

Référence Efectis : 18-001947 – AJE Référence CSTB : 26071562
Affaire : SA-17-003201

GUIDE DE VERIFICATION EN SITUATION D'INCENDIE DES ENTREPÔTS EN BOIS-LAMELLE COLLE

Financé par

CODIFAB

comité professionnel de développement
des industries françaises de l'ameublement et du bois

Date : 17 12 2019

Indice de révision : D

Nombre de pages : 130

Auteurs

Xavier DUPONCHEL
Yahia MSAAD
Alexandre JENFT
Pierre LONCHAMPT

Vérificateurs

Gabriel GIOVANNELLI
Xavier DUPONCHEL
Seddik SAKJI
Yahia MSAAD

SUIVI DES MODIFICATIONS

Indice de révision	Date	Modifications
A	25/03/2019	Version initiale
B	05/07/2019	Version révisée prenant en compte les remarques de la commission technique SNBL (mail du 21/05/2019)
C	11/09/2019	Version révisée prenant en compte les remarques de la commission technique SNBL (09/07/2019)
D	17/12/2019	Version révisée prenant en compte les remarques de la commission technique SNBL (mails du 31/10/2019 + 13/12/2019)

SOMMAIRE

1.	INTRODUCTION	6
2.	DOCUMENTS DE REFERENCE	6
2.1.	DOCUMENTS FOURNIS	6
2.2.	DOCUMENTS REGLEMENTAIRES	6
2.3.	AUTRES	6
3.	OBJECTIFS DE SECURITE ET CRITERES ASSOCIES	8
3.1.	RAPPEL DU CONTEXTE REGLEMENTAIRE	8
3.2.	OBJECTIFS DE SECURITE	8
3.2.1.	Sécurité des travailleurs	8
3.2.2.	Sécurité d'intervention des secours	9
3.2.3.	Synthèse des objectifs de sécurité	9
3.3.	CRITERES POUR L'ANALYSE DE L'ENFUMAGE – CONDITIONS DE TENABILITE	10
3.3.1.	Température des gaz	11
3.3.2.	Coefficient d'extinction (visibilité)	11
3.3.3.	Tableau de synthèse des critères de tenabilité	11
4.	METHODOLOGIE DES ETUDES DE MODE DE RUINE	12
4.1.	PHASE 1 : CALCUL DU DEVELOPPEMENT DE FEU ET DES ACTIONS THERMIQUES	12
4.1.1.	Etape 1 : Définition des scénarios d'incendie réels	12
4.1.2.	Etape 2 : Calcul du développement de l'incendie	12
4.2.	PHASE 2 : VERIFICATION DU MODE DE RUINE DE LA STRUCTURE	12
4.2.1.	Etape 1 : Echauffement des éléments de structure	12
4.2.2.	Etape 2 : Comportement au feu de la structure porteuse	12
5.	DESCRIPTION DU BATIMENT OBJET DE L'ETUDE ET HYPOTHESES GENERALES	13
5.1.	CONFIGURATION D'ETUDE	13
5.2.	HYPOTHESES CONCERNANT LES CALCULS DE DEVELOPPEMENT DU FEU	14
5.2.1.	Stockage	14
5.2.2.	Désenfumage	14
5.2.3.	Cantonement	16
5.2.4.	Détection, système d'extinction automatique à eau et alarme d'évacuation	16
5.2.5.	Issues de secours et amenées d'air	16
5.3.	HYPOTHESES CONCERNANT LA STRUCTURE DU BATIMENT	17
5.3.1.	Poteaux en béton armé	17
5.3.2.	Charpente bois	19
5.3.2.1.	Propriétés mécaniques	19
5.3.2.2.	Poutres en bois à inertie variable	19
5.3.2.3.	Traverses en bois à inertie variable sur zone de quai	20
5.3.2.4.	Pannes en bois	20
5.3.2.5.	Autres éléments en bois	21
5.3.2.6.	Assemblages entre éléments	21
6.	ESTIMATION DU TEMPS D'EVACUATION	23
7.	DETERMINATION DES SCENARIOS D'INCENDIE	24
7.1.	PRINCIPE	24
7.2.	HYPOTHESES DE DEVELOPPEMENT DU FEU	24
7.3.	PRISE EN COMPTE DE LA COMBUSTION DU BOIS	24
7.4.	POSITION DES SCENARIOS	25
8.	ETUDE DU DEVELOPPEMENT DE L'INCENDIE	26

8.1.	HYPOTHESES DE MODELISATION	26
8.1.1.	Hypothèses de géométrie	26
8.1.2.	Maillage	26
8.1.3.	Amenées d'air et système de désenfumage	27
8.1.4.	Conditions aux limites	27
8.1.5.	Autres hypothèses	27
8.2.	RESULTATS DES SIMULATIONS	27
8.2.1.	Scénario 1 – Départ de feu au centre de la cellule (partie basse)	27
8.2.1.1.	Débit calorifique	27
8.2.1.2.	Coefficient d'extinction de la lumière	31
8.2.1.3.	Température	32
8.2.2.	Scénario 2 – Départ de feu en coin de la cellule	38
8.2.2.1.	Débit calorifique	38
8.2.2.2.	Coefficient d'extinction de la lumière	41
8.2.2.3.	Température	42
8.2.3.	Scénario 3 – Départ de feu au centre de la cellule (partie haute)	48
8.2.3.1.	Débit calorifique	48
8.2.3.2.	Coefficient d'extinction de la lumière	51
8.2.3.3.	Température	52
8.2.4.	Influence des éléments de structure en bois sur la propagation de l'incendie	56
8.3.	SYNTHESE VIS-A-VIS DES EXIGENCES DE SECURITE	56
9.	ETUDE DU MODE DE RUINE PAR DES CALCULS THERMO-MECANIQUES	57
9.1.	CALCUL DE L'ECHAUFFEMENT DES ELEMENTS DE STRUCTURE	57
9.1.1.	Actions thermiques	57
9.1.2.	Modèles de calcul d'échauffement des poteaux en béton armé	57
9.1.3.	Modèles de calcul d'échauffement des éléments en bois	60
9.1.4.	Résultats des calculs thermiques des poteaux en béton armé	61
9.1.5.	Résultats des calculs thermiques des éléments en bois	65
9.2.	ETUDE DU MODE DE RUINE PAR DES CALCULS THERMOMECANIQUES	68
9.2.1.	Méthodologie de modélisation thermo-mécanique	68
9.2.2.	Hypothèses des modèles pour l'étude du mode de ruine	69
9.2.2.1.	Tenue au feu des éléments sous feu réel	69
9.2.2.2.	Ruine en chaîne et ruine vers l'extérieur	70
9.2.2.3.	Hypothèses générales des calculs thermomécaniques	70
9.2.3.	Analyse de la tenue au feu minimale de la cellule exposée	74
9.2.4.	Analyse du mode de ruine par portiques isolés	77
9.2.5.	Examen des efforts au niveau des assemblages :	99
9.2.6.	Cas particulier des auvents	101
9.3.	SYNTHESE DES RESULTATS	101
10.	CONCLUSIONS	103
11.	ANNEXE 1 : COMPORTEMENT DU BOIS AUX TEMPERATURES ELEVEES	104
11.1.	COMPORTEMENT DU BOIS SOUS SOLLECITATION THERMIQUE	104
11.1.1.	Séchage du bois	104
11.1.2.	Pyrolyse du bois	105
11.1.3.	Combustion	105
11.2.	PROPRIETES THERMOCHIMIQUES DU BOIS	105
11.2.1.	Masse volumique	105
11.2.2.	Conductivité thermique	106
11.2.3.	Capacité thermique	109
11.2.3.1.	Évolution de la capacité thermique en fonction de la température et de la teneur en eau	109
11.2.3.2.	Évolution de la capacité thermique du charbon	111
11.2.4.	Température et flux critique d'inflammation	112
11.2.5.	Vitesse de carbonisation	112
11.2.6.	Conclusions sur les propriétés thermo-chimiques du bois et de ses dérivés	113

11.3.	PROPRIETES THERMOMECHANIQUES	114
11.3.1.	Coefficient de dilatation	114
11.3.2.	Paramètres thermomécaniques à température ambiante	116
11.3.3.	Influence de la température	117
11.3.4.	Conclusions sur les propriétés thermomécaniques	119
11.4.	CALCUL EN SITUATION D'INCENDIE - APPROCHE SUIVANT NF EN 1995-1-2	120
11.4.1.	Approche pas analyse de parties de la structure	120
11.4.2.	Approche par section réduite	124
11.4.2.1.	Calcul de la profondeur de carbonisation	125
11.4.2.2.	Procédure pour le calcul de la section équivalente en flexion	125
12.	REFERENCES ANNEXES	126

1. INTRODUCTION

Le CSTB et Efectis ont été missionnés par l'Union des Industriels et Constructeurs Bois (UICB) pour réaliser un guide de vérification du mode de ruine des structures en situation incendie des entrepôts composés de poteaux béton et d'une charpente en bois de la rubrique 1510 soumis à l'arrêté du 11 avril 2017.

L'objectif de ce document est de rappeler dans un premier temps le contexte réglementaire et les objectifs de sécurité sous-jacents aux exigences, ensuite de présenter les principales étapes à suivre pour réaliser ce type d'étude et enfin d'appliquer ces méthodes à un cas type représentatif d'un entrepôt courant. Les principales propriétés physiques du matériau bois aux hautes températures sont rappelées en Annexe.

En fonction des résultats obtenus, des enseignements généraux sous la forme de préconisations seront donnés, par exemple sur l'impact de la structure de la charpente combustible sur le développement de l'incendie.

2. DOCUMENTS DE REFERENCE

2.1. DOCUMENTS FOURNIS

- [1] Compte-rendu de réunion téléphonique du 06/09/2018 concernant le projet guide ISI entrepôts BLC – point intermédiaire Phase 2
- [2] Vue en plan d'un bâtiment à usage d'activités logistiques à Tremblay en France, phase EXE du 16/02/2017
- [3] Carnet de fabrication des poteaux béton d'un bâtiment à usage d'activités logistiques à Tremblay en France, phase EXE du 04/01/2018
- [4] Plan d'implantation des poteaux béton d'un bâtiment à usage d'activités logistiques à Tremblay en France, phase EXE du 22/12/2017
- [5] Détail 05 d'assemblages poteaux-poutres-pannes d'un bâtiment à usage d'activités logistiques à Tremblay en France

2.2. DOCUMENTS REGLEMENTAIRES

- [6] Arrêté du 11 avril 2017 relatif aux prescriptions générales applicables aux entrepôts couverts soumis à la rubrique 1510, y compris lorsqu'ils relèvent également de l'une ou plusieurs des rubriques 1530, 1532, 2662 ou 2663 de la nomenclature des installations classées pour la protection de l'environnement.
- [7] NF EN 1992-1-2 et Annexe Nationale : « Eurocode 2 : Calcul des structures en béton – Partie 1-2 : Règles générales – Calcul du comportement au feu », Octobre 2005 et NF EN 1992-1-2/NA Octobre 2007
- [8] NF EN 1995-1-2 et Annexe Nationale : « Eurocode 5 : Conception et calcul des structures en bois – Partie 1.2 : Généralités – Calcul des structures au feu », Septembre 2005 et NF EN 1995-1-2/NA (Avril 2007)
- [9] Article GA 23 du règlement de sécurité dans les ERP
- [10] Guide de bonnes pratiques pour les études d'ingénierie du désenfumage – Établissements recevant du public – LCPP – Juillet 2017 – ISBN : 978-2-11-151968-8
- [11] INERIS – « Description de la méthode de calcul des effets thermiques produits par un feu d'entrepôt » – Août 2011

2.3. AUTRES

- [12] CIMBETON – B59 – Installation classées et protection de l'environnement – Livre I – Ingénierie de la sécurité incendie.
- [13] Hao, C. « Burning Rate of Solid Wood Measured in a Heat Release Rate Calorimeter », Fire and materials, Vol. 16, 197-206, 1992
- [14] CSTB / Efectis – Guide de vérification des entrepôts en bois lamellé collé – Rapport intermédiaire – Choix du cas type – 17-001121/XDU – 26071562-1/YM ind A du 05/06/2018
- [15] 18-001947-AJE-Note d'hypothèses feu-Codifab(Aff SA-17-003102)
- [16] Documentation Fire Dynamics Simulator (version 6 - NIST) :

- User's Guide. K. B. McGrattan, R. McDermott, S. Hostikka, J. Floyd (special publication 1019, 2016)
- Technical Reference Guide - Volume 2: Verification Guide. K. B. McGrattan, S. Hostikka, R. McDermott, J. E. Floyd, C. Weinschenk & K. Overholt (NIST Special Publication 1018, 2016)

[17] Logiciel SAFIR :

- User's manual for SAFIR 2016. A computer program for analysis of structures subjected to fire by J.M. Franssen.;
- Franssen, J.M., Gernay, T. (accepted, conditional to minor revisions). "Modeling Structures in Fire with SAFIR®: Theoretical Background and Capabilities", Journal of Structural Fire Engineering ;

3. OBJECTIFS DE SECURITE ET CRITERES ASSOCIES

3.1. RAPPEL DU CONTEXTE REGLEMENTAIRE

Dans la réglementation actuelle relative aux régimes de déclaration, d'enregistrement, d'autorisation de la rubrique 1510, les dispositions constructives des entrepôts doivent permettre la mise en sécurité des travailleurs, mais également l'intervention des services de secours dans des conditions de sécurité acceptables. Ces objectifs fondamentaux de sécurité sont traduits en prescriptions techniques à respecter en ce qui concerne la résistance au feu des éléments (dispositions constructives).

Parmi ces dispositions, on retrouve, dans l'arrêté du 11 avril 2017 [6], en vigueur à ce jour, des exigences concernant la structure et notamment ce que l'on peut appeler les modes de ruine de la structure en cas d'incendie. L'article 4 de l'annexe II de cet arrêté indique :

« Les dispositions constructives visent à ce que la cinétique d'incendie soit compatible avec l'évacuation des personnes, l'intervention des services de secours et la protection de l'environnement. Elles visent notamment à ce que la ruine d'un élément de structure (murs, toiture, poteaux, poutres par exemple) suite à un sinistre n'entraîne pas la ruine en chaîne de la structure du bâtiment, notamment les cellules de stockage avoisinantes, ni de leurs dispositifs de recoupement, et ne conduit pas à l'effondrement de la structure vers l'extérieur de la cellule en feu. »

En termes de résistance au feu des structures, il est donc nécessaire de démontrer que la cinétique de l'incendie est compatible avec l'évacuation des personnes et l'intervention des services de secours.

Les objectifs recherchés dépendent donc des « cibles » considérées et par conséquent du stade du développement du feu auquel l'analyse est associée. On peut ainsi distinguer :

- l'évacuation du personnel : dès lors que le feu est initié dans le bâtiment ;
- l'intervention des services de secours à l'intérieur du bâtiment : phase de reconnaissance des lieux ou lutte contre un incendie si celui-ci n'est pas jugé trop développé ;
- l'intervention des services de secours à l'extérieur du bâtiment, dès lors que les différentes barrières de sécurité n'ont pas pu empêcher le développement du feu et que les conditions d'intervention au sein du bâtiment ne permettent l'accès ou sont jugées trop risquées.

Pour ce faire, en termes de dispositions structurales, cela peut se traduire sous la forme de plusieurs exigences fonctionnelles :

- La ruine d'un élément structurel suite à un sinistre n'entraîne pas la ruine en chaîne de la structure du bâtiment :
 - Ruine en chaîne intra cellule (au niveau de la cellule dans laquelle s'est déclaré l'incendie),
 - Ruine en chaîne inter cellule (effondrement en chaîne vers les zones non sinistrées).
- La ruine d'un élément structurel n'entraîne pas la ruine des dispositifs de recoupement ;
- La ruine des éléments structurels ne conduit pas à l'effondrement de la structure vers l'extérieur de la cellule en feu.

La structure comprend : les poutres, les poteaux, les portiques, les systèmes de contreventement, les éléments d'anti-flambement, les murs et panneaux porteurs, les planchers, les poutres supports et tout autre élément participant à la stabilité de l'ouvrage. Ne font pas partie de la structure les pannes, sauf celles utilisées comme éléments de stabilité, les remplissages, les cloisons, la couverture et les habillages.

La vérification des critères dépend, entre autres, de la durée d'évacuation du personnel, des conditions de tenabilité dans les volumes, des scénarios de feu envisagés et de la réponse de la structure aux sollicitations thermiques.

3.2. OBJECTIFS DE SECURITE

3.2.1. Sécurité des travailleurs

Forfaitairement, la réglementation impose une tenue au feu de l'ensemble de la structure R15 (ces durées de stabilité au feu sont calculées sous action thermique normalisée ISO 834). La réglementation peut porter ces exigences à R60 ou R120 suivant les cas (hauteur importante, multi niveaux...).

Ce degré de stabilité au feu réglementaire et normatif est, dans le cas de bâtiment de dimensions courantes (cellule de surface 6000 m² et hauteur au faitage inférieure à 13,7 m), considéré comme suffisant pour permettre aux personnes présentes dans la zone sinistrée d'évacuer la zone avant l'apparition potentielle de phénomène de perte de tenue mécanique d'éléments structuraux. Toutefois, les détails constructifs, tels que les assemblages, peuvent parfois ne pas être compatibles avec les objectifs à atteindre. De plus, pour des bâtiments courants, les conditions à l'intérieur de la cellule sinistrée ne sont en général plus tenables au moment de la ruine générale de la structure de la cellule en feu.

Pour des structures bois/béton, le critère de stabilité au feu réglementaire et normatif est en général acquis en section courante par la résistance au feu intrinsèque de ces matériaux (le béton permettant une protection thermique des armatures et le bois ayant un taux de chargement à la rupture faible en situation normale).

Ainsi, dans le cadre des études d'ingénierie de la sécurité incendie, la stabilité au feu de la structure, sous sollicitations thermiques dites « naturelles » (évolution de la température calculée sur la base de scénarios de feux réels) peut être analysée afin de s'assurer que le temps d'évacuation du personnel est bien compatible avec le temps de ruine des ouvrages. Il est à noter que ponctuellement les conditions de température induites par des scénarios de feu naturel, ne tenant pas compte des dispositifs d'extinction automatique à eau, peuvent être plus sévères que les actions thermiques normalisées de la courbe ISO 834, en particulier au début de l'incendie.

3.2.2. Sécurité d'intervention des secours

Plusieurs objectifs vis-à-vis de l'intervention des services de secours sont recherchés. Ils dépendent essentiellement du développement du feu qui va gouverner l'intervention des équipes d'intervention. On distingue deux phases pour l'intervention des services de secours :

1. Intervention des services de secours à l'intérieur du bâtiment : phase de reconnaissance des lieux ou lutte contre un incendie si celui-ci n'est pas jugé trop développé ;
2. Intervention des services de secours à l'extérieur du bâtiment, dès lors que les différentes barrières de sécurité n'ont pas pu empêcher le développement du feu et que les conditions d'intervention au sein du bâtiment ne permettent plus un accès ou sont jugées trop risquées;

Les premiers engins des services de secours se présenteront sur les lieux du sinistre entre 10 minutes (Paris et Petite Couronne) et 40 minutes (zones rurales et zones de montagne) après l'alerte.

Dans un premier temps, dès leur arrivée sur les lieux, les services de secours s'attacheront à réaliser les sauvetages et mises en sécurité nécessaires, vérifier l'évacuation du personnel, reconnaître les lieux et mettre en œuvre les moyens nécessaires à la lutte contre l'incendie à l'intérieur du bâtiment, si le sinistre n'est pas trop développé.

Dans cette phase de l'incendie, l'objectif concerne la limitation de la ruine en chaîne de la structure qui permet de s'assurer que les services de secours présents à l'intérieur du bâtiment ne risquent pas d'être confrontés à une ruine d'éléments structurels du bâtiment alors que leurs conditions en termes de tenabilité (enfumage et flux thermiques) rendent encore l'intervention interne au bâtiment praticable.

Dans un second temps, les services de secours continuent leur lutte contre l'incendie à l'extérieur du bâtiment car les différentes barrières de sécurité n'ont pas pu empêcher le développement du feu et les conditions d'intervention au cœur du bâtiment ne sont plus possibles ou jugées trop risquées.

Dans cette seconde phase de l'incendie, les objectifs sont les suivants :

- Absence de ruine de la structure vers l'extérieur (critère de non effondrement vers l'extérieur).
- Absence de ruine en chaîne ou ruine en chaîne maîtrisée : En cas d'incendie dans une des cellules, la ruine de la structure de cette cellule ne doit pas entraîner la ruine des structures adjacentes (critère de non effondrement en chaîne).
- Préservation des murs coupe-feu séparatifs (entre cellules adjacente ou en séparatif des zones bureaux...) sur lesquels vont s'appuyer les intervenants pour lutter efficacement contre le sinistre.

3.2.3. Synthèse des objectifs de sécurité

Les objectifs à atteindre concernant la cinétique de l'incendie et la résistance au feu de la structure ont pour but de mettre en sécurité les travailleurs qui évacuent une cellule ou un bâtiment ainsi que les services de secours pendant leur intervention à l'intérieur de la cellule ou du bâtiment lorsque les conditions le permettent puis à l'extérieur dans un second temps. Ces objectifs peuvent être vérifiés au travers des exigences suivantes :

Concernant la cinétique de l'incendie :

- EXIGENCE N°1 : en cas d'incendie réel se déclarant au sein d'une cellule, la cinétique d'incendie est compatible avec l'évacuation des personnes ;

Et d'autre part, sur le comportement au feu de la structure :

- EXIGENCE N°2 : en cas d'incendie réel se déclarant au sein d'une cellule de l'entrepôt, la ruine de la structure n'intervient pas alors que des personnes sont encore présentes dans la cellule sinistrée. De plus, la ruine d'un élément ne doit pas entraîner de ruine en chaîne prématurée de la cellule sinistrée (ruine en chaîne intra-cellule) ;
- EXIGENCE N°3 : en cas d'incendie réel se déclarant au sein d'une cellule de l'entrepôt, il n'y a pas de ruine en chaîne des cellules voisines (pas de ruine en chaîne inter-cellules) ;
- EXIGENCE N°4 : en cas d'incendie réel se déclarant au sein d'une cellule de l'entrepôt, il n'y a pas de ruine de la structure de la cellule vers l'extérieur ;
- EXIGENCE N°5 : en cas d'incendie réel se déclarant au sein d'une cellule de l'entrepôt, la ruine de la structure de la cellule sinistrée n'entraîne pas de désordre sur les éléments de compartimentage (murs coupe-feu entre cellules notamment).

En d'autres termes, les critères associés à ces objectifs de sécurité pour la sécurité des occupants et celle des services de secours sont alors liés aux conditions de tenabilité et au mode de ruine de la structure.

Dans le cadre de la partie relative à la cinétique d'incendie, on vérifiera qu'en cas d'incendie se déclarant au sein d'une cellule, l'enfumage est compatible avec l'évacuation des personnes dans la cellule, à savoir que la perte des conditions de tenabilité a lieu après l'évacuation. Les conditions de tenabilité pour le personnel peuvent être définies en termes de coefficient d'extinction de la lumière, de température, de toxicité et de flux thermique radiatif incident.

Pour l'analyse de la cinématique de ruine de la structure de la cellule sinistrée, la sécurité à un endroit donné de la cellule est considérée comme satisfaite si l'effondrement des éléments de construction apparaît après la perte des conditions de tenabilité pour le personnel tout d'abord et après celles des services de secours dans la zone concernée. On s'assurera également que le délai avant la ruine est également compatible avec les délais d'évacuation.

3.3. CRITERES POUR L'ANALYSE DE L'ENFUMAGE – CONDITIONS DE TENABILITE

Les simulations réalisées pour chacun des scénarios retenus permettent de déterminer les températures ainsi que le coefficient d'extinction de la lumière atteintes dans l'ensemble du volume modélisé. Elles permettent également de rendre compte des flux thermiques radiatifs incidents et de la toxicité dans ce même volume. Compte tenu des objectifs de l'étude, les champs de coefficient d'extinction de la lumière et de température seront dimensionnants par rapport aux flux thermiques et à la toxicité. Ainsi, les comparaisons sont réalisées relativement aux coefficients d'extinction de la lumière et à la température uniquement. Les critères retenus sont issus du guide de bonnes pratiques pour les études d'ingénierie du désenfumage en ERP [10].

L'analyse des simulations est effectuée pour les différents scénarios retenus et les conclusions sont données pour chacun de ces scénarios.

3.3.1. Température des gaz

Pour des personnes non entraînées, les gênes respiratoires liées à la température des gaz inhalés restent généralement supportables pendant quelques minutes si celle-ci ne dépasse pas 60°C⁽¹⁾. Par ailleurs, un retour d'expérience d'un feu dans une école montre que le passage d'une pièce protégée vers un couloir contenant une atmosphère hostile est réalisable jusqu'à une température de 65°C⁽²⁾. Toutefois, la température des gaz pouvant être retenue pour les comparaisons entre les différentes études est de 40°C afin de tenir compte de l'interaction température/toxicité/coefficient d'extinction de la lumière.

Pour les services de secours, on pourra retenir une température ambiante de 100°C.

3.3.2. Coefficient d'extinction (visibilité)

La visibilité est une conséquence sur les personnes de l'opacité des fumées en fonction de ce que l'on cherche à voir. L'opacité se mesure sous forme de densité optique ou de coefficient d'extinction (paramètre de perte de lumière transmise ou diffusée provoquée par la présence de particules). La valeur du coefficient d'extinction (ou de la visibilité) à retenir dépend fortement de l'ouvrage et des conditions d'évacuation (balisage de sécurité, etc.).

On propose de retenir comme valeur seuil un coefficient d'extinction de la lumière de 0,4 m⁻¹ (valeur issue de la réglementation ERP et usuellement prise en compte), correspondant à une distance de visibilité de 20 mètres.

Pour les services de secours, il pourra être retenu le critère de 0,8 à 1,6 m⁻¹ pour le coefficient d'extinction, correspondant à une visibilité allant de 5 à 10 m dans le cas d'un signal direct, les services de secours sachant se déplacer dans des milieux hostiles en intervention.

3.3.3. Tableau de synthèse des critères de tenabilité

Ainsi, les critères retenus pour vérifier que les conditions de tenabilité pour les occupants sont acceptables sont les suivants :

Paramètres	Seuils pour les personnes	Seuils pour les services de secours
Température des gaz	40 °C	100 °C
Coefficient d'extinction de la lumière (visibilité pour une source lumineuse)	0,4 m ⁻¹ (20 m)	1,6 m ⁻¹ (5 m)

Tableau 3-1 : Récapitulatif des seuils de tenabilité pris en compte

⁽¹⁾ *Le Sapeur-Pompier Magazine. Hors-série Accidents ferroviaires*

⁽²⁾ *Fire Protection Handbook – Section3/Chapter 1 – G. E. Hartzell – Combustion products and their effects on life safety*

4. METHODOLOGIE DES ETUDES DE MODE DE RUINE

L'étude est divisée en deux phases principales :

- Phase 1 : calculs du développement du feu au sein du bâtiment et des racks ;
- Phase 2 : étude du comportement au feu des structures de l'entrepôt et de leur mode de ruine.

4.1. PHASE 1 : CALCUL DU DEVELOPPEMENT DE FEU ET DES ACTIONS THERMIQUES

4.1.1. Etape 1 : Définition des scénarios d'incendie réels

En fonction des caractéristiques du stockage (nature, hauteur, quantité, mode de stockage, répartition au sol, etc.) et de sa localisation la plus propice au développement du foyer, plusieurs scénarios d'incendie réel sont définis. Ils sont choisis en fonction de la configuration de l'entrepôt en termes de stockage.

4.1.2. Etape 2 : Calcul du développement de l'incendie

Pour chaque scénario d'incendie réel défini dans la phase précédente, le champ de température en fonction du temps dans le bâtiment est déterminé à partir de modèles de développement du feu. Ces champs de températures sont évalués en prenant en compte les moyens de désenfumage prévus pour le bâtiment.

4.2. PHASE 2 : VERIFICATION DU MODE DE RUINE DE LA STRUCTURE

4.2.1. Etape 1 : Echauffement des éléments de structure

Cette étape consiste, pour chaque scénario d'incendie, à déterminer l'évolution en fonction du temps de la température dans les éléments de structure sur la base des sollicitations thermiques déterminées lors de la phase 2.

L'échauffement est déterminé à partir de calculs de transfert thermique sur la base des méthodes avancées des Eurocode 2, partie 1-2 (pour les éléments en béton) et de l'Eurocode 5, partie 1-2 (pour les éléments en bois).

4.2.2. Etape 2 : Comportement au feu de la structure porteuse

Cette phase consiste à évaluer le comportement au feu en situation d'incendie réel du bâtiment à l'aide d'un logiciel thermomécanique aux éléments finis en considérant les lois de comportement définies dans l'Eurocode 2, partie 1-2 et dans l'Eurocode 5, partie 1-2.

Pour cela, tout ou partie de la structure est modélisée, puis à partir de l'évolution en fonction du temps de la température dans les éléments de structure, son comportement au feu est étudié pour chaque scénario.

La compatibilité entre la cinématique de ruine et l'évacuation du personnel est également vérifiée lors de cette étape, compte tenu des durées d'évacuation du personnel évaluées par ailleurs.

5. DESCRIPTION DU BATIMENT OBJET DE L'ETUDE ET HYPOTHESES GENERALES

5.1. CONFIGURATION D'ETUDE

La configuration étudiée consiste en un entrepôt de stockage soumis à la rubrique ICPE 1510 constitué de deux cellules de 72 x 72 m² (5 184 m²) séparées par un mur coupe-feu 2h (REI120). La hauteur maximale sous faitage est de 13,7 m. Les poteaux sont en béton armé et la charpente est en bois. La figure suivante présente une vue en plan de cette configuration.

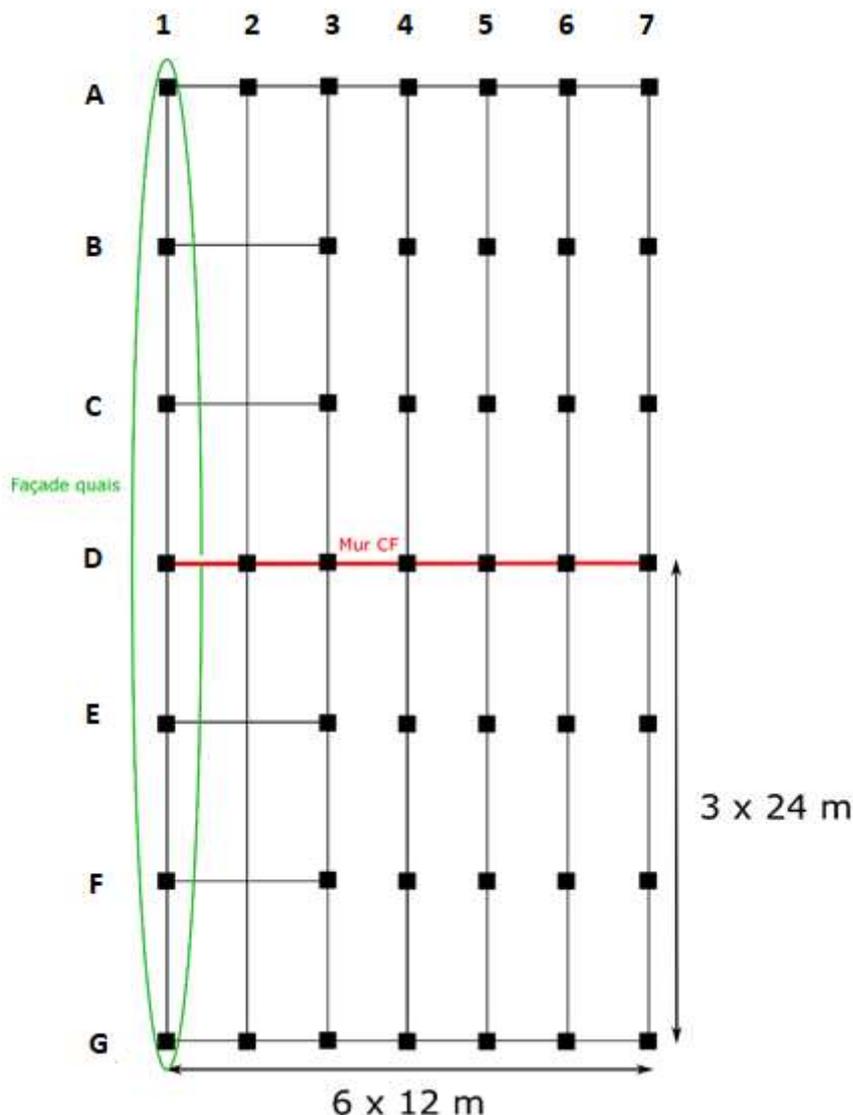


Figure 5-1 : Position des poteaux et de la charpente au sein des cellules type

Du point de vue réglementaire, la structure doit justifier d'un degré de stabilité au feu R15.

5.2. HYPOTHESES CONCERNANT LES CALCULS DE DEVELOPPEMENT DU FEU

5.2.1. Stockage

Le stockage proposé consiste en des racks doubles et des racks simples d'une hauteur de 11,5 m (6 niveaux de palettes × 1,5 m avec une distance de 0,5 m entre chaque niveau), permettant de maximiser les sollicitations sous toiture lors de la phase de simulations. La longueur des racks est de 50 m. Les palettes retenues sont des palettes Europe (dimensions 0,8 m x 1,2 m x 1,5 m – l x L x h).

Afin d'éviter de traiter un cas particulier lié à un type de stockage spécifique, il n'est pas fait d'hypothèse sur le contenu du stockage. On considèrera alors un stockage type de la rubrique 1510 tel que défini dans la méthode FLUMilog, notamment concernant la charge calorifique associée au stockage (débit calorifique de 1 525 kW pendant 45 min donc 4 117,5 MJ / Palette)

Ce stockage représente ainsi un maximum de 8928 palettes et donc $36,76 \times 10^6$ MJ. A titre indicatif, sur la base des hypothèses présentées dans le § 4.3.2, la charpente bois représente $1,21 \times 10^6$ MJ (soit environ 3% de la charge calorifique totale) On considère une chaleur de combustion de 20 MJ/kg. Les palettes comprennent ainsi une masse unitaire de 206 kg de matériaux combustibles.

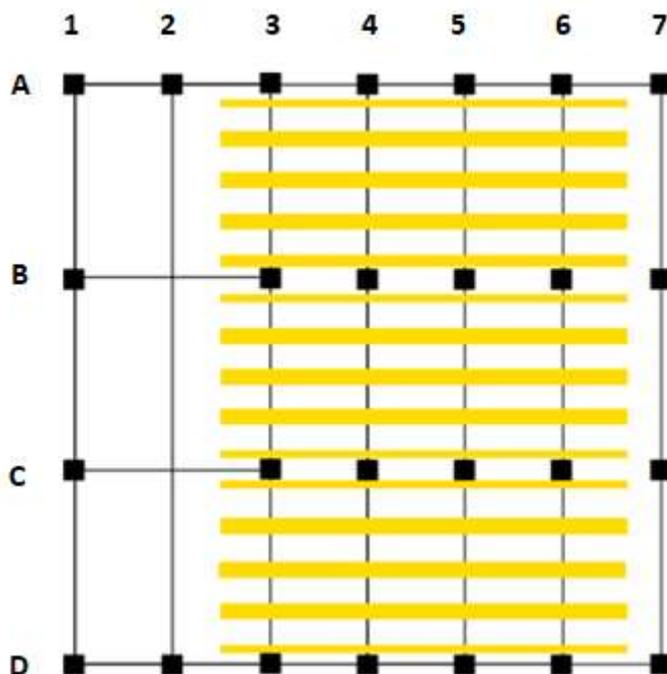


Figure 5-2 : Position des racks au sein de la cellule type

5.2.2. Désenfumage

Conformément à l'arrêté du 11 avril 2017 [6], le désenfumage doit être assuré dans chaque cellule par une surface utile d'exutoire supérieure ou égale à 2% de la surface au sol de la cellule considérée, c'est-à-dire $0,02 \times 5184 \text{ m}^2 = 103,68 \text{ m}^2$. Si l'on considère des exutoires de surface géométrique $2 \times 3 \text{ m}^2$ et ayant un coefficient aéraulique de 0,5 (hypothèse sécuritaire), cela conduit à un minimum de 35 exutoires. La configuration retenue comprend 36 exutoires (soit une surface utile de 108 m^2) répartis de la façon suivante :

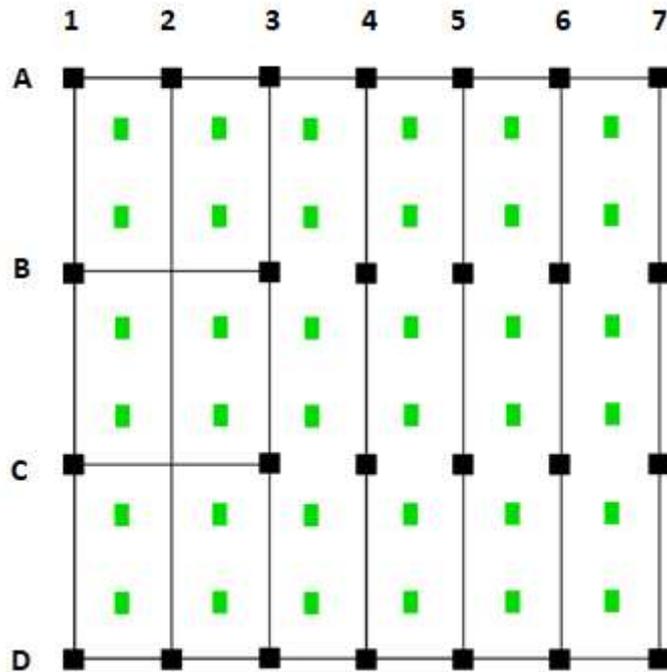


Figure 5-3 : Position des exutoires de fumées en toiture dans la cellule type

De manière sécuritaire, on pourra considérer l'ouverture des exutoires 15 minutes après le départ de feu. Un tel délai permet de maximiser les températures sur les premières minutes de l'incendie.

5.2.3. Cantonnement

L'arrêté du 11 avril 2017 [6] impose également la création de cantons dont la surface doit être inférieure à 1650 m² et la longueur inférieure à 60 m. Il est proposé de découper l'entrepôt en 5 cantons (3 cantons de 48 m × 24 m = 1152 m² et 2 cantons de 36 m × 24 m = 864 m²). Comme fréquemment observé sur les ouvrages existants, les poutres font office d'écrans de cantonnement et ont une hauteur de 1 m.

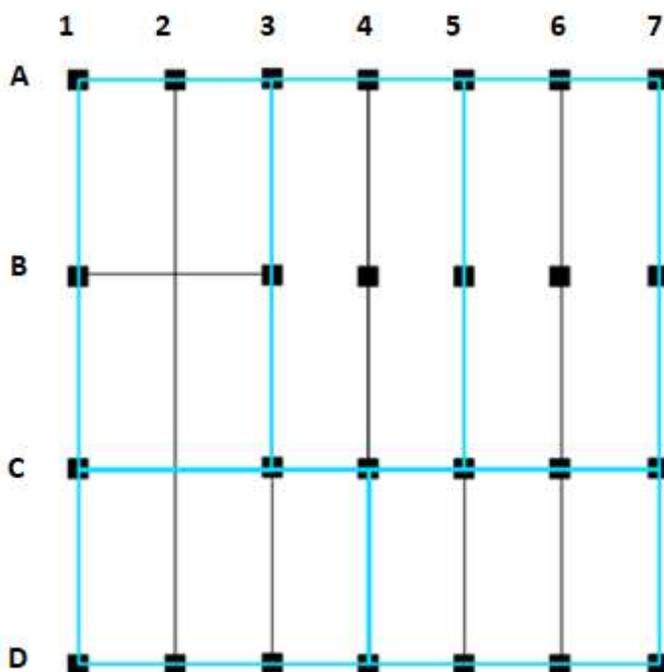


Figure 5-4 : Répartition des cantons dans la cellule type

5.2.4. Détection, système d'extinction automatique à eau et alarme d'évacuation

Il est fait l'hypothèse que, quel que soit le système de détection automatique d'incendie, le déclenchement de l'alarme d'évacuation n'y est pas asservi et que celui-ci est donc manuel.

Quel que soit le système d'extinction automatique à eau installé, celui-ci ne sera pas pris en compte dans le cadre de cette étude (hypothèse classique pour ce type d'étude afin d'étudier le mode de ruine).

5.2.5. Issues de secours et amenées d'air

Afin que tout point de l'entrepôt ne soit pas distant de plus de 50 mètres effectifs (parcours d'une personne dans les allées) de l'une des issues de secours, il est proposé de retenir 4 issues disposées comme présenté sur le schéma ci-après.

Comme il est fréquemment observé, les amenées d'air sont réalisées par les portes de quais. L'arrêté du 11 avril 2017 [6] précise que leur surface utile doit être au moins égale à la surface utile des exutoires du plus grand canton. Il est donc proposé d'intégrer 2 portes de quai, de dimensions 3 × 4 m².

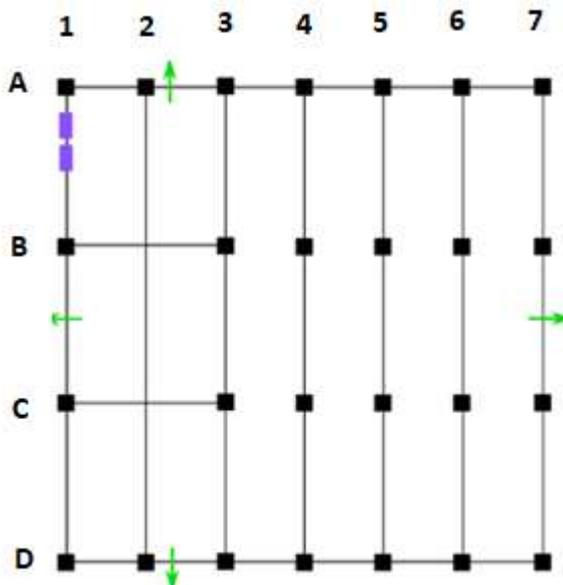


Figure 5-5 : Répartition des issues de secours (flèches vertes) et des portes de quai (rectangles violets) dans la cellule type

5.3. HYPOTHESES CONCERNANT LA STRUCTURE DU BATIMENT

La structure de l'entrepôt étudiée est composée des éléments suivants :

- Poteaux en béton armé
- Poutres en bois à inertie variable (ventre de Poisson) de portée 24 m
- Traverses en bois à inertie variable (ventre de Poisson) de portée 24 m sur zone de quai
- Pannes en bois de portée 12 m

La structure a été dimensionnée à froid pour les charges suivantes :

- Toiture compris surcharges diverses : 50 daN/m²
- Neige, s_k : 60 daN/m²
- Vent, zone 3, rugosité II, Ht : 14m → $q_p(z)$: 106 daN/m²
- Surcharge d'entretien : 80 daN/m² sur 10 m²

5.3.1. Poteaux en béton armé

Les poteaux en béton armé sont encastrés en pied (fondations par encuvement). Leurs sections sont supposées être de deux types possibles :

- rectangulaire qui fait 50x60cm² avec la grande dimension dans le sens des poutres ou dans le sens des traverses ;
- carrée qui fait 50x50cm² notamment pour les poteaux intermédiaires supportant les poutres.

La résistance en compression du béton est prise égale à $f_{ck}=50$ MPa et les aciers filants ont une limite élastique de $f_{yk}=500$ MPa (B500B). Le coefficient de Poisson pour le béton et l'acier est pris égal à 0.3.

Sur les poteaux de rive ou au niveau des murs coupe-feu, les poutres reposent sur les corbeaux des poteaux. Sur les poteaux intérieurs aux cellules, les poutres sont disposées dans des fourches.

Le ferrailage des poteaux courants est composé au maximum de 8HA32 et 4HA20 et est réparti de la façon suivante :

- De $z=0$ à $z=7$ m : 8HA32 + 4 HA20 (paquet 1B)
- De $z=7$ m à $z=10.1$ m : 4HA32 + 4 HA20 (paquets 1B+1C)
- De $z=10.1$ m à $z=12.6$ m : 4HA32 (paquets 1B+1C+1A)

En ce qui concerne l'enrobage des aciers, on retient les valeurs suivantes :

- 49 mm pour les aciers HA32
- 55 mm pour les aciers HA20

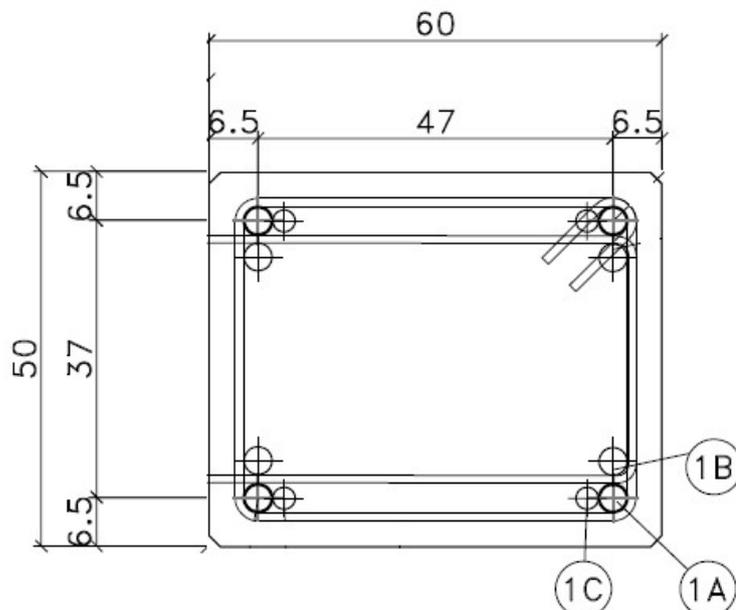


Figure 5-6 : Section de poteau rectangulaire sans feuillure

Certains de ces poteaux présentent une ou deux feuillures supportant le mur coupe-feu entre les deux cellules. Dans ce cas 1 acier HA20 est rajouté au voisinage de chaque feuillure.

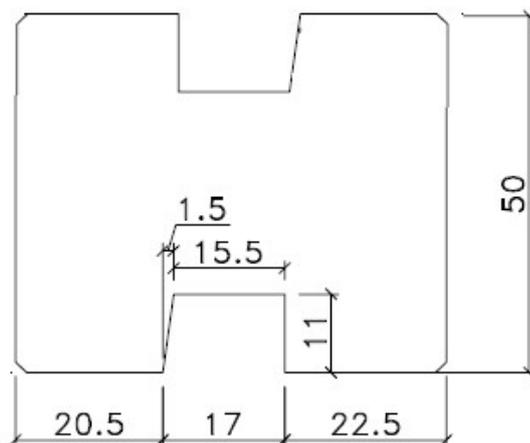


Figure 5-7 : Section de poteau rectangulaire avec feuillure

Le ferrailage maximal devient alors 8HA32 + 8 HA20 pour les poteaux à deux feuillures et 8HA32 + 6 HA20 pour les poteaux à une seule feuillure et est réparti de la façon suivante :

Hauteur	Poteau à deux feuillures	Poteau à une feuillure
De z=0 à z=7m	8HA32 + 8 HA20	8HA32 + 6 HA20
De z=7m à z=10,1m	4HA32 + 8 HA20	4HA32 + 6 HA20
De z=10,1m à z=12,6m	4HA32 + 4HA20	4HA32 + 2HA20

Tableau 5-1 : Ferrailage des différents poteaux de l'étude

5.3.2. Charpente bois

5.3.2.1. Propriétés mécaniques

Les poutres, les traverses et les ramasses-pannes en zone sans quai sont de classe GL28H.
Les pannes, les entretoises, les diagonales et les ramasses pannes en zone avec quai sont de classe GL24H.

Le tableau suivant issu de la norme NF EN 14080 relative aux éléments en bois BLC permet de définir les différentes propriétés mécaniques à froid nécessaires par la suite pour le calcul au feu.

Propriété	Symbole	Classe de résistance du bois lamellé-collé						
		GL 20h	GL 22h	GL 24h	GL 26h	GL 28h	GL 30h	GL 32h
Résistance à la flexion	$f_{m,g,k}$	20	22	24	26	28	30	32
Résistance à la traction	$f_{t,0,g,k}$	16	17,6	19,2	20,8	22,4	24	25,6
	$f_{t,90,g,k}$				0,5			
Résistance à la compression	$f_{c,0,g,k}$	20	22	24	26	28	30	32
	$f_{c,90,g,k}$				2,5			
Résistance au cisaillement (cisaillement et torsion)	$f_{v,g,k}$				3,5			
Résistance au cisaillement roulant	$f_{r,g,k}$				1,2			
Module d'élasticité	$E_{0,g,moyen}$	8 400	10 500	11 500	12 100	12 600	13 600	14 200
	$E_{0,g,05}$	7 000	8 800	9 600	10 100	10 500	11 300	11 800
	$E_{90,g,moyen}$				300			
	$E_{90,g,05}$				250			
Module de cisaillement	$G_{g,moyen}$				650			
	$G_{g,05}$				540			
Module de cisaillement roulant	$G_{r,g,moyen}$				65			
	$G_{r,g,05}$				54			
Masse volumique	$\rho_{g,k}$	340	370	385	405	425	430	440
	$\rho_{g,moyen}$	370	410	420	445	460	480	490

Tableau 5-2 : Propriétés mécaniques du bois en fonction de la classe de résistance

5.3.2.2. Poutres en bois à inertie variable

Les poutres en bois sont à inertie variable en ventre de Poisson. Leur largeur fait 220 mm. Leur hauteur est variable de 1200 mm sur appui à 1760 mm à mi-travée.

La portée de ces poutres est de 24 m et leur entraxe est de 12 m. Elles sont bloquées latéralement tous les 6 m par des pannes contreventées.

Ces poutres ont été dimensionnées en calcul isostatique à froid en se basant sur le chargement suivant :

- Charge permanente : $(50 + 10) \text{ daN/m}^2 * 12,00 = 720 \text{ daN/ml}$
- Neige : $60 \text{ daN/m}^2 * 0,8 * 12,00 = 576 \text{ daN/ml}$
- Vent en pression : $106 \text{ daN/m}^2 (0,2+0,3) * 12,00 = 636 \text{ daN/ml}$
- Vent en soulèvement : $106 \text{ daN/m}^2 (-0,8-0,2) * 12,00 = -1272 \text{ daN/ml}$

La combinaison retenue pour le dimensionnement à froid est $1,35*CP+1,5*(N+0,6*Vp)$

Pour le prédimensionnement à chaud, c'est la combinaison $G+0,2*Vp$ qui a été utilisée pour justifier une stabilité au feu de 15 minutes pour ces poutres.

5.3.2.3. Traverses en bois à inertie variable sur zone de quai

Les traverses en bois sur zone de quai sont à inertie variable en ventre de Poisson. Leur largeur fait 240 mm. Leur hauteur est variable de 1100 mm sur appui à 2100 mm à mi-travée.

La portée de ces traverses est de 24 m et leur espacement est aussi de 24 m. Elles sont bloquées latéralement tous les 6 m par les poutres et des entretoises à mi-travée.

Ces traverses ont été dimensionnées en calcul isostatique à froid en se basant sur les charges ponctuelles suivantes représentant les réactions des poutres courantes ci-dessous :

- Charge permanente : 21 102 daN
- Neige : 13 824 daN
- Vent en pression : 15 264 daN
- Vent en soulèvement : -30 528 daN

La combinaison retenue pour le dimensionnement à froid est $1,35*CP+1,5*(N+0,6*Vp)$. Le déversement a été pris en compte suivant l'annexe MCR de l'Eurocode 3.

Pour le prédimensionnement à chaud, c'est la combinaison $G+0,2*Vp$ qui a été utilisée pour justifier une stabilité au feu de 15 minutes pour ces traverses.

5.3.2.4. Pannes en bois

Les pannes en bois sont à section constante rectangulaire de largeur 105 mm et de hauteur 627 mm. Le bois est de classe GL24H

La portée de ces pannes est de 12 m et leur espacement est de 3 m. Elles sont entretoisées à mi-portée.

Ces pannes ont été dimensionnées à froid en se basant sur le chargement suivant :

- Charge permanente : $50 \text{ daN/m}^2 * 3,00 = 150 \text{ daN/ml}$
- Neige : $60 \text{ daN/m}^2 * 0,8 * 3,00 = 144 \text{ daN/ml}$
- Vent en pression : $106 \text{ daN/m}^2 (0,2+0,3) * 3,00 = 159 \text{ daN/ml}$
- Vent en soulèvement : $106 \text{ daN/m}^2 (-0,8-0,2) * 3,00 = -318 \text{ daN/ml}$
- Surcharge d'entretien : $80 \text{ daN/m}^2 * 2,24 = 144 \text{ daN/ml sur } 4,48 \text{ m}$

Le dimensionnement à froid est réalisé selon la combinaison $1,35*CP+1,5*(N+0,6*Vp)$ et sans prise en compte du bac acier en anti-déversement.

Pour le prédimensionnement à chaud, c'est la combinaison $G+0,2*Vp$ qui a été utilisée pour justifier une stabilité au feu de 15 minutes pour ces pannes.

5.3.2.5. Autres éléments en bois

Le tableau suivant récapitule la largeur et la hauteur des sections des différents autres éléments en bois utilisés dans le cadre de ce cas type ainsi que la classe de bois utilisée.

Eléments	Largeur (mm)	Hauteur (mm)	Classe
Pannes sablières	105	627	GL24H
Pannes-butons	140	627	GL24H
Ramasses-pannes en zone sans quai	140	675	GL28H
Ramasses-pannes en zone avec quai	140	402	GL24H
Entretoises	80	145	GL24H
Diagonales	220	140	GL24H

Tableau 5-3 : Dimension des sections des éléments de charpente bois

5.3.2.6. Assemblages entre éléments

Pour les assemblages entre éléments bois et entre éléments bois et poteaux béton, nous supposons conformément aux deux figures suivantes que :

- les pannes sont liées aux poutres principales par l'intermédiaire de plaques métalliques fixées par trois boulons $\phi 16 \times 180 \text{ mm}$ sur panne et sur poutre ;
- les poutres et les traverses sont liées aux poteaux en béton armé par trois broches $\phi 20 \times 498 \text{ mm}$.

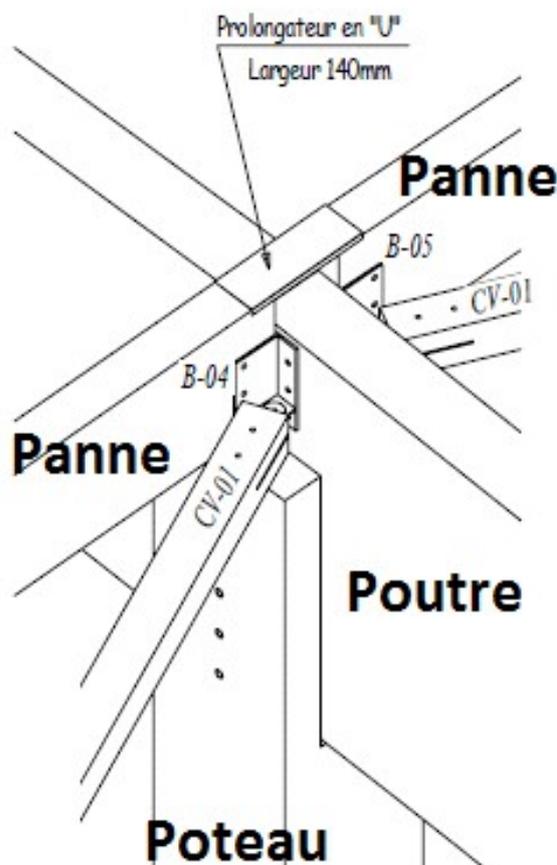


Figure 5-8 : Vue en perspective de la liaison panne/poutre/poteau

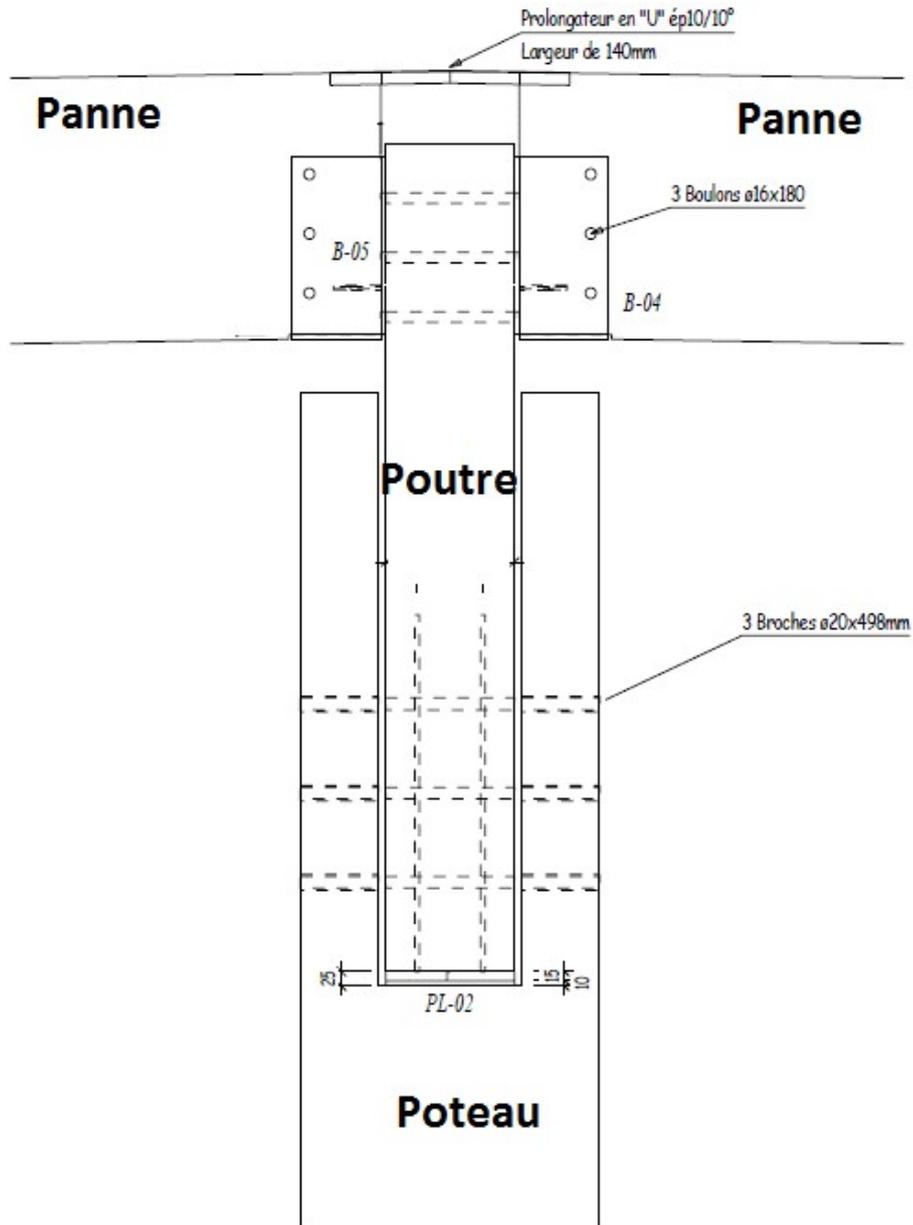


Figure 5-9 : Vue en élévation liaison panne/poutre/poteau

6. ESTIMATION DU TEMPS D'EVACUATION

L'une des étapes pour la détermination de la durée d'évacuation sécuritaire consiste à calculer la distance de parcours sécuritaire. Il s'agit d'une distance plus pénalisante que la distance réglementaire.

