freins majeurs au développement de la construction bois de grande hauteur. Les normes en vigueur limitent très fortement l'utilisation du bois en structure dans les IGH, notamment vis-à-vis de la masse combustible mobilisable, mais le développement de la filière se heurte aussi aux préjugés des usagers sur le comportement du bois en situation d'incendie. Plus la compréhension et l'expérience de la sécurité incendie dans les bâtiments bois s'améliorera, plus l'appréhension du public sur le matériau et la perception de grande hauteur diminueront.

Matériaux – Typologie matériautique

La définition d'un immeuble bois exige de s'attarder sur la question des matériaux employés dans la structure des immeubles de grande hauteur, ce que l'on pourrait appeler typologie matériautique. Inspirée des critères du CTBUH, Foster et al. [2016] proposent une méthode de classification des BGH en bois en fonction de leur composition matériautique.

Mono-matériau : Un bâtiment mono-matériau peut être défini comme un bâtiment où les éléments de la structure primaire (système gravitaire et système de contreventement) sont conçus à partir d'un seul matériau. Les matériaux de la structure secondaire de plancher n'affectent pas la classification de la structure primaire. Par exemple, la définition d'un bâtiment mono-matériau acier, englobe le cas de planchers en béton reposant sur des poutres en acier. De même, les matériaux des assemblages n'entrent pas dans les critères de définition. Ainsi, un bâtiment à ossature bois réalisée avec des assemblages acier est défini comme un bâtiment mono-matériau bois.

Composite : Un bâtiment composite utilise une combinaison de matériaux qui fonctionnent structurellement de manière interdépendante, ou composite. Les matériaux sont généralement énumérés selon leur proportion massique dans la structure du bâtiment.

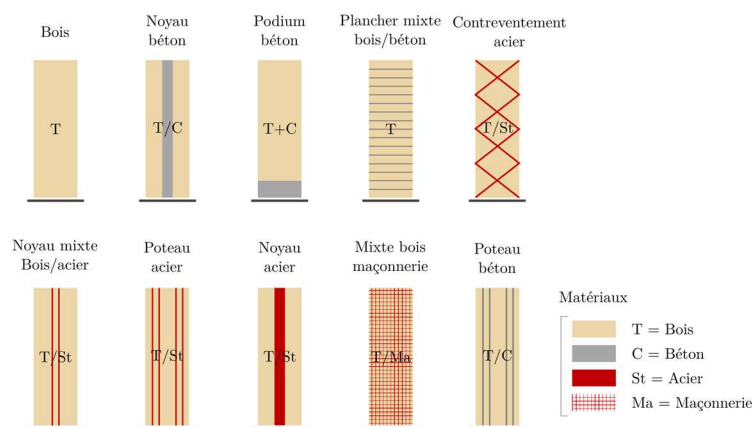


Figure 1-24 Exemple de représentation de la typologie structurelle et matériautique des immeubles bois – notations et représentation.

Mixte : Un bâtiment mixte est un bâtiment qui utilise des systèmes matériaux distincts au-dessus ou en dessous les uns des autres. Il est utile d'apporter une clarification supplémentaire sur la définition d'un bâtiment mixte dans le cas des bâtiments bois. Notamment, de nombreux bâtiments « bois » présentent un premier étage (voire deux) en structure béton (durabilité en cas d'inondation, structure de transfert pour des espaces de commerces au niveau de la rue etc.) et, à ce titre, peuvent être définis comme mixte bois/béton. En fonction de la répartition en hauteur, la première structure mono-matériau sous-jacente peut davantage être considérée comme un socle ou des fondations surélevées.

Kuzmanovska et al. [2018] examinent 46 bâtiments bois construits entre 2009 et 2020 dans le but d'analyser les typologies émergentes dans la construction bois de moyenne et grande hauteur. Le périmètre de cette étude comprend l'analyse de la typologie structurelle, du système d'enveloppe et de la trame architecturale. Plusieurs tendances sont ainsi observées :

- La diminution des stratégies structurelles 2D cellulaires au profit des systèmes poteaux/poutres, indépendamment du programme architectural ;
- Une évolution vers des structures à plusieurs matériaux ;
- Une utilisation croissante de systèmes d'enveloppe non porteuses, des façades entièrement vitrées et une préfabrication croissante.

Une base de données (**Figure 1-25**) constituée de 43 bâtiments de 7 étages minimum (R+6) construits ou dont la construction était prévue avant 2020, a été analysée en 2018 au regard des préceptes de classification présentée précédemment (hauteur, typologies structurelles et matériaux). La **Figure 1-25** confirme la dynamique observée depuis une dizaine d'années vers l'augmentation de la hauteur des bâtiments bois. L'analyse des typologies matériaux de ces bâtiments **Figure 1-26** montre une claire tendance à l'utilisation d'un « podium » béton et des structures composites bois/béton, qui plus est lorsque la hauteur augmente. On note malgré tout un grand nombre de bâtiments à structure tout bois (avec et sans podium béton) à des hauteurs relativement importantes (par exemple Mjøstårnet 18 étages en structure entièrement en bois).

4.1.3 Défis techniques de la maîtrise des déplacements et du confort sous charges de vent

De nombreuses études de cas et analyses de faisabilité de bâtiments bois de grande hauteur ont permis d'identifier plusieurs points fondamentaux à prendre en compte dans la démarche de conception d'un Bâtiment Bois de Grande Hauteur (BBGH) [SOM, 2013] [NSERC (Natural Sciences and Engineering Research Council of Canada), 2015] [ADIVbois, 2017] [Green, 2012]. Il en ressort que les défis soulevés par la construction bois de grande hauteur exigent des solutions innovantes, intégrant les spécificités techniques et architecturales du matériau.

Les structures de grande hauteur présentent inévitablement des déplacements latéraux importants sous l'effet des charges horizontales. Ainsi on identifie que la maîtrise des déplacements horizontaux et oscillations sous charges de vent est fondamentale dans la conception du système structurel de contreventement des bâtiments bois.

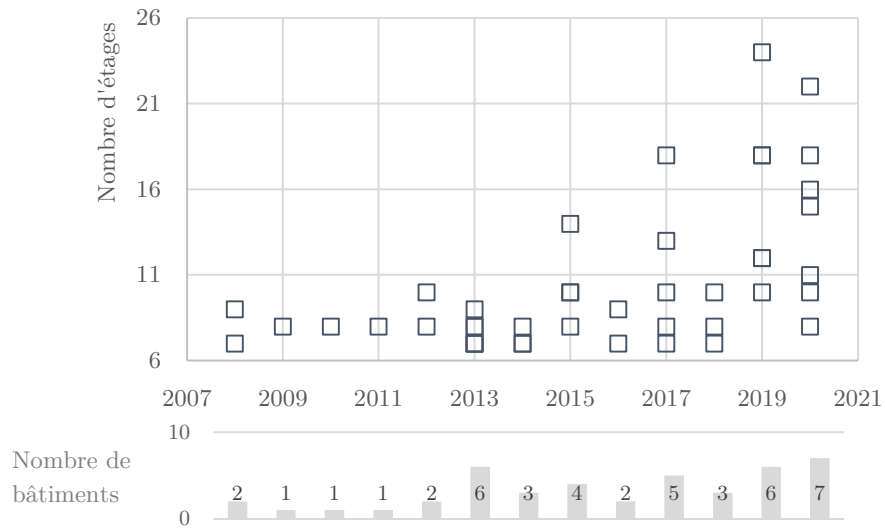


Figure 1-25 Illustration de l'évolution du nombre d'étages des immeubles en bois depuis 2008. (Etude réalisée en 2018 de 43 bâtiments de moyenne et grande hauteur en bois. Voir Annexe C)

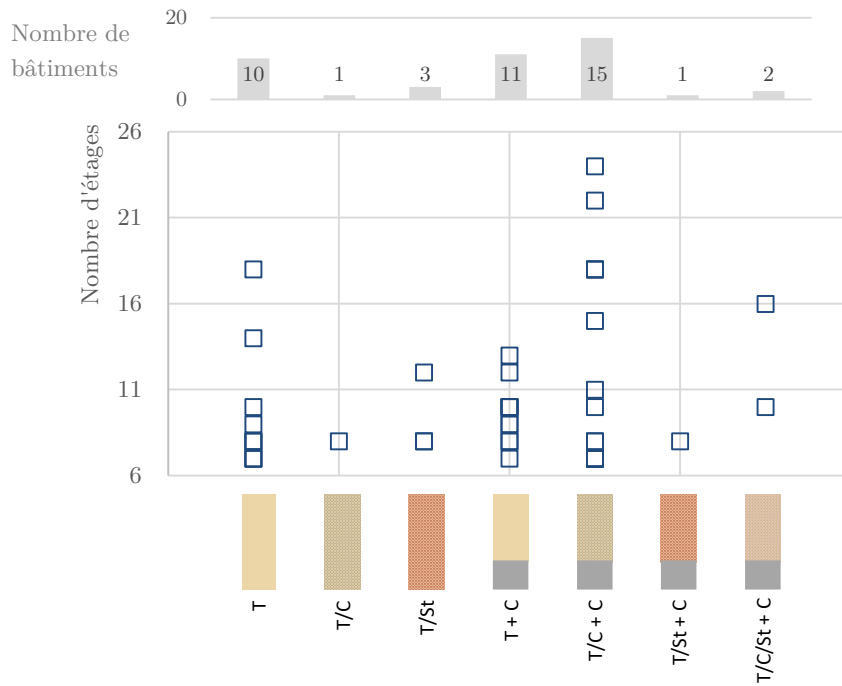


Figure 1-26 Illustration de la typologie matériautique de 43 bâtiments bois. (Etude réalisée en 2018 de 43 bâtiments de moyenne et grande hauteur en bois. Voir Annexe C)
 T = Bois ; T/C = Composite bois/béton ; T/St = Composite bois/acier ;
 T+C = mixte bois/béton

Les concepteurs fixent ainsi une limite sur le déplacement maximal en tête de tour en fonction de sa hauteur totale H . Une valeur de $H/500$ est généralement utilisée [fib, 2014]. Cependant le déplacement différentiel entre deux étages consécutifs doit aussi être limité afin d'assurer la compatibilité des déformations de la structure avec le système d'enveloppe. Des critères compris entre $h/500$ et $h/200$ (où h est la hauteur d'étage) sont couramment pris en compte [fib, 2014].

Bien que les déplacements latéraux statiques soient un bon indicateur de la performance des systèmes de contreventement des bâtiments, le confort en tête (accélération et oscillations ressenties par les usagers sous les effets dynamiques de vent) est un point critique majeur. Un bâtiment a des fréquences propres, avec des déformées modales associées. Par conséquent, sa réponse à une excitation variable dans le temps sera une combinaison de ces modes, fonction du contenu spectral de l'excitation.

Les analyses de sensibilité menées dans le cadre d'études de cas ou de projets réels ont montré que, dans de nombreuses configurations, le confort en tête d'immeuble peut devenir le critère principal dans la conception du système structurel, qui plus est, lorsque le nombre d'étages devient important. La garantie du confort des usagers est classiquement assurée par une justification portant sur la probabilité de dépassement d'une valeur maximale de l'accélération en tête du bâtiment, au-dessus de laquelle les usagers ressentent une gêne. La réponse dynamique du bâtiment dépend fondamentalement de la raideur, de la distribution massique et de l'amortissement élastique de la structure. Alors que les deux premiers paramètres peuvent être estimés avec une incertitude plus restreinte grâce à des modèles de calcul, l'amortissement demeure un phénomène difficile à anticiper de manière fiable. En effet, les sources de l'amortissement sont nombreuses et complexes, car elles mettent en œuvre un certain nombre de mécanismes de dissipation d'énergie [Smith et al., 2010] [Tamura, 2000] : amortissement intrinsèque du matériau, assemblages, fondations, aérodynamique, éléments de second-œuvre etc. Cependant, les codes, guides et recommandations actuels ne donnent que très peu d'indications sur l'amortissement des bâtiments bois [Hu et al., 2014]. Pour pallier ce manque d'information, de nombreuses campagnes de mesures sur des immeubles existants ont été lancées dans le but de constituer une base de données consistante sur les propriétés dynamiques des bâtiments bois [ADIVbois, 2018].

4.2 RELECTURE D'UN PROBLEME CONNU D'OPTIMISATION DES STRUCTURES

4.2.1 Un exosquelette pour le contreventement d'un bâtiment en bois

Alors que de nombreux bâtiments en bois de première génération s'appuyaient sur une structure composée de mur à refends en panneaux CLT (de l'anglais *Cross Laminated Timber*), de nouvelles propositions structurelles ont émergé, et notamment des bâtiments utilisant un exosquelette périphérique pour assurer la stabilité latérale de l'ouvrage. On peut par exemple citer le bâtiment de logements de 49 m Treet à Bergen en Norvège construit en 2015 (**Figure 1-27**) ; la tour Mjøstårnet de 89 m de hauteur à Brumunddal en Norvège dont la construction s'est achevée en 2020 (**Figure 1-27**) ; le bâtiment de bureau de 47 m de hauteur 25 King à Brisbane en Australie construit en 2018 (**Figure 1-27**) ; ou encore en France la tour de logements du projet de la tour Silva à Bordeaux, dont la construction s'achèvera en 2022 et qui culminera à près de 53 m.

En 2017, dans le cadre d'un projet mené par l'ADIVbois (Association pour le Développement des Immeubles à Vivre en bois) des études de cas de structure de grande hauteur en bois avec trois typologies structurelles distinctes (CLT, poteau/poutre portique, exosquelette) ont été réalisées dans le but de détecter les points critiques pour la construction de ce type d'ouvrage et d'émettre des recommandations à destination des concepteurs et constructeurs [ADIVbois, 2017]. Ce projet de recherche a tout particulièrement mis en évidence l'influence centrale des assemblages bois sur le comportement et la conception des systèmes structuraux des immeubles de grande hauteur en bois.

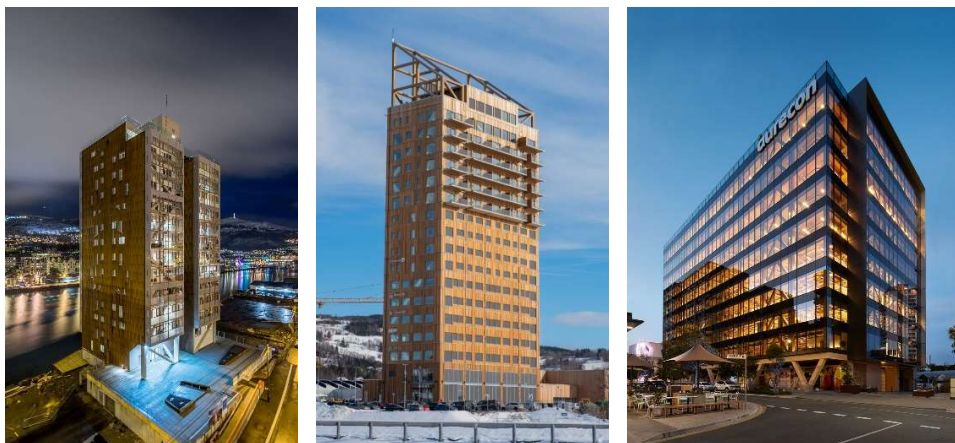


Figure 1-27 Bâtiment bois existants utilisant un exosquelette périphérique pour système de contreventement. (Gauche) Bâtiment Treet à Bergen en Norvège (Milieu) Tour Mjøstårnet à Brumunddal en Norvège (Droite) Bâtiment de bureau 25 King à Brisbane en Australie.

Credits : Treet (Artec), Mjøstårnet (Moelven), 25 King (batessmart)

4.2.2 L'optimisation de structure de type exosquelette dans la littérature scientifique

De nombreuses études ont été réalisées pour illustrer les avantages et les perspectives de l'utilisation de méthodes d'optimisation pour la conception des systèmes de contreventement d'immeubles de grande hauteur en acier ou en béton. Selon le type de structure (discrète ou continue), deux classes de méthodes d'optimisation topologique peuvent être distinguées [Bendsøe & Sigmund, 2004]. Pour les structures discrètes, le problème général de topologie optimale consiste à déterminer le nombre optimal, la position, le dimensionnement et la connectivité des éléments dans la structure. Pour les structures continues, il vise à trouver la distribution optimale de la matière dans un domaine fixé.

Structure continue

Dans le cas particulier de l'optimisation topologique continue d'un exosquelette plan, le domaine est tout d'abord modélisé par un maillage d'éléments 2D, éventuellement connectés à certains endroits à des éléments discrets qui modélisent par exemple les poteaux ou poutres déjà existants qui participent à la descente de charges verticales de l'ouvrage (voir illustration dans la **Figure 1-28**). Pour trouver la distribution optimale de matière dans le domaine, on introduit généralement une densité à chaque élément du maillage qui sert de variable de conception pour le problème d'optimisation de la structure sous des contraintes de résistance, de raideur globale ou encore de fréquence propre.

Pour résoudre ce problème, de nombreuses techniques ont été développées. Mijar et al. [1998] ont introduit une formulation de la densité des éléments basée sur les règles classiques de Voigt et Reuss, combinée à une méthode de programmation linéaire séquentielle (SLP) pour résoudre à proprement parler le problème d'optimisation. Liang et al. [2000] ont eux proposé une approche d'optimisation structurelle évolutive (ESO), avec un indice de performance basé sur la densité d'énergie de déformation. Dans un soucis d'améliorer l'exploration de l'espace des solutions du problème d'optimisation, Baldock [2007] a proposé une approche ESO bidirectionnelle (BESO) offrant la possibilité à un élément de matière ayant été retiré tôt dans le processus d'être réactivité plus tard s'il s'avère structurellement efficace. Baldock introduit également des contraintes géométriques sur les motifs des solutions (répétitivité, symétrie, etc.) pour tenir compte de considérations esthétiques et de contraintes constructives.

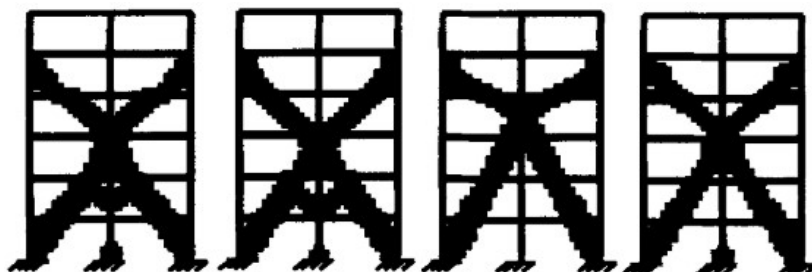


Figure 1-28 Illustration de l'optimisation topologique continue de la structure de contreventement d'un bâtiment tiré de [Mijar et al., 1998].

A partir d'une approche d'optimisation du type SIMP (Solid Isotropic Material with Penalization) [Stromberg et al. \[2012\]](#) ont exploré l'influence de l'introduction d'éléments déjà existants de la structure du bâtiment (poteau ou poutre) modélisés par des éléments 1D sur la solution au problème d'optimisation continue. Afin de comparer le résultat de l'optimisation à une structure de référence, la géométrie optimale d'un exosquelette discret est obtenue de manière analytique grâce à une méthode énergétique (Principe des Puissances Virtuelles) déjà présentée par [Baker \[1992\]](#). Ce problème sert de fil conducteur à l'étude de cas présentée dans ce chapitre. Ce problème d'optimisation mixte a finalement été étendu par [Beghini et al. \[2015\]](#) avec le dimensionnement simultané des éléments discrets de la trame existante pendant le processus d'optimisation topologique du domaine continu.

Structure discrète et grammaire structurelle

Malgré l'intérêt et l'efficacité des approches d'optimisation susmentionnées, l'interprétation des solutions continues et la transcription de ces solutions en structures faisables ne sont pas toujours chose aisée pour les praticiens. Pour résoudre ce problème lié au caractère continu de l'espace de recherche et rationaliser les solutions finales, certains ont ainsi proposé des méthodes d'optimisation de structures discrètes couplées à des règles de grammaire structurelle capables de représenter et générer un ensemble de conceptions grâce à des règles de transformations qui associent une configuration à une autre.

[Kicinger et al. \[2005\]](#) présentent l'optimisation de la structure discrète de contreventement de la façade d'un immeuble à ossature acier (minimisation de la masse sous contrainte de déplacement). Une méthode de type stratégie d'évolution (*Evolution Strategy* – ES) est utilisée pour réaliser l'optimisation topologique, tandis qu'une sous-routine d'optimisation basée sur les méthodes de critères d'optimalité est utilisée pour le dimensionnement des éléments de structure (à géométrie et topologie fixées). Dans leur approche, la structure peut être représentée par un chromosome composé de différents gènes qui décrivent le motif de contreventement (vide, diagonale simple, contreventement en K, V ou X), ainsi que les connexions entre les éléments poteaux/poutres (encastrement ou articulation) de chaque trame de l'ossature.

[Baldock & Shea \[2006\]](#) présentent la résolution d'un problème similaire de l'optimisation du « motif » de contreventement d'un immeuble à ossature. L'optimisation topologique est réalisée grâce à une méthode de programmation génétique avec une représentation en arbre des solutions. Les feuilles, ou nœuds terminaux représentent le contreventement d'une seule cellule (contreventement en diagonale simple / ou \, ou en X), tandis que les nœuds intermédiaires représentent des fonctions de transformation, successivement appliquées à ces motifs (translation, rotation, répétition, division, mise à l'échelle etc.). A la différence de l'étude de Kicinger, les sections des éléments sont fixées. L'ensemble de ces opérateurs de transformation peut être vu comme une forme informelle d'approche par grammaire, définissant à partir d'un vocabulaire (motifs primitifs), un langage (un ensemble de solutions) pour le contreventement des ossatures des immeubles de grande hauteur.

Introduite pour la première fois dans les années 60, l'optimisation de treillis par une approche dite de *ground structure* a regagné en popularité ces dernières décennies grâce au développement de nouvelles techniques de fabrication, mais surtout de schémas d'optimisation permettant de résoudre des problèmes de taille importante [Gilbert & Tyas, 2003]. Mais plus important encore, de nouvelles méthodes afin d'améliorer la faisabilité pratique des solutions ont été développées, soit par post-rationalisation du tracé des solutions [He & Gilbert, 2015], soit en travaillant sur la génération de la structure de départ [Zhang et al., 2016].

4.2.3 Objectif et description de l'étude de cas

Objectif

La revue bibliographique qui vient d'être conduite a permis de montrer d'une part la richesse et les perspectives des méthodes d'optimisation pour la conception de structures de type exosquelette, mais aussi d'illustrer les limites de ces approches, quant à la rationalisation et la faisabilité des solutions. Notamment, les spécificités propres à la construction et conception du matériau retenu (acier, béton etc.) sont rarement pris en compte, et ce malgré leur potentielle influence sur les résultats d'un problème d'optimisation.

L'objectif est ici de relire un problème bien connu de la littérature scientifique à l'aune d'une des spécificités de la construction bois introduite dans la partie précédente : le comportement semi-rigide des assemblages. Nous étudions ici la géométrie optimale – et le dimensionnement – d'une structure en bois de type exosquelette plan illustrée dans la **Figure 1-29**, qui participe au contreventement d'un immeuble de grande hauteur soumis à une charge de vent et précédemment étudiée par Stromberg et al. [2012].

Géométrie et notations

La structure a une hauteur totale H et une demi-largeur B et est composé de N modules de contreventement le long de la hauteur. La position du module $n \in \llbracket 1, N \rrbracket$ – altitude de son sommet – est notée z_{2n} et la hauteur du point d'intersection des diagonales est notée z_{2n-1} . On suppose que chaque élément en bois a une section transversale carrée avec une aire notée A_i et sont assemblés grâce à des assemblages par broches à chacune de leurs extrémités comme illustré dans la **Figure 1-29**. Le bois est supposé être du bois lamellé-collé de classe de résistance GL28h. La géométrie est paramétrée par le vecteur des positions des différents nœuds de la structure (z_i) avec $i \in \llbracket 1, 2N \rrbracket$ et l'aire des éléments A_j avec $i \in \llbracket 1, 3N \rrbracket$ constituent les variables du problème d'optimisation de la structure.

Critères de conception

Pour concevoir les systèmes de stabilité horizontale d'un bâtiment, plusieurs critères de conception peuvent généralement intervenir : raideur globale, déplacement en tête, fréquence propre etc. Chaque critère est donc lié à des aspects différents du comportement de la structure, mais peut affecter la disposition optimale des modules de contreventement, ainsi que le dimensionnement des éléments. Dans le travail qui suit, en plus des critères usuels de résistance des éléments aux états limites ultimes selon l'Eurocode 5, la structure sera soumise à un critère de déplacement en tête du bâtiment fixée à $H/500$.

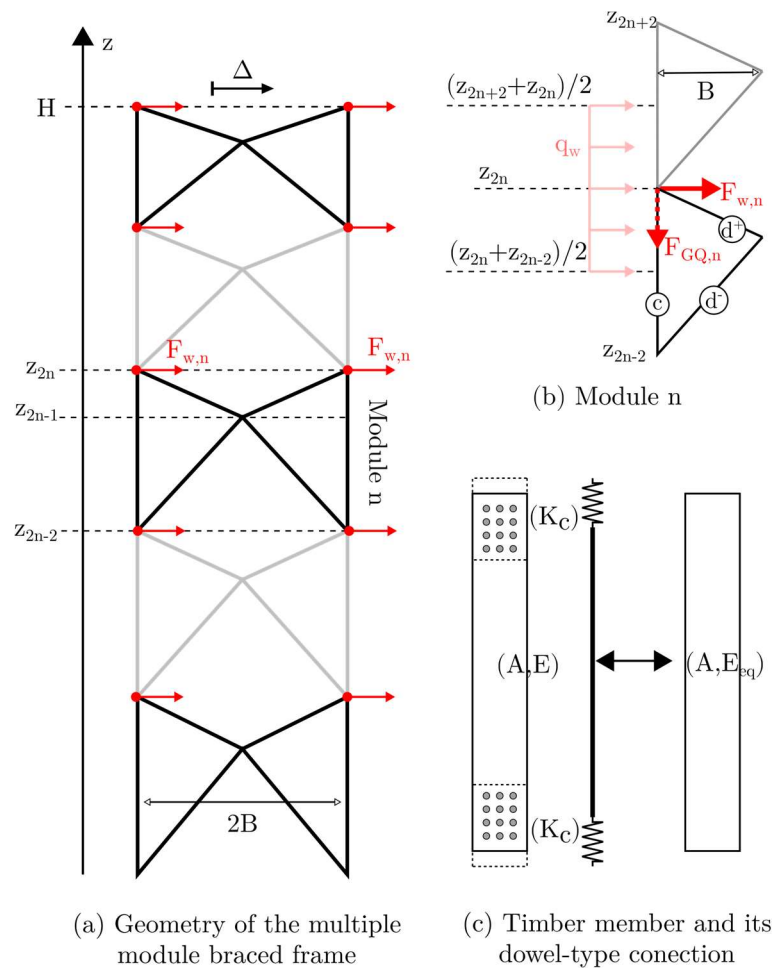


Figure 1-29 Géométrie et notations du problème d'optimisation d'un exosquelette en bois.

Les profils de charges de vent sur les bâtiments sont généralement modélisés par une loi de puissance ou logarithmique, décrivant l'augmentation de la vitesse du vent avec la hauteur. Cependant, pour ne pas introduire de complexité inutile, une distribution uniforme q_w est utilisée. Comme illustré sur la **Figure 1-29** la charge du vent est distribuée aux nœuds du cadre, avec des forces latérales équivalentes agissant au sommet de chaque module et que l'on note $F_{W,n}$.

Efforts et déplacements

Cette structure treillis est statiquement déterminée. En appliquant une charge horizontale unitaire au sommet (des deux côtés) du module j , les efforts internes dans les diagonales supérieures du module n notés $f_{n,d+}^j$ et dans les diagonales inférieures $f_{n,d-}^j$ sont donnés par les équations suivantes :

$$\begin{aligned}
f_{n,c}^j &= \frac{(z_{2j} - z_{2n-1})}{B} \\
f_{n,d+}^j &= \frac{L_{n,d+}}{B} = \frac{\sqrt{(z_{2j} - z_{2n-1}) + B^2}}{B} \\
f_{n,d-}^j &= \frac{L_{n,d-}}{B} = \frac{\sqrt{(z_{2j-1} - z_{2n-2}) + B^2}}{B}
\end{aligned} \tag{1-20}$$

En utilisant le principe des travaux virtuels, le déplacement Δ_k^j au sommet du module k sous une charge unitaire au sommet du module j :

$$\Delta_k^j = 2 \sum_{n=1}^{n \leq j} \left[\sum_{m=[c,d+,d-]} f_{n,m}^j f_{n,m}^k \left(\frac{L_{n,m}}{(EA)_{n,m}} + \frac{2}{K_{c,n,m}} \right) \right] \tag{1-21}$$

Où $A_{n,m}$ est la section transversale, $L_{n,m}$ la longueur et $K_{n,m}$ la raideur de l'assemblage de l'élément $m \in [c, d+, d-]$ du module n . On définit finalement les chargements linéaires verticaux descendants q_G et q_Q appliqués aux éléments verticaux pour modéliser les charges de poids propre et charges permanentes et les charges d'exploitation appliquées sur les planchers du bâtiment et transférées aux poteaux de la structure.

Raideur des assemblages

Pour simplifier, on supposera ici une relation purement linéaire entre la force axiale $F_{Rd,i}$, transitant dans l'assemblage de l'élément i pour le cas de charge ELU j considéré et la raideur ELU de l'assemblage noté $K_{c,U,i}$ corrigé du facteur modificatif k_{mod} associé :

$$K_{c,U,i} = c_1 \cdot \max_j [F_{Rd,i,j} / k_{mod}] \tag{1-22}$$

Où c_1 est le coefficient de proportionnalité de la loi linéaire. On suppose dans la suite que l'ensemble des efforts dus au vent mais aussi dus aux charges permanentes et charges d'exploitation, sont transférées dans les assemblages de la structure.

Nota Bene

Il convient de noter que la loi de comportement de la raideur d'assemblage utilisé dans ce chapitre ne correspond pas exactement au modèle développé dans la section 3.3. Comme expliqué dans la première partie introductive, bien que placé à la suite, les chapitres 3 et 4 de ce mémoire correspondent en réalité à deux études réalisées dans l'ordre inverse. Le modèle d'assemblage présenté dans le chapitre 3 est le résultat de plusieurs améliorations apportées au fur et à mesure de ce travail de recherche. Toutefois, le chapitre 4 ayant déjà fait l'objet d'une publication [Mam et al., 2020], nous avons fait le choix de conserver la forme purement linéaire du comportement en raideur de l'assemblage décrit par l'équation (1-22).

Néanmoins, ce modèle permet bien d'approcher la réponse spécifique de l'assemblage dans le cas d'une sollicitation axiale pour un élément carré comme c'est le cas ici. On peut observer dans la **Figure 1-14** que la relation entre raideur et force axiale pouvait être approchée par

une loi puissance avec ordonnée et seuil à l'origine avec un exposant proche de 1, donc proche d'une forme linéaire. Une régression purement linéaire sur les données de la **Figure 1-14(N)** conduisent à un facteur multiplicatif pour la raideur de service $c_{1,ELS} = 980 m^{-1}$, soit un facteur pour la raideur ELU de $c_{1,ELS} = 650 m^{-1}$ (réduction forfaitaire de la raideur par 2/3 selon l'EC5).

4.2.4 Processus global de conception et d'optimisation

Le problème d'optimisation précédemment décrit est résolu par un processus d'optimisation à deux niveaux. Tout d'abord, pour une géométrie donnée, le dimensionnement optimal des éléments (sections A_i) du treillis est déterminé grâce à une approche d'optimisation par critère d'optimalité (voir section suivante) sous les contraintes de résistance aux états limites ultimes des éléments selon l'Eurocode 5 et de déplacement en tête d'immeuble sous charges de vent. Ensuite, une méthode d'optimisation plus générale de type COBYLA [Powell, 1994] est utilisée pour résoudre le problème d'optimisation géométrique de l'exosquelette. Le processus global de conception et d'optimisation de la structure en treillis est résumé dans la **Figure 1-30** et a été implémenté en langage python.

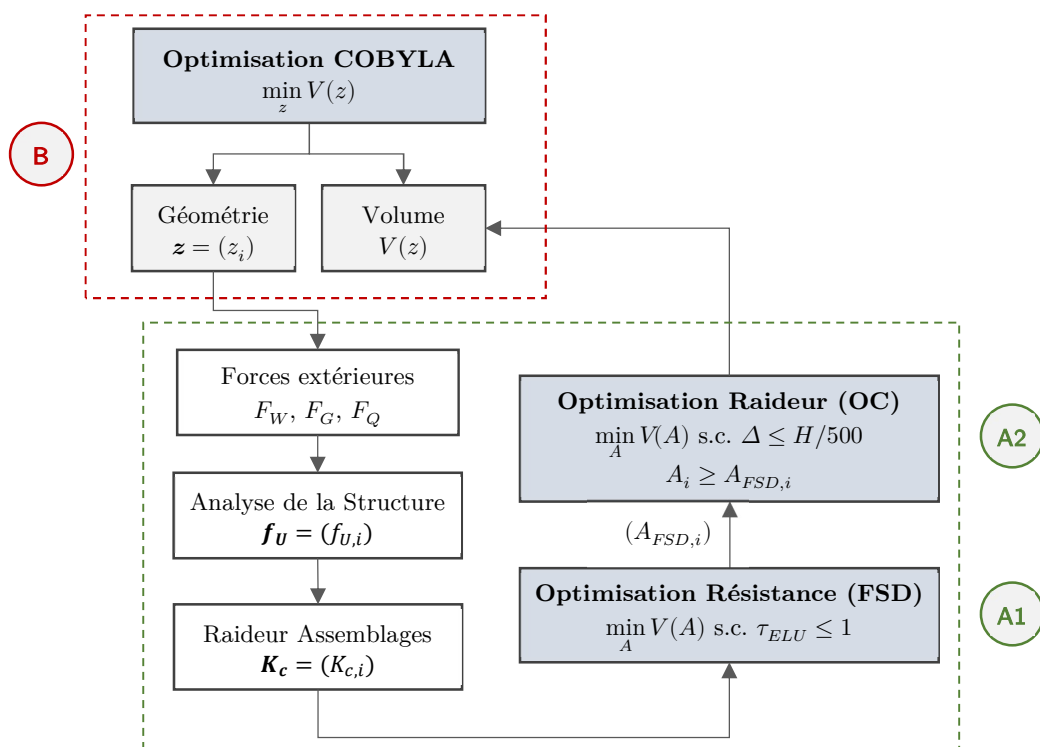


Figure 1-30 Schéma du processus d'optimisation de l'exosquelette

Etape A1 : Optimisation des sections sous des contraintes de résistance

Bien que les critères de raideur pilotent généralement la conception des systèmes de stabilité latérale d'un immeuble de grande hauteur, la résistance et la stabilité des éléments qui les composent doivent aussi être vérifiées afin de s'assurer de l'intégrité structurelle du bâtiment.

Deux approches peuvent être distinguées quant à l'optimisation des sections des éléments d'une structure sous des contraintes combinées de résistance et de déplacement global [Chan et al., 1995]. Les deux jeux de contraintes peuvent être traités de manière simultanée dans un même processus d'optimisation. Ou bien ils peuvent être traités séparément et pris en compte implicitement sous forme de bornes minimales dans des processus d'optimisation successifs. Plus précisément ici, comme la raideur va vraisemblablement piloter le dimensionnement du treillis, les contraintes de résistance sont traitées comme des contraintes secondaires puisque la plupart seront finalement inactives dans la solution optimale.

Une fois la structure analysée, les sections minimales vis-à-vis des exigences de résistance des éléments en traction ou compression de l'EC5 sont déterminées, puis utilisées comme bornes inférieures du problème d'optimisation des sections sous la contrainte de raideur. Dans le cas présent une technique de *Fully Stressed Design* (voir section suivante) classique est utilisée pour déterminer le dimensionnement optimal de chaque élément $A_{i,FSD}$. Pour la vérification de leur stabilité locale, et notamment pour le calcul des longueurs de flambement, on considérera que tous les éléments sont stabilisés au niveau de chaque étage.

Etape A2 : Optimisation des sections sous des contraintes de raideur globale

L'optimisation des sections sous la contrainte d'un déplacement limité à $H/500$ sous charges de vent est effectuée à l'aide d'une approche par critère d'optimalité détaillée dans la section suivante. Les sections minimales pour satisfaire les exigences de résistance des éléments précédemment déterminées $A_{i,FSD}$ sont ici utilisées implicitement comme bornes inférieures des variables A_i du problème d'optimisation sous contrainte de raideur.

Il convient de noter que l'approche retenue avec une prise en compte implicite des contraintes de résistance s'avère dans notre cadre aussi pertinente du fait du caractère isostatique de la structure. Dans le cas d'une structure hyperstatique, ce schéma d'optimisation ne conduit pas nécessairement après l'optimisation sous contraintes de raideur avec bornes implicites à respecter les contraintes de résistance initiales dans la mesure où la distribution des efforts dans la structure dépend de la raideur des éléments. Pour pallier ce problème, le processus pourrait néanmoins être répété jusqu'à convergence ; ou une mise-à-jour implicite des bornes du problème (donc avec une analyse de la structure) à chaque itération du processus d'optimisation en raideur pourrait être effectuée.

Etape B : Optimisation de la géométrie du treillis

Finalement, le problème d'optimisation de la géométrie de la structure est résolu à l'aide d'une méthode de type COBYLA [Powell, 1994] basée sur une approximation à chaque itération du problème d'optimisation sous contraintes à l'aide d'un problème d'optimisation linéaire.

4.2.5 Description des différents modèles

Afin d’illustrer l’influence des raideurs d’assemblage sur le comportement de la structure nous étudierons et comparerons différents modèles, présentés dans le **Tableau 1-15**.

Dans les modèles de type « A », seul le chargement de vent sera considéré et l’optimisation des sections du treillis se fera sans contrainte de résistance sur les éléments, donc uniquement avec la contrainte de déplacement en tête. Dans les modèles de type « B », on introduit les charges verticales descendantes liées aux charges permanentes et charges d’exploitation sur les planchers et transférées aux poteaux de la structure. De plus, l’optimisation des sections prendra en compte les exigences de résistance des éléments de la structure pour les cas de charges ELU (ULS en anglais pour *Ultimate Limit State*) suivant :

$$\begin{aligned}
 ULS.G &= 1.35G & k_{mod} &= 0,6 \\
 ULS.GQ &= 1.35G + 1.5Q & k_{mod} &= 0,8 \\
 ULS.GWQ &= 1.35G + 1.5W + 1.05Q & k_{mod} &= 1,1
 \end{aligned}
 \tag{1-23}$$

Où G, W et Q désignent respectivement les charges permanentes, la charge de vent et la charge d’exploitation. Les modèles de type « 0 » ne prennent pas en compte la semi-rigidité des assemblages (raideur infinie de la connexion), tandis que les modèles de type « K » intègrent une loi simplifiée du comportement en raideur des assemblages par broches, décrite dans l’équation (1-24). La comparaison des modèles A et B permettra ainsi d’analyser l’influence de la prise en compte des charges verticales sur les planchers et du critère de résistance des éléments ; tandis que la comparaison des modèles 0 et K illustrera l’influence de la raideur des assemblages sur les résultats d’optimisation de la structure.

Modèle	Raideur Assemblages	Optimisation des sections	Chargement
M _{0,A}	Non	Raideur	W
M _{K,A}	Oui	Raideur	W
M _{0,B}	Non	Raideur + Résistance	W + G + Q
M _{K,B}	Oui	Raideur + Résistance	W + G + Q

W : Charges de vent ; G : Charges permanentes ; Q : Charges d’exploitation

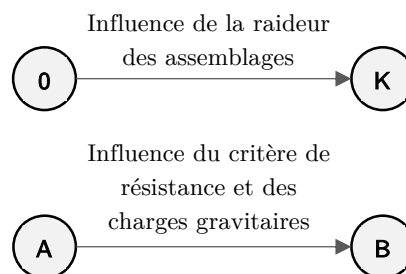


Tableau 1-15 Description des différents modèles de raideur et d’optimisation des sections de la structure exosquelette.

4.3 L'OPTIMISATION PAR CRITERE D'OPTIMALITE

Pour une géométrie donnée, le processus d'optimisation développé ici vise à trouver la solution qui minimise le volume de matière du treillis de contreventement sous des contraintes de résistance des éléments et de déplacement en tête. A géométrie fixée, le problème consiste donc à optimiser simplement les sections A_i de tous les éléments du treillis.

Jusqu'aux années 60, de nombreuses méthodes de programmation mathématiques furent développées et utilisées pour résoudre des problèmes d'optimisation de structures du type décrit dans le paragraphe précédent. Cependant l'utilisation de ces méthodes a très vite été restreinte à des structures de faible taille, du fait de la nécessité de mener un grand nombre d'analyses structurelles [Kirsch, 1993]. C'est pourquoi à la fin des années 60, des approches alternatives appelées critères d'optimalité (*Optimality Criteria* – OC) ont vu le jour dans le cadre de problèmes plus spécifiques. Ces méthodes sont basées sur l'établissement d'un ensemble de conditions nécessaires qui doivent être satisfaites par la solution optimale et qui sont utilisées pour définir une procédure de résolution itérative.

4.3.1 Fully Stressed Design

Une des premières méthodes à voir le jour, et encore utilisée aujourd'hui, est la méthode du *Fully Stress Design* – FSD. Elle repose sur l'intuition (déjà visible dans les travaux de Maxwell [1870] et de Michell [1904]) selon laquelle dans une structure optimale (conduisant au volume de matière le moins important), tous les éléments atteignent leur contrainte admissible sous au moins un cas de charge. Cette méthode théorisée dans les années 60-70 par Razani [1965], Kicher [1966], McNeill [1971], ou encore Gunnlaugsson & Martin [1973] est largement utilisée pour les structures treillis de taille moyenne dans lesquelles les considérations de résistance pilotent le dimensionnement des éléments de la structure, plutôt que des critères de raideur du système. Elle est relativement efficace en matière de performances, mais surtout reconnue pour sa rapidité de convergence.

Principe général

Dans une structure isostatique, chaque élément peut être redimensionné indépendamment des autres à sa contrainte admissible. Dans une structure hyperstatique, le processus est généralement réalisé de manière itérative, et est basé sur l'idée selon laquelle la section d'un élément présentant une contrainte non admissible doit être augmentée pour diminuer sa contrainte et l'inverse pour les éléments « sous sollicités ».

Après chaque étape de redimensionnement, dans la mesure où dans une structure hyperstatique la section des éléments influence la distribution des forces, plusieurs itérations et analyses sont nécessaires pour finalement obtenir la solution finale. Cependant, dans les structures dans lesquelles les éléments sont sollicités axialement, les sollicitations dans les éléments sont très peu affectées par les variations relatives de la taille des autres membres, et le processus converge rapidement.

Règle de dimensionnement

La règle de redimensionnement la plus communément utilisée est la méthode dite du *stress ratio*. La variable de conception pour l'itération $(k+1)$ X_i^{k+1} est calculée à partir de sa valeur X_i^k et le taux d'utilisation (rapport entre la contrainte maximale et la contrainte admissible) de l'élément U_i^k à l'itération précédente selon la formule suivante :

$$X_i^{(k+1)} = X_i^{(k)} \cdot (U_i^{(k)})^\nu \quad (1-24)$$

Où ν est un paramètre de relaxation permettant d'améliorer la convergence de l'algorithme.

-
- | | |
|-----|---|
| 1. | Sélection d'un jeu de variables initiales $X_i^{(0)}$ |
| 2. | Analyse de la structure et calcul des sollicitations |
| 3. | WHILE tant que les tolérances sur les variables ne sont pas atteintes & que le nombre d'itérations maximal n'a pas été atteint |
| 4. | Calcul des taux d'utilisation des éléments $u_i^{(k)}$ |
| 5. | Calcul des nouvelles variables de sections $X_i^{(k+1)} = X_i^{(k)} \cdot (u_i^{(k)})^\nu$ |
| 6a. | Analyse de la structure et calcul des nouvelles sollicitations |
| 6b. | Itération : $k = k + 1$ |
-

Tableau 1-16 Principe de l'algorithme du *Fully Stressed Design*.

4.3.2 Critère d'optimalité et formulation duale

Dans les années 70, des scientifiques de l'aérospatial, Berke, Venkayya et Khot ont initié le véritable développement des critères d'optimalité adaptés aux structures de grande taille modélisées par éléments finis, en introduisant la prise en compte de contraintes de déplacement [Berke & Khot, 1970] [Berke & Khot, 1974] [Venkayya, 1971] [Venkayya et al., 1973]. Ces contraintes sont formulées à partir du principe des travaux virtuels, et des critères d'optimalité sont établis à partir de l'examen du lagrangien.

Le développement des critères d'optimalité s'est fait conjointement à l'amélioration des algorithmes de programmation mathématiques. L'apparition des méthodes duales, des concepts d'approximation et des méthodes de décomposition a en fait montré que les méthodes de critères d'optimalité pouvaient être vues comme une particularisation de méthodes plus générales de programmation mathématique. A partir des méthodes plus intuitives du début des années 70, de nombreuses extensions furent ainsi présentées avec un cadre mathématique plus rigoureux notamment par Fleury [1979] et Zhou & Rozvany [1992, 1993] qui s'appuient sur les conditions d'optimalité du Lagrangien de Karush-Kuhn-Tucker (KKT). Chan & Grierson [1993] présentent une approche adaptée tout particulièrement à la conception des structures de contreventement des immeubles de grande hauteur. On rappelle dans les paragraphes qui suivent les grandes lignes de l'approche par critère d'optimalité (*Optimality Criteria* OC).

Principes mathématiques

Soit $x = (x_i)$ le vecteur des variables d'optimisation du problème. Dans un cadre mathématique général, un problème d'optimisation peut s'écrire comme un problème de minimisation d'une fonction $f(x)$, dite fonction objectif, sous des fonctions de contraintes $g_j(x)$ à respecter par les solutions :

$$\begin{aligned} \min_x f(x) \quad & \text{sous contraintes} \\ g_j(x) \leq 0, \quad & j = 1, \dots, M \end{aligned} \tag{1-25}$$

De nombreuses méthodes mathématiques de résolution de problème d'optimisation avec contraintes sont basées sur l'étude du Lagrangien associé à la fonction objectif f et aux contraintes du problème g_j . Le Lagrangien du problème d'optimisation s'écrit :

$$\mathcal{L}(x, \lambda) = f(x) - \sum_j \lambda_j g_j(x) \tag{1-26}$$

Où les scalaires λ_j sont appelés multiplicateurs de Lagrange. On peut montrer que si x^* est un optimum local du système vérifiant l'hypothèse de qualification (on ne détaille pas ici cette hypothèse), alors il existe $\lambda^* = (\lambda_j)$ tel que :

$$\begin{aligned} (a) \quad & \lambda_j^* \geq 0 & j = 1, \dots, m \\ (b) \quad & g_j(x^*) \leq 0 & j = 1, \dots, m \\ (d) \quad & \lambda_j^* g_j(x^*) = 0 & j = 1, \dots, m + p \\ (e) \quad & \nabla_x \mathcal{L}(x^*, \lambda^*) = 0 \end{aligned} \tag{1-27}$$

La condition (a) impose la positivité des multiplicateurs de Lagrange associés aux contraintes d'inégalité. Les conditions (b) sont des conditions de réalisabilité (admissibilité de la solution vis-à-vis des contraintes). Les conditions (d) sont généralement appelées conditions d'exclusion et impliquent que, soit une contrainte j est active (c'est-à-dire $g_j(x^*) = 0$), soit elle est inactive (c'est-à-dire $g_j(x^*) < 0$) et le multiplicateur de Lagrange associé est nul. La dernière condition (e) impose la stationnarité du Lagrangien. On appelle ces conditions les conditions nécessaires du 1er ordre ou conditions de Karush-Kuhn-Tucker (KKT). Les variables x_i sont en général appelées variables primales du problème, à la différence des multiplicateurs de Lagrange λ_i appelés variables duales.

La condition (e) du système (1-27) implique ainsi :

$$\begin{aligned} \forall i \in \llbracket 1, N \rrbracket \quad & \frac{\partial f}{\partial x_i} + \sum_j^M \lambda_j \frac{\partial g_j}{\partial x_i} = 0 \\ \text{soit : } \forall i \in \llbracket 1, N \rrbracket \quad & 1 = - \sum_j^M \lambda_j \frac{\frac{\partial g_j}{\partial x_i}}{\frac{\partial f}{\partial x_i}} \end{aligned} \tag{1-28}$$

De façon similaire à l'équation (1-24) de la méthode FSD, l'équation précédente qui représente une condition qui doit être satisfaite à l'optimum, peut être utilisée pour définir une relation de récurrence caractérisant la variation des variables x_i du problème entre deux itérations notées n et $n + 1$:

$$\forall i \in \llbracket 1, N \rrbracket \quad x_i^{(n+1)} = \left[1 + \left(- \sum_j^M \lambda_j \frac{\frac{\partial g_j}{\partial x_i}}{\frac{\partial f}{\partial x_i}} - 1 \right) \right]^{1/\eta} x_i^{(n)} \quad (1-29)$$

où η est un paramètre de relaxation qui contrôle la vitesse de convergence du processus itératif. En réalisant un développement limité à l'ordre 1 de la relation (1-29) (sachant, selon l'équation (1-28), qu'à l'optimum la quantité entre parenthèses est proche de 1) on obtient finalement :

$$\forall i \in \llbracket 1, N \rrbracket \quad x_i^{(n+1)} = \left[1 - \frac{1}{\eta} \left(\sum_j^M \lambda_j^{(n)} \frac{\frac{\partial g_j^{(n)}}{\partial x_i}}{\frac{\partial f^{(n)}}{\partial x_i}} + 1 \right) \right] x_i^{(n)} \quad (1-30)$$

Avant de pouvoir utiliser la relation précédente pour obtenir la nouvelle valeur des variables de conception, il est nécessaire de déterminer la valeur des multiplicateurs de Lagrange $\lambda_j^{(n)}$ à l'itération en cours. Pour cela on considère la différentielle des fonctions de contraintes entre deux itérations :

$$\forall j \in \llbracket j, M \rrbracket \quad g_j^{(n+1)} = g_j^{(n)} + \sum_i^N \frac{\partial g_j^{(n)}}{\partial x_i} \cdot (x_i^{(n+1)} - x_i^{(n)}) \quad (1-31)$$

En supposant que les contraintes sont actives à l'itération $n + 1$ (si bien que $g_j^{(n+1)} = 0$) et en utilisant les relations de récurrence (1-30) et (1-31) on obtient finalement :

$$\forall j \in \llbracket j, M \rrbracket \quad 0 = g_j^{(n)} - \frac{1}{\eta} \sum_i^N \frac{\partial g_j^{(n)}}{\partial x_i} \cdot \left(\sum_k^M \lambda_k^{(n)} \frac{\frac{\partial g_k^{(n)}}{\partial x_i}}{\frac{\partial f^{(n)}}{\partial x_i}} + 1 \right) \quad (1-32)$$

$$\text{soit : } \forall j \in \llbracket j, M \rrbracket \quad \frac{1}{\eta} \sum_i^N \sum_k^M \lambda_k^{(n)} \frac{\frac{\partial g_j^{(n)}}{\partial x_i} \frac{\partial g_k^{(n)}}{\partial x_i}}{\frac{\partial f^{(n)}}{\partial x_i}} = g_j^{(n)} - \frac{1}{\eta} \sum_i^N \frac{\partial g_j^{(n)}}{\partial x_i}$$

A partir de l'évaluation à l'itération en cours des dérivées partielles de la fonction objectif et des fonctions de contraintes, la résolution du système linéaire décrit par l'équation (1-32) permet ainsi de déterminer la valeur des multiplicateurs de Lagrange $\lambda_j^{(n)}$.

Ils peuvent ensuite être utilisés pour calculer la valeur des variables du problème pour l'itération suivante grâce à la relation (1-30). Les relations (1-30) et (1-32) forment ensemble la base des méthodes de critère d'optimalité.

Les problèmes d'optimisation comme celui décrit en (1-25) contiennent généralement des contraintes simples de bornes minimale et/ou maximale sur la valeur des variables de conception x_i . Au lieu de les traiter explicitement comme des fonctions de contraintes, on préfère en général traiter ces bornes de manière implicite. Ainsi, dans l'hypothèse où une variable atteint une de ses valeurs limites au cours d'une itération, on considère cette variable inactive pour l'itération suivante et fixée à sa valeur limite.

De même si le problème contient plusieurs fonctions de contraintes, d'après les conditions d'exclusions de KKT, on peut considérer que les fonctions qui deviennent inactives à la fin de l'itération n , ne joueront aucun rôle dans le voisinage de la solution $x^{(n)}$, et donc peuvent être écartées du processus itératif décrit dans les équations (1-30) et (1-32) pour calculer la valeur de la solution $x^{(n+1)}$ à l'itération $n + 1$.

Implémentation

L'algorithme d'optimisation par critère d'optimalité qui vient d'être décrit précédemment dans sa version générale a été implémenté en langage python. Les détails précis de cette implémentation, et notamment concernant les critères d'arrêt et la stratégie de relaxation (i.e. évolution du facteur de relaxation η au cours des itérations) de l'algorithme sont décrits dans l'annexe A de ce mémoire.

4.4 RESULTATS : INFLUENCE DE LA RAIDEUR DES ASSEMBLAGES

4.4.1 Module unique

Intéressons-nous en premier lieu aux résultats du problème d'optimisation d'un exosquelette à module unique soumis à une charge ponctuelle au sommet comme illustré dans la **Figure 1-31**. Comme décrit analytiquement par [Stromberg et al. \[2012\]](#), sans considération de la semi-rigidité du comportement des assemblages et des charges permanentes et d'exploitation transférées aux éléments verticaux, la géométrie optimale du module de contreventement – i.e. celle qui minimise le déplacement en tête – est définie par un point de fonctionnement z/H de 0,75.

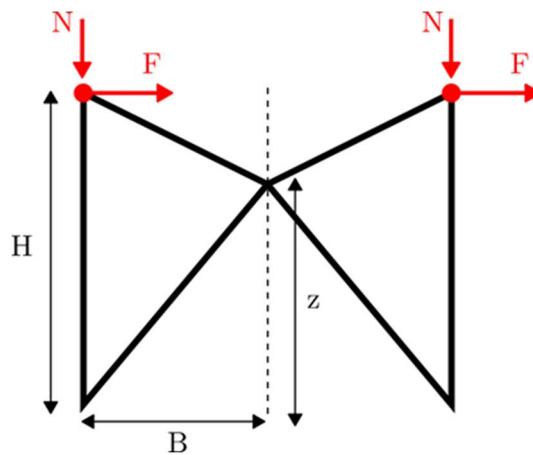


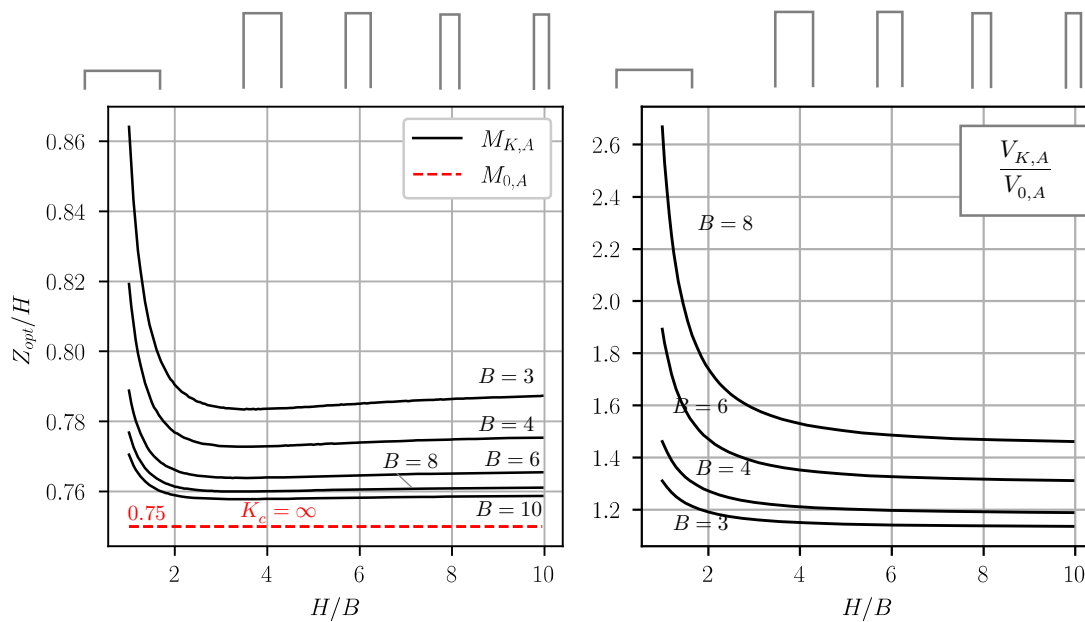
Figure 1-31 Schéma du problème d'optimisation à module unique

Dans l'exemple numérique qui suit, on suppose que le coefficient de la loi linéaire de raideur des assemblages de l'équation (1-22) est égal $c_1 = 6,5 \times 10^2 \text{ m}^{-1}$ et on considère une limite de déplacement en tête de $H/500$.

Influence de la raideur des assemblages (Modèles A)

On compare tout d'abord les résultats des modèles de type A, sans prise en compte des charges complémentaires permanentes et d'exploitation transférées aux poteaux. On rappelle que ce problème revient donc à optimiser le module simplement sous une contrainte de raideur sous charges de vent. La **Figure 1-32** montre l'évolution du point de fonctionnement optimal du module (rapport z/H) en fonction du facteur d'élancement H/B pour différentes valeurs de la demi-largeur du module B.

Les résultats du modèle $M_{0,A}$ confirment bien les résultats observés par [Stromberg et al. \[2012\]](#) avec un point d'intersection optimal des diagonales situé à 75% de la hauteur du module et ce quels que soient la hauteur et l'élancement du module.



(a) Point de fonctionnement z/H en fonction de l'élancement H/B du module pour différentes valeurs de demi-largeur B . Comparaison des modèles $M_{K,A}$ et $M_{0,A}$ (avec et sans raideur d'assemblages)

(b) Evolution du rapport de volume entre les solutions du modèle $M_{K,A}$ et $M_{0,A}$ (avec et sans raideur d'assemblages) en fonction du rapport d'élancement du module H/B

Figure 1-32 Résultats du problème d'optimisation d'un exosquelette à un seul module de contreventement en X, sans prise en compte des charges complémentaires de poids propre et d'exploitation (Modèles A).

On observe sur la **Figure 1-32(a)** que pour des élancements supérieurs à 1, c'est-à-dire un rapport $H/B > 2$, le point de fonctionnement optimal selon le modèle $M_{K,A}$ dépend en fait très peu de l'élancement géométrique du module. On note que pour ces facteurs d'élancement la raideur des assemblages conduit à une augmentation à la marge du point d'intersection optimal des diagonales, qui reste très proche des 75%, et ce, d'autant plus vrai que la largeur du module augmente.

Toutefois, pour des facteurs d'élancement inférieur à 1, c'est-à-dire lorsque la hauteur du module devient inférieure à sa largeur, le point de fonctionnement optimal du module augmente de façon significative, vers une géométrie en chevron.

Comme attendu et illustré dans la **Figure 1-32(b)**, la perte de raideur due aux assemblages par broches dans le modèle $M_{K,A}$ conduit inéluctablement pour la compenser à une augmentation du volume de bois optimal dans la structure, d'autant plus importante que H/B est petit.

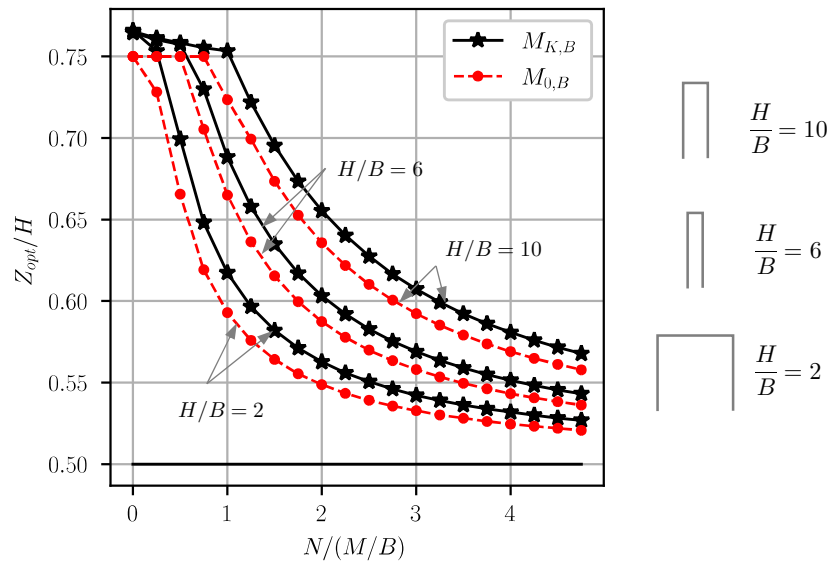


Figure 1-33 Résultats du problème d'optimisation d'un exosquelette à un seul module de contreventement en X, avec prise en compte des charges complémentaires de poids propre et d'exploitation (Modèles B). Point de fonctionnement z/H en fonction du rapport $N/(\frac{FH}{B})$ pour différentes valeurs du facteur d'élanement H/B avec une demi-largeur $B = 6$ m.

Influence des contraintes de résistance avec prise en compte des charges gravitaires (Modèles B)

En plus des critères de résistance vis-à-vis des efforts induits par les charges de vent, le dimensionnement de ces structures doit généralement prendre aussi en compte l'effet des charges gravitaires s'appliquant sur les planchers et transférées à celles-ci, notamment aux poteaux. A cet effet, on introduit maintenant une simple charge verticale descendante N appliquée aux poteaux de la structure (voir **Figure 1-31**), et on vérifie la résistance de chaque élément sous les différentes combinaisons de charges ELU.

La **Figure 1-33** montre l'évolution du point de fonctionnement optimal du module en fonction du rapport $N/(\frac{FH}{B})$, qui se présente comme un indicateur du rapport entre la force axiale dans les poteaux due à la flexion du module sous l'effet de la force horizontale F , et la force axiale due à la charge gravitaire N . Les résultats de l'optimisation sont présentés pour différentes valeurs du facteur d'élanement H/B en maintenant une demi-largeur du module $B = 6$ m.

Pour de faibles valeurs du rapport $N/(\frac{FH}{B})$, le point d'intersection optimal des diagonales reste très proche des 75% de la hauteur du module. La conception, et en particulier le dimensionnement des poteaux, est pilotée par les exigences de raideur sous charges de vent. Au-delà d'une certaine valeur seuil du rapport $N/(\frac{FH}{B})$, un changement de comportement est observé, avec une diminution importante du point de fonctionnement optimal qui tend vers une valeur $z/H = 0,5$. Au-delà de cette valeur, les critères de résistance, notamment vis-à-

vis des charges gravitaires, commencent à piloter le dimensionnement des poteaux de la structure. À mesure que la section minimale des éléments verticaux augmente avec la force axiale N , la rigidité en flexion du module devient de plus en plus importante et le déplacement en tête de module sous charges de vent devient principalement dû à la déformation des diagonales, autrement dit à la déformation de cisaillement. Pour de très grandes valeurs du rapport $N/(\frac{FH}{B})$, le problème d'optimisation sous contrainte de raideur se réduit à celui d'une poutre en cisaillement pur, dans lequel le point de fonctionnement optimal se situe à 50% de la hauteur du module. Comme cela avait déjà été observé lors de l'analyse des résultats du modèle A, on note que l'introduction des raideurs d'assemblages a une influence ici très limitée sur l'optimisation du module, avec une augmentation à la marge du seuil de transition entre les deux domaines de comportement précédemment décrits.

Finalement, on observe bien sur la **Figure 1-33** que plus l'élancement (H/B) du module est important, plus le domaine dans lequel la conception est contrôlée par la raideur est étendu.

4.4.2 Structure à plusieurs modules

L'analyse qui vient d'être conduite est maintenant généralisée à un problème d'optimisation d'un exosquelette à plusieurs modules. On fixe un certain nombre de paramètres afin d'illustrer une étude de cas représentative d'un immeuble de grande hauteur en bois. On se place dans le cas d'un immeuble de 80 m de 25 étages, contreventé en partie par un exosquelette de $2B = 12$ m de largeur [ADIVbois, 2017].

On considère que l'exosquelette reprend les charges de vent qui s'exercent sur une bande de 10 m de façade du bâtiment avec une pression de 1 kN/m^2 , soit une charge linéique de vent de $q_w = 10 \text{ kN/ml}$. Les charges permanente et d'exploitation transférées aux poteaux à chaque étage sont respectivement de $F_{\text{floor},G} = 60 \text{ kN}$ et $F_{\text{floor}} = 22,5 \text{ kN}$. Ces charges correspondent par exemple à considérer un poteau avec une aire d'influence de 15 m^2 et une charge d'exploitation de 150 kg/m^2 et une charge permanente de 400 kg/m^2 sur les planchers du bâtiment.

On suppose que la loi de raideur linéaire des assemblages est caractérisée par un coefficient de proportionnalité égal à $c_1 = 6,5 \times 10^2 \text{ m}^{-1}$ (modèle $M_{K0,B}$). Afin d'analyser la sensibilité des résultats vis-à-vis de la loi de comportement des assemblages, on étudiera deux autres modèles avec $c_1 = 1,0 \times 10^3 \text{ m}^{-1}$ (modèle $M_{K1,B}$) et $c_1 = 4,5 \times 10^2 \text{ m}^{-1}$ (modèle $M_{K2,B}$).

Les résultats pour les différents modèles du problème d'optimisation d'un exosquelette avec 2, 3, 4 et 5 modules sont illustrés dans la **Figure 1-35**. La **Figure 1-34** montre l'évolution du volume optimal de matière en fonction du nombre de modules de contreventement dans la structure. Une analyse détaillée des solutions des modèles $M_{0,A}$ et $M_{K0,B}$ pour 4 et 5 modules est illustrée dans la **Figure 1-36**. Pour chaque solution, on étudie :

- la part du déplacement en tête imputable à chaque module ;
- la part du déplacement en tête imputable à la déformation de chaque type d'élément (poteaux et diagonales) et des assemblages ;

- le taux d'utilisation des contraintes de résistance sur les éléments de la structure pour les différents cas de charges ELU ;
- la perte de raideur des éléments due à la semi-rigidité des assemblages évaluée par le ratio entre le module de Young des éléments en bois et un module de raideur apparent de l'ensemble « élément + assemblages » :

$$E_{eq,i}/E = \frac{1}{1 + 2 \frac{EA_i}{K_{c,i}L_i}} \quad (1-33)$$

Volume de bois

Comme déjà noté dans le cas du treillis à module unique, la semi-rigidité des assemblages de la structure en bois conduit à une perte de raideur à l'échelle globale. La conception de la structure étant ici majoritairement pilotée par la contrainte de déplacement en tête, le volume de bois dans la charpente augmente pour compenser cette perte (**Figure 1-34**), et ce d'autant plus que le coefficient de proportionnalité de la loi de comportement c_1 est faible. On constate par exemple pour le cas d'un exosquelette à 5 modules, une augmentation du volume de bois respectivement de 25%, 43% et 72% pour les modèles $M_{K2,B}$, $M_{K0,B}$ et $M_{K1,B}$ par rapport au modèle sans raideur d'assemblage $M_{0,B}$.

La **Figure 1-36** montre bien qu'une part importante du déplacement global de la structure est imputable à la semi-rigidité des assemblages. Pour les solutions à 4 et 5 modules du modèle $M_{K0,B}$, les assemblages représentent ainsi respectivement 26% et 28% du déplacement total.

La **Figure 1-34** montre que l'introduction de la raideur des assemblages dans une structure en bois peut aussi influencer la topologie optimale de cette dernière. On observe ainsi pour les modèles sans raideur ($M_{0,A}$ et $M_{0,B}$) ou pour le modèle avec la loi de raideur d'assemblage la plus rigide ($M_{K1,B}$) que la configuration avec 5 modules le long de la hauteur est celle qui minimise le volume de matière dans la structure ; tandis que pour les modèles avec les assemblages les plus souples ($M_{K0,B}$ et $M_{K2,B}$) la configuration avec 4 modules conduit au volume de bois minimal dans la structure. On comprend que si la perte de raideur due aux assemblages devient trop importante, il vaut mieux chercher à minimiser leur nombre et donc à diminuer le nombre de modules.

Géométrie

D'un point de vue géométrique, la raideur a globalement peu d'influence sur le point de fonctionnement optimal des différents modules, qui reste relativement proche de 0,75 comme cela avait déjà été constaté pour le problème à module unique. Quelques exceptions à cette règle méritent d'être mentionnées et seront analysées dans les lignes qui suivent.

Si la raideur des assemblages a peu d'influence sur le point relatif d'intersection des diagonales, elle semble avoir un effet non négligeable sur la répartition des modules sur la hauteur de l'exosquelette.

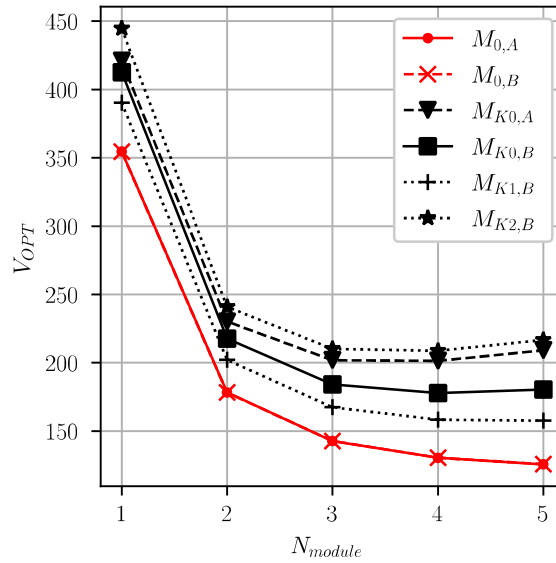


Figure 1-34 Volume optimal de l'exosquelette en fonction du nombre de modules pour les différents modèles.

Pour le modèle $M_{0,A}$, on retrouve le résultat démontré analytiquement par [Stromberg et al. \[2012\]](#) avec une géométrie optimale montrant une répartition uniforme des modules le long du bâtiment qui présentent donc tous la même hauteur et un point de fonctionnement de 0,75. Le détail du comportement des solutions du modèle $M_{0,A}$ pour 4 et 5 modules présenté dans la **Figure 1-36** montre que la contribution de chaque module au déplacement global diminue le long de la hauteur. Par conséquent, on peut supposer que le moyen le plus efficace d'augmenter la rigidité globale de la structure est d'augmenter la raideur relative des modules inférieurs.

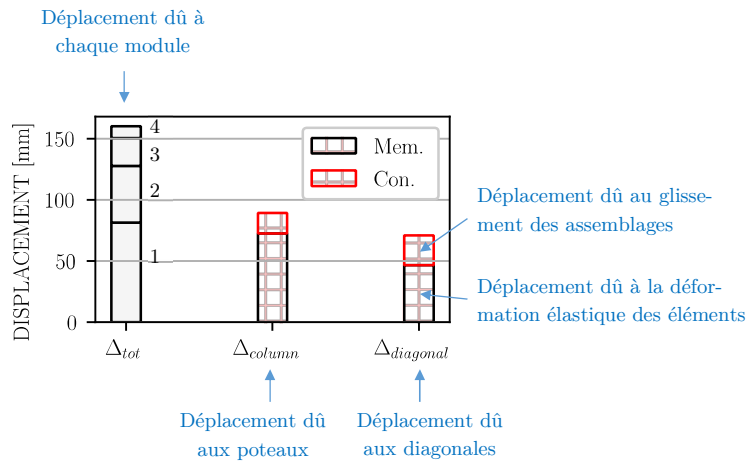
L'introduction de la loi de comportement semi-rigide des assemblages influence de façon non négligeable la géométrie optimale de l'exosquelette et on observe une hauteur des modules qui diminue le long de la hauteur du bâtiment (voir **Figure 1-35**). Les modules inférieurs présentent ainsi une hauteur supérieure à celle constatée dans le cas sans raideur d'assemblage (modèle $M_{0,A}$), et par conséquent les modules supérieurs sont eux plus petits. Cette distribution inégale est d'autant plus prononcée que le coefficient de proportionnalité de la loi de comportement des assemblages c_1 est faible.

Les solutions optimales tendent en fait à maximiser la raideur apparente $E_{eq,i}$ de leurs éléments, et tout particulièrement celle des poteaux puisqu'ils représentent la majeure partie du déplacement en tête comme illustré dans la **Figure 1-36**. D'après l'équation (1-33), pour une raideur d'assemblage donnée, le rapport $E_{eq,i}/E$ est d'autant plus élevé que la longueur de l'élément est importante. Cette observation, combinée à celle faite précédemment sur l'intérêt de maximiser la raideur des modules inférieurs expliquent la distribution inégale des modules avec une hauteur des modules décroissante le long de la hauteur du bâtiment.

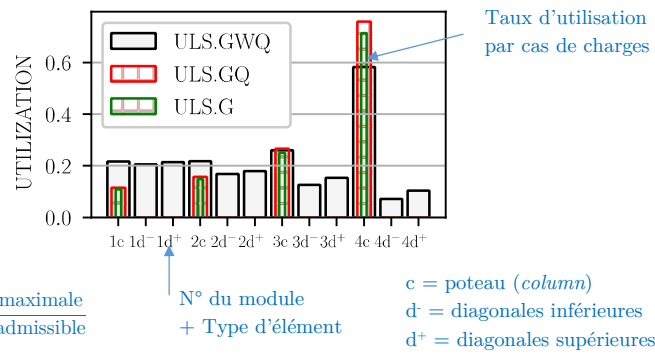


Figure 1-35 Volume optimal de l'exosquelette en fonction du nombre de modules pour les différents modèles.

Analyse des déplacements



Analyse des contraintes de résistance

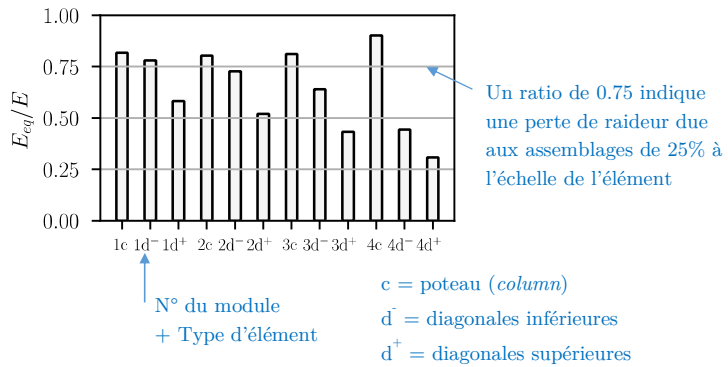


$$\text{Taux d'utilisation} = \frac{\text{Contrainte maximale}}{\text{Contrainte admissible}}$$

Analyse de la perte de raideur due aux assemblages

Pourcentage de Module d'Young équivalent :

$$E_{eq,i}/E = \frac{1}{1 + 2 \frac{EA_i}{K_{c,i} L_i}}$$



Grille de lecture de la **Figure 1-36**

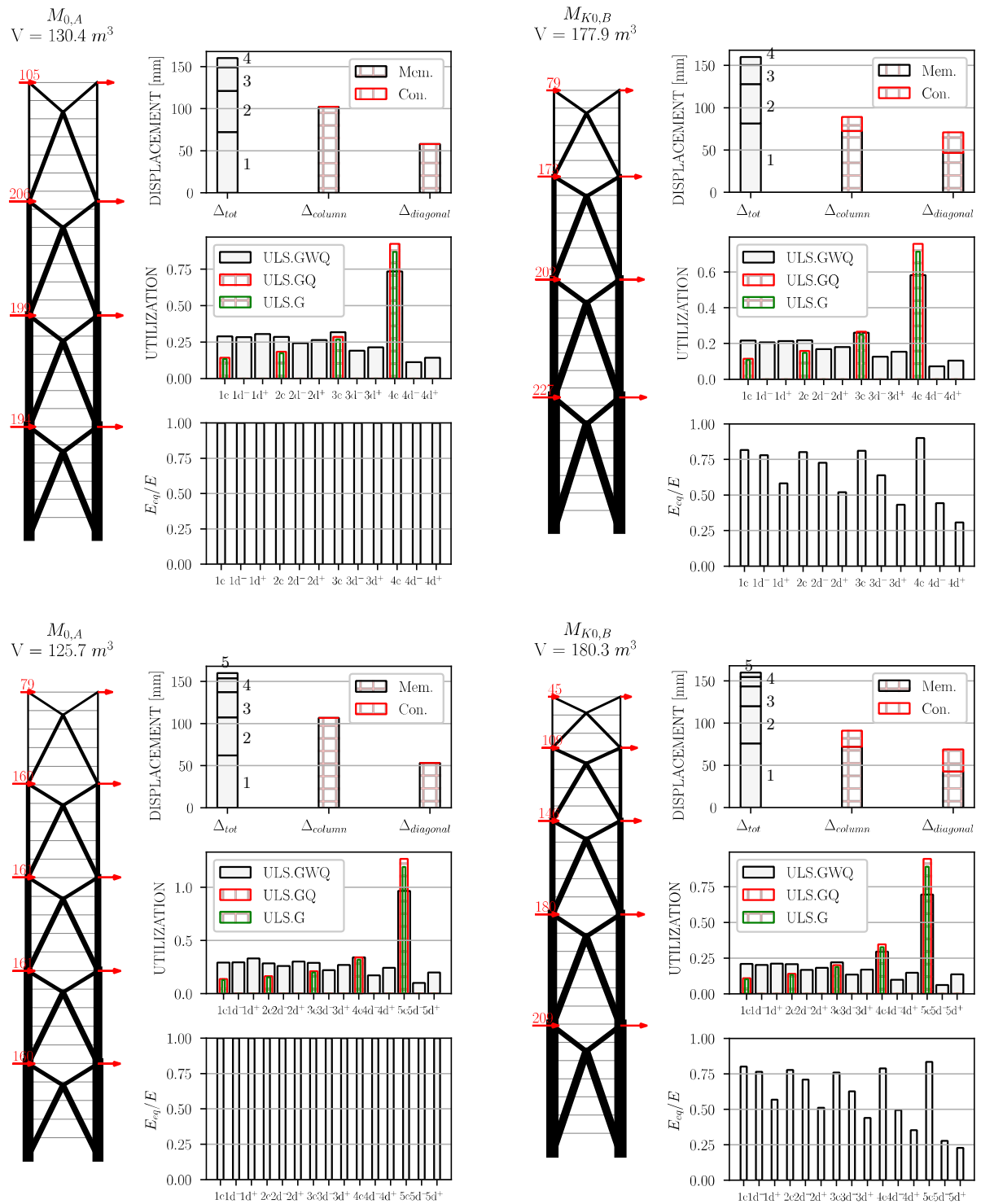


Figure 1-36 Analyse détaillée des solutions optimales du problème d'optimisation à 4 et 5 modules.

Mem. = éléments ; Con. = assemblages

Cas de charges selon équation (1-23)

Cette distribution inégale conduit donc à des modules en partie supérieure présentant un élanement géométrique plus faible qu'en partie inférieure. Pour un rapport h_i/B faible (où h_i est la hauteur d'un module) l'analyse des résultats du problème d'optimisation à un seul module sous contrainte de raideur, a montré que le point de fonctionnement optimal pouvait alors fortement augmenter. On peut ainsi voir sur la **Figure 1-35** que la solution optimale du modèle $M_{K,A}$ (qui, on le rappelle, ne considère aucune exigence de résistance sur les éléments) pour 5 modules, présente un module supérieur en forme de chevron en K.

Impact des contraintes de résistance

Dans la présente étude de cas, le dimensionnement des éléments de la structure est globalement piloté par la contrainte de limitation de la flèche sous les effets du vent. On voit ainsi sur la **Figure 1-36** que la plupart des éléments sont sous-utilisés vis-à-vis des exigences de résistance de l'EC5 (i.e. la contrainte maximale observée est largement inférieure à la contrainte admissible). On note toutefois dans le cas $N = 5$ et pour les modèles $M_{K0,A}$ et $M_{K2,A}$ que la section des poteaux du module supérieur est dimensionnée par leur résistance vis-à-vis des charges gravitaires transmises par les planchers. On note par ailleurs que le point de fonctionnement de ces modules se trouve abaissé en dessous des 75%, ce qui confirme l'effet combiné observé dans la sous-section précédente d'un élanement géométrique faible et d'un dimensionnement des poteaux dicté par les contraintes de résistance.

Convergence et robustesse de l'optimisation

Les différents algorithmes d'optimisation utilisés dans cette étude demeurent des algorithmes de recherche locale dont le résultat peut fortement dépendre de l'initialisation des variables en fonction du problème étudié. Pour s'assurer de l'optimalité des solutions obtenues, plusieurs conditions initiales ont été testées et sont présentées dans la **Figure 1-37** : modules répartis de manière uniforme le long de la hauteur du bâtiment avec une géométrie en X (a) et en K (b) ; ou encore initialisation géométrique aléatoire (c). Le processus d'optimisation converge dans tous les cas vers les mêmes résultats, démontrant la robustesse des solutions optimales illustrées dans toutes les figures précédentes.

On a pu voir dans la **Figure 1-34** que les solutions obtenues pour les modèles $M_{K0,A}$, $M_{K0,B}$ et $M_{K2,A}$ avec $N = 5$ modules présentent un volume supérieur aux solutions obtenues pour $N = 4$. Dans la mesure où l'algorithme utilisé peut théoriquement converger vers une solution dégénérée avec un nombre de modules inférieur, cette observation met en évidence le fait que les solutions susmentionnées correspondent à un optimum local. Néanmoins, nous avons fait le choix ici de pénaliser les solutions à hauteur de module proche de zéro afin de justement trouver ces optimums locaux présentant le bon nombre spécifié de modules. Il convient de mentionner que le processus d'optimisation montre dans tous les cas des difficultés pour converger vers ces solutions dégénérées à hauteur de module nulle.

L'ensemble du processus d'optimisation d'un exosquelette ne prend que quelques secondes – voire moins – pour converger. Comme présenté dans l'annexe A, le processus d'optimisation des sections par critère d'optimalité a ensuite été amélioré en jouant notamment sur l'évolution du facteur de relaxation η .

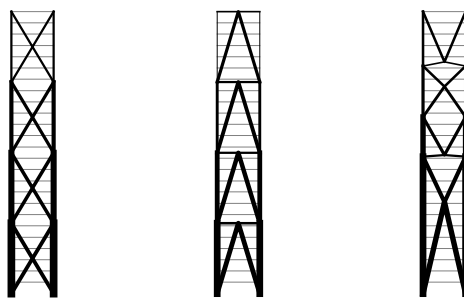


Figure 1-37 Conditions initiales du problème d'optimisation.
 (Gauche) Distribution égale des hauteurs de modules et point de fonctionnement à 50% et (Milieu) 100%. (Droite) Initialisation aléatoire.

Dans l'ensemble des résultats qui viennent d'être présentés, une tolérance de 1% sur les variables de conception a été retenue comme critère d'arrêt des approches FSD et OC, et les facteurs de relaxation respectivement fixés à $\nu = 0,5$ (voir équation (1-24)) et $\eta = 100$ (voir équation (1-29)). Les paramètres par défaut de l'algorithme COBYLA implémenté dans le package python *scipy* [Virtanen et al., 2020] ont été utilisés. A titre informatif, la résolution du problème à 5 modules pour le modèle $M_{K0,B}$ prend moins de 2,5 secondes en utilisant un ordinateur Core i7 2,7 GHz avec 16 Go de mémoire RAM.

4.4.3 Synthèse des principaux résultats

Plusieurs résultats majeurs peuvent être tirés de l'étude du problème d'optimisation d'un exosquelette en bois à modules de contreventement en X qui vient d'être conduite :

- Lorsque le dimensionnement du module est piloté par sa raideur, le point d'intersection optimal des diagonales est situé, pour un élancement supérieur à 1, environ à 75% de la hauteur du module, indépendamment de la raideur des assemblages. Pour des élancements plus faibles, le module tend vers une géométrie en chevron (voir **Figure 1-32**).
- Lorsque le dimensionnement des poteaux est piloté par des contraintes de résistance sous charges gravitaires, le point de fonctionnement diminue et tend vers la solution optimale en cisaillement avec une intersection des diagonales située à 50% de la hauteur du module (voir **Figure 1-33**).
- L'introduction du comportement semi-rigide des assemblages influence la distribution en hauteur optimale des modules, d'une solution où tous les modules ont des hauteurs identiques pour des assemblages infiniment raides, à une distribution de la hauteur des modules décroissante le long de la hauteur du bâtiment, d'autant plus marquée que la raideur des assemblages est faible. La prise en compte de la raideur des assemblages peut aussi conduire à une réduction du nombre optimal de modules (voir **Figure 1-34**).

Limites

L'optimisation géométrique de l'exosquelette a ici été réalisée en considérant un domaine de variation continu de la position des nœuds de la structure. En réalité, les solutions obtenues pourraient poser des problèmes majeurs en termes de constructibilité et nécessiterait d'être rationalisée en imposant par exemple les nœuds à se situer à l'altitude d'un plancher du bâtiment.

De même, entre les nœuds de l'exosquelette, les éléments ont été supposés continus, alors que certaines solutions montrent des éléments de très grande longueur. La fabrication, mais surtout le transport et la mise en œuvre sur chantier de tel éléments pourraient s'avérer difficile. Par conséquent, ces éléments seraient vraisemblablement réalisés à partir de plusieurs éléments de longueurs inférieures. Il s'agirait ainsi de réaliser des assemblages de continuité (encastrement) entre ces éléments, assemblages qui pourraient conduire à une perte de raideur supplémentaire.

CONCLUSION CHAPITRE 4 :

Influence des assemblages sur l'optimisation d'un exosquelette en bois

Au travers de la relecture d'un problème d'optimisation simple connu de la littérature scientifique, nous venons d'illustrer l'influence fondamentale de la raideur des assemblages sur le comportement et l'optimisation d'une structure de contreventement d'un bâtiment de grande hauteur en bois. Cette étude a ainsi permis de montrer les avantages de l'utilisation de lois de comportement simplifiées des assemblages, similaires à celles développées dans la partie 3 de ce travail, pour le calcul des structures en phase amont de conception.

Si l'introduction de la semi-rigidité des assemblages conduit pour un système globalement piloté en raideur inéluctablement à une augmentation du volume de matière dans la structure pour compenser cette perte, notre étude de cas a surtout permis de montrer que la raideur des assemblages pouvait aussi avoir une influence directe sur la géométrie et topologie optimales d'une structure.

Dès lors que l'assemblage joue un rôle mécanique prépondérant sur l'optimisation d'une structure, ne devrait-on pas se concentrer sur l'optimisation du nombre, de la position et du comportement des assemblages plutôt que celle des éléments ?

Cette étude de cas a finalement permis d'illustrer les possibilités qu'offrent des méthodes existantes d'optimisation des structures pour la conception des structures de type treillis. Un schéma à deux niveaux d'optimisation, a ici été préféré pour gagner en contrôle sur le processus d'optimisation en dissociant l'optimisation des sections de l'optimisation géométrique, et utiliser des techniques de résolution adaptées à chaque sous-problème. Les approches par critère d'optimalité offrent par exemple un cadre particulièrement pertinent à l'optimisation des sections d'une structure à géométrie fixée sous des contraintes combinées de résistance locale et de déformation globale de l'ouvrage.

BIBLIOGRAPHIE PARTIE 1

- ADIVbois. (2017). *Etude virtuelle de 3 systèmes constructifs bois*.
- ADIVbois. (2018). *Etude de benchmarking sur l'amortissement des bâtiments bois*.
- Baker, W. F. (1992). Energy-Based Design of Lateral Systems. *Structural Engineering International*, 2(2), 99–102.
- Baldock, R. (2007). *Structural Optimisation in Building Design Practice*. University of Cambridge.
- Baldock, R., & Shea, K. (2006). Structural Topology Optimization of Braced Steel Frameworks Using Genetic Programming. In I. F. C. Smith (Ed.), *Intelligent Computing in Engineering and Architecture, EG-ICE 2006, LNAI 4200* (Vol. 4200, pp. 54–61). Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg.
- Beghini, L. L., Beghini, A., Baker, W. F., & Paulino, G. H. (2015). Integrated Discrete/Continuum Topology Optimization Framework for Stiffness or Global Stability of High-Rise Buildings. *Journal of Structural Engineering*, 141(8), 04014207.
- Bendsøe, M. P., & Sigmund, O. (2004). *Topology Optimization*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg.
- Berke, L., & Khot, N. S. (1970). An efficient approach to the minimum weight design of deflection limited structures. *AFFDL-TM-70-FDTR*.
- Berke, L., & Khot, N. S. (1974). Use of optimality criteria for large-scale systems. *AGARD-LS-70*.
- Blaß, H. J., & Sandhaas, C. (2017). *Timber Engineering: Principles for Design*. KIT Scientific Publishing.
- Bocquet, J.-F., Lemaître, R., & Bader, T. K. (2018). Design recommendations and example calculations for dowel-type connections with multiple shear planes. In C. Sandhaas, J. Munch-Andersen, & P. Dietsch (Eds.), *Design of Connections in Timber Structures: A state-of-the-art report by COST Action FP1402 / WG3* (pp. 241–295).
- Cabrero, J. M., & Yurrita, M. (2018). Performance assessment of existing models to predict brittle failure modes of steel-to-timber connections loaded parallel-to-grain with dowel-type fasteners. *Engineering Structures*, 171(February), 895–910.
- Chan, C.-M., & Grierson, D. E. (1993). An efficient resizing technique for the design of tall steel buildings subject to multiple drift constraints. *The Structural Design of Tall Buildings*, 2(1), 17–32.
- Chan, C.-M., Grierson, D. E., & Sherbourne, A. N. (1995). Automatic Optimal Design of Tall Steel Building Frameworks. *Journal of Structural Engineering*, 121(5), 838–847.
- CTBUH (Council on Tall Buildings and Urban Habitat). (2015). CTBUH Height Criteria for Measuring & Defining Tall Buildings.
- Dietsch, P. (2021). Reinforcement of timber structures: Standardization towards a new section for EC 5. *RILEM State-of-the-Art Reports*, 33, 99–132.
- Dorn, M. (2012). *Investigations on the serviceability limit state of dowel-type timber connections*. Vienna University of Technology.
- Epp, L., & Sullivan, B. (2019). Long-Span Timber Gridshells - The Taiyuan Domes. *New Zealand Timber Design Journal*, 28(1), 18–26.
- fib. (2014). *Tall buildings: Structural design of concrete buildings up to 300m tall*. London, UK: MPA The Concrete Centre and Fédération internationale du béton (fib).

- Figueiredo Filho, D. B., Silva Júnior, J. A., & Rocha, E. C. (2011). What is R2 all about? *Leviathan (São Paulo)*, (3), 60.
- Fleury, C. (1979). A unified approach to structural weight minimization. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 20(1), 17–38.
- Foster, R. M., Reynolds, T. P. S., & Ramage, M. H. (2016). Proposal for Defining a Tall Timber Building. *Journal of Structural Engineering*, 142(12), 02516001.
- Gilbert, M., & Tyas, A. (2003). Layout optimization of large-scale pin-jointed frames. *Engineering Computations*, 20(8), 1044–1064.
- Green, M. (2012). *The Case for Tall Wood Buildings*.
- Green, M. (2017). *The Case for Tall Wood Buildings* (2nd ed.). Blurb.
- Gunnlaugsson, G. A., & Martin, J. B. (1973). Optimality Conditions for Fully Stressed Designs. *Siam J. Appl. Math.*, 25(3), 474–482.
- He, L., & Gilbert, M. (2015). Rationalization of trusses generated via layout optimization. *Structural and Multidisciplinary Optimization*, 52(4), 677–694.
- Hu, L., Omeranovic, A., Gagnon, S., & Mohammad, M. (2014). *Wind-induced vibration of tall wood buildings - is it an issue? Proceedings of the WCTE 2014 World Conference on Timber Engineering, Quebec City / Canada*.
- Jockwer, R., & Jorissen, A. (2018). Stiffness and deformation of connections with dowel-type fasteners. In C. Sandhaas, J. Munch-Andersen, & P. Dietsch (Eds.), *Design of Connections in Timber Structures: A state-of-the-art report by COST Action FP1402 / WG3* (pp. 95–126).
- Johansen, K. W. (1949). Theory of Timber Connections. *IABSE: International Association of Bridge and Structural Engineering*, 9, 249–262.
- Jorissen, A. (1998). *Double shear timber connections with dowel type fasteners*. Delft University.
- Kicher, T. P. (1966). Optimum design-minimum weight versus fully stressed. *ASCE Journal of Structural Division*, 92(ST 6), 265–279.
- Kicinger, R., Arciszewski, T., & DeJong, K. (2005). Evolutionary Design of Steel Structures in Tall Buildings. *Journal of Computing in Civil Engineering*, 19(3), 223–238.
- Kirsch, U. (1993). *Structural Optimization* (Vol. 53). Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg.
- Kuzmanovska, I., Gasparri, E., Monne, D. T., & Aitchison, M. (2018). Tall Timber Buildings: Emerging Trends and Typologies. In *World Conference on Timber Engineering 2018*. Seoul, Korea.
- Lederer, W., Bader, T. K., Unger, G., & Eberhardsteiner, J. (2016). Influence of different types of reinforcements on the embedment behavior of steel dowels in wood. *European Journal of Wood and Wood Products*, 74(6), 793–807.
- Lemaitre, R., Bocquet, J.-F., Schweigler, M., & Bader, T. K. (2019). Beam-on-Foundation Modelling as an Alternative Design Method for Timber Joints with Dowel-Type Fasteners: Part 2: Modelling Techniques for Multiple Fastener Connections. In *INTER: International Network on Timber Engineering Research*. Tacoma, USA.
- Lemaitre, R., Bocquet, J.-F., Schweigler, M., & Bader, T. K. (2018). Beam-on-foundation modelling as an alternative design method for single fastener connections. In C. Sandhaas, J. Munch-Andersen, & P. Dietsch (Eds.), *Design of Connections in Timber Structures: A state-of-the-art report by COST Action FP1402 / WG3*. Shaker Verlag Aachen.
- Liang, Q. Q., Xie, Y. M., & Steven, G. P. (2000). Optimal Topology Design of Bracing Systems for Multistorey Steel Frames. *Journal of Structural Engineering*, 126(7), 823–829.

- Malo, K. A., Abrahamsen, R. B., & Bjertnæs, M. A. (2016). Some structural design issues of the 14-storey timber framed building “Treet” in Norway. *European Journal of Wood and Wood Products*, 74(3), 407–424.
- Mam, K., Douthe, C., Le, R., & Consigny, F. (2020). Shape optimization of braced frames for tall timber buildings : Influence of semi-rigid connections on design and optimization process. *Engineering Structures*, 216(April), 110692.
- McNeill, W. A. (1971). Structural weight minimization using necessary and sufficient conditions. *Journal of Optimization Theory and Applications*, 8(6), 454–466.
- Mijar, A. R., Swan, C. C., Arora, J. S., & Kosaka, I. (1998). Continuum Topology Optimization for Concept Design of Frame Bracing Systems. *Journal of Structural Engineering*, 124(5), 541–550.
- NSERC (Natural Sciences and Engineering Research Council of Canada). (2015). *Application of Analysis Tools from NEWBuildS Research Network in Design of a High-Rise Wood Building*.
- Powell, M. J. D. (1994). A Direct Search Optimization Method That Models the Objective and Constraint Functions by Linear Interpolation. In *Advances in Optimization and Numerical Analysis* (pp. 51–67). Dordrecht: Springer Netherlands.
- Razani, R. (1965). Behavior of fully stressed design of structures and its relationship to minimum-weight design. *AIAA Journal*, 3(12), 2262–2268.
- Sandhaas, C., Munch-Andersen, J., & Dietsch, P. (Eds.). (2018). *Design of Connections in Timber Structures: A state-of-the-art report by COST Action FP1402 / WG3*. Shaker Verlag Aachen.
- Sandhaas, C., & van de Kuilen, J. W. G. (2017). Strength and stiffness of timber joints with very high strength steel dowels. *Engineering Structures*, 131, 394–404.
- Santner, T. J., Williams, B. J., & Notz, W. I. (2018). *The Design and Analysis of Computer Experiments* (2nd ed.). New York, NY: Springer New York.
- Sarkisian, M. (2012). *Designing Tall Buildings*. New York, USA: Routledge.
- Smith, R., Merello, R., & Willford, M. (2010). Intrinsic and supplementary damping in tall buildings. *Proceedings of the Institution of Civil Engineers - Structures and Buildings*, 163(2), 111–118.
- SOM. (2013). *Timber Tower Research Project*.
- Stromberg, L. L., Beghini, A., Baker, W. F., & Paulino, G. H. (2012). Topology optimization for braced frames: Combining continuum and beam/column elements. *Engineering Structures*, 37, 106–124.
- Tamura, Y. (2000). *Damping in Buildings*.
- Venkayya, V. B. (1971). Design of Optimum Structure. *Computers & Structures*, 1(August), 265–309.
- Venkayya, V. B., Berke, L., & Khot, N. S. (1973). Application of optimality criteria approaches on automated design of large practical structures.
- Virtanen, P., Gommers, R., Oliphant, T. E., Haberland, M., Reddy, T., Cournapeau, D., ... Vázquez-Baeza, Y. (2020). SciPy 1.0: fundamental algorithms for scientific computing in Python. *Nature Methods*, 17(3), 261–272.
- Zhang, X., Maheshwari, S., Ramos, A. S., & Paulino, G. H. (2016). Macroelement and Macropatch Approaches to Structural Topology Optimization Using the Ground Structure Method. *Journal of Structural Engineering*, 142(11), 04016090.
- Zhou, M., & Rozvany, G. I. N. (1992). DCOC: an optimality criteria method for large systems Part I: theory. *Structural Optimization*, 5(April), 12–25.
- Zhou, M., & Rozvany, G. I. N. (1993). DCOC: an optimality criteria method for large systems Part II: algorithm. *Structural Optimization*, 6(May), 250–262.

- ADIVbois. (2017). *Etude virtuelle de 3 systèmes constructifs bois*.
- ADIVbois. (2018). *Etude de benchmarking sur l'amortissement des bâtiments bois*.
- Baker, W. F. (1992). Energy-Based Design of Lateral Systems. *Structural Engineering International*, 2(2), 99–102.
- Baldock, R. (2007). *Structural Optimisation in Building Design Practice*. University of Cambridge.
- Baldock, R., & Shea, K. (2006). Structural Topology Optimization of Braced Steel Frameworks Using Genetic Programming. In I. F. C. Smith (Ed.), *Intelligent Computing in Engineering and Architecture, EG-ICE 2006, LNAI 4200* (Vol. 4200, pp. 54–61). Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg.
- Beghini, L. L., Beghini, A., Baker, W. F., & Paulino, G. H. (2015). Integrated Discrete/Continuum Topology Optimization Framework for Stiffness or Global Stability of High-Rise Buildings. *Journal of Structural Engineering*, 141(8), 04014207.
- Bendsøe, M. P., & Sigmund, O. (2004). *Topology Optimization*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg.
- Berke, L., & Khot, N. S. (1970). An efficient approach to the minimum weight design of deflection limited structures. *AFFDL-TM-70-FDTR*.
- Berke, L., & Khot, N. S. (1974). Use of optimality criteria for large-scale systems. *AGARD-LS-70*.
- Blaß, H. J., & Sandhaas, C. (2017). *Timber Engineering: Principles for Design*. KIT Scientific Publishing.
- Bocquet, J.-F., Lemaître, R., & Bader, T. K. (2018). Design recommendations and example calculations for dowel-type connections with multiple shear planes. In C. Sandhaas, J. Munch-Andersen, & P. Dietsch (Eds.), *Design of Connections in Timber Structures: A state-of-the-art report by COST Action FP1402 / WG3* (pp. 241–295).
- Cabrero, J. M., & Yurrita, M. (2018). Performance assessment of existing models to predict brittle failure modes of steel-to-timber connections loaded parallel-to-grain with dowel-type fasteners. *Engineering Structures*, 171(February), 895–910.
- Chan, C.-M., & Grierson, D. E. (1993). An efficient resizing technique for the design of tall steel buildings subject to multiple drift constraints. *The Structural Design of Tall Buildings*, 2(1), 17–32.
- Chan, C.-M., Grierson, D. E., & Sherbourne, A. N. (1995). Automatic Optimal Design of Tall Steel Building Frameworks. *Journal of Structural Engineering*, 121(5), 838–847.
- CTBUH (Council on Tall Buildings and Urban Habitat). (2015). CTBUH Height Criteria for Measuring & Defining Tall Buildings.
- Dietsch, P. (2021). Reinforcement of timber structures: Standardization towards a new section for EC 5. *RILEM State-of-the-Art Reports*, 33, 99–132.
- Dorn, M. (2012). *Investigations on the serviceability limit state of dowel-type timber connections*. Vienna University of Technology.
- Epp, L., & Sullivan, B. (2019). Long-Span Timber Gridshells - The Taiyuan Domes. *New Zealand Timber Design Journal*, 28(1), 18–26.
- fib. (2014). *Tall buildings: Structural design of concrete buildings up to 300m tall*. London, UK: MPA The Concrete Centre and Fédération internationale du béton (fib).
- Figueiredo Filho, D. B., Silva Júnior, J. A., & Rocha, E. C. (2011). What is R2 all about? *Leviathan (São Paulo)*, (3), 60.
- Fleury, C. (1979). A unified approach to structural weight minimization. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 20(1), 17–38.

- Foster, R. M., Reynolds, T. P. S., & Ramage, M. H. (2016). Proposal for Defining a Tall Timber Building. *Journal of Structural Engineering*, 142(12), 02516001.
- Gilbert, M., & Tyas, A. (2003). Layout optimization of large-scale pin-jointed frames. *Engineering Computations*, 20(8), 1044–1064.
- Green, M. (2012). *The Case for Tall Wood Buildings*.
- Green, M. (2017). *The Case for Tall Wood Buildings* (2nd ed.). Blurb.
- Gunnlaugsson, G. A., & Martin, J. B. (1973). Optimality Conditions for Fully Stressed Designs. *Siam J. Appl. Math.*, 25(3), 474–482.
- He, L., & Gilbert, M. (2015). Rationalization of trusses generated via layout optimization. *Structural and Multidisciplinary Optimization*, 52(4), 677–694.
- Hu, L., Omeranovic, A., Gagnon, S., & Mohammad, M. (2014). *Wind-induced vibration of tall wood buildings - is it an issue? Proceedings of the WCTE 2014 World Conference on Timber Engineering, Quebec City / Canada*.
- Jockwer, R., & Jorissen, A. (2018). Stiffness and deformation of connections with dowel-type fasteners. In C. Sandhaas, J. Munch-Andersen, & P. Dietsch (Eds.), *Design of Connections in Timber Structures: A state-of-the-art report by COST Action FP1402 / WG3* (pp. 95–126).
- Johansen, K. W. (1949). Theory of Timber Connections. *IABSE: International Association of Bridge and Structural Engineering*, 9, 249–262.
- Jorissen, A. (1998). *Double shear timber connections with dowel type fasteners*. Delft University.
- Kicher, T. P. (1966). Optimum design-minimum weight versus fully stressed. *ASCE Journal of Structural Division*, 92(ST 6), 265–279.
- Kicinger, R., Arciszewski, T., & DeJong, K. (2005). Evolutionary Design of Steel Structures in Tall Buildings. *Journal of Computing in Civil Engineering*, 19(3), 223–238.
- Kirsch, U. (1993). *Structural Optimization* (Vol. 53). Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg.
- Kuzmanovska, I., Gasparri, E., Monne, D. T., & Aitchison, M. (2018). Tall Timber Buildings : Emerging Trends and Typologies. In *World Conference on Timber Engineering 2018*. Seoul, Korea.
- Lederer, W., Bader, T. K., Unger, G., & Eberhardsteiner, J. (2016). Influence of different types of reinforcements on the embedment behavior of steel dowels in wood. *European Journal of Wood and Wood Products*, 74(6), 793–807.
- Lemaitre, R., Bocquet, J.-F., Schweigler, M., & Bader, T. K. (2019). Beam-on-Foundation Modelling as an Alternative Design Method for Timber Joints with Dowel-Type Fasteners : Part 2: Modelling Techniques for Multiple Fastener Connections. In *INTER: International Network on Timber Engineering Research*. Tacoma, USA.
- Lemaître, R., Bocquet, J.-F., Schweigler, M., & Bader, T. K. (2018). Beam-on-foundation modelling as an alternative design method for single fastener connections . In C. Sandhaas, J. Munch-Andersen, & P. Dietsch (Eds.), *Design of Connections in Timber Structures: A state-of-the-art report by COST Action FP1402 / WG3*. Shaker Verlag Aachen.
- Liang, Q. Q., Xie, Y. M., & Steven, G. P. (2000). Optimal Topology Design of Bracing Systems for Multistory Steel Frames. *Journal of Structural Engineering*, 126(7), 823–829.
- Malo, K. A., Abrahamsen, R. B., & Bjertnæs, M. A. (2016). Some structural design issues of the 14-storey timber framed building “Treet” in Norway. *European Journal of Wood and Wood Products*, 74(3), 407–424.

- Mam, K., Douthe, C., Le, R., & Consigny, F. (2020). Shape optimization of braced frames for tall timber buildings: Influence of semi-rigid connections on design and optimization process. *Engineering Structures*, 216(April), 110692.
- McNeill, W. A. (1971). Structural weight minimization using necessary and sufficient conditions. *Journal of Optimization Theory and Applications*, 8(6), 454–466.
- Mijar, A. R., Swan, C. C., Arora, J. S., & Kosaka, I. (1998). Continuum Topology Optimization for Concept Design of Frame Bracing Systems. *Journal of Structural Engineering*, 124(5), 541–550.
- NSERC (Natural Sciences and Engineering Research Council of Canada). (2015). *Application of Analysis Tools from NEWBuildS Research Network in Design of a High-Rise Wood Building*.
- Powell, M. J. D. (1994). A Direct Search Optimization Method That Models the Objective and Constraint Functions by Linear Interpolation. In *Advances in Optimization and Numerical Analysis* (pp. 51–67). Dordrecht: Springer Netherlands.
- Razani, R. (1965). Behavior of fully stressed design of structures and its relationship to minimum-weight design. *AIAA Journal*, 3(12), 2262–2268.
- Sandhaas, C., Munch-Andersen, J., & Dietsch, P. (Eds.). (2018). *Design of Connections in Timber Structures: A state-of-the-art report by COST Action FP1402 / WG3*. Shaker Verlag Aachen.
- Sandhaas, C., & van de Kuilen, J. W. G. (2017). Strength and stiffness of timber joints with very high strength steel dowels. *Engineering Structures*, 131, 394–404.
- Santner, T. J., Williams, B. J., & Notz, W. I. (2018). *The Design and Analysis of Computer Experiments* (2nd ed.). New York, NY: Springer New York.
- Sarkisian, M. (2012). *Designing Tall Buildings*. New York, USA: Routledge.
- Smith, R., Merello, R., & Willford, M. (2010). Intrinsic and supplementary damping in tall buildings. *Proceedings of the Institution of Civil Engineers - Structures and Buildings*, 163(2), 111–118.
- SOM. (2013). *Timber Tower Research Project*.
- Stromberg, L. L., Beghini, A., Baker, W. F., & Paulino, G. H. (2012). Topology optimization for braced frames: Combining continuum and beam/column elements. *Engineering Structures*, 37, 106–124.
- Tamura, Y. (2000). *Damping in Buildings*.
- Venkayya, V. B. (1971). Design of Optimum Structure. *Computers & Structures*, 1(August), 265–309.
- Venkayya, V. B., Berke, L., & Khot, N. S. (1973). Application of optimality criteria approaches on automated design of large practical structures.
- Virtanen, P., Gommers, R., Oliphant, T. E., Haberland, M., Reddy, T., Cournapeau, D., ... Vázquez-Baeza, Y. (2020). SciPy 1.0: fundamental algorithms for scientific computing in Python. *Nature Methods*, 17(3), 261–272.
- Zhang, X., Maheshwari, S., Ramos, A. S., & Paulino, G. H. (2016). Macroelement and Macropatch Approaches to Structural Topology Optimization Using the Ground Structure Method. *Journal of Structural Engineering*, 142(11), 04016090.
- Zhou, M., & Rozvany, G. I. N. (1992). DCOC: an optimality criteria method for large systems Part I: theory. *Structural Optimization*, 5(April), 12–25.
- Zhou, M., & Rozvany, G. I. N. (1993). DCOC: an optimality criteria method for large systems Part II: algorithm. *Structural Optimization*, 6(May), 250–262.

LISTE DES FIGURES PARTIE 1

Figure 1-1	Assemblages par broches du stade de l'Allianz Riviera à Nice construit en 2013 et de la Fondation Louis Vuitton à Paris construit en 2014	39
Figure 1-2	Modes de ruine et capacité plastique par plan de cisaillement d'un assemblage avec une broche et une ferrure métallique centrale.	41
Figure 1-3	Modes de rupture fragiles caractéristiques d'un assemblage par broches sous un chargement parallèle au fil du bois.	42
Figure 1-4	Distribution des efforts locaux sur les organes d'un assemblage par tige sollicité en flexion et raideur rotationnelle associée.	44
Figure 1-5	Allure d'une courbe expérimentale effort/déplacement d'un assemblage par broches. Définition des raideurs d'assemblage.	46
Figure 1-6	Paramètres et domaine de l'étude.	50
Figure 1-7	Procédure de dimensionnement de l'assemblage.	53
Figure 1-8	Illustration de la compacité des assemblages par broches.	55
Figure 1-9	Périmètre de la zone d'assemblage étudiée.	55
Figure 1-10	Analyse de sensibilité de différents paramètres matériaux et méthodologiques sur la raideur et la masse d'un échantillon de 5000 assemblages par broches.	61
Figure 1-11	Analyse de sensibilité de la raideur des assemblages par broches sur la raideur de deux structures simples en bois.	63
Figure 1-12	Illustration de la fonction de croissance (ou décroissance) logistique à échelle linéaire et logarithmique.	65
Figure 1-13	Illustration des résultats sur les raideurs axiale et rotationnelle d'un assemblage par broches.	66
Figure 1-14	Régression de la raideur axiale K d'un assemblage par broches sous sollicitation simple N, V et M.	68
Figure 1-15	Résistance plastique caractéristique d'une broche de 12 mm de diamètre avec une plaque métallique centrale dans une pièce de bois en GL24h en fonction de la demi-épaisseur de l'élément.	70
Figure 1-16	Régression de la raideur rotationnelle C d'un assemblage par broches sous sollicitation simple N, V et M.	72
Figure 1-17	Régression de la masse d'acier MASS d'un assemblage par broches sous sollicitation simple N, V et M.	77
Figure 1-18	Représentation du cercle unité en considérant la norme p pour différentes valeurs du paramètre p.	80
Figure 1-19	Modèle statistique de la raideur axiale K d'un assemblage par broches – Régression en fonction d'une sollicitation couplée (Modèle 1*).	82
Figure 1-20	Modèle statistique de la raideur rotationnelle C d'un assemblage par broches – Régression en fonction d'une sollicitation couplée (Modèle 1*).	86
Figure 1-21	Modèle statistique de la masse d'acier d'un assemblage par broches – Régression en fonction d'une sollicitation couplée (Modèle 1*).	92
Figure 1-22	Trois structures bois de grande hauteur à travers l'histoire (Tiré de [Green, 2017]).	97
Figure 1-23	Grande hauteur : mesure physique ou perception. Comparaison de la tour du Burj Khalifa et du bâtiment bois le plus haut du monde, la tour de Mjøstårnet en Norvège.	98

Figure 1-24	Exemple de représentation de la typologie structurelle et matériautique des immeubles bois – notations et représentation.	99
Figure 1-25	Illustration de l'évolution du nombre d'étages des immeubles en bois depuis 2008.....	101
Figure 1-26	Illustration de la typologie matériautique de 43 bâtiments bois.	101
Figure 1-27	Bâtiment bois existants utilisant un exosquelette périphérique pour système de contreventement. (Gauche) Bâtiment Treet à Bergen en Norvège (Milieu) Tour Mjøstårnet à Brumunddal en Norvège (Droite) Bâtiment de bureau 25 King à Brisbane en Australie.	103
Figure 1-28	Illustration de l'optimisation topologique continue de la structure de contreventement d'un bâtiment tiré de [Mijar et al., 1998].....	104
Figure 1-29	Géométrie et notations du problème d'optimisation d'un exosquelette en bois.	107
Figure 1-30	Schéma du processus d'optimisation de l'exosquelette.....	109
Figure 1-31	Schéma du problème d'optimisation à module unique.....	117
Figure 1-32	Résultats du problème d'optimisation d'un exosquelette à un seul module de contreventement en X, sans prise en compte des charges complémentaires de poids propre et d'exploitation (Modèles A).....	118
Figure 1-33	Résultats du problème d'optimisation d'un exosquelette à un seul module de contreventement en X, avec prise en compte des charges complémentaires de poids propre et d'exploitation (Modèles B).....	119
Figure 1-34	Volume optimal de l'exosquelette en fonction du nombre de modules pour les différents modèles.....	122
Figure 1-35	Volume optimal de l'exosquelette en fonction du nombre de modules pour les différents modèles.....	123
Figure 1-36	Analyse détaillée des solutions optimales du problème d'optimisation à 4 et 5 modules.....	125
Figure 1-37	Conditions initiales du problème d'optimisation.	127

LISTE DES TABLEAUX PARTIE 1

Tableau 1-1	Distance et espacement des broches.....	54
Tableau 1-2	Analyse de sensibilité de différents paramètres matériaux et méthodologiques sur les raideurs K (translation) et C (rotation) et la masse M d'un assemblage par broches sollicité en traction/compression pure et d'un autre sollicité en flexion pure.....	59
Tableau 1-3	Valeurs des paramètres de la régression de la raideur axiale K d'un assemblage par broches sous sollicitation simple N, V et M.	69
Tableau 1-4	Erreur relative sur l'échantillon de la régression de la raideur axiale K d'un assemblage par broches sous sollicitation simple N, V et M.....	69
Tableau 1-5	Valeurs des paramètres de la régression de la raideur rotationnelle C d'un assemblage par broches sous sollicitation simple N, V et M.....	73
Tableau 1-6	Erreur relative sur l'échantillon de la régression de la raideur rotationnelle d'un assemblage par broches sous sollicitation simple N, V et M.....	73
Tableau 1-7	Valeurs des paramètres de la régression de la masse d'acier MASS d'un assemblage par broches sous sollicitation simple N, V et M.	78
Tableau 1-8	Erreur relative sur l'échantillon de la régression de la masse d'acier d'un assemblage par broches sous sollicitation simple N, V et M.	78
Tableau 1-9	Paramètres de la fonction d'interaction du modèle de la raideur axiale K d'un assemblage par broches sous un torseur plan (N,V,M).....	84
Tableau 1-10	Analyse des erreurs relatives sur l'échantillon du modèle de la raideur axiale K d'un assemblage par broches sous un torseur plan (N,V,M).	84
Tableau 1-11	Paramètres de la fonction d'interaction du modèle de la raideur rotationnelle C d'un assemblage par broches sous un torseur plan (N,V,M).	88
Tableau 1-12	Analyse des erreurs relatives sur l'échantillon du modèle de la raideur rotationnelle C d'un assemblage par broches sous un torseur plan (N,V,M).....	88
Tableau 1-13	Paramètres de la fonction d'interaction du modèle de la masse d'acier d'un assemblage par broches sous un torseur plan (N,V,M).....	91
Tableau 1-14	Analyse des erreurs relatives sur l'échantillon du modèle de la masse d'acier d'un assemblage par broches sous un torseur plan (N,V,M).....	91
Tableau 1-15	Description des différents modèles de raideur et d'optimisation des sections de la structure exosquelette.	111
Tableau 1-16	Principe de l'algorithme du <i>Fully Stressed Design</i>	113

#2. Intégration de
l'analyse
environnementale en
phase de conception

L'ACV comme outil de conception

L'Analyse de Cycle de Vie est, ou plutôt vise à devenir un outil d'aide à la décision dans une démarche globale d'écoconception des ouvrages bâtis. Outil prometteur pour certains, complexe et peu fiable pour d'autres, son utilisation apparaît pourtant essentielle pour accompagner la transition actuelle du secteur de la construction.

Si la réalisation d'une ACV est devenue chose courante au cours d'un projet grâce aux stratégies normatives actuelles et le développement de labels environnementaux, l'approche souffre encore d'importantes difficultés opérationnelles et méthodologiques pour pouvoir devenir un véritable outil amont de conception.

De l'énergie à la matière

A l'aube des premières considérations environnementales, mais aussi des premières crises énergétiques des années 80, les réglementations thermiques mettent l'accent sur la diminution de la consommation énergétique pendant la vie d'un ouvrage (chauffage, eau chaude sanitaire, électricité). Les bâtiments se dotent d'une meilleure isolation et les systèmes se modernisent. La facture énergétique opérationnelle des bâtiments diminue, mais celle des usines qui produisent les matériaux augmente. Les concepts d'énergie grise et de transfert d'impact apparaissent en même temps que l'ACV – qui permet une meilleure appréhension de ces phénomènes – se développe.

Le rôle de la structure

La structure représente en général une grande partie de la consommation de matière d'un ouvrage. Elle assure originellement sa stabilité et sa robustesse, elle doit donc maintenant tendre à assurer son faible impact environnemental. Pour répondre à cet objectif, la tentation est forte de se concentrer uniquement sur la minimisation de la matière et le choix de matériaux à faibles impacts. Pourtant, à y regarder de plus près, cette stratégie reviendrait à n'examiner qu'une seule partie du problème, mais surtout à ne pas tenir compte des expériences du passé vis-à-vis de la consommation énergétique.

Tout d'abord, orienter la démarche environnementale de l'ingénieur structure vers un simple choix de matériau n'a jamais autant semblé s'apparenter à une opposition stérile de l'acier, du béton et du bois. Ensuite, considérer la minimisation de la matière comme équivalent d'un indicateur environnemental s'apparente à certains égards à une post-justification de certaines pratiques courantes de l'ingénierie – notamment dans le domaine des structures légères –, mais surtout reviendrait à omettre le fait que cette minimisation peut s'accompagner d'une complexité de fabrication supplémentaire, et donc un impact unitaire plus important.

Tout comme l'optimisation classique des structures a cherché par le passé à identifier les leviers à disposition pour l'ingénieur – typologie structurelle, géométrie et topologie – afin de minimiser l'utilisation de matière, le défi de l'optimisation environnementale réside aujourd'hui dans la relecture de ces principes à l'aune de nouveaux indicateurs environnementaux, en lien étroit avec les procédés de fabrication et de construction des ouvrages.

Objectifs de la partie

L'objectif majeur de cette partie est de présenter une méthode d'évaluation des impacts environnementaux des structures en bois et d'introduire des pistes de réflexion sur des méthodes de sélection et de réduction du nombre d'indicateurs environnementaux en phase amont de (éco)conception.

La conception des structures et plus largement celle des ouvrages bâtis est complexe, itérative, mais surtout multicritère. L'ACV l'est aussi par essence. Une des difficultés majeures pour les praticiens est donc d'intégrer dans le processus classique de conception d'une structure de nouveaux indicateurs de performance – environnementaux – à ceux déjà existants. De plus, l'ACV produit de l'information sur un procédé ou un système qui est parfois difficile à analyser, du fait du grand nombre de données d'entrée, du volume important d'information en sortie, mais aussi de l'incertitude des deux. Améliorer le caractère opérationnel de l'ACV nécessite de fournir aux ingénieurs les clés de compréhension des méthodes d'évaluation d'impact, afin qu'ils puissent interpréter, prioriser et choisir les indicateurs pertinents à leur projet.

La présente partie est organisée en quatre chapitres. Tout d'abord, les outils et hypothèses de modélisation du cycle de vie d'une structure en bois sont présentés et des rappels sur le traitement des incertitudes en ACV sont introduits. Puis, nous présenterons une méthodologie de sélection d'un nombre restreint d'indicateurs visant à faciliter le processus d'écoconception et d'optimisation d'un système. Nous montrerons ainsi les avantages des nouvelles méthodes de calcul d'impact intégrant des indicateurs de type *endpoint* en tant qu'outil d'analyse en ACV. Nous étudierons ensuite en détail les origines des impacts des structures en bois, leurs incertitudes, mais aussi les leviers pour le concepteur afin de les diminuer.

#2.	Intégration de l'analyse environnementale en phase de conception	140
5.	Choix du modèle environnemental des structures en bois.....	146
5.1	Outils et bases de données.....	146
5.1.1	Bases de données d'inventaires de cycle de vie	146
5.1.2	Les incertitudes en ACV.....	149
5.1.3	Logiciels utilisés	153
5.2	Hypothèses de modélisation.....	155
5.2.1	Unité fonctionnelle et frontières du système	155
5.2.2	Inventaire du cycle de vie d'une structure en bois.....	159
5.3	Domaine et paramètres d'écoconception	169
5.3.1	Présentation des paramètres de scénario.....	169
5.3.2	Exploration du domaine d'écoconception.....	173
6.	Methodologie de selection des indicateurs environnementaux pour l'écoconception et l'optimisation des structures en bois	174
6.1	Méthode de calcul des impacts environnementaux	174
6.2	Les indicateurs endpoint comme outils d'analyse d'un système	179
6.2.1	Retour sur les avantages et limitations des méthodes orientées dommages.....	179
6.2.2	Analyse de contribution des catégories d'impact endpoint intermédiaires.....	180
6.3	Un indice d'erreur de classement et d'étendue pour la sélection d'indicateurs en Analyse de Cycle de Vie.....	188
6.3.1	Développement d'un indice d'évaluation de la similitude en classement et en étendue d'un groupe d'indicateurs.....	188
6.3.2	Procédure de recherche de groupe d'indicateurs similaires	191
6.3.3	Application aux structures bois.....	192
7.	Analyse détaillée des impacts d'une structure en bois	199
7.1	Rappels et définitions des indicateurs	199
7.2	Contribution des procédés élémentaires à l'impact total du système	202
7.3	Analyse de sensibilité des paramètres de conception	207
7.3.1	Indices de Sobol	207
7.3.2	Méthode d'échantillonnage	208
7.3.3	Application aux structures en bois.....	208
7.4	Origines des impacts des procédés élémentaires.....	213
7.4.1	Objectifs et principes	213

7.4.2	Analyse de contribution à l'impact des procédés élémentaires de production du bois	214
7.4.3	Analyse de contribution à l'impact des procédés élémentaires de production des assemblages	217
7.4.4	Analyse de contribution à l'impact des procédés élémentaires de fin de vie du bois	219
7.4.5	Analyse de contribution à l'impact des procédés élémentaires de transport et construction de la structure	221
7.5	Evaluation de l'incertitudes des données de la base ecoinvent	223
7.5.1	Méthode de propagation des incertitudes	223
7.5.2	Incertitudes des impacts des procédés élémentaires du système	223
7.5.3	Analyse du système dans un contexte incertain	234
7.6	Nota bene sur les indicateurs retenus et l'interprétation des résultats	239
Bibliographie Partie 2		241
Liste des figures Partie 2		245
Liste des tableaux Partie 2		246

5. CHOIX DU MODELE ENVIRONNEMENTAL DES STRUCTURES EN BOIS

Résumé

La volonté – ou l’urgence – de favoriser l’emploi de matériaux biosourcés dans les bâtiments a conduit à une transformation importante de toute la filière bois, des méthodes de gestion de la ressource, aux moyens de production et de fabrication – notamment numériques – des produits industriels à forte valeur ajoutée. Si la ressource est gérée de façon durable – condition fondamentale du propos qui suit – le bois se présente comme un excellent candidat pour affronter une partie des enjeux environnementaux du secteur de la construction. Cependant la neutralité du flux de carbone biogénique sur l’ensemble du cycle de vie de la ressource – nous reviendrons sur ce point dans l’annexe B de ce manuscrit – ne saurait à elle seule être la garantie du faible impact d’un ouvrage en bois.

Nous cherchons dans ce chapitre à construire le modèle ACV d’une structure en bois sur l’ensemble de son cycle de vie qui sera par la suite utilisé pour évaluer l’impact environnemental de ce type d’ouvrage selon une approche multicritère.

Les outils de modélisation et les hypothèses sous-jacentes au modèle sont tout d’abord présentés. Finalement, on identifiera le domaine d’écoconception de notre système, définissant les bornes extrémales des paramètres d’entrée du modèle et donc l’ensemble des scénarios envisagés pour le système à l’étude.

5.1 OUTILS ET BASES DE DONNEES

5.1.1 Bases de données d’inventaires de cycle de vie

Ecoinvent : une base de données générique

La base de données ecoinvent [Wernet et al., 2016] développée par le Swiss Centre For Life Cycle Inventories répertorie plusieurs dizaines de milliers de données d’inventaires sur des produits et procédés génériques dans de nombreux secteurs (énergie, construction, transport, agriculture etc.). La richesse des données, leur transparence quant à leur provenance, et leur fiabilité grâce à l’évaluation par des experts indépendants, en font une des bases de données les plus reconnues et utilisées dans les applications d’écoconception basées sur l’analyse de cycle de vie.

