

الجمهورية الجزائرية الديمقراطية الشعبية
République Algérienne Démocratique et Populaire

وزارة التعليم العالي والبحث العلمي
Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique
Université Hassiba Benbouali de Chlef

FACULTE DE GENIE CIVIL ET D'ARCHITECTURE



THESE

Présentée pour l'obtention du grade de **DOCTEUR EN SCIENCES**

En : GENIE CIVIL

Spécialité : STRUCTURES

Par : KADA Abdelhak

Sujet

**COMPORTEMENT DES POUTRES AJOUREES SOUS DES
CONDITIONS DE HAUTES TEMPERATURES DUES A
L'INCENDIE**

Soutenue Publiquement le : 10 Décembre 2016.

Devant le jury composé de:

KASSOUL Amar	Professeur	Université UHBC de Chlef	Président
KERDAL Djamel-Eddine	Professeur	Université USTO d'Oran	Examineur
BOURAHLA Noureddine	Professeur	Université de Blida	Examineur
BENAROUS Abdellah	MCA	Université de Chlef	Examineur
LAMRI Belkacem	Professeur	Université de Chlef	Rapporteur
BOUCHAIR Abdelhamid	Professeur	Université de e Clermont-Fd	Co-Rapporteur

Dédicaces

بِسْمِ اللَّهِ الرَّحْمَنِ الرَّحِيمِ

A la mémoire de mon Père...

A, ma femme, mes enfants, et ma famille, pour leur patience et encouragements et pour qui l'accomplissement de cette thèse est un peu la leur.

A monsieur Hadj KABBAZ Mohamed Esseghir mon compagnon de route qui, par son immense soutien et encouragement durant toutes ces années, a permis l'aboutissement de cette thèse, qui d'une manière est aussi la sienne.

A monsieur NADJAI Saci ami et collègue Enseignant Chercheur à l'université UHBC pour ses encouragements dès le début et son soutien moral sans faille.

A monsieur BOUKLI Hassen Fouad ami et collègue Responsable de la pédagogie de l'École Supérieure des Sciences Appliquées (ESSA) de Tlemcen pour ses encouragements.

A monsieur BOUGHRARA Mohamed et monsieur ZITOUNI Bouabdellah mes éternels amis, pour leur soutien et support moral.

Abdelhak KADA

*Having something to regret may be just the thing to give you the strength to do something far better than you might ever have done otherwise. It is never what one does that counts, but only what one does next! Austrian philosopher **Robert Musil** (1880-1942)*

Remerciements

C'est avec un grand plaisir que je remercie les personnes, qui de près ou de loin, m'ont accompagné et aidé au cours de ces années de travail.

Tout d'abord, Merci beaucoup à Monsieur LAMRI Belkacem, Professeur et directeur de ce travail de thèse à l'université Hassiba Benbouali de Chlef, pour avoir dirigé conjointement ce travail, pour m'avoir fait confiance et m'avoir énormément soutenu durant les moments les plus difficiles, et pour toutes les connaissances scientifiques qu'il a partagées avec moi et les efforts d'encadrement de valeurs déployées tout au long de ces années jusqu'à l'accomplissement du mémoire de thèse.

Je suis reconnaissant, à Monsieur BOUCHAIR Abdelhamid, Professeur co-directeur des travaux de thèse, qui m'a accueilli au sein de son équipe de Recherche à Polytech' Université Blaise Pascal de Clermont Ferrand, France dans le cadre du programme PNE, pour la confiance qu'il m'a accordée dès le début et tout au long de ces années et en particulier pour la qualité de son encadrement.

Je tiens bien sûr à remercier infiniment les Professeurs PILOTO Paulo et MESQUITA Luis M.R. de l'Institut Polytechnique de Bragança du Portugal pour m'avoir ouvert leur laboratoire et ont permis la réalisation des essais au four et pour leurs efforts scientifiques et les discussions fructueuses qui ont aidées à l'aboutissement de la thèse.

J'exprime ma gratitude également à l'ensemble des membres du jury pour avoir accepté d'examiner les travaux de cette thèse et de consacré de leur temps à sa lecture.

Merci à Monsieur KASSOUL Ammar, Professeur de l'université UHBC de Chlef d'avoir accepté de présider ce jury, à Monsieur KERDAL Djamel-Eddine Professeur à l'USTO d'Oran, à Monsieur BOURAHLA Nouredine Professeur de l'université à Blida 1, et à Monsieur BENAROUS Abdellah MCA à l'université UHBC de Chlef pour avoir accepté de participer à mon jury de thèse et d'examiner ce mémoire.

Merci à la Vice Rectrice Mme KOUDRI MOSTEFAI Soumia Professeur à l'université de Chlef, et à toutes les personnes, responsables et enseignants(es) du département de Génie Civil, je ne citerai pas de noms ici pour ne pas en oublier certains, qui ont aidé de près ou de loin pour voir aboutir la soutenance de la thèse.

J'adresse aussi mes remerciements, à Monsieur HADJ-LARBI Abdellah PDG de l'entreprise 'SOPREC' pour l'accompagnement de notre projet, à l'entreprise Internationale 'International Paint AkzoNobel' (G.B) au nom de Monsieur BRADLEY Ian 'Certificat Manager' pour le financement des essais au four à IPB Portugal.

Abdelhak KADA

RESUME

Le travail de recherche présenté dans cette thèse porte sur le comportement des poutres métalliques ajourées sous l'effet de hautes températures dues à l'incendie.

Le cadre normatif par le biais de l'Eurocode 3 et son annexe N EN 1993-1-1 ne traite que de la conception de poutres ajourées en condition de température ambiante. L'objectif est d'étudier le comportement des poutres à ouvertures alvéolaires et cellulaires en conditions d'incendie. A cet égard, les travaux présentés représentent une contribution par le biais d'essais au four selon un feu ISO834 et d'analyse de poutres ajourées par des simulations numériques en éléments finis.

Dans cette étude les modèles en éléments finis thermiques et thermomécaniques sont établis en utilisant le logiciel ANSYS, en tenant compte l'effet de gradient de température, la non-linéarité du matériau et des grandes déformations.

Ces modèles permettent d'estimer les paramètres influents en cas d'incendie tel que le temps limite, la température critique et la flèche pour tous les cas de poutres étudiées cellulaires et alvéolaires.

L'étude montre que certains modes de ruines sont plus critiques par rapport aux ouvertures et montants de l'âme en conditions d'incendie et sont influencés par la forme et le nombre d'ouvertures.

En plus, l'étude expérimentale qui présente des essais sur poutres à âme pleine et cellulaires avec et sans protection intumescente permettent de comprendre le comportement de ce type de protection afin d'optimiser son épaisseur.

Les essais au four formeront la base pour une analyse nécessaire à l'évaluation des poutres avec peinture intumescentes selon les prescriptions prEN13381-9.

Mots clés : poutres ajourées, poutres cellulaires, incendie, essais au four, éléments finis, modélisation thermomécanique, ANSYS.

ABSTRACT

The research work presented in this thesis encounter the behaviour steel beams with apertures under high temperatures rise due to fire.

The code of practice framework of Eurocode 3 and its annex N EN 1993-1-1 deals only with the design of castellated steel beams in normal condition. The aim is intended to analyse the behaviour of castellated and cellular beams in fire condition. The research works presented herein represent a contribution by means of furnace tests under ISO834 as well as analyses of open web steel beams using finite element numerical simulations.

In these studies, thermal and mechanical finite element models are established with ANSYS software taking into account the effect of the temperature's gradient, the large displacement, and the material non linearity.

These numerical models allowed for the estimation of the most influent parameters in fire condition such as limiting time, critical temperatures and mid-span deflection for the case of cellular and castellated steel beams.

The study shows that some failure mode are more critical, for any beam with closely spaced openings, around openings and within the web posts failure in the case of fire and are related to the shape and number of openings.

In addition, the experimental study of unloaded solid and cellular beams with circular holes in fire conditions with and without intumescent fire protection helped to understand the behaviour of the intumescent protection with the aim of optimising its thickness.

These furnace tests are the basis for generating an elemental multi-temperature analysis needed to assess cellular beams with intumescent protection as prescribed by the prEN13381-9.

Keywords: castellated beams, cellular beams, fire, furnace tests, finite elements, thermomechanical modelling, ANSYS.

ملخص

الهدف الرئيسي من مشروع هذه الأطروحة هو دراسة سلوك العوارض ذات فتحات متعددة على شكل دائرة و سداسي الأضلاع تحت تأثيرات ارتفاع درجة الحرارة الناجمة عن الحريق .

التوجيهات التقنية لتصميم هذا النوع من العوارض الواردة في الملحق N من 1-1-1993-ENV لا يأخذ بعين الاعتبار تأثيرات النار و ارتفاع درجة الحرارة الناجمة عنها .

الهدف من هذه الدراسة هو تقديم مساهمة علمية بواسطة تجارب في الفرن حسب منحنى بياني للنار ISO834 و تحاليل رقمية MEF التي وضعت بواسطة البرنامج ANSYS مع الأخذ بعين الاعتبار تذبذبات درجة الحرارة داخل المقطع المعدني .

و بعد التحقق من دقة البرنامج بالمقارنة مع مقالة علمية متخصصة في الحالة العادية 20°C و مع التجارب المعدة داخل الفرن, تمت دراسة بارامترية في حالة تأثير النار تخص الوقت الحساس (critique), الحرارة و الانحناء في حالة تغيير عدد الفتحات بشكلها الدائري و سداسي الأضلاع .

و لقد أظهرت النتائج التي تم الحصول عليها عن طريق هذه الدراسة البارامترية مختلف أنماط الانهيار حسب عدة بارامترات للفتحات و اللوحات العارضية (montant) ما بين هذه الفتحات.

اضافتا, إن التجارب في الفرن على العوارض الغير محمية و المحمية بواسطة المادة Intumescent أظهرت معطيات تزيد في فهم سلوك هذا النوع من الحماية للاقتصاد في سمكها. و تسمح أيضا هذه المعطيات الناجمة عن التجارب داخل الفرن باصدار تحاليل تمكن من قياس مقاومة العوارض ذات الفتحات المحمية بالطلاء intumescent تحت تأثير النار حسب تعليمات prEN13381-9 .

كلمات مفاتيح : عوارض ذات فتحات, النار, تجارب الفرن, نموذج رقمي EF, نموذج حراري ميكانيكي, ANSYS .

SOMMAIRE

RESUME.....	iv
ABSTRACT.....	v
ملخص.....	vi
INTRODUCTION GENERALE.....	2
PARTIE 1: ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE.....	7
CHAPITRE 1: GENERALITES ET DEFINITIONS.....	9
1.1. Introduction.....	9
1.2. Bref historique et évolution.....	10
1.3. Poutres à ouvertures multiples.....	11
1.3.1. Généralités.....	11
1.3.2. Procédés technologiques.....	12
1.4. Acier de construction : Aspects fondamentaux.....	13
1.4.1. Comportement à température ambiante.....	13
1.4.2. Comportement à température élevée.....	16
1.4.3. Modèles explicites de comportement de l'acier.....	19
1.5. Incendie, feu, et réglementation.....	21
1.5.1. Feu.....	22
1.5.2. Ingénierie de la sécurité incendie (ISI) et réglementation.....	23
1.5.3. Ingénierie incendie structurel (IIS).....	24
1.5.4. Courbes d'incendie.....	26
1.6. Comportement de l'acier sous action thermique.....	31
1.6.1. Propriétés thermiques sous hautes températures.....	32
1.6.2. Action thermique.....	35
1.6.3. Action mécanique.....	38
1.7. Protection pour les structures métalliques.....	39
1.7.1. Systèmes de protection conventionnels.....	40
1.7.2. Protection par peintures intumescentes.....	41
1.8. Conclusion.....	47
CHAPITRE 2: APPROCHES ANALYTIQUES ET REGLEMENTAIRES DES POUTRES AJOUREES.....	49
2.1. Introduction.....	49
2.2. Comportement à température ambiante.....	50
2.2.1. Etude des poutres en acier à ouverture d'âme isolée.....	53

2.2.2.	Poutre ajourée en acier à ouvertures d'âme multiples.....	57
2.2.3.	Approche et dispositions selon l'EC3 Annexe N	58
2.2.4.	Modèles simplifiés	61
2.3.	Comportement sous l'effet de hautes températures d'incendie.....	64
2.4.	Recherches récentes sur les poutres cellulaires sous incendie	65
2.5.	Conclusion.....	71
PARTIE 2: INVESTIGATION EXPERIMENTALE.....		73
CHAPITRE 3: EXPERIMENTATION : ESSAIS SUR PLAQUES.....		75
3.1.	Introduction	75
3.2.	Essais préliminaires - Polytech/Clermont-Ferrand (Montluçon)	76
3.2.1.	But et objectifs.....	76
3.2.2.	Procédés de mesure de l'épaisseur de l'intumescent	76
3.2.3.	Définition des essais	77
3.3.	Matériels et Procédure expérimentale.....	78
3.3.1.	Essais d'échauffement de plaques métalliques	78
3.3.2.	Le four de Montluçon	78
3.3.3.	Découpage des éprouvettes	80
3.3.4.	Application de la peinture	80
3.3.5.	Mesures de la température.....	81
3.4.	Résultats et interprétation.....	83
3.5.	Conclusion.....	87
CHAPITRE 4: EXPERIMENTATION : POUTRES CELLULAIRES.....		89
4.1.	Introduction	89
4.2.	Éléments structuraux protégés par revêtement intumescent.....	89
4.2.1.	Sections standards	89
4.2.2.	Poutres avec ouvertures d'âme.....	90
4.3.	Norme d'essai de résistance au feu - Eurocode: ENV13381 – 4	91
4.4.	Essais au four de poutres cellulaires- IPB (Portugal)	91
4.4.1.	Introduction	91
4.4.2.	Evaluation de poutres cellulaires protégées par peinture intumescente	93
4.4.3.	Programme expérimental	94
4.4.4.	Préparation des poutres.....	96
4.4.5.	Dispositif expérimental et instrumentation	98
4.4.6.	Réalisation des essais au four.....	100

4.5.	Résultats des températures des sections protégées et non protégées	103
4.6.	Analyse des résultats	110
4.7.	Conclusion.....	110
PARTIE 3: INVESTIGATION NUMERIQUE.....		112
CHAPITRE 5: SIMULATIONS DES POUTRES A AMES PLEINES SOUS INCENDIE.....		114
5.1.	Introduction	114
5.2.	Objectifs	114
5.3.	Action de l'incendie	115
5.4.	Action thermique	116
5.5.	Présentation des modèles de poutres.....	117
5.6.	Analyse règlementaire par le logiciel ELEFIR-EN	118
5.6.1.	Description du logiciel.....	118
5.6.2.	Cas d'étude.....	121
5.7.	Simulations mécaniques sous incendie conventionnel ISO834	123
5.7.1.	Introduction.....	123
5.7.2.	Introduction des caractéristiques mécaniques	123
5.7.3.	Modélisation numérique.....	124
5.7.4.	Simulations et analyse des résultats.....	125
5.8.	Simulations sous incendie naturel et paramétré	134
5.8.1.	Modèles de Coubes d'incendie naturel : Compartiment TEST3	134
5.8.2.	Modèles de Coubes d'incendie naturel : Compartiment TEST6.....	139
5.8.3.	Simulations numériques par ANSYS.....	142
5.9.	Conclusion.....	143
CHAPITRE 6: SIMULATIONS DES POUTRES AJOUREES SOUS INCENDIE		145
6.1.	Introduction	145
6.2.	Conception de poutres cellulaires en température ambiante par ACB+.....	145
6.2.1.	Critères de résistances à l'état limite ultime.....	145
6.2.2.	Critère de déformation à l'état limite de service	152
6.2.3.	Modèles et étude paramétrique par ACB+	158
6.3.	Simulations en conditions d'incendie par ANSYS.....	164
6.3.1.	Logiciel d'analyse aux éléments finis ANSYS	164
6.3.2.	Considérations sur les poutres ajourées.....	164
6.3.3.	Objectif de l'étude	165
6.3.4.	Géométrie de la poutre et conception en condition normale	165

6.3.5.	Les entrées de base dans le préprocesseur d'ANSYS.....	167
6.3.6.	Modèle élément fini et validation	171
6.3.7.	Simulations par modèle thermo-mécanique.....	174
6.3.8.	Résultats et discussions.....	183
6.4.	Conclusion.....	190
CONCLUSION GENERALE ET PERSPECTIVES		193
REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES.....		194

LISTE DES FIGURES

Figure 1.1. Structure à poutres ajourées, poutres cellulaires ACB protégées par peinture intumescente.....	10
Figure 1.2. Evolution des formes des poutres ajourées	11
Figure 1.3. Utilisation des évidements dans les poutres ajourées	11
Figure 1.4. Procédés de découpe : (a) Westok(a), (b) ArcelorMittal , (c) Traditionnel	12
Figure 1.5. Conception de poutres alvéolaire, cellulaire et Angéline	13
Figure 1.6. Courbe contrainte/déformation : (a) acier dur ; (b) acier doux	14
Figure 1.7. Effet de Bauschinger	15
Figure 1.8. Influence des hautes températures vs taux de carbone en acier	17
Figure 1.9. Facteurs de réduction pour les relations σ - ϵ	19
Figure 1.10. Modèles explicites de l'acier	19
Figure 1.11. σ - ϵ en hautes températures-Modèle explicite	20
Figure 1.12. σ - ϵ en hautes températures-Modèle explicite (S355)	21
Figure 1.13. Incendie majeur 12/02/2005, Tour Windsor Madrid	21
Figure 1.14. Triangle du feu	23
Figure 1.15. Pages frontales des fascicules des Règlements de Sécurité contre les risques d'incendie applicables en Algérie	23
Figure 1.16. Eurocodes (Acier et Mixte) en conditions normale et d'incendie	23
Figure 1.17. Approche « performantielle » pour la modélisation de l'incendie.....	24
Figure 1.18. Approche de performance pour une analyse thermique.....	25
Figure 1.19. Courbes d'incendie réel et modèles	26
Figure 1.20. Courbes d'incendie nominaux Température-Temps	27
Figure 1.21. Allure de la courbe d'incendie paramétrique en deux phases.....	28
Figure 1.22. Exemple de courbes d'incendie naturel	31
Figure 1.23. Dilatation thermique de l'acier en fonction de la température.....	32
Figure 1.24. Chaleur spécifique de l'acier en fonction de la température.....	33
Figure 1.25. Conductivité thermique de l'acier en fonction de la température	34
Figure 1.26. Transfert de chaleur entre gaz chauds et l'élément de structure métallique.....	35
Figure 1.27. Distribution non-uniforme de température dans la hauteur de la section	39
Figure 1.28. Approche de vérification de résistance au feu.....	40
Figure 1.29. Méthodes de protection incendie	40
Figure 1.30. Volume solide comparativement à l'épaisseur du film sec	42
Figure 1.31. Couches de traitement avant et après application du revêtement intumescent, Application de la protection pour une poutre cellulaire [AkzoNobel].	44
Figure 1.32. Evolution de l'intumescence dans un cône calorimètre, étapes de réaction,	45
Figure 1.33. Evolution de la température sur deux plaques avec et sans protection.....	46
Figure 2.1. Ruine d'une poutre cellulaire après essai sous incendie	49
Figure 2.2. Formation des rotules plastiques par flexion Vierendeel	53
Figure 2.3. Position et dimensions d'une ouverture.....	54
Figure 2.4. Mécanisme Vierendeel	55
Figure 2.5. Courbe d'interaction Moment –Cisaillement pour plusieurs formes d'ouvertures d'âme	55
Figure 2.6. Poutre alvéolaire et Modèle équivalent de poutre Vierendeel ou poutre échelle.....	57
Figure 2.7. Ouvertures d'âme polygonales multiples.....	58
Figure 2.8. Ouvertures d'âme circulaires multiples.....	58
Figure 2.9. Dimensions d'ouvertures d'âme multiples	59
Figure 2.10. Description géométrique de la section transversale brute	60
Figure 2.11. Section inclinée à l'endroit d'une ouverture.....	61
Figure 2.12. Flexion Vierendeel: (a) Redwood, (b) pas à pas, (c) Bitar	62
Figure 2.13. Flambement du montant	63

Figure 2.14. Caractéristiques géométriques de poutre à ouvertures d'âme	66
Figure 2.15. Flambement du montant d'âme : Modèle de Bitar	68
Figure 2.16. Flambement du montant d'âme : Modèle de Lawson.....	69
Figure 2.17. Flambement du montant d'âme : Modèle de Wang	69
Figure 2.18. Essai d'incendie de compartiment de poutres cellulaires.....	71
Figure 3.1. Dimensions des plaques testées.....	78
Figure 3.2. Vue de face du four et coupe A-A.....	79
Figure 3.3. Vue en perspective du four et support	79
Figure 3.4. Dispositif expérimental.....	82
Figure 3.5. Configuration des thermocouples durant l'essai n°1	83
Figure 3.6. Courbe d'échauffement de la plaque durant l'essai	84
Figure 3.7. Configuration des thermocouples durant l'essai n°2.....	85
Figure 3.8. Courbe de température du four.....	85
Figure 3.9. Vues de la plaque après l'essai	86
Figure 3.10. Vues de la plaque après l'essai	86
Figure 4.1. Dimensions des poutres à âme pleine et cellulaires testées.....	95
Figure 4.2. Découpe et réalisation des profilés de poutres à âmes pleines et cellulaires.....	96
Figure 4.3. Application du primer et anticorrosion	96
Figure 4.4. Application du revêtement intumescent.....	97
Figure 4.5. Poutres protégées par revêtement intumescent	97
Figure 4.6. Préparation des poutres: Pose de bande de céramique et tige d'attache.....	98
Figure 4.7. Four 1mx1mx1m, protection intérieure, thermocouples et brûleurs	98
Figure 4.8. Voies d'acquisition des thermocouples et PC de visualisation.....	99
Figure 4.9. Câblage des thermocouples four- voies d'acquisition et pupitre avec voyant de température des gaz à l'intérieur du four.....	99
Figure 4.10. Thermocouple K et thermocouple de plaque	100
Figure 4.11. Position et numéros des thermocouples	100
Figure 4.12. Poutres P12 et P15 avant l'essai au four.	101
Figure 4.13. Poutres P12 et P15 après l'essai.	101
Figure 4.14. Poutres P4 et P3 avant l'essai au four	102
Figure 4.15. Poutres P4 et P3 après l'essai.....	102
Figure 4.16. Résultats de l'évolution de la température de la poutre à âme pleine P1	103
Figure 4.17. Résultats de l'évolution de la température de la poutre cellulaire P5	104
Figure 4.18. Résultats de l'évolution de la température de la poutre cellulaire P9.....	104
Figure 4.19. Résultats de l'évolution de la température de la poutre cellulaire P12	105
Figure 4.20. Résultats de l'évolution de la température de la poutre cellulaire P15	105
Figure 4.21. Evolution de la température moyenne sur les montants d'âmes des essais P1 et P9.....	106
Figure 4.22. Evolution de la température moyenne sur les semelles des essais P1 et P9	106
Figure 4.23. Résultats de l'évolution de la température dans la poutre à âme pleine P3 protégée par intumescent	107
Figure 4.24. Résultats de l'évolution de la température dans la poutre à âme pleine P4 protégée par intumescent	107
Figure 4.25. Résultats de l'évolution de la température dans la poutre cellulaire P13 protégée par intumescent	108
Figure 4.26. Résultats de l'évolution de la température dans la poutre cellulaire P16 protégée par intumescent	108
Figure 4.27. Expansion du revêtement intumescent de l'essai P13 en fin de l'expérimentation.....	109
Figure 4.28. Expansion du revêtement intumescent de l'essai P16 en fin de l'expérimentation.....	110
Figure 5.1. Influence du facteur de massivité.....	116
Figure 5.2. Schémas statiques et charge.....	117
Figure 5.3. Interface de l'utilisateur de Elefir-EN.....	119
Figure 5.4. Courbes d'incendies nominaux	120

Figure 5.5. Dédouement des profils de température	120
Figure 5.6. Evolution de la température dans le compartiment et dans la section d'acier PRS450 non protégée	121
Figure 5.7. Evolution de la température dans le compartiment et dans la section d'acier PRS450 protégée ...	121
Figure 5.8. Evolution de la température dans le compartiment et dans la section d'acier PRS300 non protégée	122
Figure 5.9. Evolution de la température dans le compartiment et dans la section d'acier PRS300 protégée ...	122
Figure 5.10. Evolution des propriétés mécaniques en fonction de la température (a.) contraintes-déformations, (b) facteurs de réduction $k_{y\theta}$, $k_{p\theta}$, $k_{E\theta}$	123
Figure 5.11. Modèle de poutre discrétisé par EF « Beam 24 »	125
Figure 5.12. Modèle physique et paramètres de l'analyse du modèle	125
Figure 5.13. Déformée en fonction de la température-modèle double-rouleau.....	126
Figure 5.14. Déplacement horizontal en fonction de la température-modèle 2.....	127
Figure 5.15. Flèche en fonction de la température modèle double-rouleau	127
Figure 5.16. Moment à mi- travée en fonction de la température pour différents taux de charge.....	128
Figure 5.17. Déformée de la poutre pour différentes températures critiques et taux de chargement (modèle 2)	129
Figure 5.18. Flèche en fonction de la température modèle 2	130
Figure 5.19. Force axiale en fonction de la température pour différents niveaux de chargement η	130
Figure 5.20. Flèche en fonction de la température- modèle 3.....	131
Figure 5.21. Moment à mi- travée en fonction de la température pour différents taux de charge- Modèle double-double	131
Figure 5.22. Température critique-niveau de chargement η	132
Figure 5.23. Comparaison : Déplacement vs Température critique-niveau de chargement η	133
Figure 5.24. Bâtiment de Cardington en construction et durant l'essai	134
Figure 5.25. Compartiments test3 & 6 de Cardington.....	134
Figure 5.26. TEST3 –Courbe d'incendie réelle et évolution de la température dans le compartiment.....	135
Figure 5.27. Evolution de la température-courbe d'incendie paramétrique du TEST3	138
Figure 5.28. TEST6 –Courbe d'incendie réel - évolution des températures dans la poutre métallique	139
Figure 5.29. Modèle de courbe d'incendie paramétrique du TEST6 et évolution de la température dans la poutre protégée et non-protégée, selon les formulations EC1et EC3.....	141
Figure 5.30. Modèle élément fini BEAM189	142
Figure 5.31. Déplacements verticaux à mi-portée de la poutre	143
Figure 6.1. Répartition des efforts dans une poutre cellulaire en acier à température ambiante	148
Figure 6.2. Répartition de l'effort tranchant entre membrures de la poutre.....	148
Figure 6.3. Courbe de η en fonction de α	149
Figure 6.4. Sollicitations au droit d'une ouverture et au niveau de la section inclinée.....	150
Figure 6.5. Modèles d'analyse Vierendeel	153
Figure 6.6. Application de la force unitaire au nœud	154
Figure 6.7. Modules d'une poutre cellulaire en acier	154
Figure 6.8. Modèle de référence- Décomposition d'un module X	155
Figure 6.9. Modèle de référence-Sollicitations dans les éléments d'un module X.....	156
Figure 6.10. Sollicitations sur les éléments d'un module X.....	157
Figure 6.11. Poutre acier- Module C.....	158
Figure 6.12. Prompt de présentation au démarrage de l'ACB+.....	159
Figure 6.13. Poutres cellulaires ACB+.....	160
Figure 6.14. Poutres cellulaires à ouvertures multiples par ACB+.....	163
Figure 6.15. Formes géométriques & propriétés des poutres à ouvertures d'âme.....	166
Figure 6.16. Propriétés thermiques de l'acier vs Température.....	168
Figure 6.17. Propriétés mécaniques vs Température.....	169
Figure 6.18. (a) Élément Fini Shell181 ; (b) Courbe charge - déplacement.....	171
Figure 6.19. (a) SHELL131Thermique, (b) distribution de la température pour un temps de 20 mn.....	172

Figure 6.20. Dimensions poutre cellulaire P5 et position plus numérotation des thermocouples	173
Figure 6.21. Poutre cellulaire P5 dans le four	173
Figure 6.22. Courbes des températures Tg-ISO, Tfurn- du four, T2, T8 températures des thermocouples, température de l'acier ANSYS-FE	174
Figure 6.23. Contours de températures [°C] – poutre IPE500 âme pleine.....	175
Figure 6.24. Profil de température-IPE500 Parent.....	
Figure 6.25. Contours des températures dans la poutre métallique CELL10.....	176
Figure 6.26. Contours des températures dans la poutre métallique alvéolaire HEX10	176
Figure 6.27. Contours des températures dans la poutre métallique cellulaire CELL12 et alvéolaire HEX12.....	177
Figure 6.28. Poutre solide (parent) IPE500: Modèle Structural Élément Fini	178
Figure 6.29. Poutre solide (parent) IPE500: Contraintes von Mises	178
Figure 6.30. Modèle EF, Poutre cellulaire CELL10 :.....	179
Figure 6.31. Poutre cellulaire CELL10, Mode de ruine Vierendeel (déformations plastiques von Mises).....	179
Figure 6.32. Poutre cellulaire CELL11 : Contours de contraintes.....	179
Figure 6.33. Poutre cellulaire CELL11: Mode de ruine Vierendeel + instabilité du montant (von Mises plastic strains)	180
Figure 6.34. Poutre cellulaire CELL12 : modèle Eléments finis	180
Figure 6.35. Poutre cellulaire CELL12 : Ruine du montant d'âme (déformations plastiques de von Mises).....	180
Figure 6.36. Poutre cellulaire, CELL13 : Contour de contraintes, (contraintes plastiques de von Mises).....	181
Figure 6.37. Poutre cellulaire, CELL13	181
Figure 6.38. Poutre alvéolaire HEX10: Modèle éléments finis	181
Figure 6.39. Poutre alvéolaire HEX10 ; Contour de contrainte (contraintes de von Mises)	182
Figure 6.40. Poutre alvéolaire HEX10: Modèle élément fini structural; Ruine par flexion Vierendeel (déformation von Mises).....	182
Figure 6.41. Poutre alvéolaire HEX12: Modèle par Eléments Finis	182
Figure 6.42. Poutre alvéolaire HEX12 - Contour de contrainte (contrainte von Mises).....	183
Figure 6.43. Poutre alvéolaire HEX12 - Mode de ruine Vierendeel + montant d'âme (déformation von Mises)	183
Figure 6.44. Variation de la flèche en fonction du temps - poutre cellulaire CELL10,	185
Figure 6.45. Variation de la flèche en fonction du temps - poutre cellulaire CELL11	186
Figure 6.46. Variation de la flèche en fonction du temps - poutre cellulaire CELL12	186
Figure 6.47. Variation de la flèche en fonction du temps - poutre cellulaire CELL13	187
Figure 6.48. Variation de la flèche en fonction du temps - poutre alvéolaire HEX10	187
Figure 6.49. Variation de la flèche en fonction du temps - poutre alvéolaire HEX12	188
Figure 6.50. Poutres cellulaires: Variation de la flèche-temps	189
Figure 6.51. Comparaison de la variation de la flèche-temps - Poutres cellulaires et alvéolaires.....	190

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 1.1: Seuils d'effets des flux thermiques générés par l'incendie	22
Tableau 3.1. Epaisseurs de protections en fonction de leur type	77
Tableau 3.2. Propriétés des plaques Promatect	80
Tableau 3.3. Poids et épaisseurs des échantillons.....	81
Tableau 4.1. Géométries et propriétés des poutres testées	95
Tableau 5.1. Modèles de poutres	117
Tableau 5.2. Comparaison entre η et θ_{cr}	128
Tableau 5.3. Caractéristiques du compartiment au feu TEST3	135
Tableau 5.4. Caractéristiques du compartiment au feu TEST6	139
Tableau 5.5. Comparaison des résultats.....	143
Tableau 6.1. Dimensions et charges des poutres ajourées.....	167
Tableau 6.2. Température au niveau de l'âme pour $t= 600$ sec.....	184
Tableau 6.3. Températures critiques ACB+ Poutres cellulaires.....	184
Tableau 6.4. Résultats d'analyse au feu par élément fini structural pour les poutres cellulaires pour un niveau de charge.....	188
Tableau 6.5. Résultats d'analyse au feu des poutres alvéolaires pour un niveau de charge $\eta=0,6$	188

NOTATIONS

A	Aire de la section transversale de la poutre en acier sans ouverture
A_f	Aire de section transversale de la semelle,
A_m	Périmètre de la section de profilé
A_w	Aire de section transversale de l'âme du Té
A_v	Aire de cisaillement, surface totale des ouvertures du compartiment
A_t	Surface totale du compartiment
A_m/V	Facteur de massivité
A_T	Aire de la section « T »
A_{vT}	Aire de cisaillement de la section « T »
A_{Tt}	Aire des tés supérieurs
A_{vTt}	Aire de cisaillement des tés supérieurs
A_{Tb}	Aire des tés inférieurs
A_{vTb}	Aire de cisaillement des tés inférieurs
I_y	Moment d'inertie de flexion de la section transversale non perforée
O	Facteur d'ouverture dans un compartiment
$M_{el,Rd}$	Moment de résistance élastique de la section transversale non perforée
$M_{el,Rd,T}$	Résistance à la flexion élastique du Té
$M_{o,Rd}$	Moment de résistance d'une poutre au milieu de l'ouverture
$M_{o,Sd}$	Moment fléchissant de calcul au centre de l'ouverture
$M_{pl,Rd}$	Moment de résistance plastique de la section transversale non perforée
$M_{pl,Rd,t}$	Moment de résistance plastique du Té inférieur
$M_{pl,Rd,T}$	Résistance à la flexion plastique du Té
M_v, Sd	Moment Vierendeel appliqué
$M_{v,Rd}$	Résistance totale au moment Vierendeel
$M_{v,Rd,T}$	Résistance à la flexion réduite du Té
$M_{wp,Sd}$	Moment fléchissant au niveau de la section transversale critique dans le montant d'âme
$M_{\phi,Rd}$	Moment de résistance réduit pour le cisaillement sur une section inclinée d'un angle ϕ
$M_{\phi,Sd}$	Moment interne sur une section inclinée d'un angle ϕ

$M_{m,Ed(L)}$	moments de flexion globaux dans la section gauche du module pour les charges réelles
$M_{Im,Ed(L)}$	Moment de flexion globale dans la section gauche du module calculé pour la charge fictive unitaire
$M_{m,Ed(R)}$	Moment de flexion globale dans la section droite du module pour les charges réelles
$M_{Im,Ed(R)}$	Moment de flexion globale dans la section droite du module, pour la charge fictive unitaire.
$N_{T,Sd}$	Effort de traction ou de compression axiale dans les Tés
$N_{el,Rd,T}$	Résistance élastique du Té à l'effort normal
$N_{pl,Rd,T}$	Résistance plastique à l'effort normal du Té
$N_{\phi,Rd}$	Résistance à l'effort normal réduite pour le cisaillement d'une section inclinée d'un angle ϕ
$N_{\phi,Sd}$	Effort normal perpendiculaire à une section inclinée d'un angle ϕ
$V_{ba,Rd}$	Résistance au voilement par cisaillement de l'âme sans ouverture
$V_{o,Rd}$	Résistance au cisaillement
$V_{o,Sd}$	Effort tranchant de calcul au centre de l'ouverture
$V_{oba,Rd}$	Résistance au voilement par cisaillement d'une section transversale perforée
$V_{opl,Rd}$	Effort tranchant résistant au centre de l'ouverture
$V_{T,Sd}$	Effort tranchant dans le Té
$V_{\phi,Sd}$	Effort tranchant parallèle à une section inclinée d'un angle ϕ
$V_{m,Ed(L)}$	Effort tranchant global dans la section gauche calculés pour la charge réelle
$V_{Im,Ed(L)}$	Effort tranchant global dans la section gauche, calculés la charge fictive unitaire.
$V_{m,Ed(R)}$	Effort tranchant global dans la section droite calculés pour les charges réelles
$V_{Im,Ed(R)}$	Effort tranchant global dans la section droite, calculé pour la charge fictive unitaire.
$V_{h,Ed}$	Effort tranchant dans la section séparant les deux demi-montants pour la charge réelle
$V_{hl,Ed}$	Effort tranchant dans la section séparant les deux demi-montants pour la charge fictive unitaire.