La durée nécessaire à l'évacuation du personnel est la somme des temps élémentaires suivants :

- Le temps de détection et de mise en alerte : c'est le temps d'activation nécessaire à la détection de l'incendie. On suppose que la cellule n'est pas équipée de détection automatique d'incendie. Dès lors, il est fait l'hypothèse que le personnel détecte la fumée lorsque l'enfumage du bâtiment permet une visualisation nette des fumées. Dans le cas présent, le bâtiment est enfumé **3 minutes et 30 secondes** après le départ de feu pour les scénarios investigués. Cet instant est utilisé pour définir le temps de détection. Les personnes proches du foyer détecteront l'incendie plus rapidement. La figure ci-dessous présente de façon qualitative la dispersion des fumées en partie haute de l'entrepôt. Elle est présentée à titre indicatif et n'est pas réputée représenter de façon quantitative l'opacité des fumées dans l'entrepôt.

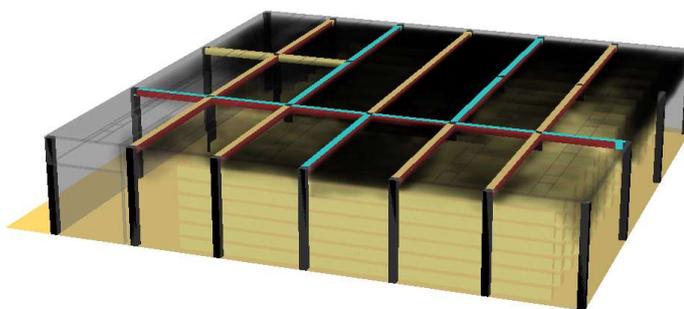


Figure 6-1 : Enfumage du bâtiment à 3 min 30 s

- Le temps de réaction : c'est le temps nécessaire aux occupants pour comprendre la situation, réagir et décider de se mettre en mouvement. Le personnel étant formé aux exercices d'évacuation, on estime cette durée à **30 secondes**. Des personnes à proximité du feu (contact visuel ou olfactif) réagiront plus rapidement.
- Le temps de parcours : c'est le temps nécessaire pour atteindre une issue de secours. Elle est fonction de la distance de parcours sécuritaire pour atteindre les sorties définies précédemment. Le personnel présent n'étant pas à mobilité réduite, on se base sur une vitesse de déplacement d'environ 1 m/s [9] (soit 3,6 km/h). Tout point de la cellule est situé à moins de 50 m d'une issue de secours. On retient alors de manière sécuritaire un temps de parcours de **1 minute**.
- Le temps de sortie : c'est le temps nécessaire au passage des portes. Le débit de passage aux portes généralement considéré est de 0,8 personnes/seconde/UP, ce qui revient à une vitesse de 48 personnes par minute pour les portes de 0,9 m de largeur. On fait l'hypothèse ici que l'effectif est suffisamment faible pour ne pas qu'il y ait de congestion au niveau des issues de secours. Il est ainsi considéré qu'il n'y aura pas de temps d'attente au passage des portes.

Temps élémentaire d'évacuation	
Détection	3,5 min
Réaction	0,5 min
Parcours	1 min
Sortie	0 min
TOTAL	5 min

Tableau 6-1 : Temps nécessaire à l'évacuation des personnes

7. DETERMINATION DES SCENARIOS D'INCENDIE

7.1. PRINCIPE

Cette étape consiste à définir un ou plusieurs scénarios d'incendie proposés sur la base du potentiel calorifique présent dans les cellules et les différents aménagements. Pour chaque scénario d'incendie retenu, il s'agit de caractériser le développement du feu en fonction du temps (en termes de surface, de débit calorifique, de production de suies, ...).

7.2. HYPOTHESES DE DEVELOPPEMENT DU FEU

Les cellules de l'entrepôt entrent dans la rubrique 1510 de la nomenclature ICPE. On peut utiliser la méthode FLUMillog [11] pour le calcul des effets thermiques produits par le feu d'entrepôt. La dimension moyenne d'une palette est de 0,8 m × 1,2 m × 1,5 m.

D'après les essais FLUMillog, le débit calorifique maximal obtenu lors de la combustion d'une palette type 1510 est de 1,525 MW. Il est proposé de retenir cette hypothèse dans les simulations.

Il est supposé que la charge calorifique participant à l'incendie est constituée d'un mélange de stockage 50 % cellulosique (bois/cartons) / 50 % plastique. Cette répartition est fréquente dans ce type d'études.

Un tel mélange a les propriétés suivantes :

- Production de suies : 5,5 % massique
- Production de CO : 2,1 % massique
- Chaleur de combustion : 20 MJ/kg

Une cinétique rapide de départ de feu est proposée compte tenu du stockage et du conditionnement.

Un premier élément est enflammé au début de la simulation. Le développement de l'incendie au niveau de cet élément génère des flux thermiques de plus en plus élevés. La propagation à d'autres éléments de stockage pourra ensuite être obtenue suivant le flux reçu par ces éléments, si bien que la cinétique d'incendie pourra devenir plus accentuée qu'une cinétique rapide, qu'elle suit initialement, puis d'une cinétique très rapide.

En l'absence de sous ventilation, la durée de combustion de chaque élément est de 45 min à partir de son inflammation.

7.3. PRISE EN COMPTE DE LA COMBUSTION DU BOIS

Comme pour les éléments de stockage, les éléments horizontaux en bois pourront s'enflammer lorsqu'une température critique de surface (prise égale à 300°C) est atteinte. L'évolution du débit calorifique généré par ces éléments variera ensuite suivant le flux reçu à leur surface et non pas en fonction du temps. Il serait ainsi possible d'obtenir l'auto-extinction du bois si, après épuisement du combustible présent dans la cellule, les flux reçus à leur surface venaient à décroître de telle sorte à être inférieurs au flux critique d'inflammation retenu ou si la température de surface devenait inférieure à 300°C. Des exemples de débits calorifiques en fonction du flux incident sont données dans le tableau suivant pour différentes essences de bois. Au cours de l'étude, une essence de bois équivalente a été retenue, la valeur maximale de débit calorifique surfacique de 274 kW/m² est obtenue lorsque le flux incident est supérieur à 150 kW/m².

Séquoia		Pin		Chêne	
Flux incident [kW/m ²]	Débit calorifique [kW/m ²]	Flux incident [kW/m ²]	Débit calorifique [kW/m ²]	Flux incident [kW/m ²]	Débit calorifique [kW/m ²]
17,8	39,0	17,4	45,0	18,7	48,7
38,5	61,2	38,6	77,0	37,8	65,4
56,3	90,2	56,0	124,4	53,6	113,7

Tableau 7-1 : Exemple de débits calorifiques surfaciques obtenus expérimentalement [13]

7.4. POSITION DES SCENARIOS

Il est proposé d'étudier trois positions de départ de feu dans le cadre de cette étude :

1. au « centre » de la cellule, à proximité d'un poteau, en partie basse ;
2. en « coin » de la cellule, en partie basse ;
3. au « centre » de la cellule, à proximité d'un poteau, en partie haute.

Le troisième scénario concerne un départ de feu en haut du rack central. Dans ce cas, la charpente bois se trouve très rapidement agressée par les flammes. Ce scénario permet d'évaluer l'impact de la structure combustible dans un cas où elle est sollicitée dès les premières minutes de feu.

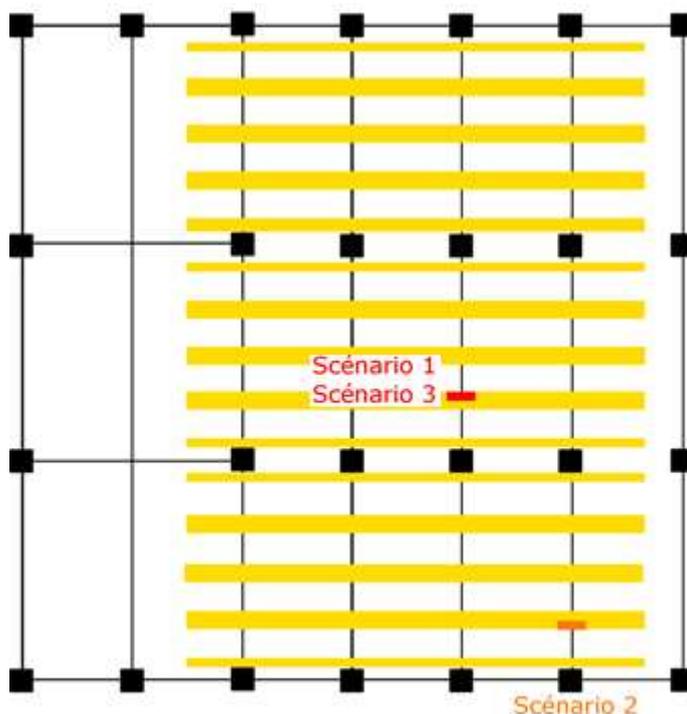


Figure 7-1 : Position des scénarios au sein de la cellule type

Ces scénarios sont régulièrement rencontrés dans les études de mode de ruine de bâtiments. Ils permettront de vérifier les exigences relatives aux objectifs de sécurité dans des conditions standards.

8. ETUDE DU DEVELOPPEMENT DE L'INCENDIE

8.1. HYPOTHESES DE MODELISATION

Des simulations de propagation du feu et des fumées dans le volume de la cellule hall ont été réalisées. La modélisation du volume a été réalisée en 3D en utilisant le modèle FDS dans sa version 6.5.2 [16]. Ce code en dynamique des fluides est un logiciel du NIST utilisé depuis de nombreuses années. L'outil permet la modélisation tridimensionnelle des volumes étudiés et prend en compte les conditions d'évacuation des gaz chauds et l'admission d'air frais, et les échanges thermiques.

Le modèle 3D a été réalisé sur la base des plans du projet. Il intègre l'ensemble des éléments nécessaires à la modélisation de la propagation de fumée. Les simulations ont permis de déterminer, en fonction du temps, l'évolution des conditions de tenabilité à l'exposition aux fumées en termes de température et de coefficient d'extinction de la lumière. Il est alors déterminé si les conditions de tenabilité sont compatibles avec l'évacuation et l'intervention.

8.1.1. Hypothèses de géométrie

L'ensemble de la cellule sinistrée est modélisé. Le domaine de calcul est plus grand que la cellule dans certaines dimensions afin de stabiliser les écoulements au niveau des amenées d'air et des exutoires. Les éléments structurels de la cellule sont modélisés de sorte à ce que les phénomènes étudiés ne soient pas affectés par une représentation irréaliste de ceux-ci.

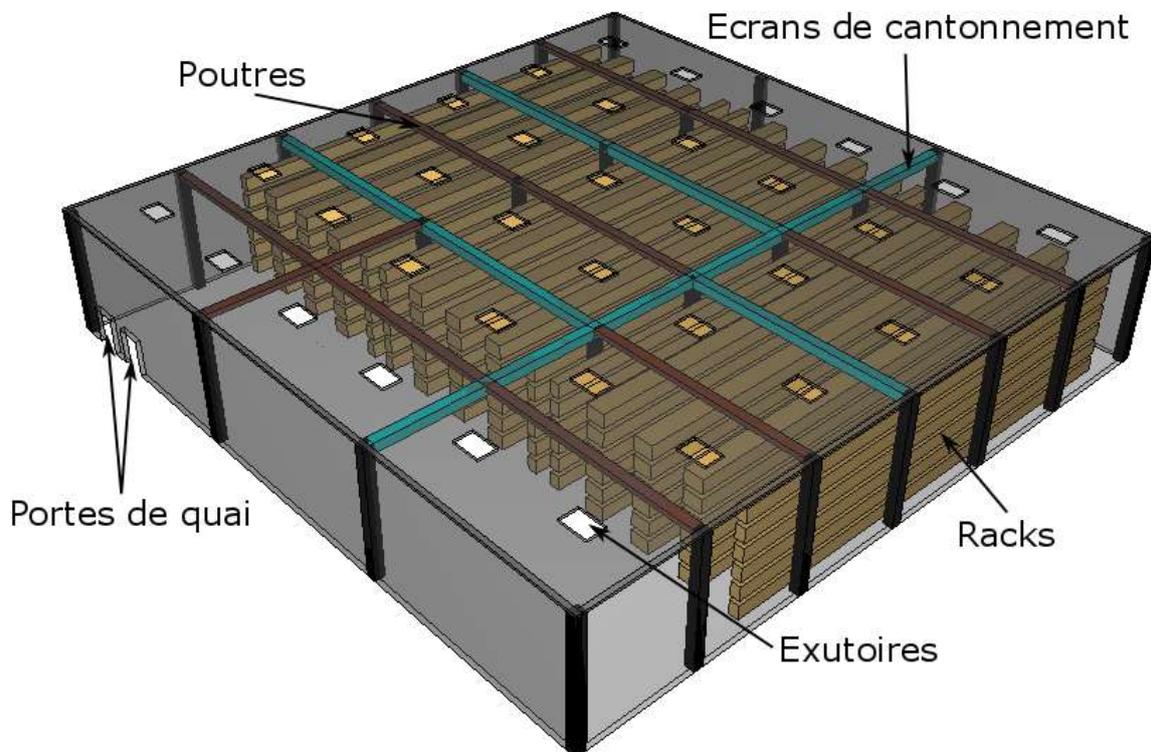


Figure 8-1 : Vue 3D de la modélisation

8.1.2. Maillage

Le domaine de calcul est discrétisé en plusieurs maillages, pour un total de 1,25 millions de mailles environ. Les mailles mises en œuvre au niveau de la zone de feu ont les dimensions suivantes : 50 cm x 50 cm x 25 cm. Au loin du foyer, hors du stockage, soit en des points où les phénomènes physiques sont moins sensibles au maillage retenu, les mailles ont un volume de 100 x 100 x 50 cm³.

8.1.3. Amenées d'air et système de désenfumage

Le désenfumage est enclenché par une activation manuelle doublée par un fusible dont la tare n'est pas connue. Dans les simulations, les exutoires sont ouverts 15 minutes après le départ de feu (sécuritaire, hypothèse d'activation manuelle tardive).

Les amenées d'air (portes de quai) sont considérées ouvertes dès le début de la simulation. En plus de ces amenées d'air, les entrepôts sont en général des bâtiments disposant d'une porosité permettant des apports d'air complémentaire. Ensuite, des ouvertures se forment rapidement dans les parois avec le développement du feu (bardage métallique ou toiture étanchéité sur tôle d'acier nervurée...). Ainsi, il n'a pas été considéré de limitation de la puissance du feu avant la généralisation.

8.1.4. Conditions aux limites

La température initiale est identique à la température extérieure, soit 20°C.

La structure du bâtiment est affectée de propriétés de parois adiabatiques, c'est-à-dire n'échangeant pas de chaleur avec le milieu environnant. Cette approche permet de maximiser les températures et donc d'être sécuritaire par rapport aux exigences sur la ruine du bâtiment.

8.1.5. Autres hypothèses

Dans le cadre d'une étude spécifique du comportement au feu, l'activation du système d'extinction automatique (sprinklage) n'est pas prise en compte. Cette hypothèse est très sécuritaire.

8.2. RESULTATS DES SIMULATIONS

8.2.1. Scénario 1 – Départ de feu au centre de la cellule (partie basse)

8.2.1.1. Débit calorifique

Le débit calorifique généré lors de ce scénario incendie est présenté sur les figures ci-dessous. Il suit tout d'abord une cinétique rapide sur les 6 premières minutes de l'incendie. Ensuite, la propagation aux autres éléments de stockage est telle que le débit calorifique augmente plus rapidement, jusqu'à être plus accentuée qu'une cinétique très rapide après environ 10 minutes.

Le débit calorifique continue d'augmenter, jusqu'à atteindre un maximum de puissance à 1800 MW après 19 minutes. Cette puissance est donnée à titre indicatif après généralisation du feu. En effet, la puissance est telle que l'apport d'oxygène devient trop faible pour permettre de conserver cette puissance. On retiendra de manière sécuritaire que les températures sont maintenues à un état stationnaire dès cet instant. Sur la base de cette hypothèse, les champs de température obtenus sur les 19 premières minutes (jusqu'à atteinte des valeurs maximales) sont suffisants pour pouvoir étudier le mode de ruine de la cellule et conclure par rapport aux différentes exigences retenues dans le cadre de cette étude. La contribution des poutres reste faible sur la durée du scénario (pas d'inflammation avant 9 minutes, contribution maximale inférieure à 8 % du HRR total).

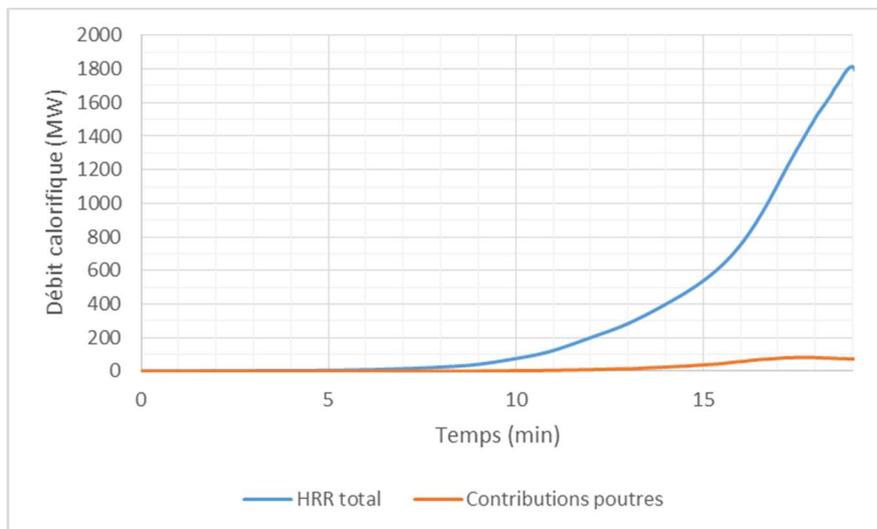


Figure 8-2 : Evolution du débit calorifique

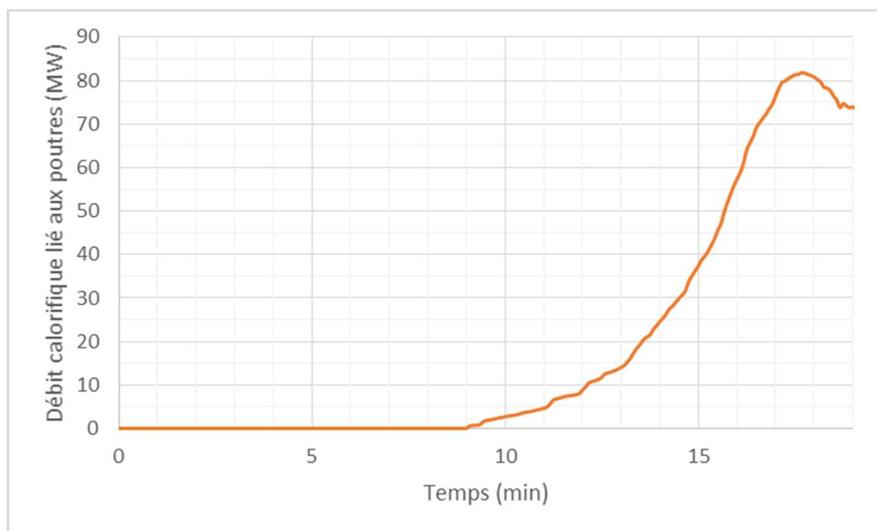


Figure 8-3 : Evolution du débit calorifique lié aux poutres

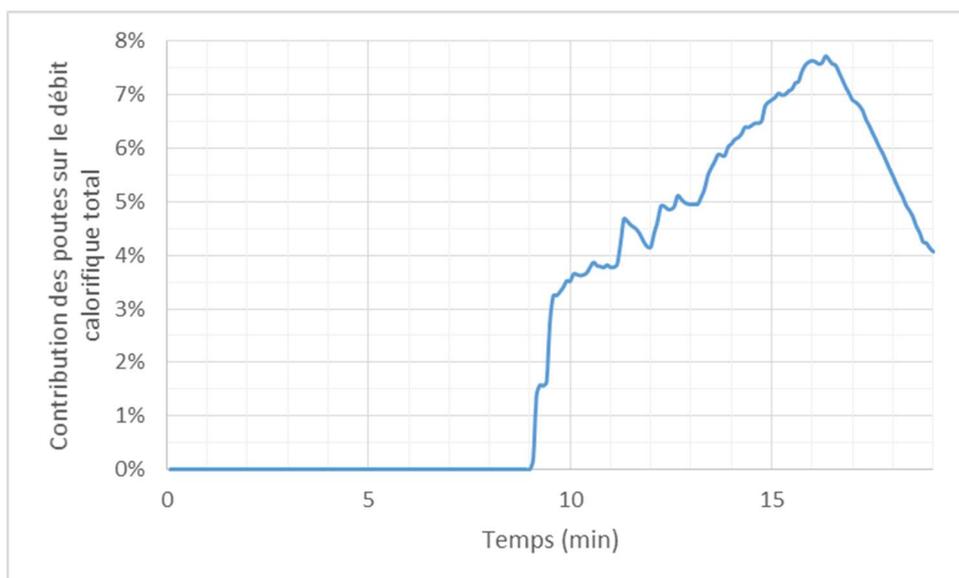


Figure 8-4 : Contribution de la combustion des poutres dans le HRR total

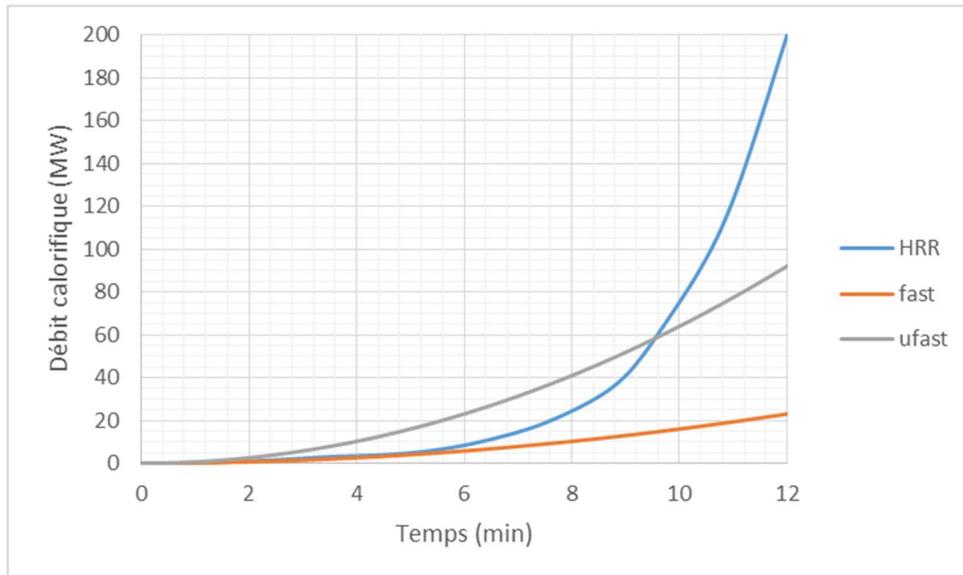


Figure 8-5 : Comparaison du débit calorifique avec des évolutions « fast » et « ufast » sur les premières minutes de l'incendie

L'évolution de la propagation au sein de la cellule est présentée sur la figure ci-dessous. Les zones rouges indiquées sur le stockage (et non les poutres) représentent les zones en feu.

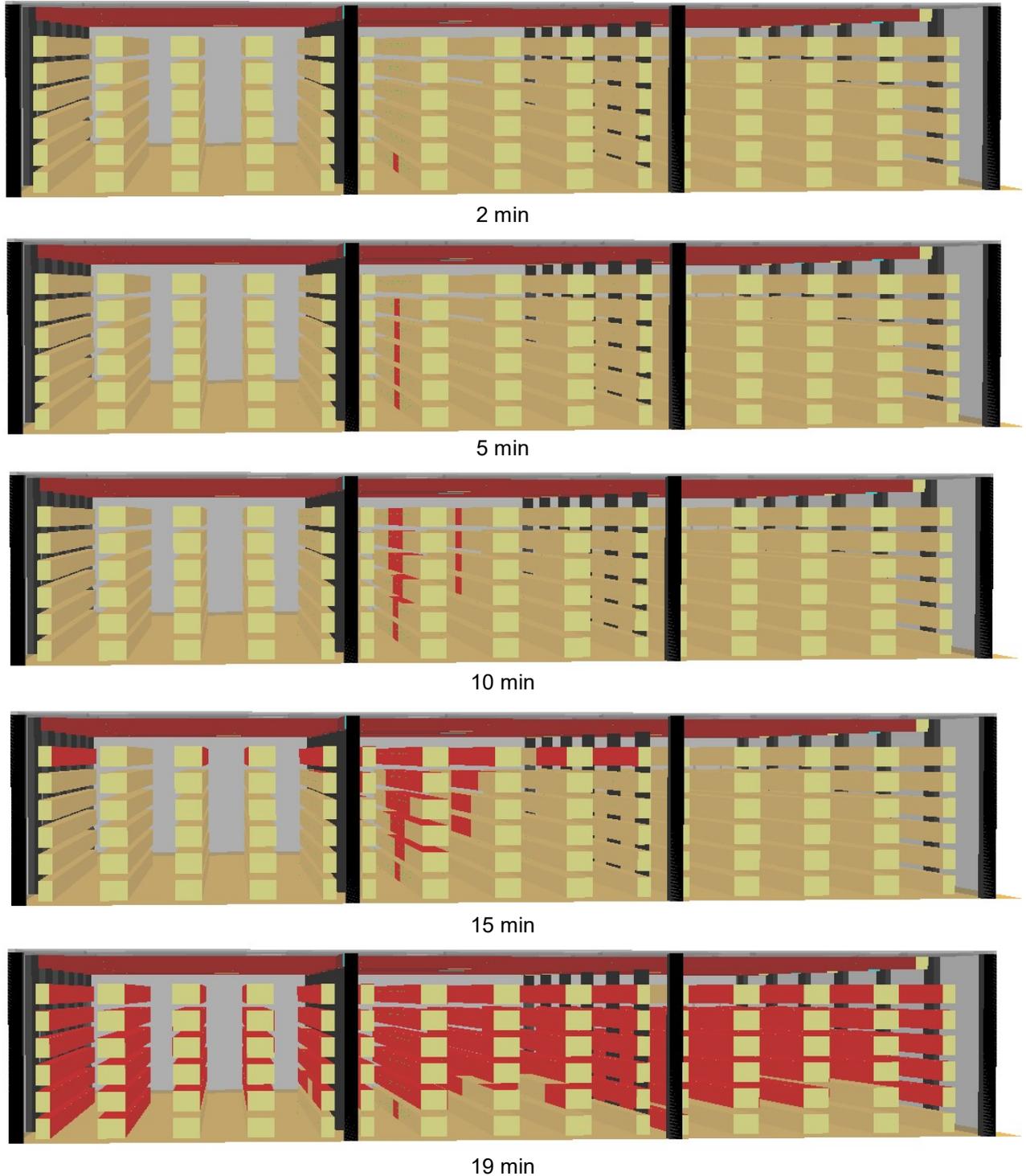


Figure 8-6 : Représentation 3D de la propagation de l'incendie au cours du scénario

8.2.1.2. Coefficient d'extinction de la lumière

Le champ de coefficient d'extinction à hauteur d'homme est présenté ci-après. Le scénario permet une bonne stratification des fumées sous toiture. Ainsi, les fumées atteignent la hauteur de 2 m quand l'enfumage du bâtiment est largement avancé. Le seuil de coefficient d'extinction est atteint de façon conséquente à partir de 10 minutes. Ce temps étant supérieur au temps nécessaire à l'évacuation des personnes, il n'y a pas de remise en cause des conditions d'évacuation par rapport au critère de coefficient d'extinction retenu pour des personnes présentes en rez-de-chaussée.

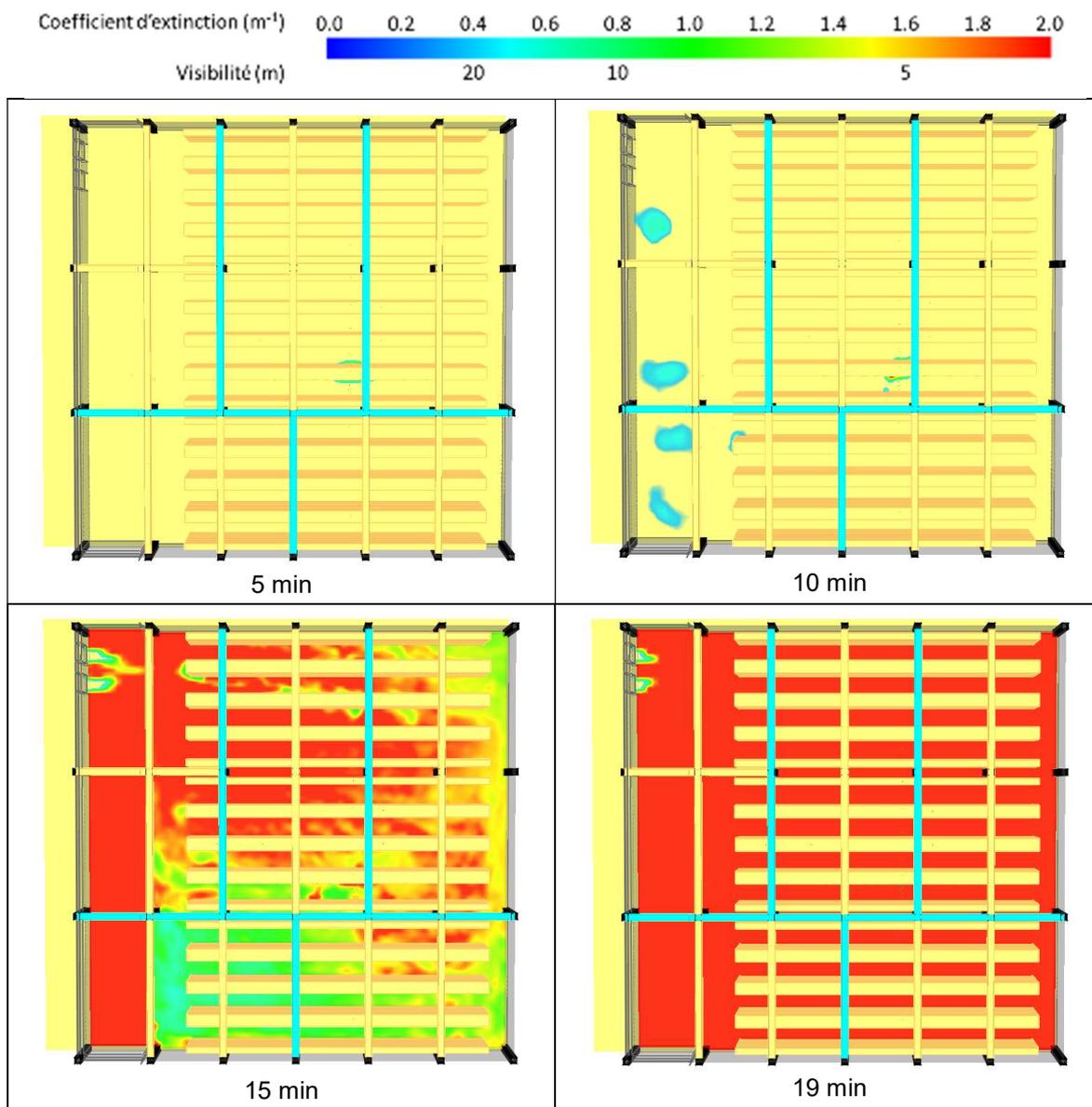


Figure 8-7 : Champ de coefficient d'extinction à hauteur d'homme (RDC). Les valeurs inférieures à $0,4 m^{-1}$ sont tronquées

8.2.1.3. Température

Le champ de température à hauteur d'homme est présenté ci-après. Le scénario permet une bonne stratification des fumées sous toiture. Ainsi, les fumées atteignent la hauteur de 2 m quand l'enfumage du bâtiment est largement avancé. Le seuil de température est atteint de façon conséquente à partir de 18 minutes. Ce temps étant supérieur au temps nécessaire à l'évacuation des personnes, il n'y a pas de remise en cause des conditions d'évacuation par rapport au critère de température retenu.

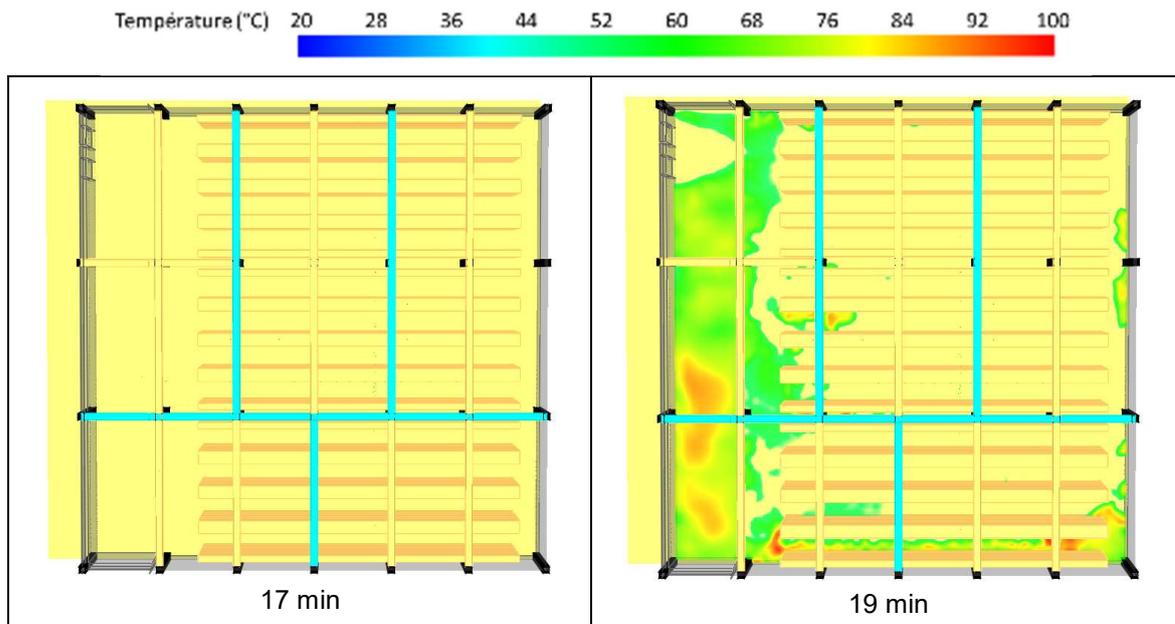


Figure 8-8 : Champ de température à hauteur d'homme. Les valeurs inférieures à 40°C sont tronquées

Des vues en coupe de température sont ensuite présentées, dans les sens longitudinal et transversal afin de mieux rendre compte du développement du foyer et des températures associées. Les valeurs inférieures à 300°C sont tronquées.

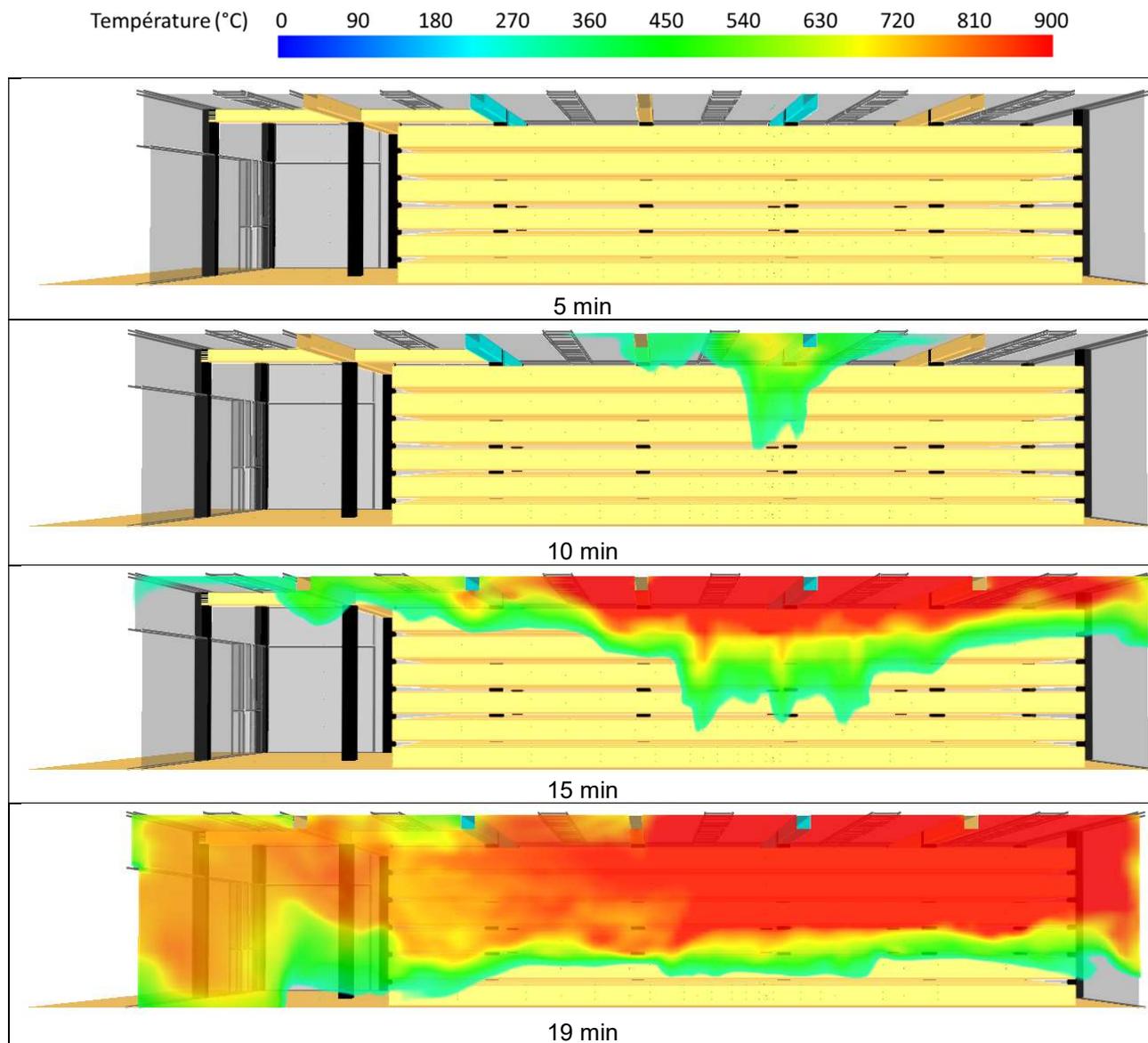


Figure 8-9 : Vue en coupe longitudinale du champ de température dans l'allée devant le départ de feu

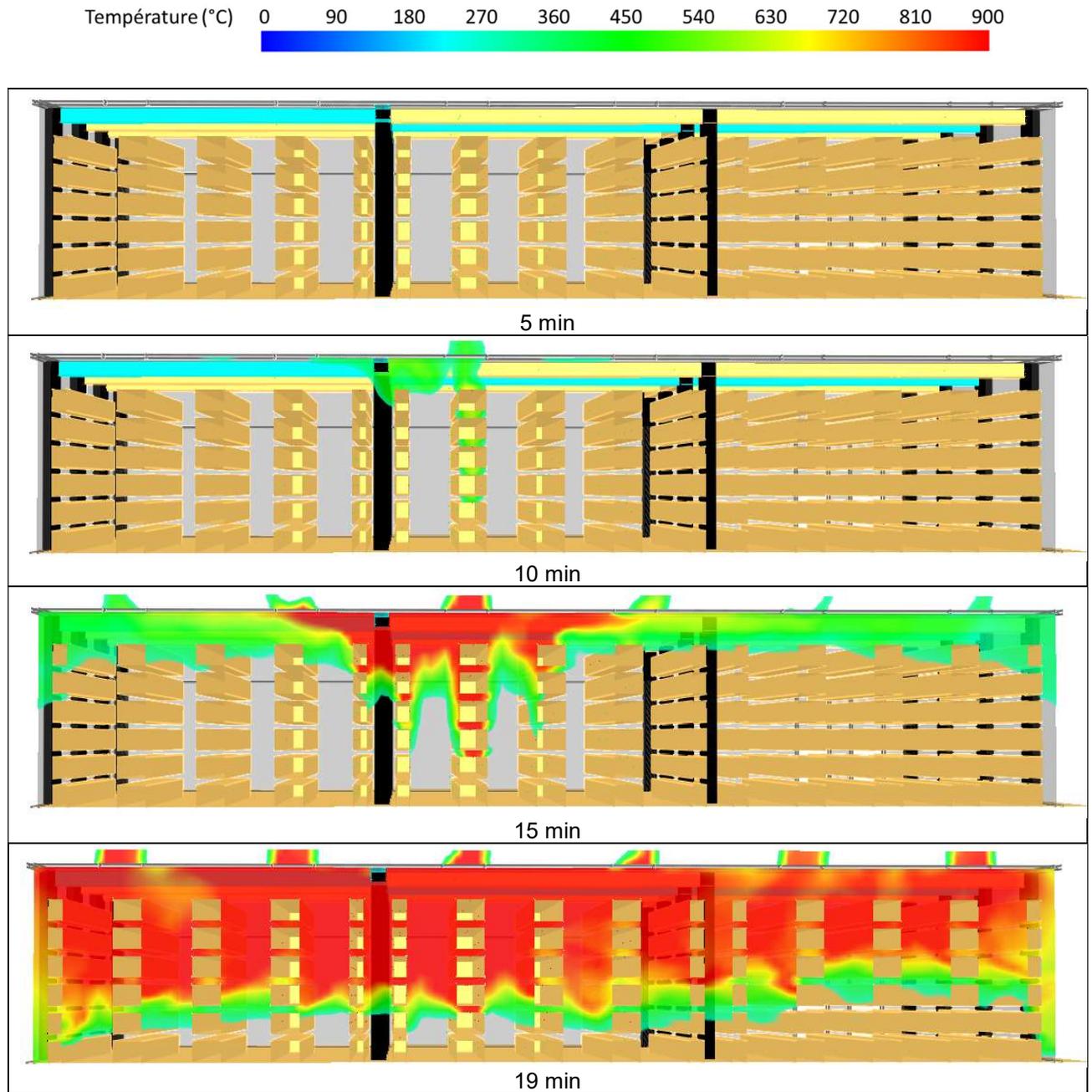


Figure 8-10 : Vue en coupe transversale du champ de température dans l'axe du foyer primaire

Enfin, les courbes d'évolution de la température sont présentées ci-dessous en fonction de la hauteur pour différents rayons autour de la zone de départ de feu.

Les courbes ci-après sont présentées sur la durée nécessaire à atteindre la température maximale de 900°C en tout point de la cellule (20 minutes). La sous-ventilation du foyer dans la simulation numérique ne permet pas de suivre convenablement les niveaux de température au-delà de cette phase de l'incendie. On retiendra alors de manière sécuritaire que les températures restent constantes à 900°C à partir du moment où cette valeur maximale est atteinte. Compte tenu des phénomènes de contrôle de la puissance par la ventilation, la durée de l'incendie peut être de plusieurs heures.

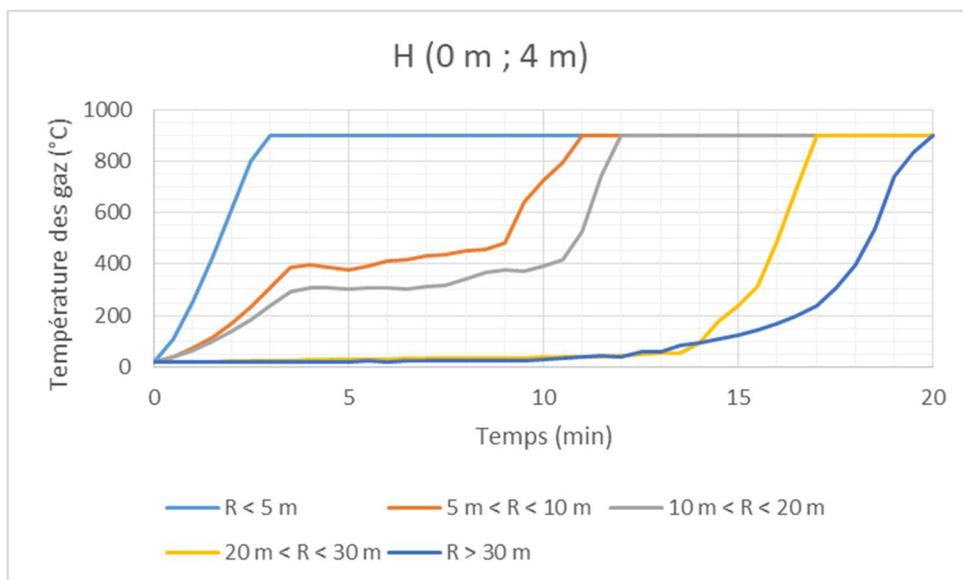


Figure 8-11 : Température des gaz à différentes distances du départ de feu pour une hauteur comprise entre 0 et 4 m

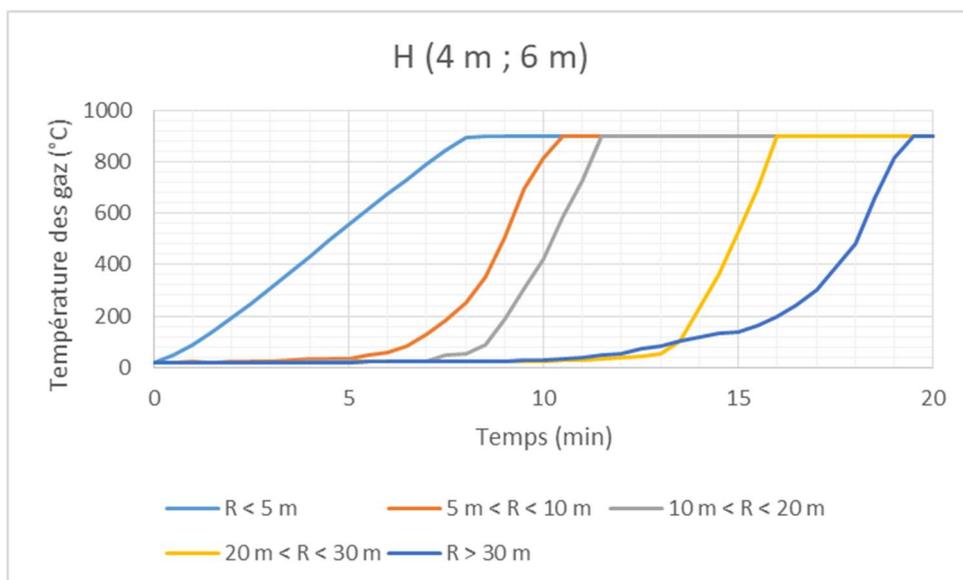


Figure 8-12 : Température des gaz à différentes distances du départ de feu pour une hauteur comprise entre 4 et 6 m

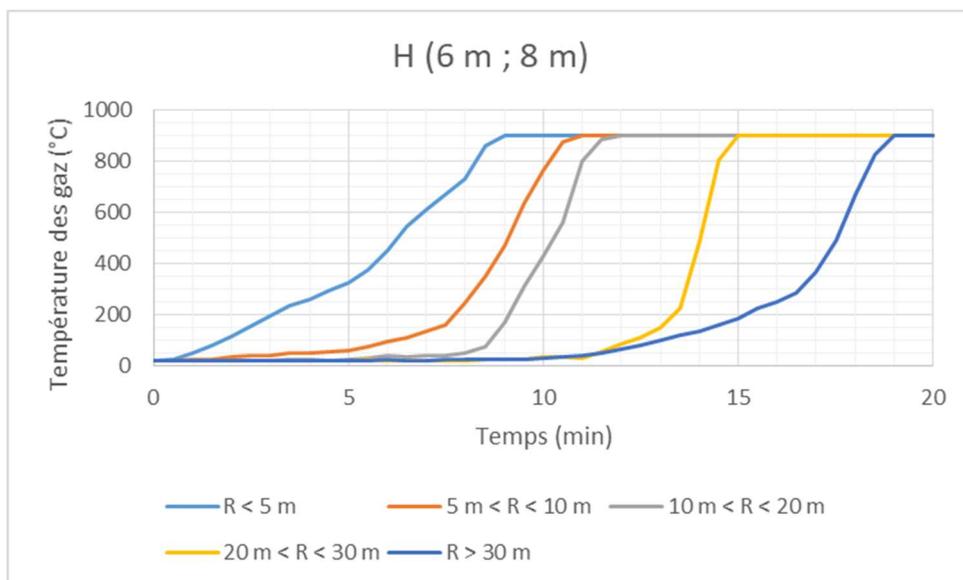


Figure 8-13 : Température des gaz à différentes distances du départ de feu pour une hauteur comprise entre 6 et 8 m

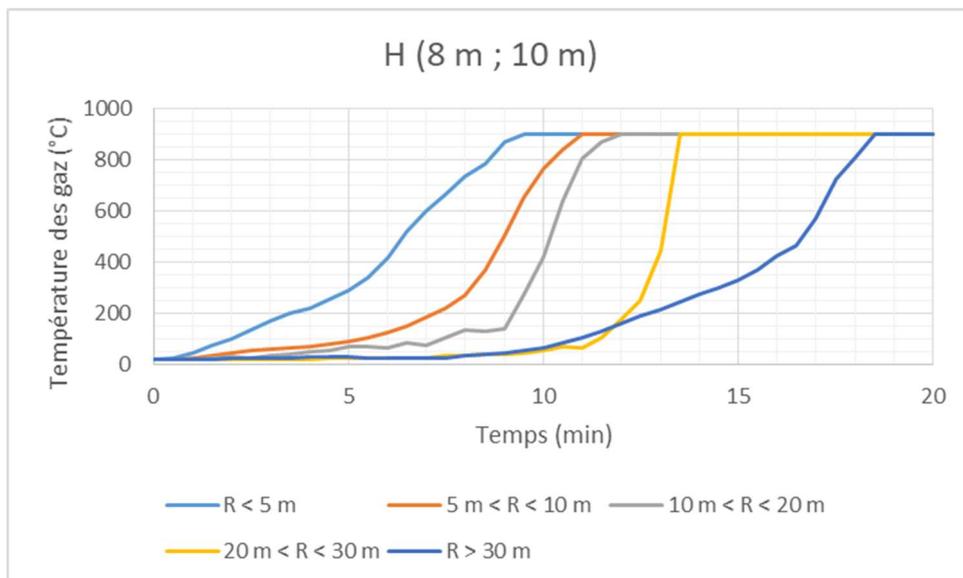


Figure 8-14 : Température des gaz à différentes distances du départ de feu pour une hauteur comprise entre 8 et 10 m

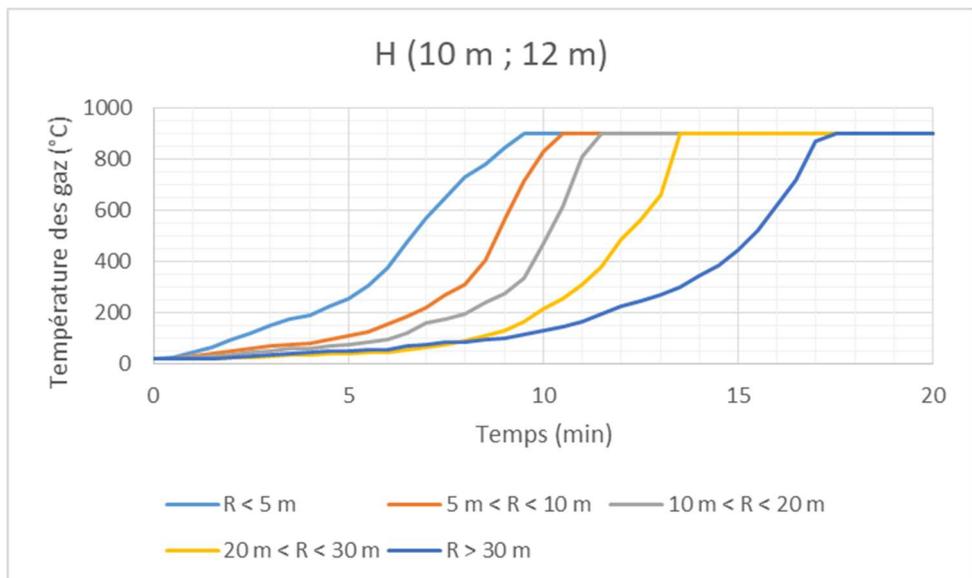


Figure 8-15 : Température des gaz à différentes distances du départ de feu pour une hauteur comprise entre 10 et 12 m

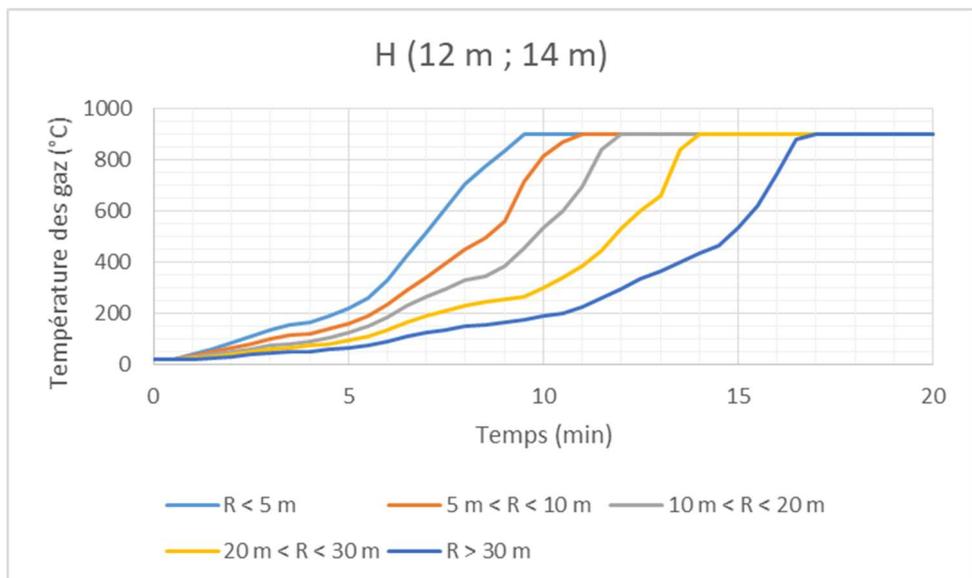


Figure 8-16 : Température des gaz à différentes distances du départ de feu pour une hauteur comprise entre 12 et 14 m

8.2.2. Scénario 2 – Départ de feu en coin de la cellule

8.2.2.1. Débit calorifique

Le débit calorifique généré lors de ce scénario incendie est présenté sur les figures ci-dessous. Il suit tout d'abord une cinétique rapide sur les 6 premières minutes de l'incendie. Ensuite, la propagation aux autres éléments de stockage est telle que le débit calorifique augmente plus rapidement, jusqu'à être plus accentuée qu'une cinétique très rapide après environ 8 minutes.

Le débit calorifique continue d'augmenter, jusqu'à atteindre un maximum de puissance à 1700 MW après moins de 17 minutes. Cette puissance est donnée à titre indicatif après généralisation du feu. En effet, la puissance est telle que l'apport d'oxygène devient trop faible pour permettre de conserver cette puissance. Les données sur les 16 premières minutes sont suffisantes pour pouvoir conclure par rapport aux différentes exigences retenues dans le cadre de cette étude.

Pour rappel, la différence entre ce scénario et le scénario 1 est la position de départ de feu, en coin de la cellule ici au lieu d'un départ au centre de celle-ci pour le premier scénario. Une conséquence de ce positionnement est un échauffement local plus important dès les premiers instants de l'incendie du fait de la présence de murs sur deux côtés, confinant partiellement les fumées chaudes à proximité du départ de feu. La propagation est donc favorisée par cette accumulation de gaz chauds, dans un premier temps de proche en proche. Ensuite, après les premières minutes de propagation, l'accumulation de gaz chauds se développe rapidement et la propagation à l'ensemble de la cellule est atteinte rapidement en partie haute (entre 10 et 15 minutes).