Un des grands avantages de ecoinvent réside dans la complétude et l'interrelation de sa base de données. L'inventaire d'un produit ou procédé peut ainsi être réalisé soit au niveau système (*system process*) avec un inventaire complet agrégé de tous les flux élémentaires avec l'environnement du procédé correspondant, mais aussi des procédés intermédiaires ; soit cet inventaire est réalisé au niveau du processus élémentaire (*unit process*) offrant la possibilité de tracer la contribution de chaque procédé amont du système. Cette fonctionnalité en fait un outil particulièrement intéressant pour l'interprétation des impacts d'un système, l'analyse des résultats d'un modèle, ou encore la propagation des incertitudes dans la base de données [Hoxha et al., 2017].

Des bases de données plus spécifiques

De nombreuses autres bases de données existent, mais s'avèrent généralement plus spécifiques à un secteur donné et moins facile à manipuler et analyser. Dans le secteur de la construction, la base INIES gérée par l'Alliance HQE-GBC met à disposition des Fiches de Déclaration Environnementale et Sanitaire (FDES) de produits de construction conforme aux exigences réglementaires françaises et européennes (NF EN 15804+A1 et son complément national NF EN 15804/CN depuis 2014). Ces documents normalisés présentent les résultats de l'Analyse de Cycle de Vie (en général du « berceau à la tombe ») et des informations sanitaires d'un produit, à l'initiative d'un fabricant ou d'une organisation professionnelle. Dans le souci de fiabiliser les données, les FDES sont aujourd'hui vérifiées par une tierce partie indépendante.

INIES a récemment profité d'une augmentation significative du nombre de données disponibles afin d'accompagner l'émergence des nouvelles réglementations environnementales françaises, avec en tête de file la future Réglementation Environnementale 2020 (RE2020) dont la mise en vigueur est prévue en 2021 ou encore la loi ELAN¹ promulguée en 2018. Elle est ainsi devenue un outil de référence pour les praticiens des bureaux d'études en France. Bien qu'elle soit en constante expansion depuis sa création en 2004 par le Centre Scientifique et Technique du Bâtiment (CSTB), la base INIES mérite encore d'être consolidée dans les prochaines années afin d'assurer une homogénéité des données et des hypothèses de calculs sous-jacentes.

De plus, les fiches FDES agrègent et évaluent l'impact des flux entrants de matériaux et des ressources utilisées pour la production d'un produit à partir des hypothèses et des données spécifiques au fabricant et non modifiables, ce qui rend l'exploitation et l'analyse des données moins flexibles qu'avec une base généraliste et corrélée comme ecoinvent.

Choix d'une base de données

Le présent travail de recherche s'appuie sur les données de la base ecoinvent dans sa version 3.7.1 publiée en décembre 2020 et disponible sur le site d'ecoinvent (<https://www.ecoinvent.org/>). Néanmoins, comme détaillé par la suite, des hypothèses du modèle pourront être

¹ LOI n° 2018-1021 du 23 novembre 2018 portant évolution du logement, de l'aménagement et du numérique

tirées de différentes FDES de la base INIES qui demeure une riche et précise source d'informations dans le contexte du secteur français de la construction.

Méthode d'allocation

Le choix de la méthodologie d'allocation peut avoir d'importantes conséquences sur les résultats et l'interprétation d'une ACV [Nicholson et al., 2009], qui plus est dans le cas de matériaux à forte capacité de valorisation comme le bois et l'acier. Une modélisation selon l'approche *cut-off* d'ecoinvent a ici été retenue. Cette approche d'allocation correspond à la méthode des stocks dans laquelle l'impact de l'extraction et la production primaire de matériaux est toujours attribué au premier utilisateur de la matière. Par conséquent, le producteur est responsable des déchets qu'il produit et ne peut être crédité d'aucun bénéfice pour un éventuel recyclage ou valorisation aval de la matière. Le recyclage est ici essentiellement vu sous l'angle de la production. Les déchets et les matériaux recyclables sont ainsi disponibles sans charge pour ceux qui les utilisent, et les matériaux secondaires ne supportent alors que les impacts des procédés de recyclage.

On oppose en général à la méthode des stocks des méthodes d'expansion du système comme celle des impacts évités, qui considère le taux de récupération et de valorisation en fin de vie d'un produit comme étant le paramètre clé pour évaluer les avantages environnementaux du recyclage. Un bénéfice est donc alloué à la valorisation énergétique ou matière (recyclage et réemploi) des matériaux en fin de vie qui permet d'éviter la production de matériaux ou d'énergie primaires. Dans cette approche les scénarios de fin de vie des matériaux pourront avoir une influence essentielle dans l'impact d'un ouvrage. Ainsi, dans la mesure où dans la suite de ce travail nous nous plaçons davantage du point de vue de la production et sachant l'incertitude autour des scénarios de fin de vie des matériaux de structure, notamment vis-à-vis de la valorisation de la matière, l'approche *cut-off* a été retenue.

Prise en compte du carbone biogénique

Le cycle du carbone biogénique est essentiel pour comprendre l'impact d'un matériau biosourcé comme le bois, et plus largement la place des forêts dans la régulation du carbone à l'échelle globale et donc de son rôle potentiel à jouer contre le réchauffement climatique.

De façon très simple, par le processus de photosynthèse, les arbres durant leur croissance absorbent le CO₂ de l'air et fixent le carbone dans leur biomasse. Ce carbone séquestré dans le bois reste stocké dans les forêts non exploitées jusqu'à ce que l'arbre meure et se décompose naturellement. Lors de cette décomposition le carbone biogénique stocké est relâché, faisant de cet écosystème un système en équilibre du point de vue du carbone biogénique. On parle en général de la « neutralité carbone » de ce point de vue. En fait, la décomposition du bois génère aussi d'autres gaz à effet de serre comme du méthane [Micales & Skog, 1997].

Si les forêts sont gérées durablement – hypothèse essentielle –, le carbone biogénique est donc *a priori* neutre pour le climat. Dans cette logique par exemple, l'impact du CO₂ biogénique relâché pendant la combustion du bois énergie peut être considéré comme nul, puisque ce carbone avait été séquestré de l'atmosphère pendant la croissance de l'arbre.

Sur le plan comptable, la neutralité du carbone biogénique du bois est indéniable. Cependant, la notion de neutralité carbone ne doit en aucun cas se substituer totalement à la notion de neutralité climatique. La neutralité (ou bénéfique) climatique des forêts est en fait un phénomène bien plus complexe qui nécessite une analyse détaillée des flux temporels avec l'environnement et du stock de carbone dans les forêts et dans les produits bois [Guest et al., 2013]. Toutes ces questions – certains parlent de débats – autour de la neutralité carbone, son équivalence avec la neutralité climatique, le stockage, l'ACV dynamique ou encore la compensation seront abordées dans l'annexe B de ce mémoire. En dehors, nous nous placerons dans l'hypothèse de neutralité du carbone biogénique.

La norme EN 16760 [2015] propose ainsi deux approches principales pour modéliser la neutralité du carbone biogénique dans le cycle de vie d'un produit biosourcé :

- Soit, le CO₂ séquestré par la biomasse lors de la phase de croissance et les émissions correspondantes sont inclus avec un facteur de caractérisation nul. On parlera ici de neutralité carbone 0/0. Dans cette approche, on note qu'il n'y a pas de bénéfice pour le stockage du carbone en fin de vie.
- Ou, le CO₂ séquestré par la biomasse lors de la phase de croissance est inclus dans le modèle avec des valeurs négatives lors de la phase de croissance et des émissions positives en fin de vie. On parlera de neutralité carbone -/+ . L'ACV peut alors aboutir à un bilan négatif car le CO₂ biogénique stocké en fin de vie peut être comptabilisé.

On choisit dans la suite de retenir pour le calcul des impacts de la structure l'approche de neutralité carbone 0/0.

5.1.2 Les incertitudes en ACV

L'ACV vise à être un outil quantitatif d'aide à la décision dans les domaines de l'écoconception et des politiques environnementales. Pour assurer fiabilité et robustesse attendues d'un tel outil basé principalement sur la manipulation d'un nombre important de données, l'évaluation des incertitudes des résultats – tout comme leur interprétation et leur communication d'ailleurs – apparaît fondamentale. Malgré un développement croissant, ce sujet demeure aujourd'hui un des défis majeurs de la pratique de l'Analyse de Cycle de Vie [Lloyd & Ries, 2007].

Comme noté par Bamber et al. [2020], les incertitudes en ACV sont en général très importantes, mais restent dans beaucoup d'études sous estimées, voire tout simplement ignorées. Les sources d'incertitudes et de variabilité en ACV sont nombreuses, et ont fait l'objet de différentes tentatives de classification dans la littérature scientifique. Une distinction est usuellement faite entre incertitude et variabilité. La variabilité est ainsi en général associée à la notion d'incertitude aléatoire qui résulte des variations inhérentes au monde réel, tandis que l'incertitude se rapproche davantage de la notion d'incertitude épistémique qui renvoie au manque de connaissances et à l'incapacité à mesurer et modéliser le réel. Huijbregts [1998] propose une classification qui distingue les incertitudes et variabilités suivantes : les incertitudes sur les paramètres, les incertitudes de scénario, les incertitudes de modèle, la

variabilité spatiale, la variabilité temporelle et la variabilité entre sources et objets. Les définitions et les frontières entre ces différentes catégories peuvent être floues et se recouper, mais nous en dressons les grandes lignes dans les paragraphes qui suivent.

Incertitudes épistémiques : incertitude de paramètres, de modèle et de scénario

L'incertitude des paramètres correspond aux incertitudes des données découlant directement de la variabilité inhérente à un échantillon de mesures, mais aussi à l'incertitude liée à la précision, qualité et la représentativité de celles-ci.

Les incertitudes de modèle découlent directement des relations mathématiques (par exemple la linéarité des impacts) et des hypothèses simplificatrices (par exemple agrégation spatiale et temporelle des données) qui définissent les modèles ACV eux-mêmes, mais aussi les modèles sous-jacents aux facteurs de caractérisation des méthodes de calculs des impacts.

Les incertitudes de scénario proviennent elles des choix immuables à la réalisation d'une ACV comme les choix de l'unité fonctionnelle, des frontières du système, des méthodes d'allocation, des catégories d'impact, ou encore des méthodes d'évaluation des impacts.

Incertitudes aléatoires : variabilités spatiale, temporelle et sources/objets

Les variabilités temporelle et spatiale résultent des variations des inventaires d'émissions et des impacts sur l'environnement dans le temps et l'espace. On note aujourd'hui un important travail de développement de la régionalisation en ACV avec des inventaires et des méthodes de calculs (i.e. des facteurs de caractérisation) régionalisés qui visent à améliorer la représentativité géographique – et donc diminuer la variabilité spatiale – des résultats [Mutel et al., 2019].

Finalement, la variabilité entre sources et objets – aussi appelée variabilité entre les individus – peut fortement influencer les résultats de l'ACV. Cette variabilité résulte par exemple des différences inhérentes au niveau intrants et émissions entre deux procédés comparables. On peut parler de variabilité technologique dans le cas où différentes technologies peuvent être utilisées pour produire le même produit, ou encore de variabilité entre individus entre deux usines utilisant la même technologie mais ayant des rendements différents. Ce type de variabilité est aussi observé au niveau des impacts : par exemple une même émission d'un produit toxique n'aura pas le même impact sur la santé de chacun.

Les variabilités spatiale, temporelle et sources/objets peuvent aisément se confondre avec la notion d'incertitude des paramètres telle que définie quelques lignes auparavant. Afin de simplifier le discours, on désignera dans la suite de ce mémoire ces deux grandes catégories sous le terme d'incertitudes des données.

Représentation des incertitudes dans les bases de données

L'incertitude témoigne donc de la dispersion des valeurs que pourraient prendre une certaine grandeur causée soit par une variation aléatoire, soit par un biais (erreur, modèle, etc.). En statistique la pratique la plus courante consiste à représenter cette incertitude en associant à cette grandeur une fonction de densité donnant la probabilité qu'une observation prenne une

valeur donnée et définie à partir d'indicateurs numériques tels que la moyenne, la variance, le coefficient de variation, etc.

Le théorème de la limite centrale établit la convergence en loi de la somme d'une suite de variables aléatoires indépendantes et de même distribution vers une loi normale. Ce théorème et ses nombreuses généralisations qui établissent la convergence sous des conditions bien plus faibles vis-à-vis du caractère semblable des distributions, offrent en partie une explication de l'omniprésence de la distribution normale – appelée aussi loi gaussienne – dans la nature : de nombreux phénomènes sont dus à la somme d'un très grand nombre de petits effets aléatoires indépendants [Lyon, 2014].

La base ecoinvent 3 utilise différents types de distribution pour représenter l'incertitude des inventaires : non défini, normale, lognormale, uniforme ou triangulaire. La **Figure 2-1** montre la répartition de l'utilisation de ces lois sur l'ensemble des échanges de la base de données (biosphère et technosphère compris). Des informations sur les incertitudes d'une grande partie des échanges sont fournies (environ 65%). Comme noté par Mutel [2013], la distribution lognormale est utilisée pour modéliser la quasi-totalité (environ 99,8%) de ces incertitudes.

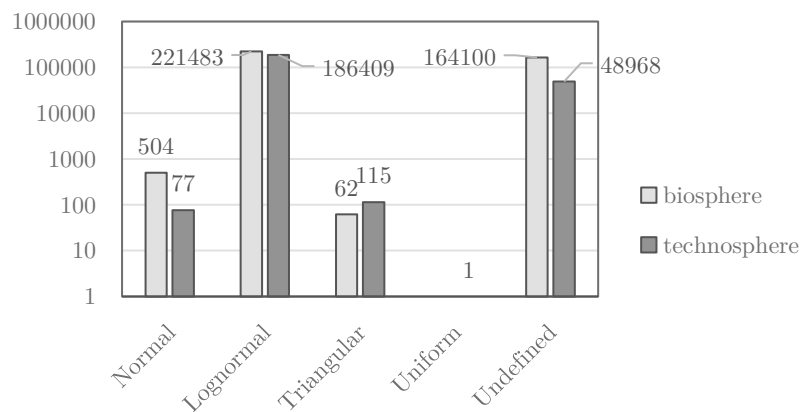
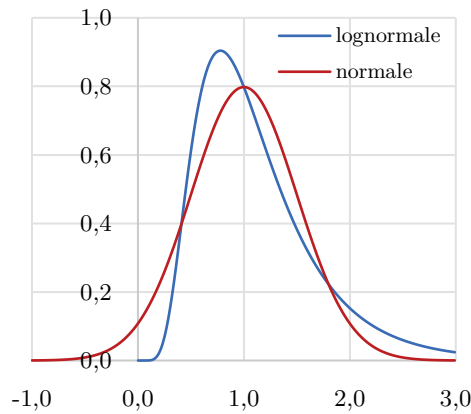


Figure 2-1 Types de lois de distribution utilisés pour la modélisation des incertitudes dans la base de données ecoinvent 3.7.1 (échelle log).

La loi lognormale correspond à une distribution de probabilité dans laquelle le logarithme des valeurs observées est distribué de façon gaussienne. Inversement, l'exponentielle d'une variable distribuée normalement possède une distribution lognormale. Ainsi, la distribution lognormale constitue une simple variation mathématique de la distribution normale comme illustré en **Figure 2-2** et est définie par la moyenne μ et l'écart-type σ de la distribution normale sous-jacente au travers de la fonction de densité suivante :

$$f(x) = \frac{1}{x\sigma\sqrt{2\pi}} \exp\left(-\frac{(\ln x - \mu)^2}{2\sigma^2}\right) \quad (2-1)$$



Intervalle de confiance	Loi normale	Loi lognormale
68%	$[\mu - \sigma, \mu + \sigma]$	$[\mu^*/\sigma^*, \mu^*\sigma^*]$
95%	$[\mu - 2\sigma, \mu + 2\sigma]$	$[\mu^*/\sigma^{*2}, \mu^*\sigma^{*2}]$
99,7%	$[\mu - 3\sigma, \mu + 3\sigma]$	$[\mu^*/\sigma^{*3}, \mu^*\sigma^{*3}]$

Dans le cas de la distribution lognormale, μ^* et σ^* désignent respectivement la moyenne et l'écart type géométrique de la série et sont reliés à μ et σ les moyennes et écart-type de la distribution normale sous-jacente par les relations :

$$\mu^* = e^\mu \quad \sigma^* = e^\sigma$$

Figure 2-2 Comparaison des distributions normale et lognormale.

Paramètres de la distribution normale : $\mu = 1$ et $\sigma = 0,5$.

Paramètres de la distribution lognormale : $\mu = 0$ et $\sigma = 0,5$.

La documentation d'ecoinvent [Weidema et al., 2013] avance plusieurs raisons pour ce choix. Tout d'abord, de nombreux phénomènes du monde réel s'approchent d'une distribution lognormale. De façon similaire au théorème central limite sur l'addition de variables aléatoires, on peut en fait montrer que la multiplication d'un grand nombre de variables aléatoires tend vers une distribution lognormale [Limpert et al., 2001]. En outre, cette distribution possède aussi l'avantage d'être toujours positive et de présenter des propriétés d'invariance par changement d'échelle (la multiplication d'une série statistique distribuée de façon lognormale ne change pas l'écart type de la série résultante).

Principes d'évaluation des incertitudes dans ecoinvent 3

Nous rappelons dans la suite de ce paragraphe les grands principes de l'évaluation et la gestion des incertitudes des échanges dans la base ecoinvent. Pour plus de détails, le lecteur est invité à consulter la documentation associée [Weidema et al., 2013].

Même un échantillon complet et de bonne qualité est incertain (fluctuation dans le temps, erreurs de mesure, etc.). On parle en général d'erreur épistémique. En fonction du type d'échange et du procédé considéré, ecoinvent considère à ce titre une incertitude forfaitaire basée sur des avis d'experts (voir **Tableau 2-1**). Bien entendu, lorsqu'une valeur d'échange

est basée sur un échantillon de données de taille suffisante, cette incertitude forfaitaire est remplacée par celle constatée dans l'échantillon – via un calcul d'écart type – moyennant un facteur de sécurité fonction du nombre de données.

En sus de l'incertitude de base, mesurée ou estimée, une incertitude supplémentaire peut être considérée à partir d'une grille de notation de la qualité des données appelée matrice de pedigree. Cette approche semi-quantitative permet d'estimer l'incertitude à partir de caractéristiques qualitatives des données fonction d'exigences définissant *a priori* la qualité d'une donnée en ACV [Ciroth et al., 2016].

Comme dans le cas de l'incertitude de base, ces facteurs (voir **Tableau 2-2**) sont définis vis-à-vis d'une distribution lognormale et correspondent à la variance de la distribution normale sous-jacente. Ils sont définis de manière empirique pour cinq indicateurs de qualité des données : la fiabilité (méthodes et précisions de mesures et procédures de vérification des données), la complétude (représentativité statistique de la donnée vis-à-vis du marché considéré) et les corrélations temporelle, géographique et technologique. Pour chaque indicateur est attribué un score de 1 à 5 en fonction des caractéristiques du jeu de données à l'étude.

Depuis son introduction par Weidema & Wesnæs [1996], l'approche pedigree a pu profiter des continuelles améliorations apportées à la définition et la justification des indicateurs de qualité et des facteurs associés. A ce titre l'étude conduite par [Ciroth et al. \[2016\]](#), a permis pour la première fois d'obtenir des facteurs d'incertitudes de manière empirique, grâce à l'analyse de données de nombreux secteurs.

Malgré des limites apparentes, notamment vis-à-vis de la représentativité des données sur laquelle la définition des facteurs s'appuie, l'approche pedigree constitue une méthodologie systématique et simple pour évaluer l'incertitude des données des inventaires de cycle de vie et offre un outil essentiel vers la démocratisation de la prise en compte de l'incertitude et de la variabilité en ACV [Muller, 2015]. Cette approche pourrait d'ailleurs être étendue plus largement à d'autres champs de l'ACV comme les méthodes de calculs d'impacts (i.e. pour la valeur des facteurs de caractérisation).

5.1.3 Logiciels utilisés

Un environnement logiciel open source

La modélisation du cycle de vie de la structure est réalisée grâce à l'environnement python Brightway2 [Mutel, 2017]. Comme la plupart des logiciels d'ACV (SimaPro, OpenLCA etc.), cette librairie permet d'importer de nombreuses bases de données comme ecoinvent et de réaliser des modèles de cycle de vie. Brightway2 possède nativement de nombreuses fonctionnalités avancées pour l'analyse et l'exploitation de ces modèles (analyse d'incertitudes et de sensibilité grâce à la méthode de Monte Carlo, régionalisation, etc.), mais profite surtout de son inscription dans un environnement open source avec un nombre grandissant d'utilisateurs et de contributeurs.

Input / output	c	p	a	Input / output	c	p	a
Demand of : thermal energy, electricity, semi-finished products, working material, waste treatment services	0.0006	0.0006	0.0006	Pollutants to air: CO2	0.0006	0.0006	
Transport services (tkm)	0.12	0.12	0.12	SO2	0.0006		
Infrastructure	0.3	0.3	0.3	NMVOC total	0.04		
Resources: Primary energy carriers, metals, salts	0.0006	0.0006	0.0006	NOX, N2O	0.04		0.03
Land use, occupation	0.04	0.04	0.002	CH4, NH3	0.04		0.008
Land use, transformation	0.12	0.12	0.008	Individual hydrocarbons	0.04	0.12	
Pollutants emitted to water: BOD, COD, DOC, TOC, Inorganic compounds		0.04		PM>10	0.04	0.04	
Individual hydrocarbons, PAH		0.3		PM10	0.12	0.12	
Heavy metals		0.65	0.09	PM2.5	0.3	0.3	
Pesticides			0.04	Polycyclic aromatic hydrocarbons (PAH)	0.3		
NO3, PO4			0.04	CO, heavy metals	0.65		
Pollutants emitted to soil:				Inorganic emissions, others		0.04	
Oil, hydrocarbon total		0.04		Radionuclides		0.3	
Heavy metals		0.04	0.04				
Pesticides			0.033				

Tableau 2-1 Facteurs d'incertitudes forfaitaires (variance de la distribution normale sous-jacente) appliqués aux échanges et procédés intermédiaires dans la base de données ecoinvent 3.7. c = émissions de combustion ; p = émissions de procédé ; a = émissions liées à l'agriculture.

Notation	1	2	3	4	5
Fiabilité	0	0.0006	0.002	0.008	0.04
Complétude	0	0.0001	0.0006	0.002	0.008
Corrélation temporelle	0	0.0002	0.002	0.008	0.04
Corrélation géographique	0	2.5 E-5	0.0001	0.0006	0.002
Corrélation technologique	0	0.0006	0.008	0.04	0.12

Tableau 2-2 Facteurs d'incertitudes (variance de la distribution normale sous-jacente) de la matrice pedigree utilisés pour la conversion de la notation de la qualité des données vers une incertitude additionnelle dans la base de données ecoinvent 3.7.

Depuis son lancement la librairie a ainsi bénéficié du développement du code et des modules internes, mais aussi celui de plusieurs modules externes utilisant une partie de l'environnement et permettant d'en étendre les fonctionnalités. Ayant servi dans le présent travail de recherche, on peut notamment citer l'interface graphique Activity Browser [Stebing et al., 2020] qui offre aux utilisateurs un moyen plus ergonomique pour conduire les tâches standard de Brightway2, telles que la modélisation d'inventaire et l'analyse des résultats de l'ACV (analyse de contribution par flux ou par procédés etc.).

NB : Différents changements ont été apportés dans la gestion de l'importation de la base de données ecoinvent 3 dans Brightway2. Ces changements sont détaillés en annexe D de ce mémoire. Notamment, le traitement des incertitudes vis-à-vis des distributions autres que celles lognormales a été modifié en s'appuyant sur les travaux de Muller et al. [2016].

Corrélation de certains flux lors des analyses d'incertitudes

La version d'ecoinvent 3 implémentée dans Brightway2 (comme dans de nombreux logiciels d'ACV) ne prend pas en compte les corrélations entre certains flux d'un procédé élémentaire, ce qui peut conduire lors d'une analyse d'incertitude par la méthode de Monte Carlo à des résultats totalement biaisés pour les indicateurs sensibles à l'équilibre relatif de ces flux.

Par exemple, la plupart des procédés de la base ecoinvent sont équilibrés en eau, de telle sorte que la masse d'eau en sortie soit égale à celle qui entre dans le système. Si dans le processus stochastique les flux correspondants sont échantillonnés indépendamment les uns des autres, un déséquilibre apparaît qui peut complètement fausser l'impact de consommation d'eau du procédé (voir **Figure 2-3**). De manière équivalente, le même phénomène peut être observé pour les flux de transformation des terres et les indicateurs associés.

Pour éviter une partie de ces phénomènes indésirables lors de l'analyse de propagation des incertitudes dans la base de données, les modules externes bw2waterbalancer [Lesage, 2020b] et bw2landbalancer [Lesage, 2020a] développés par le CIRAIG – un groupe de recherche et d'expertise regroupant différentes universités au Québec et en Suisse – ont été utilisés pour réaliser un pré-échantillonnage équilibré vis-à-vis des flux en eau et des flux de transformation des terres.

5.2 HYPOTHESES DE MODELISATION

5.2.1 Unité fonctionnelle et frontières du système

Unité fonctionnelle

On cherche ici à étudier et modéliser le cycle de vie d'une structure bois d'un ouvrage de grande portée de franchissement ou de couverture qui respecte un certain nombre de critères de conception usuels des structures (déformation, résistance, etc.) pour une durée de vie de référence de 50 ans. En fonction du programme retenu, ces critères seront détaillés pour chaque étude de cas. Les impacts de la structure pourront être aussi ramenés au mètre linéaire franchi ou au mètre carré couvert afin d'étudier l'influence de la portée de l'ouvrage.

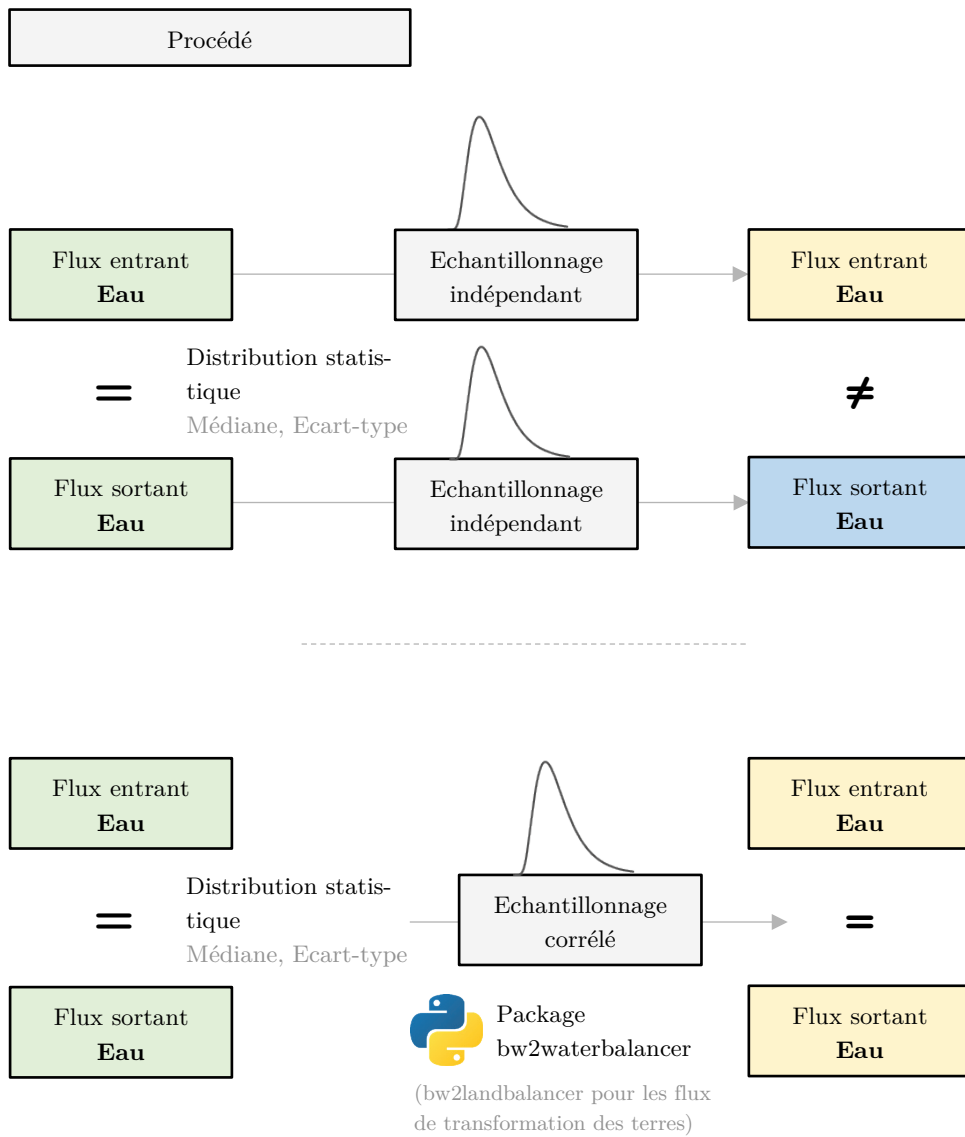


Figure 2-3 Echantillonnage corrélé des flux en eau.

La structure seule

La conception des ouvrages bâtis demeure un domaine multidisciplinaire et multicritère. La conception des systèmes de chaque lot (superstructure, fondations, enveloppe, second-œuvre etc.) se doit de respecter un certain nombre de critères propres aux objectifs du programme en lien avec les normes et réglementations en vigueur, tout en assurant une compatibilité avec les principes de conception des autres lots au niveau des interfaces. L'intégration d'une démarche d'écoconception globale représente dans ce contexte un défi majeur. On reconnaît ici que l'on s'attache dans ce projet à ne traiter qu'une partie du problème et que l'exclusion des autres lots composant notre ouvrage, notamment de l'enveloppe, pourrait fortement biaiser les conclusions éventuelles de notre travail. Néanmoins, la restriction de notre analyse à la structure seule (en fait superstructure) peut se justifier par différents arguments.

Tout d'abord, l'objectif majeur de notre projet vise à fournir des pistes de réflexion sur l'optimisation structurelle et environnementale des structures en bois dans les phases amont de la conception. En tant que tel, il ne s'agit pas tant de trouver la solution optimale d'un problème multicritère mais plutôt d'appréhender les leviers d'action pour l'ingénieur structure qui lui permettront d'améliorer, de prioriser et de choisir au fur à mesure que la conception s'affine.

Plus important ensuite, la structure représente généralement à elle seule une grande part des impacts environnementaux des ouvrages bâtis comme certaines études ont pu le montrer vis-à-vis de l'énergie grise [Dimoudi & Tompa, 2008] ou de l'empreinte carbone du bâtiment [Kaethner & Burrige, 2012].

Frontières du système

La norme européenne NF EN 15804 et son annexe en vigueur depuis 2014 fixe le cadre réglementaire des fiches de déclarations environnementales des produits pour le secteur de la construction. Elle propose une classification générale des étapes du cycle de vie des ouvrages bâtis et des produits de la construction :

- A1-A3 : La phase de production, incluant l'extraction et le transport des matières premières jusqu'à l'usine, ainsi que le procédé de mise en forme et de fabrication ;
- A4-A5 : La phase de construction, incluant le transport et le chantier ;
- B1-B7 : La phase d'utilisation, qui comporte la maintenance et le remplacement des composants, les consommations d'énergie et les consommations d'eau ;
- C1-C4 : La fin de vie, qui comprend la démolition ou déconstruction de l'ouvrage, le transport des matériaux et leur traitement dans une filiale spécialisée.

Notre étude couvre ici la majorité des étapes du cycle de vie d'une structure en bois : de la phase de production des matériaux et la construction de l'ouvrage, jusqu'au traitement en fin de vie des éléments. Aucun procédé ne sera en revanche considéré pour les étapes liées à l'utilisation (maintenance, réparation ou remplacement) de la structure du bâtiment pendant la durée de vie de référence de 50 ans de l'ouvrage. Les frontières du système concernant le traitement en fin de vie seront détaillées dans la suite de cette section.

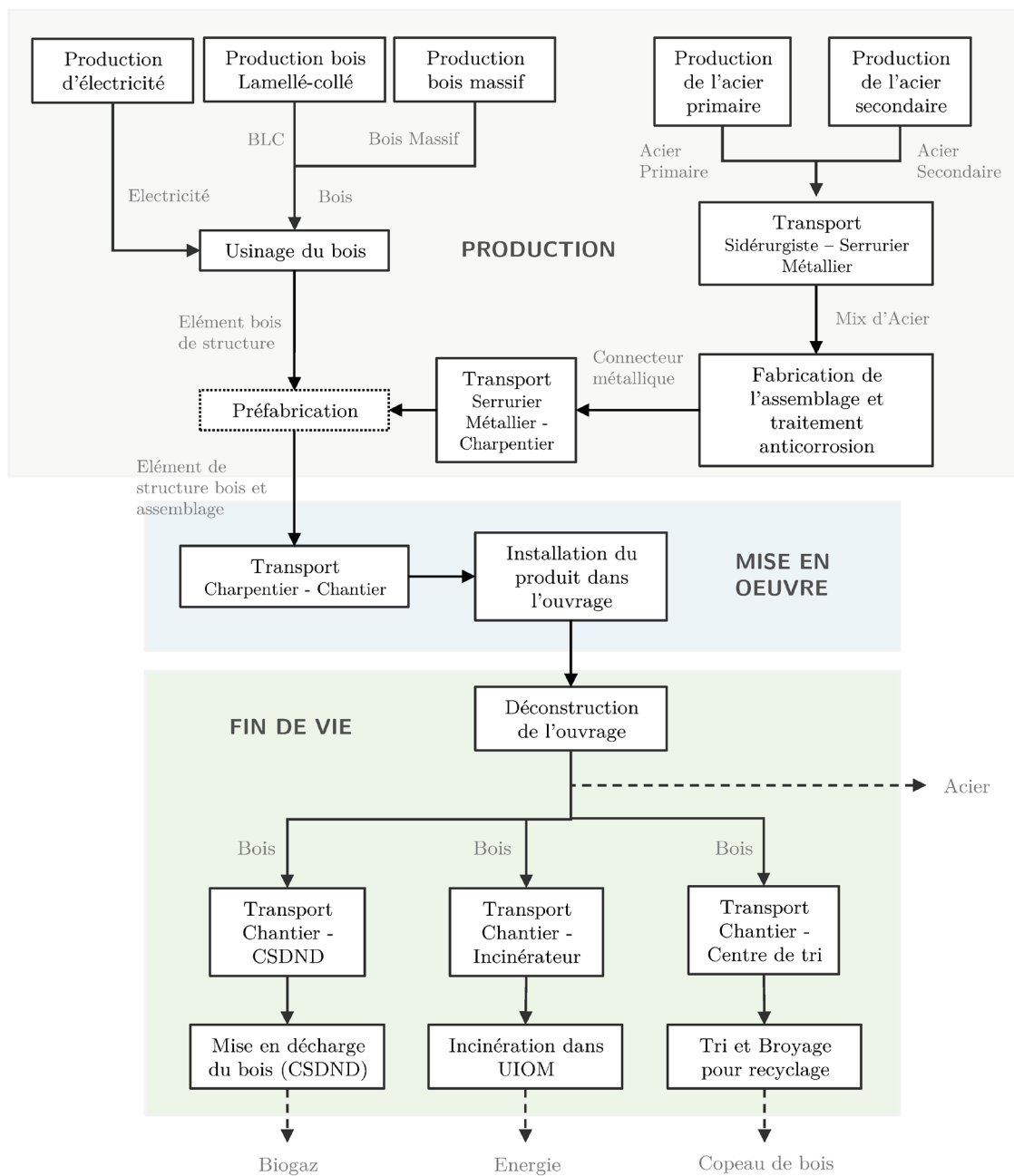


Figure 2-4 Schéma général du modèle de cycle de vie de la structure bois.

CSDND = Centre de Stockage des Déchets Non dangereux

UIOM = Unité d'Incinération d'Ordures Ménagères

5.2.2 Inventaire du cycle de vie d'une structure en bois

Nous détaillons dans la suite de cette section les principes et les hypothèses de modélisation du cycle de vie de la structure bois. L'ensemble des procédés de la base ecoinvent 3.7.1 utilisés sont listés pour chaque procédé élémentaire du système correspondant. Le schéma général des procédés élémentaires et flux du système sur l'ensemble de son cycle de vie est illustré en **Figure 2-4**. La grande majorité des données utilisées correspond à un contexte moyen européen.

Production du bois de structure

Les étapes de fabrication des éléments en bois de la structure sont directement modélisées par des processus de la base ecoinvent (voir **Tableau 2-3**).

La production du bois lamellé-collé (résineux) inclue tous les procédés amont d'extraction et de transport des matières premières (lamelles en bois résineux, colle, usine, etc.), ainsi que les consommations de carburant et d'électricité de l'usine nécessaires pour la fabrication à proprement parler du matériau. On note à ce titre, que selon la présente base de données, la fabrication d'un mètre cube de bois lamellé-collé nécessite une consommation électrique de 85 kWh. Le jeu de données (i.e. quantité associée à chaque sous-procédé) est issu d'une enquête sur l'impact environnemental des produits bois pour la construction réalisée de 2009 à 2011 en Allemagne [Rüter & Diederichs, 2012], et correspond à des moyennes sur toutes les entreprises contactées. Pour le calcul de l'impact de la production du lamellé-collé, les inventaires de tous ces sous-procédés sont ensuite considérés au niveau moyen européen (hors Suisse).

Pour le bois massif, un procédé correspondant à la fabrication d'une poutre en bois massif feuillu a été retenu. L'élément est supposé raboté pour un meilleur aspect de surface, mais surtout séché pour atteindre une humidité de 10%, correspondant à une humidité voisine de l'équilibre hygroscopique d'une structure intérieure (classe de service 1). Les données utilisées représentent un scénario moyen suisse, mais les inventaires de tous les sous-procédés sont cependant considérés au niveau moyen européen (hors Suisse). Pour atteindre une humidité de 10% sur un élément de type poutre/poteau, le séchage est supposé entièrement réalisé en séchoir industriel. Comme on le verra par la suite, cette hypothèse de séchage joue un rôle important sur l'impact environnemental de la production de bois d'œuvre (cf. chapitre 7).

Code	Procédé	Région	Q	Unité
[GL]	Bois lamellé-collé		1	m3
	glued laminated timber production, average glue mix	EU w/o CH	1	m3
[HW]	Bois massif feuillu		1	m3
	planing, beam, hardwood, u=10%	EU w/o CH	1	m3

Tableau 2-3 Procédés ecoinvent utilisés pour modéliser la production d'1 m³ de bois de structure.

Production des connecteurs métalliques

La modélisation des connecteurs métalliques des assemblages bois s'appuie sur la modélisation de la production de l'acier, la mise en forme de la pièce d'assemblage et le traitement anti-corrosion des pièces (voir **Tableau 2-4**).

Code	Procédé	Région	Quantité	Unité
[S1]	Acier primaire		1	kg
	steel production, converter, low-alloyed	RER	1	kg
	section bar rolling, steel	RER	1	kg
	zinc coating, pieces	RER	0,00653	m2
[S2]	Acier secondaire		1	kg
	steel production, electric, low-alloyed	EU w/o CH	1	kg
	section bar rolling, steel	RER	1	kg
	zinc coating, pieces	RER	0,00653	m2

Tableau 2-4 Procédés écoinvent utilisés pour modéliser la production des connecteurs métalliques des assemblages bois.

La production de l'acier peut se faire par deux voies différentes : dans un haut fourneau, à partir du minerai de fer et de coke – on parle généralement d'acier primaire –, ou dans un four électrique, à partir d'acier de récupération – on parle de l'acier secondaire –. La modélisation de la production d'acier primaire considère ainsi l'extraction des matières premières, leurs transports et la production d'acier à proprement parlé sur le site sidérurgique. Celle de la fabrication de l'acier secondaire prend en compte également le transport amont de la ferraille à recycler, depuis le centre de traitement fournisseur de ferraille, jusqu'au sidérurgiste.

La part d'acier secondaire est un paramètre essentiel pour évaluer l'impact d'un produit en acier. Si l'acier est un matériau recyclable quasiment sans perte, on estime en 2019 qu'environ 32% de la production mondiale d'acier est réalisée à partir de ferrailles recyclées (ce chiffre monte à 55% pour les pays de l'Union Européenne) [BIR, 2020] et les taux de recyclage varient fortement en fonction des secteurs. Si le secteur de la construction qui représente 52% de la production d'acier mondiale [World Steel Association, 2020] présente un taux de recyclage important d'environ 85% [World Steel Association, 2019], le taux de recyclage de l'acier dans les appareils électriques est seulement de 50%.

En fonction des secteurs et des produits la part d'acier recyclé pour la fabrication n'est pas du tout la même. Le **Tableau 2-5** montre ainsi les taux d'acier secondaire et primaire dans différents éléments de structure selon plusieurs sources. On observe que la part d'acier secondaire dans la production des poutrelles standards est importante – de l'ordre de 70% –, mais que les taux d'acier secondaire dans les plaques aciers et les profils reconstitués sont beaucoup plus faibles, avec des taux de l'ordre de 10% seulement.

Très peu d'informations sont disponibles sur les connecteurs et la quincaillerie métalliques. Dans la mesure où, dans le présent travail, nous étudierons essentiellement des assemblages par broches, dont la masse provient majoritairement des ferrures (plaques) métalliques, nous considérerons dans la suite un taux d'acier secondaire de référence de 10%, en gardant à l'esprit que ce dernier pourrait éventuellement varier entre 5% et 70% selon le **Tableau 2-5**.

La fabrication du connecteur métallique passe ensuite par des étapes de mise en forme du produit semi-fini. En fonction du type de connecteur, on pourra donc avoir sur les pièces métalliques un travail de laminage à chaud, d'usinage, de soudage, etc. pour réaliser le produit fini. Ayant à ce jour peu de données quantitatives sur les procédés de fabrication des connecteurs métalliques destinés aux assemblages bois, on considèrera ici à minima un travail de laminage à chaud pour obtenir les ferrures d'assemblage. On note donc par exemple qu'aucun travail d'usinage sur les plaques n'est ici pris en compte.

Pour le traitement anticorrosion on utilise un procédé de la base ecoinvent correspondant à une galvanisation à chaud d'une pièce en acier d'une surface de 1 m² avec un revêtement de zinc de 65 µm d'épaisseur sur les deux côtés. Conformément aux recommandations de protection à la corrosion minimale selon la **NF EN 1995-1-1 [2005]**, on considère ensuite un revêtement Z275, correspondant à une galvanisation à chaud avec un revêtement de 20 µm minimum, protection valable pour tous les connecteurs en classe de service 2. L'unité fonctionnelle finale désirée étant 1 kg d'assemblages en acier avec un traitement Z275, on convertit de façon adéquate le procédé de protection, en faisant l'hypothèse d'une pièce de 6 mm d'épaisseur, soit l'équivalent de 6,53E-3 m² d'un revêtement de 65 µm les deux faces par kilogramme d'acier.

Source	Acier Primaire	Acier Secondaire
FDES Profilé reconstitué soudé en acier utilisé comme élément d'ossature (2016)	93%	7%
FDES Tube creux en acier utilisé comme élément d'ossature (2016)	92%	8%
FDES Poutrelle en acier utilisée comme élément d'ossature (2016)	33%	67%
Worldsteel Plate (2019)	90%	10%
Worldsteel Sections (2019)	27%	73%

Tableau 2-5 Part d'acier recyclé dans la production des profils et plaques en acier d'après différentes sources.

Usinage des pièces en bois

Avec le développement toujours constant des capacités en matière de fabrication digitale, de nouvelles typologies de construction bois ont récemment vu le jour, avec des techniques d'assemblages faisant appel à un haut degré d'usinage. Il apparaît aujourd'hui essentiel de tenir

compte de ces nouvelles méthodes de fabrication dans l'évaluation environnementale des structures en bois, afin de mieux appréhender les possibles transferts d'impact ou de pollution.

L'impact de l'usinage du bois est simplement ici associé à la consommation électrique (moyenne tension) des machines d'usinage. Le mix électrique considéré est une moyenne du marché européen (voir **Tableau 2-6**). Nous cherchons à évaluer dans la suite les conséquences d'un usinage complexe sur l'impact environnemental d'une structure.

Les procédés de fabrication du bois lamellé-collé et du bois massif incluent en fait déjà une consommation électrique correspondant à la fabrication des éléments bois, et donc vraisemblablement l'usinage des différentes pièces. Cependant, les consommations considérées représentent une moyenne de l'électricité consommée par une usine de fabrication sur l'ensemble de sa production annuelle. On note ainsi que, dans le processus de fabrication d'un mètre cube de bois lamellé-collé présenté précédemment, une consommation électrique de 85 kWh est ainsi considérée. Or, en fonction du degré d'usinage des pièces, cette consommation par m³ de bois peut en fait être bien plus importante, qui plus est si on considère que la grande majorité des éléments qui sont produits dans une usine sont plutôt destinés à des structures plus classiques, et donc ne nécessitant pas un haut niveau d'usinage. Les structures complexes représentent à ce jour qu'une très faible part de la production en bois lamellé-collé ou bois massif.

Code	Procédé	Région	Quantité	Unité
[Mach.]	Usinage du bois		1	kWh
	market group for electricity, medium voltage	RER	1	kWh

Tableau 2-6 Procédés ecoinvent utilisés pour modéliser l'impact de l'usinage des éléments en bois.

Prenons l'exemple d'une structure en bois ayant nécessité un usinage très complexe de ses pièces. Ce pavillon présenté dans le (**Figure 2-5a**) possède une structure nexorade en bois lamellé-collé, recouverte par des panneaux quadrangulaires qui apportent un comportement de coque important à la structure [Mesnil et al., 2018]. Les poutres sont assemblées entre elles par l'intermédiaire de simples vis. Des pré-trous ont toutefois été percés sur toutes les poutres pour améliorer le comportement mécanique des assemblages, mais aussi faciliter le travail de montage et le contrôle géométrique de l'ouvrage. Dans un même souci de réduction des tolérances de montage de la structure, un système de tenon/mortaise a été aussi utilisé. Les poutres présentent ainsi un fraisage à leur extrémité (tenon) et sur les faces latérales (mortaise). Finalement, toutes les faces supérieures des poutres ont été fraisées pour créer des encoches (**Figure 2-5c**) afin d'accueillir les panneaux de couverture de la structure, qui sont assemblés par des vis sur toutes leur périphérie (**Figure 2-5d**), assurant ainsi la parfaite intégration architecturale de ces panneaux, mais aussi leur rôle de contreventement (**Figure 2-5b**).

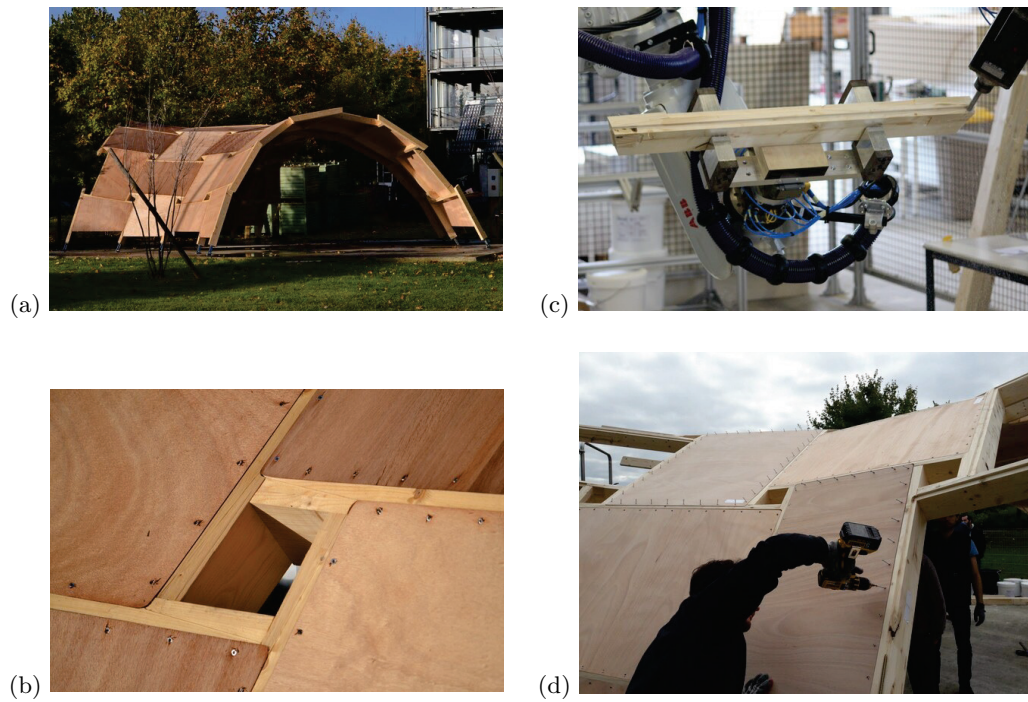


Figure 2-5 Exemple d'une structure à usage complexe : Pavillon Construire Le Courbe 2017, Ecole des Ponts Paristech.

Copyright photos : Romain Mesnil

Temps	Puissance moyenne	Energie
h	kW	kWh
68	15	1020
68	10	680
34	15	510
34	10	340
68	5	340
17	15	255
17	10	170
34	5	170
68	2	136
17	5	85
34	2	68
17	2	34

Tableau 2-7 Consommation électrique due à l'usinage d'1 m³ de bois selon différentes hypothèses de temps et de puissance moyenne de la machine d'usinage.

Le **Tableau 2-7** présente l'énergie électrique consommée pour l'usinage des pièces de la structure (par m³ de bois), pour différents scénarios de temps d'usinage (optimiste : 17 h, intermédiaire : 34 h et pessimiste : 68 h) [Gobin et al., 2021] et hypothèses de puissance moyenne (2 kW, 5 kW, 10 kW et 15 kW), sachant que la puissance maximale d'une machine CNC industrielle peut aisément atteindre les 30 kW². Cet exemple, qui ne vise pas à représenter une structure courante, mais bien au contraire un ouvrage exceptionnel et de petite taille, montre que l'usinage des pièces en bois peut dans certains cas représenter une énergie très importante, bien au-delà par exemple des 85 kWh considérés dans le processus de fabrication du lamellé-collé ecoinvent, et qui pourrait donc avoir une influence non négligeable sur l'impact environnemental d'une structure en bois.

Dans la suite, nous considérons comme borne supérieure de l'énergie d'usinage due aux assemblages la quantité de 510 kWh/m³, correspondant à l'énergie consommée selon le scénario intermédiaire de temps d'usinage (34h), avec une puissance moyenne conservatrice de 15 kW des machines. Pour éviter un double comptage, nous retranchons à cette énergie les 85 kWh déjà considérés dans le procédé de production du bois lamellé-collé, dans la mesure où celui-ci inclue déjà une part d'usinage (moyenne sur la production d'un ensemble d'usines en Allemagne). Nous retiendrons donc finalement la valeur de 425 kWh/m³ comme borne supérieure pessimiste de l'énergie d'usinage « supplémentaire » due aux assemblages.

Transport des éléments

Le transport des éléments (bois et assemblages acier) est supposé effectué par camion, de taille non spécifié (voir **Tableau 2-8**). La part de chaque « norme euro » d'émissions de polluants pour les véhicules lourds est représentatif du transport moyen en France selon une enquête sur le transport de 2018 [CNR, 2019].

Plusieurs étapes de transport sont paramétrées dans notre modèle : le transport de l'acier au serrurier métallique, celui de l'assemblage du serrurier au charpentier bois, le transport des éléments bois et des assemblages du charpentier au chantier, et finalement les transports en fin de vie des éléments bois (voir **Figure 2-4**). On suppose donc ici, que le concepteur par ses choix pourra directement influencer les distances parcourues.

Toutes les autres étapes, notamment le transport des matières premières du site d'extraction au site de transformation (bois, minerai de fer, acier recyclé etc.), sont indirectement prises en compte dans chaque sous-procédé élémentaire correspondant. Leurs quantités ne sont pas paramétrées et sont représentatives du marché moyen sur la zone géographique étudiée selon la base de données ecoinvent. On note par exemple, que les sciages bois utilisés pour la production du lamellé-collé proviennent d'une scierie à environ 200 km et sont transportés par camion.

² <https://www.scmgroup.com/en/scmwood/products/machining-centres.c874/machining-centres-for-beams-and-walls.916/area.593>

Code	Procédé	Région	Quantité	Unité
[Trans.]	Transport routier		1	t.km
	transport, freight, lorry, all sizes, EURO3 to generic market for transport, freight, lorry, unspecified	RER	0,011	t.km
	transport, freight, lorry, all sizes, EURO4 to generic market for transport, freight, lorry, unspecified	RER	0,036	t.km
	transport, freight, lorry, all sizes, EURO5 to generic market for transport, freight, lorry, unspecified	RER	0,267	t.km
	transport, freight, lorry, all sizes, EURO6 to generic market for transport, freight, lorry, unspecified	RER	0,686	t.km

Tableau 2-8 Procédés ecoinvent utilisés pour modéliser le transport.

Pour simplifier l'analyse de notre système, on regroupera dans la suite toutes les étapes de transport des éléments de la structure (bois et assemblages) en une seule étape de transport de toute la structure. La distance totale associée à cette étape sera donc la somme de toutes les distances de transport, pondérée par le poids relatif de chaque élément transporté par rapport au poids total de la structure.

Construction (et déconstruction)

On modélise simplement l'impact de la construction et déconstruction de la structure par l'énergie consommée par les engins de chantier qui sont supposés fonctionner au fioul (voir **Tableau 2-9**).

Code	Procédé	Région	Quantité	Unité
[Const.]	Construction		1	MJ
	diesel, burned in building machine	GLO	1	MJ

Tableau 2-9 Procédés ecoinvent utilisés pour modéliser l'installation dans l'ouvrage des éléments de la structure.

Afin d'évaluer l'énergie nécessaire à la construction de la structure, on étudie différentes FDES de produits bois de la base INIES. Le **Tableau 2-10** montre ainsi la consommation de fioul des engins de chantier nécessaire à la mise en œuvre du produit bois. Cette consommation est ramenée à la tonne de produit mis en œuvre, et transformée en unité d'énergie en considérant un pouvoir calorifique moyen du fioul de 45 MJ/L. Sur le présent échantillon on trouve ainsi une énergie moyenne de 397 MJ/t pour la mise en œuvre d'un élément de structure en bois, avec un écart type de 78 MJ/t.

Afin d'obtenir une estimation des bornes maximales de l'énergie de construction d'une structure en bois, on construit à partir de l'analyse de cet échantillon, un intervalle de confiance

à 95% de l'énergie de construction en supposant une distribution de type normale. On supposera donc dans la suite une énergie de construction de référence de 400 MJ/t, mais pouvant varier de 240 MJ/t à 555 MJ/t en fonction des choix constructifs. Par souci de simplification on suppose dans ce travail que la même énergie est nécessaire pour la construction et la déconstruction de la structure en fin de vie.

On note qu'on a normé l'énergie de construction vis-à-vis de la masse de structure levée. Or, on pourrait aussi avoir une énergie qui augmente plutôt avec le volume de matière mis en œuvre.

Fiche de Déclaration Environnementale et Sanitaire		Fioul [L/t]	Fioul [MJ/t]
Poutre en bois lamellé taillée fabriquée en France	1-32:2019	8,14	366,4
Poutre en Douglas lamellé-collé hors aubier	1-11:2019	10,29	463,2
Produits en bois lamellé Nordic Lam	3-210:2020	6,61	297,3
Charpente traditionnelle 100% résineux complexe fabriquée en France	7-1765:2018	12,24	550,8
Charpente traditionnelle 100% résineux fabriquée en France	7-1764:2018	7,91	356,1
Bois massif abouté (BMA) fabriqué en France	1-2:2020	8,34	375,4
Panneau CLT (lamellé-croisé), fabriqué en France	4-1449:2018	8,99	404,6
Panneaux en bois lamellé-croisé (CLT) Nordic X-Lam	3-209:2020	8,05	362,2
	Moyenne	8,8	397,0
	Ecart-Type	1,7	77,8

Tableau 2-10 Énergie consommée par le levage et l'installation d'une tonne d'éléments en bois. Analyse de différentes FDES de la base de données INIES.

Fin de vie des produits bois

Le matériau bois se présente comme un matériau biosourcé, mais la question de son traitement en fin de vie est essentielle pour discuter de la durabilité du matériau. On distingue en général aujourd'hui trois scénarios principaux pour les éléments bois du secteur de la construction. Les déchets bois peuvent ainsi être :

- Mis en décharge dans un Centre de Stockage de Déchets Non Dangereux (CSDND) ; ce scénario permet de prolonger le stockage du carbone biogénique de la ressource, grâce à la non-dégradation d'une partie du bois.
- Incinérés dans une Unité d'Incinération d'Ordures Ménagères (UIOM) pour une valorisation énergétique et donc éviter l'utilisation de ressources fossiles ou nucléaire.

- Envoyés sur des plateformes de tri pour être broyés, puis ultérieurement recyclés en panneaux de particules, avec incinération des fines de broyage.

En France, une étude réalisée par l'institut du FCBA (Forêt Cellulose Bois-Construction Ameublement) et le CSTB (Centre Scientifique et Technique du Bâtiment) [FCBA et al., 2012a] a permis de définir un scénario moyen à prendre en compte concernant la fin de vie des produits bois du secteur de la construction (**Tableau 2-12**) : 67,3% des déchets bois atteignent une plateforme de tri (avec recyclage ultérieur du bois en panneaux de particules et incinération des fines de broyage), 15,4% sont incinérés dans des UIOM avec valorisation énergétique et 17,3% sont enfouis.

Les frontières du système sont essentielles dans l'évaluation des impacts en fin de vie d'un produit. On adopte la méthodologie proposée par le FCBA et al. [2012b], conforme à l'approche des stocks retenus pour la modélisation de notre système :

- Pour le scénario de mise en décharge, on prend en compte l'impact de la démolition (voir section précédente) et du transport du bois jusqu'au centre de stockage de déchets, puis tous les impacts de la mise en décharge.
- Pour le scénario d'incinération, est pris en compte l'impact de la démolition (voir section précédente) et du transport du bois jusqu'à l'incinérateur, ainsi que l'impact de la combustion du bois. Aucun impact évité n'est considéré.
- Pour le scénario de recyclage, on prend en compte l'impact de la démolition (voir section précédente) et du transport du bois jusqu'à la plateforme de tri, ainsi que les impacts dus au tri et au broyage. Aucun impact évité n'est considéré vis-à-vis de la substitution de matière première directement extraite. Pour l'impact du tri et du broyage, le **Tableau 2-13** présente selon différentes sources une estimation de la consommation énergétique sur le tri et le broyage des déchets bois en vue de leur recyclage dans la filière des panneaux de particules. On retient finalement une consommation de 226 MJ par tonne de déchet correspondant à la moyenne de notre échantillon, avec un mix énergétique 50% fioul et 50% électrique.

Pour les trois scénarios de fin de vie, on considère de façon forfaitaire une distance de transport de 50 km du chantier aux différents lieux de traitement des déchets. Pour les pièces métalliques, on suppose que le tri des produits est fait sur chantier et que l'ensemble de l'acier récolté est envoyé vers des centres de valorisation pour être recyclé.

On rappelle que notre modèle est construit sur une hypothèse de neutralité 0/0 du carbone biogénique contenu dans le bois. Ainsi, le carbone biogénique possède un facteur de caractérisation nul, que ce soit vis-à-vis de la séquestration, du stockage, que des émissions en fin de vie. Plus particulièrement ici, l'impact des émissions de CO₂ biogénique dues à l'incinération du bois est considéré nul, et les bénéfices du stockage prolongé dans les produits bois ou la mise en décharge, ne sont pas pris en compte.

Les choix méthodologiques (méthode de prise en compte du carbone biogénique, méthodes d'allocation et impacts évités, etc.) peuvent influencer très fortement les résultats d'impact des différents scénarios de fin de vie des produits bois [Rivela et al., 2006] [Nicholson et al., 2009]. Une analyse plus détaillée spécifique au carbone biogénique est présente en annexe B.

Code	Procédé	Région	Quantité	Unité
[EoL L]	Fin de vie - Décharge		1	kg
	Transport	-	0.05	t.km
	treatment of waste wood, untreated, sanitary landfill	CH	-1	kg
[EoL I]	Fin de vie - Incinération		1	kg
	Transport	-	0.05	t.km
	treatment of waste wood, untreated, municipal incineration	CH	-1	kg
[EoL R]	Fin de vie - Recyclage		1	kg
	Transport	-	0.05	t.km
	diesel, burned in building machine	GLO	0,113	MJ
	market group for electricity, medium voltage	RER	0,03145	kWh

Tableau 2-11 Procédés ecoinvent utilisés pour modéliser la fin de vie des produits bois.

Centre de Stockage des déchets non dangereux (CSDND)	Incinération dans UIOM (Valorisation énergétique)	Plateforme de Tri	
		Incinération dans UIOM (Valorisation énergétique)	Recyclage en panneaux de particules
17,3%	15,4 %	10,1 %	57,2 %

Tableau 2-12 Scénario moyen français de la fin de vie des produits bois de la construction [FCBA et al., 2012a].

Référence	Diesel [L/t]	Electricité [kWh/t]	Energie [MJ/t]	% Diesel
[Rivela et al., 2006]	4,6	-	207	100%
[Rivela et al., 2006]	-	48	172,8	0%
[Merrild & Christensen, 2009]	2	44	248,4	36%
[Hossain & Poon, 2018]	-	95	342	0%
[FCBA et al., 2012b]	3,6	-	162	100%
Moyenne	3,4	62,3	226,4	50%
Ecart-Type	1,3	28,4	72,9	50%

Tableau 2-13 Données énergétiques sur le tri et le broyage des déchets bois en vue de leur recyclage dans la filière des panneaux de particules. Consommation de diesel et d'électricité.

5.3 DOMAINE ET PARAMETRES D'ECOCONCEPTION

5.3.1 Présentation des paramètres de scénario

On définit maintenant notre domaine d'écoconception, correspondant à l'ensemble des scénarios envisagés dans le cadre de notre projet pour une structure en bois. Le **Tableau 2-14** montre ainsi l'ensemble des paramètres permettant de définir un scénario et les plages de variation correspondantes.

Un scénario est ici défini par 12 paramètres, dont 9 paramètres supposés indépendants. En fonction des choix qu'il prend, le concepteur aura donc une influence directe sur la valeur de ces paramètres. Si les distances de transport, les parts relatives de chaque scénario de fin de vie se présentent plutôt comme des variables exogènes, le volume de bois, le degré d'usinage ou encore la quantité d'acier se présentent au contraire comme des variables endogènes. Comme on pourra le constater en partie au travers des études de cas de la partie 4, la valeur de ces variables pourra directement être le résultat des choix de géométrie, topologie et typologies de la structure et des assemblages.

Le bois dans la structure

Le système est tout d'abord caractérisé par un volume de bois [WV] exprimé en m^3 de bois par m^2 de structure (par exemple mètre carré de surface couvert ou franchi par l'ouvrage). Les éléments de structure peuvent être réalisés en bois lamellé-collé ou en bois massif feuillu. On définit donc les paramètres [GL%] et [HW%] les parts volumiques respectives de bois lamellé-collé (*Glulam* en anglais) et bois massif feuillu (*Hardwood* en anglais) dans l'ouvrage. On étudie ici des structures présentant un volume de bois de 0,048 à 0,14 m^3/m^2 , équivalent à une masse de 20 à 60 kg/m^2 pour un bois de 420 kg/m^3 (bois lamellé-collé de classe GL24h) de densité et à une masse de 30 à 91 kg/m^2 pour un bois de 640 kg/m^3 (bois massif feuillu de classe D30). On retient comme scénario de référence une structure entièrement en bois lamellé-collé à 0,08 m^3/m^2 (soit 35 kg/m^2 pour du GL24h). Les ratios qui viennent d'être présentés proviennent d'un retour d'expérience sur de nombreux projets et études de R&D réalisés au sein du bureau d'études elioth.

Les assemblages : acier et usinage

En fonction de la typologie d'assemblage, la quantité d'acier dans une structure en bois peut fortement varier. On estime ainsi qu'une structure en bois peut présenter un ratio d'acier [(S)_u] entre 0 (assemblages tout bois) et 130 kg d'acier par mètre cube de bois. Ce ratio est équivalent à un ratio massique de plus de 30 kg d'acier pour 100 kg de bois en considérant un bois de 420 kg/m^3 de densité (GL24h) et à plus de 20 kg pour 100 kg de bois avec un bois de 640 kg/m^3 (D30).

Code	Paramètre	Unité	Scénario Référence	Inf.	Sup.
Bois					
[WV]	Volume de bois	m3	0,08	0,048	0,14
[GL%] = 1-[HW%]	Ratio de bois lamellé-collé	%	100	0	100
[HW%]	Ratio de bois massif feuillus	%	0	0	100
Acier					
[(S) _u]	Ratio d'acier dans la structure	kg/m3	60	0	130
[S1%] = 1-[S2%]	Part d'acier primaire	%	90	30	95
[S2%]	Part d'acier secondaire	%	10	5	70
Usinage					
[(Mach) _u]	Degré d'usinage du bois	kWh/m3	85	0	420
Transport					
[(Trans) _u]	Distance totale équivalente de transport	km	500	50	1500
Construction et Déconstruction					
[(Const) _u]	Energie de construction	MJ/t	400	240	555
Traitement de fin de vie des produits bois					
[EoL L%]	Ratio de mise en décharge	%	17,3	0	100
[EoL I%]	Ratio d'incinération	%	15,4	0	100
[EoL R%] = 1-[EoL L%]-[EoL I%]	Ratio de recyclage	%	67,3	0	100

Tableau 2-14 Domaine d'étude et scénario de référence.

Un scénario est défini par 12 paramètres (en fait 9 paramètres indépendants indiqués en rose).

Peu d'information étant disponible sur la part d'acier recyclé [S2%] dans la fabrication de ces connecteurs métalliques, on supposera en première approche que ce ratio peut varier de manière similaire aux éléments de charpente métallique : entre 5% et 70% d'acier secondaire. Dans la mesure où nous étudierons essentiellement des assemblages par broches, dont la masse provient majoritairement des ferrures (plaques) métalliques, nous retenons un taux d'acier secondaire de référence de 10%, soit une part d'acier primaire [S1%] de 90%.

Le degré de complexité d'usinage des pièces en bois peut fortement varier en fonction des choix de conception des assemblages. Si la quantité d'acier est *a priori* un bon indicateur de l'impact technologique d'un assemblage bois/métal, un transfert d'impact peut très vite se produire dans le cas d'assemblages bois/bois complexes avec l'énergie consommée par l'usinage des pièces. Dans le cas de structures à très haut degré d'usinage, on a ainsi pu constater que l'usinage due aux techniques d'assemblages pouvait très largement dépasser la consommation électrique moyenne de 85 kWh considérés par défaut dans la production de bois lamellé-collé (voir **Tableau 2-7**). On estime que cet usinage supplémentaire [(Mach)_u] peut

ainsi représenter une consommation supplémentaire située entre 0 et 420 kWh d'électricité moyenne tension par mètre cube de bois.

Transport

Pour simplifier l'analyse de notre système, on regroupe toutes les étapes de transport des éléments de la structure (bois et assemblages) en une seule étape. La distance totale associée à cette étape sera donc la somme de toutes les distances de transport, pondérée par le poids relatif de chaque élément transporté par rapport au poids total de la structure. On estime que cette distance totale équivalente, notée [(Trans)u], peut varier entre 50 et 1500 km.

A titre d'exemple pour donner un ordre de grandeur, considérons une structure en lamellé-collé avec un ratio massique de bois de 35 kg/m² et un ratio d'acier d'assemblages de 5 kg/m². Notre ouvrage doit être construit à Paris, le charpentier bois se trouve dans la région de Strasbourg et l'acier est produit par un sidérurgiste à Dunkerque. Si on considère que l'atelier de serrurerie-métallerie est situé autour de Bordeaux, et que les sciages de bois proviennent de la région de Vienne en Autriche (cas de figure *a priori* loin d'être optimisé d'un point de vue distance de transport...), on obtient finalement une distance de transport équivalente de 1260 km (cas 1 en rouge dans le **Tableau 2-15**). Si on considère que les sciages proviennent directement de la forêt des Vosges et que l'atelier de serrurerie/métallerie se trouve non loin du charpentier bois (disons environ 50 km), on obtient une distance de transport équivalente de 500 km (cas 2 en bleu). Si avec ces mêmes paramètres, le projet se trouvait à Strasbourg on obtiendrait finalement une distance de transport équivalente de 50 km.

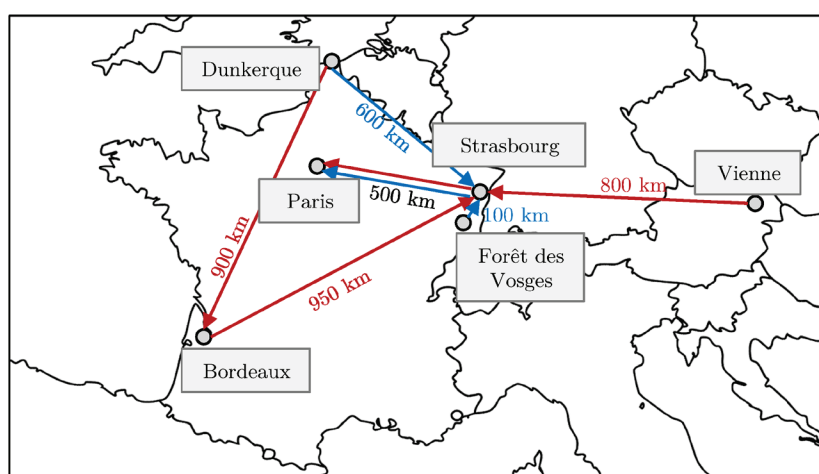
Construction et déconstruction

A partir de l'analyse de différentes fiches de déclaration environnementale de produits bois, nous avons précédemment estimé l'énergie consommée par les engins de chantier nécessaire à la construction d'une structure en bois. On considère ainsi que les engins, qui fonctionnent au fioul, consomment entre 240 et 555 MJ par tonne de structure (voir **Tableau 2-10**), et on note ce paramètre [(Const)u]. L'énergie de référence est fixée à 400 MJ/t, correspondant à la moyenne de l'échantillon étudié. Pour simplifier, on suppose ici que la même énergie est nécessaire pour la déconstruction de la structure en fin de vie.

Fin de vie

Pour la fin de vie des éléments bois, les trois types de traitement précédemment introduits sont pris en compte avec des parts relatives de mise en décharge, incinération et recyclage notées respectivement [EoL L%], [EoL I%] et [EoL R%]. Le scénario de référence est placé à la moyenne française (voir **Tableau 2-12**).

Cas d'étude 1 (Rouge)	Bois	Acier	Total éq.
Masse de la structure	[kg/m ²]	[kg/m ²]	[kg/m ²]
Ratio massique	0,35	0,05	0,4
Distance de Transport	[km]	[km]	[km]
Charpentier–Chantier (Strasbourg-Paris)	500	500	500
Scierie–Charpentier (Vienne-Strasbourg*)	600*	-	525
Sidérurgiste –Serrurerie (Dunkerque-Bordeaux)	-	900	115
Serrurerie–Charpentier (Bordeaux-Strasbourg)	-	950	120
Distance totale équivalente	1100	2350	1260



Cas d'étude 2 (Bleu)	Bois	Acier	Total éq.
Masse de la structure	[kg/m ²]	[kg/m ²]	[kg/m ²]
Ratio massique	0,35	0,05	0,4
Distance de Transport	[km]	[km]	[km]
Charpentier–Chantier (Strasbourg-Paris)	500	500	500
Scierie–Charpentier (Vosges-Strasbourg*)	-100	-	-90
Sidérurgiste–Serrurerie (Dunkerque-Strasbourg)	-	600	75
Serrurerie–Charpentier (Autour de Strasbourg)	-	50	5
Distance totale équivalente	400	1150	500

Tableau 2-15 Illustration de la distance de transport équivalente.

* On retranche à la distance réelle de la scierie au charpentier bois les 200 km de transport déjà comptabilisés par défaut dans le procédé de production du bois lamellé-collé d'ecoinvent.

5.3.2 Exploration du domaine d'écoconception

Grâce aux paramètres précédents, il est possible de générer une multitude de scénarios pouvant décrire le cycle de vie d'une structure en bois et d'en obtenir l'inventaire au travers du modèle ACV développé dans ce chapitre. Nous réalisons donc une simulation de Monte Carlo avec 20 000 tirages aléatoires des paramètres du **Tableau 2-14** en supposant une distribution uniforme continue de ces paramètres dans les plages de variation correspondantes. Ces 20 000 tirages représentent *a priori* 20 000 structures en bois différentes dont on peut analyser l'impact.

A partir de cet ensemble de scénarios et des inventaires de cycle de vie associés, nous cherchons dans les deux chapitres qui suivent à explorer ce domaine d'écoconception et à répondre à plusieurs problématiques autour de l'évaluation des impacts d'une structure en bois et des moyens de les diminuer. Dans le chapitre 6, nous verrons tout d'abord comment évaluer l'impact environnemental d'un scénario, mais surtout comment déterminer les indicateurs environnementaux les plus importants pour l'analyse des structures en bois.

Au travers des analyses du chapitre 7, nous tenterons tout d'abord d'identifier les étapes du cycle de vie qui présentent une contribution majoritaire à l'impact total du système. Puis, on s'attachera à identifier les paramètres de scénario les plus importants, c'est-à-dire ayant le plus d'influence sur la variabilité des impacts d'une structure en bois.

6. METHODOLOGIE DE SELECTION DES INDICATEURS ENVIRONNEMENTAUX POUR L'ECOCONCEPTION ET L'OPTIMISATION DES STRUCTURES EN BOIS

Résumé

La conception des structures et plus largement celle des ouvrages bâtis est complexe, itérative, mais surtout multicritère. L'Analyse de Cycle de Vie l'est aussi par essence. Une des difficultés majeures pour les praticiens est donc d'intégrer dans le processus classique de conception d'une structure de nouveaux indicateurs de performance environnementaux à ceux déjà existants. Nous présentons dans ce chapitre une méthodologie pour sélectionner un nombre restreint d'indicateurs dans le but de faciliter la manipulation, l'évaluation et la comparaison de différentes solutions techniques lors des premières phases exploratoires de la conception.

Les méthodes de type *endpoint*, qui mesurent à partir d'une émission initiale les dommages potentiels sur l'environnement qui pourraient en résulter, offrent un outil d'analyse particulièrement intéressant pour mieux comprendre l'origine des impacts d'un système. Dans la mesure où ils fournissent une échelle commune pour évaluer les conséquences de mécanismes environnementaux *a priori* très éloignés, ces méthodes peuvent aussi permettre d'analyser la contribution relative à l'impact final de chacun de ces mécanismes pour sélectionner les indicateurs les plus importants pour le système à l'étude.

En outre, si deux indicateurs conduisent aux mêmes conclusions, et donc aux mêmes leviers d'optimisation d'un système, il n'apparaît pas nécessaire de conserver ces deux indicateurs. Nous développons ici un indice permettant de mesurer la corrélation de l'information fournie par plusieurs indicateurs, basé sur l'évaluation de l'erreur de classement relatif sur un ensemble de scénarios donnés.

6.1 METHODE DE CALCUL DES IMPACTS ENVIRONNEMENTAUX

Une multitude de méthodes

Afin d'évaluer les impacts environnementaux d'un système à partir de son inventaire de cycle de vie, il convient de choisir la ou les méthode(s) de calcul d'impact. De nombreuses méthodes d'analyse d'impact existent et profitent des importants travaux de recherche visant à sans

cesse améliorer les modèles permettant de convertir les données d'inventaire ou flux de substances en dommages sur l'environnement selon différentes catégories.

Parmi les méthodes généralistes de calculs d'impacts les plus répandues on citera tout particulièrement la méthode ILCD (International Reference Life Cycle Data System) [European Commission et al., 2011] recommandée par la commission européenne ; la méthode ReCiPe 2016 [Huijbregts et al., 2017], version mise à jour de l'ancienne méthode ReCiPe 2008 ; et la méthode IMPACT WORLD+ [Bulle et al., 2019], une des méthodes les plus récentes et qui intègre de nombreuses avancées majeures dans le domaine de l'ACV, avec notamment une régionalisation fine des facteurs de caractérisation.

La méthode ILCD, sur laquelle s'appuie la réglementation actuelle [EN 15804+A2, 2019] régissant les déclarations environnementales des produits de construction, est en fait un ensemble de recommandations émises par la Commission européenne au travers du JRC (Joint Research Center) pour accompagner les praticiens dans une démarche ACV. Bien que ces recommandations visent à fournir une méthodologie commune reconnue par les experts et issue de la sélection et la synthèse des meilleures publications scientifiques de l'époque, l'approche ILCD souffre aussi du manque d'homogénéité et de mise en cohérence entre les différentes catégories d'impact, notamment vis-à-vis des hypothèses et choix de modélisation sous-jacents à chaque méthode [Bulle et al., 2019].

Dans un souci de robustesse, on peut ainsi préférer des méthodes comme la ReCiPe 2016 ou l'IMPACT WORLD+ qui offre un cadre méthodologique complet et harmonisé pour chacune des catégories d'impact proposée. Ces deux méthodes présentent aussi l'avantage de fournir des facteurs de caractérisation des impacts environnementaux à deux niveaux distincts du mécanisme environnemental :

- Les indicateurs dits « midpoint » quantifient les effets directs ou intermédiaires potentiels sur l'environnement du fait de l'émission ou la consommation de certaines substances. On parle aussi d'indicateurs orientés « problèmes ». Ce type d'indicateur s'avère en général plus précis (i.e. moins d'incertitudes) car évaluant un phénomène situé en début de la chaîne de causalité.
- Les indicateurs dits « endpoint » visent eux à évaluer les impacts plus lointains dans la chaîne de cause à effet environnemental, entraînant des dommages potentiels finaux sur les trois aires de protection classiquement identifiées en ACV : les écosystèmes, la santé humaine et les ressources.

La différence entre ces deux types d'indicateurs est illustrée en **Figure 2-6**, au travers de l'exemple du mécanisme environnemental simplifié du dioxyde de carbone.

Certaines méthodes ou plutôt certaines catégories d'impact font encore débat au sein de la communauté scientifique. Les recommandations de l'ILCD [European Commission et al., 2011] associent ainsi à chaque modèle de caractérisation une notation en trois niveaux évaluant la qualité de la méthode recommandée : le niveau I correspond à une méthode jugée satisfaisante ; le niveau II à une méthode nécessitant quelques améliorations ; et le niveau III à une méthode recommandée mais à appliquer avec prudence. On retrouve par exemple à un niveau de qualité I des méthodes associées à l'évaluation du changement climatique ou de la déplétion

de la couche d'ozone, tandis que les méthodes mesurant la toxicité humaine et l'écotoxicité sont notées en niveau III.

Les débats autour de la robustesse et les incertitudes des méthodologies d'impacts liées à la toxicité humaine et l'écotoxicité ne sont pas nouveaux, en particulier en ce qui concerne les impacts dus aux métaux [Pizzol et al., 2011]. Un consensus scientifique semble néanmoins se dégager aujourd'hui autour de l'utilisation du modèle USEtox [Rosenbaum et al., 2008], implémenté notamment dans la méthode IMPACT WORLD+, pour caractériser les impacts toxiques des produits chimiques. On note néanmoins l'existence d'alternatives comme le modèle USES-LCA [Van Zelm et al., 2009], utilisé par la méthode ReCiPe 2016. De nombreuses études insistent sur la nécessité aujourd'hui d'améliorer à la fois les méthodes mais aussi les données d'inventaire pour augmenter la confiance dans l'utilisation de tels indicateurs, tout particulièrement dans le cas des métaux [Hedberg et al., 2019].

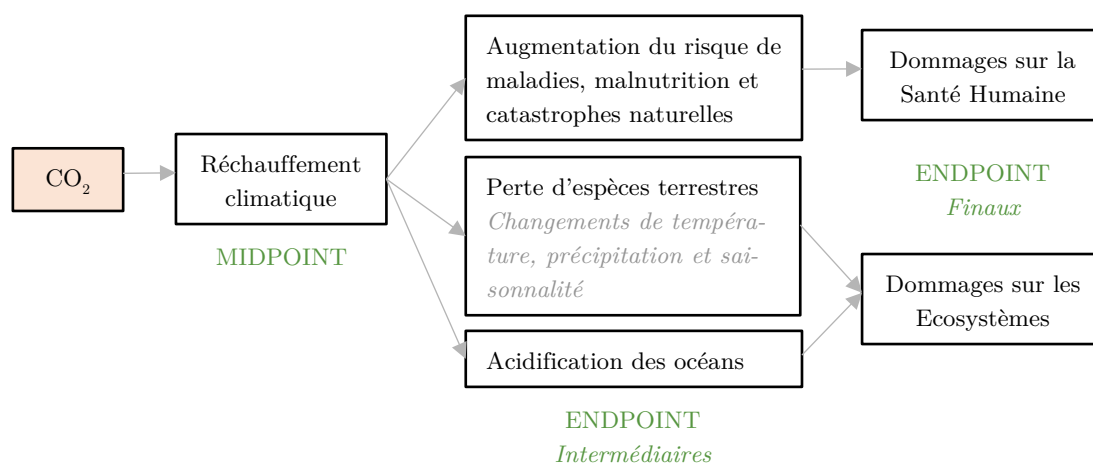


Figure 2-6 Illustration des indicateurs de type *midpoint* et *endpoint* au travers de l'exemple du mécanisme environnemental simplifié du dioxyde de carbone. L'émission de CO₂ a un effet direct sur le réchauffement climatique, qui résulte lui sur des dommages sur les écosystèmes et la santé humaine.

La méthode IMPACT WORLD+

Développé par un groupe de recherche du CIRAIG (Centre international de référence sur le cycle de vie des produits, procédés et services) et en collaboration avec divers organisations et universités (Quantis International, Technical University of Denmark DTU, University of Michigan, Ecole Polytechnique de Lausanne EPFL), IMPACT World+ (IW+) [Bulle et al., 2019] est une méthodologie de calcul des impacts régionalisée intégrant parmi les développements les plus récents et reconnus en termes d'analyse d'impact environnemental.

Souhaitant s'attaquer à la problématique de la variabilité spatiale des impacts environnementaux, IW+ propose ainsi pour la majorité des indicateurs des facteurs de caractérisation régionalisés, et ce à 4 niveaux de résolution : globale (i.e. mondiale), continentale, par pays

et native (niveau de résolution géographique d'origine du modèle associé à l'indicateur considéré). Bulle et al. [2019] ont ainsi montré que la variabilité spatiale des facteurs de caractérisation associés à un flux pouvait être dans certains cas plus importante que l'incertitude sur le flux lui-même. Cette observation démontre l'obligation pour le futur de la pratique de l'ACV de continuer à développer la régionalisation des flux et des procédés afin de diminuer l'incertitude sur les résultats d'impact d'un système.

L'ensemble des indicateurs *midpoint* et *endpoint* finaux de la méthode IW+ est présenté dans le **Tableau 2-16**. Dans sa version par défaut, la méthode propose 18 indicateurs *midpoint*, et 21 indicateurs *endpoint* intermédiaires associés aux trois aires de protection de santé humaine, de qualité des écosystèmes et de ressources et services écosystémiques. Des indicateurs supplémentaires provisoires (1 indicateur *midpoint* et 23 indicateurs *endpoint* intérimaires) sont aussi proposés, mais dont la robustesse et la maturité scientifique actuelles ont été jugées comme insuffisantes et nécessitant donc des améliorations futures. Notons à ce titre que l'indicateur *endpoint* final associé à l'aire de protection de ressources et services écosystémiques n'a pas été utilisé dans le travail qui suit, du fait que tous les indicateurs *endpoint* intermédiaires qui lui sont associés sont à ce jour jugés comme intérimaires.

Dans la suite de notre travail, nous utiliserons pour évaluer les impacts de notre système la méthode IMPACT WORLD+ implémentée dans le logiciel brightway2 dans sa version *midpoint* 1.28 et *endpoint* 1.46 [Patouillard, 2019]. Certaines corrections ont été apportées à la suite de la vérification de différents facteurs de caractérisation. Ces changements sont détaillés en annexe **D**.

L'IW+ a été choisie pour sa complétude, sa transparence et le caractère récent de son développement. Toutefois, comme toutes les méthodes de calcul d'impact, et d'ailleurs souligné par l'équipe même de développement [Bulle et al., 2019], elle présente de nombreuses limitations et nécessite des améliorations futures. Certaines catégories d'impact sont ainsi jugées provisoires du fait de leur manque de robustesse ; et d'autres sont encore exclues du champ d'investigation (citons par exemple l'utilisation des ressources biotiques). De plus, la méthode hérite bien entendu de toutes les hypothèses, simplifications et limitations inhérentes aux modèles sous-jacents qui offrent une représentation simplifiée de mécanismes complexes de l'environnement.



Catégorie d'impact midpoint	Unité	Aire de protection	Code
Climate change, long term	kg CO2 eq (long)	HH, EQ, R&ES	CC(LT)
Climate change, short term	kg CO2 eq (short)	HH, EQ, R&ES	CC(ST)
Fossil and nuclear energy use	MJ deprived	R&ES	FNEU
Freshwater Acidification	kg SO2 eq	EQ	FA
Freshwater ecotoxicity	CTUe	EQ	FEc
Freshwater eutrophication	kg PO4 P-lim eq	EQ	FEu
Human toxicity cancer	CTUh	HH	HTC
Human toxicity non cancer	CTUh	HH	HTnC
Ionizing radiations	Bq C-14 eq	HH, EQ	IR
Land occupation, biodiversity	m2 arable land eq	EQ, HH, R&ES	LO
Land transformation, biodiversity	m2 arable land eq	EQ, HH, R&ES	LT
Marine Eutrophication	kg N N-lim eq	EQ	ME
Mineral resources use	kg deprived	R&ES	MRU
Ozone Layer Depletion	kg CFC-11	HH	OLD
Particulate matter formation	kg PM2.5 eq	HH	PMF
Photochemical oxidant formation	kg NMVOC eq	HH	POF
Terrestrial Acidification	kg SO2 eq	EQ	TA
Water scarcity	m3 world-eq	HH, EQ, R&ES	WS

HH : Human Health ; EQ : Ecosystem Quality ; R&ES : Resources and Ecosystem Services ; Les indicateurs en gris clair correspondent à des indicateurs considérés comme intérimaires et ne sont pas inclus dans la version de calcul par défaut

Catégorie d'impact endpoint	Unité	Code
Ecosystem Quality	PDF.m2.yr	EQ
Human Health	DALY	HH
Resources and Ecosystem Services	\$	R&ES

PDF = Potentially Disappeared Fraction of species
 DALY = Disability Adjusted Life Years

Tableau 2-16 Catégories d'impact intermédiaires (midpoint) et leurs aires de protection associées et indicateurs finaux (endpoint) de la méthode de calcul IMPACT WORLD+.

6.2 LES INDICATEURS ENDPOINT COMME OUTILS D'ANALYSE D'UN SYSTEME

On s'intéresse à déterminer les indicateurs les plus pertinents pour l'analyse de l'impact environnemental des structures en bois telles que décrites dans le chapitre 5. Nous avons ainsi défini dans la section 5.3 un domaine d'écoconception, qui décrit au travers de la définition du domaine de variation de chaque procédé élémentaire, l'ensemble des scénarios possibles associé à notre système.

Les méthodes de calculs intégrant à la fois des indicateurs de type *midpoint* et *endpoint* comme la méthode IMPACT WORLD+ offrent un cadre tout particulièrement intéressant pour la sélection d'indicateurs en ACV.

6.2.1 Retour sur les avantages et limitations des méthodes orientées dommages

Les indicateurs endpoint, des « super » indicateurs environnementaux ?

Les indicateurs *endpoint* se présentent à première vue comme des « super » indicateurs agrégeant l'impact de nombreux mécanismes environnementaux. Même si leur utilisation en pratique reste à ce jour encore limitée, ils pourraient bien au contraire s'avérer tout particulièrement pertinents en termes de communication, de visualisation et de simplification des résultats d'impact d'un produit ou d'un procédé grâce à un nombre restreint d'indicateurs et des unités comprises par tous.

Si on revient sur l'exemple du mécanisme environnemental simplifié du dioxyde de carbone illustré en **Figure 2-6**, l'émission de ce gaz a, par effet de serre, une conséquence directe sur le réchauffement climatique. Dès lors, la mesure de l'impact d'une telle émission doit elle se concentrer sur l'augmentation de la température à la surface du globe qui en résulte ; ou bien sur les conséquences qu'auront ce réchauffement sur la disparition des espèces, l'augmentation de la malnutrition et de certaines maladies du fait de la perte de biodiversité, des changements de saisonnalité, de l'augmentation des catastrophes naturelles, etc. ?

L'indicateur *endpoint* de qualité des écosystèmes mesure ainsi la fraction d'espèces disparaissant par m² et par an. L'indicateur de santé humaine utilise lui le DALY (*Disability-Adjusted Life Years*) exprimant la perte d'espérance de vie ou de qualité de vie due à une maladie ou un handicap, métrique bien connue du monde médical et de la santé publique. Finalement, l'indicateur de dommages sur les ressources et les services écosystémiques mesure, à partir de la perte de valeur fonctionnelle d'une ressource ou d'un écosystème, les coûts supplémentaires pour maintenir ou remplacer le même service, et s'exprime en dollars.

Le potentiel des méthodes *endpoint*, particulièrement pour l'aide à la décision dans l'élaboration de politiques environnementales, n'est pas un sujet nouveau, et on retrouve déjà dès l'apparition des premiers indicateurs de type *endpoint* à l'aube des années 2000, des discussions sur les avantages et les limitations d'une telle approche [Bare et al., 2000]. Comme souligné plus récemment par Kägi et al. [2016], il existe aujourd'hui une forte demande pour une simplification des résultats d'ACV et l'utilisation d'indicateurs *endpoint*, ou même d'un score unique, permettrait de rendre les analyses plus compréhensibles pour soutenir la prise

de décision. Il semble maintenant y avoir consensus sur le besoin de développer des méthodes *endpoint* pour faciliter la démarche des praticiens et des décideurs, mais accroître la robustesse scientifique des modèles sous-jacents apparaît fondamentale. Un des défis majeurs pour ce type d'indicateur reste en effet le haut niveau d'incertitude inhérent à la démarche même de la modélisation complète de la chaîne de causalité, en partant de l'émission d'une substance, puis son effet direct sur le problème environnemental identifié, et ses dommages finaux sur l'aire de protection associée.

Malgré le caractère prometteur des indicateurs *endpoint* et des méthodes de score unique, de nombreux experts insistent sur la nécessité de leur utilisation conjointe avec les indicateurs *midpoint*, et ce dans un cadre cohérent et harmonisé [Kägi et al., 2016]. Des informations plus riches et plus certaines peuvent être tirées de l'analyse des catégories d'impact *midpoint*, et servir à identifier et adresser des problèmes environnementaux plus spécifiques.

Une échelle commune pour des mécanismes environnementaux pourtant éloignés

Comme on vient de le voir, les méthodes *endpoint* permettent d'évaluer sur une échelle commune des problèmes et des mécanismes environnementaux *a priori* éloignés, en termes de dommages finaux sur les écosystèmes, la santé humaine ou les ressources. Ainsi, si les effets de l'activité humaine sur le changement climatique, l'eutrophisation ou l'occupation des terres semblent en soi difficilement comparables, tous ces mécanismes environnementaux auront néanmoins des conséquences communes – tout du moins plus comparables – sur les écosystèmes, et notamment une perte de biodiversité.

Cette capacité donc à ramener sur une échelle de conséquences potentielles finales sur l'environnement des problématiques environnementales complètement différentes offre un outil d'analyse supplémentaire pour la compréhension de l'origine des impacts de notre système, et donc l'identification des sujets clés sur lesquels se concentrer en priorité. En effet, si les indicateurs *endpoint* se présentent comme une mesure, certes incertaine, de l'impact absolu d'un mécanisme environnemental clairement identifié, ils peuvent ainsi permettre de faire le tri parmi les différentes sources de dommages – en tenant en compte de cette incertitude –, et donc de sélectionner les indicateurs les plus pertinents pour l'écoconception d'un système.

6.2.2 Analyse de contribution des catégories d'impact endpoint intermédiaires

A partir du domaine d'écoconception défini en section 5.3, il est possible de générer grâce à une simulation de Monte Carlo un ensemble de paramètres permettant de représenter tous les scénarios possibles – en fait ceux imaginés dans le cadre de ce travail – du cycle de vie d'une structure en bois.

Pour chaque jeu de paramètre issu d'un tirage de la simulation de Monte Carlo, donc pour chaque scénario, il est tout d'abord possible d'en calculer son impact selon les différentes catégories de la méthode IW+. Pour les indicateurs *endpoint*, cet impact est en fait la somme des impacts des différents indicateurs *endpoint* intermédiaires associés à chaque aire de protection ; ces indicateurs intermédiaires étant peu ou prou des équivalents des catégories *midpoint* au niveau *endpoint*. Il est donc possible, de déterminer et comparer la contribution de

chacun de ces indicateurs intermédiaires aux impacts *endpoint* finaux de la structure sur la qualité des écosystèmes et la santé humaine.

Cette analyse, que nous appelons dans la suite « analyse de contribution des indicateurs *endpoint* intermédiaires », permet donc d'obtenir pour notre système une image des différentes sources potentielles de dangers pour l'environnement, mais surtout de leur intensité relative.

Les résultats de cette analyse sont présentés en **Figure 2-7** et dans le **Tableau 2-18** et correspondent à une simulation de Monte Carlo avec 20 000 tirages aléatoires dans notre domaine de conception (voir section **5.3**). Pour chaque indicateur intermédiaire, on peut ainsi identifier les bornes maximales et minimales de sa contribution à l'impact global du système sur l'ensemble des scénarios analysés. Les résultats sont tracés sur une échelle logarithmique pour mieux visualiser l'ordre de grandeur de la contribution relative de chaque indicateur, mais surtout pour tenir compte de la grande incertitude sur les facteurs de caractérisation au niveau *endpoint*.

Seuils de contribution à 5% et 1%

La contribution des indicateurs intermédiaires à l'impact global sera analysée à l'aune de deux seuils limites de contribution. Le premier seuil à 5% définit les indicateurs les plus importants pour notre système, c'est-à-dire dont la contribution maximale sur l'ensemble des scénarios étudiés dépasse les 5%. Nous désignerons dans la suite de ce travail ces indicateurs sous l'appellation « indicateurs systèmes à 5% ».

Un deuxième seuil est défini à 1% et permet d'identifier une deuxième famille d'indicateurs dont la contribution maximale sur l'ensemble des scénarios est comprise entre 1% et 5%. Ces indicateurs qui seront appelés dans la suite « indicateurs systèmes à 1% », ne contribue *a priori* que très faiblement à l'impact global du système. Cependant compte tenu des incertitudes importantes sur les méthodes de calculs *endpoint*, on considère que la contribution de ces catégories d'impact pourrait néanmoins s'avérer non négligeable (voir l'illustration dans le **Tableau 2-17**) et donc que ces catégories méritent d'être mentionnées à part des autres indicateurs dont la contribution est inférieure à 1% jugés négligeables.

Résultats sur l'indicateur de qualité des écosystèmes

16 indicateurs *endpoint* intermédiaires participent au calcul de l'impact final sur la qualité des écosystèmes. Parmi ces 16 indicateurs, on identifie ainsi 3 indicateurs systèmes à 5% qui contribuent majoritairement à l'impact total du cycle de vie d'une structure en bois. L'indicateur d'écotoxicité d'eau douce long terme [FEc(LT)] représente entre 46% et 77% de l'impact global ; celui d'occupation des terres [LO] entre 9% et 38% ; et l'indicateur de changement climatique long terme [CC(LT)] entre 5% et 10%. Ces indicateurs représentent à eux seuls au minimum 91% de l'impact global sur la qualité des écosystèmes pour l'ensemble des scénarios étudiés.

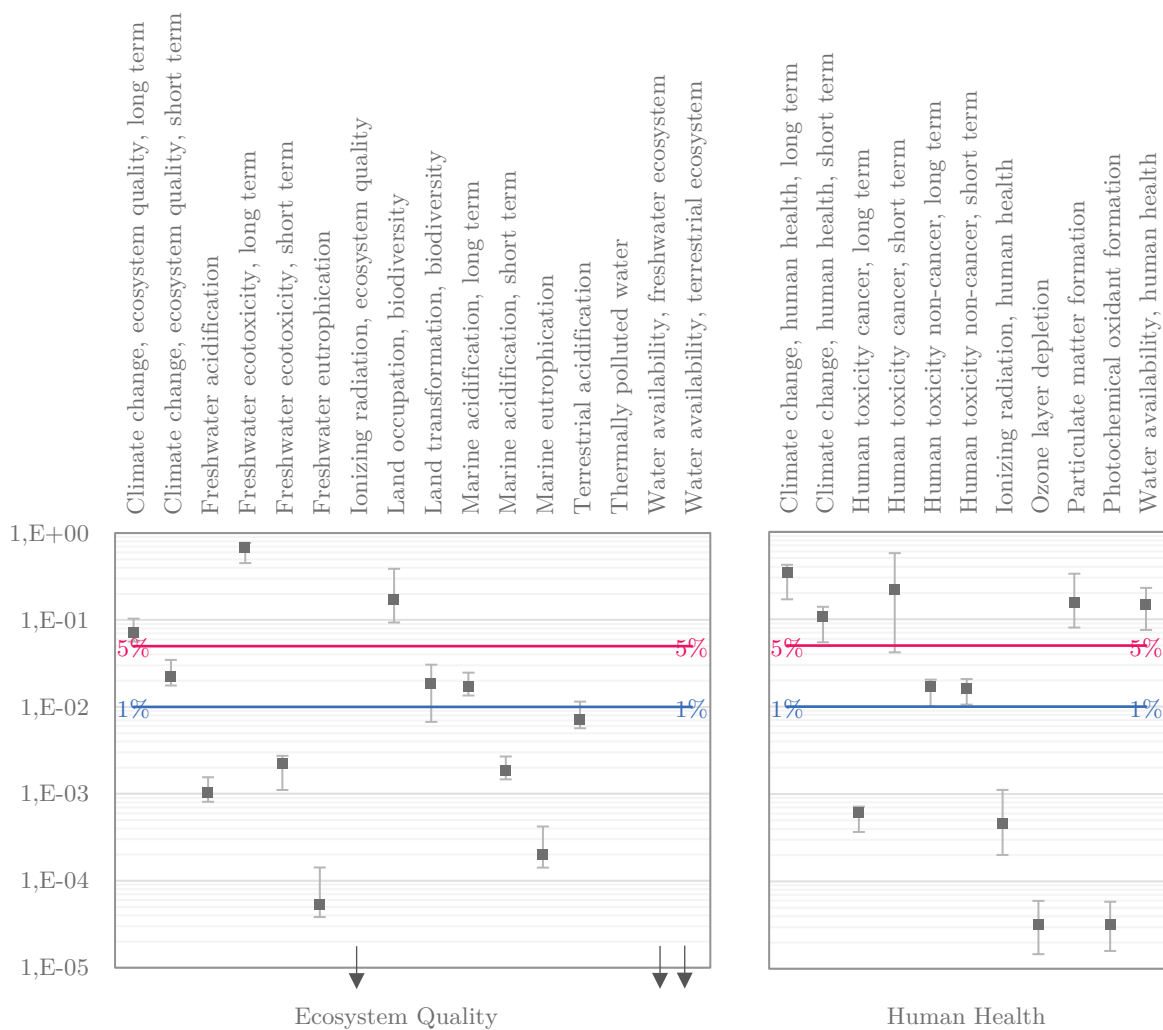


Figure 2-7 Analyse de contribution des indicateurs *endpoint* intermédiaires aux impacts *endpoint* finaux de qualité des écosystèmes et de santé humaine du cycle de la vie d'une structure en bois (échelle log).

Les barres représentent les bornes maximales et minimales de la contribution d'un indicateur intermédiaire à l'impact global du système. Le carré donne une image de l'analyse de contribution du scénario de référence identifié en section 5.3.

Facteur Contrib.	0,2	0,5	0,67	1,5	2	5
0,5%	0,1%	0,2%	0,3%	0,7%	1,0%	2,4%
1%	0,2%	0,5%	0,7%	1,5%	2,0%	4,8%
5%	1,0%	2,4%	3,2%	7,0%	9,1%	20,0%
10%	2,0%	4,8%	6,3%	13,0%	16,7%	33,3%

Tableau 2-17 Illustration de la sensibilité de la contribution vis-à-vis de l'incertitude sur l'impact endpoint intermédiaire. Le tableau montre pour différentes valeurs de contribution initiale, la contribution finale si l'impact considéré était corrigé d'un certain facteur (l'impact associé aux autres indicateurs étant inchangé).

On note aussi 4 indicateurs systèmes à 1%, dont la pertinence vis-à-vis de l'impact environnemental d'une structure en bois n'est pas totalement à écarter : l'indicateur de changement climatique court terme [CC(ST)] (3,2% maximum), celui de transformation des terres [LT] (3,0% maximum), l'acidification marine long terme [MA(LT)] (2,3% ; indicateur en fait lié au niveau *midpoint* au changement climatique) et enfin l'indicateur d'acidification terrestre [TA] dont la contribution maximale dépasse très légèrement le seuil fixé (1,1%). La contribution totale (i.e. somme) de ces indicateurs secondaires à l'impact global sur la qualité des écosystèmes ne dépasse pas les 8,6% sur l'ensemble des scénarios étudiés.

Toutes les autres catégories présentent une contribution à l'indicateur de qualité des écosystèmes bien plus négligeable. Par ordre décroissant de contribution on retrouve ainsi : les indicateurs d'écotoxicité d'eau douce court terme [FEc(ST)], d'acidification marine court terme [MA(ST)] et d'acidification de l'eau douce [FA] dont la contribution maximale est de l'ordre des 2E-1 % ; la contribution des indicateurs d'eutrophisation marine [ME] et d'eau douce [FEu] atteignent respectivement les 1E-2 % et 4E-2 % ; celle de l'indicateur de disponibilité en eau terrestre [WA-T] les 4E-4 % ; les indicateurs de disponibilité en eau douce [WA-F] et de pollution thermique de l'eau [TPW] représentent au maximum 6E-5 % de l'impact total ; et finalement la contribution de l'indicateur de radiation ionisante [IR] est extrêmement faible, de l'ordre de 7E-9 %.

Résultats sur l'indicateur de santé humaine

11 indicateurs *endpoint* intermédiaires participent au calcul de l'impact final sur la santé humaine. Parmi ces 11 indicateurs, on identifie seulement 5 indicateurs systèmes à 5% qui contribuent majoritairement à l'impact total du cycle de vie d'une structure en bois. L'indicateur de toxicité humaine cancérigène court terme [HTC(ST)] représente ainsi entre 4% et 51% de l'impact total ; celui de changement climatique long terme [CC(LT)] entre 17 et 41% ; la contribution de l'indicateur de formation de particules [PMF] est située entre 8% et 33% ; celle de l'indicateur de disponibilité en eau [WA] entre 7% et 23% ; et l'indicateur de changement climatique court terme [CC(ST)] représente lui entre 5% et 14% de l'impact global. Ces indicateurs représentent à eux seuls au minimum 96% de l'impact sur la santé humaine

pour l'ensemble des scénarios étudiés. On observe aussi 2 indicateurs systèmes à 1%, dont la pertinence vis-à-vis de l'impact environnemental d'une structure en bois n'est pas totalement à écarter : la contribution maximale des deux indicateurs de toxicité humaine non cancérigène long et court terme atteint ainsi les 2%. On note que la somme maximale de ces deux indicateurs, qui indique l'effet cumulé court et long terme de la toxicité humaine non cancérigène, ne dépasse pas les 3,9% de l'impact total sur l'ensemble des scénarios étudiés.

Les autres indicateurs sont considérés comme négligeables vis-à-vis de ceux précédemment cités du fait de leur très faible contribution à l'indicateur de santé humaine. La contribution maximale des indicateurs de radiation ionisante [IR] et de toxicité humaine cancérigène long terme [HTC(LT)] ne dépasse pas les 1E-01 % et celle des indicateurs de formation d'oxydant photochimique [POF] et de déplétion de la couche d'ozone [OLD] est située autour des 5E-03 %.

Sélection des indicateurs midpoint systèmes à 5% : Synthèse

Par l'analyse de contribution des indicateurs *endpoint* intermédiaires aux impacts finaux sur les écosystèmes et la santé humaine qui vient d'être conduite, nous avons ainsi pu déterminer les catégories intermédiaires qui présentent *a priori* les impacts « absolus » les plus importants pour notre système.

Ces indicateurs traduisent en fait les dommages au niveau *endpoint* des différentes catégories d'impact *midpoint*. Sur les 18 indicateurs *midpoint* de départ de la méthode IW+, nous identifions donc à partir de l'analyse de contribution précédente, 7 indicateurs systèmes à 5% (i.e. dont la contribution maximale au niveau *endpoint* dépasse 5% de l'impact total), à traiter en priorité pour l'analyse environnementale des structures en bois. Il s'agit donc des deux indicateurs de changement climatique court [CC(ST)] et long terme [CC(LT)], celui de toxicité humaine cancérigène [HTC], l'indicateur d'écotoxicité en eau douce [FEc], celui d'occupation des terres [LO], celui de formation de particules fines [PMF] et l'indicateur de rareté en eau [WS].

Parmi les 18 indicateurs *midpoint* de la méthode IW+, les impacts de 2 indicateurs associés uniquement à l'aire de protection des ressources et des services écosystémiques n'ont pas été évalués au niveau *endpoint* : l'indicateur d'utilisation des ressources minérales [MRU] et celui mesurant l'utilisation d'énergie fossile et nucléaire [FNEU]. En effet, les mécanismes environnementaux permettant d'évaluer les dommages sur l'aire de protection associée sont encore jugés comme intérimaires selon les développeurs de la méthode IW+. Néanmoins, ces deux indicateurs mesurant la privation potentielle d'autres utilisateurs à l'accès aux fonctions d'une ressource (ici minérales) ou à une énergie (ici fossile et nucléaire), du fait de l'extraction ou production de cette ressource ou énergie (c'est-à-dire en fait la dissipation des fonctions fournies par les ressources et les énergies), ces indicateurs devraient *a priori* contribuer de façon non négligeable à l'indicateur *endpoint* de ressources et de services écosystémiques. Quoiqu'il en soit, en l'absence d'une justification plus détaillée, nous décidons de les conserver dans notre sélection d'indicateurs pertinents pour l'analyse environnementale des structures en bois.

Indicateurs intermédiaires EQ	REF	MIN	MAX
Freshwater ecotoxicity, long term	6,9E+01%	4,5E+01%	7,7E+01%
Land occupation, biodiversity	1,7E+01%	9,3E+00%	3,9E+01%
Climate change, ecosystem quality, long term	7,2E+00%	5,6E+00%	1,0E+01%
SOMME INDICATEURS 5%	9,3E+01%	9,0E+01%	9,5E+01%
Climate change, ecosystem quality, short term	2,2E+00%	1,8E+00%	3,5E+00%
Land transformation, biodiversity	1,8E+00%	6,7E-01%	3,1E+00%
Marine acidification, long term	1,7E+00%	1,4E+00%	2,5E+00%
Terrestrial acidification	7,2E-01%	5,7E-01%	1,1E+00%
SOMME INDICATEURS 1%	6,5E+00%	4,7E+00%	8,8E+00%
Freshwater ecotoxicity, short term	2,2E-01%	1,1E-01%	2,7E-01%
Marine acidification, short term	1,9E-01%	1,5E-01%	2,7E-01%
Freshwater acidification	1,0E-01%	8,1E-02%	1,6E-01%
Marine eutrophication	2,0E-02%	1,4E-02%	4,2E-02%
Freshwater eutrophication	5,4E-03%	3,8E-03%	1,4E-02%
Water availability, terrestrial ecosystem	2,9E-04%	2,6E-04%	4,2E-04%
Thermally polluted water	3,2E-05%	1,8E-05%	6,6E-05%
Water availability, freshwater ecosystem	3,9E-05%	2,8E-05%	5,7E-05%
Ionizing radiation, ecosystem quality	3,4E-09%	2,1E-09%	7,5E-09%
Indicateurs intermédiaires HH	REF	MIN	MAX
Human toxicity cancer, short term	2,2E+01%	4,2E+00%	5,7E+01%
Climate change, human health, long term	3,4E+01%	1,7E+01%	4,2E+01%
Particulate matter formation	1,6E+01%	8,0E+00%	3,3E+01%
Water availability, human health	1,5E+01%	7,5E+00%	2,3E+01%
Climate change, human health, short term	1,1E+01%	5,5E+00%	1,4E+01%
SOMME INDICATEURS 5%	9,7E+01%	9,6E+01%	9,8E+01%
Human toxicity non-cancer, short term	1,6E+00%	1,1E+00%	2,1E+00%
Human toxicity non-cancer, long term	1,7E+00%	1,0E+00%	2,0E+00%
SOMME INDICATEURS 1%	3,3E+00%	2,1E+00%	3,9E+00%
Ionizing radiation, human health	4,6E-02%	2,0E-02%	1,1E-01%
Human toxicity cancer, long term	6,2E-02%	3,7E-02%	7,2E-02%
Ozone layer depletion	3,2E-03%	1,5E-03%	6,0E-03%
Photochemical oxidant formation	3,2E-03%	1,6E-03%	5,8E-03%

Tableau 2-18 Analyse de contribution des indicateurs endpoint intermédiaires à l'impact endpoint final sur la qualité des écosystèmes et de santé humaine. Les catégories sont classées dans l'ordre décroissant de leur contribution maximale. Les contributions supérieures à 5% sont indiquées en rose et celle comprise entre 1% et 5% en bleu.

Catégories d'impact midpoint Impact World+		Catégories d'impact à 5% du système	
Climate change, long term	> 5%	Climate change, long term	CC(LT)
Climate change, short term	> 5%	Climate change, short term	CC(ST)
Fossil and nuclear energy use	NC	Fossil and nuclear energy use	FNEU
Freshwater Acidification	< 1%	Freshwater ecotoxicity	FEc
Freshwater ecotoxicity	> 5%	Human toxicity cancer	HTC
Freshwater eutrophication	< 1%	Land occupation, biodiversity	LO
Human toxicity cancer	> 5%	Mineral resources use	MRU
Human toxicity non cancer	> 1%	Particulate matter formation	PMF
Ionizing radiations	< 1%	Water scarcity	WS
Land occupation, biodiversity	> 5%	<i>9 indicateurs systèmes à 5%</i>	
Land transformation, biodiversity	> 1%	Wood volume	WV
Marine Eutrophication	< 1%	Material cost	MC
Mineral resources use	NC	<i>2 Indicateurs de structure</i>	
Ozone Layer Depletion	< 1%		
Particulate matter formation	> 5%		
Photochemical oxidant formation	< 1%		
Terrestrial Acidification	> 1%		
Water scarcity	> 5%		

18 indicateurs midpoint

Tableau 2-19 Catégories d'impact à 5% du système : sélection des indicateurs pertinents à l'étude des structures en bois.

Pour chaque catégorie d'impact midpoint est indiqué le niveau de contribution maximale à un indicateur endpoint :

>5% = contribution maximale supérieure à 5% ;

>1% = contribution maximale supérieure à 1% et inférieure à 5% ;

<1% = contribution maximale inférieure à 1% ;

NC = contribution à un indicateur endpoint non analysée du fait du caractère intérimaire de l'évaluation de son impact à un niveau endpoint.

La procédure de sélection des indicateurs de la méthode IW+ les plus pertinents pour l'analyse environnementale des structures en bois est résumée dans le **Tableau 2-19**.

L'approche qui vient d'être développée dans cette section nous a donc permis d'identifier à partir des 18 indicateurs initiaux de la méthode de calcul IMPACT WORLD+, les 9 indicateurs les plus pertinents pour analyser l'impact environnemental des structures en bois. Comme évoqué précédemment, notre objectif demeure d'étudier les leviers d'optimisation environnementaux, mais aussi structurels de ces ouvrages. Ainsi, en plus des 9 indicateurs environnementaux susmentionnés, nous aurons à considérer au minimum 2 autres indicateurs mesurant les performances structurelle et économique d'une solution : le volume de bois mis en œuvre et le coût des matières premières (bois + acier). Pour plus de détails sur les hypothèses de coût matière, le lecteur est invité à consulter la section 1.3 du chapitre introductif de cette thèse.

Si l'utilisation des méthodes *endpoint* nous a permis de mieux comprendre les origines des impacts « absolus » des structures en bois et ainsi de réduire le nombre d'indicateurs sur lesquels se concentrer, nous aboutissons pour l'instant à $9+2 = 11$ indicateurs pour évaluer les caractéristiques structurelles et environnementales d'une structure en bois, sans parler des critères de conception usuels des structures comme la résistance des éléments, les déformations ou encore le flambement global... Dans un souci de simplification de la procédure d'optimisation, nous serions donc tentés de sélectionner – si possible – un nombre encore plus restreint d'indicateurs.

Si nous venons de répondre en partie à la question de savoir quels sont les indicateurs les plus pertinents pour l'analyse environnementale des structures en bois, nous pouvons maintenant nous interroger sur la corrélation relative de ces indicateurs vis-à-vis de la discrimination (i.e. le classement) des différents scénarios à l'étude.

6.3 UN INDICE D'ERREUR DE CLASSEMENT ET D'ÉTENDUE POUR LA SÉLECTION D'INDICATEURS EN ANALYSE DE CYCLE DE VIE

Afin de simplifier l'analyse multicritère d'un système – notamment la représentation des résultats d'impact –, il peut être intéressant de sélectionner un nombre restreint d'indicateurs tout en cherchant à conserver (au mieux) la richesse et les nuances de l'information fournie par le jeu initial d'indicateurs. Dans ce but, on développe dans cette section une méthodologie permettant, pour un ensemble de scénarios décrivant le domaine d'écoconception d'un système donné, d'évaluer la corrélation en classement et en étendue relative (i.e. domaine de variation par rapport à la moyenne) des différents indicateurs.

6.3.1 Développement d'un indice d'évaluation de la similitude en classement et en étendue d'un groupe d'indicateurs

Corrélation linéaire de Pearson

Une des pratiques les plus courantes en analyse des données consiste à évaluer la corrélation entre deux variables statistiques. Pour cela on calcule en général un coefficient de corrélation linéaire, aussi appelé coefficient de corrélation de Pearson, quotient de la covariance des deux variables X et Y par le produit de leurs écarts types :

$$\rho = \frac{\text{cov}(X, Y)}{\sigma_X \sigma_Y} = \frac{\mathbb{E}[(X - \mu_X)(Y - \mu_Y)]}{\sigma_X \sigma_Y} \in [-1, 1] \quad (2-2)$$

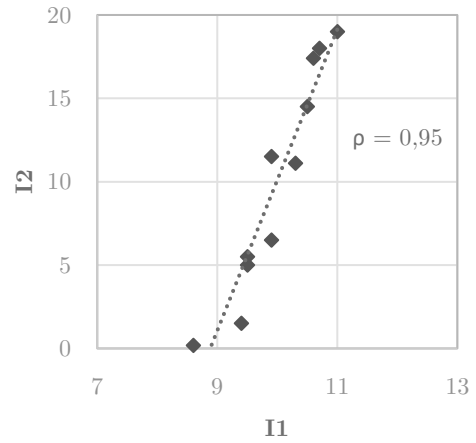
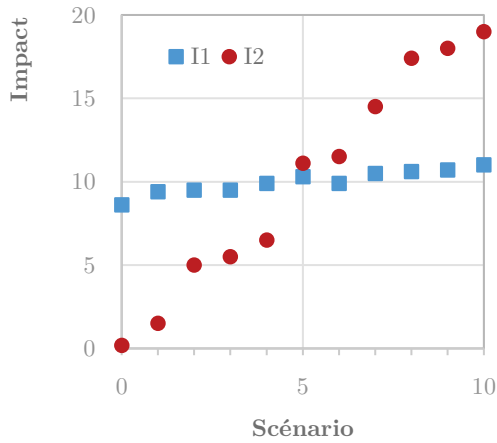
Ce coefficient offre une information précieuse sur l'intensité (et le sens) de la relation linéaire entre deux variables statistiques. Une valeur proche de 0 montre une absence de relation linéaire, tandis qu'une valeur égale à 1 (-1) témoigne d'une relation affine croissante (décroissante) entre les deux variables.

En première approche, pour un ensemble de scénarios décrivant un même système et plusieurs catégories d'impacts donnés, il serait donc tentant de déterminer les coefficients de corrélation linéaire entre les différents vecteurs d'impacts associés, et de conserver seuls les indicateurs présentant une faible corrélation entre eux. Cette approche présente néanmoins quelques limitations majeures.

Prenons l'exemple présenté en **Figure 2-8** de deux vecteurs I_1 et I_2 qui représentent l'impact de 11 scénarios selon deux catégories différentes. On observe que les vecteurs d'impacts présentent une importante linéarité avec un indice de corrélation de Pearson $\rho = 0.95$ proche de 1, qui inciterait *a priori* à ne conserver qu'une seule des deux catégories. Pourtant, à y regarder de plus près, les deux indicateurs offrent des informations bien différentes sur le système considéré :

- La catégorie 1 montre une variation plutôt faible autour de la moyenne, avec une étendue relative (i.e. différence entre valeurs maximale et minimale rapportée à la moyenne de l'échantillon) de 24% ; à la différence de l'indicateur 2 qui montre des variations d'impact beaucoup plus importantes avec une étendue relative de 188%.

Scén.	0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
I1	8,6	9,4	9,5	9,5	9,9	10,3	9,9	10,5	10,6	10,7	11
I2	0	2	5	6	7	11	12	15	17	18	19



Coefficient de corrélation linéaire :

$$\rho = \frac{\mathbb{E}[(I_1 - \mu_1)(I_2 - \mu_2)]}{\sigma_1 \sigma_2} = 0.95$$

Normalisation min-max par rapport à la moyenne :

$$\tilde{I} = \frac{I - \mathbb{E}(I)}{\max(I) - \min(I)}$$

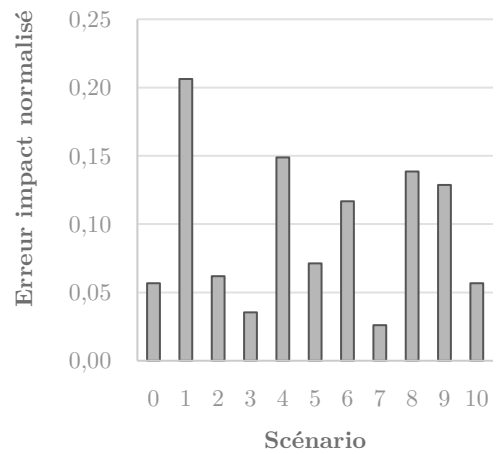
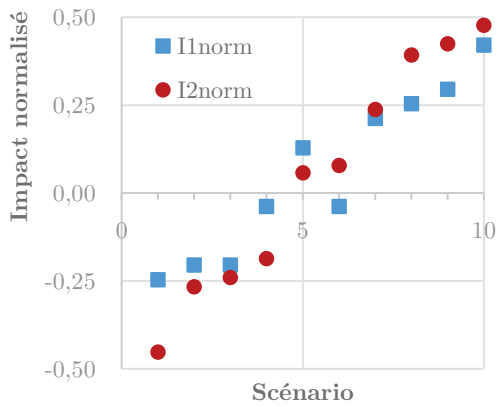


Figure 2-8 Illustration de la mesure de corrélation linéaire de Pearson au travers d'un exemple.

- Bien que le coefficient de corrélation linéaire soit relativement sensible à la présence de valeurs déviantes dans les échantillons, les erreurs par rapport à la linéarité « parfaite » peuvent être importantes, mais surtout difficile à évaluer à partir de la seule valeur du coefficient de corrélation. Si on procède à une normalisation min-max par rapport à la moyenne³ de nos deux vecteurs impacts, on observe ainsi des erreurs (i.e. distance) non négligeables entre les impacts d'un même scénario, et ce malgré la corrélation linéaire globale importante.

On cherche dans la suite de cette section à développer les principes d'un indice, basé sur la notion d'erreur, permettant d'évaluer la similitude en classement et en étendue d'un groupe d'indicateurs, et en évitant ainsi les deux écueils constatés par l'utilisation du coefficient de corrélation linéaire de Pearson.

Indice d'erreur de classement et d'étendue de deux indicateurs j et k selon un ensemble de catégories Ω

Soit $H = (h_{i,j})$ l'ensemble des données d'impact des scénarios $i \in \llbracket 1, N \rrbracket$ selon les catégories d'impacts $j \in \Omega$. On définit $\tilde{H}_j^\Omega = (\tilde{h}_{i,j}^\Omega)$ le vecteur d'impacts du scénario i selon la catégorie j normalisé dans l'intervalle de confiance par rapport à la moyenne selon l'ensemble d'indicateurs Ω :

$$\tilde{H}_j^\Omega = (\tilde{h}_{i,j}^\Omega) = \left(\frac{h_{i,j} - \mu_j}{\Delta_j^{95}} \times \frac{\Delta_j^{95} / \mu_j}{\max_{k \in \Omega} (\Delta_k^{95} / \mu_k)} \right) \quad (2-3)$$

Où Δ_j^{95} et μ_j désignent respectivement l'étendue de l'intervalle de confiance à 95% et la moyenne des impacts de l'ensemble des scénarios selon l'indicateur j , et définis par les relations suivantes :

$$\begin{cases} \Delta_j^{95} = P_{97.5\%}(h_{i,j}) - P_{2.5\%}(h_{i,j}) \\ \mu_j = \overline{h_{i,j}} \end{cases} \quad (2-4)$$

L'impact normalisé $\tilde{h}_{i,j}^\Omega$ est donc le produit d'une normalisation min-max du vecteur H_j sur son intervalle de confiance ; et d'un ratio témoignant du rapport entre l'étendue relative de l'intervalle de confiance de l'indicateur j et l'étendue maximale observée sur tout le groupe d'indicateurs.

Pour un ensemble de scénarios $i \in \llbracket 1, N \rrbracket$, on définit par conséquent $\text{RREI}(X)_{j,k}^\Omega$ l'indice d'erreur de classement et d'étendue⁴ à $X\%$ de deux indicateurs j et k considérant un ensemble de catégories Ω , comme le $X^{\text{ème}}$ centile de l'erreur (i.e. distance) entre leurs impacts normalisés dans l'intervalle de confiance par rapport à la moyenne selon l'ensemble Ω :

³ La normalisation min-max par rapport à la moyenne consiste à normaliser des données sur une même échelle, ici dans un intervalle de largeur 1 centré sur 0 ; la valeur nulle correspondant à la moyenne de l'échantillon

⁴ RREI : Ranking and Range Error Index

$$\text{RREI}(X)_{j,k}^{\Omega} = P_{X\%} \left(\left| \tilde{h}_{i,j}^{\Omega} - \tilde{h}_{i,k}^{\Omega} \right| \right) \quad (2-5)$$

Par conséquent, pour un ensemble de scénarios et un jeu d'indicateurs donnés, deux catégories d'impacts auront un indice d'erreur de classement et d'étendue à X% faible s'ils conduisent à un classement entre les scénarios relativement proches et s'ils présentent un domaine de variation de leur intervalle de confiance à X% par rapport à la moyenne similaire.

Matrice d'erreur de classement et d'étendue d'un ensemble d'indicateurs Ω

Pour un ensemble de catégories d'impact Ω , on définit $\text{RREI}(X)^{\Omega}$ la matrice d'erreur de classement et d'étendue à X% de l'ensemble Ω comme la matrice des indices d'erreur de classement et d'étendue deux à deux des différents indicateurs pour l'ensemble des scénarios à l'étude :

$$\text{RREI}(X)^{\Omega} = \left(\text{RREI}(X)_{j,k}^{\Omega_{j,k}} \right) \quad \Omega_{j,k} = (j, k) \quad \forall j, k \in \Omega \quad (2-6)$$

6.3.2 Procédure de recherche de groupe d'indicateurs similaires

Réduire le nombre d'indicateurs permettant de décrire notre système revient à sélectionner les plus pertinents à reproduire la richesse et les nuances de l'information fournie par le jeu initial d'indicateurs et donc inversement à ne pas conserver plusieurs indicateurs qui seraient corrélés.

A partir d'un ensemble Ω , nous cherchons de ce fait à construire des sous-ensembles d'indicateurs qui fournissent des informations sur le système relativement proches. L'indice développé dans le paragraphe précédent offre ainsi une mesure de la corrélation de deux indicateurs vis-à-vis du classement entre les scénarios auquel ils conduisent, mais aussi vis-à-vis du domaine de variation relatif des impacts de l'ensemble de ces scénarios.

Pour chaque indicateur j , on cherche le plus grand ensemble $\Omega_j \subset \Omega$ avec $j \in \Omega_j$ tel que tous les indices d'erreur de classement et d'étendue à X% $\text{RREI}(X)_{k,l}^{\Omega_{k,l}}$ deux à deux des vecteurs impacts de l'ensemble Ω_j soient inférieurs à une valeur seuil RREI_{lim} . Autrement dit, on cherche le plus grand ensemble $\Omega_j \subset \Omega$ avec $j \in \Omega_j$ tel que la valeur maximale de la matrice d'erreur de classement et d'étendue associée soit inférieure à la valeur RREI_{lim} . La procédure de recherche de l'ensemble Ω_j peut être facilement implémentée à partir de l'examen des différentes combinaisons de l'ensemble Ω (voir **Tableau 2-20**).