$W_{el,y}$	Moment static élastique
$W_{pl,y}$	Moment static plastic de la section non perforée
I_{yT}	Inertie de flexion de la section « T ».
I_{yTb}	Inertie des tés supérieurs.
I_{yTb}	Inertie des tés inférieurs
RHR_f	Taux de chaleur émis
R	Critère de résistance au feu pour une capacité de charge
H_u	Valeur calorifique net du combustible
\dot{Q}	Source d'énergie interne
E	Module de Young du matériau
G	Module de cisaillement du matériau
a_o	Diamètre de l'ouverture circulaire
B	Paramètre de matériau du compartiment d'incendie, largeur de section
b_f	Largeur de la semelle
b_w	Hauteur libre de l'âme (libre entre rayons de congé ou cordons de soudure âme semelle)
c_a	Chaleur spécifique de l'acier
c_p	Chaleur spécifique de la protection incendie
d	Hauteur de l'âme
d_w	Hauteur de l'âme
d_p	Épaisseur de la protection
E	Espacement des ouvertures
w	Largeur du montant d'âme
h	Hauteur totale de la poutre
h_c	Distance entre les centres de gravité des tés à mi-longueur de l'ouverture d'âme
h_{eq}	Moyenne pondérée des ouvertures dans le compartiment
$\dot{h}_{net,d}$	Flux thermique net par unité de surface
L	Longueur ou travée du profilé de charpente métallique
l_o	Longueur efficace de l'ouverture
M	Coefficient de combustion
t_f	Épaisseur de la semelle
t_w	Épaisseur de l'âme
t_{wt}	Épaisseur d'âme de la membrure supérieure
t_{wb}	Épaisseurs d'âme de la membrure inférieure

t_{lim}	Temps limit pour le modèle d'incendie paramétrique
t_{max}	Durée de la phase d'échauffement pour l'incendie paramétrique
t_{α}	Temps de propagation de l'incendie
q_{ed}	Charge uniforme de calcul en condition normale
$q_{fi,ed}$	Charge uniforme en condition d'incendie
$q_{f,k}$	Densité caractéristique de charge au feu
d_G	Distance entre les centres de gravité des Tés supérieurs et inférieurs au droit de l'axe des ouvertures
k_{sh}	Facteur de correction pour l'effet d'ombre
$k_{y\theta}$	Facteur de réduction de la contrainte ultime à la température θ
f_y	Limite élastique de l'acier des semelles
f_{yw}	Limite d'élasticité de l'acier de l'âme
y_e	Axe neutre élastique au niveau du Té
y_p	Axe neutre plastique au niveau du Té
γ_{Mo}	Coefficient partiel de sécurité pour la résistance de la section droite
γ_{fi}	Coefficient partiel de sécurité en condition d'incendie
σ_{wEd}	La contrainte principale de compression dans le demi-montant étudié
Σ	Constante de Boltzmann
$\sigma_{w,Rd}$	La contrainte principale résistante
γ_a	Coefficient partiel de sécurité de l'acier en condition normale
$\gamma_{a,fi}$	Coefficient partiel de sécurité de l'acier en condition d'incendie
δ	Caractéristique du déplacement
ε	Précision de la norme
ε_m	Emissivité de la surface de l'acier
ε_{fi}	Emissivité de la source de chaleur
η	Coefficient qui tient compte de l'influence de l'excentricité de l'ouverture sur la résistance au cisaillement
λ	Multiplicateur plastique
λ_a	Conductivité thermique de l'acier
λ_c	Valeur propre concernant le problème de flambement
λ_p	Conductivité thermique de la protection incendie
Φ	Angle d'inclinaison des sections dans l'âme autour d'une ouverture circulaire
Φ	Facteur de vue
N	Coefficient de Poisson
ρ_a	Masse volumique de l'acier
ρ_p	Densité du matériau de protection, paroi du compartiment
Δl	Variation de longueur due à l'augmentation de température

Δt	Incrément de temps
$\Delta \theta$	Incrément (variation) de la température
δ_{q1}	Facteur tenant compte du risque d'activation du feu lié à la taille du compartiment
δ_{q2}	Facteur tenant compte du risque d'activation du feu lié au type d'occupation
δ_n	Facteur tenant compte des différentes mesures actives de lutte contre l'incendie
A	Coefficient de dilatation thermique
α_c	Coefficient de transfert de chaleur par convection
Γ	Coefficient de réduction du temps d'échauffement maximum
θ_g	Température des gaz
θ_m	Température à la surface de l'élément métallique
θ_{max}	Température du gaz à la fin de la phase d'échauffement
θ_a	Température de la section de profilé d'acier
θ_{cr}	Température critique
μ_0	Degré d'utilisation

INTRODUCTION GENERALE

INTRODUCTION GENERALE

Introduction

Cette thèse présente une étude qui investit l'effet des hautes températures dues à l'incendie sur les poutres métalliques ajourées. Les travaux réalisés concernent, les essais au four sur des poutres non protégées et protégées par peinture intumescente, et des analyses thermiques et thermomécaniques en régime transitoire par des simulations numériques en éléments finis.

Au vu de la complexité du comportement de ce type de poutres en condition d'incendie il y a une forte demande pour des modèles numériques thermiques et mécaniques validés afin d'optimiser leurs conception.

Les revêtements de peinture intumescente sont appliqués aux structures métalliques afin d'améliorer leurs performances de résistance au feu. Dans le cas des poutres ajourées, la réglementation pour la détermination de l'épaisseur protection intumescente nécessaire est toujours en amélioration et est dépendante de l'industrie.

La thèse présente des essais au four sur des poutres cellulaires protégées par peinture intumescente et une investigation de leurs performances en condition d'incendie.

Le développement, la calibration et la validation des modèles thermique et mécanique sont basés sur les essais et aussi sur les modèles numériques les plus récents disponibles dans la littérature.

Etat de l'art

Les poutres ajourées cellulaires et alvéolaires sont de plus en plus utilisés dans les bâtiments nécessitant de grandes portées avec un atout supplémentaire important de pouvoir se servir des ouvertures pour le passage des conduites et gaines.

Cependant la présence des ouvertures est pénalisante sur la capacité portante à température ambiante, sur la l'accroissement de la déformée verticale autour des ouvertures ainsi que sur le volume pour le calcul du facteur de section en hautes températures. Le comportement des poutres à ouvertures d'âme est complexe en condition normale et il l'est plus sous l'effet d'incendie ce qui présage de faire appel aux simulations numériques par éléments finis pour l'analyse de leurs comportement.

En situation d'incendie le module d'élasticité se réduit rapidement en comparaison à sa résistance, engendrant plus de réduction de la capacité basée sur l'instabilité que sur la résistance. Pour une poutre à ouverture multiples à certain degré d'utilisation ou de niveau de

charge l'instabilité du montant peut avoir lieu avant que la section n'atteigne la température limite de l'élément en flexion.

Bien que la protection des éléments métalliques la plus dominante soit réalisée par procédé réactif, l'Eurocode ne présente aucune méthode de calcul simplifié pour le cas de poutres ajourées protégées par matériau intumescent.

Position du problème

Un aperçu sur la recherche bibliographique nous indique que la grande partie des connaissances sur les poutres ajourées concernent les températures ambiantes. Il existe donc un manque d'information sur leur comportement sous hautes températures.

Il n'existe à ce jour qu'un nombre très limité de guides de conception de poutres ajourées en conditions normales telles que l'annexe N de l'Eurocode 3 et les P100, P355 de SCI [16-18] mais pas de guide unifié pour le cas de hautes températures dues à l'incendie. Bien que la manière traditionnelle de la sécurité incendie prévoit toujours la protection, la nécessité de revêtements pour les poutres ajourées est toujours controversée.

La température limite de '550°C' par défaut est considérée par certaines études comme inappropriée pour tous les types de poutres cellulaires.

Pour n'importe quelle poutre ajourée avec des ouvertures multiples rapprochées, la ruine sous incendie est, dans la plupart des cas, causée par la ruine du montant d'âme.

A partir des recherches conduites sur des poutres cellulaires, il a été montré que la température au niveau du montant de l'âme augmente plus rapidement que prévu. Ce qui peut engendrer l'instabilité du montant entre les ouvertures ou le développement de l'effet Vierendeel autour des ouvertures [10].

Objectif de l'étude

Le but de cette étude est d'analyser le comportement des poutres à ouvertures d'âme sous l'action de hautes températures dues à l'incendie en utilisant des simulations par le logiciel ANSYS Multi physique. Elle inclut une analyse structurale thermomécanique et une étude comparative des poutres métalliques cellulaires et alvéolaires en tenant compte de l'effet de température transitoire et des non-linéarités matériel et géométrique.

Les modèles éléments permettant d'estimer le déplacement vertical et la flèche, la température limite ou critique de ruine pour les cas de poutre avec ouvertures hexagonales et circulaires sous plusieurs niveaux de chargement uniforme sont présentés.

Des poutres ajourées dont les ouvertures d'âme sont disposées selon différents rapports d'espacement sont étudiées sous l'effet de hautes températures pour deux formes géométriques : circulaires et hexagonales.

Une étude paramétrique est entreprise, dans laquelle la largeur du montant, l'espacement entre les ouvertures dans les poutres cellulaires et alvéolaires est varié jusqu'à la limite tolérée tout en gardant les autres dimensions inchangées.

De larges ouvertures multiples sont considérées où les montants d'âmes sont les parties les plus vulnérables en situation d'incendie. De ce fait une attention particulière est dédiée au contrôle de la température à ce niveau.

Les simulations et les analyses sont faites par des modèles en éléments finis coques, "SHELL131 Thermal" à 4 nœuds et "SHELL181 Structural" à 4 nœuds pour les analyses thermiques de transfert de chaleur et mécanique respectivement. Le premier modèle numérique tient compte de l'augmentation des hautes températures non-uniformes sous incendie ISO834 [33]. Pour le second des simulations thermomécaniques ont permis de produire des températures limites pour chaque modèle, la flèche à mi-portée ainsi que la distribution des contraintes et déformations de von Mises au niveau du montant et autour des ouvertures.

La comparaison des résultats concerne les flèches maximales, les températures limites et les modes de rupture parmi les différents types d'ouvertures pour montrer l'influence de leurs espacements.

Parties de l'étude

Après cette introduction, trois grandes parties ont été élaborées : une première partie traitant de la bibliographie et englobant deux chapitres : le premier illustrant des généralités et des définitions dans le domaine de l'ingénierie incendie et le deuxième sur les approches analytiques et règlementaires.

La deuxième partie a été consacrée à l'investigation expérimentale où deux séries d'essais ont été effectués, la première en chapitre 3 sur des plaques perforées et la seconde en chapitre 4 sur des poutres cellulaires.

La troisième partie traite de la simulation numérique en travaillant des poutres à âme pleine (chapitre 5) et des poutres à ouvertures d'âme multiples (chapitre 6).

Enfin, une conclusion générale et des perspectives ont été données.

Publications et Communications

Communications Internationales :

1. Kada. A., Benlakehal N., Lamri B., Achour B., Bouchair A, Application des méthodes d'Ingénierie Incendie au comportement de poutres métalliques sous des conditions de hautes températures, Conférence Internationale Stop Feu, LEPM- USTO Oran, Déc. 2010, pp 62-67
2. Kada A., Benlakehal N., Bouchair A., Lamri B., Achour B., Comportement de poutres métalliques de grande portée sous l'effet de hautes températures 29èmes Rencontres Universitaires de Génie Civil, AUGC, Tlemcen, 29-31 mai 2011, Vol. 1, pp. 244-253
3. A. Kada, B. Lamri, N. Benlakehal, L.M.R Mesquita, A.Bouchair, (2015), Finite Element Investigation on the Behaviour of Structural Steel Beams subjected to Standard and Parametric Fire, 1st International Workshop Risque Feu'2015, Chlef, 7th-8th April 2015, pp 51-56.
4. Kada Abdelhak, Lamri Belkacem, Benlakehal Nouredine, Bouchair Abdelhamid, Mesquita Luis M.R. (2015), Finite Element Modelling of Open-Web Steel Beams under Fire Loading, La 1ère Conférence Internationale de Construction Métallique et Mixte CICOMM'2015, Tlemcen, 12 et 13 Octobre 2015, pp 328-336
5. Luis Mesquita, João Gonçalves, Gustavo Gonçalves, Paulo Piloto, Kada Abdelhak (2015) <<Intumescent Fire Protection of Cellular Beams>>, X Congresso de Construção Metálica e Mista Coimbra, 26&27 November 2015, pp 623-630.

Publications Nationales :

1. Kada A., Lamri B, Benlakehal N., Bouchair A., Achour B., Analyse non-linéaire de poutres métalliques PRS de longues travées sous l'effet de hautes températures dues à l'incendie, Revue Nature & Technologie-, Revue nationale de Sciences de la nature et de la Technologie, N°8, Janvier2013., pp17-22
2. Abdelhak KADA, Belkacem LAMRI, Nouredine BENLAKEHAL, Luis M.R. MESQUITA , Abdelhamid BOUCHAIR, Finite Element Investigation On The Behaviour Of Structural Steel Beams Subjected to Standard & Parametric Fire, Revue Nature & Technologie-, Revue « Nature & Technologie ». C- Sciences de l'Environnement, n° 13/ Juin 2015. Pages 28 à 33.

Publication Internationale :

1. A.Kada, B. Lamri, L. Mesquita M.R., A. Bouchair, “Finite Element Analysis of Steel Beams with Web Apertures under Fire Condition “, Asian Journal of Civil Engineering (BHRC), Volume 17, N° 8 (2016) Pages 1035-1054.

PARTIE 1: ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE

CHAPITRE 1: GENERALITES ET DEFINITIONS

CHAPITRE 1: GENERALITES ET DEFINITIONS

1.1. Introduction

De nos jours, les constructions visent à être les plus légères possibles tant pour l'esthétique que pour la diminution des coûts de construction et la charpente métallique s'adapte particulièrement à ces demandes.

Cependant, l'acier quoiqu'incombustible, souffre de son image de matériau dilatable qui suite à l'augmentation de température a tendance de perdre de sa résistance et de sa rigidité et devient vulnérable à l'incendie [1].

Ces observations demeurent des idées reçues puisque les règlements de calcul actuels permettent aux éléments de structure de satisfaire les exigences de stabilité au feu assurant ainsi l'évacuation des locaux et le combat contre l'incendie [2]. Les Eurocodes fournissent des procédures analytiques afin de déterminer la résistance au feu des éléments de constructions en acier mais tendent à être très conservatifs dans certains cas.

Une nouvelle pratique dans la construction du bâtiment consiste à utiliser les poutres en acier à ouverture d'âme, dites aussi ajourées ou à âme évidée, à configuration rectangulaire, hexagonale, cellulaire ou autre [3,4] figure 1.1.

Dans de nombreuses applications, notamment pour les bâtiments de bureaux à plateaux libres de 16 à 18 mètres de portée, différentes contraintes techniques et économiques conduisent à chercher pour ces planchers l'épaisseur totale la plus faible et donc de prévoir dans les âmes des poutres des ouvertures destinées à permettre le passage de multiples réseaux nécessaires à l'équipement du bâtiment [5,6,7] figure 1.1.

Les poutres sont normalement obtenues à partir de poutrelles laminées refondues longitudinalement en deux membrures selon une découpe bien définie dans l'âme [8,9]. Cependant la présence de larges ouvertures d'âme est pénalisante sur la résistance structurale de la poutre en condition normale et encore plus sous incendie suite à la réduction de la masse et volume pour le calcul du 'facteur de section' [10,11].

Du point de vu protection il est cependant raisonnable d'assumer, que du fait de la perte de résistance et du volume, les poutres à ouvertures d'âme nécessitent plus de matériaux de protection contre l'incendie que les poutres similaires à âme pleine [12-14].

De plus amples travaux de recherche doivent être effectués pour étendre notre connaissance avec plus d'investigation et plus de clarification dans les méthodes de calcul en vue d'une protection rationnelle de ce type de profilé dans des conditions d'incendie.



Figure 1.1. Structure à poutres ajourées [8,9,15], poutres cellulaires ACB protégées par peinture intumescente.

Ce chapitre résume le support pour cette recherche disponible dans la littérature entre autres les références récentes dans ce domaine émanant de chercheurs et d'organisation scientifiques européennes et nord-américaines de renom [16,17,18,19].

Le matériau acier et la détérioration de ses propriétés thermomécaniques provoquée par l'impact de l'incendie sont décrits à partir de l'Eurocode3 [20,21] et les travaux de synthèse de l'ingénierie incendie [22].

La protection des éléments de charpente métallique est fonction d'une demande fonctionnelle propre au bâtiment et la méthode par peinture intumescente objet de cette recherche est introduite et les détails développés dans le chapitre 4.

Les détails des différentes modélisations numériques et de l'utilisation des logiciels ACB+ [23] et ANSYS multi physique [24,25] sont développés dans la troisième partie.

1.2. Bref historique et évolution

Steiner (1793-1863) a été la première personne à s'intéresser au fait que pour la même masse, il est possible d'augmenter la hauteur d'une poutre de 50%. Cependant le concept réel de poutre ajourée a été découvert par H.E. Norton (Chicago Bridge et Iron Works) en 1910 [26].

En 1939 le bureau anglais des brevets a attribué à G.M. Boyd le crédit de l'invention après avoir développé l'idée en Argentine en 1935 [27]. Il a fallu attendre les années 50 pour voir ce type de poutre à travers l'Europe. Ces poutres furent tout d'abord appelées poutres alvéolaires (castellated) de par leurs ouvertures hexagonales et les premières poutres ajourées types alvéolaires étaient conçues et manufacturées en Amérique pour les ouvrages de ponts. En Europe elles sont utilisées au début des années 30 par les usines Skoda à Pilsner comme des poutres de toiture de portée de 12 mètres dans une usine à Doudlevec (République Czeck) [4].

Depuis, ces poutres à ouvertures hexagonales (alvéolaires) ont été modernisées et possèdent des ouvertures circulaires (cellulaire) ou à forme d'une lèvres (Angelina) Figure 1.2, [3, 8].



Figure 1.2. Evolution des formes des poutres ajourées [3,8]

De par leurs formes, ces poutres sont considérées comme «élégantes» et sont utilisées comme expression architecturale et sont donc amenées à rester apparentes [3,7].

1.3. Poutres à ouvertures multiples

1.3.1. Généralités

L'idée de base de la conception des poutres ajourées est donc de réaliser, dans l'âme, des ouvertures pour le passage de conduites (eau, chauffage, ventilation, installations sanitaires, etc.) sous le plafond d'un bâtiment ou d'une halle Figure 1.3 [28]. Pour une quantité de matière identique à celle d'un profilé laminé, un profilé I ou H ajouré va donner naissance à une poutre de hauteur 40 à 60% plus grande que la poutre parent. Il offre aussi une performance mécanique avantageuse due à une inertie qui se trouve augmentée de 2 à 2,5 fois par rapport à la poutrelle de base [7, 28].

Cette disposition permet la réalisation d'éléments de structure de grande travée qui pour la même hauteur, une poutre à âme pleine ne sera utilisée que pour des petites portées.

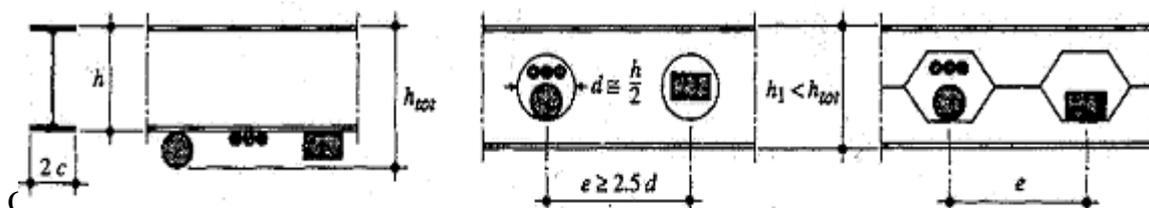


Figure 1.3. Utilisation des évidements dans les poutres ajourées. [28]

Les poutres alvéolaires, dont les ouvertures sont polygonales ;

Les poutres cellulaires, dont les ouvertures circulaires ou arrondis.

Les poutres avec ouvertures rectangulaires

1.3.2. Procédés technologiques

Le premier procédé pratiqué pour des poutres hexagonales est connu sous le nom du procédé Lizka Stahlbau [4] d'Allemagne qui a permis l'optimisation de découpe et de soudure à partir de profilés I. Depuis, deux autres procédés, Westok et Arcelor [8,9] sont pratiqués pour réaliser des ouvertures régulièrement espacées dans l'âme de la poutre cellulaire ou sinusoïdale (Angelina).

La poutre cellulaire et Angéline sont élaborée suivant le même principe que la poutre alvéolée ; cependant leur conception nécessite deux traits de découpe par oxycoupage sur un profilé laminé. Les deux parties sont ensuite séparées, décalées d'une demi-longueur d'onde puis enfin rassemblées par soudage, Figures 1.4., 1.5.

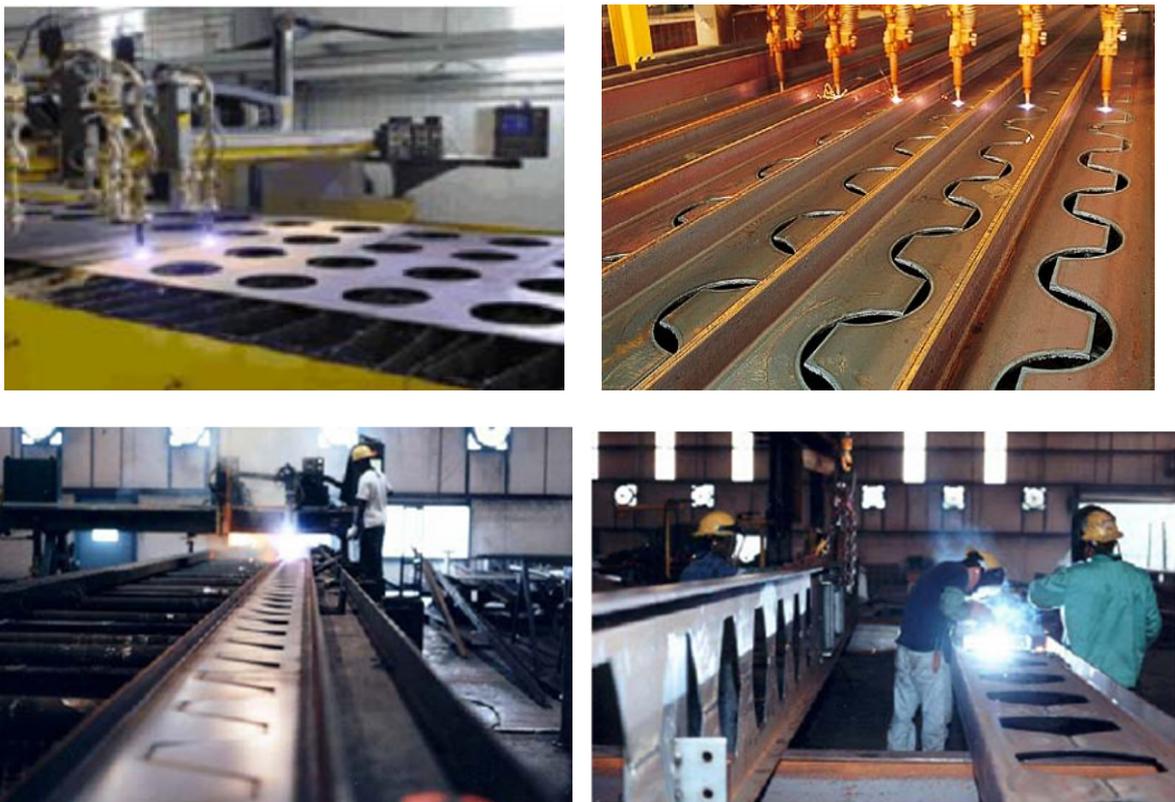


Figure 1.4. Procédés de découpe : (a) Westok(a), (b) ArcelorMittal , (c)Traditionnel

Cette forme d'ouverture permet le passage de conduites légèrement plus grandes et évite la concentration de contraintes observées au niveau des coins de l'ouverture hexagonale.

Le résultat est une poutre de plus grande hauteur augmentant de ce fait l'inertie globale de la poutre et donc la résistance à la flexion du profilé original avec cependant une moindre résistance au cisaillement.

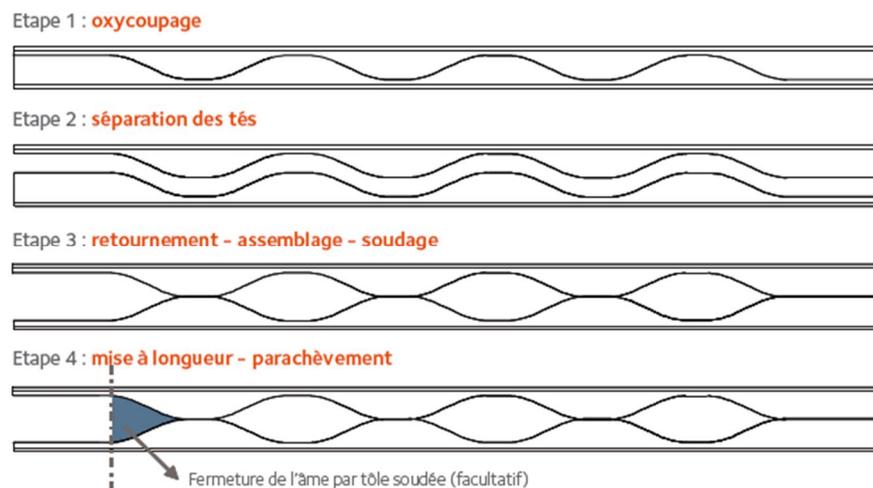
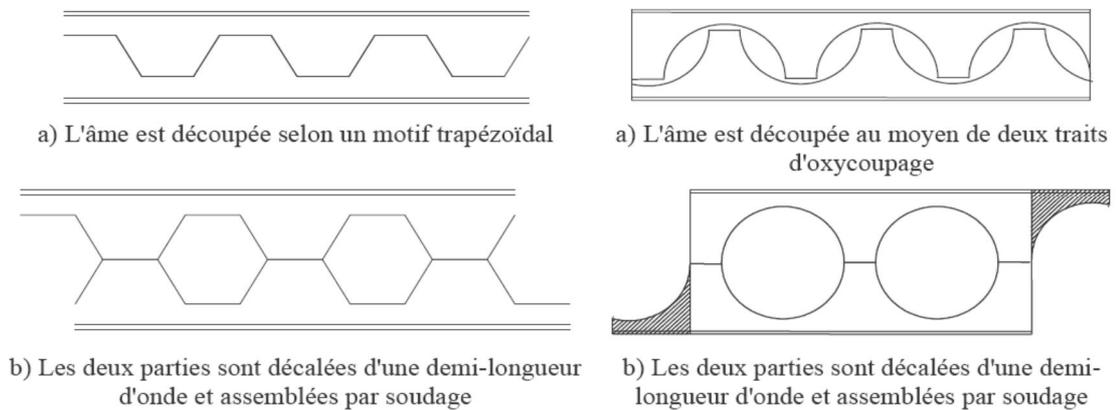


Figure 1.5. Conception de poutres alvéolaire, cellulaire et Angéline [8]

1.4. Acier de construction : Aspects fondamentaux

1.4.1. Comportement à température ambiante

L'acier est un matériau cristallin, dont la structure présente des défauts de type dislocation. Sans mouvement de ces défauts, les déformations de la structure cristalline correspondent à des déformations réversibles, dites élastiques. Les mouvements des dislocations induisent des déformations irréversibles, dites plastiques [29].

Les propriétés mécaniques de l'acier à température ambiante sont déterminées par des procédures normalisées d'essais de traction d'éprouvettes, elles-mêmes normalisées. On considère une éprouvette que l'on soumet à un chargement monotone en augmentant

progressivement la contrainte σ ou la déformation ε (essai à déformation imposée) et on mesure la déformation qui en résulte (ou la contrainte). Cet essai met en évidence un domaine à l'intérieur duquel le comportement est linéaire et à l'extérieur duquel il devient non-linéaire. Selon les aciers, on observe un durcissement plus ou moins prononcé qui correspond au cas d'une courbe (σ, ε) croissante. Au cours de cette phase on observe un allongement plastique uniforme.

Au-delà d'une valeur de la déformation ε_u Figure 1.6., on note un radoucissement et donc une courbe (σ, ε) décroissante au cours de laquelle se développent des déformations plastiques non uniformes (localisation).

Un aspect essentiel est la plus ou moins grande ductilité de l'acier qui se caractérise par sa capacité plus ou moins grande à se déformer sans atteindre la rupture.

