

École polytechnique de Louvain

# Interprétation du fonctionnement des diaphragmes verticaux des structures en CLT par la méthode des bielles et tirants

Auteur : **Pierre MARTIN**  
Promoteurs : **Denis ZASTAVNI, Martin PATINY**  
Lecteurs : **Catherine DONEUX, Luca SGAMBI**  
Année académique 2018–2019  
Master [120] in Civil Engineering

# Remerciements

Je tiens à remercier toutes les personnes qui ont, de près ou de loin, contribué à la réalisation de ce travail de fin d'études.

Tout d'abord, je remercie le Professeur Denis Zastavni de m'avoir donné l'opportunité de réaliser un travail de fin d'études en collaboration avec le bureau d'étude Ney&Partners Wow sur un sujet concret et passionnant. Je le remercie pour son encadrement, ses conseils, sa disponibilité et son esprit critique. Je le remercie également de m'avoir permis de participer au congrès Woodrise sur les immeubles bois de moyenne et grande hauteur.

Je tiens également à remercier Monsieur Alexandre Rossignon ainsi que l'ensemble des ingénieurs du bureau d'étude Ney&Partners Wow pour m'avoir accueilli au sein de leur bureau quand je le souhaitais, pour l'accès aux ressources et pour leurs conseils.

Je tiens particulièrement à remercier Monsieur Martin Patiny pour sa disponibilité, pour son aide sur le logiciel *SCIA Engineer* et pour ses précieux conseils qui m'ont permis de mener à bien la réalisation de ce mémoire .

Des remerciements doivent également être adressés à Monsieur Christophe Bayart ainsi qu'à tous les membres du laboratoire LEMSC pour nous avoir permis, à Alexandre Dheur, Brian Lefèvre et moi-même, de réaliser des essais sur le CLT.

Je remercie Monsieur Xavier Laurent de l'entreprise Stabilame pour la visite de leur chaîne de production et pour la fourniture des échantillons de panneaux CLT pour les essais.

Je remercie aussi les Professeurs Luca Sgambi, Aurélie Deschuyteneer et Jean-François Remacle pour le temps accordé et leur partage de connaissances.

Merci à ma famille et à mes amis de m'avoir soutenu tout au long de ce travail.

# Résumé

De nos jours où l'écologie est au cœur des débats, le bois est sans conteste le matériau de construction le moins néfaste pour l'environnement. Les panneaux en bois lamellé-croisé (Cross-laminated timber ou CLT) suscitent de l'intérêt pour leurs propriétés mécaniques. Etant un matériau récent, les normes actuelles ne proposent pas encore de méthode de calcul complète pour leur utilisation en diaphragme vertical.

L'objectif de ce travail consiste à caractériser le comportement des diaphragmes verticaux en CLT via le logiciel de calcul aux éléments finis *SCIA Engineer* et tenter d'interpréter les résultats par la méthode des bielles et tirants.

La réalisation de simulations numériques en faisant varier plusieurs paramètres permet de mettre en évidence comment ces paramètres influencent les efforts dans le panneau et les appuis, et quelles sont les règles pouvant être déduites. En plus de la caractérisation du comportement des panneaux, la recherche propose un modèle bielle-tirant adéquat en fonction du rapport longueur/hauteur du panneau. Le but est de proposer un modèle bielle-tirant permettant de simplifier la structure en un treillis dont les efforts internes et réactions d'appuis puissent être calculées sans recours à un logiciel de calcul aux éléments finis.

# Abstract

Nowadays, when ecology is a societal issue, wood is undoubtedly the least harmful building material for the environment. Cross-laminated timber (CLT) panels are generating interest for their mechanical properties. As a recent material, current norms do not provide yet a complete calculation method for their use in vertical diaphragms.

The aim of this thesis is to characterize how vertical diaphragms in CLT react via the “SCIA Engineer” software which is a finite element calculation program. Moreover, it is to attempt an interpretation of the results through the Strut-and-Tie Modelling (STM) method.

By varying several parameters, the use of numerical simulations demonstrates the possibility to highlight how these parameters influence the forces in the panel and the supports, and what rules can be deduced. In addition to characterizing the performance of the panels, the research offers a suitable Strut-and-Tie model based on the length/height ratio of the panel.

The purpose is to provide a Strut-and-Tie model in order to simplify the structure into a lattice whose internal forces and support reactions can be calculated without the use of finite element calculation software.

# Table des matières

Remerciements.....	I
Résumé.....	II
Abstract .....	III
Table des matières .....	IV
Table des figures.....	VIII
Table des tableaux.....	XII
Introduction.....	1
Contexte.....	1
Objet du travail.....	1
<b>Chapitre 1 Description du produit CLT .....</b>	<b>3</b>
1.1. Présentation du matériau .....	3
1.2. Historique .....	4
1.3. Etat du marché en Belgique .....	5
1.4. Fabrication des panneaux.....	5
1.5. Systèmes de connexion des panneaux .....	6
1.6. Ressources pour la conception en CLT.....	8
1.6.1. Normes européennes, annexes belges.....	8
1.6.2. Guides de référence et acteurs majeurs de la recherche et développement.	
	8
<b>Chapitre 2 Théorie existante pour le dimensionnement des diaphragmes verticaux</b>	<b>10</b>
2.1. Conventions et paramètres géométriques.....	10
2.2. Vérification des états limites ultimes (ELU).....	10
2.2.1. Efforts sollicitants .....	10
2.2.2. Résistances caractéristiques et résistances de calcul.....	11
2.2.3. Flexion selon Y (charges perpendiculaires au plan du panneau).....	11
2.2.4. Compression et traction dans le plan du panneau.....	12

2.2.5.	Cisaillement dans le plan du panneau.....	14
2.2.6.	Combinaison d'effort normal et de flexion .....	15
2.3.	Méthodes de calcul dans la littérature pour le calcul de la résistance des diaphragmes verticaux.....	15
2.3.1.	Introduction.....	15
2.3.2.	Méthode A – Casagrande et al. (2016).....	16
2.3.3.	Méthode B – Tomasi (2013).....	17
2.3.4.	Méthode C – Wallner-Novak et al. (2013) .....	18
2.3.5.	Méthode D – Pei et Lindt (2012).....	19
2.3.6.	Conclusion.....	20
2.4.	Caractérisation de la résistance en compression oblique du CLT .....	21
2.2.7.	Introduction.....	21
2.2.8.	Compression/traction en dehors des axes orthotropes pour le bois massif	21
2.2.9.	Adaptation du critère pour le CLT.....	22
<b>Chapitre 3 Caractérisation du comportement des diaphragmes verticaux via le logiciel de calcul aux éléments finis SCIA Engineer .....</b>		<b>24</b>
3.1.	Le logiciel SCIA Engineer.....	24
3.2.	Implémentation des paramètres du panneau.....	24
3.3.	Matrice de rigidité d'un panneau CLT .....	26
3.4.	Software CLT Designer .....	28
3.5.	Connexion panneau – fondation : Modélisation d'un panneau sur chant chargé horizontalement dans son plan. ....	29
3.5.1.	Introduction.....	29
3.5.2.	Modélisation des connecteurs.....	29
3.5.2.1.	Cas 1 : Appuis verticaux continus en traction/compression .....	29
3.5.2.2.	Cas 2 : Appuis verticaux aux extrémités en traction/compression ..	31
3.5.2.3.	Cas 3 : Appuis verticaux continus en compression seule et appuis ponctuels aux extrémités en traction seule.....	32
3.5.3.	Paramètres influençant la distribution des réactions d'appuis .....	34
3.5.3.1.	Longueur du panneau.....	34
3.5.3.1.1.	Charge répartie linéairement .....	35

3.5.3.1.2. Charge ponctuelle.....	39
3.5.3.2. Hauteur du panneau.....	44
3.5.3.2.1. Charge répartie linéaire .....	44
3.5.3.2.2. Charge ponctuelle.....	46
3.5.3.3. Point d'application de la charge ponctuelle horizontale.....	46
3.5.3.4. Intensité de la charge horizontale.....	49
3.5.3.4.1. Force horizontale linéaire.....	49
3.5.3.4.2. Force horizontale ponctuelle.....	50
3.5.3.5. Distance au bord des équerres d'ancrage .....	51
3.5.3.6. Raideur des équerres de cisaillement .....	53
3.5.3.7. Raideur de l'appui en compression .....	54
<b>Chapitre 4 Essai d'interprétation des résultats par la méthode des bielles et tirants.....</b>	<b>56</b>
4.1. Introduction.....	<b>Erreur ! Signet non défini.</b>
4.2. Théorie de la poutre-voile.....	56
4.3. Analogie avec les modèles bielles-tirants de Schlaich et Schäfer.....	56
4.4. Modèle bielle-tirant pour un panneau dont le rapport longueur sur hauteur inférieur à deux.....	58
3.8.1. Construction du modèle bielle-tirant pour le cas $H = 3m$ et $L = 3m$ ....	58
3.8.2. Généralisation .....	61
4.5. Modèle bielle-tirant pour un panneau dont le rapport longueur sur hauteur est supérieur à 3.....	63
3.9.1. Construction du modèle bielles-tirants.....	63
3.9.2. Généralisation .....	73
4.6. Rapport longueur sur hauteur entre deux et trois .....	75
3.10.1. Schéma STM.....	75
<b>Conclusion .....</b>	<b>77</b>
<b>Bibliographie.....</b>	<b>80</b>
<b>Annexes.....</b>	<b>VII</b>
Annexe 1 : Valeurs des coefficients de simultanité $\Psi$ et de sécurité pour les bâtiments selon la norme NBN EN 1990-ANB 2005.....	VII

Annexe 2 : Valeurs des résistances caractéristiques selon la norme EN 338 : 2016.  
..... VIII

Annexe 3 : Mécanismes de rupture par cisaillement plan d'un panneau CLT ..... VII

Annexe 4 : Ouverture dans le panneau..... VIII

# Table des figures

Figure 1 - HoHo, Vienne, 2018, hauteur de 84m.....	4
Figure 2 - Forte Living, Melbourne, 2012, hauteur de 32m.....	4
Figure 3 - Les Tanneries, Namur, 2014, Rez+3.....	5
Figure 4 - Les closières, Mont-sur-Marchienne, 2015, Rez+4.....	5
Figure 5 - KI-ETUDE, Namur, 2016, Rez+5.....	5
Figure 6 - Perle, Bruxelles, 2018, Rez+3.....	5
Figure 7 - Configuration d'un panneau CLT [3].....	6
Figure 8 - Panneaux CLT de types Q (à gauche) et L (à droite).....	6
Figure 9 - Exemple de mécanismes de rupture sous charges horizontales [5].....	7
Figure 10 - Systèmes de connexion des structures CLT [5].....	7
Figure 11 - Représentation des axes cartésiens [10].....	10
Figure 12 - Flexion perpendiculaire au plan du panneau.....	12
Figure 13 - Diaphragme vertical pour la méthode A.....	16
Figure 14 - Diaphragme vertical pour la méthode B.....	17
Figure 15 - Diaphragme vertical pour la méthode C.....	18
Figure 16 - Diaphragme vertical pour la méthode D.....	19
Figure 17 - Résistance à la traction et compression oblique bois massif C24 [18].....	21
Figure 18 - Implémentation données orthotropes sur SCIA.....	25
Figure 19 - Efforts internes, contraintes et axes de calculs hors du plan [8].....	25
Figure 20 - Efforts internes, contraintes et axes de calculs hors du plan [8].....	25
Figure 21 - Relation entre forces et déplacements [8].....	26
Figure 22 - Matrice de rigidité d'un panneau CLT [8].....	26
Figure 23 - Fabricants de panneaux CLT proposé par le logiciel CLT Designer.....	28
Figure 24 - Données panneau CLT via le logiciel CLT Designer.....	28
Figure 25 - Configuration des appuis pour le cas 1.....	30
Figure 26 - Réactions d'appuis verticales $R_z$ .....	30
Figure 27 - Réactions d'appuis horizontales $R_x$ .....	31
Figure 28 - Configuration des appuis pour le cas 2.....	31
Figure 29 - Réactions d'appuis verticales $R_z$ .....	32
Figure 30 - Réactions d'appuis horizontales $R_x$ .....	32
Figure 31 - Configuration des appuis pour le cas 3.....	33
Figure 32 - Activation de la licence "Appuis non-linéaires".....	33
Figure 33 - Réactions d'appuis verticales $R_z$ .....	34
Figure 34 - Réactions d'appuis verticales $R_z$ (zoom).....	34
Figure 35 - Réactions d'appuis horizontales $R_x$ .....	34

Figure 36 – Réactions d'appuis verticales pour une variation de la longueur du panneau et une charge linéairement répartie.....	35
Figure 37 - Réactions d'appuis verticales - Charge linéairement répartie .....	36
Figure 38 - Courbes de l'évolution du bras de levier en fonction de la longueur et hauteur du panneau CLT .....	37
Figure 39 - Trajectoires des contraintes principales de compression (gauche) et de traction (droite) pour un panneau de dimension $H = 3\text{m}$ et $L = 3\text{m}$ .....	38
Figure 40 - Trajectoires des contraintes principales de compression pour un panneau de dimensions.....	38
Figure 41 - Trajectoires des contraintes principales de traction pour un panneau de dimensions .....	39
Figure 42 - Réactions d'appuis verticales pour différentes dimensions de panneau....	39
Figure 43 - Réactions d'appuis verticales pour panneaux de différentes hauteur et longueur.....	39
Figure 44 - Bras de levier en fonction de la longueur du panneau CLT .....	41
Figure 45 - Angle bielle de compression pour $H = 1\text{m}$ .....	42
Figure 46 - Angle bielle de compression en fonction de $L$ et $H$ .....	43
Figure 47 - Réactions d'appuis verticales pour une variation de hauteur du panneau. ....	44
Figure 48 - Bras de levier en fonction de la hauteur du panneau CLT.....	45
Figure 49 - Réactions d'appuis verticales pour un panneau de hauteur croissante ....	45
Figure 50 - Paramètres d'analyse pour des panneaux de hauteur croissante .....	45
Figure 51 - Réactions d'appuis verticales pour panneaux de différentes hauteur et longueur.....	46
Figure 52 - Réactions d'appuis verticales pour un déplacement de la charge ponctuelle horizontal.....	47
Figure 53 - Réactions d'appuis verticales pour un déplacement de la charge ponctuelle horizontal.....	48
Figure 54 - Augmentation de la charge horizontale linéaire.....	49
Figure 55 - Tableaux des valeurs pour une augmentation de l'effort horizontal.....	50
Figure 56 - Bras de levier par rapport à l'effort horizontal pour un panneau de dimensions $L=3\text{m}$ et $H=3,3\text{m}$ .....	51
Figure 57 - Réactions d'appuis verticales pour les Cas 1, Cas 2, Cas 3, Cas 4.....	52
Figure 58 - Cas 1 : Réactions d'appuis verticales.....	52
Figure 59 - Cas 2 : Réactions d'appuis verticales.....	52
Figure 60 - Cas 3 : Réactions d'appuis verticales.....	53
Figure 61 - Cas 4 : Réactions d'appuis verticales.....	53
Figure 62 - Réactions d'appuis verticales pour différentes valeurs de rigidité des équerres de cisaillement .....	54

Figure 63 - Réactions d'appuis verticales pour une variation de la rigidité des appuis en compression.....	55
Figure 64 - Contrainte selon x + Force de traction (rouge) et résultante en compression (bleue) .....	57
Figure 65 - Contraintes selon x dans le voile [23] .....	57
Figure 66 – Détermination des distances z et d [23] .....	57
Figure 67 - Modélisation sur SCIA Engineer d'un panneau sur chant chargé horizontalement .....	57
Figure 68 - Direction des contraintes principales compression calculées avec SCIA Engineer.....	58
Figure 69 - Direction des contraintes principales de traction calculées avec SCIA Engineer.....	58
Figure 70 - Réactions d'appuis verticales calculées avec SCIA Engineer. ....	58
Figure 71 - Réactions d'appuis horizontales calculées avec SCIA Engineer. ....	58
Figure 72 - Modèle bielle-tirant pour un panneau de dimension H = 3 [m] L = 3 [m] .....	59
Figure 73 - Valeurs des efforts du modèle bielle-tirant pour un panneau de dimensions H = 3 [m] et L = 3 [m].....	59
Figure 74 - Equilibre statique du nœud A (Figure 35) .....	59
Figure 75 - Equilibre statique du nœud B (Figure 35).....	59
Figure 76 - Equilibre statique du nœud C (Figure 35) .....	59
Figure 77. Modèle bielle-tirant.....	61
Figure 78. Forces modèle bielle-tirant.....	61
Figure 79 - Réactions d'appuis verticales sur SCIA pour un panneau de dimensions H = 3m et L = 10m, soumis à une charge horizontale de 100kN .....	63
Figure 80 - Réactions d'appuis verticales sur SCIA pour un panneau de dimensions H = 3m et L = 13m, soumis à une charge horizontale de 130kN .....	63
Figure 81 - Réactions d'appuis verticales sur SCIA pour un panneau de dimensions H = 3m et L = 16m, soumis à une charge horizontale de 160kN .....	63
Figure 82 - Longueur en compression scindée en deux zones avec résultantes R <sub>v,1</sub> et R <sub>v,2</sub> pour un panneau de dimensions H = 3m et L = 10m .....	64
Figure 83 - Longueur en compression scindée en deux zones avec résultantes R <sub>v,1</sub> et R <sub>v,2</sub> pour un panneau de dimensions H = 3m et L = 13m .....	64
Figure 84 - Longueur en compression scindée en deux zones avec résultantes R <sub>v,1</sub> et R <sub>v,2</sub> pour un panneau de dimensions H = 3m et L = 16m .....	64
Figure 85 - Réactions d'appuis verticales sur SCIA pour un panneau de dimensions H = 3m et L = 10m et 3 appuis ponctuels.....	65
Figure 86 - Rapport R <sub>v</sub> /F <sub>T</sub> en fonction de L/H .....	66

Figure 87 - Réactions d'appuis horizontales sur SCIA pour un panneau de dimensions $H = 3\text{m}$ et $L = 10\text{m}$ et 3 appuis ponctuels.....	66
Figure 88 - Réactions d'appuis horizontales pour un appui continu sur SCIA.....	67
Figure 89 - Rapport $R_h/F_T$ en fonction de $L/H$ .....	67
Figure 90 - Rapport $F_T/F_H$ en fonction du rapport $L/H$ .....	68
Figure 91 - Modèle bielle-tirant pour un panneau de dimensions $H = 3\text{m}$ et $L = 10\text{m}$ .....	69
Figure 92 - Décomposition de $F_H$ en $F_T$ et $F_1$ .....	69
Figure 93 - Décomposition de $F_1$ en $F_2$ et $F_3$ .....	70
Figure 94 - Détermination de $F_5$ à partir de $R_{v,1}$ , $R_{v,2}$ et $F_2$ .....	70
Figure 95 - Détermination de $F_4$ à partir de $R_{v,2}$ et $R_{h,2}$ .....	71
Figure 96 - Détermination de $F_6$ à partir de $F_4$ et $F_5$ .....	72
Figure 97 - Modèle bielle-tirant pour un panneau de dimensions $H = 3\text{m}$ et $L = 10\text{m}$ .....	72
Figure 98 - Modèle bielle-tirant pour un panneau de dimensions $H$ et $L$ .....	73

# Table des tableaux

Tableau 1 - Tableau comparatif de la conductivité et de la résistance thermique des matériaux utilisés pour le gros œuvre [2] .....	3
Tableau 2 - Valeurs du coefficient $k_{mod}$ selon la classe de service et la durée d'application de la charge.....	11
Tableau 3 - Valeurs du coefficient de la longueur de flambement.....	13
Tableau 4 - Tableau des paramètres du panneau en fonction des dimensions. ....	37
Tableau 5 - Variation de la largeur du voile pour une hauteur de voile de 3,3 m.....	41
Tableau 6 - Calcul de $F_T$ sur SCIA Engineer pour différentes dimensions de panneau. ....	68

# Introduction

## Contexte

Le XXI<sup>ème</sup> siècle est marqué par un retour de l'usage du bois dans la construction pour ses propriétés mécaniques attrayantes ainsi que son caractère écologique, recyclable et renouvelable. Parmi les systèmes constructifs existants, les structures en panneaux de bois lamellé-croisé (*cross-laminated timber* ou CLT en anglais) offrent de nombreuses possibilités, notamment pour la réalisation de bâtiments de moyenne et grande hauteur. L'utilisation du CLT étant récente, les universités, centres de recherche et bureaux d'études en stabilité travaillent en collaboration pour développer des théories facilitant la conception et le calcul de ces structures. C'est dans ce cadre que mon travail s'inscrit, étant le fruit d'une collaboration entre l'Université Catholique de Louvain et le bureau d'étude Ney&Partners Wow, spécialisé dans la conception et l'expertise de structures en bois.

## Objet du travail

L'objet du travail est d'interpréter le fonctionnement des diaphragmes verticaux des structures CLT par la méthode des bielles et tirants. Il a pour but de proposer une méthode simple pour dimensionner un panneau CLT sur chant chargé horizontalement, sans passer par un logiciel de calcul aux éléments finis. Le travail se structure en quatre chapitres.

Le premier chapitre introduit les structures CLT avec un historique du matériau, son intérêt et l'état du marché actuel. Il aborde la fabrication des panneaux, les systèmes de connexion et les ressources pour la conception de telles structures.

Le second chapitre présente une synthèse de la théorie existante pour le dimensionnement des panneaux CLT en tant que murs de contreventement. Les critères de résistance sont rappelés ainsi que les méthodes analytiques publiées dans la littérature. Aucune théorie n'étant connue à ce jour pour le calcul de la résistance en compression oblique du CLT, des critères de vérification sont proposés par rapport aux essais en laboratoire réalisés par Alexandre Dheur et Brian Lefèvre.

Le quatrième chapitre aborde la modélisation des diaphragmes verticaux en CLT dans le logiciel de calculs aux éléments finis *SCIA Engineer*. Pour un panneau sur chant chargé horizontalement dans son plan, une étude des paramètres influençant la longueur en compression du panneau, les réactions d'appuis et contraintes internes est réalisée.

Finalement, le dernier chapitre propose un modèle bielle-tirant et une méthodologie pour dimensionner un panneau CLT vertical soumis à un effort horizontal ponctuel dans son plan. Une analyse des champs de contraintes au sein du panneau est réalisée ainsi qu'une résolution par la méthode des bielles et tirants. Une synthèse des étapes pour le dimensionnement est présentée avec les vérifications des critères de rupture adéquats.

# Chapitre 1

## Description du produit CLT

### 1.1. Présentation du matériau

Le panneau de bois lamellé-croisé, plus communément appelé panneau CLT est un élément de structure utilisé pour la réalisation de bâtiments. Son domaine d'utilisation est large, allant de la construction de la maison unifamiliale à l'immeuble multi-étages. Ses performances mécaniques sont telles qu'il peut être considéré comme une alternative au béton armé. Le système constructif CLT se compose de grands panneaux en bois massif pouvant constituer les murs, cloisons, planchers et toitures du bâtiment.

Un panneau se compose de planches collées ou clouées entre elles en couches croisées, avec généralement 3 à 9 couches [1]. La stratification de couches croisées permet d'augmenter la rigidité bidirectionnelle et d'obtenir un comportement orthotrope du panneau.

Si le bois est souvent cité comme le matériau de l'avenir, c'est pour son aspect écologique, recyclable et renouvelable. Sa production et sa transformation sont peu énergivores. Il présente un écobilan positif grâce au stockage du CO<sub>2</sub> pendant toute la durée de vie du panneau, et grâce à la production d'oxygène des nouvelles plantations qui réalisent la photosynthèse.

En plus de son rapport résistance/poids propre excellent, le bois présente des performances énergétiques en terme d'isolation thermique supérieures à ses concurrents.

Paramètres	Polyuréthane	Bloc d'argex creux	Bloc en terre cuite creux	Bloc cellulaire (YTONG)	Béton	Panneau CLT
Épaisseur [cm]	20	19	19	20	20	20
Conductivité thermique $\lambda$ [W/mK]	0,035	0,53	0,26	0,12	2,1	0,1
Résistance thermique R [ $m^2K/W$ ]	5,71	0,36	0,73	1,66	0,10	2,00

Tableau 1 - Tableau comparatif de la conductivité et de la résistance thermique des matériaux utilisés pour le gros œuvre [2]

## 1.2. Historique

Au milieu des années 1990, la recherche sur la conception de structures en CLT a commencé à se développer en Suisse et en Autriche [2]. Ce système constructif répondait à la demande de processus de préfabrication pour augmenter la rapidité d'exécution des chantiers. [3]

Dès 1996, les industries autrichiennes et les écoles ont travaillé en collaboration pour aboutir à la conception du panneau CLT tel qu'il est fabriqué aujourd'hui. Grâce à l'engouement dans les années 2000 pour les bâtiments écologiques, la construction en CLT a pris de l'ampleur, principalement dans les pays d'Europe centrale. En 2006, le premier Agrément Technique Européen (ETA) est rédigé par le fabricant de panneaux KLH. [2]

En 2008, la première tour en CLT, la Timber Tower, voit le jour aux Royaume-Unis. Sa structure de 9 étages compte 8 étages en panneau CLT. Ce premier bâtiment de grande hauteur a servi de référence pour une série d'autres projets de grande envergure en CLT. A partir de 2011, le produit est importé au Canada, aux Etats-Unis et en Nouvelle-Zélande où le marché commence à se développer.

En 2012, la construction d'un immeuble multi-étages, le Forte Living en Australie, établit un nouveau record de hauteur pour ses 10 étages et ses 32 mètres de hauteur. En 2018, l'immeuble HoHo, le plus haut bâtiment en bois au monde, a été réalisé à Vienne. Il mesure 84 mètres de haut et se compose de murs en CLT, d'un noyau central en béton et de planchers mixtes bois-béton.

Aujourd'hui, on observe un engouement pour les structures CLT avec des projets immobiliers qui voient le jour dans de nombreux pays du monde.



Figure 1 - HoHo, Vienne, 2018, hauteur de 84m



Figure 2 - Forte Living, Melbourne, 2012, hauteur de 32m

### 1.3. Etat du marché en Belgique

Hout Info Bois, organisme belge d'information technique et de promotion valorisant le bois et son utilisation, réalise annuellement un état de l'art de la construction bois en Belgique, en collaboration avec l'Office Economique Wallon du bois. En 2018, pas moins de 8% des nouvelles constructions en bois ont été réalisées en panneaux massifs CLT. En rénovation, extension et surélévation, la part de marché du CLT s'est vue diminuer de 12% à 4% entre 2016 à 2018. En effet, le système constructif ossature bois présente des avantages pour sa légèreté, son coût et son caractère modulable [4].

Dans le secteur des bâtiments multiétages, le CLT est le système constructif en bois le plus utilisé. De nombreux projets en Belgique ont vu le jour tels que :



Figure 3 - Les Tanneries, Namur, 2014, Rez+3



Figure 4 - Les closières, Mont-sur-Marchienne, 2015, Rez+4



Figure 5 - KI-ETUDE, Namur, 2016, Rez+5



Figure 6 - Perle, Bruxelles, 2018, Rez+3

### 1.4. Fabrication des panneaux

Les panneaux CLT sont composés de planches de bois massif empilées en couches perpendiculaires, collées entre elles sur leur surface. Le nombre de couches ou plis est toujours impair de manière à ce que les plis extérieurs soient orientés dans la même direction. Il existe des panneaux de 3, 5, 7 et 9 plis croisés.

Les dimensions des panneaux varient selon les fabricants mais les dimensions courantes d'un panneau se situent généralement entre 2,9m et 3,5m pour la hauteur, et entre 15 et 20m pour la longueur. Leur épaisseur dépend du nombre de plis et des combinaisons possibles entre les différentes épaisseurs de planches.

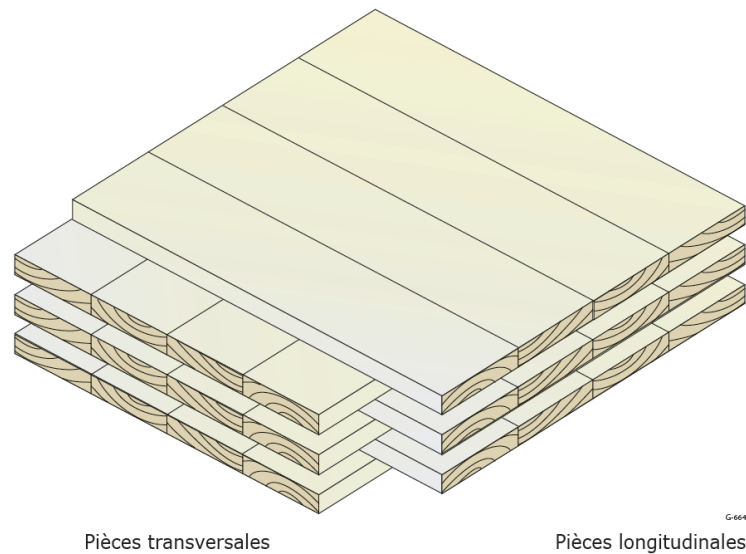


Figure 7 - Configuration d'un panneau CLT [3]

Il existe deux types de panneaux selon l'orientation des planches des plis extérieurs :

- Panneaux de type Q : les planches des plis extérieurs sont orientées transversalement par rapport à la longueur du panneau. Ces panneaux sont utilisés principalement pour des parois verticales. La hauteur maximale des murs étant alors limitée par la largeur du panneau (maximum 3,5m).
- Panneaux de type L : les planches des plis extérieurs sont orientées longitudinalement par rapport à la longueur du panneau. Ces panneaux sont utilisés en planchers, en panneaux de toiture mais également pour des parois verticales si la hauteur souhaitée des étages est supérieure à 3,5m.

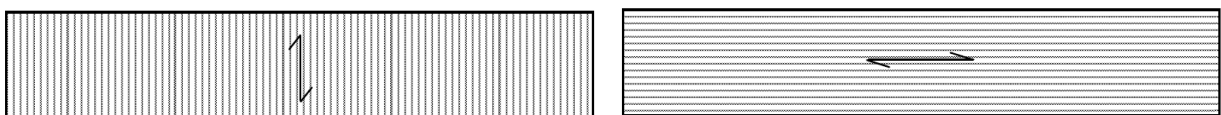


Figure 8 - Panneaux CLT de types Q (à gauche) et L (à droite)

## 1.5. Systèmes de connexion des panneaux

Lors de la conception d'une structure, il faut prendre en compte son comportement lorsqu'elle est soumise à des efforts verticaux et horizontaux tels que le vent et les séismes. La conception du système d'assemblage des panneaux est fondamentale pour garantir la résistance de la structure aux sollicitations. Tous les types de rupture sont à envisager et à prévenir par des connexions adéquates.

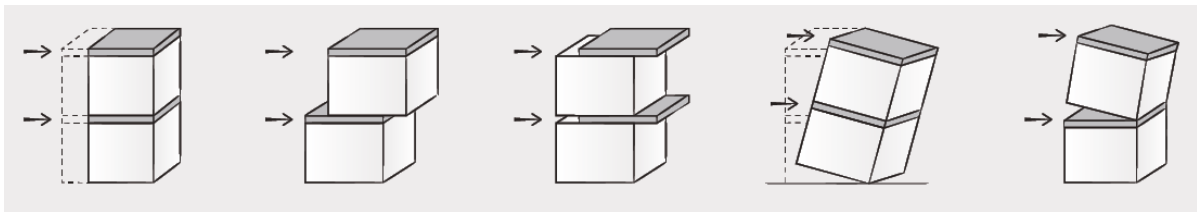


Figure 9 - Exemple de mécanismes de rupture sous charges horizontales [5]

Les panneaux CLT doivent être dimensionnés de manière à résister aussi bien aux efforts de traction-compression  $N_{ed}$  qu'aux moments  $M_{ed}$  et aux contraintes de cisaillement  $\tau_{ed}$ .

Dans le cas des panneaux verticaux, les connecteurs panneaux-fondations et panneaux-panneaux sont dimensionnés pour reprendre les efforts de traction et de cisaillement :

- Des équerres d'ancrage ou plaques perforées sont placées aux extrémités du panneau pour assurer la reprise des efforts de traction. Elles se posent dans les angles et les baies, aussi bien en pied du panneau qu'au niveau des planchers d'étages. (1, 2 5 et 6 sur la Figure)
- Des équerres de cisaillement sont placées le long des panneaux, sur l'ensemble de la structure, afin d'assurer la reprise des efforts de cisaillement. (3 et 4 sur la Figure)

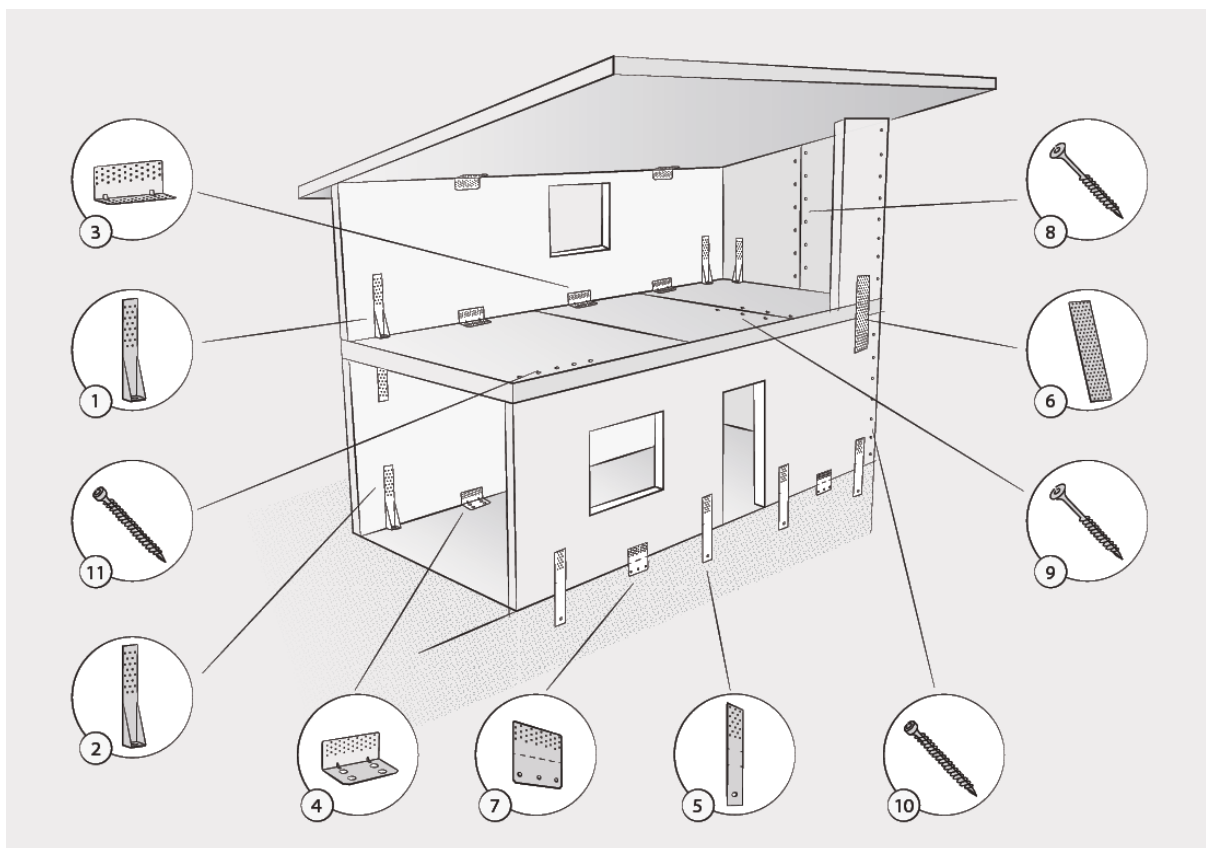


Figure 10 - Systèmes de connexion des structures CLT [5]

## 1.6. Ressources pour la conception en CLT

### 1.6.1. Normes européennes, annexes belges

Les documents publiés par le Comité Européen de Normalisation (CEN) sont l'Eurocode 5 et la norme EN16351.

Les Eurocodes sont les normes européennes de dimensionnement et de justification des structures de bâtiment et de génie civil. Elles ont pour but d'harmoniser les techniques européennes pour le calcul et rendre aisé l'accès des entreprises sur les marchés d'autres états membres. L'Eurocode 5 (EN 1995-1-1, EN 1995-1-2, EN 1995-2) aborde la conception et le calcul des structures en bois. Des annexes belges complètent cet Eurocode. Une révision de l'Eurocode 5 avec un chapitre dédié aux éléments en CLT est prévue à l'horizon 2020.

Les normes et publications concernant la normalisation sont des lignes directrices facultatives qui fournissent des spécifications techniques pour les produits, les services et les processus. Elles sont élaborées par des organismes de normalisation privés, à l'initiative des parties prenantes qui les considèrent nécessaires. Bien qu'elles soient facultatives, leur utilisation permet de prouver que les produits et services atteignent un niveau de qualité, de sécurité et de fiabilité [6]. La norme EN16351, parue en Novembre 2015, spécifie les dispositions concernant les caractéristiques de performance du CLT.

Le marquage CE permet de faciliter la libre circulation des produits dans l'espace européen en garantissant le respect des législations. Les fabricants européens ont l'obligation d'obtenir ce marquage pour les produits utilisés dans la construction. L'obtention de ce marquage passe par le respect de la norme EN16351 et des agréments techniques européens (ETA). D'autres référentiels ont été élaborés par des organismes de normalisation : les Documents Techniques d'Applications (DTA), des Avis Techniques (Atec) et les Appréciation Technique d'Expérimentation (ATEX) réalisées par un comité d'experts.

### 1.6.2. Guides de référence et acteurs majeurs de la recherche et développement.

Plusieurs guides ont été édités par des centres de recherche et développement indépendants du Comité Européen de Normalisation.

Plusieurs instituts dont le centre de recherche de l'université de technologie de Graz en Autriche ont publié le "*BSP handbuch, Holz- Massivbauweise in Brettsperrholz [6]*", manuel contenant des méthodes de calcul et recherches. Il est considéré comme un document de référence en Europe.

L'organisme canadien FPInnovations a publié l'ouvrage "*CLT – Manuel sur le bois lamellé croisé*" [3]. Cet organisme sans but lucratif se compose d'experts qui effectuent des recherches et essais pour favoriser le développement de la construction bois. Le manuel aborde les aspects techniques et pratiques du CLT avec des rapports et résultats d'études.

Le guide "*RAGE Panneaux massifs bois contrecollés*" [7] a été publié par des acteurs de la construction en France tels que le CSTB et l'AQC. Il présente des méthodes de calcul et de conception du CLT ainsi que des informations techniques sur des solutions innovantes améliorant les performances énergétiques des bâtiments.

L'association autrichienne Pro Holz fait la promotion du bois dans la construction auprès des professionnels et du grand public en publiant des documents de références en s'associant avec des fabricants de CLT qui financent les recherches. L'ouvrage "*Cross-Laminated Timber Structural Design, Basic design and engineering principles according*" to Eurocode [8] est un document de référence.

La COST, Coopération européenne dans le domaine de la recherche scientifique et technique, regroupe de nombreux acteurs de la recherche et du développement du CLT. Des conférences sont régulièrement organisées et des ouvrages publiés. La COST Action FP1402 a publié en 2018 l'ouvrage "*Properties, Testing and Design of Cross Laminated Timber*" [9]

Les universités et centres de recherches contribuent également à faire avancer la recherche, telles que les universités de Graz, Lausanne, Vienne, Innsbruck, Munich et Karlsruhe. L'université des technologies de Graz en Autriche est pionnière de la recherche et du développement du CLT. Cet institut, spécialisé dans le domaine de la structure bois, a permis la réalisation de nombreux mémoires et thèses grâce à son centre de recherches.