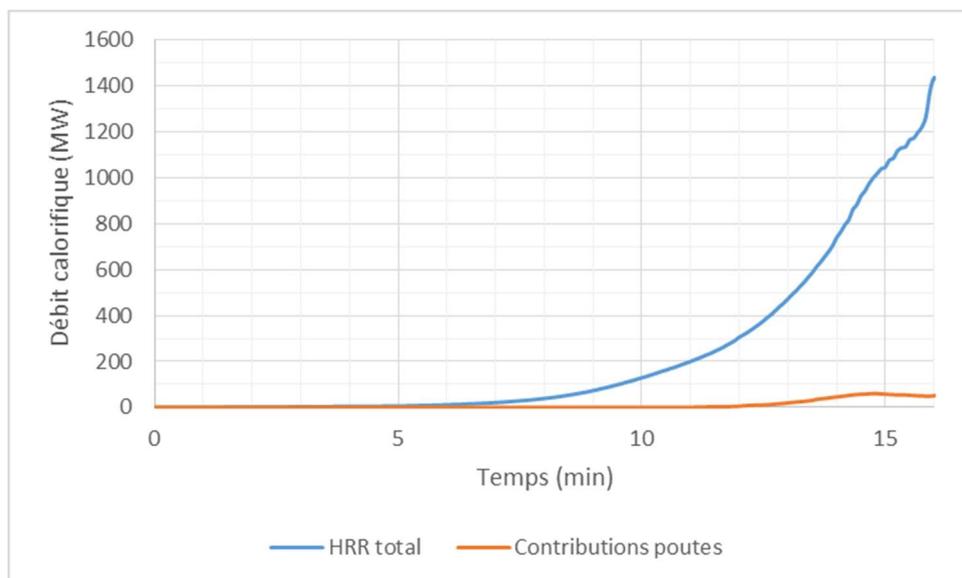


Figure 8-17 : Evolution du débit calorifique

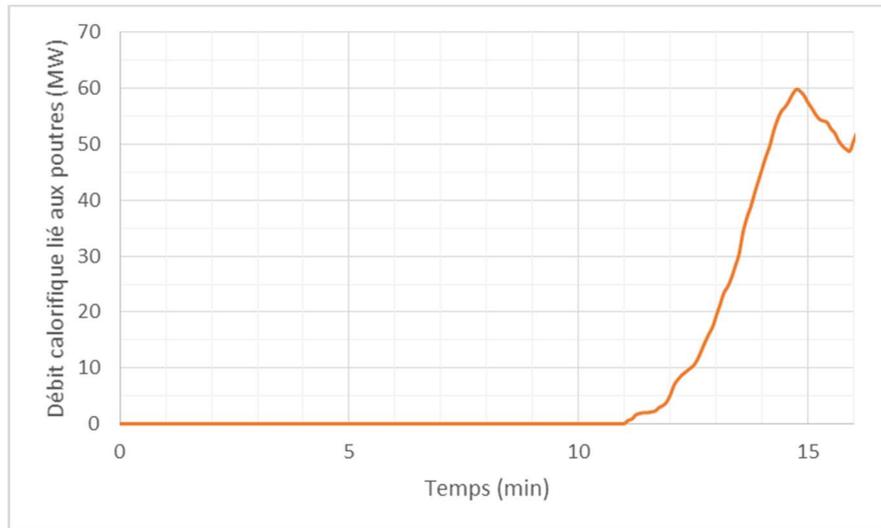


Figure 8-18 : Evolution du débit calorifique lié aux poutres

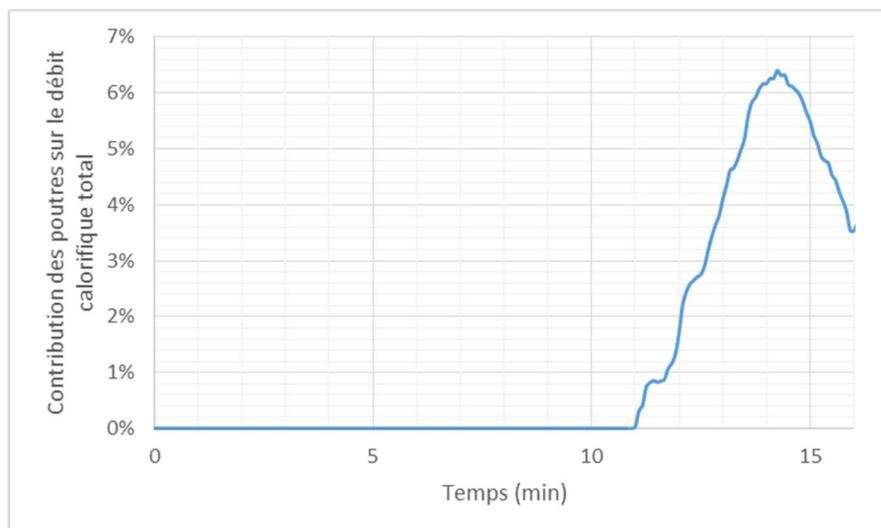


Figure 8-19 : Contribution de la combustion des poutres dans le HRR total

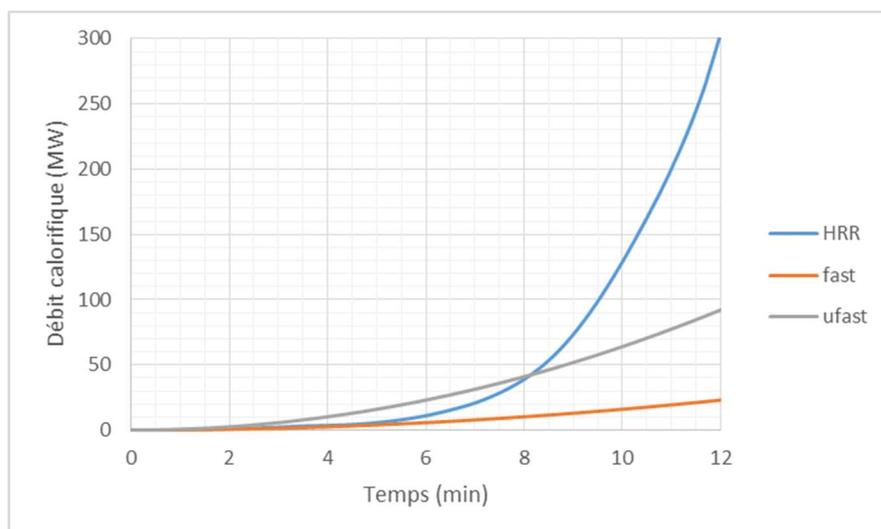


Figure 8-20 : Comparaison du débit calorifique avec des évolutions « fast » et « ufast » sur les premières minutes de l'incendie

L'évolution de la propagation au sein de la cellule est présentée sur la figure ci-dessous. Les zones rouges indiquées sur le stockage (et non les poutres) représentent les zones en feu.

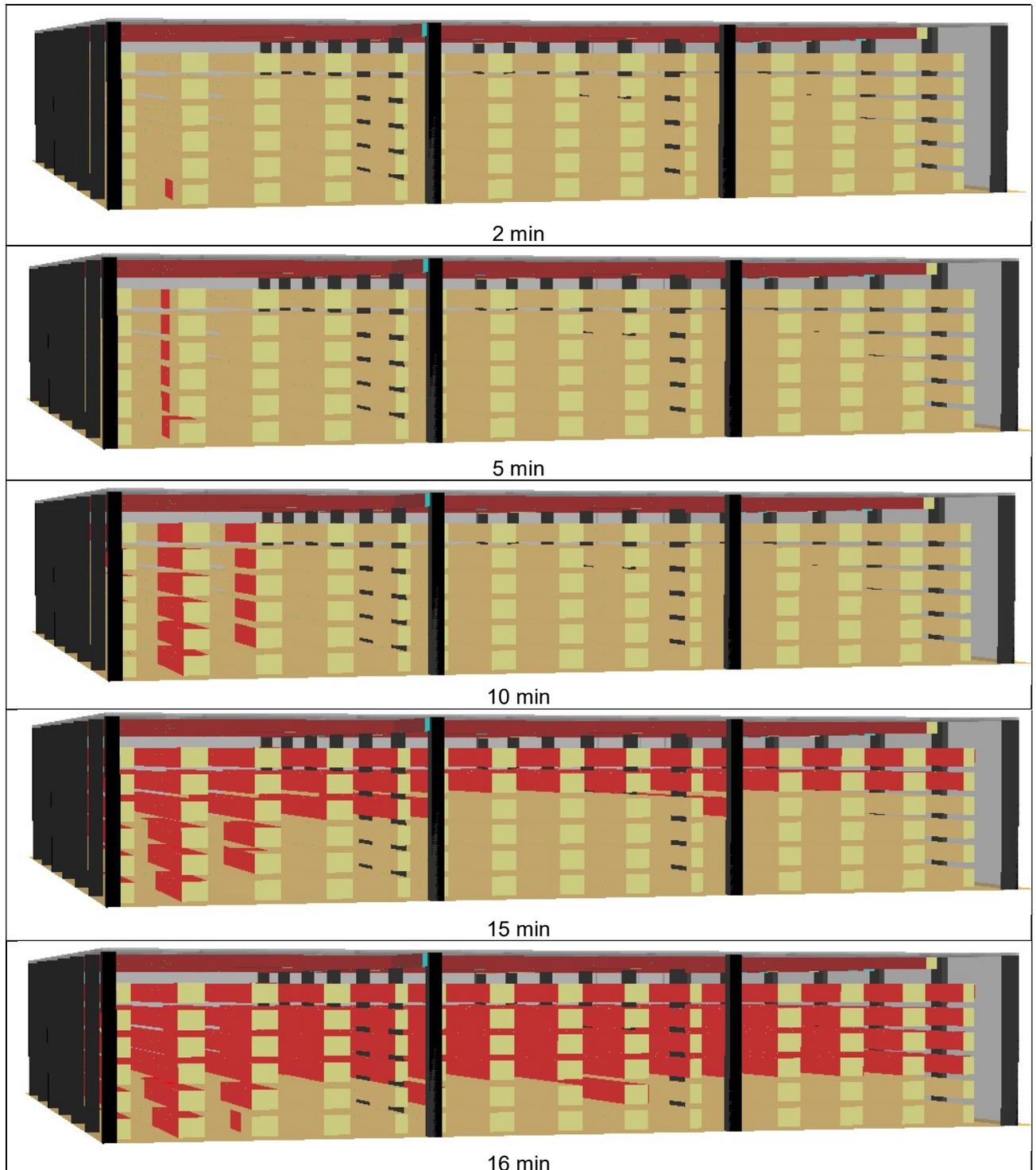


Figure 8-21 : Représentation 3D de la propagation de l'incendie au cours du scénario

8.2.2.2. Coefficient d'extinction de la lumière

Le champ de coefficient d'extinction à hauteur d'homme est présenté ci-après. Le scénario permet une bonne stratification des fumées sous plafond. Ainsi, les fumées atteignent la hauteur de 2 m quand l'enfumage du bâtiment est largement avancé. Le seuil de coefficient d'extinction est atteint de façon conséquente à partir de 10 minutes. Ce temps étant supérieur au temps nécessaire à l'évacuation des personnes, il n'y a pas de remise en cause des conditions d'évacuation par rapport au critère de coefficient d'extinction retenu.

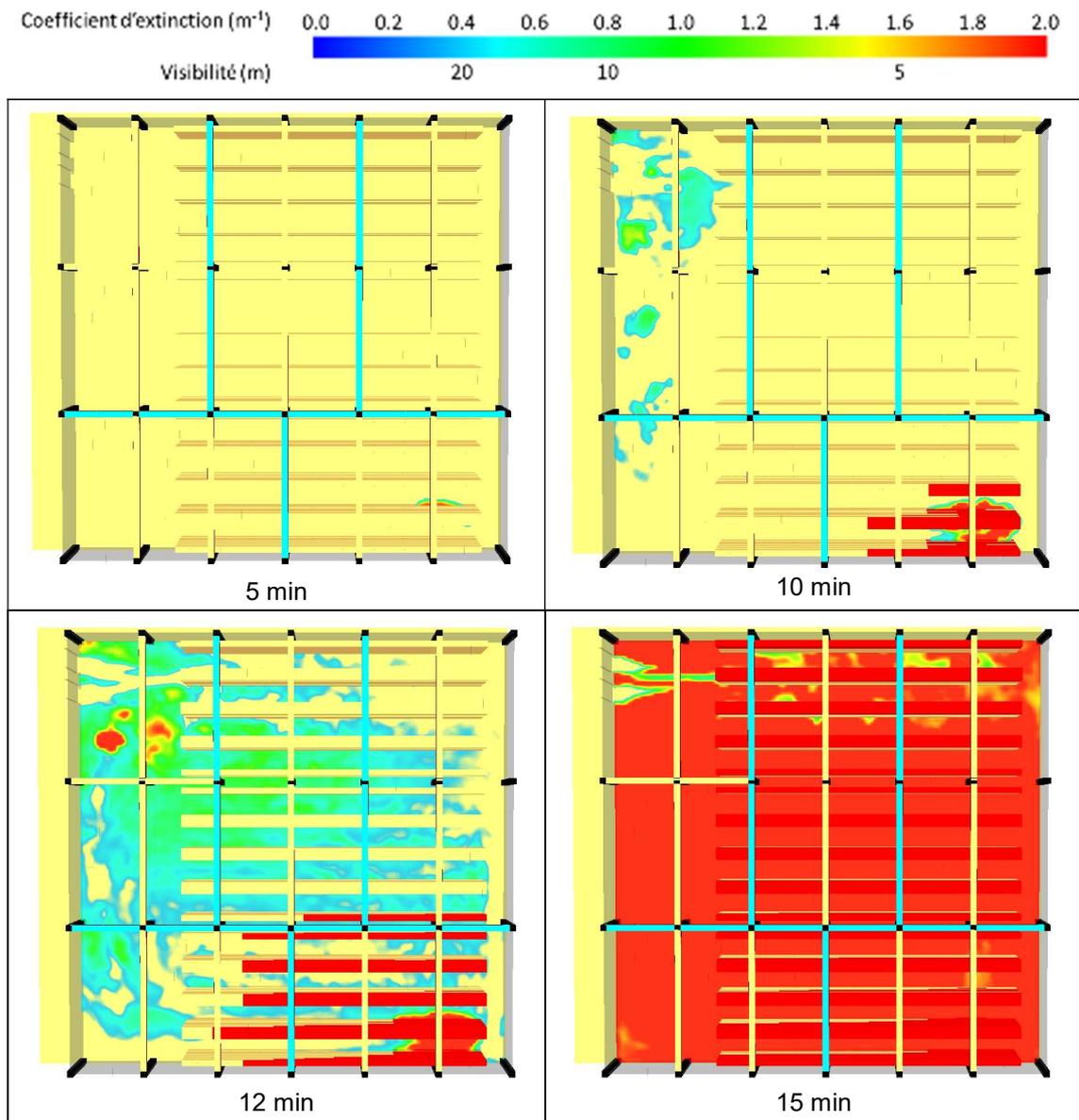


Figure 8-22 : Champ de coefficient d'extinction à hauteur d'homme. Les valeurs inférieures à $0,4 m^{-1}$ sont tronquées

8.2.2.3. Température

Le champ de température à hauteur d'homme est présenté ci-après. Le scénario permet une bonne stratification des fumées sous plafond. Ainsi, les fumées atteignent la hauteur de 2 m quand l'enfumage du bâtiment est largement avancé. Le seuil de température est atteint de façon conséquente à partir de 15 minutes. Ce temps étant supérieur au temps nécessaire à l'évacuation des personnes, il n'y a pas de remise en cause des conditions d'évacuation par rapport au critère de température retenu.

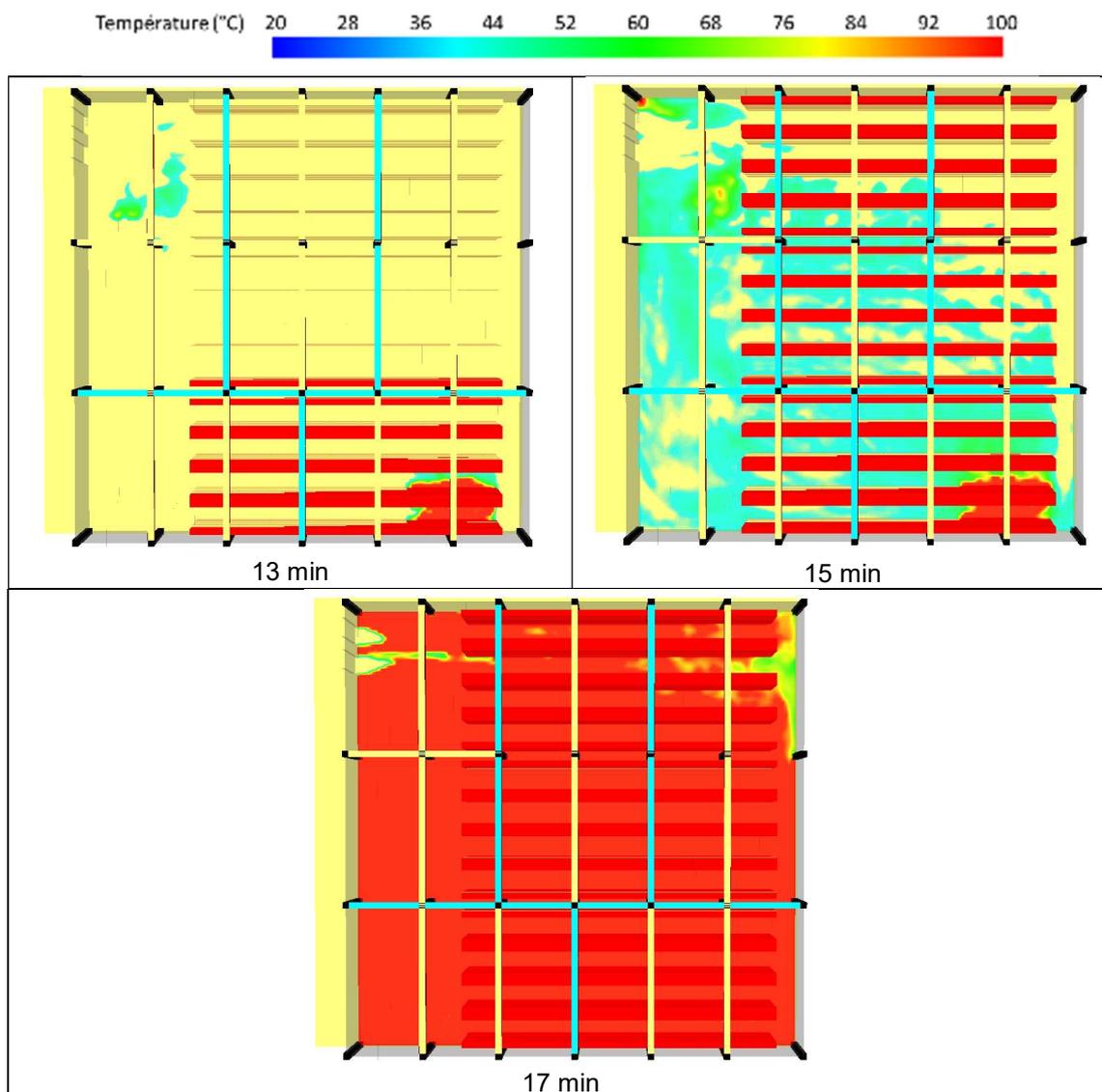


Figure 8-23 : Champ de température à hauteur d'homme. Les valeurs inférieures à 40°C sont tronquées

Des vues en coupe de température sont ensuite présentées, dans les sens longitudinal et transversal afin de mieux rendre compte du développement du foyer et des températures associées. Les valeurs inférieures à 300°C sont tronquées.

Enfin, les courbes de température sont présentées en fonction de la hauteur et de la distance par rapport au départ de feu.

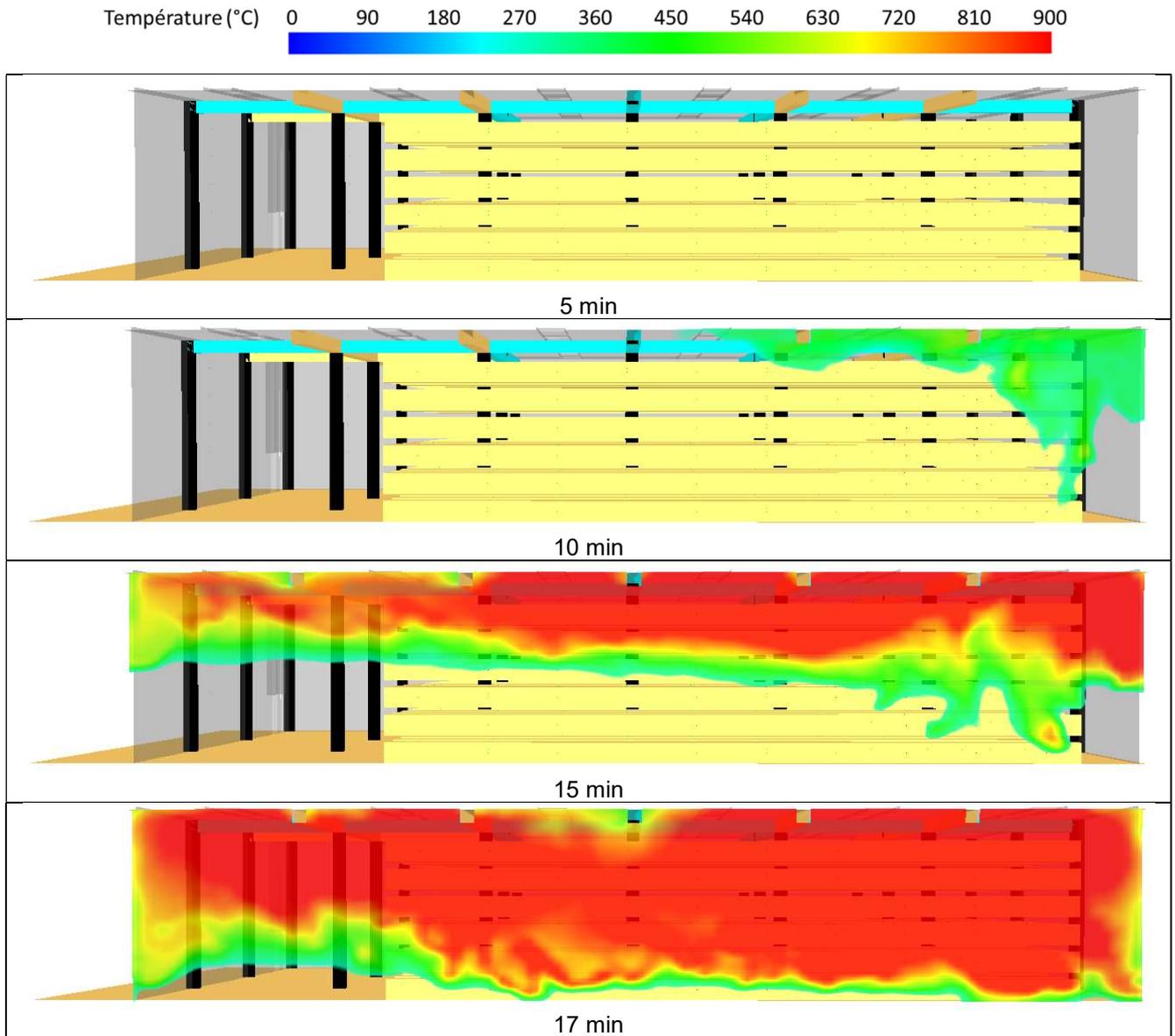


Figure 8-24 : Vue en coupe longitudinale du champ de température dans l'allée devant le départ de feu

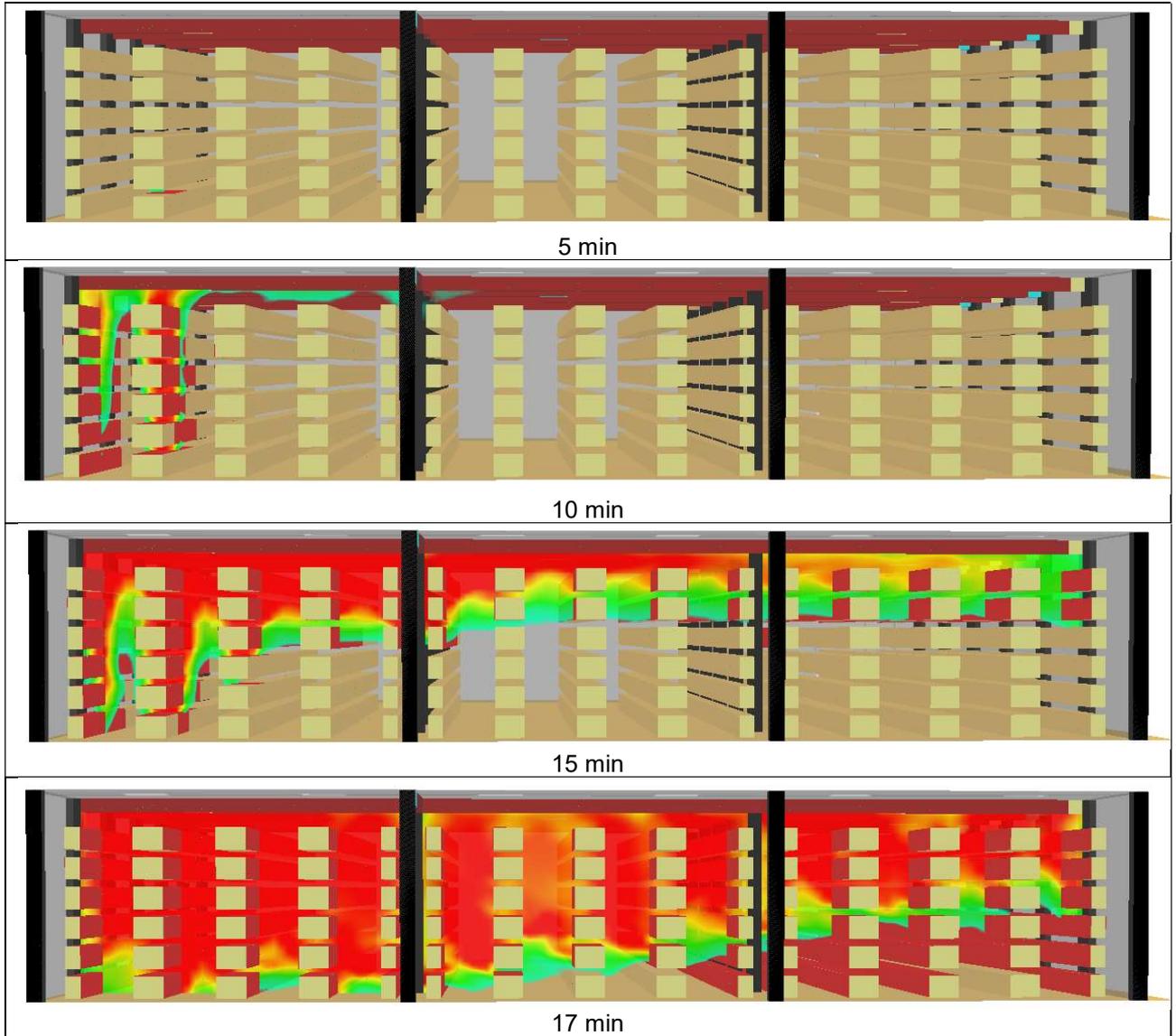


Figure 8-25 : Vue en coupe transversale du champ de température dans l'axe du départ de feu

Enfin, les courbes d'évolution de la température sont présentées ci-dessous en fonction de la hauteur pour différents rayons autour de la zone de départ de feu.

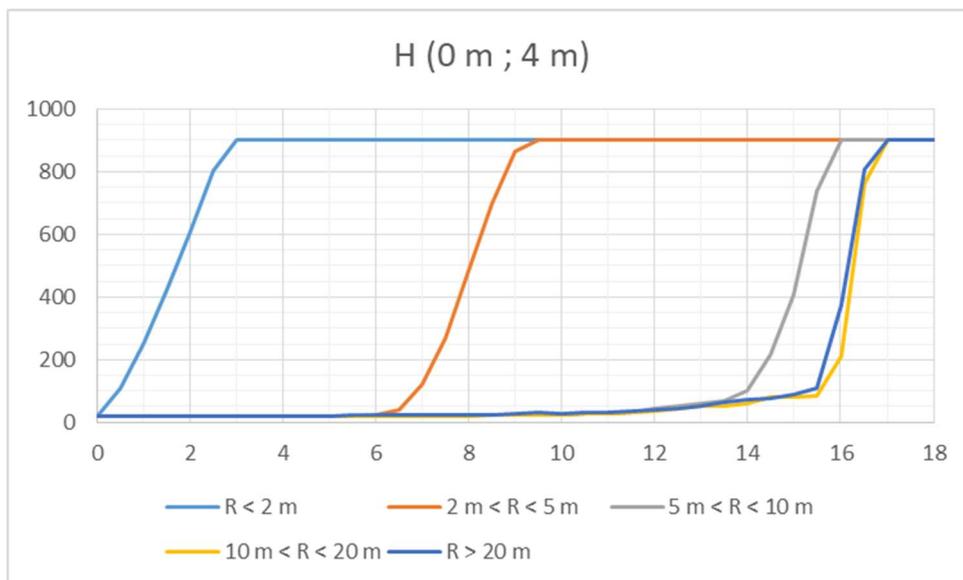


Figure 8-26 : Température des gaz à différentes distances du départ de feu pour une hauteur comprise entre 0 et 4 m

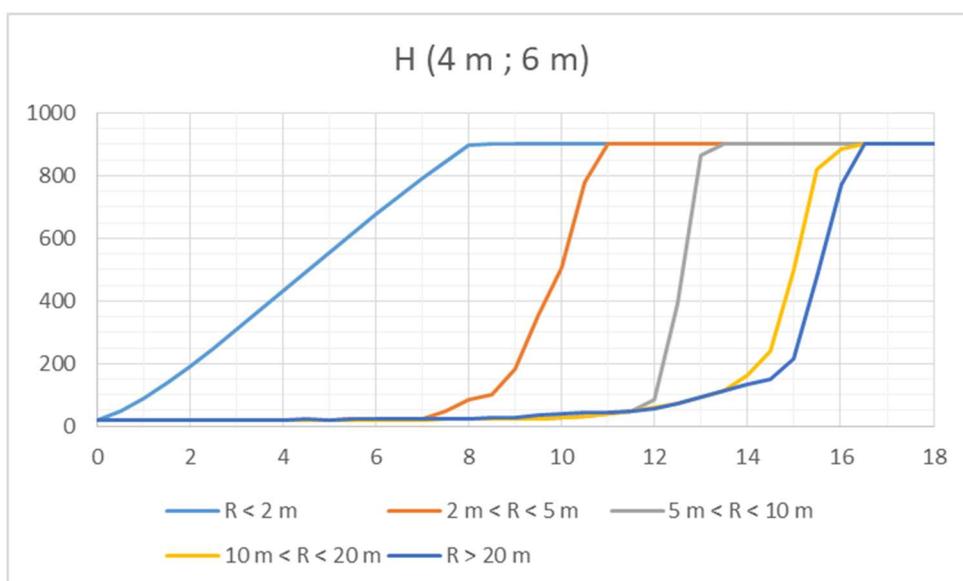


Figure 8-27 : Température des gaz à différentes distances du départ de feu pour une hauteur comprise entre 4 et 6 m

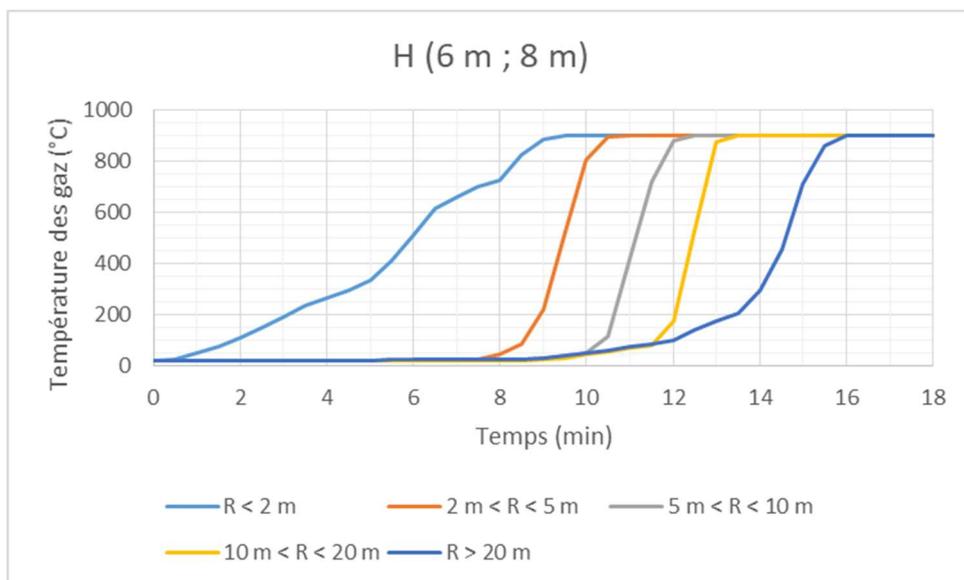


Figure 8-28 : Température des gaz à différentes distances du départ de feu pour une hauteur comprise entre 6 et 8 m

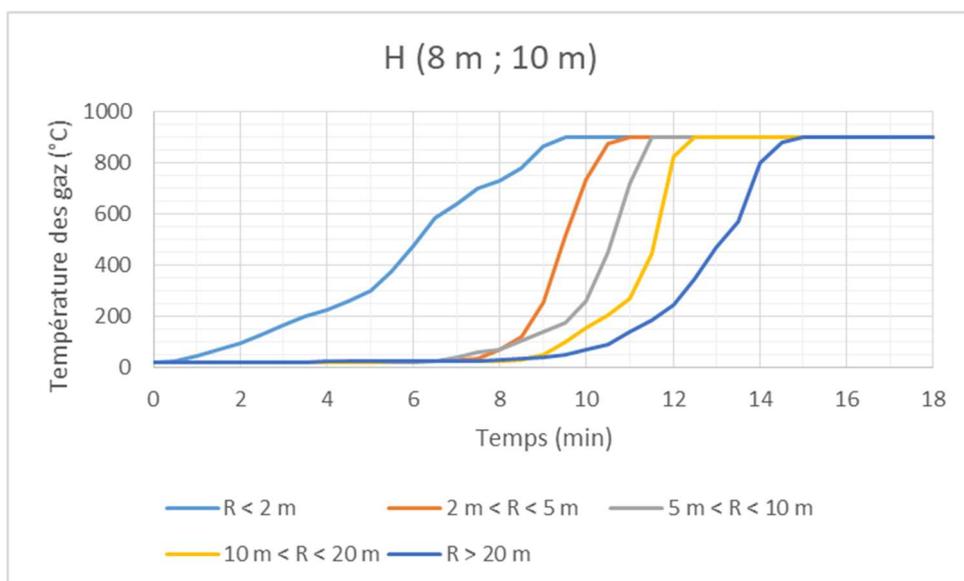


Figure 8-29 : Température des gaz à différentes distances du départ de feu pour une hauteur comprise entre 8 et 10 m

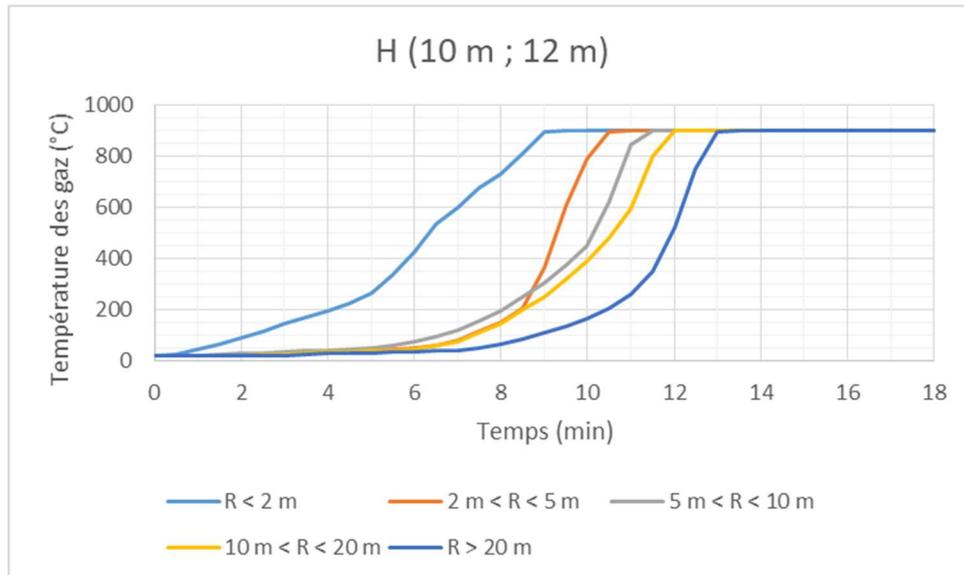


Figure 8-30 : Température des gaz à différentes distances du départ de feu pour une hauteur comprise entre 10 et 12 m

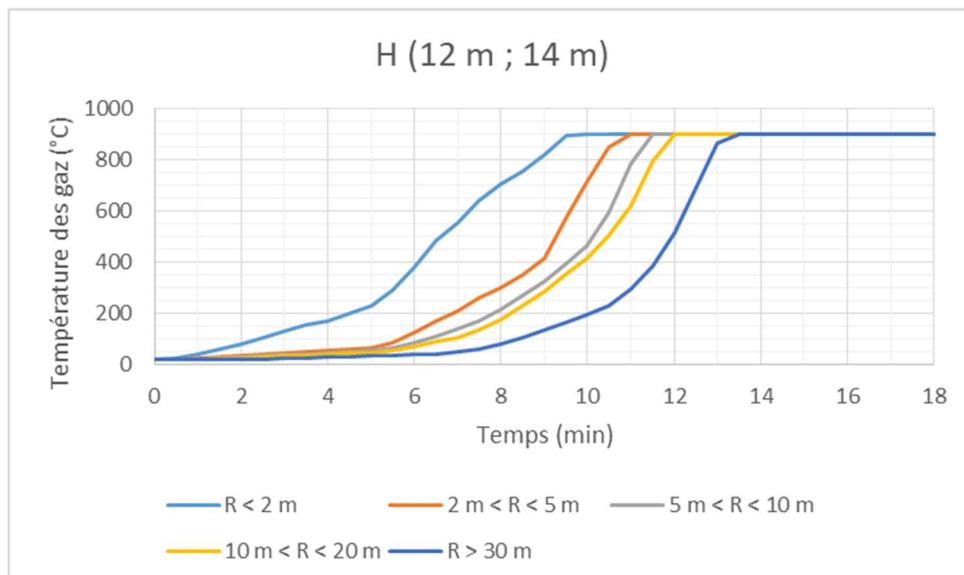


Figure 8-31 : Température des gaz à différentes distances du départ de feu pour une hauteur comprise entre 12 et 14 m

8.2.3. Scénario 3 – Départ de feu au centre de la cellule (partie haute)

8.2.3.1. Débit calorifique

Le débit calorifique généré lors de ce scénario incendie est présenté sur les figures ci-après. Il suit tout d'abord une cinétique dite « rapide » sur les 9 premières minutes de l'incendie. Ensuite, la propagation aux autres éléments de stockage est telle que le débit calorifique augmente plus rapidement, jusqu'à être plus accentuée qu'une cinétique « très rapide » après environ 17 minutes.

Le débit calorifique continue d'augmenter, jusqu'à atteindre un débit calorifique maximum de 1900 MW après moins de 26 minutes. Cette puissance est donnée à titre indicatif après généralisation du feu. En effet, la puissance est telle que l'apport d'oxygène devient trop faible pour permettre de conserver cette puissance. Les données sur les 25 premières minutes sont suffisantes pour pouvoir conclure par rapport aux différentes exigences retenues dans le cadre de cette étude.

Pour rappel, la différence entre ce scénario et le scénario 1 est la position de départ de feu qui est ici à mi-hauteur du stockage au lieu d'un départ en pied de celui-ci pour le premier scénario. Une conséquence de ce positionnement est une propagation verticale réduite dès les premiers instants de l'incendie mais une agression plus rapide de la charpente bois. Toutefois, l'ensemble de la propagation est retardé par rapport au premier scénario car le feu se propage moins rapidement aux palettes sous le foyer initial.

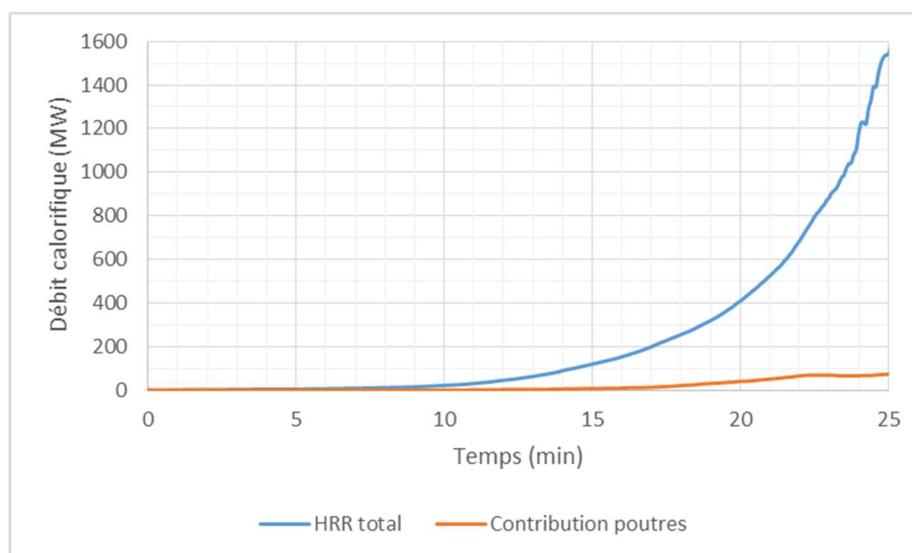


Figure 8-32 : Evolution du débit calorifique

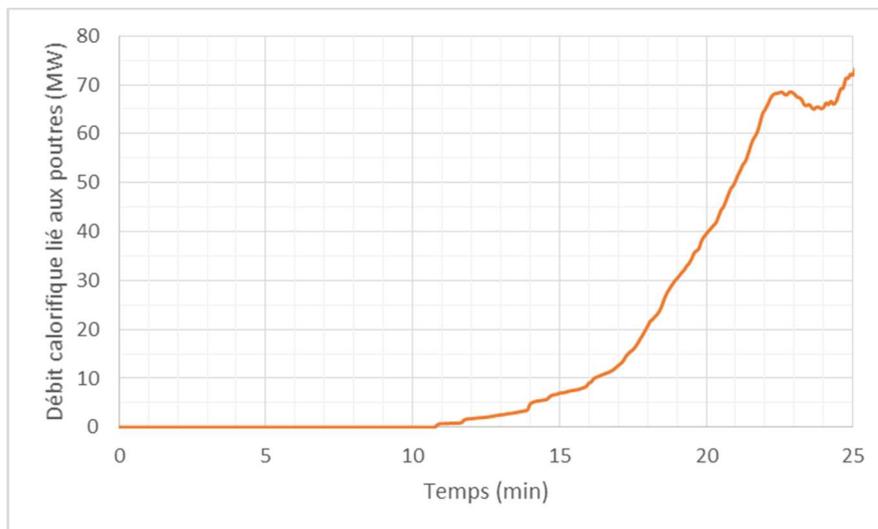


Figure 8-33 : Evolution du débit calorifique lié aux poutres

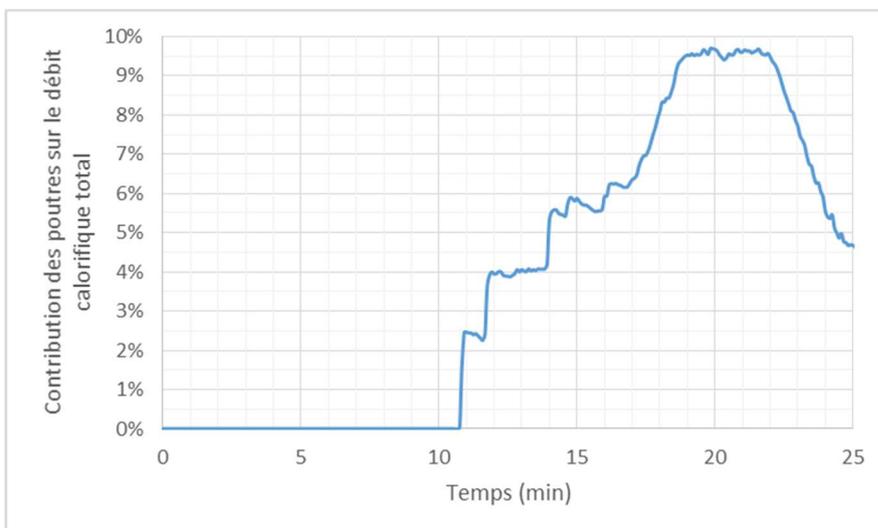


Figure 8-34 : Contribution de la combustion des poutres au HRR total

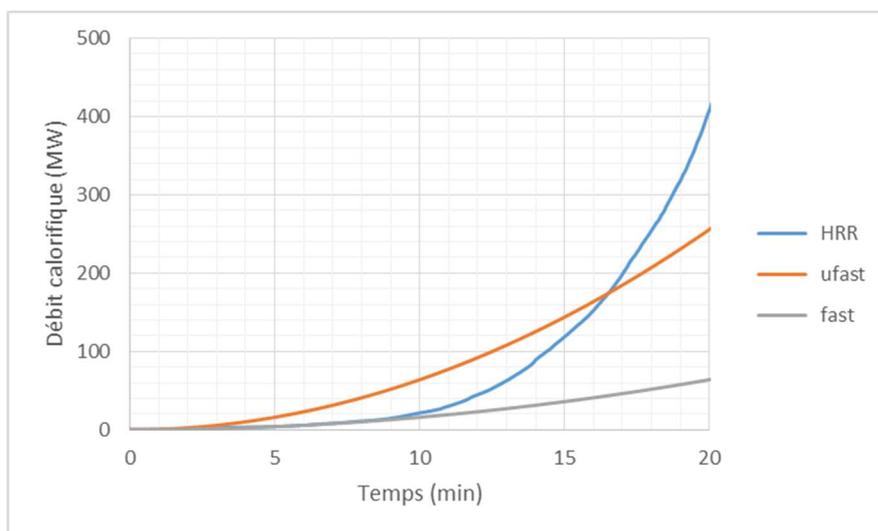


Figure 8-35 : Comparaison du débit calorifique avec des évolutions « fast » et « ufast » sur les premières minutes de l'incendie

L'évolution de la propagation au sein de la cellule est présentée sur la figure ci-dessous. Les zones rouges indiquées sur le stockage (et non les poutres) représentent les zones en feu.

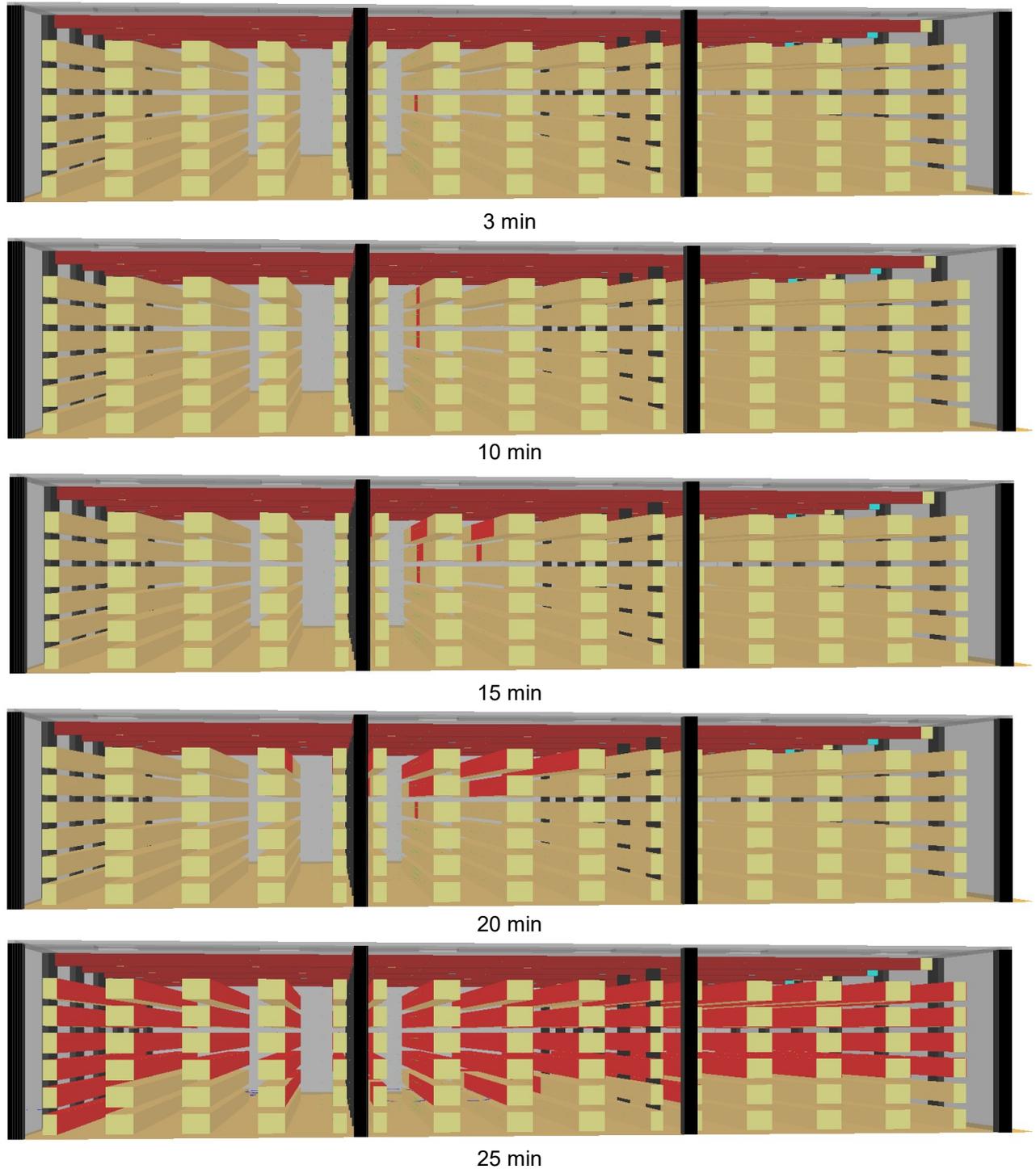


Figure 8-36 : Représentation 3D de la propagation de l'incendie au cours du scénario

8.2.3.2. Coefficient d'extinction de la lumière

Le champ de coefficient d'extinction de la lumière à hauteur d'homme est présenté ci-après. Le scénario permet une bonne stratification des fumées sous plafond. Ainsi, les fumées atteignent la hauteur de 2 m quand l'enfumage du bâtiment est largement avancé. Le seuil de coefficient d'extinction de la lumière est atteint de façon conséquente après 15 minutes. Ce temps étant supérieur au temps nécessaire à l'évacuation des personnes, il n'y a pas de remise en cause des conditions d'évacuation par rapport au critère de coefficient d'extinction de la lumière retenu.

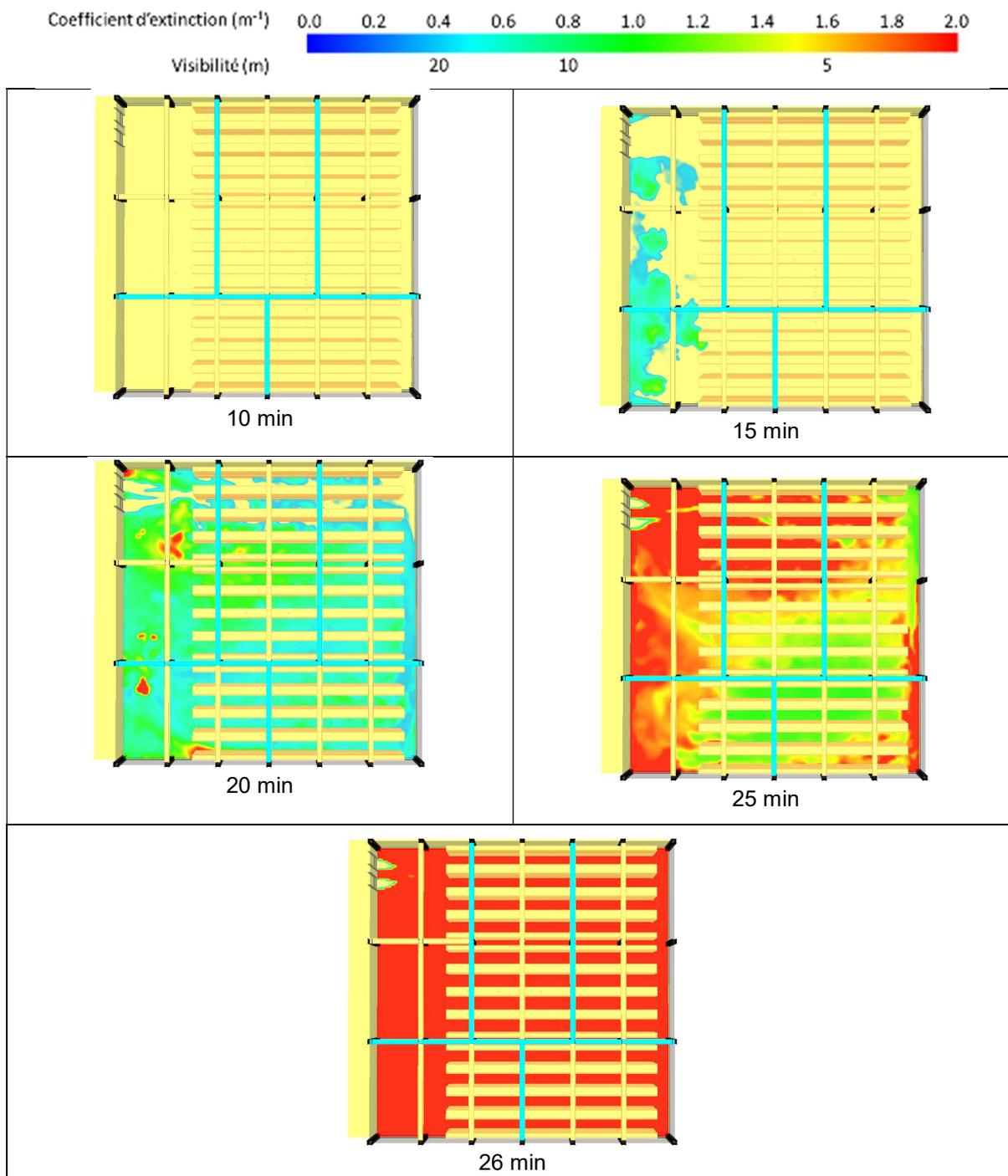


Figure 8-37 : Champ de coefficient d'extinction à hauteur d'homme. Les valeurs inférieures à $0,4 m^{-1}$ sont tronquées

8.2.3.3. Température

Le champ de température à hauteur d'homme est présenté ci-après. Le scénario permet une bonne stratification des fumées sous plafond. Ainsi, les fumées atteignent la hauteur de 2 m quand l'enfumage du bâtiment est largement avancé. Le seuil de température est atteint de façon conséquente à partir de 20 minutes. Ce temps étant supérieur au temps nécessaire à l'évacuation des personnes, il n'y a pas de remise en cause des conditions d'évacuation par rapport au critère de température retenu.

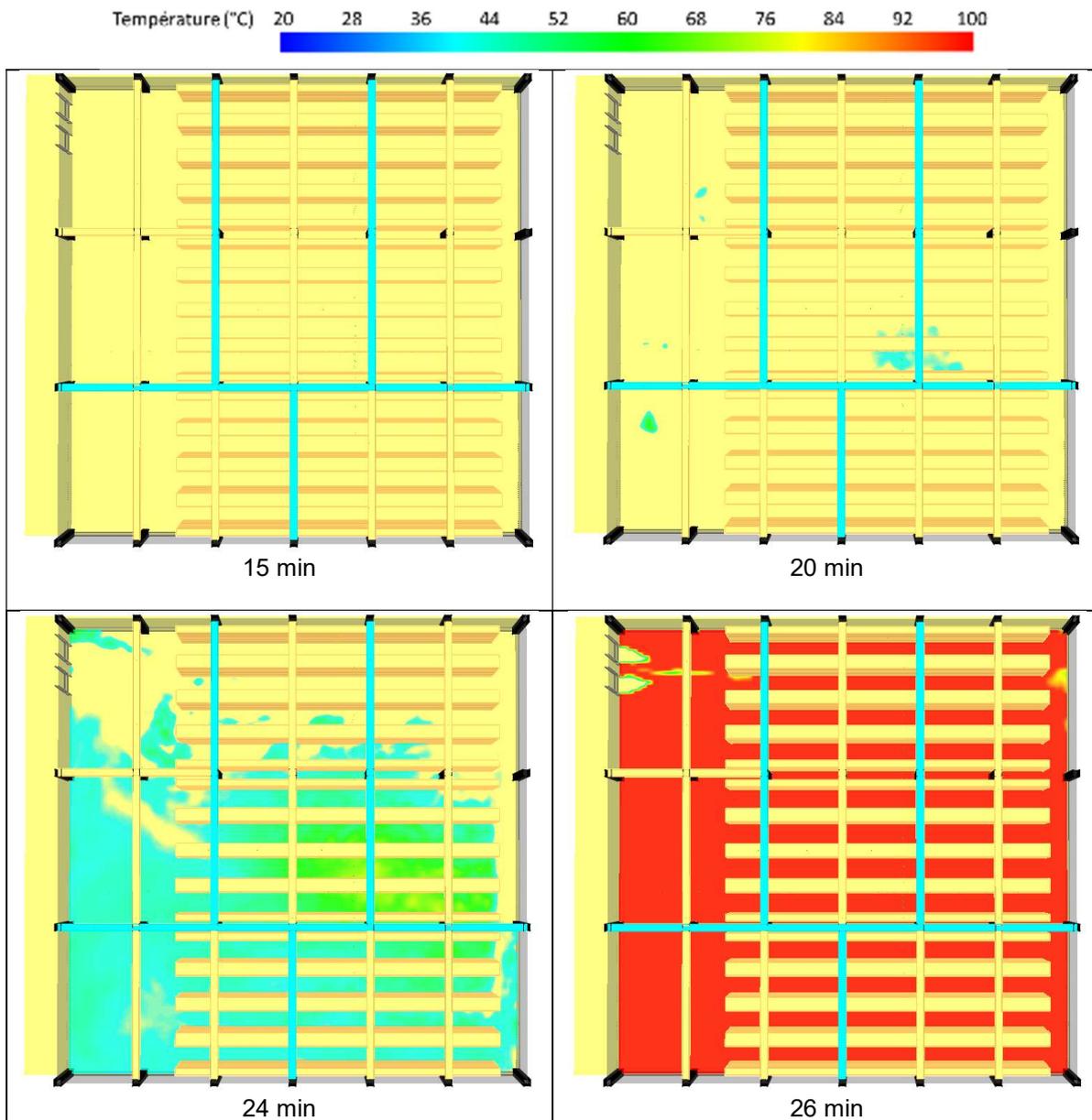


Figure 8-38 : Champ de température à hauteur d'homme. Les valeurs inférieures à 40°C sont tronquées

Les courbes d'évolution de la température sont présentées ci-dessous en fonction de la hauteur pour différents rayons autour de la zone de départ de feu.