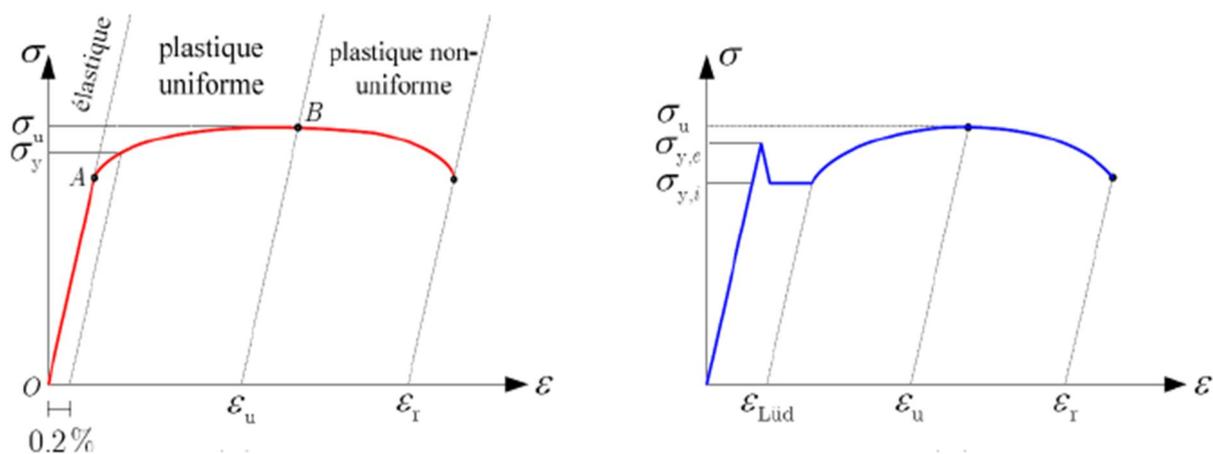


Figure 1.6. Courbe contrainte/déformation : (a) acier dur ; (b) acier doux

Pour un acier doux, on observe que sitôt après la perte de linéarité, la courbe (σ, ε) présente un plateau avant de se redresser pour des déformations plus importantes.

La Figure 1.6 montre des courbes contrainte-déformation pour deux types d'acier (dur et doux).

Après décharge complète, il subsiste une déformation résiduelle permanente qui correspond à la déformation plastique.

Comme indiqué à la Figure 1.7, la déformation au point B se décompose donc une partie élastique réversible et une partie plastique qui subsiste après décharge. Lorsque l'on effectue une décharge de B à C et que l'on recharge à partir de C, on observe pour la plupart des

métaux que la charge se fait à nouveau le long du trajet BC et de façon élastique (le trajet est donc réversible).

Ainsi, la limite d'élasticité pour une charge à partir de l'état C est σ_B . Si la limite d'élasticité est fixe ($\sigma_B = \sigma_y$ pour tout B), on dit le matériau est parfaitement plastique. Si la limite d'élasticité varie ($\sigma_B \neq \sigma_y$), on dit que le matériau est écrouissable.

Lorsque l'on soumet une éprouvette à un essai de traction suivi d'un essai de compression, on constate que la traction préalable a écroui le matériau dans le sens de la traction (augmentation de la limite d'élasticité) mais l'a adouci dans le sens de la compression. Ce phénomène est connu sous le nom d'effet Bauschinger [29].

La Figure 1.7 montre que la limite d'élasticité actuelle en compression est plus faible que la limite d'élasticité en compression initiale.

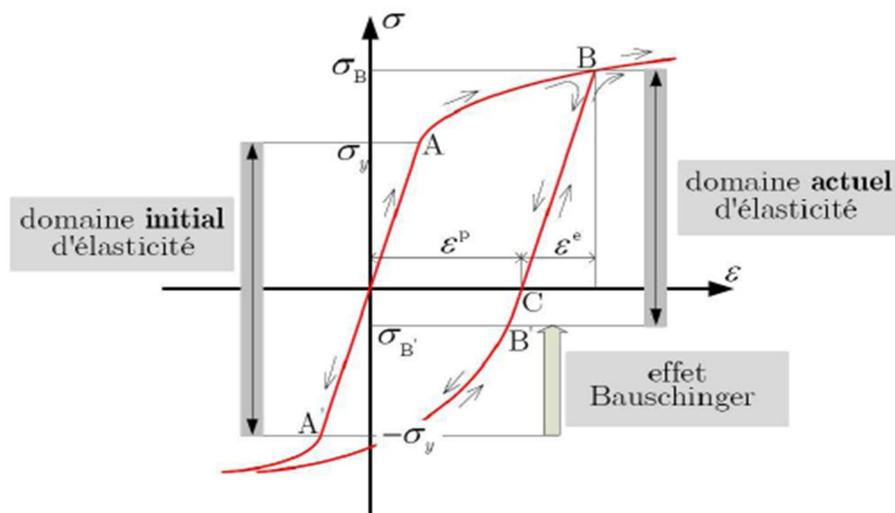


Figure 1.7. Effet de Bauschinger [29]

Valeurs nominales selon les Eurocodes

Les Eurocodes 3 et 4 utilisent $f_y = \sigma_y$, $f_u = \sigma_u$ et autorise l'utilisation d'aciers laminés à chaud ayant des nuances d'acier allant de S235 à S460.

Dans l'analyse des structures métalliques il convient d'utiliser un matériau qui possède les caractéristiques mécaniques suivantes spécifiées dans l'EC3-1-1 clause 3.2:

- Module d'élasticité longitudinal $E_a = 210$ GPa ;
- Coefficient de Poisson $\nu = 0,3$;
- Déformation ultime ϵ_u au moins égale à $15 \cdot \epsilon_y$ avec $\epsilon_y = f_y / E_a$.
- Un allongement à la rupture au moins égal à 15%

- Coefficient de dilation thermique $\alpha=12 \times 10^{-6} / ^\circ\text{C}$
- Masse volumique $\rho=7850 \text{ kg/m}^3$

Dans le tableau A.1 Annexe A, on trouve la limite d'élasticité et la limite ultime en traction f_y , f_u respectivement.

1.4.2. Comportement à température élevée

Les températures élevées réduisent considérablement la résistance des éléments structuraux en acier. D'une part, la grande conductivité thermique de l'acier fait en sorte que les éléments en acier absorbent la chaleur beaucoup plus rapidement que des éléments d'autres types de matériaux. A ce titre une conductivité thermique de l'acier est relativement élevée, au moins $27,3 \text{ W/m}^2\text{K}$ comparativement à $1,3 \text{ W/m}^2\text{K}$ approximativement de celle d'un béton normal [16].

Enfin, comme tout autre matériau, les propriétés mécaniques de l'acier se dégradent à haute température.

a. Aspect métallurgique de l'acier

En plus de ces changements dans les propriétés du matériau qui s'induisent à des températures élevées, la structure cristalline de l'acier change aussi, comme le montre la figure 1.8 [30]. Cependant, pour les aciers à faible taux de carbone couramment utilisé dans la construction, des changements significatifs dans la structure cristalline commencent à prendre place à des températures dépassant 650°C .

En effet le diagramme, figure 1.8., montre qu'aux températures usuelles, le fer peut présenter différentes structures cristallines et classe les structures solides par température croissante.

A la température et pression ambiantes, les atomes de fer pur sont ordonnés dans une structure dite cubique centrée (Phase ferritique) caractérisée par une maille élémentaire en forme de cube dont tous les sommets et le centre sont occupés par un atome de fer.

Pour pouvoir comprendre certains phénomènes induits dans les propriétés thermiques de l'acier sous hautes températures et qui sont abordés dans ce chapitre, il est nécessaire de faire un zoom dans le diagramme de la microstructure du fer, soit la figure 1.8.

Les structures présentées dans ce diagramme, figure.1.8, sont :

- Le fer α (ferrite) ;
- Le fer γ (austénite) ;
- Le fer δ qui n'existe dans les aciers qu'à très faible teneur en carbone (inférieur à 0,5%) et à très haute température (supérieure à 1384°C).

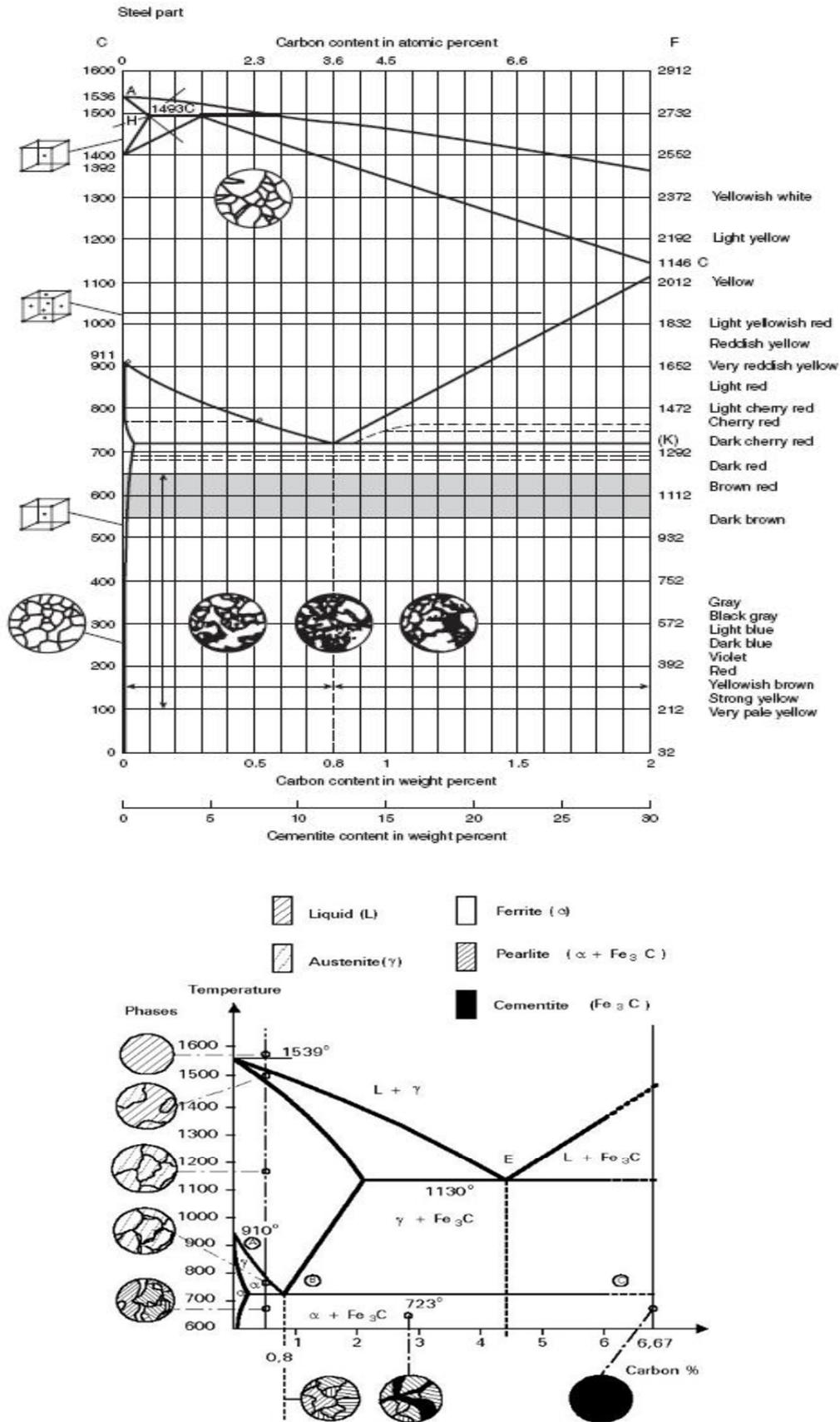


Figure 1.8. Influence des hautes températures vs taux de carbone en acier [30]
Diagramme des phases de l'acier [31]

La structure du Fer pur à hautes températures se présente comme suit :

- Jusqu'à 912 °C, le fer (fer α) a une structure cristalline cubique centrée appelée ferrite ;
- Entre 912 °C et 1394 °C, le fer (fer γ) a une structure cristalline cubique à faces centrées appelée austénite ;
- Entre 1394 °C et son point de fusion à 1538 °C, le fer (fer δ) retrouve une structure cristalline cubique centrée appelée ferrite delta.

La structure du fer + carbone évolue d'une façon plus complexe en fonction de la température et de la teneur en carbone. D'une manière simplifiée, pour un taux de carbone compris entre 0,022 % et 2,11 % [30] :

- jusqu'à 727 °C on trouve un mélange de ferrite et de cémentite ;
- à partir de 727 °C le fer α se transforme en fer γ (changement de phase appelé austénitisation) ; La température de fin de transformation dépend de la teneur en carbone.

L'austénitisation est une transformation exothermique qui induit des contraintes internes de compression dans la structure de l'acier, ce qui explique l'existence du palier horizontal dans la courbe de dilatation thermique et le pic dans la courbe de la chaleur spécifique.

b. Aspect mécanique

L'effet principal de la température dans l'affaiblissement des aciers est représenté par les courbes de la figure 1.9 et correspondent à un ensemble de facteurs de réduction de résistance qui est considéré le même pour les différentes nuances S235, S275, S355 [19].

Ces courbes indiquent que la limite élastique et le module d'élasticité de l'acier perdent respectivement près de 50 % et de 70% de leurs valeurs initiales lorsque l'acier atteint une température de 600°C et deviennent presque nulles lorsque la température de l'acier monte à 1200 °C [16,17].

Le fluage du métal devient important pour des températures excédant 460°C. Ce phénomène étant complexe, il est considéré implicitement dans les propriétés mécaniques pour simplifier les calculs de résistance au feu [16,17].

Basés sur les résultats expérimentaux, les Eurocodes feu proposent des relations explicites pour les propriétés thermiques et les variations des propriétés mécaniques en fonction de la température de l'acier, et des travaux présentent une analyse détaillée des lois constitutives sous hautes températures [32].

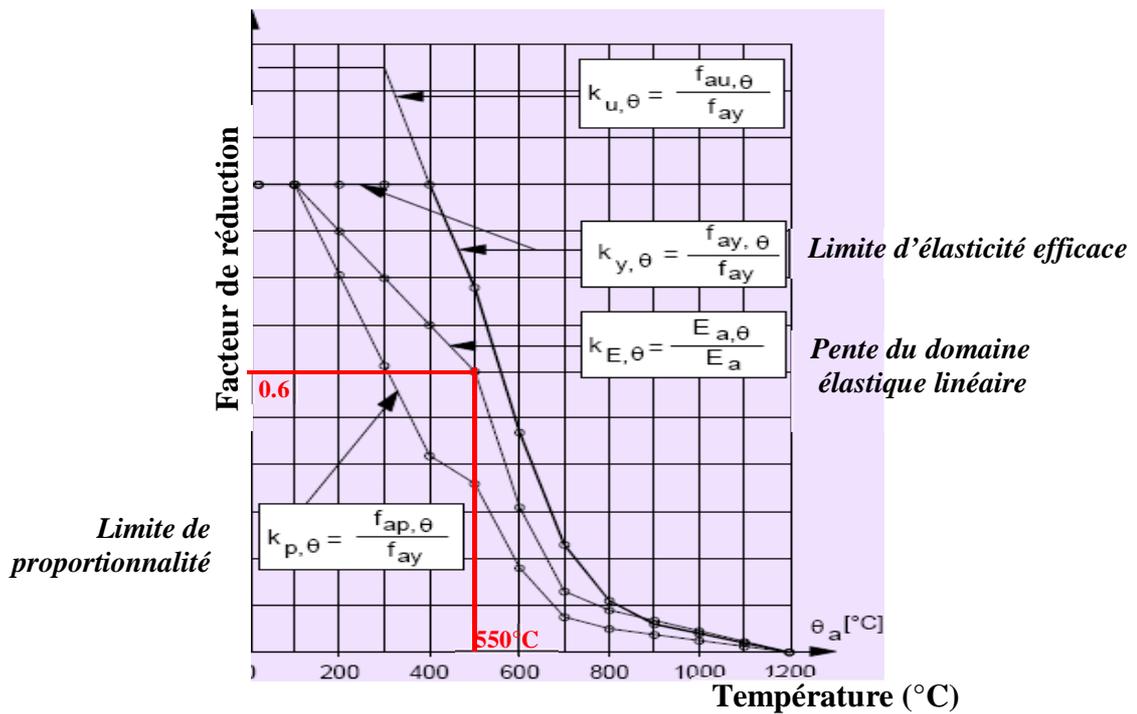


Figure 1.9. Facteurs de réduction pour les relations σ - ϵ [17]

1.4.3. Modèles explicites de comportement de l'acier

En pratique, pour une analyse sous chargement statique monotone, il est courant d'adopter les modèles explicites simples représentés à la figure 1.10.

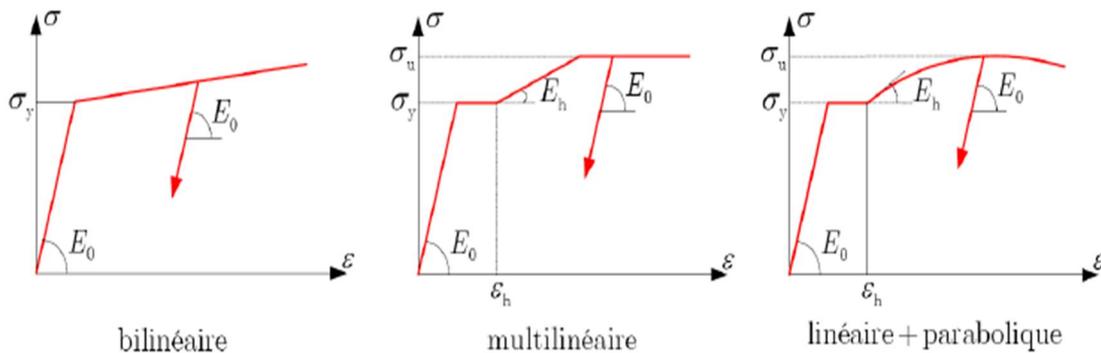


Figure 1.10. Modèles explicites de l'acier

Pour l'acier au carbone, l'Eurocode 3 propose une relation explicite contrainte déformation mécanique figure 1.11, et elle est quantifiée dans le tableau A.3, Annexe A pour la nuance d'acier S355 utilisée dans la plupart de nos modélisation numériques.

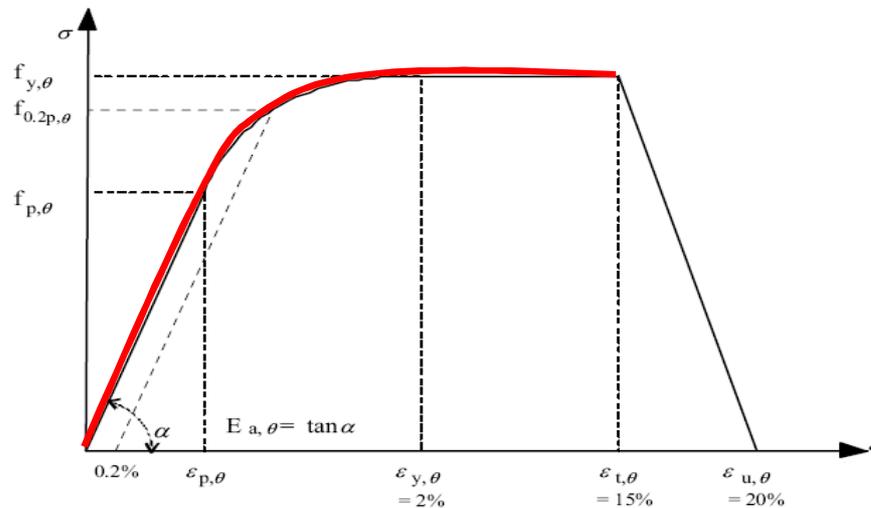


Figure 1.11. σ - ε en hautes températures-Modèle explicite [17]

Pour des taux de chaleur compris entre 2-50 K/min les propriétés de contraintes et de déformation sont obtenues à partir de la courbe figure 1.11 [17,18].

La relation contrainte-déformation est définie pour chaque domaine de déformation comme suit [17,20,22] :

- Domaine de déformation élastique $\varepsilon_{p,\theta} \leq \varepsilon$

$$\sigma = E_{\theta} \varepsilon \quad (1.1)$$

- Domaine de déformation transitoire elliptique $\varepsilon_{p,\theta} \leq \varepsilon \leq \varepsilon_{y,\theta}$

$$\sigma = f_{p,\theta} - c + (b/a) \sqrt{a^2 - (\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon)^2} \quad (1.2)$$

- Domaine plastique $\varepsilon_{y,\theta} \geq \varepsilon$:

$$\sigma = f_{y,\theta} \quad (1.3)$$

Dans les expressions ci-dessus, $f_{y,\theta}$ est la limite d'élasticité efficace, $f_{p,\theta}$ la limite de proportionnalité, E_{θ} la pente du domaine élastique linéaire, $\varepsilon_{p,\theta}$ la déformation à la limite de proportionnalité et $\varepsilon_{y,\theta}$ la déformation plastique.

Tous ces paramètres varient avec la température, d'où l'indice « θ ».

Pour l'acier au carbone, les facteurs de réduction de $f_{p,\theta}$, de $f_{y,\theta}$ ou de $E_{a\theta}$ respectivement par rapport à la valeur de f_y ou de Ea à 20°C sont donnés dans le tableau A.2 Annexe A.

Dans l'Eurocode 3 les résistances correspondant à 2% de déformation sont utilisées dans le calcul de résistance au feu de tous les types d'éléments structuraux [19].

Le graphe σ - ϵ pour la nuance d'acier S355, qui est utilisée dans nos simulations numériques, est montré dans la figure 1.12 [22] et les données sous forme de tableau A.3 en Annexe.

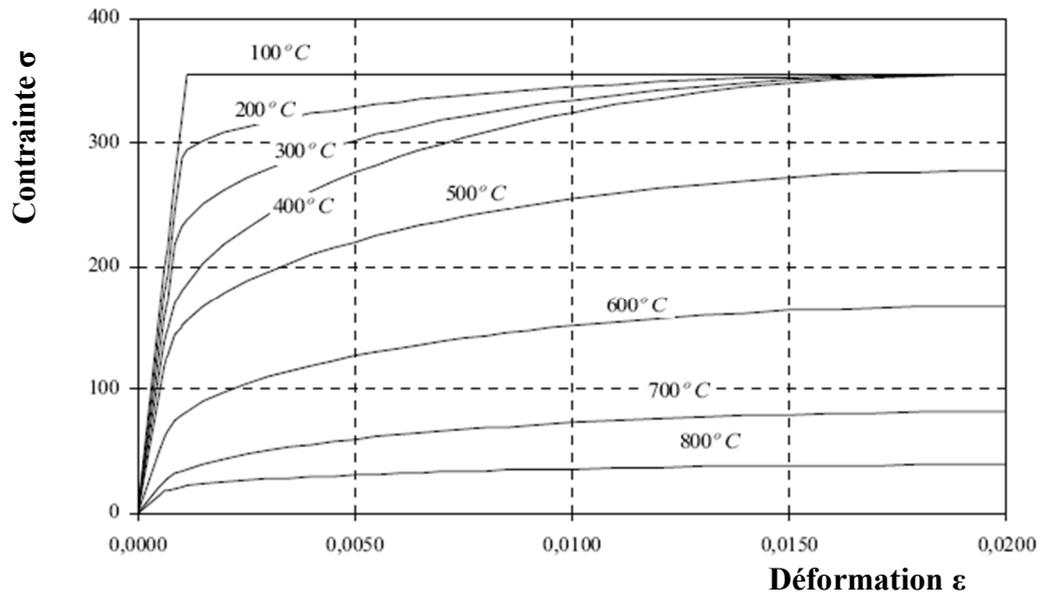


Figure 1.12. σ - ϵ en hautes températures-Modèle explicite (S355) [22]

Les relations contrainte-déformation découlent des essais de traction et peuvent être appliquées pour l'acier en compression [17].

1.5. Incendie, feu, et réglementation

<<Un incendie est un feu violent et destructeur pour les activités humaines ou la nature.>>

Wikipedia



Figure 1.13. Incendie majeur 12/02/2005, Tour Windsor Madrid [17]

C'est l'exemple d'un incendie dans une tour de 100m de hauteur de 32 étages, figure 1.13 où l'ISI semble être occultée au vu de l'absence de compartimentage, d'extracteur de fumée et

des sprinklers. On remarque que les lances (jets d'eau) des pompiers ne peuvent atteindre que 20m de hauteur approximativement [17].

Les fumées chaudes émettent des flux radiatifs très importants. Une couche de gaz chaud à 500°C émet un flux radiatif de l'ordre de 20 kW/m², et que, sous de telles conditions, les brûlures cutanées surviennent après quelques secondes. Il est admis que le seuil de « tenabilité » est de 1,7 à 2,5 kW/m², et le tableau 1.1 donne d'autres seuils et leurs effets respectifs [18, 33].

Tableau 1.1: Seuils d'effets des flux thermiques générés par l'incendie

Flux Thermique	Effet sur la structure	Effet sur l'homme
3kW.m ⁻²	Faible	Seuil des effets irréversibles correspondant à la zone des dangers significatifs pour la vie humaine
5kW.m ⁻²	Seuil de destruction significatif des vitres	Seuil des premiers effets létaux correspondant à la zone des dangers graves pour la vie humaine
8kW.m ⁻²	Seuil des effets domino et correspondant aux dégâts graves sur les structures	Seuil des premiers effets létaux significatifs à la zone des dangers très graves pour la vie humaine
16kW.m ⁻²	Seuil d'exposition prolongée des structures et correspondant au seuil des dégâts très graves sur les structures, hors structures béton	
20kW.m ⁻²	Seuil de tenue du béton pendant plusieurs heures et correspondant au seuil des dégâts très graves sur les structures béton	
200kW.m ⁻²	Seuil de ruine du béton en quelques dizaines de minutes	

1.5.1. Feu

<<Le feu est la production d'une flamme et la dégradation visible d'un corps par une réaction chimique exothermique d'oxydation appelée combustion>> *Wikipedia*

Le feu est due à la réaction de deux corps : un combustible et un oxydant (ou comburant) qui est généralement l'oxygène de l'air.

Mais cette réaction ne peut avoir lieu que dans des conditions bien définies, et en particulier à partir d'une température qui varie d'un corps à l'autre et elle est exothermique. La combustion, et donc le feu, ne peut se produire que lors de la réunion des trois éléments qui sont le combustible, le comburant et une source d'énergie (chaleur, surpression, ...) [34].

Ce principe fondamental est souvent représenté sous la forme du « triangle du feu », figure 1.14.

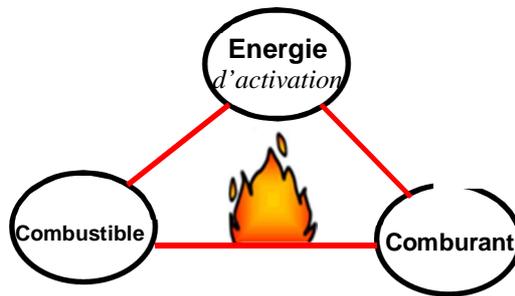


Figure 1.14. Triangle du feu

1.5.2. Ingénierie de la sécurité incendie (ISI) et réglementation

En matière de sécurité incendie, pour des ouvrages courants, l'approche la plus efficace consiste à se mettre en conformité avec les mesures descriptives exprimées dans des arrêtés et des décrets. Généralement, ces exigences descriptives permettent de choisir les matériaux et systèmes constructifs souhaités dans la mesure où les performances en termes de réaction au feu, résistance au feu, contrôle des fumées, sont respectées [35].

Globalement, la construction est régie par des règles variées que sont les textes législatifs et réglementaires d'une part et les textes normatifs d'autre part [36].



Figure 1.15. Pages frontales des fascicules des Règlements de Sécurité contre les risques d'incendie applicables en Algérie [37,38].

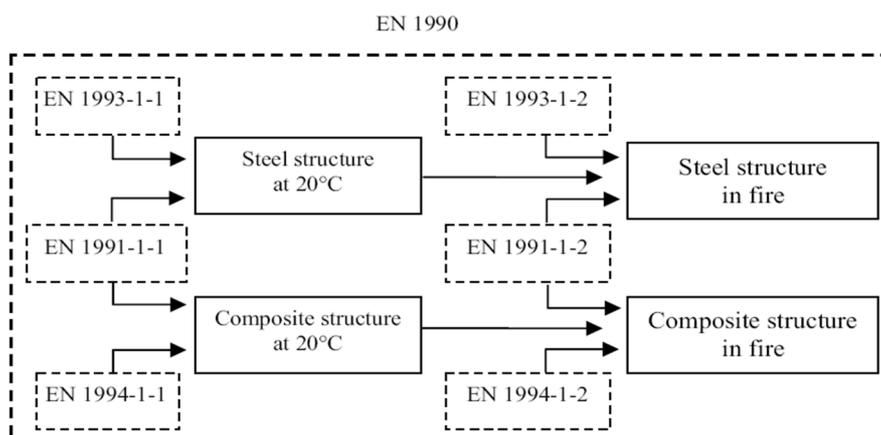


Figure 1.16. Eurocodes (Acier et Mixte) en conditions normale et d'incendie [22]

Le contexte règlementaire, figure 1.15 [37,38], est très important car il ouvre la voie à l'ISI pour la conception et la réalisation des ouvrages en particulier aux constructions métalliques selon les normes des Eurocodes en condition normale [39, 41] et pour l'effet d'incendie feu [20, 21, 40] figure 1.16 à défaut d'un règlement Algérien approprié.

L'approche prescriptive est de surcroit largement utilisée cependant l'approche moderne dite de performance permet de mettre en cohérence la prévention et la protection avec le risque réel [35]. L'incendie de la tour Windsor en est un exemple et un cas d'étude.

1.5.3. Ingénierie incendie structurel (IIS)

La réponse d'une structure sous l'effet d'incendie dépend de plusieurs paramètres tels que la perte de résistance du matériau, l'assemblage et conditions d'appuis, rigidité relative des parties adjacentes, l'hyperstaticité et la répartition des charges, ainsi l'exposition thermique.

Enfin pour ajouter plus de variables à ce problème déjà largement compliqué on ajoute à la liste, la séquence de l'évènement de l'incendie (scénarios de feu), sa sévérité, la progression de la flamme et son taux de développement [1,2,17].

Il est fortement recommandé dans ce cas d'avoir recours à une approche « performantielle » basée sur une analyse de risques réels des ouvrages. Cette démarche nécessite, une grande maîtrise du domaine de compétence en matière de physique du feu et de comportement au feu des structures [35,42], figures 1.17 et 1.18 [1,43]. De nombreux guides [16,17,30,33] ont amélioré la compréhension de cette approche et décrivent toutes les étapes citées ci-après.

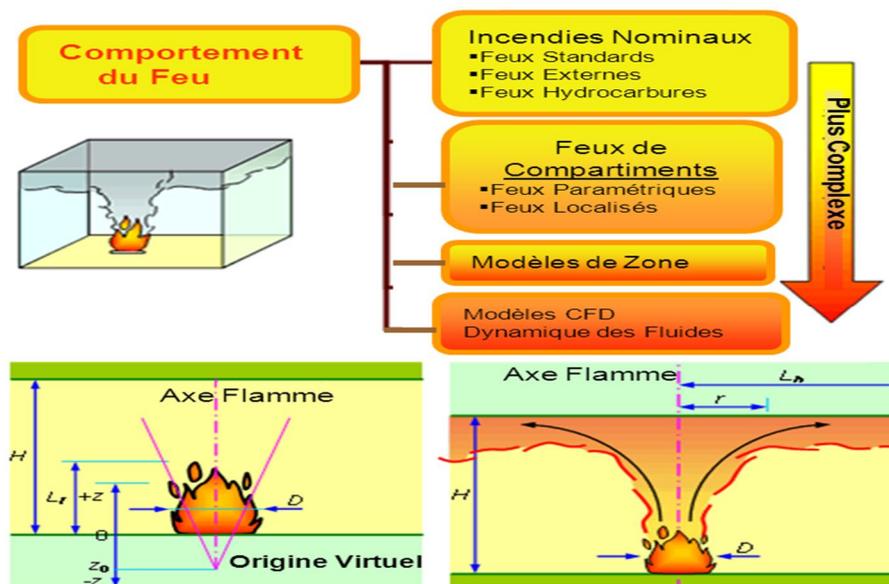


Figure 1.17. Approche « performantielle » pour la modélisation de l'incendie

Des niveaux de complexités d'analyse incendie sont mentionnés qui, bien sûr, résultent en une augmentation du coût de la conception [1, 17].

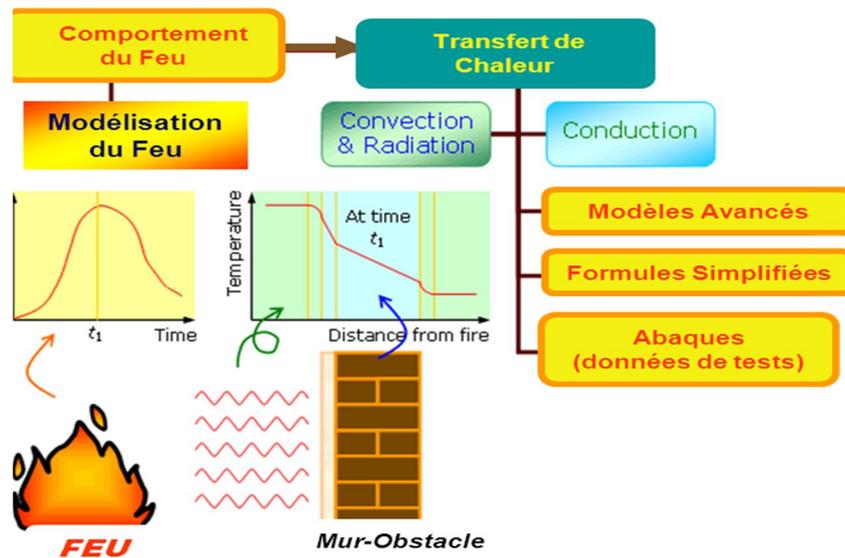


Figure 1.18. Approche de performance pour une analyse thermique

Les actions de l'incendie et les effets thermiques sont régis par des modèles présents dans les Eurocodes et constituent les premières étapes précédant toute analyse mécanique afin d'évaluer la sévérité du feu et la réponse structurale.