La construction des sous-ensembles Ω_j permet ainsi de regrouper entre eux des indicateurs qui présentent des indices d'erreur de classement et d'étendue faibles. Bien entendu, les sous-ensembles obtenus dépendent de la valeur seuil choisie et un même indicateur peut d'ailleurs se retrouver dans plusieurs sous-ensembles. Le choix final des indicateurs et de leur nombre peut dès lors être subjectif, tout en gardant à l'esprit l'objectif initial de conserver la richesse de l'information sur le système, c'est-à-dire de sélectionner des indicateurs les moins corrélés possible.

PROCEDURE DE RECHERCHE

Soit Ω l'ensemble des indicateurs et $RREI_{lim}$

INITIALISATION : $M_0 = \text{Card}(\Omega)$; $M = M_0 - 1$

Pour tout $j \in \Omega$:

Initialisation de la liste des sous-groupes de l'indicateur j : $\Omega_j = \emptyset$

Tant que $\text{Card}(\Omega_j) = 0$:

Recherche des combinaisons $\mathcal{P}_M(\Omega \setminus \{j\}) = (\tilde{\omega}_k)$ de taille M de l'ensemble $\Omega \setminus \{j\}$

Pour chaque combinaisons $\tilde{\omega}_k$:

$\omega_k = \tilde{\omega}_k \cup \{j\}$

Calcul de la matrice d'erreur de classement et d'étendue à $X\%$ $RREI(X)$ de l'ensemble ω_k

SI $\max(RREI(X)) \leq RREI_{lim}$: $\Omega_j = \Omega_j + \omega_k$

$M = M_0 - 1$

Tableau 2-20 Principes de la procédure de recherche des plus grands sous-ensembles d'indicateurs à indice d'erreur de classement et d'étendue (RREI) seuil.

Le choix du centile de l'erreur (i.e. de la valeur de X) revient au concepteur. Parmi les choix plus courants dans le domaine des statistiques, il est ainsi possible de s'intéresser à l'erreur médiane ($X = 50$), celle du 3^{ème} quartile ($X = 75$), ou encore l'erreur maximale de l'intervalle de confiance à 95% ($X = 95$), choix que nous adopterons dans la suite de notre projet.

6.3.3 Application aux structures bois

Les analyses de contribution aux indicateurs *endpoint* présentées dans la section 6.2 ont permis de déterminer les catégories d'impact les plus importantes pour les structures en bois appartenant au domaine d'étude présenté dans la section 5.3. En considérant un seuil de contribution de 5% sur les indicateurs *endpoint*, nous sommes ainsi passé des 18 indicateurs environnementaux génériques (*midpoint*) de la méthode Impact World+, à 9 indicateurs systèmes à 5% (voir **Tableau 2-23**).

On applique maintenant la méthodologie de décomposition proposée précédemment aux résultats de l'analyse de Monte Carlo conduite dans la section 5.3, en considérant l'ensemble composé des 9 indicateurs environnementaux systèmes à 5% et des deux indicateurs de structure : le volume de bois et le coût matériel (hypothèses présentées dans le chapitre introductif). La matrice d'erreur de classement et d'étendue à 95% associée aux impacts des 20 000 tirages aléatoires de l'analyse de Monte Carlo est présentée dans le **Tableau 2-21**. Le résultat de la procédure de recherche des sous-ensembles d'indicateurs corrélés est présenté dans le **Tableau 2-22**, pour deux valeurs seuils différentes de l'indice d'erreur de classement et d'étendue. La sélection d'indicateurs finale est présentée dans le **Tableau 2-23**.

	CC(LT)	CC(ST)	FNEU	FEc	HTC	LO	MRU	PMF	WS	WV	MC
CC(LT)	0,00	0,03	0,10	0,16	0,41	0,34	0,23	0,22	0,17	0,34	0,24
CC(ST)	0,03	0,00	0,11	0,16	0,41	0,34	0,23	0,22	0,18	0,34	0,23
FNEU	0,10	0,11	0,00	0,21	0,43	0,33	0,31	0,25	0,14	0,34	0,30
FEc	0,16	0,16	0,21	0,00	0,34	0,38	0,15	0,30	0,18	0,39	0,20
HTC	0,41	0,41	0,43	0,34	0,00	0,47	0,33	0,43	0,40	0,47	0,34
LO	0,34	0,34	0,33	0,38	0,47	0,00	0,38	0,25	0,36	0,05	0,31
MRU	0,23	0,23	0,31	0,15	0,33	0,38	0,00	0,26	0,31	0,38	0,13
PMF	0,22	0,22	0,25	0,30	0,43	0,25	0,26	0,00	0,31	0,23	0,20
WS	0,17	0,18	0,14	0,18	0,40	0,36	0,31	0,31	0,00	0,37	0,29
WV	0,34	0,34	0,34	0,39	0,47	0,05	0,38	0,23	0,37	0,00	0,31
MC	0,24	0,23	0,30	0,20	0,34	0,31	0,13	0,20	0,29	0,31	0,00

Tableau 2-21 Matrice d'erreur de classement et d'étendue à 95% (RREI95) des indicateurs à 5% du système

Indicateurs	RREI95	Indicateurs	RREI95
Climate change, short term		Climate change, short term	
Climate change, long term		Climate change, long term	0.11
Freshwater ecotoxicity	0.21	Fossil and nuclear energy use	
Water scarcity		Freshwater ecotoxicity	0.0
Fossil and nuclear energy use		Water scarcity	0.14
Material cost		Fossil and nuclear energy use	
Mineral resources use	0.20	Material cost	0.13
Freshwater ecotoxicity		Mineral resources use	
Particulate matter formation	0.20	Particulate matter formation	0.0
Material cost		Wood volume	0.05
Wood volume	0.05	Land occupation, biodiversity	
Land occupation, biodiversity		Human Toxicity Cancer	0.00
Human Toxicity Cancer	0.00		

Tableau 2-22 Groupe d'indicateurs à indice d'erreur de classement et d'étendue à 95% (RREI95) inférieur à (gauche) 0,21 et (droite) 0,15.

On rappelle que la corrélation – sauf mention contraire – est ici entendue au sens de la similitude en classement et en étendue, et correspond à une observation purement statistique sur l'ensemble des échantillons étudiés. Aucune relation de cause à effet ne peut être *a priori* déduite d'un faible RREI. Plusieurs observations peuvent être tirées des deux tableaux précédents, que l'on détaille ci-dessous.

L'indicateur de toxicité humaine cancérigène [HTC] est très faiblement corrélé avec les autres indicateurs retenus (RREI95 supérieur à 0,33). Comme démontré dans le **Tableau 2-24**, cet indicateur présente simultanément vis-à-vis des autres catégories d'impacts, une étendue relative très importante sur l'ensemble des scénarios, et une corrélation linéaire très faible. L'indicateur [HTC] ne présentant pas de corrélation apparente, il apparaît essentiel de le conserver dans notre sélection finale d'indicateurs.

Sans surprise, les indicateurs d'occupation des terres LO et de volume de bois [WV] sont très fortement corrélés, avec un indice RREI de 0,05. On peut voir dans ce cas précis une relation de cause à effet, du fait de l'occupation très importante des terres par la sylviculture par rapport aux autres procédés élémentaires – non forestier ou agricole – du système. Le volume de bois, donc de matière, étant un critère de l'optimisation des structures par essence, nous faisons le choix d'écarter l'indicateur [LO] de notre sélection finale.

Les indicateurs de coût matériel [MC] et d'utilisation des ressources minérales [MRU] apparaissent particulièrement corrélés, avec un indice RREI de 0,13. Nous faisons le choix pour la suite de conserver seul l'indicateur structurel [MC].

L'indicateur de formation de particules fines [PMF] apparaît faiblement corrélé aux autres indicateurs. Néanmoins, en considérant une valeur seuil d'indice d'erreur de classement et d'étendue à 0,21, des similitudes sont observées avec l'indicateur de coût matériel [MC], avec un indice de 0,2 sur nos échantillons. L'indicateur [MC] faisant déjà partie de notre sélection finale, nous conservons l'indicateur environnemental [PMF]. Nous verrons par ailleurs dans le chapitre suivant que la formation de matière particulaire est un enjeu particulier pour notre système et lié principalement aux problématiques de séchage industriel du bois d'œuvre.

On observe finalement un groupe de 5 indicateurs présentant des similitudes de classement et d'étendue sur l'ensemble de nos échantillons : les indicateurs de changement climatique court terme [CC(ST)] et long terme [CC(LT)], d'écotoxicité eau douce [FEc], d'utilisation d'énergie fossile et nucléaire [FNEU] et de rareté en eau [WS]. Ces 5 indicateurs appartiennent à un ensemble à RREI inférieur à 0,21, qui se « divise » en trois sous-ensembles si une valeur seuil plus restrictive de 0,15 est choisie. Nous faisons le choix de conserver un seul indicateur parmi les 5 susmentionnés, tout en gardant à l'esprit la relative sensibilité de la sélection finale d'indicateurs vis-à-vis de la valeur seuil d'indice d'erreur de classement et d'étendue. Notre choix se porte tout naturellement sur l'indicateur de changement climatique court terme [CC(ST)], qui demeure aujourd'hui l'indicateur environnemental le plus regardé, qui plus est dans le contexte institutionnel français actuel et son objectif de transition vers une économie bas-carbone. Notons tout de même, que la sélection d'indicateurs avec une valeur seuil de 0,15 conduirait à retenir deux indicateurs supplémentaires [WS] et [FEc].

	ANALYSE DE CONTRIBUTION ENDPOINT ↓	ANALYSE D'ERREUR DE CLASSEMENT ET D'ETENDUE ↓
Catégories d'impact mid-point Impact World+	Catégories d'impact à 5% du système	Choix d'indicateurs non corrélés à RREI > 0.2
Climate change, long term	Climate change, long term	Climate change, short term [CC]
Climate change, short term	Climate change, short term	Human toxicity cancer [HTC]
Fossil and nuclear energy use	Fossil and nuclear energy use	Particulate matter formation [PMF]
Freshwater Acidification	Freshwater ecotoxicity	Material cost [MC]
Freshwater ecotoxicity	Human toxicity cancer	Wood volume [WV]
Freshwater eutrophication	Land occupation, biodiversity	<i>3 Indicateurs environnementaux + 2 Indicateurs structures non corrélés.</i>
Human toxicity cancer	Mineral resources use	
Human toxicity non cancer	Particulate matter formation	
Ionizing radiations	Water scarcity	
Land occupation	<i>9 indicateurs systèmes à 5%</i>	
Land transformation		
Marine Eutrophication	Wood volume	
Mineral resources use	Material cost	
Ozone Layer Depletion	<i>2 Indicateurs structure</i>	
Particulate matter formation		
Photochemical oxidant formation		
Terrestrial Acidification		
Water scarcity		
<i>18 indicateurs</i>		

Tableau 2-23 Résumé de la sélection d'un nombre d'indicateurs restreint pour l'optimisation des structures en bois.

Lien avec la corrélation de Pearson et l'étendue relative de l'intervalle de confiance

L'indice développé précédemment est basé sur l'évaluation de l'erreur statistique entre les impacts normalisés des indicateurs en tenant compte des différences d'étendues relatives. Cette approche présente donc l'avantage d'être très simple à manipuler, mais surtout à interpréter, notamment vis-à-vis des valeurs seuils de la procédure de sélection.

Néanmoins, nous présentons à titre de comparaison, une approche alternative basée sur la simple modification du coefficient de corrélation linéaire de Pearson. En reprenant les notations du paragraphe **6.3.1**, le coefficient de corrélation linéaire de deux catégories d'impacts j et k est donné par la formule suivante :

$$\rho_{j,k} = \frac{\mathbb{E}[(H_j - \mu_j)(H_k - \mu_k)]}{\sigma_j \sigma_k} \quad (2-7)$$

On construit maintenant un indice de corrélation linéaire et d'étendue⁵ à $X\%$ $\text{SLCI}(X)_{j,k}$ des deux indicateurs j et k , à partir de la multiplication du coefficient de Pearson par le ratio minimal des étendues relatives à $X\%$ des deux indicateurs sur l'ensemble des échantillons :

$$\text{SLCI}(X)_{j,k} = \rho_{j,k} \times \min \left(\frac{\Delta_j^X / \mu_j}{\Delta_k^X / \mu_k}; \frac{\Delta_k^X / \mu_k}{\Delta_j^X / \mu_j} \right) \quad (2-8)$$

A l'inverse de l'indice RREI, une valeur de l'indice SLCI proche de 1 témoigne ici d'une corrélation importante entre les deux indicateurs. On définit ainsi la matrice de corrélation linéaire de classement et d'étendue à $X\%$ de l'ensemble d'indicateurs Ω comme la matrice :

$$\text{SLCI}(X)^\Omega = (\text{SLCI}(X)_{j,k}) \quad \forall j, k \in \Omega \quad (2-9)$$

On applique maintenant cette approche à la présente étude de cas des structures en bois, en considérant l'ensemble composé des 9 indicateurs environnementaux systèmes à 5% et des deux indicateurs de structure (volume de bois et coût matériel ; les hypothèses de coût matière sont celles introduites au chapitre 1). La matrice de corrélation linéaire de classement et d'étendue à 95% SLCI95 associée aux impacts des 20 000 tirages aléatoires de l'analyse de Monte Carlo est présentée dans le **Tableau 2-24**.

Cette matrice peut être inversement rapprochée de la matrice RREI95 calculée dans le **Tableau 2-21**. Une approche de sélection d'indicateurs similaire à celle présentée dans le paragraphe 6.3.2 pourrait être mise en œuvre en cherchant cette fois-ci des sous-ensembles d'indicateurs à indice SLCI supérieur à une valeur seuil. Cependant, cette approche souffre malgré tout d'un des écueils déjà constaté par l'utilisation du coefficient de Pearson, à savoir la difficile interprétation de sa valeur, notamment vis-à-vis de l'erreur statistique entre les vecteurs impacts normalisés et du choix d'une valeur seuil.

⁵ SLCI : Scaled Linear Correlation Index

Matrice des coefficients de corrélation linéaire de Pearson											
	CC(LT)	CC(ST)	FNEU	FEc	HTC	LO	MRU	PMF	WS	WV	MC
CC(LT)	1,00	1,00	0,98	0,96	0,65	0,78	0,91	0,92	0,95	0,78	0,90
CC(ST)	1,00	1,00	0,98	0,96	0,64	0,79	0,91	0,92	0,94	0,78	0,91
FNEU	0,98	0,98	1,00	0,92	0,58	0,79	0,82	0,89	0,97	0,78	0,84
FEc	0,96	0,96	0,92	1,00	0,78	0,68	0,96	0,84	0,94	0,67	0,93
HTC	0,65	0,64	0,58	0,78	1,00	0,43	0,82	0,58	0,67	0,42	0,81
LO	0,78	0,79	0,79	0,68	0,43	1,00	0,67	0,89	0,74	1,00	0,79
MRU	0,91	0,91	0,82	0,96	0,82	0,67	1,00	0,87	0,83	0,67	0,98
PMF	0,92	0,92	0,89	0,84	0,58	0,89	0,87	1,00	0,82	0,91	0,93
WS	0,95	0,94	0,97	0,94	0,67	0,74	0,83	0,82	1,00	0,73	0,84
WV	0,78	0,78	0,78	0,67	0,42	1,00	0,67	0,91	0,73	1,00	0,80
MC	0,90	0,91	0,84	0,93	0,81	0,79	0,98	0,93	0,84	0,80	1,00

Etendue relative de l'intervalle de confiance à 95%											
	CC(LT)	CC(ST)	FNEU	FEc	HTC	LO	MRU	PMF	WS	WV	MC
Δ^{95}/μ	138%	137%	137%	163%	257%	96%	161%	114%	150%	95%	136%

SLCI(95) Matrice de corrélation linéaire de classement et d'étendue à 95%											
	CC(LT)	CC(ST)	FNEU	FEc	HTC	LO	MRU	PMF	WS	WV	MC
CC(LT)	1,00	0,99	0,98	0,81	0,35	0,54	0,78	0,76	0,88	0,54	0,89
CC(ST)	0,99	1,00	0,98	0,81	0,34	0,55	0,77	0,76	0,87	0,54	0,90
FNEU	0,98	0,98	1,00	0,77	0,31	0,55	0,70	0,74	0,88	0,55	0,83
FEc	0,81	0,81	0,77	1,00	0,49	0,40	0,95	0,59	0,87	0,39	0,78
HTC	0,35	0,34	0,31	0,49	1,00	0,16	0,51	0,26	0,39	0,16	0,43
LO	0,54	0,55	0,55	0,40	0,16	1,00	0,40	0,75	0,48	0,99	0,56
MRU	0,78	0,77	0,70	0,95	0,51	0,40	1,00	0,61	0,77	0,40	0,82
PMF	0,76	0,76	0,74	0,59	0,26	0,75	0,61	1,00	0,62	0,76	0,78
WS	0,88	0,87	0,88	0,87	0,39	0,48	0,77	0,62	1,00	0,46	0,77
WV	0,54	0,54	0,55	0,39	0,16	0,99	0,40	0,76	0,46	1,00	0,56
MC	0,89	0,90	0,83	0,78	0,43	0,56	0,82	0,78	0,77	0,56	1,00

Tableau 2-24 Coefficient de corrélation linéaire de Pearson et étendue relative des intervalles de confiance des indicateurs à 5% du système.

CONCLUSION CHAPITRE 6 :

Méthodologie de sélection des indicateurs environnementaux pour l'écoconception et l'optimisation des structures en bois

Si le potentiel de réchauffement global occupe aujourd'hui, une place particulière dans la hiérarchie des indicateurs, l'intérêt de l'ACV à la différence d'un « bilan carbone » réside bien dans l'utilisation de plusieurs de ces indicateurs pour évaluer l'impact d'un système, et ainsi rendre compte des possibles phénomènes de transfert de pollution. La problématique du choix des indicateurs devient alors centrale dans une démarche d'écoconception des structures en bois.

Le développement des méthodes de type *endpoint* offre aujourd'hui de nouveaux outils pour mieux analyser les impacts d'un système. Notamment, l'analyse de la contribution des différents mécanismes environnementaux intermédiaires aux impacts *endpoint* totaux offre la possibilité de hiérarchiser les différentes problématiques environnementales, et donc d'identifier les indicateurs les plus importants pour un système. Dans le cas des structures en bois, des 18 indicateurs *midpoint* de départ de la méthode Impact World+, cette approche nous a ainsi permis de retenir 9 indicateurs qui présentent une contribution à un des impacts *endpoint* totaux supérieure à 5%.

Afin d'offrir une mesure de la corrélation de l'information fournie par plusieurs indicateurs sur un système donné, nous avons développé un indice basé sur l'évaluation des erreurs de classement et de la différence d'étendue relative entre deux indicateurs sur un ensemble de scénarios donnés. Une analyse de la corrélation d'information du groupe d'indicateurs composé des 9 indicateurs environnementaux à 5% du système et de deux indicateurs de performances structurelles (volume de bois et coût de la matière), nous a finalement permis de retenir seulement 3 indicateurs environnementaux (non corrélés aux indicateurs de performances structurelles) pour étudier l'impact des structures en bois en phase de conception.

7. ANALYSE DETAILLÉE DES IMPACTS D'UNE STRUCTURE EN BOIS

Résumé

Grâce à une analyse de contribution des indicateurs intermédiaires aux impacts *endpoint* finaux du système, suivie d'une analyse de corrélation par un indice d'erreur de classement et d'étendue sur le domaine d'écoconception, le chapitre précédent nous a permis de retenir 3 indicateurs pertinents (parmi tous ceux de la méthode Impact World+) pour analyser les performances environnementales d'une structure en bois en parallèle des indicateurs structurels comme la masse de bois et le coût de la matière. À l'aune de ces trois indicateurs, que sont le changement climatique court terme [CC(ST)], la toxicité humaine cancérigène [HTC] et la formation de particules fines [PMF], nous présentons dans le chapitre qui suit une analyse détaillée des impacts d'une structure en bois sur l'ensemble de son cycle de vie.

Tout d'abord, la contribution des différents procédés élémentaires à l'impact total est étudiée et une analyse de sensibilité des différents paramètres des scénarios est conduite afin d'identifier les leviers d'optimisation de l'impact d'une structure en bois. Puis, on étudie l'origine des impacts des différents procédés élémentaires du système afin d'identifier les sous-procédés les plus impactants pour ces derniers. Finalement, afin d'évaluer l'influence potentielle du niveau d'incertitude des données sur les conclusions de notre étude, une analyse d'incertitude par propagation dans toute la base de données ecoinvent est conduite.

7.1 RAPPELS ET DEFINITIONS DES INDICATEURS

On rappelle brièvement dans la suite de cette section les définitions des trois indicateurs environnementaux retenus pour l'analyse environnementale d'une structure en bois (le changement climatique court terme [CC(ST)], la toxicité humaine cancérigène [HTC] et la formation de particules fines [PMF]), ainsi que quelques informations sur les méthodes de calcul associées qui sont proposées dans la méthode Impact World+.

Pour plus d'informations le lecteur est invité à consulter [Bulle et al., 2019] et le document d'informations complémentaires qui lui est rattaché dont la suite de cette section s'inspire largement et en rappelle les grandes lignes.

Indicateur de toxicité humaine cancérigène – *Human Toxicity, Cancer* [HTC]

L'indicateur de toxicité humaine cancérigène mesure les potentiels effets toxiques sur la santé humaine induit par l'émission dans l'environnement d'une substance chimique cancérigène. La méthode de calcul Impact World+ utilise le modèle reconnu USEtox dans sa version 2.0 [Fantke, 2015] pour caractériser les effets toxiques de l'émission de substances chimiques sur la santé humaine, mais aussi sur les écosystèmes d'eau douce. Ce modèle développé par l'UNEP (United Nations Environment Programme) et la SETAC (Society of Environmental Toxicology and Chemistry) depuis 2003 fait aujourd'hui figure de référence en ACV en fournissant un cadre harmonisé pour évaluer l'écotoxicité d'un produit.

Les facteurs de caractérisation de la toxicité humaine sont exprimés au niveau *midpoint* en unité comparative de toxicité pour l'humain – en anglais *Comparative Toxic Unit for human* et donc noté CTUh –, et fournissent une évaluation de l'augmentation de la morbidité dans la population mondiale par unité de masse d'un produit chimique émis, tant pour les maladies cancéreuses que non cancéreuses. Au niveau *endpoint* un facteur supplémentaire est utilisé pour convertir ces facteurs de caractérisation en DALY (*Disability Adjusted Life Years*) et différencier la gravité entre les maladies cancéreuses (1 CTUh = 11,5 DALY) et non cancéreuse (1 CTUh = 2,7 DALY) d'après une étude conduite par Huijbregts et al. [2005] sur un panel représentatif de différentes maladies non transmissibles.

Les facteurs de caractérisation (CF) au niveau *midpoint* sont calculés à partir de la combinaison de 3 facteurs différents selon la formule ci-dessous :

$$CF = FF \times XF \times EF \quad (2-10)$$

FF est un facteur de sort (*Fate factor*) qui quantifie la façon dont le contaminant est dispersé dans l'environnement. Il indique où dans l'environnement l'émission se termine et avec quelle concentration finale. XF un facteur d'exposition (*Exposure Factor*) qui quantifie le degré d'exposition à l'émission. Il examine donc le niveau d'absorption de l'émission en considérant diverses voies et modes d'absorption. Enfin EF un facteur d'effet (*Effect Factor*) qui lui quantifie les effets sur l'homme par kg de substance absorbé.

Le principe de décomposition qui vient d'être décrit est plus globalement celui utilisé pour obtenir les facteurs de caractérisation des émissions au niveau *endpoint*, et donc évaluer les dommages finaux sur la santé humaine et la qualité des écosystèmes.

Indicateur de formation de particules fines – *Particulate Matter Formation* [PMF]

De nombreuses recherches ont montré que l'inhalation des particules de faibles dimensions (de l'ordre du micron) en suspension dans l'air – en anglais *Particulate Matter (PM)* – représentait aujourd'hui une des problématiques environnementales majeures vis-à-vis de la santé humaine [Fantke et al., 2015]. On classe généralement les matières particulaires en suspension dans l'air en différentes catégories en fonction de leur taille : les particules d'un diamètre inférieur à 10 microns sont notées PM10, les particules d'un diamètre inférieur à 2,5 microns notées PM2,5 et communément désignées sous le nom de « particules fines » et enfin les particules ultrafines dont le diamètre est inférieur au micron et notées PM1. Ces particules

peuvent être émises directement dans l'atmosphère et sont qualifiées de primaires ; ou bien peuvent se former dans l'air par des réactions chimiques à partir d'autres polluants comme les oxydes d'azote (NOx), les oxydes de soufre (SOx), l'ammoniac (NH₃) et les composés organiques semi-volatils et volatils (COV).

Les particules fines présentes dans l'air peuvent être d'origine naturelle (par exemple les éruptions volcaniques, l'érosion, etc.) ou directement liées à l'activité humaine (rejets de l'industrie, gaz d'échappement des moyens de transport, etc.). Ces particules fines pénètrent facilement dans le système respiratoire entraînant de nombreux effets néfastes sur la santé humaine. En fonction de leurs dimensions, leur concentration et leur toxicité, l'inhalation chronique des PM peuvent causer à court ou long terme des pathologies qui vont de la simple inflammation, à des affections beaucoup plus graves avec une réduction importante des fonctions pulmonaires et de l'espérance de vie (maladies cardiovasculaires, cancer du poumon, etc.).

L'indicateur de formation de particules fines utilisé dans la méthode de calcul Impact World+ est construit à partir des facteurs de caractérisation développés dans plusieurs études épidémiologiques conduites par [Humbert et al. \[2011\]](#) et [Gronlund et al. \[2015\]](#). Chaque facteur de caractérisation dépend de la fraction inhalée par masse émise de particules, de leur toxicité, mais aussi de la hauteur de l'émission par rapport au sol et de l'environnement archétypal du site d'émission comme défini dans la méthode USEtox (urbain, rural, éloigné). Les facteurs de caractérisation au niveau *midpoint* sont exprimés en kilogrammes de PM_{2,5} équivalent et correspondent au nombre de décès par kilogramme de particules émises normalisé en utilisant les PM_{2,5} comme référence.

Indicateur de changement climatique – *Climate Change* [CC]

L'indicateur de changement climatique mesure la contribution de l'émission dans l'atmosphère d'un gaz à effet de serre (GES) au réchauffement climatique. L'émission d'un GES entraîne d'abord une augmentation de sa concentration atmosphérique, qui conduit à un forçage radiatif positif (perturbation de l'équilibre énergétique du système climatique Terre/atmosphère), pouvant entraîner finalement une augmentation de la température à la surface de la planète.

Dans la méthode Impact World+, le potentiel de réchauffement global ou PRG (en anglais *Global Warming Potential* et son acronyme GWP) sur un horizon temporel de 100 ans est utilisé comme indicateur de changement climatique court terme au niveau *midpoint*, comme proposé par le dernier rapport du GIEC [[Myhre et al., 2013](#)]. Le PRG permet de comparer l'influence de différents gaz à effet de serre sur le réchauffement climatique à partir de leur efficacité radiative et de leur durée de vie dans l'atmosphère. Ce facteur est défini comme le rapport de la valeur moyenne sur l'horizon temporel donné du forçage radiatif résultant d'une émission massique unitaire d'un GES à celui d'un gaz de référence, usuellement le CO₂. Il s'exprime donc en kg de CO₂ équivalent. Nous reviendrons plus en détails sur la méthodologie de calcul de cet indicateur de changement climatique dans l'annexe B de ce travail au travers d'une discussion autour de la dynamique du carbone et de la notion de stockage dans les produits biosourcés.

Pour évaluer l'effet du changement climatique à long terme au niveau *midpoint*, la méthode Impact World+ propose d'utiliser le potentiel de changement de température global (en anglais *Global Temperature change Potential* et son acronyme GTP) pour un horizon temporel de 100 ans tel que défini par le GIEC [Myhre et al., 2013]. Ce potentiel évalue la variation de température à la surface de la planète à un instant donné dans le temps après une émission initiale d'un GES. Cette métrique instantanée est usuellement considérée comme un bon proxy pour évaluer les impacts à long terme du changement climatique [Levasseur et al., 2016].

Au niveau des dommages finaux sur l'environnement (i.e. niveau *endpoint*), il convient de prendre en compte les effets cumulés du changement de température sur une période donnée pour pouvoir évaluer les effets sur la santé humaine et la perte de biodiversité dans les écosystèmes. La métrique cumulative proposée par le GIEC [Myhre et al., 2013] du potentiel absolu de changement de température global (en anglais *Absolute Global Temperature change Potential* et son acronyme AGTP) est ainsi utilisée pour évaluer l'effet cumulé du changement de température sur un horizon temporel donné. Ce potentiel peut donc être vu comme la combinaison des facteurs de sort et d'exposition des hommes et des écosystèmes au changement climatique. Comme proposé par De Schryver et al. [2009] les facteurs d'effet sur la santé humaine sont ensuite calculés sur la base de l'augmentation du risque de décès associée à une augmentation de la température dans le temps, et fournit le risque relatif de mourir de cinq causes différentes (maladies cardiovasculaires, paludisme, diarrhée, inondations et malnutrition). Pour évaluer les dommages du réchauffement climatique sur les écosystèmes, De Schryver et al. [2009] proposent des facteurs de caractérisation calculés à partir de différentes études visant à prédire l'extinction d'espèces liée à une augmentation de la température à l'échelle globale. Finalement, l'indicateur de changement climatique court terme au niveau *endpoint* évalue des dommages de 0 à 100 ans, tandis que les impacts à long terme sont calculés à partir des effets cumulés de 100 à 500 ans.

7.2 CONTRIBUTION DES PROCÉDES ELEMENTAIRES A L'IMPACT TOTAL DU SYSTEME

Maintenant que nous avons opéré une sélection réduite de trois indicateurs *midpoint* pour évaluer l'impact environnemental des structures en bois, nous pouvons évaluer la contribution de chaque procédé élémentaire du système vis-à-vis de ces différentes catégories. Cette analyse de contribution des procédés élémentaires aux impacts totaux du système permettra ainsi de mieux appréhender les leviers d'actions pour le concepteur dans l'objectif de diminuer l'impact des structures en bois. Pour cela, on reprend les 20 000 tirages aléatoires de la simulation de Monte Carlo conduite en section 5.3. Pour chacun des scénarios ainsi générés, on détermine la contribution de chaque procédé élémentaire à l'impact total du scénario considéré selon les différents indicateurs retenus. La **Figure 2-9** et le **Tableau 2-25** montrent les résultats de cette analyse de contribution des procédés élémentaires du système aux impacts du cycle de vie de la structure bois selon les indicateurs *midpoint* de changement climatique [CC(ST)], de toxicité humaine cancérigène [HTC] et de formation de particules fines [PMF].

L'impact du bois dans la structure

Il est tout d'abord important d'observer que la production du volume de bois dans la structure, que ce soit en bois lamellé-collé ou en bois massif, représente une part importante de l'impact total de la structure bois sur l'ensemble de son cycle de vie. La production des éléments bois peut ainsi représenter jusqu'à 74% de l'impact total de changement climatique, 85% de l'impact de formation de particules fines et jusqu'à 74% de l'impact de toxicité humaine cancérigène, représentant ainsi une part potentiellement majoritaire de l'empreinte de l'ouvrage.

Mais, plus étonnant, sa contribution à l'impact global peut aussi s'avérer beaucoup plus faible. Si elle reste dans tous les cas, majoritaire selon l'indicateur de formation de particules fines avec au minimum 45% de l'impact total, elle descend à des niveaux bien inférieurs sur les deux autres indicateurs, devenant même très largement minoritaire par rapport à d'autres procédés. La contribution du bois peut atteindre seulement 11% de l'impact total sur l'indicateur [CC(ST)] et jusqu'à 2% seulement sur l'indicateur [HTC].

Dès lors, une première conclusion importante peut être tirée de cette simple observation. La production de bois ne représente pas nécessairement – et même loin de là – la part majoritaire de l'impact environnemental d'une structure en bois sur l'ensemble de son cycle de vie. Ainsi, chercher à diminuer le volume de bois dans la structure ne conduit pas nécessairement à diminuer son impact. Autrement dit, une solution structurelle optimale vis-à-vis du volume de bois – donc de matière –, n'est pas forcément optimale sur le plan environnemental.

Cette simple observation de la non-corrélation potentielle entre augmentation du volume de bois dans la structure et augmentation de son impact, est un résultat central de notre travail de recherche. Dans le cas d'un ouvrage en bois, la pratique de l'optimisation structurelle « classique », qui place le volume de matière comme indicateur premier de la performance d'une structure (cf. partie 4), ne doit donc en aucun cas se confondre avec l'optimisation environnementale.

Les assemblages au cœur de l'impact environnemental des structures en bois

La **Figure 2-9** montre une contribution claire des assemblages à l'impact environnemental d'une structure en bois. On rappelle que, dans notre modélisation, la production des assemblages dans la structure est directement liée aux procédés de fabrication des composants en acier et à la consommation énergétique due à l'usinage des pièces de bois. La production de l'acier d'assemblage peut ainsi représenter jusqu'à 61% de l'impact total sur le changement climatique d'une structure en bois, la quasi-totalité (97%) de l'impact de toxicité cancérigène, et 32% de l'impact de formation de particules fines. La consommation électrique due à l'usinage des éléments en bois contribue elle jusqu'à 51% de l'impact [CC(ST)], 36% sur l'indicateur [HTC] et jusqu'à 14% de l'impact [PMF].

Si l'impact de la structure sur la formation de particules fines apparaît davantage lié à la quantité de bois mis en œuvre dans l'ouvrage qu'aux assemblages, les choix de conception liés à ces derniers jouent donc un rôle central sur les impacts de changement climatique et de toxicité humaine de la structure.

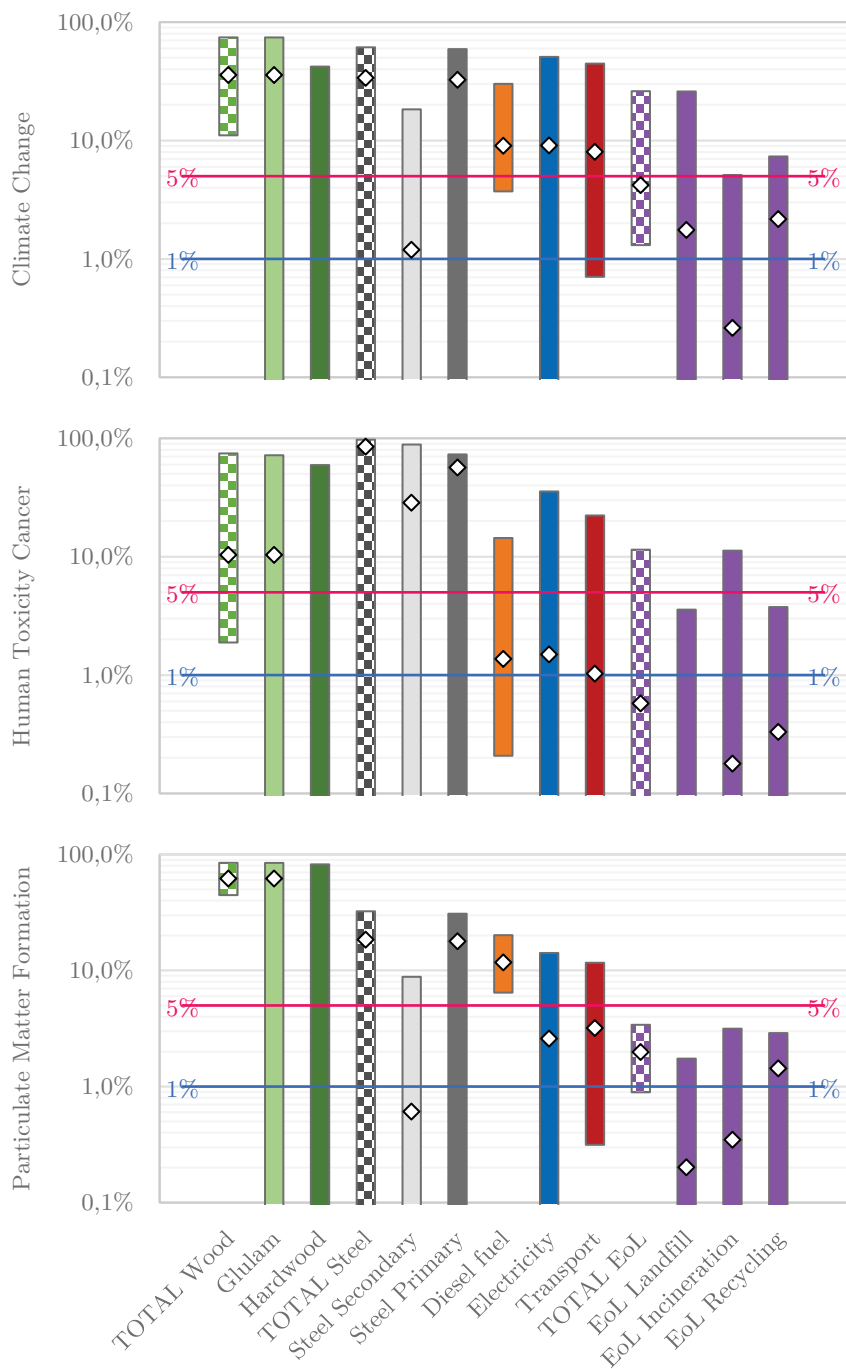


Figure 2-9 Analyse de contribution des procédés élémentaires aux impacts du cycle de vie d'une structure en bois. Indicateurs de changement climatique (Haut), de toxicité humaine cancérogène (Milieu) et de formation de particules fines (Bas).

Les histogrammes indiquent les contributions minimale et maximale des procédés sur l'ensemble des scénarios ; le point en losange indique la contribution des procédés dans le scénario de référence.

Procédé	Contribution à l'impact total								
	Changement climatique			Toxicité humaine cancérigène			Formation de particules		
	Réf	Min	Max	Réf	Min	Max	Réf	Min	Max
TOTAL Bois	3,6E+1%	1,1E+1%	7,4E+1%	1,0E+01%	1,9E+00%	7,5E+01%	6,2E+01%	4,5E+01%	8,5E+01%
Bois lamellé-collé	3,6E+1%	4,0E-5%	7,4E+1%	1,0E+01%	1,4E-05%	7,2E+01%	6,2E+01%	7,4E-05%	8,5E+01%
Bois massif feuillus	0,0E+0%	0,0E+0%	4,2E+1%	0,0E+00%	0,0E+00%	5,9E+01%	0,0E+00%	0,0E+00%	8,2E+01%
TOTAL Acier	3,4E+1%	1,2E-3%	6,1E+1%	8,5E+01%	2,7E-02%	9,7E+01%	1,8E+01%	4,5E-04%	3,2E+01%
Acier secondaire	1,2E+0%	1,7E-4%	1,8E+1%	2,9E+01%	1,9E-02%	8,9E+01%	6,1E-01%	6,2E-05%	8,8E+00%
Acier primaire	3,3E+1%	1,0E-3%	5,9E+1%	5,7E+01%	8,2E-03%	7,3E+01%	1,8E+01%	3,9E-04%	3,1E+01%
Construction	9,0E+0%	3,7E+0%	3,0E+1%	1,4E+00%	2,1E-01%	1,4E+01%	1,2E+01%	6,4E+00%	2,0E+01%
Usinage	9,1E+0%	2,0E-3%	5,1E+1%	1,5E+00%	3,7E-04%	3,6E+01%	2,6E+00%	5,1E-04%	1,4E+01%
Transport	8,0E+0%	7,1E-1%	4,5E+1%	1,0E+00%	3,2E-02%	2,2E+01%	3,2E+00%	3,1E-01%	1,2E+01%
TOTAL Fin de vie	4,2E+0%	1,3E+0%	2,6E+1%	5,8E-01%	9,1E-02%	1,1E+01%	2,0E+00%	8,9E-01%	3,4E+00%
Fin de vie – Décharge	1,8E+0%	4,6E-4%	2,6E+1%	6,8E-02%	9,8E-06%	3,6E+00%	2,0E-01%	6,9E-05%	1,7E+00%
Fin de vie – Incinération	2,6E-1%	2,5E-6%	5,1E+0%	1,8E-01%	9,7E-07%	1,1E+01%	3,5E-01%	3,9E-06%	3,2E+00%
Fin de vie – Recyclage	2,2E+0%	3,1E-5%	7,3E+0%	3,3E-01%	1,9E-06%	3,8E+00%	1,4E+00%	1,7E-05%	2,9E+00%

Tableau 2-25 Analyse de contribution des procédés élémentaires aux impacts du cycle de vie d'une structure en bois.

Dès lors, apparaît encore l'idée selon laquelle l'optimisation de la structure ne passerait donc pas nécessairement par la diminution du volume de bois, mais bien par une réflexion sur les procédés de fabrication et les typologies d'assemblages des éléments.

Le transport et la mise en œuvre : un impact faible mais non négligeable

L'impact du transport des éléments de la structure du charpentier au chantier et de la construction de l'ouvrage semblent jouer un rôle plus secondaire sur l'impact de la structure sur l'ensemble de son cycle de vie.

Le transport (on le rappelle supposé par camion) représente ainsi entre 1% et 45% de l'impact [CC(ST)] du système ; jusqu'à 22% de l'impact [HTC] ; et entre 0,3% et 12% de l'impact [PMF]. La somme des contributions des processus de construction et déconstruction (on le rappelle supposés égaux) quant à elle représente entre 4% et 30% de l'impact [CC(ST)] ; entre 0,2% et 14% de l'impact [HTC] ; et entre 6% et 20% de l'impact [PMF].

La contribution du transport et de la construction à l'impact global apparaît donc secondaire mais pourtant non négligeable. Cependant, dans la mesure où dans le cadre des hypothèses de notre modèle ces deux procédés sont proportionnels au poids de la structure, il est légitime de se demander si leur impact ne reste pas malgré tout fortement corrélé avec ce dernier. Plutôt que de s'intéresser à la contribution du procédé, nous tenterons dans la suite d'évaluer l'influence des paramètres de conception associés à ces deux procédés (distance de transport [(Trans)u] et consommation d'énergie par tonne de structure mise en œuvre [(Const)u]).

La fin de vie des produits bois, un impact secondaire ?

Dans le cadre de notre étude, c'est-à-dire notamment à partir des hypothèses et choix méthodologiques qui ont été pris et détaillés dans la section 5.2, la fin de vie des produits bois semble jouer un rôle plus minoritaire sur l'impact de la structure en bois.

On rappelle à ce titre, que les résultats qui viennent d'être présentés, particulièrement les résultats d'impact sur le changement climatique ont été obtenus dans le cadre d'une hypothèse de neutralité 0-0 du carbone biogénique avec un facteur de caractérisation nul, que ce soit vis-à-vis de la séquestration, ou des émissions en fin de vie. Ainsi, les effets bénéfiques de la séquestration, tout comme le stockage prolongé dans les produits bois ou la mise en décharge, ne sont pas pris en compte ; et l'impact des émissions de CO₂ biogénique dues à l'incinération du bois est considéré nul. L'implication de ces choix méthodologiques sera discutée plus en détail dans l'annexe B.

En faisant varier la part relative de chaque procédé (mise en décharge, incinération et recyclage), on observe que la contribution du traitement en fin de vie du bois à l'impact de la structure est située entre 1% et 26% sur l'indicateur [CC(ST)], entre 0,1% et 11% sur l'indicateur [HTC] et entre 0,9% et 3,4% de l'indicateur [PMF]. Le choix des scénarios de fin de vie a donc très peu d'influence sur la toxicité humaine cancérigène et la formation de particules fines. On note tout de même que la fin de vie peut jouer un rôle non négligeable sur l'impact du changement climatique (jusqu'à 26% de l'impact total). A ce titre, le scénario de mise en décharge semble conduire à l'impact sur le changement climatique le plus important (émissions liées au carbone biogénique mises à part donc). Comme on le verra en annexe B, la prise en compte du carbone biogénique et de son stockage prolongé en décharge (non-dégradation du bois) peut conduire au contraire dans certains cas à un effet bénéfique sur l'indicateur de changement climatique. La contribution des étapes de traitement en fin de vie des matériaux de construction demeure malgré tout centrale dans une démarche d'écoconception. L'impact lié à ces étapes est fortement dépendant des choix méthodologiques d'allocation [Häfliger et al., 2017]. Plus précisément ici, la méthode d'allocation *cut-off* retenue ne permet pas d'évaluer les bénéfices éventuels en fin de vie des scénarios de valorisation énergétique ou matière (recyclage et réemploi) [De Wolf et al., 2020].

Contribution et leviers d'optimisation pour le concepteur

Au travers de l'analyse qui vient d'être conduite, nous avons pu identifier les étapes du cycle de vie d'une structure en bois qui contribuent de manière significative à son impact et qui nécessiteraient donc *a priori* une attention toute particulière en vue d'une démarche d'écoconception. Cependant, au-delà de la contribution absolue de chaque étape, c'est leur variabilité qui est aussi intéressante. En effet, une variabilité importante constatée sur l'impact d'un procédé indique que certains choix de conception liés à ce procédé ont une influence majeure sur l'impact du système, et donc que des leviers pour le concepteur existent afin de diminuer l'impact de la structure. Au-delà de la contribution absolue d'un procédé à l'impact total du système, il s'agit donc aussi d'étudier le lien entre la variabilité des paramètres de conception associés à ce procédé et la variance observée sur le résultat, autrement dit de réaliser une analyse de sensibilité.

7.3 ANALYSE DE SENSIBILITE DES PARAMETRES DE CONCEPTION

L'évaluation de l'incertitude et la variabilité des paramètres d'entrée apparaît aujourd'hui essentielle afin d'assurer la robustesse attendue des résultats d'une ACV. C'est dans ce cadre que des méthodes d'analyse de sensibilité globale ont été développées pour faciliter l'analyse d'un système et l'identification des facteurs les plus influençant sur leur impact, dans le but de prioriser la collecte de données ou de simplifier un modèle [Pannier et al., 2018].

De nombreuses méthodes existent et ont été utilisées dans le cadre d'ACV [Groen et al., 2017] et visent pour la plupart à évaluer la contribution d'une variable ou d'un paramètre d'entrée, à la variance observée en sortie d'un modèle. Une analyse de sensibilité peut aussi donc permettre d'identifier les procédés, mais surtout les paramètres de conception associés à chaque procédé, les plus importants pour le système étudié et sur lesquels se concentrer pour diminuer l'impact de l'ouvrage. En effet, si l'analyse de contribution qui vient d'être conduite dans la section précédente, permet d'obtenir une image de la contribution relative de chaque étape du cycle de vie du système, elle ne donne pas immédiatement les leviers d'optimisation de son impact. Nous utiliserons dans la suite une des méthodes les plus robustes en termes d'analyse de sensibilité [Groen et al., 2017] – mais une des plus couteuse en coût computationnel –, les indices de Sobol, dont le calcul est basé sur une méthode de décomposition de variance développée par le mathématicien Sobol [2001]. On rappelle très brièvement les points clés sur lesquels s'appuie cette approche.

7.3.1 Indices de Sobol

Soit un modèle défini par la fonction f , la variable scalaire de sortie Y et des variables d'entrées X_i au travers de la relation $Y = f(X_1, \dots, X_n)$. Il est possible de décomposer la fonction $f(X_1, \dots, X_n)$ sous la forme d'une somme de fonctions à dimensions croissantes, appelée représentation ANOVA :

$$f(X_1, \dots, X_n) = f_0 + \sum_i^n f_i(X_i) + \sum_{s=2}^n \sum_{i_1 < \dots < i_s} f_{i_1 \dots i_s}(X_{i_1}, \dots, X_{i_s}) \quad (2-11)$$

L'existence et l'unicité de cette décomposition est en fait démontrée sous condition de d'orthogonalité des fonctions de la décomposition :

$$\int_0^1 f_{i_1 \dots i_s}(X_{i_1}, \dots, X_{i_s}) dX_k = 0 \quad \forall k \in \{i_1, \dots, i_s\} \quad (2-12)$$

En supposant la fonction f à carré intégrable, on montre ainsi que la variance de la variable de sortie Y peut s'écrire sous une forme similaire de décomposition à partir de la somme des variances conditionnelles de premier ordre V_i et de termes d'ordre supérieur $V_{i_1 \dots i_s}$:

$$\text{Var}(Y) = \sum_i^n V_i + \sum_{s=2}^n \sum_{i_1 < \dots < i_s} V_{i_1 \dots i_s} \quad (2-13)$$

Où V_i représente l'effet de la variation de la variable X_i seule sur la variance du résultat et peut donc s'écrire de la manière suivante :

$$V_i = \text{Var}_{X_i} \left(E_{\mathbf{X}_{-i}}(Y|X_i) \right) \quad (2-14)$$

Où $E_{\mathbf{X}_{-i}}(Y|X_i)$ représente la moyenne de la variable de sortie Y sur l'ensemble des valeurs possibles des variables d'entrée \mathbf{X}_{-i} différentes de X_i , tout en gardant X_i fixé. La variance est ensuite mesurée sur l'ensemble des valeurs possibles de X_i . Les termes d'ordre supérieur sont définis de manière analogue, à partir de l'effet cette fois-ci additionnel de variations simultanées de plusieurs variables. Par exemple, pour les termes d'ordre 2 on note ainsi :

$$V_{ij} = \text{Var}_{X_{ij}} \left(E_{\mathbf{X}_{-ij}}(Y|X_i, X_j) \right) - V_i - V_j \quad (2-15)$$

On définit ainsi l'indice de sensibilité au premier ordre par :

$$S_i = \frac{\text{Var}_{X_i} \left(E_{\mathbf{X}_{-i}}(Y|X_i) \right)}{\text{Var}(Y)} \quad (2-16)$$

L'indice de sensibilité de Sobol total mesure l'effet total d'une variable sur la variance de sortie, en incluant l'effet de premier ordre et les interactions avec les autres paramètres :

$$S_{T_i} = \frac{E_{\mathbf{X}_{-i}} \left(\text{Var}_{X_i}(Y|\mathbf{X}_{-i}) \right)}{\text{Var}(Y)} = 1 - \frac{\text{Var}_{\mathbf{X}_{-i}} \left(E_{X_i}(Y|\mathbf{X}_{-i}) \right)}{\text{Var}(Y)} \quad (2-17)$$

A la différence de la somme des indices de premier ordre $\sum_i S_i$ qui est nécessairement inférieure à 1 (la différence à 1 s'expliquant par les interactions entre variables d'entrée), la somme des indices totaux $\sum_i S_{T_i}$ peut être supérieure à 1, dans la mesure où les interactions entre les variables sont comptées plusieurs fois. Par exemple, l'effet sur la variance de l'interaction de la variable X_i avec la variable X_j , sera compté à la fois dans les indices de Sobol S_{T_i} et S_{T_j} .

7.3.2 Méthode d'échantillonnage

Bien entendu, dans la majorité des cas, le calcul des indices de Sobol ne peut se faire analytiquement, et doit nécessairement passer par la construction d'estimateurs – i.e. de statistiques – et donc la mise en place d'une procédure d'échantillonnage par une approche de type Monte Carlo. L'algorithme d'échantillonnage développé par [Saltelli et al. \[2010\]](#), et implémenté dans la bibliothèque python SALib par [Herman & Usher \[2018\]](#), a ici été utilisé.

7.3.3 Application aux structures en bois

Les résultats de l'analyse de sensibilité (réalisée à partir d'un échantillon de taille 20 000) sont présentés dans la **Figure 2-10** : pour chacun des 9 paramètres indépendants du système

identifiés dans la section 5.3 et des 3 indicateurs environnementaux retenus, les indices de Sobol principaux (i.e. de premier ordre) et totaux sont calculés. Le **Tableau 2-26** montre une synthèse des 3 facteurs les plus influents pour chaque catégorie d'impact.

Le volume de bois : un indicateur structurel et environnemental

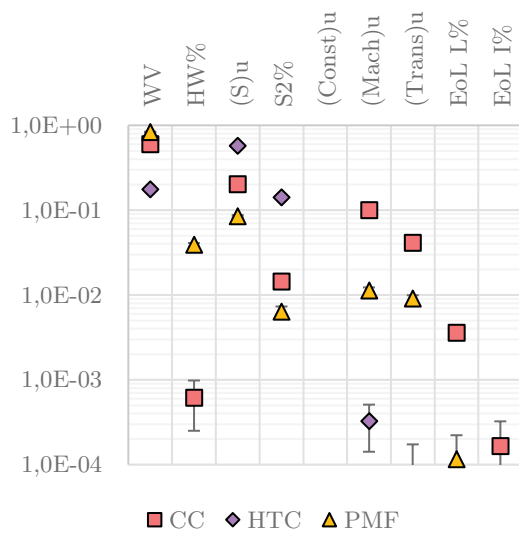
L'analyse de sensibilité confirme à la fois le rôle central joué par le volume de bois dans l'impact environnemental de la structure, mais aussi le fait que cette métrique structurelle ne peut malgré tout pas expliquer toute la variabilité de l'impact constatée. Comme on avait pu en partie le noter au travers de l'analyse de contribution des procédés, bien que non négligeable pour tous les indicateurs retenus, le paramètre de volume de bois [WV] n'a pas la même influence sur chacun : il joue ainsi un rôle plus que majoritaire sur l'impact de formation de particules fine [PMF] avec un indice de Sobol principal de 83% ; un rôle central sur l'impact de changement climatique [CC(ST)] avec un indice de 60% ; mais son poids est plus secondaire sur l'impact de toxicité cancérigène avec un indice de Sobol principal de seulement 18%.

On note que le paramètre [HW%] mesurant la proportion de bois massif feuillu dans la structure semble avoir peu d'influence sur l'impact du système, mis-à-part sur l'indicateur de formation de particules fines où il présente un indice de sensibilité de premier ordre de 3,9%. Sur les deux autres indicateurs de changement climatique et de toxicité humaine cancérigène, l'indice de Sobol principal du paramètre [HW%] est très faible. Malgré un impact par m³ légèrement inférieur à celui du bois lamellé-collé, l'utilisation de bois massif feuillu ne semble donc pas être un paramètre clé pour diminuer l'impact [CC(ST)] et [HTC] de la structure sur l'ensemble de son cycle de vie. Plusieurs raisons peuvent être avancées pour expliquer ce phénomène, et notamment la masse plus importante pour un même volume de bois. Ainsi, dans le cadre de notre modélisation une masse de bois plus importante conduira à une augmentation des impacts sur le transport, la construction, et le traitement en fin de vie. La faible influence du ratio [HW%] montre *a priori* que la substitution de bois lamellé-collé, par du bois massif feuillu aura très peu d'influence sur l'impact de la structure.

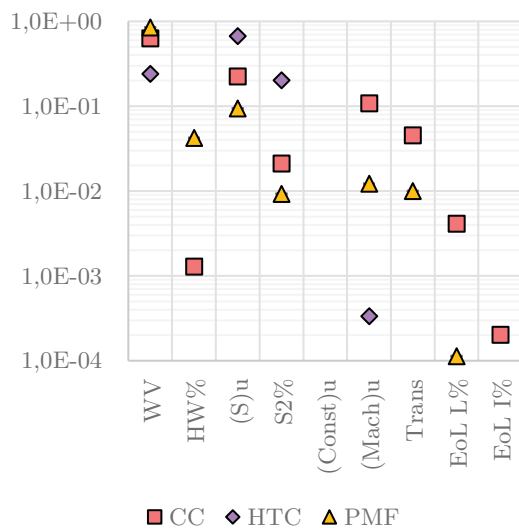
Il convient néanmoins de fortement nuancer tous les propos qui viennent juste d'être tenus. L'analyse de sensibilité qui vient d'être conduite suppose une indépendance des différentes variables d'entrée. Or, comme on le verra au travers des études de cas de la dernière partie de ce travail, l'utilisation de bois massif feuillu par rapport à du bois lamellé-collé peut aussi directement influencer les autres paramètres du modèle.

Le bois massif feuillu possède une masse volumique importante. La résistance et la raideur d'un assemblage étant très fortement liées (positivement) à la masse volumique du bois utilisé, un assemblage avec du bois massif feuillu sera plus résistant et plus raide, conduisant donc, pour un même effort, à un assemblage avec une quantité d'acier inférieure dans le cas d'un assemblage bois/métal.

Cependant, on peut aussi remarquer un effet contraire à celui qui vient d'être décrit. La longueur et la section des éléments étant limitées par l'utilisation de bois massif par rapport au bois lamellé-collé, on peut supposer qu'une structure en bois massif nécessitera potentiellement plus d'assemblages (en nombre).



Sobol Index Main Effect			
	CC	HTC	PMF
WV	6,0E+01%	1,8E+01%	8,3E+01%
HW%	6,2E-02%	-3,6E-04%	3,9E+00%
(S)u	2,0E+01%	5,7E+01%	8,5E+00%
S2%	1,4E+00%	1,4E+01%	6,4E-01%
(Const)u	8,8E-04%	8,1E-06%	2,0E-03%
(Mach)u	1,0E+01%	3,3E-02%	1,1E+00%
(Trans)u	4,1E+00%	7,3E-03%	9,1E-01%
EoL L%	3,6E-01%	-2,2E-04%	1,2E-02%
EoL I%	1,7E-02%	1,3E-04%	3,3E-04%
TOTAL	96%	89%	99%



Sobol Index Total Effect			
	CC	HTC	PMF
WV	6,3E+01%	2,4E+01%	8,5E+01%
HW%	1,3E-01%	1,5E-04%	4,2E+00%
(S)u	2,2E+01%	6,7E+01%	9,4E+00%
S2%	2,1E+00%	2,0E+01%	9,3E-01%
(Const)u	9,6E-04%	2,5E-06%	2,3E-03%
(Mach)u	1,1E+01%	3,4E-02%	1,2E+00%
(Trans)u	4,5E+00%	8,5E-03%	1,0E+00%
EoL L%	4,1E-01%	9,8E-06%	1,1E-02%
EoL I%	2,0E-02%	4,4E-04%	1,8E-04%
TOTAL	104%	111%	102%

Figure 2-10 Analyse de sensibilité des paramètres de conception sur l'impact total par mètre carré d'une structure en bois.

Indices de Sobol principal (Haut) et total (Bas) associé à l'analyse de sensibilité globale sur les impacts de changement climatique (court terme), de toxicité humaine cancérigène et de formation de particules fines de la structure en bois sur l'ensemble du cycle de vie.

WV = volume de bois

HW% = pourcentage de bois massif dans la structure

(S)u = quantité d'acier par m³ de bois

S2% = part d'acier recyclé dans les assemblages métalliques

(Const)u = énergie de construction par tonne de structure

(Mach)u = énergie d'usinage supplémentaire par m³ de bois

(Trans)u = distance de transport

EoL L% = pourcentage des déchets bois envoyés en décharge

EoL I% = pourcentage des déchets bois envoyés pour être incinérés

CC			HTC			PMF		
Param.	SME	STE	Param.	SME	STE	Param.	SME	STE
WV	60%	63%	(S)u	57%	67%	WV	83%	85%
(S)u	20%	22%	WV	18%	24%	(S)u	8,5%	9,4%
(Mach)u	10%	11%	S2%	14%	20%	HW%	3,9%	4,2%
TOTAL	90%	96%	TOTAL	89%	111%	TOTAL	96%	98%

Tableau 2-26 Analyse de sensibilité des paramètres de conception sur l'impact total par mètre carré d'une structure en bois : synthèse des 3 paramètres les plus influents.

En fonction bien entendu de la typologie d'assemblage retenue, cette densité d'assemblage pourra conduire à une quantité d'acier et une consommation énergétique due à l'usinage supérieures. On note finalement que le ratio [HW%] aura en fait une influence directe sur le volume de bois [WV], la quantité d'acier S et le degré d'usinage [(Mach)u] du bois. Le problème est donc complexe et ce n'est pas l'étude de sensibilité précédente seule qui permettra de faire des choix de conception. Il est nécessaire d'aller plus en détail et de regarder finement les liens qui existent avec le comportement des structures, ce qui sera fait avec les études de cas de la partie 4.

Confirmation du rôle central joué par les assemblages

L'analyse de sensibilité confirme le rôle central joué par les assemblages dans l'impact environnemental d'une structure en bois.

Le paramètre [(S)u] qui mesure le ratio d'acier par m³ de bois dans la structure présente un indice de Sobol principal de 20% sur l'indicateur [CC(ST)] et de 8,5% sur l'indicateur [PMF] faisant de lui le deuxième paramètre le plus influent derrière le volume de bois pour ces deux catégories d'impact. Sur l'indicateur de toxicité humaine cancérigène, c'est même le paramètre de loin le plus influent avec un indice de Sobol principal de 57% et total de 67%. On note d'ailleurs que seul l'indicateur [HTC] montre des différences significatives entre les indices de Sobol principal et total. Pour les indicateurs [CC] et [PMF], la variabilité capturée par les termes du premier ordre atteint respectivement les 96% et 99%. Pour l'indicateur de toxicité cancérigène, cette variabilité de premier ordre atteint seulement 89% de la variabilité totale.

Le ratio d'acier secondaire (i.e. recyclé) dans les assemblages joue un rôle plus secondaire sur l'impact du système. Le paramètre [S2%] présente ainsi des indices de Sobol de premier ordre de seulement 1,4% et 0,6% sur les indicateurs [CC(ST)] et [PMF]. Son importance sur l'indicateur [HTC] est toutefois notable, avec un indice de sensibilité de 14%, faisant de lui le 3^{ème} paramètre le plus influent dans cette catégorie d'impact.

La consommation d'électricité par m³ de bois usiné [(Mach)u] contribue faiblement à la variabilité des résultats d'impact [PMF] et [HTC] avec des indices de Sobol de premier ordre

respectivement de 1,1% et 0,03%. Au contraire, le degré d'usinage du bois joue un rôle important sur l'impact de changement climatique [CC(ST)], avec un indice de sensibilité de 10%, faisant de lui le 3^{ème} paramètre le plus influent derrière le volume de bois et la quantité d'acier. Il convient de nuancer ce propos et d'insister sur le biais potentiel que nous avons introduit dans notre étude concernant ce paramètre. En effet, par manque d'information sur les valeurs de consommation énergétique d'usinage dans des structures en bois à haute complexité et fort degré d'usinage, nous avons décidé de considérer une plage très étendue associée à ce paramètre (voir paragraphe 5.2.2). Ces premiers résultats montrent donc que l'usinage – en lien avec les choix de conception – pourrait devenir un facteur non négligeable pour l'impact d'une structure en bois. Nous insistons sur la nécessité de réaliser de réelles mesures de consommation pour confirmer ces propos.

Un choix du traitement en fin de vie en apparence négligeable

On constate que le choix du scénario de fin de vie a très peu d'influence sur la variabilité des résultats d'impact. Les paramètres associés au choix du traitement en fin de vie des produits bois [EoL L%] et [EoL I%], qui représentent respectivement la part de bois mis en décharge et incinérée (et donc indirectement la part recyclée), présentent à eux deux (effet cumulé) un indice de Sobol principal de 0,4% sur l'indicateur [CC(ST)], 1E-4% sur l'indicateur [HTC] et 0,01% sur l'indicateur [PMF].

On rappelle encore une fois que la contribution des étapes et paramètres de fin de vie à l'impact d'une structure en bois dépendent fortement du choix d'allocation retenu pour la modélisation. Pour plus d'informations sur les bénéfices éventuels associés à chaque scénario de fin de vie et leur comparaison, le lecteur est invité à consulter [FCBA et al., 2012b]. De plus, le réemploi potentiel des éléments de structure n'a pas été étudié dans ce travail qui pourtant apparaît comme un levier majeur pour diminuer l'impact des matériaux de construction [De Wolf et al., 2020].

Transport et construction, un impact incompressible ?

Grâce à l'analyse de contribution, nous avons pu observer que les étapes de transport et construction/déconstruction avait un impact secondaire mais pour autant non négligeable sur l'impact de la structure.

Cependant, du fait des choix et hypothèses de modélisation qui ont été pris, ces deux étapes sont aussi fortement corrélées à la masse de bois dans la structure. A masse de structure constante, le concepteur peut diminuer l'impact du transport en cherchant à diminuer les distances de transport – c'est le paramètre [(Trans)u] – et diminuer l'impact de la construction en visant par ses choix constructifs à diminuer la quantité de carburant consommé par les engins de chantier par kg de structure – c'est le paramètre [(Const)u] –. On observe toutefois que ces deux paramètres présentent des indices de sensibilité faibles vis-à-vis des résultats d'impacts de la structure.

- La contribution de la distance de transport [(Trans)u] à la variance des impacts est seulement de 4,1% sur l'indicateur [CC(ST)], de 0,9% sur l'indicateur [PMF] et complètement négligeable sur l'indicateur [PMF] avec un indice de Sobol de 0,007%.

- La variabilité du paramètre [(Const)u] apparaît complètement négligeable vis-à-vis de la variabilité des impacts, avec des indices de Sobol de premier ordre extrêmement faibles sur les 3 indicateurs (0,002% sur l'indicateur [PMF], 0,001% sur l'indicateur [CC] et 8E-6% sur l'indicateur [HTC])

Bien que l'étape de construction semble avoir un effet négligeable sur l'impact environnemental d'une structure, elle reste pourtant centrale dans la réflexion de l'ingénieur. Les solutions structurelles peuvent ainsi directement être liés aux dispositions constructives pour les mettre en œuvre. De plus, au-delà du nécessaire caractère constructible de la solution esquissée, sa méthode de mise en œuvre aura une influence majeure sur le prix d'un ouvrage. En fonction des choix constructifs retenus, la mise en œuvre sera par exemple plus ou moins longue, et donc aura un impact significatif sur le coût des travaux. Si l'impact environnemental du levage peut globalement être associé à la consommation d'énergie liée au poids de matière levé, son coût travaux est lui fortement indexé sur la durée du chantier et les cadences globales d'exécution. Dans ce contexte, si les choix de conception d'assemblages auront une influence plutôt limitée sur l'impact environnemental de la construction, ils auront potentiellement un rôle central dans le coût travaux d'une structure en bois.

7.4 ORIGINES DES IMPACTS DES PROCÉDES ELEMENTAIRES

7.4.1 Objectifs et principes

Nous avons dans la section précédente identifié les leviers d'action pour diminuer l'impact environnemental d'une structure en bois à l'échelle du système. Dans cette vision, l'impact de chaque procédé élémentaire est fixé, et le concepteur a seulement une influence sur les paramètres définissant un scénario donné. Cette étude nous a ainsi permis d'identifier à la fois les procédés élémentaires les plus impactants d'une manière absolue, mais plus important encore, les paramètres de conception les plus influents, c'est-à-dire les paramètres entraînant le plus de variabilité sur les résultats d'impact du système.

Cependant, pour diminuer l'impact environnemental du système, il est aussi possible de réfléchir à une échelle plus large du procédé élémentaire. A cette échelle, l'important est de mieux comprendre l'origine de l'impact unitaire des différents procédés élémentaires qui composent notre système. Cette approche permet d'explorer des pistes de réflexion sur des moyens de diminuer l'impact total du système en diminuant directement en amont l'impact unitaire des procédés élémentaires.

Pour cela, on réalise une analyse de contribution des sous-procédés de la base de données à l'impact de chaque procédé élémentaire de notre système. Cette analyse est ici possible grâce à l'utilisation de la base ecoinvent dans sa version *unit process* qui fournit pour chaque procédé de la base de données des inventaires « désagrégés », c'est-à-dire non pas des inventaires de flux élémentaires, mais des inventaires de flux de procédés élémentaires qui interviennent dans le procédé considéré. Cette approche permet ainsi de tracer la contribution de chaque sous-procédé amont qui intervient dans la base de données. Il ne s'agit pas ici nécessairement d'analyser les contributions de tous les sous-procédés qui interviennent dans chaque

procédé élémentaire de notre système, mais bien de rechercher les potentiels points critiques (*hotspots* en anglais), c'est-à-dire les sous-procédés qui représentent une part significative de l'impact, et ainsi identifier les opportunités et hiérarchiser les actions de réduction de l'impact.

Chaque procédé élémentaire faisant intervenir un très grand nombre de sous-procédés amont dans la base de données, il est généralement nécessaire de définir un certain seuil au-dessous duquel on n'analysera pas la contribution des sous-procédés. On utilisera pour l'étude qui suit un seuil de contribution à 10% (seuil raisonnable au vu des incertitudes sur chaque procédé, comme nous le verrons en 7.5).

7.4.2 Analyse de contribution à l'impact des procédés élémentaires de production du bois

L'analyse de contribution aux impacts des procédés de production du bois de structure en bois lamellé-collé et en bois massif feuillu est présentée dans la **Figure 2-11**.

Bois de structure - Changement climatique court terme [CC(ST)]

On observe tout d'abord que dans le cas de l'indicateur [CC(ST)] aucun sous-procédé des procédés de production du bois de structure ne dépasse les 10% de contribution, que ce soit pour le bois LC, que le BM feuillu. On en déduit donc que l'impact [CC(ST)] de la production du bois de structure est le résultat de la combinaison de nombreux sous-procédés, indiquant *a priori* l'absence d'une grande opportunité pour diminuer son impact.

Bois de structure - Formation de particules fines [PMF]

Les étapes de séchage du bois représentent une part très significative de l'impact des procédés de fabrication du bois de structure vis-à-vis de l'indicateur de formation de particules fines. On observe ainsi que le procédé de séchage des éléments en bois massif feuillu pour atteindre les 10% d'humidité représente 89% de l'impact [PMF] total de la production.

La problématique environnementale des émissions importantes de particules lors du séchage industriel du bois n'est pas nouvelle [Milota, 2000]. Le bois peut être séché de façon naturelle en le laissant à l'abri des intempéries pour atteindre l'équilibre hygroscopique correspondant à l'environnement dans lequel il sera utilisé pour le bois d'œuvre ou dans le cas du bois énergie pour augmenter son pouvoir calorifique. Cependant, ce processus naturel est très long, pouvant prendre plusieurs mois jusqu'à plusieurs années en fonction des dimensions des pièces, de l'essence et du niveau d'humidité requis. Pour rappel, un bois juste coupé peut contenir entre 50% et 90% (voire au-delà de 100%) d'eau en fonction de la période de coupe, tandis que le bois lamellé-collé par exemple est produit avec une humidité autour des 12%. Pour le bois énergie, le séchage naturel est en général la seule méthode de séchage rentable. Cependant, pour augmenter les cadences de production du bois d'œuvre, des séchoirs industriels peuvent être aujourd'hui utilisés pour accélérer l'évaporation de l'eau, séchoirs dans lesquels la température, l'humidité ambiante et les niveaux de vapeur sont contrôlés de façon précise pour abaisser l'humidité du bois au niveau désiré. Comme noté par Milota [2000], l'énergie nécessaire au chauffage provient souvent de chaudière à bois qui peuvent produire des quantités importantes de composés organiques volatiles et des particules fines.



Figure 2-11 Analyse de contribution des sous-procédés à l'impact total des procédés élémentaires de production du bois de structure. Seuls les sous-procédés dont la contribution à l'impact total du procédé élémentaire est supérieure à 10% sont représentés.

Pour le bois lamellé-collé, les étapes de séchage représentent en cumulé au maximum 74% de l'impact [PMF] total de production. En effet, dans la modélisation actuelle de la base ecoinvent, une partie des lamelles qui arrivent sur le site de production du bois LC est considérée déjà séchée à la bonne humidité. Ce séchage amont représente ici 25% de l'impact [PMF] total de production du bois LC. L'autre partie des lamelles doit donc être directement séchée sur le site de transformation et on peut donc supposer que l'impact de cette étape de séchage représente une part implicite majoritaire de la contribution de 49% du procédé de production

du bois lamellé-collé à l'impact [PMF] total. On peut aussi supposer que l'usinage du bois peut aussi produire des quantités non négligeables de particules fines.

D'après ce qui précède, des leviers importants existent pour diminuer l'impact en formation de matière particulaire du bois d'œuvre. Le séchage naturel apparaît bien entendu comme une solution majeure, tout comme la mise en œuvre d'éléments avec une humidité plus importante qui demande toutefois une attention particulière pour tenir compte des effets du retrait du bois dans la conception de la structure et des assemblages. Il pourrait aussi s'agir de changer ou d'améliorer les systèmes de séchage industriels qui fonctionnent aujourd'hui majoritairement via des chaudières à bois. Cependant, on peut noter qu'un transfert de pollution pourrait s'opérer. Par exemple, en l'état, le carbone biogénique relâché par la combustion du bois n'est pas pris en compte car considéré neutre du point de vue climatique. Un changement de système de production de chaleur conduirait donc vraisemblablement à une augmentation de l'impact sur le changement climatique. De plus, le séchage en scierie via des chaudières à bois utilise directement une ressource locale et gérée durablement.

Bois de structure - Toxicité humaine cancérigène [HTC]

L'impact vis-à-vis de la toxicité humaine cancérigène de la production du bois de structure est en fait fortement lié à l'industrie métallurgique qui intervient dans la production de l'acier nécessaire aux installations, moyens de production, moyens de transport, etc. indispensables pour la production du bois massif feuillus et du bois lamellé-collé.

On rappelle que la sidérurgie produit une quantité très importante de sous-produits, avec environ 500 kg de sous-produits par tonne d'acier, composés majoritairement de scories, mélanges d'oxydes divers qui surnagent sur le métal en fusion ou s'en détachent lors de leur mise en œuvre à haute température. Si aujourd'hui, poussé par des politiques publiques mais aussi des intérêts financiers, de nombreux efforts ont été déployés pour valoriser ces scories – on pense bien entendu aux laitiers de haut fourneau qui sont vendus et utilisés par l'industrie cimentaire –, une proportion encore importante de ces sous-produits est envoyée en décharge.

La mise en décharge de ces scories peut entraîner des problèmes environnementaux importants en matière de toxicité, avec notamment un lixiviat hautement alcalin généré lorsque l'eau s'infiltré dans les dépôts de scories d'acier [Gomes et al., 2018]. La dissolution d'oxydes de calcium et de magnésium, combinée à l'hydrolyse de différents minéraux contenues dans les scories, peuvent conduire à un lixiviat à pH très élevé avec des concentrations importantes de certains métaux et métalloïdes comme des oxydes de chrome qui présentent un risque cancérigène particulièrement important. Toutefois, comme on le verra dans la section suivante de notre travail, un niveau d'incertitude important est généralement associé à cet indicateur de toxicité humaine cancérigène. Pour plus de détails sur les principes de modélisation des procédés de traitement des déchets dans la baseecoinvent le lecteur peut se référer à [Doka \[2009\]](#).

De la même façon, on observe que le traitement des déblais issus de l'exploitation des gisements de lignite (type de charbon) représente autour de 10% de l'impact [HTC] total de la production du bois de structure (8% dans le cas du bois massif feuillus et 10% dans le cas du

bois LC). En 2018, on estime que 9% de la production totale d'électricité européenne provient de la combustion de lignite [Errard et al., 2020].

7.4.3 Analyse de contribution à l'impact des procédés élémentaires de production des assemblages

L'analyse de contribution des sous-procédés aux impacts des procédés de production de l'acier d'assemblage (primaire et secondaire) et d'usinage du bois est présentée dans la **Figure 2-12**.

Acier et usinage - Changement climatique court terme [CC(ST)]

Comme on pouvait s'y attendre le procédé de production de la fonte brute dans les hauts fourneaux contribue de façon significative (32%) à l'impact [CC(ST)] total de la production d'acier primaire. On rappelle que cette étape qui consiste à transformer le minerai de fer en fonte liquide en brûlant du coke qui sert à la fois de combustible et d'agent réducteur, est fortement émissif en CO₂. Il apparaît qu'aucun autre sous-procédé ne dépasse les 10% de contribution de l'impact total de production de l'acier primaire. On note de même qu'aucun sous-procédé qui intervient en amont de la production d'acier secondaire, ne dépasse les 10% de contribution sur l'indicateur [CC(ST)]. Aucun levier majeur ne semble donc se distinguer pour viser une réduction importante de l'impact sur le changement climatique de la production d'acier secondaire.

Finalement, on observe que la production d'électricité à base de lignite représente 12% de l'impact [CC(ST)] total du procédé élémentaire d'usinage du bois. On rappelle que l'usinage du bois a ici été simplement modélisé par la consommation électrique associée, en considérant le procédé de production d'électricité moyen à l'échelle européenne. Comme on l'a vu, dans certains pays européens, une part encore importante de la production d'électricité se fait via les filières charbon et lignite, sources importantes d'émissions de CO₂.

Acier et usinage - Formation de particules fines [PMF]

La **Figure 2-12** montre que 30% de l'impact total en formation de particules fines de la production d'acier secondaire (i.e. via la filière électrique) est imputable à la production de ferrosilicium. Le ferrosilicium est un alliage élaboré au four à arc électrique et destiné principalement à la sidérurgie. Cet alliage est, soit utilisé dans la production d'acier grâce au silicium désoxydant qu'il apporte, soit directement en élément d'alliage pour les aciers inoxydables.

La production d'acier primaire dans les hauts fourneaux nécessite une quantité importante de coke, donc de houille (charbon à haute teneur en carbone). On observe ainsi que 23% de l'impact total [PMF] est dû au procédé de production d'électricité pour l'autoproduction et l'auto-utilisation dans les mines d'extraction de charbon et 11% peut être relié directement à la fabrication du coke à partir de la « cuisson » de la houille. On note aussi que l'opération d'agglomération servant à fritter le minerai de fer pour le rendre apte à l'utilisation dans le haut fourneau représente 11% de l'impact [PMF] total de la production d'acier primaire.

On note enfin qu'aucun sous-procédé qui intervient en amont de la production d'électricité nécessaire à l'usinage du bois ne dépasse les 10% de contribution sur l'indicateur [PMF].

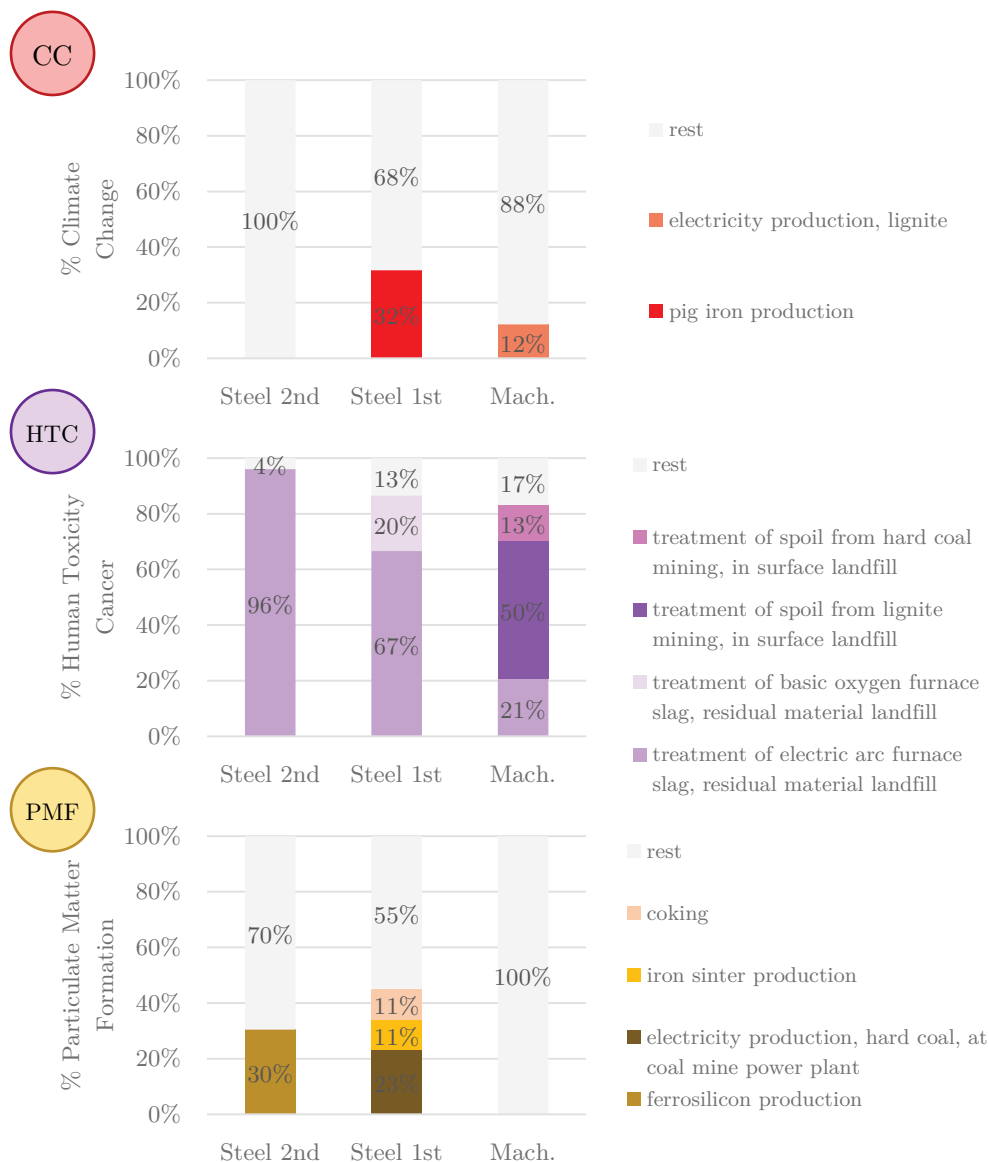


Figure 2-12 Analyse de contribution des sous-procédés à l'impact total des procédés élémentaires de production de l'acier et d'usinage du bois. Seuls les sous-procédés dont la contribution à l'impact total du procédé élémentaire est supérieure à 10% sont représentés.

Acier et usinage - Toxicité humaine cancérigène [HTC]

La quasi-totalité de l'impact en matière de toxicité humaine cancérigène de la production d'acier primaire et secondaire provient des procédés de traitement et de la mise en décharge d'une partie des scories qui découlent du processus de fabrication de l'acier. La mise en décharge de ces scories représente respectivement 87% et 96% de l'impact [HTC] total de production d'acier primaire et secondaire. La production de l'électricité nécessaire à l'usinage du bois, nécessite vraisemblablement une quantité d'acier non négligeable, que ce soit pour les installations, les moyens d'extraction des matières premières ou le réseau de distribution,

etc. ; il n'est donc pas étonnant de retrouver encore une fois une contribution importante (21%) du traitement des scories en décharge à l'impact [HTC] total du procédé élémentaire d'usinage. De même, étant donné qu'une part encore importante de la production électrique à l'échelle européenne se fait via les filières charbon et lignite, le traitement des déblais issus de l'extraction de ces combustibles représente ici 63% de l'impact total [HTC] du procédé d'usinage.

7.4.4 Analyse de contribution à l'impact des procédés élémentaires de fin de vie du bois

L'analyse de contribution aux impacts des procédés de traitement en fin de vie des produits bois (mise en décharge, incinération ou recyclage dans la filière des panneaux de particules) est présentée dans la **Figure 2-13**.

Fin de vie du bois - Changement climatique court terme [CC(ST)]

L'impact vis-à-vis du changement climatique de la fin de vie des produits bois via une mise en décharge est dominé très majoritairement par le sous-procédé de traitement spécifique des déchets bois dans les décharges. La décomposition du bois entraîne comme on le sait des émissions de carbone biogénique contenu dans le bois, qui dans l'approche retenue ici de la neutralité 0-0 du carbone biogénique n'ont pas d'impact sur l'indicateur [CC(ST)] ; mais aussi d'importantes émissions de méthane [Barlaz, 2006]. Une analyse plus détaillée de la contribution des flux élémentaires à l'impact [CC(ST)] de ce sous-procédé, montre bien la contribution majoritaire des émissions de CH₄ due à la décomposition du bois. Il convient toutefois de noter qu'en fonction de la méthode de modélisation retenue, des études ont montré que ces émissions de méthane pouvaient être fortement surestimées [O'Dwyer et al., 2018].

Les émissions dues à la combustion du diesel dans les machines nécessaires au tri et broyage des déchets bois avant recyclage représentent 29% de l'impact [CC(ST)] du procédé élémentaire de traitement en fin de vie du bois en vue d'être recyclé dans la filière des panneaux de particules. Pour le procédé d'incinération aucun sous-procédé n'apparaît contribuer de manière significative à l'impact total [CC(ST)]. Ces deux procédés élémentaires ne contribuent eux-mêmes que très peu à l'impact total de changement climatique d'une structure en bois sur l'ensemble de son cycle de vie (voir 7.2). On rappelle encore une fois que le modèle développé dans ce travail est basé sur une approche de neutralité 0-0 du carbone biogénique. Ainsi, les émissions de CO₂ due à la combustion du bois dans le procédé de traitement par incinération sont considérées avec un facteur de caractérisation nul.

Fin de vie du bois - Formation de particules fines [PMF]

Comme on pouvait s'y attendre on constate que 73% de l'impact [PMF] du procédé de traitement de fin de vie par incinération et valorisation énergétique sont dus spécifiquement aux particules relâchées durant l'incinération.

De façon similaire, on note une contribution respectivement de 55% et 64% de la combustion de diesel dans des machines à l'impact total [PMF] des procédés de traitement en fin de vie, via incinération et via tri pour recyclage.

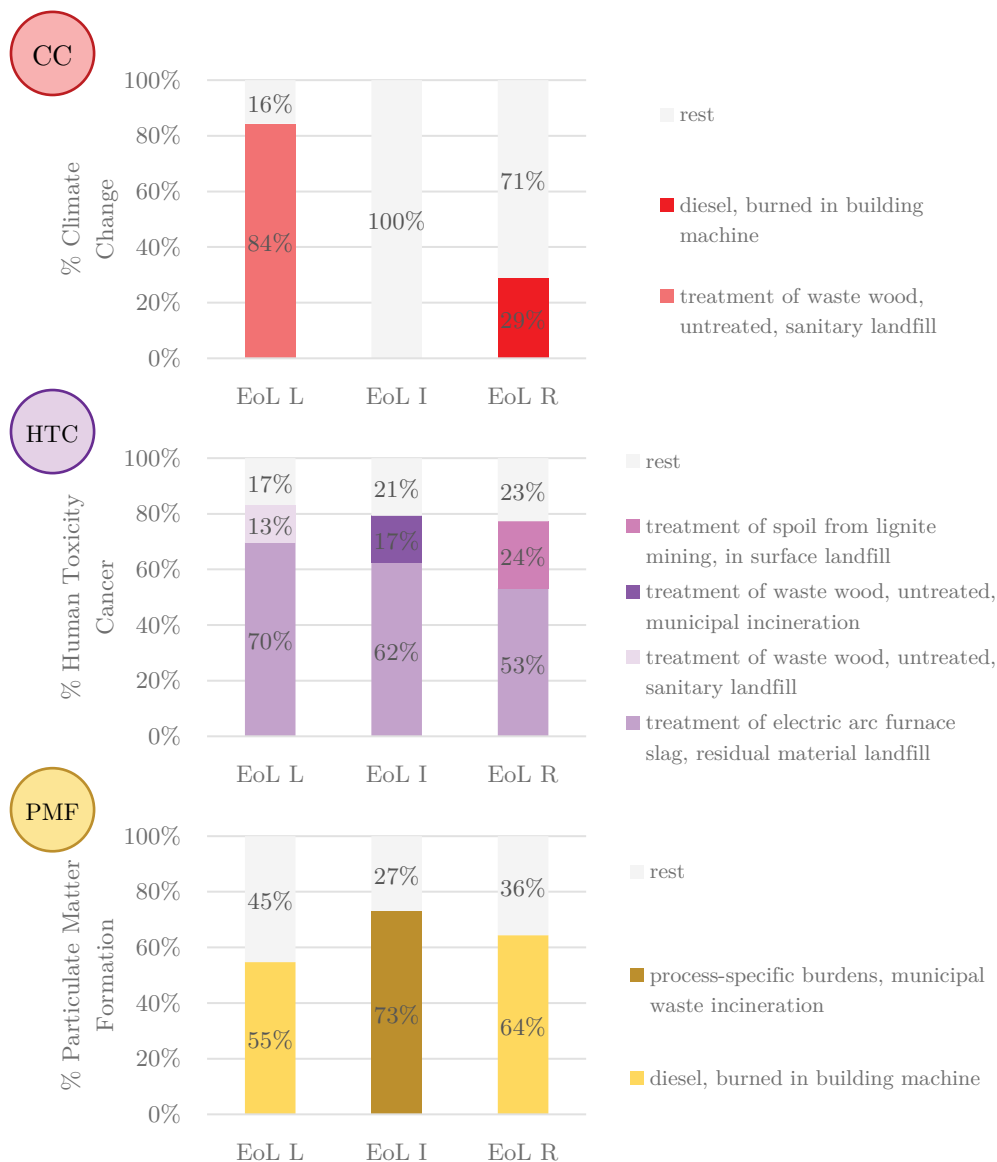


Figure 2-13 Analyse de contribution des sous-procédés à l'impact total des procédés élémentaires de traitement en fin de vie des produits bois. Seuls les sous-procédés dont la contribution à l'impact total du procédé élémentaire est supérieure à 10% sont représentés.

Fin de vie du bois - Toxicité humaine cancérigène [HTC]

On rappelle que la contribution du traitement en fin de vie des produits bois reste globalement très limitée vis-à-vis de l'impact total d'une structure en bois sur l'ensemble de son cycle de vie, avec une contribution maximale de 11% sur l'ensemble des scénarios étudiés dans ce travail (voir 7.2). Comme observé pour la production et l'usage du bois de structure et la production de l'acier d'assemblage, l'impact environnemental vis-à-vis de l'indicateur de toxicité humaine cancérigène est fortement dominé par le traitement des déchets de l'industrie sidérurgique et les déchets miniers, notamment provenant de l'extraction de charbon et de

lignite. On observe ainsi que le traitement des scories issues de la fabrication de l'acier représente respectivement 70%, 62% et 53% de l'impact [HTC] total du traitement en fin de vie par mise en décharge, incinération et recyclage dans la filière des panneaux de particules. Le traitement des déchets miniers représente lui 24% de l'impact [HTC] du procédé de recyclage des produits bois.

Pour le procédé de mise en décharge, on note que le traitement spécifique des déchets bois et leur décomposition représente quand même 13% de l'impact [HTC] du procédé élémentaire de traitement en fin de vie correspondant. Finalement, le procédé spécifique d'incinération des déchets de bois représente 17% de l'impact [HTC] total du traitement en fin de vie via incinération et valorisation énergétique.

7.4.5 Analyse de contribution à l'impact des procédés élémentaires de transport et construction de la structure

L'analyse de contribution aux impacts des procédés de transport et de construction de la structure est présentée dans la **Figure 2-14**.

Transport et construction - Changement climatique court terme [CC(ST)]

On constate que 81% de l'impact [CC(ST)] du procédé de construction de la structure en bois sont directement imputables aux émissions dues à la combustion des moteurs diesels des engins de chantier.

De même, les émissions des véhicules de transport représentent la plus grande part de l'impact sur le changement climatique du procédé de transport. On observe pourtant dans la **Figure 2-14** contribution de 38% seulement des émissions directement imputables au transport par camion de plus de 16 t de norme EURO6. On rappelle que dans la modélisation du transport qui a été choisie dans ce travail, des données moyennes européennes sont utilisées pour la répartition en poids des poids lourds pour chaque norme EURO de pollution. Par conséquent de nombreux sous-procédés de transport routier différents sont utilisés, mais leur contribution ici ne dépasse pas les 10%. Une analyse avec un seuil plus bas montre que les émissions dues aux moteurs des véhicules de transport représentent en fait au total environ 70% de l'impact [CC(ST)] du procédé élémentaire de transport.

Transport et construction - Formation de particules fines [PMF]

92% de l'impact [PMF] du procédé élémentaire de construction est directement dû aux émissions des moteurs diesels des engins de construction, les 8% restants étant donc liés à la production du diesel et des machines.

Pour le transport, les procédés les plus contributeurs à l'impact de formation de particules fines correspondent aux procédés qui rendent compte des émissions produites par l'abrasion des pneus (16%) et des freins (11%) des véhicules de marchandises. On note aussi que 11% de l'impact [PMF] total du procédé de transport est due aux émissions produites par les engins de chantier utilisés pour la construction des routes.

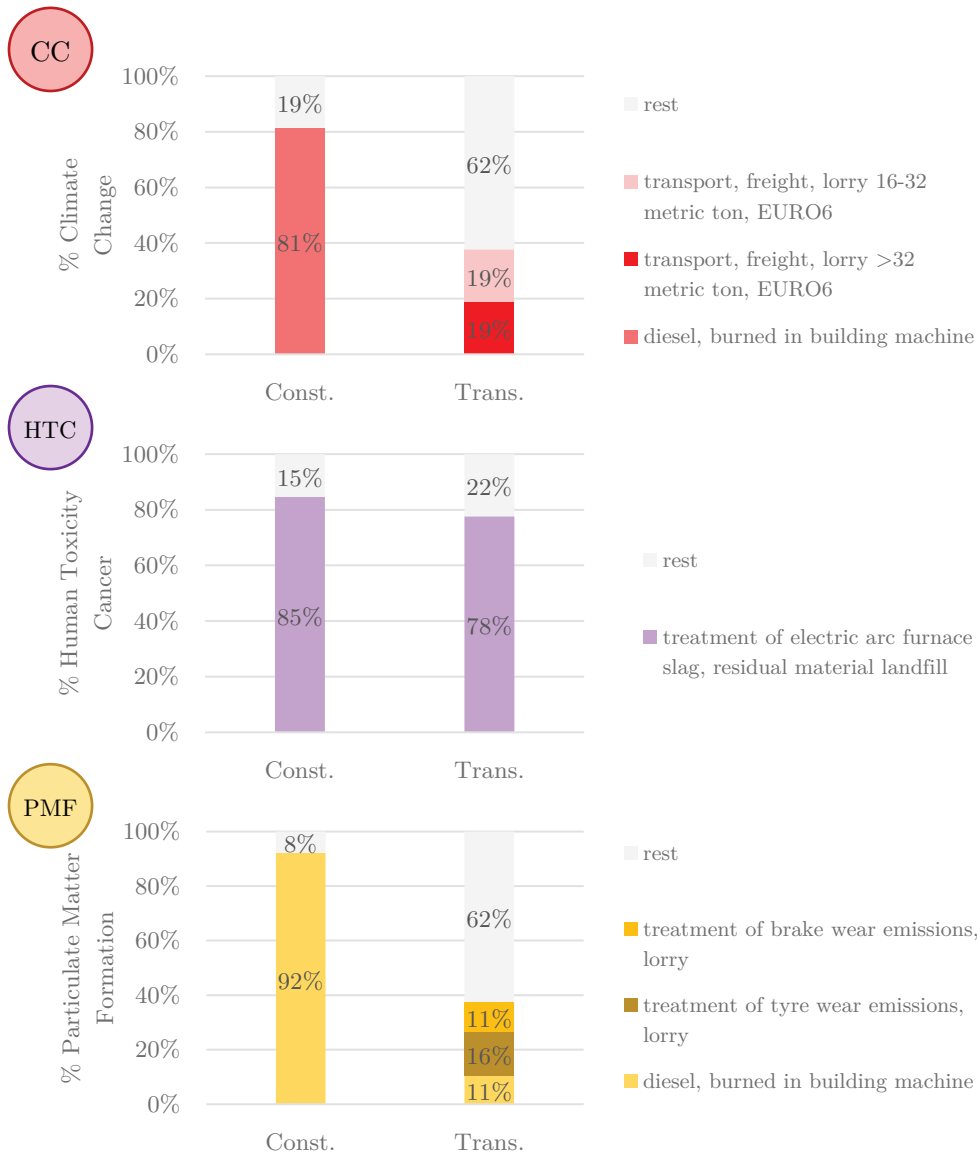


Figure 2-14 Analyse de contribution des sous-procédés à l'impact total des procédés élémentaires de transport des éléments de structure et de construction de l'ouvrage. Seuls les sous-procédés dont la contribution à l'impact total du procédé élémentaire est supérieure à 10% sont représentés.

Transport et construction - Toxicité humaine cancérigène [HTC]

L'impact sur la toxicité humaine cancérigène est encore ici globalement dominé par les sous-procédés de traitement en décharge des scories produites en parallèle de tout l'acier nécessaire aux procédés amont des procédés de transport et de construction de la structure (véhicule de transport, engins de chantier, sites de production etc.), avec des contributions respectives de 85% et 78%.

7.5 EVALUATION DE L'INCERTITUDES DES DONNEES DE LA BASE ECOINVENT

7.5.1 Méthode de propagation des incertitudes

Comme cela a été détaillé dans le paragraphe 5.1.2, la base ecoinvent fournit des informations d'incertitude sur de nombreux échanges et procédés de la base de données. L'évaluation de cette incertitude est en grande partie basée sur une approche semi-quantitative de type pedigree, qui lie une notation de la qualité d'une donnée à son incertitude. Bien que cette approche reste par essence hautement générique et nécessite encore d'être développée et surtout adaptée en fonction du secteur à l'étude [Bamber et al., 2020], elle fournit néanmoins une première mesure précieuse de l'effet de la variabilité des paramètres de la base de données sur l'impact d'un système.

Nous cherchons dans la suite à évaluer les incertitudes des impacts unitaires des différents procédés élémentaires de notre système dues à la variabilité des paramètres de toute la base de données ecoinvent 3.7.1. Pour cela on réalise une analyse de propagation d'incertitudes grâce à la méthode de Monte Carlo, qui demeure une des méthodes les plus répandues en ACV, et implémentée dans de nombreux logiciels, dont le logiciel brightway2. D'autres méthodes d'analyses d'incertitudes existent, et le lecteur est invité à consulter une revue de ces principales méthodes par Lloyd et al. [2007], ou une comparaison de leurs performances et domaines d'emploi sur plusieurs études de cas par Groen et al. [2014].

7.5.2 Incertitudes des impacts des procédés élémentaires du système

Les résultats de cette simulation de Monte Carlo avec 5 000 tirages des paramètres incertains de la base de données ecoinvent 3.7.1 sont illustrés dans les pages qui suivent. Les **Figure 2-15**, **Figure 2-16** et **Figure 2-17** montrent pour chaque procédé élémentaire, l'allure de la distribution statistique de l'impact unitaire selon les différentes catégories d'impact retenus. Pour chaque distribution, on trace la courbe de tendance (i.e. de regression) obtenue en supposant une distribution lognormale. Les paramètres de cette distribution sont approchés par la méthode des moments à partir des formules suivantes :

$$\begin{cases} \hat{\mu} = \ln(E(X)) - \frac{1}{2} \ln \left(1 + \frac{\text{Var}(X)}{E(X)^2} \right) \\ \hat{\sigma} = \ln \left(1 + \frac{\text{Var}(X)}{E(X)^2} \right) \end{cases} \quad (2-18)$$

Qui donnent l'approximation des paramètres $\hat{\mu}$ et $\hat{\sigma}$ (respectivement moyenne et écart-type de la distribution normale sous-jacente) en fonction de la variance $\text{Var}(X)$ et de la moyenne $E(X)$ de l'échantillon. Pour chaque indicateur et chaque procédé, différentes informations statistiques sur la distribution des impacts (moyenne, médiane, écart type, premier et troisième quartile, valeurs extrémales de l'intervalle de confiance à 95% etc.) sont présentées dans le **Tableau 2-27** (changement climatique), le **Tableau 2-28** (toxicité humaine cancérigène) et le **Tableau 2-29** (formation de particules fines).

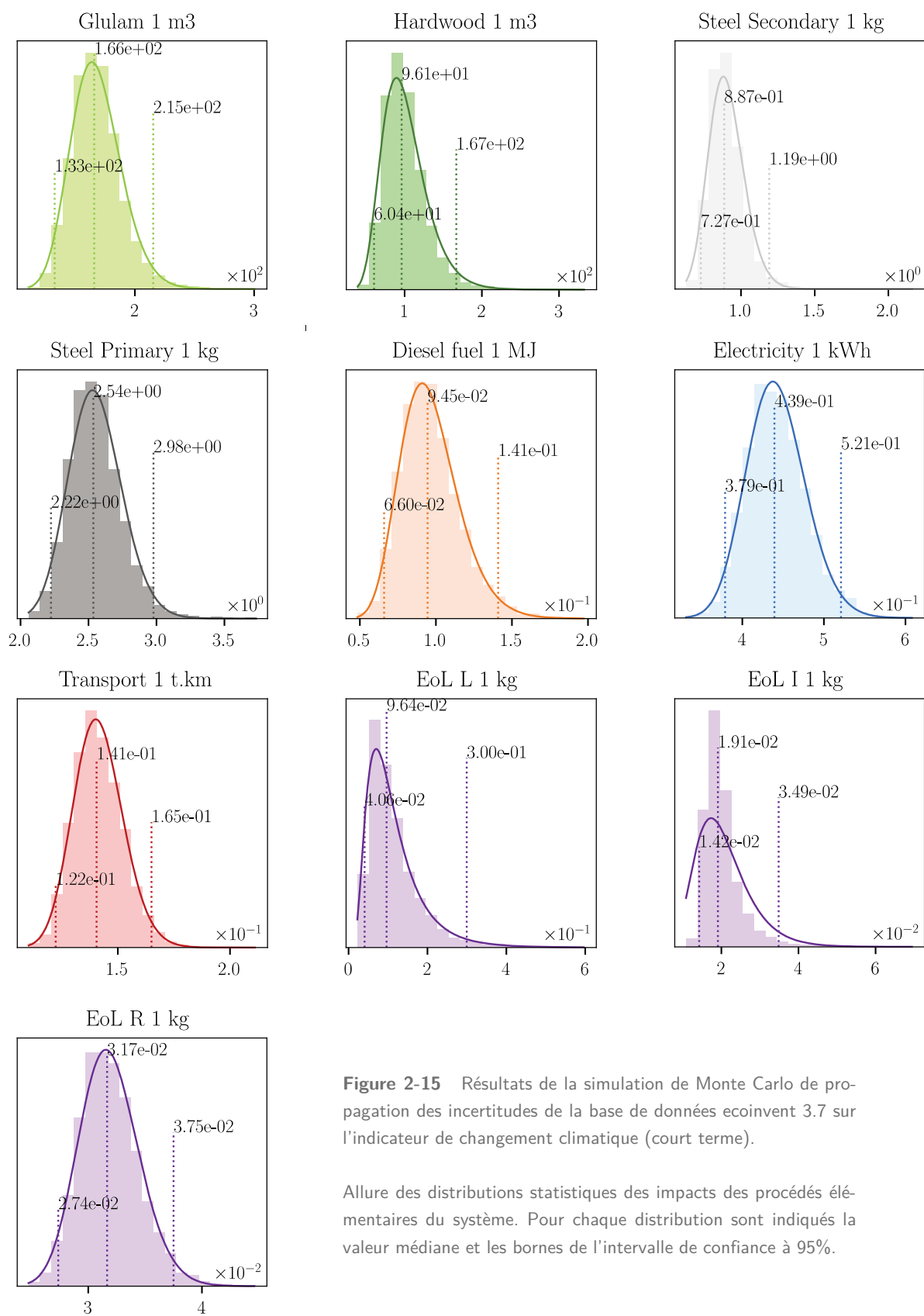


Figure 2-15 Résultats de la simulation de Monte Carlo de propagation des incertitudes de la base de données ecoinvent 3.7 sur l'indicateur de changement climatique (court terme).

Allure des distributions statistiques des impacts des procédés élémentaires du système. Pour chaque distribution sont indiqués la valeur médiane et les bornes de l'intervalle de confiance à 95%.

Indicateur de changement climatique court terme – kgCO ₂ éq										
Code	[GL]	[HW]	[S2]	[S1]	[Const.]	[Mach.]	[Trans.]	[EoL L]	[EoL I]	[EoL R]
Procédé	Bois lamellé-collé	Bois massif feuillus	Acier secondaire	Acier primaire	Construction	Usinage	Transport	Fin de vie - Décharge	Fin de vie - Incinération	Fin de vie - Recyclage
Unité	m ³	m ³	kg	kg	MJ	kWh	t.km	kg	kg	kg
Impact déterministe										
	1,38E+02	8,02E+01	7,68E-01	2,34E+00	9,09E-02	4,12E-01	1,29E-01	9,32E-02	1,56E-02	2,97E-02
Distribution statistique de l'impact obtenue par propagation des incertitudes										
Médiane	1,66E+02	9,61E+01	8,87E-01	2,54E+00	9,45E-02	4,39E-01	1,41E-01	9,64E-02	1,91E-02	3,17E-02
95%min	1,33E+02	6,04E+01	7,27E-01	2,22E+00	6,60E-02	3,79E-01	1,22E-01	4,06E-02	1,42E-02	2,74E-02
95%max	2,15E+02	1,67E+02	1,19E+00	2,98E+00	1,41E-01	5,21E-01	1,65E-01	3,00E-01	3,49E-02	3,75E-02
Q1	1,53E+02	8,14E+01	8,23E-01	2,42E+00	8,28E-02	4,17E-01	1,34E-01	6,87E-02	1,70E-02	3,00E-02
Q3	1,80E+02	1,14E+02	9,60E-01	2,66E+00	1,07E-01	4,64E-01	1,49E-01	1,39E-01	2,19E-02	3,35E-02
Moyenne	1,68E+02	1,01E+02	9,03E-01	2,55E+00	9,65E-02	4,42E-01	1,41E-01	1,15E-01	2,05E-02	3,19E-02
Ec. Type	2,10E+01	2,92E+01	1,19E-01	1,95E-01	1,93E-02	3,59E-02	1,10E-02	7,22E-02	7,12E-03	2,62E-03
Med/Det	1,20	1,20	1,15	1,09	1,04	1,07	1,09	1,03	1,22	1,07
Cv	13%	29%	13%	8%	20%	8%	8%	63%	35%	8%
Paramètre de la régression de la distribution selon une loi lognormale										
$\hat{\mu}$	5,11	4,57	-0,11	0,93	-2,36	-0,82	-1,96	-2,33	-3,94	-3,45
$\hat{\sigma}$	0,125	0,284	0,132	0,076	0,198	0,081	0,078	0,576	0,337	0,082

Tableau 2-27 Résultats de l'analyse d'incertitudes des données de la base ecoinvent 3.7.1 sur l'indicateur de changement climatique (court terme).

Informations statistiques sur la distribution de l'impact :

Médiane = valeur médiane de la distribution statistique

95%min = borne inférieure de l'intervalle de confiance à 95% (i.e. 2,5^e centile)

95%max = borne supérieure de l'intervalle de confiance à 95% (i.e. 97,5^e centile)

Q1 = valeur du premier quartile

Q3 = valeur du troisième quartile

Moyenne = valeur moyenne de la distribution statistique

Ec. Type = écart type de la distribution statistique

Med/Det = Rapport entre l'impact médian statistique et l'impact déterministe

Cv = Coefficient de variation (le rapport entre l'écart-type et la moyenne)

Paramètres de la régression lognormale de la distribution (équation (2-18)) :

$\hat{\mu}$ = moyenne de la distribution normale sous-jacente à la régression lognormale

$\hat{\sigma}$ = écart-type de la distribution normale sous-jacente à la régression lognormale

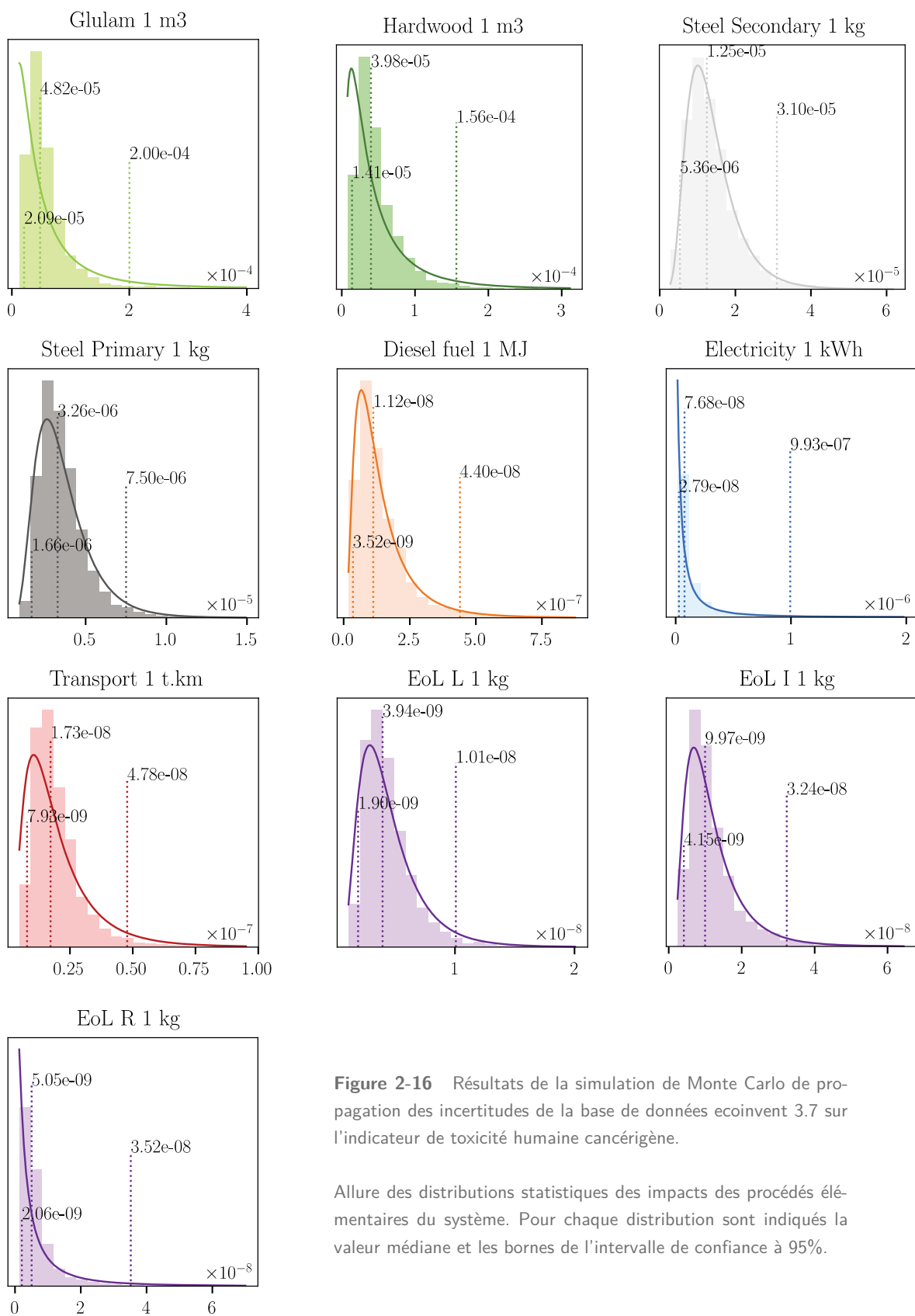


Figure 2-16 Résultats de la simulation de Monte Carlo de propagation des incertitudes de la base de données ecoinvent 3.7 sur l'indicateur de toxicité humaine cancérigène.

Allure des distributions statistiques des impacts des procédés élémentaires du système. Pour chaque distribution sont indiqués la valeur médiane et les bornes de l'intervalle de confiance à 95%.

Indicateur de toxicité humaine cancérigène – CTUh										
Code	[GL]	[HW]	[S2]	[S1]	[Const.]	[Mach.]	[Trans.]	[EoL L]	[EoL I]	[EoL R]
Procédé	Bois lamellé-collé	Bois massif feuillus	Acier secondaire	Acier primaire	Construction	Usinage	Transport	Fin de vie - Décharge	Fin de vie - Incinération	Fin de vie - Recyclage
Unité	m3	m3	kg	kg	MJ	kWh	t.km	kg	kg	kg
Impact déterministe										
	2,46E-05	2,16E-05	1,13E-05	2,49E-06	8,49E-09	4,19E-08	1,02E-08	2,22E-09	6,57E-09	2,78E-09
Distribution statistique de l'impact obtenue par propagation des incertitudes										
Médiane	4,82E-05	3,98E-05	1,25E-05	3,26E-06	1,12E-08	7,68E-08	1,73E-08	3,94E-09	9,97E-09	5,05E-09
95%min	2,09E-05	1,41E-05	5,36E-06	1,66E-06	3,52E-09	2,79E-08	7,93E-09	1,90E-09	4,15E-09	2,06E-09
95%max	2,00E-04	1,56E-04	3,10E-05	7,50E-06	4,40E-08	9,93E-07	4,78E-08	1,01E-08	3,24E-08	3,52E-08
Q1	3,48E-05	2,77E-05	9,21E-06	2,56E-06	7,36E-09	4,89E-08	1,30E-08	2,98E-09	7,30E-09	3,55E-09
Q3	6,96E-05	6,07E-05	1,67E-05	4,21E-06	1,75E-08	1,53E-07	2,36E-08	5,28E-09	1,42E-08	7,98E-09
Moyenne	6,46E-05	5,28E-05	1,39E-05	3,60E-06	1,44E-08	1,94E-07	2,03E-08	4,50E-09	1,21E-08	8,74E-09
Ec. Type	8,95E-05	6,54E-05	6,78E-06	1,77E-06	1,18E-08	6,56E-07	1,51E-08	2,65E-09	8,14E-09	2,15E-08
Med/Det	1,96	1,84	1,10	1,31	1,32	1,83	1,70	1,78	1,52	1,81
Cv	139%	124%	49%	49%	82%	338%	74%	59%	67%	246%
Paramètre de la régression de la distribution selon une loi lognormale										
$\hat{\mu}$	-10,18	-10,31	-11,29	-12,64	-18,32	-16,71	-17,93	-19,37	-18,42	-19,53
$\hat{\sigma}$	1,035	0,964	0,462	0,465	0,716	1,587	0,662	0,545	0,613	1,397

Tableau 2-28 Résultats de l'analyse d'incertitudes des données de la base ecoinvent 3.7.1 sur l'indicateur de toxicité humaine cancérigène.

Informations statistiques sur la distribution de l'impact :

Médiane = valeur médiane de la distribution statistique

95%min = borne inférieure de l'intervalle de confiance à 95% (i.e. 2,5^e centile)

95%max = borne supérieure de l'intervalle de confiance à 95% (i.e. 97,5^e centile)

Q1 = valeur du premier quartile

Q3 = valeur du troisième quartile

Moyenne = valeur moyenne de la distribution statistique

Ec. Type = écart type de la distribution statistique

Med/Det = Rapport entre l'impact médian statistique et l'impact déterministe

Cv = Coefficient de variation (le rapport entre l'écart-type et la moyenne)

Paramètres de la régression lognormale de la distribution (équation (2-18)) :

$\hat{\mu}$ = moyenne de la distribution normale sous-jacente à la régression lognormale

$\hat{\sigma}$ = écart-type de la distribution normale sous-jacente à la régression lognormale

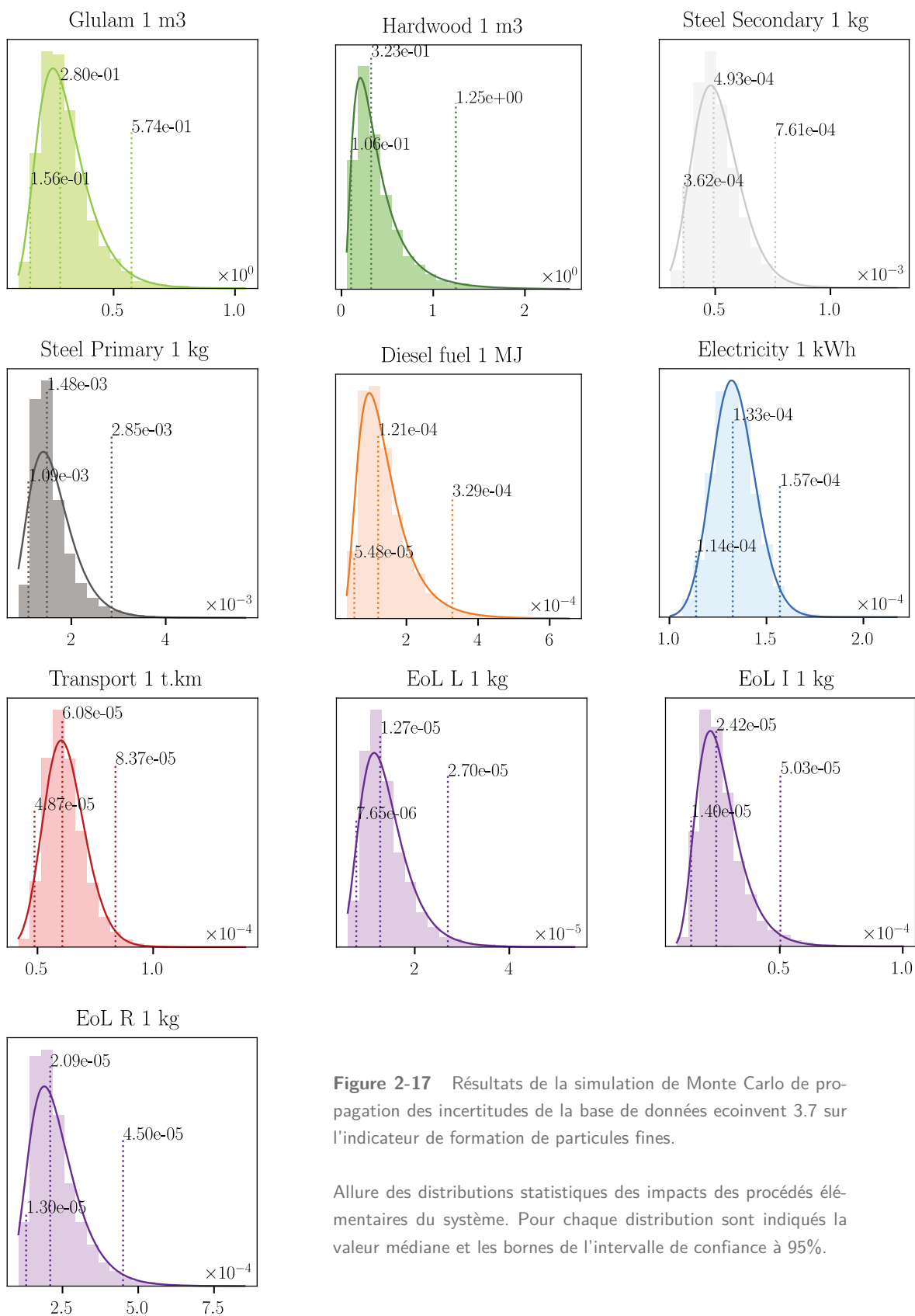


Figure 2-17 Résultats de la simulation de Monte Carlo de propagation des incertitudes de la base de données ecoinvent 3.7 sur l'indicateur de formation de particules fines.

Allure des distributions statistiques des impacts des procédés élémentaires du système. Pour chaque distribution sont indiqués la valeur médiane et les bornes de l'intervalle de confiance à 95%.

Indicateur de formation de particules fines – kg PM2.5éq										
Code	[GL]	[HW]	[S2]	[S1]	[Const.]	[Mach.]	[Trans.]	[EoL L]	[EoL I]	[EoL R]
Procédé	Bois lamellé-collé	Bois massif feuillus	Acier secondaire	Acier primaire	Construction	Usinage	Transport	Fin de vie - Décharge	Fin de vie - Incinération	Fin de vie - Recyclage
Unité	m3	m3	kg	kg	MJ	kWh	t.km	kg	kg	kg
Impact déterministe										
	2,36E-01	3,02E-01	3,88E-04	1,26E-03	1,17E-04	1,16E-04	5,10E-05	1,06E-05	2,05E-05	1,94E-05
Distribution statistique de l'impact obtenue par propagation des incertitudes										
Médiane	2,80E-01	3,23E-01	4,93E-04	1,48E-03	1,21E-04	1,33E-04	6,08E-05	1,27E-05	2,42E-05	2,09E-05
95%min	1,56E-01	1,06E-01	3,62E-04	1,09E-03	5,48E-05	1,14E-04	4,87E-05	7,65E-06	1,40E-05	1,30E-05
95%max	5,74E-01	1,25E+00	7,61E-04	2,85E-03	3,29E-04	1,57E-04	8,37E-05	2,70E-05	5,03E-05	4,50E-05
Q1	2,25E-01	2,12E-01	4,39E-04	1,31E-03	9,00E-05	1,26E-04	5,60E-05	1,04E-05	1,97E-05	1,73E-05
Q3	3,50E-01	5,05E-01	5,61E-04	1,75E-03	1,68E-04	1,40E-04	6,68E-05	1,59E-05	3,01E-05	2,64E-05
Moyenne	3,02E-01	4,10E-01	5,11E-04	1,61E-03	1,40E-04	1,33E-04	6,22E-05	1,39E-05	2,61E-05	2,31E-05
Ec. Type	1,10E-01	3,13E-01	1,05E-04	4,90E-04	7,36E-05	1,12E-05	9,06E-06	5,16E-06	9,29E-06	8,61E-06
Med/Det	1,18	1,07	1,27	1,18	1,04	1,14	1,19	1,20	1,18	1,08
Cv	37%	76%	21%	31%	53%	8%	15%	37%	36%	37%
Paramètre de la régression de la distribution selon une loi lognormale										
$\hat{\mu}$	-1,26	-1,12	-7,60	-6,48	-9,00	-8,93	-9,70	-11,25	-10,62	-10,74
$\hat{\sigma}$	0,354	0,678	0,204	0,298	0,495	0,083	0,145	0,360	0,346	0,361

Tableau 2-29 Résultats de l'analyse d'incertitudes des données de la base ecoinvent 3.7.1 sur l'indicateur de formation de particules fines.

Informations statistiques sur la distribution de l'impact :

Médiane = valeur médiane de la distribution statistique

95%min = borne inférieure de l'intervalle de confiance à 95% (i.e. 2,5^e centile)

95%max = borne supérieure de l'intervalle de confiance à 95% (i.e. 97,5^e centile)

Q1 = valeur du premier quartile

Q3 = valeur du troisième quartile

Moyenne = valeur moyenne de la distribution statistique

Ec. Type = écart type de la distribution statistique

Med/Det = Rapport entre l'impact médian statistique et l'impact déterministe

Cv = Coefficient de variation (le rapport entre l'écart-type et la moyenne)

Paramètres de la régression lognormale de la distribution (équation (2-18)) :

$\hat{\mu}$ = moyenne de la distribution normale sous-jacente à la régression lognormale

$\hat{\sigma}$ = écart-type de la distribution normale sous-jacente à la régression lognormale

Pour mieux visualiser les distributions statistiques des impacts des différents procédés élémentaires, on représente celles-ci sous la forme de boîtes à moustache dans la **Figure 2-18**. Afin de mieux comparer la variabilité relative de l'impact des différents procédés, les résultats d'impact de chaque procédé élémentaire sont normés par rapport à leur valeur d'impact déterministe. On rappelle que l'impact déterministe correspond à l'impact dans le cas où tous les échanges de la base de données sont fixés à leurs valeurs médianes respectives. C'est donc l'impact obtenu par un calcul classique avec ecoinvent, sans prendre en compte les incertitudes.

Un niveau d'incertitude élevé

On observe globalement un niveau d'incertitude liée aux données de la base ecoinvent assez élevé. On note toutefois des différences significatives entre les différents procédés élémentaires, et surtout entre les indicateurs. Plusieurs indicateurs de dispersion peuvent être utilisés pour mesurer la variabilité d'une série statistique : intervalle de confiance, écart interquartile, variance, écart-type etc. On choisit plutôt d'illustrer notre propos en utilisant ici le coefficient de variation comme métrique de l'incertitude, défini comme le rapport entre l'écart-type et la moyenne de l'échantillon, que l'on note C_v .

On note que si les incertitudes sur les impacts sur le changement climatique et sur la formation de particules fines des différents procédés élémentaires du système restent relativement satisfaisantes, les incertitudes d'impact de toxicité humaine cancérigène apparaissent elles bien plus importantes. On observe ainsi un coefficient de variation moyen sur l'ensemble des procédés élémentaires de 20% sur l'indicateur [CC(ST)] et de 35% sur l'indicateur [PMF] ; tandis que le coefficient de variation moyen atteint les 123% pour l'indicateur [HTC].

On constate toutefois des écarts notables d'incertitudes entre les procédés pour un indicateur donné :

- Changement climatique [CC(ST)] : le coefficient de variation varie de 8% pour les procédés de recyclage, de transport et de production d'acier primaire, jusqu'à 63% pour le procédé de traitement en fin de vie par mise en décharge.
- Formation de particules fines [PMF] : le coefficient de variation varie de 8% pour le procédé d'usinage, jusqu'à 76% pour le procédé de production du bois massif feuillu.
- Toxicité humaine cancérigène [HTC] : le coefficient de variation varie entre 49% pour les deux procédés de production de l'acier d'assemblages et atteint 338% pour le procédé d'usinage du bois ! Il n'est cependant pas étonnant de voir un niveau d'incertitude élevé associé à cet indicateur. Comme on l'a vu dans la section précédente, les impacts [HTC] des différents procédés sont globalement dus aux émissions liées au traitement des déchets et à la mise en décharge de produits tels que les scories sidérurgiques ou encore les déchets miniers. Les lixiviats de ces produits peuvent s'avérer particulièrement toxiques, avec notamment des quantités importantes de métaux lourds. Toutefois, si ce problème est bien connu, une très grande incertitude est généralement associée à l'évaluation des risques en matière de toxicité due à la pollution des lixiviats [Mishra et al., 2017].