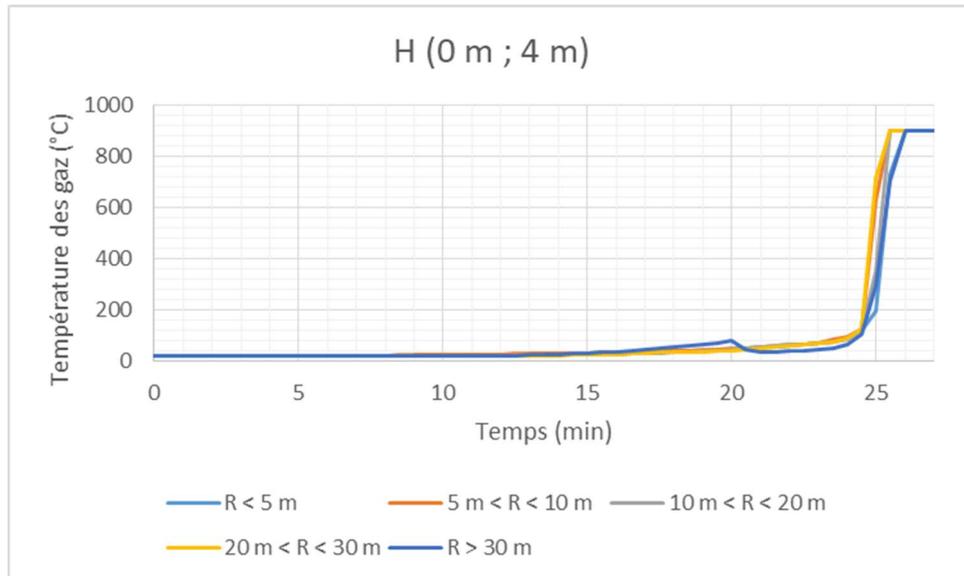


Figure 8-39 : Température des gaz à différentes distances du départ de feu pour une hauteur comprise entre 0 et 4 m

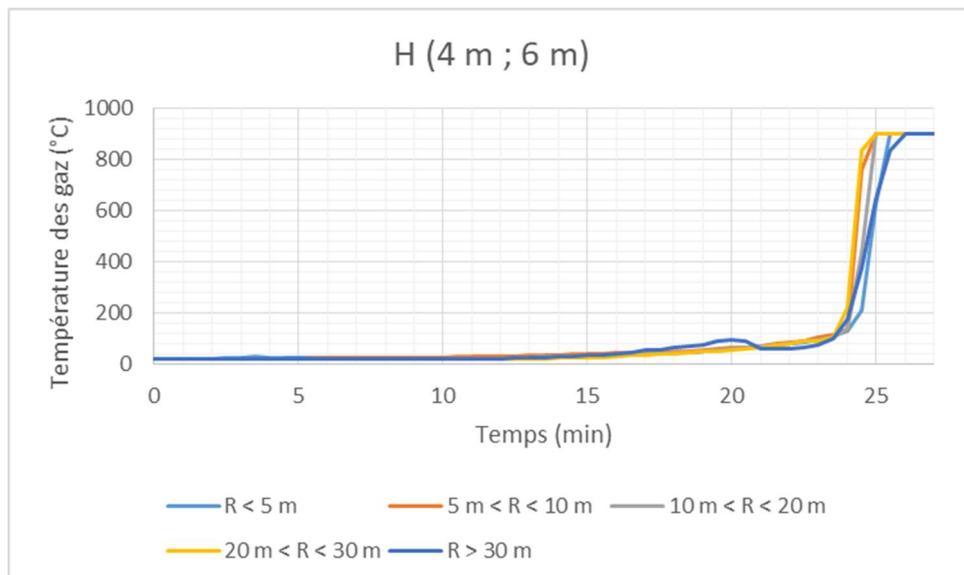


Figure 8-40 : Température des gaz à différentes distances du départ de feu pour une hauteur comprise entre 4 et 6 m

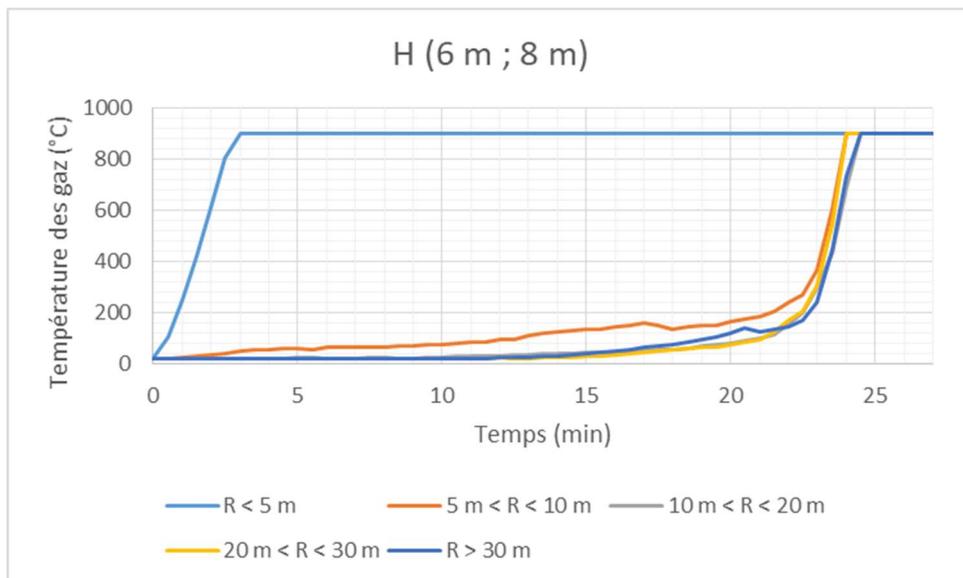


Figure 8-41 : Température des gaz à différentes distances du départ de feu pour une hauteur comprise entre 6 et 8 m

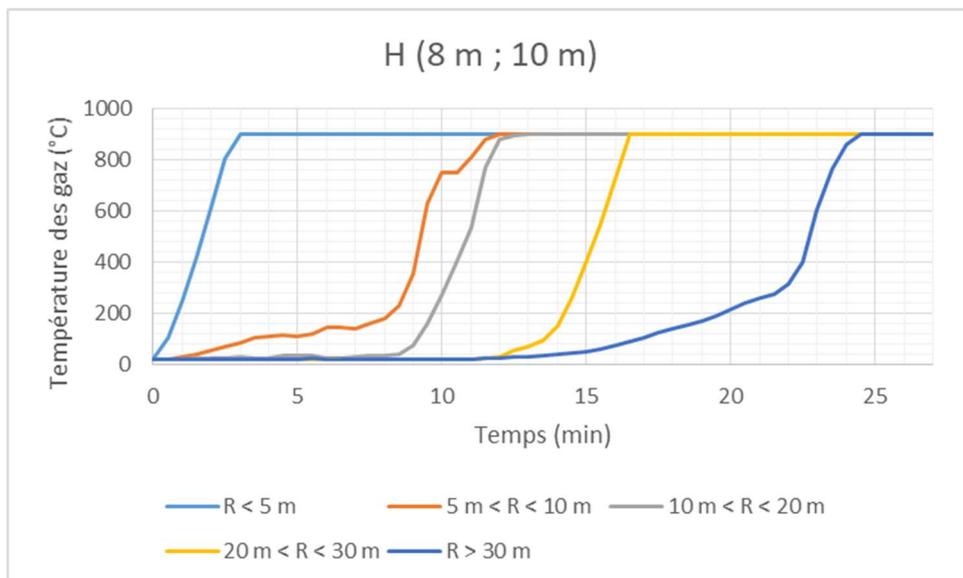


Figure 8-42 : Température des gaz à différentes distances du départ de feu pour une hauteur comprise entre 8 et 10 m

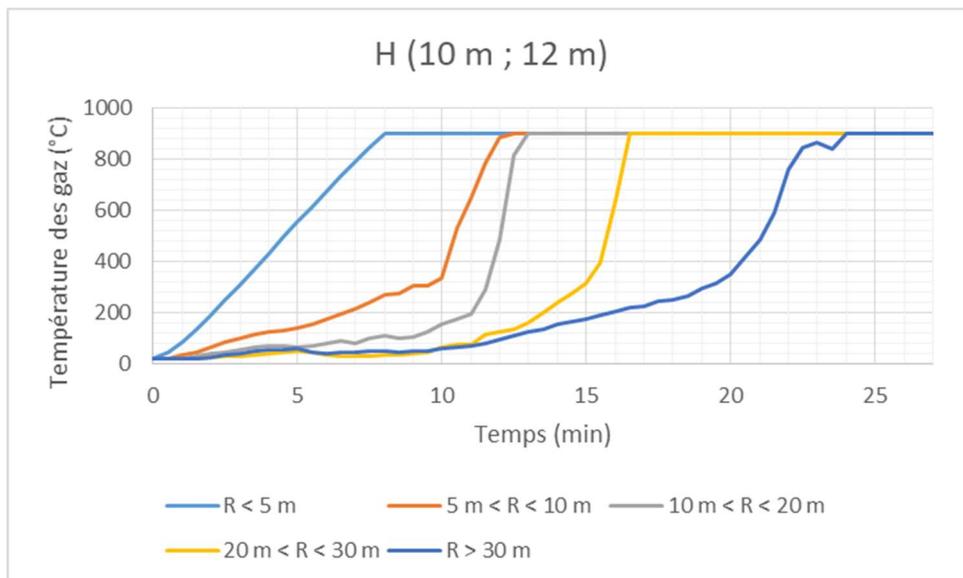


Figure 8-43 : Température des gaz à différentes distances du départ de feu pour une hauteur comprise entre 10 et 12 m

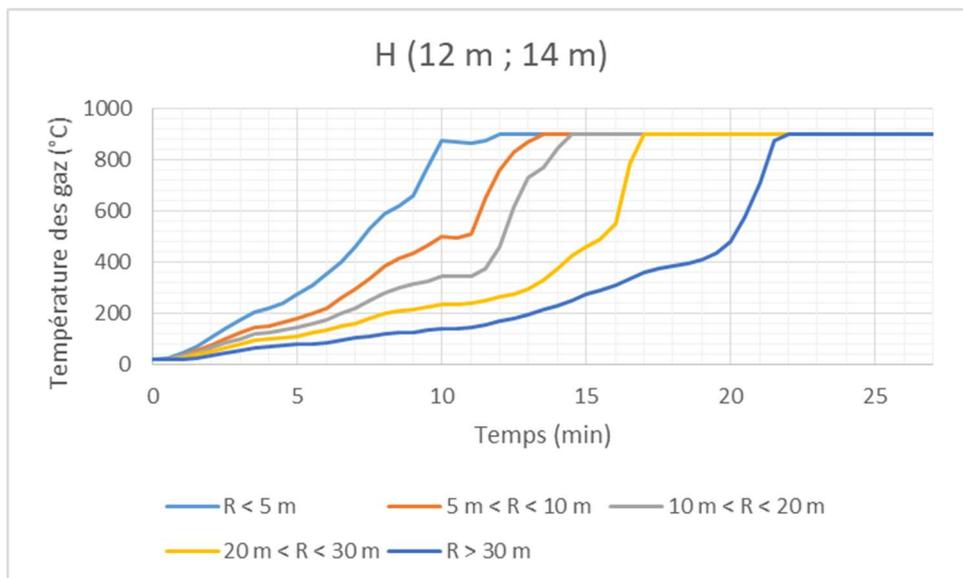


Figure 8-44 : Température des gaz à différentes distances du départ de feu pour une hauteur comprise entre 12 et 14 m

8.2.4. Influence des éléments de structure en bois sur la propagation de l'incendie

Pour chacun des scénarios, l'inflammation des poutres est obtenue plus de 9 minutes après le départ de feu dans le stockage (11 minutes dans les scénarios 2 et 3), lorsque les niveaux de températures, de flux au niveau des poutres sont déjà élevés (respectivement $> 300^{\circ}\text{C}$ et 8 kW/m^2). On note, dans le cas du scénario 3 dont le démarrage du feu est plus proche de la charpente, que les puissances développées comme les températures sont moins importantes que dans le cas du scénario 1 qui les sollicite plus tardivement.

Après ces durées de feu, le développement est tel que la puissance générée est supérieure à celle obtenue à l'aide d'une cinétique très rapide. En revanche, les conditions de visibilité (liée au critère de coefficient d'extinction de la lumière) et de température sont acceptables que ce soit pour le personnel ou les services de secours à cet instant (analyses pour les personnes présentes en rez-de-chaussée). En effet, hormis à proximité immédiate du départ de feu, le coefficient d'extinction de la lumière reste inférieur à $0,4 \text{ m}^{-1}$ sur les 9 premières minutes du scénario. La température à ce moment est quant à elle encore à des niveaux proches de la température ambiante initiale (20°C).

Sur l'ensemble de la durée d'incendie, la contribution des éléments de structure bois sur le HRR total reste faible (maximum de 8 % pour le scénario 1, 6 % dans le scénario 2 et 10 % dans le scénario 3). Les contributions maximales sont atteintes au début de la généralisation de l'incendie. En effet, à ce moment du développement du feu, la propagation de l'incendie a surtout eu lieu dans la couche chaude, à des hauteurs élevées. Les poutres sont alors déjà sollicitées au maximum alors que l'ensemble du stockage n'est pas encore enflammé. Etant donnée la cinétique de l'incendie à ce moment, la non-prise en compte de la combustion du bois aurait généré un « délai » dans les courbes de débit calorifique et de sollicitation thermiques d'une quinzaine de secondes seulement pour les scénarios investigués, un délai négligeable considérant l'inertie des matériaux de la structure et les autres temps mis en jeu.

8.3. SYNTHESE VIS-A-VIS DES EXIGENCES DE SECURITE

Concernant la cinétique d'incendie, il est nécessaire de vérifier l'exigence n°1 :

- **EXIGENCE N°1** : en cas d'incendie réel se déclarant au sein d'une cellule, la cinétique d'incendie est compatible avec l'évacuation des personnes ;

Pour les trois scénarios étudiés, les critères de tenabilité sont perdus au plus tôt après 10 minutes de feu, ce qui est bien compatible avec les durées nécessaires à l'évacuation (estimées à 5 minutes).

L'exigence n°1 est donc satisfaite.

9. ETUDE DU MODE DE RUINE PAR DES CALCULS THERMO-MECANIQUES

D'après les résultats détaillés dans les paragraphes précédents, on constate que le scénario 1 est enveloppé du scénario 3. Entre les scénarios 2 et 3, on note que le poteau à proximité du foyer est plus sollicité dans le cas du scénario 3. L'évolution des températures au niveau de la charpente reste proche pour ces deux scénarios. Ainsi, l'étude sera menée majoritairement sur le scénario 1 situé au centre qui sollicite le plus d'éléments. Le scénario 2 sera étudié sur certains modèles de portique sur lesquels l'échauffement du poteau peut avoir un impact.

9.1. CALCUL DE L'ECHAUFFEMENT DES ELEMENTS DE STRUCTURE

Cette étape consiste, pour chaque cas d'incendie, à déterminer l'évolution temporelle de la température dans les éléments de structure.

Pour chaque scénario, l'évolution en fonction du temps de la température dans les éléments de structure est déterminée :

- Pour les éléments en béton armé ou précontraint, l'échauffement est déterminé à partir de modèles de calcul avancés conformément à l'Eurocode 2 (NF EN 1992-1-2 [7] + annexe nationale)
- Pour les éléments en bois, l'échauffement est déterminé à partir des modèles de calcul avancés conformément à l'Eurocode 5 (NF EN 1995-1-2 [8] + annexe nationale)

Les calculs de transfert thermiques sont réalisés à partir du code de calcul SAFIR développé par l'université de Liège [17].

9.1.1. Actions thermiques

Pour les éléments entourés de gaz chauds, le flux de chaleur sollicitant leurs surfaces exposées est exprimé en fonction de la température des gaz $\theta_g(H, R, t)$ à l'instant t en fonction de la hauteur H du centre de l'élément considéré et de sa distance R par rapport à l'axe du foyer.

Le flux de chaleur échangé par l'élément et le milieu qui l'entoure est la somme d'une composante convective et d'une composante radiative :

- densité du flux entrant par convection : $\varphi_c = h(T_g - T_s)$ (W/m²),
- densité du flux entrant par rayonnement : $\varphi_r = \varepsilon\sigma(T_g^4 - T_s^4)$ (W/m²).

où :

- σ : est la constante de Stefan-Boltzmann,
- T_g : température (en °K) des gaz,
- T_s : température (en °K) de la surface de l'élément chauffé,
- ε : coefficient d'émissivité résultant.

Pour une action de type feu réel, les coefficients d'échanges des transferts convectif et radiatif, donnés par les Eurocodes 1 et 2, parties 1-2 sont :

- surface exposée au feu : $h = 35$ (W/m² K) et $\varepsilon = 0,7$,
- surface non exposée au feu : $h = 4$ (W/m² K).

La température initiale des sections est prise égale à 20°C.

Les conditions aux limites sont précisées au cas par cas pour les éléments concernés.

Le calcul thermique est réalisé sur une durée d'exposition de 2 heures. La température des gaz a été plafonnée à 900°C à l'atteinte du feu généralisé. Cette valeur de température de 900°C a été gardée constante durant toute la durée de simulation du fait de la charge calorifique présente dans ce type d'entrepôts.

9.1.2. Modèles de calcul d'échauffement des poteaux en béton armé

Les caractéristiques thermophysiques du béton et de l'acier (conductivité, chaleur spécifique et masse volumique) évoluent conformément à la NF EN 1992-1-2 et son annexe nationale [7]. La masse volumique du béton est prise égale à 2300 kg/m³ pour les calculs thermiques. Sa teneur en eau est prise égale à 1,5 % du poids du béton.

Pour le calcul d'échauffement des poteaux en béton armé en cellule chaude, nous pouvons avoir cinq cas de figure possibles :

- Les poteaux d'angle en rive qui supportent les murs posés en applique sont supposés chauffés sur deux faces
- Les poteaux intermédiaires en rive qui supportent un mur posé en applique sont supposés chauffés sur trois faces.
- Les poteaux intermédiaires à l'intérieur des cellules sont supposés chauffés sur quatre faces.
- Les poteaux avec une seule feuillure supportant un mur coupe-feu sont supposés chauffés sur une face et la moitié d'une deuxième face
- Les poteaux avec deux feuillures supportant un mur coupe-feu sont supposés chauffés sur une face et les moitiés de deux autres faces

Le tableau suivant récapitule les différentes configurations possibles d'exposition pour le cas des poteaux et permet d'attribuer un numéro de configuration de conditions aux limites.

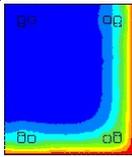
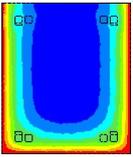
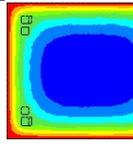
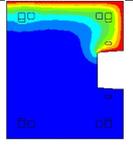
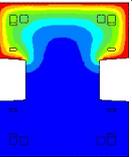
Poteau d'angle en rive	Poteau intermédiaire en rive	Poteau intermédiaire à l'intérieur	Poteau avec une seule feuillure	Poteau avec deux feuillures
				
Configuration 1	Configuration 2	Configuration 3	Configuration 4	Configuration 5

Tableau 9-1 : Configurations possibles d'exposition pour les différents poteaux en béton armé

En fonction des configurations de conditions aux limites d'exposition et du coffrage/ferraillage, les poteaux en cellule chaude ont pu être classés selon 10 types possibles comme le montre la figure suivante.

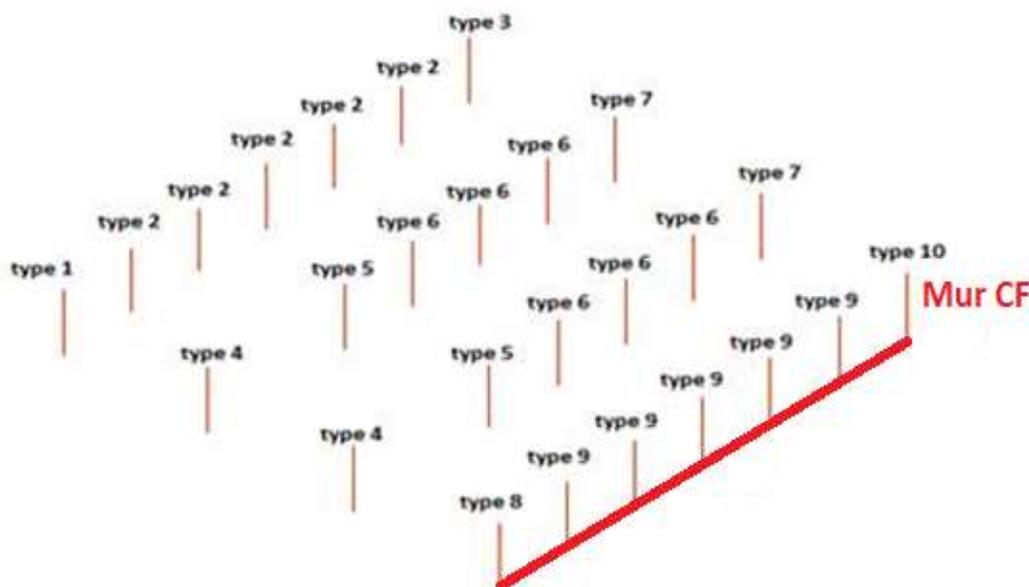


Figure 9-1 : Classification des poteaux en béton armé en différents types

Le tableau suivant récapitule les caractéristiques de chaque type de poteau en termes de :

- Dimensions (dans le sens des poutres ou des pannes)
- Présence d'une ou deux feuillures ou pas
- Ferraillage

- Configuration de conditions aux limites d'exposition (selon tableau précédent)

Type	Dimension dans le sens des poutres (mm)	Dimension dans le sens des pannes (mm)	Feuillure	Ferrailage	Configuration d'exposition
Type 1	600	500	Non	Z=0-7m : 8HA32+4HA20 Z=7m à 10 m : 4HA32 + 4HA20 Z>10m : 4HA32	Config n°1
Type 2	600	500	Non	Z=0 à 7 m : 8HA32+4HA20 Z=7m à 10 m : 4HA32 + 4HA20 Z>10m : 4HA32	Config n°2
Type 3	600	500	Non	Z=0 à 7 m : 8HA32+4HA20 Z=7m à 10 m : 4HA32 + 4HA20 Z>10m : 4HA32	Config n°1 par symétrie
Type 4	500	600	Non	Z=0 à 7 m : 8HA32+4HA20 Z=7m à 10 m : 4HA32 + 4HA20 Z>10m : 4HA32	Config n°2
Type 5	500	600	Non	Z=0 à 7 m : 8HA32+4HA20 Z=7m à 10 m : 4HA32 + 4HA20 Z>10m : 4HA32	Config n°3
Type 6	500	500	Non	Z=0 à 7 m : 8HA32+4HA20 Z=7m à 10 m : 4HA32 + 4HA20 Z>10m : 4HA32	Config n°3
Type 7	500	500	Non	Z=0 à 7 m : 8HA32+4HA20 Z=7m à 10 m : 4HA32 + 4HA20 Z>10m : 4HA32	Config n°2
Type 8	600	500	1 feuillure	Z=0 à 7 m : 8HA32+6HA20 Z=7m à 10 m : 4HA32 + 6HA20 Z>10m : 4HA32+2HA20	Config n°4
Type 9	600	500	2 feuillures	Z=0 à 7 m : 8HA32+8HA20 Z=7m à 10 m : 4HA32 + 8HA20 Z>10m : 4HA32+4HA20	Config n°5
Type 10	600	500	1 feuillure	Z=0 à 7 m : 8HA32+6HA20 Z=7m à 10 m : 4HA32 + 6HA20 Z>10m : 4HA32+2HA20	Config n°4 par symétrie

Tableau 9-2 : Critères de classification en différents types des poteaux en béton armé

Le nombre de calculs thermiques sur les sections de béton armé est estimé à 350 pour un scénario. En effet, pour les 10 types de poteaux identifiés, 35 courbes de températures des gaz en fonction du temps sont utilisées pour les :

- 5 zones définies en fonction de la distance de la cible par rapport à l'axe du foyer
- 7 niveaux définis en fonction de la hauteur de la cible : 3 pour la partie inférieure du poteau (z=0-7m), 2 pour la partie intermédiaire (z=7-10m) et 2 pour la partie supérieure (z=10-14m)

9.1.3. Modèles de calcul d'échauffement des éléments en bois

Les caractéristiques thermophysiques du bois (conductivité, chaleur spécifique et masse volumique) évoluent conformément à la NF EN 1995-1-2 et son annexe nationale [8] et rappelées au annexe au §11.4.1. La masse volumique du bois considéré pour le calcul du transfert thermique est la masse volumique moyenne. Elle dépend de la classe de résistance du bois de l'élément considéré conformément au Tableau 5-2.

En ce qui concerne le calcul d'échauffement thermique des éléments en bois, deux hypothèses d'exposition ont été retenues :

- Une agression thermique sur 4 faces pour les poutres, traverses, ramasse-pannes, entretoises et diagonales.
- Une agression thermique sur 3 faces pour les pannes-butons ou courantes. En effet, les pannes peuvent être en contact direct avec la couverture ce qui limite dans un premier temps l'agression thermique sur la face supérieure (ces éléments sont supposés avoir une tenue au feu relativement faible R15). De plus, dans le cas de la vérification de la non ruine vers l'extérieur, cette hypothèse est plutôt défavorable car elle va favoriser la tenue des pannes et donc des poutres et traverses par maintien latéral.

Pour les poutres et les traverses, l'inertie de la section est variable en fonction de la position le long de la travée. A cet effet, un découpage en zones de 2 m de longueur a permis de définir six sections types par demi-travée (portée = 24 m) que ce soit pour les poutres ou les traverses.

Pour les pannes courantes ou les pannes butons, la section est constante et une seule géométrie type est suffisante par élément. Le nombre de modèles à réaliser pour les pannes est donc égal à 2.

Pour les autres éléments en bois, la section est constante et une seule section type est suffisante par élément (ramasse-panne en zone sans quai, ramasse-panne en zone avec quai, entretoise et diagonale).

En tout, pour les éléments en bois, il y a 18 modèles pour le calcul thermique. Le tableau suivant récapitule le nombre de modèles par élément.

Élément	Nombre de modèles thermiques	Observation
Poutre	6	Section à inertie variable Exposition 4 faces
Traverse	6	Section à inertie variable Exposition 4 faces
Panne buton	1	Exposition 3 faces
Panne courante	1	Exposition 3 faces
Ramasse-panne zone sans quai	1	Exposition 4 faces
Ramasse-panne zone avec quai	1	Exposition 4 faces
Diagonale	1	Exposition 4 faces
Entretoise	1	Exposition 4 faces

Tableau 9-3 : Nombre de modèles pour le calcul thermique utilisés pour les éléments en bois

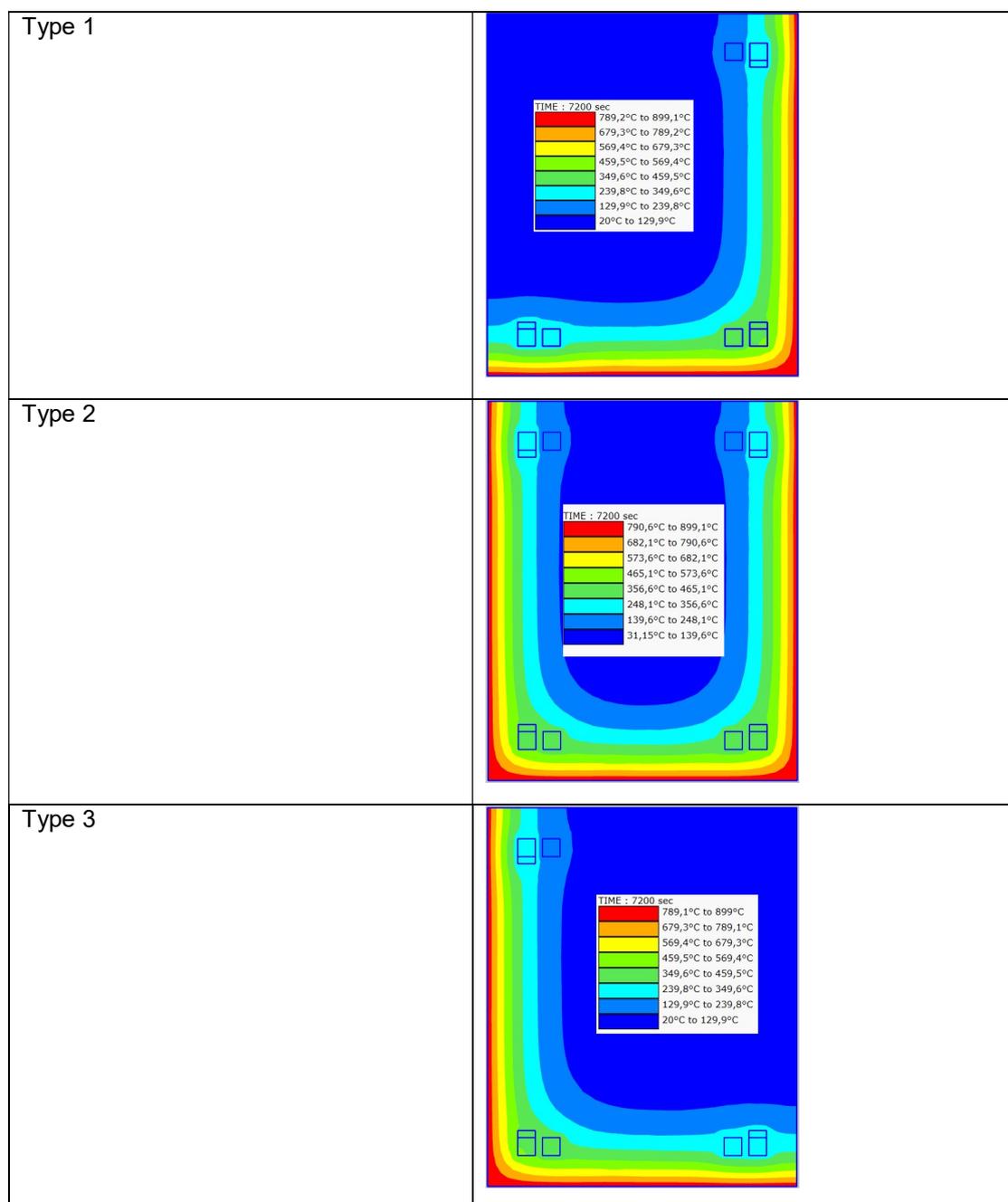
Enfin, le nombre de calculs thermiques sur les sections des éléments en bois est estimé à 90 pour chacun des deux scénarios. En effet, pour les 18 types de modèles identifiés, 5 courbes de température des gaz en fonction du temps sont utilisées pour les 5 zones définies en fonction de la distance de la cible par rapport à l'axe du foyer. Contrairement au cas des poteaux en béton armé, pour le cas des éléments de la charpente en bois, il n'y a pas de variation selon la hauteur H et tous les éléments en bois sont situés dans la tranche supérieure du découpage selon la hauteur (comprise entre 12 m et 14 m).

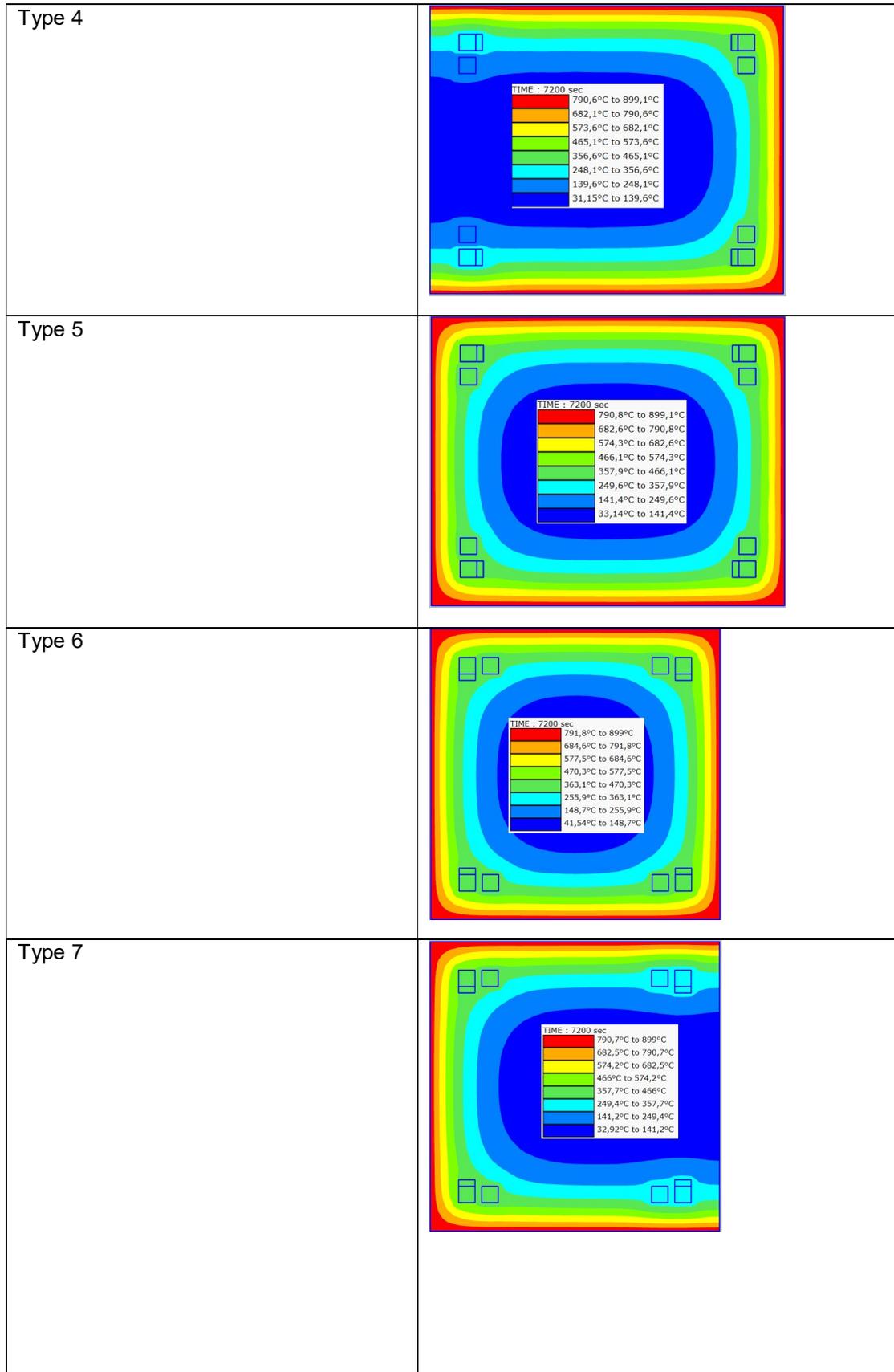
9.1.4. Résultats des calculs thermiques des poteaux en béton armé

L'échauffement est calculé par le logiciel SAFIR, programme aux éléments finis comprenant un module dédié aux calculs thermiques conformément à l'EN1991-1-2 et l'EN1992-1-2.

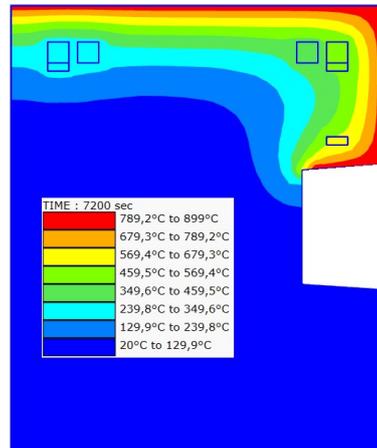
Le maillage utilisé pour le calcul de transfert thermique est variable, de mailles de 5 mm au niveau des bords (pour maîtriser la température des aciers) à 20 mm au centre de la section (partie froide de la section). Par exemple, le maillage section type 1 du poteau est composé de 1000 mailles.

Les figures du tableau suivant représentent les isothermes après 2 heures d'exposition pour les différents types de poteaux en béton armé dans la zone la plus chaude (hauteur inférieure à 4 m et rayon inférieur à 5 m) pour le scénario n°1.

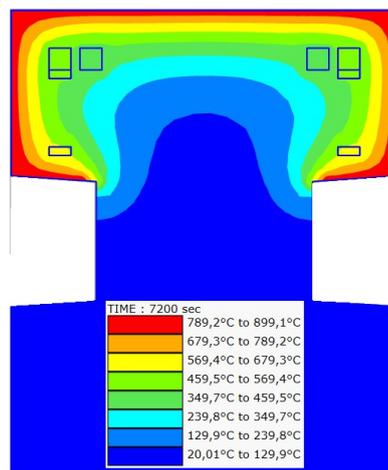




Type 8



Type 9



Type 10

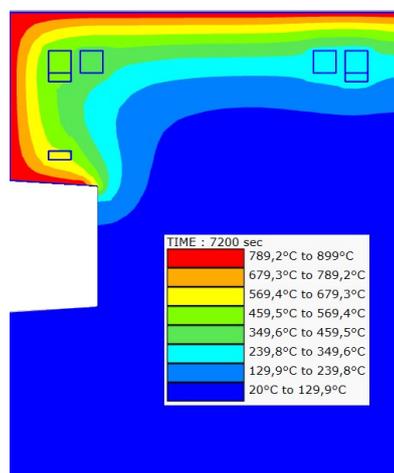


Tableau 9-4 : Isothermes dans les sections des différents types de poteaux en B.A au bout de deux heures d'exposition pour la zone la plus chaude du scénario 1 (H<4 m et R<5 m)

Les figures suivantes donnent l'évolution de la température maximale de la section et de la température de l'acier le plus exposé en fonction du temps pour le scénario 1 dans la zone la plus chaude (H<4 m et R<5 m).

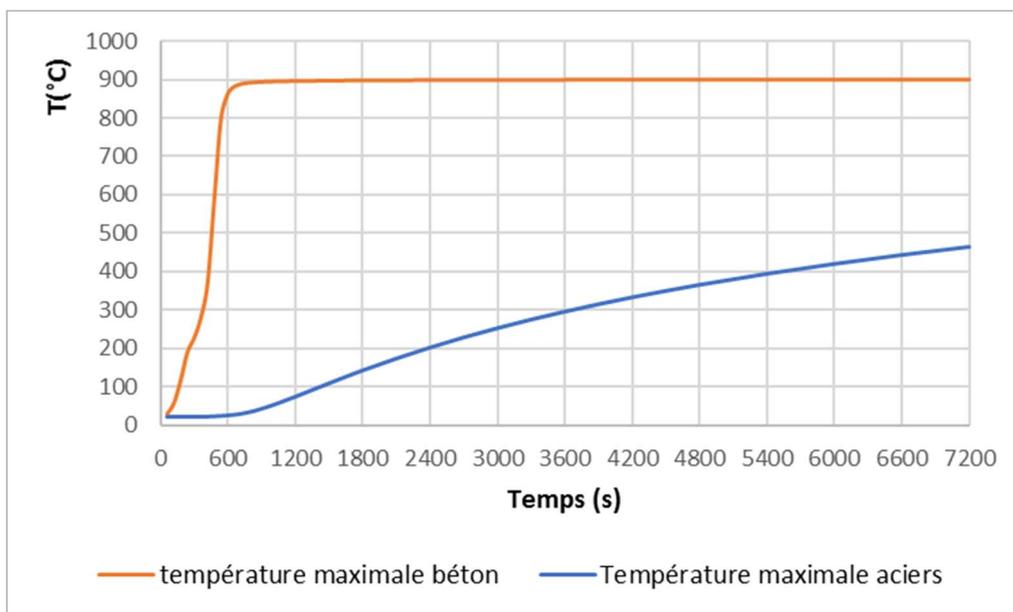


Figure 9-2 : Températures maximales du béton et des aciers constatées pour les sections sans feuillure (types 1 à 7)

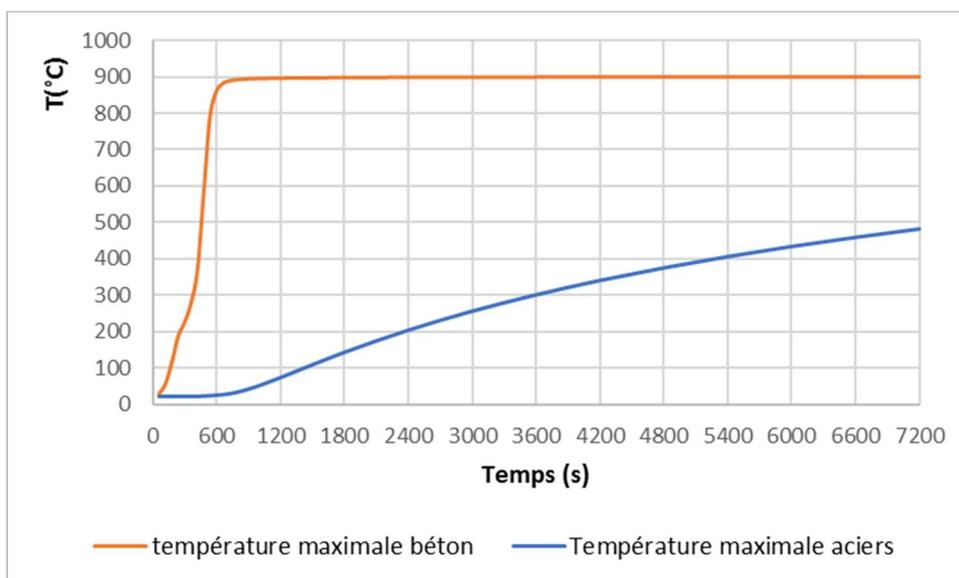


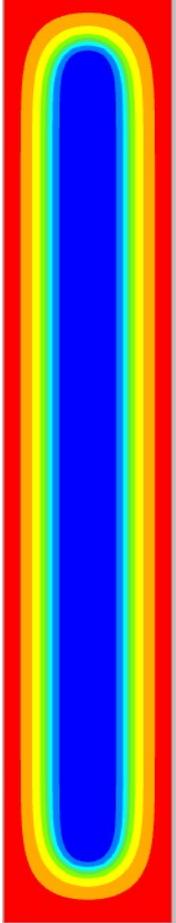
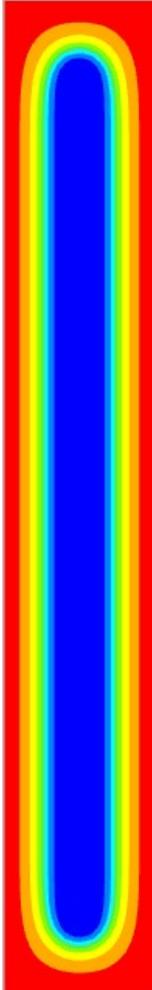
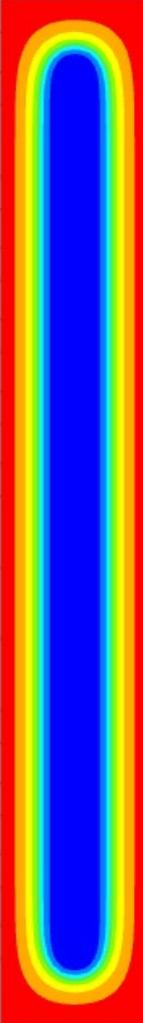
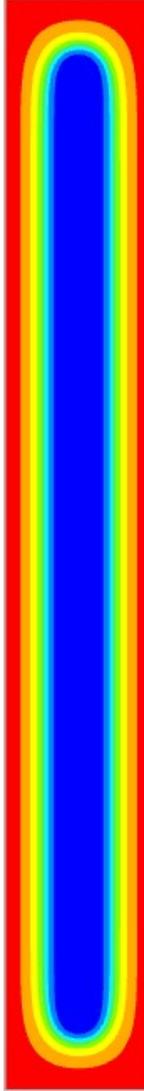
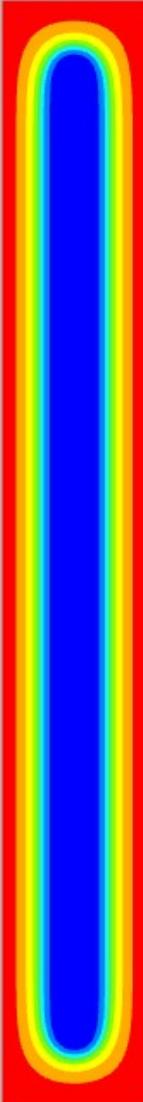
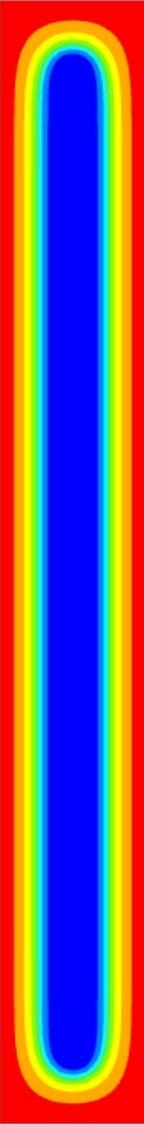
Figure 9-3 : Températures maximales du béton et des aciers constatées pour les sections avec feuillure (types 8 à 10)

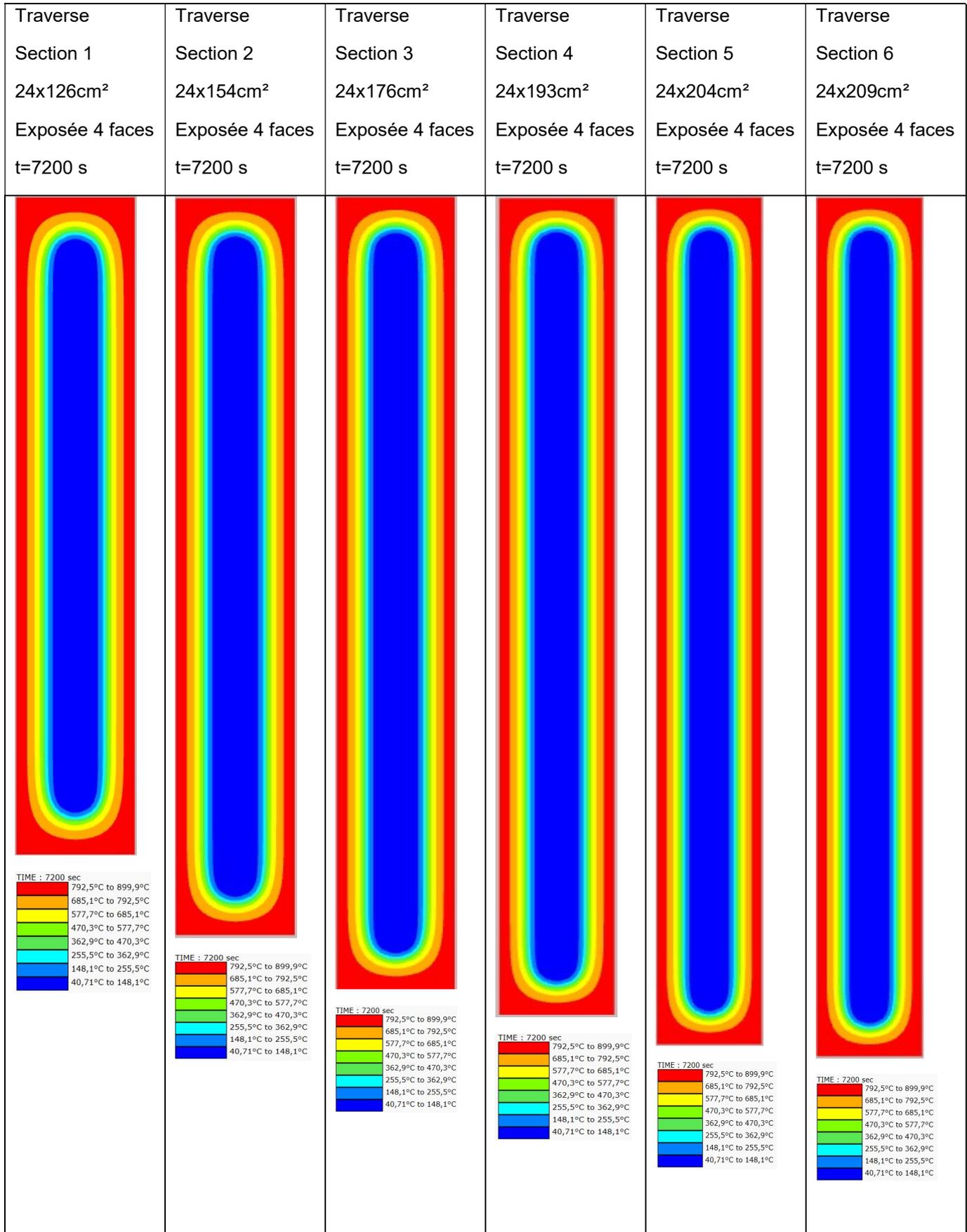
9.1.5. Résultats des calculs thermiques des éléments en bois

L'échauffement est calculé par le logiciel SAFIR, programme aux éléments finis comprenant un module dédié aux calculs thermiques conformément à l'EN1991-1-2 et l'EN1995-1-2 (équations décrites au § 11.4 de l'annexe).

Le maillage utilisé pour le calcul de transfert thermique est variable, de mailles de 1 mm au niveau des bords (gradient thermique très important) à 10 mm au centre de la section. Par exemple, la section 1 de la poutre de 22x129cm² dispose de 6850 mailles.

Les figures du tableau suivant représentent les isothermes après 2 heures d'exposition pour les différents éléments de bois dans la zone la plus chaude (Rayon inférieur à 5 m) pour le scénario n°1.

Poutre Section 1 22x129cm ² Exposée 4 faces t=7200 s	Poutre Section 2 22x144cm ² Exposée 4 faces t=7200 s	Poutre Section 3 22x157cm ² Exposée 4 faces t=7200 s	Poutre Section 4 22x166cm ² Exposée 4 faces t=7200 s	Poutre Section 5 22x172cm ² Exposée 4 faces t=7200 s	Poutre Section 6 22x176cm ² Exposée 4 faces t=7200 s
 <p>TIME : 7200 sec</p> <ul style="list-style-type: none"> 794,5°C to 899,9°C 689°C to 794,5°C 583,6°C to 689°C 478,1°C to 583,6°C 372,7°C to 478,1°C 267,3°C to 372,7°C 161,8°C to 267,3°C 56,37°C to 161,8°C 	 <p>TIME : 7200 sec</p> <ul style="list-style-type: none"> 794,5°C to 899,9°C 689°C to 794,5°C 583,6°C to 689°C 478,1°C to 583,6°C 372,7°C to 478,1°C 267,3°C to 372,7°C 161,8°C to 267,3°C 56,37°C to 161,8°C 	 <p>TIME : 7200 sec</p> <ul style="list-style-type: none"> 794,5°C to 899,9°C 689°C to 794,5°C 583,6°C to 689°C 478,1°C to 583,6°C 372,7°C to 478,1°C 267,3°C to 372,7°C 161,8°C to 267,3°C 56,37°C to 161,8°C 	 <p>TIME : 7200 sec</p> <ul style="list-style-type: none"> 794,4°C to 899,9°C 689°C to 794,4°C 583,6°C to 689°C 478,1°C to 583,6°C 372,7°C to 478,1°C 267,2°C to 372,7°C 161,8°C to 267,2°C 56,34°C to 161,8°C 	 <p>TIME : 7200 sec</p> <ul style="list-style-type: none"> 794,4°C to 899,9°C 689°C to 794,4°C 583,6°C to 689°C 478,1°C to 583,6°C 372,7°C to 478,1°C 267,2°C to 372,7°C 161,8°C to 267,2°C 56,34°C to 161,8°C 	 <p>TIME : 7200 sec</p> <ul style="list-style-type: none"> 794,4°C to 899,9°C 689°C to 794,4°C 583,6°C to 689°C 478,1°C to 583,6°C 372,7°C to 478,1°C 267,2°C to 372,7°C 161,8°C to 267,2°C 56,34°C to 161,8°C



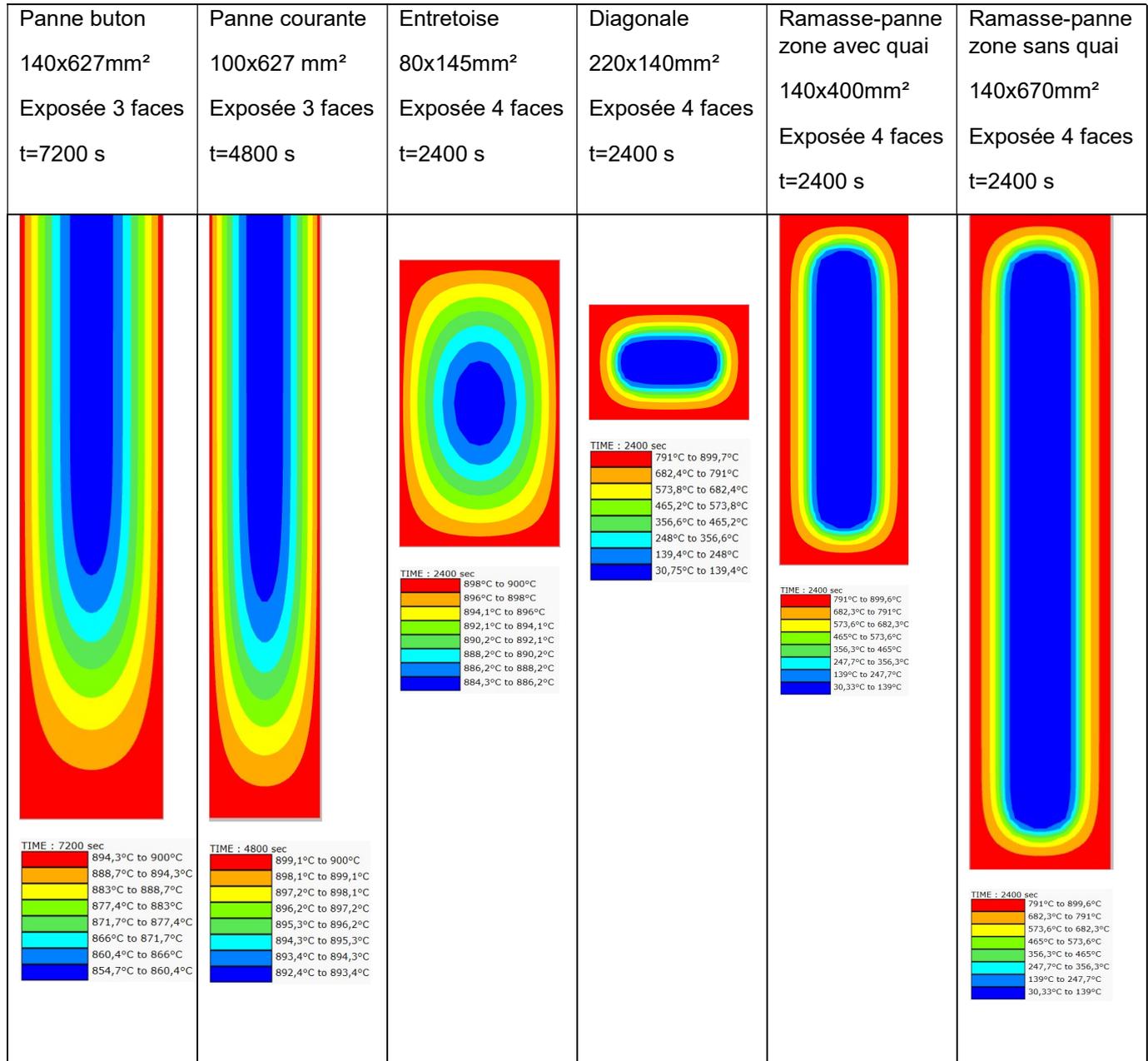


Tableau 9-5 : Isothermes dans les sections des différents éléments en bois pour la zone la plus chaude du scénario 1 (R<5 m)

9.2. ETUDE DU MODE DE RUINE PAR DES CALCULS THERMOMECANIQUES

9.2.1. Méthodologie de modélisation thermo-mécanique

Cette étape consiste à évaluer le comportement au feu en situation d'incendie du bâtiment à l'aide du logiciel SAFIR [17]. Ce logiciel thermo-élasto-plastique aux éléments finis prend en compte les lois de comportement des matériaux définies dans les Eurocode 2 partie 1-2 et 5 partie 1-2 et leurs annexes nationales.

Le modèle de résolution du logiciel inclut les non-linéarités géométriques (grands déplacements, effet du second ordre) et détecte également les phénomènes d'instabilité.

Pour cela, dans un premier temps la structure est modélisée, puis à partir de l'évolution en fonction du temps de la température dans les éléments de structure, son comportement au feu est étudié pour chaque scénario à l'aide des méthodes de calculs avancés définies dans les Eurocodes.

Pour le béton et l'acier, les valeurs de calculs à chaud sont égales aux valeurs caractéristiques ($f_{cd,fi}=f_{ck}$ et $f_{yd,fi}=f_{yk}$) étant donné que les coefficients partiels de sécurité de ces matériaux dans les calculs au feu ($\gamma_{c,fi}$ et $\gamma_{s,fi}$) sont égaux à 1.

Pour le bois BLC, les valeurs de calculs à chaud sont les suivantes :

- ✓ Résistance à la flexion $f_{m,d} = k_{fi} \times f_{m,k}$
- ✓ Module d'élasticité $E_d = k_{fi} \times E_{0,mean}$
- ✓ Module cisaillement $G_d = k_{fi} \times G_{0,mean}$
- ✓ $k_{fi} = 1,15$ pour du BLC

Le coefficient de Poisson pour le bois est calculé à partir du module d'élasticité E et du module de cisaillement G par la formule suivante : $\nu = \frac{E_{0,mean}}{2G_{0,mean}} - 1$

Par ailleurs, le calcul du moment résistant à chaud du bois est réalisé avec des coefficients k_{mod} , k_{ser} , γ_M égaux à 1.

9.2.2. Hypothèses des modèles pour l'étude du mode de ruine

9.2.2.1. Tenue au feu des éléments sous feu réel

L'objectif de ces calculs est de vérifier que les temps d'atteinte des premières ruines des éléments de la structure sont compatibles avec les durées d'évacuation des personnels et l'intervention éventuelle des services de secours.

On s'intéresse ici principalement aux ruines des éléments les plus faibles, à savoir les pannes qui peuvent intervenir avant la généralisation de l'incendie, la ruine des éléments après l'atteinte des critères de tenabilité au sein de la cellule et des temps d'évacuation n'étant plus préjudiciable pour la sécurité des personnes.

La prise en compte des phénomènes d'instabilité des pannes et poutres est donc essentielle pour évaluer de manière fiable l'instant de première ruine des éléments.

L'étude de ces éléments peut être menée élément par élément, ou à l'aide d'un modèle global. Dans le cadre de cette étude, un modèle global thermomécanique de la cellule a été réalisé. Le calcul sera réalisé dans le cas du scénario 1, sous combinaisons de charge de vent en dépression et de neige. A noter que l'emplacement du départ de feu du scénario 1 peut être déplacé afin d'obtenir les effets les plus défavorables. Ainsi, dans le cas de l'étude de la tenue au feu des éléments, on considérera le foyer positionné au niveau des traverses, la perte de ces éléments étant susceptible d'entraîner un effondrement de surface importante de toiture et donc un phénomène de ruine en chaîne.

9.2.2.2. Ruine en chaîne et ruine vers l'extérieur

Les principaux mécanismes identifiés de ruine vers l'extérieur mettent en évidence l'apparition de rotules plastiques en pieds des poteaux béton. Si la ruine des poutres, en général par déversement ou excès de flexion à mi portée, a lieu avant ce phénomène, les poteaux se retrouvent isolés et plus maintenus en tête. L'étude doit alors se poursuivre sur la base des éléments béton isolés, exposés aux conditions thermiques de l'incendie.

Pour cette étude du mode de ruine, il a été choisi de considérer :

- 3 portiques pour le scénario 1 : 1 transversal (dans le sens des pannes et des traverses) et deux longitudinaux (dans le sens des poutres)
 - o Le portique transversal le plus chaud (le plus proche du foyer)
 - o Le portique longitudinal le plus chaud (le plus proche du foyer)
 - o Le portique longitudinal le plus chargé (contenant des poteaux supportant les traverses)
- 1 portique longitudinal pour le scénario 2 qui est le plus proche du foyer. Ce portique a la particularité par rapport à ceux du scénario 1 de contenir un poteau à la fois très proche du foyer et chauffé uniquement sur la moitié de la section ce qui permet d'avoir les effets dus au gradient thermique maximal. Cet effet pourrait également être combiné de façon défavorable avec un moment en tête du poteau dû à l'excentrement induit par la présence d'un corbeau assurant l'appui de la poutre en bois.