La prise en compte de «l'action» incendie dans le cas d'un élément de structure est définie par l'Eurocode 1 partie 1-2 «actions sur les structures en cas d'incendie» [40]. Par ailleurs les dispositions de l'Eurocode 3 [20] pour les structures en acier et leur comportement au feu traitent de la complexité des forces internes induites par la dilatation thermique, de la réduction de la résistance dues aux températures élevées et des flèches amplifiées associées [44].

Le but estampe est de quantifier la performance structurelle en condition d'incendie par l'estimation du degré de stabilité au feu que doit satisfaire un élément de construction [2,45] tel que :

$$\text{Résistance au feu} \geq \text{Sévérité du feu}$$

La résistance au feu est définie comme la durée pendant laquelle un élément de construction peut résister à une exposition au feu, sans perdre ses capacités (fonction porteuse ou séparative) [2,18].

Trois critères de performance sont utilisés, R (fonction porteuse), E (étanchéité), I (isolation)
 La sévérité du feu est une forme de mesure de l'impact destructive de l'incendie ou une mesure des forces ou températures qui peuvent provoquer la ruine [45].

1.5.4. Courbes d'incendie

Un incendie (feu) réel dans un bâtiment se développe et décroît en fonction de l'équilibre de masse et d'énergie existant dans le compartiment où il se produit figure 1.19. L'énergie produite dépend de la quantité et du type de combustible et de condition de ventilation [19,46].

Il est possible de considérer qu'un incendie réel est composé de trois phases, que l'on peut définir comme la naissance et la croissance (la température des gaz chauds est inférieure à 500°C), le plein développement (la température des gaz chauds est supérieur à 500°C) et le déclin. L'augmentation de la température la plus rapide se produit dans la période suivant l'embrassement généralisé « flash-over », qui est le point auquel tous les matériaux organiques situés dans le compartiment brûlent spontanément [19].

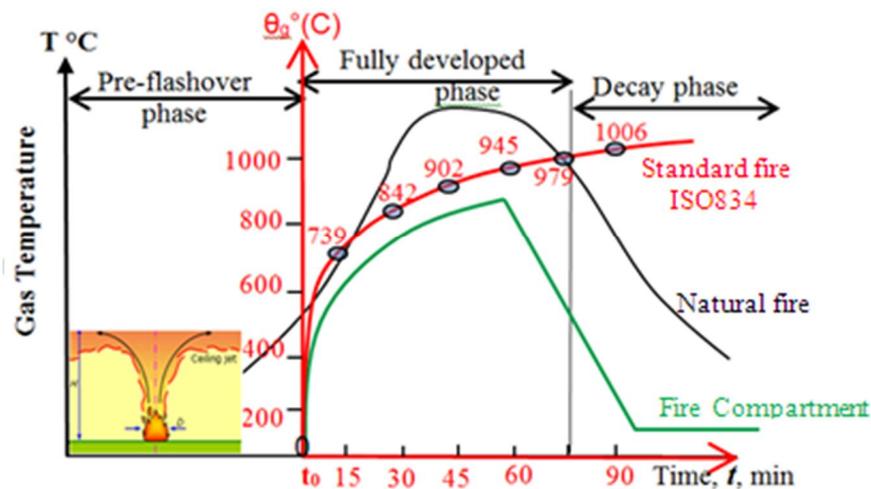


Figure 1.19. Courbes d'incendie réel et modèles [46]

On présente dans cette partie les modèles d'incendie ISO834 et paramétré qui sont considérés dans cette étude dans la partie modélisation numérique.

Courbes d'incendies nominaux (temps- température)

Les durées de résistance au feu spécifiées dans la plupart des règles de bâtiments concernent le comportement à l'essai lorsque l'augmentation de température est réalisée selon une courbe

temps-température d'incendie « conventionnel » (ou « normalisé ») internationalement agréé [19] et définie dans L'Eurocode 1 partie 1-2 [40].

Les incendies conventionnels ou nominaux peuvent être par des formules simples et sont considérés identiques quel que soit la taille ou la conception du bâtiment [2,19,40].

Les incendies nominaux sont principalement le feu standard ISO834, le feu externe utilisé seulement pour les parois externes, atteignant pratiquement une température constante de 680°C après 30 minutes et le feu hydrocarbure atteignant pratiquement une température constante après 30 minutes figure 1.20 [17,40].

La courbe standard dite ISO834 figure 1.20 est définie par l'équation suivante :

$$\theta_g = 20 + 345 \log_{10}(8t + 1) \quad [^{\circ}\text{C}] \quad t : \text{temps en [min]} \quad (1.4)$$

On constate que l'évolution de la courbe est perpétuellement croissante, ce qui n'est bien entendu pas représentatif d'un incendie réel susceptible de se développer dans un bâtiment.

Cette courbe normalisée représente la température des gaz chauds produit par l'incendie pour un débit de combustible donné, et non pas la température de la flamme.

La courbe d'incendie hydrocarbure est donnée par :

$$\theta_g = 20 + 1080(1 - 0,325e^{-0,167t} - 0,675e^{-2,5t}) \quad (1.5)$$

La courbe d'incendie externe est donnée par :

$$\theta_g = 20 + 660(1 - 0,687e^{-0,32t} - 0,313e^{-3,8t}) \quad (1.6)$$

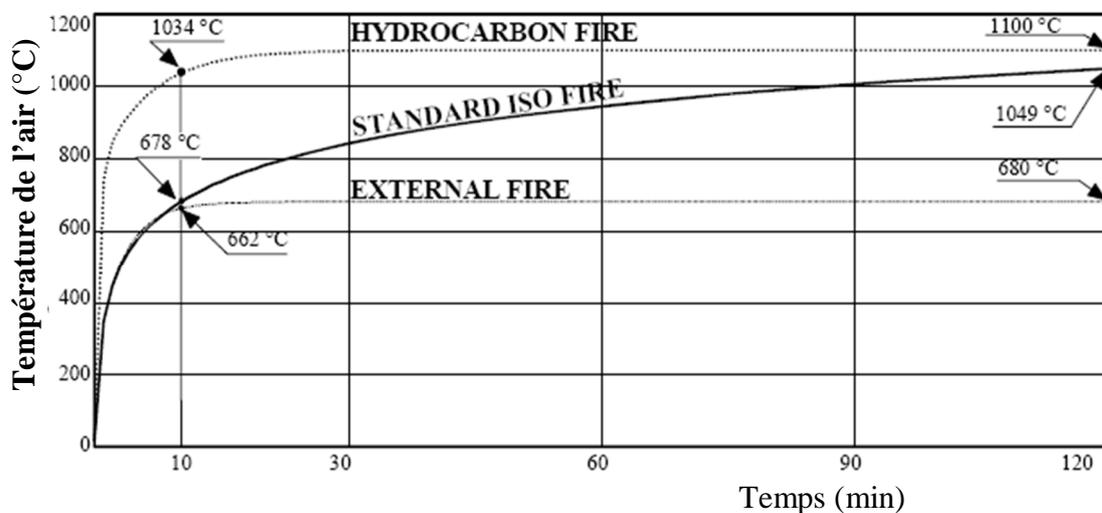


Figure 1.20. Courbes d'incendie nominales Température-Temps [40]

Courbe d'incendie naturel – feu paramétrique

Dans le cadre d'un incendie naturel, la courbe, figure 1.21, n'est pas unique, elle dépend fortement de l'environnement : quantité de combustible, nature du combustible, nature des parois, taille des ouvertures (incendie de compartiment paramétré).

C'est un modèle d'incendie de calcul plus réaliste représenté par des courbes température-temps et dont les formulations sont en annexe A [17,22,40] et tiennent compte de la charge calorifique, $q_{fi,d}$, du facteur d'ouverture, O , et du coefficient de surface, b , incluant les propriétés thermiques des cloisons du compartiment.

Des conditions propres au compartiment, la hauteur qui ne doit pas dépasser 4m et la surface du plancher qui doit être inférieure ou égale à 500 m² de plancher, décrivent des situations particulières.

La courbe représentative comporte deux phases, une dite d'échauffement et une dite de refroidissement et tiennent compte des propriétés thermiques des cloisonnements (murs, plancher et plafond), des dimensions du compartiment, des ouvertures et de la densité de charge calorifique q (MJ/m²).

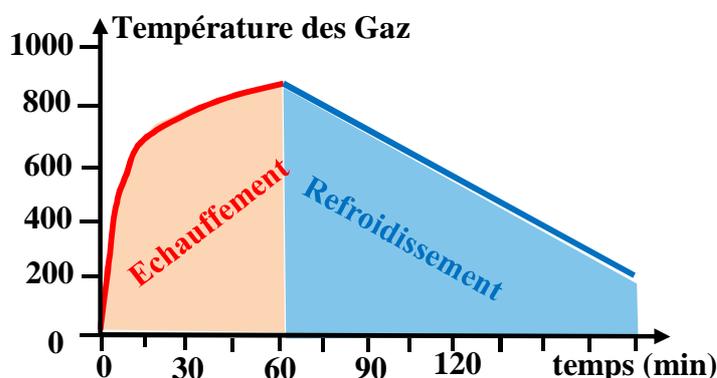


Figure 1.21. Allure de la courbe d'incendie paramétrique en deux phases

Les formulations des courbes d'échauffement et de refroidissement sont présentées ci-dessous [17,22] :

Equations de la courbe d'incendie paramétrée

Elle est présentée ci-dessous sous forme d'évolution de la température des gaz dans le compartiment en fonction du temps par :

$$\theta_g = 20 + 1325(1 - 0,324e^{-0,2t^*} - 0,204e^{-1,7t^*} - 0,472e^{-19t^*}) \quad (1.7)$$

Avec :

$$t^* = t \cdot \Gamma \quad [\text{heure}] \quad (1.8)$$

t est le temps en [h]

$$\Gamma = \left[\frac{O}{b} \right]^2 / (0,04/1160)^2 \quad (1.9)$$

$$b = \sqrt{\rho \cdot c \cdot \lambda} \quad \text{Coefficient de surface, avec : } 100 < b < 2200 \quad [\text{J/m}^2\text{s}^{1/2}\text{K}] \quad (1.10)$$

$$b = \sum b_i A_i / (A_t - A_V) \quad \text{si } b \text{ est différent pour les murs, le plafond et le plancher} \quad (1.11)$$

ρ est la densité des parois de l'enceinte [kg/m^3]

c est la chaleur spécifique des parois de l'enceinte [J/KgK]

λ est la conductivité thermique des parois de l'enceinte [W/mK]

A_V est la surface totale des ouvertures verticales sur tous les murs [m^2]

A_t surface totale de l'enceinte (murs, plafond et plancher, avec ouvertures) [m^2]

A_i est la surface totale de l'enceinte i , ouvertures non incluses

$$O = A_V \sqrt{h_{eq}} / A_t \quad \text{facteur d'ouverture : } 0,02 < O < 0,2 \quad [\text{m}^{1/2}] \quad (1.12)$$

$$h_{eq} = \sum A_{Vi} h_i / \sum A_{Vi} \quad (1.13)$$

h_{eq} est la moyenne pondérée des hauteurs de fenêtre sur tous les murs [m]

La température maximale θ_{max} en phase d'échauffement est atteinte pour $t^* = t_{max}^*$;

$$t_{max}^* = t_{max} \cdot \Gamma \quad (1.14)$$

$$t_{max} = \max[(0,2 \cdot 10^{-3} \cdot q_{t,d} / O); t_{lim}] \quad (1.15)$$

$$q_{t,d} = q_{f,d} A_f / A_t \quad (1.16)$$

Valeur de calcul de la densité de charge calorifique rapportée à la surface totale A_t de l'enceinte ;

t_{lim} : Temps en [h] selon la vitesse de développement d'un feu, tableau E5 EC1-1.2, Annexe 2 [40] ; à faible vitesse $t_{lim}=25$ min, à vitesse moyenne $t_{lim}=20$ min, à vitesse élevée $t_{lim}=15$ min.

La comparaison entre la valeur calculée t_{max} et t_{lim} conduit à 2 situations (phénomènes) de contrôle de l'incendie :

Lors de la phase de croissance de l'incendie le contrôle se fait soit par le combustible ou par la ventilation, selon qu'il subsiste ou non suffisamment d'oxygène pour alimenter la combustion :

- lorsque la taille du feu atteint sa valeur maximum sans limitation d'oxygène, le débit calorifique est limité par la charge calorifique disponible d'où un contrôle par le combustible.
- la taille des ouvertures dans le compartiment est trop faible pour permettre une entrée d'air suffisante, l'oxygène disponible limite le débit calorifique d'où un contrôle de l'incendie par ventilation.

Courbe de refroidissement

$$\begin{aligned} \theta_g &= \theta_{max} - 625(t^* - t_{max}^* \cdot x) && \text{pour } t_{max}^* \leq 0,5 \\ \theta_g &= \theta_{max} - 250(3 - t_{max}^*)(t^* - t_{max}^* \cdot x) && \text{pour } 0,5 < t_{max}^* < 2 \quad (1.17) \\ \theta_g &= \theta_{max} - 250(t^* - t_{max}^* \cdot x) && \text{pour } t_{max}^* \geq 2 \end{aligned}$$

Avec : $- t^* = t \cdot \Gamma$ et $t_{max} = (0,2 \cdot 10^{-3} \cdot q_{t,d} / O) \cdot \Gamma$ (1.18)

- Soit que $t_{max} < t_{lim}$ et l'incendie est **contrôlée par le carburant** (combustible). La procédure pour ce cas est expliquée ci-dessous :

On utilise un nouveau t^* pour le calcul de la progression de la température pendant la phase d'échauffement.

$$\begin{aligned} t^* &= \Gamma_{lim} \cdot t \\ \text{avec } \Gamma_{lim} &= \left(\frac{O_{lim}/0,04}{b/1160} \right)^2 \end{aligned} \quad (1.19)$$

$$\text{et } O_{lim} = 0,0001 \cdot q_{td} / t_{lim} \quad (1.20)$$

Si $O > 0,04$ et $q_{td} < 75$ et $b < 1160$, alors Γ_{lim} doit être multiplié par le facteur **k**:

$$k = 1 + \left(\frac{O-0,04}{0,04} \right) \left(\frac{q_{td}-75}{75} \right) \left(\frac{1160-b}{1160} \right) \quad (1.21)$$

Le temps qui correspond à la température maximum est calculé comme suit :

$$t_{max}^* = \Gamma_{lim} \cdot t_{lim}$$

La valeur de la température du gaz à la fin de la phase d'échauffement, θ_{max} est calculée en substituant la valeur t_{max}^* à la place de t^* dans l'équation de base de la phase d'échauffement. La courbe en phase de refroidissement est donnée par :

$$\begin{aligned} \theta_g &= \theta_{max} - 625(t^* - \Gamma t_{lim}) && \text{pour } t_{max}^* \leq 0,5 \\ \theta_g &= \theta_{max} - 250(3 - t_{max}^*)(t^* - \Gamma t_{lim}) && \text{pour } 0,5 < t_{max}^* < 2 \quad (1.22) \\ \theta_g &= \theta_{max} - 250(t^* - \Gamma t_{lim}) && \text{pour } t_{max}^* \geq 2 \end{aligned}$$

NB : ! En appliquant ces équations, t^* et t_{max}^* comme dans le premier cas d'un incendie contrôlé par ventilation et non comme dans le second.

Pour le calcul du flux de chaleur \dot{h}_{net} à la surface d'un élément métallique dans le cas d'un incendie paramétré, le coefficient de convection α_c est pris égal à 35 W/m²K.

Un exemple [17] des résultats lorsqu'on utilise ces formules avec une charge au feu $q_{fi,d}=600$ MJ/m², et facteur d'ouverture O variant de 0,02 m^{1/2} à 0,20 m^{1/2} est montré dans la figure 1.22.

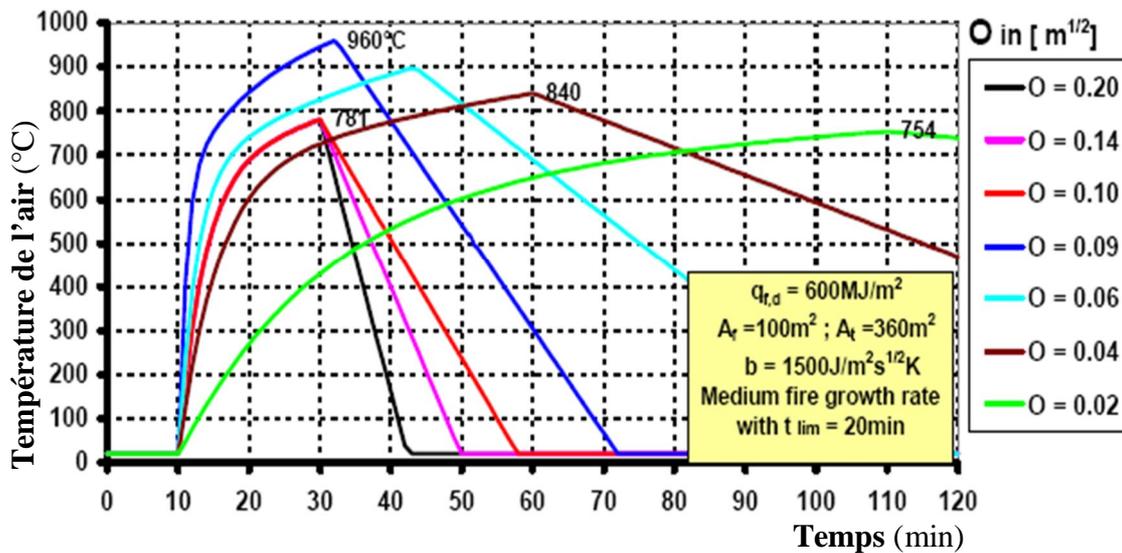


Figure 1.22. Exemple de courbes d'incendie naturel [17]

1.6. Comportement de l'acier sous action thermique

Considérant que les profilés métalliques sont des parois minces, elles sont donc susceptibles d'échauffement rapide lorsqu'elles sont exposées au feu et nécessite généralement une protection passive [17].

L'augmentation de la température est d'autant plus rapide dans un élément de faible masse que dans un élément plus lourd lorsqu'il est soumis aux mêmes actions thermiques [2,22].

1.6.1. Propriétés thermiques sous hautes températures

L'Eurocode 3 partie 1-2 [20] qui concerne le calcul des structures en acier en situation d'incendie, nous donne des évolutions des propriétés thermiques et mécaniques de l'acier en fonction de la température.

L'acier est un matériau relativement homogène, ces propriétés sont bien connues et sont couramment utilisées dans les modèles de simulation du comportement de l'acier aux hautes températures.

a. Dilatation thermique

La dilatation thermique $\Delta l/l$ valable pour toutes les nuances d'acier peut être déterminée par les équations ci-après et est représentée dans la figure 1.23 [17, 20] variant en fonction de la température.

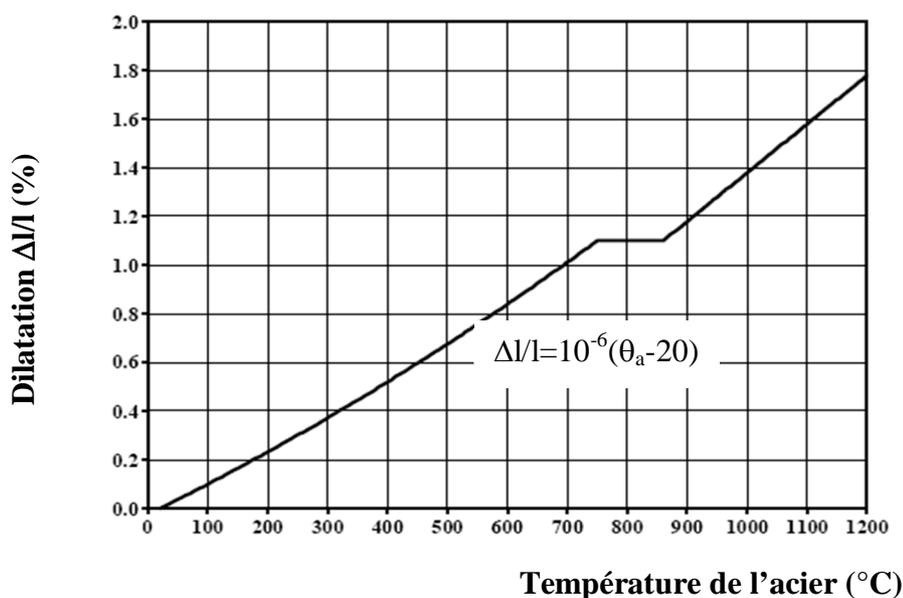


Figure 1.23. Dilatation thermique de l'acier en fonction de la température

L'Eurocode 3 propose aussi une expression de la dilatation thermique en fonction de la température θ :

- Pour $20^\circ\text{C} \leq \theta < 750^\circ\text{C}$

$$\epsilon^\theta = \frac{\Delta l}{l} = 1,2 \times 10^{-5} \theta + 0,4 \times 10^{-8} \theta^2 - 2,416 \times 10^{-4} \quad (1.23)$$

- Pour $750^{\circ}\text{C} \leq \theta \leq 860^{\circ}\text{C}$

$$\epsilon^{\theta} = \frac{\Delta l}{l} = 1,1 \times 10^{-2} \quad (1.24)$$

- Pour $750^{\circ}\text{C} \leq \theta < 1200^{\circ}\text{C}$

$$\epsilon^{\theta} = \frac{\Delta l}{l} = 1,2 \times 10^{-5} \theta - 6,2 \times 10^{-3} \quad (1.25)$$

Où l : est la longueur de l'élément métallique à 20°C , Δl : est la dilatation thermique induite par la température θ .

Les autres propriétés à prendre en compte pour notre étude sont la chaleur spécifique C_a et la conductivité thermique λ_a . Elles représentent les évolutions des caractéristiques de chaleur spécifique et de conductivité thermique de l'acier en fonction de la température.

b. Chaleur spécifique

La chaleur spécifique ou massique, appelée aussi la capacité thermique massique, est une grandeur intensive égale à la capacité thermique rapportée à la masse, l'unité du système international est alors $\text{J} \cdot \text{Kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$

Elle est déterminée par la quantité d'énergie à apporter par échange thermique pour élever d'un degré Kelvin la température de l'acier.

La chaleur spécifique de l'acier, figure 1.24 reste pratiquement constante avec l'évolution de la température à l'exception d'un pic à 735°C environ dite « température de Curie » correspondant à la phase de transition magnétique [17,20].

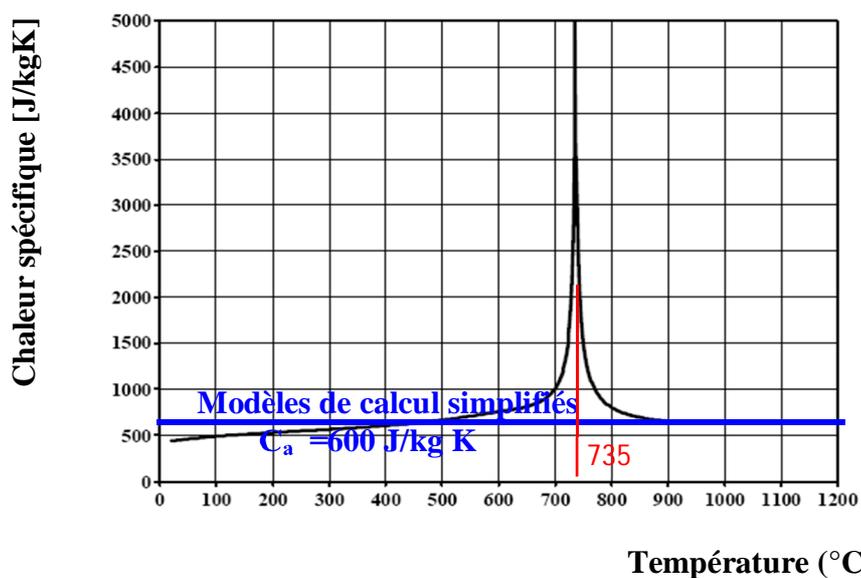


Figure 1.24. Chaleur spécifique de l'acier en fonction de la température

Ce pic traduit les modifications structurales de l'acier et coïncide avec la transformation d'une structure ferrito-perlit en une structure austénitique.

A partir de la même température, la courbe de la dilatation thermique de l'acier présentée, présente un palier horizontal dans la figure 1.23 et la figure 1.25

Dans les modèles de calculs simplifiés, la chaleur spécifique de l'acier peut être considérée comme indépendante de la température ($C_a = 600 \text{ J/kg.K}$) Figure 1.18.

L'Eurocode 3 partie 1.2 [17] propose des formules pour le calcul de la chaleur spécifique de l'acier par intervalle de température.

Pour $20 \text{ °C} \leq \theta_a < 600 \text{ °C}$: $C_a = 425 + 7,73 \times 10^{-1} \theta_a - 1,69 \times 10^{-3} \theta_a^2 + 2,22 \times 10^{-6} \theta_a^3$

- Pour $600 \text{ °C} \leq \theta_a < 735 \text{ °C}$: $C_a = 666 + \frac{13002}{738 - \theta_a}$
- Pour $735 \text{ °C} \leq \theta_a < 900 \text{ °C}$: $C_a = 545 + \frac{17820}{\theta_a - 731}$ (1.26)
- Pour $900 \text{ °C} \leq \theta_a < 1200 \text{ °C}$: $C_a = 650$

Avec : θ_a - la température de l'acier en °C

C_a - la chaleur spécifique en J/kg.K

c. Conductivité thermique

La conductivité thermique représente l'énergie (chaleur) transférée par unité de surface et de temps sous gradient de température de 1 degré par mètre.

La figure.1.25, montre l'évolution de la conductivité thermique de l'acier en fonction de la température en se basant sur les modèles de calcul simplifiés de l'Eurocode 3 partie 1.2 [17,20].

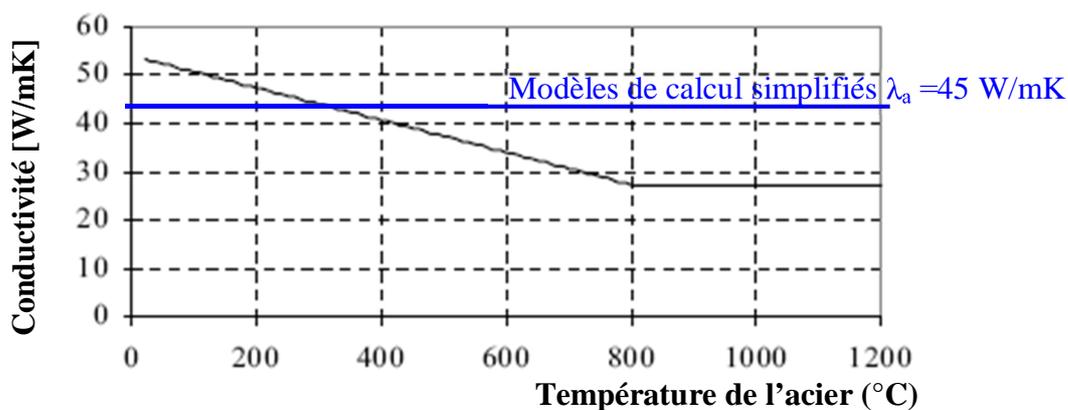


Figure 1.25. Conductivité thermique de l'acier en fonction de la température

La conductivité thermique de l'acier diminue linéairement jusqu'à une température d'environ 800°C (température à laquelle l'acier subit des modifications atomiques) avant de se stabiliser à une valeur de 27,3 W/m.K.

Une valeur indépendante de la température égale à 45 W/m.K peut être utilisée dans des modèles simplifiés.

L'Eurocode 3 partie 1.2 [9] propose les formules suivantes pour la détermination de la conductivité thermique de l'acier par intervalle de température.

- Pour $20\text{ °C} \leq \theta_a < 800\text{ °C}$: $\lambda_a = 54 - 3,33 \times 10^{-2} \theta_a$ W/mK
 - Pour $800\text{ °C} \leq \theta_a < 1200\text{ °C}$: $\lambda_a = 27,3$ W/mK
- (1.27)

1.6.2. Action thermique

L'action thermique est un processus complexe correspondant à la montée de température des gaz chauds au sein d'un compartiment et est dominée par les conditions de transfert de chaleur à la surface des éléments de construction. Elle est la cause de la détérioration des propriétés mécaniques dans les parties échauffées de la construction.

Dans ce qui suit, des notions fondamentales de transfert thermique sont brièvement présentées.

a. Lois de transfert thermique

Sous l'impact de l'action thermique, la température dans les éléments métalliques augmente. Ce phénomène est appelé « transfert de chaleur » et conduit potentiellement à la dilatation qui est réalisée par la superposition des trois modes fondamentaux : conduction, convection et rayonnement, figure 1.26 et qui peuvent agir séparément ou tous ensemble selon les circonstances qui s'y prêtent [2,20]:

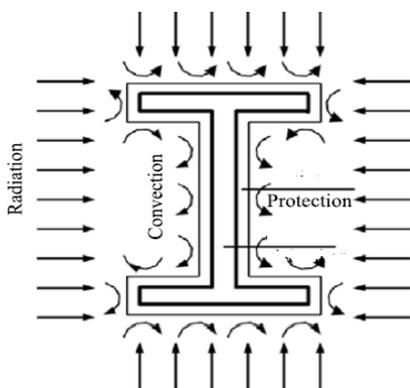


Figure 1.26. Transfert de chaleur entre gaz chauds et l'élément de structure métallique

- **Conduction** : C'est un mécanisme de transfert thermique dans les matériaux solides et l'échange d'énergie s'effectue à un niveau moléculaire. C'est un facteur important dans l'ignition des surfaces solides et dans la résistance au feu des éléments structuraux.
- **Convection** : C'est un transfert de chaleur à l'interface entre le fluide (gaz chaud) et la surface de l'élément solide ou pièce métallique. C'est un facteur important pour la propagation de la flamme dans le transport en hauteur de la fumée et des gaz chauds.
- **Radiation** : C'est un transfert de chaleur et un échange d'énergie par ondes électromagnétiques qui peuvent être transmises, absorbées ou réfléchies à la surface. Contrairement à la conduction et à la convection, le transfert de chaleur par radiation ne nécessite pas la présence d'un milieu intermédiaire entre la source de chaleur (incendie) et le receveur (surface de l'élément métallique).

b. Transfert de chaleur à l'intérieur de l'élément de structure métallique

Le transfert de chaleur entre deux éléments qui sont à températures différentes produit une augmentation de la température dans l'élément de structure.

A cause des phénomènes de conduction, convection et radiation, l'énergie thermique (chaleur) progresse des régions de hautes températures vers celles plus froides [2,17].

Tous les trois mécanismes sont présents à la surface de l'élément et seulement la conduction engendre un transfert de chaleur à l'intérieur de ce dernier [2].

L'analyse de la réponse thermique de l'élément de charpente métallique se subdivise en deux parties. Le premier étant le transfert de chaleur de l'incendie à travers la limite de la surface de l'élément vers son intérieur par combinaison de la radiation et de la convection et est considéré comme une condition aux limites. L'autre transfert de chaleur dans l'élément de structure qui s'effectue par conduction représente l'équation gouvernante exprimée par l'équation de transfert de chaleur de Fourier [2,20].

L'équation différentielle de Fourier est une équation non-linéaire dans un espace 2D en tenant compte du fait que le transfert de chaleur le long de la pièce est négligeable et la chaleur de conduction transitoire à l'intérieur de la section de l'élément est écrite comme suit [22] :

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda_a \frac{\partial \theta}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda_a \frac{\partial \theta}{\partial y} \right) + \dot{Q} = \rho_a c_a \frac{\partial \theta}{\partial t} \quad (1.28)$$

λ_a - Conductivité thermique [W/m °K]

\dot{Q} - source d'énergie interne, égale à zéro dans le cas d'un élément non-combustible

ρ_a - masse volumique de l'acier [kg/m³]; c_a -chaleur spécifique de l'acier [J/kg]

Θ -Température ; t-temps

c. Transfert de chaleur entre la fumée chaude (gaz chaud) et l'élément métallique

Ce type de transfert de chaleur est reconnu comme condition limite et s'exprime en termes de flux de chaleur net \dot{h}_{net} tel que [2,22] :

$$\dot{h}_{net} = \dot{h}_c + \dot{h}_r \quad (1.29)$$

Le transfert de chaleur par radiation dépend de la différence de température entre le gaz chaud et la température de la surface de l'élément qui est donnée comme suit :

$$\dot{h}_r = \Phi \varepsilon_r \sigma [(\theta_g+273)^4 - (\theta_m+273)^4] \quad (1.30)$$

Avec :

Φ - facteur de vue ; ε_r - facteur de radiation ;

Σ - constante de Stefan-Boltzmann ($=5,67 \times 10^{-8} \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K}^4)$)

et l'énergie transférée par convection est :

$$\dot{h}_c = \alpha_c (\theta_g - \theta_m) \quad \text{W}/\text{m}^2 \quad (1.31)$$

α_c Coefficient de transfert de chaleur par convection ($\alpha_c=25 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ pour un incendie ISO834 et $\alpha_c=50 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ pour un incendie d'hydrocarbure) [22].