Les fabricants de CLT tels que Stora Enso, Binderholz et KLH forment des alliances avec des associations et entreprises. Ensemble, ils contribuent à la recherche et réalisent des études sismiques, des études sur le feu ou sur l'isolation.

# Chapitre 2

## Théorie existante pour le dimensionnement des diaphragmes verticaux

### 2.1. Conventions et paramètres géométriques

La stratification de couches croisées rend le comportement du panneau CLT orthotrope. Les axes cartésiens sont définis comme suit : l'axe X (rouge) ou axe 0° suit les plis extérieurs, l'axe Y (vert) ou axe 90° suit les plis perpendiculaires aux plis extérieurs, l'axe Z (bleu) est orienté dans l'axe de la profondeur du panneau [10].

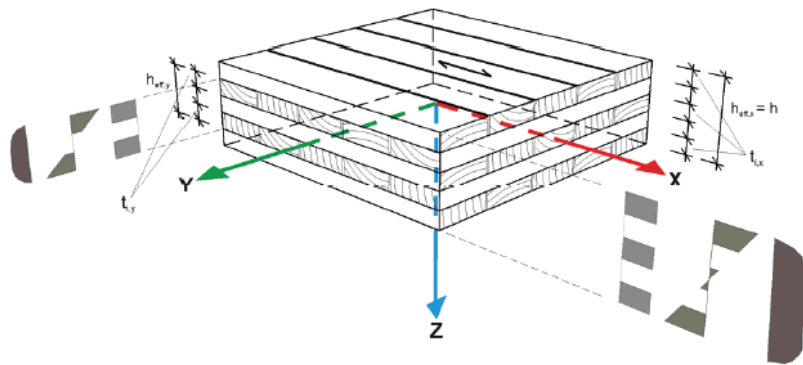


Figure 11 - Représentation des axes cartésiens [10]

### 2.2. Vérification des états limites ultimes (ELU)

#### 2.2.1. Efforts sollicitants

Selon les Eurocodes, les combinaisons d'actions sollicitantes se calculent comme suit :

$$E_d = \sum \gamma_G \cdot E_{G,i,k} + \gamma_Q \cdot E_{Q,i,k} + \sum \Psi_0 \cdot \gamma_Q \cdot E_{Q,i,k}$$

Les valeurs des coefficients avec l'indice G pour les charges permanentes et l'indice Q pour les charges variables. Les valeurs des coefficients  $\Psi_0$  se trouvent dans l'annexe 1.

### 2.2.2. Résistances caractéristiques et résistances de calcul

Les valeurs des résistances caractéristiques ont été uniformisées dans la norme NBN EN 338 (annexe 2).

Les résistances de calcul  $R_d$  se calculent à partir des valeurs caractéristiques du panneau au fractile 5%. Des coefficients recommandés par l'Eurocode 5 corrigent ces valeurs en fonction de l'humidité, la durée d'application des charges et la dispersion des caractéristiques mécaniques du bois.

$$R_d = \frac{R_k}{\gamma_M} * k_{mod} * k_l$$

Le facteur partiel de sécurité  $\gamma_M$  vaut 1,3 pour le bois brut et 1,25 pour le bois lamellé-collé. La valeur  $\gamma_M = 1,3$  est retenue pour le CLT.

Le facteur  $k_{mod}$  tient compte de l'influence de l'humidité et de la durée d'application des charges. La classe de service 3 est proscrite pour le CLT. Selon les agréments techniques européens, les valeurs à considérer pour le CLT sont identiques à celles du bois massif et bois lamellé-collé dans l'Eurocode 5.

Durée de la charge		Instantanée	Courte durée < 1 semaine	Moyen terme 1 semaine à 6 mois	Long terme 6 mois à 10 ans	Permanent
$k_{mod}$	Classe 1 : humidité du bois < 13 %	1,1	0,9	0,8	0,7	0,6
	Classe 2 : humidité du bois entre 13 à 20 %	1,1	0,9	0,8	0,7	0,6

Tableau 2 - Valeurs du coefficient  $k_{mod}$  selon la classe de service et la durée d'application de la charge

Le coefficient  $k_l$  prend en compte l'effet système lors de l'application d'une contrainte de flexion ou de traction. L'interaction positive est due au nombre  $n$  de planches parallèles au sein d'un même pli.

$$k_l = \min \left\{ \begin{array}{l} 1 + 0.025 n \\ 1,1 \end{array} \right.$$

### 2.2.3. Flexion selon Y (charges perpendiculaires au plan du panneau)

Les couches transversales sont négligées et ne contribuent pas à la résistance. Le calcul des contraintes de flexion passe par la détermination du module de flexion net et l'inertie nette. [8]

$$I_{0,net} = \sum_i^n \frac{E_i}{E_c} \cdot \frac{b \cdot d_i^3}{12} + \sum_i^n \frac{E_i}{E_c} \cdot b \cdot d_i \cdot a_i^2$$

$$W_{0,net} = \frac{I_{net}}{Z_{max}}$$

Avec,

$b [m]$  : Largeur du panneau

$d_i [m]$  : Épaisseur de la lamelle « i »

$a_i [m]$  : Distance du centre de gravité de la lamelle « i » par rapport au centre de gravité du panneau.

$E_i [MPa]$  : Module d'élasticité de la lamelle « i »

$E_c [MPa]$  : Module d'élasticité de référence

$Z_{max} [m]$  : Distance entre la position de l'axe neutre et la couche extrême soumise à la flexion. Pour un panneau symétrique, cette valeur vaut  $t_{clt} / 2$  avec  $t_{clt}$  étant l'épaisseur totale du panneau.

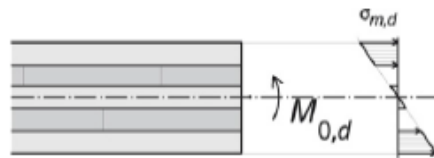


Figure 12 - Flexion perpendiculaire au plan du panneau

Le critère à vérifier pour la flexion selon Y est alors :

$$\frac{M_{0,d}}{W_{0,net}} = \sigma_{m,0,d} \leq k_{mod} \cdot k_l \cdot \frac{f_{m,k}}{\gamma_M}$$

#### 2.2.4. Compression et traction dans le plan du panneau

Les plis transversaux sont négligés, leur contribution est faible [8]. Le calcul de l'aire nette prend en compte les plis longitudinaux, parallèles à l'effort :

$$A_{0,net} = \sum_i^n \frac{E_i}{E_c} \cdot b \cdot d_i$$

Avec,

$b [m]$  : Largeur du panneau

$d_i [m]$  : Épaisseur de la lamelle « i »

$E_i [MPa]$  : Module d'élasticité de la lamelle « i »

$E_c [MPa]$  : Module d'élasticité de référence

Le critère de vérification de la traction en plan est :

$$\frac{N_{0,d}}{A_{0,net}} = \sigma_{t,0,d} \leq k_{mod} \cdot k_l \cdot \frac{f_{t,0,k}}{\gamma_M}$$

Le critère de vérification de la compression en plan est :

$$\frac{N_{0,d}}{A_{0,net}} = \sigma_{c,0,d} \leq k_{mod} \cdot \frac{f_{c,0,k}}{\gamma_M}$$

Pour un élément élancé tel qu'un voile, il faut vérifier la stabilité au flambement de l'élément selon l'axe de flambement y-y.

Rayon de giration :  $i_{y,net} = \sqrt{\frac{I_{0,net}}{A_{0,net}}}$

Longueur de flambement :  $L_{fy} = L \cdot m_y$

Coefficient d'influence de la longueur de flambement :  $m_y$

2	Simple encastrement
1	Bi-articulé
0,7	Encastré-rotulé
0,5	Bi-encastré

Tableau 3 - Valeurs du coefficient de la longueur de flambement

Elancement suivant l'axe y :  $\lambda_y = \frac{L_{fy}}{i_{y,net}}$

Elancement relatif suivant l'axe y :  $\lambda_{rel,y} = \frac{\lambda_y}{\pi} \cdot \sqrt{\frac{f_{c,0,k}}{E_{0,05}}}$

Si  $\lambda_{rel,y} > 0,3$  : Risque de flambement, il faut appliquer le coefficient de flambement.

Si  $\lambda_{rel,y} \leq 0,3$  : Pas de risque de flambement.

Coefficient de flambement :  $k_y = 0,5 \cdot [(1 + \beta_c \cdot (\lambda_{rel,y} - 0,3)) + \lambda_{rel,y}^2]$

$\beta_y = 0,1$  pour le CLT

$$k_{c,y} = \frac{1}{\left(k_y + \sqrt{k_y^2 - \lambda_{rel}^2}\right)}$$

Le critère de compression axiale avec possibilité de flambement est :

$$\frac{N_{0,d}}{A_{0,net} \cdot k_{c,y}} = \sigma_{c,0,d} \leq k_{mod} \cdot \frac{f_{c,0,k}}{\gamma_M}$$

### 2.2.5. Cisaillement dans le plan du panneau

Pour tout panneau CLT utilisé pour assurer le contreventement, il convient de vérifier la résistance au cisaillement et la résistance de l'ancrage. Seuls les plis parallèles horizontaux sont pris en compte. La vérification de la résistance au cisaillement passe par la vérification des 3 modes de ruptures (Annexe 3) : le cisaillement du panneau entier, le cisaillement entre les plis et le cisaillement des joints entre les planches.

Les vérifications des critères de résistance du cisaillement en plan sont [11] :

$$\text{Mécanisme 1 : } \tau_{1,d} = \frac{V_d}{b \cdot t} \leq f_{v,d}$$

$$\text{Mécanisme 2 : } \tau_{2,d} = \frac{V_d}{b \cdot t_{min}} \leq f_{v,S,d}$$

$$\text{Mécanisme 3 : } \tau_{3,d} = \frac{V_d \cdot h}{\sum I_p} \cdot \frac{a}{2} \leq f_{v,T,d}$$

Avec,

$V_d$  [kN] : Effort tranchant sollicitant (force en tête du panneau CLT)

$A$  [m] : Largeur d'une planche

$b$  [m] : Largeur du panneau

$t_{min}$  [m] : Somme des épaisseurs de plis transversaux ou des plis longitudinaux, la plus petite des deux valeurs étant à retenir

$h$  [m] : Hauteur du panneau perpendiculaire à l'effort agissant horizontal

$I_p$  [mm<sup>4</sup>] : Moment d'inertie polaire des sections croisées

$$\sum I_p = n_k \cdot \frac{a^4}{6} = n_f \cdot n_s \cdot \frac{a^4}{6} \quad [8]$$

$n_k$  [/] : Nombre de surfaces collées  $n_k = n_f \cdot n_s$

$n_f$  [/] : Nombre d'intersections

$n_s$  [/] : Nombre de joints longitudinaux de colles

$f_{v,d}$  [kN] : Résistance au cisaillement en plan du panneau (mécanisme 1)

$f_{v,S,d}$  [kN] : Résistance au cisaillement en plan du panneau (mécanisme 2)

$f_{v,T,d}$  [kN] : Résistance au cisaillement dû à la torsion du panneau (mécanisme 3)

### 2.2.6. Combinaison d'effort normal et de flexion

Les panneaux peuvent être soumis à une combinaison d'efforts horizontaux dus au vent et de charges verticales telles que le poids propre et les charges variables. Les contraintes de compression et de flexion s'additionnent. La combinaison de flexion et traction peut être également vérifiée mais la compression avec flambement est plus défavorable. Les valeurs  $i_{0,net}$ ,  $I_{0,net}$ ,  $A_{0,net}$  sont calculées comme pour la vérification de la compression avec flambement. [8]

Le critère de résistance à la combinaison d'efforts de compression et de flexion :

$$\text{Avec risque de flambement : } \left( \frac{N_{0,d}}{\frac{A_{0,net}}{f_{c,0,d}}} \right)^2 + \frac{\frac{M_{0,d}}{W_{0,net}}}{f_{m,d}} \leq 1$$

$$\text{Sans risque de flambement : } \frac{\frac{N_d}{A_{0,net}}}{k_{c,y} \cdot f_{c,0,d}} + \frac{\frac{M_d}{W_{0,net}}}{f_{m,d}} \leq 1$$

Le critère de résistance à la combinaison d'efforts de traction et de flexion :

$$\left( \frac{\frac{N_{0,d}}{A_{0,net}}}{f_{t,0,d}} \right)^2 + \frac{\frac{M_{0,d}}{W_{0,net}}}{f_{m,d}} \leq 1$$

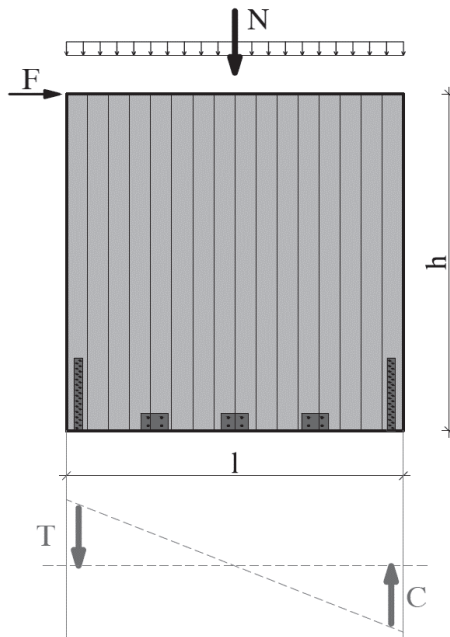
## 2.3. Méthodes de calcul dans la littérature pour le calcul de la résistance des diaphragmes verticaux

### 2.3.1. Introduction

La COST Action FP1402 a publié un document sur le CLT intitulé « Properties, Testing and Design of Cross Laminated Timber » regroupant des publications. Un papier de *Ildiko Lukacs* « State-of-art : Cross Laminated Timber shear wall capacity and stiffness assessment methods » de Ildiko Lukacs [12] résume 4 méthodes proposées pour le calcul de la résistance des diaphragmes verticaux en CLT.

### 2.3.2. Méthode A – Casagrande et al. (2016)

Casagrande et al. proposent une méthode analytique pour calculer la résistance d'un mur de contreventement en CLT d'un étage [13]. Dans leur papier, trois modes de déformation sont définis : la rotation de l'ensemble rigide, la translation de l'ensemble et la déformation par cisaillement du panneau de contreventement. La contribution la plus importante pour la déformation du panneau est la rotation de l'ensemble rigide. L'équation de l'équilibre statique entre les efforts internes et le moment renversant est illustrée ci-dessous :



$$T = \frac{M}{\tau \cdot l}$$

- $T$  : Force de traction agissant sur l'équerre d'ancrage [N]
- $M = F \cdot h$  : moment renversant [Nm]
- $l$  : longueur du panneau [m]
- $\tau \cdot l$  : bras de levier [m]
- $\tau$  : coefficient de bras de levier (0,9 à 0,95)
- $C$  : force de compression agissant sur la fondation [N]

Figure 13 - Diaphragme vertical pour la méthode A

Pour déterminer les efforts internes, une valeur de bras de levier comprise entre 0,9 et 0,95 est recommandée par Casagrande et al. Cette valeur provient de l'article “Simplified cross-laminated timber wall modelling for linear-elastic seismic analysis” [14] qui pose l'hypothèse suivante :

“Leff is the length of the wall panel from the point of rotation to the other end of the panel and may be estimated as 0.9L to 0.95L (for moderately connected and loaded panels) where L is the complete wall panel length.”

Si une charge uniformément répartie  $q$  est également appliquée en tête du panneau, l'effort vertical dans l'équerre d'ancrage peut s'écrire :

$$T = \frac{F \cdot h}{\tau \cdot l} - \frac{q \cdot l}{2}$$

La méthode A permet de calculer la force horizontale  $F$  en considérant la rotation de l'ensemble rigide. L'effort dans l'équerre d'ancrage  $T$  est considéré égal à la résistance de l'équerre  $F_T$ , certifiée par le fabricant. L'écriture de l'équilibre statique

entre le moment de renversement et l'effort de traction dans l'équerre d'ancrage permet d'isoler F et de calculer la résistance du mur de contreventement :

$$F = \frac{(F_t + (\frac{q \cdot l}{2})) \cdot 0,9 \cdot l}{h}$$

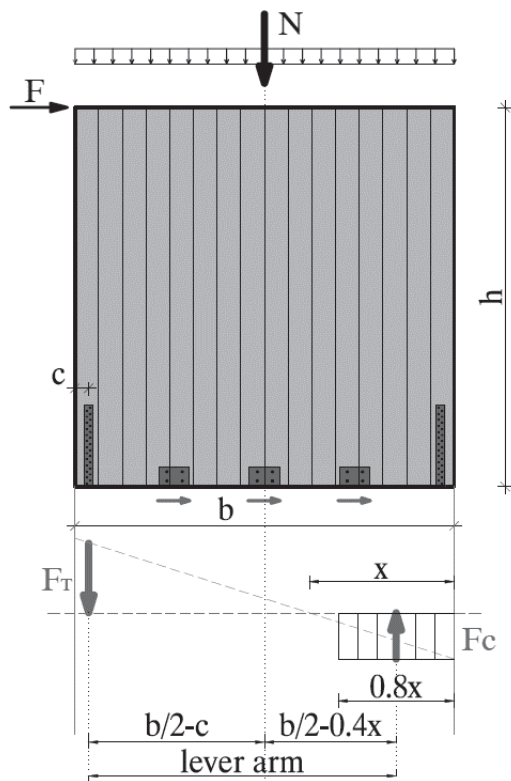
Avec  $\tau = 0,9$

### 2.3.3. Méthode B – Tomasi (2013)

Tomasi propose un modèle « Stress block », en simplifiant la distribution non-linéaire des contraintes dans la zone de compression par une distribution rectangulaire des contraintes (Stress block) [15].

Les termes inconnus sont la position de l'axe neutre et la force de traction dans l'équerre d'ancrage, qui sont déterminés par l'équilibre en translation et rotation.

$$\begin{aligned} F_C - N - F_T &= 0 \\ -M' + F_T \cdot \left(\frac{b}{2} - c\right) + F_C \cdot \left(\frac{b}{2} - 0,4 \cdot x\right) &= 0 \end{aligned}$$



Avec,

$M' = F \cdot h$  : Moment de renversement [N.M]

$F_C$  : Résultante des efforts de compression [N]

$F_T$  : Résistance de l'équerre d'ancrage [N]

$b$  : Largeur du panneau [m]

$h$  : Hauteur du panneau [m]

$c$  : Distance au bord de l'équerre d'ancrage [m]

$x$  : Position de l'axe neutre [m]

Figure 14 - Diaphragme vertical pour la méthode B

La résultante de l'effort de compression dans le panneau vaut :

$$F_C = 0,8 \cdot x \cdot f_{c,d} \cdot s$$

Avec,

$s$  : Epaisseur du panneau [m]

$f_{c,d}$  : Résistance à la compression du panneau de bois [MPa]

La position de l'axe neutre vaut :  $x = \frac{N+F_t}{0,8 \cdot f_{c,k} \cdot s}$  avec  $0 < x \leq \frac{b}{2}$

La force horizontale peut être calculée par la formule :

$$F = \frac{F_t \cdot \left(\frac{b}{2} - c\right) + F_c \cdot \left(\frac{b}{2} - 0,4 \cdot x\right)}{h}$$

#### 2.3.4. Méthode C – Wallner-Novak et al. (2013)

Wallner-Novak et al. proposent une méthode où les équerres d'ancrage s'opposent au glissement du panneau et empêchent le soulèvement du panneau. Cette méthode est similaire à la méthode A et B. Pour le calcul de la force de traction et de cisaillement du panneau, ils proposent une longueur de la zone en compression différente qui correspond à  $\frac{1}{4}$  de la longueur  $b$  du panneau.

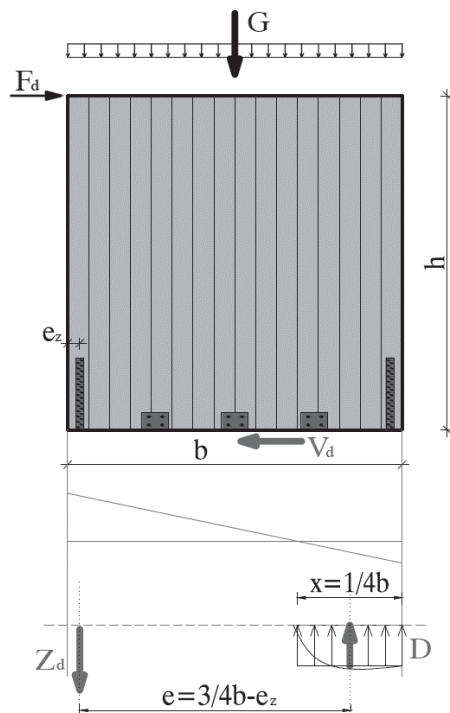


Figure 15 - Diaphragme vertical pour la méthode C

L'effort de traction vaut :

$$Z_D = \frac{F_d \cdot h}{e} - 0,9 \cdot G_{z,k} \text{ [N]}$$

avec  $F_d$  : Effort horizontal [N]

La bras de levier vaut :

$$e = \frac{3}{4} \cdot b - e_z \text{ [m]}$$

avec

$b$  : Longueur du panneau [m]

$e_z$  : Distance au bord de l'équerre d'ancrage [m]

La force de traction  $T$  est considérée égale à la résistance de l'équerre de traction, en prenant en compte un effet réducteur de 10%. En considérant la longueur de la zone de compression égale à  $\frac{1}{4}$  de la longueur du panneau, le bras de levier correspond à  $\frac{3}{4}$  de la longueur du panneau moins la distance entre le bord du panneau et la position de l'équerre d'ancrage.

La force horizontale vaut :

$$F = \frac{(F_t + 0,9 \cdot N) \cdot (\frac{3}{4} \cdot b - e_z)}{h}$$

### 2.3.5. Méthode D – Pei et Lindt (2012)

Cette méthode considère une rotation du panneau rigide autour de son extrémité. Ce modèle cinématique simplifié pour déterminer la résistance latérale du panneau peut être utilisé pour les équerres de cisaillement et de traction, ou pour des équerres empêchant le glissement et le soulèvement du panneau.

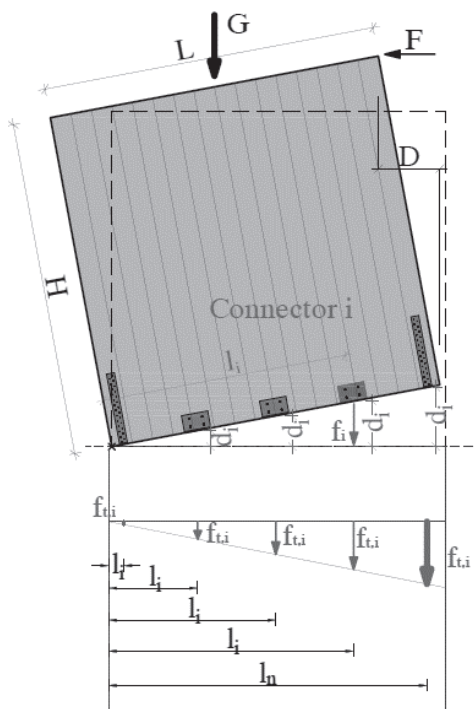


Figure 16 - Diaphragme vertical pour la méthode D

La formule est :  $F(D) = \sum_{i=1}^n \frac{l_i}{H} \cdot f_i \cdot \left( \frac{l_i}{H} \cdot D \right) + \frac{L}{2 \cdot H} \cdot G$

Avec,

$F(D)$  : Force horizontale en fonction de D [N]

$D$  : Déplacement latéral en tête du panneau [m]

$L$  : Longueur du panneau [m]

$H$  : Hauteur du panneau [m]

$G$  : Force de gravité agissant au centre du panneau [N]

$n$  : Nombre de connecteurs entre le panneau et le support

$f_{t,i}$  : Résistance du  $i^{\text{ème}}$  connecteur

$l_i$  : Distance entre le  $i^{\text{ème}}$  connecteur et l'extrémité du panneau [m]

$l_n$  : Distance entre le dernier connecteur et l'extrémité du panneau [m]

Les étapes à suivre pour calculer la résistance latérale du panneau sont :

- 1) Déterminer la résistance à la traction  $F_t$  du connecteur le plus loin du centre de rotation.

- 2) Calculer l'allongement  $d$  pour  $F_t$ .
- 3) Calculer l'allongement  $d_i$  pour chaque connecteur sur base d'une distribution triangulaire.
- 4) Calculer la résistance à la traction pour chaque connecteur sur base de leur raideur ( $F_{i,used} = d_i \cdot f_i$ ).
- 5) Calculer la résistance totale à la rotation avec la force totale horizontale  $F$  :

$$F(D) = \frac{\sum_{i=1}^n F_{i,used} \cdot l_i}{H} + \frac{G \cdot l_n}{H}$$

### 2.3.6. Conclusion

Les méthodes A, B et C prennent en compte la résistance de l'équerre d'ancrage pour calculer la résistance du panneau cisailé.

La méthode D considère la résistance à la traction de tous les connecteurs du panneau. Cette méthode semble être plus précise étant donné qu'elle considère l'influence de tous les connecteurs. En pratique, les équerres de cisaillement travaillent bien dans les deux directions.

Comme le montrent les simulations numériques à l'aide du logiciel de calcul aux éléments finis *SCIA Engineer* dans le chapitre 4, la longueur en compression du panneau et la position de la résultante en compression varient selon plusieurs paramètres tels que la longueur du panneau. L'étude d'un modèle bielle-tirant tenant compte de ces variations est l'objet du chapitre 5.

## 2.4. Caractérisation de la résistance en compression oblique du CLT

### 2.2.7. Introduction

L'application d'un effort horizontal sur un diaphragme vertical en CLT induit une diffusion oblique des efforts de compression jusqu'aux appuis.

Pour le bois massif, il existe une formule empirique pour le calcul de résistance à la compression et traction selon un angle  $\alpha$  par rapport aux fibres du bois. Par contre pour le CLT, aucune théorie n'a été publiée jusqu'à présent.

En collaboration avec Alexandre Dheur et Brian Lefèvre qui ont réalisé différents essais de caractérisation du CLT dans le cadre de leur mémoire [18], j'ai eu l'occasion de participer à la réalisation d'essais en compression oblique à 45° dans les laboratoires LEMSC.

### 2.2.8. Compression/traction en dehors des axes orthotropes pour le bois massif

Pour le bois massif, la résistance en compression et en traction est maximale lorsque la sollicitation agit parallèlement aux fibres et minimale lorsqu'elle agit perpendiculairement aux fibres. Entre ces deux directions, l'Eurocode recommande d'utiliser le modèle basé sur les équations de Hankinson, Hagen et Kollman [19] qui propose une formule empirique pour le calcul de la résistance en compression  $f_{c,\alpha}$  et en traction  $f_{t,\alpha}$  selon un angle  $\alpha$  par rapport aux fibres.

$$f_{c,\alpha} = \frac{f_{c,90} \cdot f_{c,0}}{f_{c,90} \cdot \cos^2(\alpha) + f_{c,0} \cdot \sin^2(\alpha)}$$
$$f_{t,\alpha} = \frac{f_{t,90} \cdot f_{t,0}}{f_{t,90} \cdot \cos^2(\alpha) + f_{t,0} \cdot \sin^2(\alpha)}$$

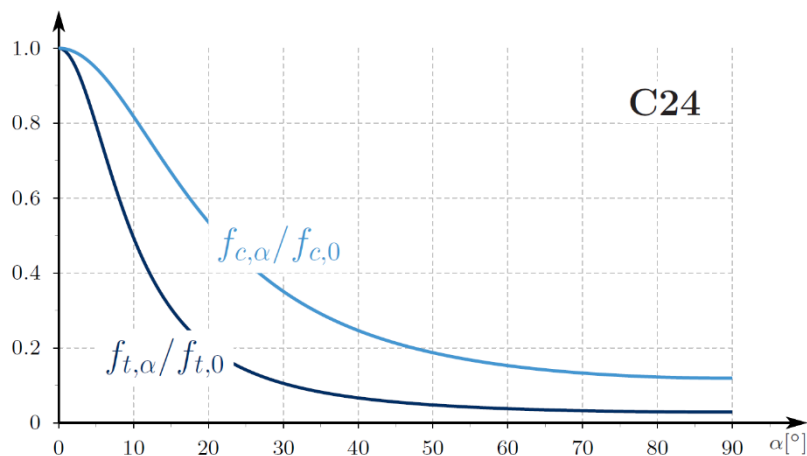


Figure 17 - Résistance à la traction et compression oblique pour du bois massif C24 [18]

### 2.2.9. Adaptation du critère pour le CLT

Dans le mémoire d'Alexandre Dheur et de Brian Lefèvre [18], plusieurs cas sont définis pour le calcul de la résistance à la compression d'un panneau CLT :

- Hankinson pli : Application de la formule d'Hankinson [19] relative à la compression oblique aux différents plis qui composent le stratifié. Le calcul doit être réalisé pour chaque pli, à savoir selon l'angle  $\alpha$  et selon l'angle  $(90 - \alpha)$ .

$$f_{c,\alpha} = \frac{f_{c,90} \cdot f_{c,0}}{f_{c,90} \cdot \cos^2(\alpha) + f_{c,0} \cdot \sin^2(\alpha)}$$

- Hankinson Strat : Utilisation directe des valeurs de compression du CLT. 4 cas sont différenciés, tenant compte des écarts entre les planches de certains plis :

- Hankinson Strat cas 1 :

Cas où les plis extérieurs sont prévus pour la reprise de l'effort axial et le pli central pour la reprise de l'effort transversal.

$$\begin{aligned} f_{c,0}^{St} &= f_{0,k} \cdot \frac{A_x}{A_{tot}} \\ f_{c,90}^{St} &= f_{0,k} \cdot \frac{A_y}{A_{tot}} \\ f_{c,\alpha}^{St} &= \frac{f_{c,0}^{St} \cdot f_{c,90}^{St}}{f_{c,90}^{St} \cdot \cos^2(\alpha) + f_{c,0}^{St} \cdot \sin^2(\alpha)} \end{aligned}$$

- Hankinson Strat cas 2 :

Cas où les plis extérieurs sont prévus pour la reprise de l'effort axial et le pli central pour la reprise de l'effort transversal.

$$\begin{aligned} f_{c,0}^{St} &= f_{0,k} \cdot \frac{A_x}{A_{tot}} f_{c,90}^{St} + f_{90,k} \cdot \frac{A_y}{A_{tot}} \\ f_{c,90}^{St} &= f_{0,k} \cdot \frac{A_y}{A_{tot}} \\ f_{c,\alpha}^{St} &= \frac{f_{c,0}^{St} \cdot f_{c,90}^{St}}{f_{c,90}^{St} \cdot \cos^2(\alpha) + f_{c,0}^{St} \cdot \sin^2(\alpha)} \end{aligned}$$

- Hankinson Strat cas 3 :

Cas où les plis extérieurs sont prévus pour la reprise de l'effort axial et le pli central pour la reprise de l'effort transversal.

$$\begin{aligned} f_{c,0}^{St} &= f_{0,k} \cdot \frac{A_x}{A_{tot}} \\ f_{c,90}^{St} &= f_{0,k} \cdot \frac{A_y}{A_{tot}} + f_{90,k} \cdot \frac{A_x}{A_{tot}} \end{aligned}$$

$$f_{c,\alpha}^{St} = \frac{f_{c,0}^{St} \cdot f_{c,90}^{St}}{f_{c,90}^{St} \cdot \cos^2(\alpha) + f_{c,0}^{St} \cdot \sin^2(\alpha)}$$

- Hankinson Strat cas 4 :

Cas où les plis extérieurs sont prévus pour la reprise de l'effort axial et le pli central pour la reprise de l'effort transversal.

$$f_{c,0}^{St} = f_{0,k} \cdot \frac{A_x}{A_{tot}} f_{c,90}^{St} + f_{90,k} \cdot \frac{A_y}{A_{tot}}$$

$$f_{c,90}^{St} = f_{0,k} \cdot \frac{A_y}{A_{tot}} + f_{90,k} \cdot \frac{A_x}{A_{tot}}$$

$$f_{c,\alpha}^{St} = \frac{f_{c,0}^{St} \cdot f_{c,90}^{St}}{f_{c,90}^{St} \cdot \cos^2(\alpha) + f_{c,0}^{St} \cdot \sin^2(\alpha)}$$

# Chapitre 3

## Caractérisation du comportement des diaphragmes verticaux via le logiciel de calcul aux éléments finis SCIA Engineer

### 3.1. Le logiciel SCIA Engineer

Le logiciel de calcul aux méthodes d'éléments finis *SCIA Engineer* permet de calculer et dimensionner des structures de tous types, aussi bien en béton, en acier, en aluminium qu'en bois grâce aux normes européennes qui sont implémentées. De nombreux bureaux d'étude belges l'utilisent. L'UCLouvain encourage les étudiants à se former à son utilisation par la réalisation de projets durant la scolarité des étudiants ingénieur civil des constructions.

### 3.2. Implémentation des paramètres du panneau

*SCIA Engineer* ne possède pas encore de module spécifique pour le calcul des panneaux CLT. La solution est de modéliser le panneau comme un élément 2D de type « plaque orthotrope » et d'encoder la valeur de la matrice de raideur du panneau. Il est possible d'obtenir la matrice de raideur d'un panneau CLT via le software CLT Designer. Les panneaux standards des fabricants de CLT sont pré-encodés mais il est possible de choisir les paramètres tels que le nombre de plis et leur épaisseur.

Via la méthode des éléments finis, SCIA Engineer permet de calculer les efforts internes en intégrant les déplacements virtuels et la matrice de raideur du panneau.

La matrice de rigidité obtenue peut ensuite être encodée dans le logiciel SCIA, dans le menu *Macro2D* → *Orthotrope*.

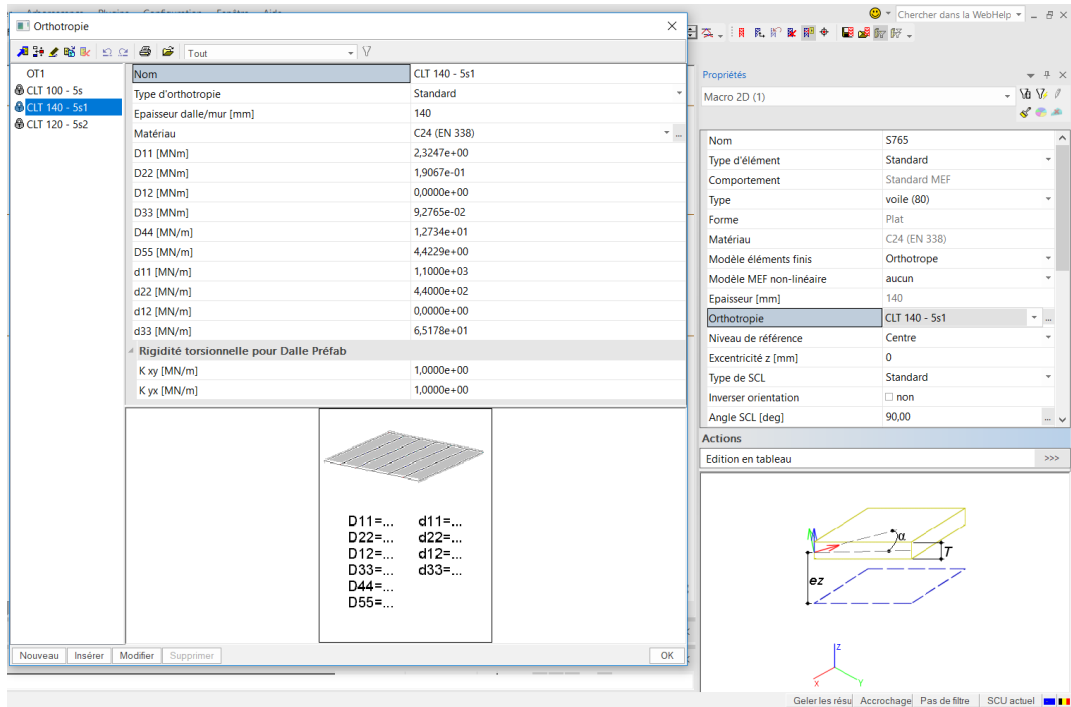


Figure 18 - Implémentation données orthotropes sur SCIA

Les efforts internes pouvant être calculés pour un élément 2D « plaque orthotrope » sur *SCIA Engineer* sont :

- $m_x, m_y$  : Moments selon l'axe X et Y
- $m_{xy}$  : Moments de torsion de la plaque
- $v_x, v_y$  : Efforts tranchants selon l'axe X et Y
- $n_x, n_y$  : Efforts normaux selon l'axe X et Y
- $n_{xy}$  : Effort de cisaillement

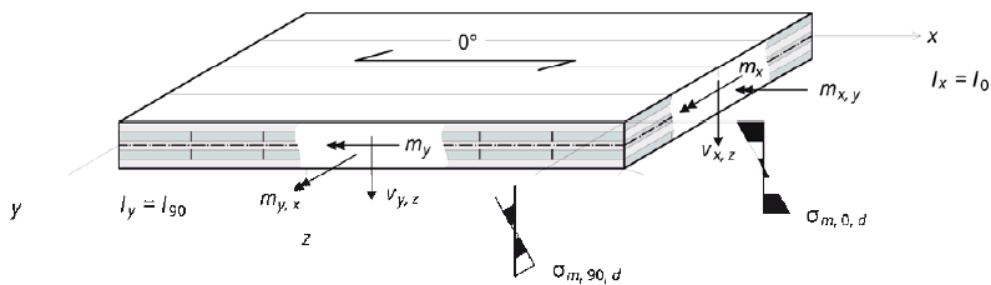


Figure 19 - Efforts internes, contraintes et axes de calculs hors du plan [8]

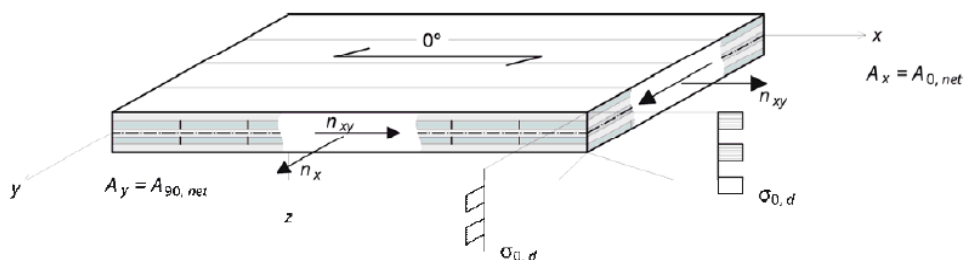


Figure 20 - Efforts internes, contraintes et axes de calculs hors du plan [8]

$$\begin{pmatrix} m_x \\ m_y \\ m_{xy} \\ v_x \\ v_y \\ n_x \\ n_y \\ n_{xy} \end{pmatrix} = [K] \cdot \begin{pmatrix} \frac{\partial \phi_y}{\partial x} \\ \frac{\partial \phi_x}{\partial y} \\ -\frac{\partial \phi_x}{\partial x} \\ \frac{\partial \phi_y}{\partial y} - \frac{\partial \phi_x}{\partial x} \\ \frac{\partial u_z}{\partial x} + \phi_y \\ \frac{\partial u_z}{\partial y} - \phi_x \\ \frac{\partial u_x}{\partial x} \\ \frac{\partial u_y}{\partial y} \\ \frac{\partial u_x}{\partial y} - \frac{\partial u_y}{\partial x} \end{pmatrix}$$

Figure 21 - Relation entre forces et déplacements [8]

### 3.3. Matrice de rigidité d'un panneau CLT

La matrice de rigidité d'un panneau CLT est :

$$[K] = \begin{bmatrix} D_{1,1} & D_{1,2} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ D_{2,1} & D_{2,2} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & D_{3,3} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & D_{4,4} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & D_{5,5} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & D_{6,6} & D_{6,7} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & D_{7,6} & D_{7,7} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & D_{8,8} \end{bmatrix}$$

Figure 22 - Matrice de rigidité d'un panneau CLT [8]

Rigidité flexionnelle en X et Y (charges hors du plan) [2] :

$$\mathbf{X} : K_x = D_{1,1} = \frac{E_{0,mean} \cdot I_{0,net}}{(1 - \nu_{x,y} \cdot \nu_{y,x})} [kNm^2/m]$$

$$\mathbf{Y} : K_y = D_{2,2} = \frac{E_{0,mean} \cdot I_{90,net}}{(1 - \nu_{x,y} \cdot \nu_{y,x})} [kNm^2/m]$$

Influence du moment de flexion sur l'allongement transversal [2] :

$$K_v = D_{1,2} = D_{2,1} = \sqrt{\nu_{x,y} \cdot \nu_{y,x} \cdot K_x \cdot K_y}$$

Rigidité de torsion [20]:

$$K_{x,y} = D_{3,3} = G_{0,mean} \cdot \frac{t_{CLT}^3}{12} [kNm]$$

$$K_{x,y} = D_{3,3} = G_{0,mean} \cdot k_{torsion} \cdot \frac{t_{CLT}^3}{12} [kNm]$$

$$\kappa_{torsion} = \begin{cases} 1 : \text{Planches collées sur chant et planches sans fissures} \\ 0,8 : \text{Planches non collées sur chant et sans fissures} \\ 0,65 : \text{Planches non collées sur chant et avec fissures} \end{cases}$$

Rigidité de cisaillement en X et Y (charges hors du plan) [2] :

$$X : S_x = D_{4,4} = \kappa \cdot G_{0,mean} \cdot A_{0,net} \quad [kN/m]$$

$$Y : S_y = D_{5,5} = \kappa \cdot G_{0,mean} \cdot A_{90,net} \quad [kN/m]$$

Rigidité axiale en X et Y (charges dans le plan) [2] :

$$X : D_x = D_{6,6} = E_{0,mean} \cdot A_{0,net} \quad [kN/m]$$

$$Y : D_y = D_{7,7} = E_{0,mean} \cdot A_{90,net} \quad [kN/m]$$

Influence des forces longitudinales sur l'allongement transversal [2] :

$$D_{x,y} = d_{1,2} = \nu \cdot D_x = 0 \quad (\text{négligé})$$

Rigidité de cisaillement (charges dans le plan) [2] :

$$D_s = D_{8,8} = G^* \cdot t^3 \quad [kN/m]$$

$$G^* = \frac{G_{0,mean}}{1 + 6 \cdot \alpha_T \cdot \left(\frac{t}{a}\right)^{-0,77}} \text{ avec } \alpha_T = 0,32 \cdot \left(\frac{t}{a}\right)^{-0,77} \quad [20]$$

### 3.4. Software CLT Designer

Ce software a été développé par le centre de recherche pour la construction bois holz.bau forschungs gmbh situé à Graz en Autriche et par l'Institute for Timber Engineering and Wood Technology de la Graz University of Technology. Il est disponible en téléchargement libre sur le site <https://www.clt designer.at/>.