Le tableau suivant donne la liste des 4 portiques sur lesquels a porté cette étude de mode de ruine pour chacun des scénarios en fonction de la position du foyer signalée par un petit rectangle rouge :

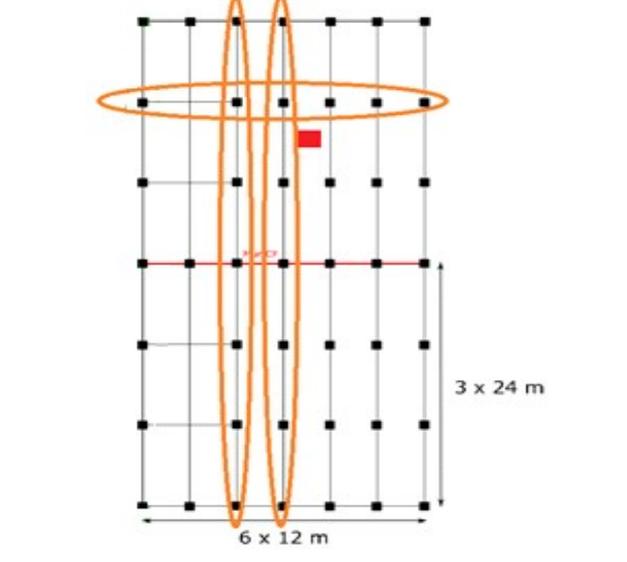
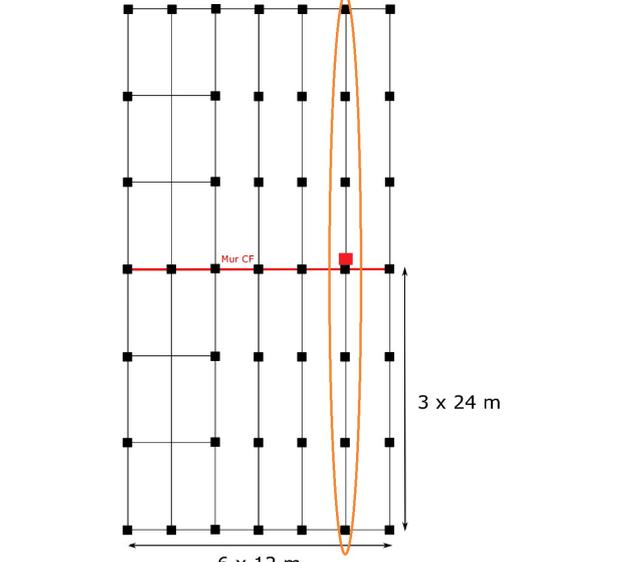
Scénario 1 : portique transversal file n°2 (le plus chaud) + portiques longitudinaux file n°3 (le plus chargé) et de la file n°4 (le plus chaud)	Scénario 2 : portique longitudinal de la file n°6 (le plus chaud)
	

Tableau 9-6 : Liste des portiques retenus pour l'étude préliminaire en fonction du scénario

9.2.2.3. Hypothèses générales des calculs thermomécaniques

Les hypothèses communes suivantes sont adoptées :

- Les poteaux sont supposés encastés en pied et articulés en tête.
- Les liaisons entre poteaux béton et éléments horizontaux en bois (poutres, traverses et pannes butons) dans le modèle thermomécanique à barres sont des articulations qui sont considérées comme infiniment résistantes.
- Les poutres, les traverses et les pannes butons sont supposées isostatiques et il n'y a pas de continuité sur les appuis constitués par les poteaux.
- Quel que soit le modèle considéré, on tient compte d'une charge verticale uniformément répartie sur chacun des poteaux due à son poids propre.

- Les effets du second ordre dus aux imperfections géométriques sont pris en compte sous la forme de charges horizontales en tête des poteaux conformément au § 5.3a de l'Eurocode 2 partie 1-2. La charge horizontale à appliquer en tête d'un poteau est donnée par la formule suivante :

$$H_i = \theta_i N$$

Où N est l'effort vertical appliqué sur le poteau et θ_i est l'inclinaison qui est calculée par la formule qui suit :

$$\theta_i = \theta_0 \alpha_h \alpha_m$$

$\theta_0 = 5.10^{-3}$ rad est la valeur de base de l'inclinaison

α_h est un facteur de réduction relatif à la hauteur du poteau

$$\alpha_h = \max\left(\frac{2}{3}; \min\left(\frac{2}{\sqrt{L}}; 1\right)\right)$$

α_m est un facteur de réduction relatif au nombre m des éléments verticaux contribuant à l'effet total.

$$\alpha_m = \sqrt{0.5 \left(1 + \frac{1}{m}\right)}$$

Dans notre cas la valeur de l'inclinaison θ_i obtenue est $2.5 \cdot 10^{-3}$ rad.

Pour les modèles isolés de portiques, les hypothèses suivantes ont été considérées :

- Pour les portiques longitudinaux, la charge qui s'applique sur les poutres est une charge répartie qui prend en compte le poids propre des poutres, le poids des pannes courantes et de la toiture (60 kg/m^2) et l'effet d'un vent en surpression (53 kg/m^2) selon la combinaison G+0.2Vp soit une charge uniformément répartie (hors poids propre des poutres, traverses, pannes butons et poteaux) de 70.6 kg/m^2 .
- Pour le portique transversal, la charge qui s'applique sur la traverse et les pannes butons est une charge répartie qui prend en compte uniquement leurs poids propres.
- Pour le portique longitudinal contenant des poteaux supportant les deux traverses, des charges ponctuelles sont appliquées en tête de ces poteaux, pour prendre en compte la réaction d'appui de ces traverses selon la combinaison G+0.2Vp.
- Pour le portique transversal, tous les poteaux reçoivent en tête une charge ponctuelle due à la réaction d'appui des poutres qu'ils supportent dans le sens longitudinal.
- Pour les modèles par portiques, dans l'objectif d'étudier principalement la non ruine vers l'extérieur, une hypothèse favorable de non excentrement des éléments en bois et de conservation de leur résistance initiale en torsion, tout au long du calcul thermo-mécanique, a été adoptée pour obtenir une durée maximale d'interaction entre les éléments de charpente en bois et les poteaux en béton, défavorable pour le mode de ruine global.
- Le tableau suivant donne la descente des charges verticales appliquées sur les poutres, les pannes, les traverses et les poteaux :

Elément	Type de charge	Valeur de la charge verticale
Poteau	Répartie	Poids propre fonction de la section du poteau : 720 kg/ml pour poteau $60 \times 50 \text{ cm}^2$ 634 kg/ml pour poteau $60 \times 50 \text{ cm}^2$ à deux feuillures, 600 kg/ml pour poteau $50 \times 50 \text{ cm}^2$
Poutre portique longitudinal	Répartie	Valeur fixe de 8470 kg/ml à laquelle on rajoute la charge de poids propre de la poutre variable de 128 kg/ml à 174 kg/ml (section variable de la poutre)
Poteau portique longitudinal file n°3 supportant traverse	Ponctuelle	Réaction de traverse égale à 14 tonnes
Poteau portique transversal	Ponctuelle	Réaction de poutre de : 13.5 tonnes pour un poteau de rive 23.5 tonnes pour un poteau intermédiaire
Traverse portique transversal	Répartie	Poids propre en fonction de la section de la traverse 136 kg/ml à 226 kg/ml (section variable)
Traverse portique transversal	Ponctuelle	Réaction poutre de 23.5 tonnes appliquée à mi-travée
Panne buton portique transversal	Répartie	Valeur uniforme de 39.5 kg/ml

Tableau 9-7 : Liste des charges (ponctuelles et réparties) appliquées sur les éléments constituant les modèles de portiques

Pour le modèle global de la cellule, les hypothèses suivantes ont été considérées :

- Pour le modèle global, la charge qui s'applique sur les pannes est une charge répartie qui prend en compte le poids de la couverture, le poids des pannes et l'effet d'un vent en surpression (53 kg/m²) selon la combinaison G+0.2Vp.
- Pour le modèle global de la cellule échauffée, les charges liées à la cellule voisine sont reportées en tête de poteau au droit du mur séparatif. Un blocage hors plan en tête de poteau est considéré au niveau de la cellule froide.
- Pour le modèle global, les têtes de 7 poteaux du pignon et du mur coupe-feu sont supposées reliées entre elles par une poutre béton dans le sens transversal. Cette dernière ne faisant pas l'objet de l'étude, une condition aux limites de compatibilité de déplacement dans le sens transversal a été prise en compte sur l'ensemble de ces têtes de poteau.
- Pour le modèle global, dans l'objectif de déterminer la durée de stabilité minimale, les caractéristiques des sections liées à la torsion sont remises à jour en fonction du temps de ruine estimé.
- Le tableau suivant donne la descente des charges verticales appliquées sur les pannes, poutres, les traverses et les poteaux dans le cas du modèle global :

Elément	Type de charge	Valeur de la charge verticale
Poteaux	Répartie	Poids propre fonction de la section du poteau : 720 kg/ml pour poteau 60x50cm ² 634 kg/ml pour poteau 60x50cm ² à deux feuillures, 600 kg/ml pour poteau 50x50cm ² Les charges ramenées par la cellule froide en tête des poteaux au niveau de la file du mur coupe-feu varient de 1t à 2t sur les poteaux de rive à 10t sur les poteaux courants.
Poutre portique longitudinal	Répartie	Poids propre de la poutre variable de 128 kg/ml à 174 kg/ml (section variable de la poutre)
Traverse portique transversal	Répartie	Poids propre en fonction de la section de la traverse 136 kg/ml à 226 kg/ml (section variable). Charge permanente de 150 kg/ml
Pannes courantes	Répartie	Poids propre 28 kg/ml Charge permanente : 150 kg/ml Vent 31,8 kg/ml
Pannes sablières	Répartie	Poids propre 36,9 kg/ml Charge permanente : 75 kg/ml Vent 15,9 kg/ml
Pannes buton	Répartie	Valeur uniforme de 24 kg/ml Charge permanente : 150 kg/ml Vent 31,8 kg/ml

Tableau 9-8 : Liste des charges (ponctuelles et réparties) appliquées sur les éléments constituant le modèle global.

Les figures du tableau suivant récapitulent les charges appliquées sur les portiques (hors poids propres des poteaux)

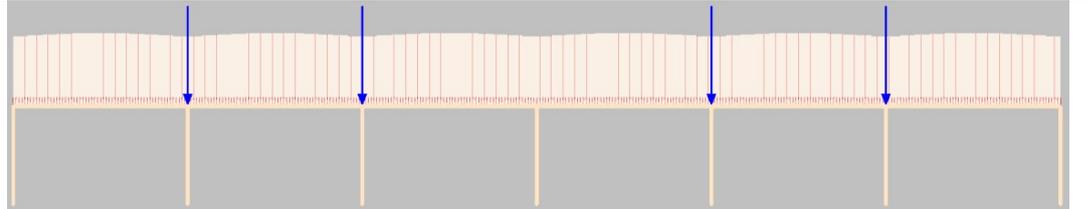
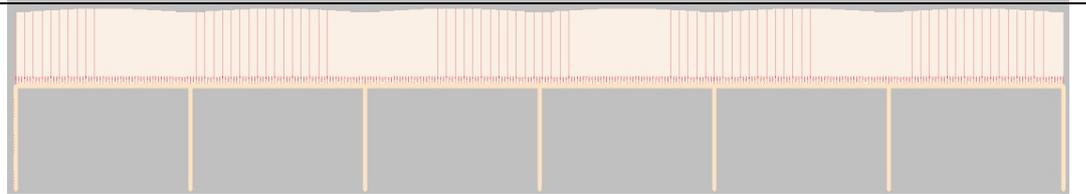
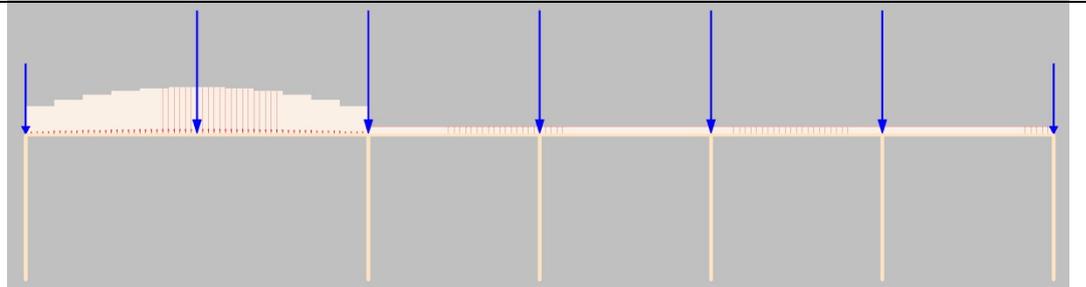
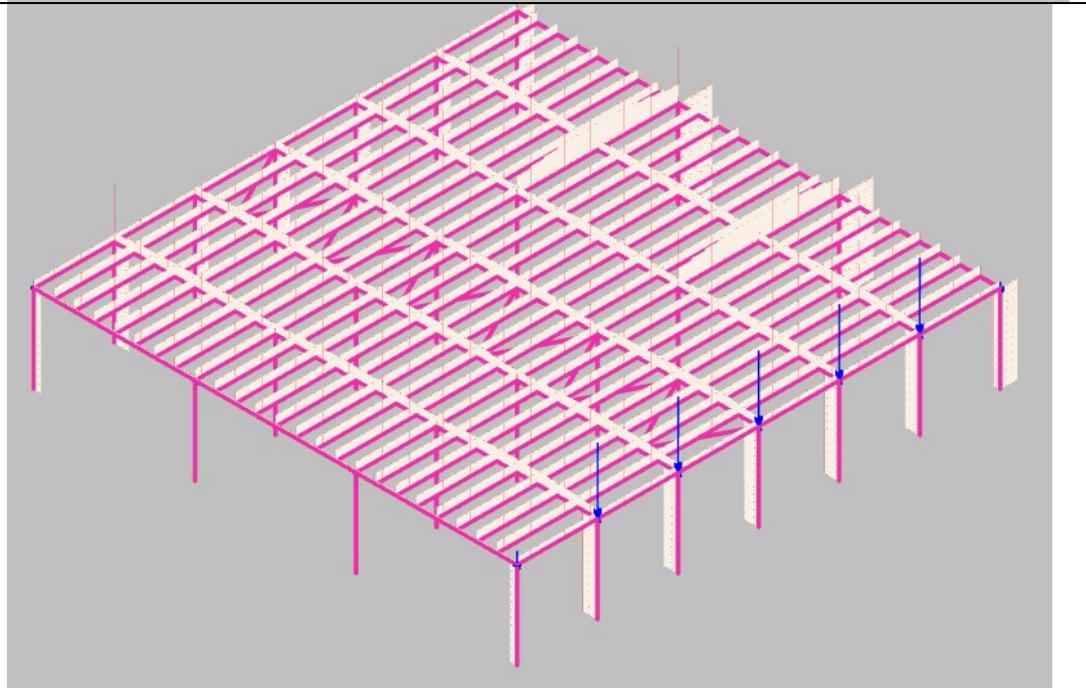
<p>Portique longitudinal le plus chargé</p>	
<p>Portique longitudinal le plus proche du foyer</p>	
<p>Portique transversal le plus proche du foyer</p>	
<p>Modèle global de la cellule échauffée</p>	

Tableau 9-9 : Schémas représentant les charges ponctuelles et réparties appliquées sur les éléments constituant les modèles de portiques

9.2.3. Analyse de la tenue au feu minimale de la cellule exposée

L'objet du modèle global développé est de déterminer le temps d'occurrence des premières ruines d'élément de structure, compte tenu des échauffements des éléments, dans le cas du scénario 1 qui est le plus contraignant pour l'objectif lié à ce scénario.

La figure suivante présente le modèle et ses conditions aux limites.

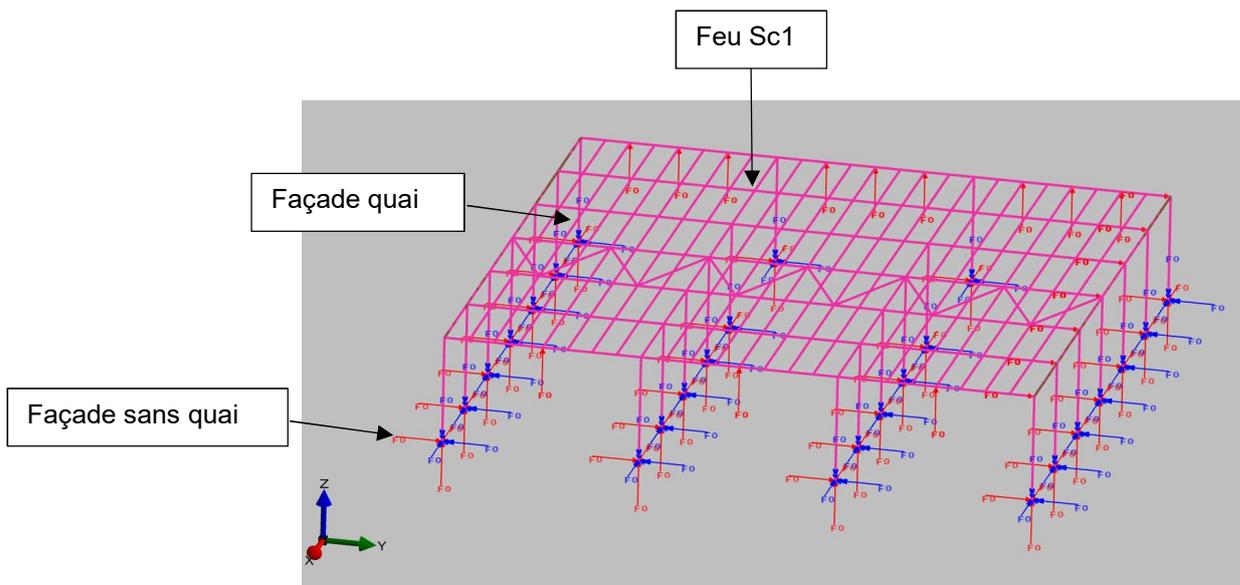


Figure 9-4 : Géométrie du modèle

Compte tenu de la position du feu, on distingue les sections suivantes au niveau de la charpente. Ces sections sont fonction des éléments considérés, et de leur position par rapport au foyer. La figure suivante présente les sections du modèle.

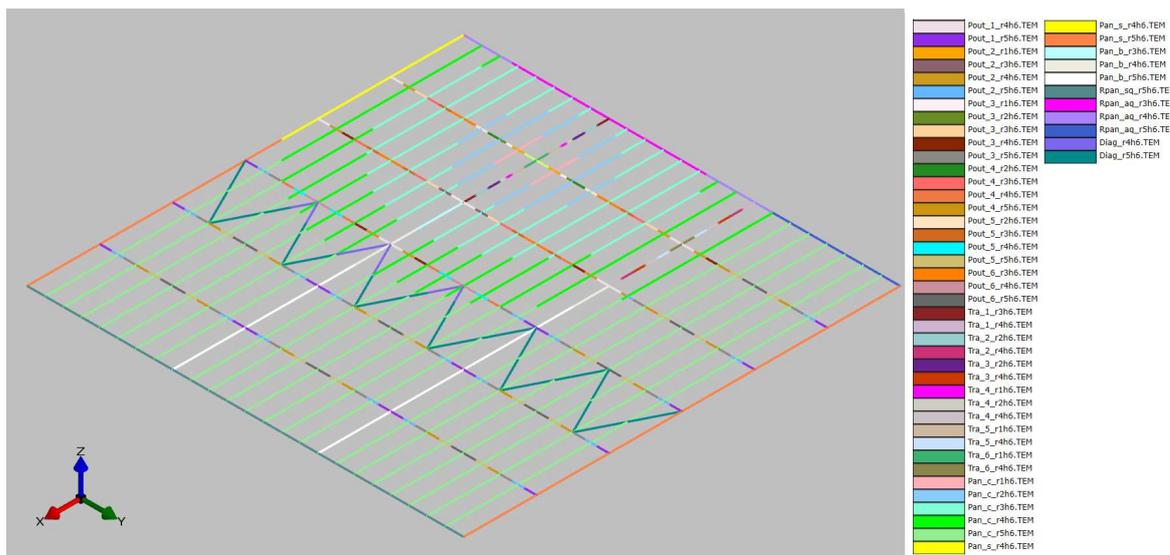


Figure 9-5 : Charpente : Sections prises en compte dans le modèle

Le tableau suivant présente les déformations obtenues sous combinaison d'action G+0,2W en surpression.

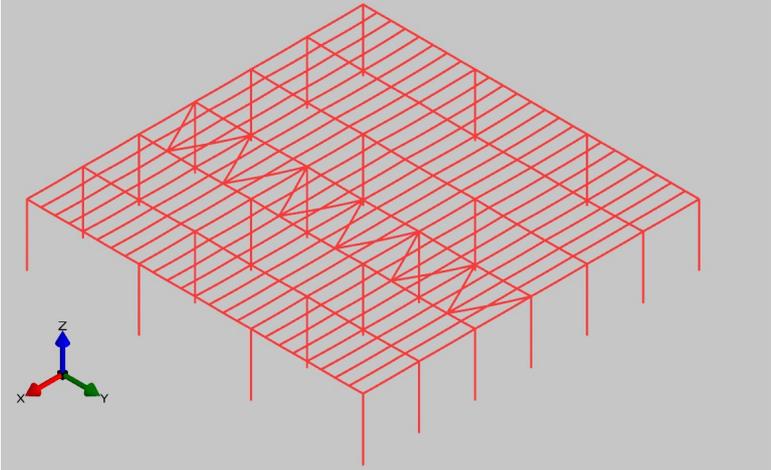
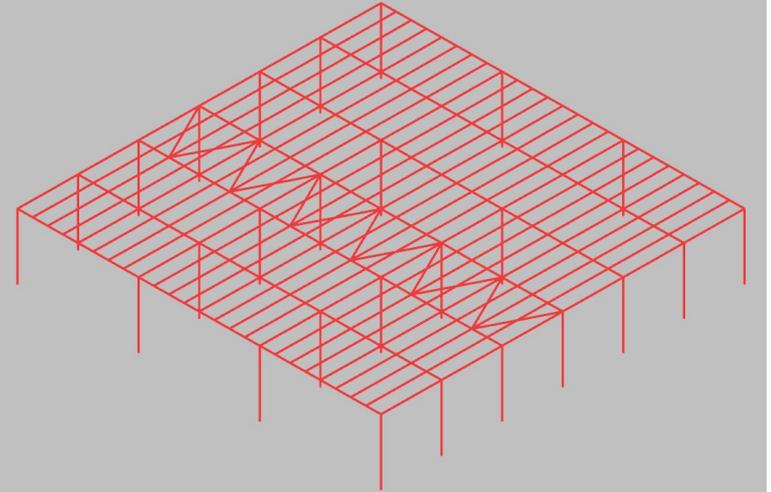
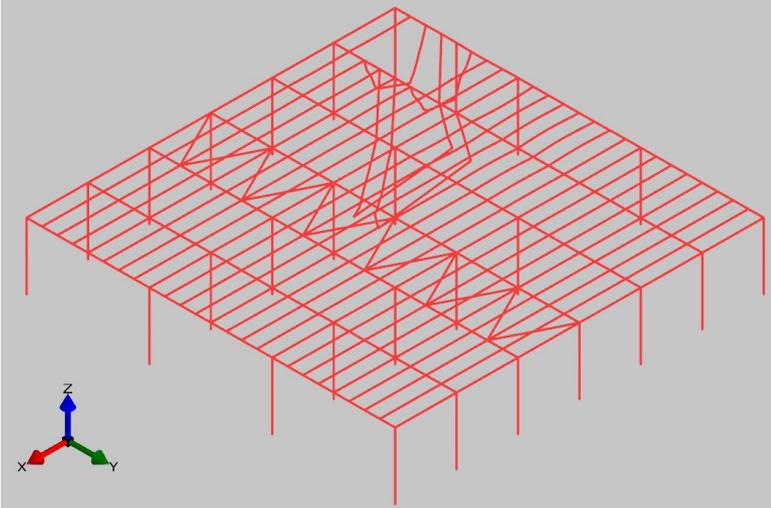
<p>T=0</p>		
<p>T=10 min (600 s)</p>		
<p>T=12 min (720 s)</p>		<p>Ruine de 4 pannes à proximité du foyer</p>

Tableau 9-10 : Modèle global – Déformées et ruine des pannes

On note donc l'occurrence de ruine localisée à proximité immédiate du foyer après 12 minutes de feu dans le cas de la combinaison de charge de vent en surpression. Des itérations ont été faites ensuite en retirant les pannes ayant ruiné. On obtient la ruine de nombreuses pannes dans la zone foyer à partir du moment

des premières ruines. **Ce temps de première ruine est compatible avec la durée d'évacuation du personnel (estimée à 5 minutes).**

Sur la base du même modèle, auquel on a supprimé les pannes courantes, tout en maintenant les charges qu'elles apportent sur les poutres, on examine la tenue des éléments principaux (poutres et traverses notamment). Le tableau suivant fournit les résultats obtenus.

Le tableau suivant présente les résultats obtenus sous combinaison d'action G+0,2S.

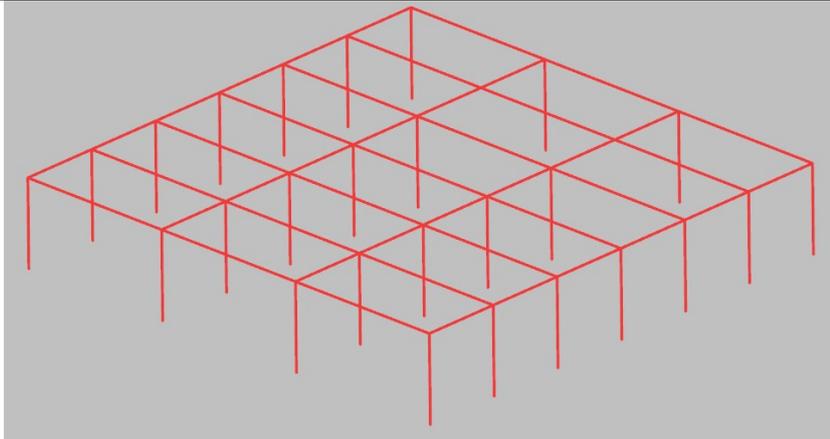
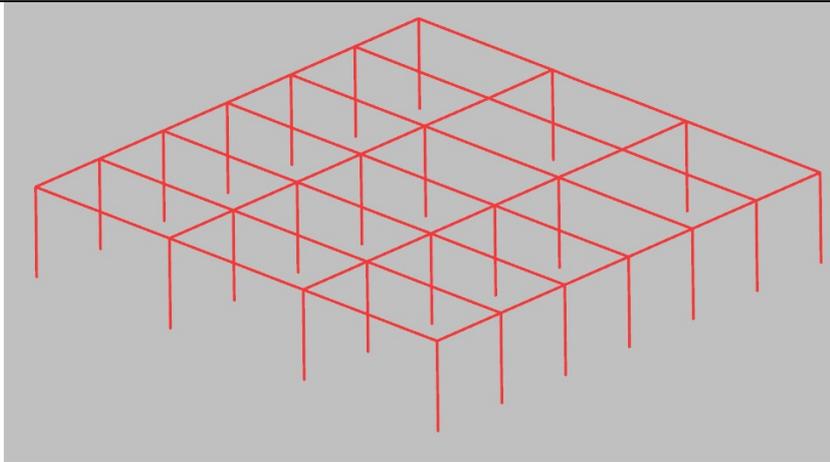
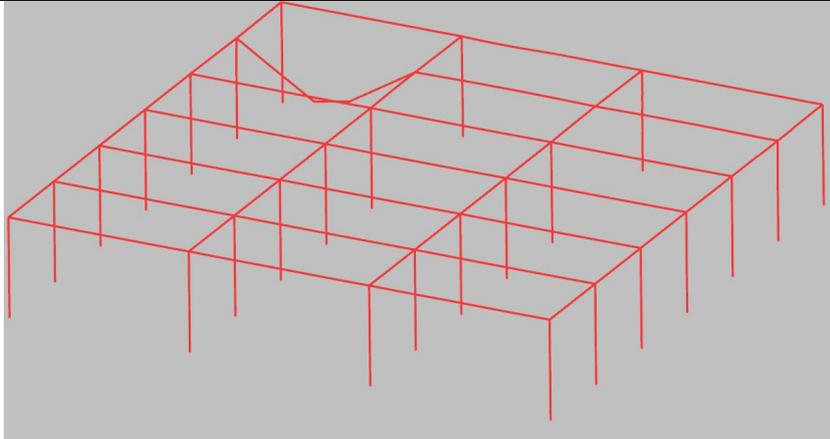
T=0		
T=10 min (600 s)		
T=18 min (1080 s)		Ruine de la poutre principale à proximité du foyer

Tableau 9-11 : Modèle global – Déformées et ruine des poutres

Les ruines des poutres traverses interviennent donc après 18 minutes d'exposition a minima. La perte de ces éléments peut entrainer des effondrements sur des surfaces importantes. Cependant, à cette durée les conditions de visibilité dans l'entrepôt sont perdues, pour le personnel comme pour les services de secours.

Le risque de ruine en chaine intracellule est donc écarté. L'exigence n°2 est satisfaite.

9.2.4. Analyse du mode de ruine par portiques isolés

Comme précisé dans les paragraphes précédents, en fonction des portiques d'étude, l'échauffement pris en compte concerne les scénarios 1 ou 2. On rappelle que, dans le but de la vérification de la non ruine vers l'extérieur, une tenue au feu longue des éléments de charpente est de nature à favoriser une ruine vers l'extérieur (notamment vis-à-vis de l'exposition 3 faces des pannes sur des durées de feu longues). En effet, plus on augmente la durée de stabilité des poutres et des pannes, plus on a de risque de plastification des pieds de poteaux en béton et donc de basculement d'ensemble.

Les caractéristiques en torsion n'étant pas réévaluées pendant le calcul, les phénomènes de déversement ne sont pas (ou peu) pris en compte, ce qui explique les durées de tenue au feu parfois longues obtenues.

L'application des charges horizontales, dues aux effets du vent ou aux imperfections géométriques, est réalisé de façon à accentuer le mouvement constaté sur des premiers modèles qui ont été réalisés sans la prise en compte de ces charges horizontales. Le sens d'application des efforts est donc le suivant :

- Des efforts horizontaux orientés de la gauche vers la droite pour les deux portiques longitudinaux
- Des efforts horizontaux orientés de la droite vers la gauche pour le portique transversal

Le tableau suivant donne les efforts horizontaux appliqués en tête des poteaux pour chacun des portiques. Le signe de la force est choisi de telle façon à amplifier le mouvement constaté de la déformée dans le paragraphe précédent : positif pour les portiques longitudinaux et négatif pour le portique transversal.

Portique	Poteau 1	Poteau 2	Poteau 3	Poteau 4	Poteau 5	Poteau 6	Poteau 7
Longitudinal le plus chargé	302.5 N	945 N	945 N	605 N	945 N	945 N	302.5N
Longitudinal le plus proche du foyer	302.5 N	605 N	605 N	605 N	605 N	605 N	302.5 N
Transversal le plus proche du foyer	-690 N	-945 N	-600 N	-600 N	-600 N	-385 N	

Tableau 9-12 : Efforts horizontaux appliquées en tête des poteaux et représentatifs des imperfections géométriques

Un autre effort horizontal dû à l'effet du vent est également pris en compte dans cette étude de mode de ruine. Il s'agit d'une charge uniformément répartie à appliquer sur le poteau en rive en fonction de la surface de façade qu'il supporte.

Pour une hypothèse de vent, en zone 3, avec une rugosité II et un $H_t = 14$ m, la pression de pointe vaut $q_p(z) = 1060$ N/m².

Dans notre cas de figure, c'est la combinaison suivante des coefficients d'exposition C_{pe} et C_{pi} qui donne l'effort de vent dissymétrique pouvant provoquer un déplacement vers l'extérieur de la structure.

Poteau	Cpi	Cpe	Cpi + Cpe	W = qp x (Cpi +/- Cpe)
Au vent	-0,3	0,70	1,00	1060 N/m²
Sous vent	-0,3	-0,30	0,00	0

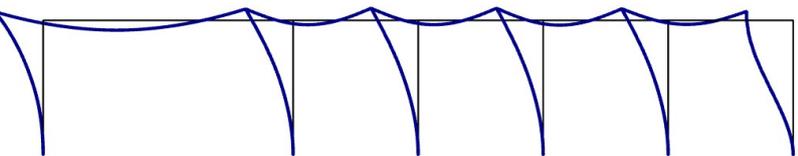
Tableau 9-13 : Pression horizontale due au vent sur les façades supportées par les poteaux de rive

Sachant que l'effort de vent est minoré par 0.2 selon la combinaison accidentelle d'incendie à l'ELU et que les poteaux supportent une façade de largeur 12 m pour les portiques longitudinaux ou 24 m pour les portiques transversaux, nous pouvons en déduire la charge horizontale à appliquer sur le poteau au vent :

- Portiques longitudinaux : charge répartie positive de 2544 N/ml à appliquer sur le poteau gauche pour amplifier le mouvement de la déformée constaté dans le paragraphe précédent
- Portique transversal : charge répartie négative de -5088 N/ml à appliquer sur le poteau droit pour amplifier le mouvement de la déformée constaté dans le paragraphe précédent

Les deux tableaux suivants donnent les temps de stabilité obtenus pour chacun des portiques modélisés ainsi que la déformée au moment de la ruine en distinguant le cas avec entretoisement ou sans entretoisement. Il est à noter qu'en plus du calcul réalisé avec l'hypothèse d'entretoisement, il est important de considérer, dans l'étude du mode de ruine, une deuxième hypothèse sans entretoisement. En effet, vu les durées de stabilité assez élevées auxquelles on pourrait s'attendre du fait des hypothèses favorables considérées par rapport au déversement des éléments en bois (conservation de la résistance initiale en torsion), il est possible que les éléments assurant l'anti-déversement ne soient plus en place au moment de la ruine du portique.

Cas1 : avec entretoisement

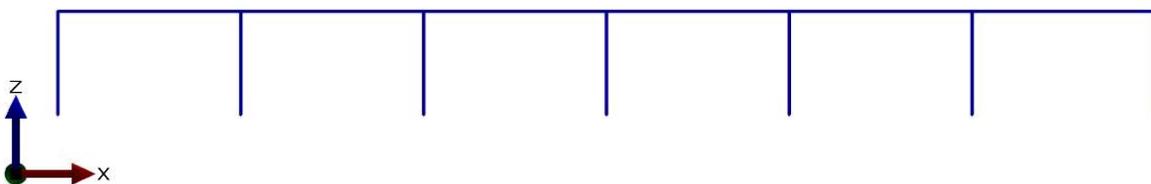
Scénario	Portique	Temps de stabilité	Déformée exagérée 20 fois
1	Portique longitudinal le plus chargé	Ruine de la poutre n°2 à 4380 s	CAS 1 Poutre 1 Poutre 2 Poutre 3 Poutre 4 Poutre 5 Poutre 6 
1	Portique longitudinal le plus proche du foyer	Ruine de la poutre n°2 à 4296 s	CAS 2 Poutre 1 Poutre 2 Poutre 3 Poutre 4 Poutre 5 Poutre 6 
1	Portique transversal le plus proche du foyer	Ruine des différentes pannes à 4896 s	CAS 3 Traverse Panne 1 Panne 2 Panne 3 Panne 4 
2	Portique longitudinal le plus proche du foyer	Ruine de la poutre n°3 à 4248 s	CAS 4 Poutre 1 Poutre 2 Poutre 3 Poutre 4 Poutre 5 Poutre 6 

Cas2 : sans entretoisement

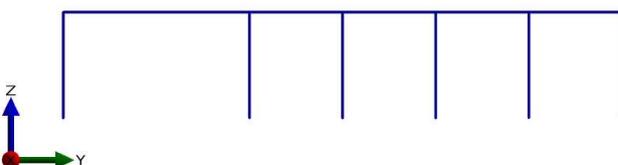
Scénario	Portique	Temps de stabilité	Déformée exagérée 20 fois
1	Portique longitudinal le plus chargé	Ruine de la poutre n°2 à 1775 s	CAS 5 Poutre 1 Poutre 2 Poutre 3 Poutre 4 Poutre 5 Poutre 6
1	Portique longitudinal le plus proche du foyer	Ruine de la poutre n°2 à 1578 s	CAS 6 Poutre 1 Poutre 2 Poutre 3 Poutre 4 Poutre 5 Poutre 6
1	Portique transversal le plus proche du foyer	Ruine de la traverse à 4634 s	CAS 7 Traverse Panne 1 Panne 2 Panne 3 Panne 4
2	Portique longitudinal le plus proche du foyer	Ruine de la poutre n°3 à 1766 s	CAS 8 Poutre 1 Poutre 2 Poutre 3 Poutre 4 Poutre 5 Poutre 6

Conventions de signe : Les résultats qui suivent donnent les flèches (déplacements selon z) et les déplacements en têtes des poteaux (déplacements selon x pour les portiques longitudinaux et selon y pour les portiques transversaux) selon le repère suivant :

-Portique longitudinal



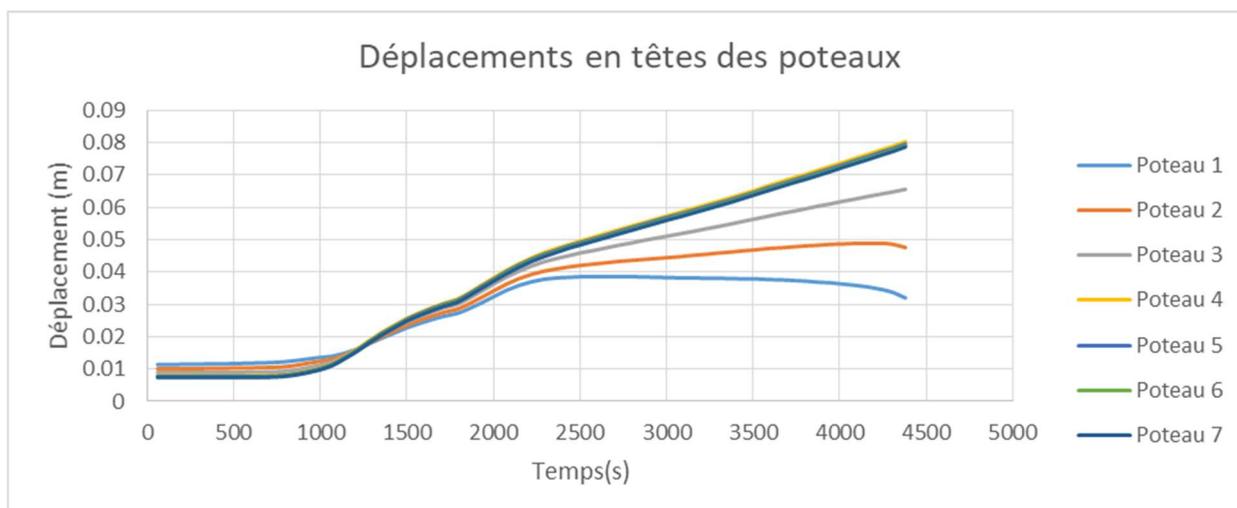
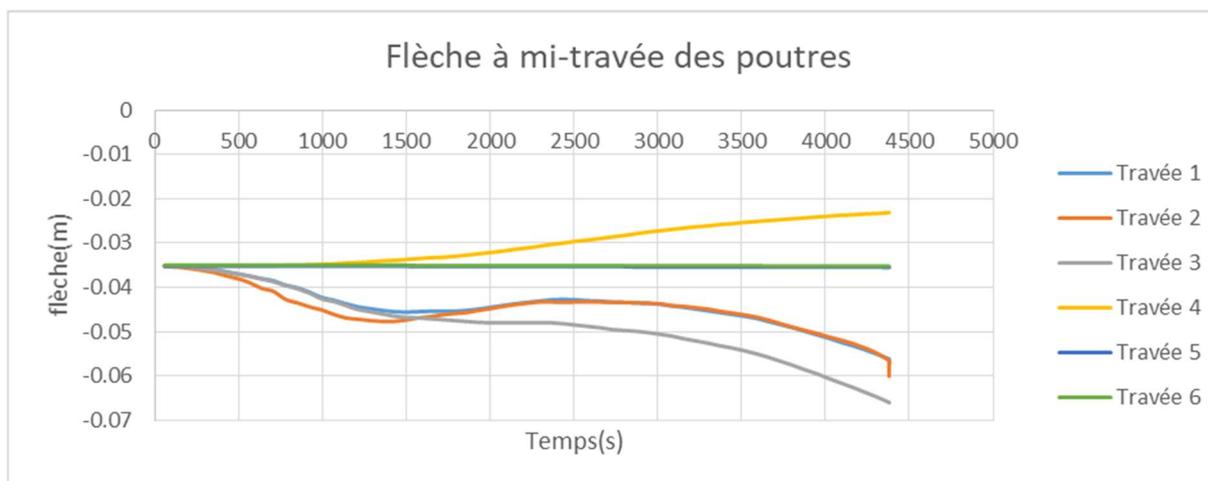
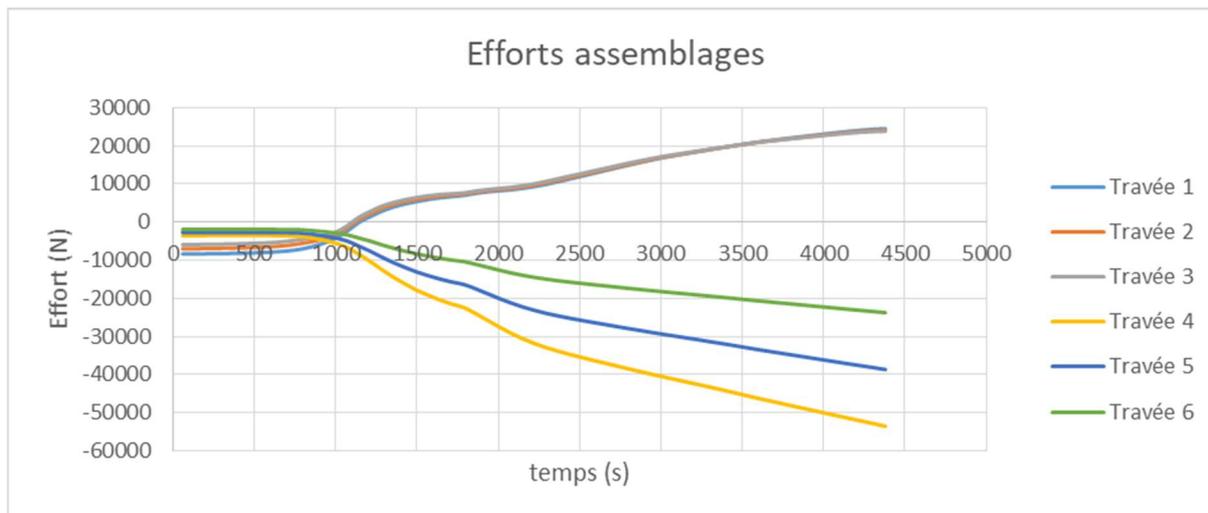
-Portique transversal



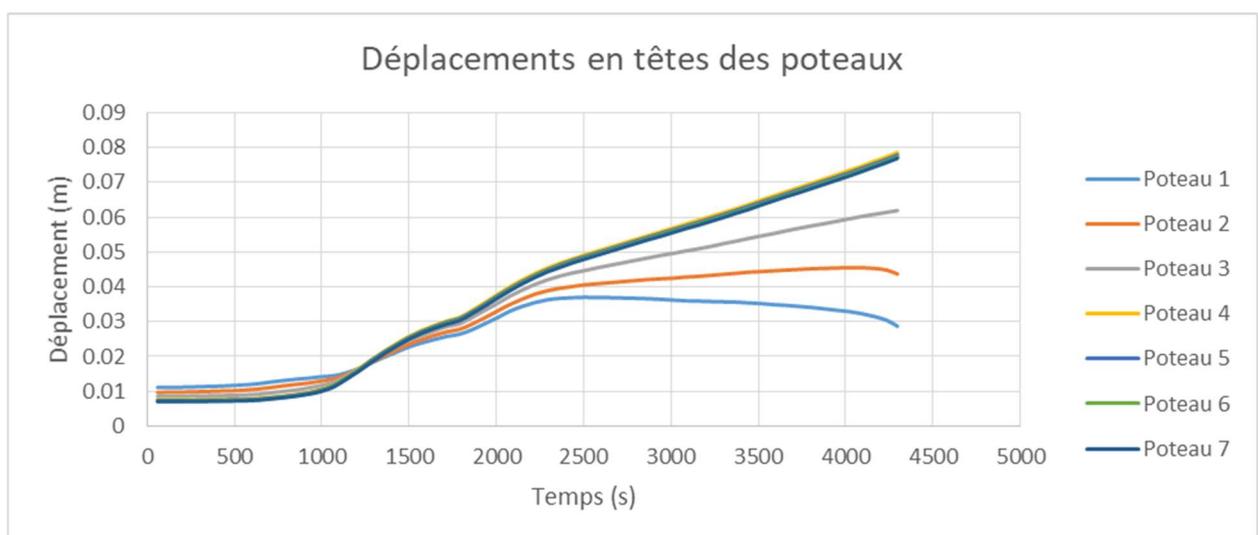
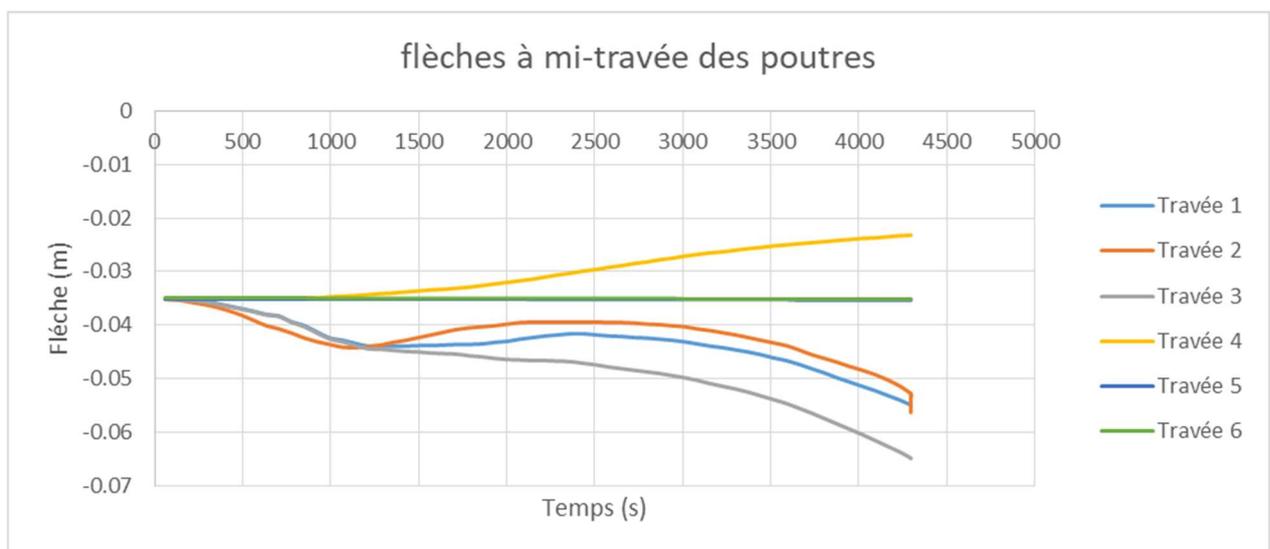
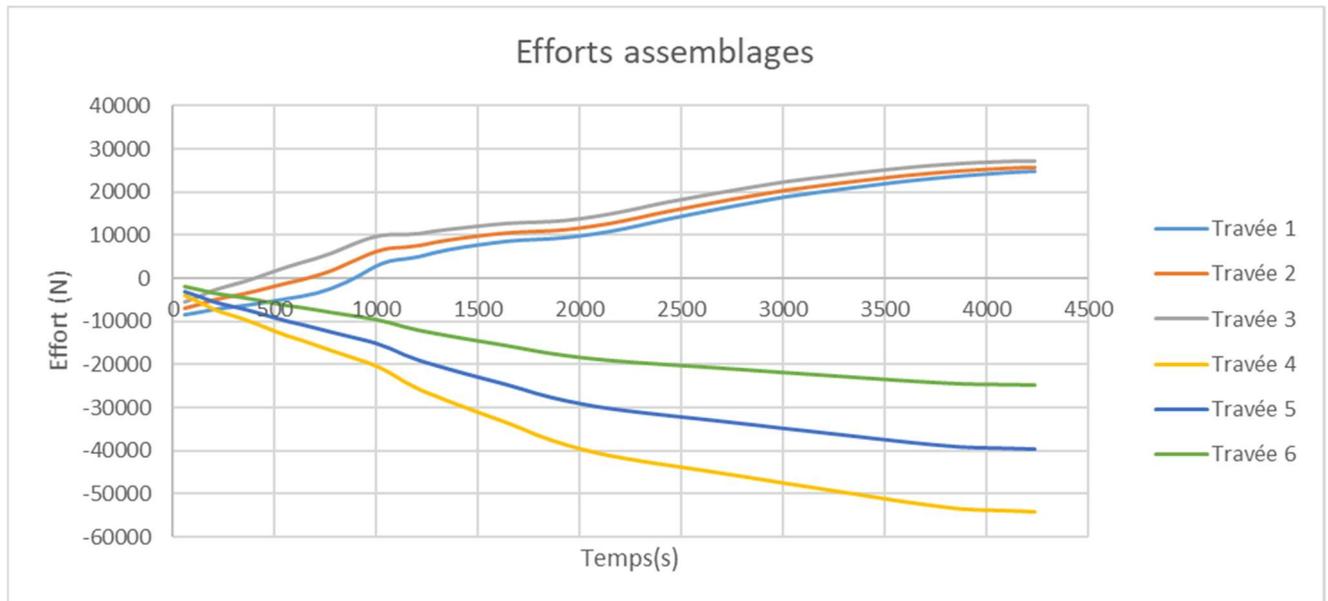
En ce qui concerne les efforts au niveau des assemblages, un effort positif correspond à un état de traction au niveau de l'élément horizontal en bois (poutre, traverse ou panne-buton) et un effort négatif correspond à une compression au niveau de cet élément.

Résultats avec entretoisement :

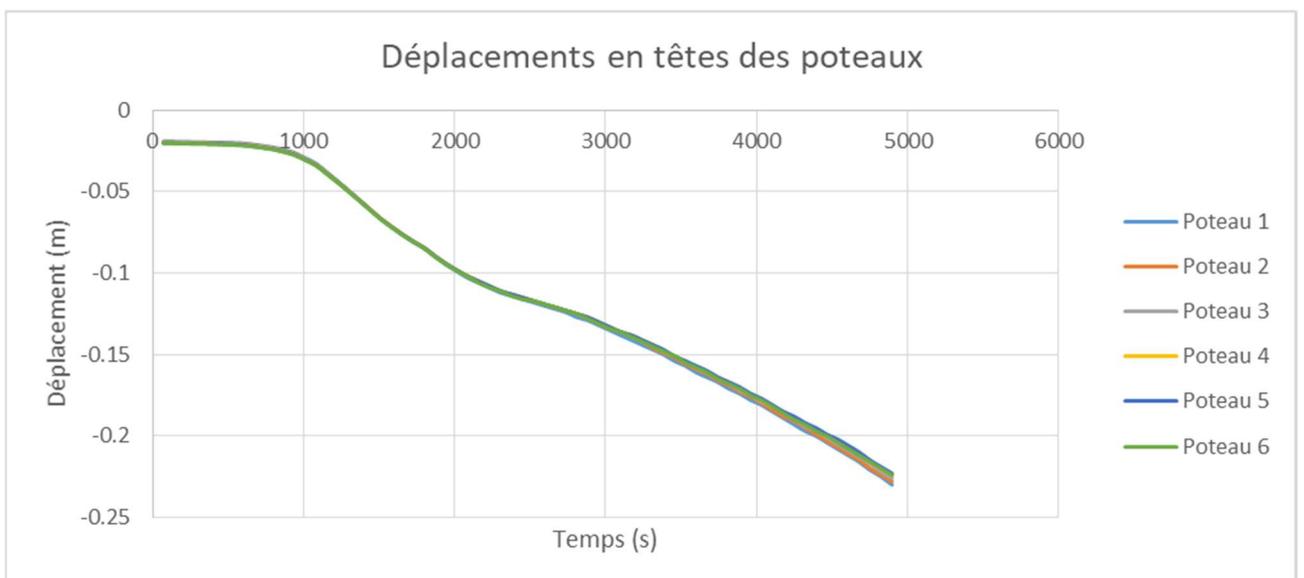
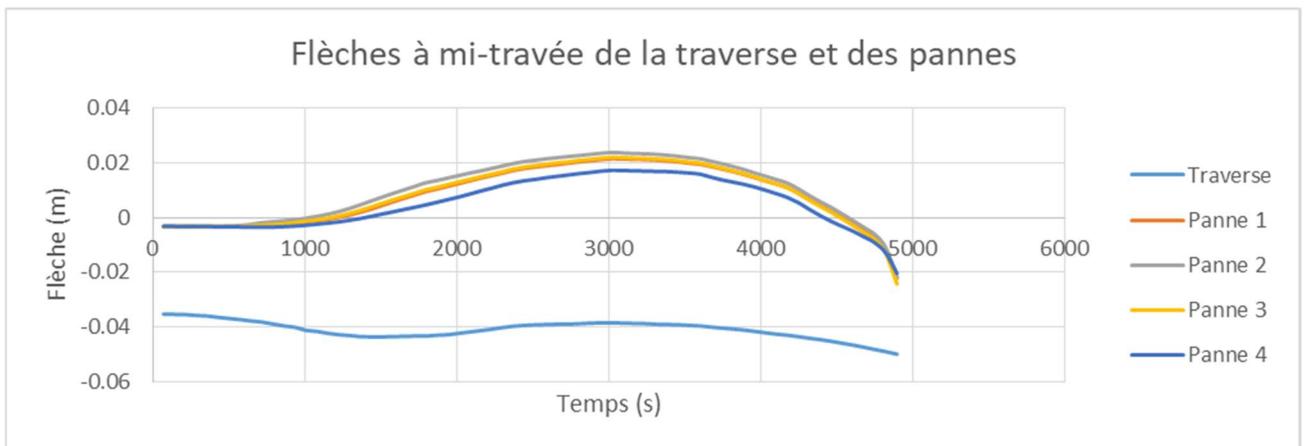
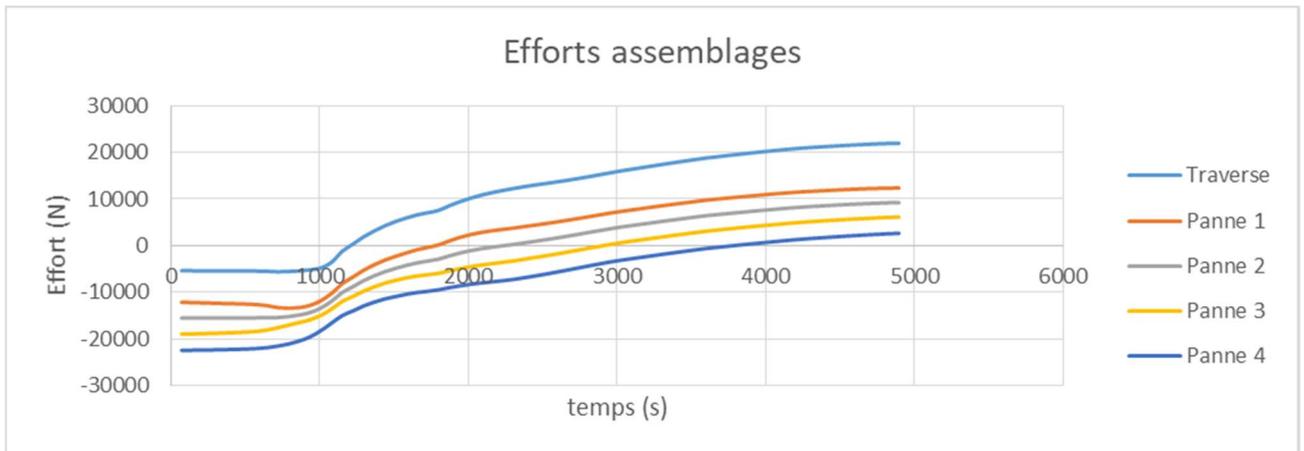
CAS 1 : Scénario 1 - Portique longitudinal le plus chargé - entretoisé



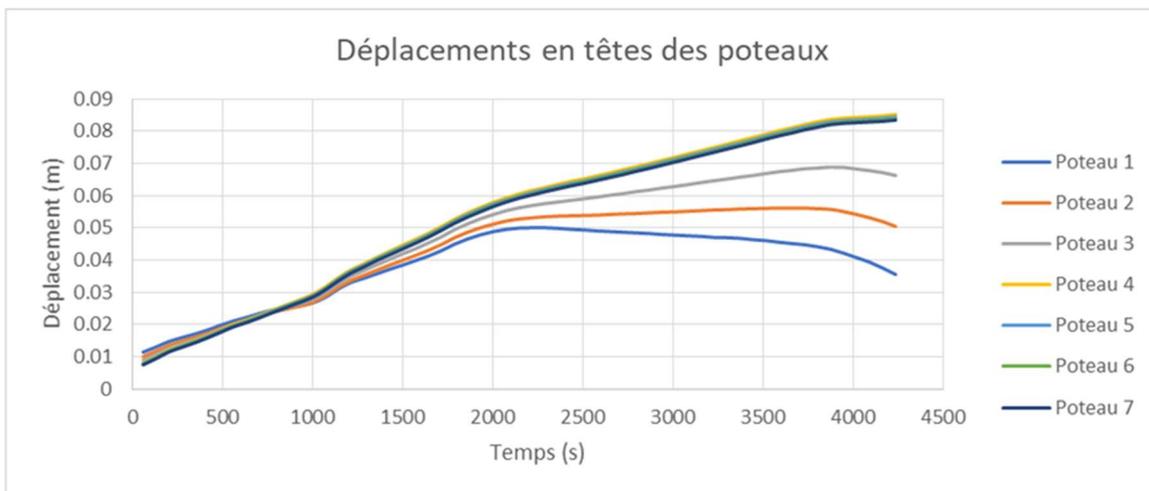
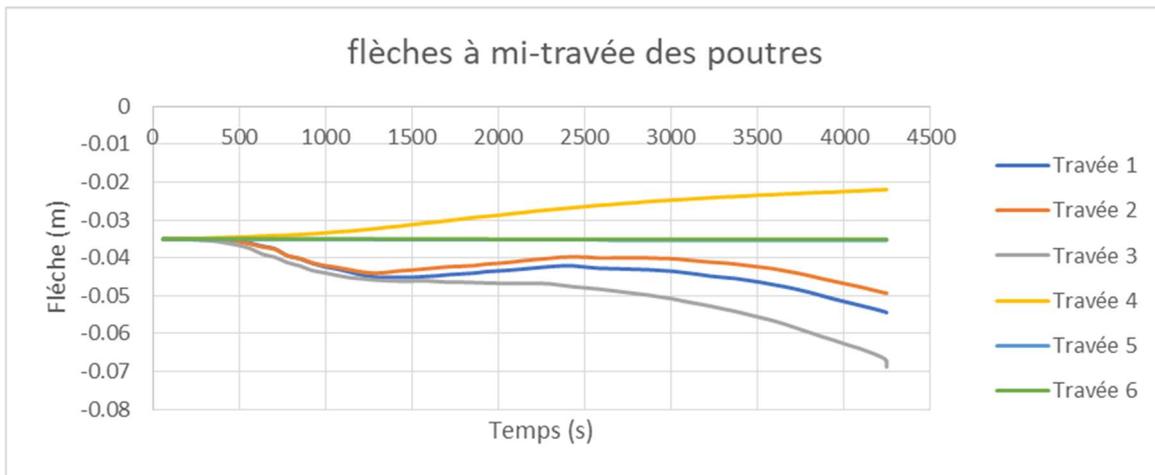
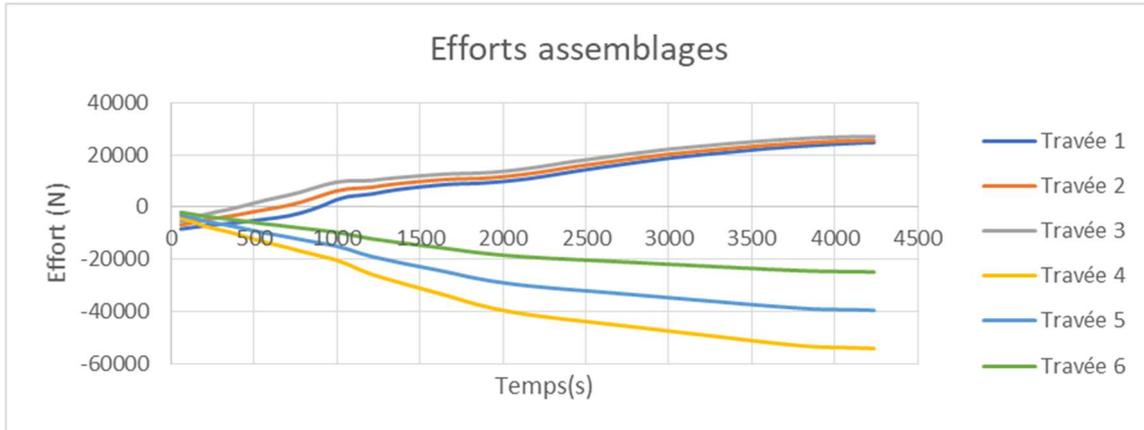
CAS 2 : Scénario 1- Portique longitudinal le plus chaud - entretoisé