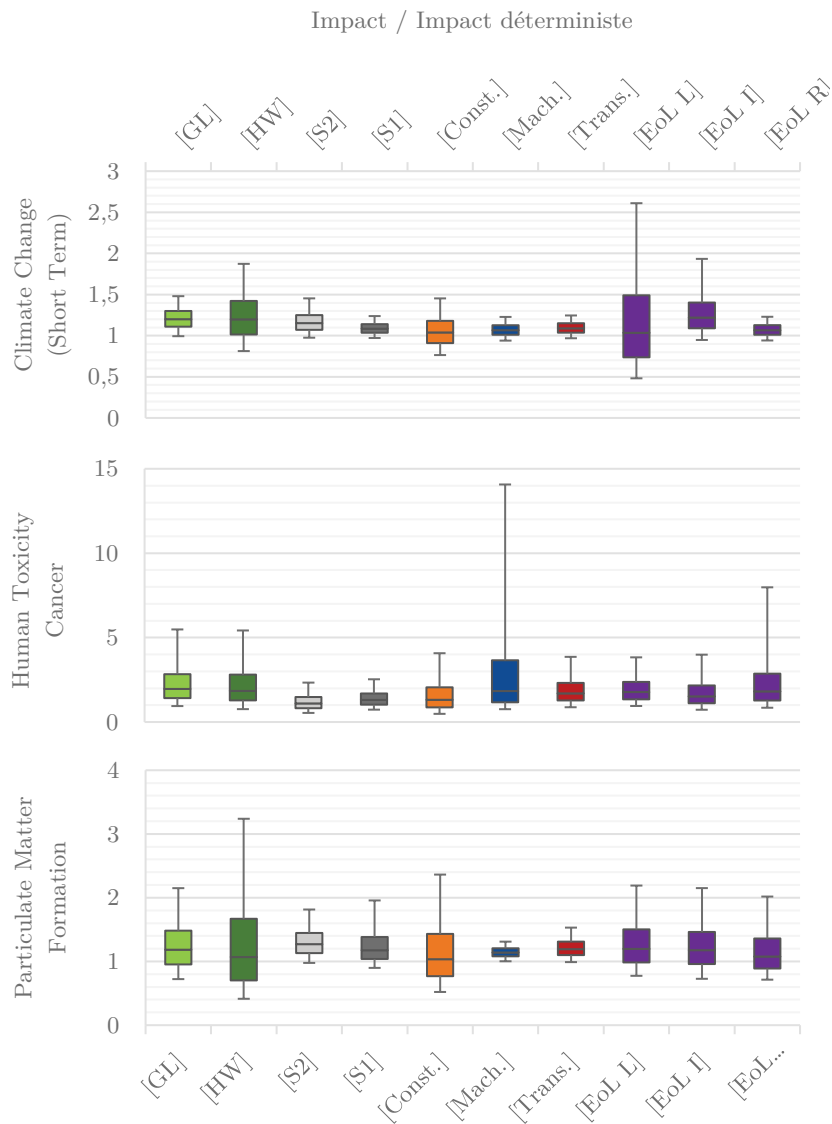


Figure 2-18 Comparaison des impacts déterministes et des distributions d'impact issues de la simulation de Monte Carlo pour les différents procédés élémentaires du système.

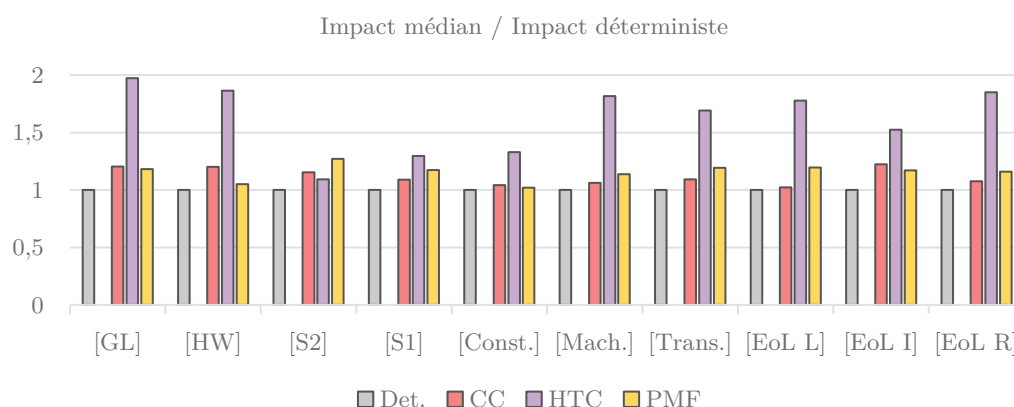
Comparaison des impacts déterministe et médian statistique

On constate que les impacts obtenus par propagation des incertitudes sont globalement supérieurs aux impacts déterministes associés à chaque procédé. On note en effet sur la **Figure 2-18** que les rapports entre les impacts obtenus par la simulation de Monte Carlo et les impacts déterministes de chaque procédé sont globalement supérieurs à 1.

La **Figure 2-19** montre une comparaison plus précise des impacts déterministes et des impacts médians obtenus par propagation des incertitudes dans la base de données pour les

différents procédés élémentaires de notre système. On observe ainsi que, quel que soit l'indicateur ou le procédé élémentaire, l'impact médian statistique de notre échantillon obtenu par propagation des incertitudes dans la base de données est toujours supérieur à l'impact déterministe. On note cependant que les écarts ne sont pas les mêmes en fonction du procédé et de l'impact considérés :

- Pour les indicateurs de changement climatique et de formation de particules fines les écarts restent relativement faibles, avec des augmentations entre 3% et 22% pour l'indicateur [CC(ST)] et entre 4% et 27% pour l'indicateur [PMF]. Les écarts des deux indicateurs ne semblent cependant pas corrélés.
- Pour l'indicateur de toxicité humaine cancérigène les écarts d'impact avec les valeurs déterministes sont beaucoup plus importants, avec une augmentation de la valeur d'impact qui atteint +96% pour le bois LC, soit près du double ! Il convient toutefois de noter que l'augmentation reste plus limitée pour certains procédés, comme pour l'acier secondaire, avec une augmentation de seulement +10% de l'impact.



Ecart relatif entre impact médian statistique et impact déterministe										
	[GL]	[HW]	[S2]	[S1]	[Const.]	[Mach.]	[Trans.]	[EoL L]	[EoL I]	[EoL R]
CC	20%	20%	15%	9%	4%	7%	9%	3%	22%	7%
HTC	96%	84%	10%	31%	32%	83%	70%	78%	52%	81%
PMF	18%	7%	27%	18%	4%	14%	19%	20%	18%	8%

Figure 2-19 Comparaison des impacts déterministes et impacts médians issus de la simulation de Monte Carlo pour les différents procédés élémentaires du système.

Une tentative d'explication : Fenton-Wilkinson ?

L'impact d'un procédé dans la base de données ecoinvent est issu de la combinaison de sommes et de multiplications d'un grand nombre de flux et processus, qui présentent pour la plupart une distribution lognormale. Si de façon analogue à l'addition de variables normales, on montre que la multiplication d'un grand nombre de variables aléatoires lognormales tend vers une distribution lognormale dont la médiane correspond à la multiplication de la médiane des facteurs [Limpert et al., 2001], qu'en est-il de la somme de plusieurs variables distribuées de façon lognormale ?...

Soient n variables indépendantes X_i à distribution lognormale identique, et Y la variable obtenue par la somme de ces n variables :

$$X_i \sim LN(\mu, \sigma^2) \quad Y = \sum_i^n X_i \quad (2-19)$$

D'après l'approximation de Fenton-Wilkinson, la distribution de Y peut être approximée par une distribution lognormale de paramètre $Y \sim \hat{Y} = LN(\mu_n, \sigma_n^2)$, où les paramètres μ_n et σ_n qui désignent respectivement la moyenne et l'écart-type de la distribution normale sous-jacente sont définis par les relations :

$$\begin{cases} \sigma_n^2 = \log\left(\frac{e^{\sigma^2} - 1}{n} + 1\right) \\ \mu_n = \log(ne^\mu) + \frac{1}{2}(\sigma^2 - \sigma_n^2) \end{cases} \quad (2-20)$$

Ainsi la médiane de la variable \hat{Y} est donnée par la relation :

$$\text{Med}(\hat{Y}) = e^{\mu_n} = ne^\mu \times e^{\frac{1}{2}(\sigma^2 - \sigma_n^2)} = (n \text{Med}(X_i)) \times e^{\frac{1}{2}(\sigma^2 - \sigma_n^2)} \quad (2-21)$$

Or, d'après la formule (2-20) :

$$(\sigma^2 - \sigma_n^2) \geq 0 \quad (2-22)$$

Et donc la médiane de la somme (i.e. médiane de la variable $Y \sim \hat{Y}$) est supérieure à la somme des médianes des variables X_i :

$$\text{Med}(\hat{Y}) \sim \text{Med}(\hat{Y}) = (n \text{Med}(X_i)) \times e^{\frac{1}{2}(\sigma^2 - \sigma_n^2)} \geq n \text{Med}(X_i) \quad (2-23)$$

Pour la plus grande majorité des flux de la base de données ecoinvent, la variance de la distribution normale sous-jacente est inférieure à 1⁶. Ainsi, on a dans ce cas :

⁶ Comme vu dans le paragraphe 5.1.2, dans le cas général, la variance totale de la distribution normale sous-jacente d'un flux est la somme d'une incertitude de base σ_b^2 avec $\sigma_b^2 \leq 0.65$ (voir **Tableau 2-1**) et d'une incertitude additionnelle σ_p^2 obtenue par l'approche pedigree avec $\sigma_p^2 \leq 0.21$.

$$n \operatorname{Med}(X_i) \times e^{\frac{1}{2}} = 1.65 \times n \operatorname{Med}(X_i) \geq \operatorname{Med}(Y) \quad (2-24)$$

Mis à part sur l'indicateur de toxicité humaine cancérigène, on observe que le rapport entre impact déterministe et l'impact médian de la distribution obtenue par propagation des incertitudes respecte cette inégalité.

On note donc que, pour l'indicateur de toxicité humaine, le rapport entre valeur médiane statistique et valeur déterministe peut fortement violer l'inégalité précédente, avec une médiane de l'échantillon pouvant atteindre près du double de l'impact déterministe. Cependant, il convient de noter que les flux les plus impactants pour la toxicité humaine cancérigène, sont liés à des échanges et des émissions faisant intervenir des métaux lourds, qui présentent pour beaucoup une distribution normale vis-à-vis de leur incertitude. Ainsi, derrière les distributions d'impact des procédés sur l'indicateur de toxicité humaine cancérigène, se cache des sommes et des multiplications combinées de variables à distribution à la fois lognormale et normale...

7.5.3 Analyse du système dans un contexte incertain

Nous avons analysé dans les paragraphes précédents les incertitudes des différents procédés élémentaires de notre système. Cette étude a ainsi permis de mettre en lumière le niveau important d'incertitude sur les valeurs d'impact de ces procédés élémentaires dues à l'incertitudes de tous les paramètres de la base de données ecoinvent. Nous avons par ailleurs constaté que les impacts obtenus par la simulation de Monte Carlo étaient globalement plus élevés que ceux obtenus de manière déterministe en utilisant les données médianes de tous les flux de la base de données. Dans ce contexte incertain, l'analyse du système peut se complexifier. Nous nous sommes concentrés précédemment sur l'incertitude des impacts des procédés élémentaires par rapport à leurs valeurs déterministes. Toutefois, on peut aussi s'interroger sur l'influence de cette incertitude sur la comparaison relative entre les procédés, ou encore sur la contribution de cette incertitude à l'incertitude finale sur les impacts du système. En effet, si les incertitudes des différents procédés sont élevées, elles pourraient aussi s'avérer fortement corrélées, et donc avoir finalement peu d'influence sur les conclusions de notre étude (classement entre scénarii, contribution des procédés élémentaires, analyse de sensibilité etc.). De même, si l'incertitude sur l'impact d'un procédé élémentaire est très élevée, mais si ce dernier contribue peu à l'impact total du système, son incertitude ne se répercutera pas sur l'incertitude de l'impact total du système.

On cherche dans la suite de cette section à estimer le niveau d'incertitude sur les valeurs d'impact totaux d'une structure en bois et à évaluer les conséquences des incertitudes sur le classement relatif entre les différents scénarii du domaine d'écoconception définis dans la section 5.3. En effet, si les incertitudes ont finalement peu d'influence sur la comparaison relative entre les scénarios, les conclusions de notre étude concernant les leviers d'optimisation de l'impact d'une structure en bois restent globalement valables (voir l'analyse de contribution des procédés élémentaires en 7.2 et l'analyse de sensibilité des paramètres en 7.3).

Incertitudes sur les impacts finaux

On cherche donc tout d'abord à évaluer les conséquences de l'incertitude des impacts des procédés élémentaires du système sur l'incertitude des impacts totaux des différents scénarii du domaine d'écoconception. Dans la section 5.3., 20 000 tirages des paramètres de conception ont été réalisés, définissant 20 000 structures en bois différentes à l'intérieur de ce domaine. On note $i \in \llbracket 1, 20000 \rrbracket$ ces différents scénarii.

5000 jeux de paramètres de la base de données d'ecoinvent ont été générés dans le paragraphe 7.5.2, et ont permis d'évaluer la distribution statistique des impacts des procédés élémentaires de notre système. Pour chacun de ces 5000 tirages de données d'impact, que l'on notera $j \in \llbracket 1, 5000 \rrbracket$, il est possible de calculer les impacts $(h_{i,j})$ associés à l'ensemble des scénarii $i \in \llbracket 1, 20000 \rrbracket$ selon le tirage étudié.

Dans la suite, on fait le choix d'utiliser comme cas de référence les impacts finaux obtenus en utilisant les médianes des distributions d'impact statistiques des différents procédés élémentaires du système. Pour le scénario i , on note cet impact $h_{i,med}$. Pour évaluer l'incertitude des valeurs d'impacts des scénarios, on calcule finalement l'erreur relative par rapport à ce cas de référence :

$$e_{\%,i} = \frac{h_{i,j} - h_{i,med}}{h_{i,med}} \quad (2-25)$$

Incertitudes de classement entre les scénarii du domaine d'écoconception

Dans le but de s'intéresser davantage à la comparaison entre les scénarii plutôt qu'à leurs valeurs d'impact absolues, on normalise les données d'impact dans la plage 0-1 pour chaque jeu de données. Cette normalisation fournit donc une image du classement entre les scénarii. La normalisation min-max sur l'ensemble des scénarii de l'impact $h_{i,j}$ du scénario i selon le jeu de données d'impact j est donnée par la formule suivante :

$$\tilde{h}_{i,j} = \frac{h_{i,j} - \min_i h_{i,j}}{\max_i h_{i,j} - \min_i h_{i,j}} \quad (2-26)$$

Où $\tilde{h}_{i,j}$ est l'impact normalisé min-max du scénario i selon le jeu de données d'impact j . Pour chaque point d'expérience $\tilde{h}_{i,j}$ avec $i \in \llbracket 1, 20000 \rrbracket$ et $j \in \llbracket 1, 5000 \rrbracket$, il est donc possible de calculer l'erreur d'impact normalisé – équivalent à une erreur de classement – vis-à-vis du cas de référence $\tilde{h}_{i,med}$.

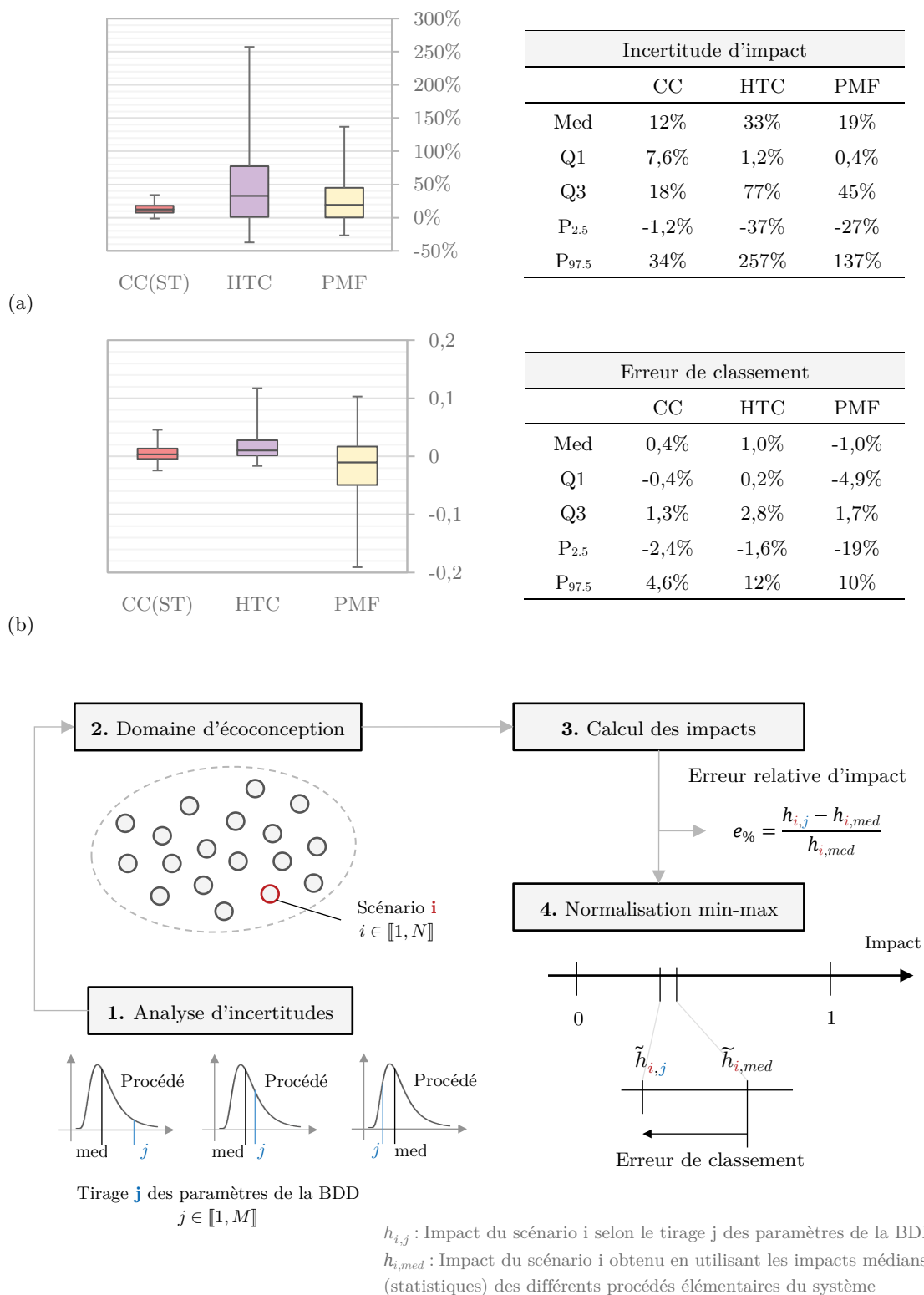


Figure 2-20 Incertitudes d'impact des scénarios et distribution des erreurs d'impacts normalisés min-max dues à l'incertitudes des paramètres de la base ecoinvent par rapport aux données d'impacts médians.

Analyse des résultats d'incertitude sur l'impact des scénarii

La **Figure 2-20(a)** montre une représentation par boîte à moustache (avec un intervalle de confiance à 95%) de la distribution des erreurs relatives d'impact des 20 000 scénarii par rapport au cas de référence. On rappelle que ce cas de référence correspond pour un scénario donné, à l'impact obtenu en utilisant les valeurs médianes des distributions statistiques des impacts des différents procédés élémentaires du système, obtenues par propagation des incertitudes dans la base de données ecoinvent.

On observe tout d'abord que les médianes des distributions des erreurs relatives d'impact par rapport au cas de référence sont toutes largement supérieures à 0. On note respectivement une erreur relative médiane de +12%, +19%, +30% sur les indicateurs [CC(ST)], [PMF] et [HTC] de l'impact des scénarii par rapport à l'impact du cas de référence. Ces observations indiquent donc que la propagation des incertitudes des données d'impact des procédés élémentaires sur le domaine d'écoconception conduit finalement à un impact médian supérieur à l'impact du cas de référence. Ce phénomène est similaire à celui déjà observé lors de la propagation des incertitudes dans la base de données ecoinvent et qu'on peut relier aux propriétés de la somme de variables distribuées de façon lognormale (voir 7.5.2).

On constate que l'incertitude sur les impacts reste relativement faible dans le cas de l'indicateur de changement climatique [CC(ST)], avec un intervalle de confiance de l'erreur relative situé entre -1,2% et +34%. L'analyse des procédés élémentaires conduite dans la section précédente a montré un niveau d'incertitudes des impacts très élevé pour l'indicateur [HTC] pour la majorité des procédés. Il n'est donc pas étonnant de retrouver ici un haut niveau d'incertitude sur l'impact [HTC] final des scénarii. On observe ainsi un intervalle de confiance de l'erreur relative par rapport au cas de référence compris entre -37% et +257% (soit un impact pouvant être multiplié par 2,6). Le niveau d'incertitude sur l'indicateur [PMF] apparaît lui intermédiaire, avec un intervalle de confiance de l'erreur relative par rapport au cas de référence compris entre -27% et +137%.

Comme on pouvait s'y attendre, la propagation de l'incertitude de l'impact des procédés élémentaires conduit donc à une incertitude non négligeable sur la valeur de l'impact total d'un scénario du domaine d'écoconception. De plus, l'utilisation des valeurs médianes des impacts des procédés élémentaires pour calculer l'impact d'un scénario conduit statistiquement à sous-estimer l'impact de ce dernier. Cependant, comme cela a été mentionné à plusieurs reprises, la corrélation des incertitudes pourrait finalement avoir peu d'influence sur le classement relatif des scénarii, c'est-à-dire ne pas remettre en question le fait qu'un scénario est meilleur qu'un autre.

Analyse des résultats d'incertitude sur le classement entre scénarii

La **Figure 2-20(b)** montre ainsi une représentation par boîte à moustache (avec un intervalle de confiance à 95%) de la distribution des erreurs de classement – i.e. des écarts entre impacts normalisés min-max – des 20 000 scénarii par rapport au cas de référence (classement obtenu avec les données d'impacts médianes des procédés élémentaires).

On rappelle que le classement s'étend sur une plage de 0 à 1, 0 étant l'impact normalisé du scénario conduisant au plus petit impact parmi les 20 000 scénarii analysés et 1, l'impact

normalisé du scénario conduisant à l'impact le plus élevé. Une erreur de classement dues aux incertitudes de 1 revient donc à dire que le scénario à plus petit impact dans le cas de référence peut se retrouver être le scénario à plus grand impact.

A la différence de ce qui avait été observé sur l'erreur relative d'impact, l'erreur de classement médian par rapport au cas de référence est ici très proche de 0 (au maximum $\pm 1\%$). Autrement dit, si comme on l'a vu l'utilisation des valeurs médianes des impacts des procédés élémentaires conduit statistiquement à sous-estimer la valeur absolue de l'impact d'une structure en bois, l'utilisation de ces données revient toutefois à considérer le classement médian entre les scénarii. Autrement dit, le cas de référence conduit statistiquement à une erreur médiane de classement sur le domaine d'écoconception due à l'incertitude des données proche de 0.

Plus important encore, les erreurs de classement restent finalement assez limitées, tout particulièrement sur l'indicateur [CC(ST)] pour lequel on observe un intervalle de confiance de l'erreur – ou écart – de classement compris entre -2% et +5% par rapport au cas de référence. On rappelle que le classement des impacts des 20 000 scénarii s'étend sur une plage de 0 à 1, soit de 0 à 100%. Pour les deux autres indicateurs [HTC] et [PMF] on note respectivement un intervalle de confiance de l'erreur de classement compris entre -2% et +12% et entre -19% et +10%.

Bien que le niveau d'incertitude sur la valeur d'impact d'un scénario soit élevé, cette incertitude ne remet donc pas statistiquement en cause la hiérarchie de ce scénario dans le domaine d'écoconception, c'est-à-dire son impact relatif par rapport à tous les autres scénarios du domaine. On peut donc en déduire que, pour notre système, une grande partie des incertitudes dues aux paramètres de la base de données apparaissent corrélées.

On a vu que le niveau d'incertitude associé à l'indicateur [HTC] était largement supérieur aux niveaux observés sur les deux autres indicateurs (voir **Figure 2-20(a)**). Au contraire, on note sur la **Figure 2-20(b)** un niveau d'erreur de classement plus faible pour l'indicateur [HTC] que pour l'indicateur [PMF]. Nous avons vu dans la section 7.4, qu'une part importante des impacts des différents procédés élémentaires en matière de toxicité humaine cancérigène était imputable à quelques sous-procédés de traitement en fin de vie de déchets sidérurgiques et miniers. Si des mêmes sous-procédés jouent un rôle important pour plusieurs procédés élémentaires de notre système à la fois dans la valeur d'impact et dans l'incertitude de cette valeur, il n'est donc pas étonnant de constater une corrélation importante des incertitudes au niveau global de l'impact des différents scénarios sur l'indicateur [HTC]. Au contraire, on a pu constater dans la section 7.4 que les impacts [PMF] des procédés élémentaires avaient des origines plus variées. Dès lors, il n'est aussi pas surprenant de constater une corrélation moins importante des incertitudes d'impact de l'ensemble des scénarii sur l'indicateur [PMF].

7.6 NOTA BENE SUR LES INDICATEURS RETENUS ET L'INTERPRETATION DES RESULTATS

On rappelle que les 3 indicateurs retenus (le changement climatique court terme [CC(ST)], la toxicité humaine cancérigène [HTC] et la formation de particules fines [PMF]) sont chacun des représentants d'une classe d'équivalence plus large rappelée dans le **Tableau 2-22**.

En tant que tels, les commentaires que l'on vient de tirer des analyses de contribution à l'impact total du système (section 7.2) et de l'analyse de sensibilité des paramètres de conception (section 7.3) selon un indicateur donné, sont dans les grandes lignes transposables aux autres indicateurs de la classe d'équivalence dont celui-ci est le représentant.

Toutefois, les conclusions de l'analyse de l'origine des impacts des procédés élémentaires (section 7.4) et de l'étude d'incertitudes (section 7.5) ne sont quant à elles à priori pas transposables aux autres indicateurs de la classe d'équivalence concernée. Seules des études spécifiques complémentaires permettraient de conclure sur l'origine des impacts et les niveaux d'incertitudes propres à chacun de ces indicateurs.

Finalement, les résultats présentés dans ce chapitre correspondent à une simplification de l'Analyse de Cycle de Vie d'une structure en bois dans le cadre d'études préliminaires de conception. Ainsi, malgré l'intérêt de l'approche méthodologique présentée dans ce travail en vertu de cet objectif de simplification, les analyses et conclusions qui viennent d'être conduites ne sauraient par essence se substituer à la richesse d'information que l'on tirerait d'une ACV complète de la structure.

CONCLUSION CHAPITRE 7 :

Analyse détaillée des impacts d'une structure en bois

Nous avons présenté dans cette partie une analyse détaillée de l'impact environnemental d'une structure en bois sur l'ensemble de son cycle de vie à l'aune des trois indicateurs de changement climatique court terme [CC(ST)], de toxicité humaine cancérigène [HTC] et de formation de particules fines [PMF]. Cette étude a ainsi montré que, si le volume de bois dans la structure joue bien entendu un rôle prépondérant dans l'impact d'une structure en bois, ce paramètre n'est pas le seul à présenter une influence significative sur les résultats d'impact. Tout particulièrement, les paramètres liés aux assemblages, et notamment la quantité d'acier et à un degré moindre l'usinage des pièces de bois, peuvent aussi jouer un rôle important, voire majeur dans l'impact de l'ouvrage.

Une analyse de contribution des sous-procédés de la base de données à l'impact des procédés élémentaires du système nous a permis de mieux comprendre l'origine de l'impact de ces derniers et d'illustrer quelques pistes de réflexion sur des moyens de diminuer en amont l'impact unitaire des procédés élémentaires. Tout particulièrement, nous avons noté que les sous-procédés de traitement en fin de vie des déchets sidérurgiques et miniers représentaient une part significative de l'impact [HTC] des différents procédés. De même, une très grande partie de l'impact en formation de particules fines du système est imputable aux étapes éventuelles de séchage artificiel du bois de structure afin d'atteindre plus rapidement le taux d'humidité nécessaire à son utilisation dans l'ouvrage.

Finalement, une analyse des incertitudes d'impacts des procédés élémentaires a été conduite par propagation des incertitudes de paramètres dans toute la base de données ecoinvent. Cette analyse a ainsi montré que, si les incertitudes sur les impacts de la structure selon l'indicateur [CC(ST)] restaient globalement limitées, l'incertitudes associées aux indicateurs [PMF] et surtout [HTC] étaient beaucoup plus élevées. Toutefois, du fait des corrélations, les incertitudes d'impact ont finalement une influence relativement limitée sur la hiérarchie entre les différents scénarii qui composent le domaine d'écoconception. Dans la suite de notre travail, nous utiliserons donc les valeurs médianes d'impact des différents procédés élémentaires qui composent notre système, qui comme on l'a vu conduit à considérer une hiérarchie sur le domaine d'écoconception proche de la médiane vis-à-vis de l'incertitude des données.

BIBLIOGRAPHIE PARTIE 2

- Bamber, N., Turner, I., Arulnathan, V., Li, Y., Zargar Ershadi, S., Smart, A., & Pelletier, N. (2020). Comparing sources and analysis of uncertainty in consequential and attributional life cycle assessment: review of current practice and recommendations. *International Journal of Life Cycle Assessment*, 25(1), 168–180.
- Bare, J. C., Hofstetter, P., Pennington, D. W., & Udo de Haes, H. A. (2000). Life cycle impact assessment workshop summary. Midpoints versus endpoints: The sacrifices and benefits. *International Journal of Life Cycle Assessment*, 5(6), 319–326.
- Barlaz, M. A. (2006). Forest products decomposition in municipal solid waste landfills. *Waste Management*, 26(4), 321–333.
- BIR. (2020). World Steel Recycling in Figures 2015-2019. *Bureau of International Recycling - Ferrous Division*.
- Bulle, C., Margni, M., Patouillard, L., Boulay, A. M., Bourgault, G., De Bruille, V., ... Jolliet, O. (2019). IMPACT World+: a globally regionalized life cycle impact assessment method. *International Journal of Life Cycle Assessment*, 24(9), 1653–1674.
- Ciroth, A., Muller, S., Weidema, B., & Lesage, P. (2016). Empirically based uncertainty factors for the pedigree matrix in ecoinvent. *International Journal of Life Cycle Assessment*, 21(9), 1338–1348.
- CNR. (2019). *Enquête Longue Distance 2018*.
- De Schryver, A. M., Brakkee, K. W., Goedkoop, M. J., & Huijbregts, M. A. J. (2009). Characterization factors for global warming in life cycle assessment based on damages to humans and ecosystems. *Environmental Science and Technology*, 43(6), 1689–1695.
- De Wolf, C., Hoxha, E., & Fivet, C. (2020). Comparison of environmental assessment methods when reusing building components: A case study. *Sustainable Cities and Society*, 61(June), 102322.
- Dimoudi, A., & Tompa, C. (2008). Energy and environmental indicators related to construction of office buildings. *Resources, Conservation and Recycling*, 53(1–2), 86–95.
- Doka, G. (2009). *Life Cycle Inventories of Waste Treatment Services - Part II "Landfills – Underground deposits – Landfarming."* Dübendorf.
- EN 15804+A2. (2019). Sustainability of construction works - Environmental product declarations - Core rules for the product category of construction products. European Committee for Standardization (CEN).
- EN 16760. (2015). Produits biosourcés - Analyse du cycle de vie.
- Errard, A., Stylianidou, N., & Goll, M. (2020). Production of lignite in the EU - statistics. *Eurostat*.
- European Commission, Joint Research Centre, & Institute for Environment and Sustainability. (2011). *International Reference Life Cycle Data System (ILCD) Handbook: Recommendations for Life Cycle Impact Assessment in the European context* (First). Publications Office of the European Union. <https://doi.org/10.2788/33030>
- Fantke, P. (2015). *UNEP/SETAC scientific consensus model for characterizing human toxicological and ecotoxicological impacts of chemical emissions in life cycle assessment MANUAL: ORGANIC SUBSTANCES (Version 2)*.
- Fantke, P., Jolliet, O., Evans, J. S., Apte, J. S., Cohen, A. J., Hämmnen, O. O., ... McKone, T. E. (2015). Health effects of fine particulate matter in life cycle impact assessment: findings from the Basel Guidance Workshop. *International Journal of Life Cycle Assessment*, 20(2), 276–288.

- FCBA, CSTB, DHUP, CODIFAB, & FBF. (2012a). Convention DHUP CSTB 2009 Action 33 Sous-action 6 – ACV & DEP pour des produits et composants de la construction bois. Volet 2 - Phase 1, (2).
- FCBA, CSTB, DHUP, CODIFAB, & FBF. (2012b). Convention DHUP CSTB 2009 Action 33 Sous-action 6 – ACV & DEP pour des produits et composants de la construction bois. Volet 2 - Phase 3, (2).
- Gobin, T., Mesnil, R., Douthe, C., Margerit, P., Ducoulombier, N., & Caron, J. F. (2021). Robot-oriented design for complex timber structures. *En Cours de Rédaction*.
- Gomes, H. I., Mayes, W. M., Baxter, H. A., Jarvis, A. P., Burke, I. T., Stewart, D. I., & Rogerson, M. (2018). Options for managing alkaline steel slag leachate: A life cycle assessment. *Journal of Cleaner Production*, 202, 401–412.
- Groen, E. A., Bokkers, E. A. M., Heijungs, R., & de Boer, I. J. M. (2017). Methods for global sensitivity analysis in life cycle assessment. *International Journal of Life Cycle Assessment*, 22(7), 1125–1137.
- Groen, E. A., Heijungs, R., Bokkers, E. A. M., & de Boer, I. J. M. (2014). Methods for uncertainty propagation in life cycle assessment. *Environmental Modelling and Software*, 62, 316–325.
- Gronlund, C. J., Humbert, S., Shaked, S., O’Neill, M. S., & Jolliet, O. (2015). Characterizing the burden of disease of particulate matter for life cycle impact assessment. *Air Quality, Atmosphere and Health*, 8(1), 29–46.
- Guest, G., Cherubini, F., & Strömman, A. H. (2013). Global Warming Potential of Carbon Dioxide Emissions from Biomass Stored in the Anthroposphere and Used for Bioenergy at End of Life. *Journal of Industrial Ecology*, 17(1), 20–30.
- Häfliger, I. F., John, V., Passer, A., Lasvaux, S., Hoxha, E., Saade, M. R. M., & Habert, G. (2017). Buildings environmental impacts’ sensitivity related to LCA modelling choices of construction materials. *Journal of Cleaner Production*, 156, 805–816.
- Hedberg, J., Fransson, K., Prideaux, S., Roos, S., Jönsson, C., & Wallinder, I. O. (2019). Improving the life cycle impact assessment of metal ecotoxicity: Importance of chromium speciation, water chemistry, and metal release. *Sustainability (Switzerland)*, 11(6).
- Herman, J., & Usher, W. (2018). SALib : Sensitivity Analysis Library in Python (Numpy). Contains Sobol , SALib : An open-source Python library for Sensitivity Analysis, 41(April), 2015–2017.
- Hossain, M. U., & Poon, C. S. (2018). Comparative LCA of wood waste management strategies generated from building construction activities. *Journal of Cleaner Production*, 177, 387–397.
- Hoxha, E., Habert, G., Lasvaux, S., Chevalier, J., & Le Roy, R. (2017). Influence of construction material uncertainties on residential building LCA reliability. *Journal of Cleaner Production*, 144, 33–47.
- Huijbregts, M. A. J. (1998). Application of uncertainty and variability in LCA. Part I: A general framework for the analysis of uncertainty and variability in life cycle assessment. *International Journal of Life Cycle Assessment*, 3(5), 273–280.
- Huijbregts, M. A. J., Rombouts, L. J. A., Ragas, A. M., & van de Meent, D. (2005). Human-toxicological effect and damage factors of carcinogenic and noncarcinogenic chemicals for life cycle impact assessment. *Integrated Environmental Assessment and Management*, 1(3), 181–244.
- Huijbregts, M. A. J., Steinmann, Z. J. N., Elshout, P. M. F., Stam, G., Verones, F., Vieira, M., ... van Zelm, R. (2017). ReCiPe2016: a harmonised life cycle impact assessment method at midpoint and endpoint level. *International Journal of Life Cycle Assessment*, 22(2), 138–147.
- Humbert, S., Marshall, J. D., Shaked, S., Spadaro, J. V., Nishioka, Y., Preiss, P., ... Jolliet, O. (2011). In-take fraction for particulate matter: Recommendations for life cycle impact assessment. *Environmental Science and Technology*, 45(11), 4808–4816.

- Kaethner, S. C., & Burridge, J. A. (2012). Embodied CO₂ of structural frames. *Structural Engineer*, *90*(5), 33–40.
- Kägi, T., Dinkel, F., Frischknecht, R., Humbert, S., Lindberg, J., De Mester, S., ... Schenker, U. W. (2016). Session “Midpoint, endpoint or single score for decision-making?”—SETAC Europe 25th Annual Meeting, May 5th, 2015. *International Journal of Life Cycle Assessment*, *21*(1), 129–132.
- Patouillard, L. (2019). IMPACT-World-in-Brightway: Midpoint 1.28 and Damage 1.46 (Version 1.28_1.46). Zenodo.
- Lesage, P. (2020a). bw2landbalancer. Retrieved from <https://github.com/CIRAIG/bw2landbalancer>
- Lesage, P. (2020b). bw2waterbalancer. Retrieved from <https://github.com/CIRAIG/bw2waterbalancer>
- Levasseur, A., Cavalett, O., Fuglestvedt, J. S., Gasser, T., Johansson, D. J. A., Jørgensen, S. V., ... Cherubini, F. (2016). Enhancing life cycle impact assessment from climate science: Review of recent findings and recommendations for application to LCA. *Ecological Indicators*, *71*, 163–174.
- Limpert, E., Stahel, W. A., & Abbt, M. (2001). Log-normal distributions across the sciences: Keys and clues. *BioScience*, *51*(5), 341–352.
- Lloyd, S. M., & Ries, R. (2007). Characterizing, propagating, and analyzing uncertainty in life-cycle assessment. *Journal of Industrial Ecology*, *11*(1), 161–181.
- Lyon, A. (2014). Why are normal distributions normal? *British Journal for the Philosophy of Science*, *65*(3), 621–649.
- Merrild, H., & Christensen, T. H. (2009). Recycling of wood for particle board production: Accounting of greenhouse gases and global warming contributions. *Waste Management and Research*, *27*(8), 781–788.
- Mesnil, R., Douthe, C., Baverel, O., & Gobin, T. (2018). Form finding of nexorades using the translations method. *Automation in Construction*, *95*(February), 142–154.
- Micales, J. A., & Skog, K. E. (1997). The decomposition of forest products in landfills. *International Biodeterioration and Biodegradation*, *39*(2–3), 145–158.
- Milota, M. R. (2000). Emissions from wood drying. *Forest Products Journal*, *50*(June), 10–20.
- Mishra, H., Karmakar, S., Kumar, R., & Singh, J. (2017). A Framework for Assessing Uncertainty Associated with Human Health Risks from MSW Landfill Leachate Contamination. *Risk Analysis*, *37*(7), 1237–1255.
- Muller, S. (2015). *Estimation de l'incertitude sur les flux d'inventaire du cycle de vie - modélisation et développement de facteurs empiriques pour l'approche pedigree*. École Polytechnique de Montréal.
- Muller, S., Lesage, P., Ciroth, A., Mutel, C., Weidema, B. P., & Samson, R. (2016). The application of the pedigree approach to the distributions foreseen in ecoinvent v3. *International Journal of Life Cycle Assessment*, *21*(9), 1327–1337.
- Mutel, C. (2013). Why does the ecoinvent database love the lognormal distribution? *Spatial Assessment*.
- Mutel, C. (2017). Brightway: An open source framework for Life Cycle Assessment. *The Journal of Open Source Software*, *2*(12), 236.
- Mutel, C., Liao, X., Patouillard, L., Bare, J., Fantke, P., Frischknecht, R., ... Veronesi, F. (2019). Overview and recommendations for regionalized life cycle impact assessment. *The International Journal of Life Cycle Assessment*, *24*(5), 856–865.
- Myhre, G., Shindell, D., Bréon, F.-M. F.-M., Collins, W., Fuglestvedt, J., Huang, J., ... Zhang, H. (2013). Anthropogenic and Natural Radiative Forcing: Supplementary Material. *Climate Change 2013: The Physical Science Basis*, 1–44.

- NF EN 1995-1-1. (2005). Eurocode 5 - Conception et calcul des structures en bois - Partie 1-1 : Généralités - Règles communes et règles pour les bâtiments.
- Nicholson, A. L., Olivetti, E. A., Gregory, J. R., Field, F. R., & Kirchain, R. E. (2009). End-of-life LCA allocation methods: Open loop recycling impacts on robustness of material selection decisions. In *2009 IEEE International Symposium on Sustainable Systems and Technology* (pp. 1–6). IEEE.
- O'Dwyer, J., Walshe, D., & Byrne, K. A. (2018). Wood waste decomposition in landfills: An assessment of current knowledge and implications for emissions reporting. *Waste Management*, *73*, 181–188.
- Pannier, M. L., Schalbart, P., & Peuportier, B. (2018). Comprehensive assessment of sensitivity analysis methods for the identification of influential factors in building life cycle assessment. *Journal of Cleaner Production*, *199*, 466–480.
- Pizzol, M., Christensen, P., Schmidt, J., & Thomsen, M. (2011). Impacts of “metals” on human health: A comparison between nine different methodologies for Life Cycle Impact Assessment (LCIA). *Journal of Cleaner Production*, *19*(6–7), 646–656.
- Rivela, B., Moreira, M. T., Muñoz, I., Rieradevall, J., & Feijoo, G. (2006). Life cycle assessment of wood wastes: A case study of ephemeral architecture. *Science of the Total Environment*, *357*(1–3), 1–11.
- Rosenbaum, R. K., Bachmann, T. M., Gold, L. S., Huijbregts, M. A. J., Jolliet, O., Juraske, R., ... Hauschild, M. Z. (2008). USEtox - The UNEP-SETAC toxicity model: Recommended characterisation factors for human toxicity and freshwater ecotoxicity in life cycle impact assessment. *International Journal of Life Cycle Assessment*, *13*(7), 532–546.
- Rüter, S., & Diederichs, S. (2012). *Ökobilanz-Basisdaten für Bauprodukte aus Holz*. Institut für Holztechnologie und Holzbiologie (Vol. Nr. 2012/1).
- Saltelli, A., Annoni, P., Azzini, I., Campolongo, F., Ratto, M., & Tarantola, S. (2010). Variance based sensitivity analysis of model output. Design and estimator for the total sensitivity index. *Computer Physics Communications*, *181*(2), 259–270.
- Sobol', I. . (2001). Global sensitivity indices for nonlinear mathematical models and their Monte Carlo estimates. *Mathematics and Computers in Simulation*, *55*(1–3), 271–280.
- Steubing, B., de Koning, D., Haas, A., & Mutel, C. L. (2020). The Activity Browser — An open source LCA software building on top of the brightway framework. *Software Impacts*, *3*(December 2019), 100012.
- Van Zelm, R., Huijbregts, M. A. J., & Van De Meent, D. (2009). USES-LCA 2.0-a global nested multimedia fate, exposure, and effects model. *International Journal of Life Cycle Assessment*, *14*(3), 282–284.
- Weidema, B. P., Bauer, C., Hischer, R., Mutel, C., Nemecek, T., Reinhard, J., ... Wernet, G. (2013). Data quality guideline for the ecoinvent database version 3. Ecoinvent Report 1 (v3). *Swiss Center For Life Cycle Inventories*, *3*(1), 169.
- Weidema, B. P., & Wesnæs, M. S. (1996). Data quality management for life cycle inventories-an example of using data quality indicators. *Journal of Cleaner Production*, *4*(3–4), 167–174.
- Wernet, G., Bauer, C., Steubing, B., Reinhard, J., Moreno-Ruiz, E., & Weidema, B. (2016). The ecoinvent database version 3 (part I): overview and methodology. *International Journal of Life Cycle Assessment*, *21*(9), 1218–1230.
- World Steel Association. (2019). Fact Sheet: Steel and Raw materials. *Wsa*, *15*(4), 710–739.
- World Steel Association. (2020). 2020 World Steel in Figures, (30 April), 1–8.

LISTE DES FIGURES PARTIE 2

Figure 2-1	Types de lois de distribution utilisés pour la modélisation des incertitudes dans la base de données ecoinvent 3.7.1 (échelle log).....	151
Figure 2-2	Comparaison des distributions normale et lognormale.	152
Figure 2-3	Echantillonnage corrélé des flux en eau.....	156
Figure 2-4	Schéma général du modèle de cycle de vie de la structure bois.	158
Figure 2-5	Exemple d'une structure à usinage complexe : Pavillon Construire Le Courbe 2017, Ecole des Ponts Paristech.	163
Figure 2-6	Illustration des indicateurs de type <i>midpoint</i> et <i>endpoint</i> au travers de l'exemple du mécanisme environnemental simplifié du dioxyde de carbone.....	176
Figure 2-7	Analyse de contribution des indicateurs <i>endpoint</i> intermédiaires aux impacts <i>endpoint</i> finaux de qualité des écosystèmes et de santé humaine du cycle de la vie d'une structure en bois (échelle log).....	182
Figure 2-8	Illustration de la mesure de corrélation linéaire de Pearson au travers d'un exemple....	189
Figure 2-9	Analyse de contribution des procédés élémentaires aux impacts du cycle de vie d'une structure en bois.	204
Figure 2-10	Analyse de sensibilité des paramètres de conception sur l'impact total par mètre carré d'une structure en bois.....	210
Figure 2-11	Analyse de contribution des sous-procédés à l'impact total des procédés élémentaires de production du bois de structure.	215
Figure 2-12	Analyse de contribution des sous-procédés à l'impact total des procédés élémentaires de production de l'acier et d'usinage du bois.	218
Figure 2-13	Analyse de contribution des sous-procédés à l'impact total des procédés élémentaires de traitement en fin de vie des produits bois.	220
Figure 2-14	Analyse de contribution des sous-procédés à l'impact total des procédés élémentaires de transport des éléments de structure et de construction de l'ouvrage.....	222
Figure 2-15	Résultats de la simulation de Monte Carlo de propagation des incertitudes de la base de données ecoinvent 3.7 sur l'indicateur de changement climatique (court terme).....	224
Figure 2-16	Résultats de la simulation de Monte Carlo de propagation des incertitudes de la base de données ecoinvent 3.7 sur l'indicateur de toxicité humaine cancérigène.....	226
Figure 2-17	Résultats de la simulation de Monte Carlo de propagation des incertitudes de la base de données ecoinvent 3.7 sur l'indicateur de formation de particules fines.	228
Figure 2-18	Comparaison des impacts déterministes et des distributions d'impact issues de la simulation de Monte Carlo pour les différents procédés élémentaires du système.....	231
Figure 2-19	Comparaison des impacts déterministes et impacts médians issus de la simulation de Monte Carlo pour les différents procédés élémentaires du système.	232
Figure 2-20	Incertitudes d'impact des scénarios et distribution des erreurs d'impacts normalisés min-max dues à l'incertitudes des paramètres de la base ecoinvent par rapport aux données d'impacts médians.....	236

LISTE DES TABLEAUX PARTIE 2

Tableau 2-1	Facteurs d'incertitudes forfaitaires (variance de la distribution normale sous-jacente) appliqués aux échanges et procédés intermédiaires dans la base de donnéesecoinvent 3.7.....	154
Tableau 2-2	Facteurs d'incertitudes (variance de la distribution normale sous-jacente) de la matrice pedigree utilisés pour la conversion de la notation de la qualité des données vers une incertitude additionnelle dans la base de donnéesecoinvent 3.7.	154
Tableau 2-3	Procédésecoinvent utilisés pour modéliser la production d'1 m ³ de bois de structure.....	159
Tableau 2-4	Procédésecoinvent utilisés pour modéliser la production des connecteurs métalliques des assemblages bois.....	160
Tableau 2-5	Part d'acier recyclé dans la production des profils et plaques en acier d'après différentes sources.	161
Tableau 2-6	Procédésecoinvent utilisés pour modéliser l'impact de l'usinage des éléments en bois.....	162
Tableau 2-7	Consommation électrique due à l'usinage d'1 m ³ de bois selon différentes hypothèses de temps et de puissance moyenne de la machine d'usinage.	163
Tableau 2-8	Procédésecoinvent utilisés pour modéliser le transport.....	165
Tableau 2-9	Procédésecoinvent utilisés pour modéliser l'installation dans l'ouvrage des éléments de la structure.....	165
Tableau 2-10	Energie consommée par le levage et l'installation d'une tonne d'éléments en bois. Analyse de différentes FDES de la base de données INIES.....	166
Tableau 2-11	Procédésecoinvent utilisés pour modéliser la fin de vie des produits bois.....	168
Tableau 2-12	Scénario moyen français de la fin de vie des produits bois de la construction [FCBA et al., 2012a].	168
Tableau 2-13	Données énergétiques sur le tri et le broyage des déchets bois en vue de leur recyclage dans la filière des panneaux de particules.....	168
Tableau 2-14	Domaine d'étude et scénario de référence.....	170
Tableau 2-15	Illustration de la distance de transport équivalente.....	172
Tableau 2-16	Catégories d'impact intermédiaires (midpoint) et leurs aires de protection associées et indicateurs finaux (endpoint) de la méthode de calcul IMPACT WORLD+.....	178
Tableau 2-17	Illustration de la sensibilité de la contribution vis-à-vis de l'incertitude sur l'impact endpoint intermédiaire.....	183
Tableau 2-18	Analyse de contribution des indicateurs endpoint intermédiaires à l'impact endpoint final sur la qualité des écosystèmes et de santé humaine.....	185
Tableau 2-19	Catégories d'impact à 5% du système : sélection des indicateurs pertinents à l'étude des structures en bois.....	186
Tableau 2-20	Principes de la procédure de recherche des plus grands sous-ensembles d'indicateurs à indice d'erreur de classement et d'étendue (RREI) seuil.....	192
Tableau 2-21	Matrice d'erreur de classement et d'étendue à 95% (RREI95) des indicateurs à 5% du système.....	193
Tableau 2-22	Groupe d'indicateurs à indice d'erreur de classement et d'étendue à 95% (RREI95) inférieur à (gauche) 0,21 et (droite) 0,15.....	193

Tableau 2-23 Résumé de la sélection d'un nombre d'indicateurs restreint pour l'optimisation des structures en bois.....	195
Tableau 2-24 Coefficient de corrélation linéaire de Pearson et étendue relative des intervalles de confiance des indicateurs à 5% du système.	197
Tableau 2-25 Analyse de contribution des procédés élémentaires aux impacts du cycle de vie d'une structure en bois.....	205
Tableau 2-26 Analyse de sensibilité des paramètres de conception sur l'impact total par mètre carré d'une structure en bois : synthèse des 3 paramètres les plus influents.....	211
Tableau 2-27 Résultats de l'analyse d'incertitudes des données de la base ecoinvent 3.7.1 sur l'indicateur de changement climatique (court terme).....	225
Tableau 2-28 Résultats de l'analyse d'incertitudes des données de la base ecoinvent 3.7.1 sur l'indicateur de toxicité humaine cancérigène.....	227
Tableau 2-29 Résultats de l'analyse d'incertitudes des données de la base ecoinvent 3.7.1 sur l'indicateur de formation de particules fines.	229

#3. Franchir et couvrir
en bois

La grande portée à l'heure de la frugalité : prouesse structurelle et environnementale ?

Les structures de grande portée ne représentent qu'une petite partie du secteur de la construction et matérialise un certain archétype, symbole de la prouesse structurelle de l'ingénieur. Elles sont aussi un riche laboratoire d'innovation pour la conception des structures.

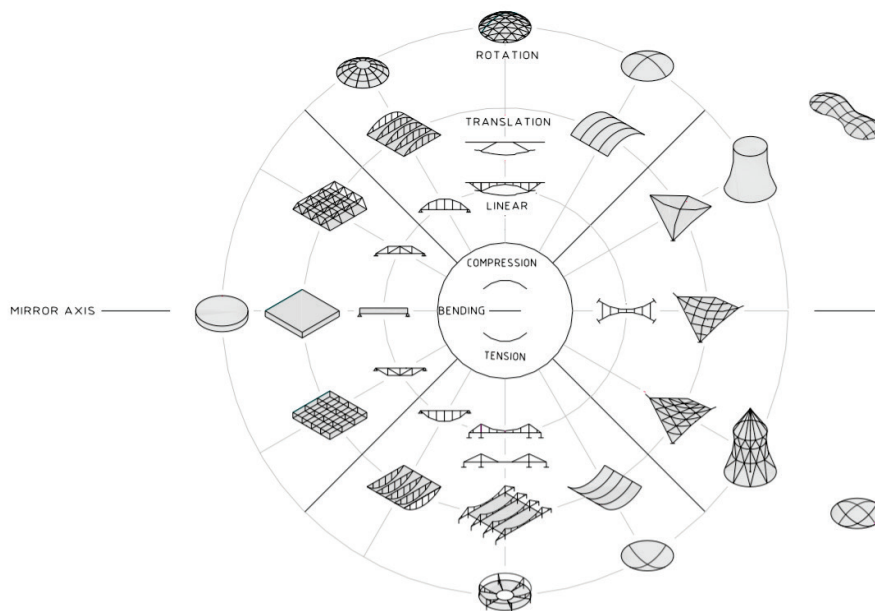
Cette recherche architecturale et technique autour des structures de grande portée a par exemple conduit au développement de tout un pan de la conception des structures, connu sous le nom des structures légères, *lightweight structures* en anglais, dont l'architecte et concepteur Frei Otto est un des plus célèbres représentants, fondateur de l'école éponyme de Stuttgart. Le volume de matière demeure un des indicateurs les plus utilisés par les concepteurs modernes pour évaluer les performances d'un ouvrage et optimiser une structure. Dans son célèbre ouvrage « Vers une architecture », [Le Corbusier \[1923\]](#) parle ainsi de « l'ingénieur inspiré par la loi de l'économie et conduit par le calcul ». Si on a pendant très longtemps associé à cette métrique les vertus écologiques de l'économie des ressources naturelles, le développement de l'Analyse de Cycle de Vie offre aujourd'hui la possibilité d'évaluer de façon plus précise l'impact de la matière en intégrant l'ensemble des processus liés à sa production, son transport ou encore son traitement en fin de vie.

Leviers d'optimisation structurelle et environnementale

Tout comme l'optimisation classique des structures a cherché par le passé à identifier les leviers à disposition pour l'ingénieur – typologie structurelle, géométrie et topologie – afin de minimiser l'utilisation de matière, le défi de l'optimisation environnementale réside aujourd'hui dans la relecture de ces principes à l'aune de nouveaux indicateurs structurels et environnementaux, en lien étroit avec les procédés de fabrication et de construction des ouvrages.

Toutes ces questions nous amènent aujourd'hui à revoir dans cette partie les modes de conception des ouvrages légers et à nous intéresser à la relation portée/quantité de matière/impact environnemental, et ce, dès les premières phases de la conception. Il s'agit d'évaluer dans quelles proportions les choix structurels et les solutions constructives conditionneront l'empreinte environnementale d'un projet.

Plus particulièrement, on s'intéressera dans cette partie d'une part aux structures de franchissement de grande portée 1D (i.e. fonctionnement de type poutre ou arc plan) qui sont communément utilisées dans les bâtiments, les ponts ou les passerelles ; et d'autre part aux structures 2D censées conduire à une économie de matière pour les grandes portées grâce à un fonctionnement de type coque.



L'art de l'ingénierie des structures en bois : composer et assembler

Au travers de différentes études de cas, nous tenterons d'illustrer l'existence d'un équilibre en termes de performances mécaniques, mais aussi environnementales, entre l'optimisation topologique visant la minimisation de la matière et la rationalisation inhérente et nécessaire aux caractéristiques mécaniques et contraintes de fabrication des structures en bois, notamment des assemblages.

La loi de comportement des assemblages par broches développée dans la deuxième partie de ce manuscrit sera ainsi utilisée pour évaluer l'influence de la raideur des assemblages sur les efforts et les déplacements globaux de structures en bois. Ce modèle nous permettra aussi d'estimer la masse d'acier contenue dans les assemblages métalliques des éléments de la structure et de prendre en compte son influence sur le coût et les impacts environnementaux de l'ouvrage. L'évaluation de l'impact environnemental d'une structure en bois se fera au travers des 3 indicateurs retenus grâce au processus de réduction du nombre d'indicateurs développés dans la partie 2 : le changement climatique court terme [CC(ST)], la toxicité humaine cancérigène [HTC] et la formation de matière particulaire [PMF].

La présente partie est organisée en 3 chapitres. Dans un premier chapitre, les hypothèses et les données utilisées pour évaluer les impacts environnementaux des structures étudiées sont rappelées. Puis, dans une première étude de cas paramétrique, nous étudierons et tenterons de comprendre les leviers de conception pour optimiser les performances d'une poutre treillis en bois. Finalement, dans un dernier chapitre, nous explorerons les principes d'optimisation structurelle et environnementale d'un dôme en bois. Nous montrerons ainsi que les choix d'assemblage en lien avec la continuité des éléments, la densité des connexions ou encore le choix des matériaux constituent des paramètres centraux de l'optimisation des structures en bois.

#3. Franchir et couvrir en bois.....	248
8. Préambule aux études de cas.....	254
8.1.1 Logiciels de modélisation et de calcul.....	254
8.1.2 Indicateurs environnementaux et structurels	254
8.1.3 Données d'impact.....	254
8.1.4 Définition des scénarios	254
9. Exploration d'un franchissement en bois.....	258
9.1 Calcul et optimisation des treillis.....	258
9.1.1 Origine et fonctionnement des poutres treillis	258
9.1.2 Principes de conception des treillis en bois	259
9.1.3 Optimisation structurelle et environnementale des franchissements	261
9.2 Cadre de l'étude.....	263
9.2.1 Géométrie et typologies du treillis.....	263
9.2.2 Chargements et critères de conception.....	263
9.2.3 Typologies d'assemblage et stratégie d'optimisation des sections	266
9.3 Calcul des assemblages et processus d'optimisation.....	269
9.3.1 Principes de calcul des assemblages	269
9.3.2 Processus d'optimisation et critères de performance.....	274
9.4 Résultats.....	275
9.4.1 Volume de bois et raideur d'assemblage	276
9.4.2 Masse totale et ratio massique d'acier d'assemblage.....	280
9.4.3 Coût financier des matériaux.....	283
9.4.4 Impacts environnementaux.....	283
9.4.5 Diagonales en compression ou en tension ?.....	287
9.5 Synthèse.....	288
Planches de Résultats Treillis.....	289
10. Exploration d'un gridshell en bois.....	298
10.1 Construire le courbe en bois	299
10.1.1 Définition et origine des structures de type gridshell.....	299
10.1.2 Contraintes géométriques constructives des gridshells.....	301
10.1.3 Typologies de surfaces remarquables.....	304
10.1.4 Courber, superposer, découper : principes d'assemblage tridimensionnels en bois.....	308
10.2 Etude d'un dome : Cadre d'étude et typologie d'assemblage	312

10.2.1 Objectifs et sources d'inspiration	312
10.2.2 Géométrie et principes de génération.....	314
10.2.3 Chargements et critères de conception.....	316
10.2.4 Typologies d'assemblage et stratégie d'optimisation des sections	319
10.3 Calcul des assemblages et processus d'optimisation.....	322
10.3.1 Principes de calcul des assemblages	322
10.3.2 Stratégie d'optimisation des sections et des assemblages	325
10.3.3 Processus d'optimisation et critères de performance	325
10.4 Optimisation en résistance, déplacement et flambement global.....	326
10.4.1 Volume de bois et raideurs d'assemblage.....	327
10.4.2 Masse totale et ratio massique d'assemblage	334
10.4.3 Coût financier des matériaux	336
10.4.4 Impacts environnementaux	337
10.4.5 Domaine d'emploi et comparaison avec des projets existants	340
10.4.6 Discussion sur les limites de l'étude	342
10.5 Optimisation en résistance et déplacement	346
10.5.1 Limites de l'étude	346
10.5.2 Opportunité de l'optimisation des sections	348
10.6 Synthèse.....	356
Planches de Résultats Dôme	358
Etude 1.....	358
Planches de Résultats Dôme	366
Etude 2.....	366
Bibliographie Partie 3.....	374
Liste des figures Partie 3.....	376
Liste des tableaux Partie 3.....	379

8. PREAMBULE AUX ETUDES DE CAS

8.1.1 Logiciels de modélisation et de calcul

L'ensemble des études de cas de structures en bois a été réalisé dans l'environnement de modélisation Rhino 6 et son éditeur de programmation visuelle et paramétrique Grasshopper. Pour les calculs de structure, le plug-in de calcul aux éléments finis Karamba a été utilisé [Preisinger & Heimrath, 2014]. Ce plug-in permet notamment de réaliser des analyses linéaires du comportement de structures composées d'éléments de type poutre avec des relâchements semi-rigides aux extrémités pour modéliser la raideur des assemblages.

8.1.2 Indicateurs environnementaux et structurels

Nous évaluerons tout d'abord les performances des structures en bois à partir de trois indicateurs structurels : la masse de bois (noté [MW], *Wood Mass* en anglais), la masse totale incluant la masse de bois et la masse d'acier dans les assemblages (noté [MTOT], *Total Mass* en anglais) et le coût matériel (noté [COST], *cost* en anglais). Ce coût des matériaux n'inclue pas le coût du transport de l'usine au chantier, ni celui de la mise en œuvre sur chantier ou encore du traitement en fin de vie des différents éléments de la structure.

Puis on analysera l'impact environnemental de ces structures en utilisant les trois indicateurs retenus lors de l'étude de réduction du nombre d'indicateurs conduite dans la partie 2 de ce travail : le changement climatique court terme (noté [CC(ST)], *Climate Change Short Term* en anglais), la toxicité humaine cancérigène terme (noté [CC(ST)], *Human Toxicity - Cancer* en anglais) et la formation de matière particulaire (noté [PMF], *Particulate Matter Formation* en anglais).

8.1.3 Données d'impact

L'impact d'une structure sera calculé à partir des impacts unitaires des procédés élémentaires de notre système, multipliés par la quantité associée dans le scénario étudié. Les impacts des procédés élémentaires seront fixés à leurs valeurs médianes issues de l'analyse de propagation des incertitudes de paramètres de la base de donnéesecoinvent 3.7.1 présentée dans la partie 10.5 de ce manuscrit. Les valeurs des impacts sont rappelées dans le **Tableau 3-1** ci-contre.

8.1.4 Définition des scénarios

Paramètres variables issus des résultats des modèles de calcul

Les différents modèles de calcul qui seront réalisés dans cette partie permettront d'évaluer le volume de bois dans la structure, mais aussi la quantité d'acier contenue dans les assemblages par broches des éléments (grâce à la loi de comportement développée dans la partie 1), en fonction de différents choix de conception (géométrie, typologie, topologie, stratégie d'optimisation des éléments, etc.) (voir **Figure 3-2**). On notera le volume de bois lamellé-collé [GL] (*Glulam* en anglais), le volume de bois massif feuillu [HW] (*Hardwood* en anglais) et la masse d'acier d'assemblage [S] (*Steel* en anglais).

Procédé et quantité de référence			Indicateurs environnementaux			Indicateurs structurels		
			CC(ST)	HTC	PMF	MW	MTOT	COST
			kgCO2éq	CTuh	kgPM2.5éq	kg	kg	€
[GLs]	Bois lamellé-collé Droit	m3	1,7E+02	4,8E-05	2,8E-01	4,2E+02	4,2E+02	8,8E+02
[GLc]	Bois lamellé-collé Cintré	m3	1,7E+02	4,8E-05	2,8E-01	4,2E+02	4,2E+02	1,3E+03
[HW]	Bois massif	m3	9,6E+01	4,0E-05	3,2E-01	6,4E+02	6,4E+02	1,1E+03
[S2]	Acier secondaire	kg	8,0E-01	1,2E-05	4,9E-04	-	1,0E+00	8,7E+00
[S1]	Acier primaire	kg	2,5E+00	3,3E-06	1,5E-03	-	1,0E+00	8,7E+00
[Const.]	Construction	MJ	9,5E-02	1,1E-08	1,2E-04	-	-	-
[Mach.]	Usinage	kWh	4,4E-01	7,7E-08	1,3E-04	-	-	-
[Trans.]	Transport	t.km	1,4E-01	1,7E-08	6,1E-05	-	-	-
[EoL L]	Fin de vie Décharge	t.km	9,6E-02	3,9E-09	1,3E-05	-	-	-
[EoL I]	Fin de vie Incinération	Kg	1,9E-02	1,0E-08	2,4E-05	-	-	-
[EoL R]	Fin de vie Recyclage	Kg	3,2E-02	5,1E-09	2,1E-05	-	-	-

Indicateurs environnementaux :

[CC(ST)] = Changement climatique court terme

[HTC] = Toxicité humaine cancérigène

[PMF] = Formation de matière particulaire

Indicateurs structurels :

[MW] = Masse de bois

[MTOT] = Masse totale

[COST] = coût matière

Tableau 3-1 Impact unitaire des procédés élémentaires du système

Paramètres variables		Unité	Quantité	
[GL]	Volume de bois lamellé-collé	m3	Issu du modèle de calcul de structure	
[HW]	Volume de bois massif feuillus	m3	Issu du modèle de calcul de structure	
[S]	Quantité d'acier	kg	Issu du modèle de calcul de structure	
Paramètres fixes		Unité	Quantité	Calcul procédé associé
[S1%]	Part d'acier primaire	%	90	[S1] = [S] x [S1%]
[S2%]	Part d'acier secondaire	%	10	[S2] = [S] x [S2%]
[(Mach) _n]	Degré d'usinage du bois	kWh/m3	0	[Mach] = [VW] x [(Mach) _n]
[(Trans) _n]	Distance totale équivalente de transport de la structure	km	500	[Trans] = [MTOT] x [(Trans) _n]
[(Const) _n]	Energie unitaire de construction	MJ/t	400	[Const] = [MTOT] x [(Const) _n]
[EoL L%]	Ratio de mise en décharge	%	17,3	[EoL L] = [MW] x [EoL L%]
[EoL I%]	Ratio d'incinération	%	15,4	[EoL I] = [MW] x [EoL I%]
[EoL R%]	Ratio de recyclage	%	67,3	[EoL R] = [MW] x [EoL R%]

[XX] = paramètre dont la valeur est directement donnée par les résultats du modèle de calcul de structure

[XX] = paramètre de scénario fixe, indépendamment de la solution étudiée

EoL = *End of Life* (Traitement en fin de vie)**Tableau 3-2** Paramètres de scénario.

Un certain nombre des paramètres de scénario identifiés dans la partie 8.3 seront fixés indépendamment de la solution étudiée (voir **Tableau 3-2**). On détaille dans ce qui suit ces différents paramètres.

Part d'acier recyclé et degré d'usinage

Pour les assemblages, on considère que les connecteurs métalliques sont majoritairement réalisés à partir d'acier primaire avec seulement 10% d'acier secondaire. Sans information précise sur la part d'acier recyclé dans les connecteurs, ce ratio apparaît plutôt conservateur et correspond par ailleurs à l'ordre de grandeur observé dans la plupart des fiches environnementales de plaques métalliques pour la construction et de profils de type PRS (Profils Soudés Reconstitués) comme on a pu le voir en partie 2.

On considère que l'impact de l'usinage des pièces en bois est déjà pris en compte implicitement dans les procédés élémentaires de production du bois de structure (bois lamellé-collé ou bois massif feuillus). Par conséquent, le paramètre de degré d'usinage supplémentaire noté $[(Mach)_u]$ est donc fixé à 0 et nous prenons en compte le degré d'usinage moyen observé sur l'ensemble de la production du bois de structure. Il convient de noter que certains choix de conception et de techniques d'assemblage peuvent faire appel à une quantité beaucoup plus importante d'usinage (voir partie 2). Toutefois, au vu des types d'assemblage étudiés dans cette partie et de l'absence d'une loi de comportement idoine de l'usinage en fonction de paramètres structurels tel le torseur d'effort, nous faisons ce choix tout en gardant à l'esprit qu'il constitue une des limites potentielles aux études qui suivent.

Transport et construction

Une distance de transport équivalente de 500 km est considérée comme donnée de référence dans les calculs d'impact de la structure (voir paragraphe 8.3.1 pour plus d'informations). On rappelle par ailleurs que l'analyse de sensibilité des paramètres de scénario conduite dans la section 10.3 a montré que la distance de transport routier était un paramètre secondaire vis-à-vis de la variabilité de l'impact d'une structure en bois.

Pour la construction, on considérera une énergie moyenne de 440 MJ par tonne de structure mise en œuvre. On suppose que la déconstruction de la structure nécessite la même quantité d'énergie. L'analyse de sensibilité des paramètres de scénario conduite dans la section 10.3 a par ailleurs montré que la valeur de ce paramètre avait très peu d'influence sur la variabilité des résultats d'impact.

Traitement de fin de vie

Le scénario de traitement en fin de vie des produits bois est fixé au scénario moyen français (voir paragraphe 8.3.1) utilisé actuellement dans les fiches de déclarations environnementales françaises pour le bois d'œuvre : 67,3% des déchets bois atteignent une plateforme de tri (avec recyclage ultérieur du bois en panneaux de particules et incinération des fines de broyage), 15,4% sont incinérés avec valorisation énergétique et 17,3% sont mis en décharge.

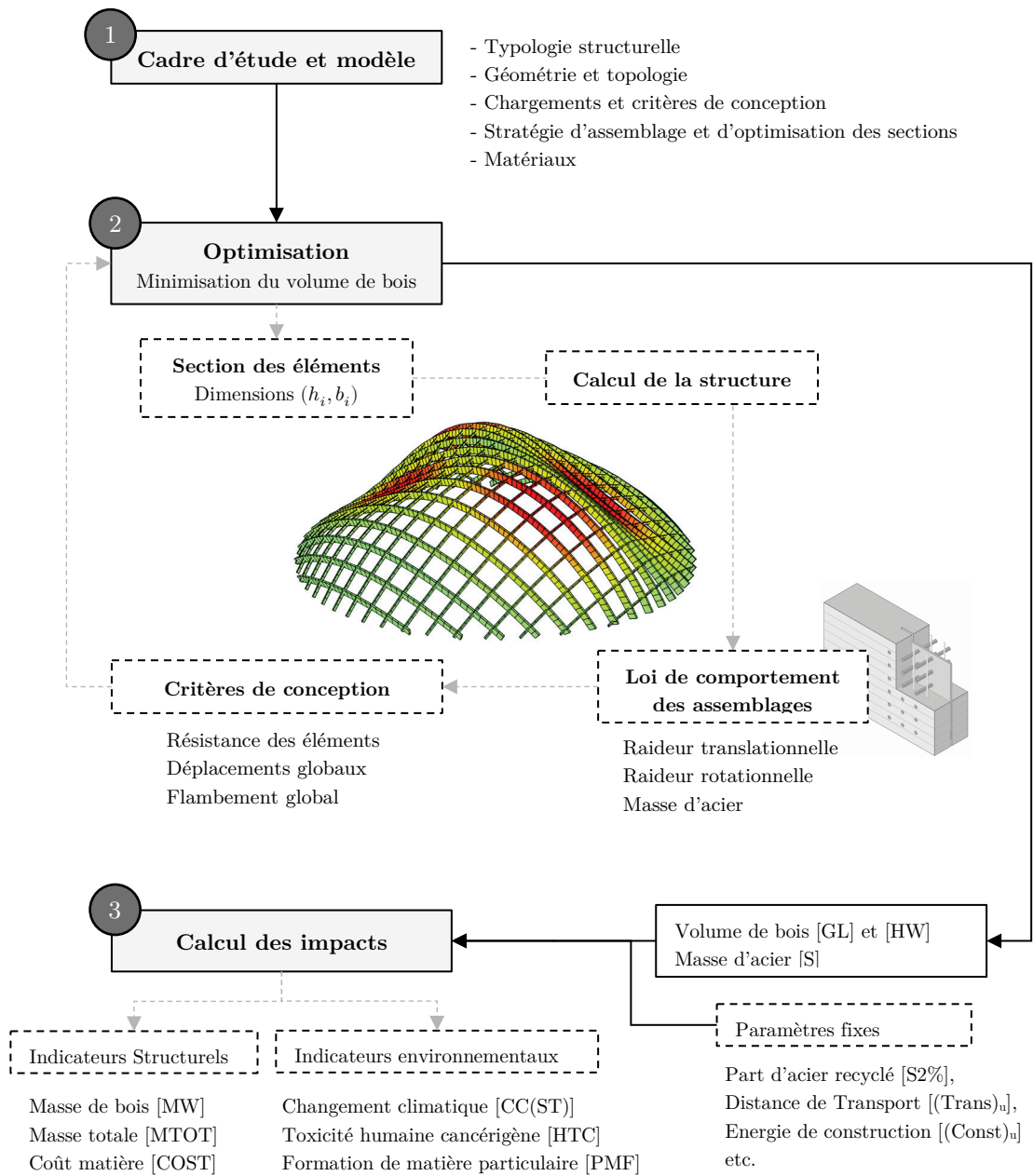


Figure 3-2 Principe général des études de cas de la partie 3

9. EXPLORATION D'UN FRANCHISSEMENT EN BOIS

Résumé

On présente dans ce chapitre l'analyse structurelle et environnementale d'un treillis en bois de grande portée. Étant donné leur généralité et leur caractère répandu dans la construction moderne, la poutre treillis apparaît comme une typologie particulièrement intéressante pour illustrer certains leviers d'optimisation structurelle et environnementale des structures en bois de grande portée.

Cette étude de cas paramétrique nous permettra d'évaluer l'influence des assemblages sur le comportement d'une poutre treillis, mais surtout de comparer plusieurs stratégies d'assemblage et d'optimisation des sections, notamment vis-à-vis de la continuité des membrures. À l'aune de plusieurs indicateurs structurels et environnementaux, nous interrogerons ainsi la question centrale de la métrique pour évaluer les performances d'une structure en bois en phase de conception.

Enfin, nous évaluerons la possibilité d'utiliser du bois massif feuillu (BMF) pour la réalisation de treillis en bois à partir d'éléments de faibles longueurs. Le BMF présente des caractéristiques mécaniques intéressantes vis-à-vis des assemblages et un impact environnemental globalement plus faible que les produits bois transformés comme le lamellé-collé.

9.1 CALCUL ET OPTIMISATION DES TREILLIS

9.1.1 Origine et fonctionnement des poutres treillis

Les poutres treillis sont des structures discrètes constituées de barres formant un ensemble de cellules triangulées. La triangulation assure la stabilité de la structure (dans le cas où les barres sont totalement articulées) et permet d'augmenter de façon importante sa raideur. Les poutres treillis offrent la possibilité de réaliser des structures de grande portée à partir d'éléments de faibles longueurs qui travaillent principalement en sollicitation axiale (traction ou compression). Ils permettent aussi de réduire la quantité de matière par rapport à une structure pleine et continue et peuvent aussi être préfabriqués pour faciliter le montage sur site des différents éléments.



Figure 3-3 Exemples de structures treillis en bois

(a) Couverture du Grand Palais éphémère, Paris, France, 2021.

(b) Passerelle piétonne de Anaklia-Ganmukhuri, Tbilissi, Géorgie, 2012.

Crédits (De gauche à droite et haut en bas) : Willemote et associés, Patrick Tourneboeuf/Tendance floue, Fast+Epp.

Développé principalement à partir de la révolution industrielle, les treillis constituent aujourd'hui une des structures les plus courantes pour la réalisation d'ouvrages de franchissement ou de couverture de grande portée en acier et en bois (ponts, passerelles, couvertures, stades, etc. voir **Figure 3-3**) et ont fait – et font encore – l'objet de nombreuses recherches. En tant que tels, ils représentent donc un cas de référence idéal pour illustrer de nouveaux principes de conception ou de calcul.

9.1.2 Principes de conception des treillis en bois

Les poutres treillis en bois offrent aujourd'hui une solution économique pour la réalisation de structures de couverture ou de franchissement de grande portée. Plusieurs guides de conception se sont attachés à décrire le fonctionnement de cette typologie structurelle et les particularités vis-à-vis du matériau bois. Pour plus d'informations, le lecteur est invité à consulter des ouvrages de référence tel que le guide pour la conception des ouvrages d'art en bois de [Le Roy et al. \[2013\]](#), ou encore le chapitre correspondant du manuel du bois lamellé-collé rédigé par [Leloy & Millereux \[2018\]](#). On rappelle dans la suite quelques principes énoncés par ces deux ouvrages concernant la conception et le calcul des treillis en bois.

Géométrie et typologie

- De nombreuses géométries et types de treillis sont possibles et sont associés à des distributions d'efforts différentes au sein des éléments. Plusieurs facteurs peuvent intervenir dans le choix d'un type de treillis selon les objectifs et les caractéristiques du projet à l'étude : le nombre de connexions, le volume de bois mis en œuvre ou encore la complexité des assemblages, etc.
- La géométrie et le type de treillis sont aussi en général choisis en lien avec le système porteur secondaire qui s'appuient sur les poutres treillis pour limiter la flexion locale des membrures et transmettre les efforts le plus proche possible des nœuds du treillis.
- Les élancements (rapport hauteur sur portée) classiques se situent autour de $1/10^e$ à $1/12^e$.
- Les deux ouvrages [Le Roy et al., 2013] et [Leloy et al., 2018] insistent sur l'importance de la minimisation du nombre d'assemblages compte tenu du coût important des connexions, sans pour autant donner d'ordre de grandeur précis.
- On préfère classiquement favoriser les assemblages en compression qui offrent plus de possibilités techniques (assemblage par contact bois/bois, assemblage métallique, etc.) par rapport à des assemblages en traction généralement plus coûteux et complexes à réaliser. Toutefois, la vérification du flambement des éléments en compression peut s'avérer critique pour les treillis de grande portée.
- Le transport constitue fréquemment une contrainte majeure dans le cas de poutre treillis de grande portée. En fonction des gabarits de transport, il est généralement conseillé de favoriser le prémontage en atelier, même si le montage et les assemblages peuvent aussi être entièrement réalisés sur site.

Calcul et semi-rigidité des nœuds d'assemblage.

La raideur au nœud des assemblages constitue un des points de vigilances majeurs de la conception des treillis en bois. Une poutre treillis parfaite est constituée d'un ensemble de barres totalement articulées à chaque nœud et sans excentricité. Toutefois, dans les structures bois, cette situation se produit très rarement. Tout d'abord les membrures sont souvent réalisées avec des éléments continus, et même dans le cas d'éléments interrompus à chaque nœud, une certaine raideur en rotation est présente aux assemblages, pouvant influencer la valeur et la distribution des efforts dans les éléments. Ensuite, le glissement axial des connexions peut entraîner une augmentation de la flèche importante à l'échelle globale.

Sachant la difficulté à évaluer la raideur des assemblages et dans une vision sécuritaire, on conseille en phase de conception d'adopter une approche enveloppe pour les efforts dans les éléments et les connexions. Il s'agit ainsi de considérer les efforts maximums entre d'un côté le cas du treillis parfait et de l'autre un treillis avec des membrures continues et des éléments encastres à chaque nœud. Pour les déplacements, Leloy et al. [2018] conseillent de considérer une augmentation forfaitaire de la flèche due à la semi-rigidité des assemblages d'un facteur de 1,1-1,2 pour les broches et de 1,3-1,4 pour les boulons, sans précision sur le type de treillis, où la continuité des éléments.

On trouve aussi dans la littérature quelques études sur l'influence des raideurs d'assemblage sur le comportement d'un treillis. Šilih et al. [2010] étudient par exemple l'optimisation de différents treillis en intégrant le calcul des assemblages par broches. Ils montrent que la prise en compte de la raideur des assemblages peut conduire à une perte de raideur non négligeable (jusqu'à 40%) et donc à une augmentation du coût de la structure si le dimensionnement des éléments est piloté par les contraintes de déplacement global. Dans une étude similaire, Šilih et al. [2005] notent que la semi-rigidité a toutefois peu d'influence si le système est contrôlé par les contraintes de résistance des éléments (Etats Limites Ultimes).

9.1.3 Optimisation structurelle et environnementale des franchissements

Le calcul et l'optimisation des treillis, et plus largement des structures spatiales réticulées, ont fait l'objet de nombreuses études.

Optimisation des structures treillis par la méthode de *ground structure*

Plusieurs éléments de bibliographie ont déjà été introduits dans les parties précédentes sur l'optimisation des structures discrètes, et notamment des méthodes basées sur l'approche dite de *ground structure* apparue dans les années 60 et dont les performances et les conditions d'utilisation sur des cas d'application continuent encore de faire de l'objet de nombreuses améliorations. Le lecteur est invité à consulter le paragraphe 4.2.2 pour plus d'informations sur ces méthodes.

Optimisation des structures à l'aide d'indicateurs morphologiques

La volonté de simplifier les méthodes d'optimisation pour minimiser le volume de matière dans les structures soumises à des contraintes de résistance, de raideur et de flambement a conduit au développement de toute une théorie autour des indicateurs morphologiques des structures. Cette approche introduite par l'architecte Philippe Samyn et développé par Latteur [2000] consiste à réduire le nombre de paramètres d'un problème d'optimisation en plusieurs nombres adimensionnels capable de décrire le comportement et les performances d'une structure. Ces indicateurs prennent le nom d'indicateurs de volume, de poids propre, de déplacement, de flambement, etc. La théorie a ensuite été étendue aux phénomènes de vibrations et aux instabilités globales des structures planes par Vandenberg [2010]. Finalement, Latteur et al. [2017] présentent une extension de la méthode pour les structures tridimensionnelles hyperstatiques et précontraintes.

Dans sa thèse, Latteur [2000] présente une analyse comparative de différentes typologies de treillis. En lien avec l'étude de cas qui suit, on peut noter plusieurs résultats importants de ce travail. Les treillis de type Warren et Pratt conduisent à des volumes de bois relativement similaires (autour de 5% de différence à l'avantage du treillis Warren). Le treillis de type Howe présente des performances inférieures vis-à-vis du volume de bois (augmentation de l'ordre de 25% par rapport au treillis Pratt). Finalement, Latteur montre que l'optimisation individuelle des barres peut apporter un gain de matière situé entre 20% et 40% par rapport à un treillis composé de barres toutes identiques. Il insiste cependant sur les difficultés pratiques liées à la réalisation d'un tel treillis où éléments et assemblages sont tous différents.

Exploration structurelle des franchissements

Les méthodes classiques d'optimisation conduisent généralement à une solution unique, fonction de l'espace de conception étudié ou de l'indicateur de performance choisi. Cette solution finale peut finalement s'avérer sans grand intérêt pratique et esthétique pour le concepteur. Cette limitation a ainsi poussé certains chercheurs à réfléchir à la nécessité de prendre en compte à la fois les objectifs de performance quantitatifs, mais aussi des exigences plus qualitatives dans la conception des structures. Dans sa thèse, [Mueller \[2014\]](#) propose ainsi une nouvelle approche numérique basée sur l'exploration du domaine de conception plutôt que l'optimisation d'une solution. Elle propose d'étendre les principes des algorithmes évolutionnaires en intégrant, dans le processus d'optimisation, une interaction possible avec des choix subjectifs du concepteur afin d'orienter l'exploration du domaine de conception [[Mueller & Ochsendorf, 2015](#)].

Optimisation environnementale des structures de franchissement

On observe depuis quelques années le développement de nouvelles réflexions basées sur la volonté d'introduire des critères environnementaux ou énergétiques dans le processus de conception et d'optimisation des structures de franchissement.

[Brown & Mueller \[2016\]](#) présentent une étude d'optimisation multicritère d'une structure de grande portée en acier en couverture d'un bâtiment. Leur étude intègre d'une part un critère classique de minimisation du volume de matière, et d'autre part un critère de minimisation de l'énergie du bâtiment, qui prend en compte simultanément l'énergie grise liée à la production de la matière et l'énergie opérationnelle de chauffage ou refroidissement du bâtiment.

Dans son mémoire de master, [Stern \[2017\]](#) explore la possibilité de combiner des éléments en acier et d'autres en bois lamellé-collé pour minimiser l'empreinte carbone (indicateur PRG ou GWP en anglais) des matériaux d'une poutre treillis. Il convient de noter que l'auteur présente dans son travail l'absence de prise en compte du comportement, de la faisabilité et de l'impact des assemblages comme une des limites principales à son étude.

Afin de réduire l'impact environnemental et la consommation de matière premières des structures, [Brütting et al. \[2019\]](#) explorent la possibilité de concevoir une structure de type treillis en acier en réemployant des éléments d'un stock existant. Cette étude présente une méthode de conception et d'optimisation novatrice afin d'explorer les géométries et topologies possibles d'une structure treillis en fonction des chargements et des conditions d'appuis, mais surtout contraint par les sections et les longueurs des éléments réemployés. Le réemploi d'éléments de structure existants génère toutefois des impacts dus à la déconstruction, au reconditionnement ou encore au transport de ces éléments. En fonction des caractéristiques d'un projet, le réemploi peut ne pas être toujours préférable vis-à-vis de l'utilisation d'un élément neuf. [Brütting et al. \[2020\]](#) présentent ainsi une méthode permettant de minimiser l'impact environnemental d'un treillis en utilisant à la fois des éléments réemployés et d'autres neufs. L'impact environnemental est déterminé par une Analyse de Cycle de Vie, intégrée dans la fonction objectif du processus d'optimisation structurelle, sous contraintes de résistance et de flèche globale.

9.2 CADRE DE L'ETUDE

9.2.1 Géométrie et typologies du treillis

Description du système

L'étude de cas qui suit vise à identifier certains leviers pour optimiser d'un point de vue structurel et environnemental la conception d'un treillis en bois. On suppose que ce treillis fait partie d'une charpente composée d'une série de treillis espacés de 4 m les uns des autres et qui portent un réseau secondaire de poutres supportant un complexe de toiture. On exclut ce réseau secondaire de poutres de notre étude structurelle, tout comme le système de stabilisation – i.e. de contreventement – en plan de la toiture. Les charges de poids propre de ces éléments seront toutefois prises en compte de manière implicite dans les charges permanentes qui s'exercent sur le treillis (voir prochain paragraphe). La portée du treillis est notée L et sa hauteur structurelle (distance entre les fibres neutres des deux membrures) H (voir **Figure 3-4(a)**). L'élançement géométrique du treillis est défini par le rapport H/L . On suppose que le treillis est divisé de façon égale en N cellules triangulées.

Conditions d'appuis

Comme illustré dans la **Figure 3-4(a)**, on suppose que ce treillis est appuyé de façon isostatique, avec un appui simple d'un côté (i.e. blocage des degrés de liberté x , y , z) et un appui glissant dans la direction x de l'autre (i.e. blocage des degrés de liberté y , z). On supposera que les nœuds de la membrure supérieure sont bloqués dans la direction y , grâce au système de stabilisation de la toiture, qui, on le rappelle, est exclu de notre étude.

Typologies structurelles

On étudiera différentes typologies de treillis, comme illustré dans la **Figure 3-4(b)** :

- La poutre treillis de type Pratt dans lequel les éléments verticaux sont en compression et les éléments diagonaux sont en tension.
- La poutre treillis de type Howe, qui présente un fonctionnement opposé au treillis Pratt, avec des montants en traction et des diagonales en compression.
- La poutre treillis de type Warren est un treillis sans montant vertical, qui présente donc l'avantage de limiter le nombre d'éléments, mais surtout le nombre d'assemblages dans la structure. Cependant, la longueur des membrures entre les nœuds étant plus importante que pour les treillis Howe et Pratt, le dimensionnement des treillis Warren peut s'avérer particulièrement sensible à la vérification au flambement de la membrure en compression et à la présence de charges concentrées entre les nœuds.

9.2.2 Chargements et critères de conception

Les chargements sur la structure sont présentés dans la **Figure 3-4(a)**.

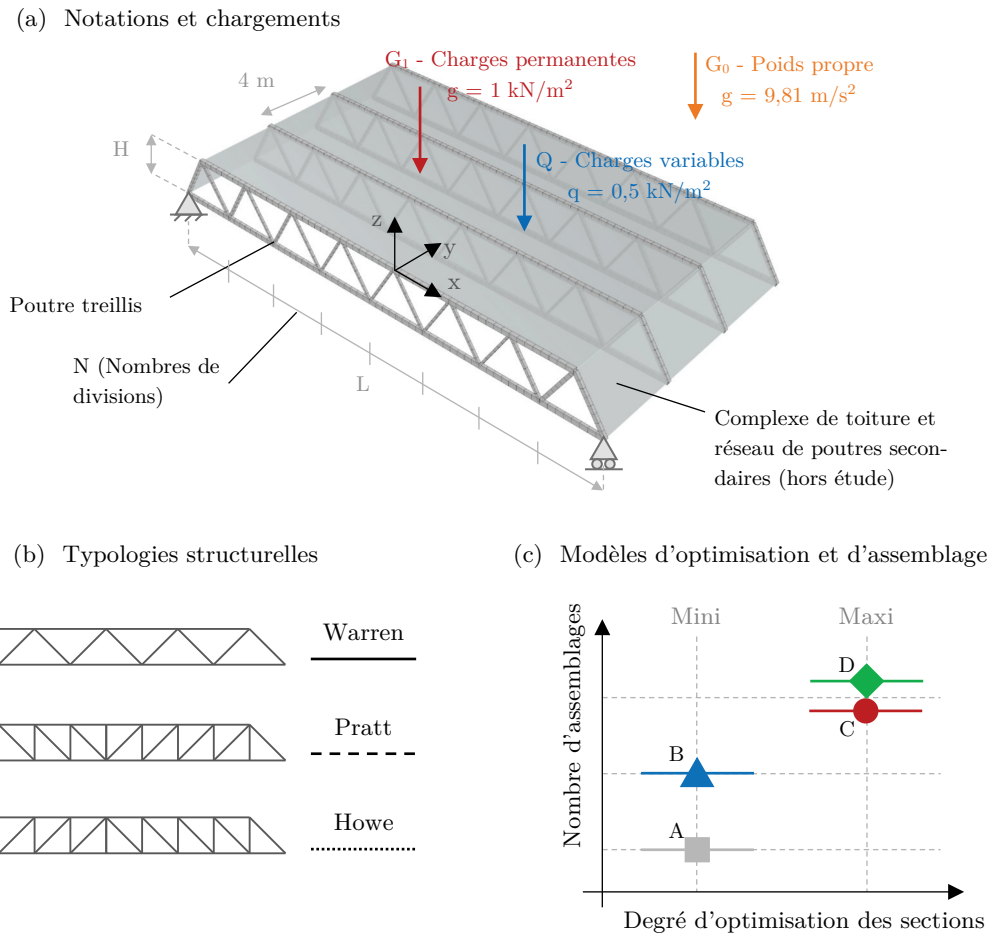


Figure 3-4 Notations, chargements et typologies structurelles pour l'étude structurelle et environnementale d'un treillis en bois.

Charges permanentes

Le poids propre des éléments de la structure en bois est déterminé automatiquement à partir du modèle de calcul et des masses volumiques moyennes des matériaux présentés dans le **Tableau 3-3**. La masse des assemblages métalliques est évaluée grâce au modèle simplifié développé en partie 1 et intégrée au modèle de calcul au travers de forces ponctuelles s'appliquant aux extrémités des éléments assemblés. Ce cas de charge est noté G_0 .

On considère une charge permanente surfacique de toiture de $1,0 \text{ kN/m}^2$, prenant en compte à la fois le poids du complexe de couverture à proprement parler d'environ $0,75 \text{ kN/m}^2$, mais aussi le poids des éléments structuraux secondaires (poutres transversales et système de contreventement) à hauteur de $0,25 \text{ kN/m}^2$. On supposera pour simplifier que cette charge se répartie uniformément sur la membrure supérieure du treillis, soit une charge linéique de $4,0 \text{ kN/ml}$. On note ce cas de charge G_1 .

Matériau	Masse volumique
Bois lamellé-collé GL24h	420 kg/m ³
Bois massif feuillus D30	640 kg/m ³
Acier assemblages	7850 kg/m ³

Tableau 3-3 Masse volumique des matériaux

Cas de charges	Critère
Etats Limites de Service (ELS)	
$G = G_0 + G_1$	Flèche instantanée poids propre – Pas de critère car contreflèche
Q	Flèche instantanée variable - $\Delta_{inst} \leq L/300$
$0,6G+Q$	Flèche long-terme - $\Delta_{LT} \leq L/200$
Etats Limites Ultimes (ELU)	
1,35G	Résistance EC5 - $k_{mod} = 0,6$
1,35G+1,5Q	Résistance EC5 - $k_{mod} = 1,1$
G = G ₀ +G ₁ (poids propre de la structure + charges permanentes)	

Tableau 3-4 Combinaisons de charges et critères de conception considérés pour l'étude structurelle et environnementale d'un treillis en bois.

Charges variables

Pour ne pas multiplier les chargements, on considérera simplement un seul cas de charges variables noté Q , avec une charge surfacique descendante de 0,5 kN/m², soit une charge linéique sur la membrure supérieure de 2,0 kN/m². On suppose que cette charge correspond à une force de pression de vent s'exerçant au global sur la couverture de l'ouvrage, charge qui a été obtenue à partir d'une simplification de l'application des principes de l'Eurocode 1-4 à une toiture-terrasse. Il convient de noter que le vent pourrait aussi entraîner des effets globaux de dépression – i.e. de soulèvement – sur la toiture, et donc s'opposer à l'effet des charges permanentes. Toutefois, on considère ici que la charge globale variable de dépression est ici largement inférieure aux charges permanentes totales (poids propre et charges permanentes de couverture), si bien qu'aucun phénomène de soulèvement, et donc d'inversion du fonctionnement structurel des éléments n'est observé.

Critères de conception ELU

La structure est dimensionnée selon les principes de l'EC5. En premier lieu, la résistance des éléments est donc vérifiée aux Etats Limites Ultimes (ELU). Conformément aux principes des Eurocodes, différentes combinaisons de cas de charges ont été considérées et sont présentées dans le **Tableau 3-4** en considérant les facteurs modificatifs k_{mod} associés à la classe de service 1. On considérera simplement une longueur de flambement égale à la longueur de l'élément pour les montants verticaux et les diagonales des treillis. Pour la membrure supérieure en compression, la vérification au flambement s'effectuera en considérant une longueur

de flambement égale à la distance entre nœuds, soit la distance entre les points « durs » dans la direction transversale.

Critères de conception ELS

En deuxième lieu, il convient de vérifier l'aptitude au service de la structure sous les actions auxquelles elle est soumise. Cette vérification consistera ici à vérifier que les déformations de la structure n'excèdent pas une certaine valeur limite. Conformément aux critères usuels de déformation de l'EC5, on limitera ainsi la flèche globale sous charges variables à $L/300$ et la flèche finale à $L/200$, avec L la portée du treillis. On considérera que la structure possède une contre-flèche égale au déplacement de la structure sous les effets de son poids propre et des charges permanentes. Les critères de déplacement et les combinaisons de charges associées sont présentés dans le **Tableau 3-4**. Conformément à l'EC5, un facteur modificatif k_{def} de 0,6 a été considéré sur les charges permanentes pour le calcul de la flèches long terme.

9.2.3 Typologies d'assemblage et stratégie d'optimisation des sections

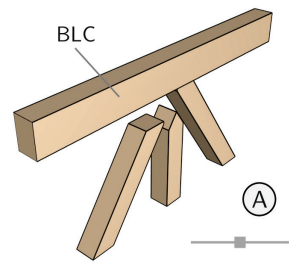
Au travers de cette étude de cas, on cherche à illustrer comment différents choix de conception vis-à-vis des assemblages peuvent influencer les performances structurelles et environnementales d'une poutre treillis en bois, en lien avec le comportement mécanique, les contraintes de fabrication, de mise-en-œuvre et de transport des éléments. Pour cela on étudie différents modèles présentés dans la **Figure 3-4** et le **Tableau 3-5**.

Une structure de référence sans assemblage – Modèle A

Pour illustrer la nécessité fondamentale d'intégrer le comportement et l'impact des assemblages, on considère tout d'abord le modèle A, modèle de référence, dans lequel aucun assemblage n'est pris en compte. Toutes les sections des éléments du treillis (membrures, diagonales et montants) seront optimisées de manière individuelle. Tous les éléments sont supposés en bois lamellé-collé de classe GL24h. Ce modèle représente donc la solution optimale en termes de minimisation de la matière, sans tenir compte du comportement des assemblages, ni des contraintes de transport et de mise en œuvre des éléments du treillis.

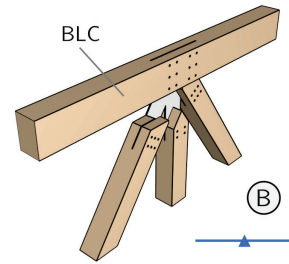
Minimiser le nombre d'assemblages – Modèle B

On introduit ensuite le modèle B, premier modèle avec assemblages, dans lequel chaque diagonale et chaque montant possède un assemblage par broches à chaque extrémité, assurant la connexion avec les membrures inférieure et supérieure du treillis. Les membrures sont supposées continues et de section constante avec seulement des assemblages aux extrémités du treillis (voir **Figure 3-4**). L'utilisation de membrures continues exprime une volonté claire de minimiser l'influence des assemblages, avec un nombre minimal d'assemblages dans le treillis. Par conséquent, cette stratégie conduit à maximiser la continuité, donc la longueur des éléments. Bien entendu, en fonction de la portée, il pourra être nécessaire de décomposer les membrures en plusieurs éléments, notamment pour le transport, qui constitue généralement une contrainte majeure pour les treillis de grande portée, comme noté dans [Leloy et al., 2018]. Néanmoins, le modèle B permettra d'apprécier les performances de cette configuration extrême avec membrure totalement continue, indépendamment de la portée étudiée.



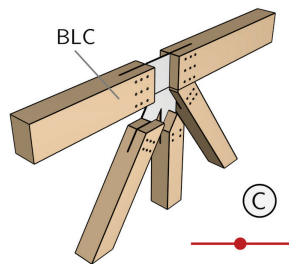
Optimisation Sections - A

Membrane : *Unique*
 Diagonales : *Individuelle*
 Montants : *Individuelle*



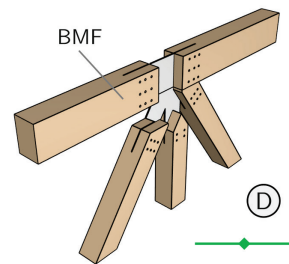
Optimisation Sections - B

Membrane : *Unique*
 Diagonales : *Individuelle*
 Montants : *Individuelle*



Optimisation Sections - C

Membrane : *Individuelle*
 Diagonales : *Individuelle*
 Montants : *Individuelle*



Optimisation Sections - D

Membrane : *Individuelle*
 Diagonales : *Individuelle*
 Montants : *Individuelle*

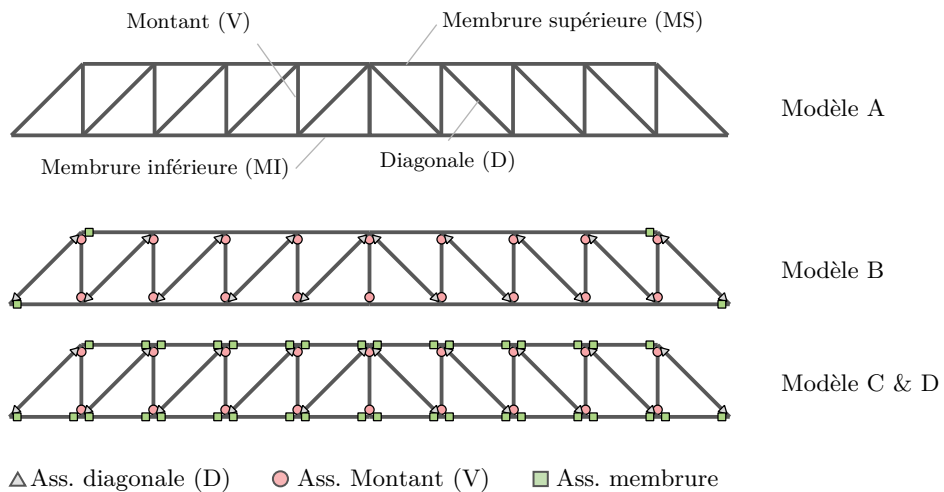


Figure 3-5 Assemblages, matériaux et stratégies d'optimisation des sections pour l'exploration structurelle et environnementale d'un treillis en bois.

Modèle	Matériaux	Sections	Assemblages
A	Lamellé-collé GL24h (BLC)	$MS + MI + (D_i) + (V_i)$	-
B	Lamellé-collé GL24h (BLC)	$MS + MI + (D_i) + (V_i)$	$(D_i) + (V_i)$
C	Lamellé-collé GL24h (BLC)	$(MS_i) + (MI_i) + (D_i) + (V_i)$	$(MS_i) + (MI_i) + (D_i) + (V_i)$
D	Bois Massif Feuillus D30 (BMF)	$(MS_i) + (MI_i) + (D_i) + (V_i)$	$(MS_i) + (MI_i) + (D_i) + (V_i)$

Groupe d'éléments : MS = Membrane supérieure ; MI = Membrane inférieure ; D = Diagonales ; V = Montants ; **Sections ou assemblages :** X = section ou assemblage unique par groupe d'éléments ; (X_i) = dimensionnement des sections ou des assemblages par élément individuel

Tableau 3-5 Tableau des variables pour (assemblages, matériaux et stratégies d'optimisation des sections) pour l'étude d'exploration structurelle et environnementale d'un treillis en bois.

Minimiser la longueur des éléments – Modèle C

A l'opposé du modèle B, pour lequel on a cherché à maximiser la continuité des éléments, on introduit le modèle C qui consiste au contraire à minimiser la longueur des éléments qui composent les membrures du treillis. Les membrures sont découpées à chaque nœud du treillis avec des éléments présentant des assemblages par broches à chaque extrémité (voir **Figure 3-4**). Les éléments sont toujours supposés réalisés en bois lamellé-collé de classe GL24h. Le modèle C représente donc le pendant avec assemblage du modèle de référence A.

Ce modèle illustre bien entendu un cas extrême, avec une volonté de minimiser à tout prix la longueur des éléments, pour des contraintes de transport par exemple, ce qui conduit inévitablement à introduire un nombre très important d'assemblages. Cependant cette configuration offre aussi la possibilité d'optimiser individuellement la section de chaque élément des membrures, et donc de réduire potentiellement le volume de matière dans la structure.

Les modèles B et C permettent donc d'encadrer toutes les stratégies possibles entre la volonté de simplifier la conception et limiter le nombre d'assemblages avec des éléments continus, et la nécessité pour des contraintes de transport de découper les membrures, offrant aussi la possibilité d'optimiser la section des éléments le long de celles-ci.

Utilisation d'éléments en bois massif – Modèle D

Finalement, la stratégie précédente avec une réduction importante de la longueur de tous les éléments du treillis permet aussi d'envisager l'utilisation d'éléments en bois massif. On introduit donc le modèle D, dans lequel tous les éléments sont supposés en bois massif feuillu de classe de résistance D30. La comparaison des modèles C et D permettra d'étudier plusieurs effets. Tout d'abord le bois massif feuillu de classe D30 présente des propriétés mécaniques relativement similaires au bois lamellé-collé GL24h en termes de résistance et de raideur. Cependant, comme c'est un bois beaucoup plus dense, la résistance et la raideur des assemblages par broches sont bien meilleures, offrant la possibilité éventuelle de diminuer la quantité d'acier dans les assemblages. Finalement, comme on a pu l'observer dans la partie 2 de ce travail, le bois massif peut présenter des avantages sur le plan environnemental.

9.3 CALCUL DES ASSEMBLAGES ET PROCESSUS D'OPTIMISATION

9.3.1 Principes de calcul des assemblages

Pour calculer la raideur et la masse des assemblages par broches de la structure, on utilise la loi de comportement simplifiée développée dans le chapitre 3. Ce modèle permet ainsi d'obtenir une évaluation des raideurs en translation et rotation, ainsi que de la masse d'un assemblage par broches, simplement à partir du torseur d'effort qui s'y applique et du facteur de forme de la section de l'élément assemblé. Ce modèle d'assemblage simplifié est implémenté directement dans le processus de calcul de la structure et résumé dans la **Figure 3-7**.

Pour chaque assemblage i et chaque cas de charges ELU j , on extrait du modèle de calcul le torseur d'effort $(N_{i,j}, V_{i,j}, M_{i,j})$ s'appliquant sur l'assemblage. Dans la mesure où la loi de comportement a été développée avec un facteur modificatif k_{mod} égal à 1, on détermine le torseur d'effort corrigé, en tenant compte du facteur modificatif réel $k_{mod,j}$ associé au cas de charge considéré. A partir de ce torseur d'effort corrigé et du facteur de forme de la section η_i , on évalue la masse $M_{i,j}$ et les raideurs en translation $K_{i,j}$ et en rotation $C_{i,j}$ de l'assemblage pour la combinaison j . Finalement, on détermine les propriétés finales de l'assemblage à partir des propriétés du cas de charge qui conduit à la masse maximale d'assemblage.

Facteurs modificatifs de la loi de comportement

La loi de comportement développée dans la partie 1 de ce travail permet d'évaluer la masse d'acier (plaques, broches et vis de renforcement) correspondant seulement à la zone de connexion à l'extrémité d'un l'élément bois. Dans le modèle C, cette loi permet directement d'évaluer l'acier des assemblages des membrures, montants et diagonales. Pour le modèle B, les membrures sont supposées continues, et on évalue seulement la masse et la raideur des assemblages par broches des diagonales et des montants (voir zone verte **Figure 3-6**). Toutefois, la conception du treillis exige aussi d'assembler ces éléments dans les membrures (voir zone rouge **Figure 3-6**). Pour simplifier la modélisation de cet assemblage du modèle B, on supposera qu'il nécessite le double de la masse d'acier contenue dans les assemblages d'extrémité des pièces qu'il connecte. De façon similaire, les raideurs des assemblages des éléments connectés sont divisées par deux (i.e. on considère deux ressorts identiques en série).

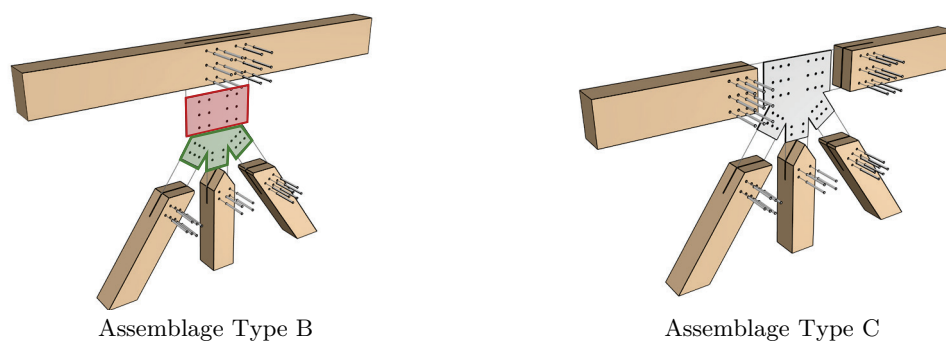


Figure 3-6 Vue explosée des assemblages du treillis.

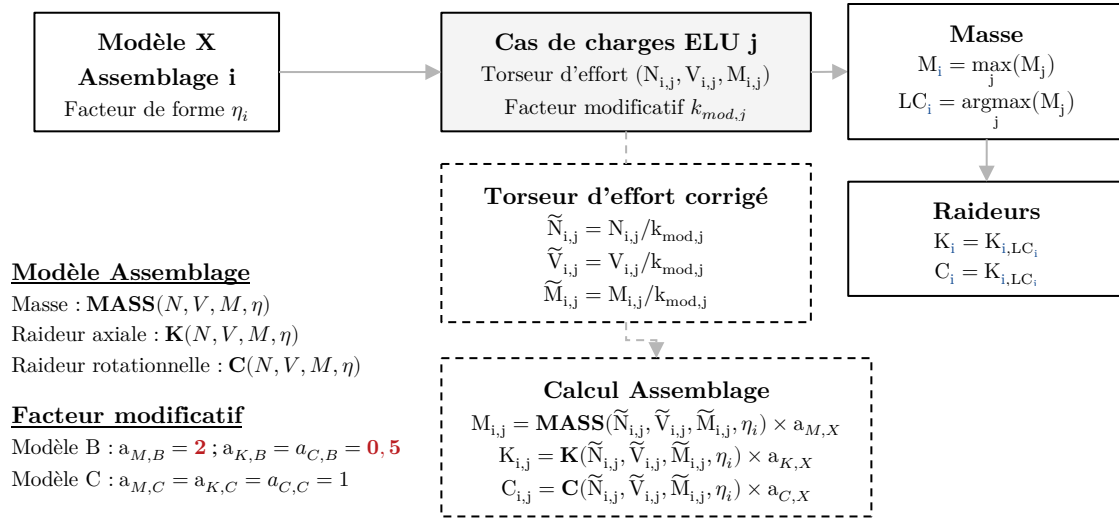


Figure 3-7 Processus de calcul de la masse et de la raideur des assemblages par broches.

Raideur de service (ELS) et raideur ultime (ELU)

On rappelle que le modèle développé dans le chapitre 5, fournit une évaluation de la raideur d'assemblage de service $K_{ser,ass}$ – i.e. de la raideur à utiliser aux ELS. Comme cela a été détaillé dans le chapitre 5 si, par simplification, on approche généralement le comportement des assemblages par une relation linéaire, leur comportement s'avère en fait fortement non linéaire, tout particulièrement sous des hauts niveaux d'effort. Ainsi, la raideur linéaire apparente est généralement plus faible lorsqu'on approche la capacité résistance de l'assemblage. Par conséquent, à l'ELU, l'EC5 propose de réduire forfaitairement la raideur de l'assemblage d'un facteur de 2/3 pour obtenir la raideur ultime $K_{U,ass}$.

Cette différence de comportement en fonction du niveau d'effort peut fortement complexifier l'étude d'une structure en bois, avec la nécessité de réaliser plusieurs modèles de calcul en fonction du critère que l'on cherche à vérifier. La vérification des déplacements doit se faire sur un modèle intégrant la raideur de service $K_{ser,ass}$ des assemblages, tandis que toutes les vérifications de résistance doivent se faire en utilisant la raideur ultime $K_{U,ass}$.

Ici, pour ne pas complexifier inutilement le processus de calcul et surtout d'optimisation sous contraintes de résistance et de déplacement global, et dans la mesure où on se place davantage dans un cadre d'étude préliminaire, on choisit d'utiliser simplement la raideur de service $K_{ser,ass}$ des assemblages, quel que soit le cas de charges étudié.

Cette approche peut être discutable dans le cas de structures fortement hyperstatiques, où la distribution des efforts dépend intrinsèquement de la raideur de chaque élément de la structure et donc de la raideur des assemblages. Toutefois, il est légitime de se dire que l'utilisation de la raideur de service $K_{ser,ass}$ permet d'avoir une approche plutôt sécuritaire sur les éléments les plus sollicités de la structure, dans la mesure où, pour ces éléments, plus la raideur

sera grande, et plus l'effort sollicitant sera lui aussi vraisemblablement important. Cependant, l'approche retenue ne permet pas de garantir une approche sécuritaire sur tous les éléments de la structure. D'ailleurs, dans une approche enveloppe pour les treillis, on recommande de considérer les efforts maximaux dans les éléments entre les deux cas extrêmes : éléments totalement encastrés et éléments totalement rotulés [Leloy et al., 2018].

Quoi qu'il en soit, une forte incertitude demeure sur les méthodes d'évaluation des raideurs d'assemblage, et en pratique il est généralement nécessaire de conduire *in fine* des analyses de sensibilité sur la valeur des raideurs, pour encadrer le phénomène et s'assurer d'adopter une approche sécuritaire pour la conception. Il convient de rappeler que ce travail s'inscrit dans une démarche de phases préliminaires de conception où l'on cherche à maîtriser l'ordre de grandeur des différentes approximations. Finalement, on note aussi que la différence relative entre la raideur de service et la raideur ultime est de l'ordre de grandeur des intervalles de confiance de notre modèle statistique d'assemblage.

Jeu d'assemblage

Les jeux d'assemblage jouent un rôle fondamental sur le comportement de la structure, et peuvent conduire à une réduction significative de la raideur globale de l'ouvrage. Ce phénomène entraîne toutefois un comportement fondamentalement non-linéaire. Si l'EC5 propose de modéliser éventuellement ce phénomène avec une raideur sécante, cette approche peut vite montrer ses limites pour l'étude de structures complexes, et seul un véritable calcul non-linéaire permet d'évaluer les effets globaux de la mise en place des jeux dans la structure.

Dans la suite, on décide de ne pas prendre en compte le jeu des assemblages de la structure. Plusieurs raisons justifient ce choix. Sous charges permanentes les jeux vont se mettre en place dans les différents assemblages de la structure et conduire à une augmentation du déplacement par rapport au cas sans jeu (trajet O-G sur la **Figure 3-8**). Néanmoins, ce déplacement est ici d'un intérêt secondaire, puisque nous avons fait le choix de considérer une contre-flèche de la poutre treillis pour compenser le déplacement instantané sous charges permanentes.

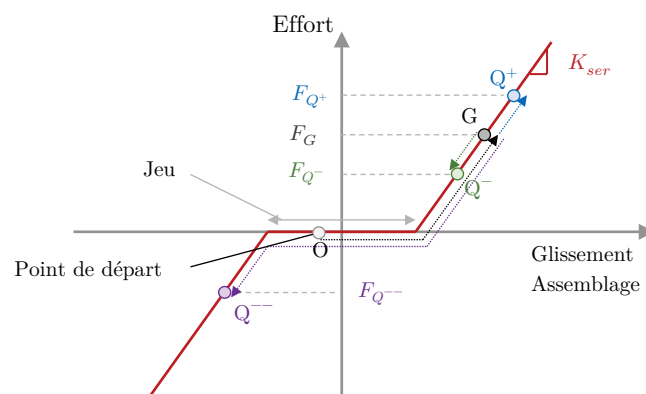


Figure 3-8 Illustration de l'effet du jeu d'assemblage.

Bien entendu, une évaluation plus précise de ce déplacement et de l'impact des jeux sera nécessaire pour dimensionner cette contre-flèche. Pour les efforts dans le treillis sous charges permanentes, un raisonnement similaire à celui développé précédemment pour l'utilisation des raideurs de service, peut aussi s'appliquer dans le cas du jeu d'assemblage. En effet, dans la mesure où le jeu entraîne une diminution de la raideur, il apparaît globalement plus sécuritaire pour les éléments les plus sollicités de considérer une raideur plus importante.

Après l'application des charges permanentes, les assemblages de la structure sont dans l'ensemble « activés », et toute charge variable dont les effets sur la structure s'ajoutent à ceux des charges permanentes ne « verra » pas de jeu des assemblages. Concrètement ici, comme le cas de charges permanentes et le cas de charges variables correspondent tous deux à un chargement linéique vertical uniforme et descendant s'exerçant sur la membrure supérieure du treillis, la déformation sous charges variables se fera vraisemblablement sans effet du jeu (trajet G-Q⁺ sur la **Figure 3-8**). Notre approche apparaît donc légitime vis-à-vis du comportement de la structure sous le cas de charges variables retenu.

Dans le cas d'un chargement variable qui s'opposerait aux effets des charges permanentes, seule une étude plus précise permettrait d'étudier le comportement de la structure. Pour un assemblage donné, si l'effet opposé reste limité, le glissement de l'assemblage se fera sans effet du jeu (trajet G-Q⁻ sur la **Figure 3-8**). Si au contraire, les sollicitations sous charges variables, provoque une inversion de l'effort dans l'assemblage, alors l'effet du jeu sera pleinement visible dans la réponse du système (trajet G-Q⁻ sur la **Figure 3-8**).

Loi de comportement pour le bois massif feuillus

L'analyse du modèle D doit permettre d'explorer la possibilité d'utiliser du bois massif feuillus pour la réalisation des éléments de notre treillis. Or, notre modèle simplifié d'assemblage a été développé pour du bois lamellé-collé GL24h. Pour simplifier notre approche et éviter de redévelopper un modèle plus spécifique au BMF, on décide d'aborder cette problématique à partir d'ordres de grandeur et de simplement modifier la loi de comportement existante.

Tout d'abord il convient de rappeler que le BMF D30 et le bois lamellé-collé GL24h présentent des propriétés mécaniques en matière de résistance et de raideur très proches, si bien que pour un même effort sollicitant, le dimensionnement d'un élément en BMF D30 et GL24h conduira à une section relativement similaire. Néanmoins, le comportement des assemblages dans les deux types de bois, lui diffère, principalement du fait d'une densité plus importante pour le bois massif feuillus, que pour du bois lamellé-collé en résineux.

On a vu dans le chapitre 5 que la capacité résistante des broches en cisaillement était majoritairement pilotée par la portance locale de l'organe dans le bois, définie pour une direction longitudinale au fil du bois par la formule suivante :

$$f_{h,0,k} = 0,082 \cdot (1 - 0,01 \cdot d) \cdot \rho_k \quad (3-1)$$

Où d le diamètre de la broche et ρ_k est la masse volumique caractéristique du bois, égale à 385 kg/m³ pour du BLC GL24h et à 530 kg/m³ pour du BMF D30.

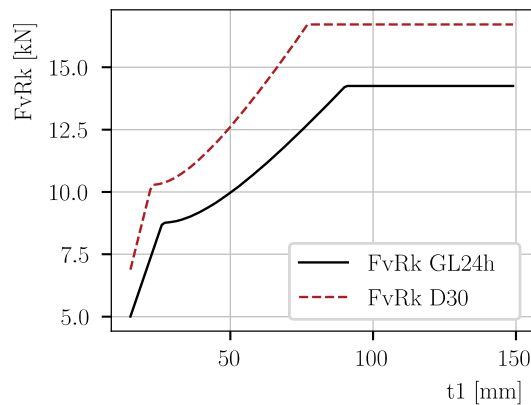


Figure 3-9 Résistance plastique caractéristique d'une broche de 12 mm de diamètre avec une plaque métallique centrale dans une pièce de bois en fonction de la demi-épaisseur t_1 de l'élément. Comparaison pour un bois lamellé-collé GL24h et du bois massif feuillu de classe D30.

Ainsi d'après la formule (3-1), la portance locale longitudinale dans le BMF D30 est 1,38 fois plus grande que celle d'un BLC GL24h. Si on revient sur les différents modes de rupture illustrés dans la **Figure 2-2**, d'une broche en cisaillement longitudinal avec une ferrure centrale, on remarque que la portance n'a pas la même influence sur la valeur de la capacité résistante en fonction du mode de rupture.

La **Figure 3-9** présente la résistance d'une broche de 12 mm en fonction de l'épaisseur t_1 de la pièce de bois de part et d'autre de la plaque métallique. Une comparaison du bois lamellé-collé et du bois massif feuillu y est présentée. Sur le domaine étudié ($t_1 \in \llbracket 15, 150 \rrbracket$ mm), on observe en moyenne une résistance de la broche dans le BMF D30 d'environ 25% supérieure à celle obtenue dans le bois lamellé-collé GL24h.

Finalement, on supposera dans la suite qu'il est possible de transposer notre modèle d'assemblage par broches à du BMF D30, en supposant qu'un assemblage par broches dans le BMF D30 présentera finalement une résistance environ 25% plus élevée que dans le BLC GL24h (ce qui revient à diviser par 1,25 le torseur d'effort d'entrée de la loi de comportement, voir **Figure 3-10**)

Selon l'approche retenue, proposée par la version actuelle de l'EC5, la raideur totale d'un assemblage par broches est proportionnelle au module de glissement d'une seule broche donnée par la formule : $K_{ser, EC5} = \rho_m^{1,5} \cdot d/23$. La raideur de l'assemblage est donc fortement dépendante de la masse volumique du bois. La masse volumique moyenne du BMF D30 étant de 640 kg/m³, et celle du BLC GL24h de 420 kg/m³, on supposera dans la suite que la raideur d'un assemblage par broches sera 1,9 fois plus élevé dans du bois BMF D30 que dans du BLC GL24h. Le processus de calcul simplifié des propriétés des assemblages pour du bois massif feuillu D30, à partir du modèle simplifié développé dans le chapitre 5, est résumé dans la **Figure 3-10**.

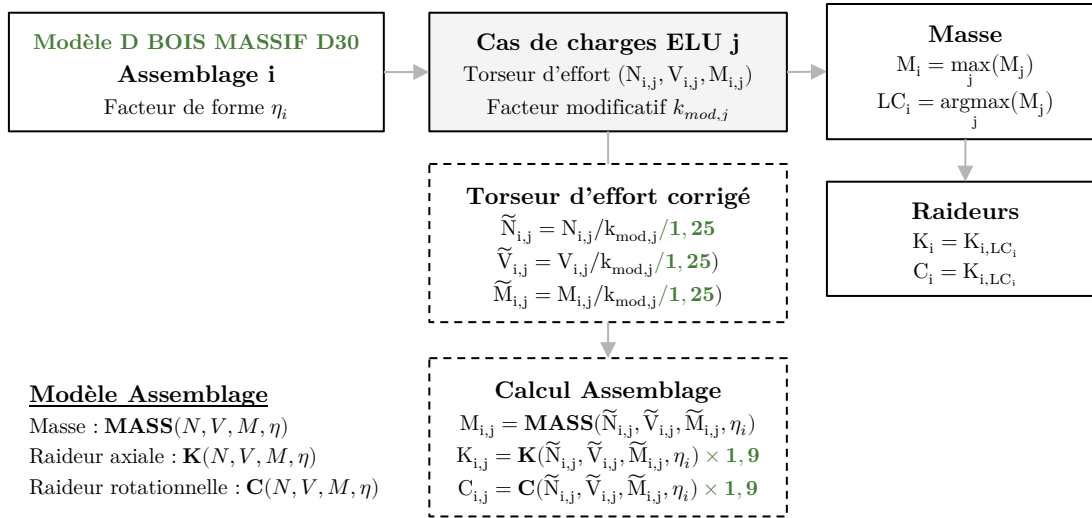


Figure 3-10 Processus de calcul de la masse et de la raideur des assemblages par broches pour le modèle D en bois massif feuillu D30.

9.3.2 Processus d'optimisation et critères de performance

Pour une géométrie donnée, le dimensionnement optimal des éléments du treillis est déterminée grâce à une approche d'optimisation par critère d'optimalité (OC) sous les contraintes de résistance aux états limites ultimes des éléments selon l'Eurocode 5 et de déplacement global aux états limites de service présentées dans **Tableau 3-4**. Pour plus d'informations sur les principes de l'algorithme d'optimisation par critère d'optimalité et son implémentation, le lecteur est invité à consulter le paragraphe 6.3 de la partie 1, et l'annexe A de ce mémoire.

D'autres fonctions de minimisation pourraient être utilisées, mais nous faisons le choix d'étudier ici la solution qui minimise la masse totale dans la structure, comprenant donc la masse des éléments bois, mais aussi la masse d'acier mise en œuvre dans les assemblages par broches. Premièrement, le poids de la structure reste une des métriques les plus utilisées dans l'ingénierie des structures. Deuxièmement, au travers de cette étude de cas, nous cherchons à interroger la pertinence de cette métrique dans l'évaluation structurelle et environnementale des ouvrages en bois de grande portée. Ainsi, pour chaque solution, on évaluera les performances de la structure à l'aune de 6 indicateurs :

- 3 indicateurs structurels : la masse de bois (MW), la masse totale avec les assemblages (MTOT) et le coût matière intégrant le coût du bois et le coût de l'acier d'assemblage.
- 3 indicateurs environnementaux : le changement climatique court terme (CC), la toxicité humaine cancérigène (HTC) et la formation de particules fines (PMF).

Le processus d'optimisation est résumé en **Figure 3-11**.