En fonction du fabricant, du type de produit, du nombre de plis, de leur épaisseur, le programme fournit la matrice de rigidité à partir d'une base de données interne au programme qui a été développée par le centre de recherche de l'Université de Graz.

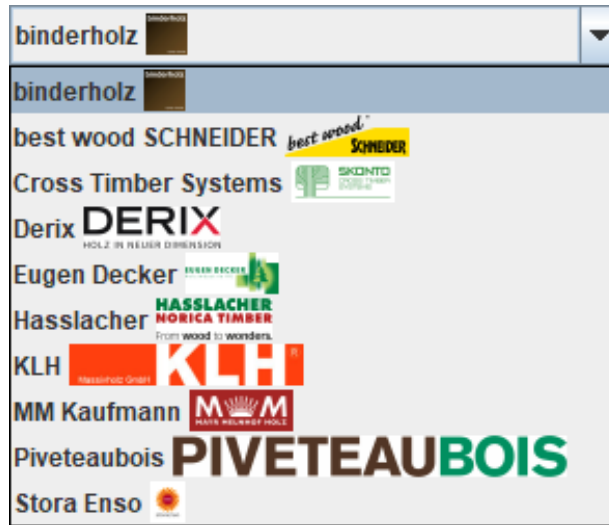


Figure 23 - Fabricants de panneaux CLT proposé par le logiciel CLT Designer

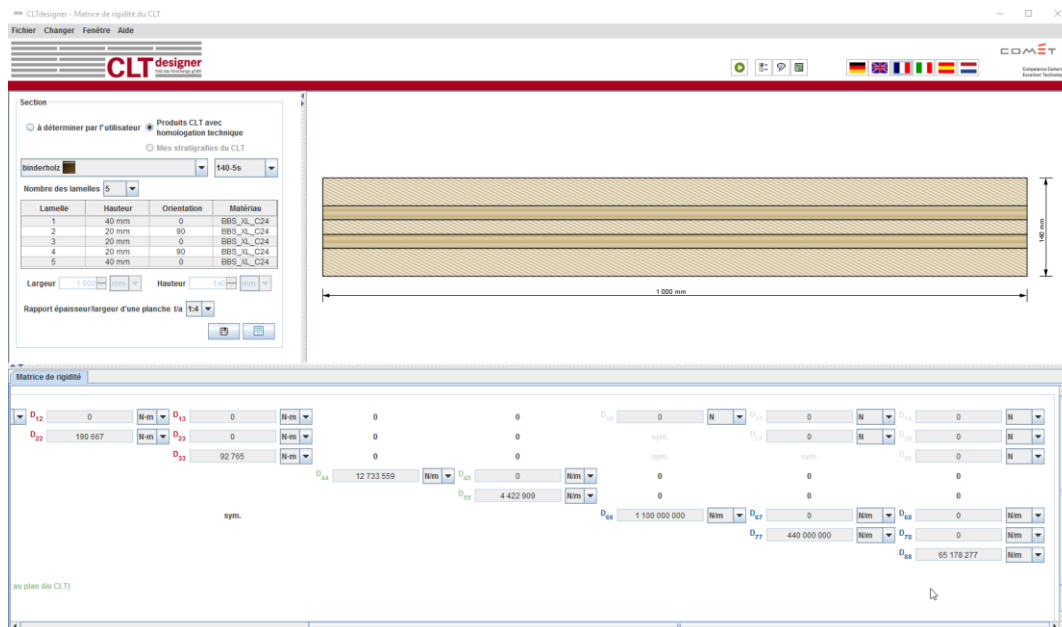


Figure 24 - Données panneau CLT via le logiciel CLT Designer

## 3.5. Connexion panneau – fondation : Modélisation d’un panneau sur chant chargé horizontalement dans son plan.

### 3.5.1. Introduction

L’objectif de cette partie est de caractériser le comportement d’un panneau CLT sur chant chargé horizontalement dans son plan. Des simulations numériques sont réalisées en faisant varier des paramètres afin d’en tirer des règles pour l’interprétation par la méthode des bielles et tirants du chapitre 4.

Le panneau choisi pour les différentes modélisations est *binderholz 140-5s*. Son épaisseur est de 140mm et il se compose de 5 plis. La matrice de rigidité encodée est celle fournie par le software CLT Designer (figure 24). Le bois constituant le panneau est du C24.

### 3.5.2. Modélisation des connecteurs

Afin de déterminer la modélisation la plus réaliste des connecteurs entre les panneaux et les fondations, plusieurs cas pour différentes configurations ont été étudiés sur le logiciel SCIA Engineer. Pour les 3 cas ci-dessous, il s’agit d’un panneau de 3m de longueur et 3m de hauteur. Une force horizontale linéairement répartie de 1kN/m est appliquée en tête du panneau.

Dans le cas de panneaux CLT porteurs verticaux, les plis extérieurs des panneaux sont toujours orientés verticalement de manière à avoir le maximum de plis travaillant en compression perpendiculaire aux fibres.

#### 3.5.2.1. Cas 1 : Appuis verticaux continus en traction/compression

Cette modélisation a pour but de faire apparaître les efforts dans les appuis verticaux, sous charge horizontale. Elle permet d’appréhender le comportement du panneau si des appuis verticaux étaient placés le long du panneau. Cette modélisation n’est pas réaliste puisqu’en pratique, des équerres d’ancrages sont placées aux extrémités (dimensionnées uniquement pour la reprise de la traction), des équerres de cisaillement à intervalles réguliers le long du panneau, et un appui en compression qui peut être soit une lisse basse en bois, du *Foamglas Perinsul* ou des cales en plastique avec mortier sans retrait.

Configuration des appuis :

- Reprise du cisaillement : appuis « flexible » selon  $x$  de rigidité 90MN/m<sup>2</sup> (hypothèse raideur assemblage).

- Reprise des efforts verticaux : appuis verticaux rigides selon z.
- Stabilité de l'ensemble selon y : assurée par des appuis rigides selon y.

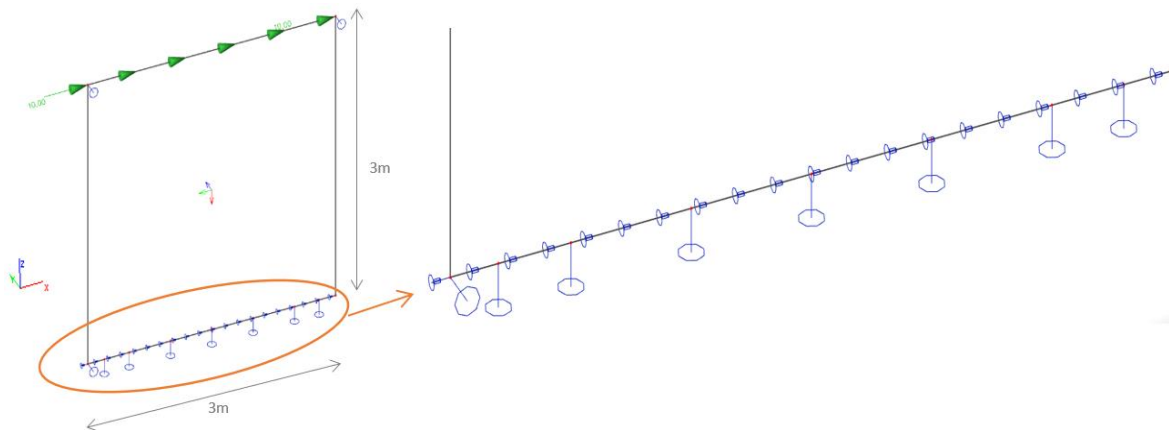


Figure 25 – Configuration des appuis pour le cas 1

- Réactions d'appuis verticales :

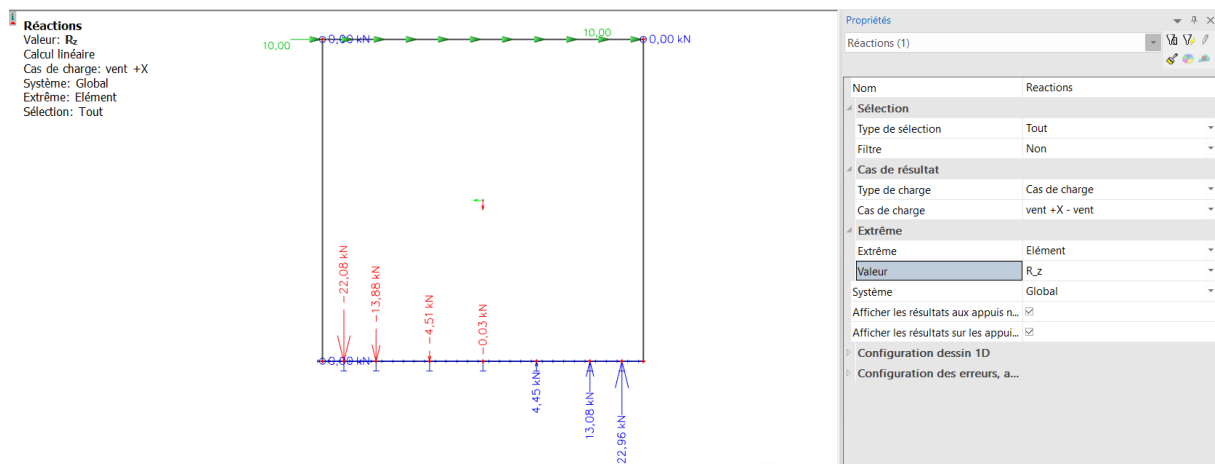


Figure 26 - Réactions d'appuis verticales Rz

On observe une répartition triangulaire de la zone en traction (rouge) et de la zone en compression (bleu).

- Réactions d'appuis horizontales :

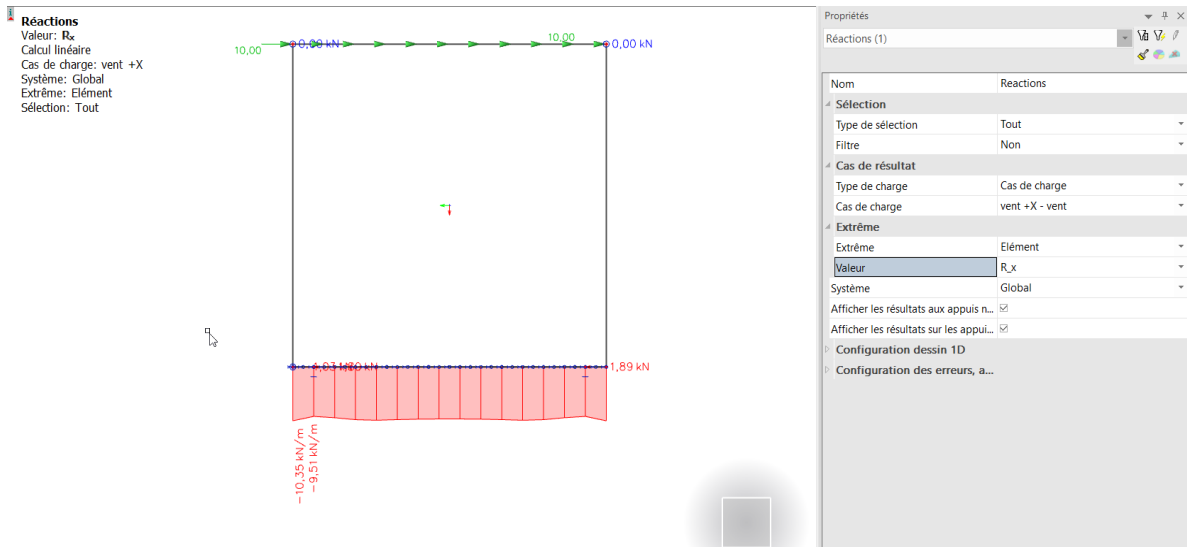


Figure 27 - Réactions d'appuis horizontales  $R_x$

### 3.5.2.2. Cas 2 : Appuis verticaux aux extrémités en traction/compression

Cette modélisation a pour but de faire apparaître les efforts dans les appuis verticaux aux extrémités. Les appuis ne sont jamais modélisés de cette façon car la fondation reprend de la compression tout au long du voile.

- Reprise du cisaillement : appuis « flexible » selon x de rigidité  $90\text{MN}/\text{m}^2$  (hypothèse raideur assemblage).
- Reprise des efforts verticaux : appuis verticaux aux extrémités, rigides selon z.
- Stabilité de l'ensemble selon y : assurée par des appuis rigides selon y.

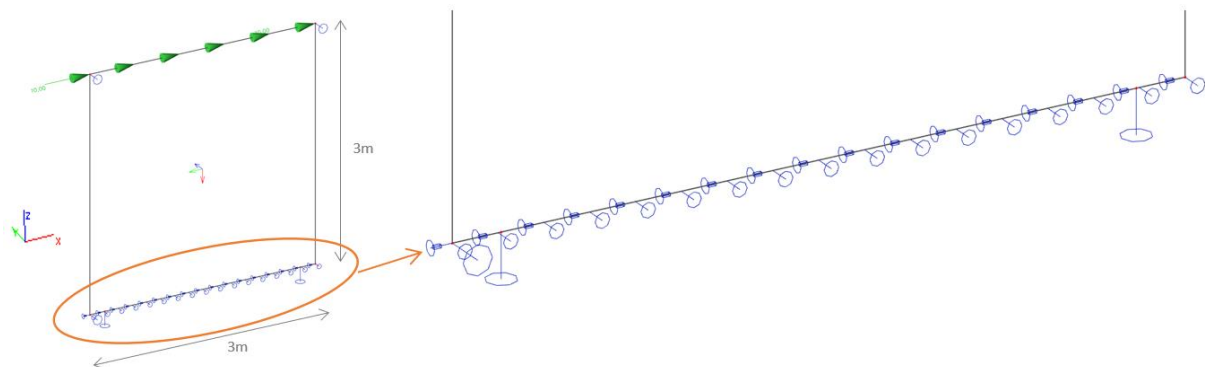


Figure 28 – Configuration des appuis pour le cas 2

- Réactions d'appuis verticales :

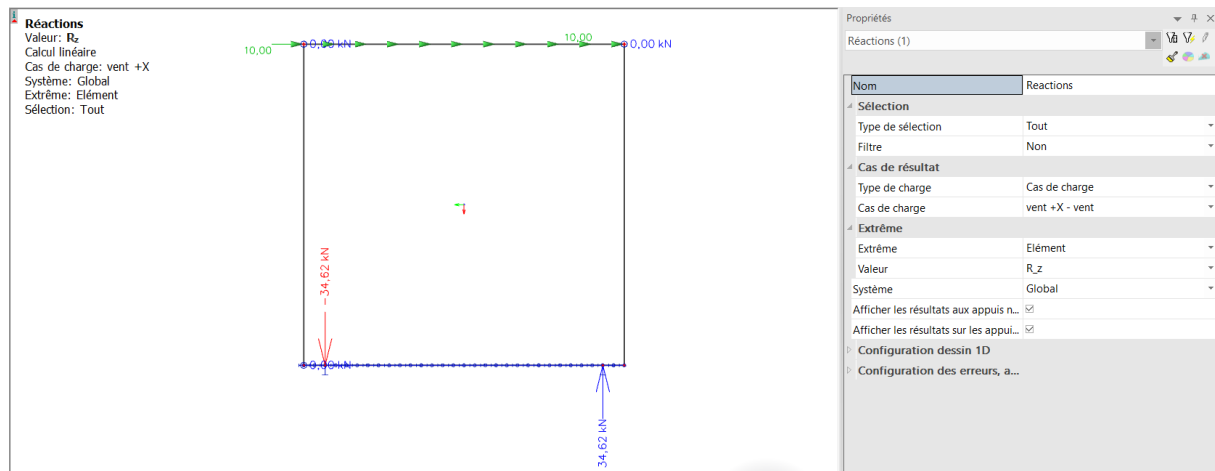


Figure 29 - Réactions d'appuis verticales Rz

- Réactions d'appuis horizontales :

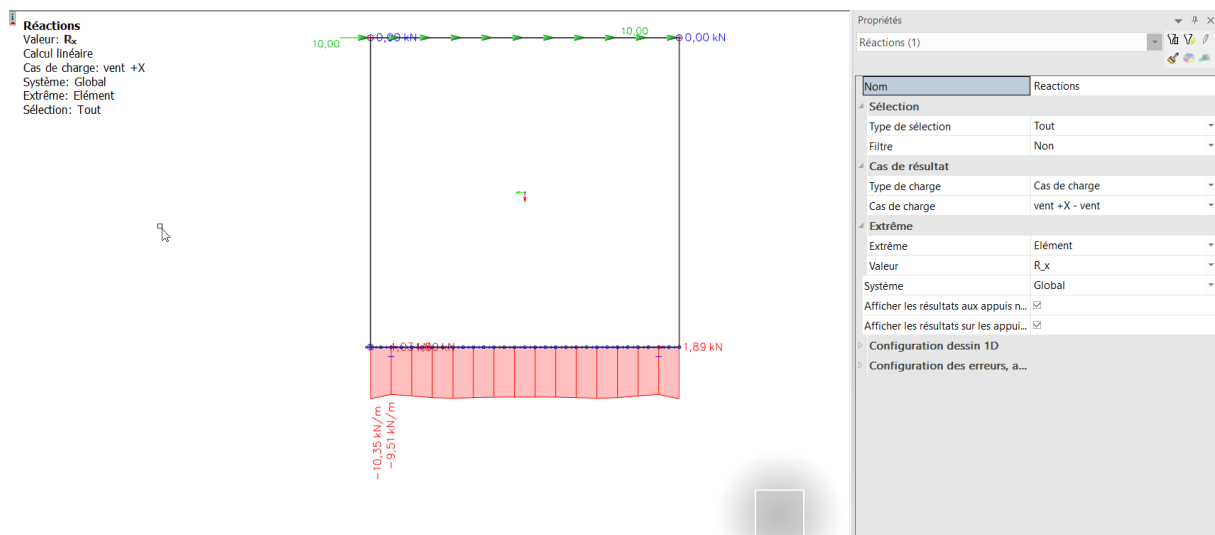


Figure 30 - Réactions d'appuis horizontales Rx

### 3.5.2.3. Cas 3 : Appuis verticaux continus en compression seule et appuis ponctuels aux extrémités en traction seule.

Pour modéliser la situation la plus réaliste, un appui à chaque extrémité du voile est modélisé pour la reprise des efforts de traction. Ces appuis correspondent aux équerres d'ancrage. Ils sont modélisés à une distance de 20cm du bord du panneau (distance courante pour la pose des équerres d'ancrage).

Des appuis le long du voile sont modélisés pour transmettre des efforts de cisaillement (équerres de cisaillement) et pour transmettre des efforts de compression (appui du panneau sur la fondation).

- Reprise du cisaillement : appuis « flexibles » selon x de rigidité  $90\text{MN/m}^2$  (hypothèse raideur assemblage).
- Reprise des efforts verticaux par des appuis non-linéaires :

- Aux extrémités : les appuis travaillent uniquement en traction (rigide selon z).
- Le long du bord inférieur du panneau : les appuis travaillent uniquement selon z et sont « flexibles ».



Figure 31 – Configuration des appuis pour le cas 3

Il est possible de configurer un appui pour qu'il ne travaille qu'en traction ou compression uniquement sur SCIA Engineering. L'option « Appuis non-linéaires » doit être activée :

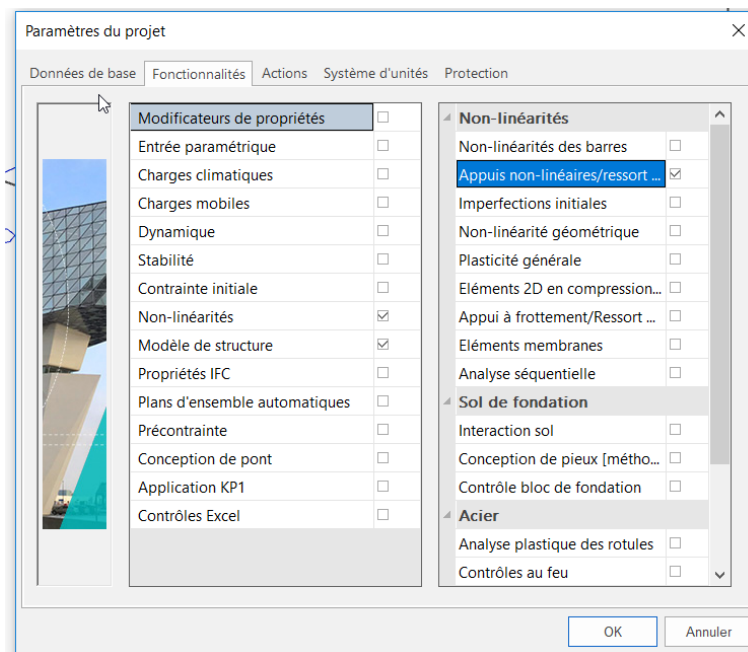
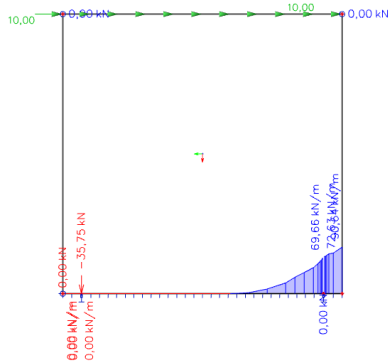


Figure 32 - Activation de la licence "Appuis non-linéaires"

- Efforts verticaux dans les appuis non-linéaires :

La distribution des efforts de compression s'approche d'une distribution triangulaire.

Réactions  
 Valeur:  $R_z$   
 Calcul non-linéaire  
 Combi non-linéaire: NL - VENT +X  
 Système: Global  
 Extrême: Élément  
 Sélection: Tout



Propriétés  
 Réactions (1)

Nom	Réactions
Sélection	
Type de sélection	Tout
Filtre	Non
Cas de résultat	
Type de charge	Combinaisons non-linéaire:
Combi non-linéaire	NL - VENT +X
Extrême	
Extrême	Élément
Valeur	$R_z$
Système	Global
Afficher les résultats aux appuis n...	
Afficher les résultats sur les appui...	
Configuration dessin 1D	
Configuration des erreurs, a...	

Figure 33 - Réactions d'appuis verticales  $R_z$

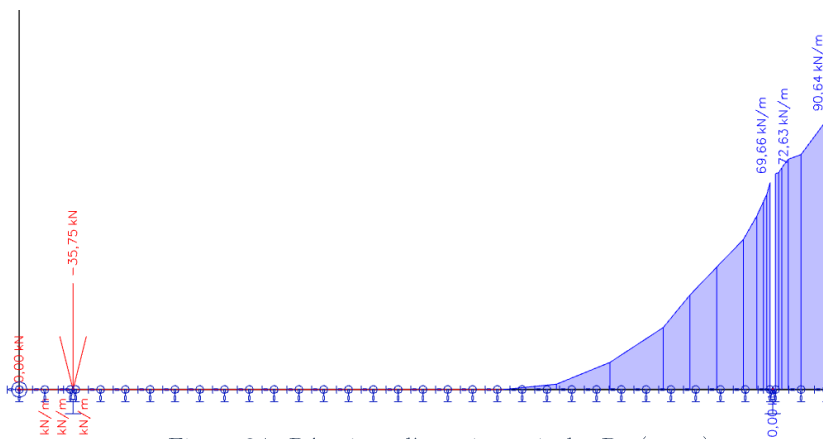
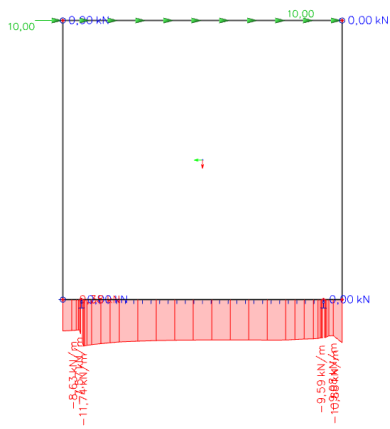


Figure 34 - Réactions d'appuis verticales  $R_z$  (zoom)

- Réactions d'appuis horizontales :

Réactions  
 Valeur:  $R_x$   
 Calcul non-linéaire  
 Combi non-linéaire: NL - VENT +X  
 Système: Global  
 Extrême: Élément  
 Sélection: Tout



Propriétés  
 Réactions (1)

Nom	Réactions
Sélection	
Type de sélection	Tout
Filtre	Non
Cas de résultat	
Type de charge	Combinaisons non-linéaire:
Combi non-linéaire	NL - VENT +X
Extrême	
Extrême	Élément
Valeur	$R_x$
Système	Global
Afficher les résultats aux appuis n...	
Afficher les résultats sur les appui...	
Configuration dessin 1D	
Configuration des erreurs, a...	

Figure 35 - Réactions d'appuis horizontales  $R_x$

### 3.5.3. Paramètres influençant la distribution des réactions d'appuis

#### 3.5.3.1. Longueur du panneau

L'étude de plusieurs simulations numériques permet de déterminer l'influence de la longueur du voile sur la zone en compression du panneau CLT chargé horizontalement.

Deux cas de chargement sont à différencier :

- 1) La force horizontale est répartie linéairement sur le bord supérieur du panneau.  
Exemple : transfert des efforts de cisaillement entre deux étages.
- 2) La force horizontale est appliquée ponctuellement au droit du coin supérieur gauche du panneau.

Exemples :

- Poutre de toiture appuyant ponctuellement sur le coin supérieur d'un mur de refend.
- Deux voiles perpendiculaires dont l'un possède une ouverture : le linteau du voile transfère une charge ponctuelle en tête du mur qui lui est perpendiculaire.

### 3.5.3.1.1. Charge répartie linéairement

Différentes simulations numériques ont été réalisées pour une hauteur constante du panneau et une longueur variable.

Les modèles ci-dessous ont une hauteur de 3m et une longueur de : 1m, 2m, 3m, 10m, 16m.

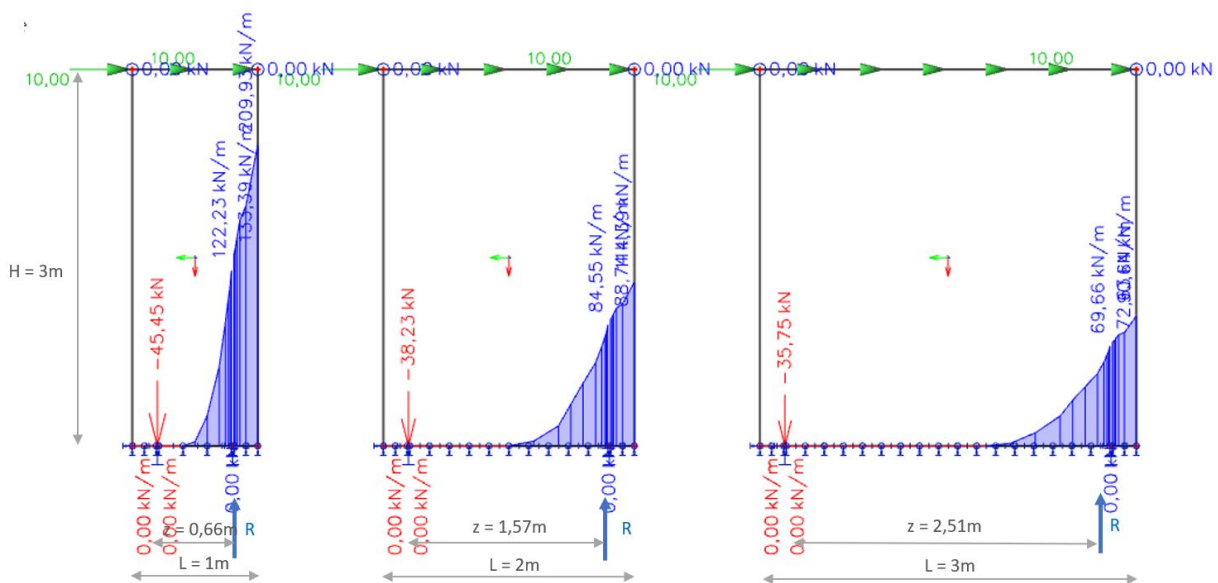
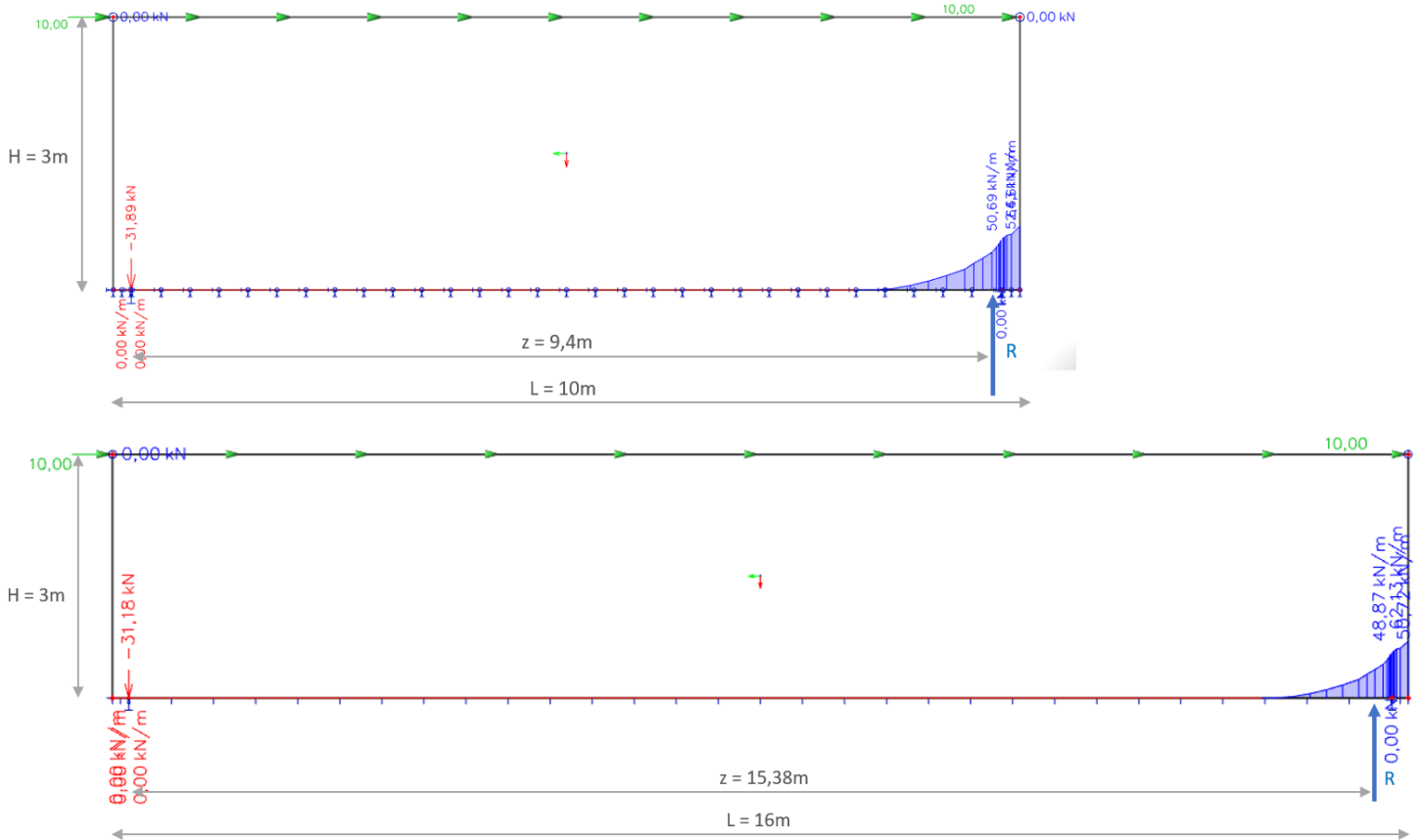


Figure 36 – Réactions d'appuis verticales pour une variation de la longueur du panneau et une charge linéairement répartie.



*Observations :*

- Lorsque la longueur du panneau augmente, le bras de levier  $z$  entre la force de traction et la résultante de la zone de compression  $R$  augmente. La force de traction et les efforts de compression diminuent.
- La compression est toujours sollicitée à l'extrémité du voile et la distribution s'approche d'une distribution triangulaire.

Il est possible d'observer des tendances en faisant varier la longueur des panneaux pour une hauteur constante, en mettant les résultats sous forme de tableaux et de graphiques.

- Le moment  $M$  est calculé par la formule :

$$M = q.L.H$$

Avec,

- $M$  [ $kN.m$ ] : Moment
- $q$  [ $kN/m$ ] : Charge linéaire
- $L$  [ $m$ ] : Longueur du panneau
- $H$  [ $m$ ] : Hauteur du panneau

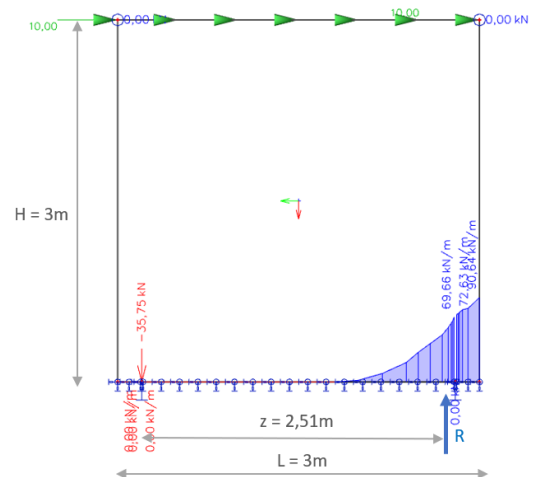


Figure 37 - Réactions d'appuis verticales - Charge linéairement répartie

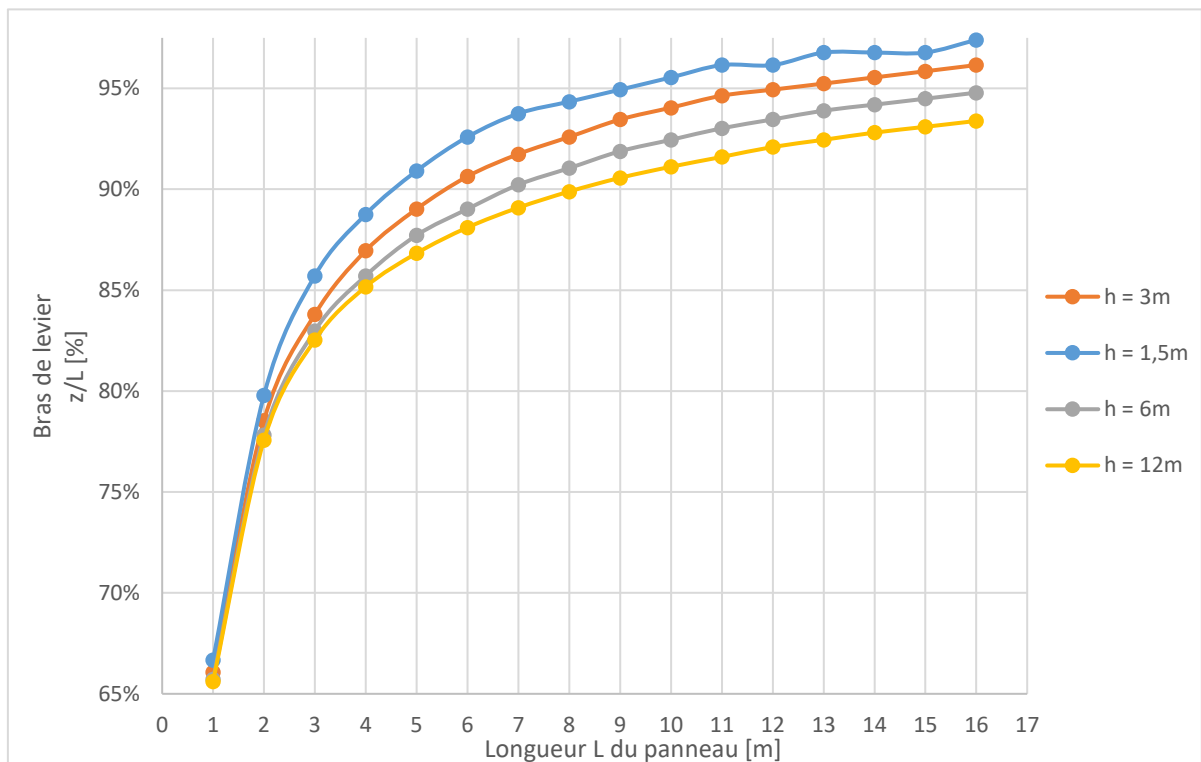
- L'effort de traction  $F_t$  est lu sur le modèle SCIA.
- Le bras de levier  $z$  entre la force de traction et la résultante de la zone de compression est calculé comme suit :

$$z [m] = \frac{M [kN]}{F_t [kN.m]}$$

L [m]	h [m]	L/h	Force vent [kN/m]	M [kN.m]	Ft [kN]	z [m]	z/L [%]	Dist étréquerre ancrage-bord [m]	Dist Résult - bord droit [m]
1	3	0,33	10,00	30,00	45,4	0,66	66,1%	0,2	0,14
2	3	0,67	10,00	60,00	38,2	1,57	78,5%	0,2	0,23
3	3	1,00	10,00	90,00	35,8	2,51	83,8%	0,2	0,29
4	3	1,33	10,00	120,00	34,5	3,48	87,0%	0,2	0,32
5	3	1,67	10,00	150,00	33,7	4,45	89,0%	0,2	0,35
6	3	2,00	10,00	180,00	33,1	5,44	90,6%	0,2	0,36
7	3	2,33	10,00	210,00	32,7	6,42	91,7%	0,2	0,38
8	3	2,67	10,00	240,00	32,4	7,41	92,6%	0,2	0,39
9	3	3,00	10,00	270,00	32,1	8,41	93,5%	0,2	0,39
10	3	3,33	10,00	300,00	31,9	9,40	94,0%	0,2	0,40
11	3	3,67	10,00	330,00	31,7	10,41	94,6%	0,2	0,39
12	3	4,00	10,00	360,00	31,6	11,39	94,9%	0,2	0,41
13	3	4,33	10,00	390,00	31,5	12,38	95,2%	0,2	0,42
14	3	4,67	10,00	420,00	31,4	13,38	95,5%	0,2	0,42
15	3	5,00	10,00	450,00	31,3	14,38	95,8%	0,2	0,42
16	3	5,33	10,00	480,00	31,2	15,38	96,2%	0,2	0,42

Tableau 4 - Tableau des paramètres du panneau en fonction des dimensions.