CAS 3 : Scénario 1 - Portique transversal le plus chaud - entretoisé

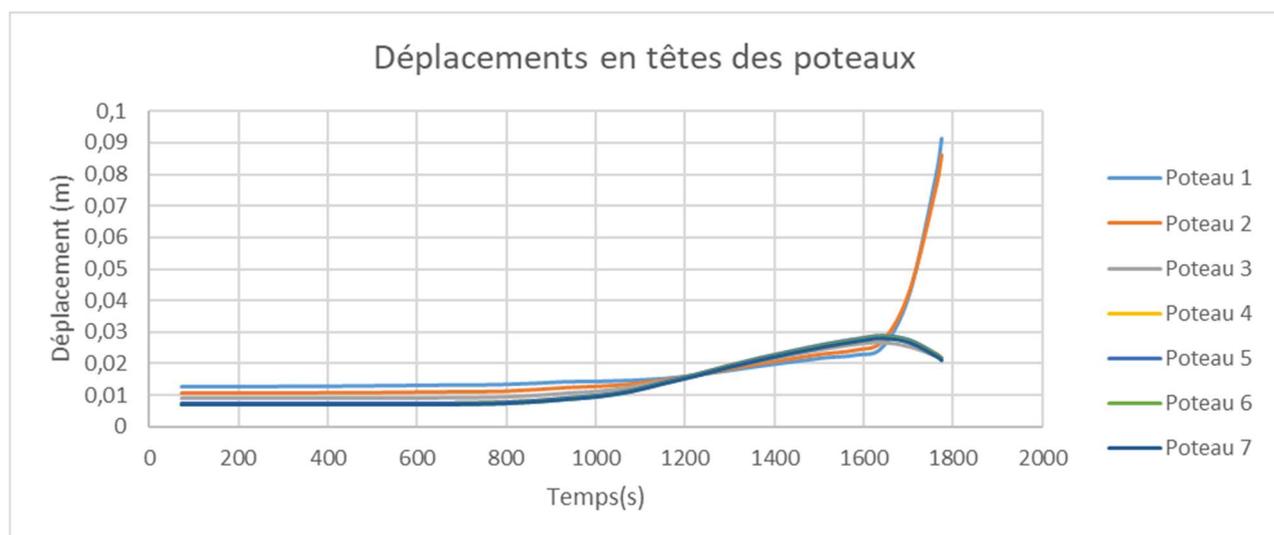
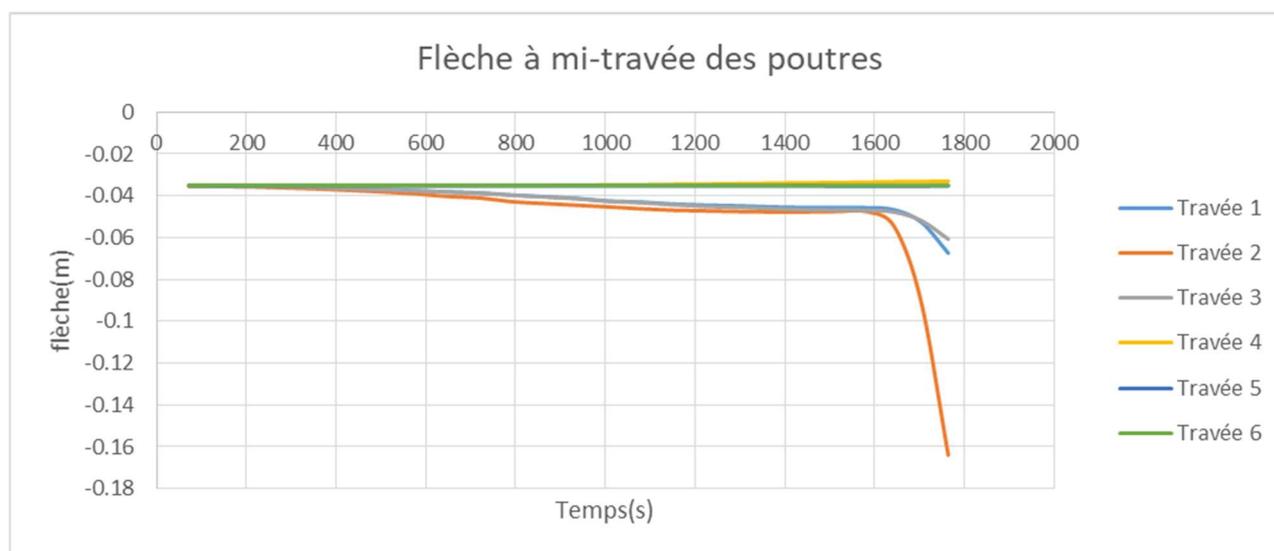
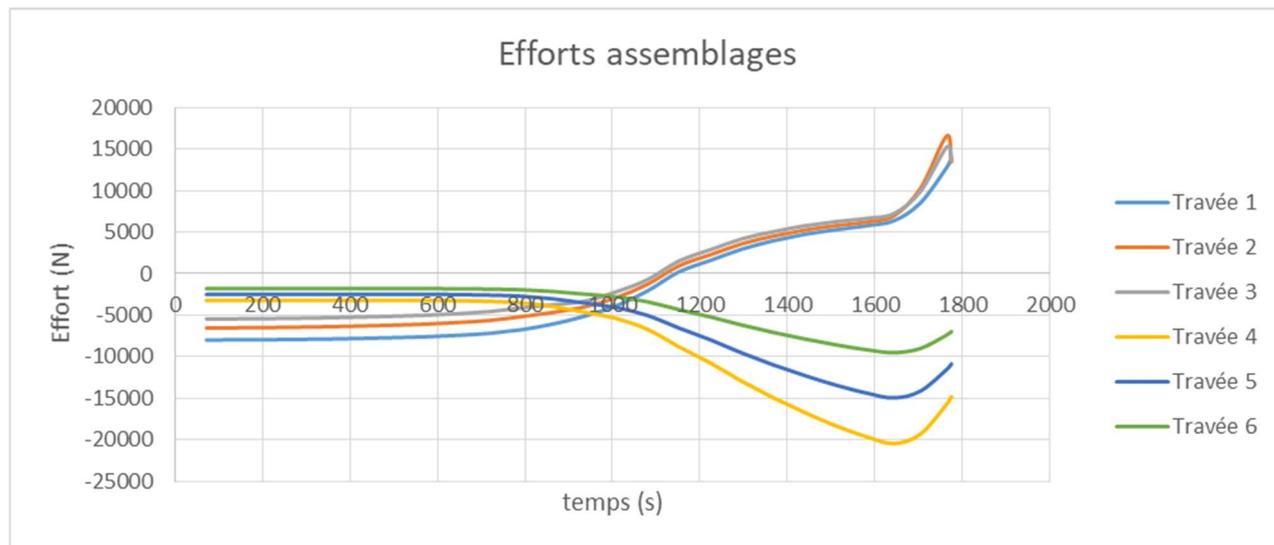


CAS 4 : Scénario 2 - Portique longitudinal le plus chaud - entretoisé

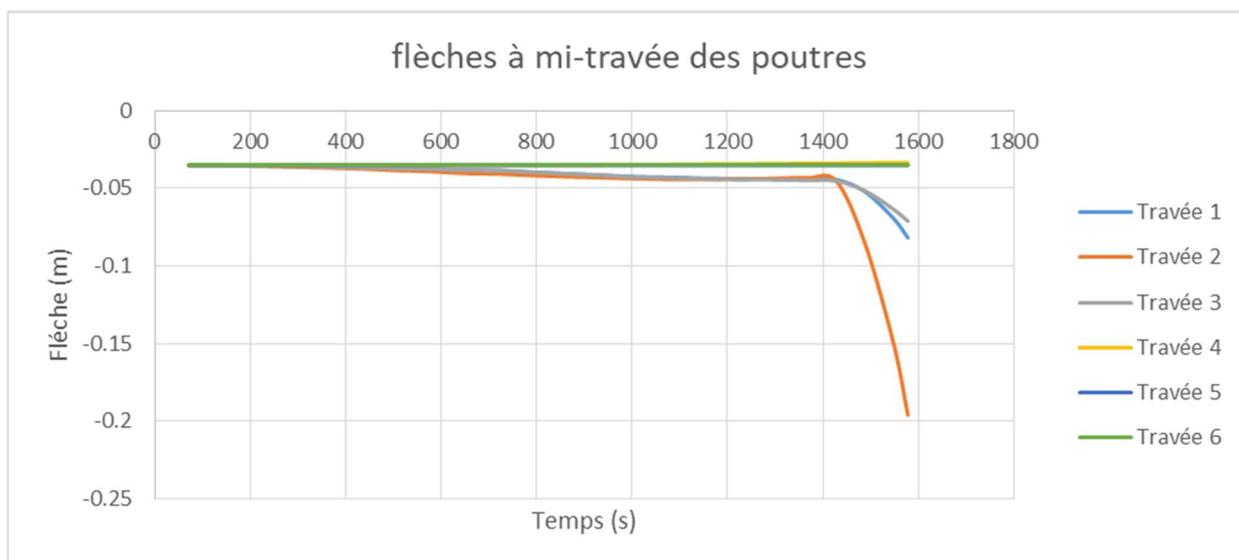
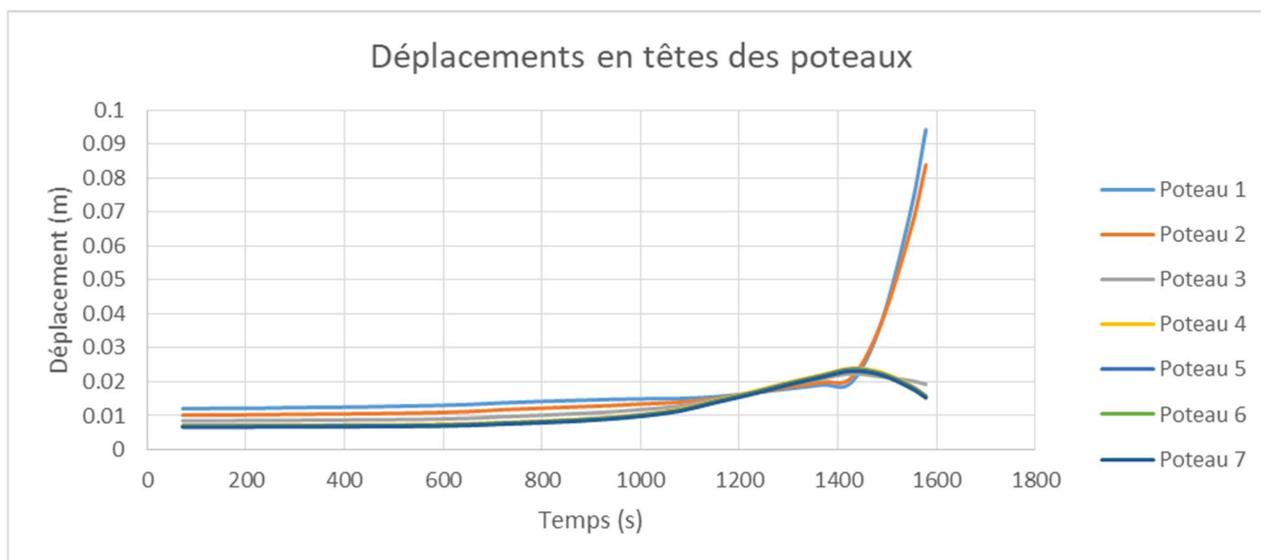
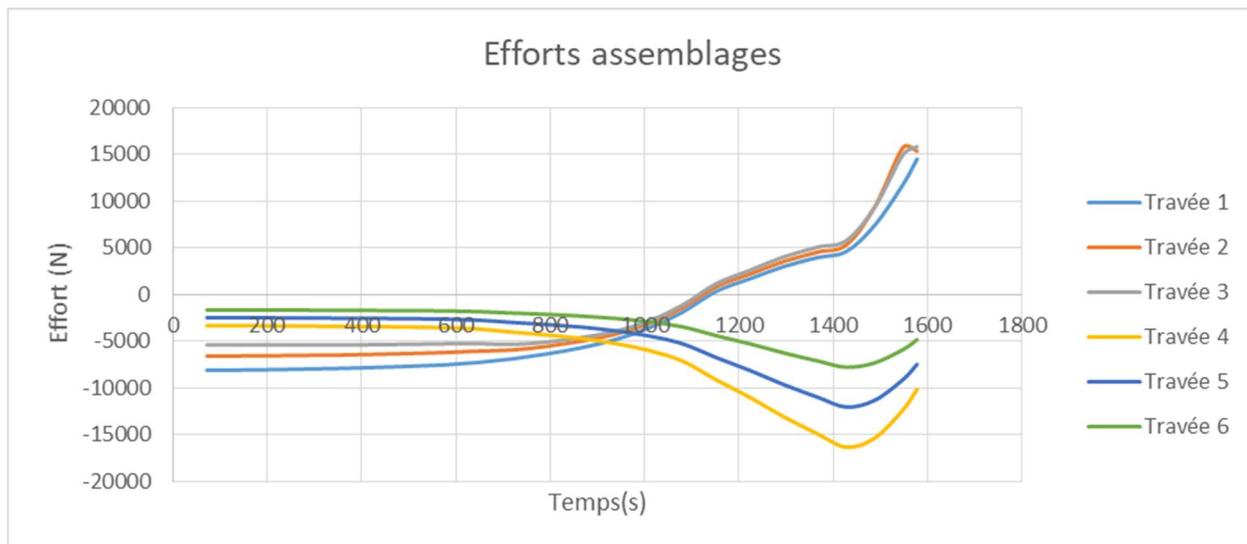


Résultats sans entretoisement :

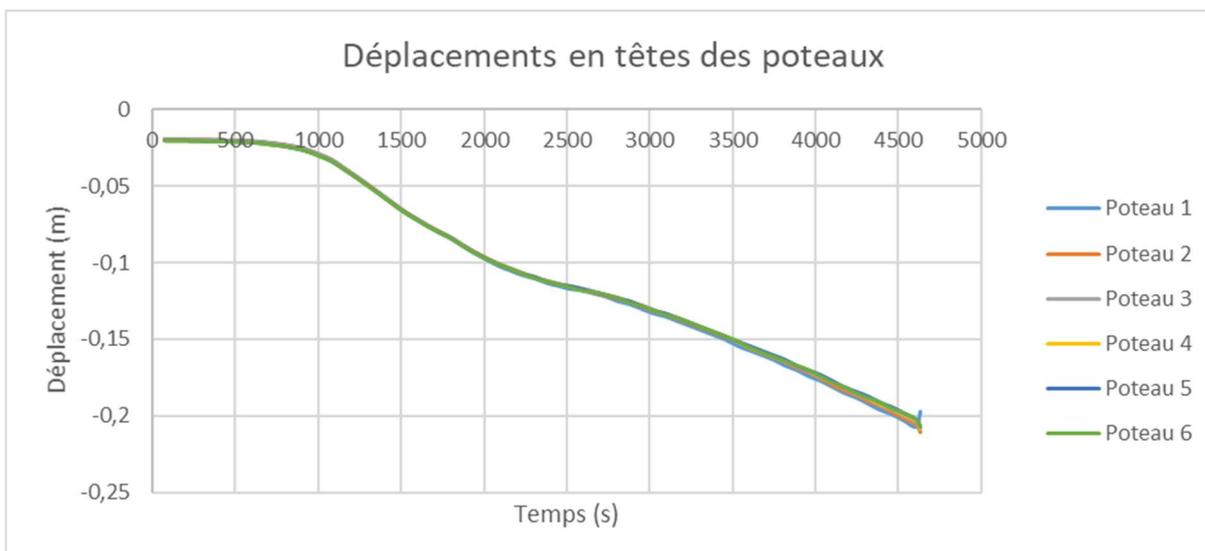
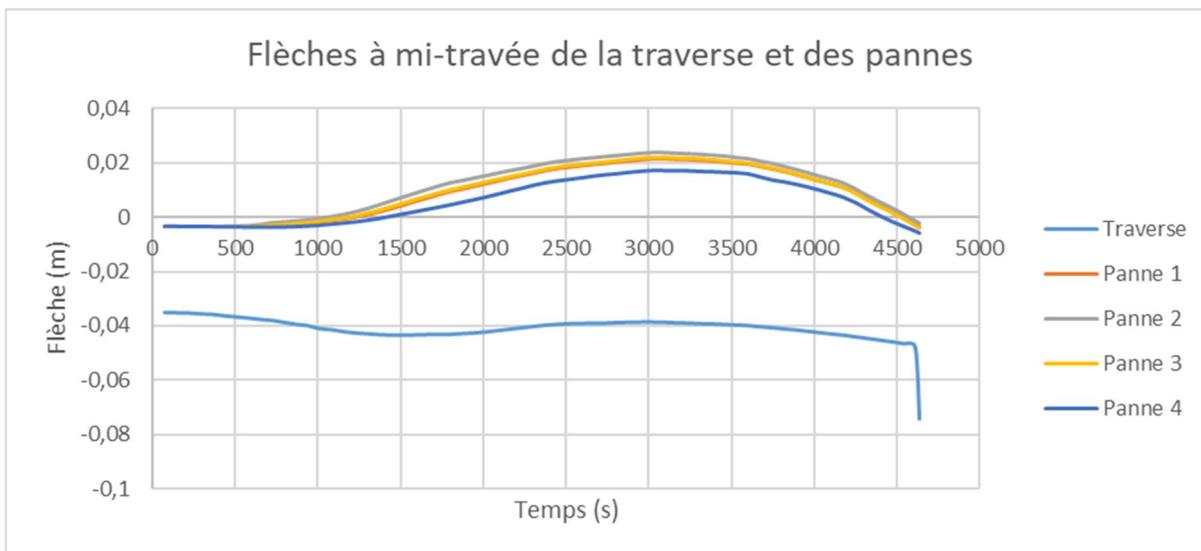
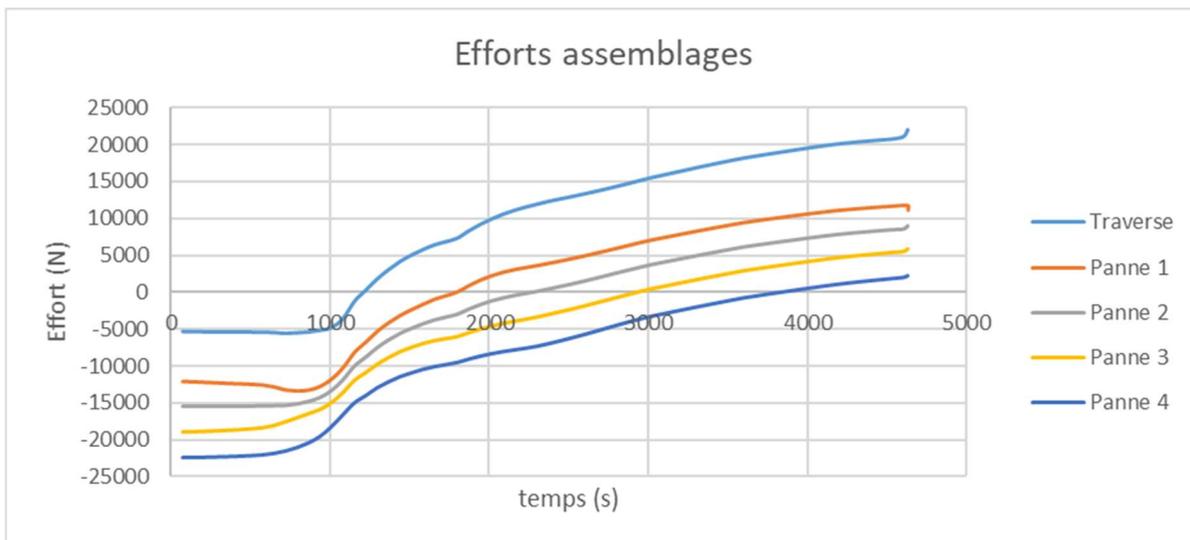
CAS 5 : Scénario 1 - Portique longitudinal le plus chargé – non entretoisé



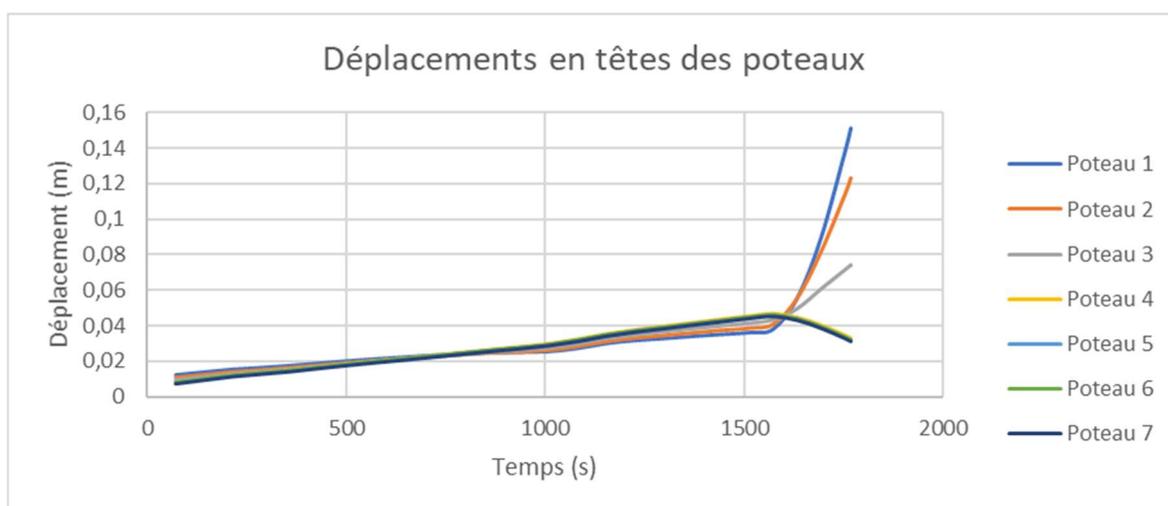
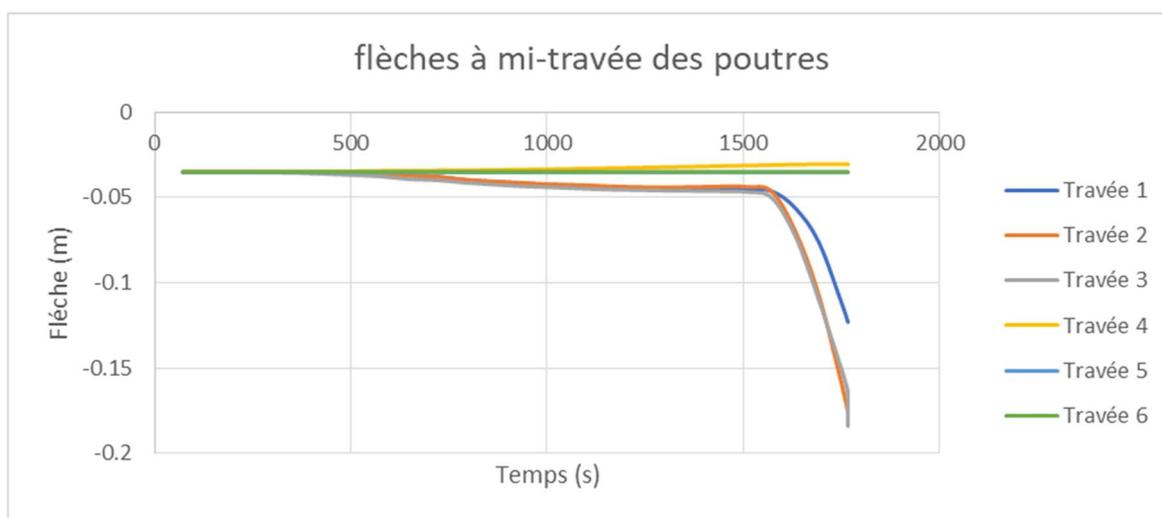
CAS 6 : Scénario 1 - Portique longitudinal le plus chaud – non entretoisé



CAS 7 : Scénario 1 - Portique transversal le plus chaud – non entretoisé



CAS 8 : Scénario 2 - Portique longitudinal le plus chaud - non entretoisé



Le tableau suivant récapitule les conclusions qu'on peut retenir de ces précédents graphiques :

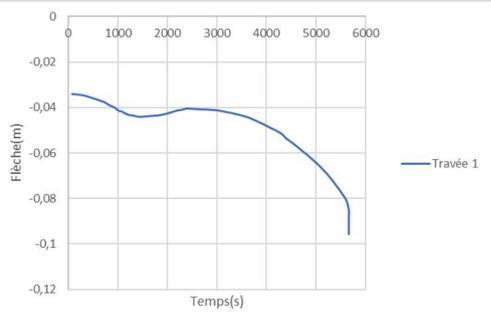
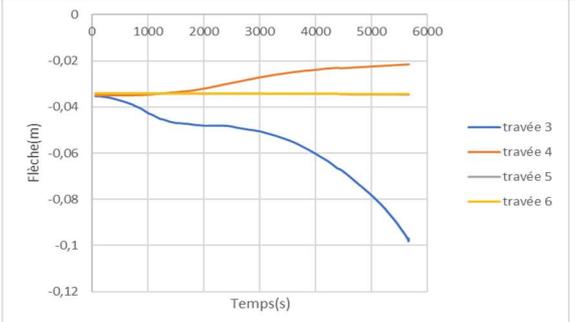
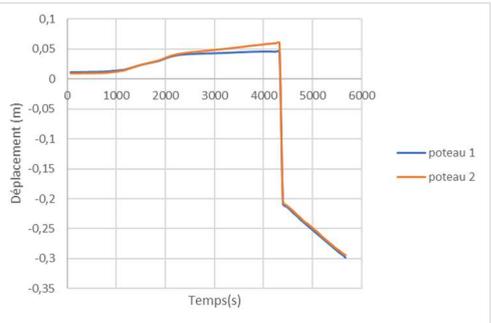
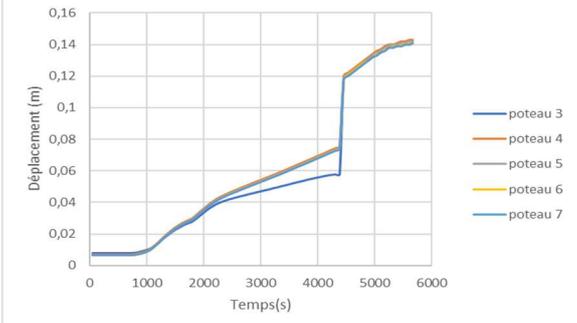
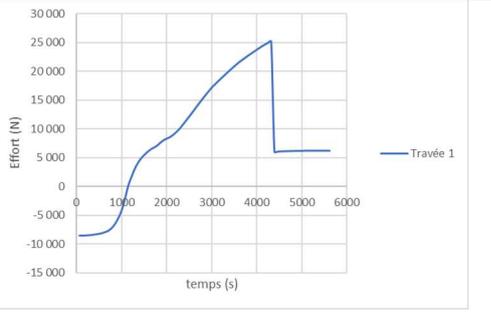
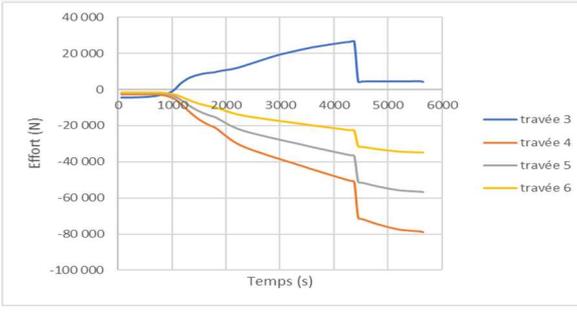
Numéro du cas étudié	Portique	Efforts assemblage	Déplacement en tête de poteau vers extérieur	Elément(s) ayant ruiné en premier	Calculs à faire dans la suite
CAS 1	Longitudinal avec entretoisement (le plus chargé) – Scénario 1	-55kN à +25kN	8 cm en zone froide	Poutre n°2	Etude des deux parties de portiques restantes après suppression de la poutre 2 (CAS 1-1 et CAS 1-2)
CAS 2	Longitudinal avec entretoisement (le plus chaud) – Scénario 1	-55kN à +25kN	8 cm en zone froide	Poutre n°2	Etude des deux parties de portiques restantes après suppression de la poutre 2 (CAS 2-1 et CAS 2-2)
CAS 3	Transversal avec entretoisement – Scénario 1	-25kN à +25kN	23 cm en zone chaude	Les pannes-butons	Etude d'un portique simple contenant juste deux poteaux + la traverse CAS 3-1
CAS 4	Longitudinal avec entretoisement (le plus chaud) – Scénario 2	-55kN à +30kN	8 cm en zone froide	Poutre n°3	Etude des deux parties de portiques restantes après suppression de la poutre 3 CAS 4-1 et CAS 4-2 Un CAS 4-3 sera également étudié sur une variante du cas 4-2
CAS 5	Longitudinal sans entretoisement (le plus chargé) – Scénario 1	-20kN à +17kN	3 cm en zone froide	Poutre n°2	Etude des deux parties de portiques restantes après suppression de la poutre 2 CAS 5-1 et CAS 5-2
CAS 6	Longitudinal sans entretoisement (le plus chaud) – Scénario 1	-20kN à +17kN	3 cm en zone froide	Poutre n°2	Etude des deux parties de portiques restantes après suppression de la poutre 2 CAS 6-1 et CAS 6-2
CAS 7	Transversal sans entretoisement – Scénario 1	-25kN à +25kN	20 cm en zone chaude	La traverse	Etude d'un portique formé par les pannes et les poteaux qui les supportent CAS 7-1 et CAS 7-2

CAS 8	Longitudinal sans entretoisement (le plus chaud) – Scénario 2	-35kN à +30kN	15 cm en zone chaude	Poutre n°3	Etude des deux parties de portiques restantes après suppression de la poutre 3 CAS 8-1 et CAS 8-2 Un CAS 8-3 sera également étudié sur une variante du cas 8-2
-------	---	---------------	----------------------	------------	--

Les CAS 4-3 et 8-3 sont des variantes respectives des CAS 4-2 et 8-2 avec deux hypothèses défavorables supplémentaires :

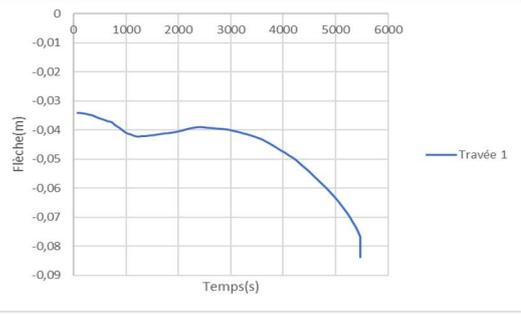
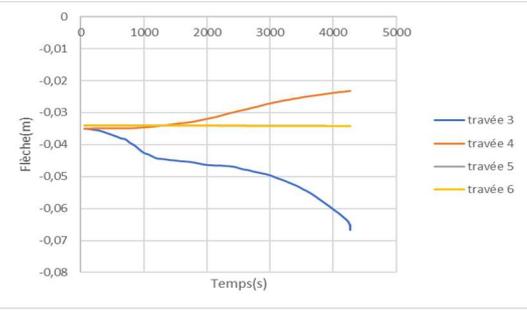
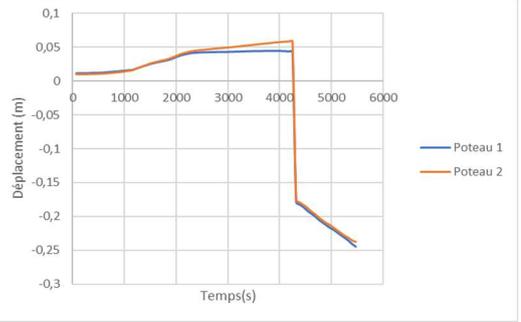
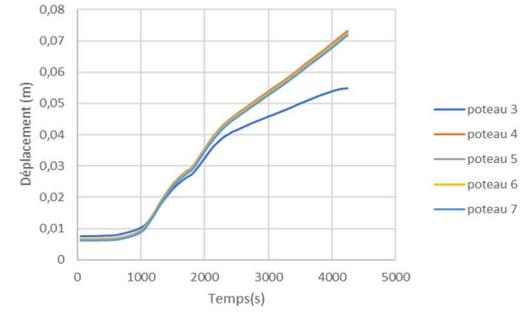
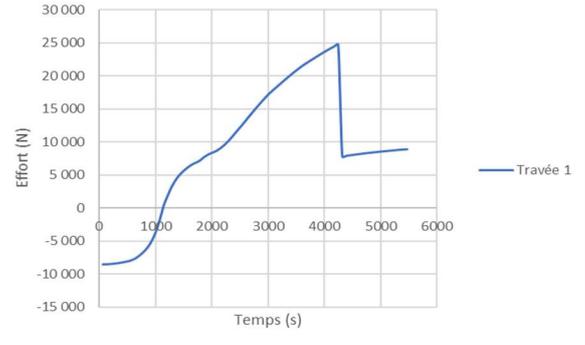
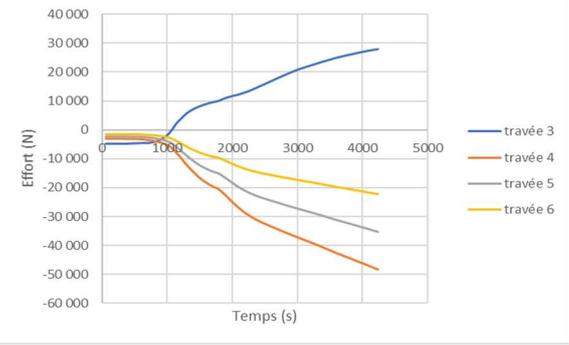
- un moment au niveau du poteau du mur coupe-feu dû à la présence du corbeau en tête qui aura tendance à accentuer le déplacement du poteau vers la zone froide et amplifier les déplacements vers l'extérieur et les efforts au niveau des assemblages
- la non prise en compte de la présence de la poutre n°3 du côté chaud dès le début du calcul. En effet, avant qu'elle rompe, cette poutre est en état de traction ce qui permet de maintenir le poteau chauffé sur sa moitié et ayant tendance à partir vers la zone froide.

CAS 1 : Portique longitudinal le plus chargé avec entretoisement (scénario 1)

	Poutre 1	Poutre 2	Poutre 3	Poutre 4	Poutre 5	Poutre 6
Modèle initial	 <p>Portique longitudinal le plus chargé, ruine poutre 2 à 4380s</p>					
Sous-modèles obtenus après 1 ^{ère} ruine	<p>CAS 1-1</p> <p>poutre 1</p>  <p>Sous-portique 1 : ruine à 5668 s</p>		<p>CAS 1-2</p> <p>poutre 3 poutre 4 poutre 5 poutre 6</p>  <p>Sous-portique 2 : ruine à 5663 s</p>			
Flèches						
Déplacement en tête des poteaux						
Efforts assemblages						

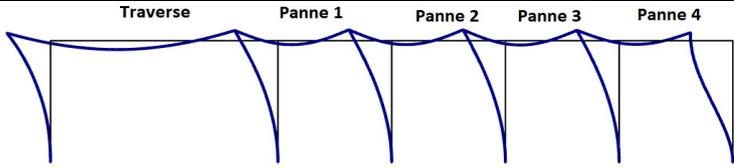
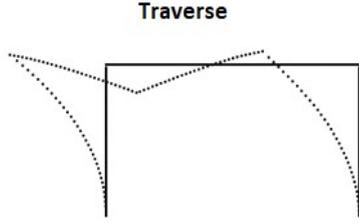
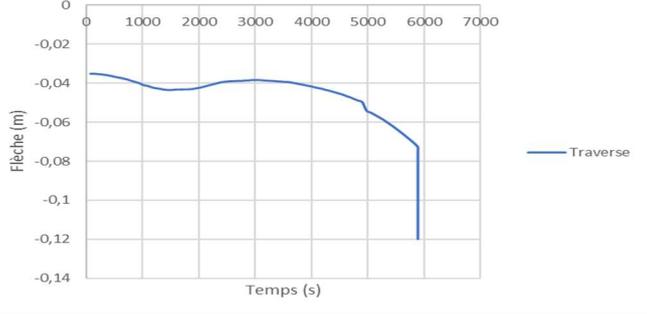
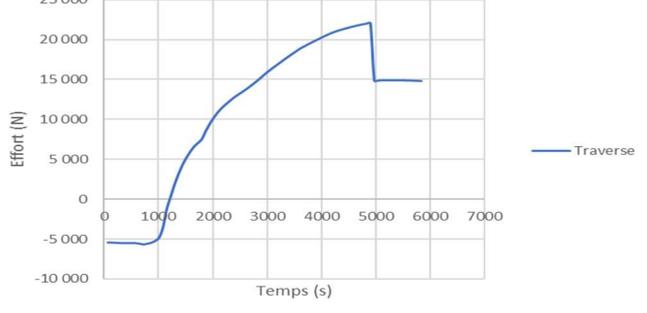
Observation : malgré un déplacement vers l'extérieur des deux sous-portiques, ce sont les poutres qui rompent en premier et les poteaux restent stables.

CAS 2 : Portique longitudinal le plus chaud avec entretoisement (scénario 1)

	Poutre 1	Poutre 2	Poutre 3	Poutre 4	Poutre 5	Poutre 6
Modèle initial	 <p>Portique longitudinal le plus chaud, ruine poutre 2 à 4296s</p>					
Sous-modèles obtenus après 1 ^{ère} ruine	<p>CAS 2-1</p> <p>poutre 1</p>  <p>Sous-portique 1 : ruine à 5477 s</p>		<p>CAS 2-2</p> <p>poutre 3 poutre 4 poutre 5 poutre 6</p>  <p>Sous-portique 2 : ruine à 4277 s</p>			
Flèches						
Déplacement en tête des poteaux						
Efforts assemblages						

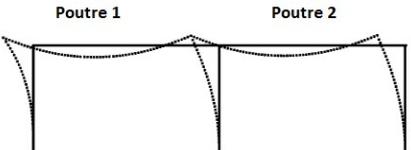
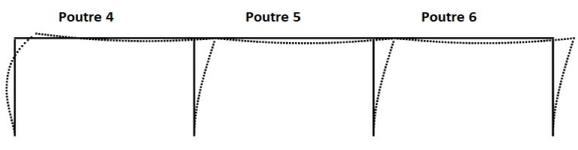
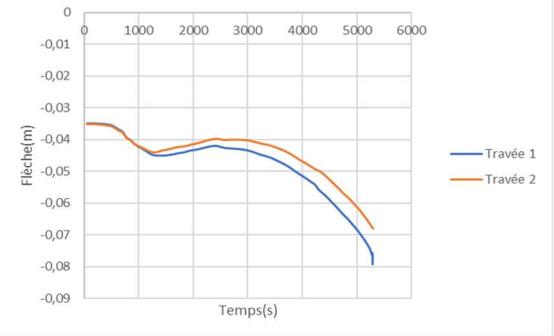
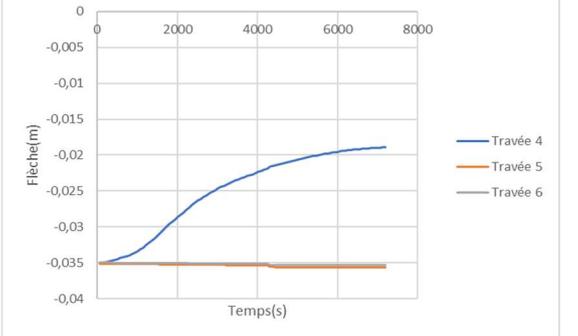
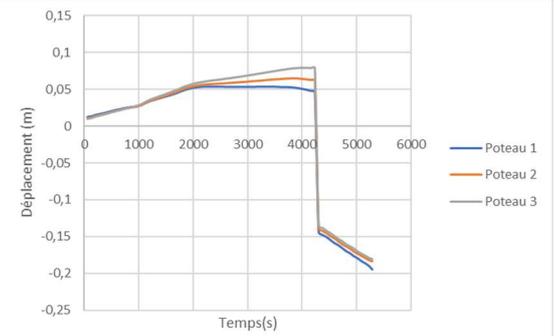
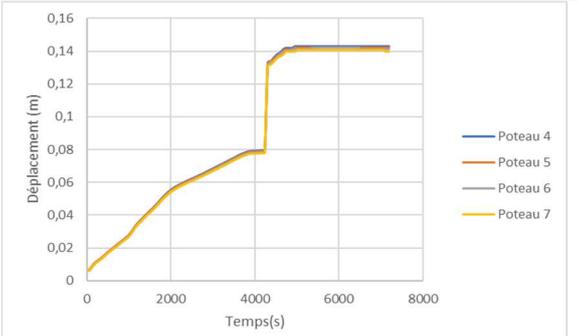
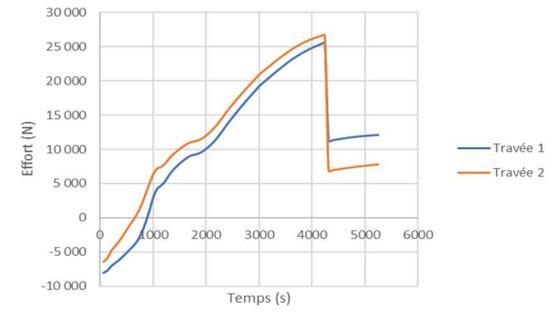
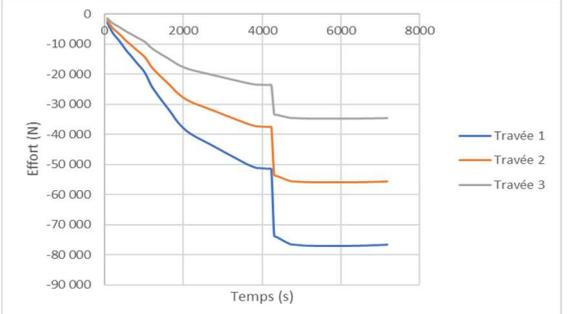
Observation : malgré un déplacement vers l'extérieur des deux sous-portiques, ce sont les poutres qui rompent en premier et les poteaux restent stables.

CAS 3 : Portique transversal avec entretoisement (scénario 1)

<p>Modèle initial</p>	 <p>Portique transversal le plus chaud, ruine des différentes pannes à 4896s</p>
<p>Sous-modèle obtenu après 1^{ère} ruine</p>	 <p>Sous-portique : ruine à 5880 s</p>
<p>Flèches</p>	
<p>Déplacement en tête des poteaux</p>	
<p>Efforts assemblages</p>	

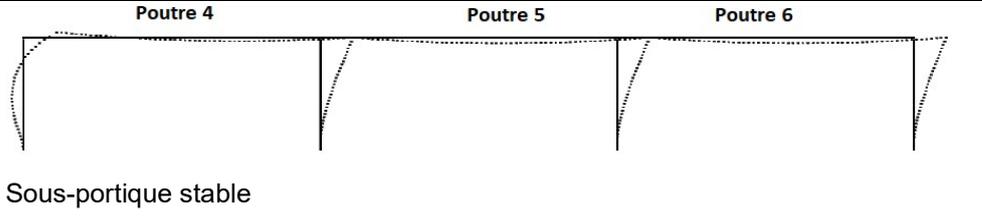
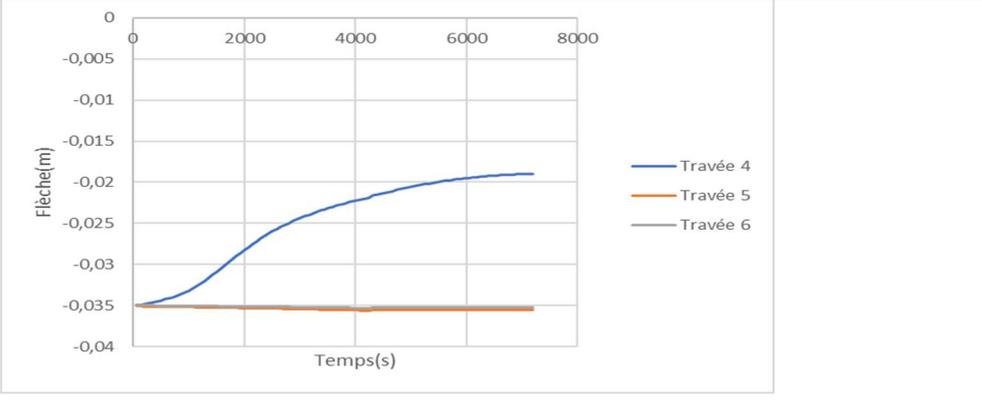
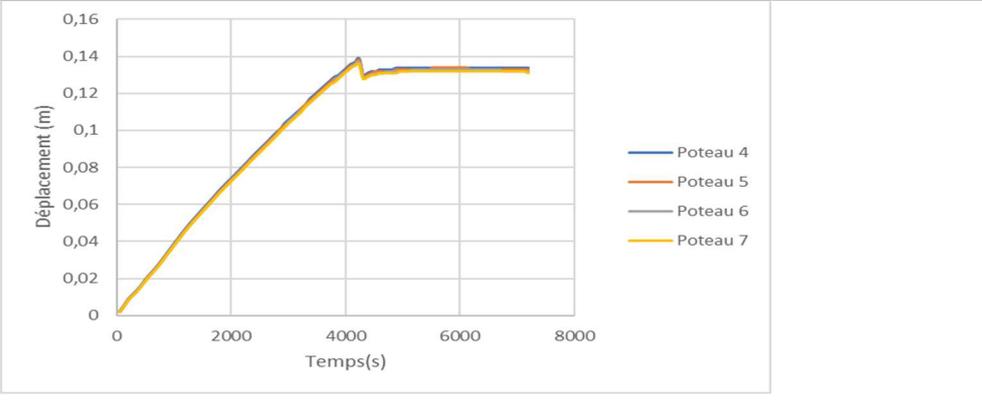
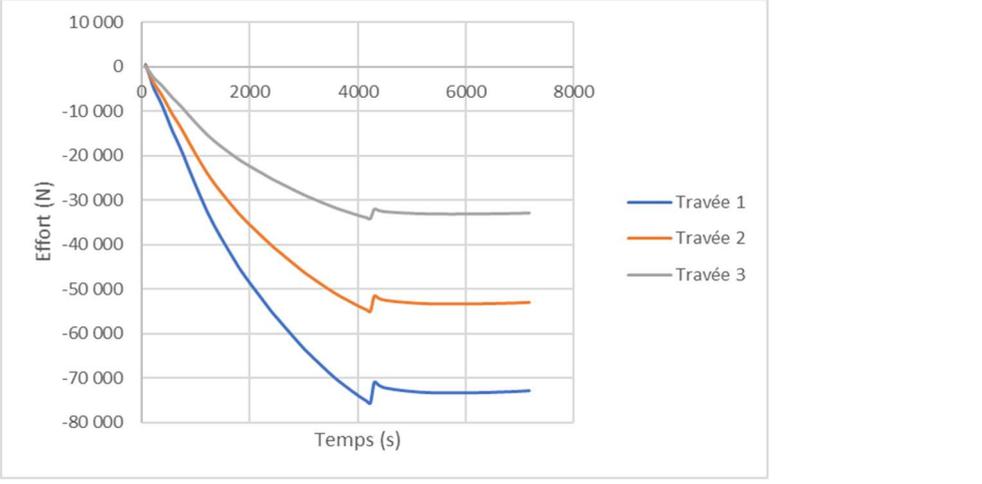
Observation : malgré un déplacement vers l'extérieur du sous-portique, c'est la traverse qui rompt en premier et les poteaux restent stables.

CAS 4 : Portique longitudinal le plus chaud avec entretoisement (scénario 2)

	Poutre 1	Poutre 2	Poutre 3	Poutre 4	Poutre 5	Poutre 6
Modèle initial	 <p>Portique longitudinal le plus chaud, ruine poutre 3 à 4248s</p>					
Sous-modèles obtenus après 1 ^{ère} ruine	<p>CAS 4-1</p>  <p>Sous-portique 1 : ruine à 5292 s</p>			<p>CAS 4-2</p>  <p>Sous-portique 2 : stable</p>		
Flèches						
Déplacement en tête des poteaux						
Efforts assemblages						

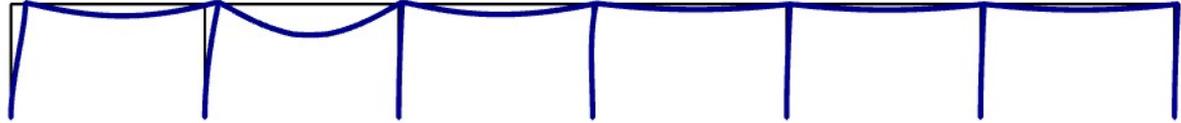
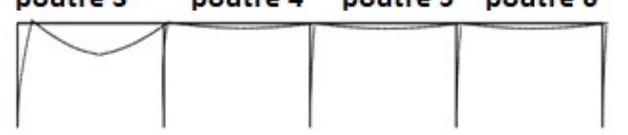
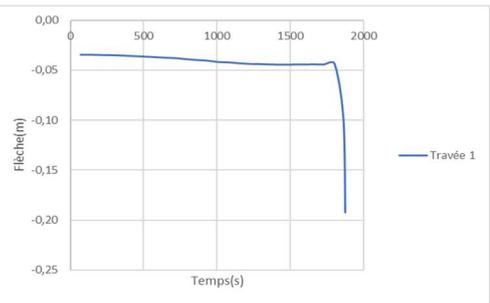
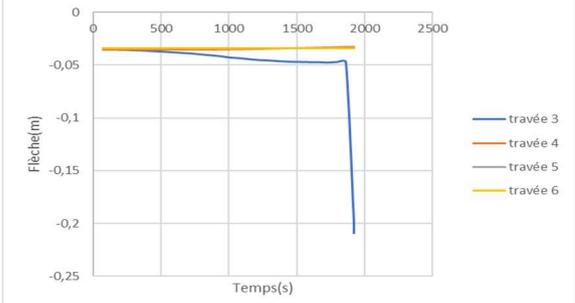
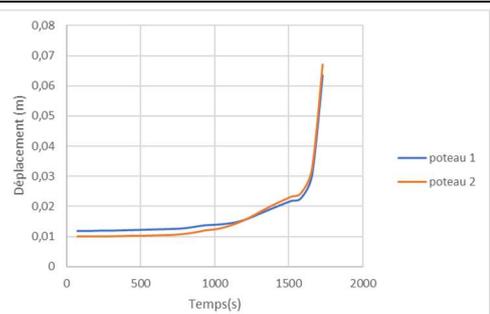
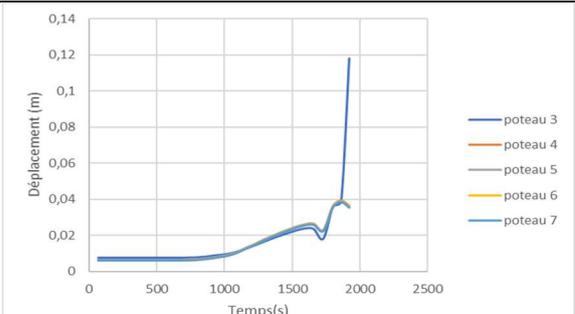
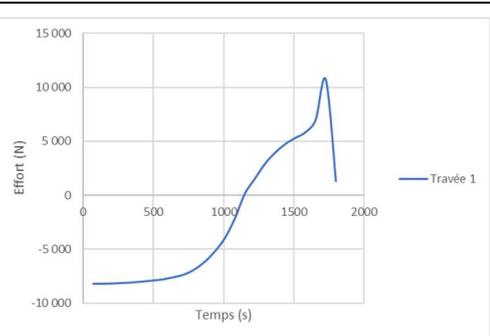
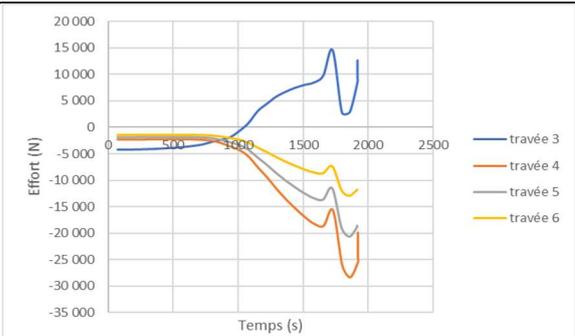
Observations : malgré un déplacement vers l'extérieur du sous-portique 1, ce sont les poutres qui rompent en premier et les poteaux restent stables. Pour le sous-portique n°2, tous les éléments restent stables et les déplacements se stabilisent.

VARIANTE : CAS 4-3

<p>Sous-modèle</p>	 <p>Sous-portique stable</p>	
<p>Flèches</p>		
<p>Déplacement en tête des poteaux</p>		
<p>Efforts assemblages</p>		

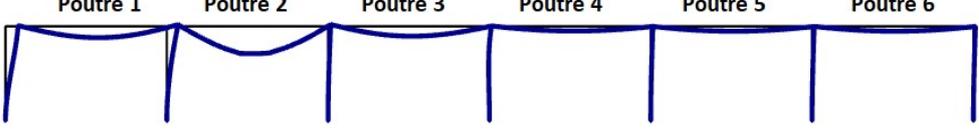
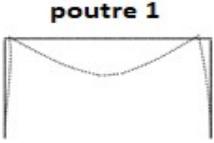
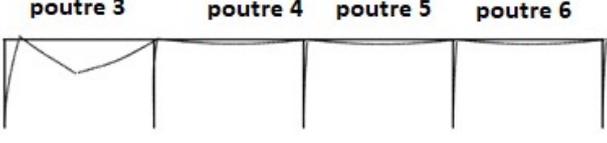
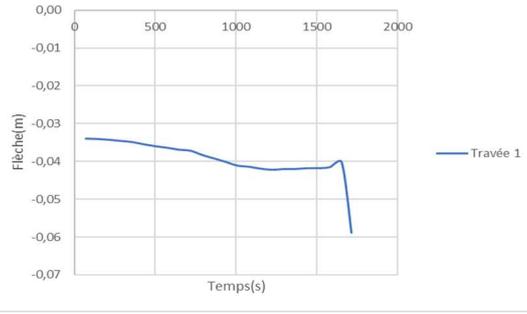
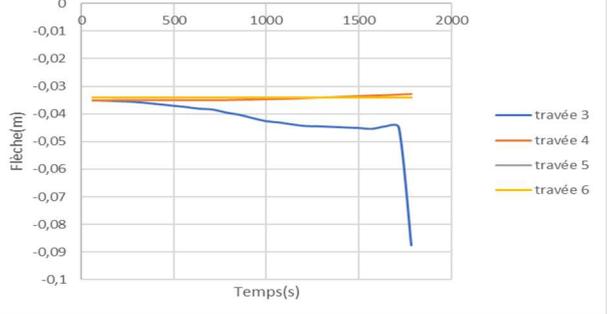
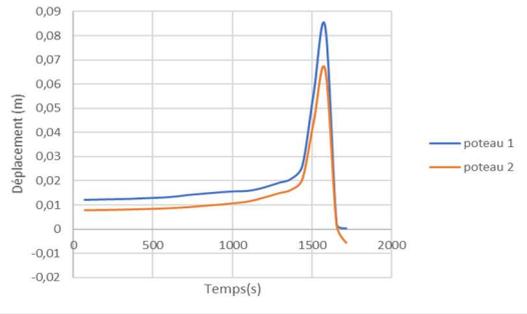
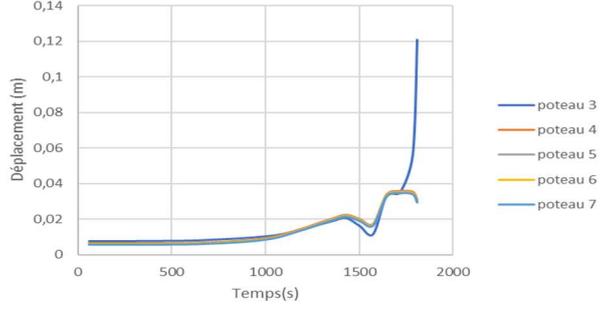
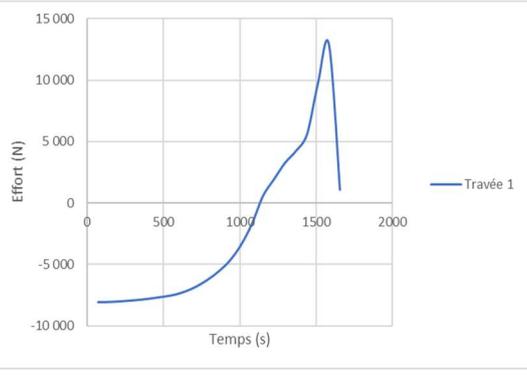
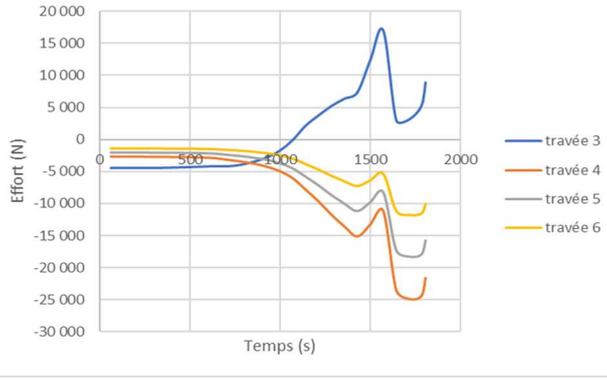
Pour cette variante du sous-portique n°2, tous les éléments restent stables et les déplacements se stabilisent.