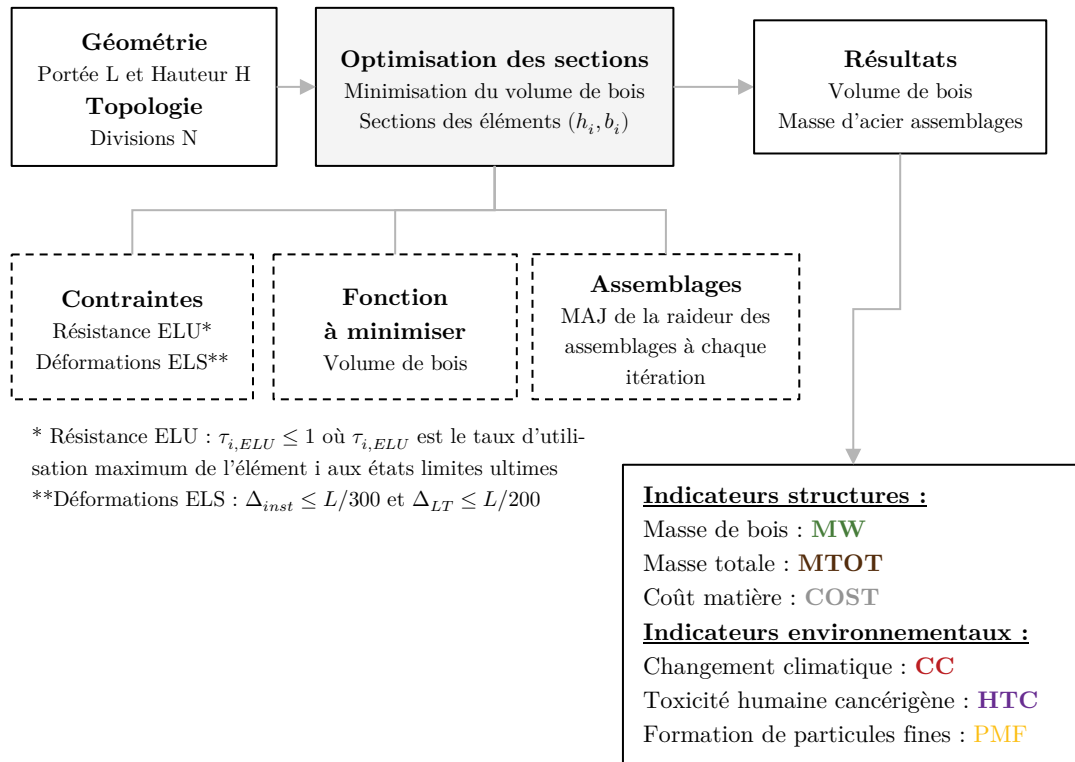


Figure 3-11 Schéma du processus d'optimisation.

9.4 RESULTATS

On s'intéresse aux résultats de l'optimisation de la masse totale d'un treillis de portée variable selon les différents modèles présentés dans le paragraphe 9.2.3. L'élanement est fixé à 1/10, soit $H = L/10$, élanement typique pour des treillis en bois des ouvrages d'art [Le Roy et al., 2013]. Pour chaque modèle, représentant une stratégie donnée en matière de matériaux, d'assemblage et de degré d'optimisation des sections, on étudiera les différents types de treillis introduits précédemment : Warren, Pratt et Howe. Pour chaque point de cette expérience, défini par une portée, un modèle et un type de treillis, on optimisera implicitement la topologie de la solution, en déterminant manuellement le nombre de divisions N (nombre de cellules triangulées) optimal (i.e. qui conduit à la masse totale minimale). On supposera que les dimensions des sections des éléments bois sont au minimum de 12 x 12 cm.

En parallèle de l'analyse qui suit, le lecteur est invité à consulter les planches de résultats et les tableaux situés en fin de chapitre. La **Figure 3-19** permet de visualiser l'ensemble des résultats de l'étude de cas à l'aune des différents indicateurs de performance structurels et environnementaux retenus. Des analyses détaillées par type de treillis (**Figure 3-21**) et par modèle (**Figure 3-22**) sont présentées dans les pages qui suivent, avec une visualisation des intervalles de confiance à 50% des différents indicateurs de performance du système.

9.4.1 Volume de bois et raideur d'assemblage

La **Figure 3-12** montre l'évolution du ratio volumique de bois (quantité de bois par mètre carré de surface couverte ou franchie) optimal dans la structure, pour les différents modèles et types de treillis étudiés. Pour tous les modèles et types de treillis, on observe une claire augmentation du ratio volumique de bois avec la portée.

En effet, on rappelle que le moment de flexion maximal d'une poutre simplement appuyée et chargée uniformément, dépend quadratiquement de la portée L selon la relation :

$$M = pL^2/8 \quad (3-2)$$

Où p est la charge linéique uniforme s'exerçant sur la poutre. Si on considère une poutre treillis parfaite, avec des éléments rotulés à chaque nœud de la structure, le moment de flexion est repris par la traction/compression des membrures. En notant, H la hauteur du treillis, la force axiale maximale dans les membrures est donnée par la formule :

$$N = \frac{M}{H} = \frac{pL^2}{8H} \quad (3-3)$$

Finalement, si on note A_M l'aire de la section des deux membrures et σ la contrainte limite du matériau, on obtient pour un treillis d'élanement constant $H = L/10$:

$$A_M = \frac{10}{8} \times \frac{pL}{\sigma} \quad (3-4)$$

De même on peut montrer à partir du comportement en cisaillement de la poutre treillis que, pour un angle des diagonales constant avec la portée, la section des diagonales et des montants dépend linéairement de la portée L et de la charge linéique p . Pour une charge constante, la quantité de matière par unité de longueur – ou de surface – augmente donc linéairement avec la portée du treillis, ce qui explique l'allure des courbes de la **Figure 3-12**.

Dans notre cas, la charge linéique qui s'applique sur le treillis n'est pas totalement constante avec la portée. En effet, dans la mesure où le poids propre de la structure est aussi pris en compte comme chargement, un effet non linéaire apparaît avec une augmentation de la charge effective avec la portée du treillis. On peut ainsi noter sur la **Figure 3-12** que le coût marginal de matière augmente légèrement avec la portée, tout particulièrement pour le modèle D qui utilise du bois massif feuillu plus lourd que du bois résineux.

Comparaison des modèles A et C et influence de la raideur des assemblages

Comme on pouvait s'y attendre, les modèles A et C conduisent aux solutions les plus économiques en matière, indépendamment de la portée et du type de treillis. Dans ces deux modèles, toutes les sections des éléments du treillis sont optimisées de manière indépendante, au détriment de l'introduction d'un grand nombre d'assemblages pour lier les éléments du treillis à chaque nœud.

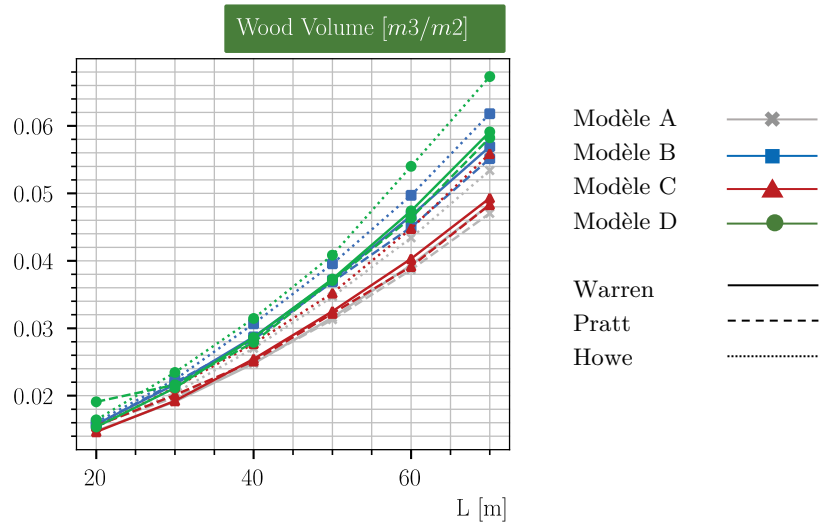


Figure 3-12 Evolution du volume de bois en fonction de la portée du treillis.

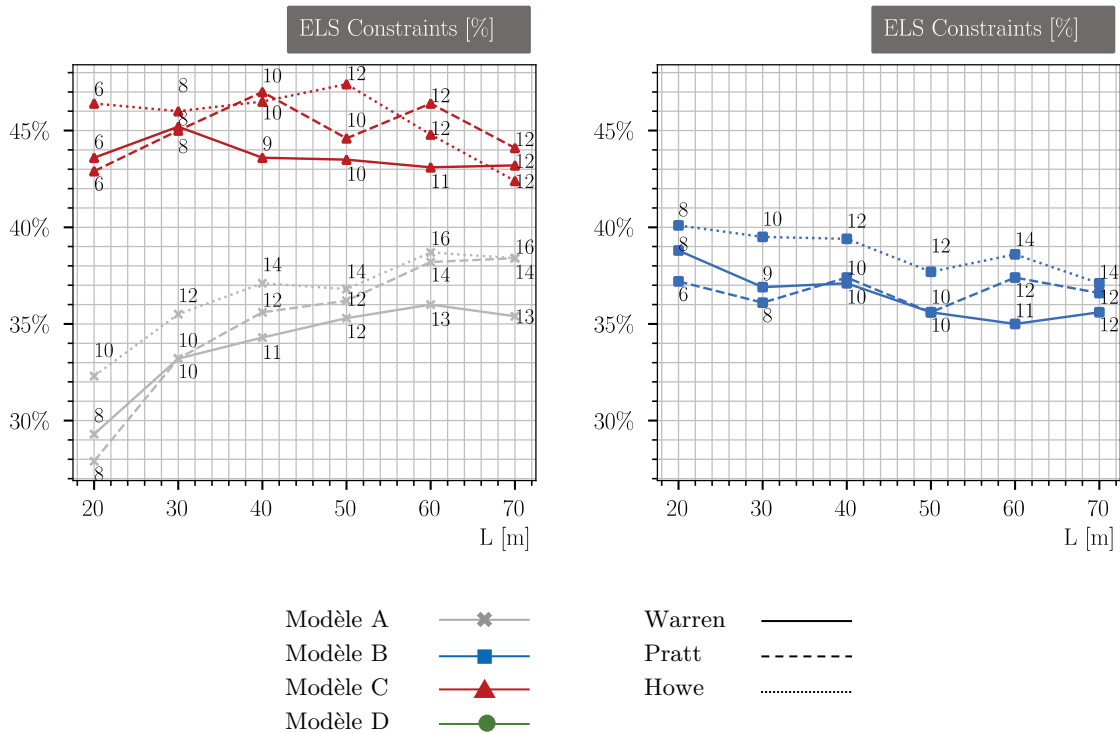


Figure 3-13 Comparaison du taux d'utilisation maximal des contraintes de déplacement et du nombre de divisions.

Si on compare les résultats des modèles A et C, on note que l'introduction du comportement des assemblages (raideur et masse) a ici très peu d'influence sur le volume de bois dans le treillis. A la différence de l'étude de cas sur l'exosquelette de contreventement d'un IGH bois conduite dans la partie 1, les critères de résistance pilotent ici le dimensionnement des éléments du treillis. On observe ainsi sur la **Figure 3-13** que les taux d'utilisation des contraintes de déplacement pour les solutions optimales des modèles A et C sont tous largement au-dessous des 100%.

On peut noter que l'introduction du comportement semi-rigide des assemblages conduit cependant à une perte de raideur globale importante du treillis, qui se traduit ici par une augmentation significative du taux d'utilisation maximal des contraintes de déplacement. En fonction de la portée et du type de treillis, la raideur des assemblages conduit à une augmentation de la flèche entre +20% et +50%. On observe aussi une influence différente de la portée sur la raideur globale du treillis entre les modèles A et C. Pour le modèle A, sans raideur d'assemblage, on note une très légère tendance à l'augmentation du taux d'utilisation des contraintes de déplacement avec la portée du treillis. Au contraire, ce taux est globalement constant voire diminue avec la portée du treillis pour le modèle C avec assemblages. Ces deux observations combinées montrent donc une claire diminution de la perte de raideur due aux assemblages avec la portée du treillis. Ce comportement peut s'interpréter en partie par l'augmentation avec la portée de la longueur des éléments et donc de la diminution de la « densité » d'assemblage par rapport au volume de bois mis en œuvre.

On observe sur la **Figure 3-13** que l'introduction des assemblages a aussi une influence sur la topologie optimale du treillis. Dans la mesure où nous avons choisi ici de minimiser la masse totale de la structure, un équilibre se met en place entre la minimisation de la masse de bois (seul critère pour le modèle A de référence sans assemblage) et la minimisation de la masse d'acier contenue dans les assemblages. Cet équilibre conduit finalement à une réduction du nombre de divisions optimal dans le modèle C par rapport au modèle A sans assemblages, quels que soient la portée et le type de treillis étudiés.

Modèle B : minimiser les assemblages

L'approche du modèle B, consistant à minimiser les assemblages en réalisant des membrures continues de section constante, conduit à une augmentation non négligeable du volume de bois dans la structure par rapport au modèle C où toutes les sections sont optimisées de manière individuelle. On observe ainsi sur la **Figure 3-12** une augmentation du volume de bois par rapport au modèle C entre +1% et +16% en fonction du type de treillis et de la portée. Néanmoins, la réalisation de membrures continues et de section constante permet d'augmenter significativement la raideur globale du treillis par rapport à la configuration d'assemblage et à la stratégie d'optimisation individuelle des sections.

On peut observer sur la **Figure 3-13** que les taux d'utilisation des contraintes de déplacement sont significativement inférieurs à ceux observés pour le modèle C, mais très légèrement supérieurs à ceux du modèle A. En effet, une part importante de la perte de raideur du modèle C s'explique par le glissement des assemblages des membrures. De plus, sachant ici que le dimensionnement des éléments du treillis est dicté par les contraintes de résistance, une part

de la perte de raideur du modèle C par rapport au modèle B, s'explique par l'optimisation individuelle de la section des éléments qui composent la membrure. Malgré tout, la semi-rigidité des assemblages des diagonales et des montants est responsable d'une certaine perte de raideur globale du modèle B par rapport à un cas sans assemblages.

Dans l'ensemble, le type de treillis semble peu influencer sur la raideur globale de la structure. On peut toutefois noter que dans l'ensemble, le treillis Warren apparaît légèrement plus rigide que le treillis Pratt, lui-même légèrement plus rigide que le treillis Howe.

Modèle D : utilisation du bois massif feuillus

Malgré des performances mécaniques du BMF D30 relativement similaires à celles du BLC GL24h, on observe sur la **Figure 3-12** que le modèle D conduit finalement à un volume de bois supérieur au modèle C quels que soient le type de treillis et sa portée. Par rapport au modèle C, on constate des augmentations entre +5% et +23% du volume de bois et on note que pour un type donné, les écarts entre les deux modèles augmentent avec la portée. Par exemple, pour un treillis de type Warren, la solution du modèle D présente un volume de bois 5% plus élevé que celle du modèle C pour une portée de 20 m, et 20% plus élevé pour 70 m de portée.

Cette différence entre modèles C et D s'explique majoritairement par la contribution significative du poids propre du treillis aux efforts dans les éléments sous charges permanentes. La masse volumique du bois massif feuillus D30 étant largement supérieure à celle du bois lamellé-collé résineux GL24h (640 kg/m³ contre 420 kg/m³), les efforts dus au poids propre de la structure sont plus élevés dans le cas d'un treillis en BMF, conduisant finalement à une augmentation du volume de bois.

Les hypothèses de chargement retenues avec des charges variables faibles sont défavorables au poids propre de la structure et donc pénalise ici le bois massif feuillus. On peut supposer que les différences entre les modèles D et C pourraient être bien plus faibles dans le cas d'une passerelle ou d'un pont où la charge variable est généralement plus importante que les charges permanentes.

Influence du type de treillis

L'impact du type de treillis (Warren, Howe ou Pratt) sur le volume de bois optimal apparaît indépendant du modèle retenu. Les treillis de type Warren et Pratt présentent des volumes de bois relativement proches, avec toutefois un très léger avantage pour le treillis Warren pour des faibles portées, et un avantage pour le treillis Pratt pour les grandes portées. Quelle que soit la stratégie retenue vis-à-vis des assemblages et de l'optimisation des sections, le treillis de type Howe conduit à des solutions présentant des volumes de bois supérieurs aux deux autres types, comme cela avait été déjà observé par [Latteur \[2000\]](#). On observe ainsi une augmentation entre +2% et +17% du volume de bois en fonction du modèle et de la portée et on note un écart croissant avec la portée du treillis.

On peut relier ces observations à la différence fondamentale de comportement entre les treillis de type Howe et Pratt. Sous charge descendante, les diagonales du treillis Pratt sont en traction et les montants en compression, tandis que le comportement s'inverse pour le treillis

Howe, avec des diagonales en compression et des montants en traction. Si le BLC GL24h présente une résistance caractéristique à la compression meilleure qu'à la traction, la vérification du flambement peut, comme c'est le cas ici, conduire à un volume de matière supérieur pour les éléments en compression. Les diagonales étant les éléments les plus longs du treillis d'un point de vue de la longueur de flambement, on observe finalement un volume de matière supérieur pour le treillis Howe, et ce, d'autant plus que la portée augmente. En effet, la longueur des éléments augmentant avec la portée, la vérification au flambement devient de plus en plus sensible quand la portée du treillis augmente. Le treillis Warren permet lui de s'affranchir de montant vertical, mais les diagonales du treillis reprennent davantage d'effort et sont par alternance en traction et compression.

D'un point de vue quantité de matière, il apparaît donc potentiellement plus intéressant pour une structure de grande portée avec des éléments de longueur importante de favoriser les éléments en traction. Cependant, la conception des assemblages en traction peut s'avérer en réalité beaucoup plus complexe que ceux en compression, ces derniers offrant plus de possibilités pour leur réalisation, et notamment celle de pouvoir réaliser des assemblages bois/bois de contact comme des embrèvements. Il convient aussi de mentionner que dans notre approche, la section des éléments en traction est déterminée en zone courante. Or au niveau des assemblages il peut y avoir une réduction importante de la section efficace et la nécessité d'augmenter les dimensions de l'élément (on parle de vérification à la traction de la section nette).

9.4.2 Masse totale et ratio massique d'acier d'assemblage

Ratio massique d'acier d'assemblage

La **Figure 3-14(a)** montre l'évolution du ratio massique d'acier dans les assemblages par rapport à la masse de bois dans la structure en fonction de la portée pour les différents modèles et types de treillis étudiés. Le modèle A de référence sans assemblage présente bien entendu un ratio nul.

Pour les autres modèles avec assemblages, on observe que le ratio massique d'acier diminue avec la portée, du fait de l'augmentation de la longueur des éléments du treillis. Sur l'intervalle étudié, cette diminution semble linéaire, et la diminution relative avec la portée semble globalement similaire entre les différents modèles. Cependant, comme on pouvait s'y attendre, en fonction de la stratégie d'assemblage du treillis – i.e. du modèle – le ratio massique varie fortement. Pour le modèle B, avec le nombre minimal de connexions, le ratio massique d'acier varie entre 21% et 7% en fonction de la portée. Le découpage des membrures en plusieurs éléments de longueurs plus faibles et l'optimisation individuelle des sections conduisent inévitablement à l'introduction d'un très grand nombre d'assemblages. On observe ainsi pour le modèle C un ratio massique d'acier largement supérieur à celui du modèle B, avec un ratio massique qui varie de 30% à 15% en fonction de la portée.

Malgré un nombre de connexion égal, les solutions en bois massif du modèle D présentent des ratios massiques d'acier bien inférieurs à ceux observés pour le modèle C. Cette diminution s'explique majoritairement par la masse volumique du bois feuillu D30 supérieure à celle du BLC GL24h. On peut aussi supposer que la meilleure résistance des assemblages dans le BMF

conduit à une diminution de la quantité d'acier dans la structure, participant donc à la diminution du ratio précédent. On peut ainsi voir sur la **Figure 3-14(b)** que le modèle D conduit à une quantité d'acier dans les assemblages inférieure à celle du modèle C.

Le type de treillis semble avoir très peu d'influence sur le ratio d'acier dans la structure. Il est donc intéressant de noter que, malgré un nombre d'éléments et d'assemblages moindre dans le treillis de type Warren, la quantité d'acier est similaire à celle observée pour les treillis de type Pratt et Howe.

Masse totale

La **Figure 3-15** montre l'évolution de la masse de bois et de la masse totale par mètre carré de surface couverte ou franchie en fonction de la portée du treillis. L'évolution de la masse de bois et la comparaison des différents modèles ont déjà été commentées au travers de l'analyse du volume de bois conduite dans le paragraphe précédent. On peut simplement noter que, du fait de la densité importante du bois massif, la masse de bois du modèle D apparaît largement supérieure à celle du modèle B, malgré des volumes de bois mis en œuvre proches. On observe pour le modèle D une croissance de la masse de bois avec la portée supérieure aux autres modèles. Comme mentionné quelques paragraphes auparavant, ce phénomène s'explique par la non-linéarité apportée par l'augmentation des charges de poids propre du treillis avec la portée, d'autant plus que la densité du bois est grande.

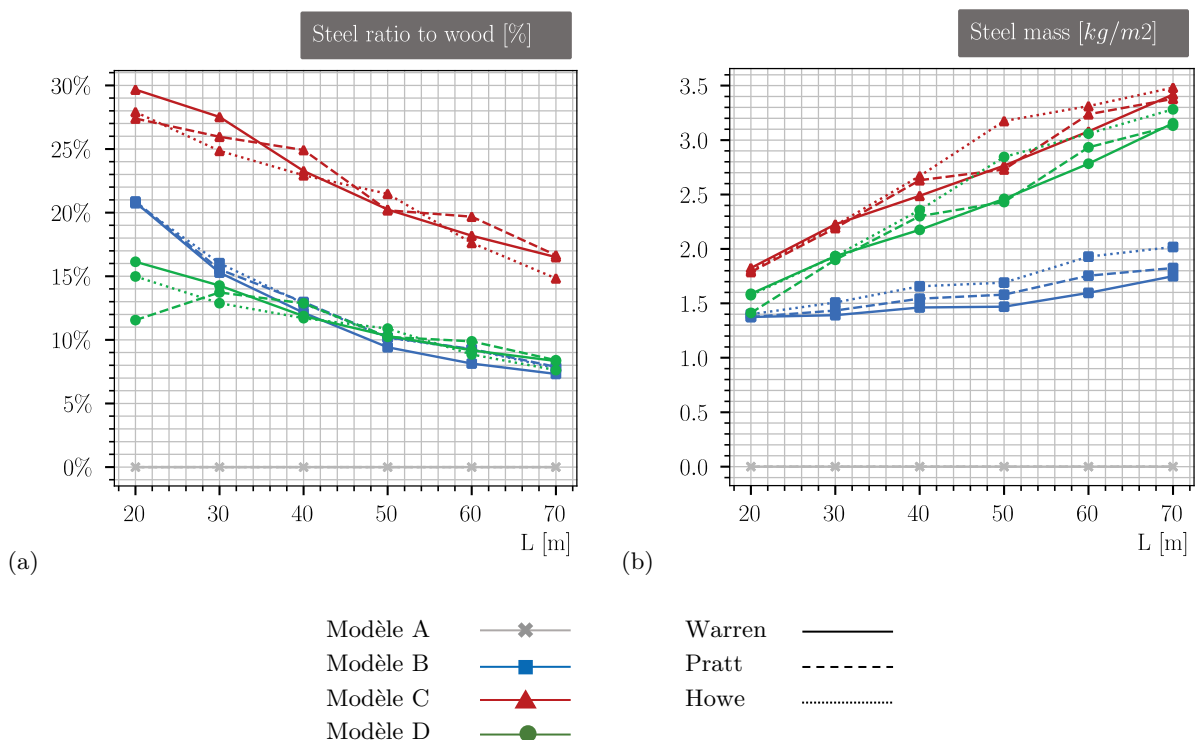


Figure 3-14 Evolution du ratio massique d'acier d'assemblage par rapport à la masse de bois dans la structure en fonction de la portée du treillis.

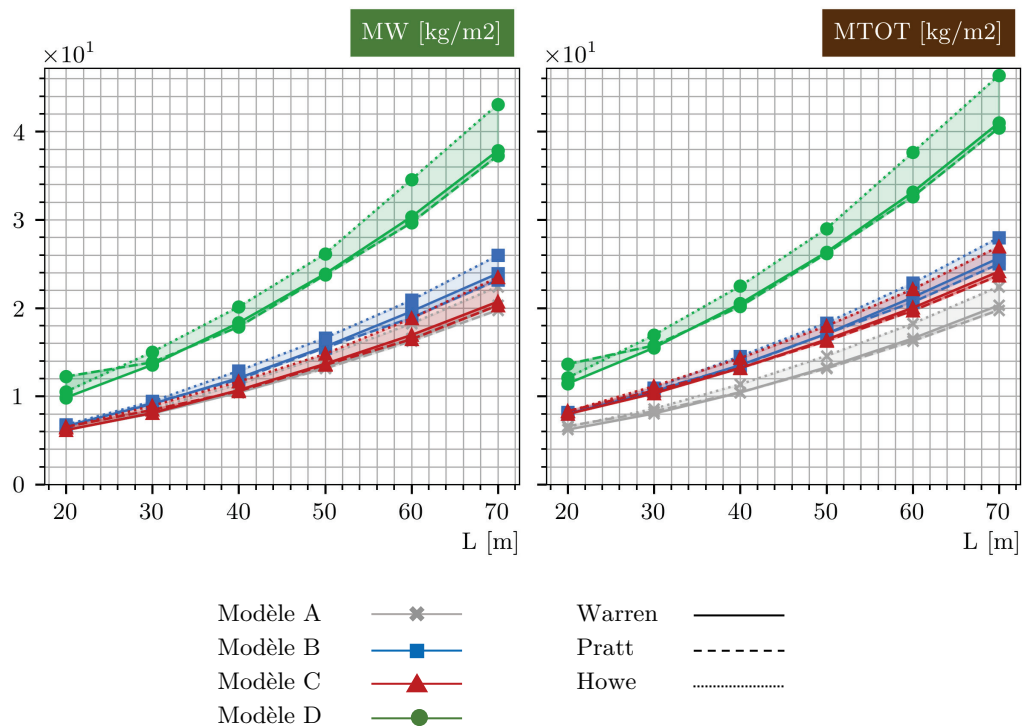


Figure 3-15 Evolution de la masse de bois et de la masse totale de la structure en fonction de la portée du treillis.

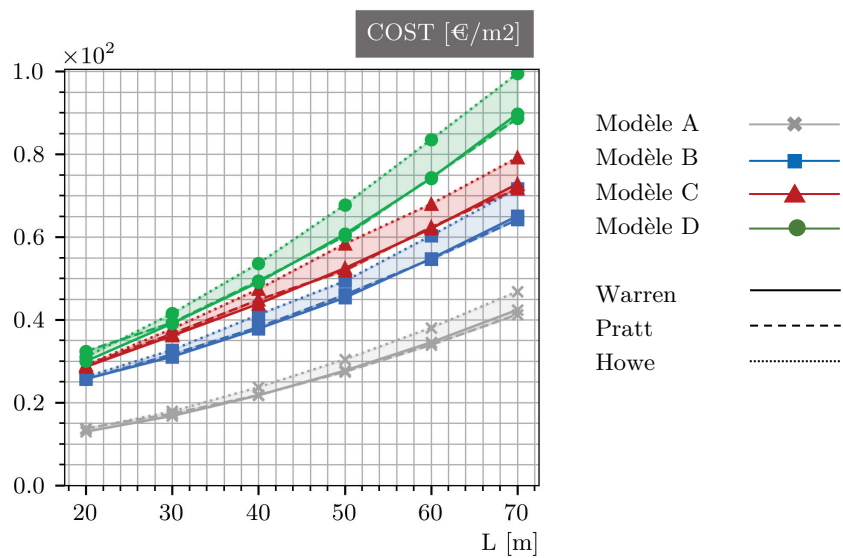


Figure 3-16 Evolution du coût « matière » de la structure en fonction de la portée du treillis.

La prise en compte de la masse d'acier contenue dans les assemblages par broches de la structure conduit à une augmentation non négligeable de la masse totale de la structure. Néanmoins, comme nous venons de le voir, le ratio massique et donc l'augmentation de la masse dépendent fortement de la stratégie d'assemblage et d'optimisation des sections du treillis. Par conséquent, malgré une masse de bois significativement inférieure pour le modèle C par rapport au modèle B, la quantité d'acier largement supérieure dans les assemblages du modèle C conduit finalement à des solutions présentant des masses totales relativement proches (voir **Figure 3-15**), tout particulièrement pour les plus petites portées pour lesquelles le ratio massique d'assemblage est le plus grand.

9.4.3 Coût financier des matériaux

La **Figure 3-16** présente l'évolution du coût du treillis par mètre carré couvert ou franchi pour les différents modèles et types de treillis. L'acier des assemblages par broches des éléments de la structure représente une part importante du coût « matière » du treillis. En intégrant l'acier des assemblages et compte tenu des hypothèses retenues sur les prix unitaires (voir **Tableau 3-1**), le coût matière de la structure est multipliée par près de 2 (entre 1,7 et 2,2) entre les modèles A et C qui présentent pourtant des masses de bois relativement proches (voir **Figure 3-15**). L'acier d'assemblage représente donc environ la moitié du coût matière de la structure dans le cas d'un treillis où tous les éléments sont discontinus au niveau de chaque nœud.

Malgré un coût unitaire du BMF supérieur à celui du BLC résineux et un volume de bois supérieur des solutions optimales, le modèle D conduit à des coûts proches du modèle C pour une portée de 20 m. En effet, grâce à une résistance accrue des assemblages, l'utilisation de bois massif feuillu permet selon l'approche simplifiée retenue (voir 9.2.3) de diminuer la quantité d'acier par rapport au modèle C. Cependant, l'augmentation plus importante du volume de bois avec la portée du treillis dans le cas du BMF conduit pour de grandes portées à un coût total significativement supérieur pour le modèle D par rapport au modèle C.

La réalisation de membrures continues et de section constante conduit à un volume de bois supérieur, mais permet d'économiser une grande quantité d'acier dans les assemblages. Cette approche (modèle B) aboutit finalement à une réduction du coût matière de la structure par rapport au modèle C comprise entre -9% et -15% (voir **Figure 3-16**).

9.4.4 Impacts environnementaux

L'évolution des impacts environnementaux (changement climatique, toxicité humaine cancérigène et formation de matière particulaire) en fonction de la portée pour les différents modèles et types de treillis est présentée dans la **Figure 3-17**.

Contribution des assemblages à l'impact de la structure

Comme cela avait été observé dans la partie 2 de ce travail, l'évaluation de l'impact environnemental d'une structure en bois nécessite de prendre en compte la contribution des assemblages, notamment de l'acier contenu dans ces derniers. La comparaison des résultats d'im-

La prise en compte des assemblages dans le modèle C conduit à une augmentation importante de l'impact du treillis par rapport au modèle A :

- L'impact sur le changement climatique [CC(ST)] est multiplié par un facteur compris entre 1,7 et 2,3. On peut donc en déduire que la moitié de l'impact du treillis sur son cycle de vie est dû au bois de structure, et l'autre moitié provient de l'acier des assemblages.
- L'impact sur la toxicité humaine cancérigène [HTC] est multiplié par un facteur compris entre 5,8 et 9,9. Comme on avait pu l'observer dans la partie 2, l'acier d'assemblage contribue donc de façon majoritaire à l'impact [HTC] du treillis.
- L'impact sur la formation de particules fines [PMF] est multiplié par un facteur compris entre 1,3 et 1,5. On peut donc en déduire que l'acier des assemblages contribue à l'augmentation de l'impact [PMF] d'une structure en bois, mais que le bois de structure représente malgré tout une part majoritaire.

Il convient aussi de noter que, plus la portée augmente, plus la différence relative d'impact entre les modèles A et C diminue. Cette tendance s'explique par la diminution du ratio massique d'acier avec la portée observée précédemment dans la **Figure 3-14**.

Diminution du nombre d'assemblages au détriment du volume de bois (modèle B)

La réalisation de membrures continues de section constante apparaît, malgré un volume de bois supplémentaire dans la structure, comme un levier pour diminuer l'impact environnemental du treillis. Par rapport au modèle C, on observe sur la **Figure 3-17** que les solutions du modèle B aboutissent à une réduction de l'impact comprise entre -10% et -16% sur l'indicateur [CC(ST)] (avec une moyenne de -13%) ; et entre -19% et 39% sur l'indicateur [HTC] (avec une moyenne de -32%).

Pour l'indicateur [PMF], la contribution du bois à l'impact total de la structure étant très importante, on observe que les solutions optimales des modèles B et C ont des impacts très proches, avec une différence moyenne de -3% pour le modèle B par rapport au modèle C. Dans tous les cas, l'impact du modèle B est largement supérieur à l'impact du modèle A sans assemblage.

Utilisation de bois massif feuillu comme levier pour diminuer l'impact (modèle D)

En découpant à chaque nœud les éléments qui composent les membrures du treillis, on introduit un grand nombre d'assemblages dans la structure. Cependant, les éléments ont des longueurs plus faibles, ce qui peut faciliter le transport sur chantier, mais surtout offre la possibilité d'utiliser du bois massif pour diminuer l'impact de la structure.

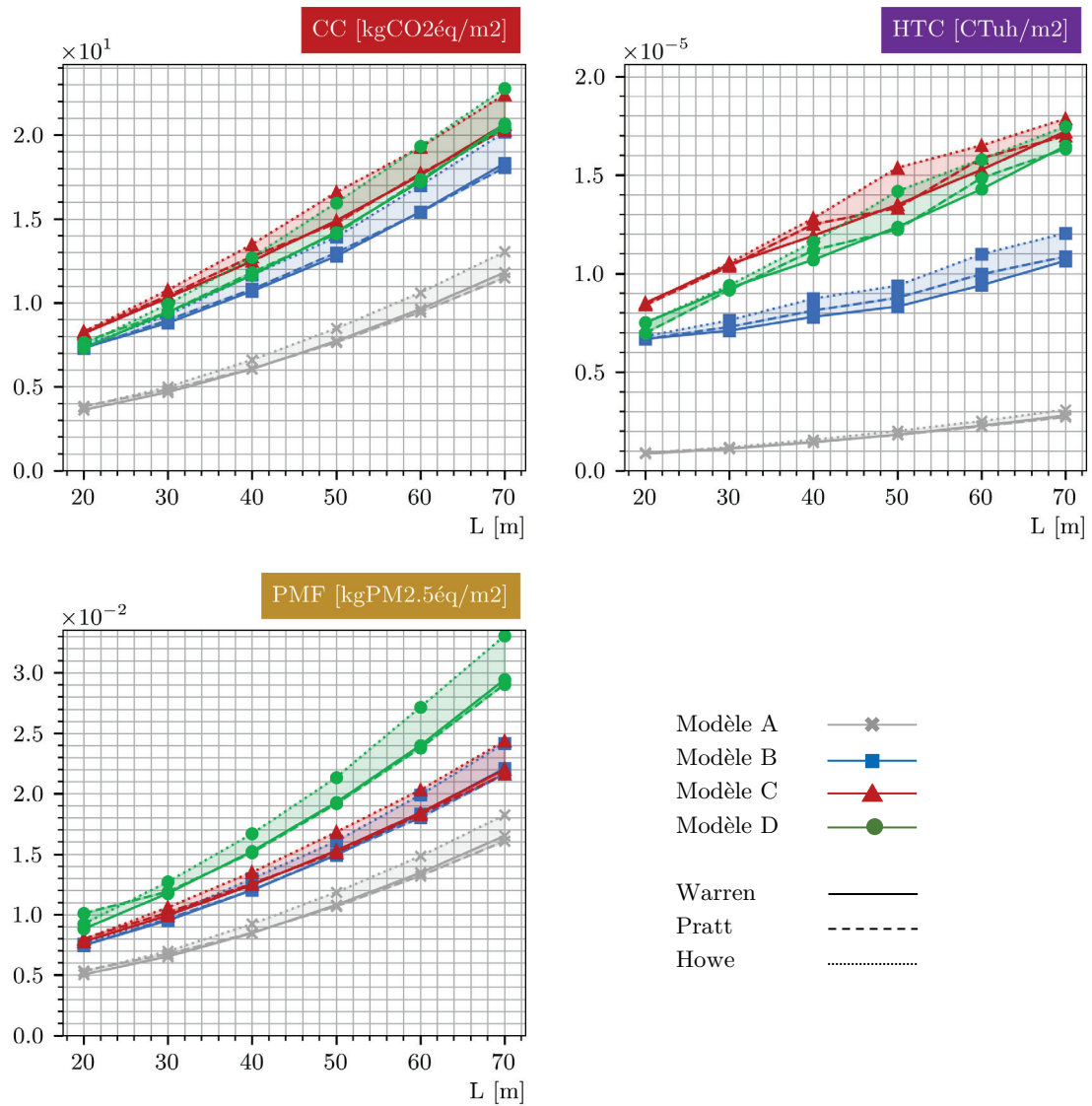


Figure 3-17 Evolution des impacts environnementaux de la structure en fonction de la portée du treillis.

Pour l'indicateur [CC(ST)] le modèle D conduit ainsi à une réduction comprise entre 0% et -11% par rapport au modèle C. Malgré l'augmentation du volume de bois dans la structure (voir **Figure 3-12**), cette réduction s'explique par un impact unitaire significativement inférieur du BMF par rapport au BLC, mais aussi par la diminution de la quantité d'acier grâce à une meilleure capacité résistante des assemblages par broches dans le BMF. On note encore une fois que l'avantage de l'utilisation de BMF diminue avec la portée du treillis, du fait d'une augmentation de la quantité de bois avec la portée supérieure à celle des solutions en BLC résineux. On observe d'ailleurs que pour des portées de 60 et 70 m, les performances entre les modèles D et C sont similaires d'un point de vue de l'indicateur de changement climatique.

Pour l'indicateur [HTC] un comportement similaire est observé, avec une réduction de l'impact par rapport au modèle C comprise entre -2% et -17%. Malgré la réduction d'impact sur les indicateurs [CC(ST)] et [HTC] par rapport au modèle C, on observe sur la **Figure 3-17** que l'impact du modèle D reste toutefois supérieur à celui du modèle B.

Pour l'indicateur [PMF], on observe au contraire que l'impact du modèle D est supérieur à celui du modèle C, et ce, d'autant plus que la portée du treillis est importante. L'augmentation d'impact par rapport au modèle C est comprise entre +14% et +36%. On rappelle que la contribution du bois de structure est majoritaire dans l'impact total d'une structure en bois sur l'ensemble de son cycle de vie (voir chapitre 11). Ce comportement s'explique d'une part par un impact unitaire du BMF sur la formation de particules fines supérieur à celui du BLC. En effet, on a vu dans le chapitre 11, qu'une grande partie de l'impact en formation de matière particulaire des produits bois était directement imputable aux étapes de séchage pour diminuer l'humidité du bois. Plus précisément, les séchoirs industriels fonctionnent majoritairement avec des chaudières à bois qui émettent une quantité importante de particules dans les fumées.

Dans le cadre des hypothèses retenues (humidité de mise en œuvre de 10-12% à la fois pour le BLC et le BMF), le séchage d'un bois feuillu étant plus difficile que celui d'un bois résineux, et le séchage d'une pièce massive étant aussi plus difficile que celui d'une lamelle, on comprend bien l'origine de l'impact unitaire supérieur du BMF par rapport au BLC résineux. D'autre part, l'augmentation visible de l'impact marginal avec la portée est directement liée à l'augmentation du volume de bois supérieure pour le BMF par rapport aux solutions en BLC résineux. Ce comportement est, on le rappelle, directement lié à la non-linéarité apportée par l'augmentation des charges de poids propre du treillis avec la portée, d'autant plus que la densité du bois est grande.

Influence du type de treillis

Comme vu dans les paragraphes précédents, le type de treillis ayant peu d'influence sur le ratio massique d'acier d'assemblage, on peut en déduire que les différences d'impact observées dans la **Figure 3-17**, sont fortement liées aux différences de volume de matière mise en œuvre dans la structure. On observe ainsi que les treillis de type Pratt et Warren ont des performances environnementales similaires, tandis que les treillis de type Howe présentent

globalement des impacts légèrement supérieurs aux deux autres, allant jusqu'à +20% en plus en fonction du modèle et de l'indicateur étudiés.

9.4.5 Diagonales en compression ou en tension ?

Malgré un volume de bois supérieur pour le treillis de type Howe en raison de la vérification au flambement des diagonales en compression, ce type de treillis offre la possibilité de réaliser des assemblages bois/bois par contact pour transmettre les efforts à la membrure. La **Figure 3-18** présente quelques exemples d'assemblage bois/bois de type embrèvement ou tenon « oulice ». Un assemblage par embrèvement consiste à réaliser une entaille dans une pièce de bois, destinée à recevoir l'extrémité d'une autre pièce de bois, taillée selon un profil inverse.

On étudie dans ce paragraphe une variante du modèle B pour un treillis de type Howe, dans laquelle l'ensemble des assemblages des diagonales est réalisé par un assemblage bois/bois. On considère pour simplifier qu'il est possible de réaliser cet assemblage dans la section optimisée de chaque élément, c'est-à-dire que le dimensionnement de l'assemblage ne nécessite pas d'augmenter la section de l'élément. On ne considère aucune perte de raideur au niveau du contact entre les pièces.

La **Figure 3-20** présente les résultats de cette étude pour les différents indicateurs de performances structurelles et environnementales. Cette approche permet de diminuer la quantité d'acier d'assemblage, et donc son influence sur le coût matière et les impacts environnementaux du treillis. Le coût matière diminue de 21% en moyenne. Les impacts environnementaux diminuent respectivement en moyenne de 22% pour l'indicateur [CC(ST)], de 49% pour l'indicateur [HTC] et de 12% pour l'indicateur [PMF]. Bien entendu, ces assemblages bois/bois par contact peuvent finalement demander une complexité d'usinage supérieure, représentant un surcoût financier et environnemental non négligeable qui n'a pas été évalué ici.

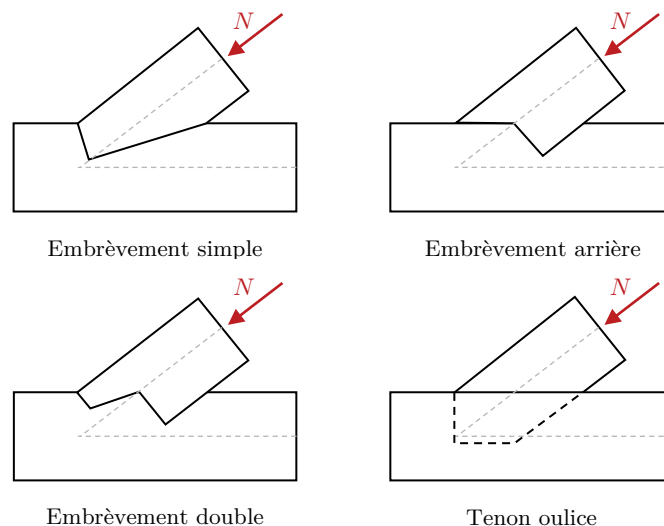


Figure 3-18 Exemple d'assemblage bois/bois par contact de type embrèvement ou tenon oulice pour les diagonales en compression d'un treillis

9.5 SYNTHÈSE

Plusieurs résultats majeurs peuvent être tirés de cette étude exploratoire sur l'optimisation structurelle et environnementale d'un treillis en bois :

- Le ratio massique d'acier d'assemblage par rapport à la masse de bois peut fortement varier en fonction des stratégies d'assemblage et de continuité des éléments de la structure. Dans un treillis très dense en assemblages métalliques (modèle C), il peut facilement atteindre les 30%.
- L'acier d'assemblage représente une part très importante du coût matière et des impacts environnementaux d'un treillis en bois. La réalisation de membrures continues et de section constante (modèle B) conduit, malgré un volume de bois supérieur (en moyenne +14%), à un coût et des impacts environnementaux plus faibles (en moyenne -12% sur le coût matière, -13% sur l'indicateur [CC(ST)], -32% sur l'indicateur [HTC] et -3% sur l'indicateur [PMF])
- L'effet des assemblages (masse, impact et perte de raideur) diminue avec la portée du treillis, et donc avec la longueur des éléments. Inversement, l'impact des assemblages augmente avec la « densité » d'assemblage.
- Le type de treillis a très peu d'influence sur le ratio massique d'assemblage.
- Les treillis de type Pratt et Warren présentent des performances relativement proches. Le treillis Howe conduit avec des assemblages par broches à un coût et des impacts légèrement supérieurs. Mais cette typologie offre aussi la possibilité de réaliser des assemblages bois/bois par contact pour toutes les diagonales, et donc de diminuer l'impact et le coût matière de la structure.
- L'utilisation de bois massif feuillu (modèle D) nécessite d'avoir des éléments de plus faibles longueurs et donc un nombre d'assemblages plus important. Pour une faible portée, la résistance supplémentaire des assemblages dans le BMF permet de diminuer la quantité d'acier dans les assemblages métalliques, et le BMF se présente comme une alternative crédible sur le plan financier pour diminuer les impacts de changement climatique et de toxicité humaine cancérigène de la structure. Pour des portées plus importantes, les charges de poids propre jouant un rôle central dans le dimensionnement de la structure, le BMF est pénalisé par sa masse volumique plus grande que le BLC résineux. Cette étude semble indiquer que le bois massif feuillu est davantage à utiliser pour des structures de petites portées dimensionnées plutôt par un chargement fixe prépondérant (charges variables ou charges permanentes) que par les charges de poids propre de la structure.

Etude de cas Treillis

PLANCHES DE RESULTATS TREILLIS

Portée	30, 40, 50, 60, 70 m
Elancement	$L/H = 10$
Résistance	EC5
Déplacement	$L/500$
Sections	Treillis Warren ———
	Treillis Pratt - - - - -
	Treillis Howe

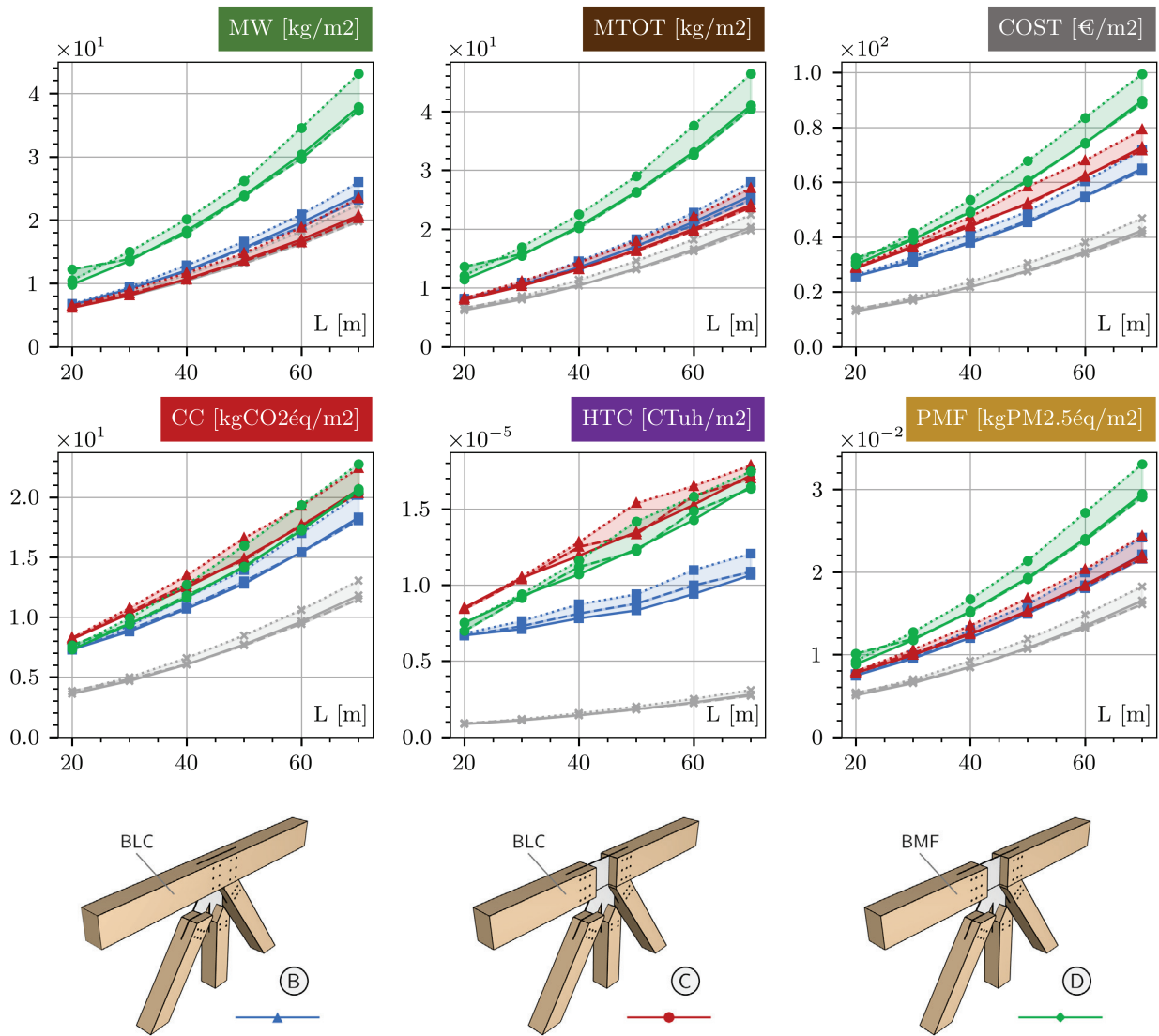
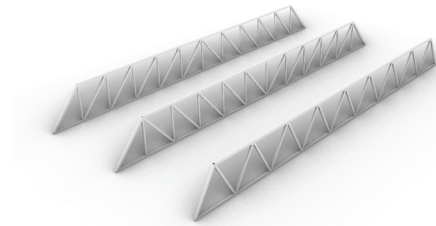


Figure 3-19 Optimisation en résistance et déplacement d'un treillis en bois de portée variable – Influence de la portée, du matériau et de la stratégie d'assemblage.

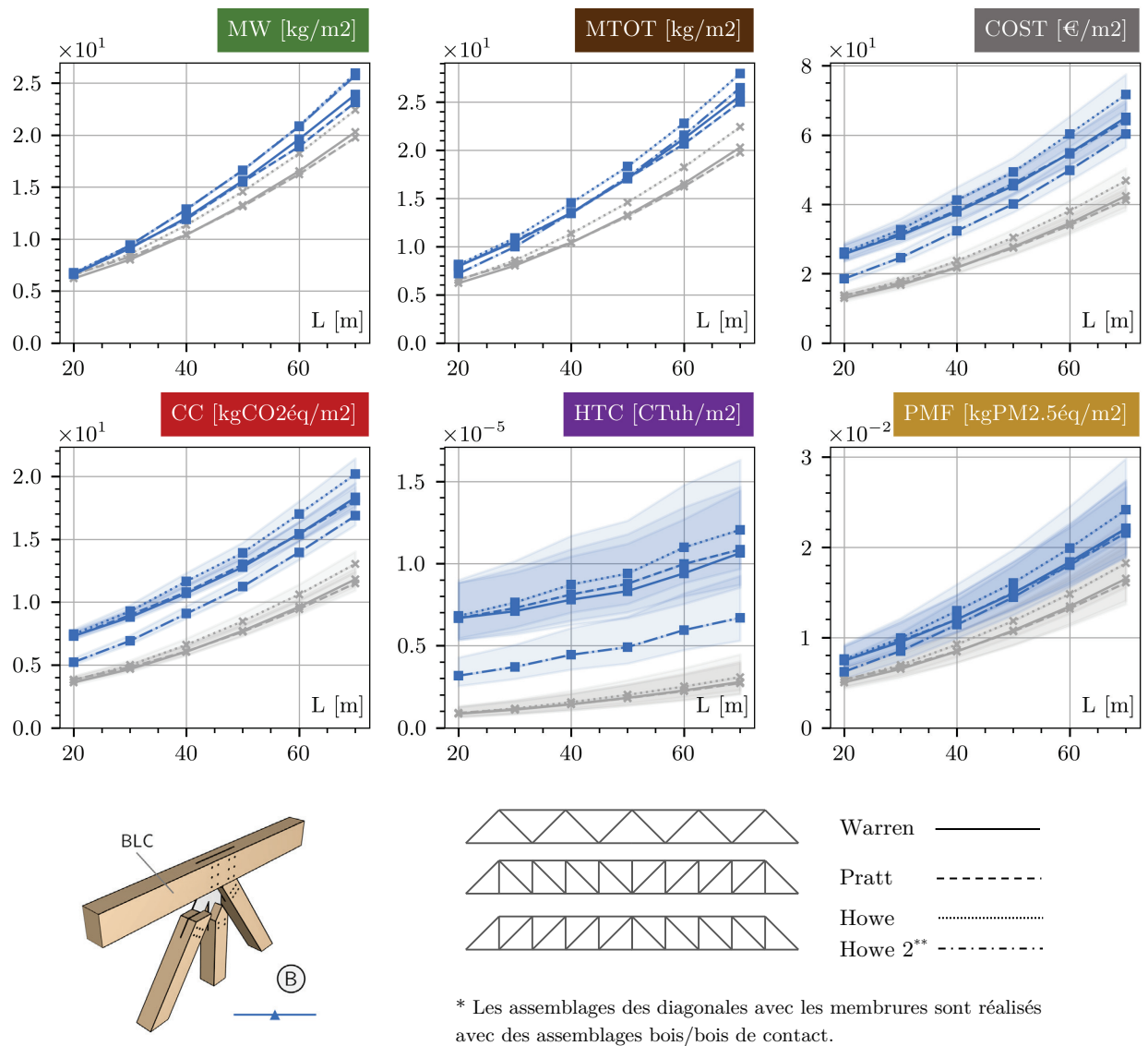
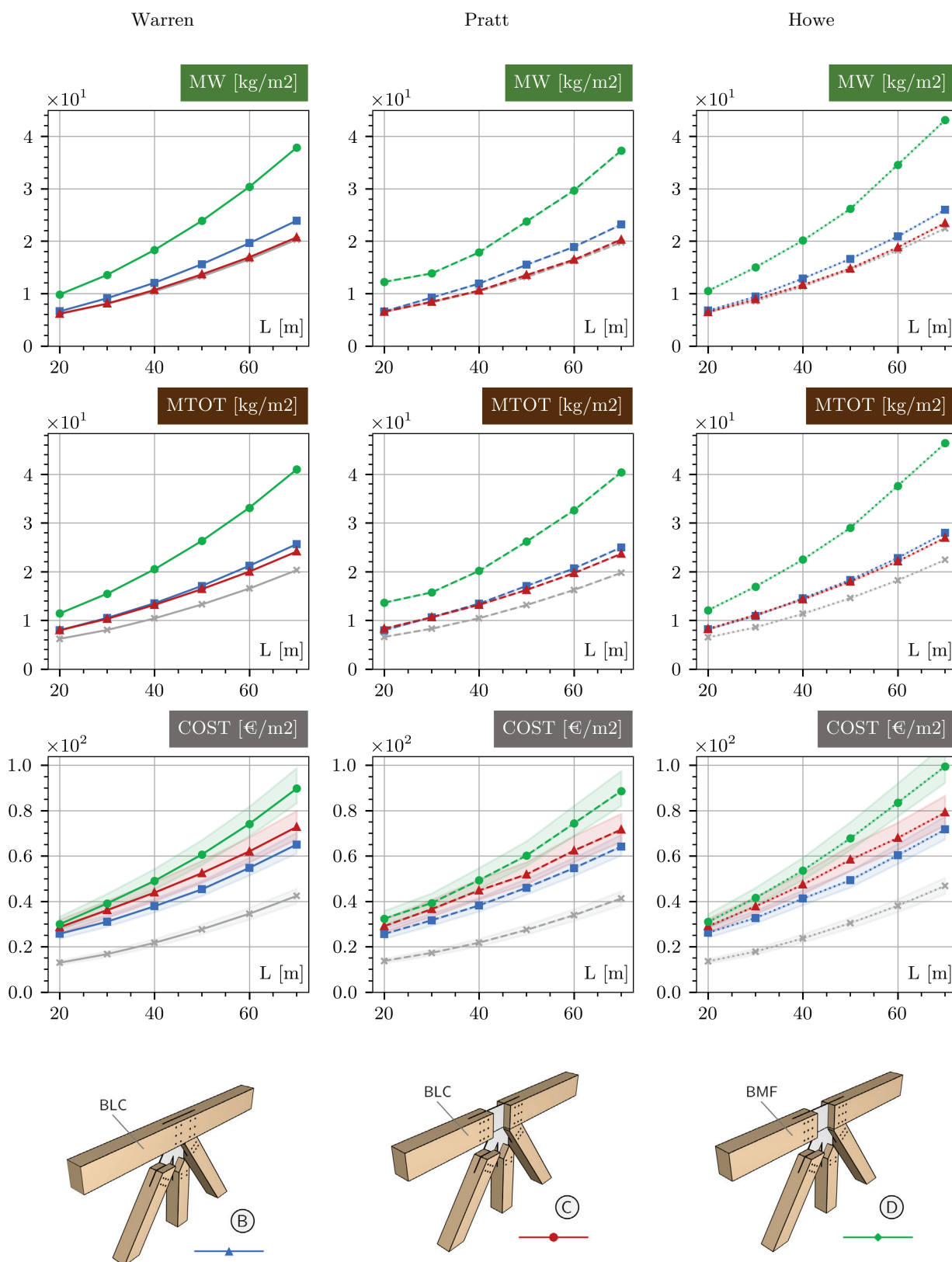


Figure 3-20 Influence de l'utilisation d'assemblages bois/bois par contact pour les diagonales en compression d'un treillis Howe en bois.

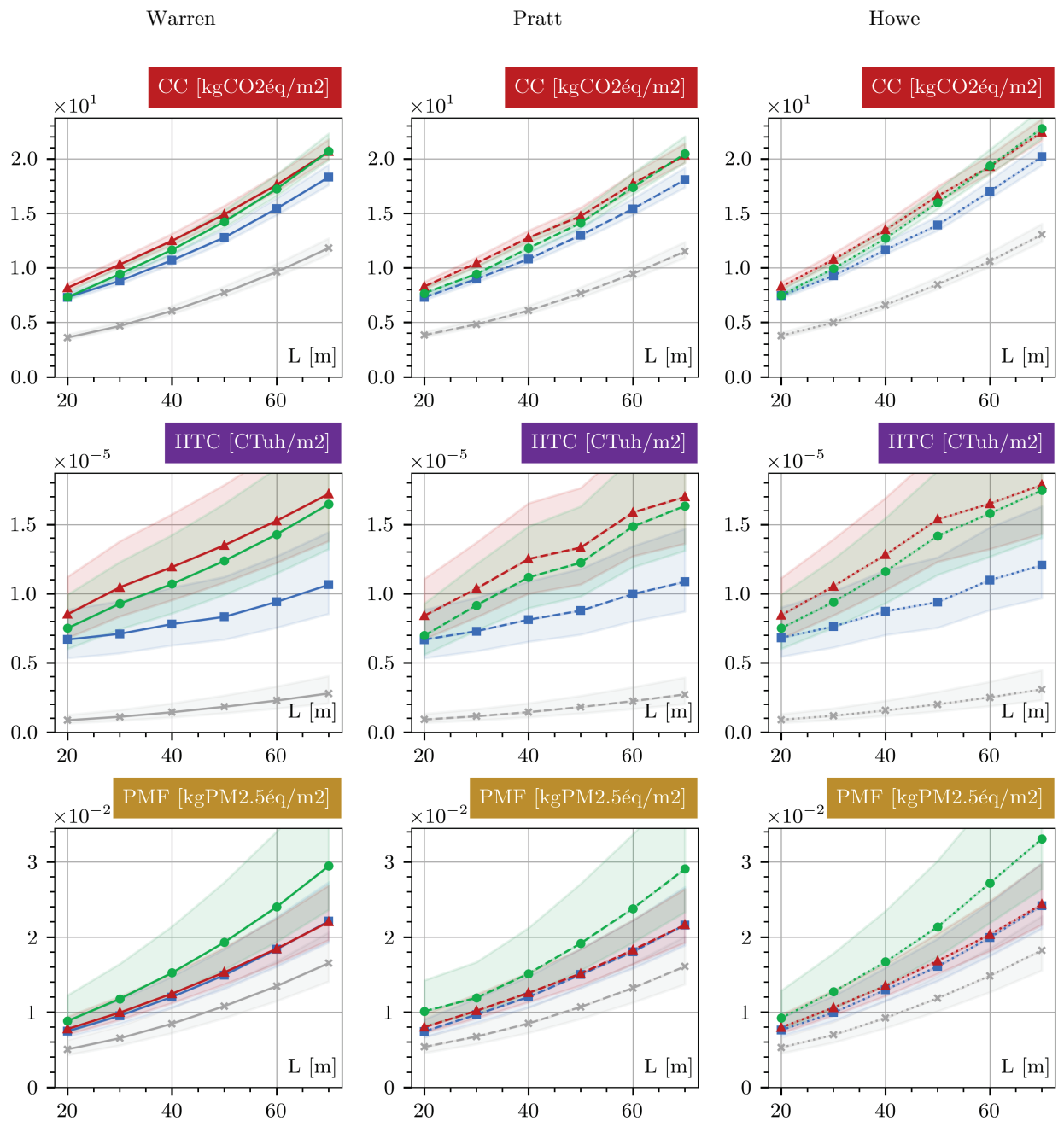
Figure 3-21 Optimisation en résistance et déplacement d'un treillis en bois de portée variable.

GRILLE DE LECTURE PAR TYPE DE TREILLIS

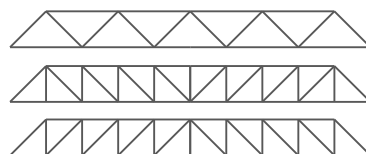
Indicateurs **STRUCTURE** – Intervalle de Confiance à 50%



Indicateurs ENVIRONNEMENTAUX- Intervalle de Confiance à 50%



Portée	Hauteur	Résistance	Déplacement
30, 40, 50, 60, 70 m	L/10	EC5	INST(L/300) - LT(L/200)



Warren ———

Pratt - - - - -

Howe

Figure 3-22 Optimisation en résistance et déplacement d'un treillis en bois de portée variable.

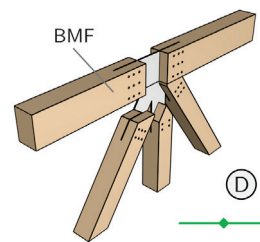
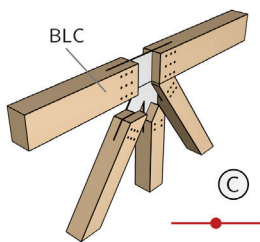
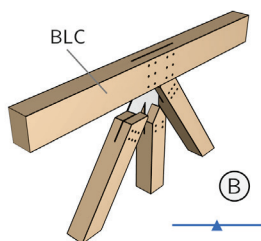
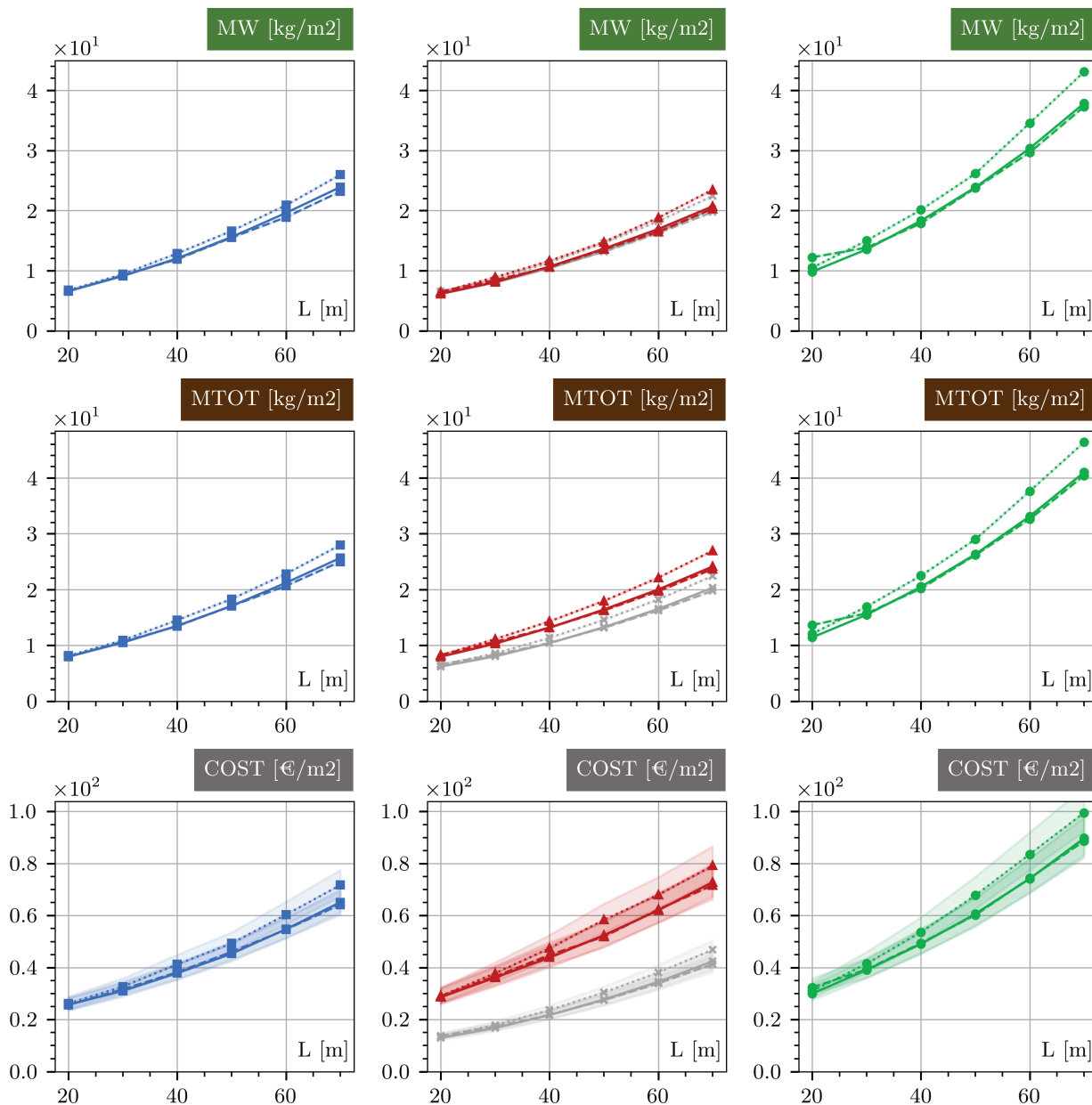
GRILLE DE LECTURE PAR TYPOLOGIE D'ASSEMBLAGE

Indicateurs **STRUCTURE** – Intervalle de Confiance à 50%

Modèle B

Modèle C

Modèle D

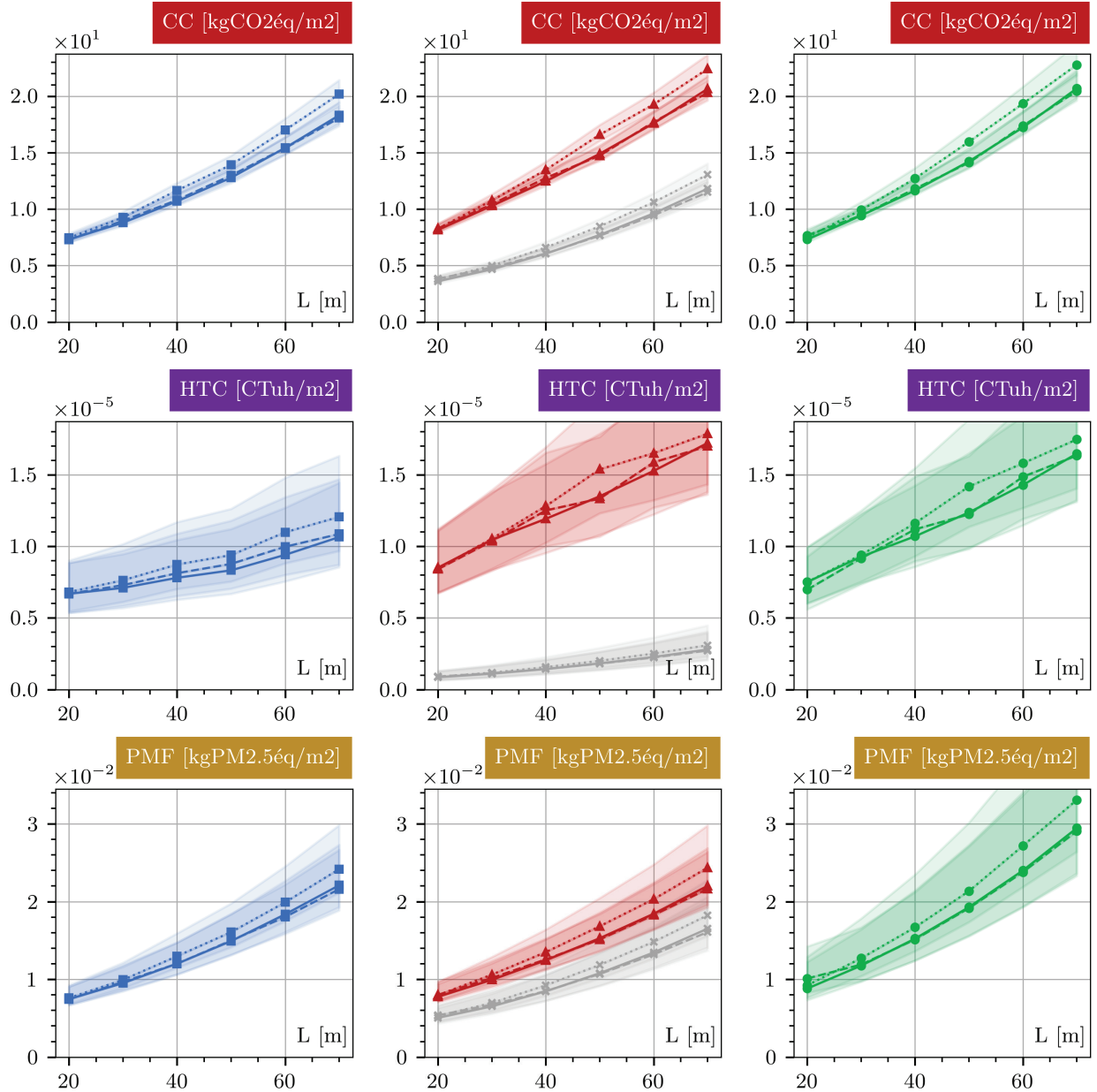


Indicateurs ENVIRONNEMENTAUX- Intervalle de Confiance à 50%

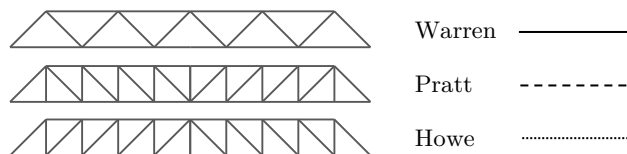
Modèle B

Modèle C

Modèle D



Portée	Hauteur	Résistance	Déplacement
30, 40, 50, 60, 70 m	L/10	EC5	INST(L/300) - LT(L/200)



Portée [m]		20	30	40	50	60	70
Modèle	Type	Masse de bois [kg/m ²]					
A	W	6,2	8,0	10,4	13,3	16,5	20,3
	P	6,6	8,3	10,4	13,1	16,2	19,8
	H	6,5	8,6	11,3	14,6	18,2	22,4
B	W	6,6	9,1	12,1	15,6	19,6	23,9
	P	6,6	9,2	11,9	15,5	18,9	23,2
	H	6,8	9,4	12,9	16,6	20,9	26,0
C	W	6,2	8,1	10,7	13,7	16,9	20,7
	P	6,5	8,4	10,6	13,5	16,4	20,3
	H	6,5	8,9	11,6	14,8	18,8	23,5
D	W	9,8	13,6	18,3	23,9	30,3	37,8
	P	12,2	13,8	17,9	23,7	29,7	37,3
	H	10,5	15,0	20,1	26,1	34,6	43,1
Modèle	Type	Masse totale [kg/m ²]					
A	W	6,2	8,0	10,4	13,3	16,5	20,3
	P	6,6	8,3	10,4	13,1	16,2	19,8
	H	6,5	8,6	11,3	14,6	18,2	22,4
B	W	8,0	10,5	13,5	17,1	21,2	25,7
	P	8,0	10,7	13,4	17,1	20,6	25,0
	H	8,2	10,9	14,5	18,3	22,8	28,0
C	W	8,0	10,3	13,2	16,4	20,0	24,1
	P	8,3	10,6	13,2	16,3	19,7	23,7
	H	8,3	11,1	14,3	18,0	22,1	27,0
D	W	11,4	15,5	20,5	26,3	33,1	41,0
	P	13,6	15,7	20,2	26,2	32,6	40,4
	H	12,1	16,9	22,5	29,0	37,6	46,4
Modèle	Type	Coût matériel [€/m ²]					
A	W	13,0	16,8	21,7	27,7	34,5	42,4
	P	13,8	17,3	21,8	27,5	33,9	41,3
	H	13,6	17,9	23,7	30,4	38,1	46,8
B	W	25,7	31,1	37,8	45,3	54,8	65,1
	P	25,7	31,7	38,2	46,0	54,7	64,2
	H	26,2	32,7	41,2	49,3	60,3	71,7
C	W	28,6	36,1	43,9	52,5	62,0	72,8
	P	29,1	36,6	44,8	51,9	62,4	71,6
	H	29,1	37,8	47,4	58,4	68,0	79,2
D	W	30,0	39,1	49,1	60,7	74,2	89,8
	P	32,4	39,3	49,4	60,2	74,4	88,6
	H	31,0	41,5	53,6	67,8	83,5	99,5

Tableau 3-6 Optimisation en résistance et déplacement d'un treillis en bois de portée variable – Influence de la portée, du matériau et de la stratégie d'assemblage sur les indicateurs structurels (masse de bois, masse totale et coût matériel)

Portée [m]		30	40	50	60	70	
Modèle	Type	Changement climatique [kgCO ₂ éq/m ²]					
A	W	3,6	4,7	6,1	7,7	9,6	11,8
	P	3,8	4,8	6,1	7,6	9,4	11,5
	H	3,8	5,0	6,6	8,5	10,6	13,0
B	W	7,3	8,8	10,7	12,8	15,4	18,3
	P	7,3	9,0	10,8	13,0	15,4	18,1
	H	7,4	9,3	11,7	13,9	17,0	20,2
C	W	8,2	10,3	12,5	14,9	17,6	20,6
	P	8,3	10,4	12,8	14,7	17,7	20,3
	H	8,3	10,8	13,5	16,6	19,3	22,4
D	W	7,3	9,4	11,6	14,2	17,2	20,7
	P	7,7	9,4	11,8	14,1	17,4	20,4
	H	7,5	9,9	12,7	16,0	19,3	22,8
Modèle	Type	Toxicité humaine cancérigène [CTuh/m ²]					
A	W	8,6E-07	1,1E-06	1,4E-06	1,8E-06	2,3E-06	2,8E-06
	P	9,1E-07	1,1E-06	1,4E-06	1,8E-06	2,2E-06	2,7E-06
	H	9,0E-07	1,2E-06	1,6E-06	2,0E-06	2,5E-06	3,1E-06
B	W	6,7E-06	7,1E-06	7,8E-06	8,3E-06	9,4E-06	1,1E-05
	P	6,7E-06	7,3E-06	8,1E-06	8,8E-06	1,0E-05	1,1E-05
	H	6,8E-06	7,6E-06	8,7E-06	9,4E-06	1,1E-05	1,2E-05
C	W	8,5E-06	1,0E-05	1,2E-05	1,3E-05	1,5E-05	1,7E-05
	P	8,4E-06	1,0E-05	1,3E-05	1,3E-05	1,6E-05	1,7E-05
	H	8,4E-06	1,1E-05	1,3E-05	1,5E-05	1,7E-05	1,8E-05
D	W	7,5E-06	9,3E-06	1,1E-05	1,2E-05	1,4E-05	1,6E-05
	P	7,0E-06	9,2E-06	1,1E-05	1,2E-05	1,5E-05	1,6E-05
	H	7,5E-06	9,4E-06	1,2E-05	1,4E-05	1,6E-05	1,7E-05
Modèle	Type	Formation de matière particulaire [kgP _{2.5} éq/m ²]					
A	W	5,1E-03	6,5E-03	8,5E-03	1,1E-02	1,3E-02	1,7E-02
	P	5,4E-03	6,7E-03	8,5E-03	1,1E-02	1,3E-02	1,6E-02
	H	5,3E-03	7,0E-03	9,2E-03	1,2E-02	1,5E-02	1,8E-02
B	W	7,5E-03	9,5E-03	1,2E-02	1,5E-02	1,8E-02	2,2E-02
	P	7,4E-03	9,7E-03	1,2E-02	1,5E-02	1,8E-02	2,2E-02
	H	7,6E-03	9,9E-03	1,3E-02	1,6E-02	2,0E-02	2,4E-02
C	W	7,8E-03	9,9E-03	1,2E-02	1,5E-02	1,8E-02	2,2E-02
	P	8,0E-03	1,0E-02	1,3E-02	1,5E-02	1,8E-02	2,2E-02
	H	8,0E-03	1,1E-02	1,4E-02	1,7E-02	2,0E-02	2,4E-02
D	W	8,8E-03	1,2E-02	1,5E-02	1,9E-02	2,4E-02	2,9E-02
	P	1,0E-02	1,2E-02	1,5E-02	1,9E-02	2,4E-02	2,9E-02
	H	9,2E-03	1,3E-02	1,7E-02	2,1E-02	2,7E-02	3,3E-02

Tableau 3-7 Optimisation en résistance et déplacement d'un treillis en bois de portée variable – Influence de la portée, du matériau et de la stratégie d'assemblage sur les indicateurs environnementaux (changement climatique, toxicité humaine cancérigène et formation de particules fines)

10. EXPLORATION D'UN GRIDSHELL EN BOIS

Résumé

On présente dans ce chapitre l'analyse structurelle et environnementale d'un gridshell en bois. L'optimisation et la conception des gridshells constitue depuis les années 60 tout un pan central de la recherche autour des structures légères. Ces coques discrètes à double courbure se démarquent principalement par l'économie de matière dont elles font preuve malgré des portées très importantes. La géométrie, c'est-à-dire la surface formée par la disposition dans l'espace de la grille de poutres, constitue un des paramètres essentiels des performances d'un gridshell. Toutefois, au-delà de l'efficacité structurelle d'une surface, son caractère constructible représente un enjeu majeur dans la conception d'un tel ouvrage complexe.

Afin d'illustrer certains leviers d'optimisation structurelle et environnementale des ouvrages en bois de grande portée liés aux assemblages, cette étude paramétrique sur les gridshells se concentre sur une géométrie très simple de dôme. La géométrie de la grille est générée par une méthode développée par [Tellier et al. \[2019\]](#) permettant d'obtenir des surfaces à lignes de courbures planes qui présentent des propriétés géométriques remarquables vis-à-vis de la constructibilité de telles structures en bois.

A partir de cette géométrie relativement simple, nous chercherons d'une part à évaluer l'influence des assemblages sur le comportement d'un gridshell et d'autre part à comparer plusieurs typologies d'assemblage et stratégies d'optimisation des sections. Nous verrons ainsi que la continuité des éléments en lien avec la densité de la grille de poutres et la typologie d'assemblage constituent des paramètres centraux dans la conception d'un gridshell en bois. Finalement, à l'aune de plusieurs indicateurs structurels et environnementaux, nous interrogerons au travers de cette étude de cas la question centrale de la métrique pour évaluer les performances d'une structure en bois en phase de conception.

10.1 CONSTRUIRE LE COURBE EN BOIS

10.1.1 Définition et origine des structures de type gridshell

Définition d'un gridshell

Après plusieurs années de réhabilitation, la Bourse de Commerce a rouvert ses portes en mai 2021 et abrite aujourd'hui les œuvres de la collection Pinault. Construit initialement comme une halle au blé en 1767, le bâtiment a subi de multiples évolutions au fil du temps. Après un important incendie en 1802 qui détruit la coupole originelle en charpente bois, l'architecte François-Joseph Bélanger et l'ingénieur François Brunet conçurent en 1811 un impressionnant dôme entièrement vitré avec une structure centrosymétrique métallique en fonte composée d'éléments orientés selon les méridiens et d'autres selon les parallèles formant des anneaux de tension. De nombreux ouvrages basés sur ce principe voient le jour tout au long du 19^{ème} siècle (le Crystal Palace de Londres, la Galerie Vittorio Emmanuele à Milan, etc.). C'est ensuite l'ajout d'éléments diagonaux pour rigidifier la coque dans son plan par Schwedler en 1863 et plus tard par Shukhov en 1896 qui marquera définitivement l'apparition des premières structures dites *gridshells* [Schober, 2015].

Le mot *gridshell* peut désigner aujourd'hui plus largement l'ensemble des structures de coque discrète à double courbure constituées par un arrangement dans l'espace d'une grille de poutres organisées en une ou plusieurs nappes superposées. Le mot est un anglicisme largement utilisé dans la langue française pour désigner ce type de structure et est formé par la réunion des deux mots *grid* et *shell* qui signifient respectivement « grille » et « coque ». On distingue généralement les *grishells* classiques dont la forme est obtenue de manière géométrique par la composition d'éléments dans l'espace et les *gridshells* élastiques obtenus par déformation élastique d'une grille quadrangulaire plane, formée de deux directions de barres continues et articulées entre elles au niveau de chaque intersection. On attribue généralement l'invention de ces derniers – tout du moins d'un point de vue de sa théorisation – à l'architecte et ingénieur allemand Frei Otto, pionnier de la recherche autour des structures légères et fondateur de l'école éponyme de Stuttgart [Otto, 1974].

Recherche de forme et optimisation géométrique des structures légères

La recherche de forme et l'optimisation géométrique ont longtemps été des sujets centraux dans la conception des gridshells et plus largement dans celle des structures légères spatiales. Le terme de recherche de forme (en anglais *form-finding*) englobe aujourd'hui toutes les méthodes visant à trouver des formes à l'équilibre d'une structure sous un ensemble donné de charges et de conditions d'appuis. L'optimisation géométrique elle vise un objectif plus large, celui d'obtenir des solutions optimisées de ces formes vis-à-vis d'un ou plusieurs critères (efficacité structurelle, propriétés constructives, coût, aspect architectural, etc.).

Une structure légère se définit selon Bletzinger & Ramm [2001] par l'utilisation optimale de la matière pour supporter des charges externes ou des charges de précontrainte. Le principe sous-jacent aux structures légères réside dans l'équivalence entre optimalité de la matière et minimisation des efforts de flexion dans les éléments au profit de la maximisation des efforts

axiaux. [Bletzinger et al. \[2001\]](#) considèrent ainsi que l'optimisation géométrique d'une structure légère doit davantage consister à minimiser la flexion, ou plus largement l'énergie de déformation, plutôt que viser directement la minimisation du poids structurel (i.e. volume ou masse de matière). De nombreuses méthodes de recherche de forme exploitent ce principe pour obtenir des coques travaillant en pure compression ou tension sous un chargement donné [[Bletzinger et al., 2005](#)]. Pour plus d'informations et de références bibliographiques, le lecteur est invité à consulter le livre édité par [Adriaenssens et al. \[2014\]](#) sur la recherche de forme et l'optimisation des structures de type coque, dans lequel on trouve une revue détaillée des différentes méthodes de *form-finding* les plus répandues.

De nombreuses études comme celle de [Ramm et al. \[1993\]](#) ont montré que la forme d'une structure de type coque jouait un rôle essentiel dans son comportement et constituait donc un des leviers majeurs pour optimiser son efficacité et ainsi diminuer la quantité de matière mis en œuvre dans la structure.

Constructibilité des surfaces à double courbure

Au-delà de leur efficacité structurelle, le caractère constructible d'une surface devient essentiel dans la conception d'un gridshell, c'est-à-dire d'une coque discrète. La discrétisation d'une surface continue en une grille de poutres consiste à générer un maillage sur cette surface. Toutefois, les propriétés de ce maillage (motif, géométrie, densité, etc.) ne peuvent être choisies arbitrairement et doivent tenir compte d'un nombre plus ou moins important de contraintes constructives sur les éléments, les nœuds d'assemblage ou encore sur les panneaux de couverture. Nous détaillons dans le prochain paragraphe certaines de ces contraintes constructives en lien avec les problématiques de conception spécifiques aux structures en bois.

De nombreuses méthodes de post-rationalisation ont été proposées pour optimiser la discrétisation d'une surface en un gridshell vis-à-vis d'une ou plusieurs de ces contraintes constructives. Les méthodes sont nombreuses et dépendent de l'objectif constructif visé mais aussi des contraintes sur la solution initiale (surface et type de maillage imposés, surface imposé et maillage libre, etc.). Pour une revue détaillée des différentes méthodes existantes, nous invitons le lecteur à consulter les thèses de [Mesnil \[2017\]](#) et [Tellier \[2020\]](#) qui dressent toutes deux un panorama des techniques principales de morphogenèse, c'est-à-dire de création de forme sous contrainte de fabrication.

La post-rationalisation d'une surface sous contrainte de fabrication est par essence un problème d'optimisation multicritères et la grande majorité des méthodes ne peuvent pas garantir que les maillages obtenus remplissent toutes les contraintes souhaitées, d'autant plus que le nombre de contraintes est important [[Tellier et al., 2019](#)]. C'est pourquoi au lieu d'adopter une approche descendante (*top-down* en anglais), il peut être préférable d'utiliser des approches ascendantes (*bottom-up* en anglais) dans lesquelles les contraintes de fabrication sont prises en compte dès le départ au moment de la génération de la forme et du maillage. On détaillera dans la suite certaines de ces méthodes qui permettent de générer des surfaces aux propriétés géométriques et constructives remarquables.

10.1.2 Contraintes géométriques constructives des gridshells

Nous rappelons brièvement dans ce paragraphe certaines propriétés géométriques remarquables des surfaces qui simplifient, rationalisent ou tout simplement rendent possible la fabrication d'une structure à double courbure comme un gridshell. Pour plus de détails, nous invitons le lecteur à consulter des thèses spécialisées sur le sujet comme celles de [Mesnil \[2017\]](#), [Schling \[2020\]](#) ou [Tellier \[2020\]](#) dont les paragraphes qui suivent s'inspirent très largement.

Panneaux de couverture

La conception d'une structure de type gridshell peut difficilement se faire sans analyser les contraintes liées au complexe de couverture dont elle est le support. La couverture représentant généralement un coût important pour l'ouvrage final, des critères sur les panneaux et donc sur le maillage formé par la grille de poutres sont régulièrement pris en compte dans la conception.

Une contrainte courante sur les panneaux est la planéité. Plusieurs raisons peuvent être avancées. Dans le cas des gridshells vitrés, les panneaux en verre bombé sont très largement plus coûteux financièrement que les panneaux plans, du fait du coût important des moules qui servent à les fabriquer. Pour d'autres matériaux, la réalisation de panneaux cintrés n'est tout simplement pas possible, ou du moins très difficile (par exemple panneaux en bois de forte épaisseur). Si les maillages triangulaires garantissent par définition la planéité des faces, les faces d'un maillage quadrangulaire ou hexagonal quelconque ne sont généralement pas planes.

Pour limiter le coût de fabrication des panneaux de couverture bombé, il peut être intéressant de travailler sur des surfaces et des maillages permettant une répétitivité importante des panneaux. En général, l'exacte répétition des faces est une contrainte difficile à atteindre et on préfère relâcher (i.e. accepter une très légère différence de géométrie entre les faces du maillage) ces contraintes dans la mesure où certains écarts peuvent être accommodés grâce aux tolérances dimensionnelles au niveau des assemblages ou des joints entre panneaux.

Poutres

Certaines propriétés géométriques des surfaces peuvent considérablement simplifier la fabrication des poutres. Dans une structure à double courbure tel un gridshell, les poutres peuvent être interrompues à chaque intersection de la grille, offrant la possibilité d'utiliser des éléments droits entre les deux. Si elles sont continues le long de plusieurs nœuds, les poutres deviennent courbes et leur fabrication se complexifie. Si une courbe arbitraire est dessinée sur une surface à double courbure, le vecteur normal tourne généralement autour du vecteur tangent à la surface le long de la ligne. Du fait de cette torsion géométrique, de nombreux problèmes apparaissent en passant de la représentation filaire du maillage à la structure 3D réelle dans laquelle les éléments possèdent une certaine épaisseur.

Plusieurs stratégies existent alors pour traiter cette torsion et sont détaillées dans [\[Tellier, 2020\]](#). Une des plus courantes consiste à aligner les axes des nœuds dans une même direction (par exemple verticale) et à donner de l'épaisseur à la poutre dans cette direction. Toutefois,

cette stratégie présente plusieurs désavantages. Parmi eux, dans le cas d'une section rectangulaire, la face supérieure de la poutre n'est plus normale à la surface et un usinage supplémentaire peut être nécessaire pour assembler les panneaux de couverture. De plus, l'orientation des éléments ne suivant plus nécessairement la normale à la surface, l'efficacité structurale peut être diminuée.

On peut toutefois noter que la capacité d'usinage des éléments en bois laisse éventuellement la possibilité – certes très couteuse – de réaliser des éléments à double courbure avec une torsion géométrique. Par exemple, le gridshell de la toiture à surface libre et complexe du centre Pompidou de Metz construit en 2010 et conçu par l'architecte japonais Shigeru Ban est entièrement composé d'un maillage hexagonal d'éléments à double courbure et à torsion géométrique. Comme illustré dans la **Figure 3-23**, ces éléments en bois lamellé-collé sont organisés en une résille d'éléments entrelacés en plusieurs nappes et ont été fraisés par une machine CNC pour aboutir à la géométrie désirée [Menges et al., 2016]. Une des contraintes principales du processus de fraisage fut de maintenir malgré la soustraction de matière la continuité structurelle des fibres des lamelles de bois dans la poutre en limitant l'angle des coupes par rapport à la direction des fibres. La complexité de fabrication et le coût très important des éléments à double courbure peut conduire à rechercher une surface sur laquelle il est possible de placer un maillage constitué d'éléments continus à simple courbure (i.e. formant des arcs plans). Les principes de fabrication du bois lamellé-collé permettent ainsi aisément de produire des éléments de grandes dimensions cintrés dans la direction de faible épaisseur des lamelles qui le composent (voir **Figure 3-23**). Nous traiterons ainsi des surfaces à lignes de courbures planes dans les sections suivantes.

Comme pour les panneaux de couverture, on peut finalement chercher une certaine répétition dans la longueur des éléments pour rationaliser la fabrication et faire baisser les coûts de la structure.

Nœuds

La conception et la fabrication des nœuds d'assemblage, c'est-à-dire des systèmes de connexion entre les différents éléments de la grille, constituent généralement un des points les plus critiques dans la conception, le calcul et la mise en œuvre d'un gridshell, et ce, quel que soit le matériau. Les assemblages représentent par conséquent un coût technologique et financier très important pour l'ouvrage [Knippers & Helbig, 2009]. Malgré le peu d'études précises sur le sujet, le comportement local semi-rigide de la connexion joue aussi généralement un rôle central dans la réponse en raideur de la structure, pouvant largement influencer la charge critique et le mode de flambement d'un gridshell [IASS WG8, 2014].

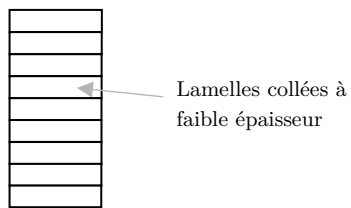
Une des propriétés remarquables les plus recherchées concerne la torsion géométrique des nœuds en lien avec la disposition et l'orientation des éléments de la grille. Un nœud est dit sans torsion lorsque les plans de symétries des éléments se rencontrent en un axe commun au niveau de l'intersection entre les éléments (voir **Figure 3-24**). Des nœuds sans torsion sont obtenues par exemple en alignant les éléments sur les lignes de courbures principales d'une surface [Tellier, 2020]. Les maillages coniques et circulaires garantissent aussi cette propriété [Mesnil, 2017].



Grand palais éphémère, 2020

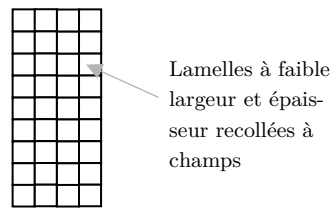


Centre Pompidou Metz, 2010



Lamelles collées à faible épaisseur

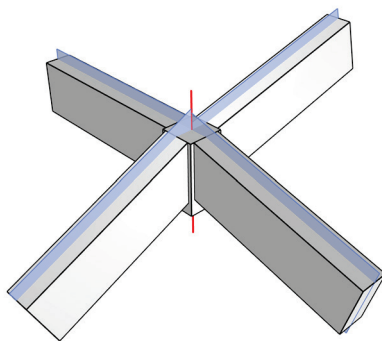
Section d'un élément en bois lamellé-collé à SIMPLE courbure



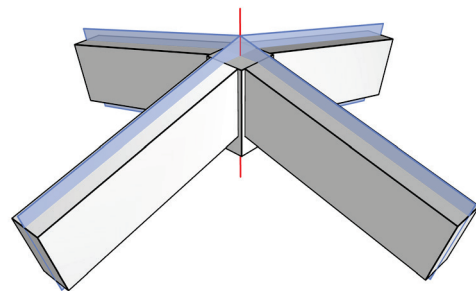
Lamelles à faible largeur et épaisseur recollées à champs

Section d'un élément en bois lamellé-collé à DOUBLE courbure

Figure 3-23 Sections des éléments en bois lamellé-collé à simple et double courbure. Exemple de deux projets existants : membrures des treillis du Grand Palais éphémère, 2020 (crédits : RMN) et poutres du gridshell du Centre Pompidou Metz, 2010 (crédits : Holzbau Amann).



Nœud sans torsion quelconque



Nœud parfait

Figure 3-24 Nœud sans torsion et nœud parfait. En bleu le plan de symétrie de chaque élément du nœud et en rouge l'axe du nœud.

Pour une surface et un maillage quelconques, chaque élément et chaque nœud sont généralement uniques, ce qui complexifie la conception, la fabrication et la mise en œuvre sur chantier de ces derniers. Pour rationaliser la production et la planification de ces nœuds d'assemblage, il peut être intéressant de favoriser une certaine répétitivité des paramètres géométriques de ces nœuds. A partir d'un axe de référence et de son plan normal, un nœud peut être géométriquement défini par 3 types d'angles [Stephan et al., 2004] : les angles verticaux entre l'axe des éléments et le plan de référence ; les angles horizontaux entre les poutres projetés sur le plan de référence ; et les angles de torsion entre les plans de symétrie des éléments et l'axe de référence du nœud. Selon Schling [2020], plusieurs stratégies sont possibles pour assurer une répétitivité des nœuds. Premièrement, tous les angles peuvent être rendus égaux, ou légèrement différents grâce aux tolérances d'assemblage. Deuxièmement, il est possible de concevoir des détails d'assemblage capables de s'adapter à la variation de l'un des types d'angle décrit précédemment.

Même dans une configuration de nœuds sans torsion, si un gridshell est conçu à partir d'éléments de hauteur constante, l'alignement simultané des faces inférieures et supérieures des poutres au niveau des nœuds n'est pas assuré. Seulement certains maillages permettent de garantir cette propriété de nœud parfait (voir **Figure 3-24**). De tels maillages sont connus sous le nom de maillages à *offset* d'arrête – en anglais *edge offset meshes* – et présentent en plus de la propriété de nœud parfait, des faces planes. Ils sont cependant rares et difficile à construire.

Finalement, une autre propriété remarquable de certains maillages concerne ce qu'on appelle l'*offset* de nœud (*node offset* en anglais). Cette propriété permet de concevoir des structures à plusieurs nappes dans lesquelles la distance entre les nœuds est constante. Par conséquent, les nappes sont définies par des maillages parallèles, c'est-à-dire des maillages dont les arêtes correspondantes sont parallèles mais peuvent avoir des longueurs différentes. Au-delà de la réalisation de structures à plusieurs nappes, cette propriété peut aussi permettre une certaine standardisation des détails d'assemblage.

10.1.3 Typologies de surfaces remarquables

Nous présentons ici plusieurs typologies de surface qui présentent certaines des propriétés géométriques remarquables en termes de constructibilité qui viennent d'être énoncées dans le paragraphe précédent. Tout particulièrement, les maillages s'appuyant sur des lignes planes apparaissent intéressants vis-à-vis de la construction bois pour favoriser la continuité des éléments (voir résultats de l'étude de cas précédente), tout en utilisant des éléments en bois lamellé-collé à simple courbure.

Surfaces de révolution

Une surface de révolution est une surface générée par la révolution d'une courbe autour d'un axe fixe. Son intersection avec un plan contenant l'axe de rotation est appelée méridien et son intersection avec un plan perpendiculaire à l'axe est un cercle appelé parallèle. Les surfaces de révolution peuvent être naturellement discrétisées par le réseau de méridiens et parallèles.

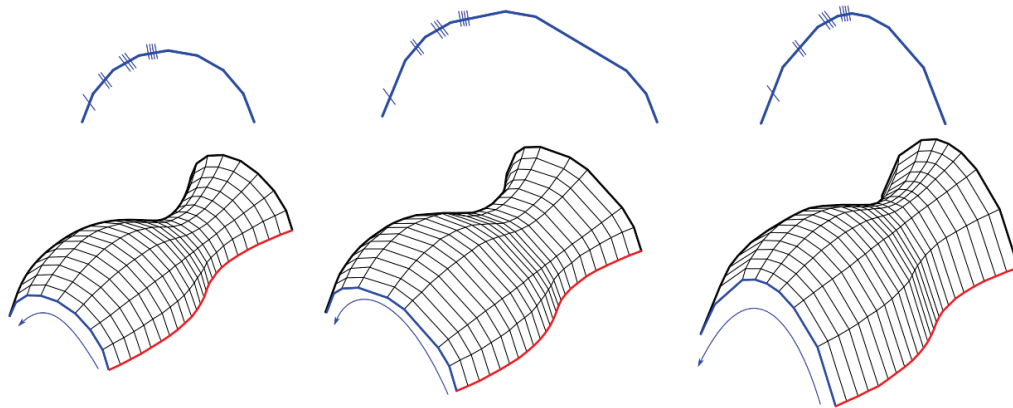


Figure 3-25 Illustration des surfaces moulures isogonales.
Tiré de [Mesnil et al., 2015].

Le maillage qui en résulte présente de nombreuses propriétés géométriques remarquables : faces quadrangulaire planes (en trapèze), nœud sans torsion, nœuds et panneaux identiques le long d'une parallèle et éléments méridiens tous identiques. De plus par définition, les méridiens et parallèles peuvent être conçus à partir d'éléments continus à simple courbure.

Surfaces moulures et surfaces de Monge

Les surfaces de Monge constituent une généralisation des surfaces de révolution et sont générées par le balayage d'une courbe plane appelée génératrice (voir courbe rouge sur la **Figure 3-25**) le long d'une autre courbe appelée courbe rail (en bleu). Le balayage de la génératrice doit toutefois respecter certaines règles cinématiques. Le balayage doit assurer que la génératrice glisse et tourne le long du rail de telle sorte que son plan de référence reste orthogonal au rail et ne subisse aucune torsion. Les surfaces moulures se présentent comme un cas spécifique de la famille des surfaces de Monge dans laquelle la génératrice et la courbe rail sont toutes deux planes. Elles constituent par ailleurs l'ensemble des surfaces parallèles aux surfaces de révolution. De manière similaire à ces dernières, les surfaces de Monge et moulure peuvent être naturellement discrétisées par le réseau des iso-courbes associées au rail et à la génératrice, appelés respectivement parallèles et génératrices et qui sont les lignes de courbures de la surface [Mesnil et al., 2015]. Le maillage présente alors des propriétés remarquables : les panneaux sont des trapèzes plans de hauteur constante, les nœuds sont sans torsion et les génératrices sont toutes planes. Dans le cas des surfaces moulures, les parallèles sont aussi des courbes planes. Mesnil et al. [2015] ont montré qu'il était possible de discrétiser les surfaces moulures en considérant une division isogonale du rail – polygone avec une subdivision d'angle par rapport au vecteur normal constant – pour obtenir une certaine répétition dans les nœuds du maillage. Dans ce cas des surfaces moulures isogonales, les vecteurs normaux du maillage – *vertex* en anglais – sont tous identiques le long d'une parallèle et tous les panneaux entre deux parallèles consécutives données sont des trapèzes isocèles. Les génératrices du maillage sont donc toutes identiques. Le maillage ainsi obtenu est en fait un maillage circulaire et présente aussi la propriété remarquable d'*offset* de nœud.

Surfaces à lignes de courbure planes dans une direction

Les surfaces de Monge appartiennent à une famille plus large de surfaces à lignes de courbures planes dans une direction. [Mesnil et al. \[2018\]](#) présentent une méthodologie pour générer de telles surfaces et les discrétiser à partir de deux ou trois courbes. Les maillages quadrangulaires obtenus présentent des propriétés remarquables de panneaux plans et d'offset de nœud. La méthode repose principalement sur l'invariance des maillages circulaires par certaines transformations géométriques. Les surfaces obtenues, appelées surfaces super-canal présente des propriétés intéressantes vis-à-vis de la mécanique des coques. Les surfaces obtenues sont en effet en équilibre sous un chargement normal uniforme et les lignes de courbures qui servent à la discrétisation de ces surfaces, sont aussi les lignes de contraintes principales sous ce chargement. Ce type de surface et la discrétisation associée apparaissent donc à la fois intéressant d'un point de vue constructif et structurel.

Surfaces à lignes de courbures planes dans les deux directions

Les surfaces moulures décrites précédemment appartiennent en fait à une famille plus large à lignes de de courbures planes dans les deux directions. [Tellier et al. \[2019\]](#) proposent une méthode de génération et de discrétisation de ces surfaces à partir de deux courbes guides d'entrée. Les courbes guides correspondent à des lignes de courbure de la surface, et en tant que telles, doivent être planes et se croiser à 90° .

Un paramètre supplémentaire $\theta \in \llbracket 0^\circ, \pm 180^\circ \rrbracket$ doit être fixé [[Tellier et al., 2019](#)] pour générer la surface et la grille finale. Ce paramètre d'angle est nécessaire pour construire le maillage de Gauss associé de la surface à partir des deux courbes guides. Les deux cas $\theta = 0^\circ$ ou $\theta = \pm 180^\circ$ correspondent aux cas particuliers des surfaces moulures, dans lesquels une des courbes joue le rôle de rail et l'autre celui de génératrice. Les rôles sont inversés en passant du cas $\theta = 0^\circ$ à celui $\theta = \pm 180^\circ$. Pour un angle quelconque compris entre $\theta = 0^\circ$ et $\theta = \pm 180^\circ$, la méthode conduit à une gamme complète de surfaces qui peuvent en quelque sorte être interprétées comme le résultat d'un morphing entre les deux surfaces moulures extrémales. La **Figure 3-27** illustre ainsi sur un exemple la famille de forme qu'il est possible d'obtenir à partir des deux mêmes courbes guides en faisant varier le paramètre θ de 0° à -180° .

Au-delà de la planéité des lignes, les maillages obtenus présentent aussi des faces quadrangulaires planes, des nœuds sans torsion et satisfont les propriétés d'offset de nœud. Ces surfaces possèdent par ailleurs une autre propriété permettant de rationaliser la conception des nœuds d'assemblage ou des systèmes d'appuis des panneaux de la couverture. L'angle entre la normale de la surface et le plan de la ligne de courbure est constant le long d'une ligne de courbure. Grâce aux différentes propriétés géométriques remarquables qui viennent d'être énoncées et présentées dans la **Figure 3-26**, les surfaces à lignes de courbures planes se présentent donc comme une famille de surfaces particulièrement pertinente pour la construction en bois. Le cintrage de poutres en bois lamellé-collé étant relativement courant, ces surfaces offrent la possibilité d'utiliser des éléments continus pour construire des gridshells sur ces surfaces. La méthode proposée par [Tellier et al. \[2019\]](#) sera ainsi utilisée dans l'étude de cas qui suit pour générer les surfaces et maillages des gridshells.

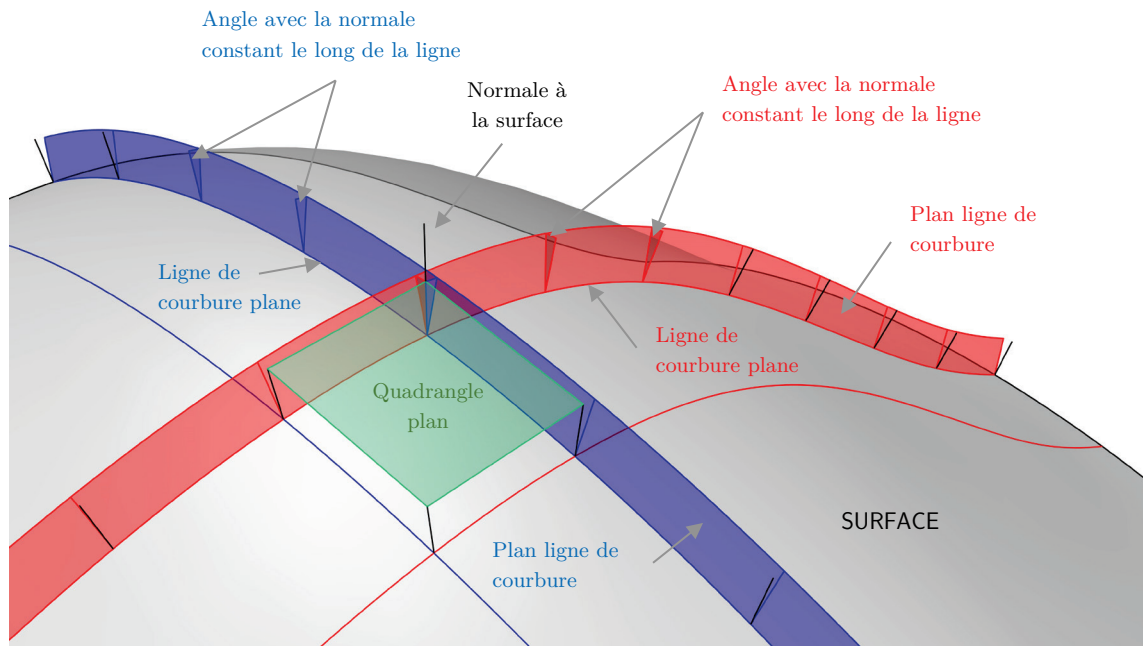


Figure 3-26 Illustration de quelques propriétés remarquables des surfaces à lignes de courbures planes dans les deux directions.

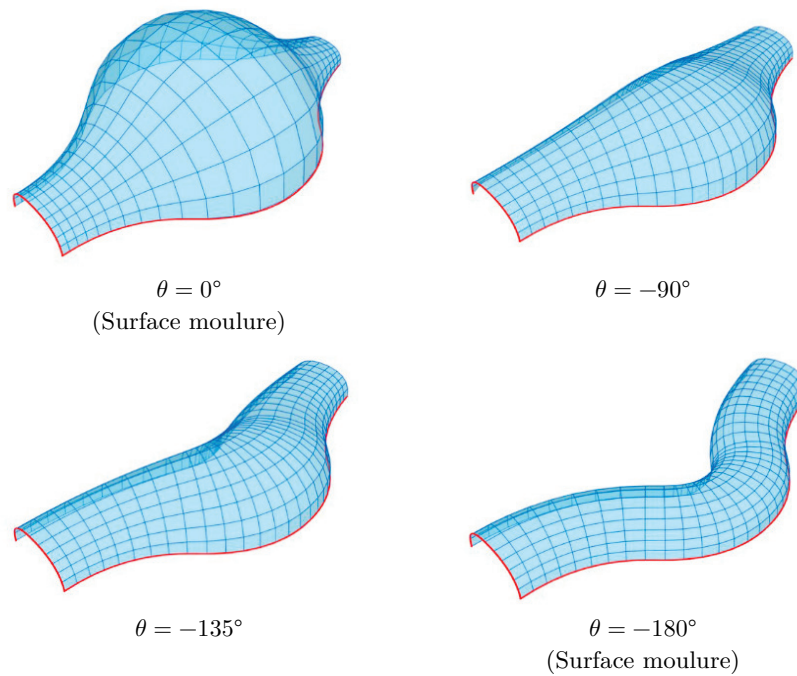


Figure 3-27 Illustration de l'influence du paramètre d'angle θ des surfaces à courbures planes dans les deux directions. Tiré de [Tellier et al., 2019].

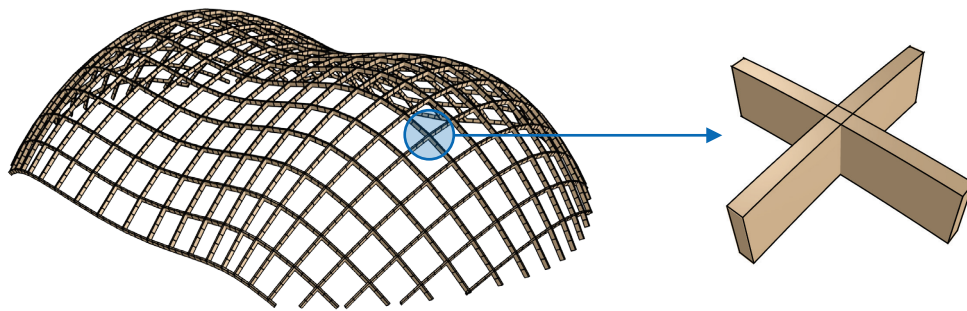


Figure 3-28 Illustration de la problématique du nœud d’assemblage dans un gridshell en bois.

10.1.4 Courber, superposer, découper : principes d’assemblage tridimensionnels en bois

Malgré les propriétés remarquables de certaines typologies de surfaces présentées dans le paragraphe précédent, la question du détail d’assemblage reste centrale. La conception, la fabrication, mais aussi tout simplement le comportement structurel d’un gridshell en bois en dépend. A partir du modèle filaire de la grille d’éléments dans l’espace, la typologie d’assemblage déterminera le type de liaison structurelle entre les éléments à chaque intersection. Si en acier il est possible de réaliser un encastrement des éléments, le caractère semi-rigide et les contraintes de fabrication des assemblages en bois impose de couper certains éléments et de libérer des degrés de liberté aux intersections. La **Figure 3-28** présente une illustration de cette problématique sur une surface à lignes de courbures planes. Comme on a pu le voir dans le paragraphe précédent, cette typologie de surface et sa discrétisation permettent d’obtenir une grille d’éléments alignés sur les lignes de courbures qui sont toutes planes (i.e. simplement courbe dans l’espace). Elle offre donc *a priori* la possibilité d’utiliser des éléments continus simplement cintrés dans une direction pour construire un gridshell à partir de cette grille. Toutefois, la continuité totale des éléments ne peut être assurée dans les deux directions si les éléments sont dans le même plan. Les assemblages en bois d’un gridshell demandent donc de courber, superposer, découper les éléments au niveau des intersections du maillage. On présente dans la **Figure 3-29** quelques principes d’assemblage pour la réalisation de gridshells en bois. Pour chaque typologie, un exemple de projet existant est présenté.

Type C – Une structure courbe à partir d’éléments droits

Il est tout d’abord possible d’interrompre les éléments à chaque intersection de la grille. Ce choix permet d’utiliser des éléments droits pour composer une structure à double courbure. Le transport des éléments de la structure est ainsi facilité, avec des pièces de bois de faible longueur. Toutefois, ce choix conduit à introduire une quantité importante d’acier dans les assemblages à chaque nœud de la structure (voir étude de cas qui suit). Les éléments viennent ainsi s’assembler sur un nœud métallique qui transfère les efforts aux autres éléments connectés. La répétitivité des nœuds devient alors critique dans la conception du maillage et le choix de la famille de surface.

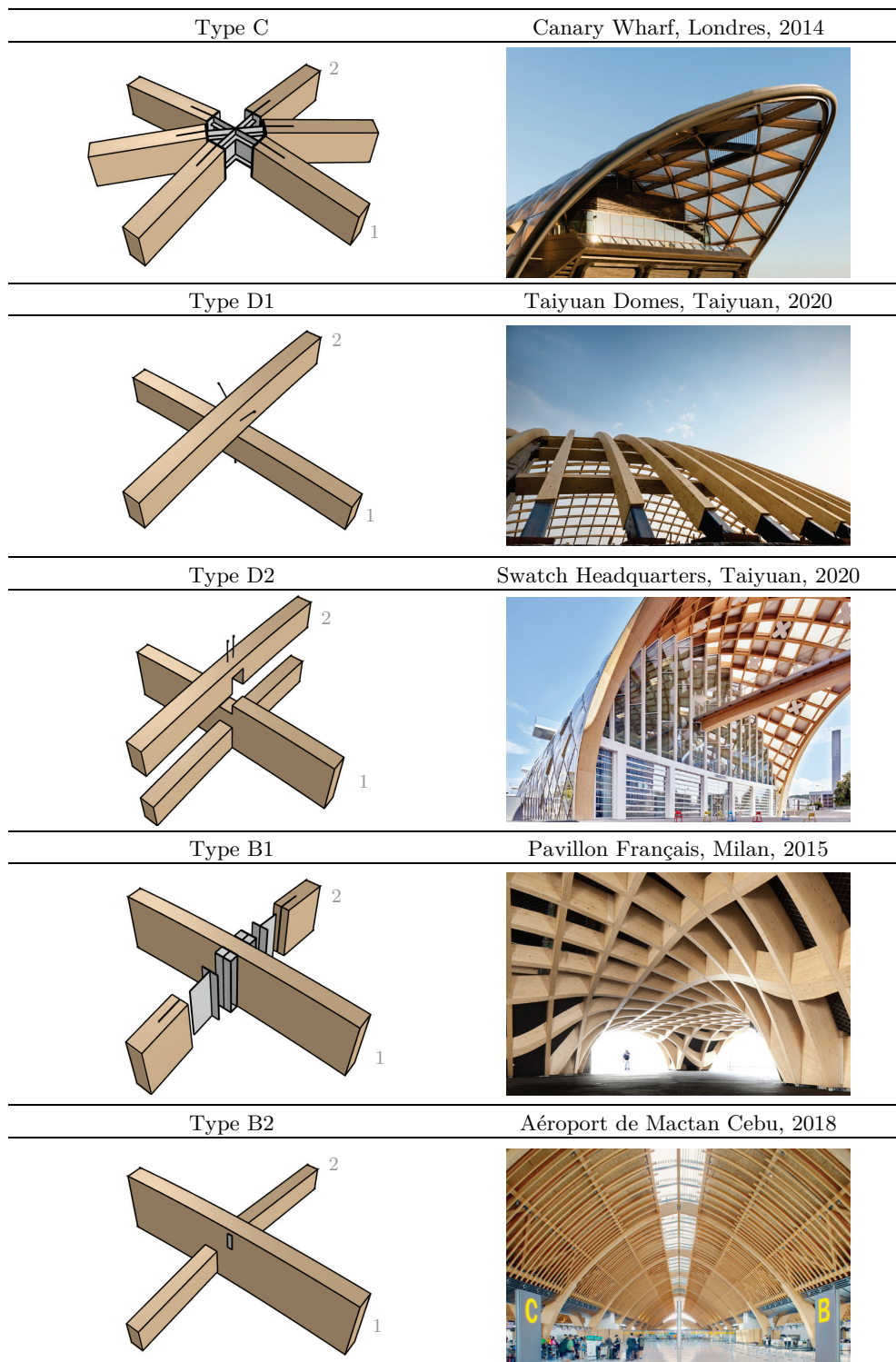


Figure 3-29 Exemples de quelques typologies d'assemblage pour la construction d'un gridshell en bois.

Pour des raisons de stabilité, il est nécessaire de réaliser des assemblages présentant une raideur non négligeable vis-à-vis de la flexion hors-plan. L'évaluation de la raideur des connexions est donc essentielle dans l'évaluation du comportement structurel de l'ouvrage. Les détails d'assemblage des pièces en bois et du nœud métallique – ainsi que l'élançement souvent important des poutres en bois – conduit généralement à considérer que les connexions sont libres vis-à-vis de la flexion d'axe faible. Ce type d'assemblage nécessite donc une triangulation de la grille pour stabiliser et rigidifier la structure dans le plan de la surface.

Le choix de la technologie d'assemblage de l'élément sur le nœud métallique peut varier (broches, vis, goujons collés, etc.). Afin de faciliter l'assemblage sur site, on peut faire le choix de réaliser l'assemblage d'extrémité de chaque élément en bois en atelier. Les éléments sont alors connectés à une pièce métallique intermédiaire qu'on vient ensuite assembler sur le nœud métallique de la structure à proprement parler. Ce choix présente l'avantage de ne réaliser que de l'assemblage classique de charpente métallique sur site, mais introduit une quantité importante d'acier supplémentaire.

Type B – Assemblage isotrope

Pour limiter le nombre de connexions métalliques et faciliter le montage de la structure, on peut utiliser des assemblages favorisant la continuité des éléments dans une des directions de la grille. Dans la première direction (1) l'élément est continu au niveau du nœud du maillage et donc nécessairement courbe s'il est continu sur plusieurs nœuds (en fonction des propriétés du maillage, l'élément sera à simple ou à double courbure). Dans l'autre direction (2), l'élément est interrompu au niveau du nœud et un assemblage est donc nécessaire. Deux stratégies sont alors possibles.

Soit l'élément dans la direction transversale à celui continu est traité comme un élément structurellement secondaire (Type B2 sur la **Figure 3-29**). La section de l'élément et son assemblage présentent tous deux une faible raideur vis-à-vis de la flexion hors-plan. L'élément reprend alors seulement des efforts axiaux et permet de stabiliser l'arc continu dans la direction transversale. Soit l'élément dans la direction transversale est traité comme un élément primaire et l'assemblage doit être conçu pour reprendre un moment de flexion (Type B1 sur la **Figure 3-29**). Le détail d'assemblage doit alors veiller à la transmission de ce moment au niveau de l'élément continu « traversé » et des connecteurs métalliques traversants ou entourant la section de l'élément peuvent être nécessaires pour assurer cette fonction. L'assemblage à l'extrémité de l'élément peut lui être réalisé avec de nombreuses techniques, mais on veillera à obtenir un assemblage possédant une raideur rotationnelle suffisante.

Dans les deux cas décrits précédemment, il peut être nécessaire d'ajouter des éléments de triangulation pour rigidifier la coque formée dans son plan. Ces éléments sont alors généralement traités comme des éléments secondaires.

Type D – Favoriser la continuité des éléments

Finalement, il est possible de concevoir des assemblages où les éléments dans les deux directions de la grille possèdent une certaine continuité au niveau de l'intersection. Tous les éléments sont donc courbes. On peut distinguer deux principales stratégies.

Tout d'abord les éléments peuvent être organisés en plusieurs nappes d'éléments superposés (Type D1 sur la **Figure 3-29**). Cette approche permet de conserver totalement la continuité des éléments dans les deux directions. Les éléments doivent malgré tout être connectés au niveau de l'intersection pour assurer la transmission des efforts entre les deux nappes. Les assemblages par vis se présentent comme une solution particulièrement intéressante pour connecter les éléments. La superposition des éléments conduit inéluctablement à une épaisseur structurelle importante de la coque. De plus, en cas de section élancée (i.e. section à facteur de forme élevé), la vérification du non-déversement des éléments en flexion de la nappe supérieure pourrait devenir critique (instabilité de la membrure en compression dans un élément en flexion).

Finalement, dans le but de réduire l'épaisseur structurelle de la coque, on pourrait choisir de concevoir des assemblages assurant une certaine continuité structurelle dans les deux directions de la grille avec des éléments courbes organisés en une seule nappe par recouvrement (Type D2 sur la **Figure 3-29**). Les éléments doivent alors être usinés au niveau de l'intersection et on peut utiliser un double assemblage de type mi-bois en croix et des vis pour connecter les deux nappes. Dans une des directions (1), la poutre est usinée au niveau de l'intersection et voit donc une diminution importante de sa section, mais surtout de son inertie. Dans l'autre direction (2), l'élément est reconstitué à partir de deux pièces superposées. Ces éléments doivent toutefois être connectés sur tout le long de la poutre pour assurer la transmission de l'effort tranchant entre les deux pièces de bois. Le dimensionnement de la structure doit veiller à vérifier la résistance des sections nettes au niveau de l'assemblage, mais aussi prendre en compte la perte de raideur axiale et en flexion au niveau de l'intersection des éléments.

10.2 ETUDE D'UN DÔME : CADRE D'ETUDE ET TYPOLOGIE D'ASSEMBLAGE

10.2.1 Objectifs et sources d'inspiration

L'étude de cas qui suit vise à identifier les leviers d'optimisation d'un gridshell en bois. Dans un souci de généralisation, nous avons choisi de travailler sur une simple surface de dôme. Nous avons vu dans les sections précédentes que la géométrie et la recherche d'une surface efficace constituaient des leviers majeurs pour optimiser le comportement structurel d'un gridshell, et ce, quel que soit le matériau. Cependant, le caractère constructible d'une surface est aussi un enjeu majeur dans la conception d'un tel ouvrage. Ainsi, le choix du dôme, mais aussi, comme on verra, de la technique de génération de la grille selon l'approche des surfaces à lignes de courbure planes, offrent un cadre particulièrement intéressant pour analyser ici les leviers de conception liés à la constructibilité d'un gridshell en bois.

En lien avec la densité de la grille d'éléments, nous comparerons les performances structurelles et environnementales de différentes stratégies d'assemblage pour concevoir un tel ouvrage. Nous verrons ainsi que la continuité des éléments et la densité de la grille de poutres en lien avec les choix de typologie d'assemblage constituent des paramètres centraux dans la conception d'un gridshell en bois.

Cette étude de cas s'inspire largement des dômes du complexe botanique de Taiyuan en Chine, construit en 2020 [Epp & Sullivan, 2019] (voir **Figure 3-30(a)**). Ces trois dômes d'une hauteur de 11 à 30 m et d'un diamètre compris entre 43 et 90 m, sont conçus à partir d'une grille de poutres en bois lamellé-collé doublement cintrées (i.e. courbe dans les deux directions), et arrangées en double ou triple nappe. La continuité structurelle des poutres le long d'une ligne de la grille est assurée par la connexion d'éléments en bois de plus faible longueur par un assemblage par enture visé (voir **Figure 3-30(b)**). La courbure des éléments en bois lamellé-collé dans la direction faible (i.e. perpendiculaire à la direction des lamelles) a été réalisée par fraisage des faces d'éléments plus volumineux simplement cintrés dans la direction longitudinale.

Ces dômes conçus par l'agence d'architecture *Delugan Meissl Associated Architects* (DMAA) et par l'entreprise *StructureCraft* se démarquent visuellement et techniquement par l'absence d'éléments diagonaux en bois. Pour les deux plus petits dômes, aucun élément diagonal n'est présent, et la rigidité de la structure est intégralement assurée par la continuité structurelle des poutres doublement cintrées en bois lamellé-collé, qui suivent des géodésiques de ces dômes paraboliques (voir **Figure 3-30(c)**). Pour le dôme de 90 m de portée, la vérification du flambement global a nécessité d'augmenter la rigidité en plan de la structure grâce à un réseau secondaire de câble qui triangule le réseau principal de poutres en bois et qui est situé en sous-face de celui-ci (voir **Figure 3-30(d)**). Les dômes sont entièrement recouverts de panneaux de verre doublement cintré eux aussi. Chaque élément composant la structure étant unique, les techniques de génération paramétriques et de fabrication numérique ont été primordiales dans la réalisation de ce projet.

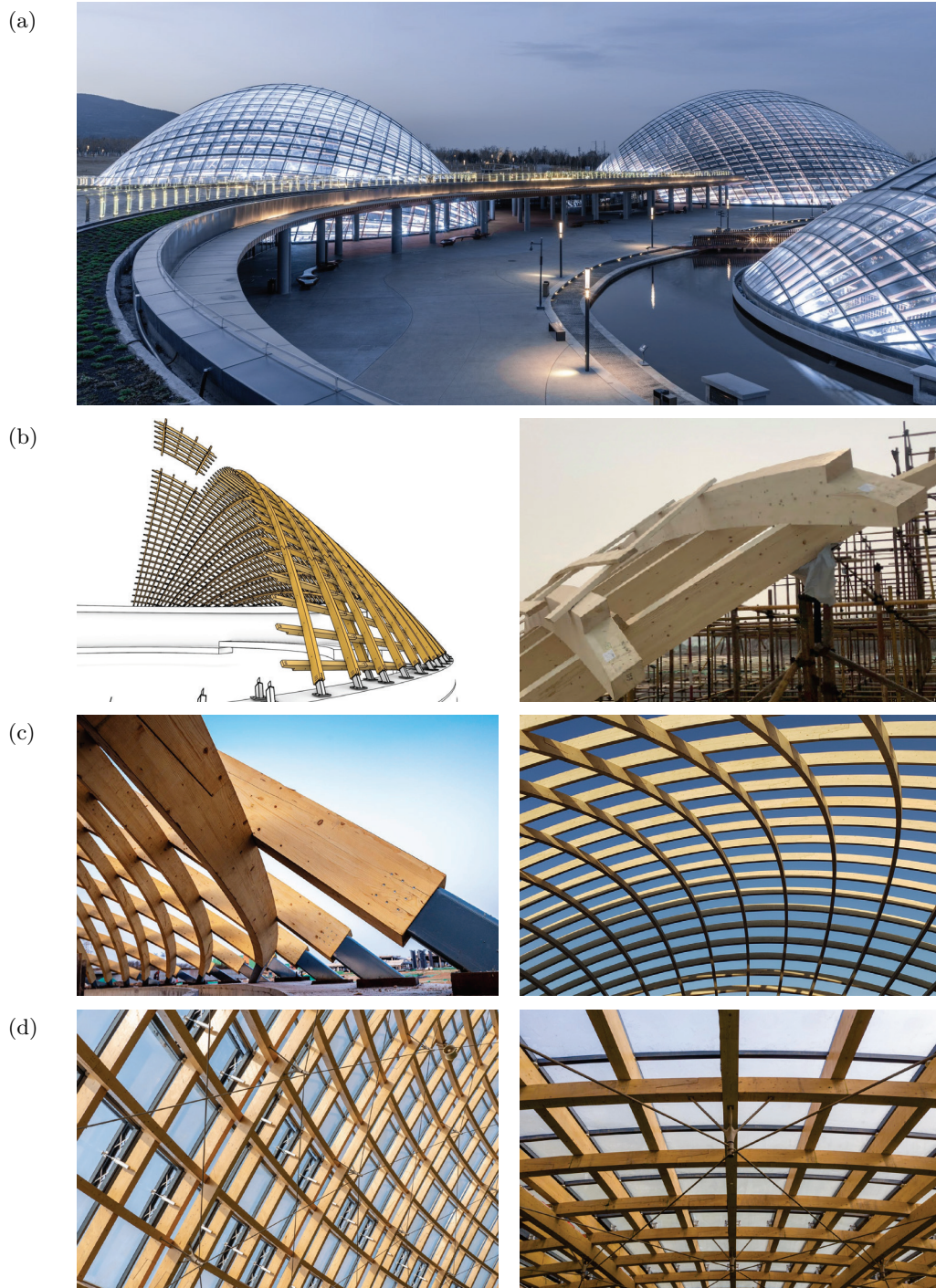


Figure 3-30 Dômes du jardin botanique de Taiyuan en Chine.