En faisant plusieurs tableaux pour différentes hauteurs de voile, il est possible



de tracer des courbes de l'évolution du bras de levier en fonction de la longueur du panneau CLT.

Figure 38 - Courbes de l'évolution du bras de levier en fonction de la longueur et hauteur du panneau CLT

La lecture des directions des contraintes principales de compression (Figure 39, gauche) et des contraintes principales de traction (Figure 39, droite) permet de lire par où transitent les efforts.

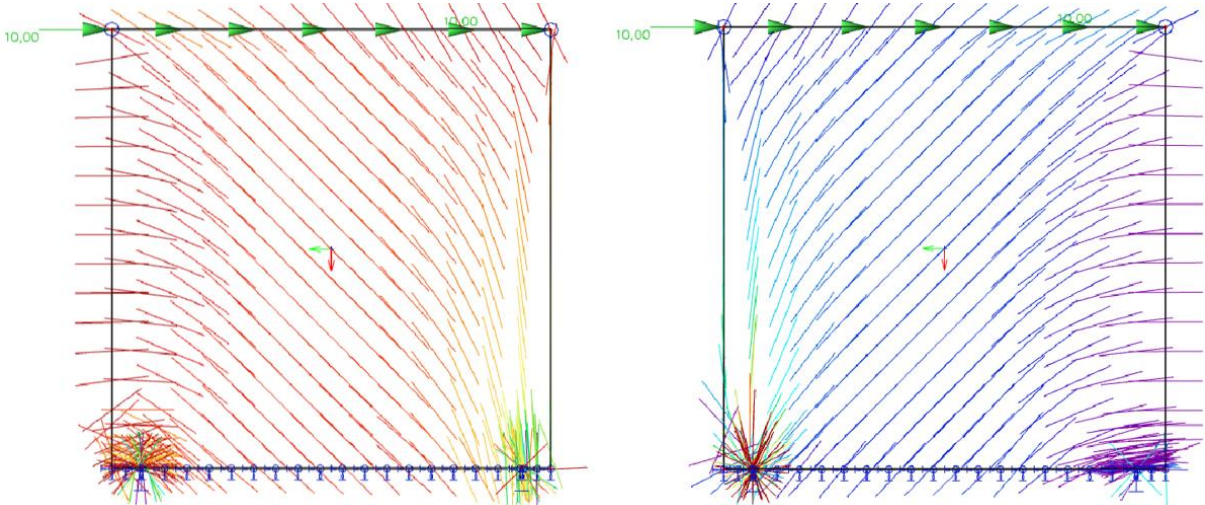


Figure 39 - Trajectoires des contraintes principales de compression (gauche) et de traction (droite) pour un panneau de dimension  $H = 3\text{m}$  et  $L = 3\text{m}$

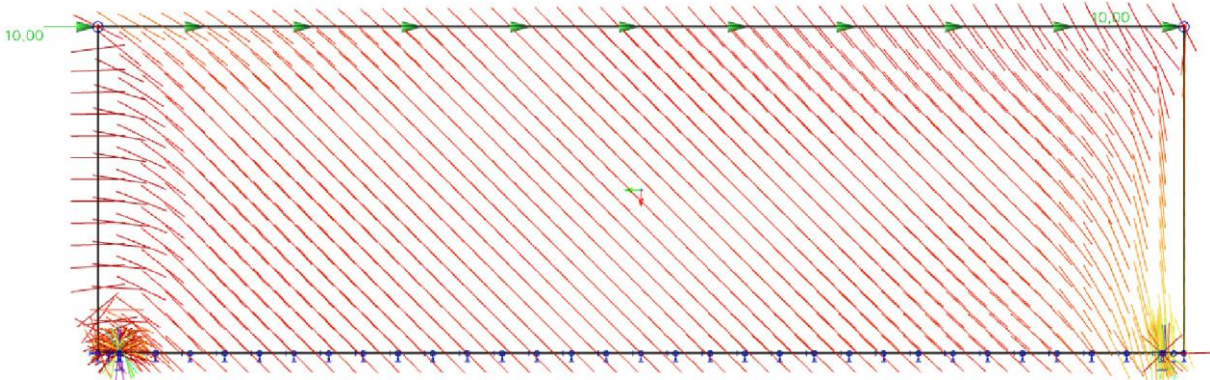


Figure 40 - Trajectoires des contraintes principales de compression pour un panneau de dimensions

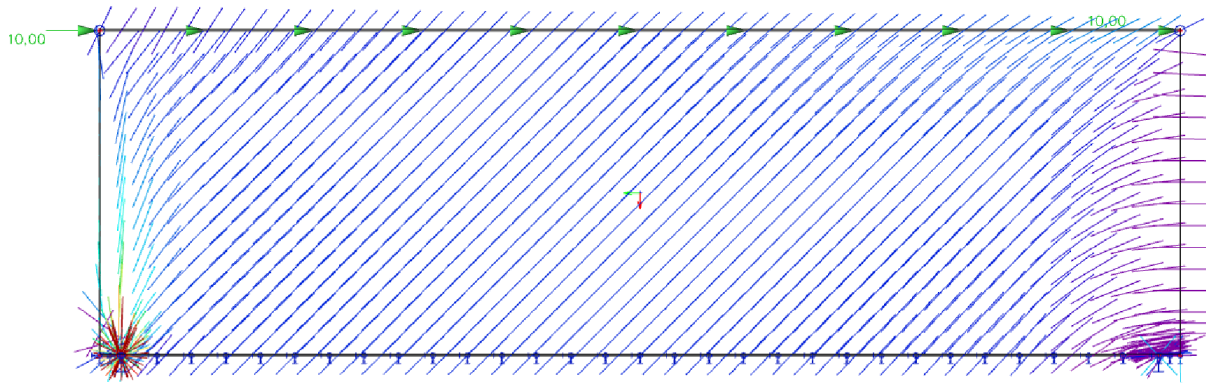


Figure 41 - Trajectoires des contraintes principales de traction pour un panneau de dimensions

### 3.5.3.1.2. Charge ponctuelle

Plusieurs simulations numériques ont été réalisées en fixant une hauteur constante de 3m et en faisant varier la longueur du panneau de 3m à 16m.

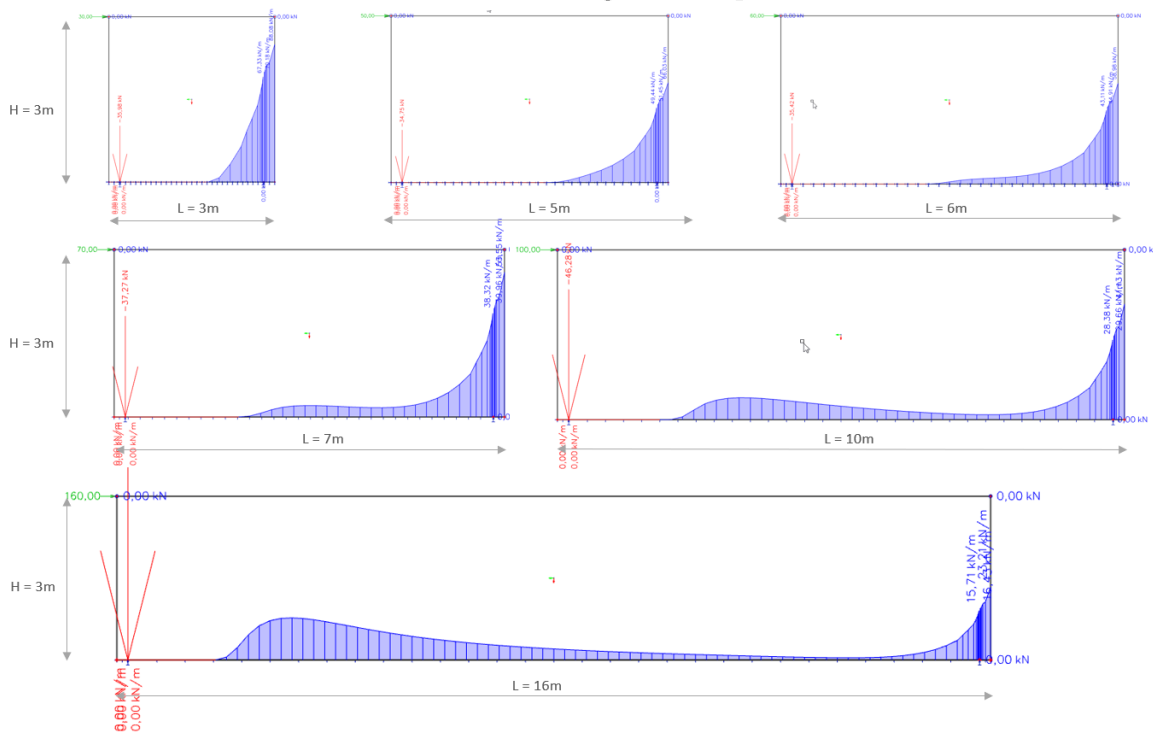
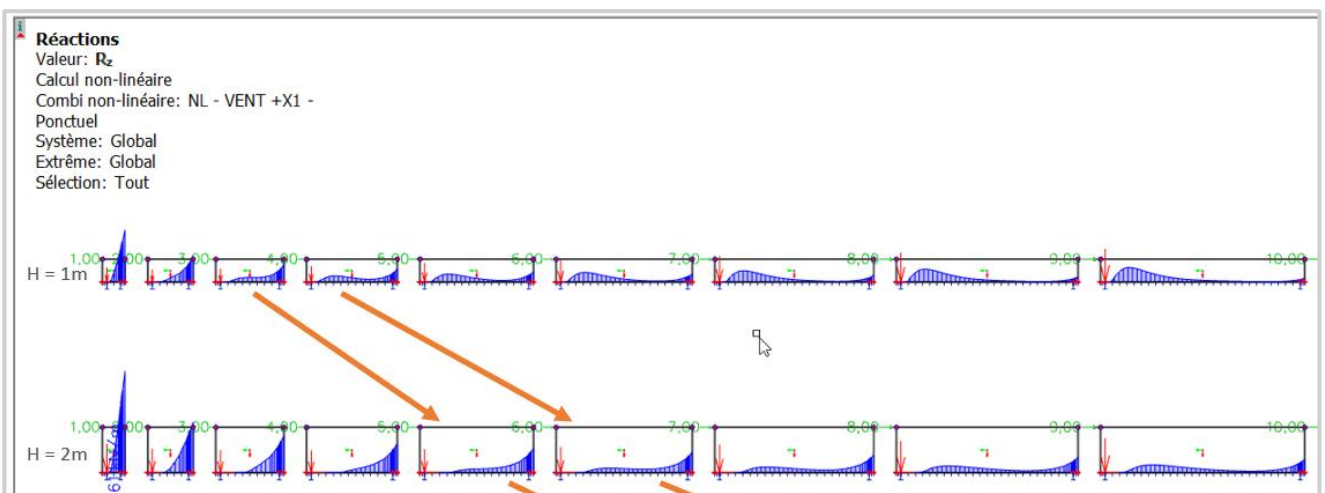


Figure 42 - Réactions d'appuis verticales pour différentes dimensions de panneau

de la distribution des réactions d'appuis verticale est similaire mais un décalage est visible. Lorsque la hauteur augmente, la longueur du panneau doit augmenter également pour obtenir la même forme de distribution des réactions d'appuis.



*Observations :*

- Lorsque la longueur du voile augmente, le bras de levier  $z$  entre la force de traction et la résultante de la zone de compression augmente puis diminue. La force de traction et les efforts de compression diminuent puis augmentent.
- La compression n'est plus toujours sollicitée à l'extrémité du voile et la distribution s'approche d'une distribution triangulaire uniquement pour les cas de faible longueur de voile.
- Une bielle de compression se développe et mobilise une partie du panneau avec un angle relativement constant. L'extrémité du panneau n'est plus mobilisée par la force horizontale ponctuelle.

Il est possible d'observer des tendances en faisant varier la longueur des panneaux pour une hauteur constante, en mettant les résultats sous forme de tableaux et de graphiques.

- Le moment  $M$  est calculé par la formule :

$$M = q \cdot h$$

Où :

- $M [kN.m]$  : Moment
  - $q [kN/m]$  : Charge linéaire
  - $H [m]$  : Hauteur du panneau
- L'effort de traction  $F_t$  est lu sur le modèle SCIA.

- Le bras de levier  $z$  entre la force de traction et la résultante de la zone de compression est calculé comme suit :

$$z [m] = \frac{M [kN]}{F_t [kN.m]}$$

L [m]	h [m]	L/h	Force vent [kN]	M [kN.m]	Ft [kN]	z [m]	z/L [%]	Dist étréquerre ancrage-bord [m]	Dist Résult - bord droit [m]	Angle bielle de comp [°]
1	1	1,00	1,00	1,00	1,66	0,60	60,2%	0,2	0,20	58,9°
2	1	2,00	2,00	2,00	1,43	1,40	69,9%	0,2	0,40	35,6°
3	1	3,00	3,00	3,00	1,54	1,95	64,9%	0,2	0,85	27,2°
4	1	4,00	4,00	4,00	1,82	2,20	54,9%	0,2	1,60	24,5°
5	1	5,00	5,00	5,00	2,18	2,29	45,9%	0,2	2,51	23,6°
6	1	6,00	6,00	6,00	2,57	2,33	38,9%	0,2	3,47	23,2°
7	1	7,00	7,00	7,00	2,96	2,36	33,8%	0,2	4,44	22,9°
8	1	8,00	8,00	8,00	3,38	2,37	29,6%	0,2	5,43	22,9°
9	1	9,00	9,00	9,00	3,79	2,37	26,4%	0,2	6,43	22,8°
10	1	10,00	10,00	10,00	4,21	2,38	23,8%	0,2	7,42	22,8°
11	1	11,00	11,00	11,00	4,63	2,38	21,6%	0,2	8,42	22,8°
12	1	12,00	12,00	12,00	5,05	2,38	19,8%	0,2	9,42	22,8°
13	1	13,00	13,00	13,00	5,47	2,38	18,3%	0,2	10,42	22,8°
14	1	14,00	14,00	14,00	5,89	2,38	17,0%	0,2	11,42	22,8°
15	1	15,00	15,00	15,00	6,32	2,37	15,8%	0,2	12,43	22,8°
16	1	16,00	16,00	16,00	6,74	2,37	14,8%	0,2	13,43	22,8°

Tableau 5 - Variation de la largeur du voile pour une hauteur de voile de 3,3 m

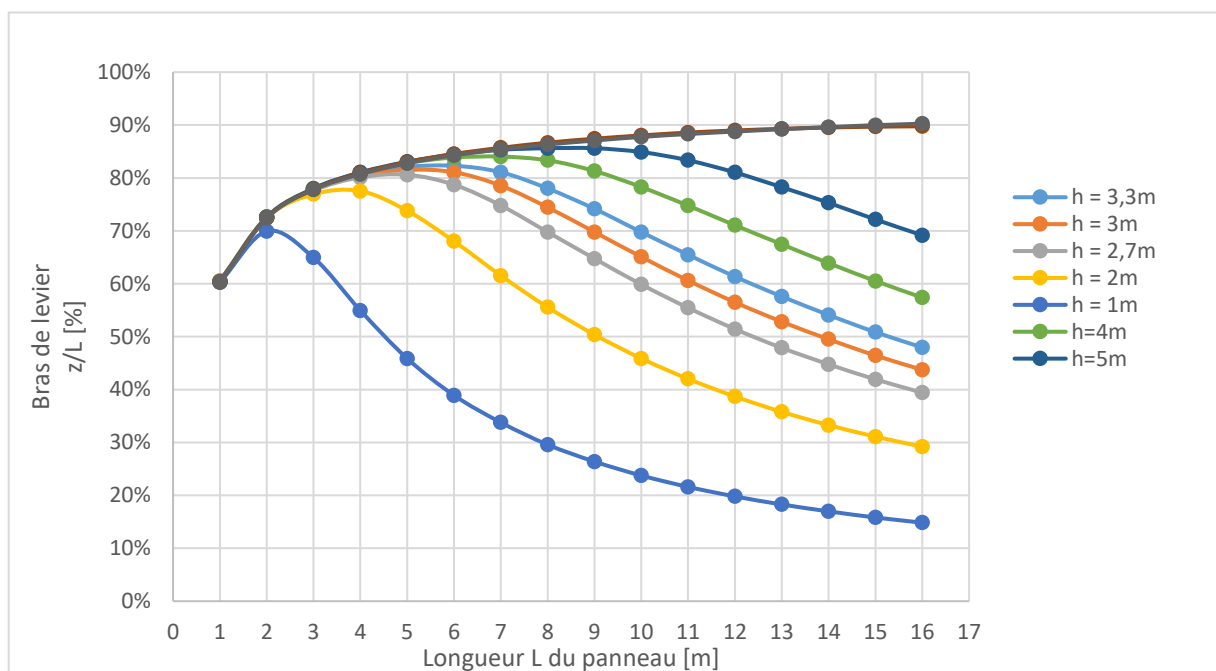


Figure 44 - Bras de levier en fonction de la longueur du panneau CLT

En augmentant progressivement la longueur du panneau, le bras de levier augmente ainsi que les efforts de traction et de compression. A partir d'une certaine valeur, le ratio  $z/L$  atteint une valeur maximale puis diminue ensuite. Les efforts de traction et de compression diminuent également mais avec un décalage (voir Tableau 2).

La mise en tableaux des résultats pour différentes hauteurs de voile permet de tracer des courbes montrant l'évolution de l'angle de la bielle de compression et du bras de

levier en fonction de la longueur du panneau. Ces angles sont donnés pour une bielle de compression unique qui part du point d'application de la charge jusqu'au centre de gravité des réactions d'appuis verticales en compression.

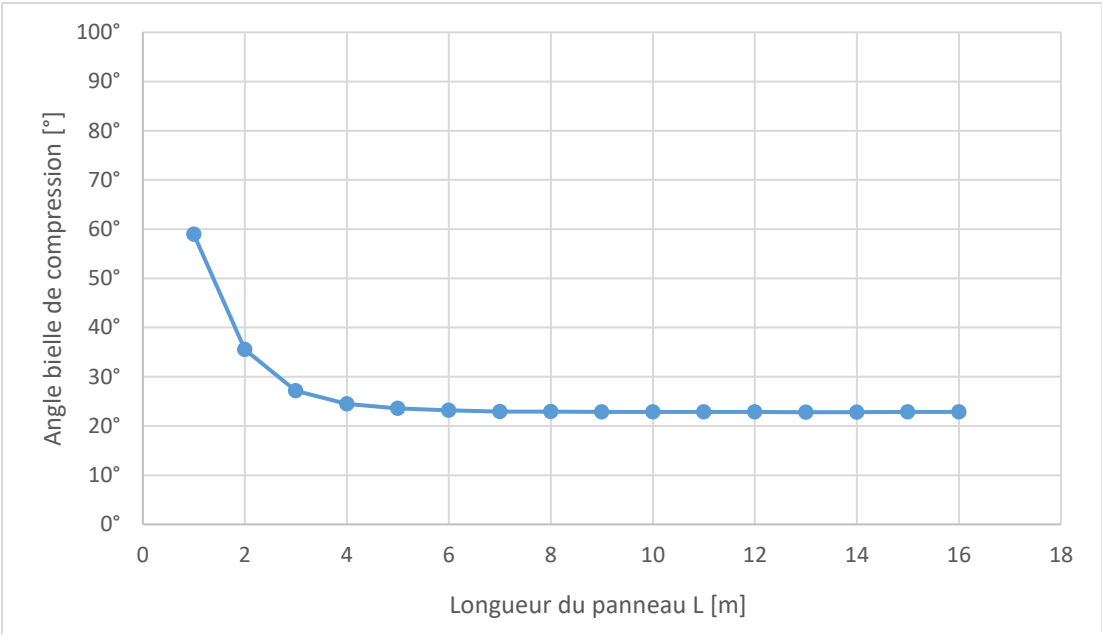


Figure 45 - Angle bielle de compression pour  $H = 1m$

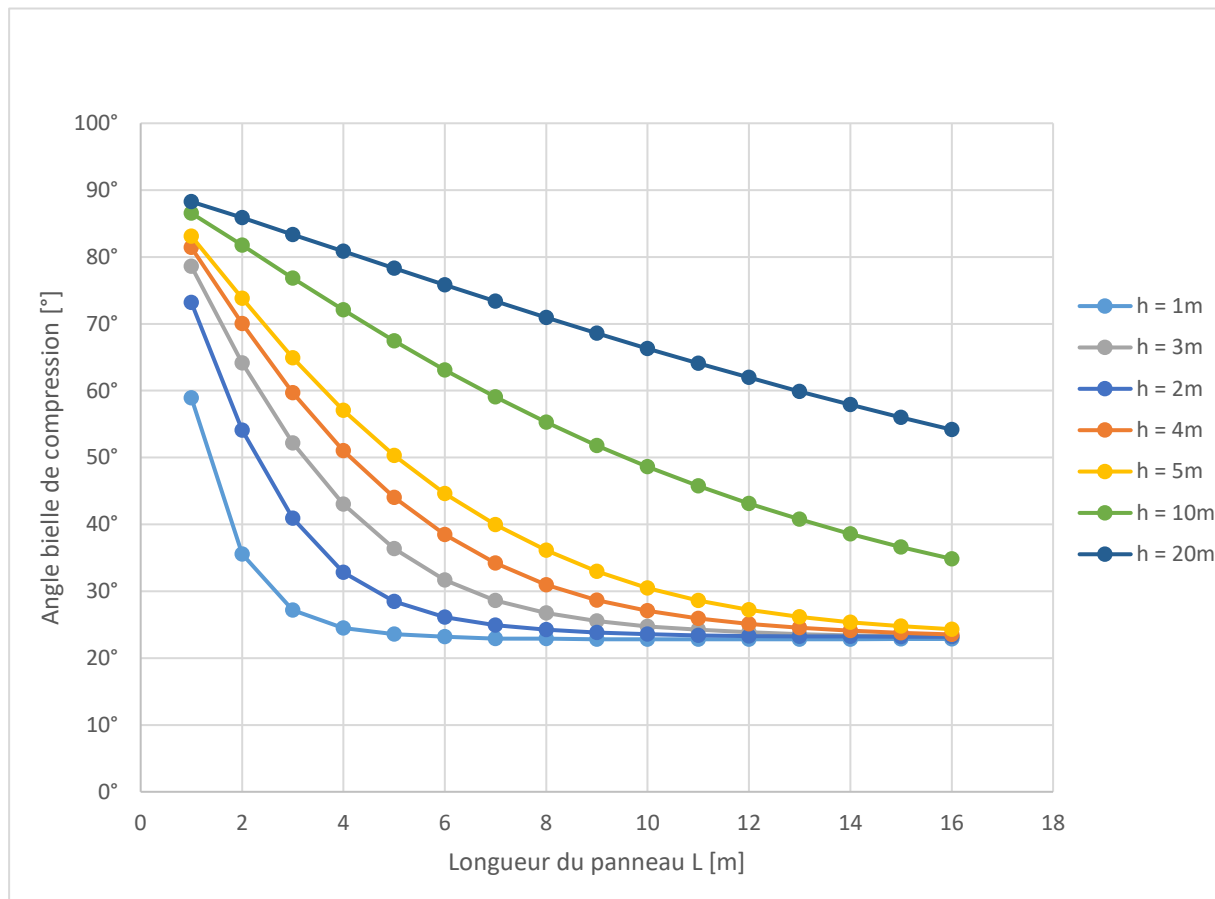


Figure 46 - Angle bielle de compression en fonction de L et H

*Observations :*

Ces angles de bielles sont incorrects lorsqu'on compare ces angles avec les trajectoires des contraintes principales. (Figure ..)

Lorsque le rapport L/H est inférieur à 2, cette méthode est correcte, mais lorsque le rapport L/H du panneau est supérieur à 2, deux bielles de compressions se forment. Cette analyse est réalisée dans la Partie 4.

Les courbes pour le cas où la force horizontale est linéaire ne sont pas les mêmes que pour le cas où la force horizontale est ponctuelle. Lorsque la force horizontale est linéaire, la distribution des efforts dans la zone de compression peut être approximée par un triangle. La compression est toujours sollicitée à l'extrémité du voile. Dans ce cas, plus le panneau est long, plus le bras de levier est grand et moins les efforts sont importants dans l'équerre d'ancrage à l'extrémité gauche du panneau. Lorsque la force horizontale est ponctuelle, la distribution des efforts n'est plus la même.

### 3.5.3.2. Hauteur du panneau

#### 3.5.3.2.1. Charge répartie linéairement

Des simulations numériques en faisant varier la hauteur d'un panneau de longueur constante (3m) ont permis de remplir un tableau sur Excel et de tracer une courbe de l'évolution du bras de levier en fonction de la hauteur du panneau.

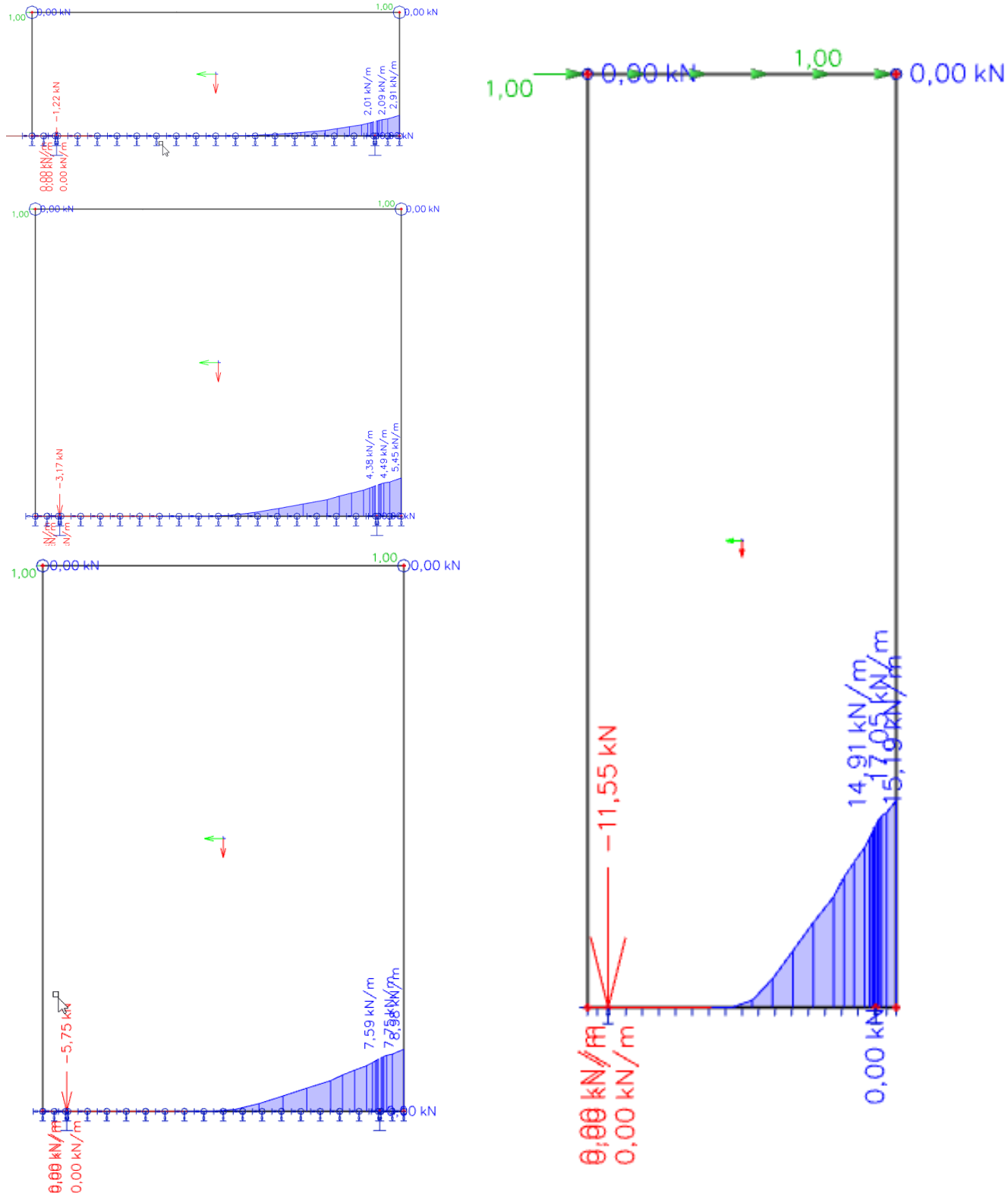


Figure 47 - Réactions d'appuis verticales pour une variation de hauteur du panneau.

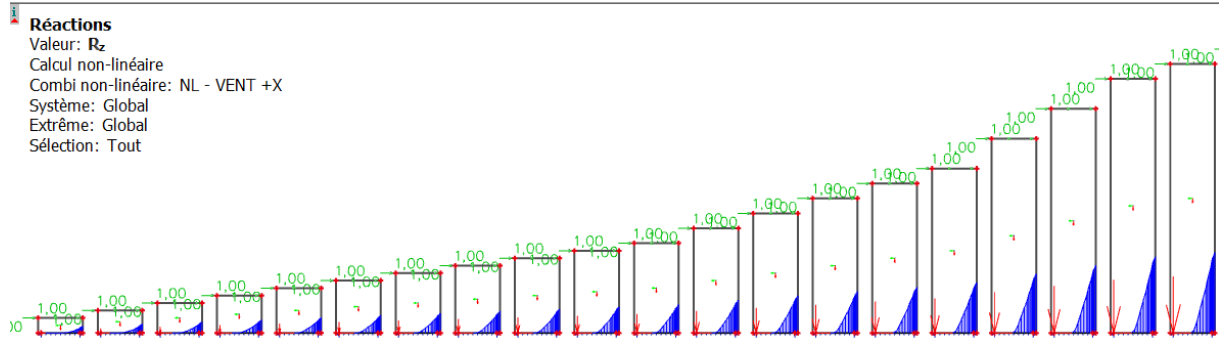


Figure 49 - Réactions d'appuis verticales pour un panneau de hauteur croissante

L [m]	h [m]	L/h	Force vent [kN]	M [kN.m]	Ft [kN]	z [m]	z/L [%]	Dist étréquerre ancrage-bord [m]	Dist Résult - bord droit [m]
3	1	3,00	1,00	3,00	1,22	2,46	82,0%	0,2	0,34
3	1,5	2,00	1,00	4,50	1,87	2,41	80,2%	0,2	0,39
3	2	1,50	1,00	6,00	2,52	2,38	79,4%	0,2	0,42
3	2,5	1,20	1,00	7,50	3,17	2,37	78,9%	0,2	0,43
3	3	1,00	1,00	9,00	3,81	2,36	78,7%	0,2	0,44
3	3,5	0,86	1,00	10,50	4,46	2,35	78,5%	0,2	0,45
3	4	0,75	1,00	12,00	5,11	2,35	78,3%	0,2	0,45
3	4,5	0,67	1,00	13,50	5,75	2,35	78,3%	0,2	0,45
3	5	0,60	1,00	15,00	6,40	2,34	78,1%	0,2	0,46
3	5,5	0,55	1,00	16,50	7,04	2,34	78,1%	0,2	0,46
3	6	0,50	1,00	18,00	7,69	2,34	78,0%	0,2	0,46
3	7	0,43	1,00	21,00	8,97	2,34	78,0%	0,2	0,46
3	8	0,38	1,00	24,00	10,26	2,34	78,0%	0,2	0,46
3	9	0,33	1,00	27,00	11,55	2,34	77,9%	0,2	0,46
3	10	0,30	1,00	30,00	12,84	2,34	77,9%	0,2	0,46
3	11	0,27	1,00	33,00	14,12	2,34	77,9%	0,2	0,46
3	13	0,23	1,00	39,00	16,70	2,34	77,8%	0,2	0,46
3	15	0,20	1,00	45,00	19,28	2,33	77,8%	0,2	0,47
3	17	0,18	1,00	51,00	21,85	2,33	77,8%	0,2	0,47
3	18	0,17	1,00	54,00	23,14	2,33	77,8%	0,2	0,47
3	19	0,16	1,00	57,00	24,43	2,33	77,8%	0,2	0,47
3	20	0,15	1,00	60,00	25,71	2,33	77,8%	0,2	0,47

Figure 50 - Paramètres d'analyse pour des panneaux de hauteur croissante

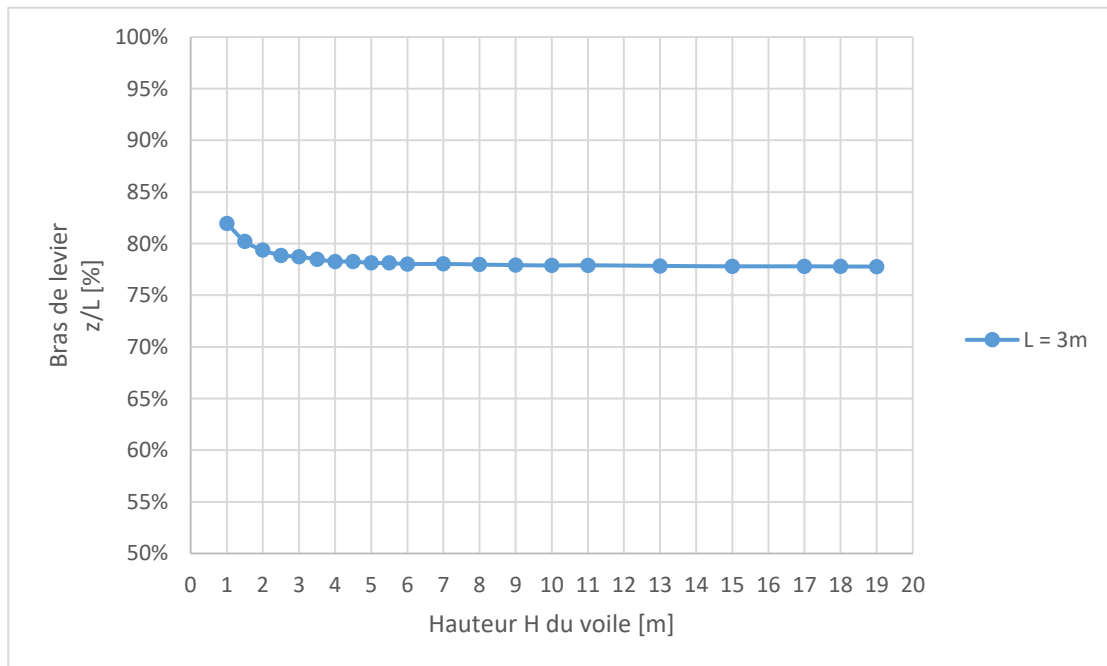


Figure 48 - Bras de levier en fonction de la hauteur du panneau CLT

On observe sur les modèles SCIA que lorsque la hauteur du panneau augmente, la longueur de la zone en compression augmente légèrement puis se stabilise. Cela correspond, sur le graphique, à une légère diminution du bras de levier qui tend à devenir constant ensuite.

### 3.5.3.2.2. Charge ponctuelle

Lorsque la hauteur du panneau augmente, l'évolution de la forme de la distribution des réactions d'appuis verticale est similaire mais un décalage est visible. Lorsque la hauteur augmente, la longueur du panneau doit augmenter également pour obtenir la même forme de distribution des réactions d'appuis.

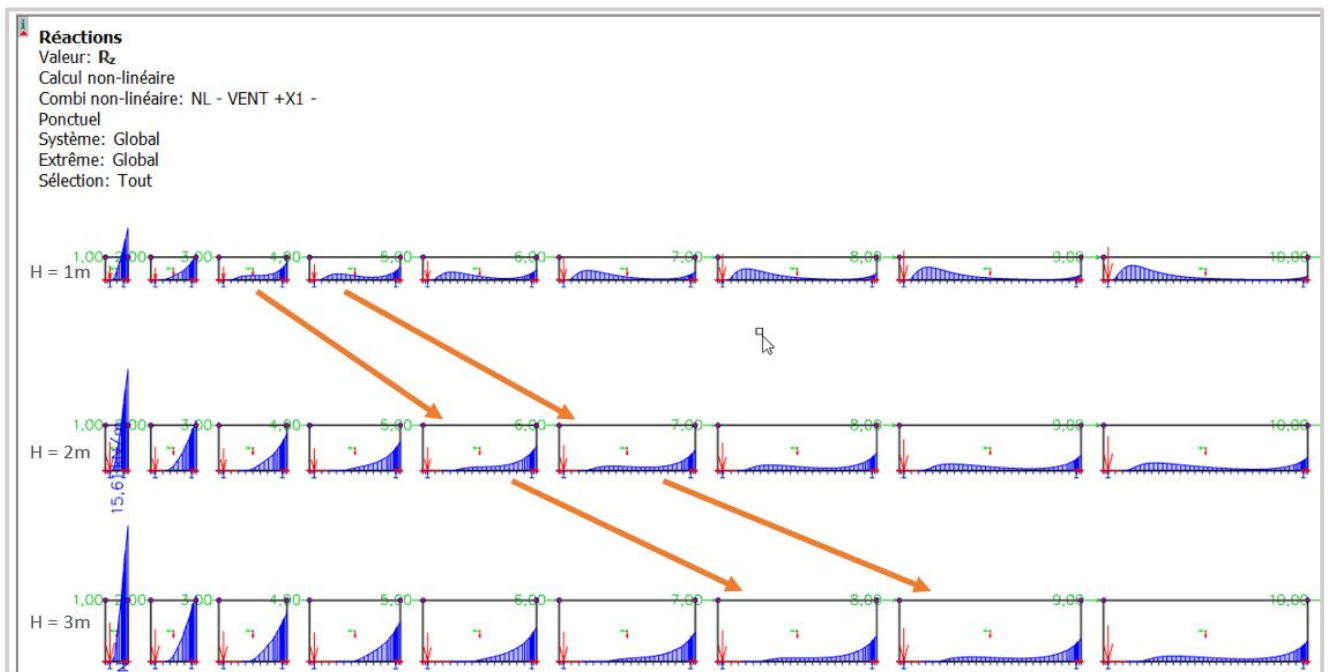


Figure 51 - Réactions d'appuis verticales pour panneaux de différentes hauteur et longueur

### 3.5.3.3. Point d'application de la charge ponctuelle horizontale

La position du point d'application de la charge ponctuelle horizontale peut varier et influencer les réactions d'appuis.