CAS 5 : Portique longitudinal le plus chargé sans entretoisement (scénario 1)

	Poutre 1	Poutre 2	Poutre 3	Poutre 4	Poutre 5	Poutre 6
Modèle initial	 <p>Portique longitudinal le plus chargé, ruine poutre 2 à 1775s</p>					
Sous-modèles obtenus après 1 ^{ère} ruine	<p>CAS 5-1</p> <p>poutre 1</p>  <p>Sous-portique 1 : ruine à 1873 s</p>		<p>CAS 5-2</p> <p>poutre 3 poutre 4 poutre 5 poutre 6</p>  <p>Sous-portique 2 : ruine à 1920 s</p>			
Flèches						
Déplacement en tête des poteaux						
Efforts assemblages						

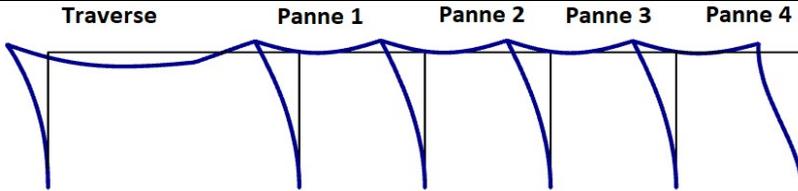
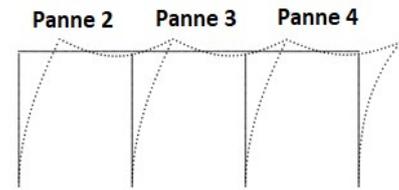
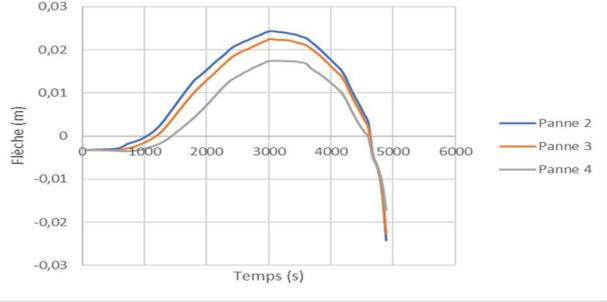
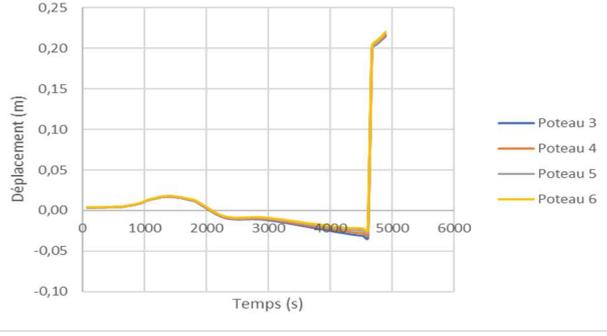
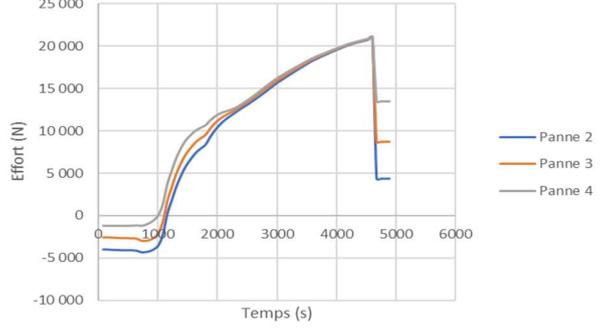
Observation : malgré un déplacement rapide des poteaux des deux sous-portiques, ce sont les poutres qui rompent en premier.

CAS 6 : Portique longitudinal le plus chaud sans entretoisement (scénario 1)

<p>Modèle initial</p>	 <p>Portique longitudinal le plus chaud, ruine poutre 2 à 1578s</p>	
<p>Sous-modèles obtenus après 1^{ère} ruine</p>	<p>CAS 6-1</p>  <p>Sous-portique 1 : ruine à 1750 s</p>	<p>CAS 6-2</p>  <p>Sous-portique 2 : ruine à 1811 s</p>
<p>Flèches</p>		
<p>Déplacement en tête des poteaux</p>		
<p>Efforts assemblages</p>		

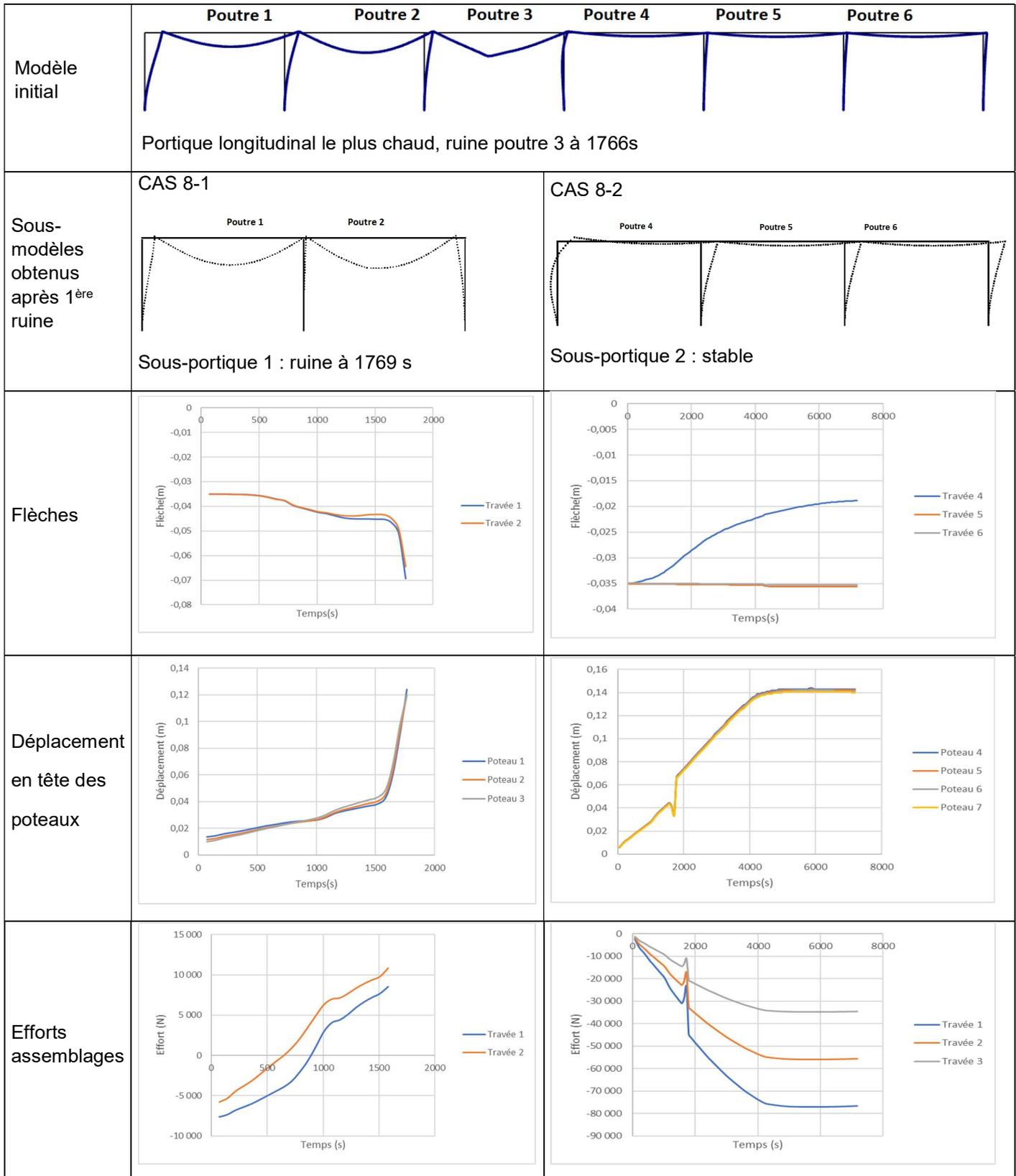
Observation : malgré un déplacement rapide des poteaux des deux sous-portiques, ce sont les poutres qui rompent en premier.

CAS 7 : Portique transversal sans entretoisement (scénario 1)

<p>Modèle initial</p>	 <p>Portique transversal le plus chaud, ruine de la traverse à 4634s</p>
<p>Sous-modèle obtenu après 1^{ère} ruine</p>	<p>CAS 7-1</p>  <p>Sous-portique : ruine à 4957 s</p>
<p>Flèches</p>	
<p>Déplacement en tête des poteaux</p>	
<p>Efforts assemblages</p>	

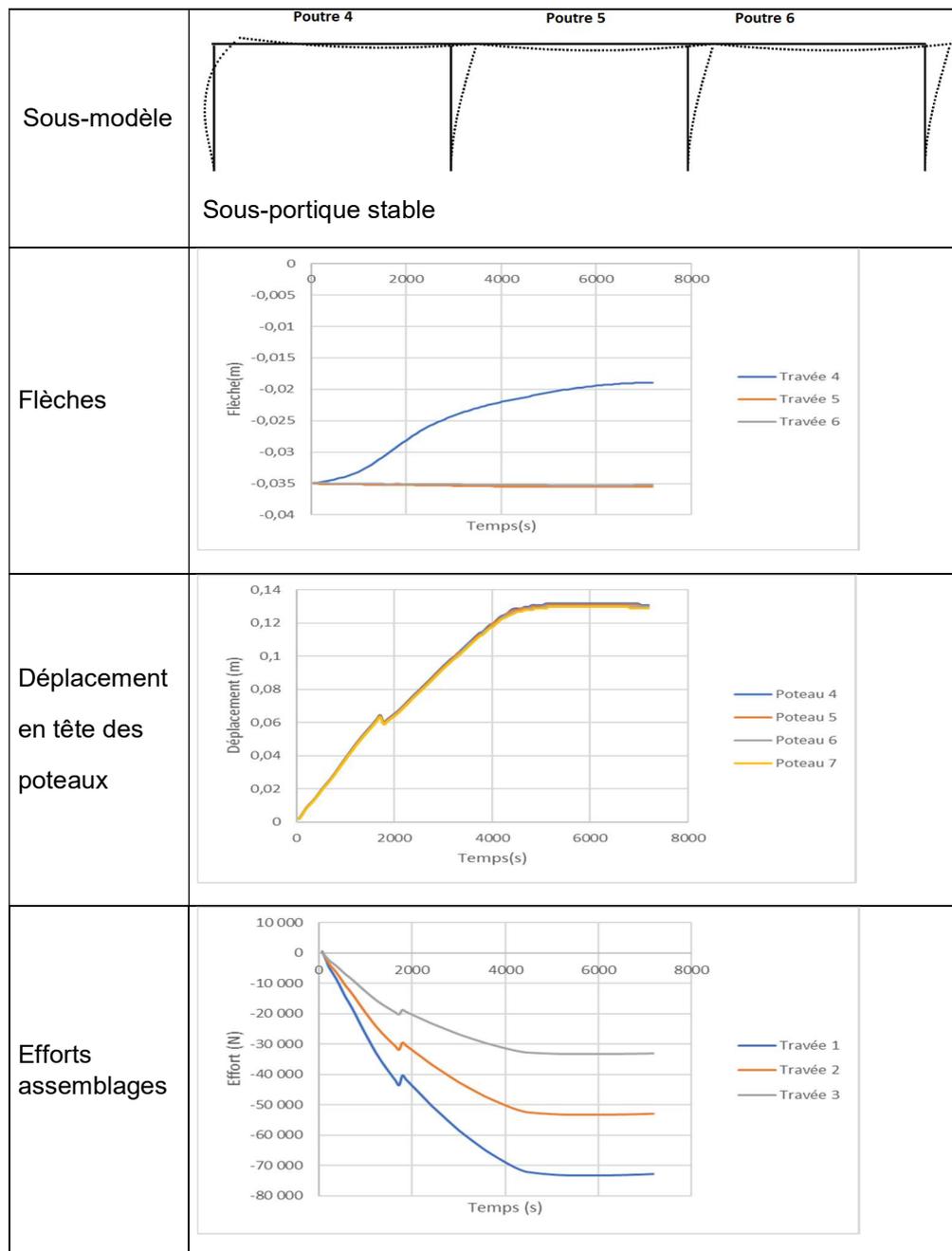
Observations : malgré un déplacement vers l'extérieur du sous-portique, ce sont les pannes qui rompent en premier et les poteaux restent stables

CAS 8 : Portique longitudinal le plus chaud sans entretoisement (scénario 2)



Observations : pour le sous-portique 1, ce sont les poutres qui rompent en premier et les poteaux se déplacent vers l'intérieur tout en restant stables. Pour le sous-portique n°2, tous les éléments restent stables et les déplacements se stabilisent.

VARIANTE : CAS 8-3



9.2.5. Examen des efforts au niveau des assemblages :

Une hypothèse initiale dans le modèle consiste à considérer que les assemblages entre les éléments sont suffisamment résistants pour reprendre les efforts de traction ou de compression qui pourraient s'y développer.

Concernant les poutres et les traverses dans la cellule sinistrée, dans le cas d'une ruine par excès de flexion à mi portée, des rotations importantes interviennent au niveau de leurs appuis. Les assemblages par broches ne sont pas en mesure de reprendre les efforts engendrés par un effet de levier entre le poteau béton et le

bois. Le cas échéant, il est considéré que ces assemblages se rompent concomitamment à la ruine des éléments.

Toutefois, une rupture des assemblages en traction de la cellule sinistrée peut éventuellement intervenir avant. Ces efforts de traction sont principalement dus aux charges horizontales (vent...) et aux éventuels effets bilames dans les poteaux (gradient thermique) qui génèrent leur courbure. Ces efforts augmentent au fur et à mesure de l'échauffement des poteaux et ne deviennent conséquents qu'après la généralisation de l'incendie. Leur ruine n'est donc pas impactante vis-à-vis de l'exigence de sécurité n°2. Toutefois, on favorisera des dispositions constructives permettant de privilégier la ruine d'un assemblage de rive plutôt qu'un assemblage de poteau intermédiaire afin d'éviter que la poutre ne vienne pousser sur le poteau de rive de cellule lors de sa bascule. Ces dispositions peuvent être de plusieurs natures :

1. Concevoir l'assemblage des poteaux intermédiaires de sortes à ce qu'ils puissent reprendre un effort de traction bien plus important que les assemblages des poteaux de rive des cellules (rapport 1,5 par exemple).
2. Ajouter aux assemblages des poteaux intermédiaires une protection thermique permettant de limiter leur affaiblissement en situation d'incendie.

La figure suivante illustre ce point.

	<p>Rupture par excès de traction dans l'assemblage du poteau de rive (à préférer)</p>
	<p>Rupture par excès de traction dans l'assemblage du poteau de rive (à préférer)</p>
	<p>Rupture par excès de traction dans l'assemblage du poteau intermédiaire (à éviter)</p>
	<p>Rupture par excès de traction dans l'assemblage du poteau intermédiaire (à éviter)</p>

Figure 9-6 : Ruine par rupture des assemblages en traction au sein de la cellule sinistrée.

A partir du moment où les poutres liaisonnées aux poteaux du mur coupe-feu ont ruiné, la tête du poteau du mur coupe-feu est uniquement maintenue par la structure horizontale de la cellule froide. Il est donc nécessaire que cette liaison ne présente pas de défaillance du fait des efforts de poussée qu'elle subit par l'effet bilame dans le poteau (face chaude coté cellule en feu et froide de l'autre côté du mur coupe-feu). En effet, la rupture de cette liaison entrainerait la ruine en chaîne dans la cellule froide et la perte d'intégrité du mur coupe feu. On note un effort maximum de 80 kN dans les assemblages de la tête du poteau du mur coupe-feu avec les poutres de la cellule froide en cas de feu dans la cellule voisine (effort dû à la courbure du poteau du fait de l'effet bilame). Afin d'éviter un phénomène de ruine en chaîne, ces assemblages doivent donc être dimensionnés en conséquence (vérification à effectuer pour cet assemblage considéré froid, en combinaison de chargement et avec les coefficients de sécurité correspondant à la situation accidentelle d'incendie).

En l'absence de calculs thermomécaniques précis, l'effort maximal pouvant se développer au droit de cette liaison peut également être quantifié de manière sécuritaire par calcul du moment résistant en pied du poteau à froid, avec prise en compte des coefficients de sécurité en situation accidentelle d'incendie.



Figure 9-7 : Effort en tête de poteau au droit du mur coupe feu.

Ainsi, l'effort F de dimensionnement de l'assemblage, peut être calculé de façon sécuritaire d'après la formule suivante :

$$F = \frac{M_{Rd,fi}}{H}$$

Avec :

- F : Effort horizontal dans l'assemblage ;
- H : hauteur du poteau ;
- $M_{Rd,fi}$: Moment résistant en pied du poteau en considérant les matériaux froids et les coefficients de sécurité en situation d'incendie.

9.2.6 Cas particulier des auvents

Dans le cas d'étude définie et traité dans ce guide, il n'a pas été pris en compte d'auvent à l'extérieur. Les auvents haubanés, en particulier, peuvent induire des moments de flexion sur les poteaux supports, de nature à favoriser une ruine vers l'extérieur. Bien que ces auvents soient en général situés sur la façade des portes de quais, dans une zone par conséquent moins chargée en combustible, il est nécessaire de limiter le risque de ruine vers l'extérieur pouvant être induit par ces éléments. Lorsque ces auvents sont liaisonnés aux poteaux béton encastrés en pieds, il est nécessaire d'en tenir compte dans la justification de ces éléments, avant et après l'éventuelle ruine de tout ou partie de l'ossature horizontale. Lorsque ces auvents sont liaisonnés à des potelets en bois (en général considérés comme biarticulés), des dispositions peuvent être prises en compte pour limiter le risque de ruine vers l'extérieur, par exemple :

- Fixer le hauban en tête de poteau et non sur sa hauteur.
- Reprendre les efforts de traction de ces haubans par des triangulations fixées sur les éléments de structure principale (poutres par exemple).
- Renforcer et/ou protéger les liaisons entre ces éléments de sorte à assurer leur maintien en situation d'incendie pendant une durée supérieure de 50% à celle des potelets en bois.

9.3. SYNTHÈSE DES RESULTATS

L'étude du modèle global montre que les temps de première ruine sont compatibles avec l'évacuation du personnel et l'intervention des services de secours. L'exigence 2 est satisfaite.

Si les assemblages entre les poutres dans la cellule froide au niveau du mur coupe-feu sont suffisamment dimensionnés pour reprendre les efforts de poussée dus au gradient thermique dans le poteau béton, le risque de ruine en chaîne intercellule peut être écarté. Le §9.2.5 fournit une méthode permettant de déterminer l'effort maximal pouvant s'appliquer à l'assemblage. Le maintien de l'appui en tête de poteau pendant au moins

2 heures de feu permet également de maintenir l'intégrité du mur coupe-feu (dans la mesure où le mur et les poteaux sont dimensionnés REI120). Les exigences 3 et 5 sont donc satisfaites

L'étude des portiques isolés montre que le risque de ruine vers l'extérieur peut être écarté, **sous réserve que les poteaux béton isolés permettent de vérifier cette exigence après la ruine des éléments de charpente**. Dans ces conditions, l'exigence 4 est satisfaite.

Enfin, dans le cas de murs coupe-feu en façade, il est nécessaire de justifier la tenue au feu et le maintien du degré EI du mur en tenant compte des éventuelles pertes de blocage en tête de poteau (ce qui est le cas si la structure horizontale a une stabilité au feu plus faible que le degré coupe-feu du mur de façade).

10. CONCLUSIONS

Une étude d'ingénierie incendie sur un entrepôt type de dimensions courantes (cellule de surface 6000 m² et hauteur au faitage inférieure à 13,7 m), en bois lamelle (structure poteaux béton et poutres en bois lamellé collé) a été réalisée. Une particularité de ce type de bâtiment est la présence d'une charpente combustible. Toutefois, les modélisations avancées réalisées, tenant compte de l'allumage potentiel des éléments bois ont montré que la quantité de combustible apportée par la charpente bois n'aggrave pas ou peu les conditions ambiantes dans la cellule ou la cinétique de l'incendie.

L'étude avancée d'un entrepôt de dimensions courantes (cellule de surface 6000 m² et hauteur au faitage inférieur à 13,7 m) a démontré qu'une charpente bois classiquement dimensionnée R15 permet d'atteindre les objectifs de sécurité fixés par la réglementation, donc un niveau de sécurité équivalent aux entrepôts relevant d'autres procédés constructifs vis-à-vis des objectifs recherchés.

De manière générale, pour limiter le risque de ruine vers l'extérieur, il est recommandé de prévoir une tenue au feu des poteaux béton bien supérieure à celle des éléments de la charpente bois. Après la ruine des éléments de charpente, il est nécessaire de démontrer que les poteaux béton isolés ne présentent pas de risque de ruine vers l'extérieur, compte tenu de leurs conditions d'exposition (gradient thermique notamment). Il en est de même pour les murs coupe-feu en façade qui le cas échéant doivent être justifiés sans tenir compte d'un maintien en tête, les gradients thermiques dans les poteaux étant préjudiciables à la tenue de tels éléments.

Il est important de rappeler que les gradients thermiques au sein des poteaux béton génèrent des efforts normaux dans les sections et assemblages pouvant être assez importants. Le concepteur devra être attentif à ces assemblages afin que leur capacité résistante soit suffisante pour la reprise de ces efforts. Des préconisations sur leur dimensionnement sont données au §9.2.5 Enfin, afin d'éviter d'éventuelles poussées sur les poteaux de rive (rive extérieure ou limite de cellule), il est recommandé de prévoir des assemblages de poutre plus performants au niveau des poteaux intermédiaires que ceux des poteaux de rive (surdimensionnement ou protection au feu par exemple).

11. ANNEXE 1 : COMPORTEMENT DU BOIS AUX TEMPERATURES ELEVEES

11.1. COMPORTEMENT DU BOIS SOUS SOLLICITATION THERMIQUE

Le bois est un matériau combustible c'est-à-dire qu'il subit une dégradation thermique suite à une agression thermique et/ou oxydante (en présence d'oxygène qui joue le rôle de comburant). Sa structure et ses propriétés thermo-physiques et mécaniques peuvent être affectées par cette dégradation thermique. Afin de pouvoir dimensionner et prédire le comportement au feu de structures en bois dans le domaine de la construction, il convient donc d'étudier le comportement des matériaux cellulosiques en fonction des variations de température.

- La dégradation thermique du bois est décrite par plusieurs auteurs dans la littérature [5][6][7][8]. Elle s'effectue en trois phases (**Figure 11.1**), soit :
 - Le séchage ;
 - La pyrolyse ;
 - La combustion des gaz de pyrolyse.

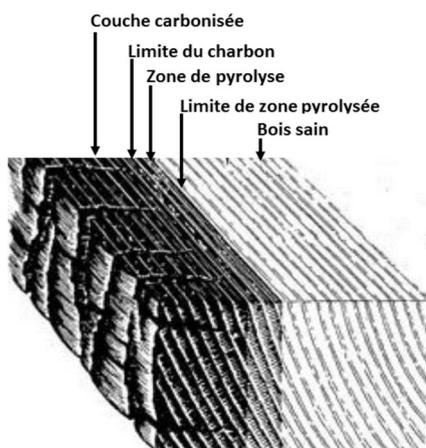


Figure 11.1 : Représentation du front de pyrolyse dans le bois

11.1.1. Séchage du bois

Le bois est un matériau hygroscopique. L'élévation de la température aura donc pour effet de sécher le matériau.

Le séchage du bois lors d'une agression thermique s'effectue sur une plage de températures assez restreinte allant de 80 °C à 110 °C environ. Lorsque le bois atteint ces températures, l'eau interne migre vers l'extérieur du matériau par capillarité et évaporation principalement au niveau des arêtes et des fissures du matériau. Le transfert de la masse d'eau se fait préférentiellement de la zone la plus humide vers la zone la plus sèche et de la zone la plus chaude vers la zone la plus froide du bois.

Durant la phase de séchage, l'évolution de la température interne du bois est fortement ralentie (plateau de température autour de 80 °C-110 °C). L'essentiel de l'énergie apportée par l'agression thermique est consommé par la transformation de phase de l'eau liquide (vaporisation). Lorsque localement le matériau devient anhydre (plus d'eau libre et liée), sa température poursuit son élévation.

L'eau existe sous plusieurs formes dans le bois (eau liée et eau libre). Le transport de cette eau se fait par diffusion dans le lumen des cellules du bois (structure en nid d'abeille,) ou par diffusion dans les parois cellulaires pour l'eau liée. Il existe plusieurs manières de résoudre et de simuler l'évaporation de l'eau libre et liée du bois [11][12][13].

11.1.2. Pyrolyse du bois

La pyrolyse est définie comme la dégradation d'un composant sous une action thermique. Dans le cas de matériau cellulosique, ce mécanisme consiste en la décomposition chimique du matériau, la libération de gaz de pyrolyse puis en la formation de charbon de bois. Une fois la majorité de l'eau libre et liée retirée lors de la phase de séchage, la température du bois en surface augmente rapidement. Si elle atteint une température de 150 °C pendant un temps suffisamment long, le bois peut commencer sa pyrolyse et par conséquent la dégradation de ses constituants [8].

Dans le but de mieux décrire la pyrolyse du bois, différents auteurs ont cherché à déterminer les températures de pyrolyse des constituants du bois. La littérature montre qu'il est possible de considérer la dégradation thermique de chacun de ces constituants sur différentes plages de température [15][6][16] :

- De 225 °C à 325 °C : des réactions légèrement exothermiques commencent. La dégradation des hémicelluloses débute.
- De 325 °C à 375 °C, d'autres réactions exothermiques apparaissent et sont dues à la dégradation de la cellulose. Rousset [6] propose une dégradation de la cellulose dès 250 °C avec une rupture des chaînes de polymérisation à partir de 150 °C. Ces réactions de 150 °C à 300 °C sont alors endothermiques.
- De 375 °C à 500 °C : la transformation devient fortement exothermique et le bois évolue vers le charbon de bois avec dégagement de CO₂ et de pyrolygène (condensat brut principalement composé d'eau acide) en même temps que la dégradation de la lignine a lieu.

Au cours de la pyrolyse du bois, des gaz se forment. Pour des températures inférieures à 200 °C, ces gaz sont composés d'environ 70 % de dioxyde de carbone (CO₂) et de monoxyde de carbone (CO). Les 30 % de gaz restants sont composés de dihydrogène (H₂), de méthane (CH₄), d'éthylène (C₂H₄), d'acétylène (C₂H₂) et de diazote (N₂) [17]. Au-delà de 200 °C, le taux de dioxyde de carbone diminue et de plus en plus de gaz combustibles sont dégagés [5].

C'est dans cette plage de températures, comprise entre 200 °C et 350 °C, que près de 75 % de la perte de masse du matériau se produit. La masse de charbon de bois formée correspond ainsi à environ 15 % à 25 % de la masse initiale du bois [18].

11.1.3. Combustion

La réaction de combustion du bois consiste en l'inflammation des gaz émis lors de l'étape de pyrolyse. Cette étape nécessite des conditions de pression, d'oxygène et de température favorables à sa réalisation. La température à la surface du bois augmente fortement à partir de cette étape.

Durant l'étape de pyrolyse, il est convenable d'estimer qu'environ 20 % des gaz émis par la dégradation du bois sont des gaz inflammables. Au-delà de 500 °C, la production de gaz diminue considérablement et celle de charbon augmente. Ceci explique l'aspect du bois après une exposition au feu. Au-dessus de 1000 °C, les gaz émis sont principalement du monoxyde de carbone (CO) et du dihydrogène (H₂) et sont donc fortement inflammables.

11.2. PROPRIETES THERMOCHEMIQUES DU BOIS

11.2.1. Masse volumique

La masse volumique est nécessaire pour retranscrire le comportement thermique et mécanique d'un solide. La diminution de la masse volumique du bois en fonction de la température peut se décrire en trois étapes :

- jusqu'à 200 °C, la variation de la masse volumique du bois est très faible, de l'ordre de 0 % à 12 % en fonction de la teneur en eau initiale de l'échantillon. Cette perte de masse correspond au retrait de l'eau liée et libre du bois.
- entre 200 °C et 350 °C, les mécanismes de pyrolyse s'activent. Cette étape de dégradation thermique s'accompagne d'un dégagement de gaz de pyrolyse et d'une forte réduction de la masse de

l'échantillon. Différentes études [34][36] montrent une réduction de la masse volumique allant de 60 % à 80 % sur cette plage de température.

- au-delà de 350 °C, le bois termine sa transformation en charbon de bois, phénomène s'accompagnant de quelques dégagements gazeux. La masse volumique du matériau varie alors très peu au-delà de 1000 °C.

Un certain nombre d'auteurs ont étudié la variation de la masse volumique du bois massif en fonction de la température. La **Figure 11.2** présente l'évolution de la masse volumique normalisée (densité) en fonction de la température pour des bois résineux d'après différents auteurs [37][38][39] ainsi que l'évolution proposée par la norme EN-1995-1-2 [40]. Nous observons que les résultats entre les différentes études sont assez proches. Les différences observées peuvent s'expliquer par les essences de bois étudiées, les teneurs en eau initiales et les procédés de mesure utilisés.

Nous retrouvons pour certains modèles, tel que celui de la norme EN-1995-1-2, les trois phases de dégradation thermique. Nous constatons d'abord une réduction de la masse volumique dans le cas d'un bois humide due au départ de l'eau libre et liée. À partir de 200-250 °C, les auteurs proposent généralement une réduction importante de la masse volumique due à la pyrolyse du bois. Passé 350 °C – 400 °C, le charbon de bois se forme et la masse volumique du matériau évolue peu. Nous remarquons sur la **Figure 11.2** que les auteurs s'accordent assez bien sur le taux de charbon de bois après pyrolyse (températures supérieures à 500 °C), soit environ 20 %. À 800 °C, la masse volumique résiduelle varie entre 18 % et 26 % de la masse volumique initiale du bois massif. La norme EN-1995-1-2 propose une masse résiduelle nulle à partir de 1200 °C. Le charbon de bois est alors complètement oxydé et transformé en cendres.

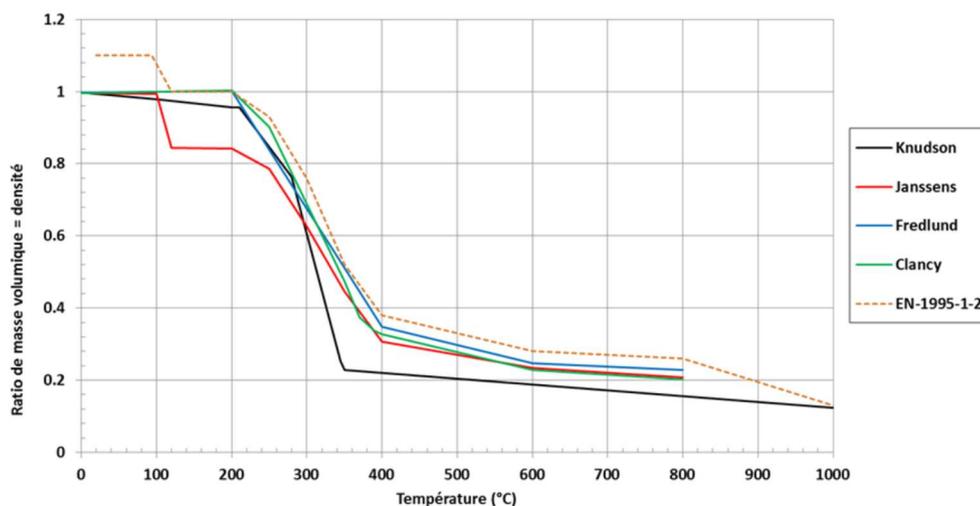


Figure 11.2 : Évolution de la masse volumique de résineux en fonction de la température à 0 % d'humidité (excepté la norme EN-1995-1-2)

11.2.2. Conductivité thermique

La conductivité thermique du bois λ (W/m/K) dépend de plusieurs paramètres tels que la masse volumique, la teneur en eau (et le fait d'avoir une teneur en eau supérieure ou non au point de saturation des fibres PSF), de la structure interne du matériau cellulosique et de la température. Généralement, la conductivité thermique du bois augmente lorsque sa masse volumique et/ou sa teneur en eau augmente. Il faut également noter que la conductivité thermique du bois est anisotrope et que les valeurs dépendent de l'orientation par rapport aux fibres du bois. La conductivité thermique dans le plan perpendiculaire aux fibres du bois est généralement comprise entre 0.12 W/m/K et 0.25 W/m/K à température ambiante alors que la conductivité dans le sens longitudinal aux fibres est 1.5 à 2.8 fois supérieure à ces valeurs. Néanmoins, dans une approche plus globale, la conductivité thermique est considérée comme isotrope et la valeur dans le sens longitudinal est généralement utilisée.

Une première approche pour estimer la conductivité thermique du bois a été proposée par Knudson [38]. Entre 20 et 200 °C, la conductivité du bois est proportionnelle à une valeur obtenue à une température de référence comme proposé par l'Équation 11.1. $\lambda_{\text{bois}}^{\text{réf}}$ représente la conductivité du bois à la température de référence $T^{\text{réf}}$ (0.133 W/m/K pour du pin Douglas avec une teneur en eau de 12 % à 20 °C).

$$\lambda_T = \lambda_{\text{bois}}^{\text{réf}} \frac{T}{T^{\text{réf}}} \quad \text{Équation 11.1}$$

Entre 200 et 350 °C ; la conductivité décroît linéairement et suit l'Équation 11.2. Dans cette équation, λ_{bois} correspond à la conductivité du pin Douglas avec une teneur en eau de 12 % à 200 °C (0.30 w/m/K). Après 350 °C, l'auteur utilise alors la conductivité thermique du charbon.

$$\lambda_T = \lambda_{\text{bois}} - 0.000597T \quad \text{Équation 11.2}$$

Une bonne estimation de la conductivité du bois à température ambiante a été également proposée par Glass [40] et est exprimée dans l'Équation 11.3. Cela permet d'estimer la conductivité de toute espèce de bois pour des teneurs en eau ω inférieure à 25 % et des densités S supérieures à 300 kg/m³.

$$\lambda_{\text{amb}} = S(1 + \omega)(0.1941 + 0.004064\omega) + 0.01864 \quad \text{Équation 11.3}$$

Avec S en g/m³, ω en %

Une autre approche proposée par Fredlund [36] permet d'estimer la conductivité thermique du bois à température ambiante en fonction de sa masse volumique (S en g/m³) et de sa teneur en eau (ω en %) comme proposée par l'Équation 11.4. La conductivité entre 20 et 300 °C est alors extrapolée suivant l'Équation 11.5.

$$\lambda_{\text{amb}} = 0.0238 + S(0.205 + 0.004\omega) \quad \text{Équation 11.4}$$

Avec S en g/m³, ω en %

$$\lambda_T = 0.00012T + \lambda_{\text{amb}} \quad \text{Équation 11.5}$$

La conductivité après 300 °C est associée à celle du charbon [36] et peut être décrite d'après l'Équation 11.6.

$$\lambda_T = 2.10^{-6} + 0.0001667T \quad \text{Équation 11.6}$$

Avec T en K

La conductivité thermique du bois peut également être proposée en fonction de la température et de sa masse volumique (Équation 11.7) comme proposé par Harada [42] pour une température inférieure à 240 °C.

$$\lambda_T = 0.000249 + 0.000145\rho + 0.000184T \quad \text{Équation 11.7}$$

Avec ρ en kg/m³, T en K

D'autres données concernant la conductivité thermique du bois peuvent également être trouvées. L'Eurocode 5 [40] présente des valeurs pour la conductivité thermique apparente du bois ainsi que de la couche de charbon. Celles-ci prennent en compte l'augmentation du transfert thermique à cause des fissures du bois au-dessus de 500 °C ce qui explique les valeurs sensiblement plus élevées que pour d'autres sources (0.35 W/m/K pour l'Eurocode5 contre 0.1 W/m/K en moyenne pour les autres auteurs).

T [°C]	λ [W/m/K]		
	De Moraes (perpendiculaire)	De Moraes (longitudinale)	Eurocode5
20	0,16	0,24	0,12
120	0,16	0,24	/
150	0,14	0,23	/
200	0,13	0,22	/

250	0,125	0,21	0,15
290	0,115	0,21	/
300	0,1	0,18	/
350	0,09	0,18	/
350	/	/	0,07
500	/	/	0,08
800	/	/	0,35
1200	0,01	0,01	1,5

Tableau 11-1 : Évolution de la conductivité thermique effective selon la norme EN 1995-1-2 [40] et selon De Moraes [43] dans le sens et perpendiculairement aux fibres du bois

Des valeurs de conductivité effectives dans le sens et perpendiculairement aux fibres du bois ont également été estimées par De Moraes [43] pour du pin sec. La conductivité longitudinale est comprise entre 0.24 et 0.18 W/m/K entre 20 et 350 °C avant de décroître progressivement jusqu'à 0.01 W/m/K) 1200 °C. Une comparaison des différents modèles est présentée en **Figure 11.3**.

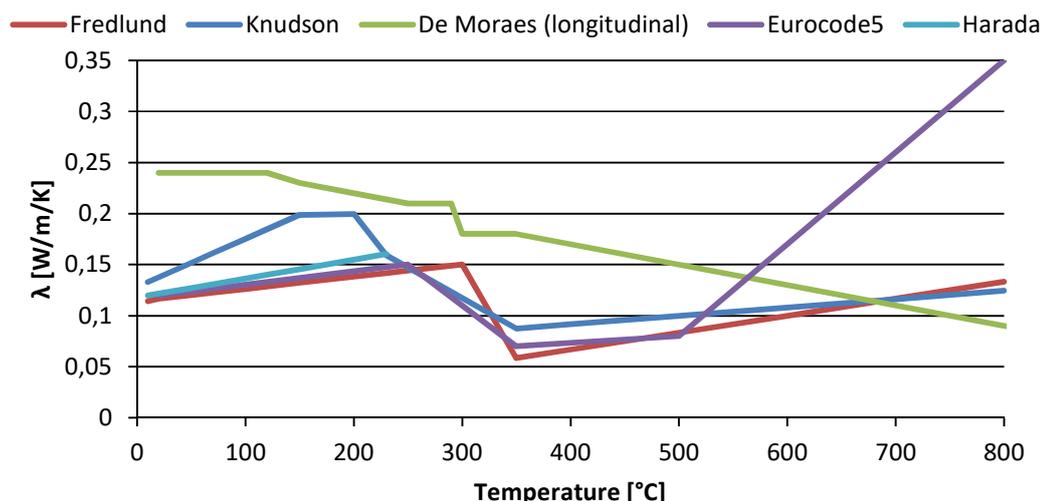


Figure 11.3 : Évolution de la conductivité thermique du bois en fonction de la température (résineux avec une teneur en eau de 12 %)

Dans la littérature, peu de données à hautes températures pour le charbon de bois sont disponibles. Les mesures sont généralement effectuées à 20 °C et une loi des mélanges est utilisée pour calculer les propriétés d'un matériau global en prenant en compte les proportions de bois et de charbon de bois.

Les propriétés thermiques du charbon dépendent fortement des conditions initiales de formation du charbon (matière première, état de pyrolyse, taux d'oxygène, etc.). Ces conditions ont un impact sur la masse volumique, la porosité, la conductivité thermique et la chaleur spécifique du charbon final. De plus, les propriétés thermiques à chaud du charbon sont également fonction de la température. On considère généralement que le bois est entièrement transformé en charbon lorsque sa masse volumique ne varie plus.

D'après Gupta [44], la conductivité thermique du charbon (issu de résineux nord-américains) augmente linéairement de 0,0946 W/m/K à 0,1156 W/m/K pour une augmentation de la température de 37 °C à 68 °C. Brown [45] a mesuré la conductivité thermique d'un charbon de bois de 550 °C à 600 °C. Les résultats montrent que la conductivité thermique serait trois fois plus importante à ces températures qu'à 20 °C et environ deux fois plus élevée que la conductivité thermique initiale du bois. Hankalin [46] propose une évolution de la conductivité thermique suivant les **Équation 11.8 à Équation 11.10**. Il propose ainsi d'augmenter linéairement la conductivité thermique du charbon de bois au-dessus de 400 °C. Une

comparaison des différentes valeurs possible pour la conductivité thermique du charbon de bois est présentée en **Figure 11.4**. Entre 400 et 800 °C, on peut considérer que la conductivité du charbon de bois est comprise entre 0.1 et 0.18 W/m.K.

$$\lambda_c = 0.285 \quad (T < 200^\circ\text{C}) \quad \text{Équation 11.8}$$

$$\lambda_c = -0.617 + 0.0038T - 4.10 \cdot 10^{-6}T^2 \quad (T \text{ en K}, 200 < T < 400^\circ\text{C}) \quad \text{Équation 11.9}$$

$$\lambda_c = -4.429 \cdot 10^{-2} + 1.477 \cdot 10^{-4}T \quad (T \text{ en K}, 400 < T < 700^\circ\text{C}) \quad \text{Équation 11.10}$$

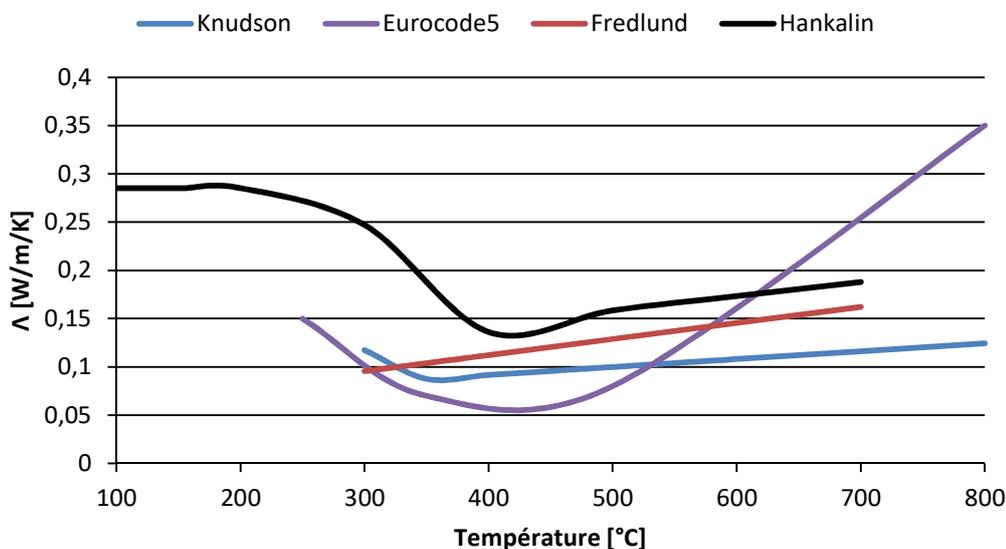


Figure 11.4 : Évolution de la conductivité thermique du charbon de bois en fonction de la température

11.2.3. Capacité thermique

11.2.3.1. Évolution de la capacité thermique en fonction de la température et de la teneur en eau

Plusieurs chercheurs ont proposé des valeurs pour la capacité calorifique du bois et du charbon, que ce soit à température ambiante, ou en fonction de la température et/ou de la teneur en eau. Drysdale [47] rapporte 2380 J/kg/K pour le chêne (800 kg/m³) et 2850 J/kg/K pour le pin (640 kg/m³), alors que Incropera et De Witt [48] rapportent des valeurs pour la capacité calorifique du bois de construction de 1255 J/kg/K pour les feuillus (720 kg/m³) et 1380 J/kg/K pour les résineux (510 kg/m³). Ces mêmes auteurs donnent des valeurs pour les résineux qui varient entre 2385 à 2805 J/kg/K pour des masses volumiques entre 415 et 640 kg/m³.

Knudson [38] et Fredlund [36] proposent une évolution de la capacité thermique en fonction de la température en trois zones distinctes. Les équations proposées sont très proches et seules celles développées par Knudson sont proposées ici. Entre la température ambiante et 350 °C et la vaporisation de l'eau du bois humide, la capacité thermique du bois est exprimée par les **Équation 11.11** à **Équation 11.13**. Après 350 °C, la capacité thermique du charbon prise égale à 720 J/kg/K (mesurée à température ambiante) est utilisée.

$$C_p = 1440 + 2.9T \quad (T \text{ en } ^\circ\text{C} ; T < 100^\circ\text{C}) \quad \text{Équation 11.11}$$

$$C_p = 1080.3 + 5.859T \quad (T \text{ en } ^\circ\text{C} ; 100^\circ\text{C} < T < 200^\circ\text{C}) \quad \text{Équation 11.12}$$

$$C_p = 3820.5 - 8.99T \quad (T \text{ en } ^\circ\text{C} ; 200^\circ\text{C} < T < 350^\circ\text{C}) \quad \text{Équation 11.13}$$

Une autre approche a été proposée par Glass et Zelinka [40] dans le Wood Handbook. Elle permet d'estimer la capacité thermique d'un bois sec C_p^0 d'après l'**Équation 11.14**.

$$C_p^0 = 1030 + 2.867T \quad \text{Équation 11.14}$$

La conductivité d'un bois humide peut ensuite être estimée grâce à l'**Équation 11.15** jusqu'à 150 °C en fonction de la teneur en eau et de la température. Ces formules sont valides pour un bois sous le point de saturation des fibres.

$$C_p = \frac{C_p^0 + \omega C_p^w}{1 + \omega} + \omega(2.36 \cdot 10^{-2}T - 1.33\omega - 6.191) \quad \text{Équation 11.15}$$

Des valeurs de capacité thermique à des températures plus élevées, jusqu'à 240 °C ont également été proposées par Harada [42] (**Équation 11.16**).

$$C_p^0 = 1200 + 2.45T \quad \text{Équation 11.16}$$

D'autres données sont également disponibles dans la norme EN 1995-1-2 [40] (cf. **Tableau 11-2**). En intégrant le C_p entre 99 et 120 °C, il est possible de retrouver une valeur de l'enthalpie de la réaction de vaporisation. Une enthalpie de vaporisation de 239.0 J/g est donc proposée par l'Eurocode 5.

$T [^{\circ}C]$	$C_p [J/kg/K]$
20	1530
99	1770
99	13600
120	13500
120	2120
200	2000
250	1620
300	710
350	850
400	1000
600	1400
800	1650
1200	1650

Tableau 11-2 : Évolution de la capacité thermique selon la norme EN 1995-1-2

Une comparaison de tous les modèles présentés pour la capacité thermique du bois est proposée en **Figure 11.5**. A température ambiante, les données sont comprises entre 1200 et 1500 J/kg/K et à 200 °C les valeurs sont comprises entre 1800 et 2200 J/kg/K.

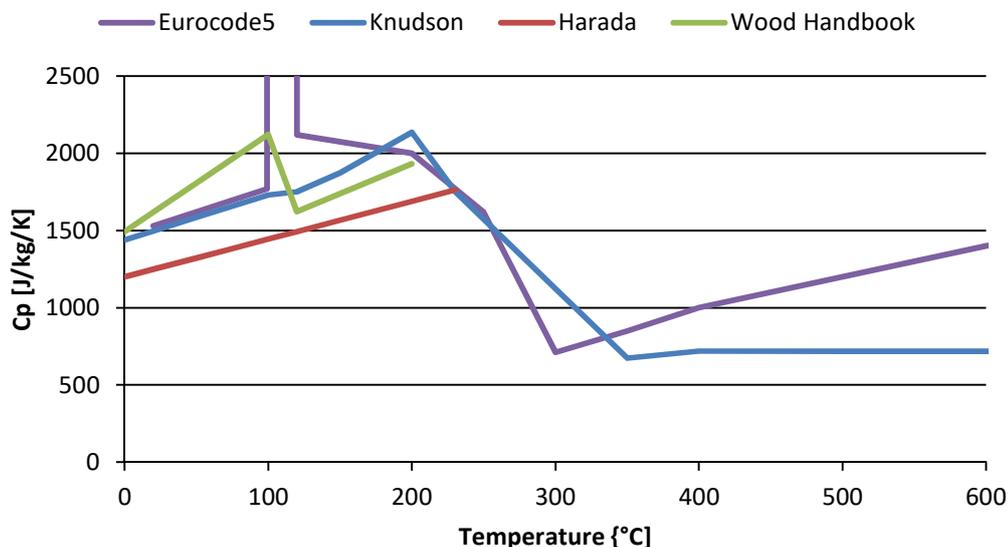


Figure 11.5 : Évolution de la capacité thermique du bois en fonction de la température

11.2.3.2. Évolution de la capacité thermique du charbon

Des études spécifiques à la capacité thermique du charbon ou des résidus charbonnés issus de la biomasse ont déjà été reportées. Koufopoulos [49] considère une variation linéaire avec la température (Équation 11.17). D'autres approches ont également été investiguées par Gupta [44] (Équation 11.18) et Fredlund [50][36] (Équation 11.19) en étudiant les charbons de bois feuillus et résineux.

$$C_{p,c} = 1000,32 + 2,09T \quad \text{Équation 11.17}$$

$$C_{p,c} = 1430 + 0,3555 \cdot T - \frac{7,32 \cdot 10^7}{T^2} \quad (T \text{ en K}) \quad \text{Équation 11.18}$$

$$C_{p,c} = -790,20 + 5,98 \cdot T - 3,8 \cdot 10^{-3} T^2 \quad (T \text{ en K}, T < 500 \text{ °C}) \quad \text{Équation 11.19}$$

Une comparaison des valeurs obtenues jusqu'à 800 °C est présentée en Figure 11.6. On peut voir que les approches de Fredlund et Gupta donnent des valeurs proches entre elles mais également avec les données de l'Eurocode 5 pour des hautes températures (>500 °C). En dessous de cette température, l'Eurocode 5 sous évalue la capacité thermique. L'approche de Knudson, en prenant une valeur de capacité thermique du charbon constante et égale à 720 J/kg/K sous évalue également les valeurs. En effet, la capacité thermique des charbons est supérieure à 1500 J/kg/K à partir de 400 °C. La valeur proposée par Knudson est néanmoins cohérente avec la valeur de Cp à température ambiante (500-800 J/kg/K).

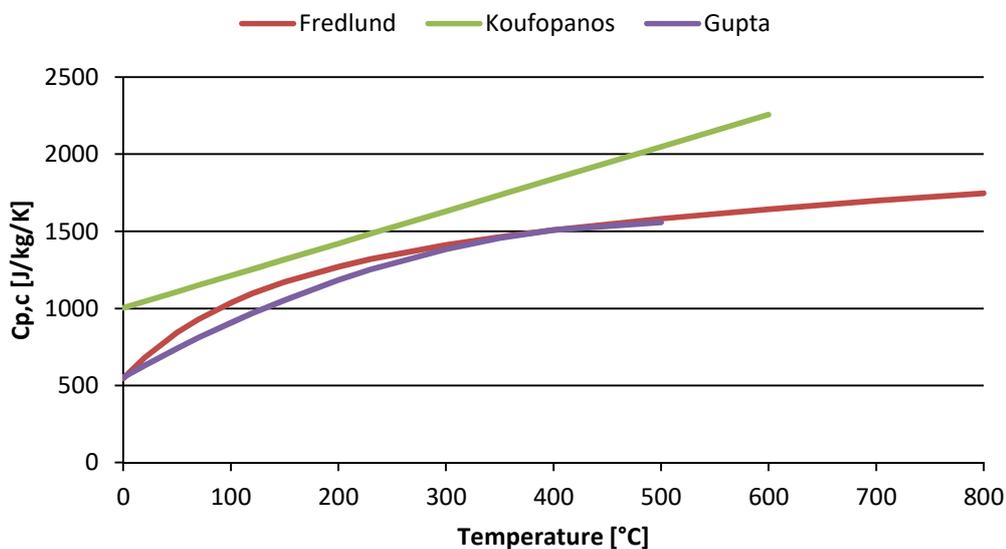


Figure 11.6 : Évolution de la capacité thermique des chars en fonction de la température

11.2.4. Température et flux critique d'inflammation

Il existe de nombreuses études portant sur la détermination des flux critiques et de la température d'inflammation. Cependant ces paramètres sont dépendants de la configuration des tests utilisés pour les déterminer : étude de l'auto-inflammation ou inflammation forcée, méthode et test utilisé (orientation horizontal, vertical etc.) et flux incidents considérés.

Cependant, dans le cas de l'inflammation forcée de résineux et feuillus, Janssens [22] constate que les résineux ont en général une température d'ignition comprise entre 300 et 330 °C alors que la température d'ignition des feuillus est comprise entre 350 et 400 °C. De manière similaire Babrauskas [60] affirme, après analyse de près de 200 expériences, que les flux critiques d'inflammation pour le bois sont en général compris entre 9 et 13 kW/m. McGuire [61] propose par ailleurs d'utiliser un flux critique d'inflammation pour tout type de bois de 12.5 kW/m² (ceci correspond à une température d'ignition de 370 °C).

Des flux critiques d'inflammation compris entre 4 et 8 kW/m², associés à des températures d'ignition comprises entre 200 et 250 °C, peuvent également être obtenus. Ces données sont généralement associées à des expériences effectuées dans des environnements peu agressifs (expériences effectuées à des flux proches du flux critique ou dans des fours à des températures proches de la température d'ignition du bois).

11.2.5. Vitesse de carbonisation

La vitesse de carbonisation β (mm/min) représente la vitesse de déplacement du front de carbonisation lors de la pyrolyse du bois dans son épaisseur. Cette donnée est bien connue car facilement mesurable en relevant l'avancement de la carbonisation après différents temps d'exposition au feu.

La vitesse de carbonisation du bois ne permet pas de décrire le comportement thermique du matériau mais d'avoir une estimation de la section utile d'une structure en bois en fonction de la durée d'exposition au feu. Cette vitesse dépend entre autres des propriétés thermiques du bois (masse volumique, conductivité thermique et chaleur spécifique), de la géométrie et de la teneur en eau. De plus, le ratio de la surface sur le volume du matériau joue aussi un rôle important sur la vitesse de carbonisation [62] : un matériau rugueux offre plus de surface d'échange avec l'agression thermique qu'un matériau lisse ce qui a pour conséquence d'augmenter la vitesse de carbonisation.

La mesure de la vitesse de carbonisation pour différentes essences de bois est disponible dans un grand nombre d'études. La norme EN-1995-1-2 [40] préconise de prendre une valeur allant de 0,5 mm/min à 0,8 mm/min pour du bois massif ou des bois lamellés collés et jusqu'à 1 mm/min dans le cas de contreplaqué (cf. **Tableau 11-3**). Les vitesses estimées prennent en compte la densité du bois utilisé et les apports éventuels

dans le cas d'une exposition au feu sur plusieurs faces. Des valeurs similaires sont préconisées dans le Traité de Génie Civil [62]. La norme EN-1995-1-2 donne également des indications pour le calcul d'une profondeur de carbonisation dans le cas où les éléments sont protégés [40].

	β_0 [mm/min]	β_n [mm/min]
Résineux et hêtres		
Bois massif ($\rho > 290 \text{ kg/m}^3$)	0.65	0.70
Bois lamellé collé ($\rho > 290 \text{ kg/m}^3$)	0.65	0.80
Bois feuillu		
Bois massif ou lamellé collé ($\rho > 290 \text{ kg/m}^3$)	0.65	0.70
Bois massif ou lamellé collé ($\rho > 450 \text{ kg/m}^3$)	0.50	0.55
Lamibois - LVL ($\rho > 480 \text{ kg/m}^3$)		
Panneaux		
Panneautage bois	0.9	/
Contreplaqué	1.0	/
Panneaux à base de bois autres que contreplaqué	0.9	/

Tableau 11-3 : Valeurs des vitesses de carbonisation pour différents types de bois massifs, le lamibois et différents types de panneaux à base de bois

D'autres valeurs sont également disponibles pour le bois ou des panneaux de bois. En effet, il est possible d'évaluer la vitesse de carbonisation en fonction du flux incident (dans le cas de test type cône calorimètre où le flux incident est constant et contrôlé). Plusieurs valeurs de coefficient de proportionnalité peuvent être trouvées mais ils sont assez similaires et compris entre 0.022 et 0.028 [63][64] (Équation 11.20). La densité du bois et l'ignition de celui-ci peut également être pris en compte [64] (Équation 11.21). \dot{q}_{tot}'' est pris comme le flux incident du cône calorimètre \dot{q}_{cone}'' ou si il y a inflammation du bois $\dot{q}_{tot}'' = \dot{q}_{cone}'' + 25$.

$$\beta = a \cdot \dot{q}_{tot}'' \quad \text{Équation 11.20}$$

Avec \dot{q}_{tot}'' en kW/m^2 , $0.022 < a < 0.028$)

$$\beta = 113 \frac{(\dot{q}_{tot}'')^{0.5}}{\rho t^{0.3}} \quad \text{Équation 11.21}$$

Avec \dot{q}_{tot}'' en kW/m^2 , t en min, ρ en kg/m^3

Babrauskas [64] propose également une vitesse de carbonisation indépendante des conditions de mesure (essais en four de résistance au feu, cône calorimètre, feu de compartiment etc.) en prenant en compte l'influence de la concentration en oxygène lors de l'essai à travers le paramètre k_{ox} (Équation 11.22). Ce paramètre est égal à 1 lorsque la concentration en oxygène est de 21 % (conditions de type cône calorimètre), égal à 0.8 entre 8 et 10 % d'O₂, et 0.55 à 4 % d'O₂.

$$\beta = 113 \cdot k_{ox} \frac{(\dot{q}_{tot}'')^{0.5}}{\rho t^{0.3}} \quad \text{Équation 11.22}$$

Avec \dot{q}_{tot}'' en kW/m^2 , t en min, ρ en kg/m^3

11.2.6. Conclusions sur les propriétés thermochimiques du bois et de ses dérivés

Les propriétés thermochimiques présentées dans cette partie sont nécessaires pour la modélisation du comportement au feu du bois et de ses dérivés lors d'une sollicitation thermique

La variation de la masse volumique du bois en fonction de la température est toujours prise en compte de manière similaire dans la littérature. En dehors de la perte d'eau entre 100 et 120 °C, la dégradation du bois se fait principalement entre 300 et 450 °C. Durant cet intervalle de température, le bois perd jusqu'à 80 % de sa masse initiale. Ce comportement est similaire à celui proposé par l'Eurocode 5 [40].

Il existe une forte dépendance de la capacité thermique du bois en fonction de son taux d'humidité. Aussi, il y a un large spectre de valeurs pour le bois avant vaporisation de l'eau, allant de 1200 à 2200 J/kg/K. La capacité thermique proposée par l'Eurocode 5 prend bien en compte cette variation. L'évolution de la capacité thermique du charbon de bois est assez consensuelle et l'Eurocode 5 la décrit bien. La capacité thermique du charbon de bois varie ainsi de 800 à 1500 J/kg/K entre 300 et 800 °C.

La conductivité thermique du bois est plus problématique. En effet, le bois étant un matériau anisotrope, il faudrait être capable d'exprimer la conductivité thermique dans le sens et perpendiculairement aux fibres du bois. Ceci explique peut-être les différences observées dans les valeurs rapportées pour la conductivité thermique du bois.

Afin de pouvoir définir une valeur, la conductivité du bois est néanmoins considérée comme isotrope, en prenant les valeurs les plus élevées (dans le sens parallèle aux fibres du bois). La conductivité ainsi rapportée varie entre 1.1 à 2 W/m/K à température ambiante et entre 1.15 et 1.20 W/m/K à 300 °C. Les valeurs de l'Eurocode 5 sont cohérentes avec ces données.