(a) Vue des 3 dômes paraboliques construits en 2020 (b) Illustrations des modules préassemblés (c) Vue de la structure en bois lamellé-collé du dôme le plus petit de 43 m de portée et 11 m de hauteur. (d) Vue de la structure en bois lamellé-collé et de la nappe de câbles de contreventement du dôme de 90 m de portée et 30 m de hauteur.

Crédits : structurecraft

10.2.2 Géométrie et principes de génération

Principes de génération de la surface

La surface et le maillage sont générés en utilisant les principes de discrétisation et de génération développés par [Tellier et al., 2019] permettant d'obtenir à partir de deux courbes guides d'entrée, une grille de poutres planes suivant les lignes de courbures de la surface et formant des arches simplement courbes. On parle ainsi de surfaces à lignes de courbures planes.

Comme illustré dans la **Figure 3-31**, les deux courbes guides utilisées pour générer la surface correspondent à des demi-paraboles qui s'intersectent au sommet du dôme à 90° . La surface obtenue correspond à un seul quadrant du dôme (quadrant A sur la **Figure 3-31**) et la surface finale est générée par symétrie et rotation de ce quadrant. Le maillage est finalement découpé par le plan $z = 0$ pour obtenir la grille finale du dôme. On rappelle que, selon la méthode proposée par [Tellier et al., 2019], les courbes guides correspondent à des lignes de courbure de la surface, et en tant que telles doivent être planes et se croiser à 90° . Un paramètre supplémentaire $\theta \in \llbracket 0^\circ, \pm 180^\circ \rrbracket$ doit être fixé [Tellier et al., 2019] pour générer la surface et la grille finale. Ce paramètre d'angle est nécessaire pour construire le maillage de Gauss de la surface à partir des deux courbes guides. On rappelle que les cas $\theta = 0^\circ$ et $\theta = \pm 180^\circ$ correspondent à des cas particuliers de surfaces moulures. Ces surfaces peuvent être générées en faisant glisser une génératrice plane le long d'une courbe rail plane elle aussi, de sorte que le plan de la génératrice soit toujours perpendiculaire au rail. Entre les deux cas $\theta = 0^\circ$ et $\theta = \pm 180^\circ$ le rôle des deux courbes dans ce processus est inversé. L'utilisateur doit aussi fournir un découpage initial des courbes guides pour générer le maillage final. Ici pour ne pas introduire sans raison un nombre trop important de paramètres géométriques, nous décidons de fixer le paramètre θ à -90° et de découper de façon régulière les courbes guides en plusieurs tronçons de longueurs égales. D'expérience de l'auteur, le cas $\theta = -90^\circ$ permet d'obtenir une surface intermédiaire entre les deux surfaces moulures extrémales à $\theta = 0^\circ$ et $\theta = \pm 180^\circ$, et conduit à une certaine uniformité de maillage entre les deux directions, comme illustré dans la **Figure 3-32**. Tout particulièrement ici, du fait de l'utilisation de deux courbes guides paraboliques identiques, ce choix de paramètre permet d'obtenir deux familles de lignes de courbure identiques entre les deux directions du maillage (voir **Figure 3-32**). Les deux directions du maillage ayant donc un rôle géométrique équivalent, cette configuration permettra d'étudier plus facilement l'influence directe du choix d'assemblage de la grille, autrement dit de la relation structurelle entre les éléments des deux directions.

Notations géométriques

La géométrie et la notation associée sont présentées dans la **Figure 3-31**. On note L la portée du dôme et H sa hauteur au sommet. On note g la longueur moyenne des éléments du maillage en zone courante (i.e. hors éléments découpés par le plan $z = 0$). Ce paramètre sera appelé taille caractéristique du maillage. Les 4 quadrants du dôme sont notés respectivement A, B, C et D. Les lignes de courbures sont notées $B_{i,j}$ avec $i \in [1,2]$ l'indice correspondant à la direction de la ligne de courbure et $j \in \llbracket 0, N - 1 \rrbracket$ l'indice de la ligne numérotée à partir de la génératrice de la famille considérée (voir **Figure 3-31**).

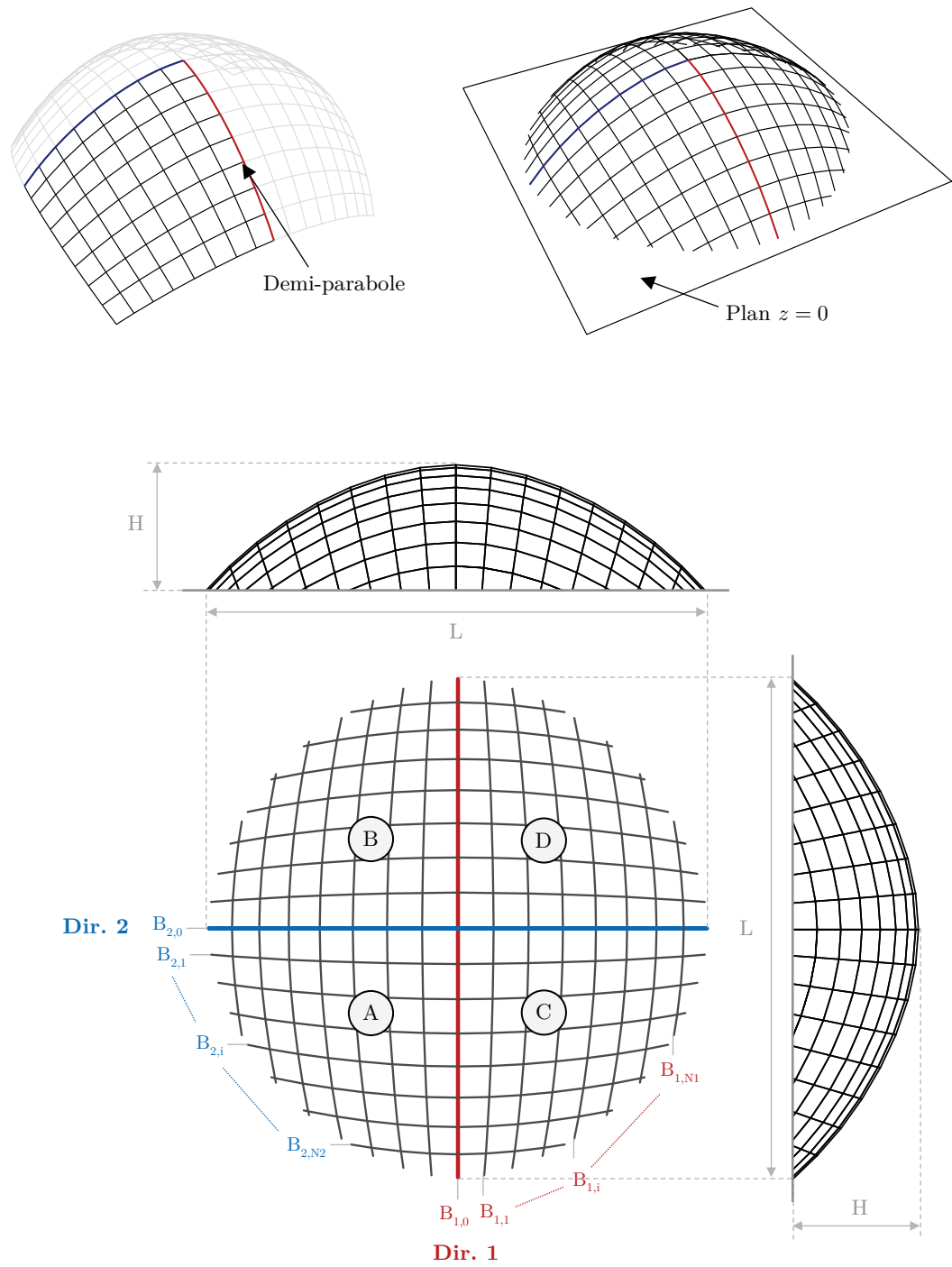


Figure 3-31 Géométrie et notation pour l'étude structurale et environnementale d'un dôme en bois.

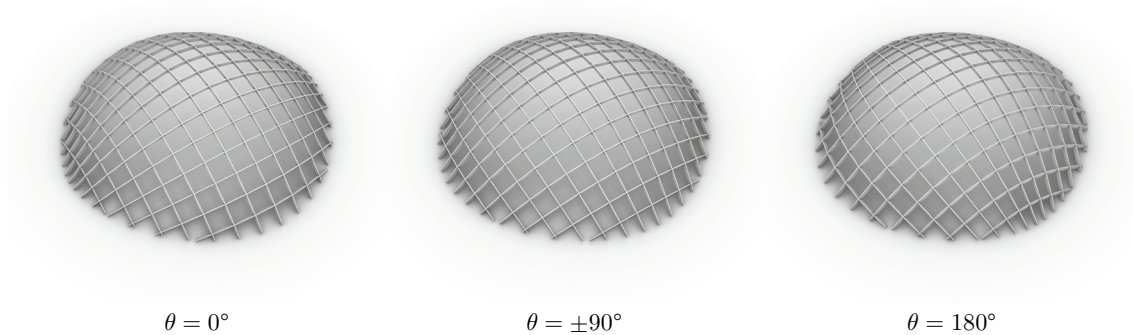


Figure 3-32 Influence du paramètre d'angle θ du maillage de Gauss sur le maillage et la surface finale.

Conditions d'appuis

On considère que tous les éléments sont simplement appuyés (blocages en translation et relâchements en rotation) au niveau du sol (plan $z = 0$), mais que la torsion locale est bloquée.

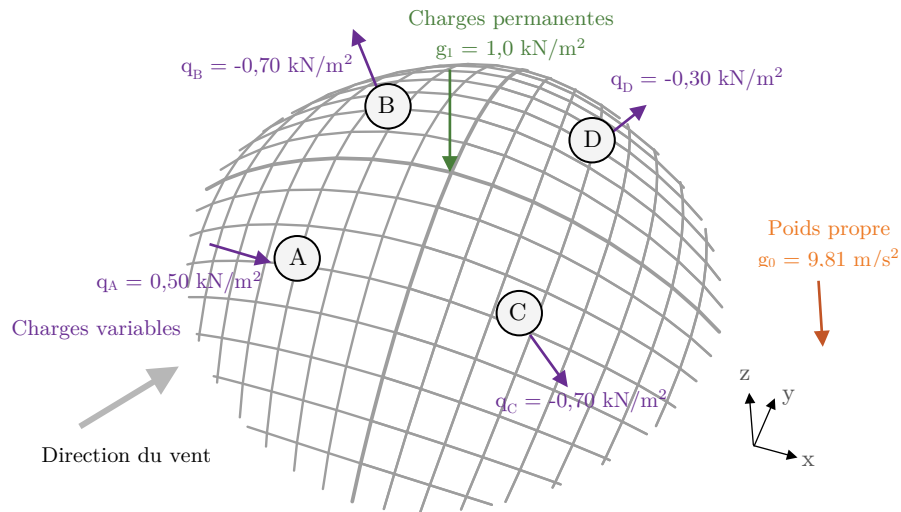
10.2.3 Chargements et critères de conception

Charges permanentes

Les chargements sur la structure sont présentés dans le **Tableau 3-8**. De même que, pour l'étude de cas précédente, le poids propre des éléments de la structure (bois et assemblages acier) est déterminé automatiquement à partir du modèle de calcul et des masses volumiques moyennes des matériaux présentés dans le **Tableau 3-3**. Ce cas de charge est noté G_0 . On considère une charge permanente surfacique de toiture de $1,0 \text{ kN/m}^2$ qui prend en compte le poids du complexe de couverture. On supposera pour simplifier que cette charge se répartie uniformément sur les différents nœuds du gridshell. On note ce cas de charge G_1 .

Charges variables

On considère un cas de charges variables noté Q correspondant à une charge de vent sur le dôme. Pour simplifier le chargement par rapport aux règles prescrites par l'Eurocode 1-4 pour les dômes [NF EN 1991-1-4, 2005], un simple chargement dissymétrique est pris en compte comme illustré dans le **Tableau 3-8**, avec une charge uniforme sur chaque quadrant : le quadrant A subi une pression de vent (force de vent normale à la surface vers l'intérieur du dôme) de $0,50 \text{ kN/m}^2$; les quadrants B et C subissent une dépression (force de vent normale à la surface vers l'extérieur du dôme) de $-0,70 \text{ kN/m}^2$; et le quadrant D subit une dépression de $-0,30 \text{ kN/m}^2$. Ce cas de charges correspond à un vent soufflant en amont dans la direction A-D. Il convient de noter que le vent pourrait aussi avoir d'autres directions et solliciter de manière différente les éléments du gridshell en fonction de leur orientation relative par rapport au vent. Toutefois, plusieurs tentatives ont été réalisées et ce cas de charges conduit globalement aux déplacements et aux contraintes les plus importantes dans les éléments. Pour simplifier le problème à l'étude, seul le cas de charges qui vient d'être décrit sera examiné.



Chargements				
	Chargement	Zone	Direction	Valeur
G0	Poids propre	Eléments + Assemblages	Vertical (-z)	9,81 m/s ²
G1	Charges permanentes	A + B + C + D	Vertical (-z)	1,0 kN/m ²
		A	Normal	0,50 kN/m ²
Q	Charges variables	B + C	Normal	-0,70 kN/m ²
		D	Normal	-0,30 kN/m ²

Critères de conception		
Cas de charges	Critère	Taux d'utilisation
Etats Limites de Service (ELS)		
G = G ₀ + G ₁	Flèche instantanée poids propre (Pas de critère car contreflèche)	
Q	Flèche instantanée variable - $\Delta_{inst} \leq L/300$	$\Delta_{inst}/(L/300)$
Etats Limites Ultimes (ELU) – Résistance		
1,35G	Résistance EC5 - $k_{mod} = 0,6$	σ/σ_{max}
1,35G+1,5Q	Résistance EC5 - $k_{mod} = 1,1$	σ/σ_{max}
Etats Limites Ultimes (ELU) – Flambement global		
1,35G	Facteur de charge critique - $\alpha_{crit} \geq 6,0$	$6,0/\alpha_{crit}$
1,35G+1,5Q	Facteur de charge critique - $\alpha_{crit} \geq 6,0$	$6,0/\alpha_{crit}$
G = G ₀ +G ₁ (poids propre de la structure + charges permanentes)		

Tableau 3-8 Chargements et critères de conception considérés pour l'étude structurelle et environnementale d'un dôme en bois.

Critères de conception ELU – Résistance des éléments

La structure est dimensionnée selon les principes de l'EC5. En premier lieu, la résistance des éléments est donc vérifiée aux Etats Limites Ultimes (ELU). Conformément aux principes des Eurocodes, différentes combinaisons de cas de charges ont été considérées et sont présentées dans le **Tableau 3-8**, avec les facteurs modificatifs k_{mod} associés. Pour la vérification au flambement (local) des éléments, une longueur de flambement égale à la longueur entre nœuds de l'élément étudié sera prise en compte dans les calculs.

Critères de conception ELU – Flambement global

La vérification du flambement global d'une structure est un critère central dans la conception des structures légères et de grande portée comme les gridshells [Bulenda & Knippers, 2001]. Cette instabilité globale est un phénomène non-linéaire complexe à évaluer. Différentes méthodes existent pour s'assurer de la stabilité globale de ce type de structure [IASS WG8, 2014]. En première approche, il est possible de réaliser une analyse de flambement global linéaire pour évaluer une charge critique (ou un facteur critique) de flambement correspondant à l'obtention de l'instabilité (divergence importante du déplacement à un niveau de force fini) de la structure. Le flambement linéaire souffre cependant de certaines limitations intrinsèques : le problème étant linéarisé, l'équilibre est toujours calculé sur la configuration initiale de la structure, de sorte que le flambement linéaire peut surestimer de façon importante la capacité résistante des structures soumises à de grands déplacements avant flambement [Mesnil, 2017]. C'est pourquoi une estimation plus précise de la charge critique exige généralement une analyse non-linéaire de la structure en prenant en compte un niveau d'imperfection géométrique initial de l'ouvrage.

Le choix de l'amplitude initiale de l'imperfection et de sa forme n'est pas évident [Mesnil, 2017], mais de nombreuses méthodes proposent d'utiliser les premiers modes de flambement global linéaire pour construire l'imperfection géométrique initiale de la structure [Bulenda et al., 2001]. La vérification non-linéaire avec imperfection est une méthodologie coûteuse d'un point de vue de temps de calcul et donc rarement compatible avec un processus d'optimisation. L'analyse linéaire demeure une riche source d'information [Malek et al., 2014], qui plus est au stade de la conception [IASS WG8, 2014].

Toutefois, le choix d'une valeur limite de conception pour le facteur critique de flambement α_{crit} associé à un cas de charge (i.e. coefficient par lequel la charge de calcul devrait être multipliée pour provoquer l'instabilité élastique dans un mode global) reste un sujet épineux [IASS WG8, 2014] et peu documenté. Cette valeur est usuellement sélectionnée en fonction des informations et de l'expérience accumulées sur d'autres projets, des charges sur la structure, du niveau d'imperfection, de la sensibilité du comportement de la structure à la raideur des assemblages, etc. L'Eurocode 3 [NF EN 1993-1-1, 2005] ne présente pas de véritable valeur de conception pour le facteur α_{crit} , mais propose seulement une valeur au-dessus de laquelle la vérification du flambement global joue un rôle à priori très faible dans le dimensionnement de la structure et une simple analyse linéaire des déformations peut être utilisée pour dimensionner l'ouvrage. Selon l'Eurocode 3, les déformations ont ainsi une incidence négligeable sur

l'augmentation des sollicitations dans les éléments ou sur le comportement structural en général si le facteur critique de flambement linéaire α_{crit} est supérieur à 10.

Le guide sur l'évaluation du flambement des structures métalliques réticulés de l'IASS [IASS WG8, 2014] recense en annexe quelques exemples de facteurs critiques de flambement adoptés pour la conception de différents projets construits dans les 30 dernières années (en date du document). On peut observer qu'en fonction de la typologie structurelle (simple, nappe, double nappe, etc.), de la méthode de vérification retenue (flambement linéaire, analyse non-linéaire sans ou avec imperfection etc.) ou encore de la portée, le facteur de sécurité retenu vis-à-vis du flambement global varie énormément. Si l'on s'intéresse seulement aux facteurs critiques de flambement par analyse linéaire, on observe des projets existants qui présentent des facteurs α_{crit} descendant jusqu'à 3,9 (*Seibu dome* au Japon construit en 1999) ou encore 5,8 (gridshell construit dans le cadre de l'exposition universelle de Shanghai en 2010).

Dans la présente étude paramétrique, pour diminuer le temps de calcul et simplifier le processus d'optimisation de la structure, on choisit d'utiliser simplement une analyse de flambement linéaire avec une valeur limite du facteur critique de flambement linéaire α_{crit} de 6, quel que soit le cas de charges ELU considéré.

Critères de conception ELS – Déplacement globaux

En deuxième lieu, il convient de vérifier l'aptitude au service de la structure sous les actions auxquelles elle est soumise. Cette vérification consistera ici à vérifier que les déformations de la structure n'excèdent pas une certaine valeur limite. Conformément aux critères usuels de déformation de l'EC5, on limitera la flèche globale sous charges variables à $L/300$ avec L la portée du dôme. On considérera que la structure possède une contre-flèche égale au déplacement de la structure sous les effets de son poids propre et des charges permanentes. Les critères de déplacement et les combinaisons de charges associées sont résumés dans le **Tableau 3-8**.

10.2.4 Typologies d'assemblage et stratégie d'optimisation des sections

On cherche dans cette étude de cas paramétrique à illustrer comment différents choix de conception vis-à-vis des assemblages et de la continuité des éléments peuvent influencer les performances structurelles et l'impact environnemental d'un gridshell en bois. Les différents modèles d'assemblage sont présentés dans la **Figure 3-33**.

Nous rappelons que, dans la présente étude de cas, ayant fait le choix d'utiliser une méthode de génération du gridshell basée sur les surfaces à lignes de courbures planes, les éléments du maillage quadrangulaire présentés dans la **Figure 3-31** forment tous des arcs plans. Par conséquent, en dehors de considérations de longueur vis-à-vis des contraintes de fabrication ou de transport, il est a priori possible de réaliser ces éléments à partir de poutres en bois lamellé-collé simplement cintré. La réalisation d'éléments continus permet ainsi d'augmenter de façon importante la rigidité en flexion de la coque. Pour augmenter la rigidité en cisaillement dans le plan de la surface et limiter les phénomènes de flambement global qui pourraient en résulter, il peut être nécessaire d'ajouter des éléments diagonaux et ainsi trianguler la grille quadrangulaire.

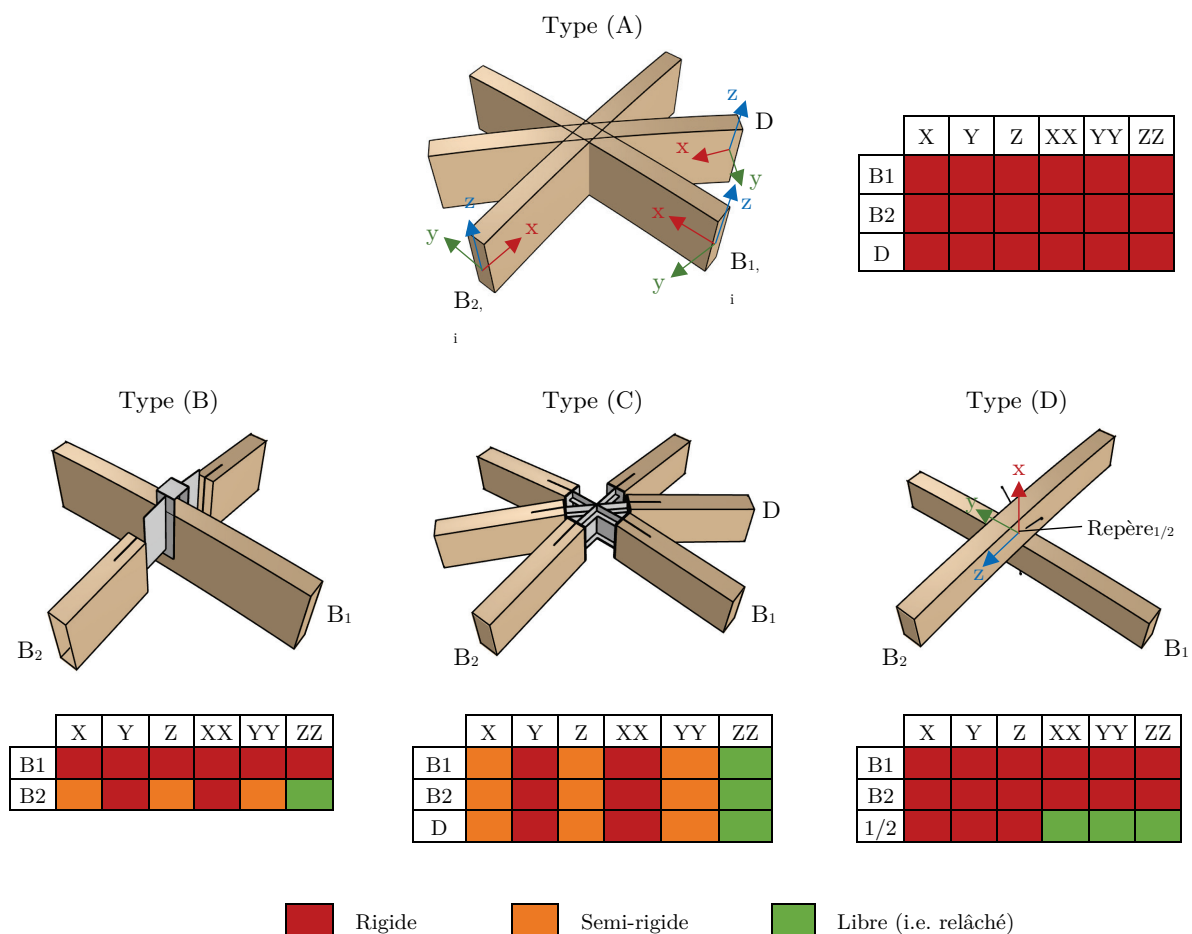


Figure 3-33 Typologies d'assemblages pour l'étude structurelle et environnementale d'un dôme en bois.

La relation structurelle (continuité, relâchement, semi-rigidité) entre ces différents éléments, en lien avec les typologies et les techniques d'assemblage choisies, conditionneront le comportement de la structure. On se limite dans la suite à des solutions utilisant exclusivement du bois lamellé-collé GL24h.

Structure de référence à maille triangulée sans assemblage – Modèle A

Tout comme pour l'étude de cas sur les treillis, on commence par construire un modèle de référence, que l'on notera modèle A, sans prise en compte des assemblages et dans lequel la grille d'éléments primaires (éléments $B_{1,i}$ et $B_{2,i}$) est triangulée par des éléments diagonaux que l'on notera D_i . Ce modèle servira donc d'élément de comparaison pour les autres modèles et permettra d'illustrer la nécessité d'intégrer le comportement et l'influence des assemblages dans le calcul et l'évaluation financière et environnementale d'un gridshell en bois. Comme illustré dans la **Figure 3-33(A)**, on supposera que tous les éléments principaux de la grille sont continus à chaque nœud du gridshell, tout comme les éléments diagonaux.

Structure à maille triangulée avec assemblage – Modèle C

On introduit ensuite le pendant avec assemblage du modèle A, que l'on note modèle C. Dans ce dernier, tous les éléments de la structure sont considérés interrompus à chaque nœud du maillage et réalisés à partir d'éléments droits. Les éléments sont supposés assemblés à leurs extrémités par l'intermédiaire d'assemblages par broches connectés à un nœud métallique (voir **Figure 3-33(C)**).

Ce modèle met donc l'accent sur la maximisation de l'utilisation d'éléments droits et de faible longueur. Si cette stratégie permet de « construire de la forme » à partir d'éléments droits et donc à priori moins chers, elle conduit inévitablement à introduire un très grand nombre d'assemblages métalliques dans la structure. Ces assemblages représentent une zone de faiblesse mécanique pouvant entraîner une perte de raideur à l'échelle globale de l'ouvrage, mais aussi un surcoût non négligeable au vu de la quantité d'acier mis-en-œuvre dans toutes les connexions. D'un point de vue montage et mise en œuvre, deux stratégies sont envisageables. Soit tous les éléments sont assemblés sur site (avec toute la complexité de planification et d'étalement que cela peut représenter) et le transport des éléments est facilité. Soit la préfabrication est favorisée avec un pré-assemblage de plusieurs cellules en atelier, puis transport et montage sur site de ces « patches » pour reconstituer la structure finale.

D'un point de vue mécanique, on considère que tous les éléments sont à leurs extrémités bloqués en torsion et relâchés en rotation dans le plan de la surface (i.e. rotation autour de l'axe vertical local z de l'élément, voir **Figure 3-33**). La raideur en rotation hors plan (i.e. rotation autour de l'axe transversal local y de l'élément, voir **Figure 3-33**) de l'élément est donnée par la loi de comportement des assemblages par broches développée dans la partie 1. Au niveau des translations, les éléments sont supposés bloqués dans la direction transversale (axe local y) au niveau du nœud d'assemblage, tandis que le comportement longitudinal (axe local x) et vertical (axe local z) est semi-rigide avec une raideur issue du modèle simplifié des assemblages par broches développé dans la partie 1.

Structure à maille quadrangulaire isotrope – Modèle B

Pour profiter des propriétés des surfaces à lignes de courbures planes, on peut chercher à augmenter la rigidité en flexion hors-plan de la coque en utilisant des éléments continus simplement cintré (i.e. cintré dans une seule direction). Ce choix pourrait éventuellement permettre de se dispenser d'éléments diagonaux dans l'ouvrage.

Afin d'évaluer les performances de cette stratégie, on introduit le modèle B composé d'une grille quadrangulaire sans élément diagonal dans lequel les éléments sont considérés continus dans une direction et discontinus à chaque nœud dans l'autre. Cette stratégie conduit bien évidemment à une coque présentant un comportement fortement isotrope, avec une direction forte et une direction plus faible.

Les éléments droits dans la deuxième direction sont assemblés à leurs extrémités via des assemblages par broches. Ces assemblages présentent un comportement semi-rigide avec une certaine raideur translationnelle axiale (direction locale x) et verticale (direction locale z), mais aussi avec une raideur rotationnelle en flexion hors plan (rotation autour de l'axe local y). On suppose qu'ils sont totalement relâchés en rotation dans le plan de la surface (rotation

autour de l'axe local z) et bloqués de façon rigide en translation dans la direction transversale (direction locale y).

Structure à maille quadrangulaire à double nappe – Modèle D

Finalement, dans un souci de minimiser le nombre et l'influence des assemblages métalliques dans la structure, on introduit le modèle D, dans lequel la structure est composée d'une grille quadrangulaire d'éléments continus dans les deux directions du maillage organisés en deux nappes superposées (voir **Figure 3-33(D)**). Cette configuration est largement inspirée de la conception des dômes de Taiyuan présentés précédemment (voir **Figure 3-30**). Les deux nappes doivent être connectées au niveau des nœuds du maillage pour assurer le bon fonctionnement de la structure. Dans le cas des dômes de Taiyuan les éléments des deux nappes sont assemblés via des vis, qui permettent de transmettre d'une part des efforts de cisaillement entre celles-ci et d'autre part les efforts potentiels hors plan de soulèvement. On peut supposer que la transmission des efforts verticaux descendants est assurée par le contact des éléments en bois. Pour simplifier et idéaliser le modèle ici, on néglige ces assemblages et on suppose que la connexion entre les deux nappes est totalement rigide en translation et relâchée en rotation.

On suppose que la réalisation et la mise en œuvre des arcs plans continus de grande portée qui composent la structure dans les modèles C et D est possible malgré des contraintes évidentes de fabrication et de transport. En réalité, ces arcs plans seront vraisemblablement composés de plusieurs éléments assemblés entre eux. Toutefois, dans une volonté d'encadrer et idéaliser (i.e. d'identifier les bornes extrémales) les différentes stratégies de conception entre d'un côté la maximisation de la continuité des éléments et donc la minimisation du nombre d'assemblages, et de l'autre, l'utilisation d'éléments droits de faible longueur et donc l'introduction d'un grand nombre de connexion, nous choisirons de passer outre ces considérations constructives.

10.3 CALCUL DES ASSEMBLAGES ET PROCESSUS D'OPTIMISATION

10.3.1 Principes de calcul des assemblages

On reprend les principes de calcul des assemblages par broches de la structure présentés en section 9.3 de ce travail dans le cadre de l'étude de cas sur les treillis. La loi de comportement simplifiée des assemblages par broches développée en partie 1 est utilisée pour évaluer la raideur et la masse d'acier d'un assemblage à partir du torseur d'effort qui s'y applique et du facteur de forme de la section de l'élément assemblé. Ce modèle d'assemblage simplifié est implémenté directement dans le processus de calcul de la structure et résumé dans le cadre de la présente étude de cas dans la **Figure 3-34**.

Facteurs modificatifs de la loi de comportement

La loi de comportement développée dans la partie 1 de ce travail permet d'évaluer la masse d'acier (plaques, broches et vis de renforcement) correspondant seulement à la zone de connexion à l'extrémité d'un élément bois.

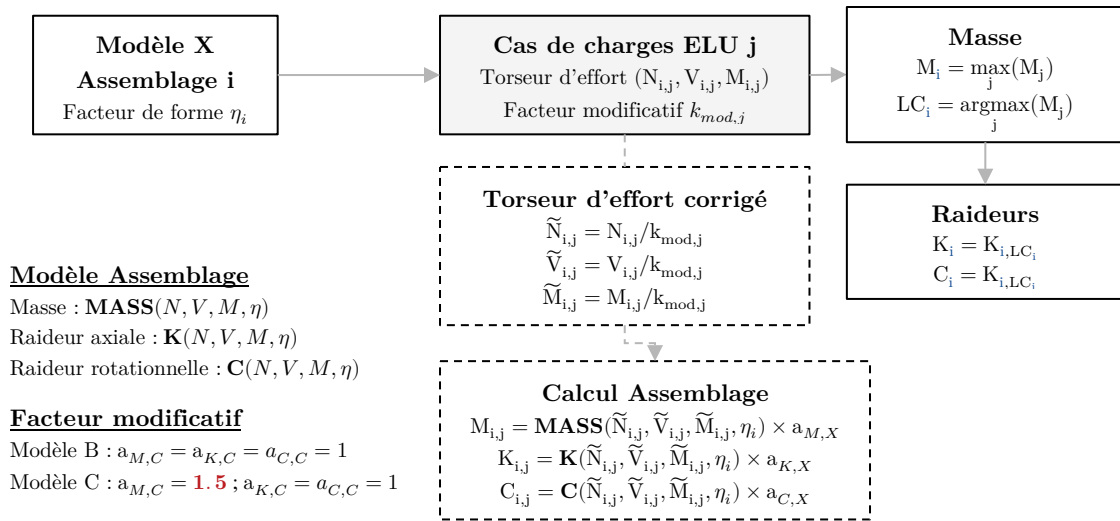


Figure 3-34 Processus de calcul de la masse et de la raideur des assemblages par broches pour l'étude de cas d'un dôme en bois.

Pour le modèle C, tous les éléments sont « découpés » à chaque nœud du maillage et sont assemblés par l'intermédiaire d'assemblage par broches. Pour des questions de montage et de fabrication, cette disposition avec des nœuds de valence importante (6 ici) nécessite généralement d'introduire des nœuds métalliques sur lesquels viennent se fixer les plats fendeurs des assemblages par broches des différents éléments connectés. Par exemple, les éléments de la structure de la toiture de la station *Canary Wharf* à Londres construite en 2014 sont assemblés sur ce principe (voir **Figure 3-35**), avec des nœuds métalliques tous uniques. Ces nœuds métalliques peuvent donc représenter une quantité d'acier supplémentaire plus ou moins importante en fonction du projet. Pour simplifier la prise en compte de ces nœuds de connexion dans le bilan financier et environnemental de l'ouvrage, on propose ici de simplement multiplier la quantité d'acier des assemblages du modèle C par un facteur multiplicatif de 1,5. On attire l'attention du lecteur sur le fait que ce facteur pourrait éventuellement être bien plus important en fonction des choix de conception du détail d'assemblage.



Figure 3-35 Structure en bois de la couverture de la station Canary Wharf à Londres construite en 2014. Crédits : seele.com

Raideur de service (ELS) et raideur ultime (ELU)

Comme pour l'étude de cas sur le treillis détaillée dans la section 9.3, on décide pour ne pas complexifier inutilement le processus de conception avec plusieurs modèles de calcul, et, dans la mesure où on se place davantage dans un cadre d'étude préliminaire, on choisit d'utiliser simplement la raideur de service K_{ser} des assemblages, quel que soit le cas de charges étudié. Le lecteur est invité à consulter la section 9.3 pour plus de détails sur l'origine et les limitations de ce choix vis-à-vis du comportement de la structure.

Jeu d'assemblage

Les jeux d'assemblage jouent un rôle fondamental sur le comportement de la structure, et peuvent conduire à une réduction significative de la raideur globale de l'ouvrage. Ce phénomène entraîne toutefois un comportement fondamentalement non-linéaire. Si l'EC5 propose de modéliser éventuellement ce phénomène avec une raideur sécante, cette approche peut vite montrer ses limites pour l'étude de structures complexes, et seul un véritable calcul non-linéaire permet d'évaluer les effets globaux de la mise en place des jeux dans la structure. Comme détaillé dans la section 9.3 pour l'étude de cas sur les treillis, sous l'effet des charges permanentes de couverture les jeux vont se mettre en place dans les différents assemblages de la structure. Dans le présent cas, les charges variables étant plus faibles que les charges permanentes, il est légitime de penser que peu de phénomènes d'inversion d'effort interviendront dans les éléments du gridshell. Par conséquent, la déformation globale sous charges variables se fera vraisemblablement sans effet du jeu.

L'analyse de la structure sous charges permanentes, en lien avec les potentiels phénomènes de flambement global, s'avère plus complexe. En effet, les jeux vont avoir un effet non négligeable sur les déplacements et potentiellement sur les efforts dans les éléments. En première approche, il pourrait être possible d'utiliser la raideur sécante des assemblages pour évaluer cette influence sur le comportement statique en petites déformations de la structure. Cependant, l'évaluation de la charge critique de flambement pose davantage de problème dans une structure où les jeux d'assemblage jouent un rôle central. En effet, même si nous avons fait le choix d'utiliser une méthode d'évaluation linéaire des modes d'instabilité de la structure, on a vu que ce phénomène demeure fortement non-linéaire (voir paragraphe 10.2.3). Comme illustré dans la **Figure 3-36** l'évaluation de la raideur selon une approche sécante – et donc de l'évaluation du glissement d'un assemblage – est fortement dépendante du niveau d'effort dans l'assemblage. Pour un seul niveau d'effort F_1 , l'approche par raideur sécante permet bien – par définition – d'approcher le couple effort-glissement (F_1, δ_1) de l'assemblage au point 1. Néanmoins, l'utilisation de la raideur sécante $K_{sec,1}$ pour évaluer le glissement à un niveau d'effort plus élevé F_2 peut conduire à une surestimation très importante du glissement δ_2 de l'assemblage au point 2 (voir différence entre point 2 et 2' sur la **Figure 3-36**). Autrement dit, la raideur apparente de l'assemblage peut se retrouver fortement sous-estimée ($K_{sec,1} < K_{sec,2}$).

Le flambement correspond à un phénomène d'instabilité avec une divergence – ou augmentation très importante – des déplacements pour un niveau d'effort fini. On comprend donc que l'utilisation de la raideur sécante, tout particulièrement pour les assemblages faiblement

sollicités, peut conduire à une sous-estimation très importante de la charge critique de flambement. Dans un souci de simplicité et dans le cadre des études amont de la conception dans lequel notre travail s'inscrit, on décide finalement de ne pas prendre en compte le jeu des assemblages de la structure.

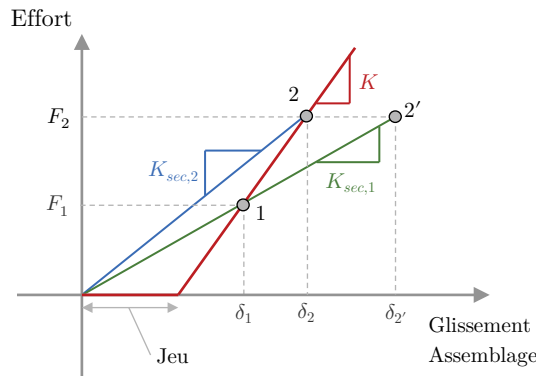


Figure 3-36 Illustration de l'effet du jeu d'assemblage et de l'utilisation de la raideur sécante.

10.3.2 Stratégie d'optimisation des sections et des assemblages

Différentes stratégies d'optimisation des sections seront étudiées et comparées dans la suite de ce chapitre. Une illustration de ces différentes stratégies est présentée dans la **Figure 3-37**. Il est tout d'abord possible de choisir une section unique pour tous les éléments en bois de la structure, assurant une uniformité entre les différentes lignes de courbures de la surface. On note cette stratégie U (Unique). Toutefois, ce choix pourrait aussi conduire à une surconsommation de bois, et il pourrait être préférable d'optimiser la section des éléments par groupe, d'autant plus qu'en fonction de la typologie d'assemblage, tous les éléments n'ont pas la même importance structurelle. Plus précisément ici, les éléments dans une même direction de la grille auront la même section, mais les sections associées aux deux directions orthogonales (et éventuellement aux éléments de triangulation) seront optimisées de manière indépendante. Cette approche sera notée G (Groupe). Finalement, on pourrait aussi faire le choix d'optimiser indépendamment les sections associées à chaque ligne de courbure et ligne de triangulation. On note cette stratégie SG (Sous-Groupe). Les propriétés des assemblages sont déterminées de façon identique aux sections (unique, groupe, sous-groupe).

10.3.3 Processus d'optimisation et critères de performance

Pour une géométrie (portée et hauteur du dôme) et une densité de la grille (taille caractéristique de la grille) données, le dimensionnement optimal des éléments du treillis est déterminée grâce à une approche d'optimisation par critère d'optimalité (OC) sous les contraintes de résistance aux états limites ultimes des éléments selon l'Eurocode 5, de déplacement global aux états limites de service et de flambement global linéaire.

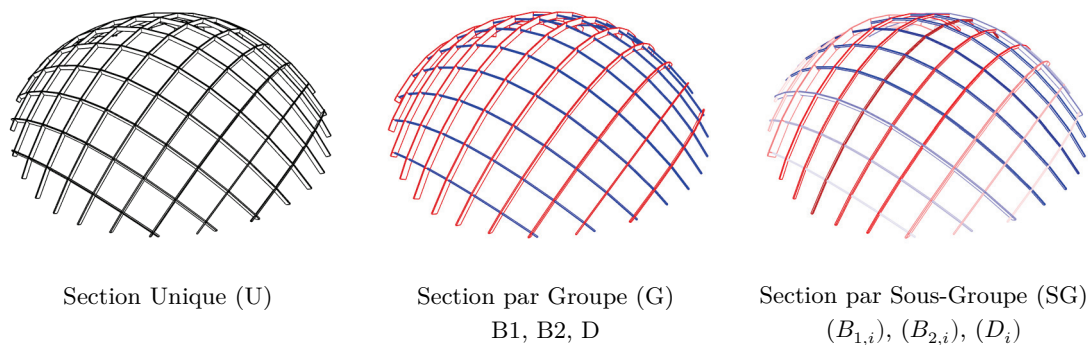


Figure 3-37 Stratégies d'optimisation des sections du dôme.

Pour plus d'informations sur les principes de l'algorithme d'optimisation par critère d'optimalité et son implémentation, le lecteur est invité à consulter le paragraphe 6.3 de la partie 1, et l'annexe A de ce mémoire. Nous faisons le choix d'utiliser simplement le volume de bois comme fonction objectif de l'algorithme d'optimisation des sections. Comme pour l'étude de cas précédente, par ce choix nous cherchons à interroger la pertinence de cette métrique dans l'évaluation structurelle et environnementale des ouvrages en bois de grande portée. Les performances des solutions optimales des différents modèles seront analysées et comparées à l'aune des 6 indicateurs précédemment introduits :

- 3 indicateurs structurels : la masse de bois (MW), la masse totale avec les assemblages (MTOT) et le coût matière intégrant le coût du bois et le coût de l'acier d'assemblage.
- 3 indicateurs environnementaux : le changement climatique court terme (CC), la toxicité humaine cancérigène (HTC) et la formation de particules fines (PMF).

10.4 OPTIMISATION EN RESISTANCE, DEPLACEMENT ET FLAMBEMENT GLOBAL

On s'intéresse dans cette section aux résultats de l'optimisation de la structure d'un dôme en bois de 60 m de portée sous des contraintes de résistance des éléments, de déplacement global sous charges variables et de flambement global. La hauteur du dôme est fixée à 15 m. On supposera que les dimensions des sections des éléments bois sont au minimum de 12 x 12 cm afin de garantir une certaine résistance minimale en situation d'incendie.

En parallèle de l'analyse qui suit, le lecteur est invité à consulter les planches de résultats et les tableaux situés en fin de cette section. La **Figure 3-57** permet ainsi de visualiser l'ensemble des résultats de l'étude de cas à l'aune des différents indicateurs de performance structurels et environnementaux retenus. Des analyses détaillées par stratégie d'optimisation (**Figure 3-58**) et par modèle d'assemblage (**Figure 3-59**) sont présentées dans les pages qui suivent, avec une visualisation des intervalles de confiance à 50% des différents indicateurs de performance du système.

On se limitera dans cette section aux stratégies d'optimisation des sections avec une section unique (U) et des sections par groupe (G). En effet, l'optimisation sous des contraintes de flambement est très couteuse d'un point de vue temps de calcul de sorte que la stratégie par sous-groupes (SG) nécessiterait ici une puissance de calcul trop importante. De plus, la méthode OC basée sur une évaluation des gradients des fonctions objectifs et contraintes n'apparaît pas toujours performante vis-à-vis des contraintes de flambement global qui sont des fonctions peu lisses (voir Annexe A pour plus d'information sur le sujet).

On rappelle que le maillage est directement généré à partir des deux courbes guides et d'une subdivision initiale de ces dernières. Ici, les courbes sont divisées en tronçons de longueurs égales. On fait varier dans la suite le nombre de subdivisions de ces courbes et on étudie 5 densités de grille différentes, définies respectivement par des tailles caractéristiques de grille (longueur moyenne des éléments en partie courante notée g) de 2,3, 3,0, 4,1, 4,7 et 5,5 m.

10.4.1 Volume de bois et raideurs d'assemblage

La **Figure 3-38** montre l'évolution du volume optimal de bois en fonction de la taille caractéristique du maillage pour les différents modèles d'assemblage et stratégies d'optimisation des sections. La **Figure 3-39** présente l'évolution des taux d'utilisation des critères de déplacement, de résistance et de flambement global associés aux différentes solutions. La **Figure 3-40** montre les sections optimales des éléments du gridshell.

Gridshell triangulé à éléments droits : influence des assemblages – Modèle A et C

Comme on peut le voir sur la **Figure 3-39** la conception de la structure avec des assemblages de type A et C est largement pilotée par les critères de dimensionnement aux états limites ultimes davantage que par le critère de déplacement sous charges variables. Tout particulièrement, on observe que les taux d'utilisation associés au critère de flambement sont tous de 100% indépendamment de la taille de la grille, tandis que les taux d'utilisation associés au critère de déplacement global atteignent au maximum les 12% (voir zoom sur la **Figure 3-40**). Concernant les critères de résistance des éléments, on note que, pour une taille de grille importante, les taux d'utilisation sont très proches des 100%, tandis que, pour une taille de grille faible, les taux descendent très largement au-dessous des 100%. On peut supposer que plus la taille de grille augmente, donc plus la longueur des éléments augmente, plus la vérification du flambement local des éléments en compression devient critique. En lien avec le flambement local d'axe faible, on observe d'ailleurs sur la **Figure 3-40** que les largeurs des sections des éléments augmentent bien lorsque la taille de la grille augmente.

La comparaison des modèles A et C permet de directement identifier l'influence des assemblages sur le comportement de la structure. On observe ainsi que l'introduction de la raideur des assemblages conduit à une augmentation très importante du volume de bois, d'autant plus que la taille de la grille est faible et donc que la densité d'assemblages est forte. Le comportement semi-rigide des assemblages dans le modèle C entraîne une perte de raideur par rapport au modèle A dans lequel tous les éléments sont considérés assemblés de façon rigide. Cette perte de raideur globale, est ainsi compensée par une augmentation des sections du dôme pour conserver un facteur critique de flambement supérieur à la limite retenue.

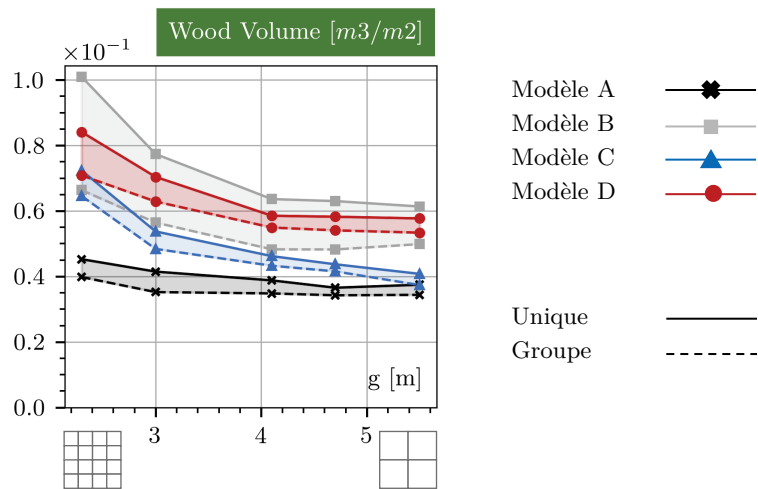


Figure 3-38 Evolution du volume de bois en fonction de la taille caractéristique du maillage du dôme.

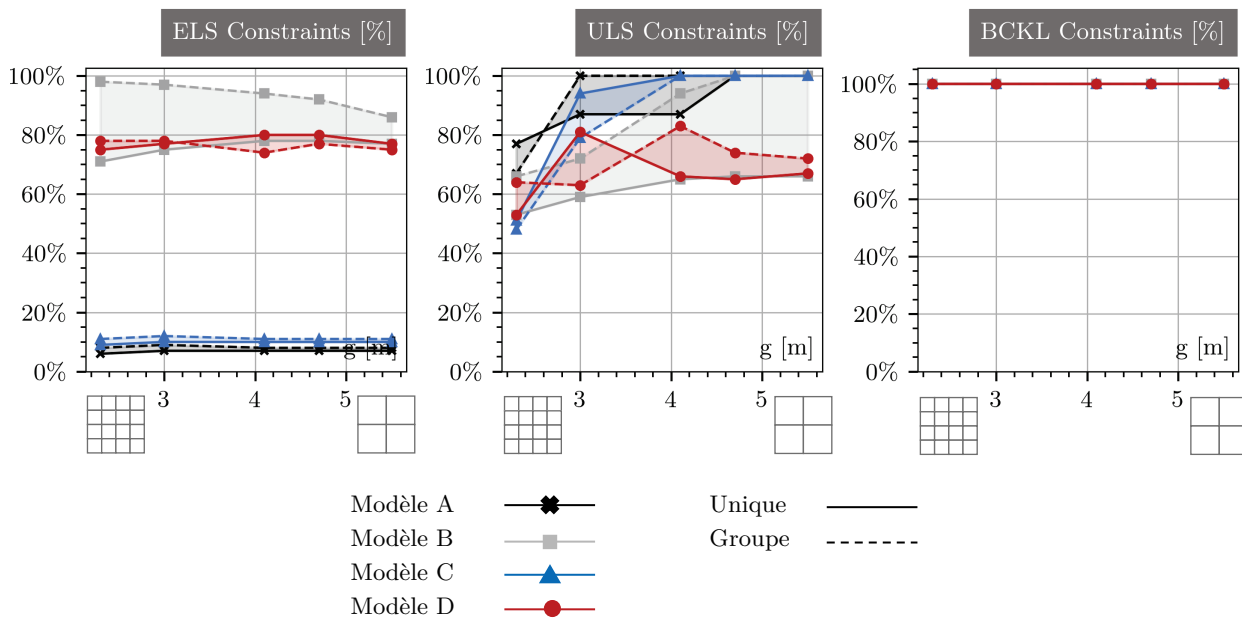


Figure 3-39 Evolution des taux d'utilisation des critères de déplacement, de résistance et de flambement global en fonction de la taille caractéristique du maillage du dôme.

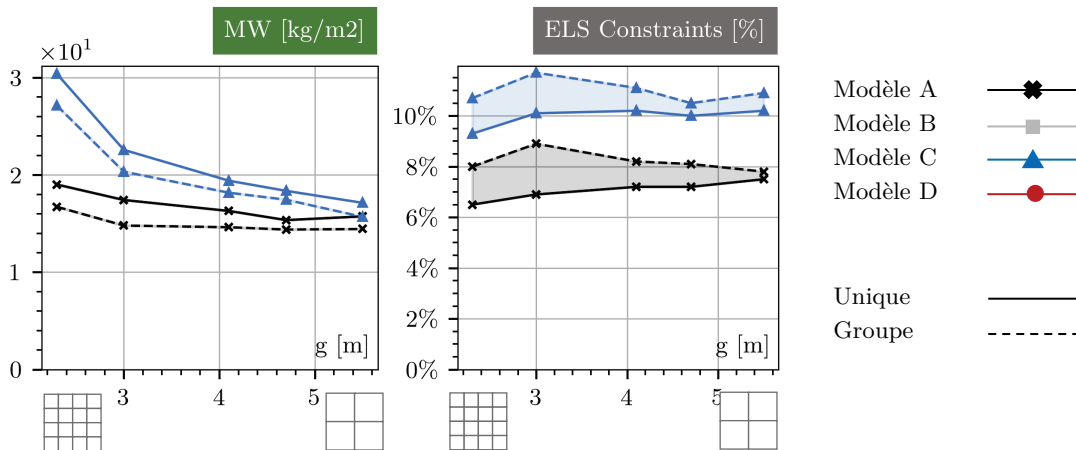


Figure 3-40 Evolution de la masse de bois et du taux d'utilisation de la contrainte de déplacement en fonction de la taille caractéristique du maillage du dôme pour les modèles A et C.

On voit clairement sur la **Figure 3-40** que le déplacement sous charges variables reste ainsi à peu près constant indépendamment de la taille de la grille, tandis que l'écart de volume entre les modèles A et C augmente quand g diminue. L'augmentation du volume de bois dans le modèle C par rapport au modèle A reste relativement faible pour une densité faible de la grille (de l'ordre de 10% pour une taille de maillage de 5,5 m), mais devient bien plus importante quand la densité d'éléments et donc de connexions augmente, pour atteindre plus de 60% pour une taille caractéristique du maillage de 2,3 m.

Au-delà de la comparaison relative entre les deux modèles A et C, la **Figure 3-38** montre, pour un modèle donné, une augmentation de la quantité de bois dans la structure lorsque la densité de la grille augmente (i.e. g diminue). Cette augmentation reste faible pour le modèle A sans assemblage, avec une augmentation autour des 18% en passant d'une grille de taille caractéristique de 5,5 m à une grille de 2,3 m. Pour le modèle C, cette augmentation est bien plus marquée et liée en grande partie à la densité des assemblages en lien avec le comportement semi-rigide de ces derniers. Le volume de bois augmente ainsi de plus de 70% (+76% pour le cas à section unique et +73% pour l'optimisation par groupe) en passant d'une grille de taille caractéristique de 5,5 m à une grille de 2,3 m.

L'optimisation des sections par groupe d'éléments (G) permet de diminuer la quantité de matière dans la structure par rapport au cas où tous les éléments ont la même section (U), et ce d'autant plus que la taille de la grille est faible. Cette diminution reste toutefois assez limitée et de même ordre de grandeur pour les modèles A et C, avec des diminutions relatives comprises entre -8% et -12% pour le modèle A et entre -8% et -11% pour le modèle C.

Gridshell quadrangulaire à double nappe d'éléments courbes – Modèle D

La suppression des éléments diagonaux et l'utilisation d'éléments simplement cintrés continus dans les deux directions de la grille (modèle D) conduit à une augmentation relative du volume de bois dans la structure par rapport au modèle C, et ce, d'autant plus importante

que la taille de la grille augmente. On note ainsi une augmentation relative de +10%/+15% pour une taille de grille de 2,3 m, tandis qu'elle atteint plus de +40% pour une taille de grille de 5,5 m par rapport aux solutions optimales du modèle C.

Le dimensionnement des solutions de type D est de nouveau piloté par les critères de flambement global sous les combinaisons ELU, avec des solutions qui présentent toutes un taux d'utilisation de 100% vis-à-vis de ces critères (voir **Figure 3-39**). Au contraire, les limites de résistance des éléments et de flèche globale ne sont pas atteintes, avec des solutions présentant des taux d'utilisation associés à ces critères situés respectivement autour des 60%/80% et autour des 75%/80%. On note donc que la typologie D conduit à une structure beaucoup plus souple que le modèle C (mais admissible).

Tout comme pour le modèle A, on note sur la **Figure 3-38** que, même sans effet des assemblages dans la structure, le volume de bois augmente lorsque la taille de la grille diminue, avec une augmentation d'environ 40% (+46% pour le cas à section unique et +33% pour l'optimisation par groupe) en passant d'une grille de taille caractéristique de 5,5 m à une grille de 2,3 m. L'augmentation relative du volume de bois avec la densité du maillage est donc plus faible que pour le modèle C pour lequel le comportement semi-rigide des assemblages joue un rôle supplémentaire.

Malgré deux directions *a priori* équivalentes d'un point de vue structurel dans les dômes de type D, l'optimisation des sections par groupe (G) conduit finalement à une direction très fortement privilégiée par rapport à l'autre, avec des éléments à forte inertie dans une des directions (voir **Figure 3-40**). Le comportement de la coque devient alors isotrope du fait de la différence de section (aire et inertie) importante entre les directions B_1 et B_2 . Toutefois, le gain de volume de matière reste assez limité (entre -8% et -16% par rapport à la configuration de type U), mais augmente lorsque la densité d'éléments augmente (i.e. g diminue).

Structure à maille quadrangulaire isotrope – Modèle B

On observe sur la **Figure 3-39** que la conception de la structure selon le modèle d'assemblage B est encore une fois pilotée par des considérations de flambement global sous les différents cas de charges ELU. On note cependant que la typologie B conduit aux solutions les plus souples. Les taux d'utilisation associés au critère de limitation de la flèche sous charges variables sont de l'ordre des 70%/80% pour les solutions à section unique (U), tandis qu'ils atteignent les 85%/95% pour les solutions à sections optimisées dans les deux directions (G).

Les solutions du modèle B à section unique présentent des volumes de bois supérieurs aux deux autres modèles (entre +40% et +50% de bois en plus par rapport au modèle C). Toutefois, on note que l'optimisation par groupe des dômes de type B conduit à des volumes de bois légèrement inférieurs à ceux relevés pour les solutions de type D optimisées sous ce même schéma. Comme pour les autres modèles, le volume de bois optimal augmente quand la densité de la grille augmente (entre +33% et +65% en passant d'une grille de 5,5 m à 2,3 m).

Finalement, la **Figure 3-38** montre que pour une taille de grille faible et une stratégie d'optimisation par groupe d'éléments, les performances des trois typologies d'assemblage B, C et D sont finalement relativement proches en termes de volume de bois mis en œuvre dans la structure avec des différences inférieures à 10%.

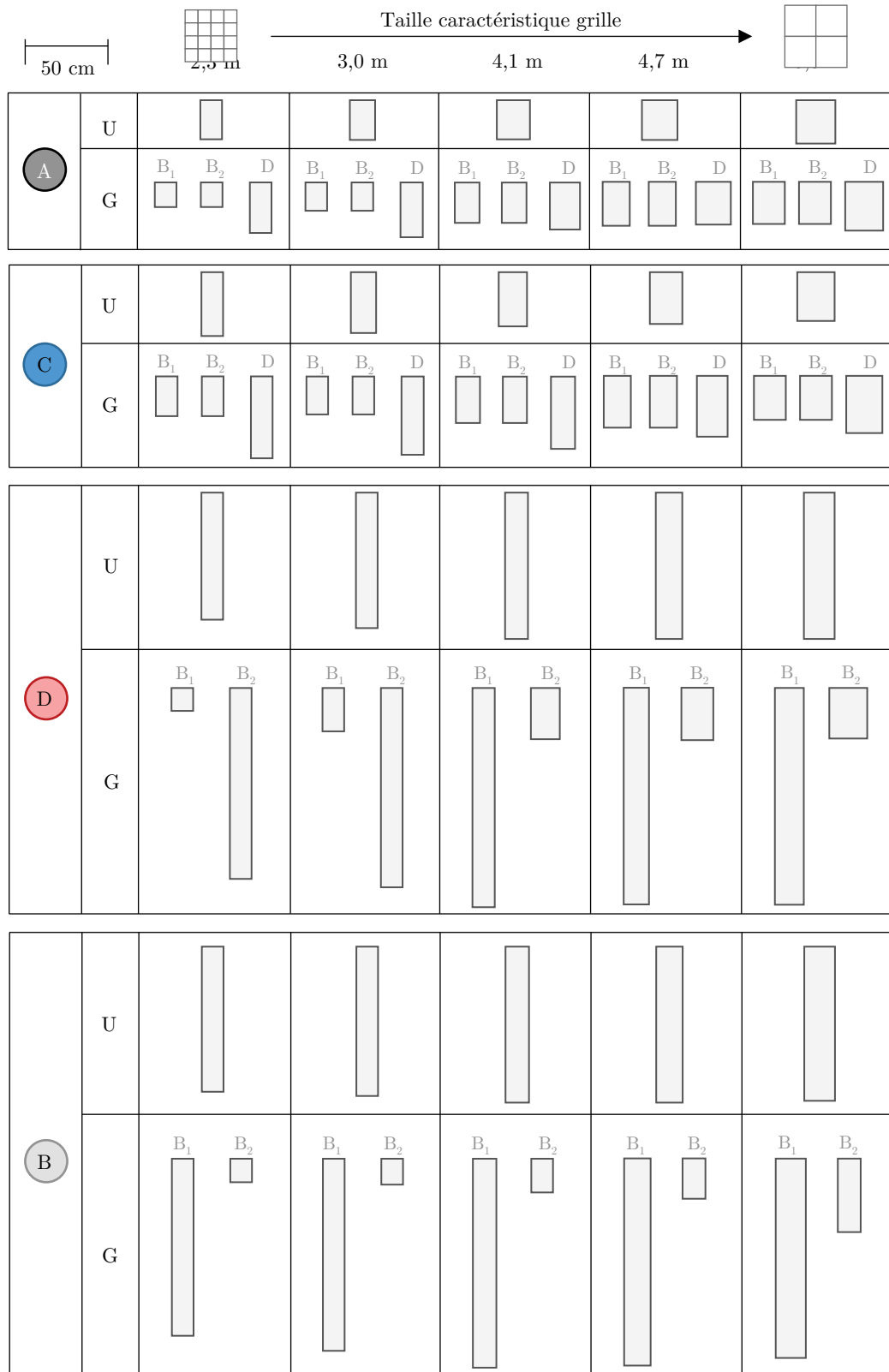


Figure 3-41 Sections optimales du dôme pour les différents modèles d'assemblage et taille caractéristique de maillage.

L'analyse des solutions du modèle B permet d'étudier un cas où, du fait des assemblages, le dôme présente directement par construction un comportement orthotrope avec une direction forte où les éléments sont continus et une direction plus faible avec des éléments découpés à chaque nœud du maillage et assemblés via des assemblages semi-rigides. Il n'est donc pas étonnant de constater que l'optimisation par groupe (G) conduit à une diminution relative par rapport au cas à section unique (U) (entre -19% et -34%) bien plus importante pour le modèle B que pour les autres modèles. En effet, même dans le cas où tous les éléments possèdent une section unique, le dôme de type B présente malgré tout un comportement orthotrope du fait de la semi-rigidité des assemblages dans la direction B_2 . Il apparaît donc naturel de chercher plutôt à optimiser les sections associées à ces deux directions de manière indépendante.

On peut ainsi voir sur la **Figure 3-40** qui montre les sections optimales des éléments du dôme, que l'optimisation par groupe conduit finalement à une diminution importante de la section des éléments dans la direction des éléments discontinus (B_2) et le comportement devient très fortement orthotrope. La rigidité en flexion de la coque est uniquement assurée par les arcs continus à forte inertie dans la direction 1. Les éléments dans la direction secondaire permettent ainsi de stabiliser ces arcs plans vis-à-vis de leur comportement latéral.

La **Figure 3-42** montre l'allure des diagrammes d'effort normal et de moment de flexion hors-plan sous les cas de charges permanentes et de vent pour les deux stratégies d'optimisation des sections et une taille de grille de 4,1 m. On observe que, dans le cas de la section unique les éléments des deux directions reprennent des efforts importants. On note toutefois une légère orthotropie due à la souplesse des assemblages dans la direction 2. L'effort normal de compression maximal sous les charges permanentes uniformes et le moment de flexion sous le cas de vent dissymétrique sont ainsi légèrement inférieurs dans la direction 2 par rapport à la direction 1 (voir **Figure 3-42**). Lorsque les sections sont optimisées de manière indépendante dans les deux directions, le comportement orthotropique du dôme est accru. Sous charges permanentes, l'effort dans les arcs continus (direction 1) augmente de façon non négligeable tandis que les arcs formés par les éléments discontinus dans la direction transversale reprennent beaucoup moins d'effort. Sous charges dissymétrique de vent, la flexion est quasi-exclusivement reprise par les arcs continus à très forte inertie. Les éléments dans la direction 2 deviennent des éléments secondaires, à faible inertie et reprennent uniquement les efforts latéraux qui s'appliquent sur les arcs primaires plans (voir efforts normaux qui transitent dans ces éléments sous charges de vent).

Coque mince ou coque épaisse

La triangulation a une forte influence sur le principe même de fonctionnement structurel du dôme. Les dômes à grille triangulée présentent ainsi un fonctionnement de coque mince avec des sections à faible élancement (voir **Figure 3-40**). L'ajout de diagonales assure une rigidité dans le plan de la surface importante (i.e. vis-à-vis des efforts de cisaillement dans le plan tangent de la surface), favorisant ainsi le fonctionnement de type membranaire. A l'opposé, les dômes à maille quadrangulaire sont par nature moins rigides dans leur plan et leur dimensionnement conduit à une structure présentant une raideur en flexion hors-plan beaucoup plus importante avec des éléments à section fortement élancée (facteur de forme η élevé).

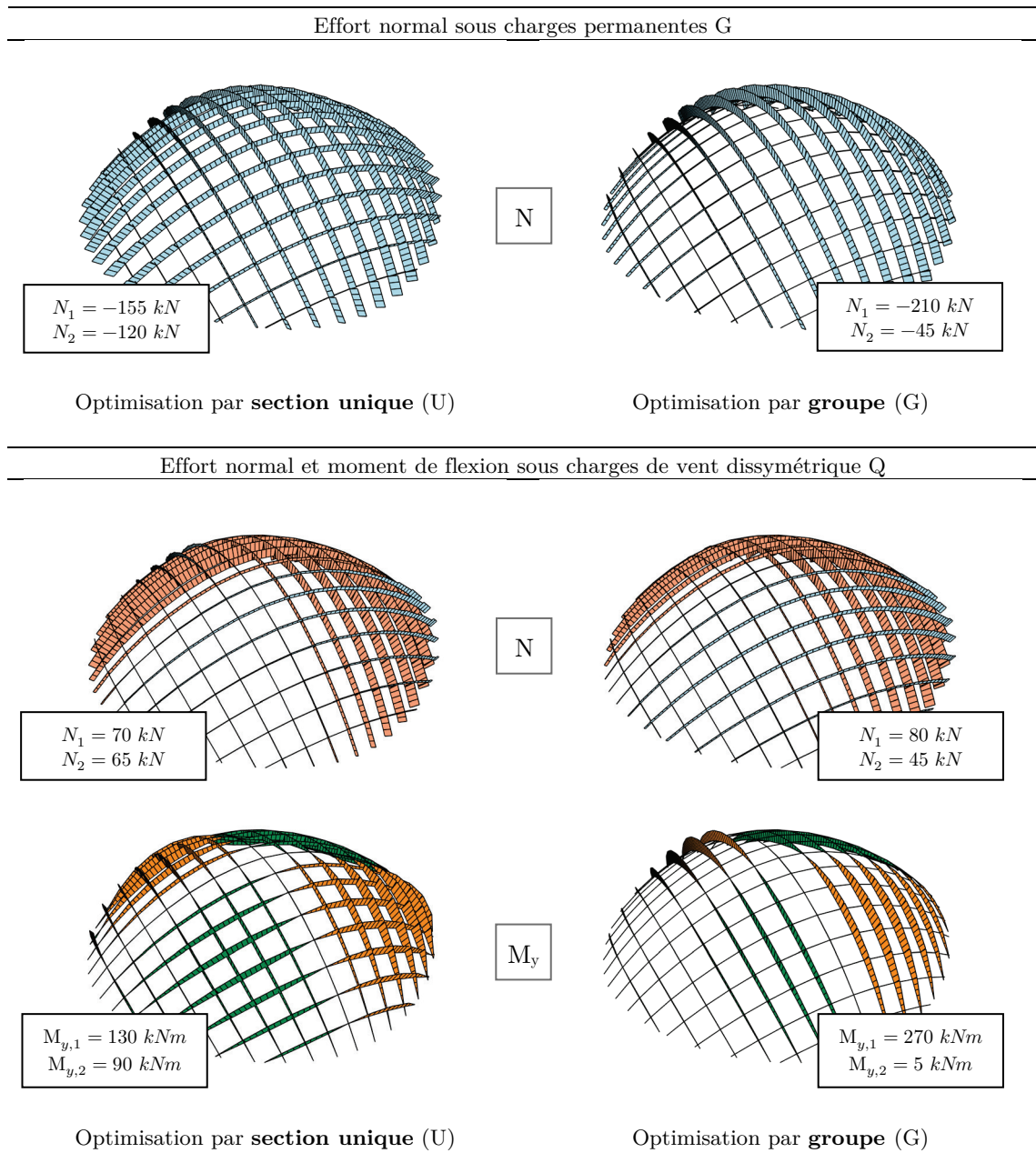


Figure 3-42 Allure des diagrammes d'effort normal et de moment de flexion sous charges permanentes et sous charges de de vent pour la typologie d'assemblage B. Résultats pour une taille de grille de 4,1 m.

10.4.2 Masse totale et ratio massique d'assemblage

Ratio massique d'acier d'assemblage

La **Figure 3-43** présente l'évolution de la masse et du ratio massique d'acier d'assemblage (rapport de la masse d'acier sur la masse de bois) dans la structure en fonction de la densité de la grille pour les différentes typologies d'assemblage. Les modèles A et D supposés sans assemblage métallique dans notre approche présentent tous deux des ratios nuls. Pour les autres modèles, on observe des ratios massiques d'acier d'assemblage différents selon la densité de la grille et la typologie d'assemblage.

Le modèle C conduit aux ratios massiques d'acier d'assemblage les plus importants. On rappelle que la typologie d'assemblage C correspond à une structure composée d'éléments droits découpés à chaque nœud du maillage et assemblés via des assemblages métalliques par broches à chaque extrémité. Il n'est donc *a priori* pas étonnant de trouver une quantité importante d'acier dans ces structures. Toutefois, ce ratio dépend fortement de la densité de la grille, et donc de la densité d'assemblages. Il dépasse les 30% pour une grille de 2,3 m de taille caractéristique et diminue jusqu'à 15% environ pour une grille de 5,5 m.

Il est intéressant de noter que les deux stratégies d'optimisation des sections – et des assemblages – par section unique ou par groupe aboutissent à des ratios massiques quasi-identiques. L'optimisation par groupe permet une diminution de la masse de bois (**Figure 3-40**), mais aussi de la quantité d'acier (**Figure 3-43**), ce qui explique globalement que le ratio massique d'assemblage reste constant.

Les solutions de type B présentent des quantités et des ratios massiques d'acier plus faibles. A la différence du modèle C, le ratio massique d'acier est globalement constant quel que soit la densité de la grille, mais dépend fortement de la stratégie d'optimisation des sections. Le ratio moyen est de 12% pour les structures à section unique, tandis qu'il est seulement de 4% en moyenne pour les structures à sections optimisées par groupe. En fait, la quantité d'acier augmente quand la taille caractéristique de la grille diminue (voir **Figure 3-43**), tout particulièrement pour les solutions à section unique. Toutefois, le volume de bois augmentant aussi, le ratio massique reste globalement constant.

L'optimisation des sections et des assemblages dans les deux directions de la grille permet de diminuer de façon importante la quantité d'acier dans la structure. En effet, le modèle B à section unique conduit à des éléments à forte inertie dans la direction B_2 avec des assemblages présentant une raideur en rotation non négligeable. Ces assemblages qui travaillent en flexion demandent une quantité d'acier importante (voir partie 1). L'optimisation par groupe, permet une diminution importante de la section des éléments dans la direction des éléments discontinus (B_2). Les éléments dans la direction 2 reprennent moins d'effort par rapport au cas à section unique et la quantité d'acier contenue dans les assemblages diminue.

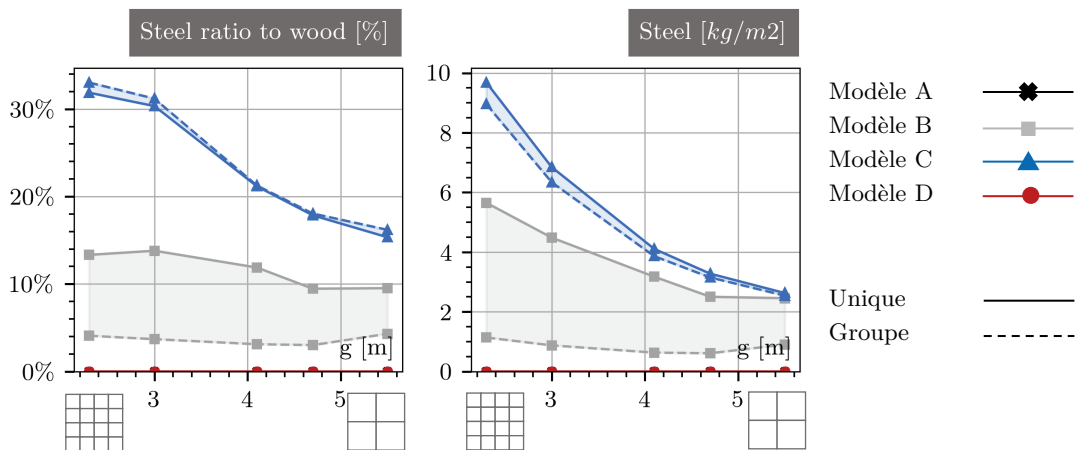


Figure 3-43 Evolution de la masse d'acier et du ratio massique d'assemblage par rapport à la masse de bois dans la structure en fonction de la taille caractéristique du maillage du dôme.

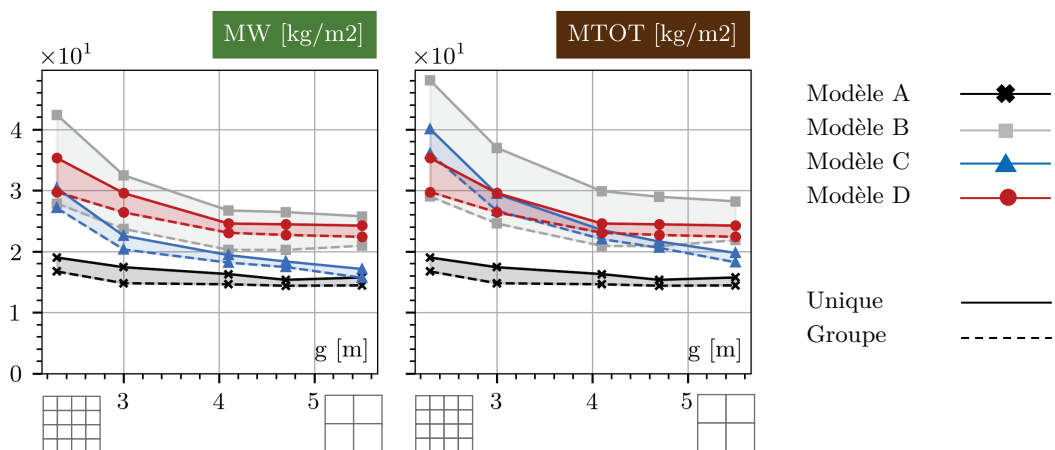


Figure 3-44 Evolution de la masse de bois et de la masse totale de la structure en fonction de la taille caractéristique du maillage du dôme.

Masse totale

La **Figure 3-44** montre l'évolution de la masse de bois et de la masse totale par mètre carré de surface couverte en fonction de la taille caractéristique du maillage. L'évolution de la masse de bois et la comparaison des différents modèles ont déjà été commentées au travers de l'analyse du volume de bois conduite dans les paragraphes précédents.

La prise en compte de la masse d'acier contenue dans les assemblages par broches de la structure peut mener à une augmentation non négligeable de la masse totale de la structure. Si la typologie C conduit à une masse de bois inférieure à celle mis en œuvre pour les typologies B et D quelles que soient la stratégie d'optimisation et la densité de la grille, on a vu

qu'une quantité importante d'acier était présente dans les assemblages et nœuds métalliques du dôme, représentant un surpoids évident. On observe finalement que, pour une taille de grille importante (i.e. c'est-à-dire peu d'assemblages), le modèle C reste optimal d'un point de vue de la masse totale du dôme. Au contraire, quand la densité d'éléments et donc d'assemblages augmente, le modèle C ne conduit plus aux solutions les plus légères. Lorsque les sections sont optimisées par groupe d'éléments les modèles B et D conduisent à des solutions relativement proches en termes de masse totale et inférieures au modèle C.

10.4.3 Coût financier des matériaux

La **Figure 3-45** présente l'évolution du coût du dôme par mètre carré couvert pour les différents typologies d'assemblage et stratégies d'optimisation des sections. En fonction de la typologie, l'acier des assemblages par broches des éléments de la structure peut représenter une part importante du coût « matière » du dôme.

Compte tenu des hypothèses retenues sur les prix unitaires (voir **Tableau 3-1**), l'acier des assemblages du modèle C représente entre 40% et 58% du coût matière de la structure (voir **Figure 3-47**). En lien avec l'augmentation du ratio massique d'acier d'assemblage observé en **Figure 3-43**, on observe pour le modèle C une augmentation de la contribution des assemblages au coût de la structure lorsque la densité de la grille augmente. On constate sur la **Figure 3-45** que l'absence de prise en compte du comportement semi-rigide des assemblages et de leur influence sur le coût matière peut aboutir à une très grande sous-estimation du coût matière de l'ouvrage. Le prix matière de la structure se voit multiplié par 1,8 en passant du modèle A sans assemblage à son équivalent avec assemblages (modèle C) pour une grille de 5,5 m. Lorsque la taille de la grille diminue, ce facteur augmente et atteint compte tenu des hypothèses de prix près de 3,8 pour une taille caractéristique de grille de 2,3 m. Malgré la contribution importante des assemblages métalliques au coût de la structure, la typologie C permet d'une part un gain de bois non négligeable par rapport aux typologies B et D, et d'autre part permet d'utiliser exclusivement des éléments en bois droit et donc moins chers pour concevoir le dôme. Cet avantage n'est pas suffisant lorsque la densité de la grille est trop grande du fait du nombre très important d'assemblages dans la structure. En optimisant les sections par groupe, le modèle C conduit pour une taille de grille inférieure à 4 m aux solutions les plus couteuses d'un point de vue matière. Toutefois, pour des tailles de grille plus grandes, le modèle C devient optimal d'un point de vue du coût matière (voir **Figure 3-45**).

Les performances du modèle B qui utilise des éléments cintrés dans une direction et des éléments droits dans l'autre sont fortement dépendantes de la stratégie d'optimisation des sections. Si une section unique est utilisée pour tous les éléments du dôme, on observe sur la **Figure 3-45** que le modèle B conduit aux solutions largement les plus couteuses. En effet, on a vu dans les paragraphes précédents que cette approche conduisait pour la typologie B à la fois à un volume de bois et une quantité d'acier importants. Lorsque les sections sont optimisées indépendamment dans les deux directions, le coût matière de la typologie B est très proche de celui de la typologie D.

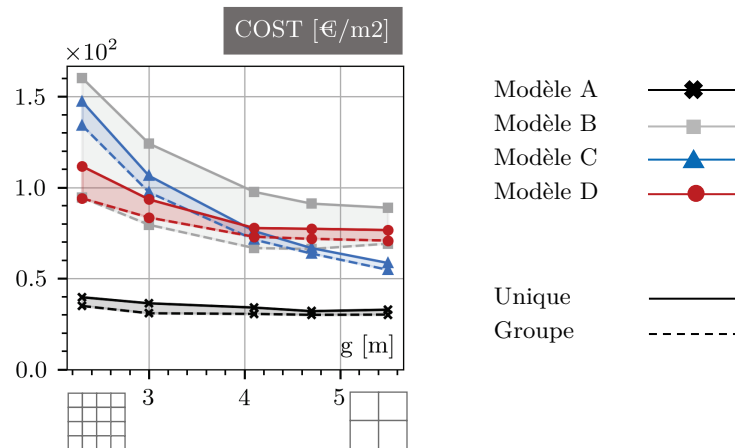


Figure 3-45 Evolution du coût « matière » de la structure en fonction de la taille caractéristique du maillage du dôme.

Ainsi, malgré l'utilisation de bois lamellé-collé simplement cintré, donc plus cher par rapport à des éléments droits, la typologie D présente un coût matière particulièrement intéressant du fait de l'absence – dans notre approche – d'assemblage métallique. Avec une section unique, le modèle D conduit au coût matière le plus faible si la taille caractéristique de grille est inférieure à 4 m.

10.4.4 Impacts environnementaux

L'évolution des impacts environnementaux (changement climatique, toxicité humaine cancérigène et formation de matière particulaire) en fonction de la densité de la grille pour les différents modèles d'assemblage est présentée dans la **Figure 3-46**.

Contribution des assemblages à l'impact de la structure

Comme on a pu l'observer en partie 2 de ce travail ou encore dans l'étude de cas précédente sur les treillis, l'évaluation de l'impact environnemental d'une structure en bois nécessite de prendre en compte la contribution des assemblages et tout particulièrement celle de l'acier mis en œuvre dans les connexions métalliques.

La comparaison des modèles A et C permet de visualiser dans un cas extrême (nombre maximal d'assemblages dans la structure) l'influence de la prise en compte des assemblages sur l'impact environnemental d'un treillis en bois. Comme on a pu le voir dans les paragraphes précédents, la semi-rigidité des assemblages a une influence sur le comportement de la structure et donc finalement sur le volume de bois mis en œuvre qui augmente pour compenser cette perte de raideur. Cette augmentation du volume de bois représente donc un impact environnemental supplémentaire. De plus, la quantité d'acier contenue dans les assemblages et nœuds métalliques contribue de façon importante à l'impact de la structure. Finalement, l'acier des assemblages dans le modèle C représente environ la moitié de l'impact de changement climatique [CC(ST)] (entre 40% et 59%), la très grande majorité de l'impact de toxicité

humaine [HTC] (entre 82% et 91%) et une part importante de l'impact en formation de matière particulaire [PMF] (entre 22% et 38%). En lien avec l'augmentation du ratio massique d'acier d'assemblage dans la structure, la contribution de l'acier d'assemblage à l'impact total du modèle C augmente quand la densité de la grille augmente.

Finalement, l'augmentation du volume de bois combinée à la contribution des assemblages à l'impact conduit à un écart très important entre les impacts des modèles A et C, d'autant plus que la taille de la grille de poutres diminue. Par rapport au modèle A, l'impact se voit ainsi multiplié par un facteur compris entre 1,8 et 3,9 pour l'indicateur [CC(ST)], entre 6,2 et 17,9 pour l'indicateur [HTC] et entre 1,4 et 2,6 pour l'indicateur [PMF].

Limiter les assemblages pour diminuer l'impact de la structure

Les assemblages représentant une part très importante de l'impact d'une structure en bois, il peut être intéressant pour diminuer l'impact total du dôme de limiter leur nombre et leur influence sur le comportement de la structure. L'utilisation d'éléments continus dans les deux directions et organisés en double nappe (modèle D) permet ainsi de fortement diminuer l'impact de la structure par rapport à la typologie d'assemblage C, malgré un volume de bois mis en œuvre dans la structure plus important. Dans l'ensemble, cette diminution est d'autant plus importante que la densité d'assemblages dans la structure est grande. Sur l'indicateur [CC(ST)], cette diminution est seulement de -15% pour une taille de grille de 5,5 m, tandis qu'elle atteint les -50%/-55% pour une taille de grille de 2,3 m. Pour l'indicateur [PMF], le modèle D permet par rapport au modèle C de réduire l'impact d'environ -30% pour une taille de grille de 2,3 m. Pour, une densité d'éléments plus faible, on observe au contraire que le modèle D conduit à un impact supérieur à celui du modèle C avec un écart d'environ +10%. L'impact en termes de toxicité humaine cancérigène [HTC] du modèle C est très largement supérieur à celui du modèle D quelle que soit la densité de la grille du fait de l'impact très important de l'acier d'assemblage vis-à-vis de cet indicateur.

On observe pour toutes les typologies d'assemblage une augmentation de l'impact avec la diminution de la taille de la grille (voir **Figure 3-46**). Cette augmentation est cependant bien plus importante dans le cas du modèle C que dans le cas du modèle D du fait du double effet combiné de l'augmentation plus importante du volume de bois et surtout de l'augmentation du ratio massique d'assemblage.

L'utilisation d'éléments continus dans une direction et discontinus de l'autre (modèle B) apparaît elle aussi pertinente d'un point de vue environnemental, si tant est que les éléments soient optimisés de manière indépendante dans les deux directions (optimisation de type G). En effet, on a vu que le choix d'une section unique pour un assemblage de ce type conduisait à la fois à un volume de bois important et une quantité d'acier dans la direction secondaire non négligeable. Par conséquent, on observe sur la **Figure 3-46** que les solutions du modèle B à section unique présentent toutes des impacts environnementaux très élevés, quelle que soit la densité de la grille d'éléments. Au contraire, si les sections du dôme sont optimisées par groupe, le modèle B présente des performances environnementales sur l'indicateur [CC(ST)] et [PMF] relativement similaires au modèle D.

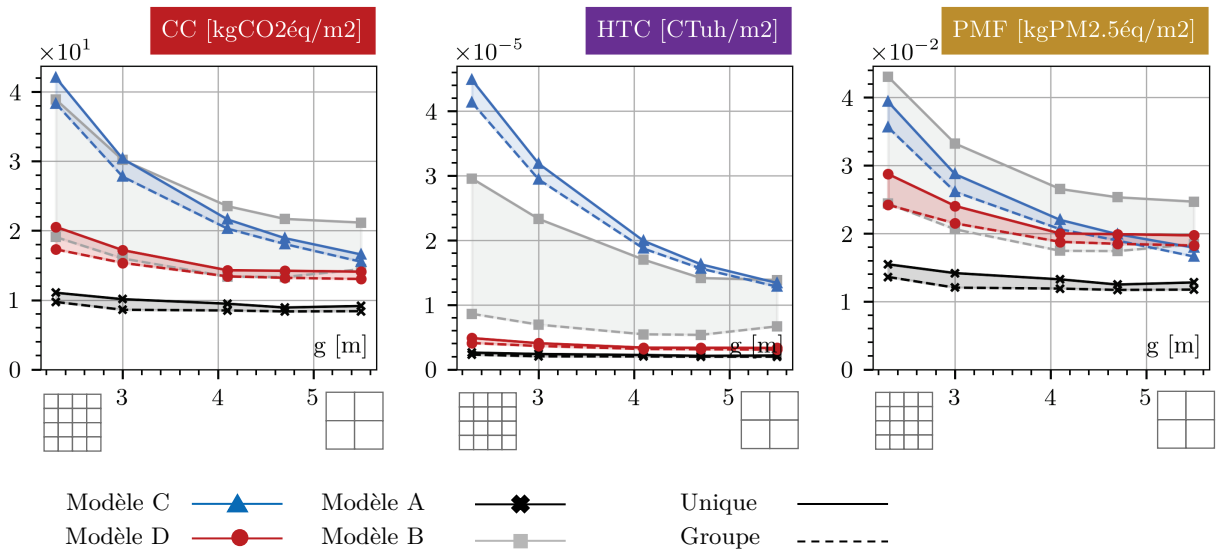


Figure 3-46 Evolution des impacts environnementaux de la structure en fonction de la taille caractéristique du maillage du dôme.

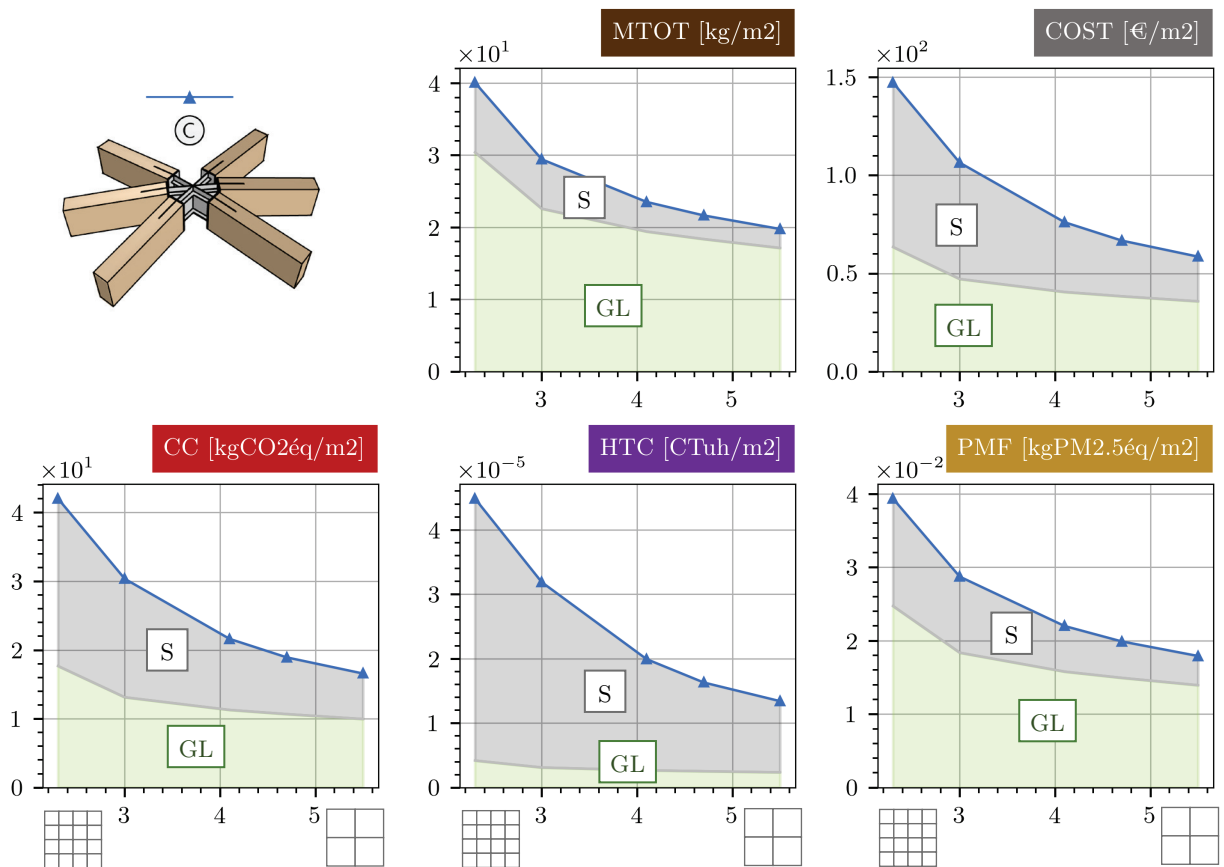


Figure 3-47 Contribution du bois et l'acier d'assemblage à l'impact d'un dôme en bois – Typologie C et optimisation par section unique.

Pour l'indicateur [HTC], l'acier d'assemblage contribuant majoritairement à l'impact d'une structure en bois (voir partie 2), on note que l'impact du modèle B est en moyenne deux fois plus élevé que celui du modèle D. On rappelle toutefois qu'un très grand niveau d'incertitude est associé à l'évaluation de l'impact de toxicité humaine cancérigène (voir illustration des incertitudes dans les planches de résultats et cf. partie 2).

10.4.5 Domaine d'emploi et comparaison avec des projets existants

L'analyse environnementale et financière qui vient d'être conduite est fortement dépendante des hypothèses de calcul et de modélisation retenues, tout particulièrement vis-à-vis des hypothèses de prix unitaire. Néanmoins, malgré un niveau d'incertitude important (voir illustration dans les planches de résultats qui suivent) des tendances claires se dessinent sur les domaines d'emploi associée à chaque typologie d'assemblage :

- L'utilisation d'assemblage de type C (dôme à maille triangulée avec des éléments droits assemblés à chaque nœud) est pertinente lorsque la longueur des éléments est importante, ce qui permet de limiter l'influence négative sur la raideur et le coût matière des assemblages tout en profitant du faible coût des éléments droits et de l'efficacité structurelle de la grille triangulée. L'avantage d'une optimisation par groupe d'éléments reste limité.
- L'utilisation d'assemblage de type B (éléments continus dans une direction et interrompus à chaque nœud de l'autre) ou D (éléments continus dans les deux directions et organisés en double nappe) est pertinente lorsque la densité du maillage est importante (i.e. lorsque la taille caractéristique de la grille est faible). L'avantage d'une optimisation par groupe d'éléments reste assez limité pour les assemblages de type D. Au contraire, l'utilisation d'assemblage de type B demande d'optimiser les sections indépendamment dans des deux directions, ce qui conduit à un comportement fortement isotrope de la structure. Des assemblages plus raides, comme des assemblages par goujons collés, pourraient peut-être permettre d'améliorer les performances du dôme à section unique.

Il est intéressant de comparer ces résultats avec des projets de gridshell en bois existants. On s'intéresse ici aux deux projets introduits dans les sections précédentes et présentés en **Figure 3-48**. Les dômes en bois de Taiyuan construits en 2020 sont basés sur le principe d'assemblage D, avec des éléments continus et cintrés dans les deux directions et organisés en plusieurs nappes superposés. En réalité, les éléments ne sont pas continus et sont composés de plusieurs éléments assemblés par tronçon d'environ 12 m [Epp et al., 2019]. Toutefois, ces assemblages de continuité n'utilisent que très peu d'acier (seulement des vis pour maintenir les pièces ensemble et reprendre l'effort tranchant) et une grande partie des efforts est transmise par contact entre les pièces. On peut supposer que le dimensionnement a été principalement dicté par le comportement de la structure sous les charges permanentes importantes du complexe de couverture composé de panneaux courbes en verre.

La toiture de la station *Canary Wharf* construite en 2014 est construite sur le principe d'assemblage C avec une grille de poutres triangulée composée d'éléments en bois droits et assemblés via des connecteurs métalliques à chaque nœud de la structure [Worsfold et al., 2018].

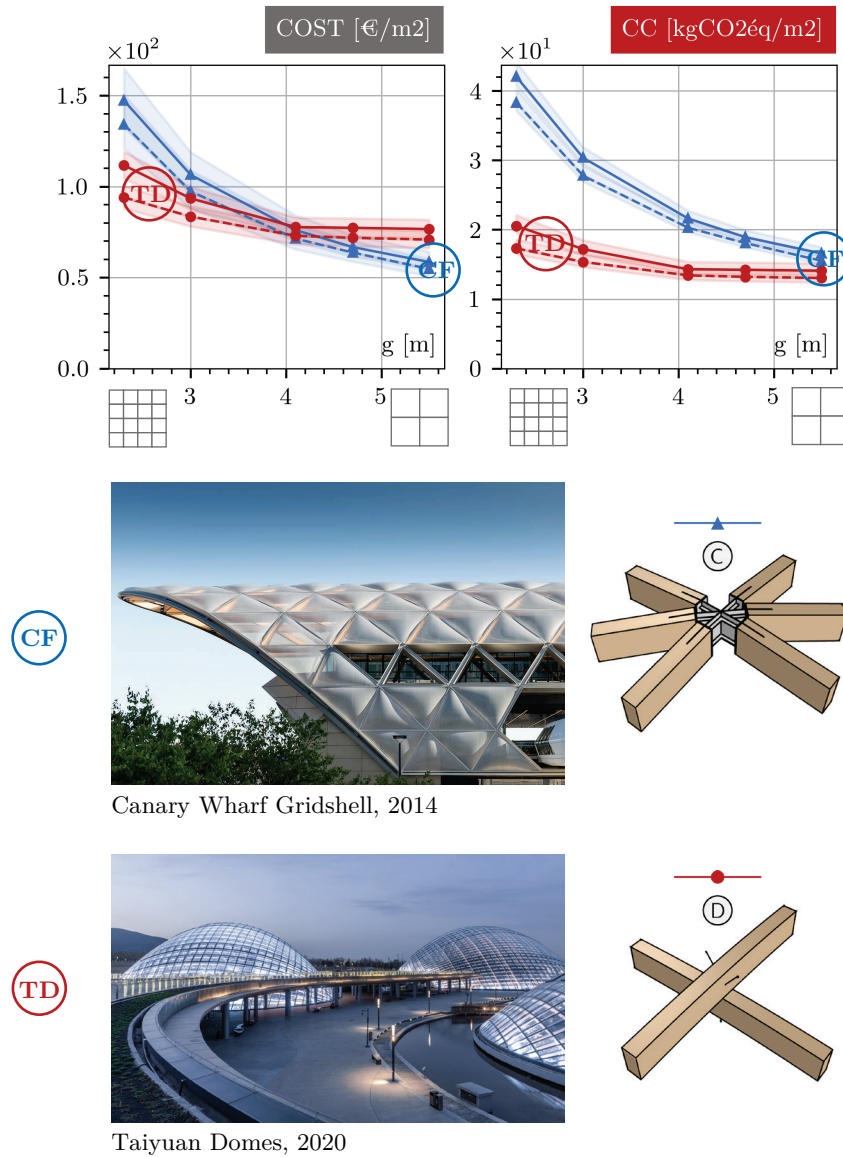


Figure 3-48 Comparaison des résultats de coût matière et d'impact de changement climatique avec deux projets existants utilisant des assemblages de type C et D.

Cette toiture cylindrique de 310 m de long et 27 m de portée, est couverte par des coussins très légers en ETFE et composés d'environ 1418 poutres en bois lamellé-collé et 564 nœuds métalliques, tous uniques. L'assemblage des poutres sur les nœuds métalliques se fait par l'intermédiaire d'un assemblage métallique vissé à bois de bout (i.e. dans le sens longitudinal). On note que la densité de la grille de poutres n'est pas du tout la même dans les deux projets. Au-delà de l'efficacité structurelle du gridshell, la densité de la grille d'éléments est généralement dictée par le type de couverture utilisé. En effet, si dans notre cas le poids du complexe de toiture est constant indépendamment du paramètre g , le poids de la couverture dépend en réalité fortement de la portée caractéristique d'un panneau, autrement dit de la taille d'une cellule. Pour les dômes de Taiyuan, le choix d'une couverture entièrement vitrée impose l'utilisation d'une grille d'éléments relativement dense pour limiter la portée, donc le poids et le coût des panneaux en verre doublement courbe. La taille caractéristique du maillage se situe autour des 2,5/3 m. Au contraire, l'utilisation de coussins en ETFE, produit très léger, pour couvrir la station Canary Wharf, a permis d'aboutir à une taille de maille structurelle beaucoup plus grande. Les éléments sont environ de 6 m de longueur [Worsfold et al., 2018]. On observe sur la **Figure 3-48** qui présente une comparaison des résultats de coût matière et d'impact de changement climatique pour les assemblages de type C et D, que les deux typologies d'assemblage ont finalement été utilisées dans le bon domaine d'emploi vis-à-vis de la densité de la grille sur les deux projets de gridshell.

10.4.6 Discussion sur les limites de l'étude

Nous rappelons dans la suite de ce paragraphe quelques limites majeures de la présente étude de cas qui méritent d'être mentionnées et qui pourraient fortement conditionner les résultats – et donc les conclusions – de celle-ci.

Choix des typologies

Il convient de rappeler que l'étude de cas présentée dans ce chapitre n'a pas pour but de représenter tous les choix de conception possibles sur un projet de gridshell en bois. D'ailleurs, de manière générale, la conception d'une structure demeure hautement dépendante des spécificités et contraintes de chaque projet. Les différentes options de conception qui viennent d'être étudiées vis-à-vis des typologies d'assemblage et de l'optimisation des sections de la structure peuvent apparaître extrêmes. Toutefois, c'est bien dans un objectif de généralisation qu'elles ont été choisies, afin non pas de nécessairement représenter de façon précise le résultat de la conception d'un projet, mais bien d'encadrer différents choix majeurs qui gouverneront les performances d'un ouvrage de ce type. Le spectre des typologies d'assemblage sur un gridshell en bois est très large et une combinaison de plusieurs des typologies étudiées dans ce chapitre pourrait très bien être envisagée.

Assemblages de continuité – Modèle B & D

Dans les modèles de dôme B et D, certains éléments ont été supposés continus sur toute la portée du dôme. Bien qu'en principe, il pourrait être possible de fabriquer de très grandes poutres cintrées en bois lamellé-collé, les contraintes réelles de fabrication (banc de cintrage et de collage par exemple) et de transport imposeraient de découper ces arcs plans en plusieurs

tronçons et de les assembler ensuite sur site. Ces assemblages de continuité pourraient ainsi représenter une perte de raideur importante pour la structure et un coût supplémentaire non négligeable. Comme mentionné à plusieurs reprises, les poutres structurellement continues des dômes de Taiyuan sont en réalité composées de plusieurs pièces assemblées par tronçon d'environ 12 m.

Modélisation des nappes superposées dans le modèle D

Dans le modèle D, la modélisation des nappes superposées d'éléments présente certaines limites qui pourraient fortement influencer le comportement de la structure.

D'une part, pour simplifier l'étude et ne pas avoir à adapter la géométrie à chaque itération du processus d'optimisation, la distance entre les deux nappes a été fixée à 10 cm. La distance entre les nappes pourrait avoir une influence non négligeable sur le comportement de la structure notamment vis-à-vis des phénomènes d'instabilité. Comme cela avait été mentionné dans le paragraphe 10.1.4, le dimensionnement des arcs au déversement pourrait s'avérer critique sans dispositif pour stabiliser les membrures en compression des éléments de la nappe supérieure. D'autre part, la raideur en cisaillement des connexions entre les deux nappes a été supposée infinie (i.e. raideur infinie vis-à-vis de la translation dans le plan tangent de la surface). Or, comme [Epp et al. \[2019\]](#) l'ont souligné dans le cas des dômes de Taiyuan, la raideur en cisaillement de ces assemblages peut influencer la charge critique de flambement de la structure, qui pilote ici en grande partie la conception du dôme.

Mode de flambement global vs local

Une des problématiques majeures de l'étude concerne la vérification de la charge de flambement critique du dôme. Les limites intrinsèques de la méthode retenue (flambement linéaire) ont en grande partie déjà été discutées dans le paragraphe 10.2.3 et on s'attache davantage ici à celles liées à l'application de la méthode en lien avec la modélisation de la structure. La **Figure 3-49** présente les modes de flambement des dômes pour une grille de taille caractéristique de 4,1 m et les différentes typologies d'assemblage. Pour les typologies C et D, les résultats correspondent à un dôme à section unique. Pour la typologie B, les résultats sont ceux du dôme à sections optimisées par direction. Le critère de flambement linéaire énoncé dans le paragraphe 10.2.3 pilote en grande partie le dimensionnement de la structure. Ce critère porte sur la charge critique de flambement des modes de flambement linéaire globaux. Toutefois, si une analyse de flambement linéaire permet d'évaluer la charge critique – ou plutôt le coefficient critique associé à un certain chargement – de ces modes, cette analyse linéaire est aussi capable de « capter » des modes de flambement associés à une instabilité locale d'un élément. Notamment, comme illustré sur la **Figure 3-49**, certains modes correspondent au flambement local d'une barre entre deux nœuds. Or, les méthodes de vérification de la résistance des éléments selon l'Eurocode 5 prennent déjà en compte les instabilités locales, et ce, d'une manière plus précise que le critère retenu sur le flambement global.

Finalement ces observations peuvent conduire à un problème majeur. Si le premier mode de flambement de la structure est un mode de flambement local d'un élément, le critère de flambement global ($\alpha_{crit} \geq 6$) peut conduire à une sous-estimation très importante de la charge de flambement de l'élément et donc aboutir à un surdimensionnement de l'élément

considéré. Plus concrètement ici, prenons l'exemple des résultats du modèle D présentés dans la **Figure 3-49(D)**. On observe ainsi que le premier mode de flambement sous la combinaison 1,35G correspond bien à un mode de flambement global de la structure et présente un coefficient critique α_{crit} qui atteint la limite retenue de 6,0. Le premier mode de flambement sous la combinaison 1,35G+1,5Q possède lui aussi un coefficient de sécurité très proche de la limite ($\alpha_{crit} = 6,1$). Ce mode correspond cependant au flambement local selon la faible inertie de certains éléments qui composent un des arcs de la structure. On rappelle que la résistance de toutes les barres du gridshell est vérifiée en prenant en compte le flambement local en compression des pièces avec une longueur de flambement égale à la distance entre nœuds. La résistance vis-à-vis de ce mode de flambement local est donc *a priori* déjà vérifié par le critère de résistance des éléments à l'EC5. On note que les pièces qui flambent localement sur la **Figure 3-49(D)** présentent un taux d'utilisation maximal associé à ces critères de seulement 45%, largement inférieur au taux d'utilisation de 98% associé au critère portant sur le flambement global.

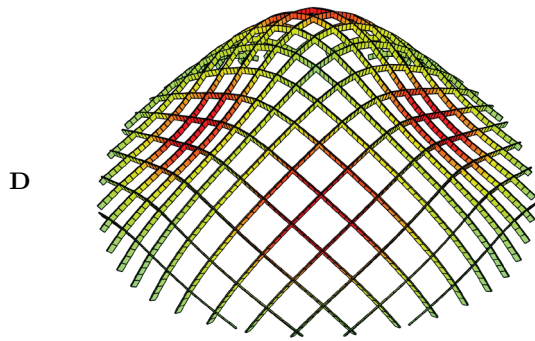
Une des solutions pour palier à cette problématique serait de « décaler » ce mode de flambement en augmentant artificiellement l'inertie de flexion faible des éléments considérés. Toutefois, dans le cas présent de la typologie D, les éléments sont considérés continus à chaque intersection de la grille et la raideur en flexion d'axe faible participent – légèrement – à la raideur globale de la structure. Ainsi, ce choix conduirait aussi à une légère augmentation du mode de flambement global. Pour le modèle C au contraire ce choix ne pose aucun problème et l'inertie d'axe faible des éléments a été artificiellement multiplié par 4. Les éléments étant interrompus à chaque nœud et considérés libérés à leurs extrémités vis-à-vis de la rotation autour de l'axe vertical local, l'augmentation artificielle de leur inertie d'axe faible n'a pas d'influence sur le comportement global de la structure et plus précisément ici sur le coefficient critique associé au mode de flambement global présenté dans la **Figure 3-49(C)**. Le premier mode d'instabilité locale observé pour le modèle C issue de l'analyse linéaire des modes de flambement de la structure présente un coefficient de sécurité α_{crit} de 7,1. Sans l'augmentation artificielle de l'inertie, ce coefficient est seulement de 1,5 largement inférieure à la limite retenue. Pour le modèle B, la même stratégie a été adoptée pour les éléments discontinus dans la direction transversale de la grille et considérés eux aussi relâchés à leurs extrémités vis-à-vis de la rotation autour de leur axe local vertical z (voir **Figure 3-49(B)**).

Figure 3-49 (ci-contre) Illustration des premiers modes de flambement linéaire du dôme pour une taille caractéristique de grille de 4,1 m. Résultats pour les différentes typologies d'assemblage : Modèle D (section unique), modèle C (section unique), modèle B (sections par groupe).

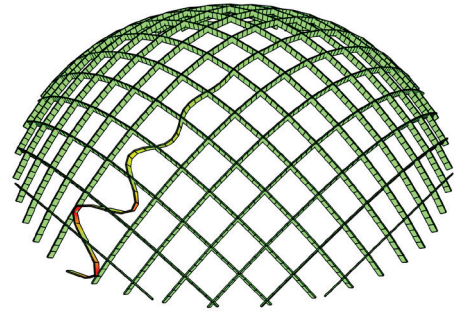
Modèle D : L'élément qui flambe dans le mode 2 (sous combinaison 1,35G+1,5Q) présente un taux d'utilisation associé aux critères de résistance ELU de 45%.

Modèle C : L'élément qui flambe dans le mode 3 (sous combinaison 1,35G+1,5Q) présente un taux d'utilisation associé aux critères de résistance ELU de 100%.

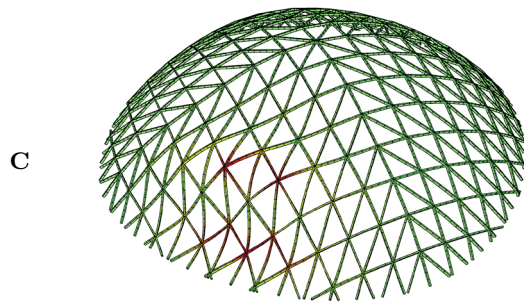
Modèle B : L'élément qui flambe dans le mode 1 (sous combinaison 1,35G) présente un taux d'utilisation associé aux critères de résistance ELU de 50%. L'élément qui flambe dans le mode 6 (sous combinaison 1,35G+1,5Q) présente un taux d'utilisation associé aux critères de résistance ELU de 94%.



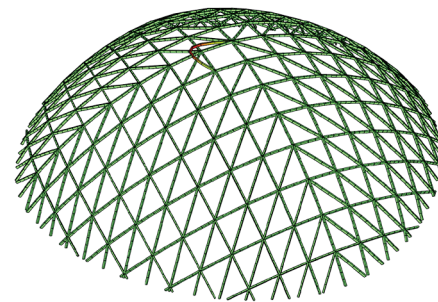
Combinaison : 1,35G
Mode 1 - $\alpha_{crit} = 6,0$



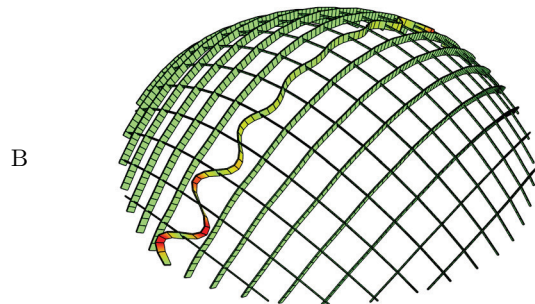
Combinaison : 1,35G + 1,5Q
Mode 1 - $\alpha_{crit} = 6,1$



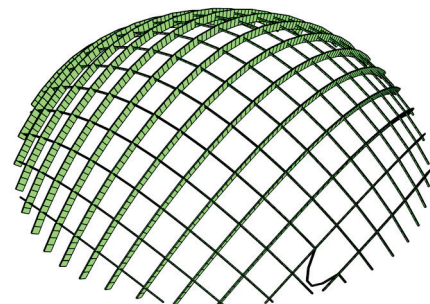
Combinaison : 1,35G + 1,5Q
Mode 1 - $\alpha_{crit} = 6,0$



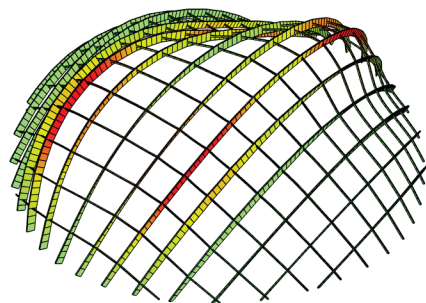
Combinaison : 1,35G + 1,5Q
Mode 3* - $\alpha_{crit} = 6,8$



Combinaison : 1,35G
Mode 1 - $\alpha_{crit} = 6,0$



Combinaison : 1,35G + 1,5Q
Mode 6* - $\alpha_{crit} = 7,1$



Combinaison : 1,35G
Mode 1 - $\alpha_{crit} = 6,0$

* Les modes prennent en compte une inertie de flexion autour de l'axe local vertical modifiée des éléments qui flambent localement. Sans modification de l'inertie de flexion de ces éléments, ces modes de flambement possèdent un coefficient α_{crit} de 1,5.

10.5 OPTIMISATION EN RESISTANCE ET DEPLACEMENT

On cherche dans cette section à évaluer les avantages en termes d'impact de l'optimisation indépendante des sections de la structure du dôme par ligne des courbures (optimisation de type SG, voir **Figure 3-37**). Le temps de calcul associé à une optimisation individuelle de ce type est cependant très long du fait du nombre important de variables à déterminer (par exemple 31 sections pour le modèle C pour une taille de grille de 4,1 m, soit 62 variables). De plus, l'optimisation sous contraintes de flambement global linéaire est très couteuse d'un point de vue temps de calcul et n'est pas toujours très stable vis-à-vis de la méthode d'optimisation choisie (voir 10.4.6). On décide donc dans cette partie de se passer du critère de flambement global aux états limites ultimes. La structure du dôme sera uniquement dimensionnée vis-à-vis des critères de résistance des éléments et de déplacement sous charges variables. Toutefois, pour compenser l'absence de contraintes sur le flambement global, la limite sur le déplacement maximal sous charges variables est abaissée de $L/300$ à $L/500$.

10.5.1 Limites de l'étude

La **Figure 3-50** présente une comparaison de l'évolution de la masse de bois en fonction de la taille caractéristique de la grille dans les deux cas avec et sans critère sur le flambement global du dôme. La **Figure 3-51** présente l'évolution des taux d'utilisation des critères de déplacement et de résistance associés à chaque solution pour l'optimisation sans prise en compte du flambement global. La **Figure 3-50** montre ainsi des différences notables sur les volumes de bois mis en œuvre entre les résultats avec ou sans prise en compte d'un critère portant sur le flambement global.

Pour le modèle D et B, les différences entre les deux cas restent assez limitées. On note une différence relative de la masse de bois par rapport au cas avec flambement comprise respectivement entre -11% et +9% et entre -10% et +17%. Sur l'ensemble des points d'expériences, la différence moyenne est de +4% pour le modèle B et de +0% pour le modèle D. Au contraire, pour le modèle C, les différences de volume de bois sont bien plus importantes et on observe globalement une sous-estimation importante du volume de bois mis en œuvre dans la structure dans le cas « sans critère de flambement » par rapport au cas « avec ». Sur l'ensemble des points d'expériences du modèle C, on note ainsi une différence relative de volume de bois comprise entre -12% et -60%, avec une moyenne de -35%. On observe sur la **Figure 3-50**, que l'écart de volume entre le cas avec et sans flambement augmente lorsque la taille de la grille diminue. En effet, à la différence du comportement observé dans le cas avec flambement pour le modèle C, on observe que le volume de bois varie très peu avec la densité de la grille et on note au contraire une certaine diminution avec cette dernière.

En l'absence de critère de flambement global, le dimensionnement des modèles B et D est piloté par le critère de raideur portant sur la limitation de la flèche globale sous charges variables (voir **Figure 3-51**). Comme on a pu le voir dans la section précédente, le dôme triangulé étant beaucoup plus raide que les solutions sans triangulation, le dimensionnement des éléments de la structure du modèle C devient, sans flambement, dicté par les critères de résistance aux ELU.

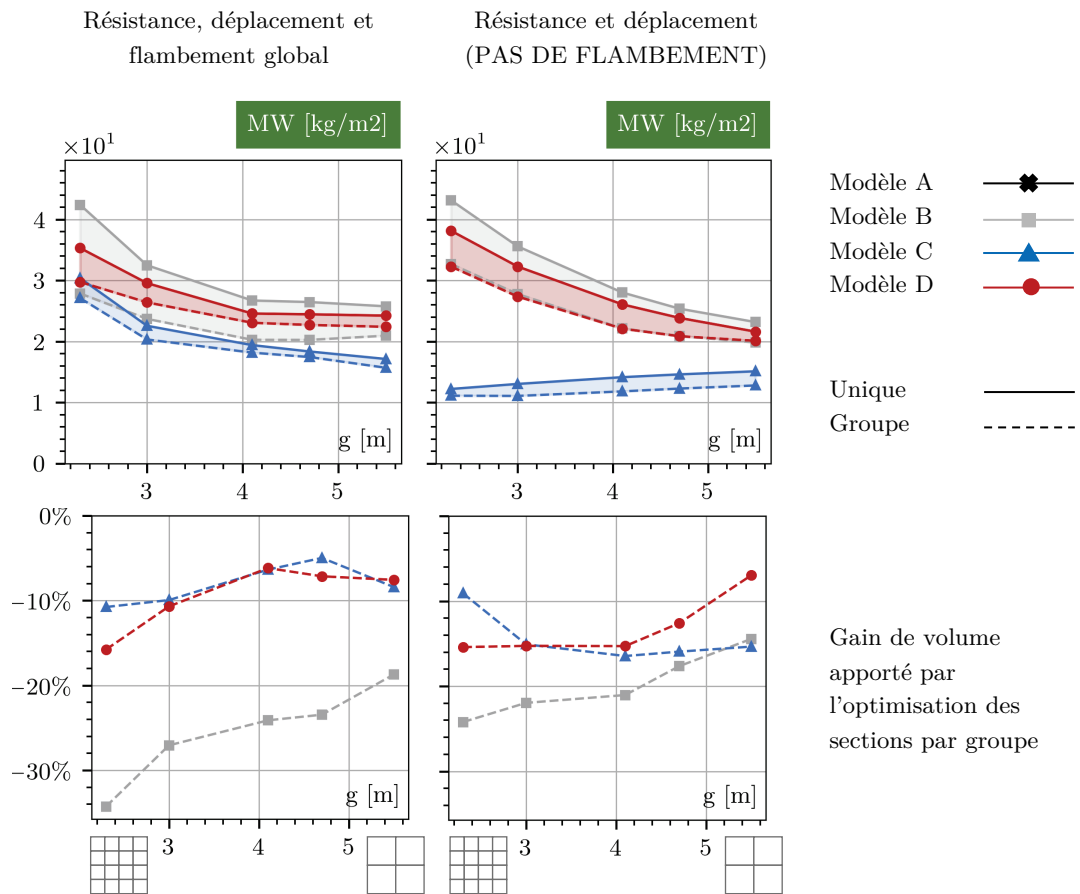


Figure 3-50 Evolution de la masse de bois de la structure en fonction de la taille caractéristique du maillage du dôme. Comparaison des résultats de l'optimisation avec et sans critère de flambement.

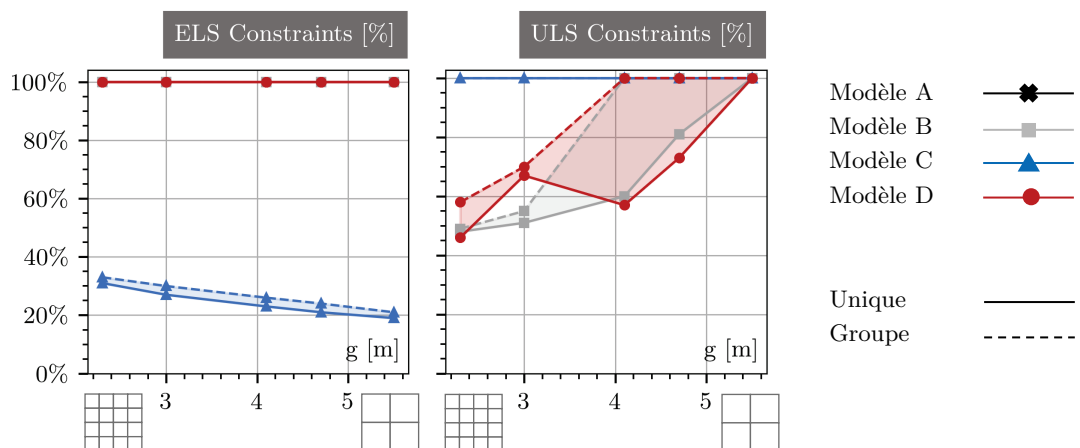


Figure 3-51 Evolution des taux d'utilisation des contraintes de déplacement et de résistance en fonction de la taille caractéristique du maillage du dôme pour l'étude sans critère de flambement global.

On peut donc en déduire ici qu'en fonction du type de critère qui pilote le dimensionnement, le comportement et les performances de la structure vis-à-vis de la densité de la grille d'éléments ne sont pas les mêmes. Si un critère de raideur (déplacement ou flambement global) dicte le dimensionnement des éléments, on note une claire augmentation du volume optimal de bois quand la taille de la grille diminue. Au contraire, si celui-ci est piloté par les critères de résistance des éléments, la densité de la grille semble avoir peu d'influence sur l'efficacité (entendu ici au sens du volume de matière) de la structure. On note bien toutefois sur la **Figure 3-51**, que la raideur de la structure de type C diminue lorsque la densité de la grille augmente. La flèche maximale reste cependant largement admissible vis-à-vis de la limite de $L/500$ fixée, avec des taux d'utilisation associés à ce critère compris entre 20% et 33%.

Il apparaît donc ici que l'absence de prise en compte de critère sur le flambement global conduit à fortement sous-estimer l'impact du modèle C par rapport aux deux autres modèles B et D. Davantage que la comparaison entre typologies d'assemblage, on cherche dans cette section à évaluer les bénéfices d'une optimisation plus fine des sections par sous-groupe d'éléments (lignes de courbure et de triangulation). La **Figure 3-50** montre à ce titre que les gains relatifs de volume de bois sont du même ordre de grandeur pour les différentes typologies d'assemblage lorsqu'on passe d'une optimisation à section unique (U) à une optimisation par groupe d'élément (G).

En parallèle de l'analyse qui suit, le lecteur est invité à consulter les planches de résultats et les tableaux situés en fin de ce chapitre. La **Figure 3-60** permet de visualiser l'ensemble des résultats de l'étude de cas à l'aune des différents indicateurs de performance structurels et environnementaux retenus. Des analyses détaillées par stratégie d'optimisation (**Figure 3-61**) et par typologie d'assemblage (**Figure 3-62**) sont présentées dans les pages qui suivent, avec une visualisation des intervalles de confiance à 50% des différents indicateurs de performance du système.

10.5.2 Opportunité de l'optimisation des sections

La **Figure 3-52** montre l'évolution de la masse de bois, masse totale et coût matière de la structure en fonction de la taille caractéristique du maillage pour les différents modèles d'assemblage et stratégies d'optimisation des sections. L'évolution des impacts environnementaux (changement climatique, toxicité humaine cancérigène et formation de matière particulaire) en fonction de la densité de la grille pour les différents modèles d'assemblage est présentée dans la **Figure 3-54**. Pour chaque indicateur, pour illustrer les avantages d'une stratégie d'optimisation plus fine des sections, on présente en parallèle l'évolution relative des impacts par rapport au cas de la structure à section unique (i.e. tous les éléments possèdent la même section).

Volume de bois

L'optimisation des sections par sous-groupe permet une diminution importante de la quantité de bois dans la structure. La diminution relative par rapport au dôme à section unique pour le modèle de type C est globalement constante en fonction de la densité de la grille d'élément autour des -30%.

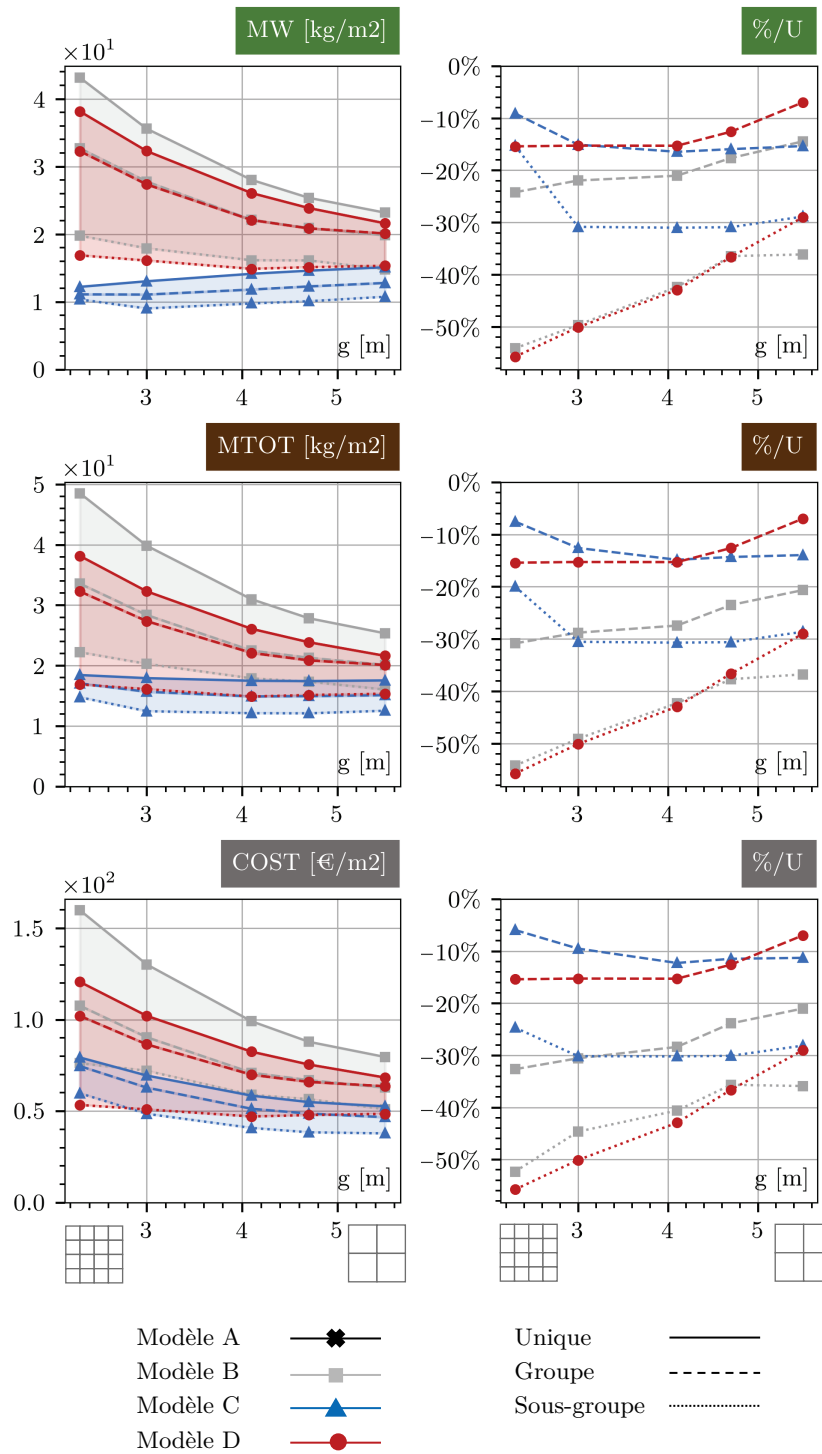


Figure 3-52 Evolution de la masse de bois, de la masse totale et du coût matière en fonction de la taille caractéristique du maillage du dôme et différence relative par rapport à la structure à section unique.