L'Eurocode EN 1993-1-2 [20] donne des modèles simples de calcul de l'augmentation de la température dans la section d'acier basés sur l'hypothèse d'une distribution de température uniforme.

En dehors de cette hypothèse on est amené à utiliser des modèles de calcul avancés pour la détermination de la température à l'intérieur de l'élément métallique.

Dans ce cas le modèle de la réponse thermique doit tenir compte de l'action thermique réaliste due à l'incendie et de la variation des propriétés thermiques en fonction de la température.

On présente dans cette thèse des analyses faites selon les deux cas de figures, le premier cas avec les poutres à âme pleine et le second pour les poutres ajourées qui sont développées par des simulations numériques appropriées et présentées dans la dernière partie.

1.6.3. Action mécanique

L'approche par les Eurocodes considère que l'incendie est une action accidentelle. Ce qui implique que la probabilité de combinaison de la coexistence de l'incendie avec des niveaux très élevés de charges mécaniques dans un bâtiment est très petite. Le niveau de charge pour vérifier la résistance des éléments tient compte de coefficients de sécurité différents de ceux de la condition normale selon les Eurocodes et l'équation générale est comme suit [22,39] :

$$E_{fi,d} = G + (\psi_{1,1} \text{ ou } \psi_{2,1})Q_{K,1} + \sum_{i>1} \psi_{2,i}Q_{K,i} \quad (1.32)$$

avec : G : valeur de l'action permanente

$Q_{K,1}$: valeur caractéristique de l'action variable principale

$Q_{K,i}$: valeur caractéristique de l'action d'accompagnement

$\psi_{1,1}$: coefficient de combinaison pour la valeur fréquente d'une action variable

$\psi_{2,i}$: coefficient de combinaison pour la valeur quasi-permanente d'une action variable

Les valeurs des coefficients ψ_1 et ψ_2 sont données dans l'Eurocode 0.

Une simplification admise par l'Eurocode 1 est [22] :

$$E_{fi,d} = \eta_{fi} E_d \quad (1.33)$$

$$\eta_{fi} = \frac{G_k + \psi_{fi}Q_{k,1}}{\gamma_G G_k + \gamma_{Q,1}Q_{k,1}}$$

Une valeur typique pour un bâtiment à usage de bureau est de 0,545 [22] et on adopte plusieurs valeurs de η_{fi} dans nos simulations et une valeur de 0,6 pour des comparaisons.

Pour modéliser le comportement du matériau acier et le comportement mécanique on a besoin d'une approche analytique pour établir la relation entre les contraintes et les déformations.

Une première approche consiste à évaluer la déformation du matériau acier sous hautes températures par la variation $\Delta\varepsilon$ en fonction de trois composantes [2] :

$$\Delta\varepsilon = \varepsilon - \varepsilon_i = \varepsilon_\sigma(\sigma, T) + \varepsilon_{th}(T) + \varepsilon_{cr}(\sigma, T, \tau) \quad (1.34)$$

Les indices, σ , th et cr correspondent aux effets mécanique, thermique et de retrait respectivement.

Une autre méthode simplifiée [47] néglige le troisième terme d'où la relation clef pour comprendre le comportement des structures sous l'effet thermique est :

$$\varepsilon_{total} = \varepsilon_{thermique} + \varepsilon_{mecanique} \quad (1.35)$$

Pour la vérification dans le domaine des températures, l'Eurocode 3 [20] adopte la relation suivante pour l'évaluation de la température critique qui s'écrit en fonction de μ_0 :

$$\theta_{a,cr} = 39,19 \ln \left[\frac{1}{0,9674\mu_0^{3,833}} - 1 \right] + 482 ; \quad \mu_0 = \frac{E_{fi,d}}{R_{fi,d,0}} \quad (1.36)$$

$E_{fi,d}$ – charge de calcul des effets des actions en situation d'incendie

$R_{fi,d,0}$ – valeur de $R_{fi,d,t}$ pour $t=0$, soit pour 20°C

Pour $\gamma_{M0} = \gamma_{M,fi} = 1,0$ on a :

- Pour les pièces fléchies

$$\mu_0 = \frac{\eta_{fi} W_y f_y / \gamma_{M0}}{W_y f_y / (k_1 k_2 \gamma_{M,fi})} = \eta_{fi} [\gamma_{M,fi} / \gamma_{M0}] \kappa_1 \kappa_2 \quad (1.37)$$

κ_1 : Facteur d'adaptation pour la température non uniforme dans la section figure 1.27

κ_2 : Facteur d'adaptation pour la température non uniforme le long de la poutre

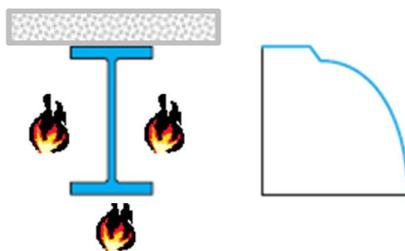


Figure 1.27. Distribution non-uniforme de température dans la hauteur de la section

1.7. Protection pour les structures métalliques

L'acier commence à perdre sa résistance à partir de 300°C et à 600°C il ne conserve que 50% de sa limite d'élasticité. Cependant, le coût de la protection des structures métalliques représente 10 à 15% du coût global de la construction et ne peut donc être négligé [48].

Pour résister à un essai normalisé de 30 minutes à 840°C , la charpente métallique doit être protégée contre le feu [44]. Des températures de référence dites critiques par défaut [22] peuvent être utilisées pour préconiser une forme de protection appropriée :

- Poutres isostatiques

Section chauffée sur 4 faces ; $\kappa_1 = 1,0$; $\kappa_2 = 1,0$ $\theta_{cr} = 540^\circ\text{C}$

Section non protégée chauffée sur 3 faces ; $\kappa_1 = 0,7$; $\kappa_2 = 1,0$ $\theta_{cr} = 600^\circ\text{C}$

Section protégée chauffée sur 3 faces ; $\kappa_1 = 0,85$; $\kappa_2 = 1,0$ $\theta_{cr} = 570^\circ\text{C}$

- Poutres hyperstatiques

Section chauffée sur 4 faces ; $\kappa_1 = 1,0$; $\kappa_2 = 0,85$ $\theta_{cr} = 570^\circ\text{C}$

Section non protégée chauffée sur 3 faces ; $\kappa_1 = 0,7$; $\kappa_2 = 0,85$ $\theta_{cr} = 625^\circ\text{C}$

Section protégée chauffée sur 3 faces ; $\kappa_1 = 0,85$; $\kappa_2 = 0,850$ $\theta_{cr} = 595^\circ C$

Les procédés de vérification, avec apport de la protection, sont résumés dans la figure 1.28.

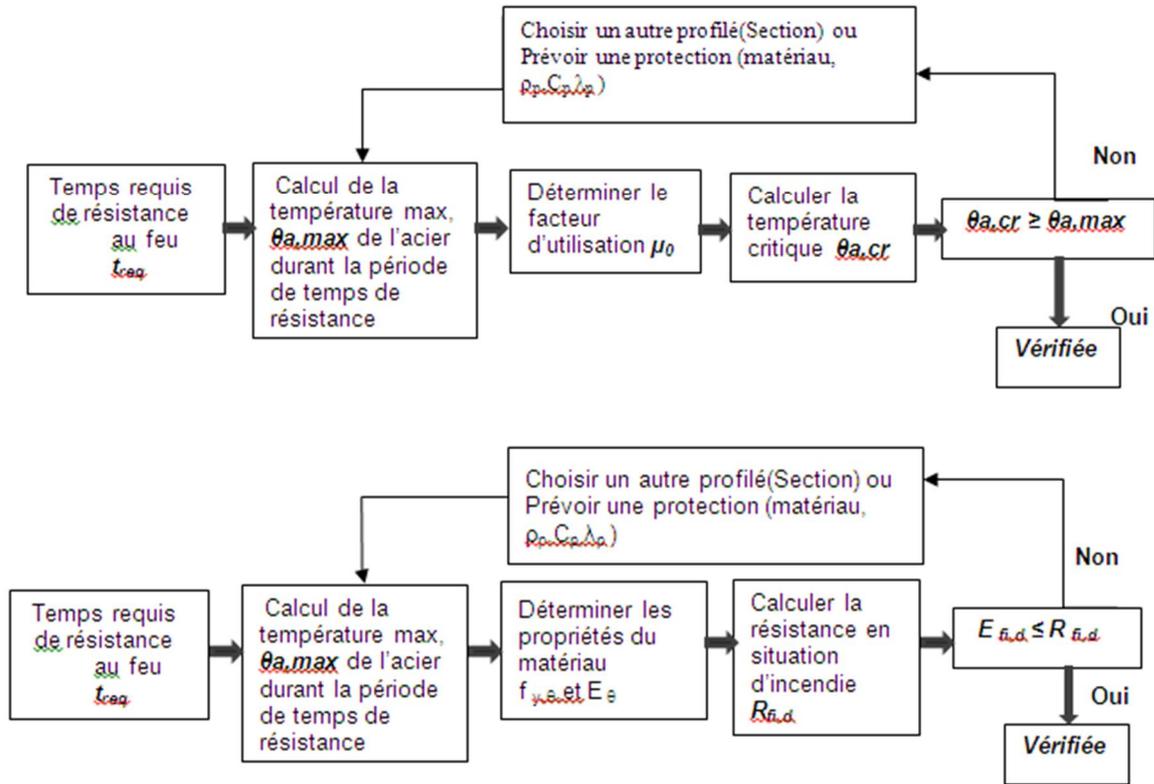


Figure 1.28. Approche de vérification de résistance au feu

1.7.1. Systèmes de protection conventionnels

La plupart des bâtiments de charpente métallique nécessite une forme de protection appropriée, pour satisfaire les exigences législatives et règlementaires et éviter ainsi la ruine d'éléments principaux de la structure en cas d'incendie [22].

Les systèmes de protection traditionnels se présentent sous forme de projection ou de plaque figure 1.29 (a), (b), (c).

Les propriétés thermiques de matériaux de protection sont données dans le tableau A.4 de l'Annexe A.

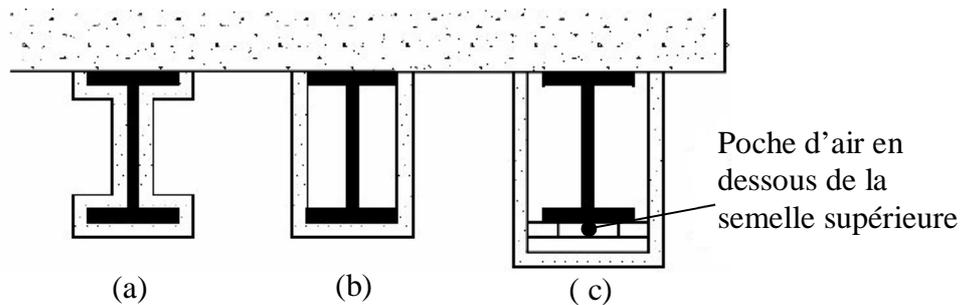


Figure 1.29. Méthodes de protection incendie

Il est admis que la conductivité thermique du matériau de protection change en fonction de sa température moyenne et cette variation ne peut être prise compte que dans un calcul avancée très élaboré [2]. Cependant en absence d'information et pour le compte d'une solution approchée l'analyse peut être faite en considérant une valeur moyenne de la conductivité thermique λ_p .

On pourra alors estimer l'épaisseur, d_p , de la protection d'un élément de charpente métallique en utilisant le nomogramme figure A.1 Annexe A.

1.7.2. Protection par peintures intumescentes

Le choix d'une protection incendie passive par un revêtement qui conserve l'esthétique des profilés métalliques devient une option répandue sur les projets à structure métallique.

A cet effet et depuis ces dernières années, l'industrie liée aux peintures intumescentes en condition de feu s'est développée à un rythme soutenu, sous l'emprise de la recherche et du développement, des nouvelles normes, des évolutions législatives, et réglementaires partout dans le monde [49].

La nouvelle pratique est d'utiliser des couches (pellicules) fines de protection intumescente qui sont des peintures comme des substances qui sont inertes à températures ambiantes et offrent deux fonctions, l'une contre la corrosion, et l'autre pour l'esthétique [48].

Ces revêtements peuvent être à base solvants ou aqueuses, dont l'épaisseur du film sec (DFT) peut atteindre 5 mm. Quand ces protections intumescentes sont exposées aux températures de l'ordre de 200 à 250°C, le revêtement gonfle pour former une couche de meringue (5 à 50 fois l'épaisseur originale).

La meringue, qui possède une faible conductivité thermique, agit comme un isolant pour l'acier. Sous ces températures, les propriétés de l'acier ne sont pas altérées.

a) Epaisseur du film sec DFT

L'épaisseur DFT est une mesure de l'épaisseur du film de revêtement à sec. C'est une valeur donnée par tous les fabricants de revêtements intumescents pour une résistance au feu requise selon les différentes conditions citées.

L'épaisseur requise du revêtement est calculée en considérant le "facteur de section" ou coefficient de massivité de la section d'acier, qui est défini comme le périmètre chauffé divisé par l'aire de la section droite ou H_p/A . Ce facteur peut être calculé, en général, en divisant la surface chauffée par le volume, soit A_m/V .

Une fois le coefficient de massiveté calculé, l'épaisseur DFT requise, du revêtement intumescent peut être obtenue à partir des spécifications techniques des fabricants pour un produit choisi [114].

Le volume du contenant solide d'un revêtement est un paramètre fondamental clé qui dicte l'épaisseur DFT. Une mesure correcte du volume solide est le principal facteur pour assurer une épaisseur DFT requise. Si ce volume est surestimé, l'épaisseur DFT sera plus faible que celle requise, et la résistance au feu demandée de l'élément ne sera pas atteinte, mettant les vies humaines à risque.

Le volume solide [114] est le pourcentage du fil sec donné à partir du volume de la peinture comme le montre la figure 1.30 ci-dessous.

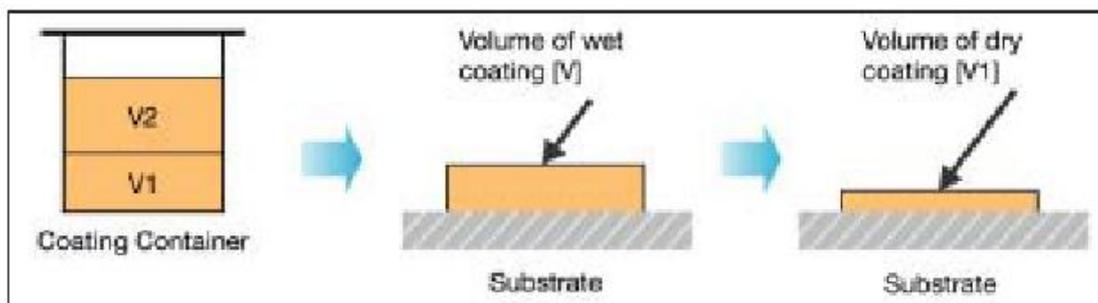


Figure 1.30. Volume solide comparativement à l'épaisseur du film sec [114]

Le volume solide peut être déduit selon deux méthodes :

- Volume solide théorique : par calcul à partir de la formule du revêtement en utilisant les données sur tous constituants.
- Volume solide pratique : par une mesure pratique, déduite le plus souvent à partir de la mesure de la densité du revêtement sec appliqué.

Les fabricants de revêtements intumescents proposent généralement des tables contenant les épaisseurs DFT de leurs produits pour atteindre des périodes de résistance au feu pour différents facteurs de massiveté.

En général, il n'existe pas de méthode réglementaire pour la détermination du volume solide d'un revêtement intumescent. Ceci peut conduire à des valeurs différentes d'un fabricant à un autre.

b) L'intumescence

« Un **intumescent** est une substance qui enfle ou augmente de volume (expansion) sous l'effet d'exposition prolongée à la chaleur, donc augmente de volume et diminue en densité. On peut en trouver sous forme de bande ou de peinture dans le but de garder les propriétés d'un mur coupe-feu lors d'un incendie » [50].

Cette propriété permet la formation d'une barrière multicouche (multicellulaire), épaisse et ininflammable, susceptible d'assurer la protection d'un substrat ou un matériau de l'action de la chaleur.

Les gammes de peintures intumescentes se présentent selon trois modèles technologiques à savoir, mono-phase aqueuse, mono-phase solvant et bi-phase epoxy avec ou sans solvant leur exploitation permet d'envisager la protection structurale de l'acier jusqu'à 180 minutes [45,49].

Elles existent sous des formes très diverses, des joints à appliquer au pistolet, des colliers ajustables, des patches, et des bandes autocollantes [15].

c) Domaine d'utilisation

L'avantage des matériaux intumescents est de former une barrière isolante et sont destinés à des applications diverses, qui vont de la protection incendie (structure métalliques, huisseries, armoires électriques, etc.) au secteur militaire (véhicules, bâtiments, équipement de combat, etc.) et textiles (ignifugation des textiles pour retarder l'inflammation des textiles exposés à une source thermique).

Les peintures intumescentes sont essentiellement utilisées dans le secteur du bâtiment. Bien que polyvalentes, et pouvant être adaptées sur de nombreux types de supports (métaux, bois, plastiques, etc.), leur utilisation principale est la protection d'éléments de structures en acier.

La protection par revêtement intumescent fait appel à trois éléments [49,51] figure 1.31.

- Un revêtement primaire (dit d'accroche) à appliquer sur la surface à protéger.
- Une couche de peinture intumescente.
- Une couche de finition inerte, dont l'aspect et la couleur peuvent être adaptés.

L'application du revêtement peut se faire avec ou sans dilution préalable, à la brosse ou au pistolet, dans des conditions de température et d'humidité précises.

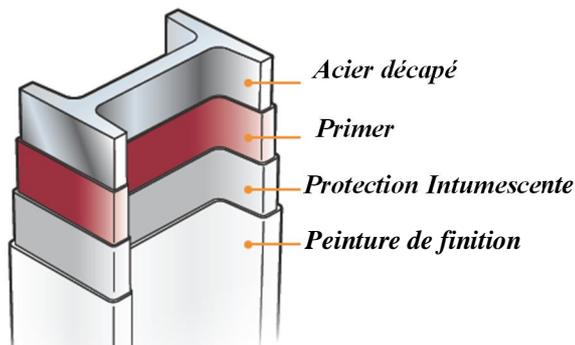


Figure 1.31. Couches de traitement avant et après application du revêtement intumescent, Application de la protection pour une poutre cellulaire [AkzoNobel].

d) Propriétés

Les revêtements intumescents consistent en des additifs intumescents liés entre eux par une résine qui prend le rôle d'un liant. En général, trois ingrédients intumescents sont utilisés [5, 51] :

- Une source d'acide : par exemple le Polyphosphate d'ammonium, etc ;
- Une source de carbone : par exemple le dipentaerythritol, le pentaerythritol.
- Un agent gonflant : par exemple, le Polyphosphate d'ammonium, etc.

La formulation de ces revêtements doit être adaptée en fonction de leurs propriétés physiques et chimiques pour former une protection efficace et qui doivent être capables d'assurer plusieurs fonctions, (par exemple la méthylol mélamine est à la fois une amine et un matériau polyhydrique source de carbone).

e) Mécanisme d'intumescence

Le mécanisme d'intumescence est une réaction physico-chimique faisant intervenir quatre composants, un liant époxydique, un agent de carbonisation, un agent de formation de mousse (spumogène), et un liant ou résine qui, à une température déterminée encapsule les gaz [52].

La réaction d'intumescence est elle-même extrêmement délicate à décrire, on peut cependant considérer le comportement suivant, sous un flux thermique soutenu [53]:

- La peinture absorbe une partie importante de l'énergie qu'elle reçoit, ce qui se traduit par une élévation rapide et importante de sa température.
- Lorsque la partie exposée au flux atteint une température critique, sa pyrolyse commence et entraîne l'ablation du matériau. Cette réaction endothermique consomme une partie de l'énergie fournie par l'agression, ce qui conduit à réduire la quantité de chaleur transférée en direction du substrat. En outre, la réaction produit de la vapeur d'eau, qui refroidit la

surface par convection en se dégageant de la zone de pyrolyse, et peut également agir comme écran entre la source du flux et la surface du revêtement.

- La zone de pyrolyse donne naissance à une couche réactive visqueuse. Les gaz produits par la pyrolyse forment des bulles qui grossissent et migrent vers la surface exposée du revêtement en raison du gradient de viscosité engendré par son échauffement. Le déplacement de ces bulles provoque le gonflement.
- En continuant à s'échauffer, la couche réactive se solidifie progressivement sous la forme d'un matériau charbonneux multicellulaire inerte. Le gonflement s'arrête lorsque la totalité du revêtement est carbonisé. Suivant le type de revêtement employé, la durée et l'intensité de l'agression, l'épaisseur de la couche charbonneuse peut atteindre cent fois celle de la couche originelle.

Plus de détails, sur les phénomènes physiques et chimiques qui se produisent dans la protection intumescente suite à la chaleur ainsi que les différentes approches pour modéliser l'intumescent, sont abordés par les références suivantes [54,55].

Les travaux récents associant la modélisation numérique et l'expérimentation sur des éléments métalliques protégés par peinture intumescente, figure 1.32 [55] concerne deux différentes protections afin d'évaluer leur efficacité par un cône calorimétrique en considérant plusieurs épaisseurs d'acier et différents flux de chaleur.

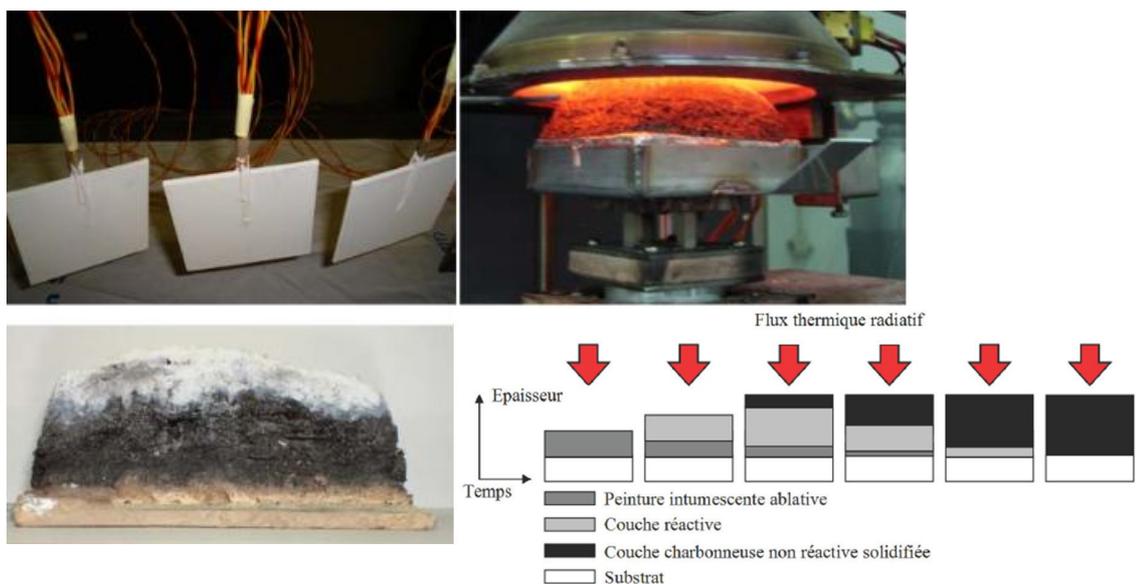


Figure 1.32. Evolution de l'intumescence dans un cône calorimètre, étapes de réaction,

Il est important de faire remarquer que tous les produits de protection intumescente appartiennent à des firmes [15, 56] qui possèdent leurs propres recherche développement et ne publient jamais les propriétés thermiques de leurs intumescents et leur évolution en fonction de la température.

Cependant quelques rares informations à ce sujet sont mentionnées dans le guide de bonnes pratiques du NIST [6] mentionnant les travaux suivants :

- Les données incluses dans certains logiciels de calcul de la température pour les sections protégées par peinture intumescente et exposées à un feu ISO 834.
- Une première étude qui expose, la densité sèche de 8 protections intumescentes différentes variant de $1,1 \text{ g/cm}^3$ à $1,6 \text{ g/cm}^3$, les facteurs d'expansion mesurés de la couche carbonisée estimées de 2 à 56 après 30 minutes de chaleur, et la perte de masse (attribuée à la vaporisation) de 38% et 66%.
- Une autre étude a présenté des mesures de conductivités thermiques de 13 intumescents différents atteignant une moyenne $0,096 (\pm 0,033) \text{ W/m}^\circ\text{C}$.

L'efficacité de la peinture intumescente est montrée dans la figure 1.33 concernant deux plaques métalliques de 2 mm d'épaisseur sans et avec protection soumises au même flux thermique de 170 kW.m^{-2} pendant une durée de 300 secondes.

Deux courbes sont représentées celle de la plaque nue et celle avec 1 mm de protection intumescente avec une bande grise représentant la zone de ruine des structures en acier (470°C - 550°C).

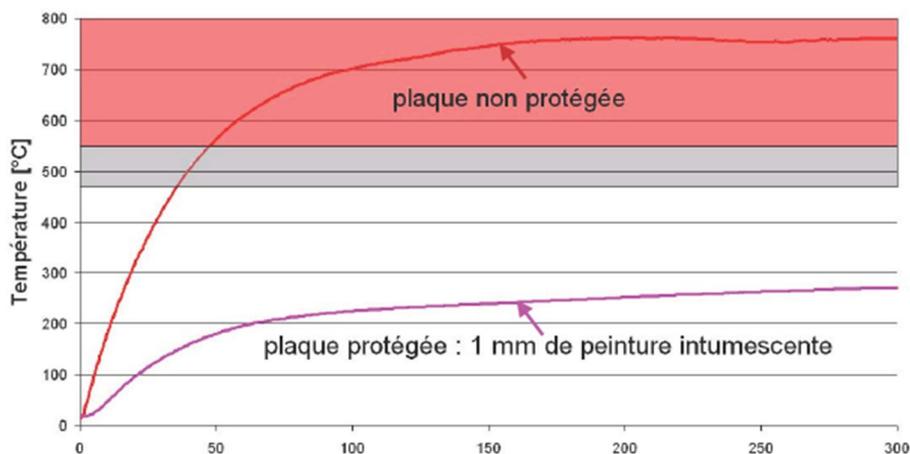


Figure 1.33. Evolution de la température sur deux plaques avec et sans protection

Enfin concernant la protection des poutres ajourées par peinture intumescente, elle a été longtemps régie par un procédé descriptif du guide pratique dit «Yellow book 2004» [12] qui préconise 20% d'augmentation de l'épaisseur de la protection par rapport à son correspondant à âme pleine.

Des recherches récentes [13,57,58] ont montré que cette règle de 20% ne peut pas être appliquée avec sécurité sachant que la température du montant d'âme peut être élevée.

1.8. Conclusion

Ce premier chapitre englobe une partie de la recherche bibliographique dans lequel on a présenté les généralités sur l'acier en tant que matériau de construction, les actions en condition normale et en condition d'incendie, l'apport de l'ingénierie incendie, la réponse structurelle sous incendie, et enfin la protection intumescente la plus utilisée pour les poutres métalliques et leurs réactions dans les essais au four.

On a été motivée par des constatations faites à partir de la recherche bibliographique pour entreprendre des essais au four réalisés dans un premier temps à Polytech' de Clermond Ferrand puis ensuite à l'université d'IPB de Bragança (Portugal). Ces essais sont présentés dans la deuxième partie de cette thèse.

CHAPITRE 2

**APPROCHES
ANALYTIQUES ET
REGLEMENTAIRES DES
POUTRES AJOUREES**

CHAPITRE 2: APPROCHES ANALYTIQUES ET REGLEMENTAIRES DES POUTRES AJOUREES

2.1. Introduction

Une grande importance est réservée aux exigences nécessaires pour concevoir et modéliser de manière réaliste, le comportement des poutres métalliques ajourées.

L'objectif de cette partie est d'identifier d'une part les règles de conception qui permettent de traiter le comportement mécanique d'une poutre ajourée et d'autre part de compiler les étapes et les démarches nécessaires pour l'étude de ce type de poutre en condition normale et en condition accidentelle extrême sous l'effet d'incendie.

La présence des ouvertures est pénalisante sur la capacité portante à température ambiante, [59-62], sur l'accroissement de la déformée verticale autour des ouvertures [63-66] ainsi que sur le volume pour le calcul du facteur de section en hautes températures [10,11,67] figure 2.1.



Figure 2.1. Ruine d'une poutre cellulaire après essai sous incendie [67]

La présence de ces ouvertures implique de gros changement dans le comportement de ces poutres, notamment au niveau des modes de ruine introduits par l'existence de ces ouvertures. Le comportement des poutres à ouvertures d'âme est relativement complexe et comporte les modes de ruines principaux suivant [68-70] :

- Flexion globale et cisaillement vertical
- Flexion du montant d'âme et cisaillement horizontal
- Flambement du montant d'âme
- Flexion Vierendeel

Les ouvertures dans l'âme d'une poutre réduisent de manière conséquente la section d'âme, ainsi, la résistance à la flexion n'est que peu altérée. Par contre, cette réduction de section affecte beaucoup plus la résistance au cisaillement, c'est pourquoi, le transfert du cisaillement sera souvent le critère principal de dimensionnement.

Les travaux de recherche que nous allons passer en revue, ont investi le comportement des poutres métalliques à température ambiante principalement par rapport aux mécanismes de ruines, action Vierendeel à travers les ouvertures, la résistance du montant de l'âme et sa stabilité.

Pour le comportement global une attention particulière a été dédiée à l'amélioration des formulations analytiques pour l'estimation des flèches des poutres ajourées.

2.2. Comportement à température ambiante

Une revue des travaux de recherches pionniers concerne des études de poutres alvéolaires en conditions normales conduites au courant des années 60-70 selon deux types d'investigations, analytiques [71-75] et expérimentales [76-80].

Kolosowski [71] a présenté une méthode approximative pour estimer les forces dans les poutres alvéolaires et a aussi testé une poutre alvéolaire pour étudier sa flexion et son mode de rupture. La hauteur totale de cette poutre était de 150% de sa section parente, le rapport de la trame sur la hauteur était de 10 et l'ouverture d'âme avait un angle de $56,3^\circ$.

Delesques [73,74] a constaté que certaines poutres périssaient par instabilité des montants dans la zone des grands efforts tranchants et a alors entrepris de déterminer par le calcul un ordre de grandeur de l'effort tranchant critique qui provoquerait cette instabilité dans un matériau supposé infiniment élastique.

Halleux [75, 76] a constaté que les méthodes élastiques disponibles pour le calcul des poutres alvéolaires préconisaient des facteurs de sécurité élevés et variés et a donc proposé l'application des méthodes plastiques pour améliorer leurs conceptions. Il a réalisé deux séries d'essais sur des poutres ajourées reconstituées à partir de profilés IPE300 et proposa des résultats expérimentaux sur 5 poutres alvéolaires. Les modes de ruine observés correspondent aux modes de flexion et cisaillement.

Bazile et Texier [77] ont conduit un programme expérimental sur des poutres alvéolaires à ouvertures octogonales reconstituées à partir de profilés IPE270 et HEA 360 et de portées variables allant de 6 à 10 mètres. Le but des leurs travaux était d'étudier l'influence de la

géométrie en faisant varier soit la hauteur de la découpe avec la hauteur du plat intercalaire ou le pas de découpe tout en gardant la hauteur constante. Les résultats ont permis la confrontation d'une théorie simplifiée et d'essais et ont mis en évidence l'influence des paramètres de fabrication de ces poutres telles que le pas, la hauteur de la découpe et le plat intercalaire.

Husain et Speirs [78] ont réalisés des travaux expérimentaux sur quatre poutres alvéolaires reconstituées à partir de profilés W10x15 dont l'objectif est d'étudier l'effet de la géométrie de l'ouverture sur le mode de rupture de ces poutres et d'identifier l'influence des espacements des ouvertures. Dans leurs essais, ils ont observé trois différents types de ruptures : rupture par flexion, mécanisme de Vierendeel et flambement du montant. Les essais ont mis en évidence le flambement du montant intermédiaire entre deux ouvertures proches des appuis (où le cisaillement est élevé). Les auteurs relient ce mode de ruine au fait que les ouvertures de ces poutres alvéolaires avaient un faible espacement qui impliquait des montants intermédiaires élancés.

Chan et Redwood [79] ont examiné la distribution des contraintes élastiques dans les poutres avec des ouvertures larges en utilisant la théorie d'élasticité et l'analyse de poutres curvilignes.