Pour la conductivité du charbon de bois (à des températures supérieures à 300 °C) les valeurs de l'Eurocode 5 sont néanmoins fortement différentes de celles rapportées dans la littérature. L'Eurocode 5 propose une conductivité allant de 0.07 à 1.5 W/m/K (valeurs à 350 et 1200 °C respectivement). Ces valeurs sont des valeurs « apparentes » prenant en compte par exemple l'apparition de fissures lors de la dégradation du bois entraînant un transfert thermique plus élevé. La conductivité thermique du charbon de bois est généralement comprise entre 0.05 et 1.15 W/m/K (valeurs à 300 et 800 °C respectivement).

D'autres paramètres tels que la température et le flux critique d'inflammation sont également intéressants pour la modélisation du comportement au feu du bois. Pour l'inflammation forcée du bois, les flux critiques sont généralement compris entre 9 et 13 kW/m² et la température critique est généralement comprise entre 300 et 330 °C (résineux) et entre 350 et 400 °C (feuillus).

11.3. PROPRIETES THERMOMECHANIQUES

Préambule : Ce chapitre présente les données disponibles dans la littérature sur les propriétés thermomécaniques du bois. Ces paramètres sont importants dans le cadre des calculs de structure.

11.3.1. Coefficient de dilatation

D'un point de vue général, le coefficient de dilatation thermique du bois est considéré positif et invariable pour de faibles variations de température, ce qui traduit une expansion du matériau. Le coefficient de dilatation thermique dans le sens longitudinal des fibres du bois est ainsi compris entre $3,1 \cdot 10^{-6}$ 1/K à $4,5 \cdot 10^{-6}$ 1/K (entre -51 et 54 °C) [65][40]. Malhotra [66] considère que ce coefficient reste inchangé jusqu'à 80 °C et est égal à $3,5 \cdot 10^{-6}$ 1/K.

Les coefficients de dilatation thermique dans les directions radiale et tangentielle sont considérés comme étant 5 à 10 fois plus importants que dans la direction longitudinale. Ils sont également proportionnels à la masse volumique du bois dans ces directions. Le Wood Handbook [67] propose des équations permettant de déterminer ces coefficients en fonction de la masse volumique du matériau. Pour des masses volumiques allant de 450 kg/m³ à 650 kg/m³, les coefficients de dilatation thermique varient respectivement de $24,5 \cdot 10^{-6}$ 1/K à $31,0 \cdot 10^{-6}$ 1/K pour le sens radial et de $33,0 \cdot 10^{-6}$ 1/K à $39,5 \cdot 10^{-6}$ 1/K pour le sens tangentiel.

Kollman [68] présente des données similaires avec des coefficients de dilatation thermique dans le sens longitudinal allant de $1,98 \cdot 10^{-6}$ 1/K à $11,0 \cdot 10^{-6}$ 1/K et de $26,3 \cdot 10^{-6}$ 1/K à $72,7 \cdot 10^{-6}$ 1/K dans les directions transverses aux fibres du bois.

Peu d'informations sont disponibles sur la variation du coefficient de dilatation thermique du bois en fonction de la température. Nous savons néanmoins qu'au-dessus d'une certaine température, le bois tend à se rétracter. Ce retrait peut être dû dans un premier temps au séchage du bois autour de 100 °C qui est suivi de la dégradation thermique du matériau. Le retrait provoqué par le départ de l'eau l'emporte sur la déformation thermique, induisant un changement de signe du coefficient de dilatation thermique. Lors de la pyrolyse, la formation de charbon de bois se caractérise par une diminution du volume et donc par une dilatation thermique négative. Janssens [69] propose une approche du coefficient de dilatation thermique permettant de calculer

la déformation thermique du bois en fonction de la masse volumique initiale et de la température. Pour une température inférieure à 260 °C et dans le cas de bois résineux ou de faible densité (< 600 kg/m³), il propose les formules de coefficients d'expansion thermique f_l , f_r et f_t suivantes, basées sur les données de Kollman [68] :

- Sens longitudinal : $f_l = 1 + \alpha_L(T - T_r)$ avec $\alpha_L = 3,75 \cdot 10^{-6}$ 1/K
- Sens radial : $f_r = 1 + \alpha_R(T - T_r)$ avec $\alpha_R = \rho_0 \times 5,5 \cdot 10^{-8}$ 1/K
- Sens tangentiel : $f_t = 1 + \alpha_T(T - T_r)$ avec $\alpha_T = \rho_0 \times 8,2 \cdot 10^{-8}$ 1/K

L'auteur propose alors un coefficient d'expansion thermique moyen dans le sens perpendiculaire aux fibres du bois f_p , calculé en fonction des facteurs d'expansion radiale et tangentielle ($f_p = \sqrt{f_r \cdot f_t}$). Ainsi, pour un bois de masse volumique $\rho_0 = 500$ kg/m³, cela équivaut à un coefficient de dilatation thermique α_p égal à $3,43 \cdot 10^{-5}$ 1/K ce qui est cohérent avec les données de Kollman [68].

Pour des températures comprises entre 260 °C et 390 °C, l'auteur considère que le retrait du matériau peut se calculer en fonction de deux coefficients d'expansion thermique de référence à savoir $f_{p,260}$ et $f_{p,600}$. Les formules suivantes permettent alors de déterminer le coefficient de dilatation thermique perpendiculaire aux fibres :

$$\alpha_p = \frac{f_{p,260} - [0.006(T - 260)](f_{p,260} - f_{p,600}) - 1}{T - T_r} \quad \text{Équation 11.23}$$

Avec :

- $f_{p,600} = \sqrt{\frac{Z_{600} \cdot \rho_0}{f_{l,600} \cdot \rho_{c,600}}}$
- $\rho_{c,600} = 0.75 \rho_0 - 63$ (en kg/m³)
- $0.22 < Z_{600} < 0.28$ en fonction des essences de bois
- $f_{l,600} = 0.82$

Pour des températures supérieures à 390 °C, une dernière équation est utilisée afin d'obtenir le coefficient de dilatation thermique perpendiculaire aux fibres en fonction de la température.

$$\alpha_p = \frac{f_{p,260} - [0.0011(T + 310)](f_{p,260} - f_{p,600}) - 1}{T - T_r} \quad \text{Équation 11.24}$$

Des équations similaires sont proposées dans le cas de bois feuillus dont la masse volumique est supérieure à 600 kg/m³ ainsi que pour le coefficient de dilatation thermique longitudinal.

La Figure 11.7 présente les coefficients de dilatation thermique longitudinale α_L et perpendiculaire α_p pour un bois résineux de 500 kg/m³ (Janssen 1) et pour un bois feuillu de 650 kg/m³ (Janssen 2). Une autre source bibliographique est aussi présentée pour le coefficient de dilatation thermique longitudinal sur cette figure. Tabaddor [70] propose cette évolution du coefficient de dilatation thermique en fonction de la température en tant que "donnée possible" pour des simulations numériques. Globalement il apparaît que le bois se dilate peu avec la température. Il y a surtout un phénomène de retrait du matériau qui peut être soit associé au départ de l'eau (autour de 100 °C) soit à la dégradation thermique du matériau à la température de pyrolyse du bois (250 °C – 350 °C).

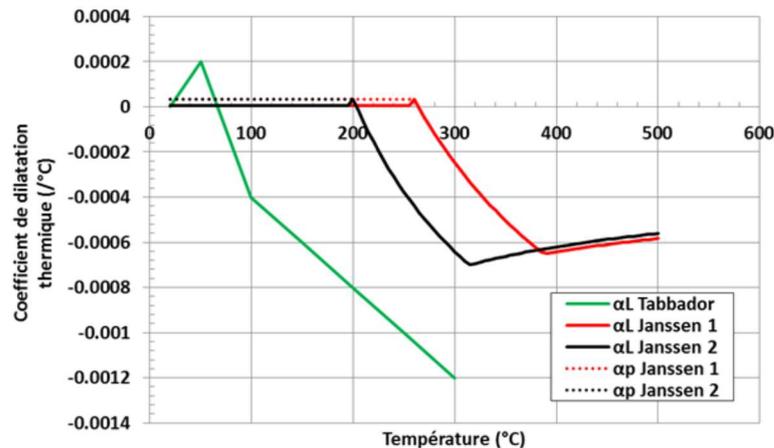


Figure 11.7 : Coefficients de dilatation thermique en fonction de la température

11.3.2. Paramètres thermomécaniques à température ambiante

Les propriétés mécaniques du bois à température ambiante sont largement étudiées dans la littérature. Différents auteurs tels que Guitard [71] et Navi [72] présentent des données pour le bois massif. Il est à noter que les données bibliographiques révèlent une importante variabilité des propriétés mesurées entre les différentes essences ainsi que pour une même essence de bois. Cela traduit, entre autres, l'hétérogénéité du matériau bois et la sensibilité du résultat au protocole d'essai utilisé.

Guitard [71] présente un état de l'art complet des propriétés élastiques de différentes essences de bois ainsi que des modèles généraux pour les bois feuillus et résineux. Les propriétés élastiques obtenues via ces modèles sont basées sur des valeurs standards, corrigées en fonction de la masse volumique du bois. Les propriétés standards pour les modèles de feuillus et de résineux sont présentées dans le **Tableau 11-4**.

Essence de bois	E_x [MPa]	E_y [MPa]	E_z [MPa]	G_{xy} [MPa]	G_{xz} [MPa]	G_{yz} [MPa]	ν_{xy}	ν_{xz}	ν_{yz}
Feuillus	14400	1810	1030	366	971	1260	0.033	0.39	0.67
Résineux	13100	1000	636	83.6	745	861	0.020	0.39	0.51

Tableau 11-4 : Propriétés élastiques standards des bois feuillus et résineux

D'autres données telles que les modules d'élasticité, les modules de rupture, les paramètres en compression, en cisaillement ou en tension ainsi que les coefficients de Poisson (ν_{xy} , ν_{xz} , ν_{yz}) peuvent également être trouvés dans le Wood Handbook [67][73] à propos de plus de 120 espèces de bois différentes. Les données sont similaires à celles de Guitard [71] et ne sont donc pas présentées ici. On peut également trouver dans le Wood Handbook [67][74] un ordre de grandeur du module d'élasticité des dérivés du bois tels que le bois lamellé-collé, le lamibois ou des panneaux de fibres (cf. **Tableau 11-5** et **Tableau 11-6**). Les panneaux de fibres ou en particules de bois ont des modules d'élasticité entre 2.8 et 3.6 GPa. A l'inverse, le bois lamellé-collé a un module d'élasticité compris entre 9 et 14.5 GPa.

	ρ [kg/m ³]	E [GPa]
Panneau de fibres dur (hardboard)	0.9-1.0	3.10-3.52
Panneau de fibres à densité moyenne (MDF)	0.7-0.9	3.59
Panneau de particules de bois	0.6-0.8	2.76-4.14
Contreplaqué	0.4-0.6	6.96-8.55
Bois lamellé collé	0.4-0.6	9.00-14.50
Lamibois (LVL)	0.4-0.7	8.96-19.24

Tableau 11-5 : Modules d'élasticité de différents dérivés du bois [74]

	Références	Espèces	Teneur en eau [%]	Nombre de lamelles	E [GPa]
Bois lamellé-collé	[75]	Red Oak	12	8	12.3
		Red Oak	12	12	12.2
		Red Oak	12	16	12.3
	[76]	Southern Pine	11.8	17	9.3
		Southern Pine	11.9	17	10.3
Lamibois	[77]	Douglas fir	-	-	15.6-20.3
	[78]	Douglas fir	-	-	14.3
	[79]	Douglas fir	-	-	8.5-12.8
	[80]	Southern Pine	-	-	13.5
	[79]	Southern Pine	-	-	9.6-13.6

Tableau 11-6 : Modules d'élasticité de bois lamellés collés et lamibois [74]

11.3.3. Influence de la température

La variation du module d'élasticité en fonction de la température a fait l'objet de nombreuses études. Ce paramètre varie fortement avec la température suite à la dégradation thermique de la structure du bois lors de la réaction de pyrolyse.

Schaffer [81] considère que le module d'élasticité du bois sec décroît linéairement avec l'augmentation de la température jusqu'à 200 °C. Selon lui, passé cette température, la réduction du module d'élasticité n'est plus linéaire suite au début de la pyrolyse du bois. La perte de rigidité du bois sec à 290 °C est de l'ordre de 90 %. Il observe un comportement différent pour un bois à 12 % de teneur en eau. Le module d'élasticité décroît de manière similaire au bois sec jusqu'à 180 °C puis, passé cette température, il décroît rapidement jusqu'à atteindre 20 % de sa valeur initiale à 250 °C.

Thomas [82] observe un impact différent de la température sur les propriétés élastiques du bois avec une réduction plus importante sur les propriétés élastiques en compression. Il considère que le module d'élasticité en compression du bois reste constant jusqu'à 60 °C puis qu'il diminue linéairement entre 60 °C et 120 °C pour atteindre 30 % de sa valeur initiale. Il reste ensuite constant jusqu'à 295 °C puis, passé cette température, il diminue jusqu'à être nul à une température de 305 °C.

Nubissie [83] considère que la variation du module d'élasticité du bois en fonction de la température peut être exprimée par une équation simple (**Équation 11.25**) prenant en compte le module d'élasticité du bois à température ambiante (E_0), la température de formation du charbon de bois T_{char} (300 °C) et la température du bois. Le module d'élasticité du bois diminue ainsi linéairement jusqu'à 60 % de sa valeur initiale entre 20 °C et 250 °C. Passé 250 °C, la réduction du module d'élasticité s'accélère jusqu'à un module d'élasticité nul à 300 °C.

$$E = E_0 \left(1 - \frac{T - 20}{2T_{char}} \right) \quad \text{Équation 11.25}$$

Östman [84] a caractérisé le module d'élasticité du bois massif (épicéa) en fonction de la teneur en eau (de 0 à 29 %) et de la température. Les résultats montrent dans un premier temps un adoucissement du matériau avec une augmentation de la teneur en eau. À température constante, une réduction de l'ordre de 25 % est mesurée pour le module d'élasticité entre 0 et 29 % de teneur en eau. Concernant la variation du module avec la température, il mesure une faible diminution du module d'élasticité jusqu'à 200 °C. À cette température, 75 % de la rigidité initiale du matériau est encore présente. Puis le module atteint 53 % de la valeur initiale à 250 °C.

König [85] effectue un état de l'art de différents travaux portant sur la réduction du module d'élasticité en compression et en traction. Sur la base de cette étude, il considère que le module d'élasticité du bois en fonction de la température peut se traduire par deux modèles bilinéaires permettant de faire la différence entre un bois sollicité en traction ou en compression. Le module d'élasticité en traction diminue ainsi de 50 % à 100 °C puis une seconde réduction linéaire est appliquée entre 100 °C et 300 °C pour atteindre une valeur nulle. Le module d'élasticité en compression diminue lui de 65 % à 100 °C puis la même réduction linéaire que pour le module d'élasticité en traction est appliquée entre 100 °C et 300 °C. Le point de rupture de pente à 100 °C a été déterminé par calibration.

Van Zeeland [86] propose un modèle de réduction similaire à König basé sur la comparaison de modèles proposés par différents auteurs et de ses propres simulations. Il propose ainsi un point de rupture là encore à 100 °C mais à 40 % de la valeur initiale du module d'élasticité.

Young [87][88][89] a étudié le comportement au feu de cloisons de plâtre sur ossature en bois. Selon lui, la distinction entre les propriétés mécaniques du bois en traction et compression est importante du fait des températures de dégradation des composants internes du bois. Il considère que la lignine joue le rôle le plus important lors d'une sollicitation en compression tandis que les fibres de cellulose auront un rôle primordial lors d'une sollicitation en tension. Ces deux composants ne présentant pas les mêmes températures de dégradation thermique, une séparation des modèles est donc nécessaire. Il effectue des mesures du module d'élasticité en compression dans le sens longitudinal des fibres du bois jusqu'à 250 °C, la sollicitation en compression étant plus préjudiciable selon lui pour son cas d'étude. Il détermine ainsi deux comportements différents pour un bois initialement sec et à 12 % de teneur en eau. Les résultats montrent un module d'élasticité du bois sec constant jusqu'à 70 °C puis une première réduction de l'ordre de 10 % entre 70 °C et 110 °C. Il diminue ensuite linéairement pour atteindre 75 % de sa valeur initiale à 200 °C. Passé cette température et jusqu'à 250 °C, une brusque réduction du module apparaît avec seulement 40 % de sa valeur initiale restante. Par extrapolation, on obtient une valeur du module d'élasticité nulle autour de 300 °C. Concernant le module d'élasticité d'un bois à 12 % de teneur en eau, Young [87][88][89] mesure une réduction importante de l'ordre de 70 % entre 20 °C et 100 °C suite au séchage du bois. Passé 100 °C, il considère que le module d'élasticité du bois humide rejoint celui d'un bois sec.

Korkut [90] étudie quant à lui l'évolution des propriétés mécaniques en compression du bois (noisetier) suite à un traitement thermique et à la durée de ce traitement dans le temps. Il applique trois chargements thermiques différents (120 °C, 150 °C et 180 °C) pendant trois durées différentes (2, 6 et 10 h). Peu d'écarts sont observés pour une même température de chargement entre 2 h et 6 h d'exposition mais une diminution du module d'élasticité de 10 % à 25 % est visible pour un traitement thermique de 10 h. Il est intéressant de remarquer que la diminution du module d'élasticité obtenue par Korkut pour un bois à 12 % de teneur en eau est proche de celle de Young [88] pour un bois sec.

La **Figure 11.8** présente la comparaison des différents modèles de réduction du module d'élasticité en fonction de la température présentés ci-dessus et les modèles proposés par la norme EN-1995-1-2 [40].

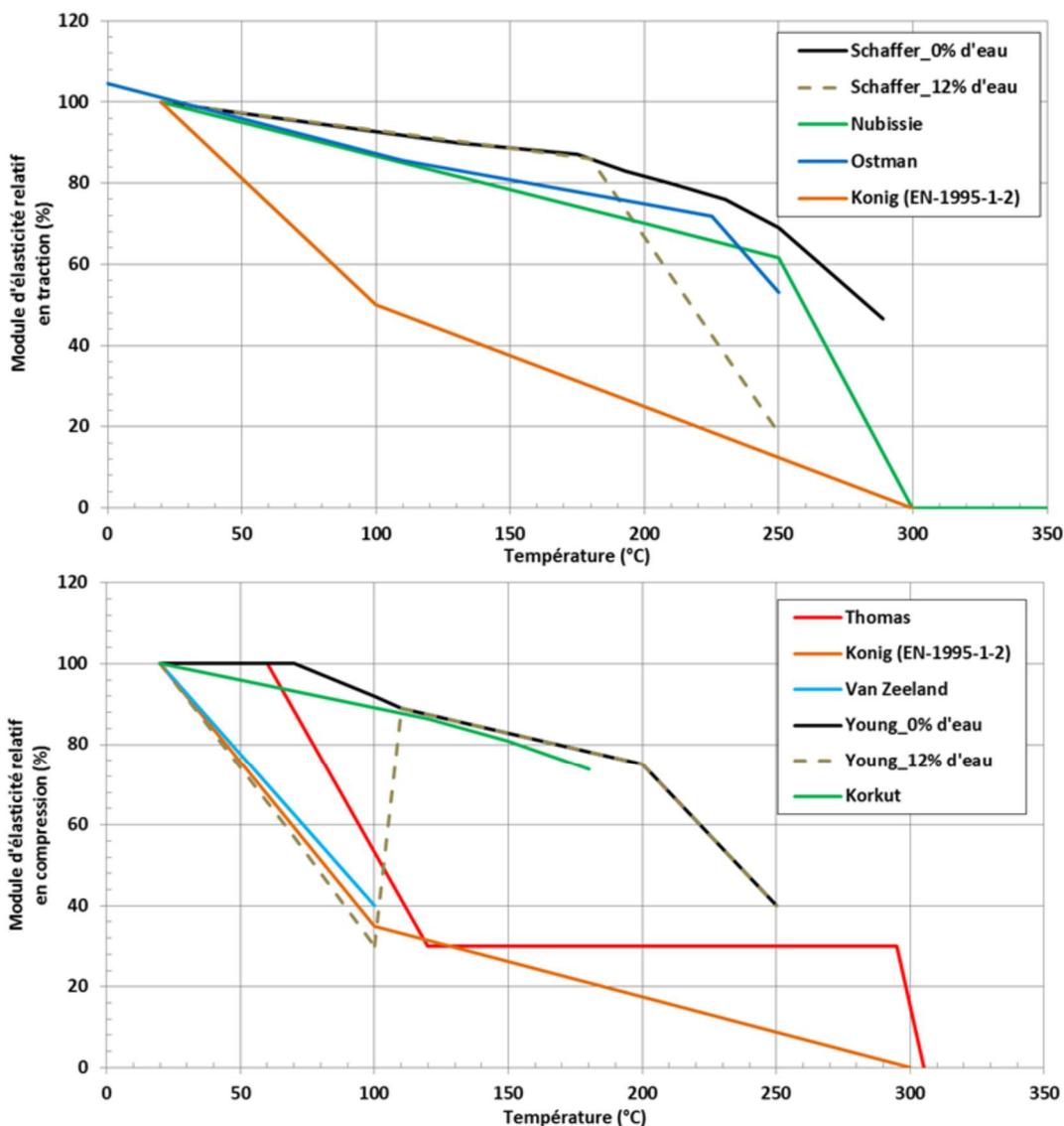


Figure 11.8 : Comparaison des modèles de réduction du module d'élasticité en traction (gauche) et en compression (droite) en fonction de la température

D'un point de vue général, il existe une variabilité importante de ces modèles qui s'explique à la fois par le choix des essences de bois, les difficultés à caractériser mécaniquement un matériau cellulosique en température et les différents programmes expérimentaux utilisés par les auteurs. En comparant les courbes de traction et de compression, nous constatons que le module d'élasticité en traction semble moins affecté par la température que le module en compression. Cela fait écho aux conclusions de Young [89]. On remarque aussi que le modèle de König/EN 1995-1-2 [85][40] apparaît plus pénalisant. Que ce soit en compression ou en traction, il semble que les auteurs s'accordent néanmoins sur un point : passé 300 °C à 350 °C, la rigidité du matériau peut être considérée comme nulle suite à la formation de charbon de bois.

11.3.4. Conclusions sur les propriétés thermomécaniques

Il est possible d'obtenir des valeurs de coefficient de dilatation thermique, de coefficient de Poisson ou de coefficients d'élasticité à température normale. En dehors des valeurs à température ambiante, plusieurs études se sont intéressées à la variation de ces propriétés en fonction de la température.

On peut ainsi voir que l'Eurocode 5 est plus sécuritaire que les autres études, avec un taux de réduction des valeurs de modules d'élasticité en traction de 50 % à 100 °C, lorsqu'il est à peine de 20 % dans les autres

études. L'évolution du module d'élasticité en compression est cependant plus conforme aux autres études de la littérature.

De manière générale, on peut noter que les propriétés mécaniques du bois sont complètement réduites dès lors que l'on atteint 300 °C.

11.4. CALCUL EN SITUATION D'INCENDIE - APPROCHE SUIVANT NF EN 1995-1-2

Les Eurocodes proposent plusieurs niveaux d'analyse des structures. Le modèle choisi doit être représentatif et refléter la performance de la structure en situation d'incendie. Les différentes analyses pouvant être réalisées sont les suivantes :

- Analyse par éléments. Ce type d'analyse est indiqué comme suffisant dans la NF EN-1995-1-2 [40] dans le cas d'un feu standard. En effet, dans ce cas, l'intégralité de la structure d'un compartiment se trouve uniformément exposée, limitant ainsi les phénomènes éventuels de report de charge et de dilatation (pour les matériaux concernés). Pour cette analyse, les efforts dans les éléments en situation d'incendie peuvent être directement déduits des efforts à froid affectés du coefficient η_f (ce coefficient peut être pris égal à 0,7 de manière conservatrice).
- Analyse de parties de la structure. Cette approche peut être réalisée en alternative à l'analyse par élément. Elle permet en générale de prendre en considération les phénomènes de report de charge entre éléments étudiés, d'éventuelles dilatations et déformation imposées et/ou empêchées résultant des variations de températures et des pertes de rigidité.
- Analyse structurale globale : Ce type d'analyse globale doit prendre en compte l'ensemble des phénomènes détaillés précédemment dans une analyse globale et complète de la structure. Cette analyse globale doit également prendre en compte le mode de rupture approprié en situation de feu. Cependant, ce type d'analyse s'effectue au prix de la réalisation de modélisations lourdes et coûteuses.

L'analyse globale de la structure est encore peu utilisée, tant elle peut être inutilement lourde à mettre en œuvre. On s'intéresse ici principalement à l'analyse par éléments et par partie de la structure. Compte tenu de la spécificité du bois de ne pas présenter de variations dimensionnelles importantes en situation de feu (même pas du tout au sens des Eurocodes) et de ne pas pouvoir trop aller dans le domaine plastique, on peut s'attendre à ce que l'analyse par parties de la structure ne présente pas de valeur ajoutée importante. Toutefois, une redistribution des efforts, du fait de la perte de raideur des éléments exposés, peut dans certains cas permettre d'optimiser le dimensionnement au feu de certains éléments structuraux.

Il est à noter qu'à ce jour, la plupart des bureaux d'études effectue la justification de ces sections sous feu conventionnel par analyse en éléments isolés. Dans le cas d'une démarche d'ingénierie de sécurité incendie, l'approche thermomécanique retenue doit permettre de prendre en compte explicitement les actions indirectes du feu. Néanmoins, le bois étant considéré comme non dilatant dans les Eurocodes, les effets indirects du feu dans le cas d'une structure bois sont en général plus limités que ceux observés pour d'autres types de structure.

11.4.1. Approche pas analyse de parties de la structure

L'étude est réalisée à l'aide du code de calcul par éléments finis SAFIR 2016 [91] développé à l'université de Liège. Ce logiciel est dédié à l'analyse du comportement des structures à hautes températures, basé sur la méthode des éléments finis. Pour les éléments bois, SAFIR permet l'étude d'éléments poutres en 2D et 3D. Les caractéristiques thermiques et les lois de comportement mécanique du matériau bois sont celles données dans l'Annexe B de la NF EN-1995-1-2 [40].

Les propriétés thermiques utilisées sont rappelées aux figures suivantes. Il est à noter que ces propriétés ne sont pas considérées comme réversibles en phase de refroidissement. Elles gardent la valeur correspondante au maximum de température atteint.

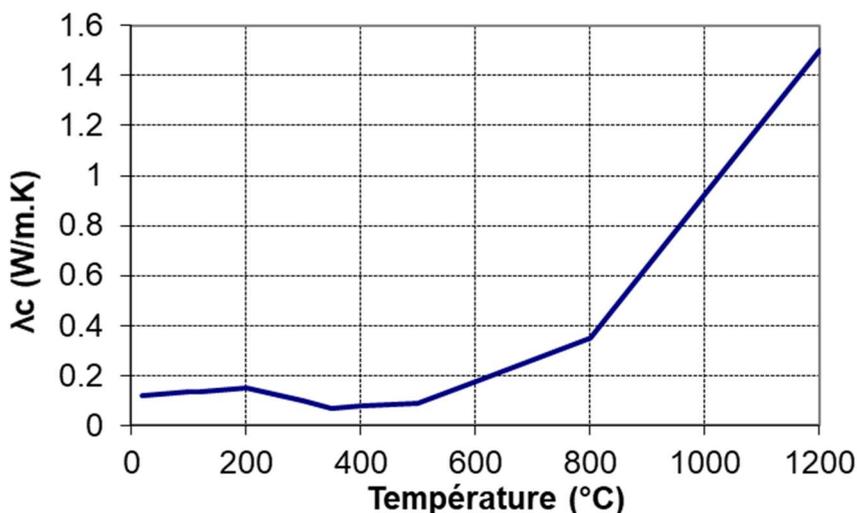


Figure 11-9 : SAFIR 2016 : Matériau bois – Conductivité prise en compte dans les calculs thermiques.

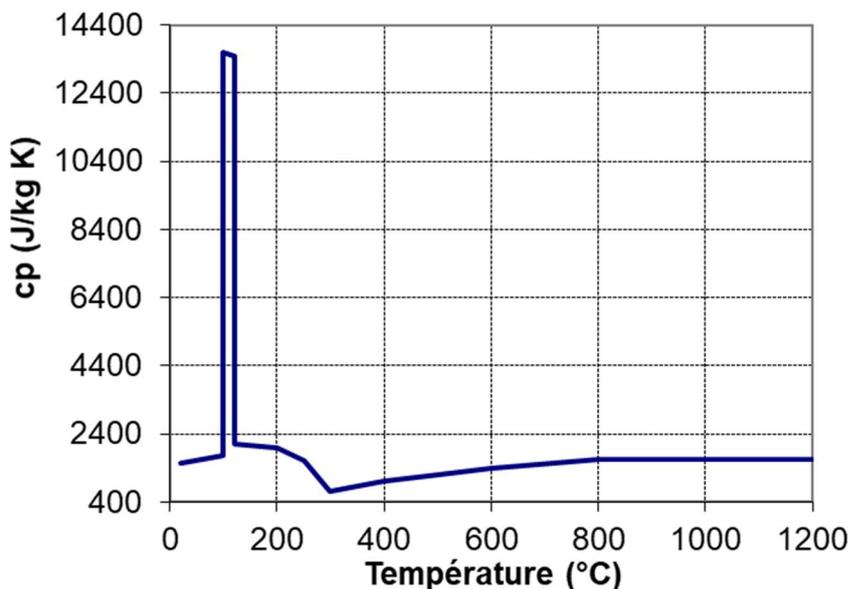


Figure 11-10 : SAFIR 2016 : Matériau bois – Chaleur spécifique prise en compte dans les calculs thermiques.

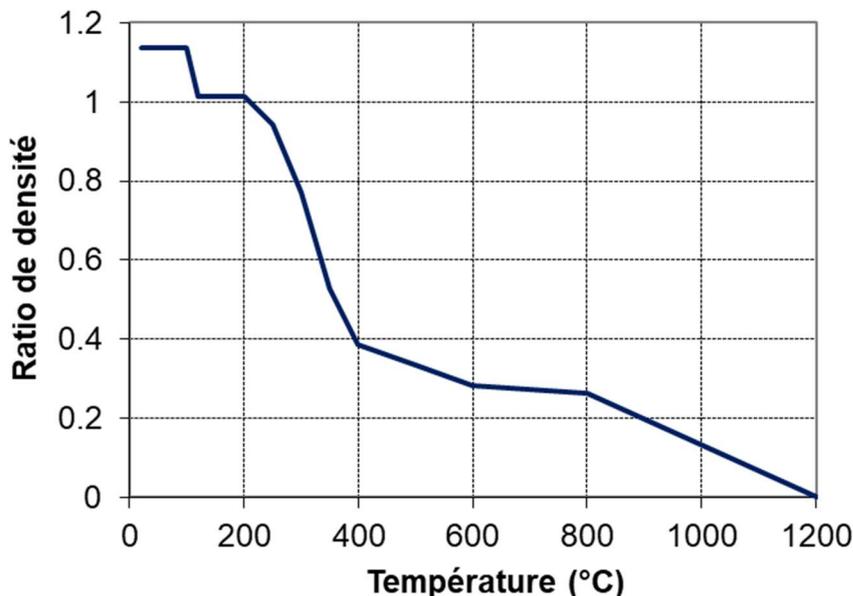


Figure 11-11 : SAFIR 2016 : Matériau bois – Rapport de densité ($\rho_{[T^{\circ}C]}/\rho_{[20^{\circ}C]}$) pris en compte dans les calculs thermiques pour un bois dont l'humidité initiale est de 12 %.

Les propriétés mécaniques du bois à indiquer dans le code de calcul SAFIR2016 sont le module d'élasticité, le coefficient de Poisson, la résistance en compression et la résistance à la traction du bois.

Il est à noter que le module de cisaillement est calculé à partir du module d'élasticité comme pour un matériau isotrope. Le module de cisaillement est alors calculé suivant l'expression $G = \frac{E}{2(1+\nu)}$.

Ainsi, le coefficient de poisson doit être introduit de sorte à reproduire le module de cisaillement du bois, c'est-à-dire $\nu = \frac{E}{2G} - 1$.

Les résistances et le module d'élasticité commencent à décroître dès que les températures dépassent 20°C. Elles deviennent nulles à 300°C (300°C étant considérée comme l'isotherme utilisée pour déterminer la profondeur de carbonisation). Entre 20 et 300°C, des coefficients de réduction différents sont utilisés pour la résistance à la traction, à la compression ainsi que pour le module d'élasticité en traction et celui en compression. Le comportement du matériau n'est pas réversible pendant les phases de refroidissement. Conformément à la NF EN 1995-1-2, aucune variation dimensionnelle n'est prise en compte.

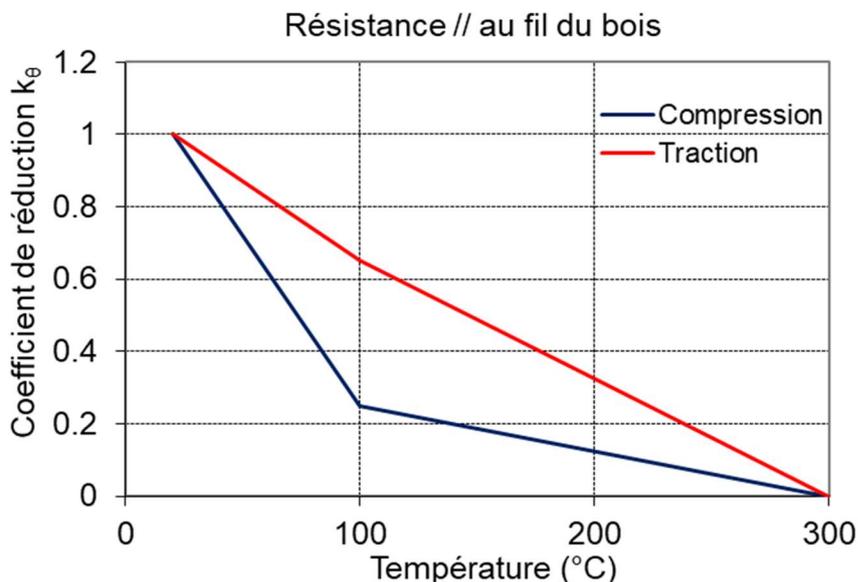


Figure 11-12 : SAFIR 2016 : Matériau bois – Facteur de réduction pour la résistance parallèle au fil du bois.

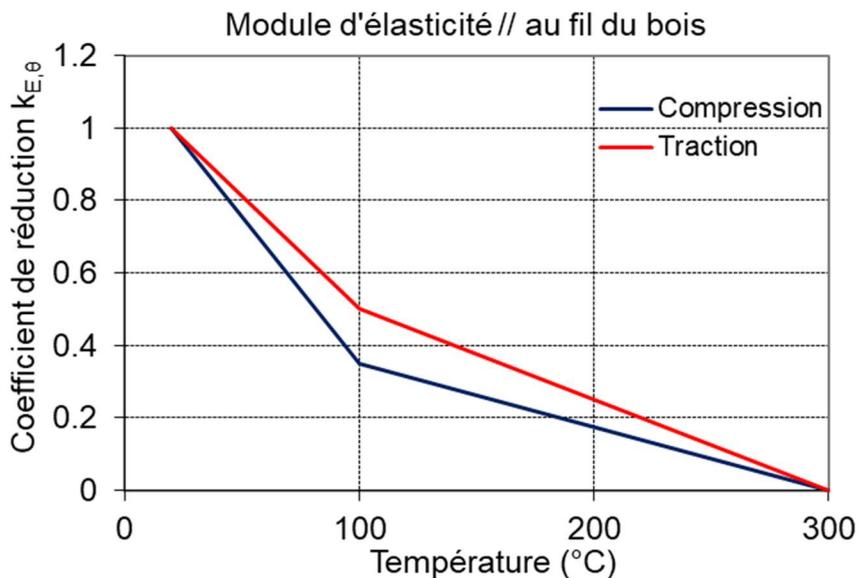


Figure 11-13 : SAFIR 2016 : Matériau bois – Rapport de densité ($\rho_{[T^{\circ}C]}/\rho_{[20^{\circ}C]}$) pris en compte dans les calculs thermiques pour un bois dont l'humidité initiale est de 12 %.

L'analyse de comparaisons effectuées entre la méthode simplifiée de l'Eurocode 5 sous feu ISO et le calcul thermomécanique semble montrer que l'approche thermomécanique est en général enveloppe (efforts résistants inférieurs au même temps d'exposition) de la méthode simplifiée de l'Eurocode.

11.4.2. Approche par section réduite

Selon la norme NF EN 1995-1-2, la méthode de la section réduite est applicable aux éléments de structure soumis à une action thermique décrite par la courbe nominale de la norme ISO-834.

Son principe se base sur l'évaluation de la section réduite en calculant une profondeur de carbonisation effective (d_{ef}) qui permet de prendre en compte la profondeur de carbonisation du bois ($d_{char,n}$) augmentée d'une épaisseur ($k_0 d_0$) permettant de déterminer le contour de section de résistance nulle. Le calcul de la résistance mécanique est réalisé, par la suite, pour la section réduite, selon les méthodes de calcul à température ambiante (voir §6.4 de la norme NF EN-1995-1-2 [40]).

Pour une action thermique définie par la courbe nominale de l'ISO 834, la profondeur efficace de carbonisation est calculée d'après l'expression suivante :

$$d_{ef} = d_{char,n} + k_0 d_0 = \beta_n t + k_0 d_0 \quad \text{Équation 11.26}$$

où :

- β_n est la valeur de vitesse de carbonisation fictive incluant l'effet des arrondis en coins et des fentes,
- t (min) est le temps d'exposition au feu,
- $d_0 = 7$ mm et $k_0 = 1$ pour $t > 20$ min.

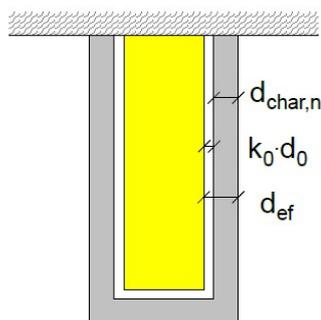


Figure 11-14 : Section résiduelle équivalente d'un élément de structure bois.

Pour une action thermique définie par un feu réel, on adopte la même démarche décrite ci-dessus en considérant une action thermique calculée à partir de scénarios d'incendie réel. Toutefois, des modifications sont à apporter aux paramètres conventionnels de calcul (vitesse et profondeur de carbonisation et épaisseur de résistance nulle). Ces actions thermiques sont différentes sur les quatre (ou les trois) faces de l'élément structural étudié (voir Figure 11-15). On obtient ainsi une profondeur de carbonisation pour chacune des faces exposées au feu.

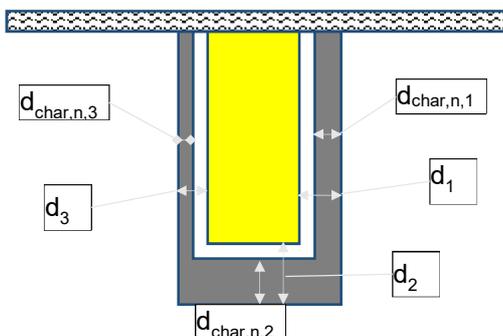


Figure 11-15 : Section résiduelle équivalente d'un élément de structure en bois pour une poutre soumise à une action thermique de feu réel sur trois faces.

Le calcul de la section réduite consiste à prendre en compte

- les différentes profondeurs de carbonisation d'une section ($d_{char,n,i}$), et
- une épaisseur complémentaire de résistance nulle déterminée par un calcul thermomécanique ($k_0 d_0$).

11.4.2.1. Calcul de la profondeur de carbonisation

Les méthodes de calcul avancées définies dans l'Annexe B de la norme NF EN 1995-1-2 sont appliquées pour déterminer les champs de température pendant toute la durée de la sollicitation thermique dans les différentes sections des éléments structuraux (modèle de réponse thermique). La profondeur de carbonisation de chacune des faces est définie par la position maximale de l'isotherme 300°C, température à laquelle le bois ne présente plus aucune résistance mécanique.

Il a été démontré que les caractéristiques thermophysiques données par l'EN 1995-1-2 sont applicables et enveloppes pour une sollicitation thermique définie par des feux réels comme celles que l'on peut obtenir dans des logements ou des locaux de bureau. Ainsi, pour le calcul du transfert thermique dans les sections, on adopte les courbes données par les **Figure 11-9 à Figure 11-11** issues de l'annexe B de l'EN1995-1-2 et équivalentes à celles implémentées dans SAFIR.

11.4.2.2. Procédure pour le calcul de la section équivalente en flexion

Le calcul de la section équivalente se base sur l'équilibre entre le moment de flexion à la rupture en situation d'incendie M_{fi} et le moment résistant de la section réduite calculé à température ambiante M_{ef} , tel que :

$$M_{fi} = M_{ef} \quad \text{Équation 11.27}$$

Dans le cas d'une poutre exposée sur quatre côtés, M_{ef} est calculé en considérant une hauteur efficace h_{ef} et une largeur efficace b_{ef} , tel que,

$$\begin{aligned} M_{ef} &= W_{ef} \cdot f_m \\ &= \frac{b_{ef} \cdot h_{ef}^2}{6} \cdot f_m \\ &= \frac{(b - (d_1 + d_3)) \cdot (h - d_2)^2}{6} \cdot f_m \end{aligned} \quad \text{Équation 11.28}$$

Lorsque la section est exposée sur quatre faces, le moment M_{ef} , s'écrit,

$$M_{ef} = \frac{(b - (d_1 + d_3)) \cdot (h - (d_2 + d_4))^2}{6} \cdot f_m \quad \text{Équation 11.29}$$

Le moment de flexion à la rupture en situation d'incendie M_{fi} est calculé en nous basant sur les méthodes avancées avec prise en compte de l'affaiblissement des caractéristiques thermomécaniques en fonction de la température (affaiblissement des résistances à la traction et à la compression ainsi que le module d'élasticité). Le calcul est à faire avec un logiciel aux éléments finis 2D en prenant en compte la température maximale obtenue dans chaque élément fini de la section durant la durée du scénario étudié. Ceci permet de considérer la non réversibilité de l'affaiblissement des propriétés thermomécaniques du bois en phase de refroidissement. Le champ de température maximal a été obtenu par un développement informatique en considérant les différents champs de températures en chaque instant de la sollicitation thermique.

Les valeurs locales de calcul des propriétés de rigidité et de résistance sont alors calculées pour chaque pas de temps de calcul selon les expressions,

$$f_{d,fi} = k_\theta \frac{f_{20}}{\gamma_{M,fi}} \quad \text{Équation 11.30}$$

$$S_{d,fi} = k_\theta \frac{S_{20}}{\gamma_{M,fi}} \quad \text{Équation 11.31}$$

où,

- $f_{d,fi}$ est la valeur de calcul d'une résistance en situation de feu ;
- $S_{d,fi}$ est la valeur de calcul d'une propriété de rigidité (module d'élasticité $E_{d,fi}$ ou module de cisaillement $G_{d,fi}$) en situation de feu ;
- f_{20} est le fractile à 20 % d'une propriété de résistance à température normale ;
- S_{20} est le fractile à 20 % d'une propriété de rigidité (module d'élasticité ou module de cisaillement) à température normale ;
- k_{θ} est le facteur de modification pour le feu défini en Annexe B du présent rapport ;
- $\gamma_{M,fi}$ est le coefficient partiel pour le bois en situation de feu.

Procédure pour le calcul de la section équivalente en compression

Le principe est sensiblement le même que celui pour la résistance en flexion. La détermination de l'épaisseur fictive k_{0d_0} est basée sur l'équilibre de la résistance à la compression en situation d'incendie N_{fi} et la résistance théorique de calcul N_{ef} en prenant en compte la section efficace et les caractéristiques de résistance à température ambiante tel que,

$$N_{fi} = N_{ef}$$

Équation 11.32

La résistance à la compression en situation d'incendie N_{fi} est déterminée par simulations numériques en se basant sur les méthodes de calcul avancées décrites dans la norme NF EN 1995-1-2.

La procédure pour le calcul de la section équivalente en traction est la même que celle décrite ci-avant, il suffit de remplacer f_c par f_t .

12. REFERENCES ANNEXES

- [1] Direction Générale de la Sécurité Civil et de la Gestion des Crises – Note d'information – Immeuble de grande hauteur en bois – 27/07/2017
- [2] Étude de faisabilité d'application de l'ingénierie de sécurité incendie aux bâtiments en bois de grande hauteur Étude de modèles numériques de développement d'incendie – Rapport Efectis-CSTB Réf 18-000289, Février 2018
- [3] Étude de faisabilité d'application de l'ingénierie de sécurité incendie aux bâtiments en bois de grande hauteur Approches numériques d'évaluation du comportement sous feux réels de structures en bois – Rapport Efectis-CSTB Réf 18-000290, Février 2018
- [4] Norimoto, M.; Gril, J. Wood Bending Using Microwave Heating. J. Microw. Power Electromagn. Energy 1989, 24, 203–212.
- [5] Drean, V. "Projet VIRGILE: proposition d'un modèle de combustion des matériaux composites pour simulation sur FDS-5", Rapport interne EFECTIS France E-R&D-11/010; 2011.
- [6] Rousset, P. Choix et validation expérimentale d'un modèle de pyrolyse pour le bois traité par haute température: de la micro-particule au bois massif, ENGREF (AgroParisTech), 2004.
- [7] . Schaffer, E. L. Elevated temperature effect on the longitudinal mechanical properties of wood., University of Wisconsin, Madison, 1971.
- [8] Audebert, M. Approche expérimentale et modélisation du comportement au feu d'assemblages bois sous différents types de sollicitations, 2010.

- [9] Laplanche, K. Étude du comportement au feu des assemblages de structures bois : approche expérimentale et modélisation, Université Blaise Pascal (Clermont-Ferrand), 2006.
- [10] Clouet, B. Hydromechanical behavior of green-glued laminated timbers, Université de Bordeaux, 2014.
- [11] Eitelberger, J., Hofstetter, K. & Dvinskikh, S. V. A multi-scale approach for simulation of transient moisture transport processes in wood below the fiber saturation point. *Compos. Sci. Technol.* 71, 1727–1738 (2011).
- [12] Di Blasi, C. Multi-phase moisture transfer in the high-temperature drying of wood particles. *Chem. Eng. Sci.* 53, 353–366 (1998).
- [13] Thibeault, F. Modélisation du comportement mécanique du bois lors du procédé de séchage conventionnel. (Université du Québec, 2008). doi:10.1522/030084784
- [14] Kocaeffe, D., Younsi, R., Poncsak, S. & Kocaeffe, Y. Comparison of different models for the high-temperature heat-treatment of wood. *Int. J. Therm. Sci.* 46, 707–716 (2007).
- [15] Brandt, B.; Zollfrank, C.; Franke, O.; Fromm, J.; Göken, M.; Durst, K. Micromechanics and ultrastructure of pyrolysed softwood cell walls. *Acta Biomater.* 2010, 6, 4345–4351.
- [16] Di Blasi, C. Modeling chemical and physical processes of wood and biomass pyrolysis. *Prog. Energy Combust. Sci.* 34, 47–90 (2008).
- [17] Couhert, C. Flash pyrolysis at high temperature of ligno-cellulosic biomass and its components : production of synthesis gas, {É}cole Nationale Sup{é}rieure des Mines de Paris, 2007.
- [18] Ritchie, S.; Steckler, K.; Hamins, A.; Cleary, T.; Yang, J.; Kashiwagi, T. The Effect Of Sample Size On The Heat Release Rate Of Charring Materials. *Fire Saf. Sci.* 1997, 5, 177–188.
- [19] Quintiere, J. G.; Harkleroad, M. T. New concepts for measuring flame spread properties. In *Fire Safety: Science and Engineering*; ASTM International, 1985.
- [20] ASTM E1321, “Standard Test Method for Determining Material Ignition and Flame Spread Properties”, ASTM International, West Conshohocken, PA, 2012, www.astm.org. 1996.
- [21] Janssens, M. Fundamental thermophysical characteristics of wood and their role in enclosure fire growth, Ghent University, 1991.
- [22] Janssens, M. Piloted ignition of wood: A review. *Fire Mater.* 1991, 15, 151–167.
- [23] Quintiere, J. G. A Semi-Quantitative Model for the Burning Rate of solid Material. NISTIR-4840, Natl. Inst. Stand. Technol. Gaithersburg, MD 1992.
- [24] Atreya, A.; Abu-Zaid, M. Effect of environmental variables on piloted ignition. *Fire Saf. Sci.* 1991, 3, 177–186.
- [25] Mikkola, E.; Wichman, I. S. On the thermal ignition of combustible materials. *Fire Mater.* 1989, 14, 87–96.
- [26] Delichatsios, M. A.; Panagiotou, T.; Kiley, F. The use of time to ignition data for characterizing the thermal inertia and the minimum (critical) heat flux for ignition or pyrolysis. *Combust. Flame* 1991, 84, 323–332.
- [27] Harada, T. Time to ignition, heat release rate and fire endurance time of wood in cone calorimeter test. *Fire Mater.* 2001, 25, 161–167.
- [28] Bamford, C. H., Crank, J. & Malan, D. H. The combustion of wood. Part I. in *Mathematical Proceedings of the Cambridge Philosophical Society* 42, 166–182 (1946).
- [29] Di Blasi, C. Modeling intra- and extra-particle processes of wood fast pyrolysis. *AIChE J.* 48, 2386–2397 (2002).
- [30] Park, W. C., Atreya, A. & Baum, H. R. Experimental and theoretical investigation of heat and mass transfer processes during wood pyrolysis. *Combust. Flame* 157, 481–494 (2010).
- [31] Lautenberger, C. & Fernandez-Pello, C. A model for the oxidative pyrolysis of wood. *Combust. Flame* 156, 1503–1513 (2009).
- [32] Sand, U., Sandberg, J., Larfeldt, J. & Bel Fdhila, R. Numerical prediction of the transport and pyrolysis in the interior and surrounding of dry and wet wood log. *Appl. Energy* 85, 1208–1224 (2008).

- [33] Órfão, J. J. . & Figueiredo, J. . A simplified method for determination of lignocellulosic materials pyrolysis kinetics from isothermal thermogravimetric experiments. *Thermochim. Acta* 380, 67–78 (2001).
- [34] Cueff, G. Développement d'un modèle thermomécanique du comportement sous agressions thermiques de matériaux cellulosiques : application à l'étude de résistance au feu de panneaux de bloc-porte en aggloméré de bois. (Université de Bordeaux, 2014).
- [35] Lautenberger, C. & Fernandez-Pello, C. Generalized pyrolysis model for combustible solids. *Fire Saf. J.* 44, 819–839 (2009).
- [36] Fredlund, B. A model for heat and mass transfer in timber structures during fire: a theoretical, numerical and experimental study. (Lund University, Department of Fire Safety Engineering, 1988).
- [37] Janssens, M. Thermo-physical properties for wood pyrolysis models. in Pacific timber engineering conference, Gold Coast, Australia (1994).
- [38] Knudson, R. M. & Schniewind, A. P. Performance of structural wood members exposed to fire. *For. Prod. J.* (1975).
- [39] Clancy, P. Time and probability of failure of timber framed walls in fire. (Victoria University of Technology, 1999).
- [40] NF EN 1995-1-2, 'Eurocode 5 - Design of timber structures - Part 1-2: General - Structural fire design'. (2005).
- [41] Glass, S. V. & Zelinka, S. L. in *Wood Handbook: Wood as an Engineering Material* 4.1-4.19 (2010). doi:General Technical Report FPL-GTR-190
- [42] Harada, T., Hata, T. & Ishihara, S. Thermal constants of wood during the heating process measured with the laser flash method. *J. Wood Sci.* 44, 425–431
- [43] De Moraes, P. Influence de la température sur les assemblages bois. (2003).
- [44] Gupta, M., Yang, J. & Roy, C. Specific heat and thermal conductivity of softwood bark and softwood char particles☆. *Fuel* 82, 919–927 (2003).
- [45] Brown, L. E. An experimental and analytic study of wood pyrolysis. (The University of Oklahoma, 1972).
- [46] Hankalin, V., Ahonen, T. & Raiko, R. in Finnish-Swedish Flame Days 2009, January 28-29, 2009, Naantali, Finland 16 p (2009).
- [47] Drysdale, D. An introduction to fire dynamics. (Wiley, 2011).
- [48] Incropera, F. P., DeWitt, D. P., Bergman, T. L. & Lavine, A. S. *Fundamentals of heat and mass transfer.* (John Wiley & Sons, 2011).
- [49] Koufopoulos, C. A., Lucchesi, A. & Maschio, G. Kinetic modelling of the pyrolysis of biomass and biomass components. *Can. J. Chem. Eng.* 67, 75–84 (1989).
- [50] Larfeldt, J., Leckner, B. & Melaaen, M. C. Modelling and measurements of heat transfer in charcoal from pyrolysis of large wood particles. *Biomass and Bioenergy* 18, 507–514 (2000).
- [51] Chan, W.-C. R., Kelbon, M. & Krieger, B. B. Modelling and experimental verification of physical and chemical processes during pyrolysis of a large biomass particle. *Fuel* 64, 1505–1513 (1985).
- [52] Di Blasi, C. D., Branca, C., Sparano, S. & La Mantia, B. Drying characteristics of wood cylinders for conditions pertinent to fixed-bed countercurrent gasification. *Biomass and Bioenergy* 25, 45–58 (2003).
- [53] Shi, L. & Chew, M. Y. L. A review of fire processes modeling of combustible materials under external heat flux. *Fuel* 106, 30–50 (2013).
- [54] Di Blasi, C. Modeling and simulation of combustion processes of charring and non-charring solid fuels. *Prog. Energy Combust. Sci.* 19, 71–104 (1993).
- [55] Tabatabaie-Raissi, A., Mok, W. S. L. & Antal, M. J. Cellulose pyrolysis kinetics in a simulated solar environment. *Ind. Eng. Chem. Res.* 28, 856–865 (1989).
- [56] Gullett, B. K. & Smith, P. Thermogravimetric study of the decomposition of pelletized cellulose at 315°C–800°C. *Combust. Flame* 67, 143–151 (1987).

- [57] BAROOAH, J. & LONG, V. Rates of thermal decomposition of some carbonaceous materials in a fluidized bed. *Fuel* 55, 116–120 (1976).
- [58] Thurner, F. & Mann, U. Kinetic investigation of wood pyrolysis. *Ind. Eng. Chem. Process Des. Dev.* 20, 482–488 (1981).
- [59] Thi, V. D., Khelifa, M., El Ganaoui, M. & Rogaume, Y. Finite element modelling of the pyrolysis of wet wood subjected to fire. *Fire Saf. J.* 81, 85–96 (2016).
- [60] Babrauskas, V. Ignition of Wood: A Review of the State of the Art. *J. Fire Prot. Eng.* 12, 163–189 (2002).
- [61] McGuire Sfe, J. H. Fire and the spatial separation of buildings. *Fire Technol.* 1, 278–287 (1965).
- [62] Natterer, J., Sandoz, J.-L. & Rey, M. *Construction en bois - Matériau, technologie et dimensionnement (vol13)*. (Traité de Génie Civil, Presses Polytechniques et Universitaires Romandes, 2011).
- [63] Butler, C. P. NOTES ON CHARRING RATES IN WOOD. *Fire Saf. Sci.* 896, 1 (1971).
- [64] Babrauskas, V. Charring rate of wood as a tool for fire investigations. *Fire Saf. J.* 40, 528–554 (2005).
- [65] Weatherwax, R. C. & Stamm, A. J. The coefficients of thermal expansion of wood and wood products. (1956).
- [66] Malhotra, H. L. *Design of fire-resisting structures*. (Surrey University Press, 1982).
- [67] Forest Products Laboratory - USDA. *Wood Handbook: Wood as an Engineering Material*. (2010). doi:General Technical Report FPL-GTR-190
- [68] Kollman, F. F. *Principles of Wood Science and Technology: Wood Base Materials Manufacture and Properties*. (1975).
- [69] Janssens, M. & Douglas, B. *Wood and wood products. Handbook of building materials for fire protection* (McGraw-Hill, 2004).
- [70] Tabaddor, M. Thermal and mechanical finite element modeling of wood floor assemblies subjected to furnace exposure. Underwriters Laboratories (2008).
- [71] Guitard, D. *Mécanique du matériau bois et composites*. (Cépaduès, 1987).
- [72] Navi, P. & Heger, F. *Thermohydro-mechanical behaviour of wood: technological and structural applications*. (PPUR Presses Polytechniques, 2005).
- [73] Kretschmann, D. in *Wood Handbook: Wood as an Engineering Material* 5.1-5.46 (2010).
- [74] Cai, Z. & Ross, R. J. in *Wood Handbook: Wood as an Engineering Material* 12.1-12.12 (2010).
- [75] Janowiak, J. J., Manbeck, H. B., Hernandez, R. & Moody, R. C. Red maple lumber resources for glued-laminated timber beams. *For. Prod. J.* 47, 55 (1997).
- [76] Moody, R. C. Flexural Strength of Glued-Laminated Timber Beams Containing Coarse-Grain Southern Pine Lumber. (1974).
- [77] Jung, J. Properties of parallel-laminated veneer from stress-wave-tested veneers [Wood products]. *For. Prod. J.* (1982).
- [78] Moody, R. C. & others. Tensile strength of lumber laminated from 1/8-inch-thick veneers. (US Department of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory, 1972).
- [79] Kretschmann, D. E. et al. Effect of various proportions of juvenile wood on laminated veneer lumber. USDA For. Serv. For. Prod. Lab. Res. Pap. FPL-RP-521 (1993).
- [80] Hernandez, R. & Moody, R. Improved performance of southern pine structural glued-laminated timber. Res. Pap. FPL-RP-US Dep. Agric. For. Serv. For. Prod. Lab. (1992).
- [81] Schaffer, E. L. *Structural Fire Design: Wood*. (1984).
- [82] Thomas, G. C. *Fire resistance of light timber framed walls and floors*. (University of Canterbury. Civil Engineering, 1996).
- [83] Nubissie, A., Ngamie, A. N. & Wofo, P. Dynamical behavior of a wooden beam under mechanical loading and fire. *Mater. Des.* 32, 1331–1336 (2011).

- [84] Östman, B.-L. Wood tensile strength at temperatures and moisture contents simulating fire conditions. *Wood Sci. Technol.* 19, 103–116 (1985).
- [85] König, J. Effective thermal actions and thermal properties of timber members in natural fires. *Fire Mater.* 30, 51–63 (2006).
- [86] Zeeland, I. M. Van, Salinas, J. J. & Mehaffey, J. R. Compressive strength of lumber at high temperatures. *Fire Mater.* 29, 71–90 (2005).
- [87] Young, S. A. & Clancy, P. Structural modelling of light-timber framed walls in fire. *Fire Saf. J.* 36, 241–268 (2001).
- [88] Young, S. A. & Clancy, P. Compression mechanical properties of wood at temperatures simulating fire conditions. *Fire Mater.* 25, 83–93 (2001).
- [89] Young, S. Structural modelling of plasterboard-clad, light timber framed walls in fire. (Victoria University of Technology, 2000).
- [90] Korkut, S. & Hiziroglu, S. Effect of heat treatment on mechanical properties of hazelnut wood (*Corylus colurna* L.). *Materials & Design* 30, (2009).
- [91] SAFIR MANUAL - Material properties – July 2016 – Thomas GERNAY / Jean-Marc FRANSSSEN