Des simulations pour un panneau de dimension L=6m et H=1m ont été réalisées, avec la charge appliquée linéairement, ponctuellement à 0m, 1m, 2m, 3m, 4m, 5m, 6m du bord gauche du panneau.

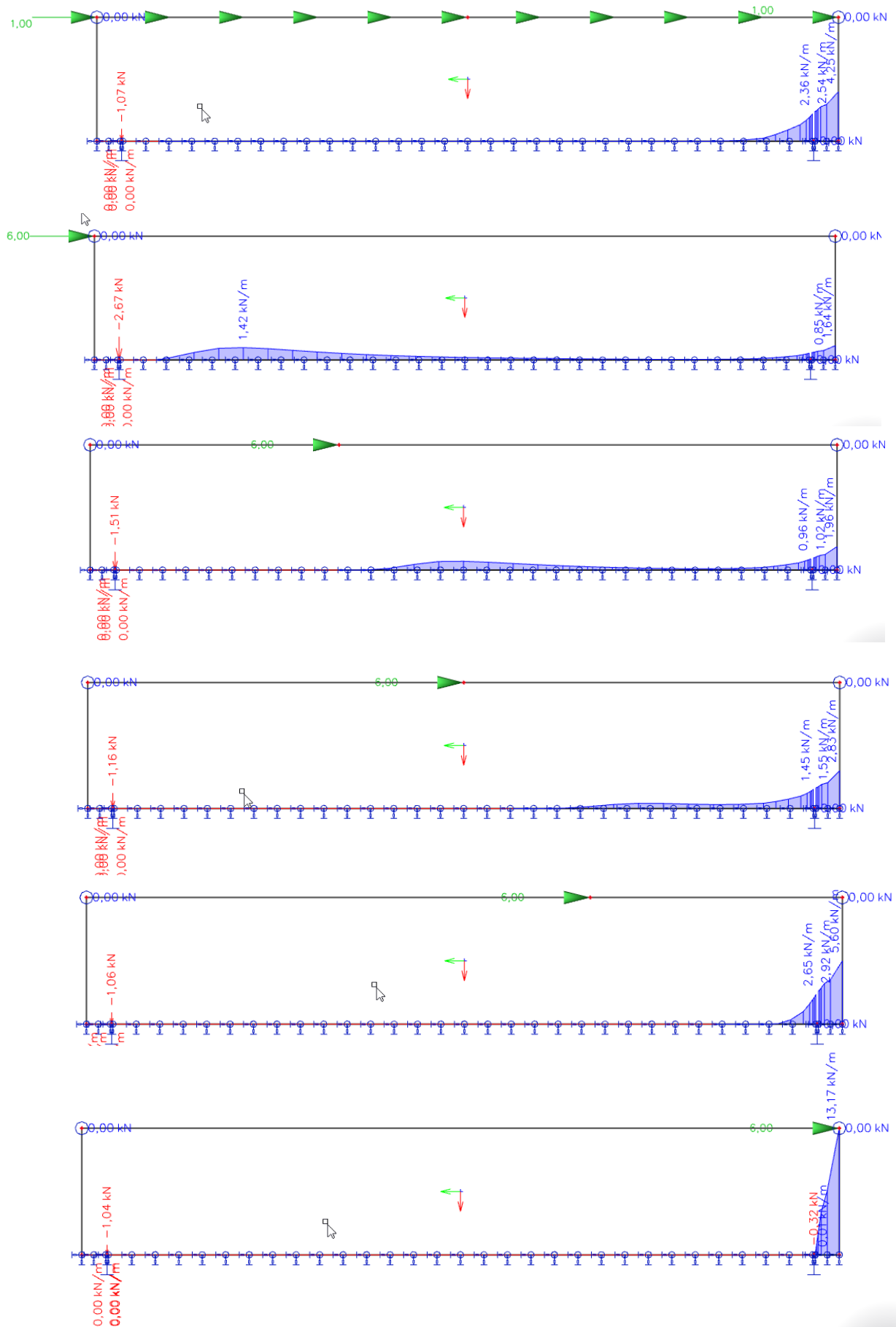


Figure 52 - Réactions d'appuis verticales pour un déplacement de la charge ponctuelle horizontale

La modélisation d'appuis continus en traction et compression plutôt qu'uniquement en compression permet de mettre en évidence une zone en traction à gauche du point d'application de la charge horizontale ponctuelle. Il est judicieux de placer une équerre d'ancrage dans cette zone pour reprendre cette traction.

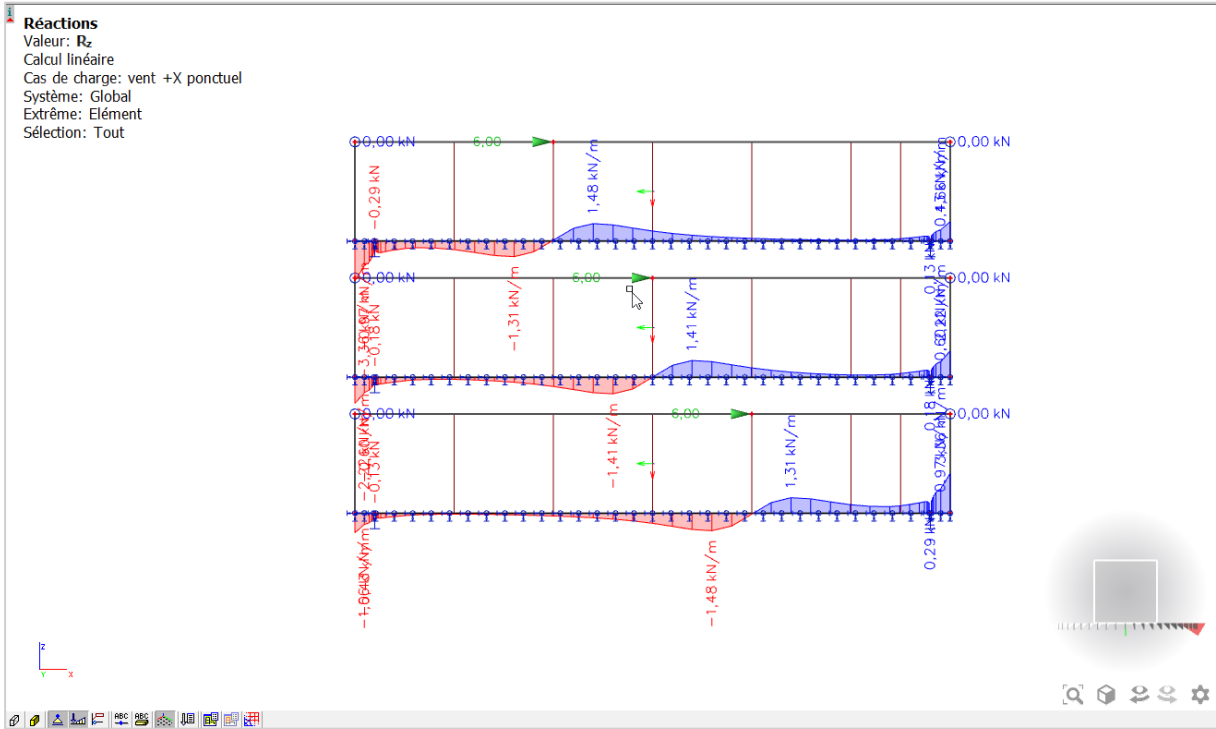


Figure 53 - Réactions d'appuis verticales pour un déplacement de la charge ponctuelle horizontale

### 3.5.3.4. Intensité de la charge horizontale

L'objectif est de vérifier si l'augmentation de la force horizontale a une influence sur la zone en compression du panneau.

#### 3.5.3.4.1. Force horizontale linéaire

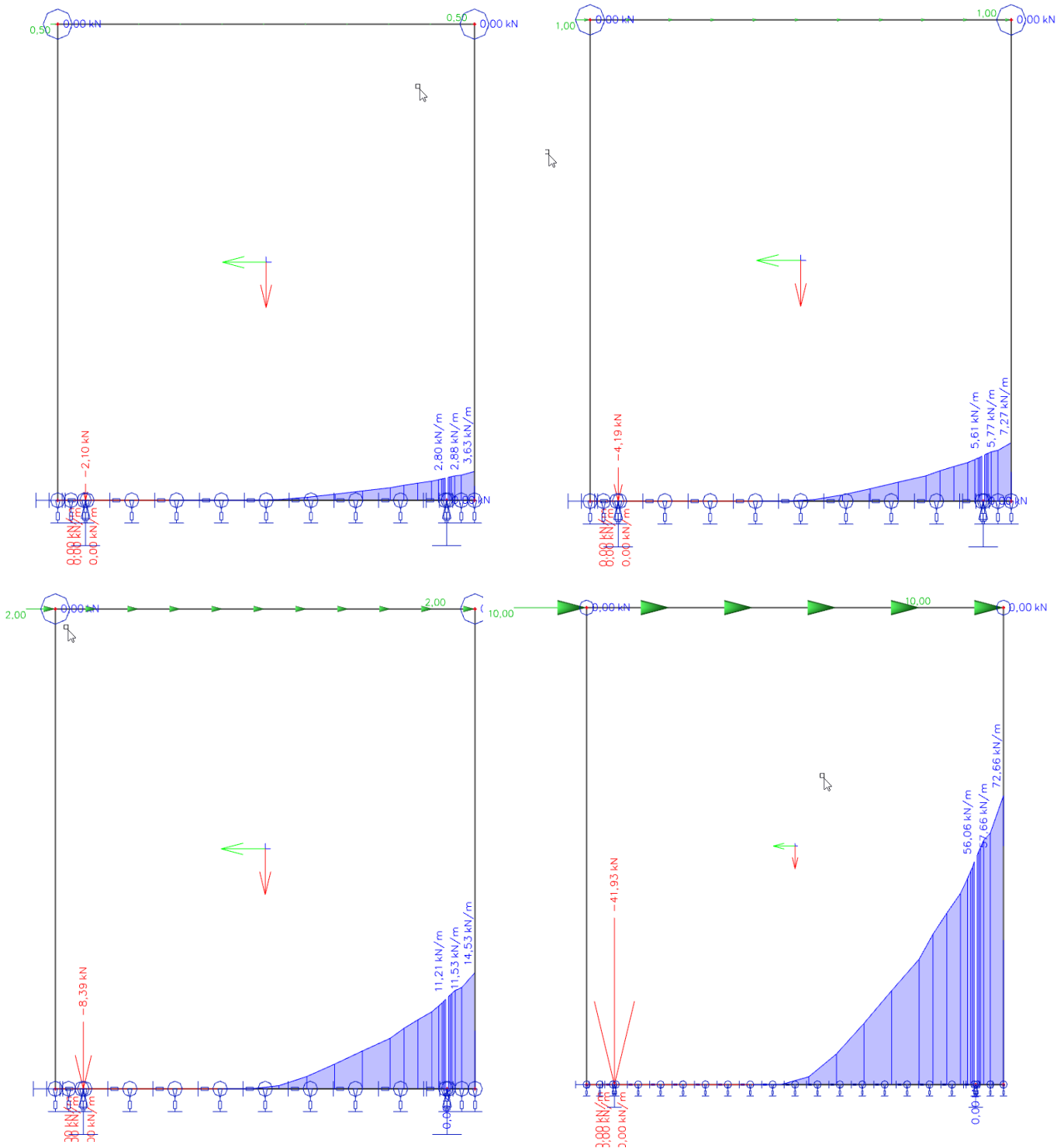


Figure 54 - Augmentation de la charge horizontale linéaire

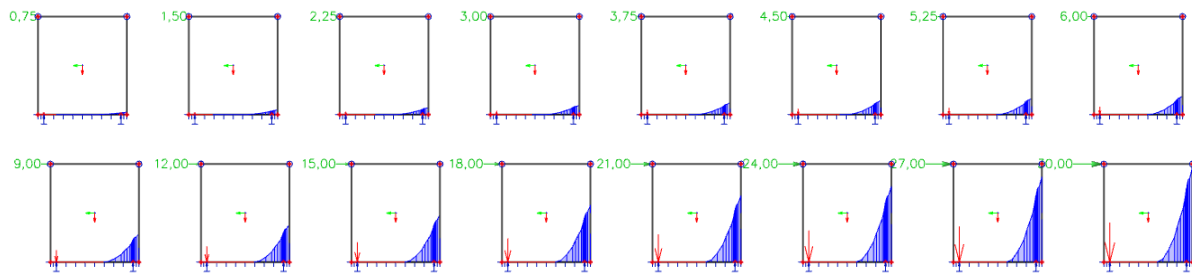
Plusieurs simulations numériques où la longueur et la hauteur du panneau sont fixées et où la force horizontale linéaire augmente, permettent de remplir un tableau

de valeur et de tracer une courbe de l'évolution du bras de levier en fonction de la force horizontale.

Les résultats obtenus avec SCIA Engineer montrent que lorsque la force horizontale augmente, la zone en compression reste constante. La courbe du graphe confirme cela : le bras de levier reste constant.

Les efforts de traction et de compression augmentent proportionnellement à la force horizontale.

### 3.5.3.4.2. Force horizontale ponctuelle



L [m]	h [m]	L/h	Force vent [kN]	M [kN.m]	Ft [kN]	z [m]	z/L [%]	Dist étréque ancrage-bord [m]	Dist Résult - bord droit [m]
3	3,3	0,91	0,25	2,48	1,05	2,36	78,6%	0,2	0,44
3	3,3	0,91	0,50	4,95	2,10	2,36	78,6%	0,2	0,44
3	3,3	0,91	0,75	7,43	3,14	2,36	78,8%	0,2	0,44
3	3,3	0,91	1,00	9,90	4,19	2,36	78,8%	0,2	0,44
3	3,3	0,91	1,25	12,38	5,24	2,36	78,7%	0,2	0,44
3	3,3	0,91	1,50	14,85	6,29	2,36	78,7%	0,2	0,44
3	3,3	0,91	1,75	17,33	7,34	2,36	78,7%	0,2	0,44
3	3,3	0,91	2,00	19,80	8,39	2,36	78,7%	0,2	0,44
3	3,3	0,91	3,00	29,70	12,58	2,36	78,7%	0,2	0,44
3	3,3	0,91	4,00	39,60	16,77	2,36	78,7%	0,2	0,44
3	3,3	0,91	5,00	49,50	20,97	2,36	78,7%	0,2	0,44
3	3,3	0,91	6,00	59,40	25,16	2,36	78,7%	0,2	0,44
3	3,3	0,91	7,00	69,30	29,35	2,36	78,7%	0,2	0,44
3	3,3	0,91	8,00	79,20	33,55	2,36	78,7%	0,2	0,44
3	3,3	0,91	10,00	99,00	41,93	2,36	78,7%	0,2	0,44

Figure 55 - Tableaux des valeurs pour une augmentation de l'effort horizontal

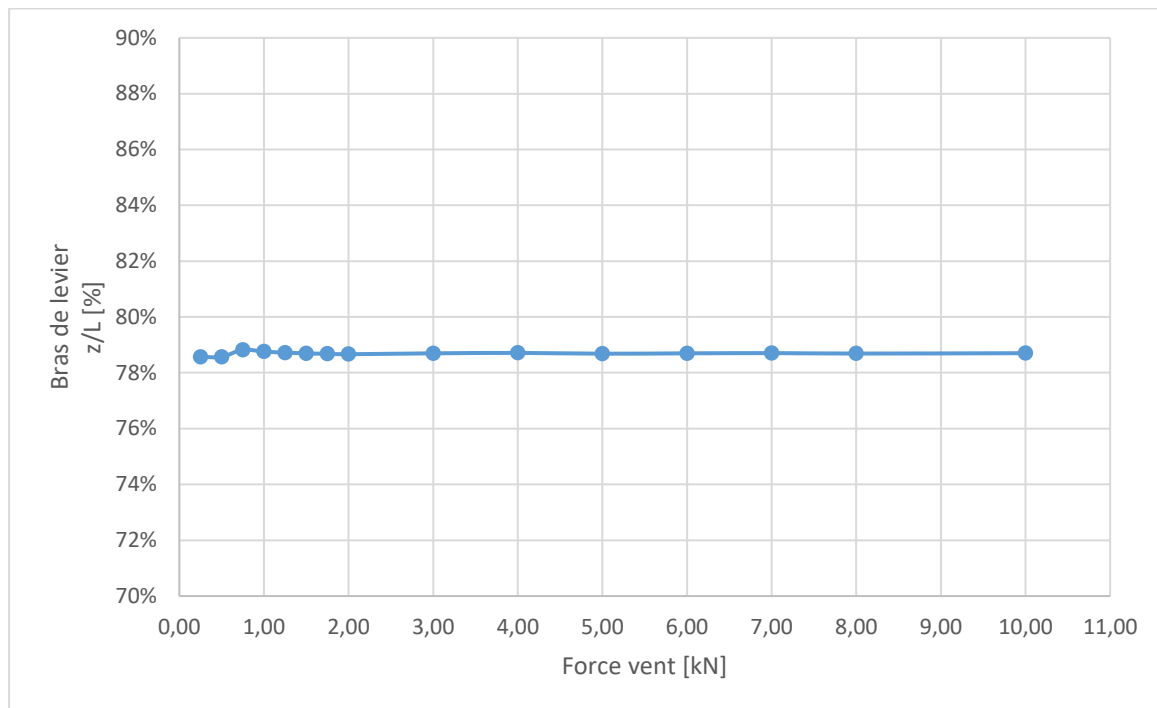


Figure 56 - Bras de levier par rapport à l'effort horizontal pour un panneau de dimensions  $L=3m$  et  $H=3,3m$

Comme pour l'augmentation de l'effort horizontal linéaire, une augmentation de l'effort horizontal ponctuel ne modifie pas la longueur de la zone en compression mais fait augmenter la traction dans l'équerre d'ancrage et les réactions d'appuis en compression de manière linéaire.

### 3.5.3.5. Distance au bord des équerres d'ancrage

Afin de déterminer si la distance au bord des équerres d'ancrage influence la longueur en compression et l'effort de traction, des simulations numériques pour différents cas ont été réalisées. Cela a permis de mesurer l'influence d'un écartement ou d'un rapprochement des équerres d'ancrages vers l'extrémité des panneaux CLT.

Quatre simulations ont été réalisées pour différentes distances entre les appuis et l'extrémité du panneau :

- Cas 1 : Appui en traction à 10cm de l'extrémité du panneau
- Cas 2 : Appui en traction à 20cm de l'extrémité du panneau
- Cas 3 : Appui en traction à 50cm de l'extrémité du panneau

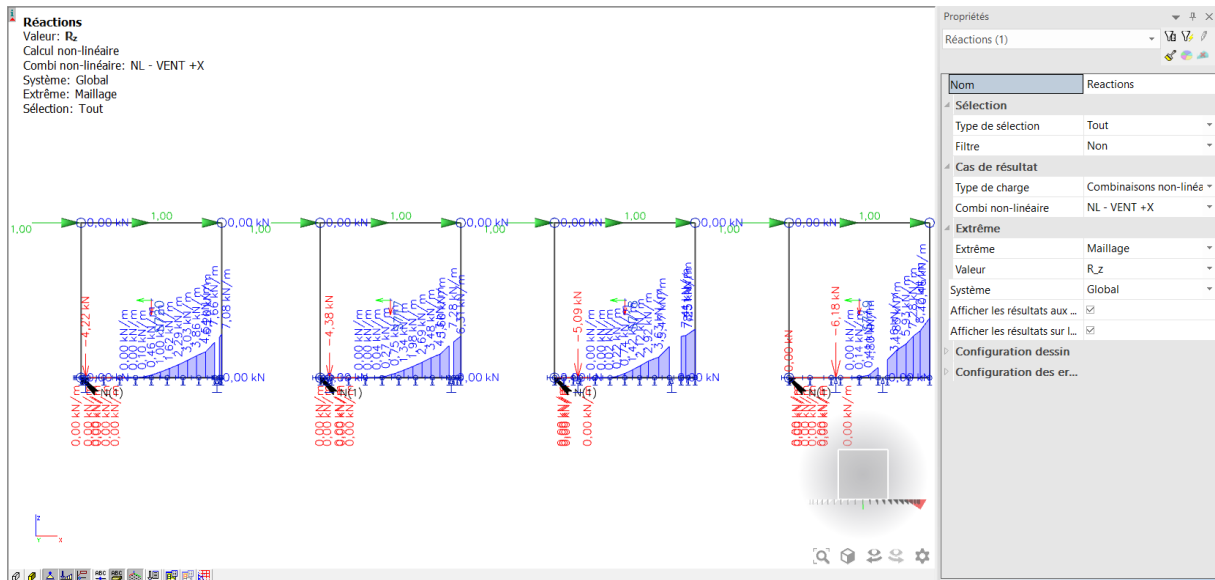


Figure 57 - Réactions d'appuis verticales pour les Cas 1, Cas 2, Cas 3, Cas 4

- Cas 4 : Appui en traction à 1m de l'extrémité du panneau

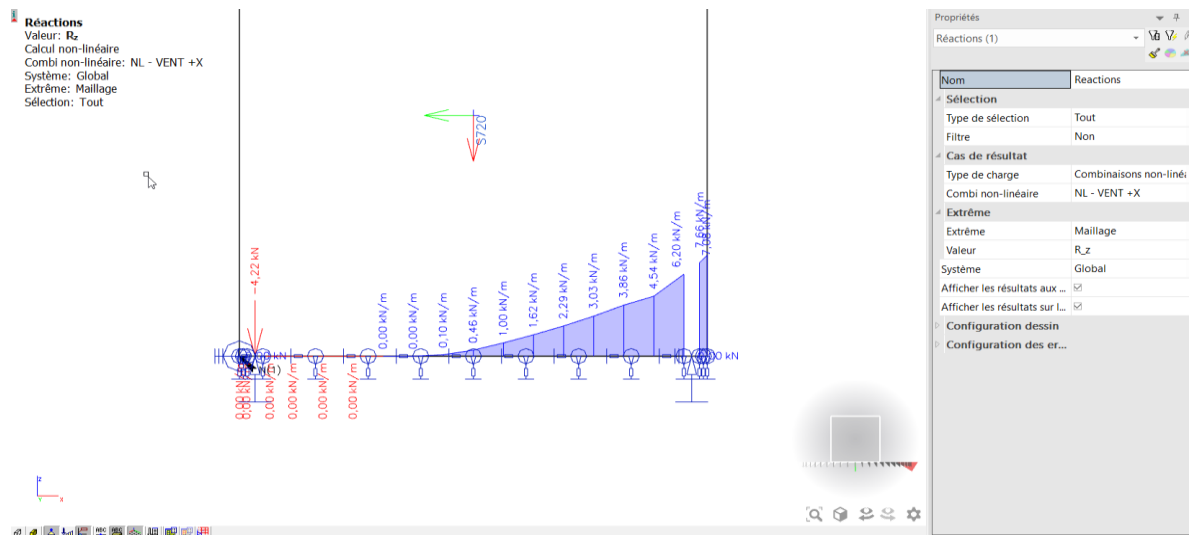


Figure 58 - Cas 1 : Réactions d'appuis verticales

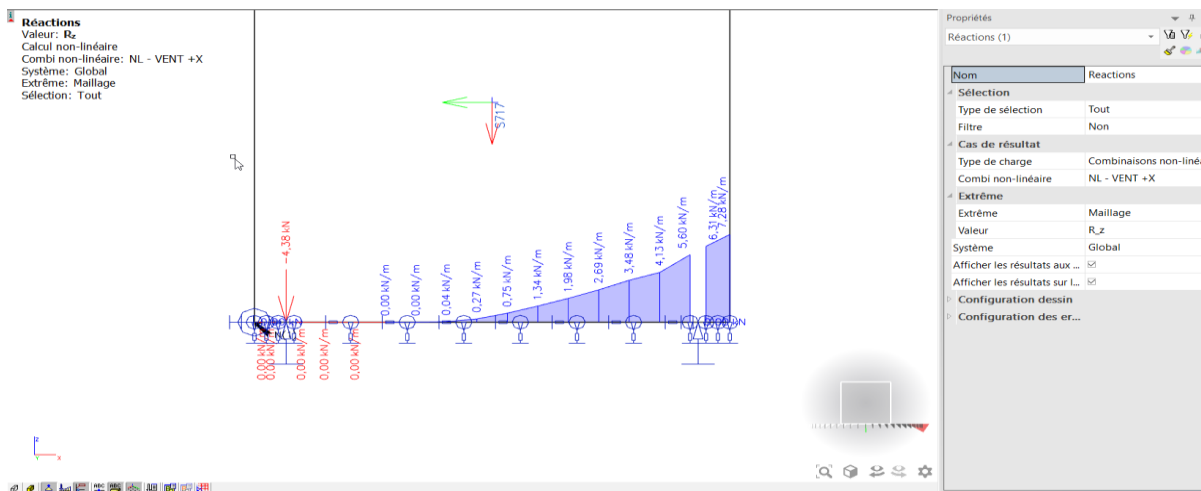


Figure 59 - Cas 2 : Réactions d'appuis verticales

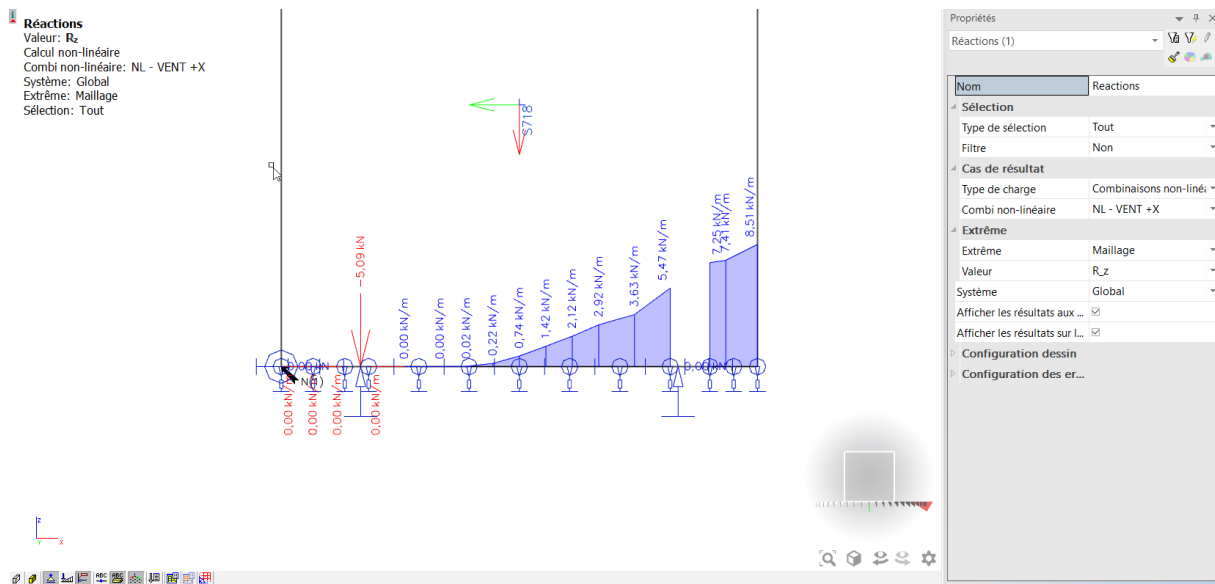


Figure 60 - Cas 3 : Réactions d'appuis verticales

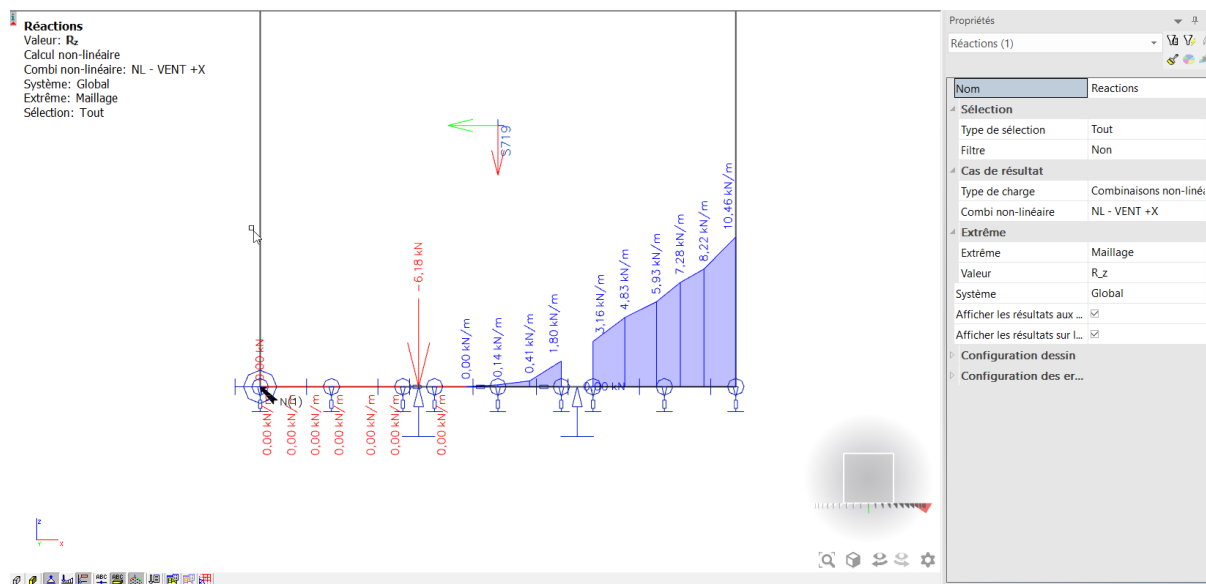


Figure 61 - Cas 4 : Réactions d'appuis verticales

Observations :

- Plus la distance au bord des équerres est faible, plus la distance entre les appuis est grande, plus le bras de levier augmente et donc plus les efforts de traction et de compression diminuent.
- La longueur de la zone en compression diminue légèrement lorsque le bras de levier diminue.

### 3.5.3.6. Raideur des équerres de cisaillement

En pratique, les équerres de cisaillement sont placées sur toute la longueur du panneau, avec un espacement entre 50cm et 1m entre deux équerres.

Pour les modélisations sur SCIA Engineer, le calcul de la raideur des équerres de cisaillement se fait en posant ces hypothèses :

- Espacement : une équerre de cisaillement est placée tous les mètres
- Type d'équerre : Titan N (TCN200) (p.126 Catalogue Rothoblaas Plaques et connecteurs)
- Rigidité : le  $K_{ser}$  pour 1 clou de 4mm de diamètre = 2994 [N/mm] (outil « Rigidité assemblages » du bureau d'étude Ney&Partners Wood). Pour 30 clous,  $K_{ser} = 30 \cdot 2994 [N/mm] = 89820 [N/mm] = 89,82 [MN/m]$

Afin de vérifier la rigidité des équerres de cisaillement, différentes simulations ont été réalisées sur SCIA Engineer pour différentes valeurs de rigidité des équerres de cisaillement : 10, 100, 200, 500, 1000 [MN/m<sup>2</sup>]. Les graphiques de la figure 41 montrent que la rigidité des équerres de cisaillement n'influence pas l'effort de traction ni la longueur en compression.

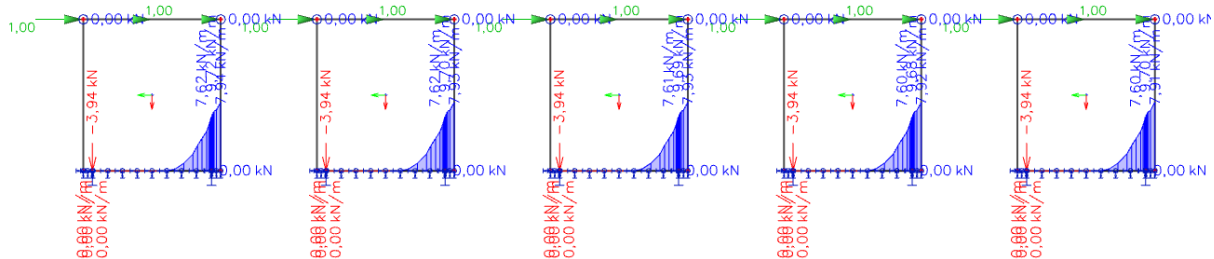


Figure 62 - Réactions d'appuis verticales pour différentes valeurs de rigidité des équerres de cisaillement

### 3.5.3.7. Raideur de l'appui en compression

Les panneaux de CLT reposent soit sur une lisse basse en bois, soit sur de l'isolant Foamglass Perinsul ou bien sur des cales en plastique entre lesquelles du mortier sans retrait a été coulé.

Calcul de la rigidité de la connexion Panneau – Fondation :

- Pour un panneau de largeur 145mm et une lisse basse en bois d'épaisseur 45mm :

$$E_{\perp, \text{moyen}, C18} = 300 \left[ \frac{N}{mm^2} \right]$$

$$K = \frac{N}{\Delta h} = \frac{EA}{h} = \frac{300 \left[ \frac{N}{mm^2} \right] \cdot (1000 [mm] \cdot 140 [mm])}{45 [mm]} = 933\,000 \left[ \frac{N}{mm} \right] = 933 \left[ \frac{MN}{m} \right]$$

- Bloc isolant Foamglas Perinsul de 5 cm pour un panneau CLT d'une largeur de 145mm.

$$E = 1500 \left[ \frac{N}{mm^2} \right]$$

$$K = \frac{N}{\Delta h} = \frac{EA}{h} = \frac{1500 \left[ \frac{N}{mm^2} \right] \cdot (1000 [mm] \cdot 140 [mm])}{50 [mm]} = 4\,200\,000 \left[ \frac{N}{mm} \right] = 4200 \left[ \frac{MN}{m} \right]$$

- Cales plastiques avec mortier sans retrait, 3cm d'épaisseur

$$E_{mortier} = 29000 \left[ \frac{N}{mm^2} \right]$$

$$K = \frac{N}{\Delta h} = \frac{EA}{h} = \frac{29000 \left[ \frac{N}{mm^2} \right] \cdot (1000 [mm] \cdot 140 [mm])}{30 [mm]} = 135300 \left[ \frac{MN}{m} \right]$$

- Connexion Panneau – Plancher – Panneau :
  - Plancher de 180 mm → Rigidité = 233 MN/m

### Simulations sur Scia :

Simulations pour différentes rigidités de l'appui en compression : Simulation pour une rigidité de 10, 100, 500, 1000, 2000 [MN/m<sup>2</sup>].

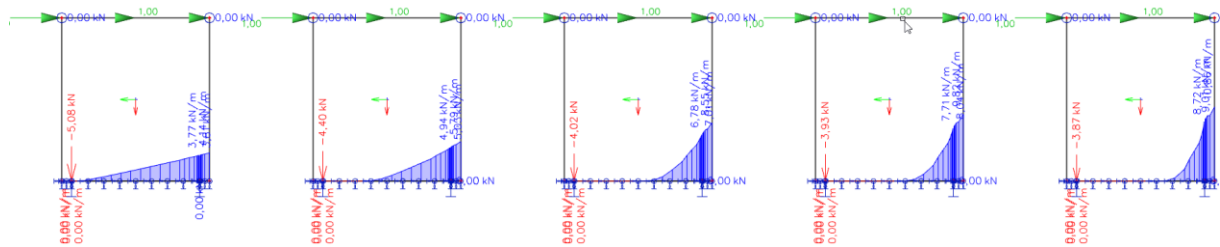


Figure 63 - Réactions d'appuis verticales pour une variation de la rigidité des appuis en compression.

### Interprétation :

Plus l'appui est rigide, plus le bras de levier augmente (la longueur de la zone en compression diminue en restant toujours à l'extrémité droite).

# Chapitre 4

## Essai d'interprétation des résultats par la méthode des bielles et tirants.

### 4.1. Théorie de la poutre-voile

L'Eurocode 2 définit une poutre comme étant un élément dont la portée est inférieure à 3 fois la hauteur, sinon il s'agit d'une poutre-voile [21].

L'Indian Standard IS 465 : 2000 [22] différencie le cas d'un élément simplement appuyé d'un élément continu. Un élément est considéré comme une poutre-voile si le rapport de la portée par la hauteur est de moins de :

- 1) 2 pour une poutre simplement bi-appuyée.
- 2) 2,5 pour une poutre continue.

Ces définitions sont une indication supplémentaire pour définir les familles de dimensions pour les modèles bielles-tirants proposés au point 4.5.

### 4.2. Analogie avec les modèles bielles-tirants de Schlaich et Schäfer.

Les travaux de Schlaich et Schäfer [23] contiennent des résultats pouvant être comparés avec les résultats des simulations numériques réalisées dans le chapitre 3. En effet, les contraintes selon l'axe  $x$  d'un voile bi-appuyé chargé uniformément (Figure 62) présentent une forme semblable à la distribution des réactions d'appuis verticales obtenue lorsque lors par les simulations numériques réalisées dans le chapitre 3 lorsque le rapport longueur/hauteur du panneau est supérieur à 3 (Figure 65).



## 4.4. Modèle bielle-tirant pour un panneau dont le rapport longueur sur hauteur inférieur à deux.

### 3.8.1. Construction du modèle bielle-tirant pour le cas $H = 3\text{ m}$ et $L = 3\text{ m}$

Soit le cas d'un panneau de dimensions  $H = 3\text{ [m]}$  et  $L = 3\text{ [m]}$ , soumis à une force horizontale ponctuelle de  $30\text{ [kN]}$ . Nous observons que les directions des contraintes principales de compression (Figure 30) et de traction (Figure 31) forment un angle de respectivement  $-45^\circ$  et  $+45^\circ$  par rapport à l'horizontale.

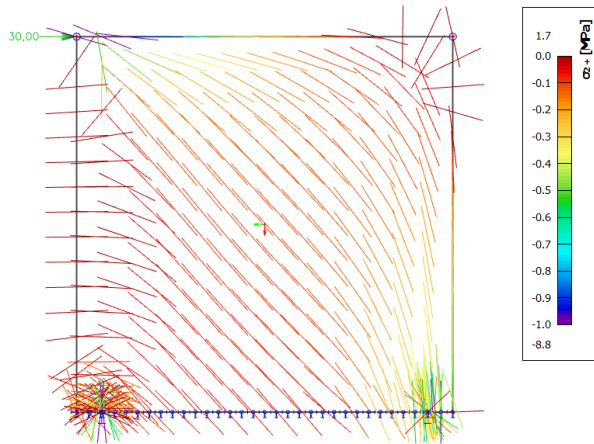


Figure 68 - Direction des contraintes principales de compression calculées avec SCIA Engineer.

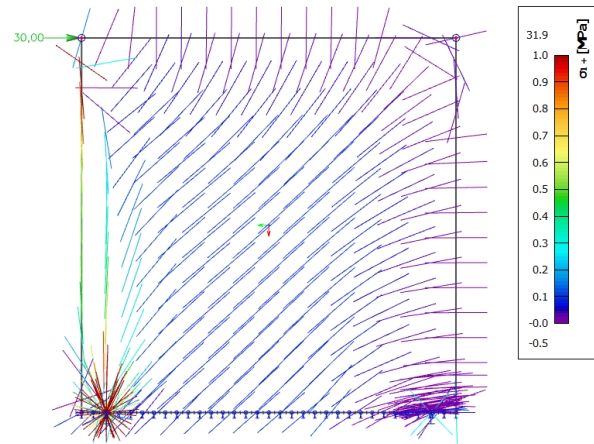


Figure 69 - Direction des contraintes principales de traction calculées avec SCIA Engineer.

Un modèle bielle-tirant peut être déduit par l'analyse des champs de contraintes principales et de la répartition des réactions d'appuis.