Kerdal et Nethercot [80] ont passé en revue les différents travaux des prédécesseurs cités auparavant dont les diverses études expérimentales ont permis de formuler les premières conclusions théoriques sur le comportement à l'état ultime des poutres munies d'ouvertures isolées ou régulièrement réparties (poutres alvéolaires). Ils ont effectué une série d'essais expérimentaux dans le but d'évaluer leurs comportements au flambement latéral. Sur des poutres alvéolaires ils ont rapporté six différents modes de ruine qu'ils ont associés à la géométrie de la poutre et de l'ouverture, l'élancement de l'âme ainsi que les conditions d'appuis.

Les travaux de recherche les plus récents ont tenté d'améliorer les différentes formulations analytiques par des analyses numériques basées sur les éléments finis [81-85].

Liu et Chung [81] ont présenté une investigation numérique à base d'éléments finis assez développée sur les poutres métalliques ajourées avec des ouvertures d'âme de formes et de dimensions variées.

Bitar et al. [82] ont entrepris, dans le cadre d'un projet de recherche ambitieux sur quatre années 2000-2004 financé par le groupe Arcelor, le développement de modèles de calcul pour

les poutres cellulaires à ouvertures larges. Les études sont, en premier, expérimentales sur des poutres de 8m et de sections IPEA450 (S355), IPE500 (S460) et HEA500 (S460) et numériques en second par éléments finis ANSYS.

Soltani, Bouchair et Mimoune [83] ont présenté un modèle numérique non-linéaire pour simuler le comportement des poutres alvéolaires à ouvertures hexagonales et octogonales. Une étude paramétrique a été conduite en augmentant la hauteur des ouvertures et une analyse de modes de ruine de poutres de différentes dimensions a été faite avec le logiciel LUSAS après validation du modèle à base d'éléments finis.

Flavio et al. [84] ont effectué une étude numérique très élaborée par éléments finis pour simuler le comportement de poutres métalliques ajourées à ouvertures circulaires, carrées et rectangulaires. Ces modèles ont été calibrés par rapport aux investigations numériques de Liu et Chung et aux résultats des essais réalisés par Redwood. La réponse structurelle de chaque poutre a été évaluée en termes de distributions de contraintes, de charges critiques et modes de ruines associés pour établir une comparaison entre les différentes poutres. On remarque que cette étude considère aussi l'influence des arrondies aux coins des ouvertures carrées et rectangulaires et l'apport dans l'amélioration de la capacité portante de ces poutres ajourées.

Nos modèles numériques et les simulations à froid par éléments finis présentées dans le chapitre 6 sont calibrés par rapport à Flavio et al. [84].

D'autres projets récents entrepris à température ambiante, expérimentaux, analytiques ou numériques concernent des poutres à ouvertures d'âme de formes innovantes telles que les poutres Angelina ou autres [86-88].

Durif et Bouchair [87] ont conduit une batterie d'essais à échelle réelle sur trois poutres cellulaires à ouverture sinusoïdale dites « poutres Angelina » de dimensions variées. Le but était d'observer et analyser leurs modes de ruines et d'obtenir leurs résistances ultimes. Deux modes de ruine spécifiques ont été identifiés, l'un pour les ouvertures larges matérialisé par la formation de quatre rotules plastiques aux coins de la section critique et le second pour les petites ouvertures où la ruine est une forme d'instabilité du panneau d'âme le plus éloigné dans les parties sinusoïdales. Un modèle numérique a été développé et calibré sur ces essais.

Par soucis d'optimisation de la conception des poutres cellulaires, la forme des ouvertures et la capacité portante représentent les paramètres « conditions », dans de nouvelles méthodes d'analyses faisant appels à des algorithmes de réseaux de neurones [89, 90].

Il en découle d'une synthèse finale de la recherche bibliographique et principalement les guides de calcul des poutres métalliques ajourées [7,59-61], qu'il existe essentiellement deux approches de vérification :

- Approche de la section Té : La section perforée est considérée comme composée par deux Tés qui sont à une distance due à la hauteur des ouvertures de l'âme. Toutes les sollicitations sont représentées comme forces locales et moments locaux. En général la démarche de calcul est compliquée et les simplifications conduisent à des résultats conservatifs.
- Approche de la section perforée : La section perforée représente la section critique à considérer dans le calcul et doit résister à la coexistence globale de forces de cisaillement et de moments. Des courbes d'interaction moment-cisaillement semi-empiriques sont souvent utilisées mais elles sont le plus souvent restrictives et sont très conservatives.

2.2.1. Etude des poutres en acier à ouverture d'âme isolée

Redwood a été un des premiers auteurs à publier des modèles analytiques permettant de traiter ce type de poutres [92].

Les observations ont pu mettre en évidence qu'à la charge limite, une région d'une poutre soumise à la flexion pure cède par traction et compression pures, respectivement en haut et en bas de l'ouverture selon le sens du moment.

Les moments maximum ont été observés aux 4 coins de l'ouverture impliquant la formation de 4 rotules plastiques [62, 80] figure 2.2.

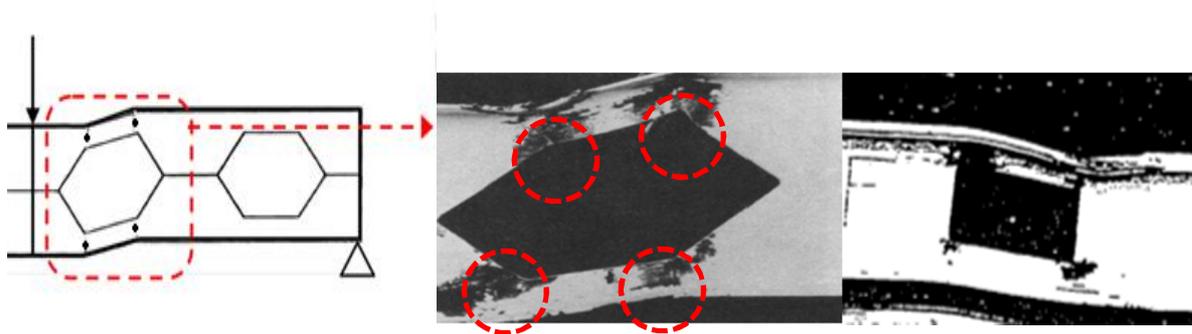


Figure 2.2. Formation des rotules plastiques par flexion Vierendeel. [62,80]

a) Géométrie :

Des ouvertures peuvent être considérées comme isolées lorsque leur espacement bord à bord est supérieur au diamètre a_0 des ouvertures circulaires ou à la largeur a_0 des ouvertures

rectangulaires, figure 2.3. Dans ce cas, les effets d'interaction dans le montant d'âme peuvent être négligés.

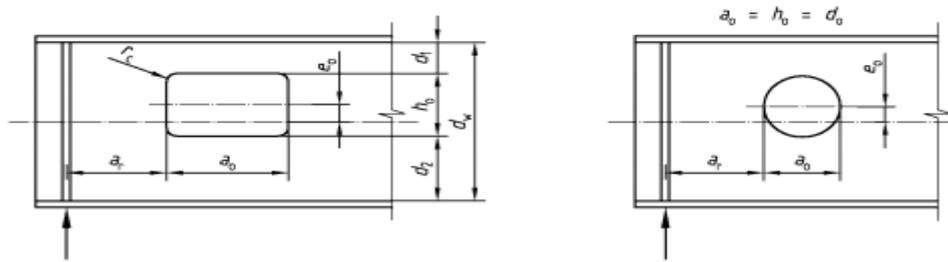


Figure 2.3. Position et dimensions d'une ouverture

b) Modes de ruine

Le comportement d'une poutre ajourée sous différents sollicitations en condition normale est plus complexe que celui de la poutre à âme pleine et les différents travaux mentionnent différents modes de ruine tels que mentionnés ci-dessus en éliminant l'instabilité du montant qui n'existe pas.

On gardera ceux pouvant survenir au niveau ou à proximité des ouvertures isolées, à savoir flexion globale de la section transversale perforée, cisaillement pur de la section transversale perforée et flexion Vierendeel autour de l'ouverture d'âme flambement du Té comprimé.

En revanche, dans les zones de cisaillement, le comportement se complexifie, notamment à cause de la flexion locale des membrures supérieures et inférieures de l'ouverture.

c) Résistance à l'Etat limite ultime au droit des ouvertures isolées

Pour les poutres métalliques à ouverture isolée ou individuelle, la méthode d'analyse analytique repose sur un nombre de règles de conception reporté dans l'EC 3 Annexe N [94].

En se basant sur le critère d'interaction cisaillement-moment, plusieurs travaux de recherche ont apporté des améliorations dans sa formulation.

Liu et Chung [81] ont constaté que l'approche de Ward [61] était d'environ 15% conservatrice et a recommandé une formule d'interaction parabolique.

La méthode préconisée pour le calcul de poutres cellulaires considère que la capacité portante est tributaire de la formation de rotules plastiques du côté du moment faible « LMS » et du côté du moment élevé « HMS » des ouvertures d'âme figure 2.4 [91, 92].

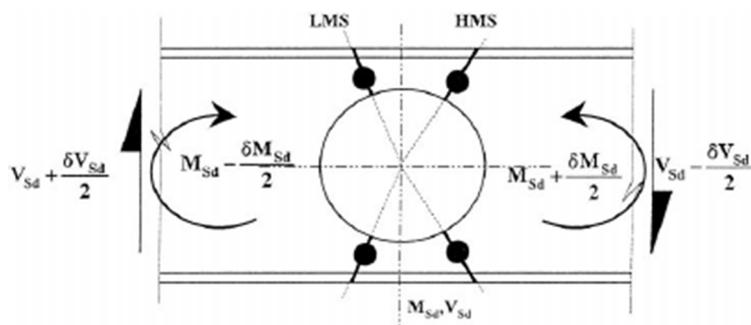


Figure 2.4. Mécanisme Vierendeel [92]

Chung et al. [91,92], proposent une courbe d'interaction cisaillement-moment au niveau des ouvertures pour un calcul pratique de poutres métalliques cellulaires vis-à-vis du mécanisme de Vierendeel.

Il a été prouvé que la plastification par cisaillement dans le cas de poutres cellulaires est très significative car elle favorise la formation de rotule plastique du côté du moment élevé « HMS ».

Cet effet est moins important pour le cas de poutres métalliques à ouvertures rectangulaires.

La figure 2.5 donne l'allure de la courbe tirée de l'équation d'interaction simplifiée fournie par la référence pour plusieurs types d'ouvertures [91]

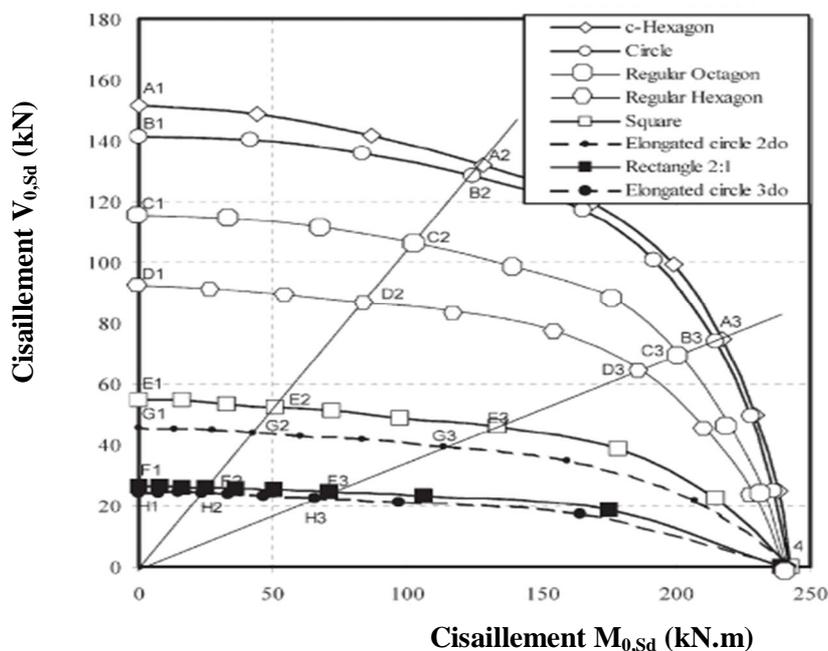


Figure 2.5. Courbe d'interaction Moment – Cisaillement pour plusieurs formes d'ouvertures d'âme [91]

La nouvelle approche analytique permet aussi de mieux estimer la charge critique (capacité portante) pour les poutres métalliques avec ouverture circulaire centrée à mi-hauteur et s'écrit sous la forme [91] :

$$\left(\frac{V_{sd}}{V_{o,Rd}}\right)^{2.5} + \left(\frac{M_{sd}}{M_{o,Rd}}\right)^{2.5} \leq 1 \quad (2.1)$$

La formule d'interaction non linéaire représentée pour donner une règle simple de calcul pour évaluer la capacité du moment de la section perforée, $M_{vo,Rd}$, la force de cisaillement V_{sd} , contre le mécanisme Vierendeel est comme suit:

$$M_{vo,Rd} = M_{o,Rd} \left[1 - \left(\frac{V_{sd}}{V_{o,Rd}}\right)^{2.5} \right]^{0.4} \geq M_{sd} \quad (2.2)$$

$M_{o,Rd}$: Moment résistant de la section cellulaire ;

$V_{o,Rd}$: Résistance au cisaillement de la section cellulaire ;

M_{sd} : Moment fléchissant sollicitant.

Avec: $M_{o,Rd} = f_y W_{o,pl} \geq M_{sd}$;

$W_{o,pl} = W_{pl} - a_0^2 t_w / 4$;

$V_{o,Rd} = f_y A_{vo}$; $A_{vo} = A_v - a_o t_w$.

Avec:

W_{pl} : Module plastique de l'acier correspondant au rapport entre le moment équilibré par le diagramme plastique (bi-rectangulaire) des contraintes et la limite f_y ;

Pour les profilés symétriques: $W_{pl} = 2 S = A \frac{Z}{2}$.

Ou :

$$W_{pl} = \frac{t_w h^2}{4} + (b - t_w)(h - t_f)t_f + \frac{4 - \pi}{2} r^2 (h - 2t_f) + \frac{3\pi - 10}{3} r^3 \quad (2.3)$$

Résistance au cisaillement de l'acier $f_v = 0.577 f_y / \gamma_{Mo}$;

La zone de cisaillement de la section non perforée. $A_v = h t_w$;

2.2.2. Poutre ajourée en acier à ouvertures d'âme multiples

Concernant les poutres à plusieurs ouvertures, le flambement des montants d'âme peut être critique quand les ouvertures sont de plus en plus rapprochées. En plus, une flèche additionnelle due à la présence des ouvertures doit aussi être considérée [64].

Une première approche longtemps utilisée par les concepteurs de poutres métalliques ajourées pour l'évaluation du comportement global et principalement le calcul de flèche est de travailler sur le modèle équivalent de la poutre échelle [28] figure 2.6.

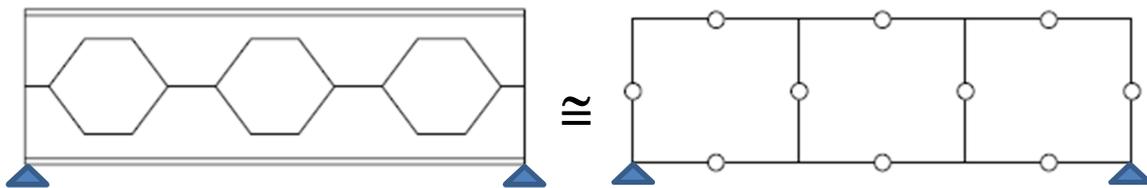


Figure 2.6. Poutre alvéolaire et Modèle équivalent de poutre Vierendeel ou poutre échelle

Pour évaluer les capacités portantes des poutres métalliques à ouvertures multiples d'une manière explicite, la méthode de conception [61] basée sur les travaux de recherche d'Olander [93] a été développée par SCI en 1990. La méthode a été ensuite incorporée dans l'annexe N de l'Eurocode 3 [94].

D'autres études expérimentales citées plus haut avaient pour objectif d'étudier l'interaction entre la flexion et le cisaillement en observant le mode de ruine ainsi que l'influence des conditions de chargement.

Ces études, qui sont les prémices des recherches effectuées notamment par Redwood [62] et plus tard par Ward [61], ont proposé une relation d'interaction linéaire entre la force axiale locale et le moment de la section Té pour évaluer la capacité de flexion.

Les forces sont ceux agissant au niveau de la section critique Té (ce qui provoque la plus forte concentration de contraintes) pour former les rotules plastiques.

Les investigations ont montré que la méthode de Ward est trop conservatrice car elle est considérée seulement comme la section la plus critique de toute les poutres pouvant supporter des charges plus élevées jusqu'à la formation de 4 rotules plastiques pour provoquer la rupture due au mécanisme Vierendeel.

2.2.3. Approche et dispositions selon l'EC3 Annexe N

L'étude d'une poutre ajourée à ouvertures multiples repose sur des formulations complexes élaborées sous forme de méthodes analytiques approchées dont certaines existent dans l'Annexe N [94] et d'autres relèvent des guides et projets de recherche récents [59-61].

Les formulations complexes de calcul et vérifications issues de l'annexe N et les guides ont été incorporées dans des outils d'analyse automatique et logiciels dédiés tels que ACB+ [23,99] qui sont très importants pour l'établissement d'études paramétriques qui permettent une analyse rationnelle.

a) *Le long de la travée*

L'annexe N de l'Eurocode 3 donne une méthode de calcul des poutres métalliques avec ouvertures d'âme multiples. Elle s'applique uniquement aux profilés en I laminés ou soudés.

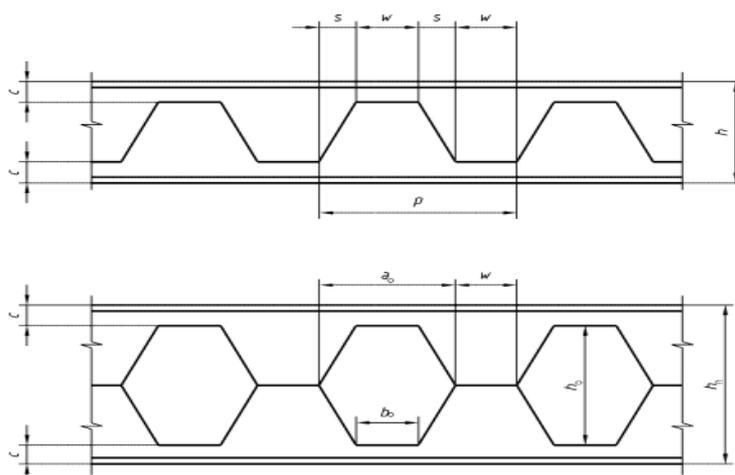


Figure 2.7. Ouvertures d'âme polygonales multiples.

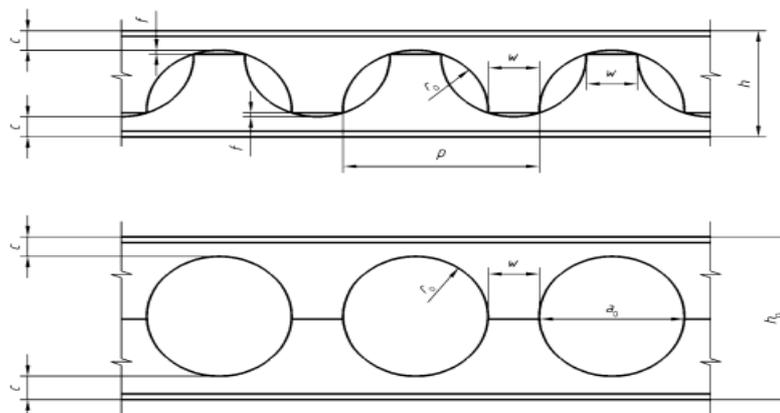


Figure 2.8. Ouvertures d'âme circulaires multiples

Le cas de profilés à semelles inégales n'est pas pris en compte dans cette étude, de même que le cas des poutres mixtes ajourées.

La géométrie des poutres comportant des ouvertures d'âme (polygonaux multiples ou circulaires multiples) est telle qu'illustrée dans la figure 2.7 et la figure 2.8 respectivement.

Les dimensions des ouvertures d'âme multiples, figure 2.9, satisfont les limites suivantes :

- $h_o \leq 0.75 d_w$ Pour une ouverture polygonale ou
- $h_o \leq 0.80 d_w$ pour une ouverture circulaire ;
- $d_1 \geq 0.10 d_w$
- $d_2 = d_1$ (2.4)
- $a_o \leq h_o$
- $b_o = w$
- $0.25 a_o \leq w \leq 0.50 a_o$.

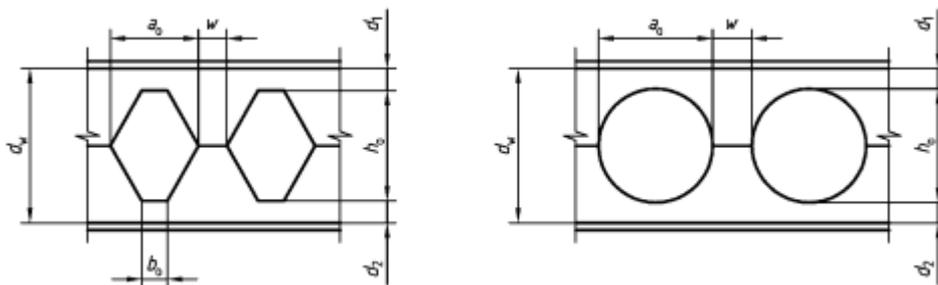


Figure 2.9. Dimensions d'ouvertures d'âme multiples

Les ouvertures d'âme peuvent être omises, ou encore obturées, ou partiellement bouchées par soudure d'une plaque d'une épaisseur au moins égale à celle de l'âme, si nécessaire au droit des appuis, ou en d'autres points où des forces concentrées sont appliquées.

• **Section brute :**

La coupe transversale d'une poutre cellulaire est symétrique au plan médian de l'âme ; comme indiqué sur la figure 2.10 (a) [82]. La section est décomposée en parties élémentaires lors de calcul de ses caractéristiques; pour la section brute et pour la section nette tel qu'illustré en figure 2.10 (b) et (c) respectivement.

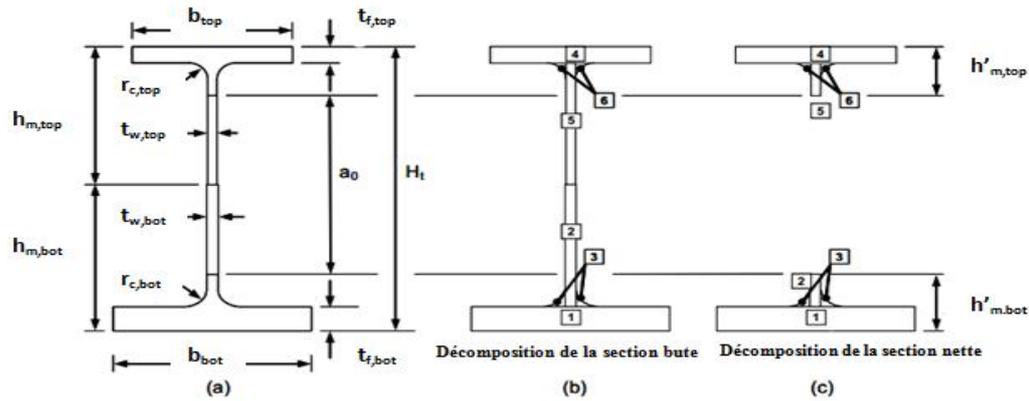


Figure 2.10. Description géométrique de la section transversale brute

Les notations des paramètres géométriques de la figure et ceux cités ci-dessous sont aussi adoptés par le logiciel ACB+ [23].

Pour chaque partie élémentaire, les caractéristiques suivantes sont déterminées :

- La surface,
- La position du centre de gravité Z_i par rapport à la fibre inférieure,
- Moment d'inertie I_{oy} par rapport à l'axe fort,

L'analyse de chaque partie élémentaire de la section brute allant de 1 à 6 de la figure 2.8, tient compte des formulations présentées dans le tableau A.5. Annexe A.

• **Les caractéristiques d'une section inclinée à l'endroit d'une ouverture :**

A l'emplacement d'une ouverture les caractéristiques d'une section transversale inclinée d'un angle Φ par rapport à la verticale, figure 2.11, sont déterminées compte tenu de la vérification de la résistance de cette section, tenant compte des effets Vierendeel.

Cela se fait, soit pour le membre supérieur ou inférieur.

Les expressions données ci-dessous sont applicables à la fois aux deux membres supérieurs et inférieurs. La hauteur de la section inclinée est la suivante:

$$h_{\phi} = \frac{h_m}{\cos\phi} - \frac{a_0}{2} \quad (2.12)$$

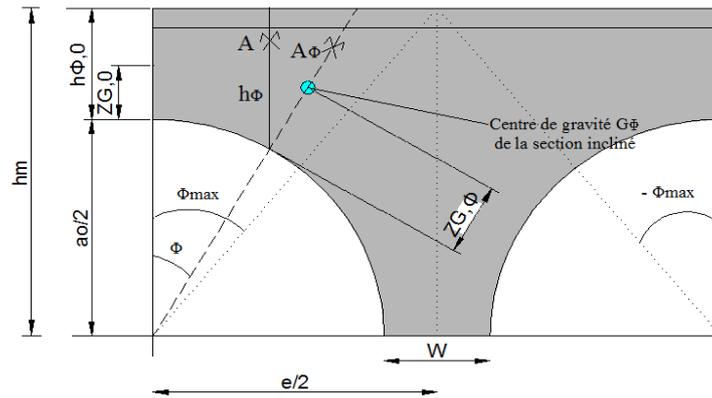


Figure 2.11. Section inclinée à l'endroit d'une ouverture

La section inclinée est décomposée en éléments comme représenté sur la figure A.5 de l'annexe A; les caractéristiques des zones élémentaires formant cette section sont présentées dans le tableau A.7., Annexe A.

2.2.4. Modèles simplifiés

Nous présentons dans ce qui suit deux méthodes simplifiées de pré-dimensionnement des poutres cellulaires à température ambiante qui représentent un complément à la méthode adoptée par l'annexe N.

Ces approches représentent la suite aux travaux de recherche initiés dans le contexte de programme européen pour une amélioration de l'Annexe N de l'Eurocode 3.

a) Modes de ruine dominants :

Les guides de conception pour les poutres ajourées en condition normale et en situation d'incendie [59,82] présentent des modèles de calcul simplifiés pour les poutres à grandes ouvertures d'âmes, ouvertures allant de 40 à 80% de la hauteur de la poutre.

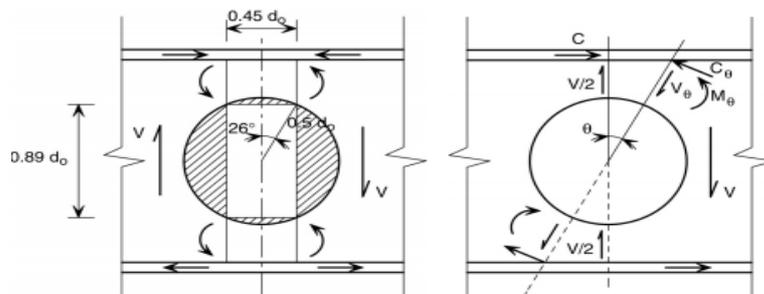
Ces modèles simplifiés s'articulent autour des deux modes de ruines dominants qui sont généralement regroupés en deux grands groupes qui sont la plastification locale par effet Vierendeel autour des ouvertures et le flambement des montants.

- **Flexion Vierendeel**

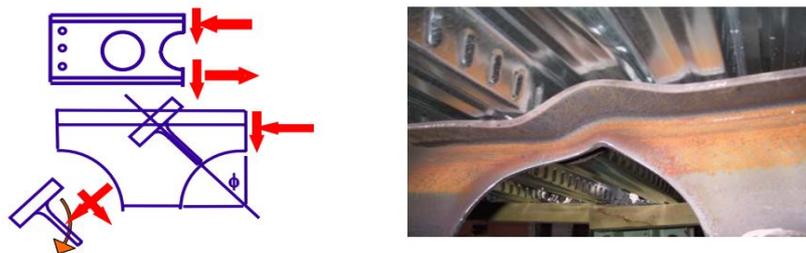
Au droit d'une ouverture, le moment fléchissant global engendre un effort normal dans les membrures supérieure et inférieure.

Celui-ci, cumulé avec l'effort tranchant, induit une flexion locale dans les membrures qui peut devenir dimensionnant pour une section inclinée de l'ordre de 20 à 25° (dans le cas général).

On distingue deux méthodes analytiques pour analyser l'effet Vierendeel et la détermination des quatre rotules plastiques autour de l'ouverture à savoir le procédé de la section rectangulaire équivalente selon Redwood [62] et la recherche pas à pas des sections inclinées. Au droit d'une ouverture, les efforts globaux N_{Ed} , V_{Ed} et M_{Ed} se répartissent entre la membrure supérieure et la membrure inférieure de la façon suivante, figure 2.17.



(a) ouverture rectangulaire équivalente (b) forces équivalentes dans un angle θ



(c)

Figure 2.12. Flexion Vierendeel: (a) Redwood, (b) pas à pas, (c) Bitar

- **Flambement du montant**

Le flambement du montant, figure 2.13, est une instabilité locale qui a été étudiée expérimentalement [76,77] et plus récemment avec modèle numérique [82, 96-98].

On retiendra pour notre étude en température ambiante et la vérification de nos poutres, l'utilisation de l'outil de calcul automatique ACB+ basé sur les méthodes du CTICM qui nous permettent aussi de déterminer les charges critiques.

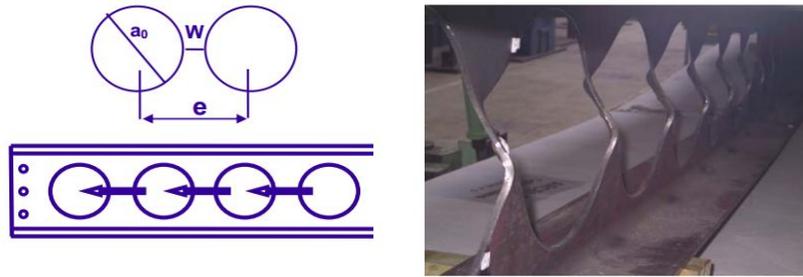


Figure 2.13. Flambement du montant

La résistance du montant au flambement dépend de plusieurs paramètres dont les principaux sont : l'espacement des ouvertures caractérisé par le paramètre $\alpha = e/a_0$, l'élancement de l'ouverture $\beta = a_0 / (t_w \varepsilon)$ avec $\varepsilon = \sqrt{235/f_y}$, la nuance de l'acier et enfin la symétrie ou dissymétrie de la section.

Sous l'effet du cisaillement longitudinal et de la flexion locale induite, la partie entre deux ouvertures, appelée « montant », risque d'être instable et de subir des déformations de voilement local et/ou de déversement local, mais l'usage, qui sera respecté ici, veut que l'on parle globalement de « flambement » du montant.

b) Modèle de Lawson (SCI)

Ce modèle représente le cœur de la méthode de pré-dimensionnement des poutres en acier laminées à chaud, en appui simple, pourvues d'ouvertures distinctes, proposée dans le guide SCI (The Steel Construction Institute) [59,61].

Cette approche est en phase d'adoption par l'Eurocode 3 et sera probablement en complément de l'annexe N dans un futur proche. C'est une méthode simplifiée basée sur une analyse plastique des sections, et a été validée par une comparaison avec des résultats expérimentaux. Elle a été ensuite étendue aux poutres à ouvertures circulaires régulières – poutres cellulaires en proposant une méthode pour l'interaction des forces entre des ouvertures consécutives et son effet sur la stabilité du montant d'âme. Cette méthode étendue est basée sur une analyse élasto-plastique de la section de la poutre à l'Etat Limite Ultime (E.L.U.) et une analyse élastique à l'Etat Limite de Service (E.L.S.).

Les méthodes de calcul et de vérification sont valables pour un domaine d'application limité :

$$\begin{aligned} 1,08 &\leq \alpha = e/a_0 \leq 1,50 ; \\ 1,25 &\leq H_t/a_0 \leq 1,75 \end{aligned} \quad (2.18)$$

$$\beta = a_o / (t_w \varepsilon) < 60 ;$$

$$f_{ay} \leq 355 \text{ MPa}$$

c) Modèle de Bitar (CTICM)

Le Fond de Recherche pour le Charbon et l'Acier a alors entrepris le projet LWO+ (« Large Web Openings for service integration in composite floors ») [7] visant à mettre à jour les règles de dimensionnement du SCI et de l'Annexe N de l'EN 1993-1-1 [94], et à élargir le champ d'application de cette dernière à des poutres mixtes [20].