On observe que pour une taille de grille de 2,3 m le gain semble plus faible. En réalité, ce gain moins important s'explique par le choix d'une section minimale des éléments en bois de 12 x 12 cm. Plus la taille de la grille diminue, moins les éléments reprennent d'effort et plus la section minimale pour garantir la résistance des éléments diminue. Or, si cette section est inférieure aux dimensions minimales retenues, la section est finalement fixée à la section minimale de 12 x 12 cm et l'élément est sous-utilisé d'un point de vue du critère de résistance (i.e. taux d'utilisation inférieur à 100%).

Le gain en termes de volume de matière d'une optimisation plus fine des sections de la structure est plus important pour les modèles B et D. On note ainsi des diminutions relatives du volume de bois similaires pour les deux typologies B et D, avec un gain d'autant plus important que la densité de la grille augmente. Pour une taille caractéristique de 5,5 m, l'optimisation individuelle par ligne de courbure des dômes de type B et D conduit à une diminution du volume de bois d'environ -30%, tandis qu'elle dépasse les -50% pour une taille de grille de 2,3 m. Finalement, le volume optimal de bois dans la structure varie peu avec la taille de la grille si les sections des éléments sont optimisées de manière individuelle, comparativement au comportement observé pour les structures à section unique ou optimisée par groupe. Pour le modèle C, le volume de bois diminue seulement de -4% en passant d'une grille de 5,5 m à 2,3 m. Pour le modèle D, on constate une augmentation de +10%. Enfin, pour le modèle B, l'augmentation reste non négligeable avec une augmentation relative de +34% en passant d'une grille de 5,5 m à 2,3 m.

Ratio massique d'acier

La **Figure 3-53** présente l'évolution de la masse et du ratio massique d'acier d'assemblage (rapport de la masse d'acier sur la masse de bois) dans la structure en fonction de la densité de la grille pour les différentes typologies d'assemblage.

Pour la typologie C, on retrouve un comportement similaire à celui observé dans l'étude avec critère de flambement. Le ratio massique et la quantité d'acier augmente lorsque la taille caractéristique de la grille diminue. L'optimisation plus fine des sections – et des assemblages – par groupe, puis par sous-groupe permet une diminution de la quantité d'acier dans les connexions. Par rapport au cas à section et assemblage unique, on constate respectivement une diminution moyenne de -6% et -29% pour l'optimisation par groupe et sous-groupe. Toutefois, combiné avec la diminution du volume de bois dans la structure, on note que le ratio massique est globalement indépendant de la stratégie d'optimisation et dépend seulement de la densité du maillage. Si on compare les résultats avec (**Figure 3-43**) et sans critère de flambement global (**Figure 3-53**), on note que malgré une quantité d'acier inférieure, les ratios massiques d'acier sont supérieurs dans le cas sans flambement du fait de la diminution du volume de bois dans le gridshell. Pour une taille de grille de 5,5 m le ratio massique est en moyenne de 17%, mais dépasse les 50% pour une taille de grille de 2,3 m.

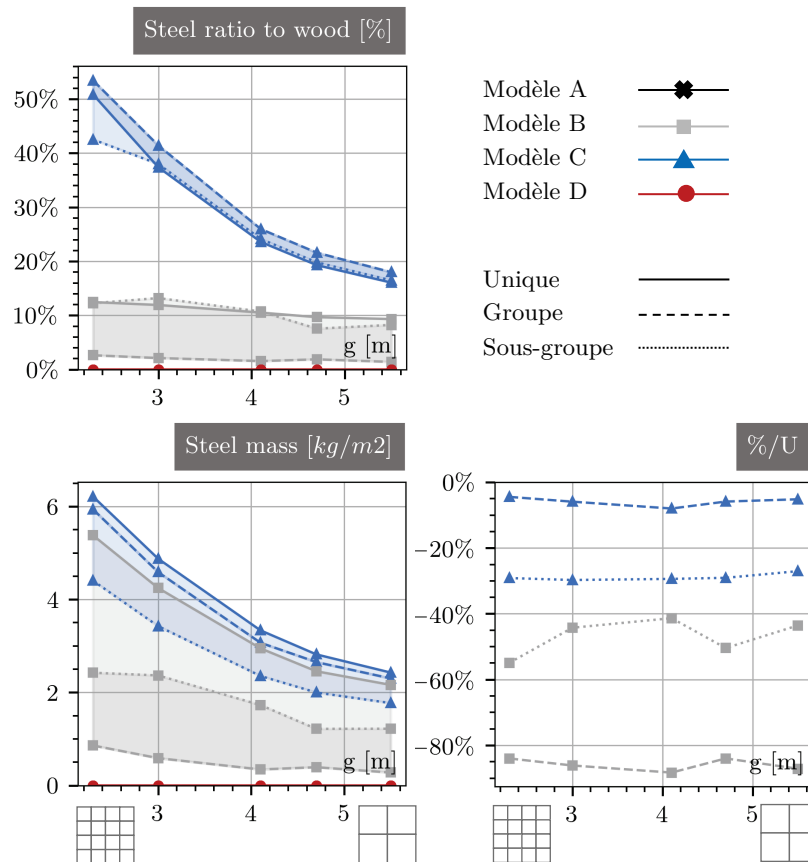


Figure 3-53 Evolution de la masse d'acier et du ratio massique d'assemblage par rapport à la masse de bois dans la structure en fonction de la taille caractéristique du maillage du dôme et différence relative par rapport à la structure à section unique.

Pour le modèle B, on retrouve le comportement observé dans le cas avec flambement, avec un ratio massique d'acier dans l'ensemble constant avec la densité de la grille. L'optimisation des sections indépendamment dans les deux directions permet par rapport au cas à section unique de diminuer de façon importante la quantité d'acier dans les assemblages (voir commentaires paragraphe 10.4.2). Tout comme précédemment, la coque présente alors un comportement fortement orthotrope avec des éléments continus à forte inertie dans la première direction, tandis que les éléments discontinus dans l'autre direction présentent une section bien moins importante avec des assemblages à raideur en flexion hors plan très faible. Au contraire, l'optimisation des sections indépendamment par ligne de courbure dans les deux directions de la grille conduit à une augmentation de la quantité d'acier par rapport au cas précédent (optimisation par groupe). La quantité d'acier reste plus faible que dans le cas à section unique, mais couplé à la diminution importante du volume de bois apportée par l'optimisation par sous-groupe, on note des ratios massiques d'assemblage similaires dans les deux cas (autour des 10%). Comme on le verra plus en détail dans la suite de cette section, l'optimisation des sections par ligne de courbure conduit à renforcer certains éléments dans

la direction secondaire du maillage pour rigidifier le dôme (voir illustration **Figure 3-55**). Par conséquent, ces éléments attirent davantage d'effort en flexion et les assemblages associés présentent des masses plus importantes.

Coût financier et impacts environnementaux

Finalement en lien avec l'analyse précédente sur la masse de bois et la masse d'acier mis en œuvre pour chaque typologie d'assemblage, on observe sur la **Figure 3-52** et **Figure 3-54** que, quelle que soit la typologie d'assemblage, l'optimisation fine des sections par ligne de courbure (SG) permet une réduction importante du coût matière et des impacts environnementaux du dôme par rapport au cas de la structure à section unique :

- une diminution relative d'environ -30% pour la typologie C, relativement constante avec la densité de la grille ;
- une diminution relative de même ordre de grandeur pour les typologies B et D, avec une diminution d'autant plus importante que la densité de la grille augmente (environ -30% pour une taille de grille de 5,5 m et jusqu'à plus de -50% pour une taille de grille de 2,3 m).

On note qu'en l'absence de critère de flambement et avec un critère de flèche de $L/500$, si les sections sont optimisées par ligne de courbure, les typologies C et D conduisent à un coût matière de même ordre de grandeur et apparaissent plus optimales que la typologie d'assemblage B. On note toutefois un léger avantage pour le modèle C lorsque la taille de la grille est faible et au contraire un avantage pour le modèle D lorsque la densité de la grille devient très importante. Ce comportement s'explique par le ratio massique d'acier dans le modèle C qui augmente lorsque la taille caractéristique de la grille diminue.

D'un point de vue environnemental, les typologies C et D ont des performances très proches et apparaissent optimales vis-à-vis de l'indicateur de formation de particules fines [PMF]. Pour les indicateurs de changement climatique [CC(ST)] et de toxicité humaine [HTC], l'acier d'assemblage contribuant de façon importante à l'impact d'une structure en bois, tout particulièrement à l'impact [HTC] (voir partie 2), on observe que la typologie D – sans acier d'assemblage dans la présente modélisation – conduit aux impacts les plus faibles.

Il convient de noter dans le cas du modèle B, que l'optimisation des sections indépendamment par ligne de courbure (SG) ne conduit pas nécessairement à une diminution de l'impact par rapport à la stratégie dans laquelle les sections sont optimisées dans les deux directions (G). En effet, comme on l'a vu quelques lignes auparavant, l'optimisation de type SG permet de diminuer la quantité de bois mis en œuvre dans le dôme, mais conduit à une augmentation de la quantité d'acier. Certains éléments dans la direction secondaire se voient renforcés avec une inertie forte et les assemblages présentent des raideurs rotationnelles importantes. L'économie de bois tend à diminuer l'impact du dôme, tandis que l'augmentation de la quantité d'acier des assemblages a un effet contraire. Finalement, le bilan est quasi neutre pour l'indicateur [CC(ST)] et l'optimisation de type G ou SG conduit à des performances relativement proches pour le modèle B (voir **Figure 3-54**).

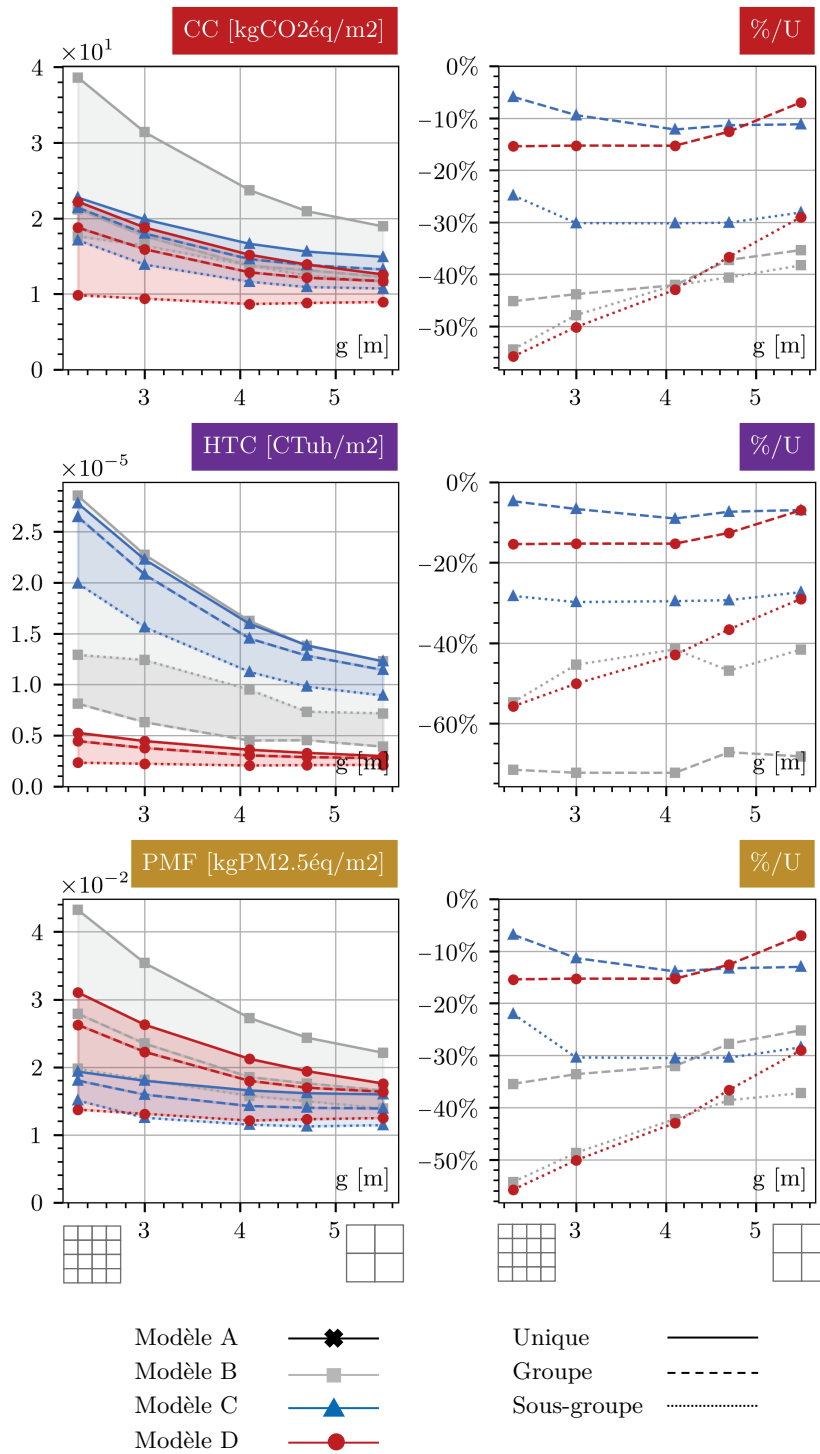


Figure 3-54 Evolution des impacts environnementaux en fonction de la taille caractéristique du maillage du dôme et différence relative par rapport à la structure à section unique.

Pour l'indicateur [HTC], l'acier contribuant largement à l'impact d'une structure en bois, le bilan est défavorable à l'optimisation de type SG. Au contraire, pour l'indicateur [PMF], l'économie de bois est davantage favorisée, et l'optimisation par sous-groupe conduit à des impacts inférieurs à l'optimisation par groupe.

Aspect architectural et comparaison avec un projet existant

La **Figure 3-55** présente les vues 3D des solutions optimales pour une taille caractéristique de grille de 4,1 m pour les différentes typologies d'assemblage et stratégie d'optimisation des sections. Comme on avait pu le constater dans la section précédente et l'étude d'optimisation avec critère de flambement global, les typologies d'assemblage B, C et D conduisent à des comportements structurels différents.

Le dôme de type C à grille triangulée présente un fonctionnement de coque mince avec des sections à faible élancement, y compris dans le cas où toutes les sections sont optimisées par ligne de courbure (voir **Figure 3-55**). L'ajout de diagonales assure une rigidité dans le plan de la surface importante, favorisant ainsi le fonctionnement de type membranaire. Par conséquent, une optimisation plus fine des sections aboutit à des sections relativement uniformes.

A l'opposé, les dômes à maille quadrangulaire sont moins rigides dans leur plan, mais possèdent une raideur en flexion hors-plan beaucoup plus importante avec des éléments à section fortement élancée (facteur de forme η élevé). Ce comportement conduit dans le cas d'une optimisation des sections indépendamment dans les deux directions (G) à une structure présentant un comportement fortement orthotrope. Dans une des directions, le dôme présente des éléments à forte inertie qui reprennent les efforts flexion de la coque sous chargement dissymétrique, tandis que les éléments dans la direction secondaire stabilisent latéralement ces arcs plans primaires. Dans le cas de l'assemblage D, c'est la direction correspondant à la nappe inférieure qui est renforcée et pour l'assemblage B, ce sont naturellement les éléments continus qui possèdent une section à forte inertie.

Lorsque les sections sont optimisées indépendamment par ligne de courbure avec une typologie d'assemblage B ou D, on observe une distribution des sections dans la structure très hétérogène. Certaines lignes de courbures présentent des sections à très forte inertie, donnant un aspect nervuré au dôme. Pour la typologie D, l'apparition des nervures est vraisemblablement indifférente de la direction du fait du comportement isotrope de l'assemblage, et on observe des sections renforcées dans les deux directions. Pour la typologie B, des nervures sont aussi présentes dans les deux directions, ce qui explique l'augmentation de la quantité d'acier mis en œuvre dans les assemblages. Néanmoins, on note logiquement que la direction correspondant aux éléments continus est davantage renforcée. Cette direction est structurellement plus efficace par rapport à l'autre direction dans laquelle le comportement semi-rigide des assemblages entraîne une perte de raideur non négligeable.

On vient de voir qu'une stratégie d'optimisation plus fine des sections pouvait permettre une réduction importante du coût matière et des impacts d'un dôme en bois et conduisait au renforcement de certains éléments de la structure, faisant apparaître des nervures. Une telle stratégie conduit pour les assemblages de type B et D à des sections très hétérogènes dans la structure.

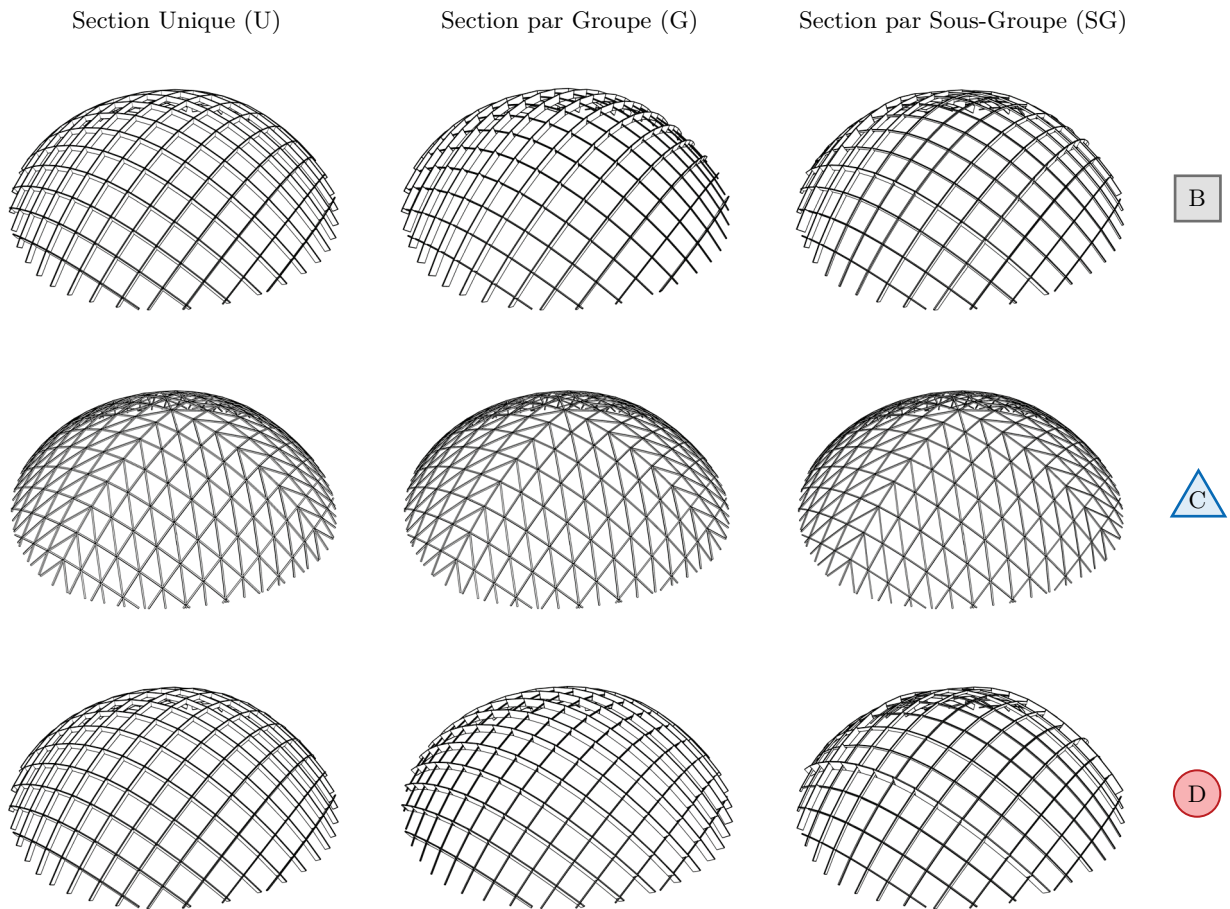


Figure 3-55 Vue 3D des solutions optimales du problème d'optimisation d'un dôme en bois de 60 m de portée sous contraintes de résistance et de déplacement. Solutions optimales pour une taille caractéristique de maille de 4,1 m. Comparaison des différents modèles et stratégies d'optimisation.

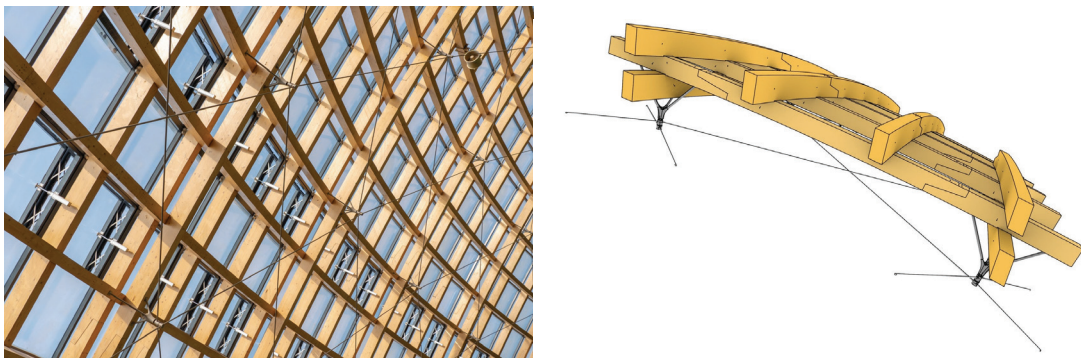


Figure 3-56 Dôme de Taiuan de 90 m de portée. Illustration des sections renforcées en triple nappe.

La mise en place d'une telle approche d'optimisation sur un projet réel reste toutefois questionnable du fait des contraintes de production, de mise en œuvre, d'interface avec le complexe de couverture, mais aussi d'un point de vue architectural. Toutefois, les résultats précédents montrent qu'une stratégie d'optimisation des sections plus rationalisée, intermédiaire entre l'optimisation de type G et SG, pourrait présenter des avantages certains pour diminuer le coût et les impacts d'un gridshell en bois.

Il est intéressant de relier les résultats de notre étude à la stratégie de conception adoptée sur un projet de dôme existant. La **Figure 3-56** présente ainsi une photographie de la structure en bois lamellé-collé d'un des dômes de Taiyuan en Chine (dôme le plus grand de 90 m de portée) basés sur le principe d'assemblage D, avec des éléments continus et cintrés dans les deux directions et organisés en double nappe. On observe que le dôme est en fait légèrement nervuré dans une des directions : toutes les trois trames, les éléments sont organisés en triple nappe avec des éléments venant renforcer ceux de la nappe supérieure, créant ainsi des nervures sur la coque dans une des directions. L'analyse qui vient d'être faite permet ainsi de justifier les bénéfices d'une telle approche.

10.6 SYNTHÈSE

Plusieurs résultats majeurs peuvent être tirés de cette étude exploratoire sur l'optimisation structurelle et environnementale d'un dôme en bois :

- Le ratio massique d'acier d'assemblage par rapport à la masse de bois peut fortement varier en fonction des stratégies d'assemblage des éléments de la structure. Dans le cas d'une structure à maille triangulée composée d'éléments droits et assemblés à chaque nœud de la structure (modèle C), ce ratio peut largement dépasser les 30%.
- Le comportement semi-rigide des assemblages a une influence centrale sur le comportement d'un gridshell en bois, avec une perte de raideur globale importante. Cette perte de raideur peut finalement conduire à une augmentation du volume de bois mis en œuvre dans la structure pour compenser cette perte de raideur (jusqu'à +80% pour le modèle C).
- L'acier d'assemblage représente une part très importante du coût matière et des impacts environnementaux d'un treillis en bois. Dans le cas extrême d'une structure très dense en assemblages métalliques (modèle C), l'acier des assemblages peut représenter jusqu'à 60% du coût matière et de l'impact de changement climatique d'un dôme, et près de 40% de la formation en matière particulaire. Malgré un niveau d'incertitude très important, on estime que l'acier d'assemblage représente une part très majoritaire de l'impact de toxicité humaine d'un gridshell en bois (jusqu'à 90%).
- Les impacts environnementaux et le coût matière d'un dôme dont le dimensionnement des éléments est dicté par des contraintes de raideur (flèche globale ou flambement global linéaire), augmente avec la densité de la grille de poutres, et ce, d'autant plus que la structure est sensible à la raideur des assemblages.

- Le choix d'un dôme à maille triangulée avec des éléments droits assemblés à chaque nœud (modèle C) est pertinent lorsque la longueur des éléments est importante, ce qui permet de limiter l'influence négative sur la raideur et l'impact des assemblages tout en profitant du faible coût des éléments droits et de l'efficacité structurelle de la grille triangulée. Au contraire, lorsque la grille d'éléments se densifie et que la longueur caractéristique du maillage diminue, il apparaît essentiel de favoriser une certaine continuité des éléments, malgré un coût unitaire plus important des éléments cintrés. Les typologies d'assemblages avec des éléments continus (modèle B et D) présentent alors des performances économiques et environnementales très intéressantes, tout en permettant de s'affranchir de diagonales dans la structure.
- Les typologies d'assemblage favorisant des éléments continus cintrés et de grandes longueurs se présentent comme des alternatives crédibles sur le plan financier malgré un coût unitaire plus important. Tout particulièrement lorsque la densité de la grille d'éléments est importante, le choix d'un gridshell non triangulé composé d'éléments continus organisés en double nappe (modèle D) permet de diminuer le coût matière et les impacts environnementaux de la structure.
- Une stratégie d'optimisation des sections par direction ou sous-groupe d'éléments peut permettre une réduction importante du coût et de l'impact environnemental par rapport à un dôme à section unique. Pour un dôme triangulé, les bénéfices semblent assez limités. Au contraire, pour les dômes non triangulés qui fonctionnent majoritairement en flexion hors-plan, les bénéfices sont beaucoup plus importants. L'introduction de nervures (i.e. élément structurel présentant une inertie beaucoup plus importante que les autres éléments) apparaît alors particulièrement efficace du point de vue structurel.

Etude de cas Dôme

PLANCHES DE RESULTATS DOME

ETUDE 1 - Optimisation en résistance, déplacement et flambement global

Portée & Hauteur	60 m / 15 m
Résistance	EC5
Déplacement	$L/500$
Flambement	6
Sections	U : Section Unique ——— G : Groupe - - - - - SG : Sous-groupe Grille g variable

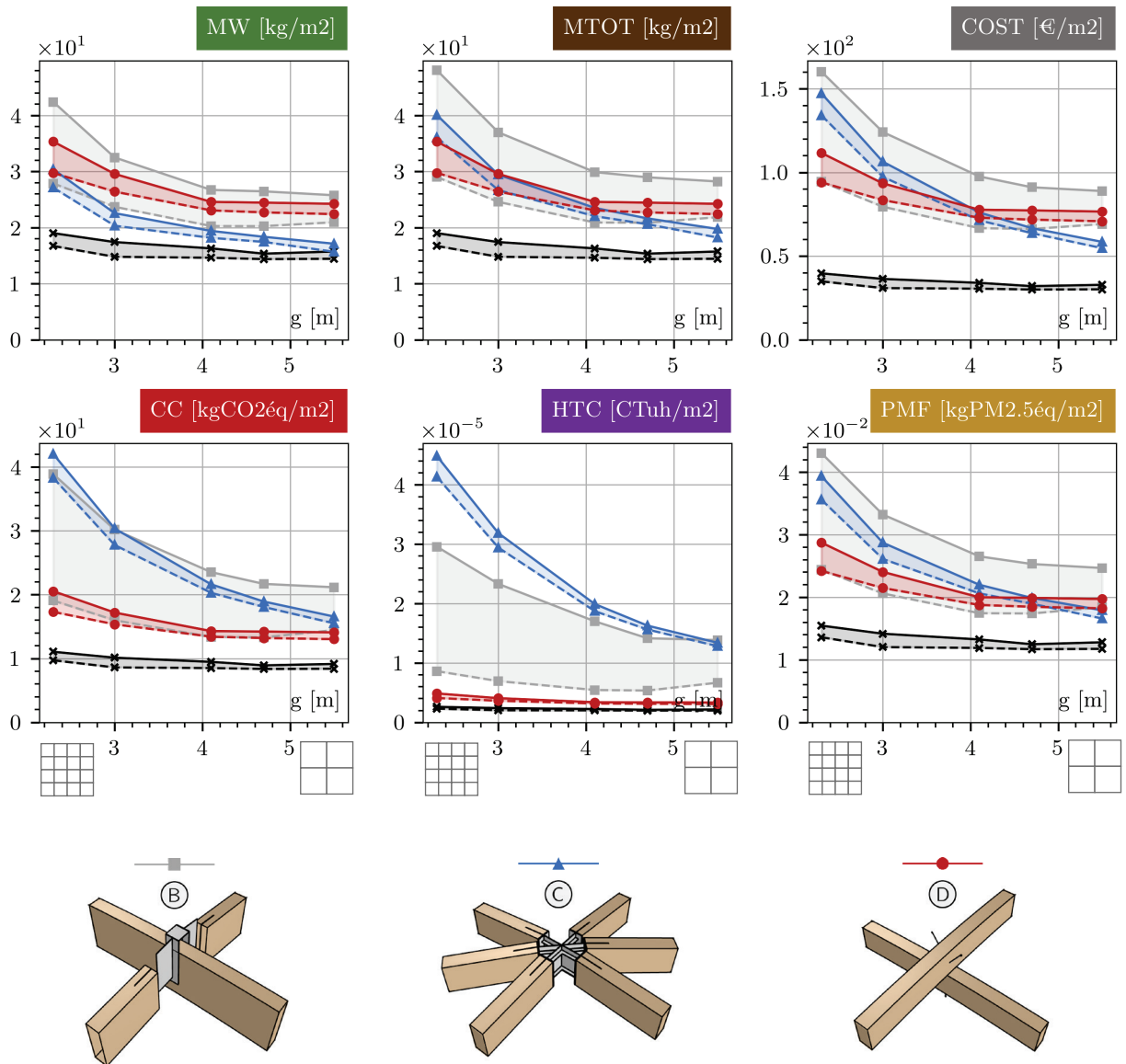
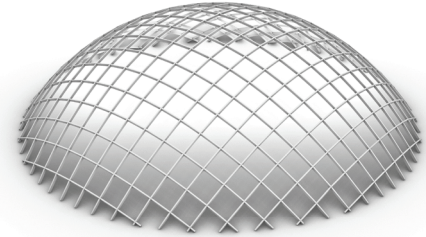


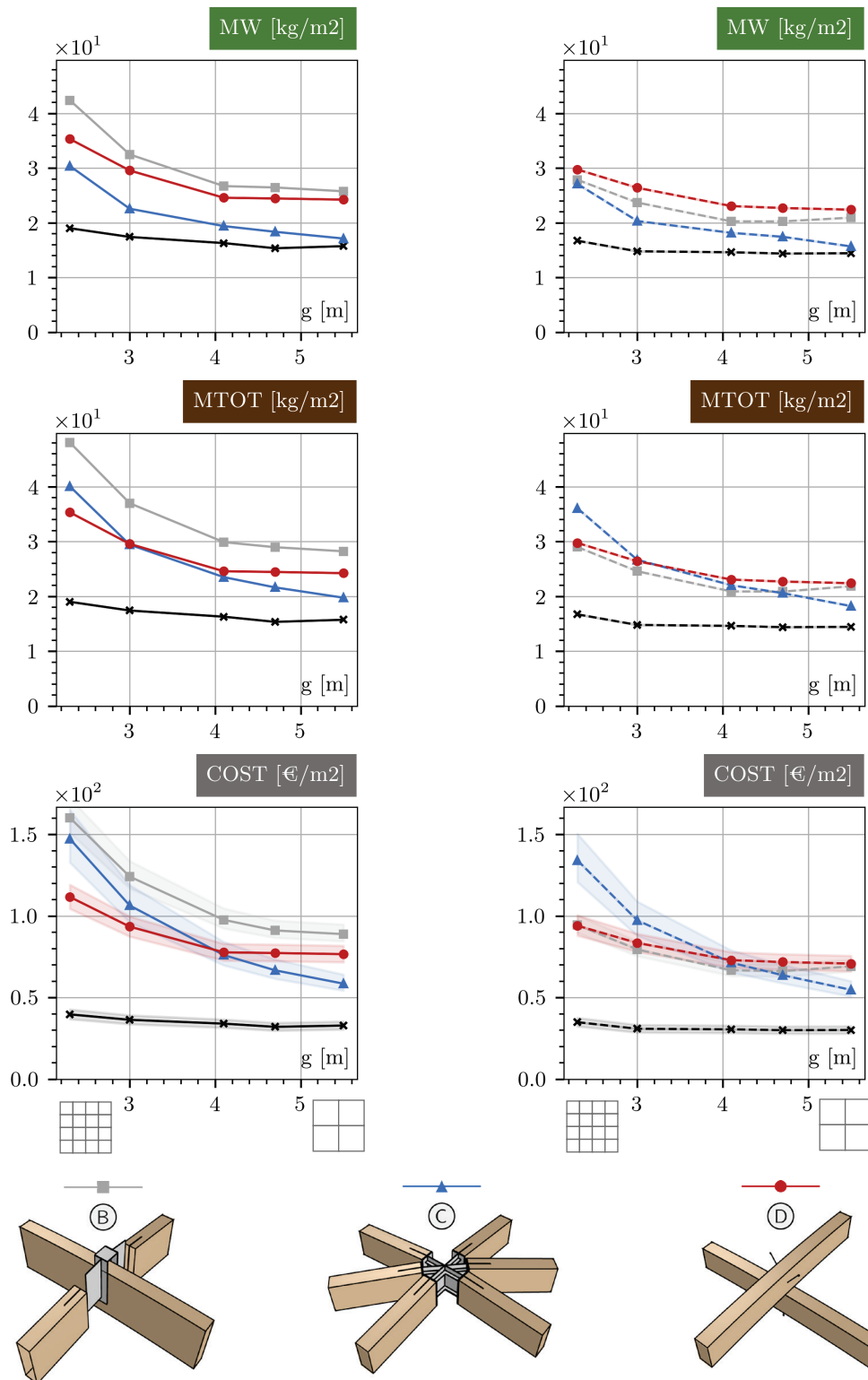
Figure 3-57 Optimisation en résistance et déplacement d'un dôme de 60 m en bois à lignes de courbures planes - Influence de la taille de la maille g , de la typologie d'assemblage et du niveau d'optimisation des sections.

Figure 3-58 Optimisation en résistance, déplacement et flambement d'un dôme en bois de 60 m.
GRILLE DE LECTURE PAR METHODE D'OPTIMISATION

Indicateurs **STRUCTURE** – Intervalle de Confiance à 50%

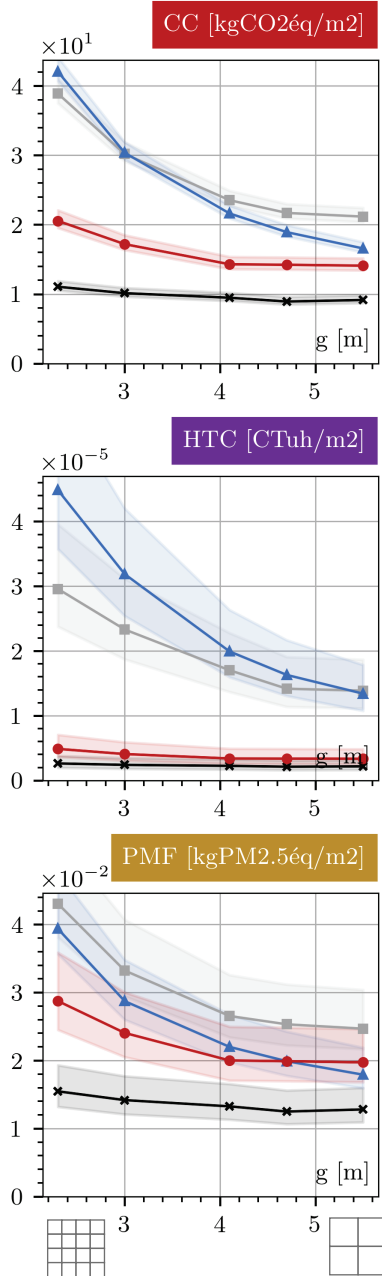
Optimisation par **section unique (U)**

Optimisation par **groupe (G)**

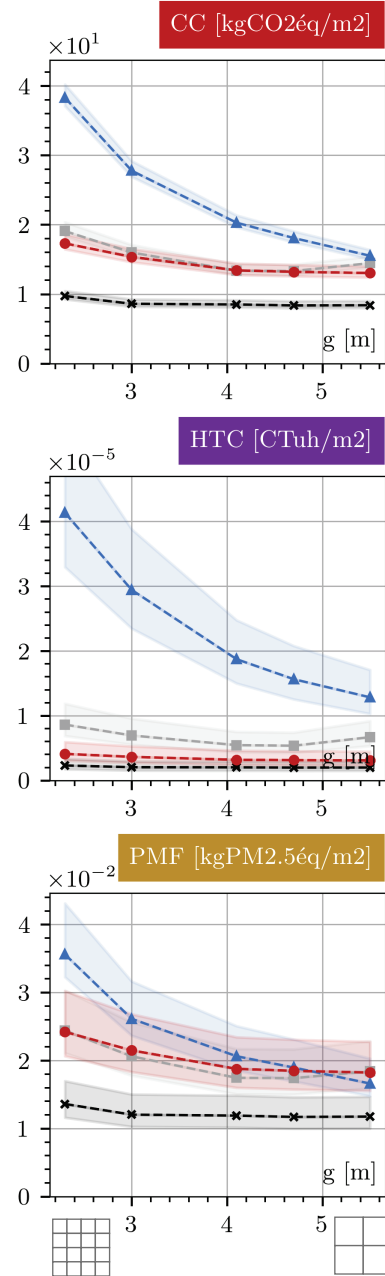


Indicateurs ENVIRONNEMENTAUX – Intervalle de Confiance à 50%

Optimisation par **section unique** (U)



Optimisation par **groupe** (G)



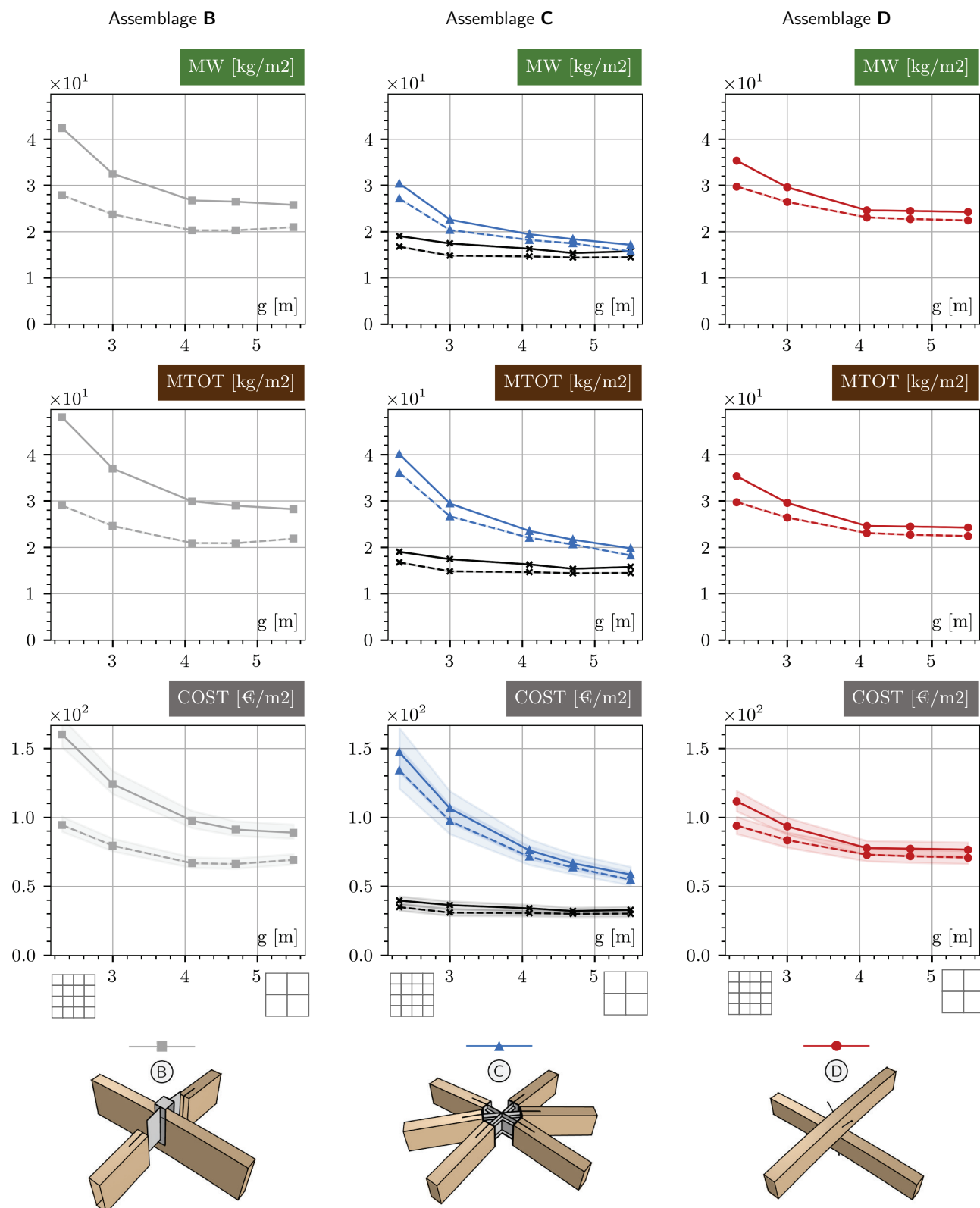
Portée / Hauteur	Résistance	Déplacement	Flambement	Grille
60 m / 15m	EC5	L/300	4/k _{mod}	2, 3, 4, 5 m

Optimisation section unique	—
Optimisation par groupe	- - -
Optimisation par sous-groupe

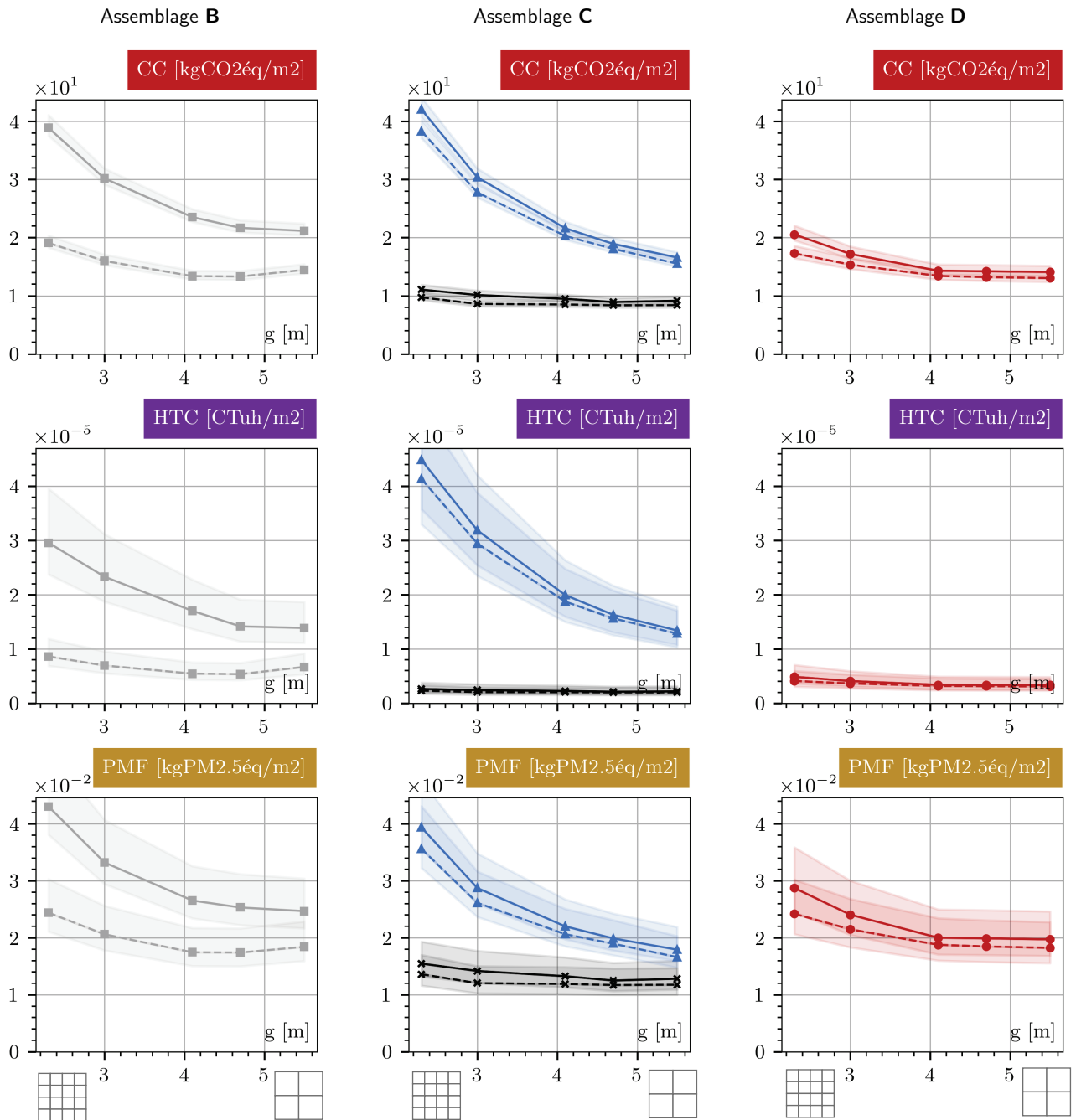
Figure 3-59 Optimisation en résistance, déplacement et flambement d'un dôme en bois de 60 m.

GRILLE DE LECTURE PAR TYPOLOGIE D'ASSEMBLAGE

Indicateurs **STRUCTURE** – Intervalle de Confiance à 50%



Indicateurs ENVIRONNEMENTAUX – Intervalle de Confiance à 50%



Portée / Hauteur	Résistance	Déplacement	Flambement	Grille
60 m / 15m	EC5	L/300	$4/k_{mod}$	2, 3, 4, 5 m

Optimisation section unique

Optimisation par groupe

Optimisation par sous-groupe

Grille [m]		2,3	3,0	4,1	4,7	5,5
Modèle	Opt.	Masse de bois [kg/m ²]				
A	U	19,0	17,4	16,3	15,4	15,7
	G	16,7	14,8	14,6	14,4	14,4
B	U	42,4	32,5	26,7	26,5	25,8
	G	27,9	23,7	20,3	20,3	20,9
C	U	30,4	22,6	19,4	18,4	17,1
	G	27,1	20,3	18,2	17,4	15,7
D	U	35,3	29,6	24,6	24,5	24,2
	G	29,8	26,4	23,1	22,7	22,4
Modèle	Opt.	Masse totale [kg/m ²]				
A	U	19,0	17,4	16,3	15,4	15,7
	G	16,7	14,8	14,6	14,4	14,4
B	U	48,0	37,0	29,9	29,0	28,2
	G	29,0	24,6	20,9	20,9	21,9
C	U	40,1	29,4	23,5	21,6	19,8
	G	36,1	26,7	22,0	20,6	18,2
D	U	35,3	29,6	24,6	24,5	24,2
	G	29,8	26,4	23,1	22,7	22,4
Modèle	Opt.	Coût matériel [€/m ²]				
A	U	39,7	36,4	34,0	32,1	32,9
	G	34,9	30,9	30,5	30,0	30,2
B	U	160,3	124,2	97,6	91,2	88,9
	G	94,5	79,5	66,7	66,2	69,2
C	U	147,3	106,5	76,1	66,7	58,5
	G	134,2	97,4	71,4	63,7	54,8
D	U	111,7	93,5	77,8	77,3	76,7
	G	94,1	83,5	73,0	71,8	70,9

Tableau 3-9 Optimisation en résistance, déplacement et flambement global d'un dôme en bois de 60 m de portée – Influence de la taille du maillage et de la typologie d'assemblage sur les indicateurs structurels (masse de bois, masse totale et coût matériel)

Grille [m]		2,3	3,0	4,1	4,7	5,5
Modèle	Opt.	Changement climatique [kgCO ₂ éq/m ²]				
A	U	11,1	10,1	9,5	8,9	9,2
	G	9,7	8,6	8,5	8,4	8,4
B	U	38,9	30,2	23,5	21,7	21,2
	G	19,1	16,0	13,4	13,3	14,5
C	U	42,0	30,4	21,6	18,9	16,6
	G	38,3	27,8	20,3	18,1	15,5
D	U	20,5	17,2	14,3	14,2	14,1
	G	17,3	15,4	13,4	13,2	13,0
Modèle	Opt.	Toxicité humaine cancérigène [CT _{uh} /m ²]				
A	U	2,6E-06	2,4E-06	2,2E-06	2,1E-06	2,2E-06
	G	2,3E-06	2,0E-06	2,0E-06	2,0E-06	2,0E-06
B	U	3,0E-05	2,3E-05	1,7E-05	1,4E-05	1,4E-05
	G	8,6E-06	6,9E-06	5,5E-06	5,4E-06	6,7E-06
C	U	4,5E-05	3,2E-05	2,0E-05	1,6E-05	1,3E-05
	G	4,1E-05	2,9E-05	1,9E-05	1,6E-05	1,3E-05
D	U	4,9E-06	4,1E-06	3,4E-06	3,4E-06	3,3E-06
	G	4,1E-06	3,6E-06	3,2E-06	3,1E-06	3,1E-06
Modèle	Opt.	Formation de matière particulaire [kgP _{2.5} éq/m ²]				
A	U	1,5E-02	1,4E-02	1,3E-02	1,2E-02	1,3E-02
	G	1,4E-02	1,2E-02	1,2E-02	1,2E-02	1,2E-02
B	U	4,3E-02	3,3E-02	2,7E-02	2,5E-02	2,5E-02
	G	2,4E-02	2,1E-02	1,7E-02	1,7E-02	1,8E-02
C	U	3,9E-02	2,9E-02	2,2E-02	2,0E-02	1,8E-02
	G	3,6E-02	2,6E-02	2,1E-02	1,9E-02	1,7E-02
D	U	2,9E-02	2,4E-02	2,0E-02	2,0E-02	2,0E-02
	G	2,4E-02	2,1E-02	1,9E-02	1,8E-02	1,8E-02

Tableau 3-10 Optimisation en résistance, déplacement et flambement global d'un dôme en bois de 60 m de portée – Influence de la taille du maillage et de la typologie d'assemblage sur les indicateurs structurels (changement climatique, toxicité humaine cancérigène et formation de particules fines)

Etude de cas Dôme

PLANCHES DE RESULTATS DOME

ETUDE 2 - Optimisation en résistance, déplacement SANS flambement global

Portée & Hauteur	60 m / 15 m
Résistance	EC5
Déplacement	L/500
Flambement	NON
Sections	U : Section Unique ——— G : Groupe - - - - - SG : Sous-groupe Grille g variable

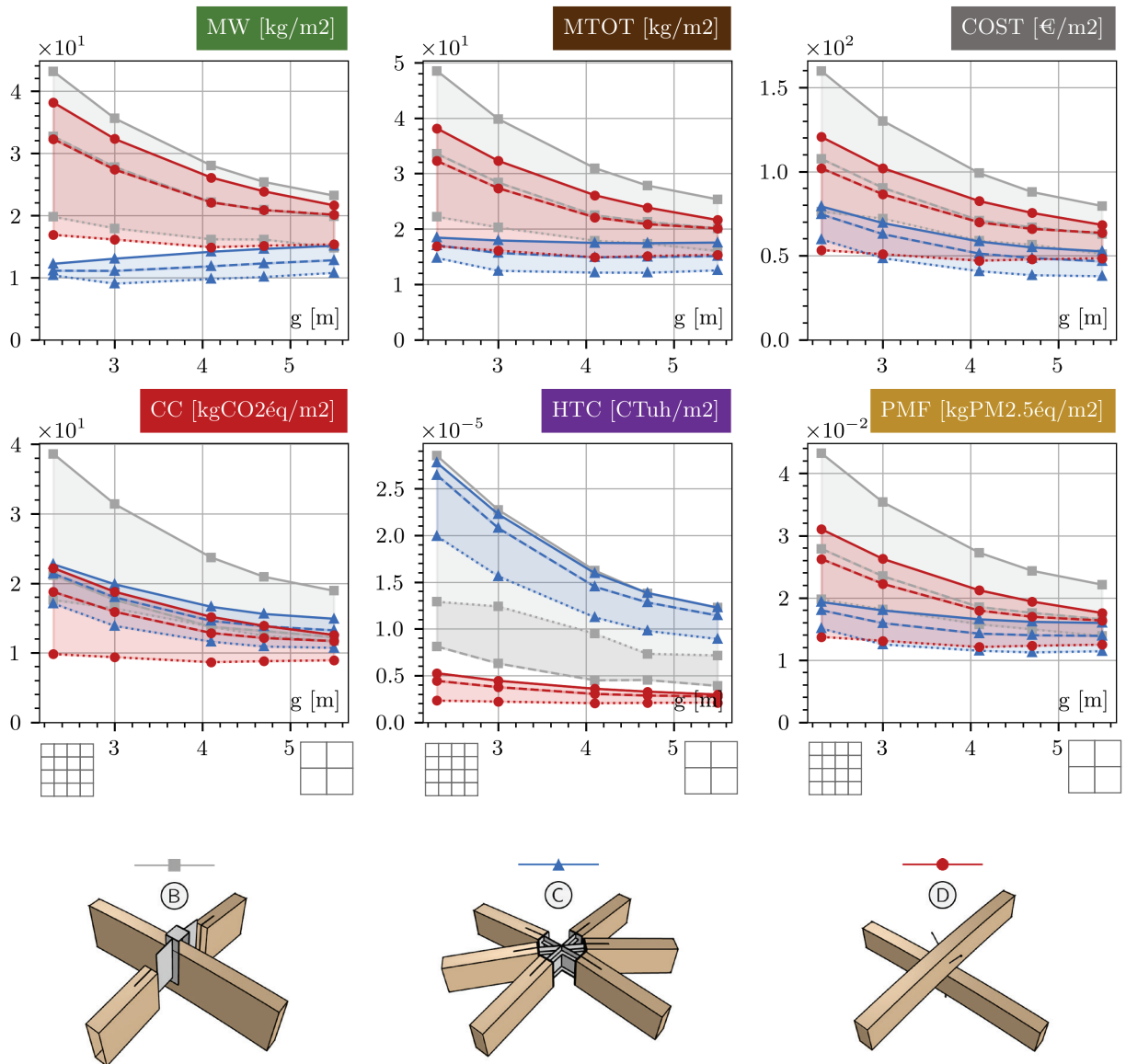
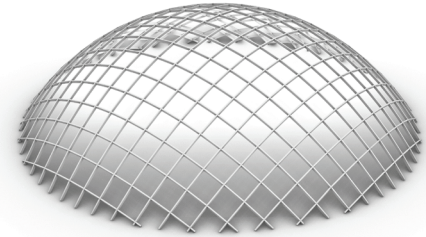


Figure 3-60 Optimisation en résistance et déplacement d'un dôme de 60 m en bois à lignes de courbures planes - Influence de la taille de la maille g , de la typologie d'assemblage et du niveau d'optimisation des sections.

Figure 3-61 Optimisation en résistance, déplacement d'un dôme en bois de 60 m.

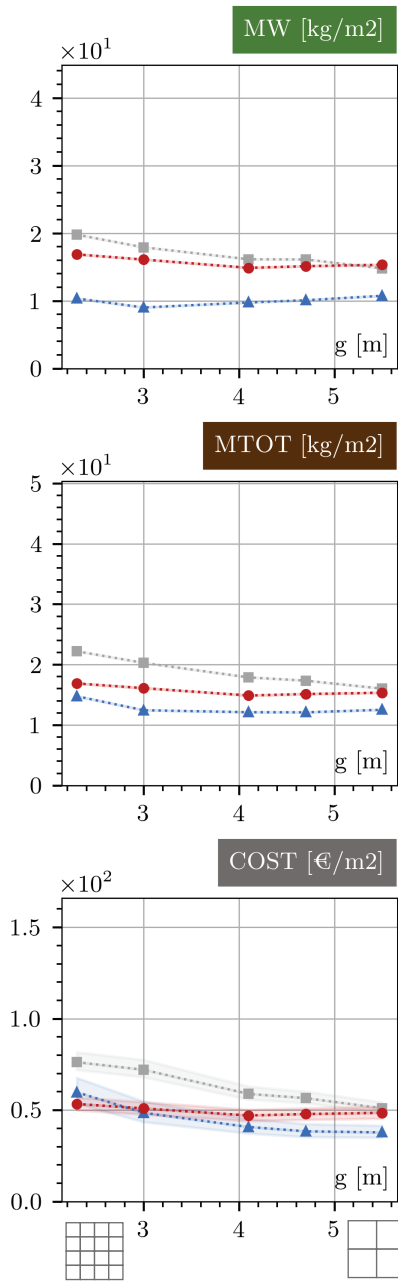
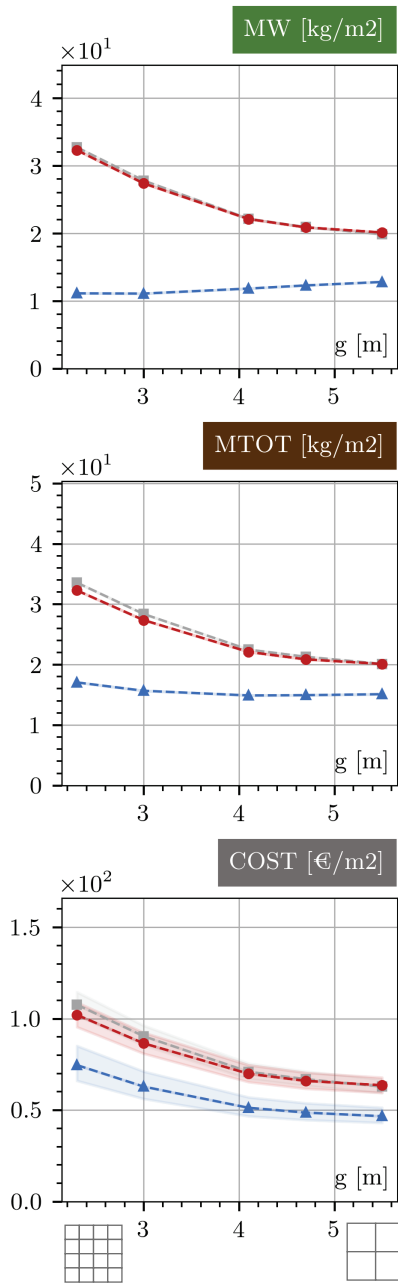
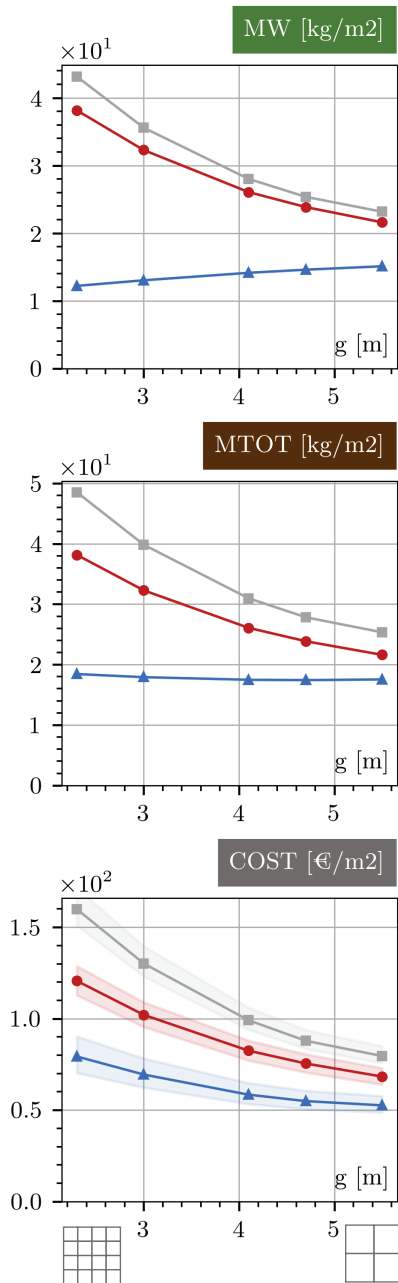
GRILLE DE LECTURE PAR METHODE D'OPTIMISATION

Indicateurs **STRUCTURE** – Intervalle de Confiance à 50%

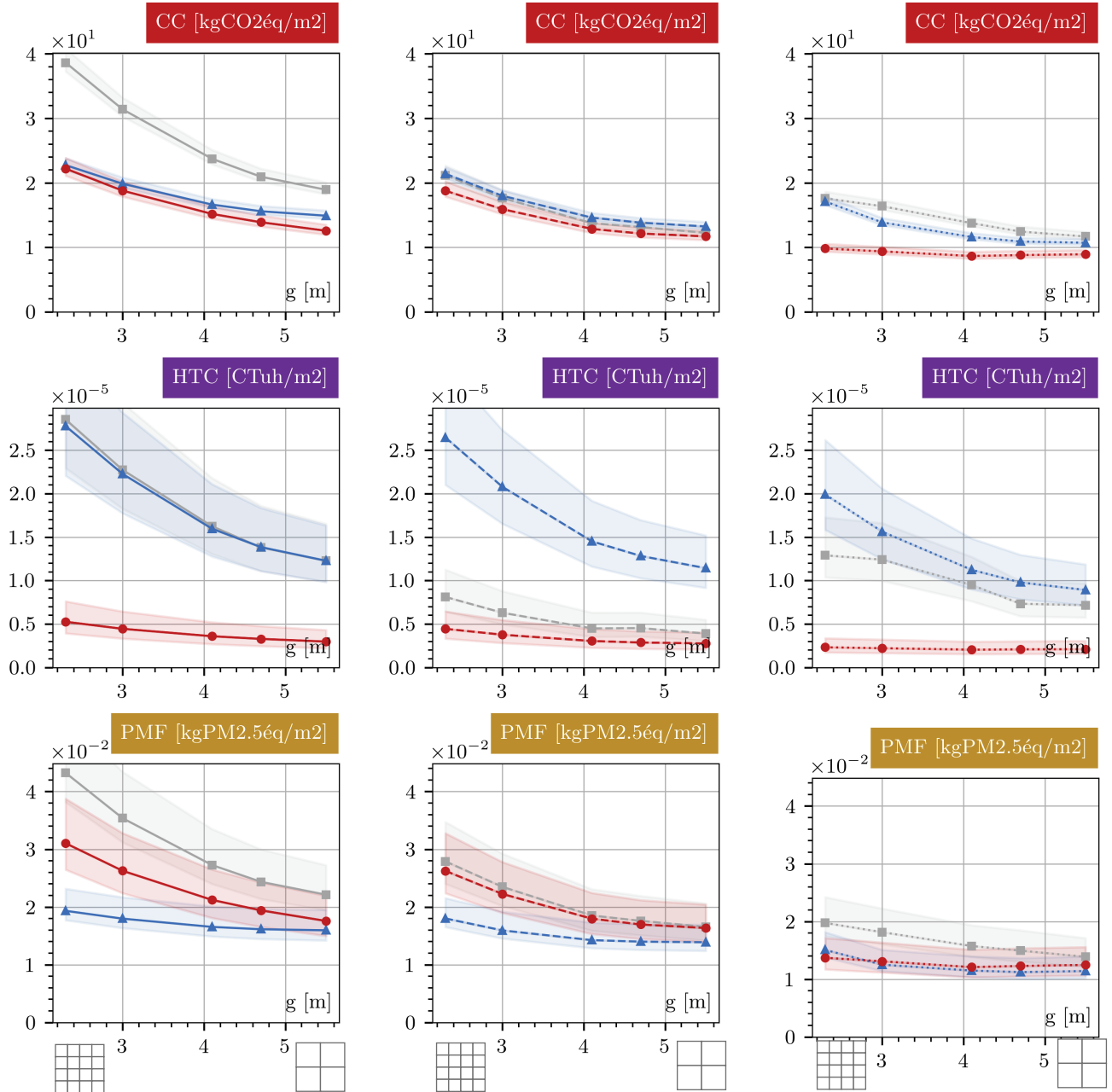
Optimisation par **section unique (U)**

Optimisation par **groupe (G)**

Optimisation par **sous-groupe (SG)**



Indicateurs ENVIRONNEMENTAUX – Intervalle de Confiance à 50%

Optimisation par **section unique (U)**Optimisation par **groupe (G)**Optimisation par **sous-groupe (SG)**

Portée / Hauteur	Résistance	Déplacement	Flambement	Grille
60 m / 15m	EC5	L/300	$4/k_{\text{mod}}$	2, 3, 4, 5 m

Optimisation section unique

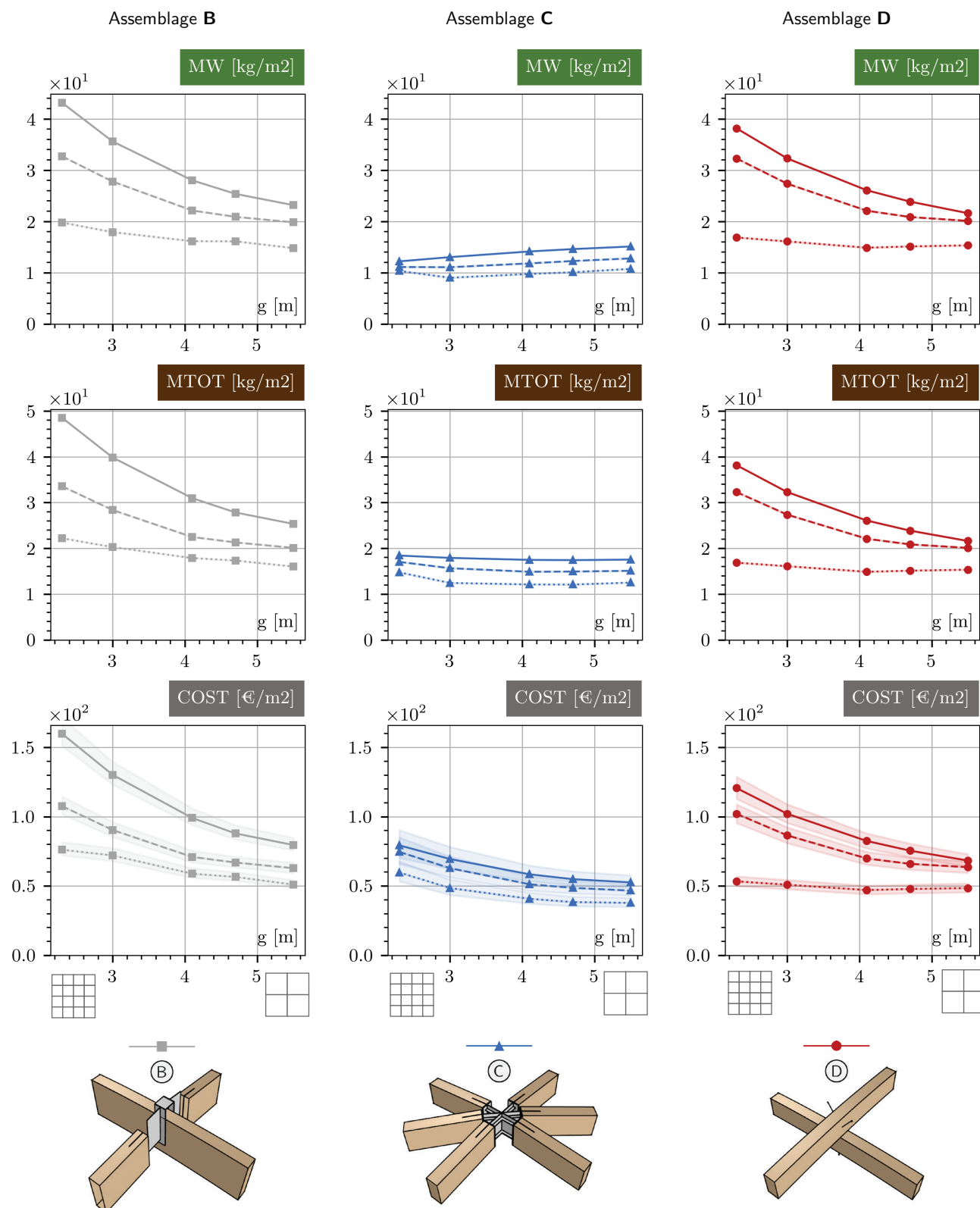
Optimisation par groupe

Optimisation par sous-groupe

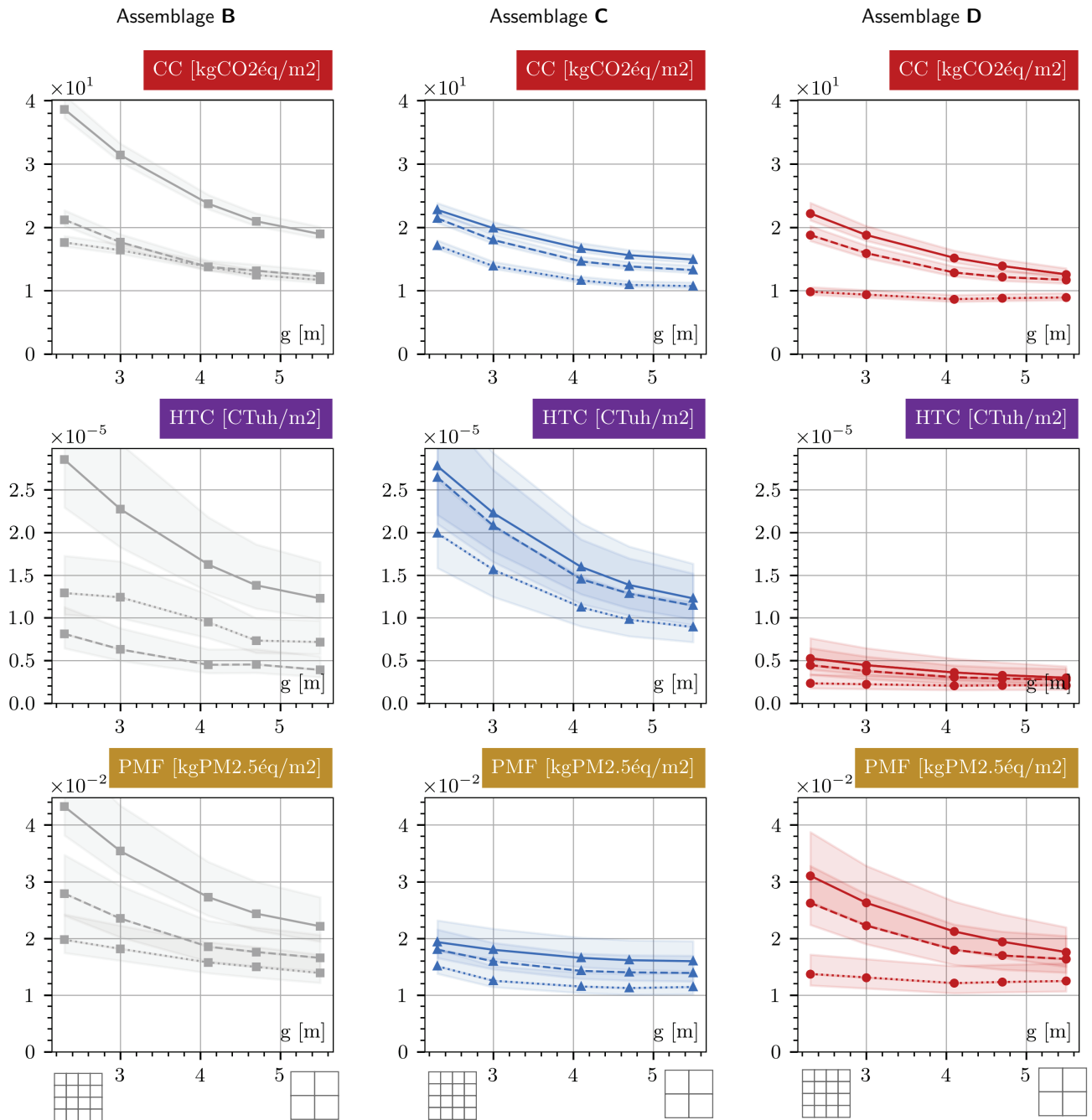
Figure 3-62 Optimisation en résistance, déplacement d'un dôme en bois de 60 m.

GRILLE DE LECTURE PAR TYPOLOGIE D'ASSEMBLAGE

Indicateurs **STRUCTURE** – Intervalle de Confiance à 50%



Indicateurs ENVIRONNEMENTAUX – Intervalle de Confiance à 50%



Portée / Hauteur	Résistance	Déplacement	Flambement	Grille
60 m / 15m	EC5	L/300	4/k _{mod}	2, 3, 4, 5 m

Optimisation section unique

Optimisation par groupe

Optimisation par sous-groupe

Grille [m]		2,3	3,0	4,1	4,7	5,5
Modèle	Opt.	Masse de bois [kg/m ²]				
B	U	4,3E+01	3,6E+01	2,8E+01	2,5E+01	2,3E+01
	G	3,3E+01	2,8E+01	2,2E+01	2,1E+01	2,0E+01
	SG	2,0E+01	1,8E+01	1,6E+01	1,6E+01	1,5E+01
C	U	1,2E+01	1,3E+01	1,4E+01	1,5E+01	1,5E+01
	G	1,1E+01	1,1E+01	1,2E+01	1,2E+01	1,3E+01
	SG	1,0E+01	9,0E+00	9,8E+00	1,0E+01	1,1E+01
D	U	3,8E+01	3,2E+01	2,6E+01	2,4E+01	2,2E+01
	G	3,2E+01	2,7E+01	2,2E+01	2,1E+01	2,0E+01
	SG	1,7E+01	1,6E+01	1,5E+01	1,5E+01	1,5E+01
Modèle	Opt.	Masse totale [kg/m ²]				
B	U	4,9E+01	4,0E+01	3,1E+01	2,8E+01	2,5E+01
	G	3,4E+01	2,8E+01	2,2E+01	2,1E+01	2,0E+01
	SG	2,2E+01	2,0E+01	1,8E+01	1,7E+01	1,6E+01
C	U	1,8E+01	1,8E+01	1,7E+01	1,7E+01	1,8E+01
	G	1,7E+01	1,6E+01	1,5E+01	1,5E+01	1,5E+01
	SG	1,5E+01	1,2E+01	1,2E+01	1,2E+01	1,3E+01
D	U	3,8E+01	3,2E+01	2,6E+01	2,4E+01	2,2E+01
	G	3,2E+01	2,7E+01	2,2E+01	2,1E+01	2,0E+01
	SG	1,7E+01	1,6E+01	1,5E+01	1,5E+01	1,5E+01
Modèle	Opt.	Coût matériel [€/m ²]				
B	U	1,6E+02	1,3E+02	9,9E+01	8,8E+01	8,0E+01
	G	1,1E+02	9,0E+01	7,1E+01	6,7E+01	6,3E+01
	SG	7,6E+01	7,2E+01	5,9E+01	5,7E+01	5,1E+01
C	U	7,9E+01	6,9E+01	5,8E+01	5,5E+01	5,3E+01
	G	7,5E+01	6,3E+01	5,1E+01	4,9E+01	4,7E+01
	SG	6,0E+01	4,9E+01	4,1E+01	3,8E+01	3,8E+01
D	U	1,2E+02	1,0E+02	8,2E+01	7,5E+01	6,8E+01
	G	1,0E+02	8,7E+01	7,0E+01	6,6E+01	6,4E+01
	SG	5,3E+01	5,1E+01	4,7E+01	4,8E+01	4,9E+01

Tableau 3-11 Optimisation en résistance et déplacement d'un dôme en bois de 60 m de portée – Influence de la taille du maillage et de la typologie d'assemblage sur les indicateurs structurels (masse de bois, masse totale et coût matériel)

Grille [m]		2,3	3,0	4,1	4,7	5,5
Modèle	Opt.	Changement climatique [kgCO ₂ éq/m ²]				
B	U	3,9E+01	3,1E+01	2,4E+01	2,1E+01	1,9E+01
	G	2,1E+01	1,8E+01	1,4E+01	1,3E+01	1,2E+01
	SG	1,8E+01	1,6E+01	1,4E+01	1,2E+01	1,2E+01
C	U	2,3E+01	2,0E+01	1,7E+01	1,6E+01	1,5E+01
	G	2,1E+01	1,8E+01	1,5E+01	1,4E+01	1,3E+01
	SG	1,7E+01	1,4E+01	1,2E+01	1,1E+01	1,1E+01
D	U	2,2E+01	1,9E+01	1,5E+01	1,4E+01	1,3E+01
	G	1,9E+01	1,6E+01	1,3E+01	1,2E+01	1,2E+01
	SG	9,8E+00	9,4E+00	8,7E+00	8,8E+00	8,9E+00
Modèle	Opt.	Toxicité humaine cancérigène [CT _{uh} /m ²]				
B	U	2,9E-05	2,3E-05	1,6E-05	1,4E-05	1,2E-05
	G	8,1E-06	6,3E-06	4,5E-06	4,5E-06	3,9E-06
	SG	1,3E-05	1,2E-05	9,5E-06	7,3E-06	7,2E-06
C	U	2,8E-05	2,2E-05	1,6E-05	1,4E-05	1,2E-05
	G	2,6E-05	2,1E-05	1,5E-05	1,3E-05	1,1E-05
	SG	2,0E-05	1,6E-05	1,1E-05	9,8E-06	8,9E-06
D	U	5,3E-06	4,5E-06	3,6E-06	3,3E-06	3,0E-06
	G	4,4E-06	3,8E-06	3,0E-06	2,9E-06	2,8E-06
	SG	2,3E-06	2,2E-06	2,1E-06	2,1E-06	2,1E-06
Modèle	Opt.	Formation de matière particulaire [kgP _{2.5} éq/m ²]				
B	U	4,3E-02	3,5E-02	2,7E-02	2,4E-02	2,2E-02
	G	2,8E-02	2,3E-02	1,9E-02	1,8E-02	1,7E-02
	SG	2,0E-02	1,8E-02	1,6E-02	1,5E-02	1,4E-02
C	U	1,9E-02	1,8E-02	1,7E-02	1,6E-02	1,6E-02
	G	1,8E-02	1,6E-02	1,4E-02	1,4E-02	1,4E-02
	SG	1,5E-02	1,3E-02	1,2E-02	1,1E-02	1,1E-02
D	U	3,1E-02	2,6E-02	2,1E-02	1,9E-02	1,8E-02
	G	2,6E-02	2,2E-02	1,8E-02	1,7E-02	1,6E-02
	SG	1,4E-02	1,3E-02	1,2E-02	1,2E-02	1,2E-02

Tableau 3-12 Optimisation en résistance et déplacement d'un dôme en bois de 60 m de portée – Influence de la taille du maillage et de la typologie d'assemblage sur les indicateurs structurels (changement climatique, toxicité humaine cancérigène et formation de particules fines)

BIBLIOGRAPHIE PARTIE 3

- Adriaenssens, S., Block, P., Veenendaal, D., & Williams, C. (2014). *Shell structures for architecture: Form finding and optimization. Shell Structures for Architecture: Form Finding and Optimization* (Vol. 9781315849). Routledge.
- Bletzinger, K. U., & Ramm, E. (2001). Structural optimization and form finding of light weight structures. *Computers and Structures*, 79(22–25), 2053–2062.
- Bletzinger, K. U., Wüchner, R., Daoud, F., & Camprubí, N. (2005). Computational methods for form finding and optimization of shells and membranes. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 194(30-33 SPEC. ISS.), 3438–3452.
- Brown, N. C., & Mueller, C. T. (2016). Design for structural and energy performance of long span buildings using geometric multi-objective optimization. *Energy and Buildings*, 127, 748–761.
- Brütting, J., Desruelle, J., Senatore, G., & Fivet, C. (2019). Design of Truss Structures Through Reuse. *Structures*, 18(September 2018), 128–137.
- Brütting, J., Vandervaeren, C., Senatore, G., De Temmerman, N., & Fivet, C. (2020). Environmental impact minimization of reticular structures made of reused and new elements through Life Cycle Assessment and Mixed-Integer Linear Programming. *Energy and Buildings*, 215.
- Bulenda, T., & Knippers, J. (2001). Stability of grid shells. *Computers and Structures*, 79(12), 1161–1174.
- Epp, L., & Sullivan, B. (2019). Long-Span Timber Gridshells - The Taiyuan Domes. *New Zealand Timber Design Journal*, 28(1), 18–26.
- IASS WG8. (2014). Guide to Buckling Load Evaluation of Metal Reticulated Roof Structures.
- Knippers, J., & Helbig, T. (2009). Recent developments in the design of glazed grid shells. *International Journal of Space Structures*, 24(2), 111–126.
- Latteur, P. (2000). Optimisation et prédimensionnement des treillis, arcs, poutres et câbles sur base d'indicateurs morphologiques – Application aux structures soumises en partie ou en totalité au flambement, Thèse de doctorat.
- Latteur, P., Feron, J., & Denoel, V. (2017). A design methodology for lattice and tensegrity structures based on a stiffness and volume optimization algorithm using morphological indicators. *International Journal of Space Structures*, 32(3–4), 226–243.
- Le Corbusier. (1923). *Vers une architecture* (Crès et Ci). Paris.
- Le Roy, R., Didier, N., & Tanis, J.-M. (2013). *Guide pour la conception des Ouvrages d'Art en Bois*. AFGC.
- Leloy, C., & Millereux, D. (2018). *Manuel du Bois Lamellé - Volume 2 - Approche technique* (Vol. 2).
- Malek, S., Wierzbicki, T., & Ochsendorf, J. (2014). Buckling of spherical cap gridshells: A numerical and analytical study revisiting the concept of the equivalent continuum. *Engineering Structures*, 75, 288–298.
- Menges, A., Schwinn, T., & Krieg, O. D. (2016). *Advancing wood architecture: A computational approach*. Routledge.
- Mesnil, R. (2017). *Structural explorations of fabrication-aware design spaces for non-standard architecture*. Université Paris-Est.
- Mesnil, R., Douthe, C., Baverel, O., & Léger, B. (2018). Morphogenesis of surfaces with planar lines of curvature and application to architectural design. *Automation in Construction*, 95(August), 129–141.

- Mesnil, R., Douthe, C., Baverel, O., Léger, B., & Caron, J. F. (2015). Isogonal moulding surfaces: A family of shapes for high node congruence in free-form structures. *Automation in Construction*, 59(October 2017), 38–47.
- Mueller, C. T. (2014). *Computational Exploration of the Structural Design Space*. Massachusetts Institute of Technology.
- Mueller, C. T., & Ochsendorf, J. A. (2015). Combining structural performance and designer preferences in evolutionary design space exploration. *Automation in Construction*, 52, 70–82.
- NF EN 1991-1-4. (2005). Eurocode 1 - Actions sur les structures - Partie 1-4 : Actions générales - Actions du vent.
- NF EN 1993-1-1. (2005). Eurocode 3 - Calcul des structures en acier - Partie 1-1 : Règles générales et règles pour les bâtiments.
- Otto, F. (1974). *IL10 Gitterschalen*. Institut für leichte Flächentragwerke (IL).
- Preisinger, C., & Heimrath, M. (2014). Karamba - A toolkit for parametric structural design. *Structural Engineering International: Journal of the International Association for Bridge and Structural Engineering (IABSE)*, 24(2), 217–221.
- Ramm, E., Bletzinger, K. U., & Reitingner, R. (1993). Shape optimization of shell structures. *Revue Européenne Des Elements*, 2(3), 377–398.
- Schlaich, J., & Schlaich, M. (1992). Lightweight structures. *Building Research & Information*, 20(1), 14–15.
- Schling, E. (2020). Repetitive Structures. In *Impact: Design With All Senses* (pp. 360–375). Cham: Springer International Publishing.
- Schober, H. (2015). *Transparent Shells: Form, Topology, Structure*. Ernst & Sohn.
- Šilih, S., Kravanja, S., & Premrov, M. (2010). Shape and discrete sizing optimization of timber trusses by considering of joint flexibility. *Advances in Engineering Software*, 41(2), 286–294.
- Šilih, S., Premrov, M., & Kravanja, S. (2005). Optimum design of plane timber trusses considering joint flexibility. *Engineering Structures*, 27(1), 145–154.
- Stephan, S., Knebel, K., & Sanchez-Alvarez, J. (2004). Reticulated Structures On Free-Form Surfaces. *Stahlbau*, 73(April), 562–572.
- Stern, B. G. (2017). *Minimizing Embodied Carbon in Multi-Material Structural Optimization of Planar Trusses*. Massachusetts Institute of Technology.
- Tellier, X. (2020). *Morphogenesis of curved structural envelopes under fabrication constraints*. Université Paris-Est.
- Tellier, X., Douthe, C., Hauswirth, L., & Baverel, O. (2019). Surfaces with planar curvature lines: Discretization, generation and application to the rationalization of curved architectural envelopes. *Automation in Construction*, 106(February), 102880.
- Vandenbergh, T. (2010). *Benchmarking Optimisation at Conceptual Design Stage with Morphological Indicators*. Vrije Universiteit Brussel.
- Worsfold, T., Bryant, M., & Crank, J. (2018). Design of Canary Wharf Elizabeth line station and Crossrail Place oversite development. *The Structural Engineer: Journal of the Institution of Structural Engineer*, 96(7), 78–83.

LISTE DES FIGURES PARTIE 3

Figure 3-1	Un ordre des structures tiré de [Schlaich & Schlaich, 1992]	250
Figure 3-2	Principe général des études de cas de la partie 3	257
Figure 3-3	Exemples de structures treillis en bois	259
Figure 3-4	Notations, chargements et typologies structurelles pour l'étude structurelle et environnementale d'un treillis en bois.	264
Figure 3-5	Assemblages, matériaux et stratégies d'optimisation des sections pour l'exploration structurelle et environnementale d'un treillis en bois.	267
Figure 3-6	Vue explosée des assemblages du treillis	269
Figure 3-7	Processus de calcul de la masse et de la raideur des assemblages par broches	270
Figure 3-8	Illustration de l'effet du jeu d'assemblage	271
Figure 3-9	Résistance plastique caractéristique d'une broche de 12 mm de diamètre avec une plaque métallique centrale dans une pièce de bois en fonction de la demi-épaisseur t_1 de l'élément. Comparaison pour un bois lamellé-collé GL24h et du bois massif feuillu de classe D30.	273
Figure 3-10	Processus de calcul de la masse et de la raideur des assemblages par broches pour le modèle D en bois massif feuillu D30.	274
Figure 3-11	Schéma du processus d'optimisation	275
Figure 3-12	Evolution du volume de bois en fonction de la portée du treillis	277
Figure 3-13	Comparaison du taux d'utilisation maximal des contraintes de déplacement et du nombre de divisions	277
Figure 3-14	Evolution du ratio massique d'acier d'assemblage par rapport à la masse de bois dans la structure en fonction de la portée du treillis	281
Figure 3-15	Evolution de la masse de bois et de la masse totale de la structure en fonction de la portée du treillis	282
Figure 3-16	Evolution du coût « matière » de la structure en fonction de la portée du treillis	282
Figure 3-17	Evolution des impacts environnementaux de la structure en fonction de la portée du treillis	285
Figure 3-18	Exemple d'assemblage bois/bois par contact de type embrèvement ou tenon oulice pour les diagonales en compression d'un treillis	287
Figure 3-19	Optimisation en résistance et déplacement d'un treillis en bois de portée variable – Influence de la portée, du matériau et de la stratégie d'assemblage	290
Figure 3-20	Influence de l'utilisation d'assemblages bois/bois par contact pour les diagonales en compression d'un treillis Howe en bois	291
Figure 3-21	Optimisation en résistance et déplacement d'un treillis en bois de portée variable	292
Figure 3-22	Optimisation en résistance et déplacement d'un treillis en bois de portée variable	294
Figure 3-23	Sections des éléments en bois lamellé-collé à simple et double courbure	303
Figure 3-24	Nœud sans torsion et nœud parfait	303
Figure 3-25	Illustration des surfaces moulures isogonales	305
Figure 3-26	Illustration de quelques propriétés remarquables des surfaces à lignes de courbures planes dans les deux directions	307
Figure 3-27	Illustration de l'influence du paramètre d'angle θ des surfaces à lignes de courbures planes dans les deux directions	307

Figure 3-28	Illustration de la problématique du nœud d'assemblage dans un gridshell en bois.....	308
Figure 3-29	Exemples de quelques typologies d'assemblage pour la construction d'un gridshell en bois.	309
Figure 3-30	Dômes du jardin botanique de Taiyuan en Chine.	313
Figure 3-31	Géométrie et notation pour l'étude structurelle et environnementale d'un dôme en bois.	315
Figure 3-32	Influence du paramètre d'angle θ du maillage de Gauss sur le maillage et la surface finale.	316
Figure 3-33	Typologies d'assemblages pour l'étude structurelle et environnementale d'un dôme en bois.....	320
Figure 3-34	Processus de calcul de la masse et de la raideur des assemblages par broches pour l'étude de cas d'un dôme en bois.....	323
Figure 3-35	Structure en bois de la couverture de la station Canary Wharf à Londres construite en 2014.....	323
Figure 3-36	Illustration de l'effet du jeu d'assemblage et de l'utilisation de la raideur sécante.....	325
Figure 3-37	Stratégies d'optimisation des sections du dôme.	326
Figure 3-38	Evolution du volume de bois en fonction de la taille caractéristique du maillage du dôme.	328
Figure 3-39	Evolution des taux d'utilisation des critères de déplacement, de résistance et de flambement global en fonction de la taille caractéristique du maillage du dôme.....	328
Figure 3-40	Evolution de la masse de bois et du taux d'utilisation de la contrainte de déplacement en fonction de la taille caractéristique du maillage du dôme pour les modèles A et C. ...	329
Figure 3-41	Sections optimales du dôme pour les différents modèles d'assemblage et taille caractéristique de maillage.....	331
Figure 3-42	Allure des diagrammes d'effort normal et de moment de flexion sous charges permanentes et sous charges de vent pour la typologie d'assemblage B.....	333
Figure 3-43	Evolution de la masse d'acier et du ratio massique d'assemblage par rapport à la masse de bois dans la structure en fonction de la taille caractéristique du maillage du dôme.....	335
Figure 3-44	Evolution de la masse de bois et de la masse totale de la structure en fonction de la taille caractéristique du maillage du dôme.	335
Figure 3-45	Evolution du coût « matière » de la structure en fonction de la taille caractéristique du maillage du dôme.	337
Figure 3-46	Evolution des impacts environnementaux de la structure en fonction de la taille caractéristique du maillage du dôme.	339
Figure 3-47	Contribution du bois et l'acier d'assemblage à l'impact d'un dôme en bois – Typologie C et optimisation par section unique.....	339
Figure 3-48	Comparaison des résultats de coût matière et d'impact de changement climatique avec deux projets existants utilisant des assemblages de type C et D.	341
Figure 3-49	(ci-contre) Illustration des premiers modes de flambement linéaire du dôme pour une taille caractéristique de grille de 4,1 m. Résultats pour les différentes typologies d'assemblage : Modèle D (section unique), modèle C (section unique), modèle B (sections par groupe).....	344
Figure 3-50	Evolution de la masse de bois de la structure en fonction de la taille caractéristique du maillage du dôme. Comparaison des résultats de l'optimisation avec et sans critère de flambement.	347

Figure 3-51 Evolution des taux d'utilisation des contraintes de déplacement et de résistance en fonction de la taille caractéristique du maillage du dôme pour l'étude sans critère de flambement global.	347
Figure 3-52 Evolution de la masse de bois, de la masse totale et du coût matière en fonction de la taille caractéristique du maillage du dôme et différence relative par rapport à la structure à section unique.	349
Figure 3-53 Evolution de la masse d'acier et du ratio massique d'assemblage par rapport à la masse de bois dans la structure en fonction de la taille caractéristique du maillage du dôme et différence relative par rapport à la structure à section unique.	351
Figure 3-54 Evolution des impacts environnementaux en fonction de la taille caractéristique du maillage du dôme et différence relative par rapport à la structure à section unique.	353
Figure 3-55 Vue 3D des solutions optimales du problème d'optimisation d'un dôme en bois de 60 m de portée sous contraintes de résistance et de déplacement. Solutions optimales pour une taille caractéristique de maille de 4,1 m. Comparaison des différents modèles et stratégies d'optimisation. .	355
Figure 3-56 Dôme de Taiyuan de 90 m de portée. Illustration des sections renforcées en triple nappe.	355
Figure 3-57 Optimisation en résistance et déplacement d'un dôme de 60 m en bois à lignes de courbures planes - Influence de la taille de la maille g , de la typologie d'assemblage et du niveau d'optimisation des sections.	359
Figure 3-58 Optimisation en résistance, déplacement et flambement d'un dôme en bois de 60 m. .	360
Figure 3-59 Optimisation en résistance, déplacement et flambement d'un dôme en bois de 60 m. .	362
Figure 3-60 Optimisation en résistance et déplacement d'un dôme de 60 m en bois à lignes de courbures planes - Influence de la taille de la maille g , de la typologie d'assemblage et du niveau d'optimisation des sections.	367
Figure 3-61 Optimisation en résistance, déplacement d'un dôme en bois de 60 m.	368
Figure 3-62 Optimisation en résistance, déplacement d'un dôme en bois de 60 m.	370

LISTE DES TABLEAUX PARTIE 3

Tableau 3-1	Impact unitaire des procédés élémentaires du système.....	255
Tableau 3-2	Paramètres de scénario.	255
Tableau 3-3	Masse volumique des matériaux.....	265
Tableau 3-4	Combinaisons de charges et critères de conception considérés pour l'étude structurelle et environnementale d'un treillis en bois.....	265
Tableau 3-5	Tableau des variables pour (assemblages, matériaux et stratégies d'optimisation des sections) pour l'étude d'exploration structurelle et environnementale d'un treillis en bois.	268
Tableau 3-6	Optimisation en résistance et déplacement d'un treillis en bois de portée variable – Influence de la portée, du matériau et de la stratégie d'assemblage sur les indicateurs structurels (masse de bois, masse totale et coût matériel)	296
Tableau 3-7	Optimisation en résistance et déplacement d'un treillis en bois de portée variable – Influence de la portée, du matériau et de la stratégie d'assemblage sur les indicateurs environnementaux (changement climatique, toxicité humaine cancérigène et formation de particules fines)	297
Tableau 3-8	Chargements et critères de conception considérés pour l'étude structurelle et environnementale d'un dôme en bois.	317
Tableau 3-9	Optimisation en résistance, déplacement et flambement global d'un dôme en bois de 60 m de portée – Influence de la taille du maillage et de la typologie d'assemblage sur les indicateurs structurels (masse de bois, masse totale et coût matériel).....	364
Tableau 3-10	Optimisation en résistance, déplacement et flambement global d'un dôme en bois de 60 m de portée – Influence de la taille du maillage et de la typologie d'assemblage sur les indicateurs structurels (changement climatique, toxicité humaine cancérigène et formation de particules fines).....	365
Tableau 3-11	Optimisation en résistance et déplacement d'un dôme en bois de 60 m de portée – Influence de la taille du maillage et de la typologie d'assemblage sur les indicateurs structurels (masse de bois, masse totale et coût matériel)	372
Tableau 3-12	Optimisation en résistance et déplacement d'un dôme en bois de 60 m de portée – Influence de la taille du maillage et de la typologie d'assemblage sur les indicateurs structurels (changement climatique, toxicité humaine cancérigène et formation de particules fines).....	373

Conclusions et perspectives

La conception des structures est un processus complexe, itératif et bien souvent spécifique aux problématiques du projet à l'étude. L'approche défendue dans ce travail est celle d'une réflexion plus générale sur l'identification des paramètres clés gouvernant le comportement, le coût et l'impact environnemental d'une structure en bois en phase amont de conception. En tant que telle, elle vise à fournir des méthodes simplifiées afin d'intégrer cette complexité dans une démarche d'exploration structurelle et environnementale des structures en bois de grande portée.

PRINCIPAUX RESULTATS ET CONTRIBUTIONS

Partie 1 : Les assemblages au cœur de la conception bois

Vers des modèles simplifiés des assemblages en phase de conception

Grâce à l'examen statistique d'un nombre important d'assemblages, nous avons démontré dans le chapitre 3 la possibilité de construire un modèle générique simplifié permettant d'obtenir une évaluation des raideurs axiale et rotationnelle, ainsi que de la masse d'acier d'un assemblage par broches. Afin de faciliter sa manipulation et son intégration dans des modèles de calculs, le nombre de paramètres d'entrée a été restreint. La loi de comportement développée est ainsi seulement fonction du torseur d'effort plan (N, V, M) transissant dans l'assemblage et du facteur de forme (i.e. élancement) de la section de l'élément en bois.

La construction de la loi de comportement s'est appuyée sur une stratégie de régression à deux étapes. Premièrement des régressions sous sollicitation simple ont été conduites à partir d'un modèle mathématique de loi de puissance à seuil et ordonnée à l'origine. Deuxièmement, pour décrire le comportement du système sous un torseur d'effort complet, les modèles élémentaires ont été combinés au travers d'une fonction d'interaction. Cette dernière est basée sur la combinaison des normes généralisées d'ordre p de chaque interaction entre grandeurs élémentaires obtenues sous sollicitation simple.

L'utilisation d'un tel modèle simplifié doit se faire en gardant à l'esprit la variabilité très importante du comportement des assemblages vis-à-vis d'un grand nombre de paramètres matériaux, géométriques et méthodologiques ou tout simplement de choix de conception ayant été fixés dans la présente étude. Le modèle montre toutefois une bonne qualité de prévision de la raideur et de la masse d'un assemblage par broche dans une approche amont de conception.

Influence de la raideur des assemblages sur l'optimisation d'une structure en bois de grande hauteur

Au travers de la relecture d'un problème d'optimisation d'un exosquelette de contreventement d'un immeuble de grande hauteur, le chapitre 4 illustre l'influence fondamentale de la raideur des assemblages sur le comportement et l'optimisation d'une structure en bois. Par ailleurs, l'utilisation d'une loi de comportement simplifiée de la raideur des assemblages, similaire à celle développée dans le chapitre 3, a aussi permis d'illustrer les avantages d'une telle approche dans le calcul préliminaire d'une structure en bois.

Pour une structure dont le dimensionnement des éléments est majoritairement piloté par des critères de déplacement global, la prise en compte du comportement local semi-rigide des assemblages peut conduire à une augmentation importante du volume de matière dans la structure pour compenser cette perte de raideur (jusqu'à +40% dans le cas d'étude présenté). Mais plus important, cette étude de cas a surtout démontré que la raideur des assemblages pouvait influencer la géométrie et topologie optimales d'une structure.

Partie 2 : Intégration de l'analyse environnementale en phase de conception

Méthodologie de sélection d'un nombre restreint d'indicateurs environnementaux pour l'écoconception d'un système

Dans le chapitre 6, une méthodologie de sélection d'un nombre restreint d'indicateurs environnementaux est développée grâce à l'identification des indicateurs a priori les plus critiques pour un système, suivie d'une analyse de corrélation de l'information fournie par ces derniers.

Plus précisément, cette méthodologie s'appuie en premier lieu sur l'analyse et l'exploration statistique d'un domaine d'écoconception, définissant l'ensemble des bornes des paramètres de scénario d'un système donné. Puis, une analyse de contribution des différents indicateurs *endpoint* intermédiaires – associés à chacun des indicateurs *midpoint* – aux impacts *endpoint* totaux permet d'identifier les mécanismes environnementaux les plus critiques pour le système. Finalement, un indice de mesure de la corrélation de l'information fournie par plusieurs indicateurs sur un système est proposé. Celui-ci est basé sur l'évaluation des erreurs de classement et de la différence d'étendue relative entre deux indicateurs sur un ensemble de scénarios donné. Cet indice permet ainsi, à partir de la définition d'un seuil de corrélation, de construire des classes d'équivalence d'indicateurs et d'opérer une sélection parmi les indicateurs d'une même classe.

Cette méthode, qui se présente comme un outil intéressant pour la sélection d'indicateurs en ACV, est appliquée aux structures en bois. Des 18 indicateurs *midpoint* de départ de la méthode Impact World+, l'analyse de contribution

aux impacts *endpoint* nous a ainsi permis de retenir 9 indicateurs qui présentent une contribution à un des impacts *endpoint* totaux supérieure à 5%. L'analyse de corrélation d'information de ce groupe d'indicateurs et de deux indicateurs de performances structurelles (volume de bois et coût de la matière), nous a finalement permis de retenir 3 indicateurs environnementaux pour étudier l'impact des structures en bois en phase de conception : le changement climatique court terme [CC(ST)], la toxicité humaine cancérigène [HTC] et la formation de particules fines [PMF].

La sélection finale d'indicateurs et la définition du seuil de corrélation reste un choix subjectif en fonction des objectifs et des problématiques propres à chaque étude. L'exploitation des résultats d'une ACV simplifiée de ce type doit aussi se faire en gardant à l'esprit l'existence des autres indicateurs, et notamment des indicateurs des différentes classes d'équivalence identifiées.

Impact des structures en bois

A l'aune des trois indicateurs majeurs non corrélés retenus dans le chapitre 6, une analyse détaillée des impacts d'une structure en bois est présentée dans le chapitre 7. Une analyse de sensibilité des paramètres de conception a été réalisée afin d'identifier les leviers éventuels de conception pour diminuer l'impact d'une structure en bois. Dans le cadre des hypothèses et choix méthodologiques retenus, cette étude a ainsi montré que, si le volume de bois dans la structure joue un rôle prépondérant dans l'impact d'une structure en bois, ce paramètre n'est pas le seul à présenter une influence significative sur les résultats. Tout particulièrement, les paramètres liés aux assemblages, et notamment la quantité d'acier et à un degré moindre l'usinage des pièces de bois, peuvent aussi jouer un rôle important, voire majeur dans l'impact et le coût de l'ouvrage. Le caractère fondamental des assemblages s'étend donc au-delà de la simple mécanique du fait qu'ils concentrent généralement les procédés de fabrication et d'usinage les plus complexes de l'ouvrage.

Une analyse de contribution des sous-procédés de la base de données à l'impact des procédés élémentaires qui composent le système a ensuite été conduite. Cette étude a permis de mieux comprendre l'origine de l'impact de ces derniers et d'identifier certaines pistes pour diminuer en amont l'impact unitaire de certains procédés. Notamment, les sous-procédés de traitement en fin de vie des déchets sidérurgiques et miniers représentent une part significative de l'impact de toxicité humaine cancérigène [HTC] des différents procédés. Cette étude a aussi mis en lumière la contribution centrale à l'impact en formation de matière particulaire des étapes éventuelles de séchage industriel du bois de structure pour atteindre plus rapidement le taux d'humidité nécessaire à son utilisation dans l'ouvrage. Cette observation souligne l'importance de la gestion de la ressource et des cadences de production de la filière bois pour assurer son caractère durable.

Finalement, une analyse des incertitudes des impacts des procédés élémentaires a été présentée dans le chapitre 8 par propagation des incertitudes de paramètres dans l'ensemble de la base de données ecoinvent 3.7.1. Cette analyse a montré que, si les incertitudes sur les impacts de la structure selon l'indicateur [CC(ST)] restaient globalement limitées, les incertitudes associées aux indicateurs [PMF] et surtout [HTC] étaient beaucoup plus élevées. Toutefois, dans une vision globale, du fait des corrélations, nous montrons que les incertitudes peuvent finalement avoir une influence limitée sur l'interprétation et les conclusions d'une ACV. En effet, une approche basée sur l'analyse de l'incertitude de classement des différents scénarii qui composent le domaine d'écoconception a été proposée et a montré que, dans le cas présent, la prise en compte du contexte incertain, ne modifiait qu'à la marge le classement des différents scénarii et par conséquent les potentiels choix de conception qui en découlent.

Partie 3 : Franchir et couvrir en bois

Grâce à l'utilisation du modèle simplifié d'assemblages par broches développé dans la partie 1 et à la sélection d'indicateurs retenus en partie 2, la partie 3 présente deux études de cas qui permettent d'illustrer les liens étroits entre le comportement des assemblages, la morphologie, le coût et l'impact environnemental d'une structure en bois de grande portée. Plusieurs résultats majeurs ont ainsi pu être tirés de l'exploration de deux typologies de structures en bois, le treillis et le gridshell.

Premièrement, le ratio massique d'acier d'assemblages peut fortement varier en fonction des stratégies d'assemblage et d'optimisation des éléments de la structure, pouvant ainsi largement dépasser les 30% par rapport à la masse de bois. Deuxièmement, ces assemblages métalliques représentent une part très importante du coût matière (jusqu'à plus de 50%) et de l'impact environnemental d'une structure en bois (jusqu'à plus de 50% de l'impact de changement climatique court terme [CC(ST)], près de 40% de l'impact en formation de matière particulaire [PMF] et près 90% de l'impact de toxicité humaine cancérogène [HTC]).

Finalement, on observe aussi que, si le dimensionnement des éléments de la structure est piloté par des critères de raideur (flèche ou flambement), la perte de raideur due à la semi-rigidité des assemblages est compensée par une augmentation importante du volume de bois. Par ailleurs, l'effet des assemblages (masse, impact et perte de raideur) diminue avec la densité d'assemblages dans la structure (i.e. avec la portée d'un treillis et la densité de la grille d'éléments d'un gridshell) indiquant une certaine nécessité de favoriser des éléments continus dans les structures en bois.

Principaux résultats spécifiques à l'étude d'un treillis en bois (chapitre 9)

La réalisation de membrures continues et de section constante conduit, malgré un volume de bois supérieur au cas d'un treillis avec des éléments assemblés à chaque nœud et optimisés de manière individuelle, à un coût et des impacts environnementaux plus faibles. Le type de treillis (Warren, Prat, Howe) a très peu d'influence sur le ratio massique d'assemblage métallique. Pour de faibles portées, l'utilisation de bois massif feuillus apparaît comme une alternative crédible sur le plan financier pour diminuer la quantité d'acier dans les assemblages et diminuer les impacts de changement climatique et de toxicité humaine cancérigène de la structure.

Principaux résultats spécifiques à l'étude d'un dôme en bois (chapitre 10)

Le dôme à maille triangulée avec des éléments droits assemblés à chaque nœud présente de bonnes performances lorsque la densité de la grille est faible (i.e. lorsque la longueur caractéristique des éléments entre deux intersections est importante). Au contraire, lorsque la densité de la grille d'éléments augmente, il est essentiel de favoriser une certaine continuité structurelle des éléments avec des éléments courbes. L'utilisation d'éléments continus dans les deux directions peut même permettre de s'affranchir d'une triangulation. Une stratégie d'optimisation fine des sections par sous-groupe d'éléments offre la possibilité de réduire de façon importante le coût et l'impact environnemental du dôme, d'autant plus que le dôme présente un comportement en flexion important. Finalement, les surfaces à lignes de courbures planes apparaissent particulièrement pertinentes vis-à-vis du comportement et des contraintes constructives d'un gridshell en bois.

12.1 PERSPECTIVES ET TRAVAUX FUTURS

Exploration de nouvelles typologies d'assemblages

Ce travail de recherche insiste sur la nécessité de prendre en compte l'influence des assemblages dès les premières étapes de la conception d'une structure en bois. Dans cet objectif, une loi de comportement simplifiée des assemblages par broches a été développée. Cette approche, dont le potentiel a été illustré lors des études de cas présentées tout au long de ce travail, pourrait maintenant être étendue à d'autres typologies d'assemblages (assemblages par vis, par goujons collés, assemblages bois/bois, etc.). Le développement de telles lois de comportement dans un cadre commun, pourrait permettre en phase de conception de facilement comparer plusieurs typologies d'assemblages (en termes de raideur, d'impact environnemental, de coût, etc.) et ainsi identifier les domaines d'emploi adaptés à chacune d'entre elles.

Place des assemblages dans le réemploi des structures

Comme mentionné en partie 3, si dans le cadre des hypothèses méthodologiques retenues dans la présente étude, la fin de vie des produits bois semble avoir peu d'influence sur l'impact d'une structure en bois, elle demeure un sujet central dans une véritable démarche d'écoconception. Notamment, le réemploi des structures en bois apparaît particulièrement prometteur grâce aux propriétés et moyens de transformation du matériau. Dans l'objectif de concevoir une structure pour le réemploi, les choix liés aux assemblages (démontabilité, compacité, etc.) méritent encore d'être explorés en détail.

Interaction entre typologie d'assemblage et géométrie dans un gridshell

L'étude de cas sur le dôme en bois a permis d'illustrer la place centrale jouée par le choix de la typologie d'assemblage en lien avec la densité de la grille d'éléments. La surface étant un des paramètres clés de l'optimisation du comportement des structures spatiales, il serait aussi intéressant d'étudier l'interaction entre géométrie et typologie d'assemblages dans un gridshell et de voir si la surface optimale (la forme) est fortement dépendante de cette dernière.

Consolidation et généralisation de la méthodologie de sélection d'indicateurs

Ce travail de thèse propose une méthodologie pour sélectionner un nombre restreint d'indicateurs pertinents à l'étude environnementale d'un système. Pour généraliser et consolider les principes de la méthode proposée, de nouveaux cas d'application pratique sont nécessaires pour se confronter aux problématiques de conception propres à d'autres systèmes constructifs – autres que les structures de grande portée en bois – et confirmer le potentiel entrevu pour les praticiens dans une démarche d'écoconception.

#A. Annexes

#A. Annexes.....	388
A. Algorithme d'optimisation des sections.....	390
A.1. Rappels et notations	390
A.2. Principes généraux de l'algorithme.....	390
A.3. Implémentation.....	391
B. Le stockage carbone : une vision de la forêt et de la filière	396
B.1. Rappel sur l'indicateur de changement climatique et la physique du carbone	398
B.2. Méthode de prise en compte du carbone biogénique : synthèse bibliographique ..	400
B.3. Une vision macroscopique.....	411
B.4. Synthèse.....	413
C. Base de données de bâtiments bois (2018).....	415
D. Importation de la base ecoinvent et méthode de calcul IW+	418
D.1. Importation des incertitudes d'ecoinvent dans brightway2.....	418
D.2. Version de la méthode Impact World+.....	420
E. Note de calcul d'un assemblage par broches	422
E.1. Géométrie et notations de l'assemblage par broches.....	422
E.2. Calcul des efforts locaux sur les organes	424
E.3. Dimensionnement de la section de l'élément en bois dans la zone d'assemblage..	424
E.4. Dimensionnement de l'assemblage par broches : partie bois.....	425
E.5. Dimensionnement de l'assemblage par broches : plaque métallique	427
Bibliographie Annexes	431
Liste des figures Annexes	433
Liste des tableaux Annexes	434

A. ALGORITHME D'OPTIMISATION DES SECTIONS

On présente dans cette annexe les détails de l'implémentation de l'algorithme d'optimisation des sections utilisé tout au long de ce travail et décrit dans le paragraphe 4.3.2 du manuscrit.

A.1. RAPPELS ET NOTATIONS

On rappelle que cet algorithme est basé sur un principe d'optimisation par critère d'optimalité et s'appuie sur l'établissement d'un ensemble de conditions nécessaires qui doivent être satisfaites par la solution optimale et qui sont utilisées pour définir une procédure de résolution itérative. Dans le cas présent, le principe itératif a été obtenu à partir des conditions d'optimalités de KKT (Karush-Kuhn-Tucker) associées au problème d'optimisation.

On retient les notations suivantes :

- $x = (x_i) = (h_{k,z}, h_{k,y})$ est le vecteur des variables d'optimisation x_i du problème avec $i \in \llbracket 1, N \rrbracket$. Plus précisément ici, les variables correspondent aux dimensions des sections transversales $(h_{k,z}, h_{k,y})$ des éléments en bois de la structure, où l'indice $k \in \llbracket 1, N/2 \rrbracket$ correspond à l'indice de la section à optimiser, $h_{k,z}$ la hauteur de la section et $h_{k,y}$ sa largeur.
- La fonction $f(x)$ correspond à la fonction à minimiser. Dans les études de cas présentés dans ce travail de recherche, cette fonction est associée au volume de bois dans la structure.
- Les fonctions g_j avec $j \in \llbracket 1, M \rrbracket$ correspondent aux contraintes du problème d'optimisation. Ces fonctions correspondent aux critères de conception de la structure concernant la vérification de la résistance des éléments, la limitation de la flèche ou encore la vérification du coefficient de flambement critique linéaire global de la structure.
- On note n l'indice des itérations de l'algorithme.

A.2. PRINCIPES GENERAUX DE L'ALGORITHME

Relation d'itération et système linéaire pour la résolution des multiplicateurs de Lagrange

Comme démontré dans le paragraphe 4.3.2, l'algorithme est basé sur des relations d'itération qui définissent les changements de valeur des différentes variables d'optimisation à l'itération n . Ces relations itératives sont données par les formules suivantes :

$$\forall i \in \llbracket 1, N \rrbracket \quad x_i^{(n+1)} = \left[1 - \frac{1}{\eta^{(n)}} \left(\sum_j^M \lambda_j^{(n)} \frac{\frac{\partial g_j^{(n)}}{\partial x_i}}{\frac{\partial f^{(n)}}{\partial x_i}} + 1 \right) \right] x_i^{(n)} \quad (\text{A-1})$$

Où $\eta^{(n)}$ est la valeur du facteur de relaxation à l'itération n . Ce facteur permet de contrôler la vitesse de convergence du processus itératif. Comme on le verra par la suite, la valeur de ce facteur est adaptée pendant le processus d'optimisation en fonction des variations relatives des variables et des fonctions de contraintes à l'itération précédente.

Avant de pouvoir utiliser les relations précédentes (A-1) pour obtenir la nouvelle valeur des variables de conception, il est nécessaire de déterminer la valeur des multiplicateurs de Lagrange $\lambda_j^{(n)}$ associés à chaque fonction de contraintes à l'itération en cours grâce à la résolution du système suivant :

$$\forall j \in \llbracket j, M \rrbracket \quad \frac{1}{\eta} \sum_i^N \sum_k^M \lambda_k^{(n)} \frac{\frac{\partial g_j^{(n)}}{\partial x_i} \frac{\partial g_k^{(n)}}{\partial x_i}}{\frac{\partial f^{(n)}}{\partial x_i}} = g_j^{(n)} - \frac{1}{\eta^{(n)}} \sum_i^N \frac{\partial g_j^{(n)}}{\partial x_i} \quad (\text{A-2})$$

A.3. IMPLEMENTATION

Les grands principes de l'algorithme sont présentés dans la **Figure A-1** pour l'initialisation et dans la **Figure A-2** pour la routine d'optimisation à proprement parler. Les valeurs des paramètres utilisés pour les études de cas présentés dans ce travail de recherche sont présentées dans le **Tableau A-1**. Des informations complémentaires sont fournies dans les paragraphes qui suivent sur certaines étapes clés de la routine d'optimisation. L'algorithme tel qu'il est présenté dans la suite de cette annexe est le résultat de nombreuses évolutions et améliorations apportées tout au long de cette thèse. Certains principes ont donc été développés selon une approche heuristique.

Critères d'arrêt

Les critères d'arrêt suivants ont été retenus :

- Variation relative de la valeur de la fonction à minimiser entre deux itérations consécutives inférieure à une certaine tolérance notée tol_f ;
- Ensemble des fonctions de contraintes (contraintes d'inégalités) inférieurs à une certaine tolérance notée tol_g ;
- Nombre d'itérations inférieur à une certaine valeur maximale notée N_{max} .

Résolution du système linéaire des multiplicateurs de Lagrange (Etape R1)

L'étape R1 consiste à résoudre le système (A-2) pour trouver la valeur des multiplicateurs de Lagrange à partir des contraintes et des variables actives à l'itération en cours. Quelques précisions méritent d'être mentionnées dans l'implémentation de la résolution de ce système :

- Selon les conditions de KKT présentées dans le paragraphe 4.3.2, les multiplicateurs de Lagrange λ_j associés aux différentes contraintes d'inégalités g_j doivent être positifs à l'optimum. Ainsi, si la résolution du système (A-2) conduit à certains multiplicateurs

négatifs, les contraintes associées sont considérées inactives et le processus de résolution du système (A-2) est réinitialisée (à part s'il existe qu'une seule fonction de contrainte) jusqu'à obtenir un ensemble de multiplicateurs de Lagrange positifs. Si, cette routine ne permet pas d'obtenir des multiplicateurs de Lagrange positifs, l'ensemble des contraintes et des variables du problème d'optimisations sont activées.

- Si le système est indéterminé, on procède à une réactivation de toutes les contraintes et on réinitialise le processus de résolution. Puis, si le système est toujours indéterminé après cette réactivation des contraintes, l'ensembles des variables est réactivé.
- Finalement, si le processus de résolution décrit précédemment ne permet pas d'obtenir des multiplicateurs de Lagrange positifs avec l'ensemble des variables et des contraintes activées, on résout le système (A-2) en considérant l'ensemble des variables du problème et seulement la fonction de contrainte maximale à l'itération précédente.

Paramètres	Symbole	Valeurs
Tolérance sur la fonction à minimiser	tol_f	0,1%
Tolérance sur les contraintes	tol_f	1,0%
Facteur de relaxation initial	η_0	0,2-2
Facteur de variation minimal de relaxation	$\Delta\eta_{min}$	1,2
Facteur de variation maximal de relaxation	$\Delta\eta_{max}$	3
Puissance de la fonction de croissance de relaxation	c_η	5
Facteur de relaxation maximal	η_{max}	1 E+9

Tableau A-1 Valeurs des paramètres de l'algorithme d'optimisation des sections utilisés pour les études de cas.

Initialisation (I)
Variables : $h^{(0)} = h_0$
Fonction : $f^{(0)} = f(h_0)$
Contraintes : $\forall j \in \llbracket 1, M \rrbracket \quad g_j^{(0)} = g_j(h_0)$
Facteur de relaxation : $\eta^{(0)} = \eta_0$
Détermination des contraintes actives $\mathcal{A}_g^{(0)}$ et inactives $\mathcal{J}_g^{(0)}$:
$\left\{ \begin{array}{l} \forall j \in \llbracket 1, M \rrbracket \quad \underline{\text{SI}} \quad g_j^{(0)} > 0 : j \in \mathcal{A}_g^{(0)} \quad \underline{\text{SINON}} \quad j \in \mathcal{J}_g^{(0)} \\ \underline{\text{SI}} \quad \text{card}(\mathcal{A}_g^{(0)}) = 0 : \mathcal{A}_g^{(0)} = \llbracket 1; M \rrbracket \quad \text{et} \quad \mathcal{J}_g^{(0)} = \emptyset \end{array} \right.$
Initialisation des variables actives $\mathcal{A}_h^{(0)}$ et inactives $\mathcal{J}_h^{(0)}$:
$\left\{ \begin{array}{l} \forall i \in \llbracket 1, N \rrbracket \quad \underline{\text{SI}} \quad h_i > h_{max} : h_i = h_{max} \quad \text{et} \quad j \in \mathcal{J}_h^{(0)} \\ \quad \underline{\text{SI}} \quad h_i < h_{min} : h_i = h_{min} \quad \text{et} \quad j \in \mathcal{J}_h^{(0)} \\ \quad \underline{\text{SINON}} \quad j \in \mathcal{A}_g^{(0)} \\ \underline{\text{SI}} \quad \text{card}(\mathcal{A}_h^{(0)}) = 0 : \mathcal{A}_h^{(0)} = \llbracket 1; N \rrbracket \quad \text{et} \quad \mathcal{J}_h^{(0)} = \emptyset \end{array} \right.$

Figure A-1 Principes d'initialisation de l'algorithme d'optimisation des sections d'une structure sous contraintes multiples.

Routine (R)

TANT QUE : ($\Delta f^{(n)} > \text{tol}_f$ ou $g_{max} > \text{tol}_g$ ou $\text{Bool}_{fg} = \text{FAUX}$) et ($it < N_{max}$)

Calcul des dérivés partielles par rapport aux variables actives :

$$\left| \begin{array}{l} \forall i \in \mathcal{A}_h^{(n)} \quad \frac{\partial f^{(n)}}{\partial x_i} = \frac{f^{(n)}(h^{(n)} + \delta h_i) - f^{(n)}(h^{(n)})}{\delta h_i} \\ \forall j \in \mathcal{A}_g^{(n)} \quad \frac{\partial g^{(n)}}{\partial x_i} = \frac{g^{(n)}(h^{(n)} + \delta h_i) - g^{(n)}(h^{(n)})}{\delta h_i} \end{array} \right.$$

Etape R1 : Résolution du système linéaire (A-2) pour l'ensemble des variables et des contraintes actives afin de trouver la valeur des multiplicateurs de Lagrange $\lambda_j^{(n)}$

Calcul des variables actives (Equations A-1) $x_i^{(n+1)}$

Détermination des variables actives $\mathcal{A}_h^{(n+1)}$ et inactives $\mathcal{J}_h^{(n+1)}$:

$$\left| \begin{array}{l} \forall i \in \llbracket 1, N \rrbracket \quad \underline{\text{SI}} \quad h_i > h_{max} : h_i = h_{max} \text{ et } j \in \mathcal{J}_h^{(n+1)} \\ \quad \quad \quad \underline{\text{SI}} \quad h_i < h_{min} : h_i = h_{min} \text{ et } j \in \mathcal{J}_h^{(n+1)} \\ \quad \quad \quad \underline{\text{SINON}} \quad j \in \mathcal{A}_g^{(n+1)} \\ \underline{\text{SI}} \quad \text{card}(\mathcal{A}_h^{(0)}) = 0 : \mathcal{A}_h^{(0)} = \llbracket 1; N \rrbracket \text{ et } \mathcal{J}_h^{(0)} = \emptyset \end{array} \right.$$

Etape R2-A : Mise à jour des paramètres des fonctions f et g_j

Calcul de la valeur de la fonction de minimisation $f^{(n+1)} = f(h_0)$

Calcul de la valeur des contraintes $\forall j \in \llbracket 1, M \rrbracket \quad g_j^{(n+1)} = g_j(h_0)$

Détermination des contraintes actives $\mathcal{A}_g^{(n+1)}$ et inactives $\mathcal{J}_g^{(n+1)}$:

$$\left| \begin{array}{l} \forall j \in \llbracket 1, M \rrbracket \quad \underline{\text{SI}} \quad g_j^{(0)} > 0 : j \in \mathcal{A}_g^{(n+1)} \quad \underline{\text{SINON}} \quad j \in \mathcal{J}_g^{(n+1)} \\ \underline{\text{SI}} \quad \text{card}(\mathcal{A}_g^{(n+1)}) = 0 : \mathcal{A}_g^{(0)} = \llbracket 1; M \rrbracket \text{ et } \mathcal{J}_g^{(n+1)} = \emptyset \end{array} \right.$$

Calcul des critères d'arrêts

$$\left| \begin{array}{l} \Delta f^{(n)} = (f^{(n+1)} - f^{(n)}) / f^{(n)} \\ g_{max}^{(n)} = \max_j g_j^{(n+1)} \end{array} \right.$$

Etape R2-B : **SI** ($\Delta f^{(n)} < \text{tol}_f$ et $g_{max} < \text{tol}_g$) : Vérification de la convergence des paramètres des fonctions f et g_j et détermination de Bool_{fg}

Etape R3 : Calcul du paramètre de relaxation $\eta^{(n+1)}$

Itération suivante : $it = it + 1$ et $n + 1 \rightarrow n$

Figure A-2 Principes de la routine de l'algorithme d'optimisation des sections d'une structure sous contraintes multiples.

Vérification de la convergence des fonctions de minimisation et de contraintes (Etape R2)

La prise en compte de la raideur des assemblages dans le processus d'optimisation des sections d'une structure nécessite une attention particulière. En effet, à chaque itération la raideur des assemblages est mise-à-jour sur la base des sections calculée à l'itération en cours (c'est l'étape R2-A présentée dans la **Figure A-2**). Or on sait que les efforts et les déplacements dans la structure dépendent de la raideur des assemblages, qui elle dépend à son tour des efforts dans la structure et de la section des éléments. On voit donc apparaître une boucle de rétroaction dans le processus de conception.