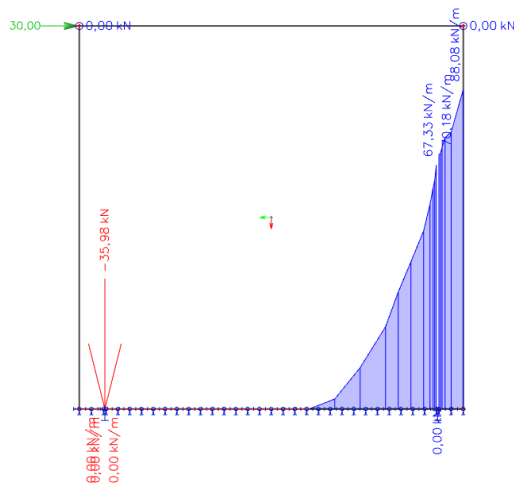


Figure 70 - Réactions d'appuis verticales calculées avec SCIA Engineer.

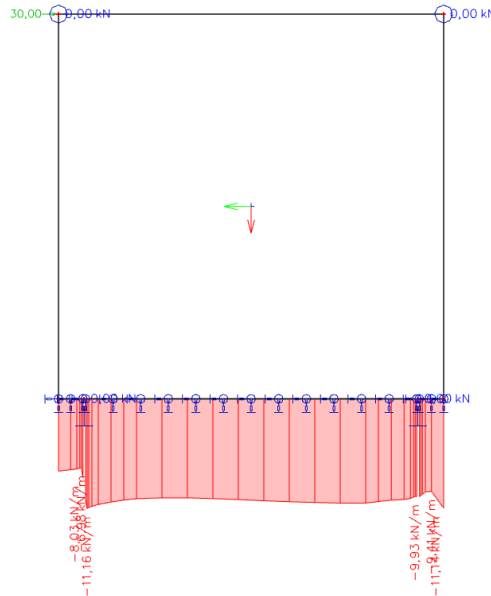


Figure 71 - Réactions d'appuis horizontales calculées avec SCIA Engineer.

Un tirant en traction prend place entre le point d'application de la force sur le panneau et l'équerre de traction située à  $20\text{ [cm]}$  du coin inférieur gauche du panneau.

Les résultats du calcul via le logiciel SCIA Engineer montrent que les réactions d'appuis verticales de compression au niveau de l'appui du panneau se concentrent à l'extrémité droite du panneau. Ces réactions d'appuis verticales peuvent être approximées par une répartition des efforts de forme triangulaire. La résultante des réactions d'appuis verticales se situe à 31 [cm] de l'extrémité droite du panneau.

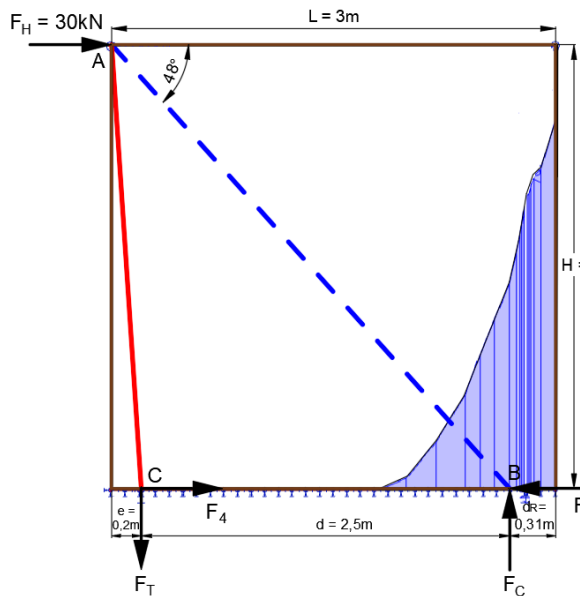


Figure 72 - Modèle bielle-tirant pour un panneau de dimension  $H = 3$  [m]  $L = 3$  [m]

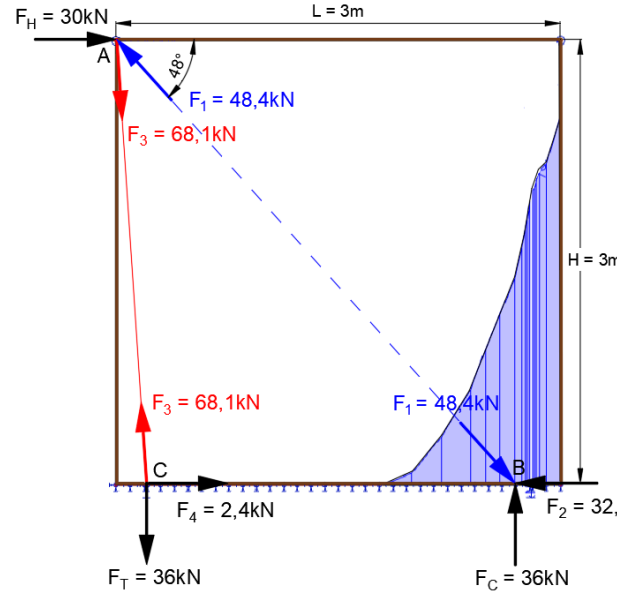


Figure 73 - Valeurs des efforts du modèle bielle-tirant pour un panneau de dimensions  $H = 3$  [m] et  $L = 3$  [m]

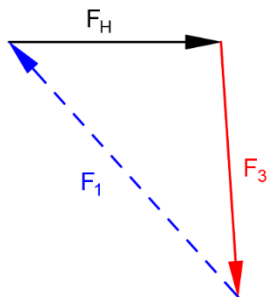


Figure 74 - Equilibre statique du nœud A (Figure 35)

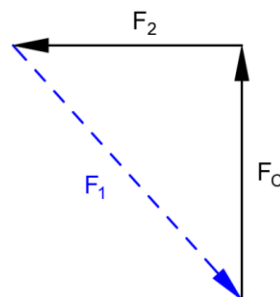


Figure 75 - Equilibre statique du nœud B (Figure 35)

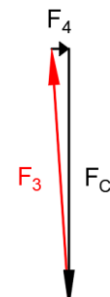


Figure 76 - Equilibre statique du nœud C (Figure 35)

Une règle peut être déduite en exprimant le rapport de la distance au bord de la résultante par la longueur du panneau :

$$\frac{d_R [m]}{L [m]} = \frac{0,31 [m]}{3 [m]} \approx 10\% \quad \text{et donc nous fixons} \quad d_R [m] = \frac{L}{10} [m]$$

Une bielle de compression se forme entre le point d'application de la force sur le panneau et la résultante des réactions d'appuis verticales en compression.

En connaissant la valeur de la force  $F_H$  appliquée sur le panneau, l'objectif est de calculer les efforts  $F_1, F_2, F_3, F_4, F_T, F_C$  à l'aide du modèle bielles et tirants.

L'inclinaison de la bielle de compression par rapport à l'horizontale vaut :

$$\alpha = \arctan\left(\frac{H}{L-d_R}\right) = \arctan\left(\frac{3 [m]}{3 [m] - 0,3 [m]}\right) = 48^\circ$$

La distance  $e$  entre l'extrémité du panneau et l'équerre de traction est fixée à 0,2 [m].

La bras de levier  $d$  correspond à la distance entre l'équerre d'ancrage et la résultante des réactions d'appuis verticale  $F_C$ .

L'équilibre de rotation au droit de l'équerre de traction peut s'écrire :

$$\sum M_{Eq} = F_H \cdot H - F_C \cdot d = 0$$

Avec

$$M = F_H \cdot H = 30 [kN] \cdot 3 [m] = 90 [kN \cdot m]$$

$$d = L - (e - d_R) = 3 - (0,2 - 0,3) = 2,5 [m]$$

L'effort de traction dans l'équerre d'ancrage  $F_T$  et la résultante de compression  $F_C$  valent donc :

$$F_T = F_C = \frac{M}{d} = \frac{90 [kN \cdot m]}{2,5 [m]} = 36 [kN]$$

Cette valeur de l'effort dans l'équerre de traction calculé via le modèle bielles-tirants est identique à la valeur calculée à l'aide du logiciel SCIA.

L'effort de compression  $F_1$  dans la bielle vaut :

$$F_1 = \frac{F_T}{\sin(\alpha)} = \frac{36 [kN]}{\sin(48^\circ)} = 48,44 [kN]$$

L'effort  $F_2$  vaut :

$$F_2 = F_1 \cdot \cos(48^\circ) = 32,41 [kN]$$

L'effort de traction  $F_3$  dans le tirant vaut :

$$F_3 = F_1 \cdot \frac{\sin(48^\circ)}{\cos(3,814^\circ)} = 36,08 [kN]$$

La méthode se vérifie pour les dimensions de panneaux qui satisfont la condition :

$$\frac{H}{L} < 2$$

	H = 3m, L = 1m	H = 3m, L = 2m	H = 3m, L = 3m	H = 3m, L = 5m
$F_H$	10 kN	20 kN	30 kN	50 kN
$F_T$	45,46 kN	38,31 kN	36 kN	34,75 kN
$\alpha$	74°	60°	48°	34°
$d_R$	0,14 m	0,23 m	0,31 m	0,48 m
$d_R/L$	14%	11,5%	10%	9,6%

### 3.8.2. Généralisation

Pour les panneaux qui respectent la condition  $\frac{L}{H} < 2$ , le modèle bielle-tirant suivant peut être utilisé pour le dimensionnement.

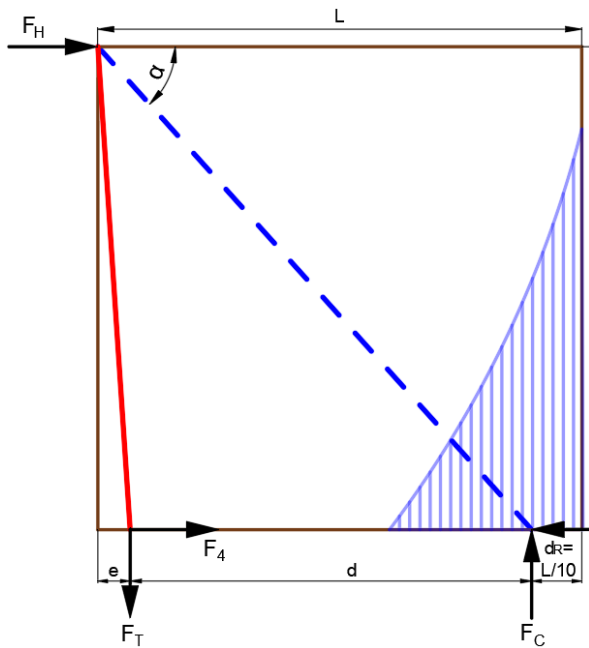


Figure 77. Modèle bielle-tirant

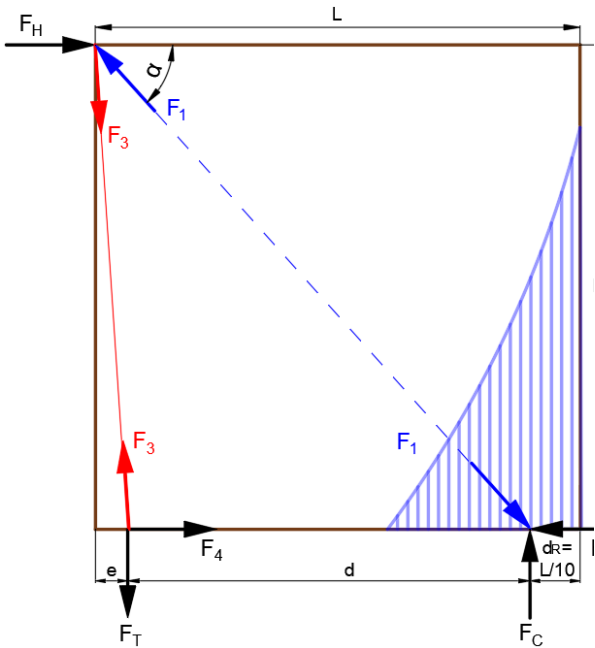


Figure 78. Forces modèle bielle-tirant

Les étapes à suivre sont :

- 1) Calcul du moment :

$$M = F_H \cdot H \text{ [kN.m]}$$

Avec,

$F_H$  [kN] : Effort horizontal sollicitant le panneau.

$H$  [m] : Hauteur du panneau.

- 2) Calcul du bras de levier :

$$d = L - (e + d_R) \text{ [m]}$$

Avec,

$L$  [m] : Longueur du panneau

$e$  [m] : Distance au bord de l'équerre d'ancrage

$d_R$  [m] : Distance au bord de la résultante des réactions verticales de la zone d'appui en compression.

- 3) Vérification du critère de résistance de l'équerre d'ancrage :

$$R_{\text{ancrage}} > F_T = \frac{M}{d} \text{ [kN]}$$

Avec,

$F_T$  [kN] : Effort de traction dans l'équerre d'ancrage

$M$  [kN.m] : Moment sollicitant

$d$  [m] : Bras de levier

- 4) Calcul de l'inclinaison de la bielle de compression :

$$\alpha = \arctan\left(\frac{H}{L - d_R}\right)$$

Avec,

$H$  [m] : Hauteur du panneau

$L$  [m] : Longueur du panneau

$d_R$  [m] : Distance au bord de la résultante des réactions verticales de la zone d'appui en compression.

- 5) Vérification du critère de résistance en compression oblique de la bielle :

$$R_{C,\alpha} > F_1 = \frac{F_T}{\sin(\alpha)} \text{ [kN]}$$

Avec,

$R_{C,\alpha}$  [kN] : Résistance à la compression oblique du panneau pour un angle  $\alpha$

$F_1$  [kN] : Effort dans la bielle de compression

$F_T$  [kN] : Effort de traction dans l'équerre d'ancrage

$\alpha$  [°] : Inclinaison de la bielle de compression

- 6) Vérification du critère de résistance des équerres de cisaillement :

$$R_{V,\acute{e}querre} > \frac{V}{n_{\acute{e}q}} = \frac{F_H}{n_{\acute{e}q}} \text{ [kN]}$$

Avec,

$R_{V,\acute{e}querre}$  [kN] : Résistance au cisaillement de l'équerre de cisaillement.

$V$  [kN] : Effort de cisaillement

$F_H$  [kN] : Effort horizontal sollicitant le panneau.

$n_{\acute{e}q}$  [/] : Nombre d'équerres de cisaillement

## 4.5. Modèle bielle-tirant pour un panneau dont le rapport longueur sur hauteur est supérieur à 3.

### 3.9.1. Construction du modèle bielles-tirants

Lorsque le rapport entre la longueur et la hauteur du panneau est supérieur à trois, deux bielles diffusent l'effort de compression jusqu'aux appuis.

Les figures 1, 2 et 3 correspondent aux réactions d'appuis verticales données par le logiciel SCIA pour un panneau d'une hauteur de 3m et d'une longueur de 10m, 13m et 16m respectivement.

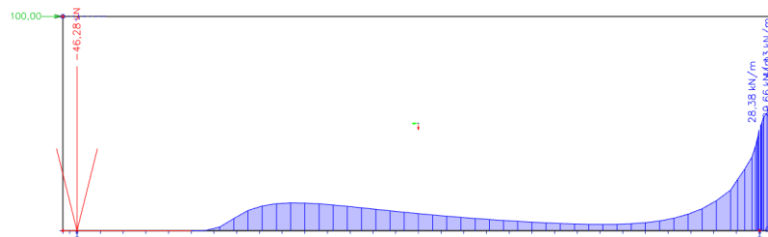


Figure 79 - Réactions d'appuis verticales sur SCIA pour un panneau de dimensions  $H = 3\text{m}$  et  $L = 10\text{m}$ , soumis à une charge horizontale de 100kN

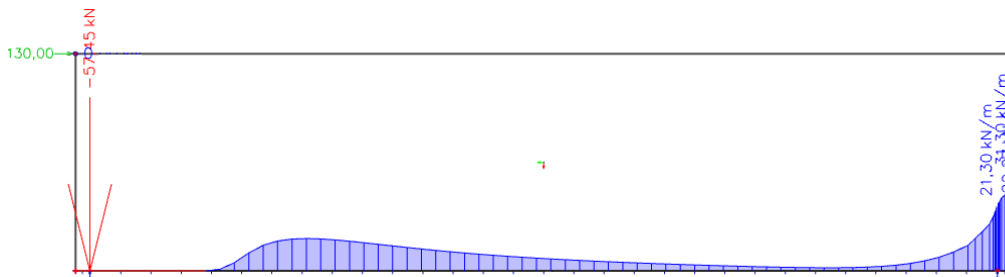


Figure 80 - Réactions d'appuis verticales sur SCIA pour un panneau de dimensions  $H = 3\text{m}$  et  $L = 13\text{m}$ , soumis à une charge horizontale de 130kN

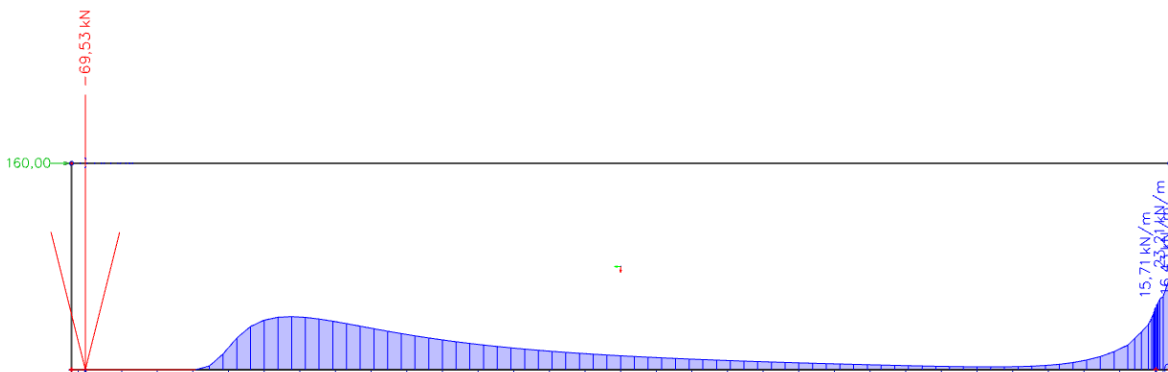


Figure 81 - Réactions d'appuis verticales sur SCIA pour un panneau de dimensions  $H = 3\text{m}$  et  $L = 16\text{m}$ , soumis à une charge horizontale de 160kN

## Division de la longueur en compression en deux zones

En scindant la longueur en compression du panneau en deux zones, il est possible de calculer le centre de gravité et définir la position de la résultante verticale pour chaque zone. La coupure entre les deux zones est choisie au droit de la valeur la plus faible ponctuellement. Les figures 44, 45 et 46 présentent cette démarche.

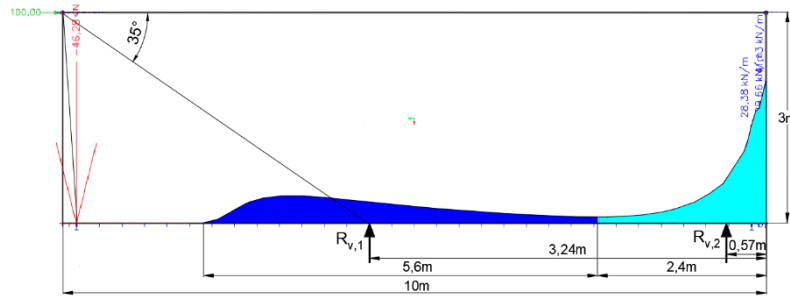


Figure 82 - Longueur en compression scindée en deux zones avec résultantes  $R_{v,1}$  et  $R_{v,2}$  pour un panneau de dimensions  $H = 3\text{m}$  et  $L = 10\text{m}$

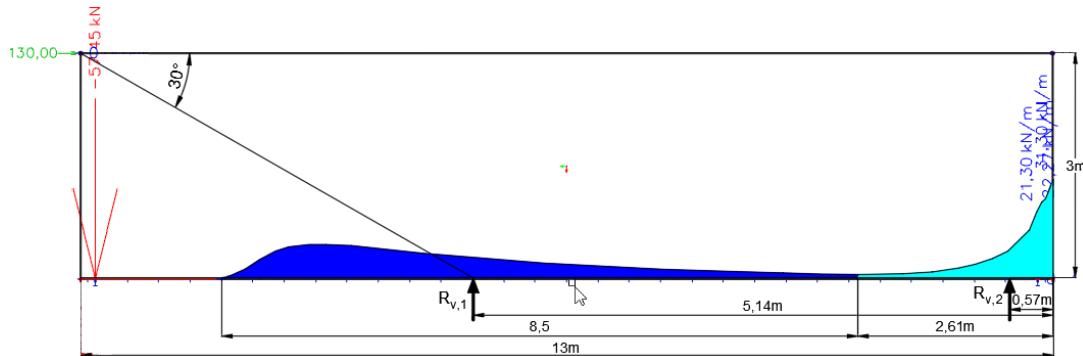


Figure 83 - Longueur en compression scindée en deux zones avec résultantes  $R_{v,1}$  et  $R_{v,2}$  pour un panneau de dimensions  $H = 3\text{m}$  et  $L = 13\text{m}$

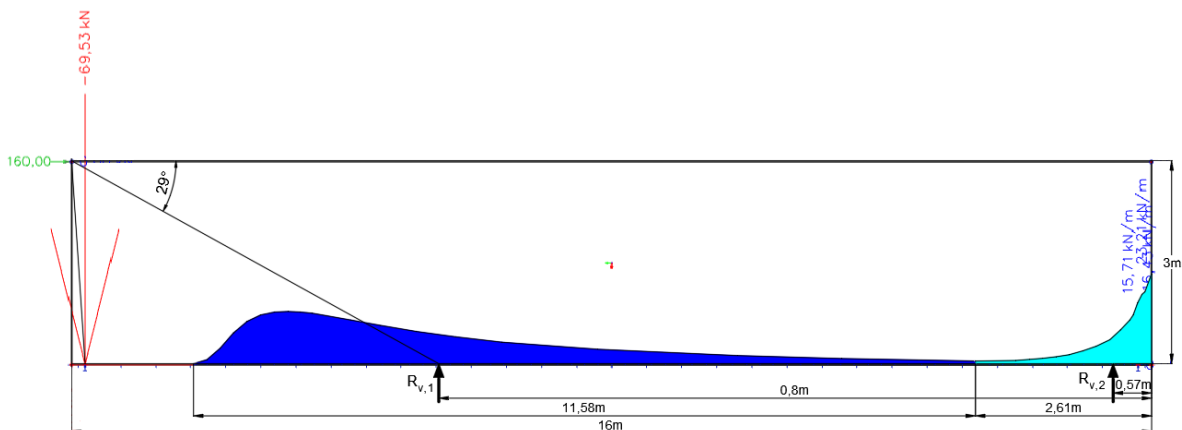


Figure 84 - Longueur en compression scindée en deux zones avec résultantes  $R_{v,1}$  et  $R_{v,2}$  pour un panneau de dimensions  $H = 3\text{m}$  et  $L = 16\text{m}$

## Positionnement des résultantes

L'angle de la première bielle de compression part du point d'application de l'effort horizontal jusqu'à la résultante  $R_{v,1}$  de la première zone en compression (zone bleu foncé). Les figures 44, 45 et 46 montrent que l'inclinaison de cette bielle se stabilise autour de  $30^\circ$  par rapport à l'horizontale lorsque le rapport  $L/H$  augmente. Cette valeur angulaire de  $30^\circ$  sera retenue pour calculer la position de la résultante  $R_{v,1}$ .

La résultante  $R_{v,2}$  de la seconde zone en compression (Figure 1 – Zone bleu clair) se situe à une distance constante lorsque le rapport  $H/B$  augmente, à 57cm de l'extrémité du panneau.

## Calcul de la valeur des résultantes de chaque zone

Pour trouver la valeur des résultantes  $R_{v,1}$  et  $R_{v,2}$ , il est possible de remplacer virtuellement l'appui continu dans la modélisation sur SCIA Engineer par deux appuis ponctuels modélisés au droit des résultantes de compression calculées précédemment.

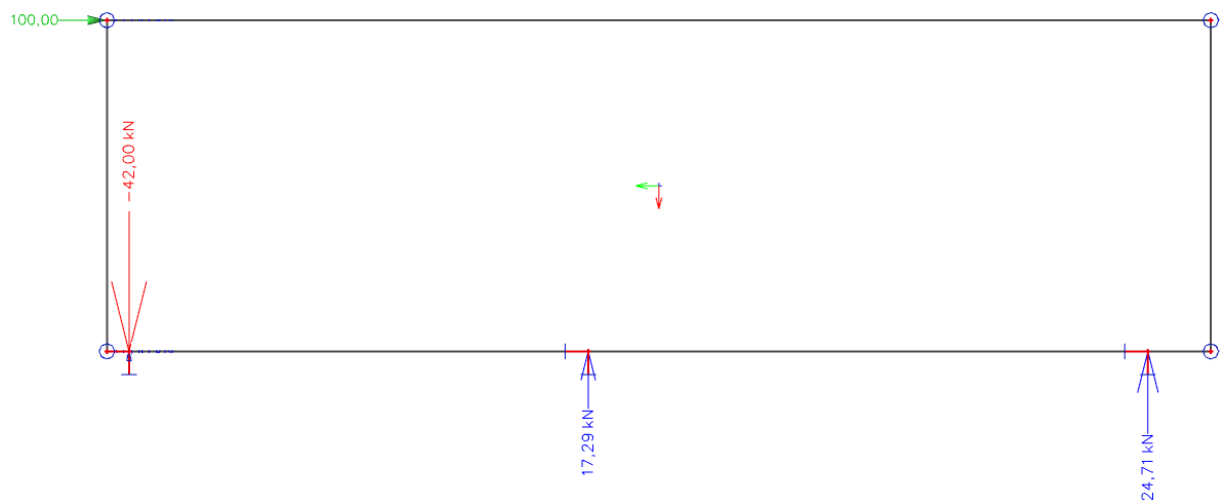


Figure 85 - Réactions d'appuis verticales sur SCIA pour un panneau de dimensions  $H = 3\text{m}$  et  $L = 10\text{m}$  et 3 appuis ponctuels.

Le calcul de  $R_{v,1}$  et  $R_{v,2}$  via le logiciel de calcul aux éléments finis pour différentes dimensions de panneaux permet de déduire une relation linéaire qui lie la valeur de  $R_{v,1}$  et  $R_{v,2}$  à  $F_T$ .

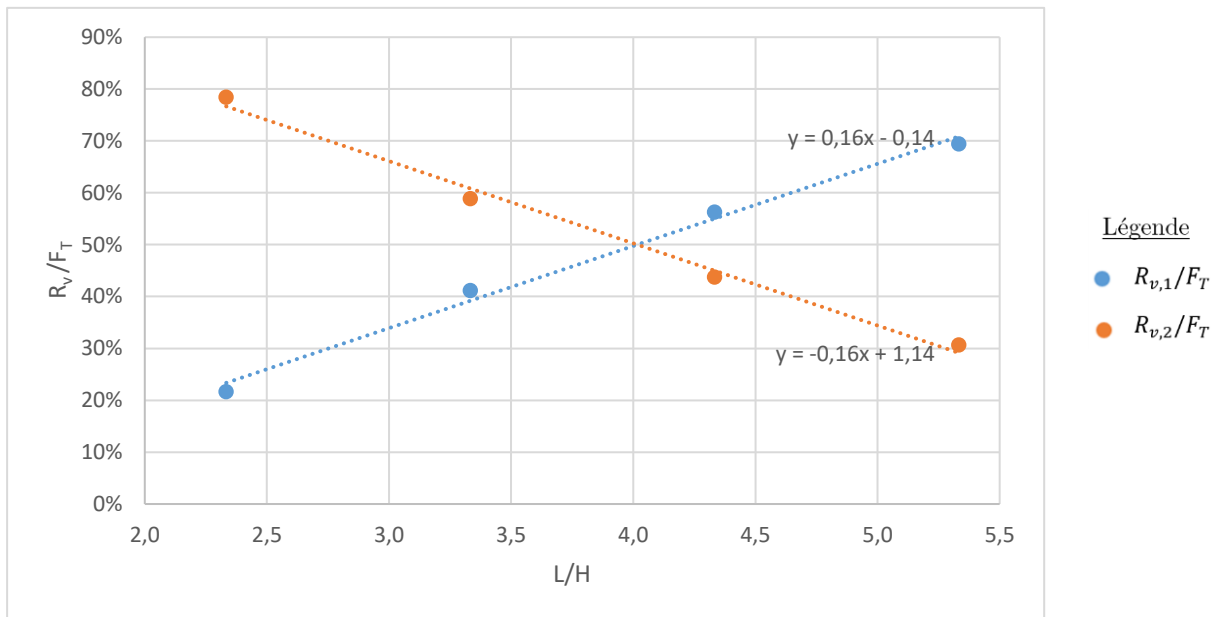


Figure 86 - Rapport  $R_v/F_T$  en fonction de  $L/H$

Les relations suivantes peuvent être déduites :

$$R_{v,1} = F_T \cdot \left( 0,16 \cdot \left( \frac{L}{H} \right) - 0,14 \right)$$

$$R_{v,2} = F_T \cdot \left( -0,16 \cdot \left( \frac{L}{H} \right) + 0,14 \right)$$

De la même façon, il est possible d'obtenir la valeur des résultantes horizontales de chaque zone,  $R_{h,1}$  et  $R_{h,2}$  via SCIA Engineer.

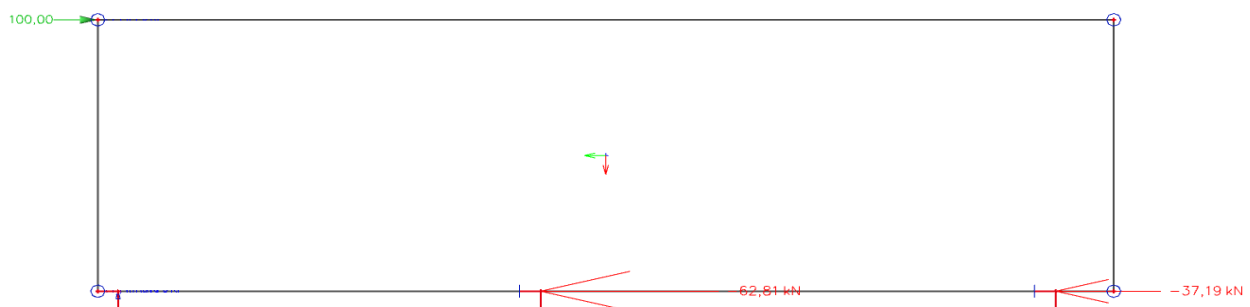


Figure 87 - Réactions d'appuis horizontales sur SCIA pour un panneau de dimensions  $H = 3\text{m}$  et  $L = 10\text{m}$  et 3 appuis ponctuels.

Le calcul de  $R_{h,1}$  et  $R_{h,2}$  via le logiciel de calculs aux éléments finis pour différentes dimensions de panneaux permet de déduire une relation linéaire qui lie la valeur de  $R_{h,1}$  et  $R_{h,2}$  à  $F_t$ .

Les relations suivantes peuvent donc être utilisées :

$$R_{h,1} = F_T \cdot \left(0,25 \cdot \left(\frac{L}{H}\right) + 0,62\right)$$

$$R_{h,2} = F_T \cdot \left(-0,064 \cdot \left(\frac{L}{H}\right) + 0,62\right)$$

Il est important de préciser que la décomposition de l'appui continu en deux appuis ponctuels est une simplification permettant de trouver un modèle bielle-tirant. En réalité, l'appui en compression est continu sur toute la longueur en compression et les efforts de cisaillement sont repris par des équerres de cisaillement placées sur toute la longueur du panneau avec un espacement de 0,5m à 1m entre deux équerres.

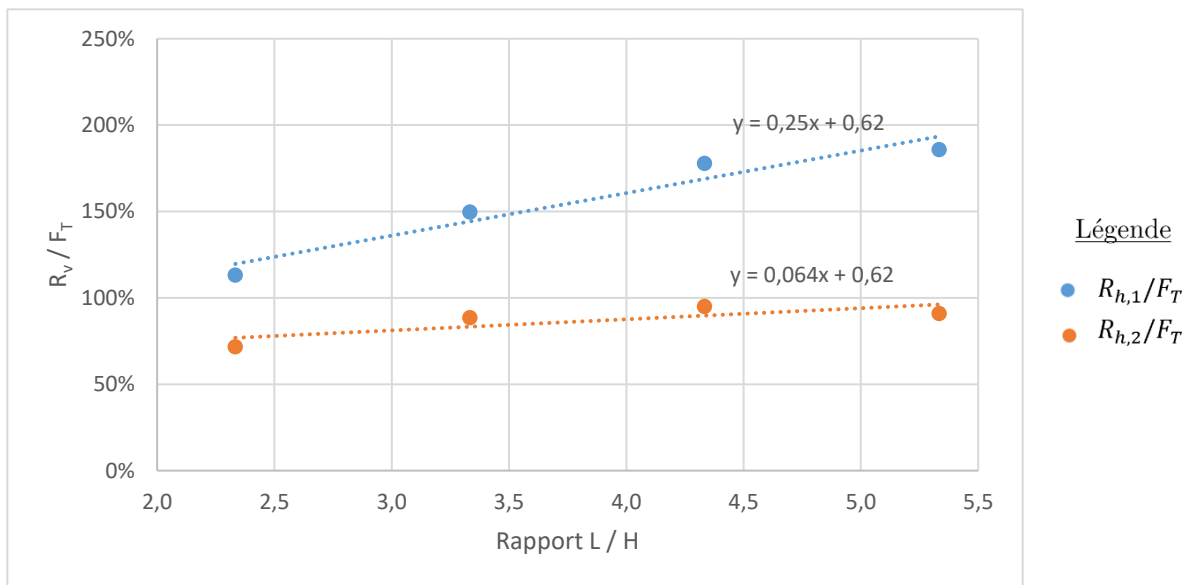


Figure 89 - Rapport  $R_h/F_T$  en fonction de  $L/H$

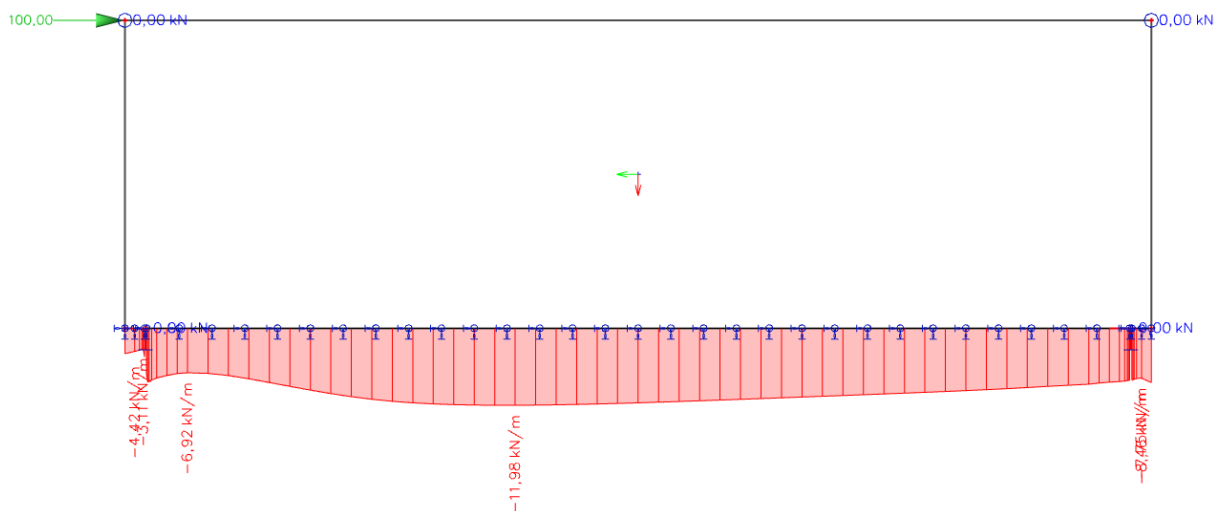


Figure 88 - Réactions d'appuis horizontales pour un appui continu sur SCIA.

## Calcul de l'effort de traction dans l'équerre d'ancrage

En calculant l'effort de traction dans l'équerre d'ancrage pour différentes dimensions de panneaux et en rapportant cette valeur à la force horizontale appliquée sur le panneau, il est possible de trouver une relation liant la force appliquée  $F_H$  et la réaction d'appuis  $F_T$  dans l'équerre.

Les valeurs calculées pour ces différentes configurations figurent dans le tableau 6 et sont représentées en graphique sur la figure 90.

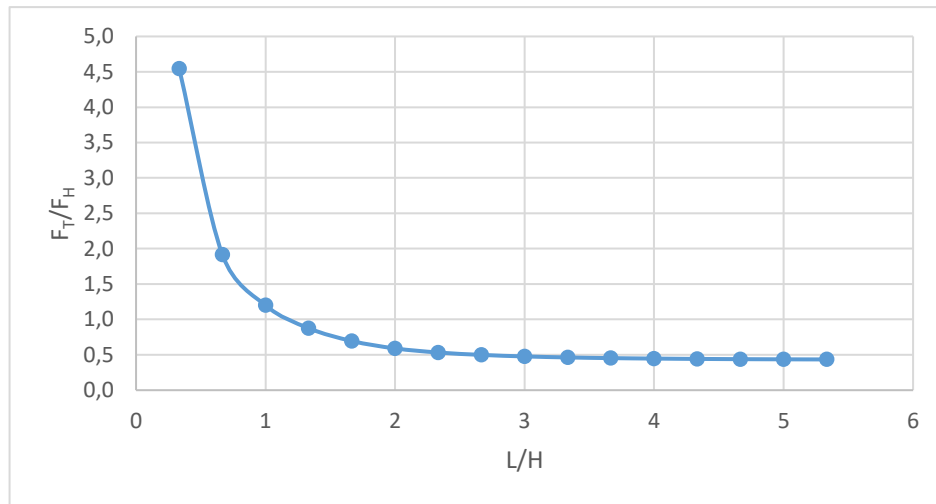


Figure 90 - Rapport  $F_T/F_H$  en fonction du rapport  $L/H$

H [m]	L [m]	L/H	F <sub>H</sub> [kN]	F <sub>T</sub> [kN]	F <sub>T</sub> /F <sub>H</sub>
3	1	0,3	10	45,46	4,55
3	2	0,7	20	38,31	1,92
3	3	1,0	30	35,98	1,20
3	4	1,3	40	35,04	0,88
3	5	1,7	50	34,75	0,70
3	6	2,0	60	35,42	0,59
3	7	2,3	70	37,27	0,53
3	8	2,7	80	39,89	0,50
3	9	3,0	90	42,94	0,48
3	10	3,3	100	46,28	0,46
3	11	3,7	110	49,86	0,45
3	12	4,0	120	53,59	0,45
3	13	4,3	130	57,45	0,44
3	14	4,7	140	61,4	0,44
3	15	5,0	150	65,43	0,44
3	16	5,3	160	69,53	0,43

Tableau 6 - Calcul de  $F_T$  sur SCIA Engineer pour différentes dimensions de panneau.

Lorsque le rapport  $L/H$  est supérieur à trois, la courbe se stabilise. La valeur pouvant être retenue pour le calcul de  $F_T$  est la suivante :

$$F_T = 0,44 F_H [kN]$$

### Calcul des efforts dans le modèle bielle-tirant

Une fois  $F_H, F_T, F_{v,1}, F_{h,1}, F_{v,2}, F_{h,2}$  connus, il est possible de calculer les efforts dans le modèle-tirant.