La contribution du CTICM (Centre Technique Industriel de la Construction Métallique) [82] à ce projet de recherche consistait à étendre le domaine d'application de la méthode du SCI :

- haute nuance d'acier S460 ;
- $1,08 \leq \alpha = e/a_o \leq 1,75$ pour répondre à des exigences mécaniques et architecturales ;
- Sections élancées : $\beta = a_o / (t_w \varepsilon) < 90$;
- Sections dissymétriques, mixtes et hybrides : $1 \leq A_{fb} / A_{ft} \leq 4,5$ et $1 \leq t_{wb}/t_{wt} \leq 2,8$.

2.3. Comportement sous l'effet de hautes températures d'incendie

Le comportement des poutres à ouvertures d'âme est complexe en condition normale et il l'est plus sous l'effet d'incendie ce qui présage de faire appel aux simulations numériques par éléments finis pour l'analyse de leur comportement [100].

Les études récentes [70,101,102] dans ce cas préconisent d'adopter un modèle similaire à celui utilisé en condition normale à 20°C pour la situation d'incendie, en prenant en compte la variation des propriétés du matériau en fonction de la température.

Cependant, le comportement structurel des poutres ajourées peut être différent en situation d'incendie en comparaison aux conditions de température ambiante. Ceci est principalement dû aux modes de ruine qui peuvent être différents de ceux en condition normale [10, 11].

La différence principale étant le comportement d'instabilité des montants d'âmes entre les ouvertures, qui est influencé par la variation de la contrainte de résistance et du module d'élasticité de l'acier en fonction de la température [10,67,102].

2.4. Recherches récentes sur les poutres cellulaires sous incendie

Le document ‘Yellow Book’ [12] recommande une augmentation de 20% de l’épaisseur du revêtement de la protection passive pour les éléments à ouvertures d’âme (20% de plus sur l’épaisseur requise pour un élément similaire à âme pleine).

Les recherches récentes ont montrées que la valeur de 20% ne peut pas être appliquée d’une façon sécuritaire aux revêtements intumescents considérant que la température au niveau du montant d’âme entre les ouvertures peut être très élevée par rapport à celle de la semelle inférieure de la section.

La méthode de l’Eurocode, qui adopte des températures limites de calcul, se base sur l’instabilité, largement contrôlée par les semelles.

Cette hypothèse peut être incorrecte pour le cas des poutres cellulaires sachant que les recherches récentes ont montré que la rupture dans des conditions d’incendie est suite à l’instabilité du montant de l’âme [11,13, 58].

2.4.1. FABSEC Ltd

Fabsec Ltd a conduit un programme d’essai de deux années sur des poutres mixtes présentant des protections intumescents. Cette recherche a été effectuée en collaboration avec le fabricant Leigh, qui a développé un revêtement intumescent en film mince pour son utilisation avec les poutres cellulaires.

Plusieurs essais au four, sans charges, ont été réalisés sur des éléments courts pour des épaisseurs de semelle variant de 10 à 45 mm et des épaisseurs d’âme variant de 5 et 15 mm, l’épaisseur du revêtement intumescent variant entre 0,2 et 2,2.

Les résultats obtenus ont permis à SCI de développer un modèle mathématique qui permet de prédire la distribution de température pour une variété de sections pour des durées de résistance au feu de 30, 60, 90 et 120 minutes.

Ces tests ont permis de réaliser une base de données pour être utilisée dans le logiciel FBEAM2.

2.4.2. SCI – (Steel Construction Institute)

Des recherches récentes, ont été effectuées par SCI, sur l’utilisation de revêtements intumescents sur les poutres à larges ouvertures circulaires. Ce qui a conduit à l’établissement de document RT983 qui recommande plusieurs options pour augmenter l’épaisseur du revêtement intumescent pour les poutres à ouvertures d’âme circulaires.

Option 1 : Cette option concerne les sections symétriques et l'épaisseur du revêtement intumescent sera calculée par la méthode du 'Yellow Book'. Cette méthode peut être aussi utilisée pour les sections asymétriques en augmentant l'épaisseur par un facteur de plus selon les rapports des dimensions de la section.

Option 2 : Logiciel de conception qui calcule explicitement la capacité portante des poutres à ouvertures d'âme sous des conditions d'incendie et à l'état limite ultime.

Option 3 : L'épaisseur doit être déterminée par un modèle de structure en se basant sur EC4-1-2. Ce modèle doit tenir compte de l'augmentation de température des montants d'âme par rapport aux semelles.

Suite à d'autres essais par le groupe industriel composé par SCI, ASPF et BRE un nouveau protocole d'essais et d'évaluation de protection a été développé pour les poutres cellulaires.

Ces tests montrent qu'il existe une relation plus complexe entre la température de la semelle supérieure et l'épaisseur du revêtement. Sur la base de ces essais, SCI a publié le document RT1085 qui contient les détails et les spécifications à utiliser en relation avec n'importe quel produit intumescent approprié. Les recommandations sont applicables pour les poutres simples ou mixtes.

Le calcul des poutres avec des ouvertures d'âme circulaires sur la base du document RT1085 [104] montre que leur comportement dépend des sept paramètres suivants :

- Type de charge
- Hauteur de la poutre
- Rapport longueur-hauteur
- Elancement de l'âme (d/t)
- Espacement de l'ouverture (s/d_0)
- Facteur d'utilisation maximum pour un calcul normal
- Destination du bâtiment

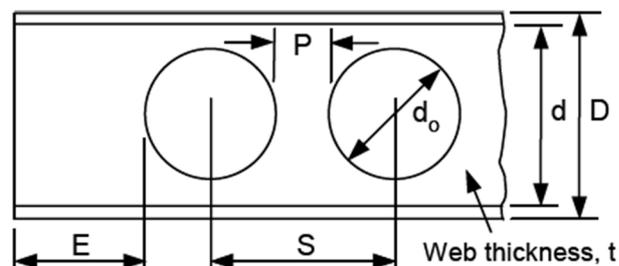


Figure 2.14. Caractéristiques géométriques de poutre à ouvertures d'âme

Le modèle de calcul utilisé a été développé pour permettre la détermination de la température limite pour des poutres de géométries variées, de différents types de charge, de travées, et plusieurs facteurs d'utilisation.

Sur la base de ces paramètres, des facteurs de modification de l'épaisseur sont appliqués pour le calcul de l'épaisseur du revêtement pour une période de résistance requise.

2.4.3. Université de Manchester

L'université de Manchester a effectué des essais sur des poutres dans le but d'investiguer si la température du montant d'âme dans la poutre cellulaire avec revêtement intumescent augmente plus rapidement par rapport à une section à âme pleine similaire [13, 43].

Pour vérifier ce cas de figure, une série d'essais a été effectuée sur deux sections non chargées, protégées et non protégées. Les deux sections, cellulaire et à âme pleine ont été placées dans le même four pour leur assurer les conditions d'essai similaires.

Les résultats obtenus révèlent que la température de la semelle et de l'âme de la section à âme pleine est un peu plus élevée que celle de la section cellulaire.

Il a été montré que la température dans le montant de l'âme de la section cellulaire n'a pas augmenté plus rapidement que celle dans la section à âme pleine.

Il a été aussi montré que la différence de température entre le montant de l'âme et la semelle de la poutre cellulaire est similaire à la différence de température entre les deux de la section à âme pleine.

2.4.4. Université d'Ulster (FIRESERT)

Les poutres cellulaires testées à l'université d'Ulster sont des poutres mixtes de 4,5 mètres de longueur et soumises à des points de charges dans des dispositions variées [10, 58].

A cause de la densité des connecteurs, une liaison parfaite est considérée entre la poutre et la dalle de béton et l'hypothèse d'interaction totale entre eux est adoptée.

Cette hypothèse n'est réalisée qu'à 40%, dans le cas de bâtiments pour des poutres de longueurs inférieures à 16,0 mètres et la rupture de connecteurs sera problématique.

Le but de cette recherche est d'investiguer le taux d'augmentation de la température dans le montant de l'âme des poutres cellulaires par rapport à celui prévu à partir des résultats des sections de poutres à âme pleine.

- Investigation de la formation de la meringue sur la poutre ajourée.
- Enregistrement des variations de température entre la poutre à âme pleine et la poutre cellulaire.

- Evaluation des observations des tests.

Ces essais ont montré, par comparaison de la température en des positions différentes de la section, que la géométrie de cette dernière influence le profil de température.

2.4.5. Modèles simplifiés

Le modèle structurel doit tenir compte de la distribution de la température due à l'incendie dans la section droite de la poutre pour permettre l'évaluation de sa capacité portante.

La ruine fonctionnelle de la poutre peut être due à la flexion Vierendeel autour des ouvertures ou au flambement du montant d'âme [58,67,70].

Ces modes de ruine surviennent à des températures nettement inférieures à ceux des poutres à âmes pleines. En conséquence les concepteurs, qui ne tiennent pas compte de la présence des ouvertures, prennent le risque de sous-estimer la quantité de protection nécessaire [58].

La dégradation du module de Young est plus rapide que celle de la contrainte ultime en condition d'incendie ce qui favorise la ruine par instabilité des montants de l'âme [10,103].

A cet effet les modèles de référence ont été établis par les travaux de Bitar (CTICM) [82] et de Lawson (SCI) [59].

Wang et al. ont passé en revue ces modèles, figure 2.15, figure 2.16 et ont proposé un autre modèle présenté sous le nom du modèle de la bielle « The Strut Model ». Ce modèle tient compte des forces de compression et de traction à travers le montant d'âme figure 2.17.

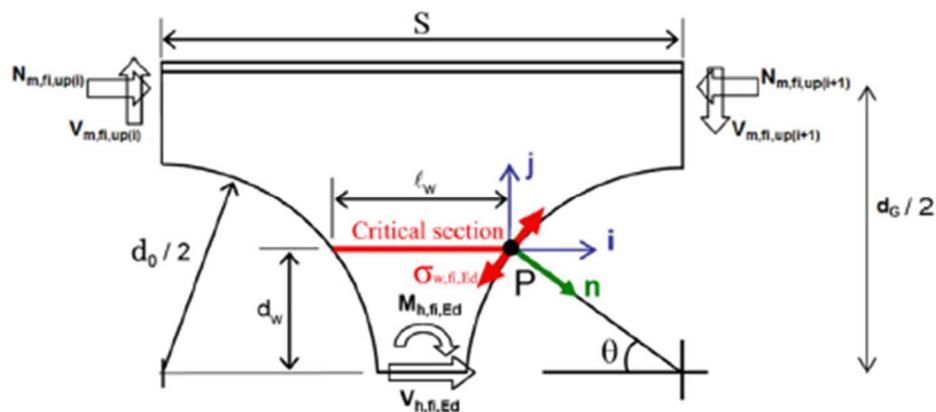


Figure 2.15. Flambement du montant d'âme : Modèle de Bitar

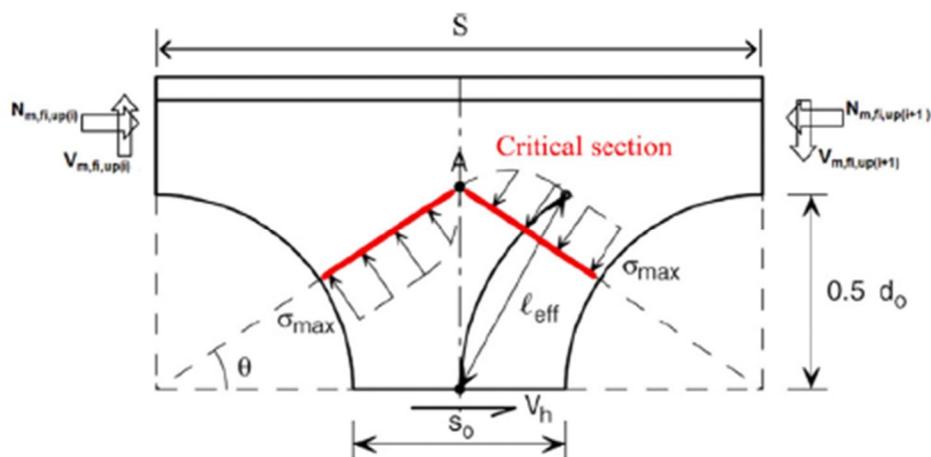


Figure 2.16. Flambement du montant d'âme : Modèle de Lawson

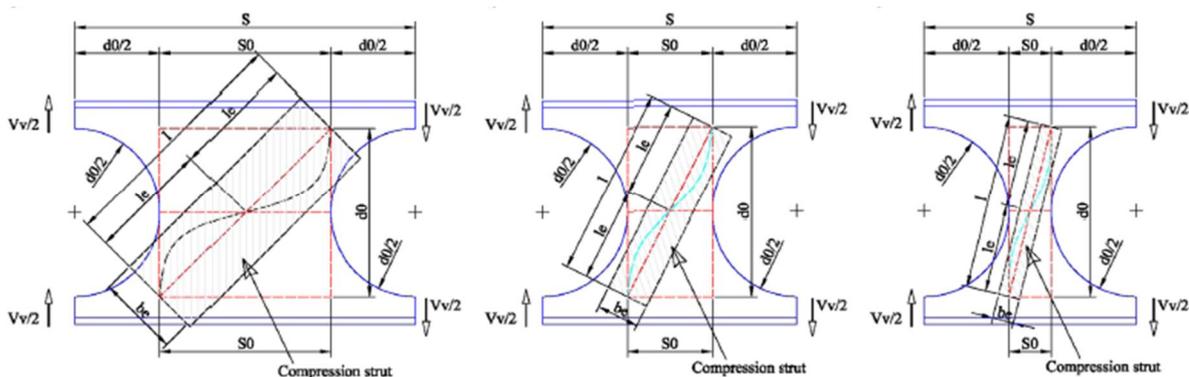


Figure 2.17. Flambement du montant d'âme : Modèle de Wang

2.4.6. Optimisation de la protection et effet d'ensemble

L'organisme de notoriété dans ce domaine et spécialiste de la protection incendie ASFP a publié un guide et des recommandations pour les poutres ajourées dans une 5^{ème} édition de leur publication « Fire Protection for Structural Steel in Buildings », plus connu sous le nom de livre jaune « Yellow Book » [12].

Les poutres métalliques ajourées laminées ou PRS doivent être traitées différemment des poutres à âme pleine lorsqu'il s'agit des demandes en protection incendie.

Dans ce genre de situations extrêmes d'incendie, le mode de ruine dépend étroitement des rapprochements des ouvertures, de l'élanement du montant d'âme en plus du facteur de massivité A_m/V [10,12,13].

A ce stade de nombreux chercheurs estiment, qu'au vu des différents comportements des poutres cellulaires il y' a besoin de plus de mesures de données thermiques autour des ouvertures et au niveau des montants d'âme.

Ces données thermiques additionnelles doivent être utilisées en accordance avec un modèle structurel (e.g. SCI P355 ou autre) des poutres cellulaires, afin de déterminer les profils de températures aux points critiques de la section et les températures critiques (limites) de ruines pour optimiser leur protection.

Les guides pratiques [104-106] proposent des méthodes et procédures actualisées et nouvellement améliorées pour la conception des poutres cellulaires et leur protection par peinture intumescente.

Ces guides proposent des tableaux de températures limites de référence pour la détermination de l'épaisseur de la protection intumescente. Ce qui a motivé nos travaux et fait l'objet de nos essais sur des poutres cellulaires non protégées et protégées et qui sont présentés au chapitre 4.

Les études récentes sur les poutres ajourées métalliques et mixtes sont à la recherche d'une sécurité adéquate sous des conditions d'incendie. Elles reposent sur des protocoles expérimentaux [105,107,108] ou numériques avec ou sans protection [58,70,102,109] ou en tenant compte de l'effet de membrane [108,110,111].

Un essai à grande échelle sous des conditions d'incendie réelle qui concerne une poutre cellulaire de grande portée de 15 m [108] a permis de mieux comprendre son état de performance.

Il a été mis en évidence aussi de la présence d'une déformée (gauchissement) due au phénomène connu sous le nom de 'thermal bowing' sous température non uniforme figure 2.18. Ce qui a conduit à un déplacement latéral de la semelle inférieure ainsi que le développement de l'effet de membrane tel-que présenté par des études récentes [108].

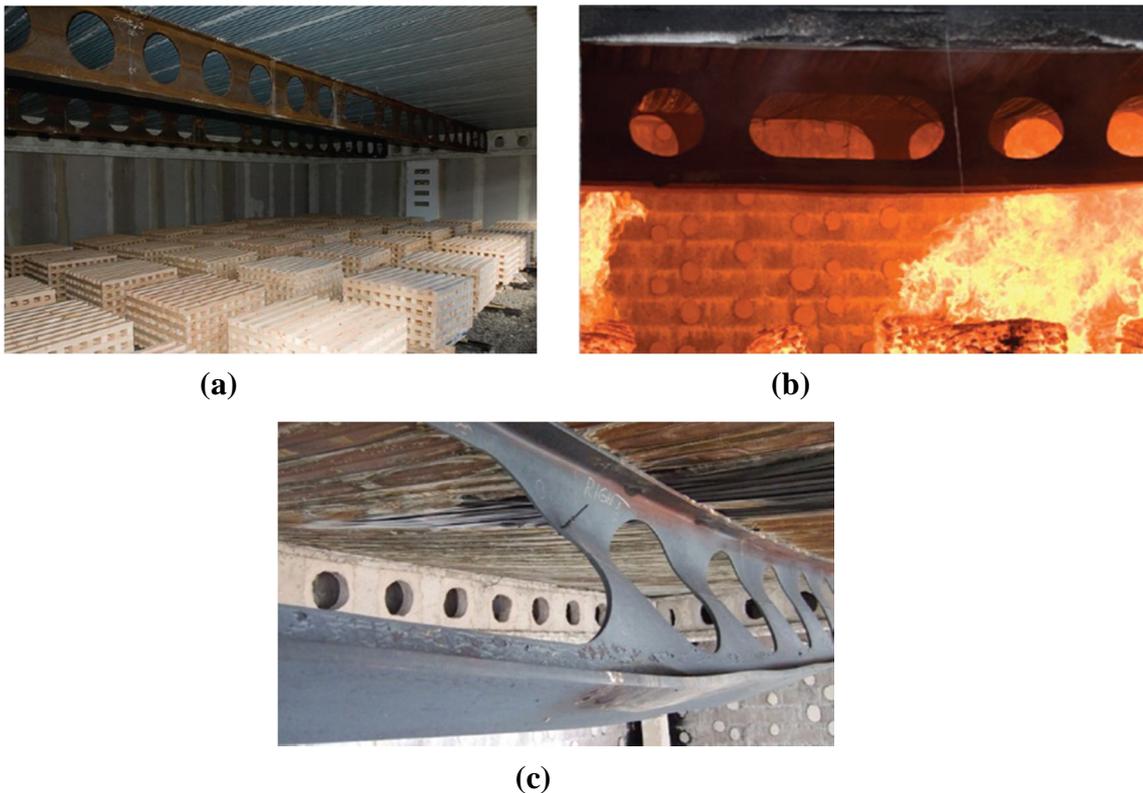


Figure 2.18. Essai d'incendie de compartiment de poutres cellulaires
(a) charge au feu- fardeaux de bois,
(b) incendie développé,
(c) Déformation de la poutre non protégée après essai

Les guides de conception en situation d'incendie pour les poutres ajourées [104,105] sont généralement améliorés par des modèles en éléments finis. Ils facilitent l'étude paramétrique qui permet d'obtenir les températures limites ou critiques ainsi que la durée (temps) correspondante pour différentes formes d'ouvertures.

2.5. Conclusion

La conception des poutres ajourées à ouvertures multiples est complexe et les diverses approches analytiques par l'annexe N se sont avérées insuffisantes.

Les recherches récentes ont été élaborées selon trois volets, analytiques, expérimentales et numériques dans le but d'améliorer la conception de ces poutres et optimiser leur protection en cas d'incendie.

Ces travaux ont permis l'émergence de guides du CTICM et SCI dont les multitudes formulations ont été incorporées dans des logiciels de calcul ACB+ et Fbasec (AngloSaxon).

Aussi il est à noter que les modèles d'analyse des poutres à ouverture d'âme et pour les poutres cellulaires sont bien développés et forment la base des modèles analytiques pour les conditions d'incendie qui sont récents et encore en phase de recherche.

Les études les plus récentes portent sur des essais grandeur nature réalisés par le FireSert de l'université d'Ulster à Belfast sur des poutres cellulaires mixtes dans un bâtiment à rez-de-chaussée. Les données récoltées permettront d'étudier les phénomènes remarqués durant cet essai d'envergure internationale pour comprendre l'effet de membrane dans le comportement mixte et l'effet de différence de gradient de température (« thermal bowing ») développé dans la section d'acier qui a engendré le déversement de la semelle inférieure.

PARTIE 2: INVESTIGATION EXPERIMENTALE

CHAPITRE 3

EXPERIMENTATION :

ESSAIS SUR PLAQUES

CHAPITRE 3: EXPERIMENTATION : ESSAIS SUR PLAQUES

3.1. Introduction

Cette partie présente des études expérimentales sur des plaques métalliques non protégées et protégées par une couche de peinture intumescente.

Ces essais ont été initiés sous la direction du Professeur Bouchair à l'université Polytech'Clermont-Ferrand et réalisés dans le cadre de mémoire de Master de l'étudiant LAHMAR dans le four de l'IUT de Montluçon avec la contribution de l'entreprise PROMAT [112] qui a fourni les plaques d'isolation et la peinture intumescente.

Le but de ces essais est de comprendre l'effet des formes géométriques et des dimensions des pièces sur le développement et l'efficacité de la protection intumescente.

Les températures ont été mesurées dans différentes zones des éprouvettes testées pour obtenir les courbes températures-temps pour les différentes géométries.

Dans des situations d'incendie, la capacité de résistance de l'acier n'est pas trop affectée par la chaleur générée pour des températures atteignant 500°C. Des températures plus élevées provoquent une réduction rapide de la résistance de l'acier.

Concernant les ouvertures dans les éléments métalliques, il est raisonnable d'assumer que vu la perte de volume et de masse, ils nécessitent plus de protection que les éléments similaires sans ouvertures pour la même période de résistance au feu [57,113,114].

Les revêtements intumescents possèdent plusieurs avantages par rapport aux autres formes de protection à savoir :

- Plus d'espace sous plafond pour le passage des services (gainés et autres...)
- Finitions décoratives, permettant aux concepteurs d'utiliser les éléments exposés pour une expression structurale.
- Application rapide (en dehors du site)
- Relativement facile à réparer en cas de dommage.
- Permet une fixation facile des gainés électriques ou mécaniques aux éléments structuraux sans réparations coûteuses.

3.2. Essais préliminaires - Polytech' Clermont-Ferrand (Montluçon)

3.2.1. But et objectifs

Les observations des essais présentés dans la littérature, comme les travaux de Colin Bailey [15], suggèrent que l'augmentation des températures entre les ouvertures des poutres cellulaires est due au fait que la peinture au cours de l'expansion se détache au niveau des circonférences des trous.

Dans le but de bien comprendre ces phénomènes, on a choisi d'étudier différentes géométries d'ouvertures des alvéoles pour voir l'influence de la forme géométrique sur l'expansion de la peinture, on s'intéresse aussi à l'effet de l'épaisseur de la couche intumescence sur son comportement au feu.

L'objectif étant de vérifier si l'augmentation de température au niveau du montant de l'âme entre les ouvertures d'âme se fait plus rapidement que dans celle de l'âme pleine et d'investiguer le comportement des différents revêtements de protection adoptés.

Les résultats obtenus et les données générées par l'expérimentation serviront comme base de données aux modèles numériques.

Pour se faire on doit :

- Enregistrer les variations de température entre la poutre à âme pleine et celle avec ouverture d'âme.
- Investiguer le comportement des revêtements protecteurs intumescents.
- Faire des observations sur l'évolution de l'épaisseur de la meringue et de son état autour des ouvertures d'âme.

3.2.2. Procédés de mesure de l'épaisseur de l'intumescent

L'augmentation de l'épaisseur du revêtement intumescent appliquée aux éléments de structures métalliques, affecte leurs performances au feu [51].

L'épaisseur du revêtement intumescent requise pour son application à l'acier de construction est déterminée par de nombreux facteurs.

- Facteur de section – coefficient de massivité de la section d'acier.
- Condition d'exposition au feu (3-cotés, 4 cotés, etc.)
- Période (temps) de résistance au feu.
- Température limite du feu

Nullifire [56] recommande que la méthode proposée dans l'ISO 3233:1998 (BS 3900) soit adoptée comme un standard industriel pour tous les fabricants pour le calcul du volume solide.”

Afin de s'assurer que l'épaisseur correcte soit appliquée, des mesures régulières de l'épaisseur du film humide sont recommandées [114].

Des lectures des épaisseurs DFT doivent être prises (lorsque le revêtement est suffisamment dur), en utilisant une jauge DFT électronique.

Les industries de fabrication de peintures intumescentes fournissent des tableaux pour des protections typiques avec des listes d'épaisseurs DFT (Drying Film Thickness) de revêtement intumescent pour différentes durées de résistance au feu.

L'épaisseur du revêtement dépend principalement de la durée de résistance, le type de section d'acier (section I ou section creuse), et des conditions d'exposition.

Un ensemble de protections minces est disponible ; elles peuvent satisfaire une résistance au feu allant jusqu'à 90 minutes.

Le tableau ci-dessous présente des exemples d'épaisseurs de protection typiques utilisées.

Tableau 3.1. Epaisseurs de protections en fonction de leur type

Type de Protection	Echelle d'épaisseur de protection de base pour différentes durées de résistance au feu * (mm)			
	30 minutes	60 minutes	90 minutes	120 minutes
Fine protection à base de solvant	0,25-1,0	0,75-2,5	1,5-2,5	–

* données britanniques

3.2.3. Définition des essais

Les premiers essais sont consacrés à étudier l'expansion de la peinture au niveau des bords de plaque. Dans ce but on a choisi des éprouvettes de géométrie simple, des plaques rectangulaires dont on change les dimensions dans chaque essai, Figure 3.1.

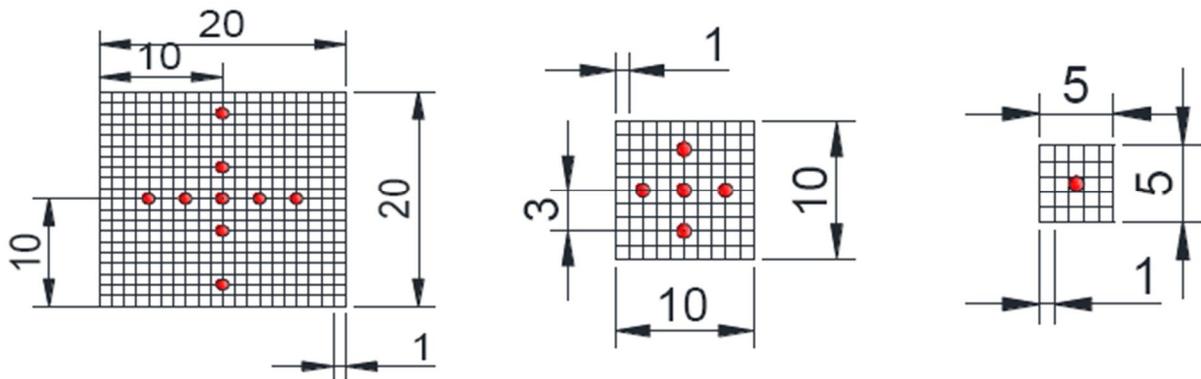


Figure 3.1. Dimensions des plaques testées

3.3. Matériels et Procédure expérimentale

3.3.1. Essais d'échauffement de plaques métalliques

Une série d'essais sur des éléments de poutres métalliques cellulaires protégés en situation d'incendie a été lancée avec le groupe de constructions métalliques GAGNE en date du 13 Juillet 2011 en collaboration avec Polytech' Clermont-Ferrand (LaMI).

Ces essais sont réalisés dans le four de l'IUT de Montluçon où le dispositif expérimental permet d'investiguer la performance thermique des éléments de ces poutres protégées par des films minces de revêtements intumescents ou par du bois.

3.3.2. Le four de Montluçon

Les dimensions du four utilisé sont montrées dans les figures ci-dessous, il est construit par des blocs en béton cellulaire et couvert à l'intérieur par des plaques PROMATECT pour assurer son isolation.

La montée en température est assurée par deux brûleurs et les mesures se font par des thermocouples de type K.

Ces thermocouples sont utilisés dans un intervalle de -40°C à 1200°C ,

Ils sont caractérisés par une erreur standard de 2,2% à 0,75% et par une tolérance (selon NF EN 60-584) de :

- $\pm 1,5^{\circ}\text{C}$ de -40 à $+375^{\circ}\text{C}$,
- $\pm 0,004, \Theta$ de 375 à 1000°C .

A cours d'un essai au feu dans un four, l'environnement est caractérisé par la température du gaz. Cette température est contrôlée pour se rapprocher au maximum de la courbe ISO.

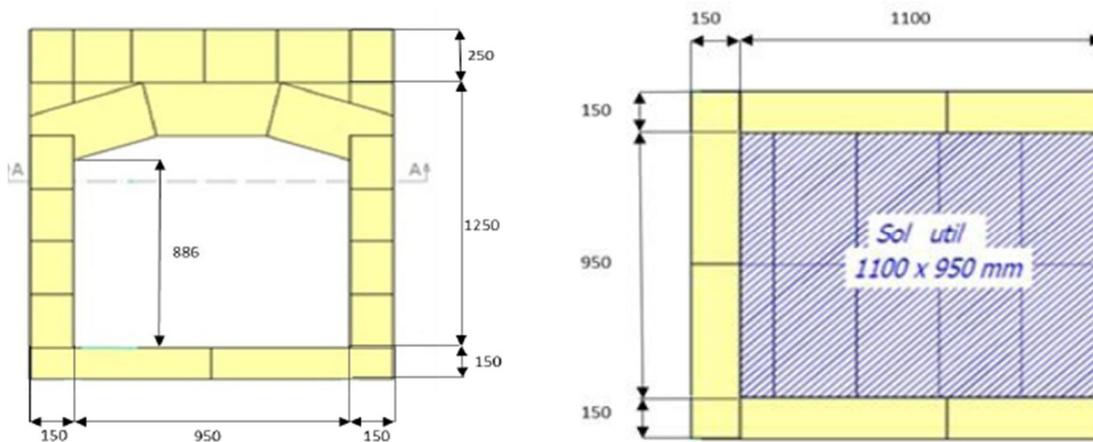


Figure 3.2. Vue de face du four et coupe A-A

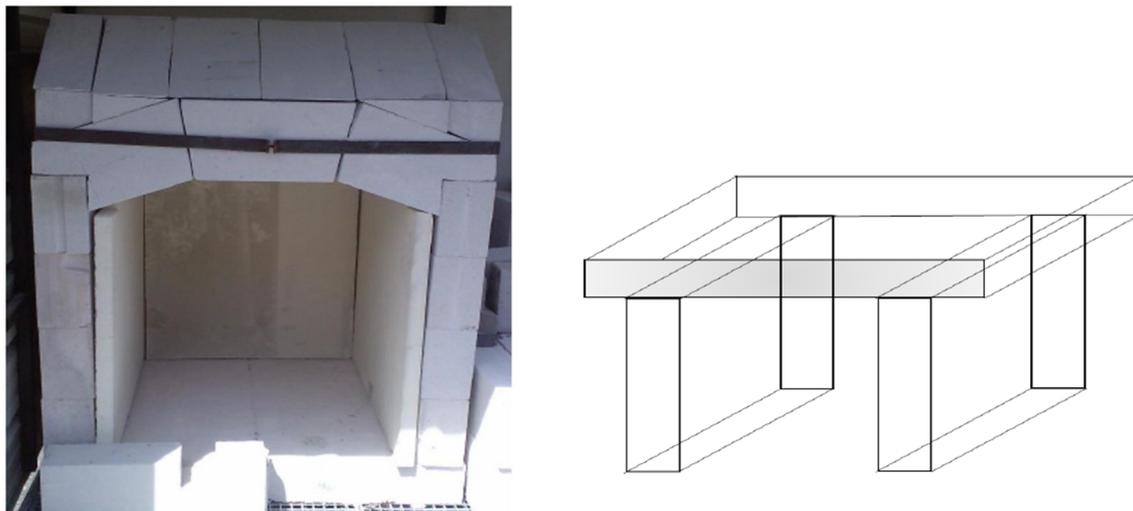


Figure 3.3. Vue en perspective du four et support

Le support, Figure.3.3, est construit avec des plaques PROMATECT qui sont des plaques silico-calcaire autoclave suffisamment rigides pour supporter le poids des éprouvettes.

De plus, ces plaques sont incombustibles et ont une bonne isolation thermique pour éviter d'échauffer les éprouvettes par effet de conduction à travers le support.

Les propriétés des plaques PROMATECT sont données dans le tableau 3.2.