On adopte la stratégie suivante : à chaque itération un sous-processus itératif de calcul des assemblages est mis en place. Les raideurs et la masse des assemblages sont tout d'abord déterminées à partir des sections calculées à l'itération en cours du processus global d'optimisation. Ensuite, le modèle aux éléments finis est mis-à-jour sur la base de ces nouvelles raideurs d'assemblages. Puis, un nouveau calcul d'assemblage est réalisé. Si ce calcul ne conduit pas à une augmentation en masse d'un assemblage (ou plutôt à une augmentation inférieure à une certaine tolérance, ici choisie égale à 1%), on considèrera que les raideurs et masses déterminées à la sous-itération précédente sont toujours valables. Autrement dit, on considèrera que le dimensionnement de l'assemblage à l'étape précédente était sécuritaire. Dans le cas contraire (augmentation de la masse d'un assemblage supérieure à 1%), le processus de calcul des assemblages et de la structure est répété jusqu'à convergence. Pour ne pas être trop longtemps bloqué dans cette sous-routine itérative, le nombre de sous-itération pour la convergence des assemblages a été limité à 10.

Dans le processus global d'optimisation, si les critères de convergence sont atteints (voir paragraphe critères d'arrêt), on vérifiera que le sous-processus de calcul des assemblages a bien convergé (c'est l'étape R2-B présentée dans la **Figure A-2**). Si, au contraire, la routine de calcul des assemblages n'a pas convergé, le booléen noté Bool_{fg} est fixé à la valeur FAUX (voir **Figure A-2**) et le processus d'optimisation se poursuit.

Stratégie d'évolution du facteur de relaxation η (Etape R3)

Les relations d'itération des variables de conception présentées précédemment (A-1), dépendent d'un paramètre noté η , qui se présente comme un facteur de relaxation permettant de contrôler la vitesse de convergence de l'algorithme d'optimisation.

Plus la valeur de ce facteur de relaxation sera importante et plus le changement des variables sera faible, encouragent la convergence de l'algorithme. A l'opposé, plus le facteur η sera faible et plus le changement des variables sera important, ce qui encourage une certaine diversification et permet éventuellement d'éviter de se retrouver coincer dans un minimum local. Comme dans de nombreux algorithmes d'optimisation, on comprend donc que le choix de la valeur de ce facteur de relaxation est essentiel et doit permettre un certain équilibre entre d'un côté, la stabilité et la convergence, et de l'autre, la diversification. Ici on propose de ne pas fixer la valeur de ce paramètre, mais au contraire de le faire évoluer au cours des itérations en fonction du « chemin » suivi par le processus d'optimisation. Pour améliorer la convergence de l'algorithme, l'idée est donc d'augmenter le paramètre η au cours des itérations.

Dans cet objectif, on définit ici une fonction de croissance noté f_η qui fournit la valeur du facteur multiplicatif du paramètre de relaxation entre deux itérations consécutives en fonction d'une variable notée Δ . Cette fonction, inspirée des fonctions de type croissance logistique est définie par la formule suivante :

$$f_\eta(\Delta) = (\Delta\eta_{min} + (\Delta\eta_{max} - \Delta\eta_{min}) \cdot 10^{-\Delta \cdot c_\eta}) \quad (\text{A-3})$$

Où $\Delta\eta_{min}$ et $\Delta\eta_{max}$ sont respectivement les valeurs minimale et maximale limite de la fonction de croissance et c_η un exposant décrivant la vitesse de croissance. La **Figure A-2** présente l'allure de cette fonction pour différents jeux de paramètres. On observe ainsi que pour des valeurs importantes de Δ la fonction de croissance tend vers la valeur minimale $\Delta\eta_{min}$, tandis que pour des valeurs de Δ faibles, la fonction tend vers sa valeur maximale $\Delta\eta_{max}$. Le choix de l'exposant c_η permet de faire varier le domaine de variation entre ces deux états.

La variable Δ est défini ici comme le maximum entre les variations relatives des variables $\Delta h_i^{(n)}$ d'optimisation, les variations relatives des fonctions de contraintes $\Delta g_i^{(n)}$ et la valeur maximale des contraintes $g_i^{(n)}$ à l'itération en cours. Autrement dit, la variable Δ offre une certaine mesure de la distance à la solution optimale. En effet, plus le changement entre les variables ou les contraintes seront importants et plus il est légitime de penser que le processus d'optimisation est loin de la convergence. De même, si une des inégalités décrivant les contraintes du problème d'optimisation est largement dépassée, l'optimum du problème n'est donc pas atteint. Finalement, cette fonction de croissance permet ainsi de limiter la croissance du paramètre de relaxation lorsque l'optimum semble loin, encouragent une certaine diversification de l'algorithme ; et au contraire de fortement augmenter la valeur du paramètre η lorsqu'on commence à converger vers un certain optimum.

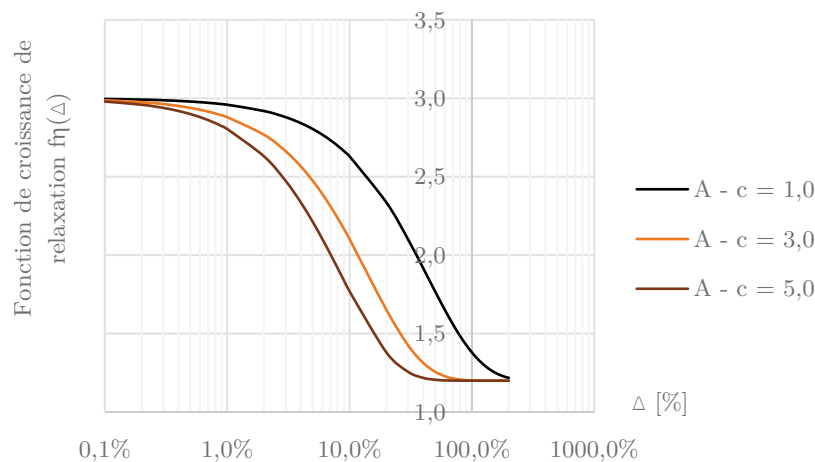


Figure A-3 Allure de la fonction de croissance du facteur de relaxation de l'algorithme d'optimisation des sections pour différents valeurs du paramètre de puissance. $\Delta\eta_{min} = 1,2$; $\Delta\eta_{max} = 3,0$ et $c_\eta = [1,0; 3,0; 5,0]$

B. LE STOCKAGE CARBONE : UNE VISION DE LA FORET ET DE LA FILIERE

Lancé à la fin de l'année 2016, le label E+C- énergie carbone avait pour objectif de servir d'expérimentation dans le développement de la nouvelle réglementation environnementale française régissant les règles de construction des bâtiments neufs. Cette nouvelle réglementation appelée RE2020, qui entrera officiellement en vigueur dans le courant de l'année 2022¹, marque un vrai changement par rapport à la réglementation thermique actuelle RT2012 qu'elle vient remplacer. Elle vise ainsi l'amélioration des performances énergétiques des bâtiments initiée par la RT2012, tout en intégrant des objectifs d'empreinte carbone de la construction. La RE2020 exigera ainsi la réalisation d'une Analyse de Cycle de vie du bâtiment pour en déterminer l'impact de changement climatique. Cette ACV s'insère dans le cadre méthodologique défini par les normes NF EN 15804 A1+A2 et NF EN 15978, tout en proposant un changement majeur par rapport au consensus technique européen que représentent ces dernières. La RE2020 recommande ainsi l'utilisation d'une méthode dite d'ACV « dynamique simplifiée » afin de prendre en compte dans le calcul de l'impact de changement climatique le moment de l'émission du gaz à effet de serre. Par conséquent, un bénéfice est alloué aux émissions décalées dans le temps, et dans ce cadre, le stockage temporaire du carbone biogénique contenu dans les matériaux biosourcés se voit crédité d'un bénéfice.

La méthode de calcul proposée par la RE2020 (qui sera décrite plus en détail dans la suite de cette annexe) a mis en lumière les débats scientifiques autour de la méthodologie de prise en compte du stockage carbone des produits biosourcés. Comme illustré dans la **Figure B-1** dans le cas du bois, lors de sa croissance, un arbre capte une quantité très importante de CO₂ atmosphérique par photosynthèse (environ 1 tonne de CO₂ capté pour 1 m³ de bois d'une densité de 600 kg/m³). Lors de sa décomposition ou de la combustion du bois pour valorisation énergétique, le carbone stocké qu'on qualifie de biogénique est libéré, faisant du bois un matériau *a priori* « neutre » du point de vue des flux carbone. L'utilisation du bois dans les bâtiments représente donc un moyen de décaler le relargage de ce CO₂ biogénique dans l'atmosphère. C'est ce qu'on appelle le stockage. A première vue ce décalage pourrait donc avoir un effet bénéfique sur le changement climatique, si tant est que la ressource soit gérée durablement de telle sorte à maintenir le stock sur pied dans les forêts.

En réalité, le sujet d'avère bien plus complexe. L'évaluation des effets sur le climat exige d'étudier précisément la dynamique temporelle des échanges avec le climat. En effet, sur un temps très long et en considérant un comportement linéaire du système climatique, il semble que ce décalage d'émission soit relativement neutre sur le changement climatique. A l'opposée, dans une vision plus court-termiste, il apparaît essentiel de limiter dès aujourd'hui nos émissions. De cette simple observation ressort l'influence fondamentale de l'horizon temporel (ou de la durée d'observation) associé à l'évaluation des impacts d'une émission.

¹ Décret n° 2021-1004 du 29 juillet 2021 relatif aux exigences de performance énergétique et environnementale des constructions de bâtiments en France métropolitaine

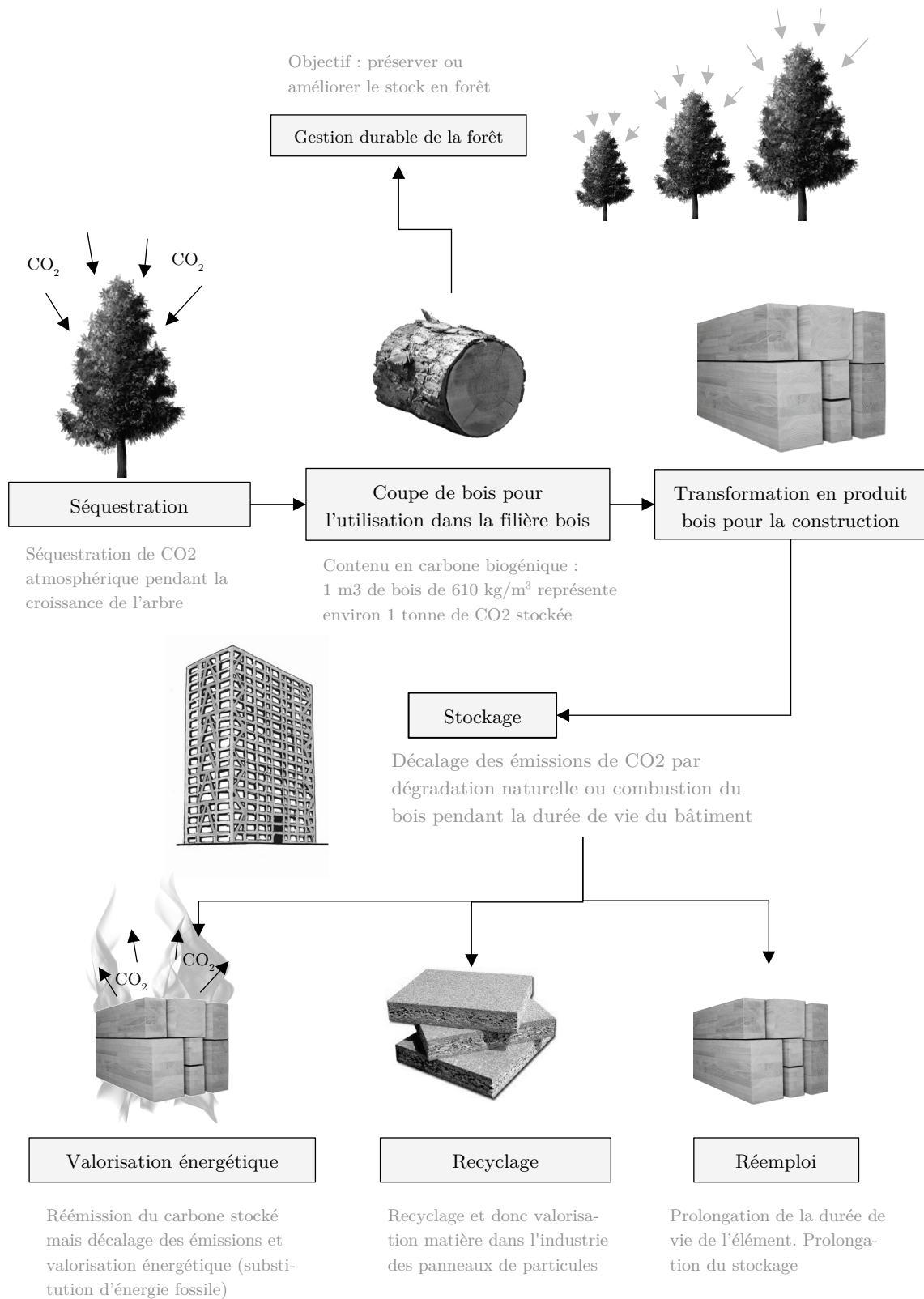


Figure B-1 Schéma du cycle de vie du carbone biogénique dans le bois d'œuvre pour la construction.

Objectifs

Après un bref rappel sur les origines physiques de l'indicateur de changement climatique, communément appelé empreinte carbone du fait qu'il s'exprime en kilogramme de CO₂ équivalent, nous présentons une synthèse bibliographique des évolutions méthodologiques de prise en compte du « stockage carbone » en ACV. Cette annexe a pour objectif principal de fournir une photographie globale des débats qui entourent ce sujet et d'illustrer, pour chaque méthode, la vision de la forêt et de la filière sous-jacente à celle-ci.

B.1. RAPPEL SUR L'INDICATEUR DE CHANGEMENT CLIMATIQUE ET LA PHYSIQUE DU CARBONE

Efficacité radiative, réponse impulsionnelle : linéarité et simplification

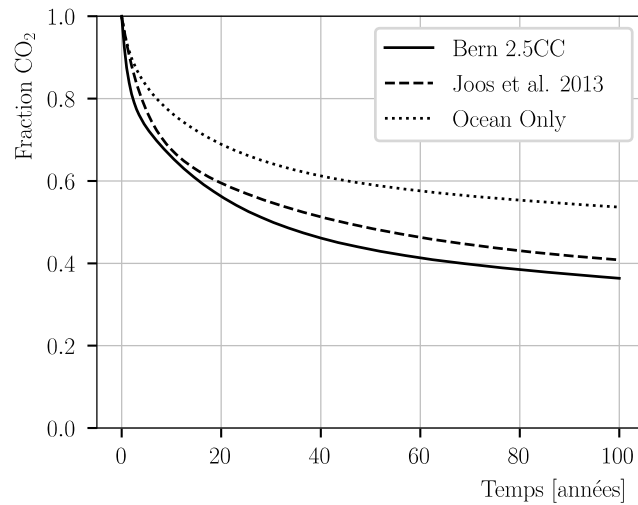
L'évolution de la concentration d'un GES $y_{GES}(t)$ à la suite d'une émission impulsionnelle initiale dans l'atmosphère peut être décrit par une fonction de réponse impulsionnelle (en anglais *Impulse Response Function*, IRF) qui témoigne de la diminution de la concentration dans le temps en raison des processus naturels de dégradation physico-chimiques. La réponse du système climatique à l'émission d'un GES est bien entendu complexe, avec des phénomènes potentiels de rétroaction : l'efficacité radiative et la vitesse de dégradation d'un gaz donné pourraient par exemple dépendre de la concentration des autres gaz dans l'atmosphère.

Toutefois, pour la plupart des GES, la décroissance de la concentration après une émission initiale peut en première approximation s'approcher par une simple fonction exponentielle décroissante et dans l'hypothèse de faibles perturbations, l'efficacité radiative est considérée comme une constante. Ainsi, après une émission initiale d'un GES, la concentration associée diminue et tend pour un temps très long vers 0, c'est-à-dire vers une dégradation complète du gaz, avec une cinétique qui dépend du GES étudié.

Pour le CO₂, la fonction de réponse est plus complexe et nécessite l'analyse de modèles climatiques décrivant le cycle physico-biogéochimique du carbone à l'échelle globale [Joos et al., 2001] et notamment de la séquestration des puits principaux que sont les océans et la biosphère terrestre. Différents modèles existent et ont été analysés par Joos et al. [2013]. La fonction de réponse impulsionnelle du CO₂ est généralement donnée par une somme d'exponentielles traduisant la vitesse des échanges avec des réservoirs de différentes tailles :

$$y_{CO_2}(t) = a_0 + \sum_{i=1}^N a_i \times e^{-t/\tau_i} \quad (\text{A-4})$$

Les IRF et les différents paramètres du modèle de Bern 2.5CC (modèle utilisé par le quatrième rapport d'évaluation du GIEC [Forster et al., 2007]) et de l'étude multi-modèle conduite par Joos et al. [2013] sont présentés en **Figure B-2**. A la différence des autres gaz à effet de serre dont la concentration résiduelle tend vers 0 après une émission initiale, la dégradation du CO₂ émis dans l'atmosphère n'est donc pas totale : 22% du CO₂ émis reste dans l'atmosphère (terme a_0 de l'équation (A-4)).



Modèle	a_0	a_1	τ_1	a_2	τ_2	a_3	τ_3
Bern 2.5CC	0,217	0,259	172,9	0,338	172,9	0,186	1,186
Joos 2013	0,2173	0,2240	394,4	0,2824	36,54	0,2763	4,304

Figure B-2 Fonction de réponse impulsionnelle du CO₂ selon le modèle de Bern 2.5CC et l'analyse multi-modèle de Joos et al. [2013].

Le Potentiel de Réchauffement Global : une métrique relative

Le potentiel de réchauffement global ou PRG (en anglais *Global Warming Potential* et son acronyme GWP) est un facteur de caractérisation qui permet de comparer l'influence de différents gaz à effet de serre (GES) sur le réchauffement climatique à partir de leur efficacité radiative et de leur durée de vie dans l'atmosphère. Ce facteur est défini comme le rapport de la valeur moyenne sur l'horizon temporel donné (HT) du forçage radiatif résultant d'une émission massique unitaire d'un GES et celui d'un gaz de référence, usuellement le CO₂, au travers de la formule suivante :

$$PRG_{GES} = \frac{\int_0^{HT} \alpha_{GES}(t) \times y_{GES}(t) dt}{\int_0^{HT} \alpha_{CO_2}(t) \times y_{CO_2}(t) dt} \quad (\text{A-5})$$

Où $\alpha_{GES}(t)$ et $y_{GES}(t)$ sont respectivement l'efficacité radiative unitaire et la concentration du gaz à effet de serre considéré à un instant t et $\alpha_{CO_2}(t)$ et $y_{CO_2}(t)$ ceux du CO₂. Le PRG est donc une métrique relative et s'exprime en kilogramme de dioxyde de carbone équivalent (kg CO₂éq). Le terme $\int_0^{HT} \alpha_{GES}(t) \times y_{GES}(t) dt$ est appelé forçage radiatif cumulé et représente une mesure de l'énergie reçue par 1 m² de surface terrestre pendant la durée HT, après l'émission d'un kg de GES [Myhre et al., 2013]. Le terme choisi par le GIEC illustre bien l'idée d'une perturbation (terme « forçage ») de l'équilibre entre le rayonnement solaire entrant dans l'atmosphère et les rayonnements infrarouges qui en sortent du fait du dégagement de chaleur à la surface du globe (terme « radiatif »).

La décomposition du forçage radiatif donnée par la formule (A-5) est bien entendu une simplification et les valeurs des PRG fournies par le GIEC [Huang et al., 2013] représentent donc les meilleurs et plus robustes approximations de la contribution au changement climatique des différents GES à l'aune des connaissances scientifiques actuelles.

L'horizon temporel (HT) correspond donc à la durée pendant laquelle la contribution des différents GES au changement climatique est évaluée. Le choix de la valeur de l'horizon temporel (qui doit être le même pour tous les gaz) est donc *a priori* subjectif, même si généralement, par convention, les potentiels de réchauffement global sont communément calculés pour un horizon temporel de 100 ans. Ce choix permet une certaine pondération des impacts des GES à forte efficacité radiative et à durée de vie très courte comme le méthane, face à d'autres GES à plus faible efficacité radiative mais dont la dégradation est plus lente et donc la contribution au changement climatique s'opère sur un temps beaucoup plus long. D'autre part, ce choix permet aussi de limiter les incertitudes des modèles physiques de climat sur un temps très long (500-100 ans).

B.2. METHODE DE PRISE EN COMPTE DU CARBONE BIOGENIQUE : SYNTHÈSE BIBLIOGRAPHIQUE

Enjeux du stockage carbone et ACV dynamique

Dans une vision statique, qui est celle proposée dans la norme européenne NF EN 15978, le temps de l'émission n'a pas d'effet sur le calcul de l'impact de changement climatique d'un ouvrage. Une émission d'un GES au temps 0 aura donc le même impact que celle du même GES à un temps quelconque et cet impact est calculé en considérant un horizon temporel de 100 ans associé aux deux émissions.

Selon [Levasseur et al. \[2010\]](#), l'utilisation d'un horizon temporel fixe pour le calcul du PRG entraîne une certaine incohérence entre l'horizon temporel retenu pour réaliser une ACV et la période couverte par le cycle de vie du système et la durée d'observation. Comme illustré dans la **Figure B-3** dans le cas d'un bâtiment d'une durée de vie de 50 ans (exemple inspiré de [Levasseur et al. \[2010\]](#)), une ACV prendra en compte toutes les émissions de GES durant l'ensemble du cycle de vie du bâtiment, de sa construction à sa démolition, jusqu'au traitement des déchets en fin de vie. En faisant le choix d'utiliser un horizon temporel fixe de 100 ans, les périodes d'évaluation des impacts sur le changement climatique de chaque émission dépendent donc du temps d'émission associé. Ainsi, l'impact d'une émission à $t = 0$ sera évalué jusqu'à 100 ans, tandis que l'impact d'une émission qui se produit 50 ans après la construction du bâtiment sera évalué de l'année $t = 50$ ans à l'année $t = 150$ ans. On voit donc bien apparaître dans ce cas une certaine incohérence entre la période d'évaluation des impacts et la période couverte par les résultats de l'inventaire du cycle de vie.

Dans une logique de diminution de l'empreinte carbone de la construction, il semblerait légitime d'allouer un certain bénéfice (ou plutôt de diminuer l'impact) à une émission se produisant plus tardivement dans le cycle de vie d'un système par rapport à une émission se produisant en tout début de celui-ci.

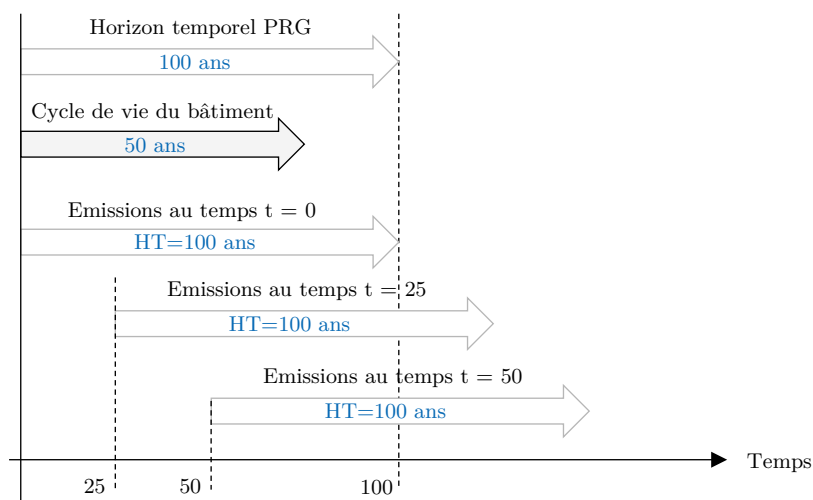


Figure B-3 Illustration de la problématique de l'horizon temporel dans le cas de l'ACV statique d'un bâtiment de 50 ans de durée de vie d'après [Levasseur et al., 2010]. HT = Horizon temporel.

Qui plus est, dans le cas d'un bâtiment, les émissions en fin de vie apparaissent souvent plus incertaines (un bâtiment pourrait par exemple être réhabilité avec une durée de vie allongée au-delà de la durée de vie assurantielle, un réemploi massif des éléments non prévu initialement pourrait permettre de décaler davantage les émissions, etc.) que celles liées par exemple à la production des matériaux. Toutefois, une question demeure : quel bénéfice alloué au décalage des émissions dans le temps ?

Premières approches : crédit du stockage carbone de produits biosourcés

Les premières approches de prise en compte méthodologique du stockage carbone dans les produits biosourcés ont été proposées au début des années 2000. Ces premières méthodes s'inscrivent initialement dans le cadre de la neutralité du carbone biogénique. Par conséquent, l'impact des émissions de carbone biogénique dans l'atmosphère est au pire neutre pour le climat (i.e. facteur de caractérisation nul) et ces approches proposent au contraire de créditer le décalage des émissions de ce carbone biogénique du fait du stockage, si bien que le carbone biogénique présente finalement un impact net négatif.

Moura Costa & Wilson [2000] propose ainsi une méthode pour comptabiliser les effets sur le climat du stockage carbone dans des produits biosourcés du fait de la séquestration du CO₂ atmosphérique pendant la croissance de la biomasse gérée de façon durable. Cette méthode repose ainsi sur l'évaluation du temps pendant lequel le carbone séquestré dans le produit doit être stocké pour compenser l'effet du forçage radiatif des émissions en fin de vie.

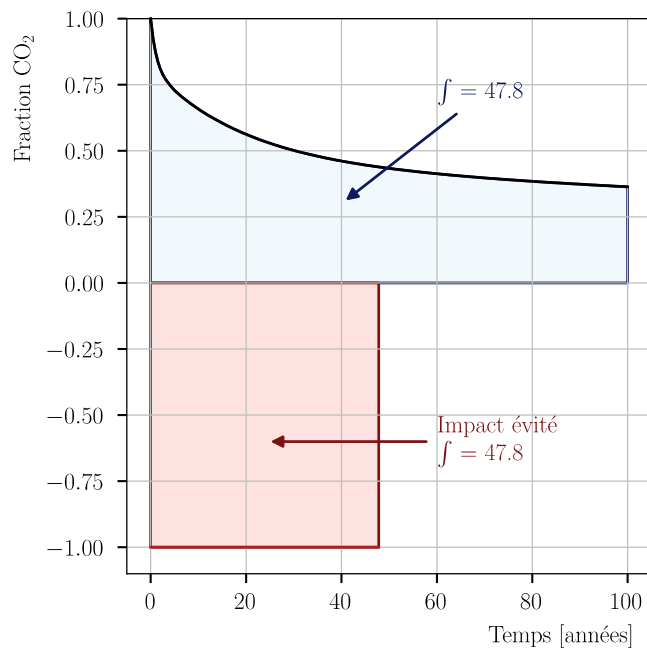


Figure B-4 Impact évité du stockage d'une unité de CO₂ selon l'approche proposée par Moura Costa et al. [2000].

Pour un horizon temporel de 100 ans, la charge atmosphérique cumulative causée par l'émission d'1 kg de CO₂ est de 48 kg.an, correspondant à l'air sous la courbe de fonction de réponse impulsionnelle décrite précédemment sur 100 ans (voir aire en bleu sur la **Figure B-4**). Comme illustré dans la **Figure B-4**, selon l'approche proposée par Moura Costa et al. [2000] le stockage d'un kilogramme de carbone pendant 48 ans permet d'obtenir un stockage cumulé équivalent de 48 kg.an. Autrement dit, dans cette vision, la séquestration d'1 kg de CO₂ atmosphérique et son stockage pendant 48 ans équivaut à un impact évité lié à l'émission d'1 kg de CO₂ dans l'atmosphère en considérant un temps d'intégration de 100 ans. Entre 0 et 48 ans de stockage, ils proposent de répartir linéairement les bénéfices, si bien que le stockage d'1 kg de CO₂ pendant 1 an compense une émission de 0,021 de CO₂ (=1/48). Si la ressource biosourcée est stockée pendant un temps supérieur à 48 ans, le crédit attribué ne peut pour autant dépasser l'unité.

Dans une vision alternative, Fearnside et al. [2000] proposent d'évaluer le bénéfice du stockage en considérant que celui-ci équivaut à retarder l'émission du GES dans le temps et que ce bénéfice est représenté par la différence des intégrales sur 100 ans de la courbe de réponse liée à une émission au temps 0 et celle de la même courbe décalée de la période de stockage. Autrement dit, le bénéfice est donné par l'aire sous la courbe de réponse au-delà de la limite des 100 ans (voir **Figure B-5**).

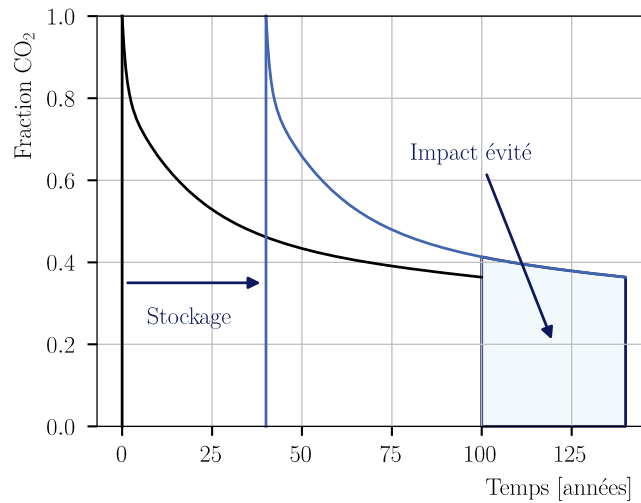


Figure B-5 Impact évité du stockage d'une unité de CO₂ selon l'approche de Fearnside et al. [2000], aussi appelée méthode de Lashof.

Selon l'approche de Lashof, le crédit (PRG négatif) du stockage d'1 kg de CO₂ biogénique pendant une durée τ est donc donné par la formule :

$$Crédit = \frac{\int_{HT-\tau}^{HT} \alpha_{CO_2}(t) \times y_{CO_2}(t) dt}{\int_0^{HT} \alpha_{CO_2}(t) \times y_{CO_2}(t) dt} \quad (A-6)$$

Ce crédit peut aussi être utilisé pour évaluer le bénéfice (ou plutôt l'impact moindre) lié au décalage de l'émission d'1 kg de CO₂ d'origine fossile dans le temps. Le PRG lié à cette émission au temps $t = \tau$ peut ainsi être pris égal à l'impact d'une émission au temps initial $t = 0$ soustrait du crédit donné par la formule (A-6), soit :

$$PRG(\tau) = PRG_{100} - \frac{\int_{HT-\tau}^{HT} \alpha_{CO_2}(t) \times y_{CO_2}(t) dt}{\int_0^{HT} \alpha_{CO_2}(t) \times y_{CO_2}(t) dt} \quad (A-7)$$

L'approche précédente revient à appliquer la méthodologie proposée par [Levasseur et al. \[2010\]](#) de détermination de facteurs de caractérisation dynamiques liés à l'émission d'un GES en tenant compte du temps d'émission et en considérant un temps d'intégration de 100 ans. Selon l'équation (A-7) toute émission ayant lieu au-delà de la durée d'observation a un impact nul. C'est bien cette méthode qui a été retenue dans le cadre de la nouvelle réglementation environnementale française RE2020 pour pondérer les émissions de GES en fonction de l'année d'émission. Plus une émission se produira tardivement dans le cycle de vie du bâtiment et plus son impact sera faible. Toutefois, on note que la réduction du PRG a été limitée à 50 ans, soit la durée de vie classiquement considérée pour un bâtiment couvert par les Eurocodes (en réalité peu de bâtiments sont détruits au terme de ces 50 ans).

ACV dynamique : durée d'observation et horizon temporel

L'approche dynamique est fortement sensible au choix de la durée d'observation (DO), c'est-à-dire au choix du temps final d'intégration du forçage radiatif lié à l'émission d'un GES. On rappelle que dans cette approche le PRG associé à l'émission d'1 kg de CO₂ au temps τ est donné par la formule suivante :

$$PRG(\tau) = \frac{\int_{\tau}^{DO} \alpha_{CO_2}(t) \times y_{CO_2}(t) dt}{\int_0^{DO} \alpha_{CO_2}(t) \times y_{CO_2}(t) dt} \quad (A-8)$$

Comme illustré dans la **Figure B-6**, la durée d'observation est donc fixe pour toutes les émissions indépendamment du temps d'émission et de l'horizon temporel (durée pendant laquelle l'impact d'une émission est évalué) est variable. Plus la durée d'observation sera importante et plus l'effet de différer les émissions de GES de quelques dizaines d'années aura un effet négligeable sur le forçage radiatif cumulé. Au contraire, plus cette durée d'observation sera faible et plus les bénéfices du décalage des émissions seront importants. Les facteurs de caractérisation présentés dans la RE2020 ont été obtenus en considérant une durée d'observation de 100 ans, si bien que l'impact sur le changement climatique d'une émission se produisant à 50 ans sera seulement évalué sur une durée de 50 ans (de l'année 50 à l'année 100).

Après la présentation de la méthodologie de la RE2020, l'Université Gustave Eiffel a réagi en proposant une méthode alternative de caractérisation. Selon [Ventura et al. \[2021\]](#) la durée d'observation (i.e. le temps d'intégration) devrait plutôt correspondre à la somme du temps à laquelle se produit l'émission et de la valeur communément retenue pour l'horizon temporel HT de l'impact de changement climatique, soit 100 ans. Le PRG d'une émission au temps $t = \tau$ est ainsi donné par la formule suivante :

$$PRG(\tau) = \frac{\int_{\tau}^{HT+\tau} \alpha_{GES}(t) \times y_{GES}(t) dt}{\int_0^{HT+\tau} \alpha_{CO_2}(t) \times y_{CO_2}(t) dt} \quad (A-9)$$

Autrement dit, comme illustré dans la **Figure B-7**, dans cette approche, l'horizon temporel est toujours fixe et égale à la valeur usuelle de 100 ans et c'est la durée d'observation associée à chaque émission qui est variable.

Dynamique de la séquestration carbone par la biomasse

Les méthodes décrites précédemment s'inscrivent dans une logique de neutralité du carbone biogénique et une vision statique de la séquestration du CO₂ atmosphérique durant la croissance de la ressource biosourcée. Du fait de la gestion durable de la ressource (i.e. la ressource prélevée est replantée de façon à maintenir un stock constant, voire croissant) le carbone biogénique est au pire considéré neutre du point de vue du climat et le stockage prolongé de ce carbone grâce à l'utilisation de produits bois dans les bâtiments représente un crédit (c'est-à-dire que le CO₂ biogénique a finalement un impact net négatif).

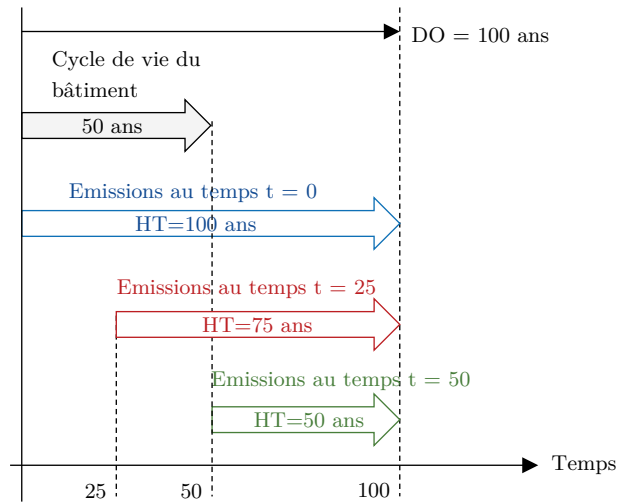


Figure B-6 Illustration de la méthodologie d'ACV dynamique proposée par Levasseur et al. [2010]. DO = Durée d'observation ; HT = Horizon temporel.

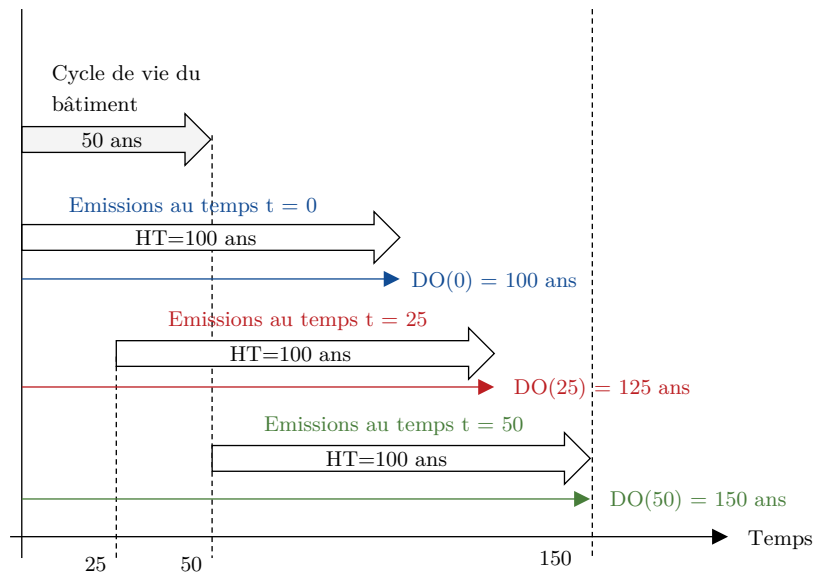


Figure B-7 Illustration de la méthodologie proposée par Ventura et al. [2021] concernant l'évaluation des impacts des différentes émissions de GES pendant le cycle de vie d'un bâtiment. DO = Durée d'observation ; HT = Horizon temporel.

Certains auteurs ont au contraire proposé des méthodes d'évaluation des impacts intégrant de façon dynamique la physique de séquestration du CO₂ pendant la croissance de la ressource. [Cherubini et al. \[2011\]](#) présentent ainsi une méthodologie permettant d'obtenir la courbe de décroissance associée à l'émission impulsionnelle d'une unité de CO₂ biogénique au temps $t = 0$ combiné à la dynamique de séquestration de CO₂ atmosphérique due à la croissance de la même ressource replantée pour compenser le prélèvement initial. La courbe de décroissance $f(t)$ est donnée par la formule suivante :

$$f(t) = IRF(t) - \int_0^t g(t') \cdot IRF(t - t') dt' \quad (\text{A-10})$$

Où $IRF(t)$ est la fonction de réponse impulsionnelle du CO₂ de Bern 2.5CC présentée précédemment et $g(t)$ est le taux de séquestration de la biomasse lié à sa croissance qui dépend de la période de rotation r de la ressource. Selon une pratique courante de modélisation de la biomasse [[Cherubini et al., 2011](#)], cette fonction de taux de croissance (exprimé en carbone atmosphérique absorbé par la végétation) peut être modélisée comme une distribution normale de moyenne $\mu = r/2$ et de variance $\sigma^2 = r/4$:

$$g(t) = \frac{1}{\sigma\sqrt{2\pi}} e^{-\frac{1}{2}\left(\frac{t-\mu}{\sigma}\right)^2} \quad (\text{A-11})$$

[Guest et al. \[2013\]](#) adapte la méthodologie proposée par [Cherubini et al. \[2011\]](#) en intégrant le stockage potentiel de la ressource et donc le décalage de l'émission du carbone biogénique. La courbe de décroissance $f(t)$ est alors donnée par la formule suivante, où τ correspond au temps d'émission du carbone biogénique dans l'atmosphère (i.e. temps de stockage) :

$$f(t, \tau) = \begin{cases} - \int_0^t g(t') \cdot IRF(t - t') dt' & \forall t < \tau \\ IRF(t - \tau) - \int_0^t g(t') \cdot IRF(t - t') dt' & \forall t > \tau \end{cases} \quad (\text{A-12})$$

Dans cette approche, la ressource est prélevée au temps $t = 0$ et la biomasse est immédiatement replantée pour assurer une gestion durable. Toutefois, l'émission du carbone biogénique de la ressource prélevée intervient à un temps ultérieur (par exemple le bois prélevé est utilisé dans un bâtiment ; et le carbone biogénique est seulement relâché après la déconstruction de ce dernier et traitement en fin de vie des éléments bois).

Une illustration des courbes de décroissance est présentée dans la **Figure B-8** en considérant une période de rotation r de 80 ans, correspondant à une valeur typique des forêts en Europe (entre 60 et 100 ans [[Helin et al., 2016](#)]). Toutes les courbes tendent vers 0 du fait de la gestion durable de la ressource (la biomasse est replantée pour compenser le prélèvement initial). Encore une fois, l'aire sous les courbes représente l'impact cumulé sur le forçage radiatif du système climatique. Comme on le verra juste après, en fonction de la dynamique de séquestration et du temps d'émission, l'impact net sur le climat peut être positif (contribution au réchauffement) ou négatif (moyen d'atténuation).

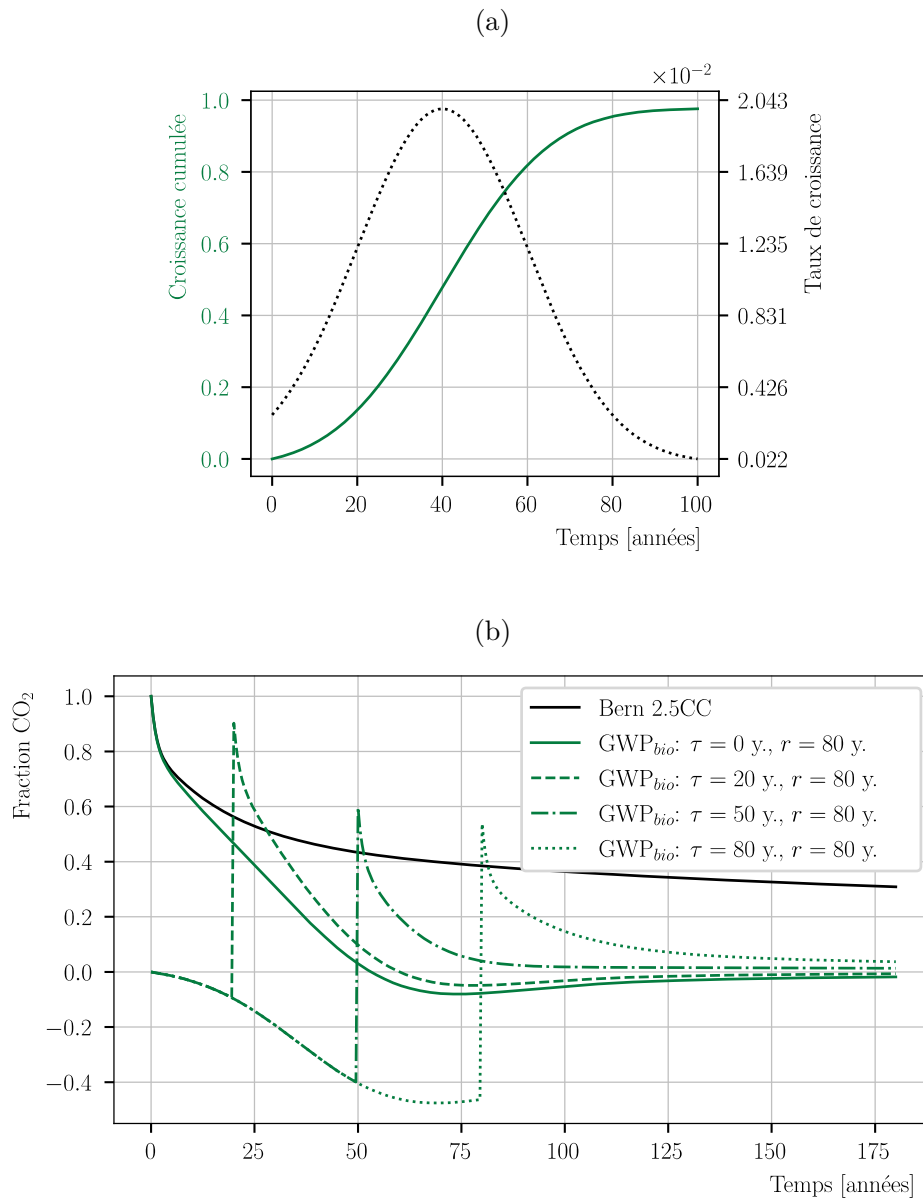


Figure B-8 Illustration de la décomposition du carbone biogénique avec prise en compte de la dynamique de séquestration due à la croissance de la biomasse replantée.

(a) Taux de croissance et croissance cumulée de la biomasse en fonction du temps d'une espèce à période de rotation de 80 ans

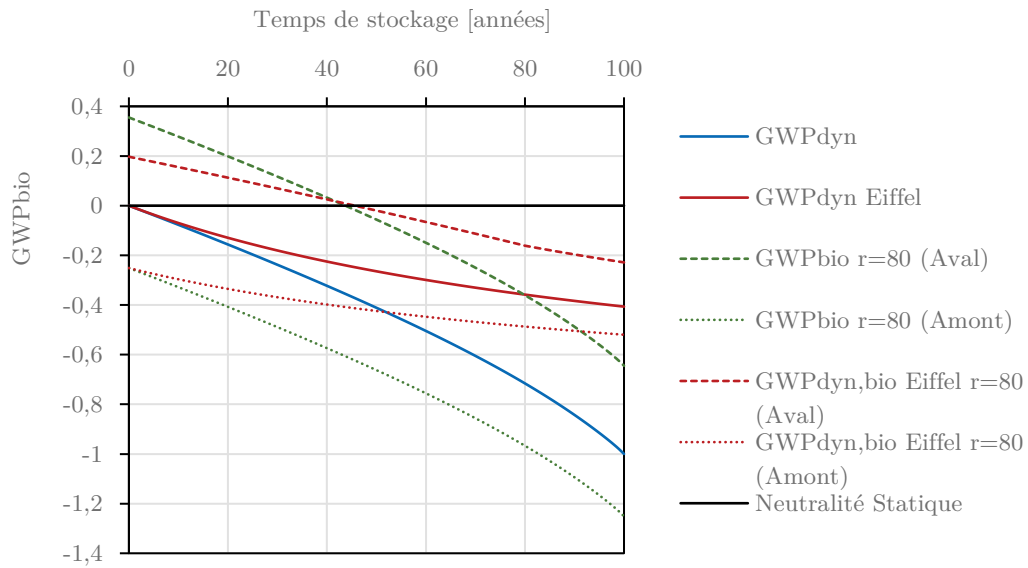
(b) Evolution de la concentration en CO_2 biogénique dans l'atmosphère avec prise en compte de la séquestration de la biomasse selon différents scénarios : stockage pendant 0, 20, 50 et 80 ans suivi d'une émission unitaire.

Que ce soit dans les travaux de [Cherubini et al. \[2011\]](#) ou ceux de [Guest et al. \[2013\]](#), la séquestration du carbone par la biomasse est considérée en aval du prélèvement de la ressource. La biomasse replantée vient donc compenser le prélèvement initial. Or, on pourrait aussi très bien considérer que la biomasse a été plantée en amont dans le but justement d'être prélevée et être utilisée dans le secteur de la construction. Dès lors la séquestration du CO₂ atmosphérique se fait en amont et le stockage carbone ne fait *a priori* que retarder le moment d'émission, situation vraisemblablement bénéfique d'un point de vue de l'atténuation du changement climatique.

Potentiel de réchauffement global associé à l'émission d'1 kg de CO₂ biogénique – Synthèse

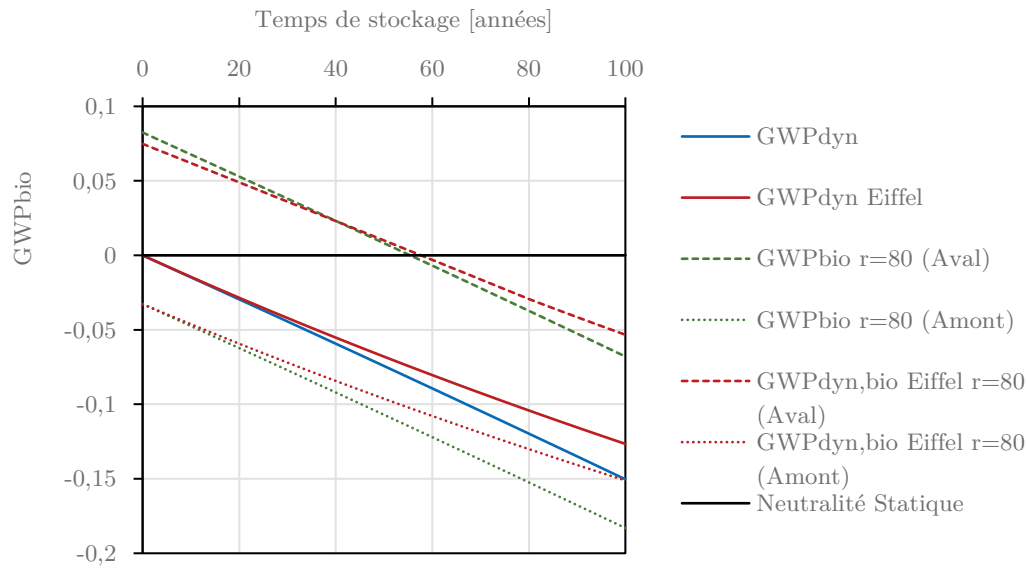
Les **Figure B-9** et **Figure B-10** présentent une synthèse des différentes approches décrites dans les paragraphes précédents pour évaluer l'impact (en termes de PRG, GWP en anglais) lié à l'émission d'1 kg de CO₂ biogénique en fonction du temps de stockage τ du bois dans un bâtiment (avec un horizon temporel ou une durée d'observation de référence de 100 ans pour la **Figure B-9** et de 500 ans pour la **Figure B-10**). Plusieurs observations peuvent être tirées de cette analyse comparative :

- Le PRG associé à l'émission de carbone biogénique dans l'atmosphère est fortement dépendant du temps de stockage de la ressource, mais surtout de la méthode de calcul retenue. Par exemple pour un horizon temporel ou une durée d'observation de 100 ans (dépendant de la méthode) le PRG varie entre +0,35 et -0,25 pour un stockage nul et entre -0,02 et -0,42 pour un temps de stockage de 50 ans. Par conséquent, en considérant un contenu en carbone biogénique d'environ 1,8 kg de CO₂ pour 1 kg de bois d'œuvre, ce carbone biogénique représente un impact sur le changement climatique compris entre 0,63 kg CO_{2,éq} et -0,45 kg CO_{2,éq} (crédit) pour un stockage nul et entre -0,04 kg CO_{2,éq} (crédit) et -0,76 kg CO_{2,éq} (crédit) pour un temps de stockage de 50 ans.
- Comme décrit précédemment, les méthodes dynamiques à durée d'observation fixe (GWP_{dyn}) ou à horizon temporel fixe (GWP_{dyn,Eiffel}) conduisent à un impact net négatif (i.e. un bénéfice) sur le changement climatique dans la mesure où elles ont été développées dans un cadre de neutralité du carbone biogénique et de séquestration statique de la biomasse gérée durablement.
- L'impact de l'émission du CO₂ biogénique dépend selon la méthode du GWP_{bio} telle que présentée par [Guest et al. \[2013\]](#) avec séquestration aval, du temps d'émission. En effet, dans cette approche, une émission ayant lieu juste après le prélèvement (par exemple le bois énergie) conduit à une contribution au forçage radiatif (PRG positif). L'effet bénéfique de la séquestration de CO₂ atmosphérique pendant la croissance de la biomasse replantée ne compense donc pas le forçage radiatif dû à l'émission du CO₂ biogénique initial. Selon les hypothèses retenues (période de rotation de 80 ans), l'effet est seulement bénéfique si la ressource est stockée au-delà de 44 ans pour une durée d'observation de 100 ans et de 56 ans pour une durée d'observation de 500 ans.



Modèle	Séquestration	Durée d'Observation	Horizon Temporel	Formule
Neutralité carbone	-	-	-	$GWP = 0$
GWPdyn	Statique (Amont)	100	$100 - \tau$	$GWP_{dyn} = -\frac{\int_{HT-\tau}^{HT} \alpha_{CO_2} \cdot y_{CO_2}(t) dt}{\int_0^{HT} \alpha_{CO_2} \cdot y_{CO_2}(t) dt}$
GWPbio (Aval)	Dynamique (Aval)	100	$100 - \tau$	$GWP_{bio}^{(Aval)} = \frac{\int_0^{HT} \alpha_{CO_2} \cdot f(t, \tau) dt}{\int_0^{HT} \alpha_{CO_2} \cdot y_{CO_2}(t) dt}$
GWPbio (Amont)	Dynamique (Amont)	$r + 100$	$100 - \tau$	$GWP_{bio}^{(Amont)} = \frac{\int_0^{HT+r} \alpha_{CO_2} \cdot f(t, \tau + r) dt}{\int_0^{HT} \alpha_{CO_2} \cdot y_{CO_2}(t) dt}$
GWPdyn Eiffel	Statique (Amont)	$\tau + 100$	100	$GWP_{dyn,Eiffel} = \frac{\int_{\tau}^{HT+\tau} \alpha_{CO_2} \cdot y_{CO_2}(t) dt}{\int_0^{HT+\tau} \alpha_{CO_2} \cdot y_{CO_2}(t) dt}$
GWPdynbio Eiffel (Aval)	Dynamique (Aval)	$\max(\tau, r) + 100$	100	$GWP_{dyn,bio,Eiffel}^{(Aval)} = \frac{\int_{\tau}^{\max(\tau,r)+HT} \alpha_{CO_2} \cdot f(t, \tau) dt}{\int_0^{\max(\tau,r)+HT} \alpha_{CO_2} \cdot y_{CO_2}(t) dt}$
GWPdynbio Eiffel (Amont)	Dynamique (Amont)	$r + \tau + 100$	100	$GWP_{dyn,bio,Eiffel}^{(Amont)} = \frac{\int_0^{r+\tau+HT} \alpha_{CO_2} \cdot f(t, \tau + r) dt}{\int_0^{r+\tau+HT} \alpha_{CO_2} \cdot y_{CO_2}(t) dt}$

Figure B-9 Potentiel de Réchauffement Global du carbone biogénique en fonction du temps de stockage dans des produits bois selon différentes approches méthodologiques – Horizon temporel ou durée d'observation de 100 ans.



Modèle	Séquestration	Durée d'Observation	Horizon Temporel	Formule
Neutralité carbone	-	-	-	$GWP = 0$
GWPdyn	Statique (Amont)	500	$500 - \tau$	$GWP_{dyn} = - \frac{\int_{HT-\tau}^{HT} \alpha_{CO_2} \cdot y_{CO_2}(t) dt}{\int_0^{HT} \alpha_{CO_2} \cdot y_{CO_2}(t) dt}$
GWPbio (Aval)	Dynamique (Aval)	500	$500 - \tau$	$GWP_{bio}^{(Aval)} = \frac{\int_0^{HT} \alpha_{CO_2} \cdot f(t, \tau) dt}{\int_0^{HT} \alpha_{CO_2} \cdot y_{CO_2}(t) dt}$
GWPbio (Amont)	Dynamique (Amont)	$r + 500$	$500 - \tau$	$GWP_{bio}^{(Amont)} = \frac{\int_0^{HT+\tau} \alpha_{CO_2} \cdot f(t, \tau + r) dt}{\int_0^{HT} \alpha_{CO_2} \cdot y_{CO_2}(t) dt}$
GWPdyn Eiffel	Statique (Amont)	$\tau + 500$	500	$GWP_{dyn,Eiffel} = \frac{\int_{\tau}^{HT+\tau} \alpha_{CO_2} \cdot y_{CO_2}(t) dt}{\int_0^{HT+\tau} \alpha_{CO_2} \cdot y_{CO_2}(t) dt}$
GWPdynbio Eiffel (Aval)	Dynamique (Aval)	$\max(\tau, r) + 500$	500	$GWP_{dyn,bio,Eiffel}^{(Aval)} = \frac{\int_{\tau}^{\max(\tau,r)+HT} \alpha_{CO_2} \cdot f(t, \tau) dt}{\int_0^{\max(\tau,r)+HT} \alpha_{CO_2} \cdot y_{CO_2}(t) dt}$
GWPdynbio Eiffel (Amont)	Dynamique (Amont)	$r + \tau + 500$	500	$GWP_{dyn,bio,Eiffel}^{(Amont)} = \frac{\int_0^{r+\tau+HT} \alpha_{CO_2} \cdot f(t, \tau + r) dt}{\int_0^{\tau+HT} \alpha_{CO_2} \cdot y_{CO_2}(t) dt}$

Figure B-10 Potentiel de Réchauffement Global du carbone biogénique en fonction du temps de stockage dans des produits bois selon différentes approches méthodologiques – Horizon temporel ou durée d'observation de 500 ans.

- La vision d'une séquestration par la biomasse en amont du prélèvement a un effet bénéfique sur le climat, d'autant plus que le stockage est important.
- La méthode dynamique proposée par [Ventura et al. \[2021\]](#) avec un horizon temporel fixe et une durée d'observation variable conduit à des impacts ou des bénéfices plus faibles que l'approche dynamique à durée d'observation fixe et horizon temporel variable. Plus précisément, dans le cas d'une vision statique de la séquestration, le bénéfice alloué au stockage est plus faible. Si la séquestration est prise en compte de façon dynamique, soit le bénéfice (cas de la séquestration amont ou du stockage important si la séquestration se fait en aval) ou soit l'impact (cas de la séquestration aval et d'un faible de temps de stockage) est plus faible.
- Dans une vision long terme (500 ans), les bénéfices ou les impacts liés à l'émission du CO₂ biogénique d'une ressource gérée de façon durable sont plus faibles et on tend finalement vers une certaine neutralité climatique du CO₂ biogénique.

B.3. UNE VISION MACROSCOPIQUE

On vient de voir que dans certaines conditions méthodologiques le Potentiel de Réchauffement Global (PRG ou GWP) associé à l'émission d'une unité de carbone biogénique issu d'une ressource gérée durablement pouvait être négatif, témoignant *a priori* d'un effet bénéfique sur le climat (atténuation du forçage radiatif).

A une échelle macroscopique, selon [Vogtländer et al. \[2014\]](#), si la superficie des forêts et le volume de bois utilisé dans les bâtiments sont constants, il n'y a pas de changement de carbone séquestré au niveau mondial et donc pas d'effet bénéfique sur le climat. De façon équivalente, ce n'est que lorsque davantage de carbone est stocké dans les forêts (soit par augmentation de la surface des forêts ou par augmentation de la productivité grâce à une meilleure gestion) et lorsque le volume total de bois contenu dans les bâtiments augmente, qu'il y aura une séquestration supplémentaire et un effet bénéfique sur le climat [[Vogtländer et al., 2014](#)].

[Vogtländer et al. \[2014\]](#) insistent sur la nécessité de prendre en compte le contexte forestier de la ressource utilisé dans le secteur de la construction. Dans les régions boréales et tempérées comme en Europe, en Amérique du nord ou dans l'est de l'Asie, le stock de bois en forêt augmente globalement depuis plusieurs décennies grâce à une reforestation importante et des moyens de gestion améliorés [[FAO, 2020](#)]. En France par exemple, la superficie des forêts a connu une très forte progression. Le stock sur pied est ainsi passé de 1,8 milliards de mètres cubes sur pied en 1985 à près de 2,8 milliards en 2019, ce qui représente une croissance de presque 50 % en 34 ans [[IGN, 2020](#)]. Au contraire, dans certaines régions tropicales et subtropicales (Amérique du Sud, Afrique, Asie du Sud-Est, etc.) le stock sur pied diminue globalement du fait de la déforestation importante.

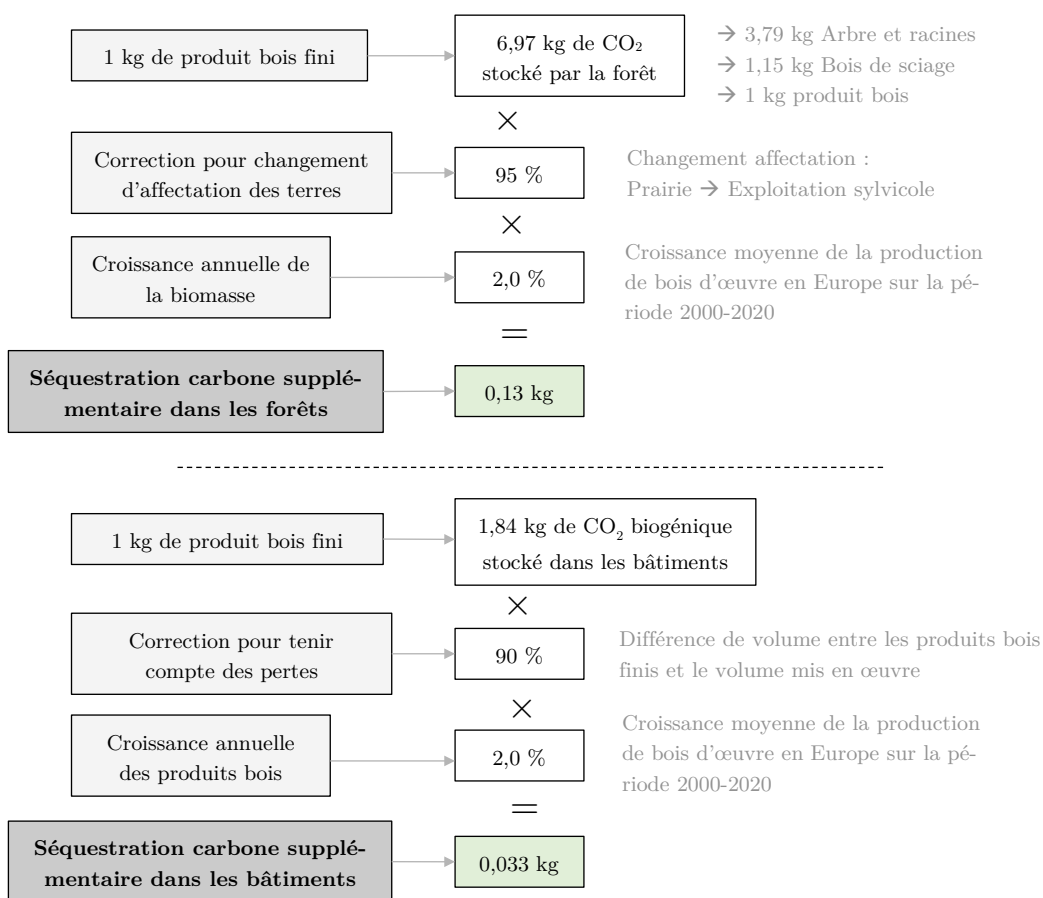


Figure B-11 Illustration de l'évaluation des bénéfices du stockage carbone en considérant le cycle du carbone biogénique à une échelle macroscopique.

Si l'utilisation de bois européen dans les constructions se présente comme un moyen d'améliorer la séquestration de carbone à grande échelle et peut donc avoir un effet bénéfique sur le climat, il semblerait injustifié d'allouer un bénéfice à l'utilisation de bois tropical alors que les forêts décroissent dans les zones desquelles il est issu.

Dans cette vision, [Vogtländer et al. \[2014\]](#) proposent ainsi une méthode d'allocation de la séquestration de carbone supplémentaire des zones forestières qui présentent un accroissement global (ou à minima restent constants) à la production totale des différents produits de construction en bois issus de celles-ci. Cette méthode, illustrée dans la **Figure B-11**, s'appuie sur différentes étapes (voir [Vogtländer et al. \[2014\]](#) pour plus de détails de calculs) :

1. Le calcul de la relation entre le carbone stocké dans les forêts et le carbone stocké dans les produits finis de construction. 1 kg de produit bois fini correspond à environ 3,79 kg de bois sur pied en forêt (racines comprises), soit finalement 6,97 kg de CO₂ stocké durant la croissance de cette biomasse.

2. Calcul d'un facteur de correction pour tenir compte du changement d'affectation des terres converties en forêts. Par exemple la transformation d'une prairie en une exploitation sylvicole conduit à un facteur de correction de 95%.
3. Calcul du carbone supplémentaire stocké dans les forêts en raison de la croissance de la biomasse et de son allocation aux produits de bois d'œuvre utilisés dans le secteur de la construction. Selon les données de la [FAO \[2020\]](#) le stock de carbone dans les forêts européenne est passé de 162 457 Mt en 2000 à 172 442 Mt de carbone en 2020, soit une croissance de 6,1% sur 20 ans, soit une croissance moyenne annuelle de 0,60% sur la période 2000-2020. [Vogtländer et al. \[2014\]](#) proposent plutôt de baser le calcul de la croissance annuelle de la biomasse totale sur la croissance annuelle de production du bois d'œuvre européen, soit environ 2,0% sur a période 2000-2020. En effet, d'une part, la croissance de la biomasse peut ne pas toujours être en équilibre instantané avec la production de bois et d'autre part, la mesure de la biomasse dans les forêts est assez problématique et donc moins précise que la croissance du marché de la production de bois.
4. Calcul du carbone supplémentaire stocké dans les bâtiments grâce à la croissance du volume de bois utilisé dans le secteur de la construction. La séquestration est liée au contenu en CO₂ biogénique d'1 kg de produit bois fini, moins les pertes de mise en œuvre, estimées à 10%. Le stockage supplémentaire est ensuite lié à la croissance du marché indiquée précédemment.

On aboutit finalement, pour 1 kg de bois d'œuvre, à une séquestration supplémentaire de CO₂ dans les forêts allouable à ces produits de 0,13 kg et à une séquestration supplémentaire dans les bâtiments allouable à ces produits de 0,033. Dans cette approche macroscopique, la séquestration supplémentaire totale est donc ce 0,16 kg de CO₂ par kg de bois utilisé dans la construction en Europe, très largement inférieur au contenu biogénique du bois qui est d'environ 1,84 kg de CO₂.

B.4. SYNTHÈSE

La synthèse bibliographique qui vient d'être conduite illustre la variété des méthodes de prise en compte du stockage carbone dans les produits biosourcés utilisés dans le secteur de la construction. Sur un temps très long, on a vu que l'hypothèse d'une neutralité carbone équivalente à une neutralité climatique avait un certain sens physique et que le décalage des émissions de quelques dizaines d'années avait finalement peu d'influence.

Dans une vision plus court-termiste de réduction des émissions carbone, la valorisation du stockage se présente comme un moyen de développer l'utilisation de produits biosourcés dans la construction. D'un point de vue qualitatif, il semble légitime d'affirmer que l'utilisation de tels produits, combinée au stockage prolongé du carbone séquestré grâce à leur utilisation dans des bâtiments présente un certain bénéfice. Toutefois, l'évaluation quantitative de ce bénéfice est une tout autre problématique. Comme cette synthèse bibliographique l'a montré, l'évaluation de l'impact ou bénéfice associé au carbone biogénique, communément considéré

neutre (i.e. avec un PRG de 0), est très sensible à la méthodologie retenue pour conduire une ACV de façon dynamique et des hypothèses sous-jacentes à chacune d'entre elles, notamment autour des sujets de séquestration, de durée d'observation ou d'horizon temporel des impacts. Plusieurs observations majeures méritent d'être mentionnées plus en détail :

- Le choix de la méthode d'ACV dynamique a une influence importante sur la valorisation du crédit associé au stockage (dans une vision statique de la séquestration). On distingue ainsi les méthodes à durée d'observation fixe et à horizon temporel variable et les méthodes à horizon temporel fixe mais à durée d'observation variable.
- Dans une approche d'ACV dynamique complète du système, il est possible d'intégrer aussi la dynamique de séquestration de CO₂ atmosphérique pendant la croissance de la biomasse. La séquestration peut se faire en aval du prélèvement de la ressource et dans ce cas la biomasse est replantée pour compenser ce prélèvement. Ou, la séquestration peut se faire en amont et dans ce cas la biomasse a justement été plantée en vue de son utilisation future. La distinction peut sembler anecdotique, mais elle pourtant centrale d'un point de vue méthodologique et les deux situations conduisent de façon comptable à des résultats bien différents. En effet, dans une vision aval, le stockage doit être assez important pour que la séquestration puisse compenser l'effet sur le forçage radiatif du relargage du CO₂ biogénique dans l'atmosphère. Tandis que dans une vision amont, l'effet bénéfique sur le climat de la séquestration a déjà eu lieu et le stockage ne fait que prolonger ce bénéfice.

La valorisation du stockage ne peut donc être détachée du contexte politique et environnemental dans lequel elle s'insère. Le choix de la méthode reflète ainsi une certaine vision de la forêt et des filières de produits biosourcés. L'ACV est un outil d'aide à la décision et, en tant que tel, des choix subjectifs peuvent aussi être faits en fonction des objectifs sous-jacents à l'exploitation des résultats. Par exemple, en France de nombreux efforts ont été réalisés depuis plus de 30 ans pour améliorer la gestion des forêts et augmenter le stock de bois sur pied. Par ailleurs, d'un point de vue stratégie politique globale, la France a fait de la réduction des émissions de carbone son objectif environnemental premier. Dans ce contexte, les choix présentés dans la RE2020 d'une vision de séquestration amont de la biomasse et de la valorisation du stockage carbone ou du décalage des émissions dans le temps se justifient.

Finalement, nous avons fait le choix dans ce travail de recherche de se placer dans le cadre de la neutralité du carbone biogénique et aucun crédit n'a été considéré pour le stockage temporaire de ce carbone. Il est intéressant de noter que cette approche est aussi celle préconisée dans le guide de la commission européenne sur l'empreinte environnementale des produits (*Product Environmental Footprint* en anglais et son acronyme PEF) [[European Commission, 2018](#)]. Selon les recommandations présentées dans ce guide, les émissions émises dans un laps de temps limité après leur séquestration doivent être comptées comme émises « maintenant » et il n'y a pas lieu de considérer une actualisation des émissions en fonction de l'instant d'émission dans ce laps de temps donné. Le terme « temps limité » est ensuite défini comme 100 ans. Toutefois, il est aussi mentionné que le carbone biogénique émis plus de 100 ans après sa séquestration peut être considéré comme stocké de manière permanente.

C. BASE DE DONNEES DE BATIMENTS BOIS (2018)

Une base de données constituée de 43 bâtiments de 7 étages minimum (R+6) construits ou dont la construction était prévue avant 2020, a été analysée en 2018 au regard des préceptes de classification présentés (hauteur, typologies structurelles et mix de matériaux) dans le paragraphe 4.1.2. Dans la suite on présente en détail les résultats de l'analyse de cette base de données.

Material	
RC	Reinforced concrete
GL	Glulam
CLT	Cross Laminated Timber
St	Steel
LVL	Laminated Veneer Lumber
NLT	Nail Laminated Timber
RCGF	Reinforced concrete ground floor
Material	
/	Composite
-	Support
+	Other location

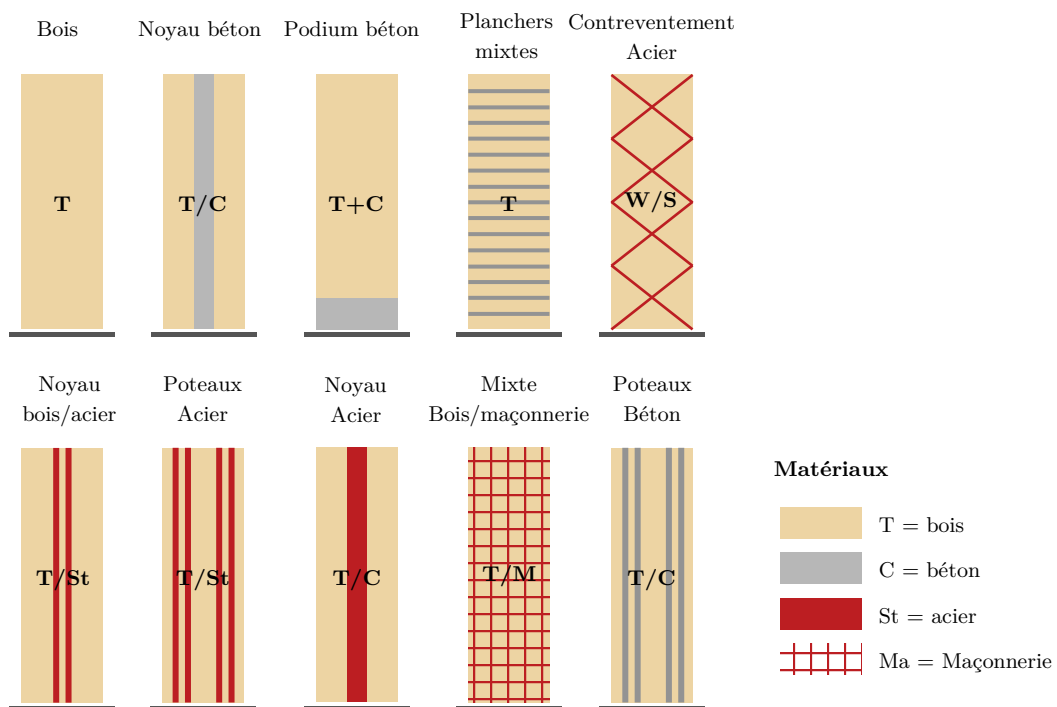


Figure C-1 Exemple de représentation de la typologie structurelle et matériaitique des immeubles bois – notations et représentation.

Tableau C-1 Base de données composée de 43 bâtiments bois. (Etude réalisée en 2018 sur des bâtiments construits ou dont la construction était prévue à l'origine avant 2021).

Building	Location	Year	Storey	Height (m)	RCGF	Structural system			Structural Typology	Material Typology			
						Vertical	Lateral	Flooring					
Murray Grove	London, UK	2008	9	30	-	col wall core	- CLT CLT	col wall core	- CLT CLT	CLT	Wall Modular Tube	T + C	
E3	Berlin, Germany	2008	7	25	Yes	col wall core	GL CLT RC	col wall core	- CLT RC	RC / GL	Wall Tube in Tube	T/C + C	
Limnologen	Växjö, Sweden	2009	8	23,2	Yes	col wall core	GL CLT + TF CLT	col wall core	- CLT/St CLT/St	CLT / GL	Shear Wall	T/St + C	
Bridport House	London, UK	2010	8	26	-	col wall core	- CLT CLT	col wall core	- CLT CLT	CLT	Wall Modular Tube	T	
Holz8	Bad Aibling, Germany	2011	8	25	-	col wall core	- CLT + TF RC	col wall core	- CLT RC	CLT	Wall Tube in Tube	T/C	
LCT One	Donbirn, Austria	2012	8	27	Yes	col wall core	GL - RC	col wall core	- - RC	RC / GL	Shear Wall	T/C + C	
Forte Building	Melbourne, Australia	2012	10	32,2	Yes	col wall core	- CLT CLT	col wall core	- CLT CLT	CLT	Wall Modular Tube	T + C	
Strandparken	Stockholm, Sweden	2013	8	25	-	col wall core	GL CLT + TF CLT	col wall core	- CLT / St CLT / St	CLT / GL	Shear Wall	T/St	
Cenni di Cambiamento	Milan, Italy	2013	9	27	-	col wall core	- CLT CLT	col wall core	- CLT CLT	CLT	Wall Modular Tube	T	
Maison de l'inde	Paris, France	2013	8	23,5	Yes	col wall core	GL RC RC	col wall core	- RC RC	GL - GL	Shear Wall	T/C + C	
Wagramer Strasse	Vienna, Austria	2013	7	22	Yes	col wall core	- CLT RC	col wall core	- CLT RC	CLT/RC	Wall Modular Tube	T/C + C	
Panorama Giustinelli	Trieste, Italy	2013	7	22,8	Yes	col wall core	GL RC RC	col wall core	- RC RC	GL	Shear Wall	T/C + C	
Tamedia	Zurich, Switzerland	2013	7	21	Yes	col wall core	GL - RC	col wall core	GL - RC	Plywood	Frame - Shear Wall	T	
Kingsgate House	London, UK	2014	7	23	Yes	col wall core	GL CLT CLT	col wall core	- CLT CLT	CLT	Wall Modular Tube	T + C	
WIDC	Prince George, Canada	2014	7	29,5	-	col wall core	GL + LVL CLT CLT	col wall core	LVL CLT CLT	CLT / Plywood - GL	Shear Wall	T	
Crome Court UEA	Norwich, UK	2014	8	20	Yes	col wall core	- CLT CLT	col wall core	- CLT CLT	CLT	Wall Modular Tube	T + C	
Treet	Bergen, Norway	2015	14	50	-	col wall core	GL - CLT	col wall core	GL Bracing -	TF + RC	Braced tube	T	
Puukukka	Jyväskylä, Finland	2015	8	26	Yes	col wall core	- CLT CLT	col wall core	- CLT CLT	CLT	Wall Modular Tube	T + C	
Trafalgar Place	London, UK	2015	10	33	Yes	col wall core	- CLT CLT	col wall core	- CLT CLT	CLT	Wall Modular Tube	T + C	
Wenlock Cross	London, UK	2015	10	33	Yes	col wall core	St CLT RC	col wall core	- CLT RC	CLT - St	Wall Modular Tube	T/C/St + C	
T3	Minneapolis, USA	2016	7	26	Yes	col wall core	GL - RC	col wall core	- - RC	NLT - GL	Shear Wall	T/C + C	

Moholt 50 50	Trondheim, Norway	2016	9	28	Yes	col wall core	- CLT CLT	col wall core	- CLT CLT	CLT	Wall Modular Tube	T + C	
Carbon12	Portland, USA	2017	8	26	-	col wall core	GL CLT St	col wall core	- CLT St	CLT - GL	Shear Truss	T/St	
Dalston Lane	London, UK	2017	10	33	Yes	col wall core	- CLT CLT	col wall core	- CLT CLT	CLT	Wall Modular Tube	T + C	
UBC Brock Commons	Vancouver, Canada	2017	18	53	Yes	col wall core	GL - RC	col wall core	- - RC	CLT - GL	Shear Wall	T/C + C	
Origine Ecocondos	Quebec City, Canada	2017	13	41	Yes	col wall core	GL CLT CLT	col wall core	- CLT CLT	CLT - GL	Wall Modular Tube	T + C	
Ellerslie Road	Glasgow, Scotland	2017	7	23	-	col wall core	- CLT CLT	col wall core	- CLT CLT	CLT	Wall Modular Tube	T	
Arbora	Quebec, Canada	2018	8	23	Yes	col wall core	GL CLT CLT	col wall core	- CLT CLT	CLT - GL	Shear Wall	T	
Kibori	Nantes, France	2018	7	23	Yes	col wall core	GL - RC	col wall core	- - RC	CLT - GL	Shear Wall	T/C + C	
25 King	Brisbane, Australia	2018	10	52	Yes	col wall core	GL - CLT	col wall core	GL braced - CLT	CLT - GL	Shear Truss - Shear Wall	T + C	
Sensations	Strasbourg, France	2019	12	38	Yes	col wall core	GL CLT CLT	col wall core	- CLT CLT	CLT- CLT + CLT-GL	Wall Modular Tube	T + C	
Mjøstårnet	Brumundda, Norway	2019	18	80	-	col wall core	GL - CLT	col wall core	GL Bracing - -	LVL / GL + RC - GL	Braced Tube	T	
Framework	Portland, USA	2019	12	45	-	col wall core	GL CLT CLT	col wall core	- CLT / St CLT / St	CLT - GL	Shear Wall	T/St	
Hyperion	Bordeaux, France	2019	18	57	Yes	col wall core	GL CLT RC	col wall core	- CLT RC	CLT - GL	Shear Wall	T/C + C	
Meridia	Nice, France	2019	10	35	Yes	col wall core	GL CLT RC	col wall core	- - RC	CLT	Shear Wall	T/C + C	
HoHo	Vienna, Austria	2019	24	84	Yes	col wall core	GL CLT RC	col wall core	GL CLT RC	CLT / RC - RC	Shear Wall	T/C + C	
Silva	Bordeaux, France	2020	18	56	Yes	col wall core	GL RCGF RC	col wall core	GL Bracing RCGF RC	CLT - GL	Shear Truss - Shear Wall	T/C + C	
B1B4 Tour Commune	Paris, France	2020	16	53	Yes	col wall core	GL + St - RC	col wall core	- - RC	CLT - GL	Shear Wall	T/C/St + C	
B1A3 Wood'Up	Paris, France	2020	15	50	Yes	col wall core	GL CLT RC	col wall core	- CLT RC	CLT - GL	Shear Wall	T/C + C	
Haut	Amsterdam, Netherlands	2020	22	73	Yes	col wall core	GL CLT RC	col wall core	CLT RC	CLT	Shear Wall	T/C + C	
Wood'Art	Toulouse, France	2020	11	36	Yes	col wall core	CLT RC	col wall core	- CLT RC	CLT	Shear Wall	T/C + C	
Balcons en forêt	St Herbasin, France	2020	10	33	-	col wall core		col wall core			Shear Wall	T	
Carmelha	Monaco	2020	8	31	Yes	col wall core	GL - RC	col wall core	GL Bracing - RC	CLT - GL	Shear Wall	T	

D. IMPORTATION DE LA BASE ECOINVENT ET METHODE DE CALCUL IW+

D.1. IMPORTATION DES INCERTITUDES D'ECOINVENT DANS BRIGHTWAY2

En parallèle de cette annexe le lecteur est invité à consulter le paragraphe 5.1.2 qui présente les grands principes de la gestion des incertitudes dans ecoinvent 3.

Rappels sur la gestion des incertitudes dans ecoinvent 3

La base de données ecoinvent 3.7.1 utilise différents types de distribution pour représenter l'incertitude des valeurs de flux considérés pour chaque procédé : non défini, normale, lognormale, uniforme ou triangulaire. La quasi-totalité des incertitudes (i.e. en dehors des échanges dont aucune information d'incertitude n'est fournie) sont modélisées par une distribution de type lognormale (voir **Figure 3-1** et paragraphe 5.1.2).

La gestion des incertitudes dans la base de données s'appuie sur deux types d'incertitudes : l'incertitude de base (erreur épistémique) et l'incertitude supplémentaire ou additionnelle. Cette incertitude est due à l'utilisation de données imparfaites à la fois vis-à-vis du contexte de l'étude et par rapport à sa source [Muller, 2015]. Elle est évaluée selon une approche semi-quantitative, appelée approche pedigree, qui s'appuie sur une évaluation des caractéristiques qualitatives des données en fonction d'exigences définissant *a priori* la qualité d'une donnée en ACV. Pour les deux types d'incertitudes considérés dans ecoinvent (incertitudes de base et supplémentaire), l'approche est définie par défaut à partir d'une distribution de type lognormale. Plus précisément, les facteurs d'incertitudes proposés correspondent à la variance de la distribution normale sous-jacente à la distribution lognormale.

Muller et al. [2016] proposent ainsi une méthodologie pour appliquer cette approche à des distributions autres que lognormales. Cette méthodologie a été développée en étudiant, d'une part, la manière dont les incertitudes de base et additionnelle se combinent dans le cas d'une distribution lognormale, et d'autre part, les liens statistiques entre une distribution lognormale et la distribution normale sous-jacente associée. Muller et al. [2016] proposent ainsi de transposer la méthodologie semi-quantitative d'évaluation et de combinaison des incertitudes en utilisant le coefficient de variation CV de chaque type de distribution comme métrique relative de la dispersion des données. L'incertitude supplémentaire étant définie comme la variance de la distribution normale sous-jacente à une distribution lognormale, celle-ci offre une mesure de la dispersion relative des données due à l'utilisation de données imparfaites selon chaque critère de pedigree. L'idée de Muller et al. [2016] est donc de transposer le coefficient de variation associée à l'incertitude totale obtenue pour une distribution lognormale à celui de la distribution considérée.

	Loi normale	Loi lognormale
Valeur déterministe	μ	μ^*
Coefficient de variation	$CV = \sigma/\mu$	$CV = \sqrt{\exp(\ln^2 \sigma^*) - 1}$
Intervalle de confiance 68%	$[\mu - \sigma, \mu + \sigma]$	$[\mu^*/\sigma^*, \mu^* \sigma^*]$
Intervalle de confiance 95%	$[\mu - 2\sigma, \mu + 2\sigma]$	$[\mu^*/\sigma^{*2}, \mu^* \sigma^{*2}]$
Intervalle de confiance 99,7%	$[\mu - 3\sigma, \mu + 3\sigma]$	$[\mu^*/\sigma^{*3}, \mu^* \sigma^{*3}]$

Dans le cas de la distribution lognormale, μ^* et σ^* désignent respectivement la moyenne et l'écart type géométrique de la série et sont reliés à μ et σ les moyennes et écart-type de la distribution normale sous-jacente par les relations :

$$\mu^* = e^\mu \quad \sigma^* = e^\sigma$$

Tableau D-1 Correspondance des propriétés statistiques des distributions normale et lognormale.

Plus concrètement, le **Tableau C-1** présente une correspondance des propriétés statistiques en matière de dispersion des distributions normale et lognormale. Pour une distribution lognormale, le coefficient de variation, qui offre une mesure adimensionnelle de la dispersion, est donné par la formule suivante :

$$CV_{logn} = \sqrt{\exp(\sigma^2) - 1} \quad (\text{D-1})$$

où σ désigne l'écart type de la distribution normale sous-jacente associée. Pour une distribution normale le coefficient de variation est simplement donné par le rapport entre son écart-type σ et sa moyenne μ :

$$CV = \sigma/\mu \quad (\text{D-2})$$

Ainsi, si on considère un facteur total d'incertitude forfaitaire σ_T^2 , correspondant à la somme du facteur d'incertitude de base et du facteur additionnel donné par l'approche pedigree dans le cas d'une distribution lognormale, il est possible de calculer l'écart type équivalent pour une distribution normale en imposant une conservation du coefficient de variation lors de la transposition, soit :

$$\sigma = \mu \cdot \sqrt{\exp(\sigma_T^2) - 1} \quad (\text{D-3})$$

Importation de la base ecoinvent dans le logiciel brightway2

Les principes de transposition des incertitudes à une distribution statistique autre que lognormale ne sont pas nécessairement implémentés dans les logiciels courants d'ACV qui utilisent la base de données ecoinvent (brightway2, openLCA, etc.). Par conséquent, la méthodologie

d'import par défaut dans le logiciel brightway2 a ici été adaptée pour les échanges présentant une distribution de type normale selon la méthode décrite dans le paragraphe précédent.

Il convient toutefois d'appliquer cette méthode avec précaution. En effet, dans ecoinvent, lorsqu'une valeur d'échange est issue de l'analyse d'un échantillon de données de taille suffisante, l'incertitude forfaitaire (de base et additionnelle) est remplacée par celle constatée dans l'échantillon – via un calcul d'écart type – moyennant un facteur de sécurité fonction du nombre de données. On rappelle que dans la base ecoinvent 3.7.1, 581 échanges (technosphère et biosphère compris) présentent une distribution normale. Afin d'éviter d'analyser ces échanges un par un pour s'assurer de l'origine des facteurs d'incertitudes associés, on décide d'appliquer une approche systématique. Si on revient sur les tableaux 3-1 et 3-2 présentés dans le chapitre 5 du manuscrit, on note que le facteur d'incertitude forfaitaire σ_T^2 est compris entre :

- $\sigma_T^2 = 0,006$ au minimum : facteur de base de 0,006 et facteur additionnel de 0 correspondant à une notation de 1 sur tous les critères de la matrice de pedigree ;
- et $\sigma_T^2 = 0,86$ au maximum : facteur de base de 0,65 et facteur additionnel de 0,21 correspondant à une notation de 5 sur tous les critères de la matrice de pedigree.

On décide finalement d'appliquer la méthodologie proposée par [Muller et al. \[2016\]](#) uniquement dans le cas des échanges à distribution normale présentant des facteurs d'incertitudes compris entre ces deux valeurs. En dehors de ce domaine, on considérera que le niveau d'incertitude a été déterminé d'une autre manière et on conserve la valeur par défaut.

D.2. VERSION DE LA METHODE IMPACT WORLD+

Les différentes études d'Analyse de Cycle de Vie présentés dans ce travail sont basés sur la méthode de calcul IMPACT WORLD+, implémentée dans le logiciel brightway2 dans sa version *midpoint* 1.28 et *endpoint* 1.46 par [Patouillard \[2019\]](#). Certaines corrections ont été apportées à la suite de la vérification de certains flux considérés et des facteurs de caractérisation associés et sont détaillés dans le tableau qui suit.

Indicateur	Type	Description changements
Water scarcity	midpoint	Ajout du flux <i>Water, turbine use, unspecified natural origin</i>
Terrestrial acidification,	midpoint	Ajout du flux <i>Nitric oxide</i>
Freshwater acidification	midpoint	Ajout du flux <i>Nitric oxide</i>
Marine eutrophication	midpoint	Doublon <i>Nitrogen, water</i>
Land transformation, biodiversity	midpoint	Correction des facteurs à partir de la base de données IW+ (<i>Land Transformation – aggregated – Weighted Average</i>)
Land occupation, biodiversity	midpoint	Correction des facteurs à partir de la base de données IW+ (<i>Land Occupation – aggregated – Weighted Average</i>)
Water availability, human health	endpoint	Correction des facteurs et flux à partir de la base de données IW+ (<i>Water availability, human health – aggregated – Weighted Average</i>)
Water availability, terrestrial ecosystem	endpoint	Doublon <i>Water, well, in ground</i>
Water availability, freshwater ecosystem	endpoint	Ajout des flux d'eau liés aux eaux souterraines
Thermally polluted water	endpoint	Doublon <i>Water, cooling, unspecified natural origin</i>
Marine eutrophication	endpoint	Doublon <i>Nitrogen, water</i>
Terrestrial acidification	endpoint	Ajout du flux <i>Nitric oxide</i>
Freshwater acidification	endpoint	Ajout du flux <i>Nitric oxide</i>
Land transformation, biodiversity	endpoint	Correction des facteurs à partir de la base de données IW+ (<i>Land Transformation – aggregated – Weighted Average</i>)
Land occupation, biodiversity	endpoint	Correction des facteurs à partir de la base de données IW+ (<i>Land Occupation – aggregated – Weighted Average</i>)

Tableau D-2 Changement apportés à la méthode de calcul Impact World+ par rapport à la version *midpoint* 1.28 et *endpoint* 1.46 implémentée par Patouillard [2019].

E. NOTE DE CALCUL D'UN ASSEMBLAGE PAR BROCHES

On détaille dans cette annexe les principes de calcul d'un assemblage par broches utilisés pour générer l'ensemble des données de la partie 1. La procédure de dimensionnement de l'assemblage est rappelée en **Figure E-2**.

E.1. GEOMETRIE ET NOTATIONS DE L'ASSEMBLAGE PAR BROCHES

On s'intéresse dans la suite à un assemblage composé de n_1 colonnes et n_2 lignes de broches avec un ou deux plats métalliques centraux. Dans le cas d'un assemblage à deux plaques métalliques – et donc à quatre plans de cisaillement – nous rappelons que le choix d'utiliser des « demi-broches » et une répartition d'épaisseur du bois de $\frac{1}{4} | \frac{1}{2} | \frac{1}{4}$ a été fait en partie 1. Dans cette configuration les modes de rupture plastique sur chaque demi-broche sont ceux obtenus pour un assemblage avec une seule plaque métallique centrale.

Les notations et la géométrie de l'assemblage générique est présenté dans la **Figure E-1**.

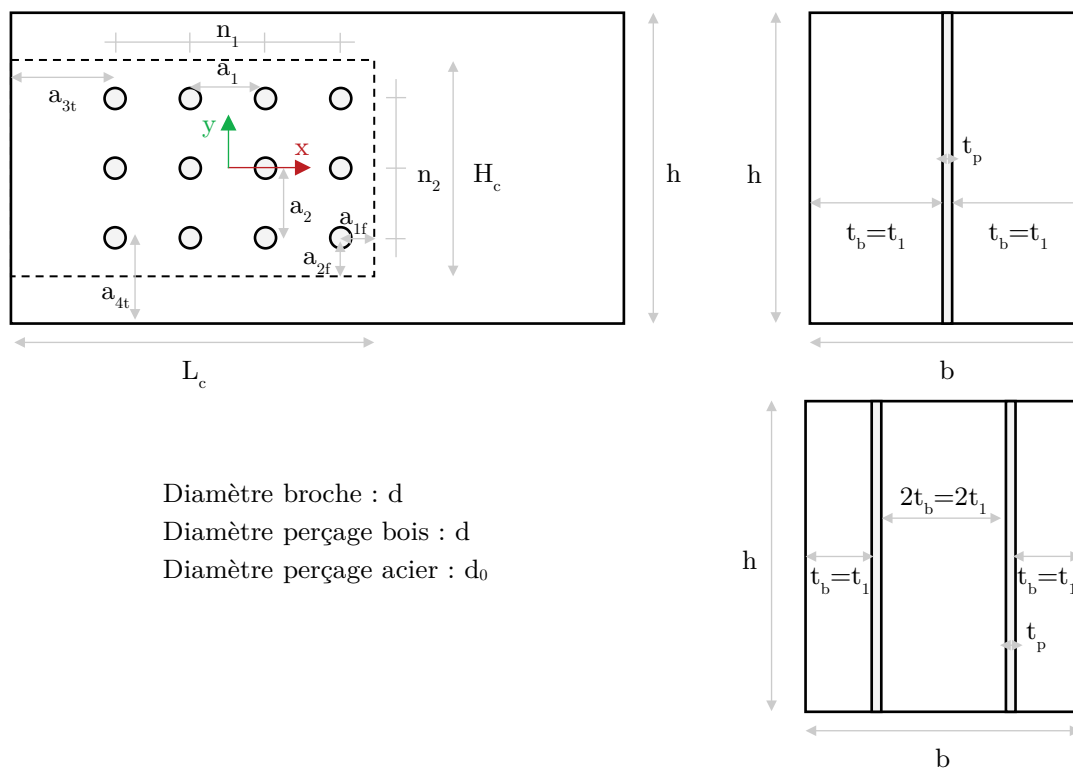


Figure E-1 Géométrie et notation d'un assemblage par broches

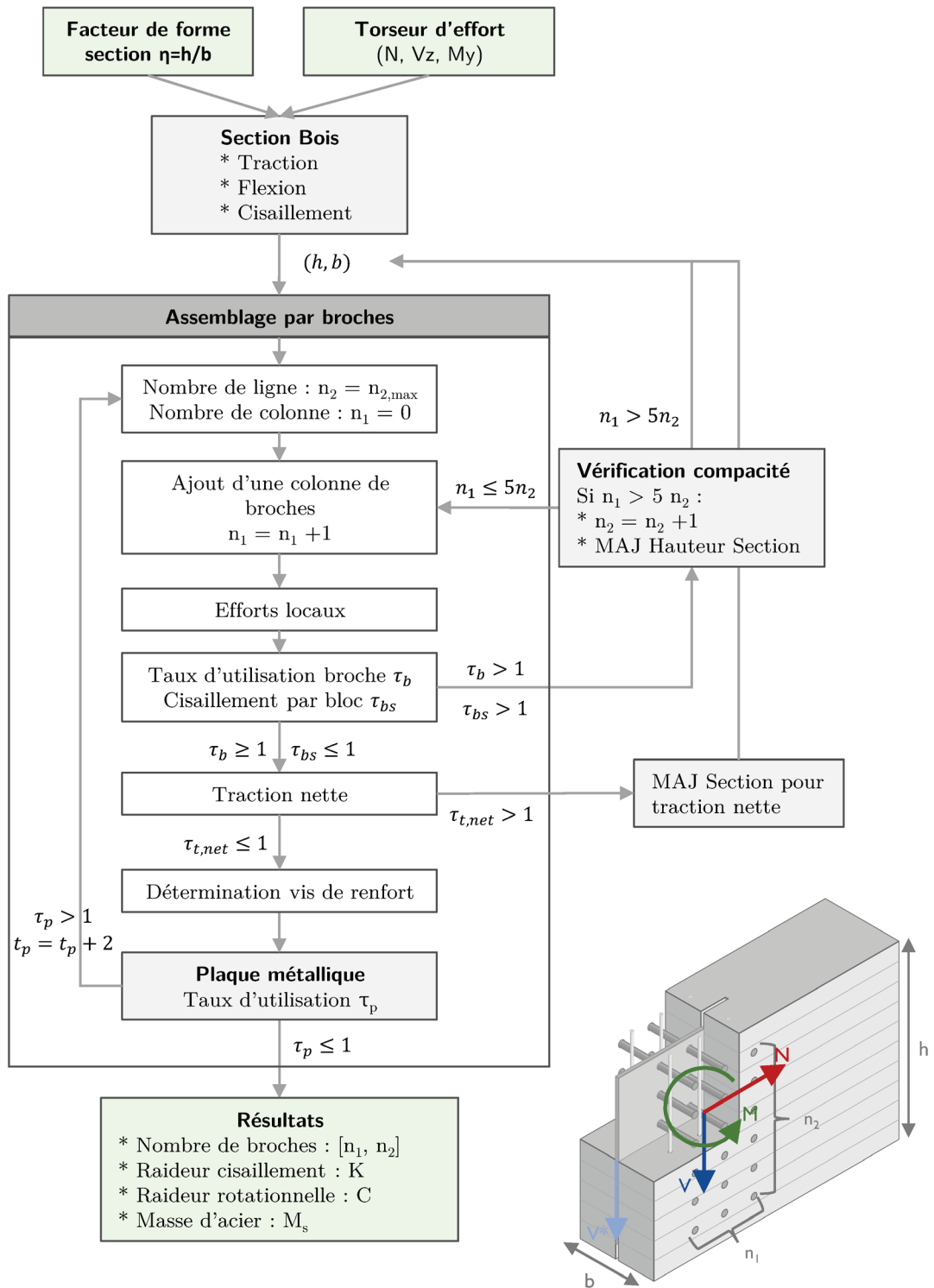


Figure E-2 Procédure de dimensionnement de l'assemblage.

E.2. CALCUL DES EFFORTS LOCAUX SUR LES ORGANES

On suppose qu'un torseur d'effort plan (N, V, M) s'exerce sur l'assemblage par broches. En première approche, on considère que l'effort normal N et l'effort tranchant V se répartissent uniformément sur l'ensemble des connecteurs. La distribution des efforts locaux sous l'effet du moment de flexion M est basée sur le principe de superposition proposée par [Blaß & Sandhaas \[2017\]](#), en considérant que le moment fléchissant génère une déformation de l'assemblage en rotation autour du centre de gravité des broches.

Plus précisément ici, les forces de cisaillement locales sur l'organe i sous l'effet du torseur (N, V, M) sont données par les formules suivantes :

$$\begin{aligned} F_{x,i} &= \frac{N}{n_{tot}} - \frac{M \times y_i}{I_{polaire}} \\ F_{y,i} &= \frac{V_z}{n_{tot}} + \frac{M \times x_i}{I_{polaire}} \end{aligned} \quad (A-4)$$

Où (x_i, y_i) sont les coordonnées de l'organe i dans le repère local de l'assemblage, $n_{tot} = n_1 n_2$ le nombre total d'organes et $I_{polaire} = \sum x_i^2 + y_i^2$ l'inertie polaire géométrique de l'ensemble des broches. Pour obtenir les efforts par plat métallique ou par plan de cisaillement, les efforts précédents sont divisés par le nombre de plats métalliques n_p ou par le nombre de plan de cisaillement p dans l'assemblage (deux plans de cisaillement par plat métallique fendeur).

NB : Pour l'effort normal N , dans un souci de simplification, on a considéré dans l'ensemble des vérifications de résistance qui suivent le cas le plus conservatif entre un effort de compression et un effort de traction.

E.3. DIMENSIONNEMENT DE LA SECTION DE L'ELEMENT EN BOIS DANS LA ZONE D'ASSEMBLAGE

La section de l'élément bois dans la zone d'assemblage est tout d'abord vérifiée sous la sollicitation (N, V, M) . Les efforts résistants caractéristiques en traction $N_{t,0,k}$, en compression $N_{c,0,k}$, en flexion $M_{m,k}$ et en cisaillement $V_{v,k}$ sont obtenus à partir des propriétés de la section (aire A et inertie I_y) et des contraintes caractéristiques de résistance du bois en traction axiale $f_{t,0,k}$, en compression axiale $f_{c,0,k}$, en flexion $f_{m,k}$ et en cisaillement $f_{v,k}$:

$$\begin{aligned} \text{Traction :} & \quad N_{t,0,k} = f_{t,0,k} \cdot A \\ \text{Compression :} & \quad N_{c,0,k} = f_{c,0,k} \cdot A \\ \text{Flexion :} & \quad M_{m,k} = f_{m,k} \cdot I_y / (h/2) \\ \text{Cisaillement :} & \quad V_{v,d} = f_{v,k} \cdot 2/3 \cdot A \end{aligned} \quad (A-5)$$

Les résistances de calcul sont finalement obtenues à partir des valeurs caractéristiques précédentes en tenant compte du facteur modificatif k_{mod} de l'Eurocode 5 et du coefficient partiel de sécurité γ_M du matériau bois.

On rappelle que, conformément à la procédure de dimensionnement de l'assemblage présentée dans la **Figure E-2** et détaillée dans le chapitre 3, la section de l'élément en bois peut être adaptée au cours de la procédure pour satisfaire les critères de compacité de la section ou encore de résistance en traction nette de l'élément.

E.4. DIMENSIONNEMENT DE L'ASSEMBLAGE PAR BROCHES : PARTIE BOIS

Calcul de la capacité plastique d'une tige

Pour une plaque métallique d'épaisseur quelconque constituant l'élément central d'un assemblage à double cisaillement, la capacité résistante plastique d'une tige $F_{v,Rk}$ par plan de cisaillement est donnée par la formule suivante :

$$F_{v,Rk} = \min \begin{cases} f(t_1) = f_{h,k} \cdot t_1 \cdot d \\ g(t_1) = f_{h,k} \cdot t_1 \cdot d \left[\sqrt{2 + \frac{4M_{y,Rk}}{f_{h,k} \cdot d \cdot t_1^2}} - 1 \right] \\ h(t_1) = F_{v,h,1,Rk} = 2,3 \cdot \sqrt{M_{y,Rk} \cdot f_{h,k} \cdot d} \end{cases} \quad (\text{A-6})$$

Où d est le diamètre de la broche, t_1 l'épaisseur des pièces de bois de part et d'autre de la plaque métallique, $f_{h,k}$ la portance locale du bois dans la direction de cisaillement de la tige, $M_{y,Rk}$ le moment d'écoulement plastique de la tige.

Vérification de la résistance à la traction de la section nette

Dans le cas d'un assemblage sollicité axialement, on calcule la résistance de la section nette de l'élément en bois dans la zone d'assemblage (réduction de section due aux perçages) grâce à la formule suivante :

$$\begin{aligned} A_{net,traction} &= (h - n_2 \times d) \times 2t_b \\ F_{b,Rk,traction} &= A_{net,traction} \times f_{t,0,k} \end{aligned} \quad (\text{A-7})$$

Où d est le diamètre de la broche, h la hauteur de l'élément, n_2 le nombre de lignes de broches, t_b l'épaisseur de bois de part et d'autre de la plaque métallique, $f_{t,0,k}$ la résistance caractéristique en traction du bois.

Vérification de la rupture par bloc

Pour les assemblages par broches, la rupture par arrachement de l'ensemble de l'assemblage (ou rupture par bloc) doit être étudiée. Elle peut être la conséquence d'une rupture par traction ou cisaillement à la périphérie de la zone d'assemblage. La valeur caractéristique de la capacité de cisaillement par bloc est ici prise égale à :

$$F_{bs,Rk} = \min \begin{cases} 1,25A_{net,t,int}f_{t,0,k} \\ 0,7A_{net,v}f_{v,k} \end{cases} \quad (\text{A-8})$$

Où $f_{t,0,k}$ et $f_{v,k}$ sont respectivement les résistances caractéristiques en traction et cisaillement du bois. Les surfaces nettes sont ensuite calculées en déduisant les percages selon les expressions :

$$\begin{aligned} L_{net,v} &= 2a_{3,t} + 2(n_1 - 1)(a_1 - d) - d \\ L_{net,t,int} &= (n_2 - 1)(a_2 - d) \\ A_{net,v} &= L_{net,v} \times 2t_b \\ A_{net,t,int} &= L_{net,t,int} \times 2t_b \end{aligned} \quad (\text{A-9})$$

Justification des vis de renfort

La section en bois est supposée renforcée grâce à des vis de frettage de diamètre d_{vis} perpendiculairement au fil du bois dans la zone d'assemblage. Ces vis permettent ainsi d'éviter le risque de fendage de la section. La résistance à l'arrachement d'une vis associée à une longueur d'ancrage $l_{i,min}$ au voisinage d'une broche est donnée par la formule suivante :

$$R_{ax,90,k} = f_{ax,90,k} \times d_{vis} \times l_{i,min} \quad (\text{A-10})$$

Où $f_{ax,90,k}$ est la valeur caractéristique de la résistance à l'arrachement du bois perpendiculairement au fil. Pour simplifier, on considère ici que la vis fait toute la hauteur de la section. Ainsi la longueur d'ancrage minimale vaut $l_{i,min} = \min(a_2, a_{4,t})$. On détermine ensuite le nombre minimal de vis tel que l'effort axial résistant des vis de frettage $F_{t,90,Ek}$ par organe et par plan de cisaillement soit supérieur à 30% de la résistance plastique de l'organe $F_{v,Rk}$:

$$F_{t,90,Ek} \geq 0,3 \times F_{v,Rk} \quad (\text{A-11})$$

On rappelle par ailleurs que ce renforcement par frettage des assemblages permet aussi de considérer que le nombre efficace d'organes est égal au nombre réel d'organes dans la file.

Calcul des raideurs d'assemblages

Selon l'EC5, le module de glissement d'un boulon ou d'une broche dépend simplement de la masse volumique moyenne du bois ρ_m et du diamètre de l'organe d au travers de la formule :

$$K_{ser,EC5} = \rho_m^{1,5} \cdot d/23 \quad (\text{A-12})$$

L'Eurocode propose ensuite de multiplier ce module de glissement par un coefficient dépendant du type d'assemblage : par 2 pour les assemblages bois/métal et bois béton et par 1 pour les assemblages bois/bois. La raideur totale axiale de l'assemblage est finalement obtenue en multipliant simplement le module de glissement (corrigé par le coefficient de type d'assemblage) par le nombre total d'organes n_{tot} et le nombre de plan de cisaillement p :

$$K_{ass,ser} = p \times n_{tot}(k_{type} \cdot K_{ser}) \quad (\text{A-13})$$

La raideur rotationnelle $C_{ass,ser}$ totale de l'assemblage selon l'approche de l'EC5 détaillée dans [Blaß et al. \[2017\]](#) est évaluée au travers de la relation :

$$C_{ass,ser} = p \left(\sum_i k_{type} \cdot K_{ser,i} \cdot r_i^2 \right) = p \cdot k_{type} \cdot K_{ser,i} \cdot I_{polaire} \quad (\text{A-14})$$

Où r_i la distance entre le centre de rotation de l'assemblage (supposé ici confondu avec le centre de gravité des broches) et la tige i .

E.5. DIMENSIONNEMENT DE L'ASSEMBLAGE PAR BROCHES : PLAQUE METALLIQUE

Les plaques métalliques font l'objet de vérification simplifiées selon des principes tirés de l'Eurocode 3. On détaille dans la suite les différentes vérifications réalisées.

Résistance de la section courante

On commence par vérifier la résistance de la section courante (i.e. sans prise en compte des trous de perçage) de la plaque métallique. La résistance plastique de la section transversale brute en traction/compression $N_{pl,Rd}$ est donnée par :

$$\begin{aligned} A_c &= H_c \cdot t_p \\ N_{pl,Rd} &= A_g \cdot f_y / \gamma_{M0} \end{aligned} \quad (\text{A-15})$$

Où A_c est l'aire brute de la section, H_c la hauteur de la plaque, t_p son épaisseur, f_y la limite d'élasticité de l'acier et γ_{M0} le coefficient partiel de sécurité de l'Eurocode 3 pour la résistance des sections. On suppose que la résistance plastique au cisaillement $V_{pl,Rd}$ est donnée par l'expression :

$$\begin{aligned} A_{v,u} &= H_c \cdot t_p \\ V_{pl,Rd} &= 1/\sqrt{3} \cdot A_{v,u} \cdot f_y / \gamma_{M0} \end{aligned} \quad (\text{A-16})$$

La valeur de calcul de la résistance à la flexion $M_{c,Rd}$ de la plaque autour de son axe transversal est déterminée à partir du module plastique $W_{y,u}$ de la section au travers de la relation :

$$\begin{aligned} W_{y,u} &= 1,5 \cdot \frac{t_p \cdot H_c^2}{6} \\ M_{c,Rd} &= W_{y,u} \cdot f_y / \gamma_{M0} \end{aligned} \quad (\text{A-17})$$

Finalement, la résistance sous une sollicitation couplée (N, V, M) est vérifiée en satisfaisant la condition suivante :

$$\frac{N}{N_{pl,Rd}} + \frac{M}{(1-\rho)M_{c,Rd}} \leq 1 \quad \text{avec} \quad \rho = \left(2 \frac{V_z}{V_{pl,Rd}} - 1\right)^2 \quad (\text{A-18})$$

Résistance à la traction de la section nette

La résistance ultime en traction de la section nette $A_{net,c}$ au droit des trous de perçage est donnée dans notre cas par :

$$\begin{aligned} A_{net,c} &= (H_c - n_2 d_0) \cdot t_p \\ N_{u,Rd} &= 0,9 \cdot A_{net} \cdot f_u / \gamma_{M2} \end{aligned} \quad (\text{A-19})$$

Où $A_{net,c}$ est l'air nette de la section transversale qui prend en compte la déduction des trous de perçage d'un diamètre d_0 dans la plaque métallique (diamètre supérieur au diamètre des broches pour assurer un jeu de mise en œuvre suffisant), f_u la résistance ultime à la traction et γ_{M2} le coefficient partiel de sécurité de l'Eurocode 3 pour la résistance des sections transversales en traction.

Vérification du cisaillement de bloc

De manière similaire à la partie bois, le cisaillement de bloc de la plaque métallique consiste en une ruine par cisaillement au niveau de la rangée de broches le long de la partie cisailée du groupe de trous, accompagnée d'une rupture par traction de long de la file de trous sur la partie tendue. Ici, cette rupture par cisaillement de bloc peut se produire pour un assemblage sollicité par un effort tranchant ou un effort de traction. Les deux modes de ruine associés sont illustrés dans la **Figure E-3**.

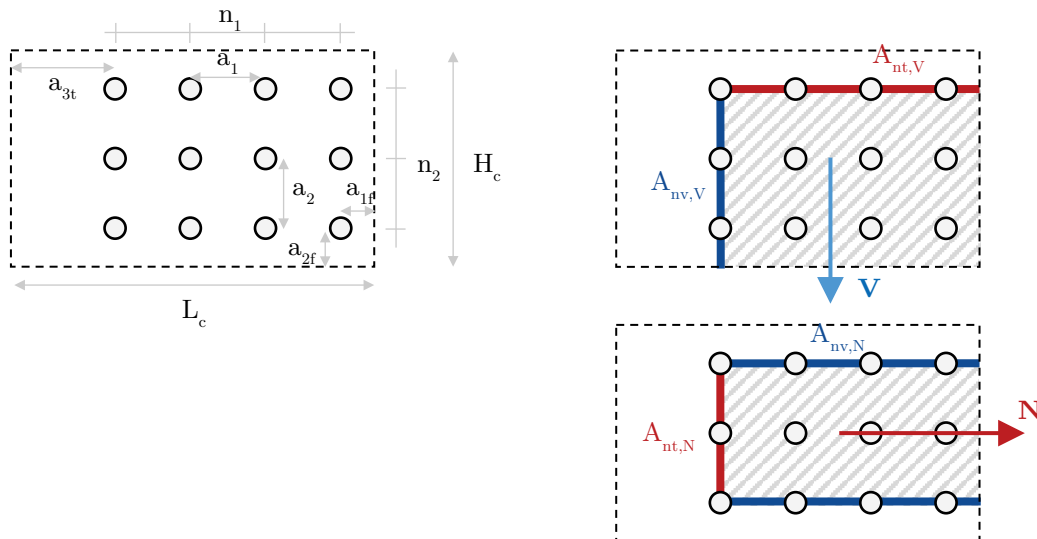


Figure E-3 Illustration de la ruine par cisaillement bloc du plat métallique dans le cas d'un effort de traction N et d'un effort tranchant V .

Sous un effort tranchant V , on détermine ainsi la résistance de calcul au cisaillement de bloc $V_{eff,Rd}$ à partir de la résistance au cisaillement $V_{eff,nv,Rd}$ de la section nette soumise au cisaillement $A_{nv,V}$ et de la résistance en traction $V_{eff,nt,Rd}$ de la section nette soumise à la traction $A_{nt,V}$ grâce aux relations suivantes :

$$\begin{aligned}
 A_{nv,V} &= [(n_2 - 1)a_2 + a_{2f} - (n_2 - 0,5)d_0] \cdot t_p \\
 A_{nt,V} &= [(n_1 - 1)a_1 + a_{1f} - (n_1 - 0,5)d_0] \cdot t_p \\
 V_{eff,nv,Rd} &= 1/\sqrt{3} \cdot A_{nv,V} \cdot f_y/\gamma_{M0} \\
 V_{eff,nt,Rd} &= A_{nt,V} \cdot f_u/\gamma_{M2} \\
 V_{eff,Rd} &= 1 \times V_{eff,nt,Rd} + V_{eff,nv,Rd}
 \end{aligned} \tag{A-20}$$

De manière similaire, sous un effort de traction N , on détermine la résistance de calcul au cisaillement de bloc $N_{eff,Rd}$ à partir de la résistance au cisaillement $N_{eff,nv,Rd}$ de la section nette soumise au cisaillement $A_{nv,N}$ et de la résistance en traction $N_{eff,nt,Rd}$ de la section nette soumise à la traction $A_{nt,N}$ grâce aux relations suivantes :

$$\begin{aligned}
 A_{nv,N} &= 2 \cdot [a_{1f} + (n_1 - 1)a_1 - (n_1 - 0,5)d_0] \cdot t_p \\
 A_{nt,N} &= [(n_2 - 1)a_2 - (n_2 - 1)d_0] \cdot t_p \\
 N_{eff,nv,Rd} &= 1/\sqrt{3} \cdot A_{nv,N} \cdot f_y/\gamma_{M0} \\
 N_{eff,nt,Rd} &= A_{nt,N} \cdot f_u/\gamma_{M2} \\
 N_{eff,Rd} &= 1 \times N_{eff,nt,Rd} + N_{eff,nv,Rd}
 \end{aligned} \tag{A-21}$$

Pression diamétrale

On calcule la résistance en pression diamétrale $F_{b,Rd,x}$ de la plaque dans la direction locale x à partir des formules de l'Eurocode 3 adaptées à notre configuration d'assemblage :

$$\begin{aligned}
 \alpha_{d,x} &= \min \left(\frac{a_{1f}}{3d_0} ; \frac{a_1}{3d_0} - \frac{1}{4} \right) \\
 \alpha_{b,x} &= \min \left(\alpha_{d,x} ; 1,0 ; \frac{f_{ub}}{f_u} \right) \\
 k_{1,x} &= \min \left(2,8 \frac{a_{1f}}{d_0} - 1,7 ; 1,4 \frac{a_2}{d_0} - 1,7 ; 2,5 \right) \\
 F_{b,Rd,x} &= k_{1,x} \cdot \alpha_{b,x} \cdot f_u \cdot d \cdot t_p/\gamma_{M2}
 \end{aligned} \tag{A-22}$$

De même, on calcule la résistance en pression diamétrale $F_{b,Rd,y}$ de la plaque dans la direction locale y à partir des formules de l'Eurocode 3 adaptées à notre configuration d'assemblage :

$$\begin{aligned}
 \alpha_{d,y} &= \min \left(\frac{a_{2f}}{3d_0} ; \frac{a_2}{3d_0} - \frac{1}{4} \right) \\
 \alpha_{b,y} &= \min \left(\alpha_{d,y} ; 1,0 ; \frac{f_{ub}}{f_u} \right) \\
 k_{1,y} &= \min \left(2,8 \frac{a_{2f}}{d_0} - 1,7 ; 1,4 \frac{a_1}{d_0} - 1,7 ; 2,5 \right) \\
 F_{b,Rd,y} &= k_{1,y} \cdot \alpha_{b,y} \cdot f_u \cdot d \cdot t_p / \gamma_{M2}
 \end{aligned} \tag{A-23}$$

On vérifie ensuite que les composantes $F_{x,i}$ et $F_{y,i}$ de la force de cisaillement locale sur une broche satisfont la relation suivante :

$$\left(\frac{F_{x,i}}{F_{b,Rd,x}} \right)^2 + \left(\frac{F_{y,i}}{F_{b,Rd,y}} \right)^2 \leq 1 \tag{A-24}$$

Résistance au cisaillement de la broche

La résistance au cisaillement de la broche est finalement calculée à partir de la section résistance de la broche A_b et la résistance ultime en traction de l'acier de la broche f_{ub} :

$$F_{v,Rd} = 0,6 \cdot A_b \cdot f_{ub} / \gamma_{M2} \tag{A-25}$$

BIBLIOGRAPHIE ANNEXES

- Blaß, H. J., & Sandhaas, C. (2017). *Timber Engineering: Principles for Design*. KIT Scientific Publishing.
- Bocquet, J.-F., Lemaître, R., & Bader, T. K. (2018). Design recommendations and example calculations for dowel-type connections with multiple shear planes. In C. Sandhaas, J. Munch-Andersen, & P. Dietsch (Eds.), *Design of Connections in Timber Structures: A state-of-the-art report by COST Action FP1402 / WG3* (pp. 241–295).
- Cherubini, F., Peters, G. P., Berntsen, T., Strømman, A. H., & Hertwich, E. (2011). CO₂ emissions from biomass combustion for bioenergy: atmospheric decay and contribution to global warming. *GCB Bioenergy*, 3(5), 413–426.
- European Commission. (2018). Product Environmental Footprint Category Rules Guidance. *PEFCR Guidance Document*, 238.
- FAO. (2020). *Global Forest Resources Assessment 2020*. Rome, Italy: FAO.
- Fearnside, P. M., Lashof, D. A., & Moura, P. (2000). Accounting for time in Mitigating Global Warming through land-use change and forestry. *Mitigation and Adaptation Strategies for Global Change*, 5(3), 239–270.
- Forster, P., Ramaswamy, V., Artaxo, P., Berntsen, T., Betts, R., Fahey, D. W., ... Van Dorland, R. (2007). Changes in Atmospheric Constituents and in Radiative Forcing. In S. Solomon, D. Qin, M. Manning, Z. Chen, M. Marquis, K. B. Averyt, ... H. L. Miller (Eds.), *Climate Change 2007: The Physical Science Basis. Contribution of Working Group I to the Fourth Assessment Report of the Intergovernmental Panel on Climate Change* (Vol. 18). Cambridge, United Kingdom and New York, NY, USA: Cambridge University Press.
- Guest, G., Cherubini, F., & Strømman, A. H. (2013). Global Warming Potential of Carbon Dioxide Emissions from Biomass Stored in the Anthroposphere and Used for Bioenergy at End of Life. *Journal of Industrial Ecology*, 17(1), 20–30.
- Helin, T., Salminen, H., Hynynen, J., Soimakallio, S., Huuskonen, S., & Pingoud, K. (2016). Global warming potentials of stemwood used for energy and materials in Southern Finland: Differentiation of impacts based on type of harvest and product lifetime. *GCB Bioenergy*, 8(2), 334–345.
- Huang, J., Mendoza, B., Daniel, J. S., Nielsen, C. J., Rotstayn, L., & Wild, O. (2013). Anthropogenic and natural radiative forcing. *Climate Change 2013 the Physical Science Basis: Working Group I Contribution to the Fifth Assessment Report of the Intergovernmental Panel on Climate Change*, 9781107057, 659–740.
- IGN. (2020). *Le memento inventaire forestier 2020*.
- Joos, F., Colin Prentice, I., Sitch, S., Meyer, R., Hooss, G., Plattner, G. K., ... Hasselmann, K. (2001). Global warming feedbacks on terrestrial carbon uptake under the intergovernmental Panel on Climate Change (IPCC) emission scenarios. *Global Biogeochemical Cycles*, 15(4), 891–907.
- Joos, F., Roth, R., Fuglestedt, J. S., Peters, G. P., Enting, I. G., Von Bloh, W., ... Weaver, A. J. (2013). Carbon dioxide and climate impulse response functions for the computation of greenhouse gas metrics: A multi-model analysis. *Atmospheric Chemistry and Physics*, 13(5), 2793–2825.
- Patouillard, L., (2019). IMPACT-World-in-Brightway: Midpoint 1.28 and Damage 1.46 (Version 1.28_1.46). Zenodo.
- Levasseur, A., Lesage, P., Margni, M., Deschênes, L., & Samson, R. (2010). Considering Time in LCA: Dynamic LCA and Its Application to Global Warming Impact Assessments. *Environmental Science & Technology*, 44(8), 3169–3174.

- Moura Costa, P., & Wilson, C. (2000). An equivalence factor between CO₂ avoided emissions and sequestration - Description and application in forestry. *Mitigation and Adaptation Strategies for Global Change*, 5(1), 51–60.
- Muller, S. (2015). *Estimation de l'incertitude sur les flux d'inventaire du cycle de vie - modélisation et développement de facteurs empiriques pour l'approche pedigree*. École Polytechnique de Montréal.
- Muller, S., Lesage, P., Ciroth, A., Mutel, C., Weidema, B. P., & Samson, R. (2016). The application of the pedigree approach to the distributions foreseen in ecoinvent v3. *International Journal of Life Cycle Assessment*, 21(9), 1327–1337.
- Myhre, G., Shindell, D., Bréon, F.-M. F.-M., Collins, W., Fuglestedt, J., Huang, J., ... Zhang, H. (2013). Anthropogenic and Natural Radiative Forcing: Supplementary Material. *Climate Change 2013: The Physical Science Basis. Contribution of Working Group I to the Fifth Assessment Report of the Intergovernmental Panel on Climate Change: The Physical Science Basis. Contribution of Working Group I to the Fifth Assessment Report Of*, 1–44.
- Ventura, A., Kovarik, J., & Torrenti, J. (2021). Recommandations pour l'introduction de l'Analyse de Cycle de Vie (ACV) dans la Réglementation Environnementale (RE) 2020 des bâtiments, 44(8), 3169–3174.
- Vogtländer, J. G., Van Der Velden, N. M., & Van Der Lugt, P. (2014). Carbon sequestration in LCA, a proposal for a new approach based on the global carbon cycle; Cases on wood and on bamboo. *International Journal of Life Cycle Assessment*, 19(1), 13–23.

LISTE DES FIGURES ANNEXES

Figure A-1 Principes d'initialisation de l'algorithme d'optimisation des sections d'une structure sous contraintes multiples.	392
Figure A-2 Principes de la routine de l'algorithme d'optimisation des sections d'une structure sous contraintes multiples.	393
Figure A-3 Allure de la fonction de croissance du facteur de relaxation de l'algorithme d'optimisation des sections pour différents valeurs du paramètres de puissance.	395
Figure B-1 Schéma du cycle de vie du carbone biogénique dans le bois d'œuvre pour la construction.	397
Figure B-2 Fonction de réponse impulsionnelle du CO2 selon le modèle de Bern 2.5CC et l'analyse multi-modèle de Joos et al. [2013].	399
Figure B-3 Illustration de la problématique de l'horizon temporel dans le cas de l'ACV statique d'un bâtiment de 50 ans de durée de vie d'après [Levasseur et al., 2010].	401
Figure B-4 Impact évité du stockage d'une unité de CO2 selon l'approche proposée par Moura Costa et al. [2000].	402
Figure B-5 Impact évité du stockage d'une unité de CO2 selon l'approche de Fearnside et al. [2000], aussi appelée méthode de Lashof.	403
Figure B-6 Illustration de la méthodologie d'ACV dynamique proposée par Levasseur et al. [2010].	405
Figure B-7 Illustration de la méthodologie proposée par Ventura et al. [2021] concernant l'évaluation des impacts des différentes émissions de GES pendant le cycle de vie d'un bâtiment.	405
Figure B-8 Illustration de la décomposition du carbone biogénique avec prise en compte de la dynamique de séquestration due à la croissance de la biomasse replantée.	407
Figure B-9 Potentiel de Réchauffement Global du carbone biogénique en fonction du temps de stockage dans des produits bois selon différentes approches méthodologiques – Horizon temporel ou durée d'observation de 100 ans.	409
Figure B-10 Potentiel de Réchauffement Global du carbone biogénique en fonction du temps de stockage dans des produits bois selon différentes approches méthodologiques – Horizon temporel ou durée d'observation de 500 ans.	410
Figure B-11 Illustration de l'évaluation des bénéfices du stockage carbone en considérant le cycle du carbone biogénique à une échelle macroscopique.	412
Figure C-1 Exemple de représentation de la typologie structurelle et matériautique des immeubles bois – notations et représentation.	415
Figure E-1 Géométrie et notation d'un assemblage par broches	422
Figure E-2 Procédure de dimensionnement de l'assemblage.	423
Figure E-3 Illustration de la ruine par cisaillement bloc du plat métallique dans le cas d'un effort de traction N et d'un effort tranchant V.	428

LISTE DES TABLEAUX ANNEXES

Tableau A-1 Valeurs des paramètres de l'algorithme d'optimisation des sections utilisés pour les études de cas.	392
Tableau C-1 Base de données composée de 43 bâtiments bois.	416
Tableau D-1 Correspondance des propriétés statistiques des distributions normale et lognormale.	419
Tableau D-2 Changement apportés à la méthode de calcul Impact World+ par rapport à la version <i>midpoint</i> 1.28 et <i>endpoint</i> 1.46 implémentée par Patouillard [2019].	421