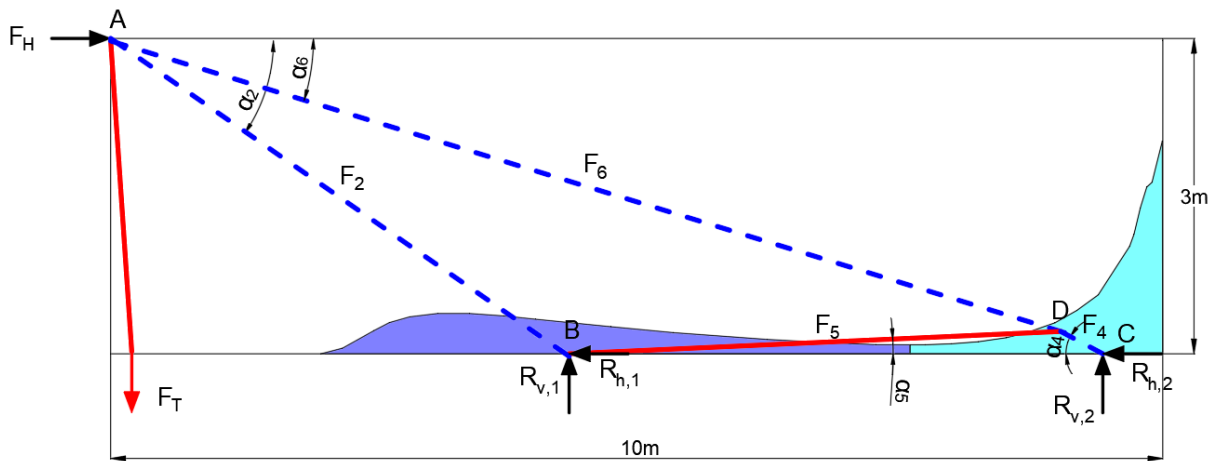


Figure 91 - Modèle bielle-tirant pour un panneau de dimensions  $H = 3\text{m}$  et  $L = 10\text{m}$

### Noeud A

Une simplification peut être faite en considérant que le tirant en traction est vertical. L'effort dans le tirant est pris égal à  $F_T$ .

Dans le cas du panneau de dimension  $H = 3\text{ [m]}$  et  $L = 10\text{ [m]}$ , le calcul via SCIA Engineer donne  $F_T$  égal à  $42\text{ [kN]}$  (Figure 47).

La résultante de l'effort horizontal  $F_H$  et de l'effort  $F_T$  vaut  $F_1$ , force inclinée d'un angle  $\alpha_1$ .

$$\alpha_1 = \text{artan}\left(\frac{F_T}{F_H}\right) [^\circ] = \text{artan}\left(\frac{42}{100}\right) = 22,8 [^\circ]$$

$$F_1 = \frac{F_H [kN]}{\cos(\alpha_1)} [kN] = \frac{100 [kN]}{\cos(22,8^\circ)} = 108,5 [kN]$$

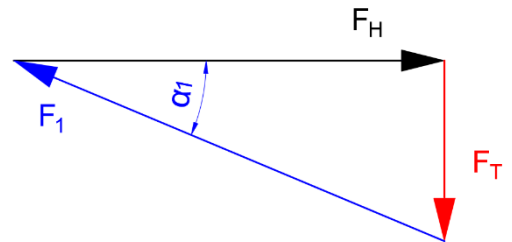


Figure 92 - Décomposition de  $F_H$  en  $F_T$  et  $F_1$

Ensuite,  $F_1$  est décomposée en  $F_2$ , première bielle de compression, inclinée d'un angle  $\alpha_2$ , et en  $F_3$ , inclinée d'un angle  $\alpha_3$ , qui relie le point d'application de  $F_H$  à la seconde résultante en compression.

Afin de vérifier la précision du modèle bielle-tirant, la valeur exacte de l'angle  $\alpha_2$  est considérée pour ce calcul, à savoir :

$$\alpha_2 = 34,5 [^\circ]$$

L'angle  $\alpha_3$  vaut :

$$\begin{aligned} \alpha_3 &= \operatorname{artan}\left(\frac{H [m]}{L [m] - 0,57 [m]}\right) [^\circ] \\ &= \operatorname{artan}\left(\frac{3 [m]}{10 [m] - 0,57 [m]}\right) \\ &= 17,6 [^\circ] \end{aligned}$$

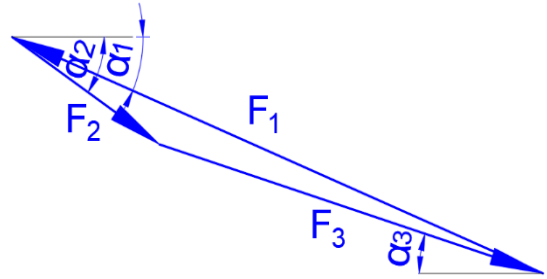


Figure 93 - Décomposition de  $F_1$  en  $F_2$  et  $F_3$

Les équations d'équilibre au nœud A s'écrivent :

$$F_1 \cos(\alpha_1) = F_2 \cos(\alpha_2) + F_3 \cos(\alpha_3) \quad (1)$$

$$F_1 \sin(\alpha_1) = F_2 \sin(\alpha_2) + F_3 \sin(\alpha_3) \quad (2)$$

A partir de (1) et (2) se déduisent  $F_3$  et  $F_2$  :

$$\begin{aligned} F_3 &= \frac{F_1}{\frac{\sin(\alpha_1 - \alpha_3)}{\tan(\alpha_2 - \alpha_1)} + \cos(\alpha_1 - \alpha_3)} [kN] \\ &= \frac{108,5 [kN]}{\frac{\sin(22,78 [^\circ] - 17,6 [^\circ])}{\tan(34,5 [^\circ] - 22,78 [^\circ])} + \cos(22,78 [^\circ] - 17,6 [^\circ])} = 75,9 [kN] \\ F_2 &= F_3 \frac{\sin(\alpha_1 - \alpha_3)}{\sin(\alpha_2 - \alpha_1)} [kN] = 75,9 [kN] \frac{\sin(22,78 [^\circ] - 17,6 [^\circ])}{\sin(34,5 [^\circ] - 22,78 [^\circ])} = 33,4 [kN] \end{aligned}$$

### Nœud B

Les valeurs de  $R_{v,1}$ ,  $R_{h,1}$ ,  $R_{v,2}$  et  $R_{h,2}$  utilisées pour ce calcul sont celles calculées avec SCIA (Figures 47 et 49).

$$R_{v,1} = 17,29 [kN]$$

$$R_{h,1} = 62,81 [kN]$$

$$R_{v,2} = 24,71 [kN]$$

$$R_{h,2} = 37,19 [kN]$$

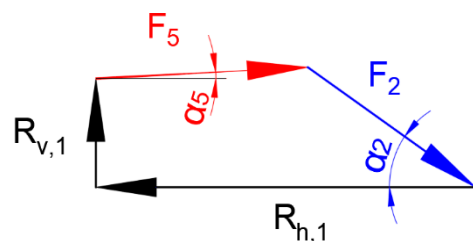


Figure 94 - Détermination de  $F_5$  à partir de  $R_{v,1}$ ,  $R_{v,2}$  et  $F_2$

Les équations d'équilibre au nœud B s'écrivent :

$$F_5 \cos(\alpha_5) + F_2 \cos(\alpha_2) = R_{h,1} \quad (3)$$

$$F_2 \sin(\alpha_2) = F_5 \sin(\alpha_5) + 5 \quad (4)$$

A partir de (3) et (4) se déduisent  $\alpha_5$  et  $F_5$  :

$$\alpha_5 = \operatorname{artan} \left( \frac{F_2 \sin(\alpha_2) - 5}{R_{h,1} - F_2 \cos(\alpha_2)} \right) = \operatorname{artan} \left( \frac{33,4 \text{ [kN]} \sin(34,5^\circ) - 5 \text{ [kN]}}{62,81 \text{ [kN]} - 33,4 \text{ [kN]} \cos(34,5^\circ)} \right) = 2,6 \text{ [}^\circ\text{]}$$

$$F_5 = \frac{R_{h,1} - F_2 \cos(\alpha_2)}{\cos(\alpha_5)} = \frac{62,81 \text{ [kN]} - 33,4 \text{ [kN]} \cos(34,5^\circ)}{\cos(2,6^\circ)} = 35,4 \text{ [kN]}$$

### Nœud C

Les réactions d'appuis  $R_{v,2}$  et  $R_{h,2}$  étant connues, l'angle  $\alpha_4$  et la force  $F_4$  peuvent être calculées :

$$\alpha_4 = \operatorname{artan} \left( \frac{R_{v,2}}{R_{h,2}} \right) = \operatorname{artan} \left( \frac{24,71}{37,19} \right) = 33,6 \text{ [}^\circ\text{]}$$

$$F_4 = \frac{R_{v,2}}{\cos(90 - \alpha_4)} = \frac{24,71 \text{ [kN]}}{\cos(90^\circ - 33,6^\circ)} = 44,65 \text{ [kN]}$$

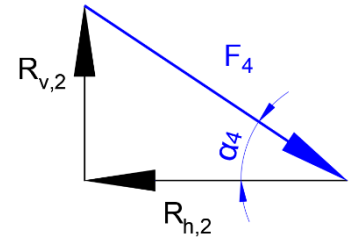


Figure 95 - Détermination de  $F_4$  à partir de  $R_{v,2}$  et  $R_{h,2}$

### Nœud D

La position du nœud D n'est pas connue et peut être déterminée en calculant l'intersection des trajectoires des forces  $F_4$  et  $F_5$ .

Par une projection horizontale et verticale, les égalités suivantes peuvent être écrites :

$$d_1 \text{ [m]} \cdot \cos(\alpha_5) + d_2 \text{ [m]} \cdot \cos(\alpha_4) = \left( L \text{ [m]} - \frac{H \text{ [m]}}{\tan(\alpha_2)} - 0,57 \text{ [m]} \right)$$

$$d_1 \cdot \sin(\alpha_5) = d_2 \cdot \sin(\alpha_4)$$

$$d_1 = \frac{L \text{ [m]} - \frac{H \text{ [m]}}{\tan(\alpha_2)} - 0,57 \text{ [m]}}{\cos(\alpha_5) + \frac{\sin(\alpha_5)}{\tan(\alpha_4)}} = \frac{10 \text{ [m]} - \frac{3 \text{ [m]}}{\tan(34,5^\circ)} - 0,57 \text{ [m]}}{\cos(2,6^\circ) + \frac{\sin(2,6^\circ)}{\tan(33,6^\circ)}} = 4,75 \text{ [m]}$$

$$d_{1,h} = d_1 \cdot \cos(\alpha_5) = 4,75 \text{ [m]} \cdot \cos(2,6^\circ) = 4,74 \text{ [m]}$$

$$d_{1,v} = d_1 \cdot \sin(\alpha_5) = 4,75 \text{ [m]} \cdot \sin(2,6^\circ) = 0,22 \text{ [m]}$$

La distance du nœud D au bord gauche du panneau vaut :

$$d_{\text{bord,gauche}} = \frac{H}{\tan(\alpha_2)} + d_{1,h} = \frac{3 \text{ [m]}}{\tan(34,5^\circ)} + 4,74 \text{ [m]} = 9,1 \text{ [m]}$$

La distance du nœud D au bord supérieur du panneau vaut :

$$d_{\text{bord,haut}} = H - d_{1,v} = 3 \text{ [m]} - 0,22 \text{ [m]} = 2,78 \text{ [m]}$$

L'angle de la bielle de compression  $F_6$  vaut donc :

$$\alpha_6 = \text{atan}\left(\frac{d_{\text{bord,haut}}}{d_{\text{bord,gauche}}}\right) = \text{atan}\left(\frac{2,78}{9,1}\right) = 17 [^\circ]$$

Une autre manière de déterminer l'angle de  $F_6$  est d'écrire les équations d'équilibre au nœud D :

$$F_4 \cdot \cos(\alpha_4) + F_5 \cdot \cos(\alpha_6) = F_6 \cdot \cos(\alpha_6) \quad (1)$$

$$F_4 \cdot \sin(\alpha_4) = F_5 \cdot \sin(\alpha_5) + F_6 \cdot \sin(\alpha_6) \quad (2)$$

A partir de (5) et (6) se déduisent  $\alpha_6$  et  $F_6$  :

$$\begin{aligned} \alpha_6 &= \text{atan}\left(\frac{F_4 \cdot \sin(\alpha_4) - F_5 \cdot \sin(\alpha_5)}{F_4 \cdot \cos(\alpha_4) + F_5 \cdot \cos(\alpha_5)}\right) \\ &= \text{atan}\left(\frac{44,65 \text{ [kN]} \cdot \sin(33,6^\circ) - 35,4 \text{ [kN]} \cdot \sin(2,6^\circ)}{44,65 \text{ [kN]} \cdot \cos(33,6^\circ) + 35,4 \text{ [kN]} \cdot \cos(2,6^\circ)}\right) = 17 [^\circ] \\ F_6 &= \frac{F_4 \cdot \cos(\alpha_4) + F_5 \cdot \cos(\alpha_5)}{\cos(\alpha_6)} \\ &= \frac{44,65 \text{ [kN]} \cdot \cos(33,6^\circ) + 35,4 \text{ [kN]} \cdot \cos(2,6^\circ)}{\cos(33,6^\circ)} = 88,92 \text{ [kN]} \end{aligned}$$

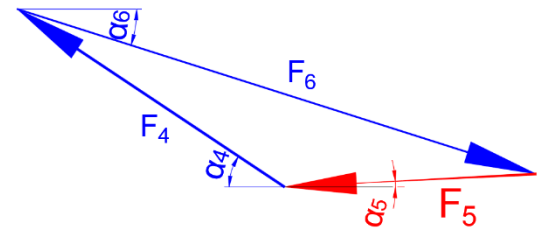


Figure 96 - Détermination de  $F_6$  à partir de  $F_4$  et  $F_5$

Le modèle bielle-tirant d'un panneau de dimensions  $H = 3\text{m}$  et  $L = 10\text{m}$ , soumis à un effort horizontal de  $100\text{kN}$  est le suivant :

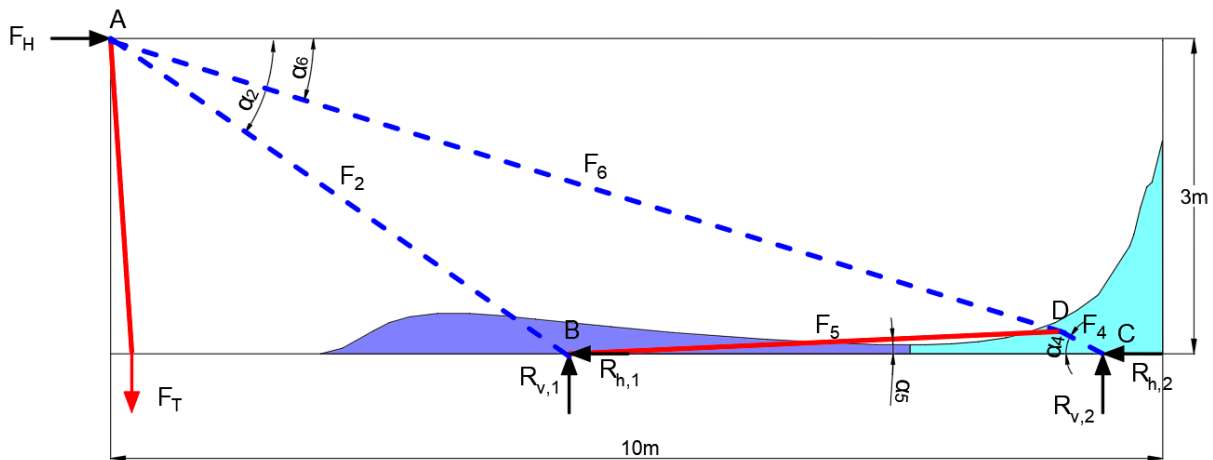


Figure 97 - Modèle bielle-tirant pour un panneau de dimensions  $H = 3\text{m}$  et  $L = 10\text{m}$

### 3.9.2. Généralisation

Lorsque le rapport de la longueur du panneau sur la hauteur est supérieur à trois, les étapes suivantes peuvent être suivies pour trouver le modèle bielle-tirant adéquat et réaliser les différentes vérifications pour le dimensionnement du panneau.

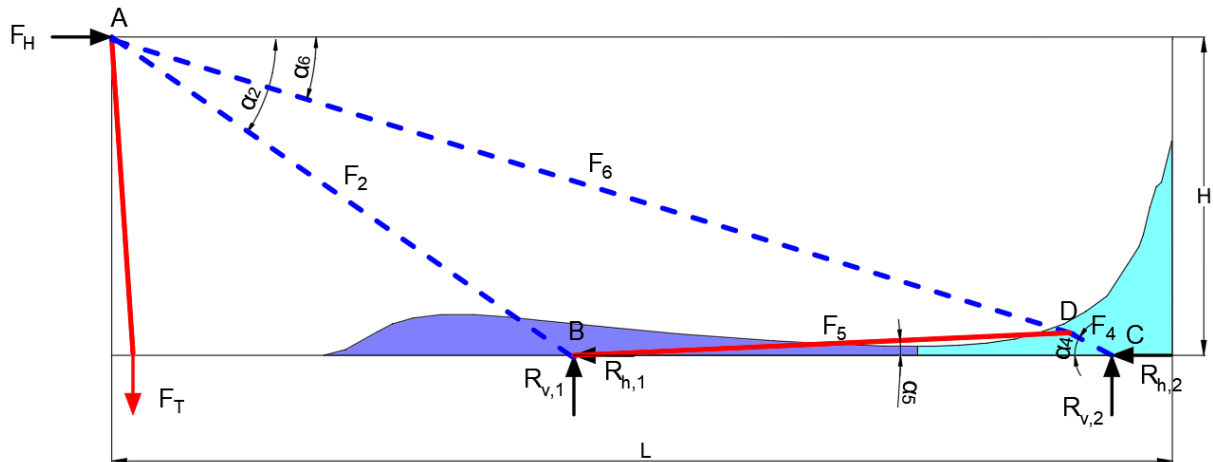


Figure 98 - Modèle bielle-tirant pour un panneau de dimensions H et L

- 1) Calcul de la force de traction dans l'équerre d'ancrage :

$$F_T = 0,44 F_H \text{ [kN]}$$

- 2) Vérification du critère de résistance de l'équerre d'ancrage :

$$R_{ancrage} > F_T \text{ [kN]}$$

Avec,

$F_T$  [kN] : Effort de traction dans l'équerre d'ancrage

$R_{ancrage}$  [kN] : Résistance de l'équerre d'ancrage

- 3) Calcul des réactions d'appuis en compression :

La longueur de la zone d'appui comprimée est divisée virtuellement en deux zones, avec pour une résultante agissant au centre de gravité de chaque zone :

- $R_{v,1} = F_T \cdot (0,16 \cdot (\frac{L}{H}) - 0,14)$
- $R_{v,2} = F_T \cdot (-0,16 \cdot (\frac{L}{H}) + 0,14)$
- $R_{h,1} = F_T \cdot (0,25 \cdot (\frac{L}{H}) + 0,62)$
- $R_{h,2} = F_T \cdot (-0,064 \cdot (\frac{L}{H}) + 0,62)$

- 4) Résolution du modèle bielle-tirant :

- L'inclinaison de la bielle de compression de la première zone en compression est de  $30^\circ$ . La résultante de cette zone se situe donc à la distance  $\frac{H}{\tan(30^\circ)}$  [m] de l'extrémité gauche du panneau.

- La résultante de la seconde zone en compression se situe à 57cm de l'extrémité droite du panneau.
- Nœud A :

$F_H$  se décompose en  $F_T$  et  $F_1$  :

$$\alpha_1 = \text{artan}\left(\frac{F_T}{F_H}\right) [^\circ]$$

$$F_1 = \frac{F_H [kN]}{\cos(\alpha_1)} [kN]$$

$F_1$  se décompose en  $F_2$  et  $F_3$  :

$$\alpha_2 = 30 [^\circ]$$

$$\alpha_3 = \text{artan}\left(\frac{H [m]}{L [m] - 0,57 [m]}\right) [^\circ]$$

$$F_3 = \frac{F_1}{\frac{\sin(\alpha_1 - \alpha_3)}{\tan(\alpha_2 - \alpha_1)} + \cos(\alpha_1 - \alpha_3)} [kN]$$

$$F_2 = F_3 \frac{\sin(\alpha_1 - \alpha_3)}{\sin(\alpha_2 - \alpha_1)} [kN]$$

- Nœud B :

$$\alpha_5 = \text{artan}\left(\frac{F_2 \sin(\alpha_2) - 5}{R_{h,1} - F_2 \cos(\alpha_2)}\right) [^\circ]$$

$$F_5 = \frac{R_{h,1} - F_2 \cos(\alpha_2)}{\cos(\alpha_5)} [kN]$$

- Nœud C :

$$\alpha_4 = \text{artan}\left(\frac{R_{v,2}}{R_{h,2}}\right) [^\circ]$$

$$F_4 = \frac{R_{v,2}}{\cos(90 - \alpha_4)} [kN]$$

- Nœud D :

$$\alpha_6 = \text{atan}\left(\frac{F_4 \cdot \sin(\alpha_4) - F_5 \cdot \sin(\alpha_5)}{F_4 \cdot \cos(\alpha_4) + F_5 \cdot \cos(\alpha_5)}\right)$$

$$F_6 = \frac{F_4 \cdot \cos(\alpha_4) + F_5 \cdot \cos(\alpha_5)}{\cos(\alpha_6)}$$

5) Vérification du critère de résistance en compression oblique pour chaque bielle de compression, en fonction de son inclinaison :

- $R_{C,\alpha_2} > F_2 [kN]$
- $R_{C,\alpha_6} > F_6 [kN]$
- $R_{C,\alpha_4} > F_4 [kN]$

Avec,

$F$  [kN] : Effort dans la bielle de compression

$R_{C,\alpha}$  [kN] : Résistance à la compression oblique du panneau pour un angle  $\alpha$

$\alpha$  [°] : Inclinaison de la bielle de compression

6) Vérification du critère de résistance des équerres de cisaillement :

$$R_{V,\acute{e}querre} > \frac{V}{n_{\acute{e}q}} = \frac{F_H}{n_{\acute{e}q}} \text{ [kN]}$$

Avec,

$R_{V,\acute{e}querre}$  [kN] : Résistance au cisaillement de l'équerre de cisaillement.

$V$  [kN] : Effort de cisaillement

$F_H$  [kN] : Effort horizontal sollicitant le panneau.

$n_{\acute{e}q}$  [/] : Nombre d'équerres de cisaillement

## 4.6. Rapport longueur sur hauteur entre deux et trois

### 3.10.1. Schéma STM

Lorsque le rapport de la longueur du panneau sur la hauteur est compris entre deux et trois, il s'agit d'une situation de transition entre la modèle à une bielle unique (cas  $\frac{L}{H} < 2$ ) et le modèle à 2 bielles (cas  $\frac{L}{H} > 3$ ).

La condition suivante est respectée :

$$2 \leq \frac{L}{H} \leq 3$$

Un modèle bielle-tirant sécuritaire est de considérer une bielle unique inclinée à 30° par rapport à l'horizontale.

La position de la résultante de la longueur d'appuis en compression peut être calculée en écrivant :

$$\tan(30^\circ) = \frac{H}{L - d_R}$$

La distance entre la résultante et l'extrémité du panneau vaut donc :

$$d_R = L - \frac{H}{\tan(30^\circ)}$$

La position de cette résultante étant connue, la démarche est pour le reste identique au cas  $\frac{L}{H} < 2$ .

# Conclusion

L'engouement autour des constructions en bois est croissant depuis plusieurs années. En effet, la préservation de notre environnement et la lutte contre le réchauffement climatique étant des sujets sensibles, le choix du bois comme matériau de structure s'inscrit dans cette recherche de réduction de notre empreinte carbone par l'utilisation des matériaux recyclables et produits localement. Les panneaux de bois CLT, de par leurs propriétés orthotropes, possèdent des performances mécaniques intéressantes et conviennent aussi bien pour la conception de maisons unifamiliales que d'immeubles et de tours.

Cependant, le système constructif CLT étant récent, les normes actuelles ne couvrent pas encore toutes les théories pour le dimensionnement de ces panneaux. L'utilisation des panneaux CLT en diaphragmes verticaux ne comporte pas encore de recommandations dans l'Eurocode 5. Plusieurs théories ont vu le jour ces dernières années et des normes verront le jour prochainement. La taille des projets en CLT étant croissante, l'utilisation de logiciels de calculs aux méthodes d'éléments finis devient indispensable. La manière de modéliser les systèmes de connexion influence fortement les résultats obtenus, et la modélisation en filaire peut créer des effets d'hyperstaticité et des effets parasites, les résultats devenant alors inexploitable.

Les théories existantes pour le calcul des panneaux CLT verticaux soumis à une sollicitation horizontale dans leur plan sont les suivants : les critères de résistance à la flexion, à la compression et à la traction dans le plan, au cisaillement, ainsi que quatre méthodes de calcul de la résistance d'un panneau CLT comme mur de contreventement. Parmi ces quatre méthodes, la méthode D est la plus complète étant donné qu'elle considère la résistance à la traction de tous les connecteurs du panneau. Par contre, les 4 méthodes ont leur limite : en réalité, la longueur en compression et la position de la résultante varient selon davantage de paramètres, qui sont présentés dans la partie suivante du travail. Les critères de résistance en compression oblique du CLT sont proposés en parallèles aux essais en laboratoire, réalisés par Alexandre Dheur et Brian Lefèvre.

Le comportement des diaphragmes verticaux en CLT est caractérisé via le logiciel de calculs aux éléments finis *SCIA Engineer*. Plusieurs simulations numériques sont réalisées pour des cas de panneaux sur chant chargés horizontalement dans leur plan, en faisant varier plusieurs paramètres. Ce travail permet de montrer l'influence de divers paramètres sur les résultats obtenus avec le logiciel. La manière la plus adéquate de modéliser les appuis du panneau est de prévoir des appuis ponctuels aux

extrémités en traction seule (correspondant aux équerres d'ancrage) ainsi que des appuis continus en compression verticale seule et en cisaillement horizontal. Ces conditions d'appuis conduisent à réaliser un calcul non linéaire donnant des résultats proches de la réalité. Pour une charge horizontale répartie en tête du panneau, l'augmentation de la longueur du panneau maintient la longueur en compression à l'extrémité du panneau avec une seule bielle de compression théorique. Par contre, dans le cas d'une charge horizontale ponctuelle appliquée, la naissance d'une seconde bielle de compression se développe lorsque le rapport longueur sur hauteur du panneau dépasse la valeur deux. L'augmentation de la hauteur du panneau engendre un décalage de la naissance de seconde bielle de compression. Le déplacement de point d'application de la charge ponctuelle modifie également la diffusion des efforts de compression. La variation de l'intensité de la charge appliquée n'a pas d'influence sur le longueur en compression. Par contre, la distance au bord des équerres d'ancrage modifie le bras de levier et donc les efforts au sein du panneau et appuis. La raideur des équerres d'ancrage n'a pas d'influence significative sur les résultats obtenus, par contre la raideur de l'appui en compression influence la longueur en compression : plus l'appui est rigide, plus la zone en compression est localisée au bord du panneau.

Ensuite, un choix d'épaisseur de panneaux, de type d'appuis, de distance au bord des équerres d'ancrage sont choisis et une interprétation par la méthode des bielles et tirants est réalisée. La théorie des poutres-voiles ainsi que l'analogie avec les modèles bielles-tirants de Schlaich et Schäfer permet d'expliquer un changement de la diffusion des efforts de compression dans le panneau au-delà d'un rapport longueur sur hauteur du panneau, et la forme de la longueur en compression. L'analyse des champs de contrainte dans le panneau et des réactions d'appuis verticales et horizontales permet de caractériser par où transitent les efforts et comment construire un modèle bielle-tirant. Un modèle bielle-tirant à une seule bielle est proposé lorsque le rapport longueur sur hauteur du panneau est inférieur à deux. Un autre modèle bielle-tirant à deux bielles est proposé lorsque le rapport longueur sur hauteur du panneau est supérieur à trois. Lorsque le rapport longueur sur hauteur du panneau est compris entre deux et trois, le modèle à une seule bielle est privilégié, étant sécuritaire.

Connaissant l'effort horizontal appliqué au panneau, la méthodologie proposée permet de calculer les réactions d'appuis en compression et leur position, résoudre le modèle bielle-tirants en calculant les efforts internes. Ces valeurs permettent ensuite la vérification de la résistance de l'équerre d'ancrage, du critère de résistance en compression oblique pour chaque bielle de compression, du critère de résistance des équerres de cisaillement.

Le travail s'étant arrêté à une proposition de modèles bielle-tirant pour le cas simple d'un panneau soumis à un effort horizontal ponctuel dans son plan, la suite du

travail pourrait consister à développer d'autres modèles bielle-tirant pour des panneaux avec ouverture (annexe 4), mais également développer des modèles bielles-tirants pour des façades de plusieurs étages, soumises à un effort horizontal dans le plan, créant du cisaillement entre les panneaux à chaque étage et une diffusion oblique des efforts de compression.

# Bibliographie

- [1] Latteur, P., LGCIV20143, Structures en bois, 2018-2019.
- [2] Cordy, F., Cross Laminated Timber (CLT) : État de l’art, analyses et comparaisons des agréments techniques et projets de norme, conception d’un outil de dimensionnement et propositions de méthodes de modélisation des panneaux dans un logiciel aux FEM, 2015.
- [3] FPInnovations, CLT Handbook, Manuel sur le bois lamellé-croisé, 2011.
- [4] Hout Info Bois, Etat de la construction bois en Belgique, 2017-2018.
- [5] Rothoblaas, Catalogue Plaques et connecteurs, pages 98-99.
- [6] [https://europa.eu/youreurope/business/product-requirements/standards/standards-in-europe/index\\_fr.htm](https://europa.eu/youreurope/business/product-requirements/standards/standards-in-europe/index_fr.htm)
- [7] BSPhandbuch, Holz- Massivbauweise in Brettsperrholz: Nachweise auf Basis des neuen europäischen Normenkonzepts Taschenbuch – 1. Januar 2010
- [8] Koppelhuber, D. I. J., & Eder, A. (2014). Information Cross-Laminated Timber Structural Design Basic design and engineering principles according to Eurocode.
- [9] Brandner, R., Tomasi, R., Serrano, E., & Dietsch, P. (n.d.). Properties , Testing and Design of Cross Laminated Timber.
- [10] ETA-06/0138 “*KLH solid wood slabs: Solid wood slab element to be used as structural elements in buildings*”, KLH Massivholz GmbH, Österreichisches Institut für Bautechnik (OIB), 2006.
- [11] DTA 3/13-750, *Référence d’avis technique – panneaux bois à usage structurel*, CSTB, 2012.
- [12] Brandner, R., Tomasi, R., Serrano, E., & Dietsch, P. (n.d.). Properties , Testing and Design of Cross Laminated Timber.
- [13] Casagrande, D., Rossi, S., Sartori, T., and Tomasi, R., “Proposal of an analytical procedure and a simplified numerical model for elastic response of single-storey timber shear-walls”, *Construction and Building Materials*, 102, 2016, pp.1101–1112
- [14] Sustersic, I., & Dujic, B. (2012). Simplified cross-laminated timber wall modelling for linear-elastic seismic analysis. *International Council for Research and Innovation in Building and Construction, CIB-W18*, 1(August), 1–7.

- [15] Tomasi, R, (2013): “Seismic Behavior of Connections for Buildings in CLT. Focus Solid Timber Solutions – Proceedings of the European Conference on Cross-Laminated Timber, TU Graz, 21-22 May 2013. COST Action FP1004, pp. 138-151, 2013
- [16] Wallner-Novak, M., Koppelhuber, J., Pock, K., “Information Brettsper Holz Bemessung Grundlagen für Statik und Konstruktion nach Eurocode”, proHolz Austria, 2013, ISBN 978-3-902926-03-6.
- [17] Pei, S., Lindt, J. V. D., and Popovski, M., “Approximate R-Factor for CrossLaminated Timber Walls in Multi-Story Buildings”, Journal of Architectural Engineering, 19, Issue 4, 2012, pp 245–255.
- [18] Dheur, A., Lefèvre, B., Étude théorique et expérimentale des champs de contraintes discontinus au sein d'assemblages bois-bois et du CLT, Caractérisation mécanique du bois massif et du CLT sous contraintes combinées, 2019
- [19] Hankinson R. L., « Investigation of crushing strength of spruce at varying angle of grain ». In : Washington DC : US Ais Service Inform Circular III.259 (1921) (cf. p. 24, 25).
- [20] Conférence « Focus solid timber solutions – European conference on Cross Laminated Timber », par Cost Action FP1004, Graz, mai 2013.
- [21] EN 1992-1-1 (2004) (English): Eurocode 2: Design of concrete structures - Part 1-1: General rules and rules for buildings [Authority: The European Union Per Regulation 305/2011, Directive 98/34/EC, Directive 2004/18/EC]
- [22] Bureau of Indian Standard. (2000). IS 456: 2000, Plain and Reinforced Concrete, 100. <https://doi.org/624.1834> TAY
- [23] Schlaich, J., Schäfer, K., Jennewein, M., & Kotsovovs, M. D. (1988). Toward a Consistent Design of Structural Concrete. PCI Journal, (December), 171–179.

# Annexes

## Annexe 1 : Valeurs des coefficients de simultan  t   $\Psi$ et de sécurité pour les bâtiments selon la norme NBN EN 1990-ANB 2005

Action	$\psi_0$	$\psi_1$	$\psi_2$
<i>Charges d'exploitation des bâtiments selon la catégorie (cf. EN 1991-1.1)<sup>(1)</sup></i>			
Catégorie A : habitation, usage résidentiel	0,7	0,5	0,3
Catégorie B : bureaux	0,7	0,5	0,3
Catégorie C : lieux de réunion (sauf surfaces de catégorie A, B et D)	0,7	0,7	0,6
Catégorie D : commerces	0,7	0,7	0,6
Catégorie E : aire de stockage	1,0	0,9	0,8
Catégorie F : aire de circulation/stationnement pour véhicules légers (poids en mouvement $\leq 30\text{kN}$ ; nombre de places $< 8$ hors conducteur)	0,7	0,7	0,6
Catégorie G : aire de circulation/stationnement pour véhicules moyens ( $30\text{kN} < \text{poids en mouvement} \leq 160\text{kN}$ )	0,7	0,5	0,3
Catégorie H : toitures	0	0	0
<i>Actions de la neige et de la glace (cf. EN 1991-1.3)</i>			
Pour toute la Belgique (altitude $H \leq 1000$ m)	0,5 <sup>(3)</sup>	0 <sup>(4)</sup>	0
<i>Actions du vent sur les bâtiments (cf. EN 1991-1.4)</i>			
	0,6 <sup>(3)</sup>	0,2 <sup>(5)</sup>	0
<i>Actions de la température (hormis les cas d'incendie) (cf. EN 1991-1.5)</i>			
	0,6	0,5	0
<i>Tassements (cf. EN 1997)</i>			
	1,0	1,0	1,0
<i>Actions particulières pendant l'exécution <sup>(2)</sup> (cf. EN 1991-1.6)</i>			
	1,0	-	0,2

(1) Pour les machines, les facteurs  $\psi$  sont à déterminer au cas par cas. Pour les pressions de fluides ou matières stockées dans le bâtiment, il convient de se référer à l'Annexe A4 de l'EN1990. En attendant la parution de l'Annexe Nationale complétée, il y a lieu d'utiliser les coefficients de la catégorie E.

(2) Les facteurs  $\psi$  pour les charges d'exécution sont à déterminer si nécessaire au cas par cas.

(3) Quand une action variable de courte durée - moins d'un mois - (par exemple, une charge de neige, une action du vent) accompagne dans une combinaison une autre action variable de courte durée (action variable dominante ou action variable d'accompagnement principale),  $\psi_0 = 0,3$ .

(4) La valeur fréquente de la charge est quasiment nulle selon les calculs de l'Institut Royal Météorologique.

(5) Pour les   tats limites de service, les valeurs de  $\psi_0$  et  $\psi_1$  peuvent dépendre du critère de service (voir A1.4.2(2)).

Coefficients partiels en fonction du type d'action	Bâtiment usuel
Durée indicative d'utilisation du bâtiment	50 ans
Action permanente (STR) : $\gamma_{G,sup}$	1,35
Action permanente (STR) : $\gamma_{G,inf}$	1
Action permanente (EQU) : $\gamma_{G,inf}$	0,9
Action variable (STR) : $\gamma_Q$	1,5

## Annexe 2 : Valeurs des résistances caractéristiques selon la norme EN 338 : 2016.

Tableau 1 — Classes de résistance des bois résineux en fonction des essais de flexion sur chant: valeurs de résistance, de rigidité et de masse volumique

	Classe	C14	C16	C18	C20	C22	C24	C27	C30	C35	C40	C45	C50
<b>Propriétés de résistance en N/mm<sup>2</sup></b>													
Flexion	$f_{m,0,k}$	14	16	18	20	22	24	27	30	35	40	45	50
Traction axiale	$f_{t,0,k}$	7,2	8,5	10	11,5	13	14,5	16,5	19	22,5	26	30	33,5
Traction transversale	$f_{t,90,k}$	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4
Compression axiale	$f_{c,0,k}$	16	17	18	19	20	21	22	24	25	27	29	30
Compression transversale	$f_{c,90,k}$	2,0	2,2	2,2	2,3	2,4	2,5	2,5	2,7	2,7	2,8	2,9	3,0
Cisaillement	$f_{v,k}$	3,0	3,2	3,4	3,6	3,8	4,0	4,0	4,0	4,0	4,0	4,0	4,0
<b>Propriétés de rigidité en kN/mm<sup>2</sup></b>													
Module d'élasticité moyen en flexion axiale	$E_{m,0,mean}$	7,0	8,0	9,0	9,5	10,0	11,0	11,5	12,0	13,0	14,0	15,0	16,0
Module d'élasticité caractéristique à 5% d'exclusion en flexion axiale	$E_{m,0,k}$	4,7	5,4	6,0	6,4	6,7	7,4	7,7	8,0	8,7	9,4	10,1	10,7
Module d'élasticité transversal moyen	$E_{m,90,mean}$	0,23	0,27	0,30	0,32	0,33	0,37	0,38	0,40	0,43	0,47	0,50	0,53
Module de cisaillement moyen	$G_{mean}$	0,44	0,50	0,56	0,59	0,63	0,69	0,72	0,75	0,81	0,88	0,94	1,00
<b>Masse volumique en kg/m<sup>3</sup></b>													
Masse volumique caractéristique à 5% d'exclusion	$\rho_k$	290	310	320	330	340	350	360	380	390	400	410	430
Masse volumique moyenne	$\rho_{mean}$	350	370	380	400	410	420	430	460	470	480	490	520
NOTE 1 Les valeurs données ci-dessus pour la résistance à la traction, la résistance à la compression, la résistance au cisaillement, le module d'élasticité caractéristique en flexion, le module d'élasticité transversal moyen et le module de cisaillement moyen ont été calculées au moyen des équations données dans l'EN 384.													
NOTE 2 Les valeurs de résistance à la traction sont estimées de façon sécuritaire dans la mesure où le classement est effectué à partir de la résistance en flexion.													
NOTE 3 Les propriétés disposées dans le tableau sont compatibles avec des bois présentant une teneur en humidité correspondant à une température de 20 °C et une humidité relative de 65 %, ce qui correspond à une teneur en humidité de 12 % pour la plupart des essences.													
NOTE 4 Les valeurs caractéristiques de résistance au cisaillement sont données pour du bois sans fissures, selon l'EN 408.													
NOTE 5 Ces classes peuvent également être utilisées pour des bois feuillus présentant un profil de résistance et de masse volumique similaire, tels que par exemple le peuplier ou le châtaignier.													
NOTE 6 La résistance de flexion à chant peut aussi être utilisée dans le cas de la flexion à plat.													

Tableau 2 — Classes de résistance des bois résineux en fonction des essais de traction: valeurs de résistance, de rigidité et de masse volumique

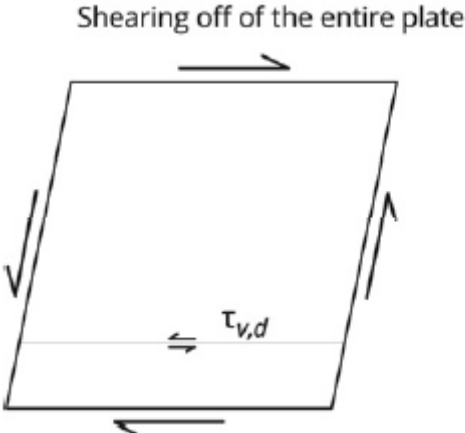
	Classe	T 8	T 9	T 10	T 11	T 12	T 13	T 14	T 14,5	T 15	T 16	T 18	T 21	T 22	T 24	T 26	T 27	T 28	T 30
<b>Propriétés de résistance en N/mm<sup>2</sup></b>																			
Flexion	$f_{m,0,k}$	13,5	14,5	16	17	18	19,5	20,5	21	22	23	25,5	29	30,5	33	35	36,5	37,5	40
Traction axiale	$f_{t,0,k}$	8	9	10	11	12	13	14	14,5	15	16	18	21	22	24	26	27	28	30
Traction transversale	$f_{t,90,k}$	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4
Compression axiale	$f_{c,0,k}$	16	17	17	18	19	20	21	21	21	22	23	25	26	27	28	29	29	30
Compression transversale	$f_{c,90,k}$	2,0	2,1	2,2	2,2	2,3	2,4	2,5	2,5	2,5	2,6	2,7	2,7	2,7	2,8	2,9	2,9	2,9	3,0
Cisaillement	$f_{v,k}$	2,8	3,0	3,2	3,4	3,6	3,8	4,0	4,0	4,0	4,0	4,0	4,0	4,0	4,0	4,0	4,0	4,0	4,0
<b>Propriétés de rigidité en kN/mm<sup>2</sup></b>																			
Module d'élasticité moyen en traction axiale	$E_{t,0,mean}$	7,0	7,5	8,0	9,0	9,5	10,0	11,0	11,0	11,5	11,5	12,0	13,0	13,0	13,5	14,0	15,0	15,0	15,5
Module d'élasticité caractéristique à 5% d'exclusion en traction axiale	$E_{t,0,k}$	4,7	5,0	5,4	6,0	6,4	6,7	7,4	7,4	7,7	7,7	8,0	8,7	8,7	9,0	9,4	10,1	10,1	10,4
Module d'élasticité transversal moyen	$E_{t,90,mean}$	0,23	0,25	0,27	0,30	0,32	0,33	0,37	0,37	0,38	0,38	0,40	0,43	0,43	0,45	0,47	0,50	0,50	0,52
Module de cisaillement moyen	$G_{mean}$	0,44	0,47	0,50	0,56	0,59	0,63	0,69	0,69	0,72	0,72	0,75	0,81	0,81	0,84	0,88	0,94	0,94	0,97
<b>Masse volumique en kg/m<sup>3</sup></b>																			
Masse volumique caractéristique à 5% d'exclusion	$\rho_k$	290	300	310	320	330	340	350	350	360	370	380	390	390	400	410	410	420	430
Masse volumique moyenne	$\rho_{mean}$	350	360	370	380	400	410	420	420	430	440	460	470	470	480	490	490	500	520
NOTE 1 Les valeurs données ci-dessus pour la résistance à la flexion, la résistance à la compression, la résistance au cisaillement, le module d'élasticité caractéristique en traction, le module d'élasticité transversal moyen et le module de cisaillement moyen ont été calculées au moyen des équations données dans l'EN 384.																			
NOTE 2 Les valeurs de résistance à la flexion sont estimées de façon sécuritaire dans la mesure où le classement est effectué à partir de la résistance à la traction.																			
NOTE 3 Les propriétés disposées dans le tableau sont compatibles avec des bois présentant une teneur en humidité correspondant à une température de 20 °C et une humidité relative de 65 %, ce qui correspond à une teneur en humidité de 12 % pour la plupart des essences.																			
NOTE 4 Les valeurs caractéristiques de résistance au cisaillement sont données pour du bois sans fissures, selon l'EN 408.																			
NOTE 5 Ces classes peuvent également être utilisées pour des bois feuillus présentant un profil de résistance et de masse volumique similaire, tels que par exemple le peuplier ou le châtaignier.																			
NOTE 6 La résistance de flexion peut être utilisée dans le cas de la flexion à chant ou à plat.																			

Tableau 3 — Classes de résistance des bois feuillus en fonction des essais de flexion sur chant : valeurs de résistance, de rigidité et de masse volumique

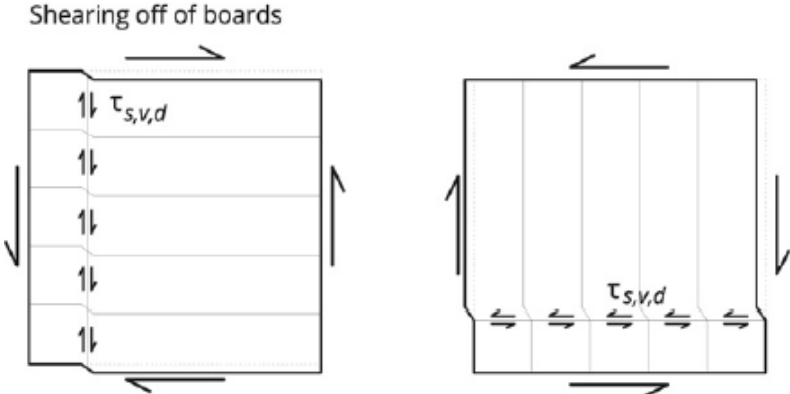
	Classe	D18	D24	D27	D30	D35	D40	D45	D50	D55	D60	D65	D70	D75	D80
<b>Propriétés de résistance en N/mm<sup>2</sup></b>															
Flexion	$f_{m,0,k}$	18	<b>24</b>	27	<b>30</b>	35	<b>40</b>	45	<b>50</b>	55	<b>60</b>	65	<b>70</b>	75	80
Traction axiale	$f_{t,0,k}$	11	<b>14</b>	16	<b>18</b>	21	<b>24</b>	27	<b>30</b>	33	<b>36</b>	39	<b>42</b>	45	48
Traction transversale	$f_{t,90,k}$	0,6	<b>0,6</b>	0,6	<b>0,6</b>	0,6	<b>0,6</b>	0,6	<b>0,6</b>	0,6	<b>0,6</b>	0,6	<b>0,6</b>	0,6	0,6
Compression axiale	$f_{c,0,k}$	18	<b>21</b>	22	<b>24</b>	25	<b>27</b>	29	<b>30</b>	32	<b>33</b>	35	<b>36</b>	37	38
Compression transversale	$f_{c,90,k}$	4,8	<b>4,9</b>	5,1	<b>5,3</b>	5,4	<b>5,5</b>	5,8	<b>6,2</b>	6,6	<b>10,5</b>	11,3	<b>12,0</b>	12,8	13,5
Cisaillement	$f_{v,k}$	3,5	<b>3,7</b>	3,8	<b>3,9</b>	4,1	<b>4,2</b>	4,4	<b>4,5</b>	4,7	<b>4,8</b>	5,0	<b>5,0</b>	5,0	5,0
<b>Propriétés de rigidité en kN/mm<sup>2</sup></b>															
Module d'élasticité moyen en flexion axiale	$E_{m,0,mean}$	9,5	<b>10,0</b>	10,5	<b>11,0</b>	12,0	<b>13,0</b>	13,5	<b>14,0</b>	15,5	<b>17,0</b>	18,5	<b>20,0</b>	22,0	24,0
Module d'élasticité caractéristique à 5 % d'exclusion en flexion axiale	$E_{m,0,k}$	8,0	<b>8,4</b>	8,8	<b>9,2</b>	10,1	<b>10,9</b>	11,3	<b>11,8</b>	13,0	<b>14,3</b>	15,5	<b>16,8</b>	18,5	20,2
Module d'élasticité transversal moyen	$E_{m,90,mean}$	0,64	<b>0,67</b>	0,70	<b>0,73</b>	0,80	<b>0,87</b>	0,90	<b>0,93</b>	1,03	<b>1,13</b>	1,23	<b>1,33</b>	1,47	1,60
Module de cisaillement moyen	$G_{mean}$	0,59	<b>0,63</b>	0,66	<b>0,69</b>	0,75	<b>0,81</b>	0,84	<b>0,88</b>	0,97	<b>1,06</b>	1,16	<b>1,25</b>	1,38	1,50
<b>Masse volumique en kg/m<sup>3</sup></b>															
Masse volumique caractéristique à 5% d'exclusion	$\rho_k$	475	<b>485</b>	510	<b>530</b>	540	<b>550</b>	580	<b>620</b>	660	<b>700</b>	750	<b>800</b>	850	900
Masse volumique moyenne	$\rho_{mean}$	570	<b>580</b>	610	<b>640</b>	650	<b>660</b>	700	<b>740</b>	790	<b>840</b>	900	<b>960</b>	1020	1080
NOTE 1 Les valeurs données ci-dessus pour la résistance à la traction, la résistance à la compression, la résistance au cisaillement, le module d'élasticité caractéristique en flexion, le module d'élasticité transversal moyen et le module de cisaillement moyen ont été calculées au moyen des équations données dans l'EN 384.															
NOTE 2 Les propriétés disposées dans le tableau sont compatibles avec des bois présentant une teneur en humidité correspondant à une température de 20 °C et une humidité relative de 65 %, ce qui correspond à une teneur en humidité de 12 % pour la plupart des essences.															
NOTE 3 Les valeurs caractéristiques de résistance au cisaillement sont données pour du bois sans fissures, selon l'EN 408.															
NOTE 4 La résistance de flexion à chant peut aussi être utilisée dans le cas de la flexion à plat.															

# Annexe 3 : Mécanismes de rupture par cisaillement plan d'un panneau CLT

- Mécanisme 1 : Cisaillement du panneau entier

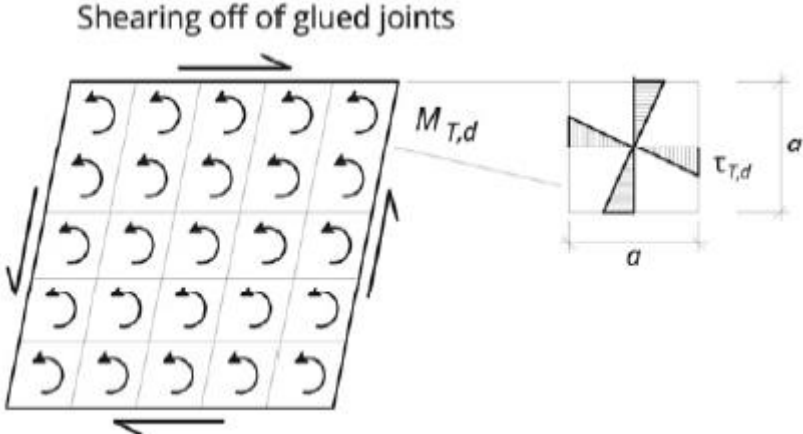


- Mécanisme 2 : cisaillement au croisement des planches collées entre plis



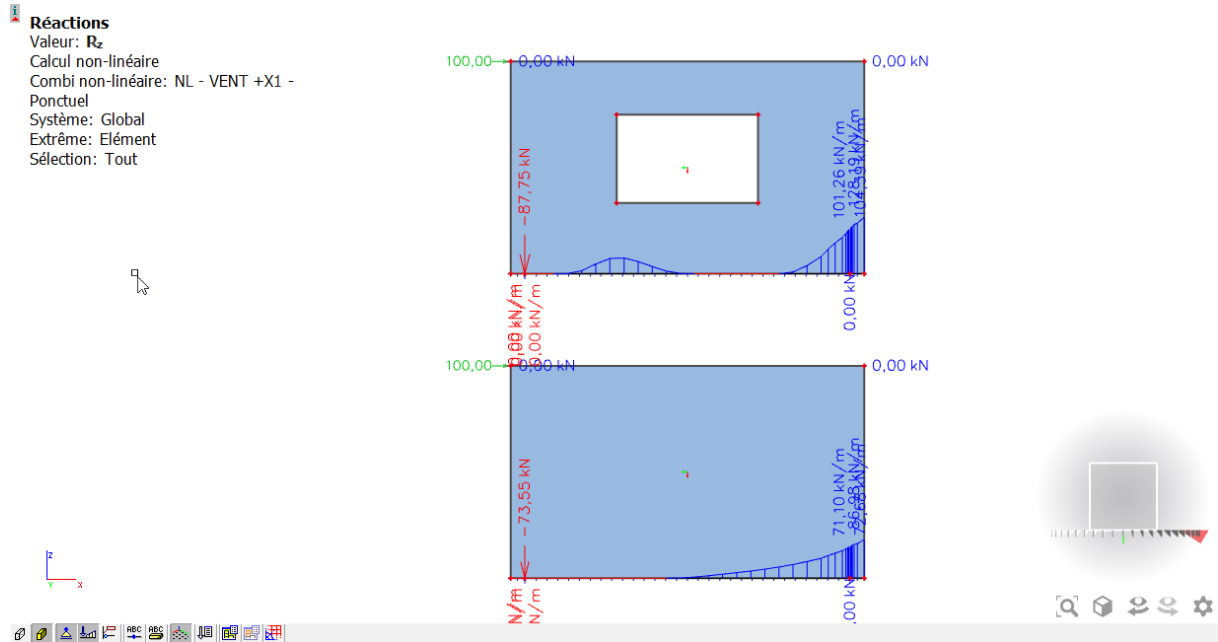
- Mécanisme 3 : le cisaillement des joints entre planches

- 



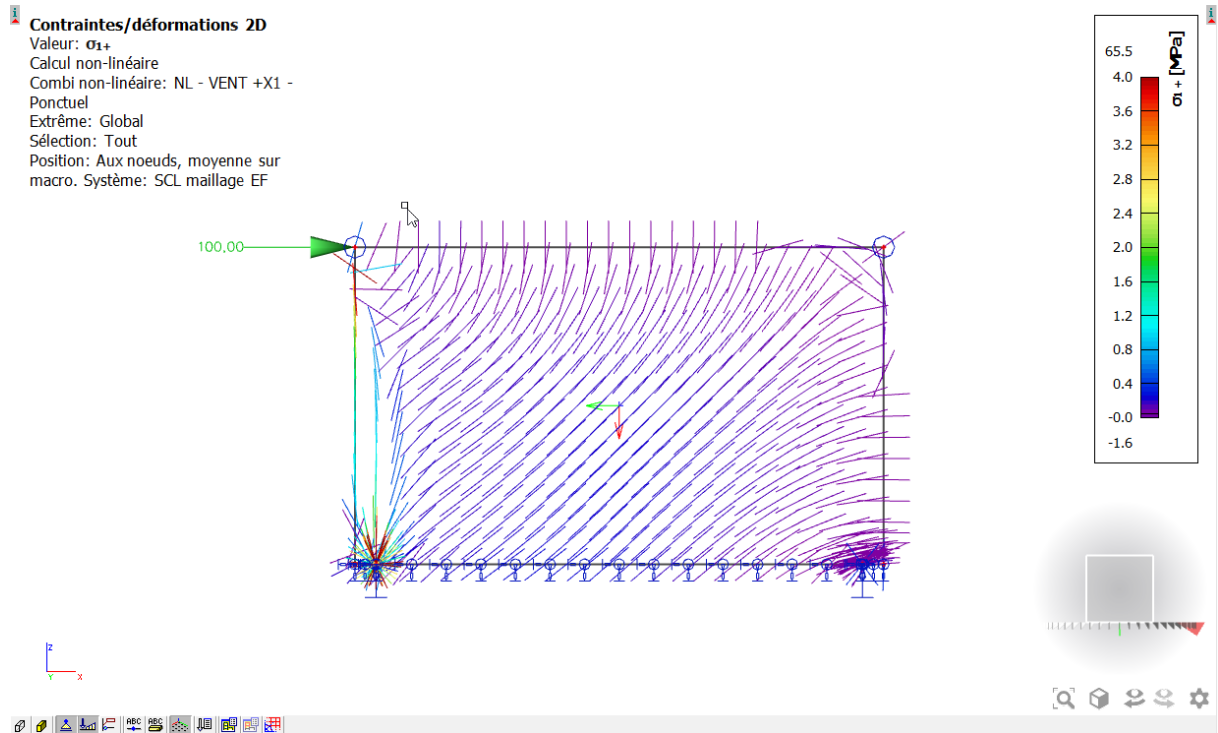
# Annexe 4 : Ouverture dans le panneau

## Réaction d'appuis verticales $R_z$

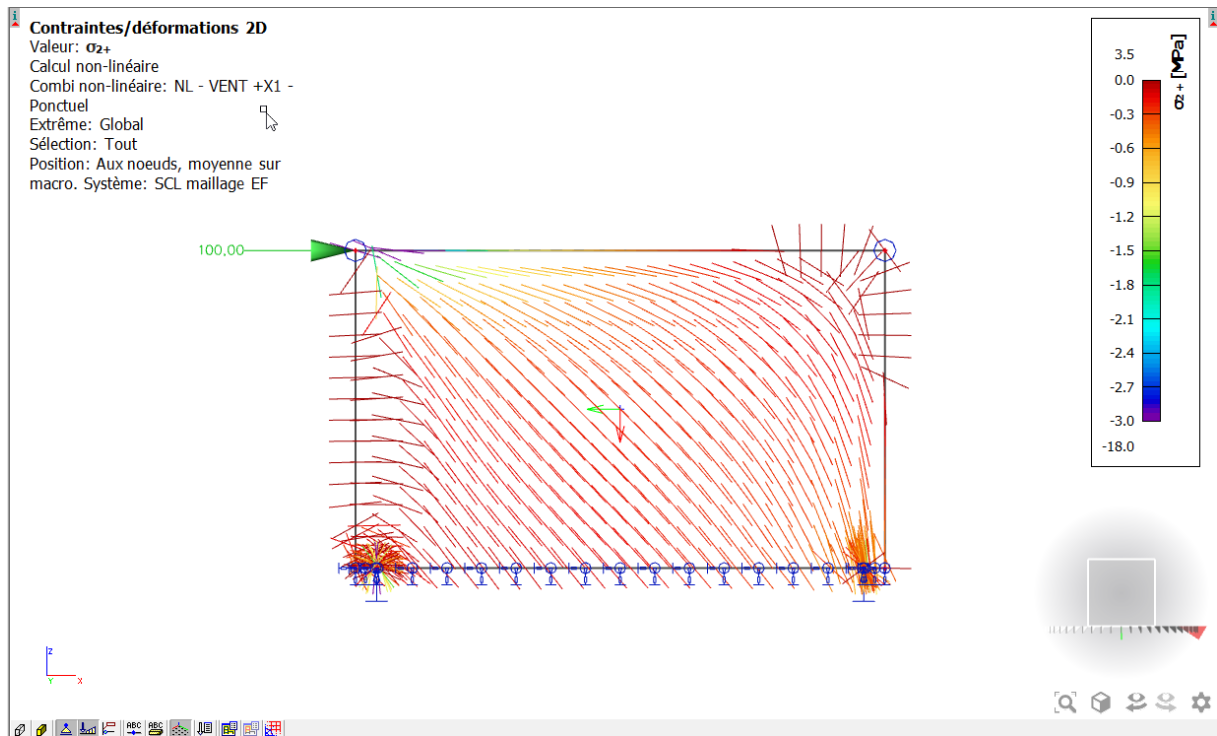


## Sans ouverture

## Trajectoire des contraintes de traction

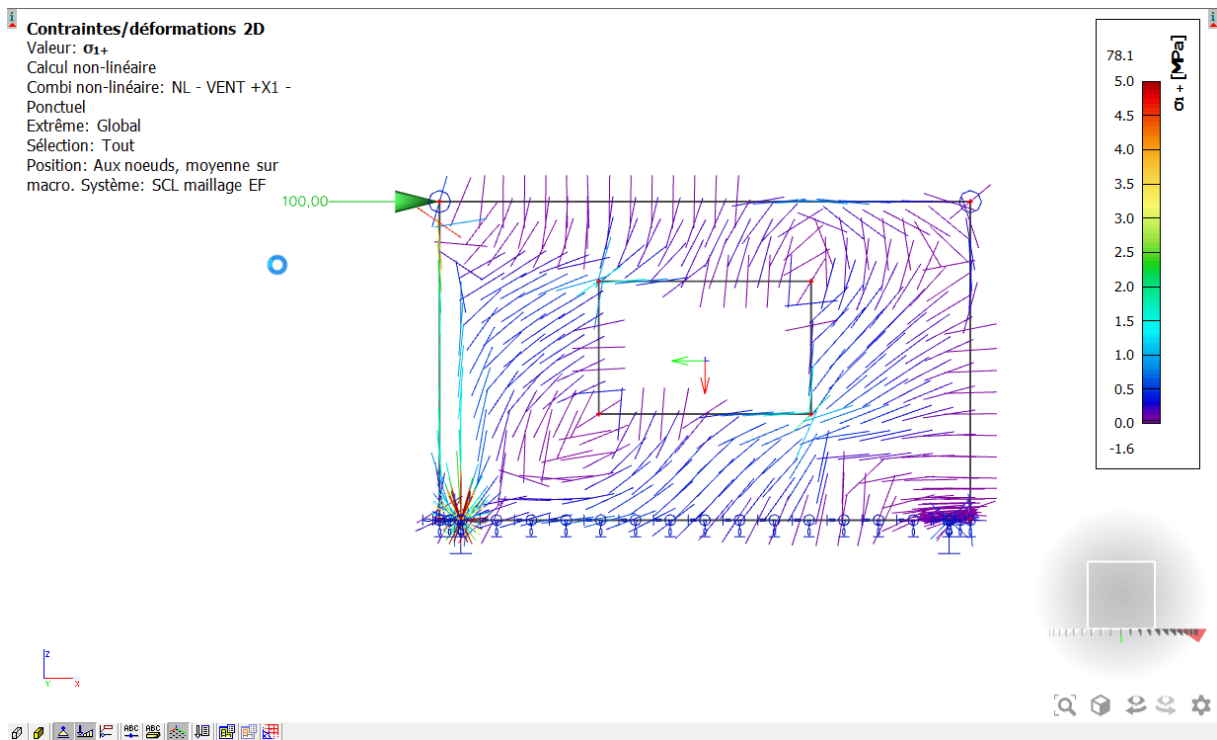


## Trajectoire des contraintes de compression

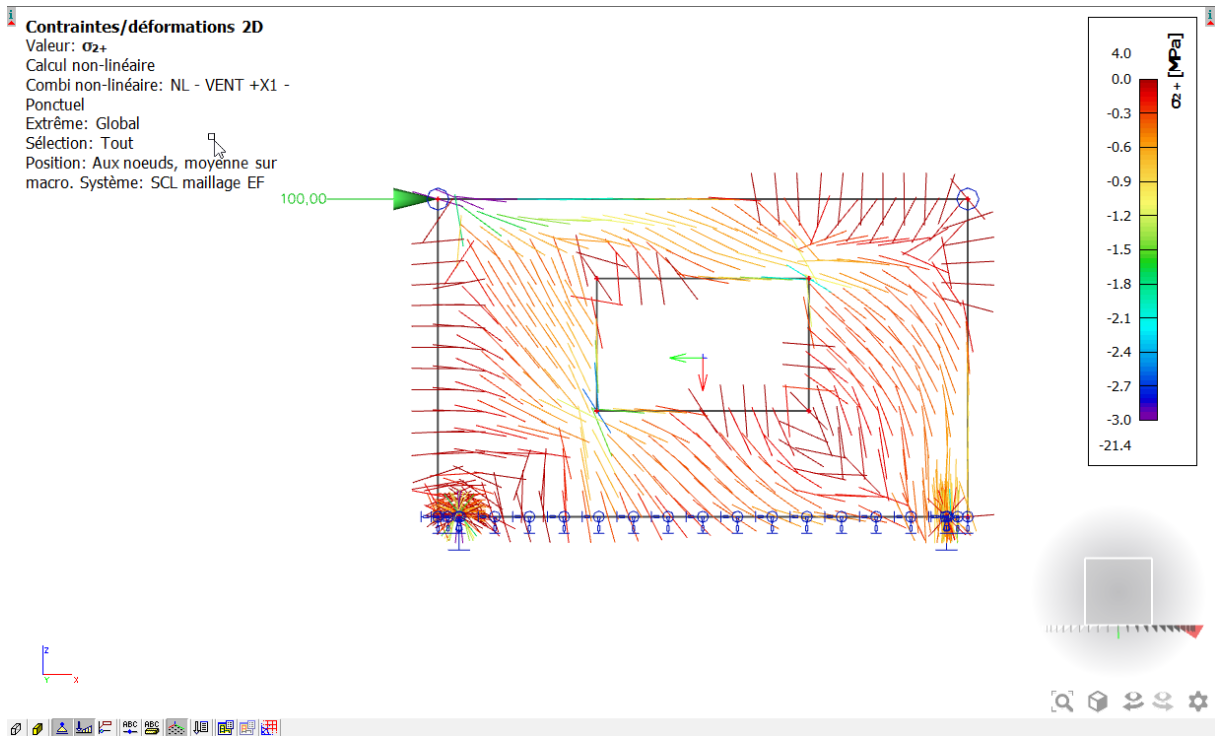


## Avec ouverture

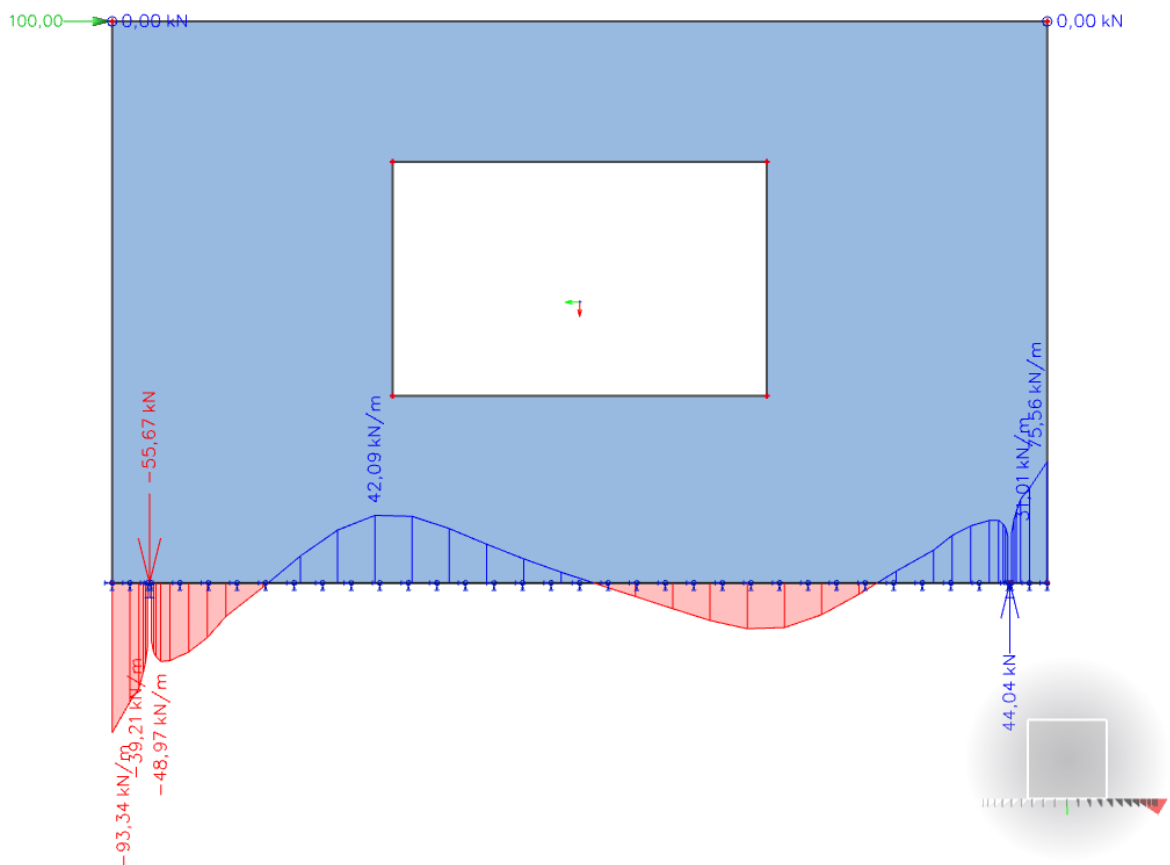
## Trajectoire des contraintes de traction



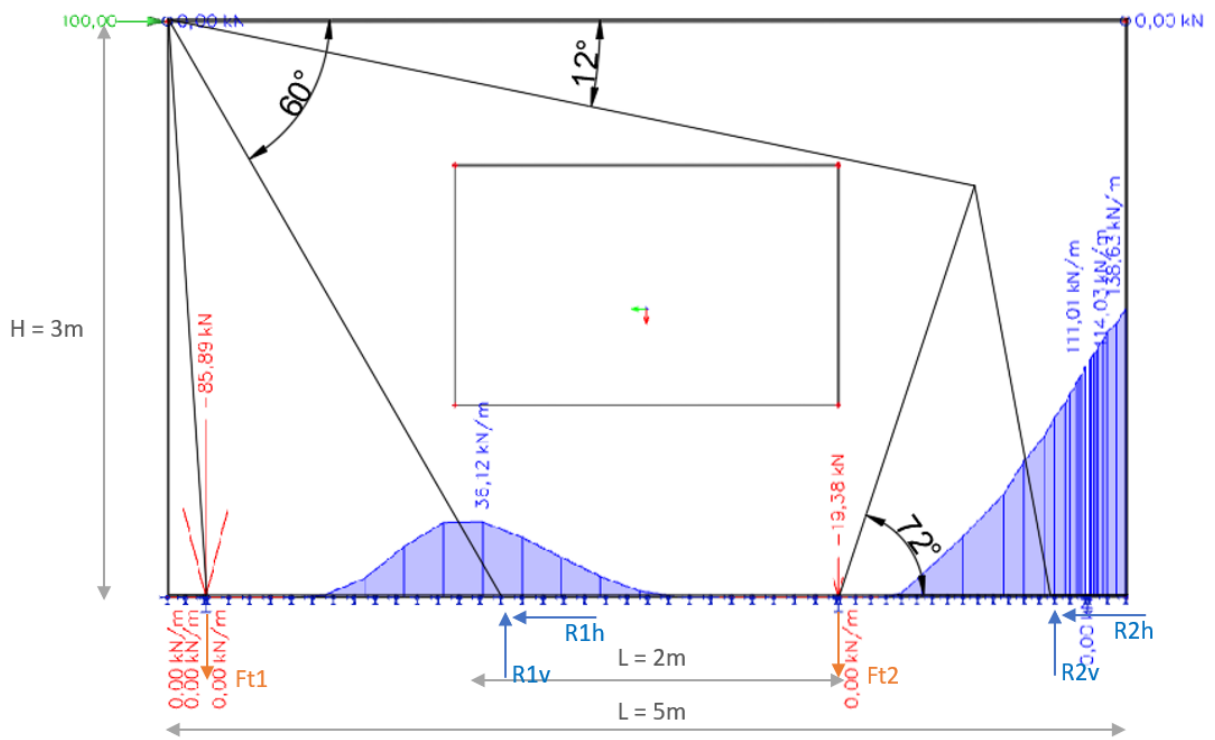
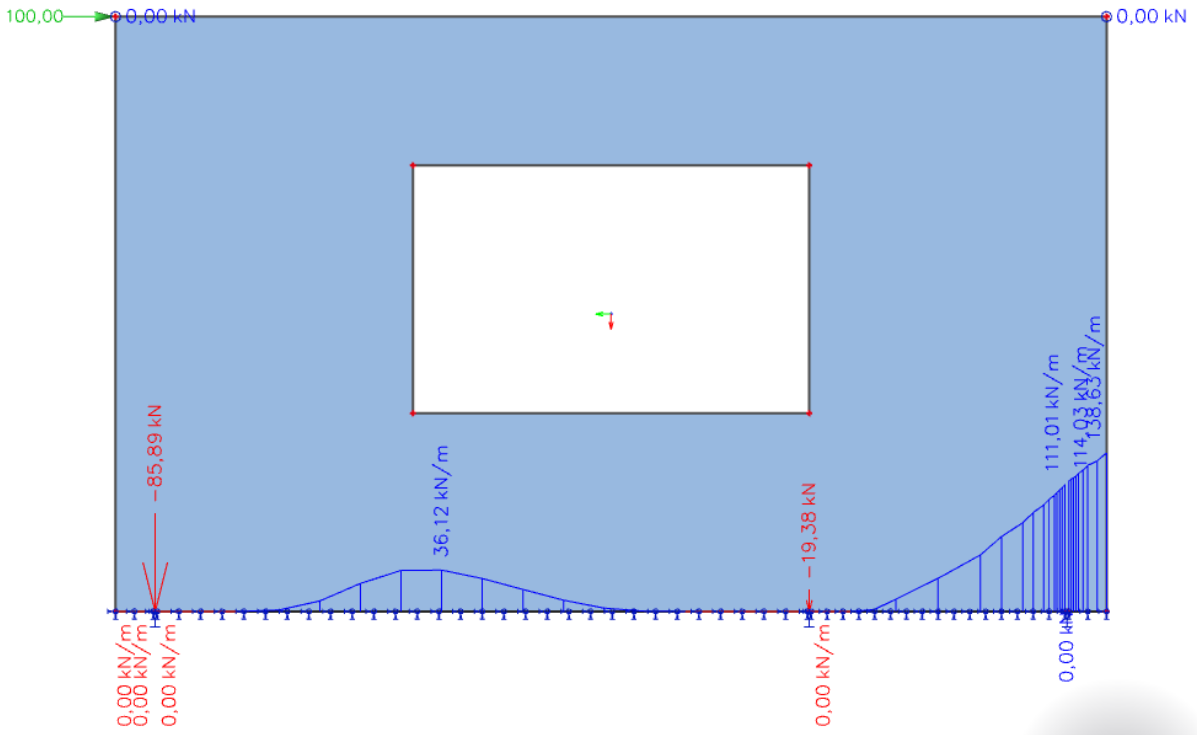
## Trajectoire des contraintes de compression

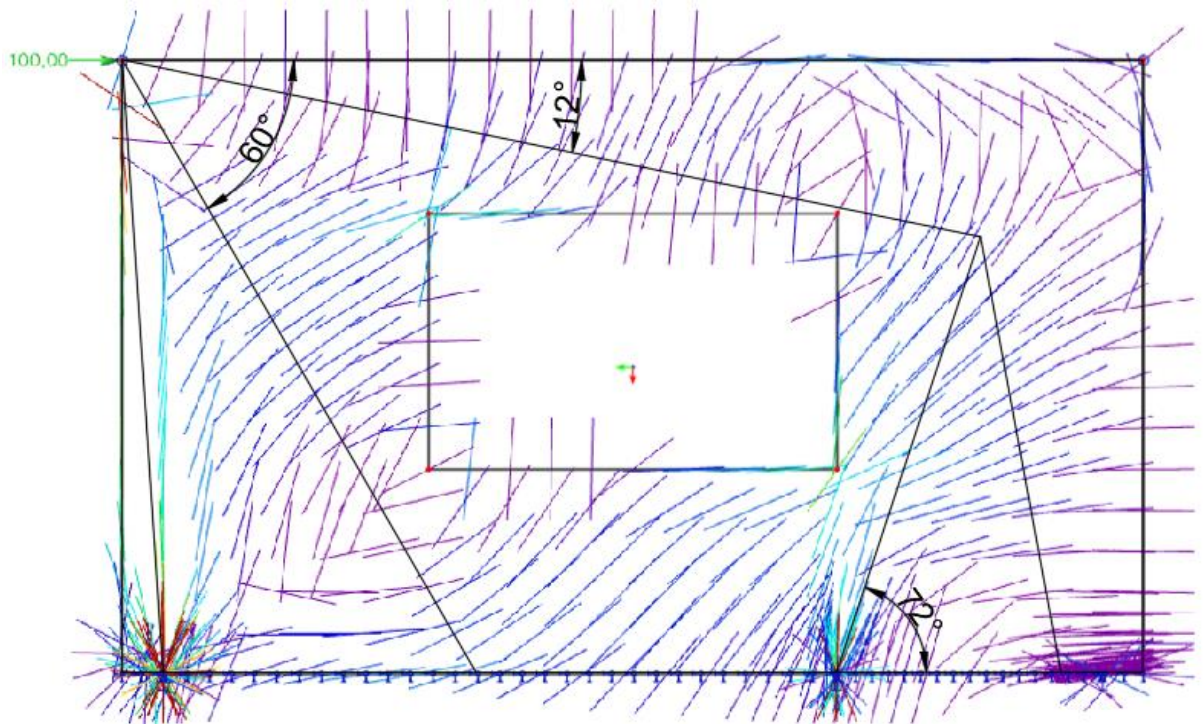
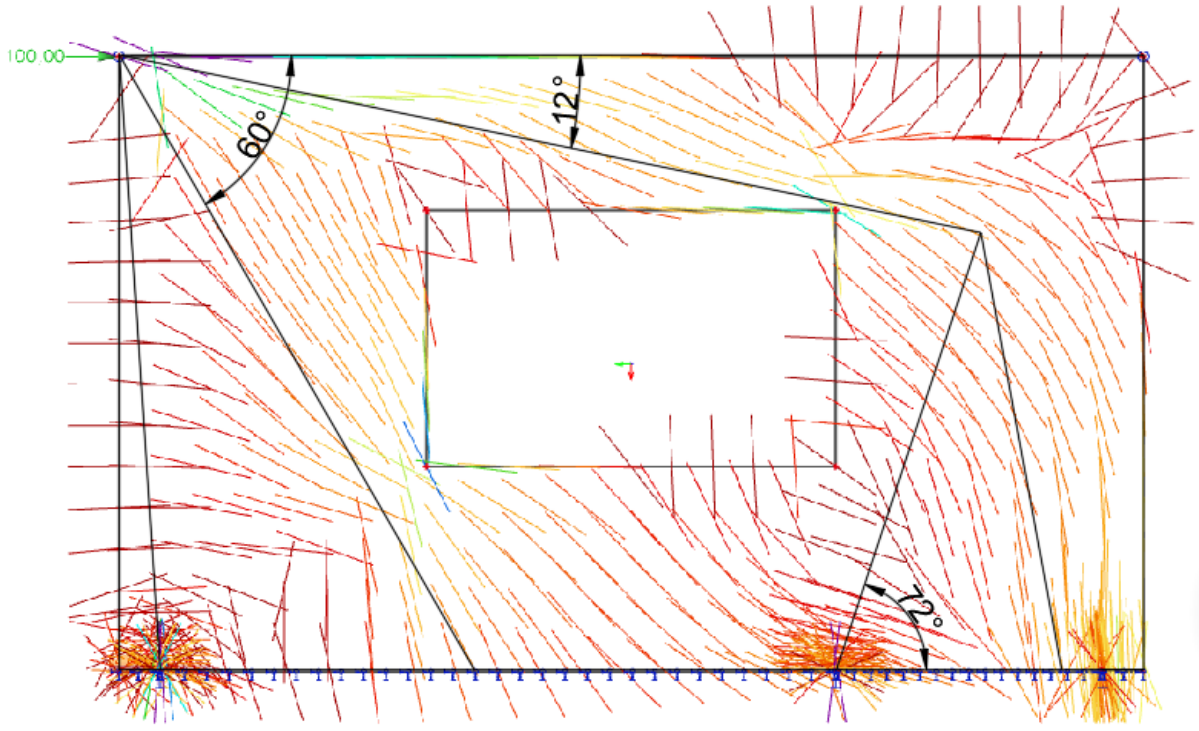


Réactions d'appuis verticales avec appuis verticaux continus en traction et compression :



Réactions d'appuis verticales avec non linéarité et équerre d'ancrage supplémentaire.





UNIVERSITÉ CATHOLIQUE DE LOUVAIN  
École polytechnique de Louvain

Rue Archimède, 1 bte L6.11.01, 1348 Louvain-la-Neuve, Belgique | [www.uclouvain.be/epl](http://www.uclouvain.be/epl)