Tableau 3.2. Propriétés des plaques Promatect [112]

Masse volumique	±875kg/m ³
Coefficient de conductivité thermique	0.285 <u>WmK</u>
pH de l'eau au contact du matériau	Légèrement basique
Degré d'acidité (pH)	± 9
Résistance à la diffusion de vapeur d'eau (μ)	± 3
Humidité relative à l'air libre	1 à 3 %
Capacité maximale de reprise en eau	± 58
Tolérance sur la largeur et longueur des plaques	-3mm/0mm
Tolérance sur l'épaisseur des plaques	± 0.5
Usinabilité	Excellente

3.3.3. Découpage des éprouvettes

Le découpage des éprouvettes est fait à partir des plaques d'acier de 8 mm d'épaisseur suivant les plans ci-dessus Figures 3.2 et 3.3.

Les échantillons ont été pesés avant l'essai, la connaissance du poids permet de déduire la perte de masse après échauffement et expansion de la peinture.

Le tableau.3.3 regroupe les poids et les épaisseurs des échantillons.

3.3.4. Application de la peinture

L'application de la peinture intumescente est réalisée conformément à la norme ISO 12944-4 [116].

Afin d'assurer une bonne adhésion de la couche intumescente sur la surface des éprouvettes, il convient d'éliminer l'huile, la graisse, les sels, les salissures et les autres contaminants avant la préparation ultérieure des surfaces, à l'aide d'une méthode adaptée.

De plus, une élimination manuelle ou mécanique préalable de la rouille et de la calamine très adhérente peut être nécessaire.

Tableau 3.3. Poids et épaisseurs des échantillons

Echantillon	Poids (en g)	Epaisseur (en mm)	
5*5 (sans protection)	158,4	7,88	Epaisseur de la peinture est de : 0,41mm
5*5 (avec protection)	157,8	8,29	
10*10 (sans protection)	615,6	7,90	Epaisseur de la peinture est de : 0,35mm
10*10 (avec protection)	621,4	8,25	
20*20 (sans protection)	2493,8	7,90	Epaisseur de la peinture est de : 0,33mm
20*20 (avec protection)	2501,6	8,23	
20*20 (avec protection et ouverture triangulaire)	2039,1	8,20	
20*20 (avec protection et ouverture demi-cercle)	2289,7	8,20	
20*20 (avec protection et trou de D=5cm)	2334,5	8,22	
20*20 (avec protection et trou de D=1cm)	2480,4	8,25	
10*10 (avec protection)	156,7	2,20	

3.3.5. Mesures de la température

Pour les mesures, il s'agit de faire l'acquisition de la température des plaques en des points bien précis. Les points de repérage sont choisis de façon à enregistrer la répartition de la température sur la totalité de la plaque.

L'acquisition de la température est faite à l'aide de 20 thermocouples de type K collés au niveau des surfaces inférieures des plaques.

Les thermocouples sont branchés à un ordinateur par l'intermédiaire d'un système d'acquisition. Le programme VISIOLOG enregistre les lectures en temps réel dans un fichier .dat.

Un deuxième type de thermocouples a été utilisé, il est protégé par une couverture en fibre de verre qui sert comme protection contre les flammes. Ces thermocouples sont généralement sous forme d'un rouleau dont on peut découper la longueur du fil voulue et ensuite faire une soudure pour enfin aboutir à un thermocouple fonctionnel.

La température ambiante à l'intérieur du four a été mesurée avec deux thermocouples de telle manière qu'il soit possible d'obtenir une valeur moyenne stable sans influence extérieure excessive.

La fixation des thermocouples doit être faite de façon que les performances n'en soient pas affectées.

Avant le début des essais, chaque thermocouple a été testé à l'aide d'une source de chaleur pour voir sa réponse.

- **Numérotation des thermocouples et positionnement :**

Les thermocouples sont fixés sur une broche qui est connectée à la centrale d'acquisition. Chaque broche comporte 10 thermocouples qui sont numérotés et les mêmes numéros sont repérés aussi sur le support des plaques à tester et aussi sur le dos des plaques elles-mêmes. Cette numérotation sert à repérer lors de l'essai chaque courbe d'évolution de la température en fonction du temps issue de chaque thermocouple et de connaître facilement sa position exacte sur l'échantillon.

- **Centrale d'acquisition :**

Il faut auparavant programmer la centrale d'acquisition à l'aide du logiciel LTC20W. Cette programmation nous permet de définir le nombre de thermocouples, leur numéro, leur type (dans notre cas on a utilisé des thermocouples de type K) et aussi le temps et la fréquence d'acquisition (7 mesures/seconde).

Sur le logiciel VISIOLOG, on a défini deux courbes de température permettant de créer une enveloppe de la courbe ISO 834.

Cette étape permet essentiellement de suivre en temps réel l'évolution de la température du gaz à l'intérieur du four comparé directement avec l'enveloppe de la courbe ISO.

La figure 3.4, montre le dispositif expérimental complet mis en place.

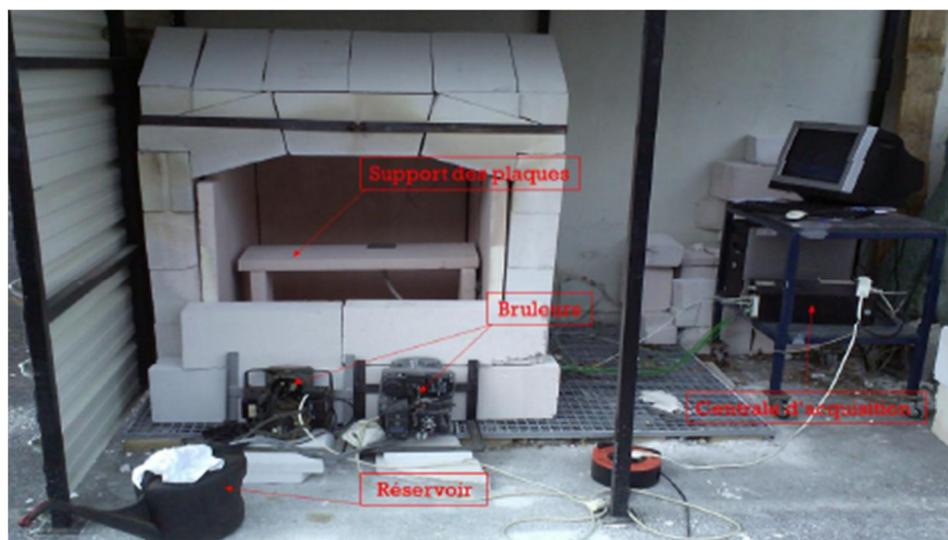


Figure 3.4. Dispositif expérimental

3.4. Résultats et interprétation

Une première campagne expérimentale consiste en des essais préliminaires (essais 1 et 2) sur une plaque non protégée puis protégée qui servent à tester le dispositif expérimental.

Les essais préliminaires ont pour but de nous permettre de bien maîtriser les conditions expérimentales et de ressortir les premiers résultats qui nous aident à mieux configurer les essais suivants.

3.4.1. Essai N°1

L'essai n°1 consiste à tester une plaque de dimension 10x10cm et d'une épaisseur de 0,2cm. Les thermocouples ont été fixés sur la surface inférieure de la plaque à l'aide d'une colle spéciale selon la configuration montrée dans la figure.3.5.

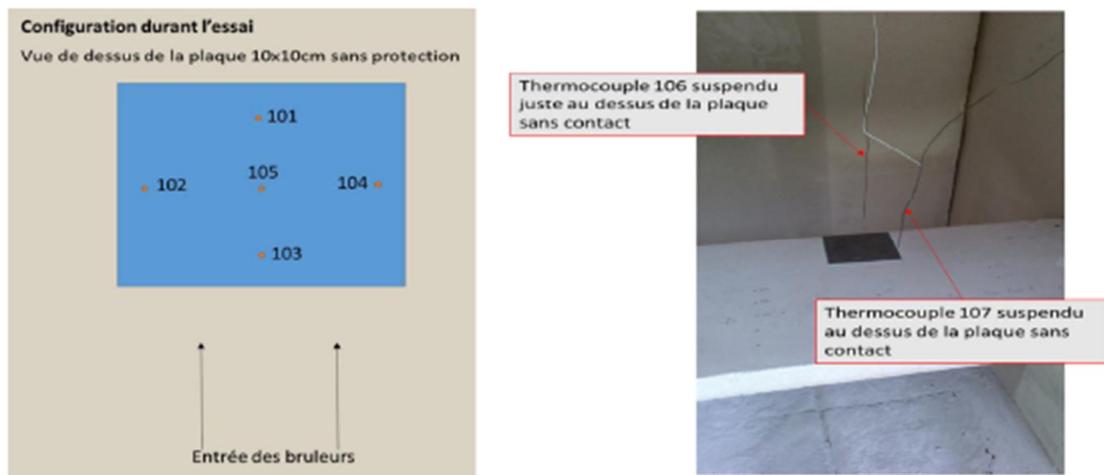


Figure 3.5. Configuration des thermocouples durant l'essai n°1

Les sondes de températures 106 et 107 sont utilisées pour la mesure de la température du gaz à l'intérieur du four.

Une première sonde est disposée au milieu de l'enceinte et la seconde, au-dessus des plaques testées. Ce qui permet ainsi de s'assurer d'une part d'une certaine homogénéité des températures dans le four et d'autre part de connaître la température des gaz à proximité des plaques.

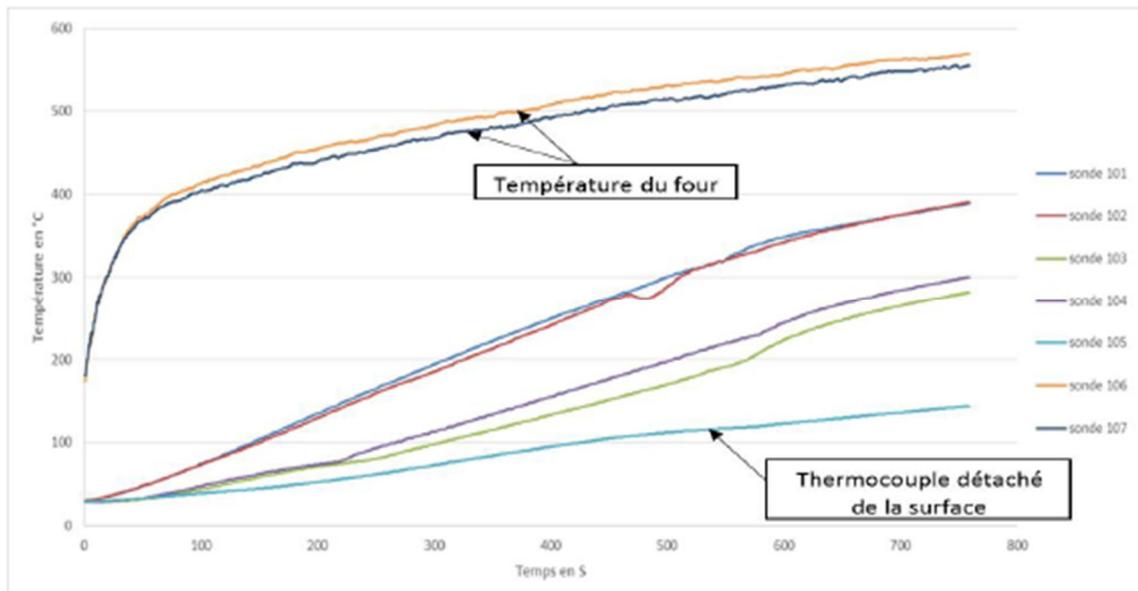


Figure 3.6. Courbe d'échauffement de la plaque durant l'essai

Vu la conductivité thermique de l'acier, les températures dans les différentes sondes, Figure 3.6, doivent être similaires. Cependant, il peut être observé sur cette figure que les températures mesurées par les différents thermocouples sont assez différentes. En effet, les sondes 103 et 104 n'étaient pas en contact parfait avec la plaque, tandis que le 105 est complètement détaché de la plaque.

Les thermocouples 101 et 102 donnent pratiquement la même température et la même allure, ce qui confirme que ces deux sondes sont en contact parfait avec la surface de la plaque.

Pour conclure, l'utilisation de la colle seule pour la fixation des thermocouples n'est pas la solution idéale pour assurer le contact durant l'essai.

3.4.2. Essai N°2

L'essai n°2 consiste à tester une plaque de dimension 10x10cm et d'une épaisseur de 0,2cm en acier protégé par une couche de 200µm de peinture intumescente au niveau de la surface supérieure.

Les thermocouples ont été fixés dans des trous de très faible profondeur (quelques microns) sur la surface inférieure de la plaque à l'aide d'une colle spéciale selon la configuration montrée dans la figure.3.7.

La température à l'intérieur du four est mesurée à l'aide de la sonde 107, alors que la sonde 106 est mise en contact avec la surface supérieure de la plaque à une position qui correspond à celle de la sonde 101 au-dessous.

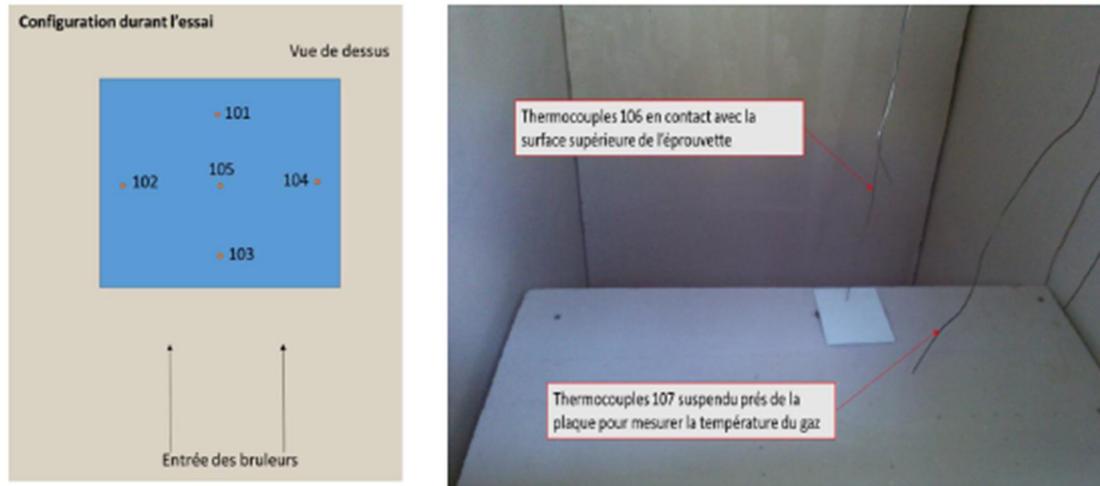


Figure 3.7. Configuration des thermocouples durant l'essai n°2

La figure.3.8, montre les courbes ISO +20 et ISO -20 avec les enregistrements de la sonde 107 qui mesure la température du gaz à l'intérieur du four. On remarque qu'au début de l'essai la température du four suit pratiquement les courbes ISO mais après 100s les courbes ISO continuent à augmenter rapidement tandis que la température du four augmente plus lentement vu la puissance insuffisante des brûleurs, donc à la fin de l'essai on a un écart de température de 200°C.

L'investigation visuelle figure 3.9 de l'échantillon après l'essai montre que la peinture a bien réagi et que l'épaisseur de la meringue est de 2cm sur le côté le plus développé.

On note le retrait de la peinture au niveau des bords de la plaque, ce qui confirme l'existence d'un problème dans l'expansion de la peinture aux bords.

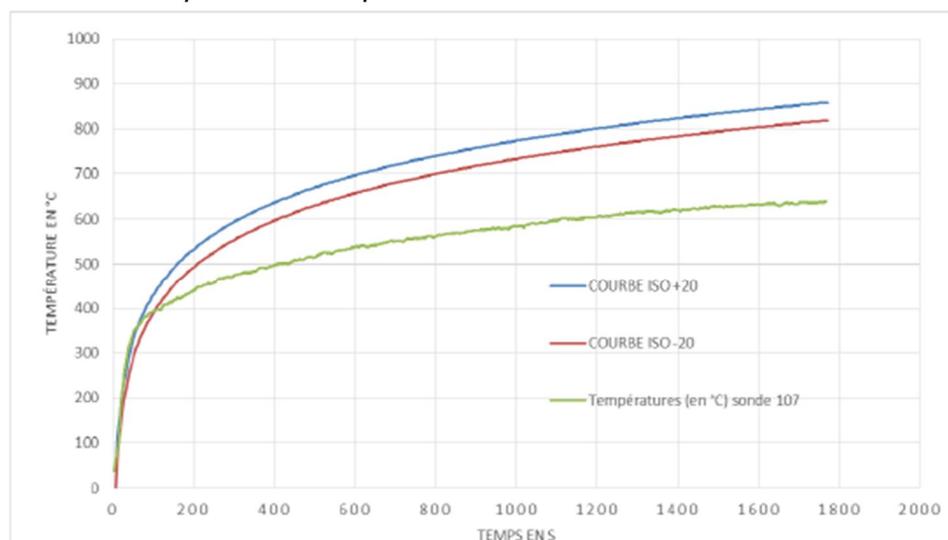


Figure 3.8. Courbe de température du four

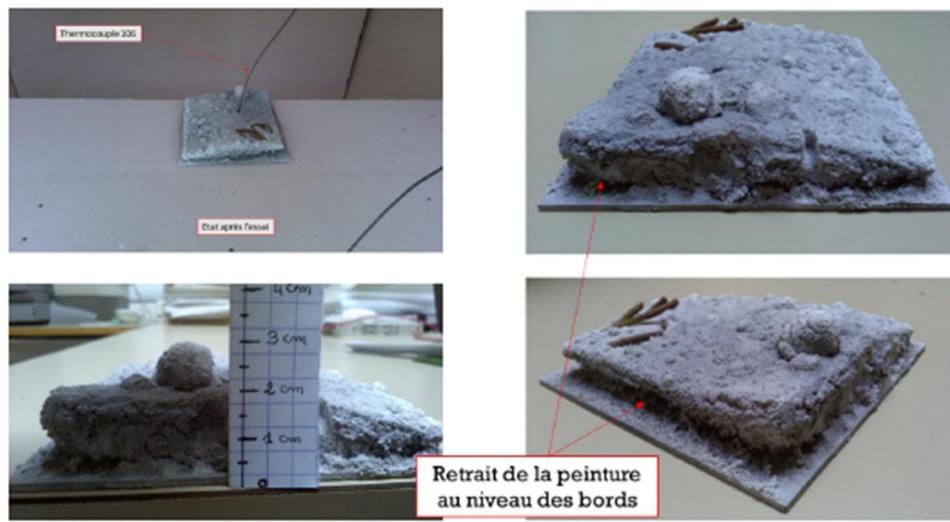


Figure 3.9. Vues de la plaque après l'essai

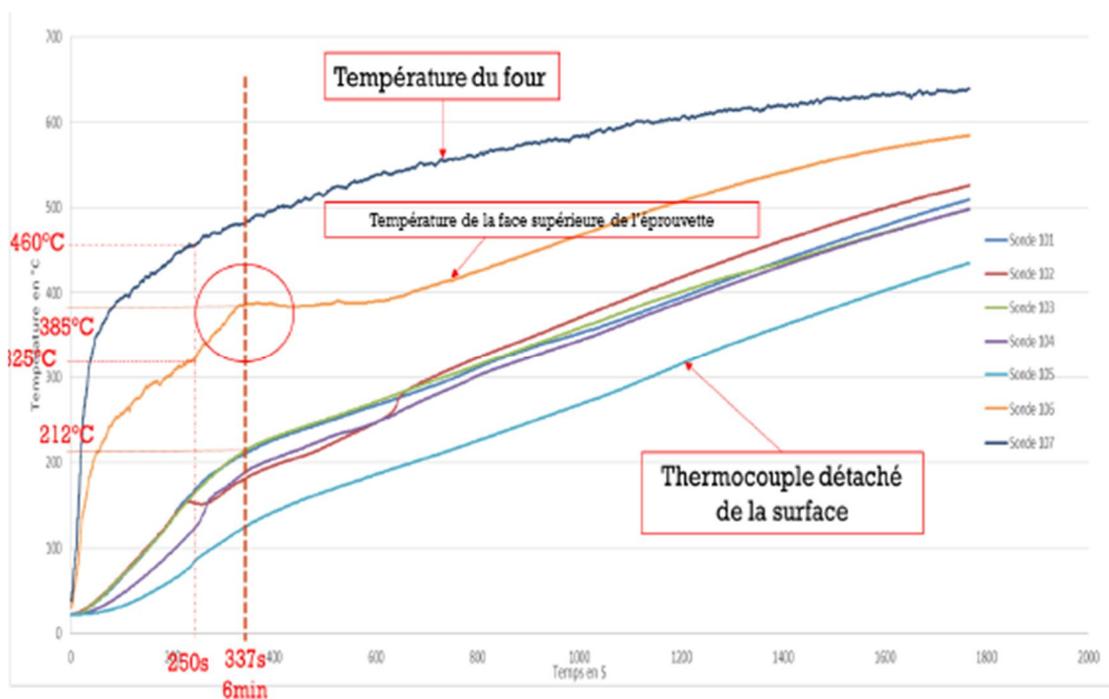


Figure 3.10. Vues de la plaque après l'essai

Dans la figure.3.10, on observe que les thermocouples de 101 à 104 sont en contact avec la surface inférieure de la plaque tandis que la sonde 105 s'est détachée de la surface.

Un pic de température au niveau de la sonde 106 à 337 secondes est apparent dans la même figure.

Ce pic est suivi d'un palier qui pourrait attester d'une réaction endothermique liée à un changement de phase provoquant ainsi l'expansion de la peinture.

Ce palier est accompagné par une diminution de la pente des courbes de températures de la surface inférieure. Cette observation peut être expliquée par le fait que la peinture a commencé à réagir et à gonfler donc la vitesse d'augmentation de la température dans la plaque diminue.

Donc on peut déduire que la peinture commence à réagir à partir d'une température du gaz de 460°C qui correspond à une température au niveau de la surface supérieure de 325°C et une température au niveau de la surface inférieure de 212°C.

3.5. Conclusion

Le processus d'intumescence est complexe et malgré le fait qu'il soit exploité par les industriels reste peu compris. Il s'agit d'une interaction de processus physiques et chimiques qui doit se produire dans le bon ordre afin d'assurer le rôle isolant.

Ces essais préliminaires au feu dans un four nous ont permis d'identifier le comportement de la peinture intumescence au niveau des bords et des formes géométriques aussi bien que les défauts au niveau des surfaces peintes.

Les résultats des essais ont permis aussi de confirmer l'existence d'un phénomène de retrait de la meringue au niveau des bords des plaques.

De plus, on a pu connaître la température de l'acier et du gaz qui correspond au début de réaction intumescence et le développement de la meringue protectrice.

L'analyse des résultats a permis aussi de conclure que le début de la réaction intumescence est marqué par un pic de la température au niveau de la surface revêtue.

CHAPITRE 4

EXPERIMENTATION :

POUTRES CELLULAIRES

CHAPITRE 4: EXPERIMENTATION : POUTRES CELLULAIRES

4.1. Introduction

Les règlements de construction en vigueur (Eurocodes et annexes, ...) préconisent une durée de résistance au feu réglementaire pour certains éléments de structure métallique.

La nécessité ou non pour un élément de structure métallique d'avoir un temps de résistance au feu dépend de la nature et de la destination du bâtiment ainsi que de la fonction de l'élément de structure. La plupart des matériaux de construction possèdent une résistance naturelle et celle de l'acier est d'une durée évaluée de 12 à 18 minutes pour une conception selon l'Eurocode.

La résistance au feu naturelle peut être améliorée par ajout de matériaux (revêtements pour acier), qui augmentent la durée de résistance au feu de l'élément de structure métallique.

Il existe plusieurs méthodes pour l'amélioration de la résistance au feu de l'acier de construction dont la protection par films minces de peintures intumescentes.

4.2. Eléments structuraux protégés par revêtement intumescent

4.2.1. Sections standards

Le paramètre de contrôle qui détermine à quelle vitesse la section se chauffe est le coefficient de massivité. Pour une section de profilé standard, ce coefficient peut être facilement déterminé et permet un calcul facile de l'épaisseur du revêtement intumescent pour une résistance au feu choisie.

Une section d'acier dont les surfaces exposées sont larges se chauffe plus rapidement que celle dont les surfaces sont moins exposées. Aussi, lorsque le volume de la section augmente, le taux pour lequel la section se chauffe, diminue.

On peut constater que les sections possédant un coefficient de massivité faible nécessitent moins de protection au feu que celles ayant un coefficient plus élevé pour la même durée de résistance au feu.

Généralement dans un bâtiment, les poutres supportent un plancher. Ces poutres peuvent être soit en sections standards, ou peuvent agir en composite avec la dalle (section mixte), selon les détails spécifiés par le concepteur. De ce fait, le plancher protège la semelle supérieure et l'exposition au feu est sur trois faces seulement.

4.2.2. Poutres avec ouvertures d'âme

C'est devenu aujourd'hui une pratique courante dans la construction du bâtiment à ossature métallique d'utiliser les poutres en acier à ouverture d'âme (dite aussi à âme évidée) à configuration hexagonale, cellulaire ou autre.

Les poutres sont normalement obtenues à partir de poutrelles laminées refondues longitudinalement en deux membrures selon une découpe bien définie dans l'âme, alors la résistance structurale de la poutre et la masse (volume pour le calcul du facteur de section) vont être réduites surtout en présence de larges ouvertures d'âme [59,61].

Du point de vu protection il est cependant raisonnable d'assumer, que du fait de la perte de résistance et du volume, les poutres à ouvertures d'âme nécessitent plus de matériaux de protection contre l'incendie que les poutres similaires à âme pleine.

Pour la conception des poutres cellulaires à température ambiante, les modes suivants sont considérés [69] :

- Flexion d'ensemble et cisaillement vertical.
- Flexion du montant d'âme et cisaillement horizontal
- Flambement du montant d'âme
- Flexion Vierendeel

Pour des conditions d'incendie, le mode de rupture peut être différent de celui de la condition ambiante. La principale différence est le comportement d'instabilité des montants d'âme [10,11]. Ceux-ci sont influencés par la limite élastique et le module d'élasticité de la section.

Lorsque la température de l'acier augmente, le module d'élasticité de la section diminue dans une proportion plus grande que celle de la limite élastique, ce qui implique que le comportement d'instabilité devient plus important avec l'augmentation de la température [103].

Les travaux de recherche sur les poutres avec des ouvertures d'âme rapprochées ont montré que les montants d'âme entre les ouvertures adjacentes deviennent plus chauds que la semelle inférieure.

Le mode de rupture le plus prépondérant, pour un élément en situation d'incendie, sera l'instabilité de l'âme.

Pour une poutre à ouverture d'âme et un taux de chargement donné, la rupture du montant d'âme peut se produire bien avant que la section n'atteigne la température limite par

l'Eurocode pour les éléments fléchis. De ce fait, une augmentation de la protection au feu peut être requise pour les éléments à ouverture d'âme.

A partir de la publication [12] ASPF (the 'Yellow Book', 2004), qui stipule qu'il faut dans un premier temps obtenir l'épaisseur sur la base de la section originale puis ensuite l'augmenter de 20% pour les poutres à ouvertures d'âme.

Cette règle de 20% qui concerne toute forme de protection passive a été ensuite généralisée pour le cas de la protection intumescente suite à l'utilisation intense des poutres cellulaires.

Des essais qui ont été réalisés depuis l'apparition de cette publication contestent cette règle des 20% pour le cas de revêtement intumescent.

4.3. Norme d'essai de résistance au feu - Eurocode: ENV13381 – 4

Une des méthodes à suivre dans un procédé d'essais pour l'évaluation de la résistance au feu de revêtements de protection est celle de l'Eurocode ENV13381-4. Il peut être utilisé dans le cas d'essais sur des éléments résistants de structure métallique.

Les essais réalisés selon cette méthode sur des poutres consistent à mettre une couche de revêtement isolante entre la semelle supérieure et la dalle de béton, pour réduire l'effet d'absorbeur de chaleur "sink".

4.4. Essais au four de poutres cellulaires- IPB (Portugal)

4.4.1. Introduction

Pour une poutre ajourée avec un niveau d'utilisation donné, l'instabilité du montant d'âme peut survenir avant que la section n'atteigne la température critique de l'élément en flexion. Ceci est dû au fait que la température du montant d'une poutre cellulaire augmente à un taux plus rapide comparativement à son équivalent à âme pleine.

Si la température augmente rapidement que prévue alors la ruine de la poutre cellulaire peut se faire par instabilité du montant de l'âme ou par flexion Vierendeel au niveau des ouvertures [107]. En situation d'incendie le module de Young se réduit rapidement en comparaison à sa résistance, ce qui conduit à plus une réduction plus rapide de sa capacité de stabilité que celle de résistance.

La capacité de stabilité des montants d'âme diminue rapidement avec la température en comparaison à ceux d'autres modes de ruine. C'est pourquoi la stabilité du montant d'âme s'avère un mode prépondérant, même pour des poutres de faible rapports élancements d/t , [111].

Pour éviter une ruine précoce par rapport à son équivalent de poutre à âme pleine, lorsque une protection incendie est utilisée, une augmentation de l'épaisseur de protection peut être utile pour la poutre ajourée.

Le guide de conception "Fire Protection for Structural Steel in Buildings" de ASFP, connue sous l'appellation 'Yellow Book', jusqu'à sa 3^{ème} édition [12] préconise une augmentation de 20% de l'épaisseur de la protection passive qui doit être utilisée pour les poutres ajourées. Cette règle a été longtemps adoptée pour la peinture intumescente (DFT) pour les poutres cellulaires suite à leur utilisation massive.

Le calcul de résistance au feu des poutres cellulaires a été controversé durant cette décennie, avec un débat sur leur nécessité pour une protection intumescente.

La règle empirique citée a été sujet aux critiques sur la base des résultats d'essais sur des poutres protégées par revêtement intumescent [11]. En effet, des travaux réalisés par SCI (Steel Construction Institute), ont montré qu'il existe d'autres paramètres qui doivent être pris en compte lors du calcul du supplément d'épaisseur requis pour la protection de ces poutres.

SCI a émis un guide de conception temporaire (RT 983) qui a donné quelques recommandations conservatives jusqu'à l'accomplissement de plus d'essais.

Un document simplifié AD 269 a été émis tout en donnant une méthode plus générale pour le calcul de l'épaisseur supplémentaire DFTs. Les paramètres des poutres cellulaires utilisés dans AD 269 sont: le rapport L/H, l'espacement entre les ouvertures, le rapport (S/do), la largeur du montant, le rapport hauteur sur l'épaisseur et le degré d'utilisation à froid [117].

Du fait que différents revêtements intumescents se comportent différemment, un protocole expérimental a été développé pour permettre aux fabricants de tester leurs produits sur un nombre de poutres cellulaires, [12].

Cette méthodologie nécessite une poutre cellulaire chargée et quatre poutres cellulaires courtes pour les essais.

A partir des essais, les températures dans les montants de l'âme et semelle inférieure sont mesurées et des ratios de température du montant sur la température de la semelle inférieure sont calculés pour chaque largeur de montant. Ces données permettent de tracer une ligne de régression de ces ratios en fonction des largeurs des montants et la température de ruine est convertie pour l'épaisseur de protection requise en utilisant les tableaux de charge multi-température définis pour plusieurs durées et facteur de section pris égal à 1400 divisé par l'épaisseur de l'âme.

Suite à un grand effort de la part des producteurs de peinture intumescente pour établir des tableaux de DFT pour les poutres cellulaires et du fait de l'utilisation des poutres à ouvertures rectangulaires et allongées, un protocole plus général a été établi en conséquence.

Des poutres non chargées sont considérées où les températures au niveau du montant d'âme sont comparées à celles de l'âme pleine au lieu de celles de la semelle inférieure [118].

Cette méthode d'évaluation a été la base pour l'établissement du règlement européen prEN13381-9 [120].

4.4.2. Evaluation de poutres cellulaires protégées par peinture intumescente

Les questions posées concernant la température du montant d'âme qui est supérieure à celle d'une poutre à âme pleine similaire a motivé la nécessité de plus d'essais expérimentaux au four. Ces essais ont été principalement conduits par les fabricants de peintures intumescentes afin de produire leurs propres tableaux mais leurs résultats sont restés confidentiels.

Le travail de recherche publié par Bailey sur les tests au four de poutres à âmes pleines et cellulaires non chargées a montré que pour les poutres sans protection les températures de la semelle et du montant d'âme des poutres cellulaires sont légèrement inférieures à celles des températures correspondantes des poutres à âme pleine [13]. L'auteur justifie que ce comportement peut être dû à l'influence des courants des gaz chauds dans le four.

Le même auteur a aussi conduit une série d'essais sur des poutres à âmes pleines et cellulaires non chargées protégées par peinture intumescente.

Les résultats ont montré, que dans tous les essais, les températures sont plus élevées dans la poutre cellulaire en comparaison à celles de la poutre à âme pleine équivalente.

L'auteur justifie cette différence au fait qu'il y a eu rétrécissement de la protection intumescente sur le périmètre autour de l'ouverture d'âme, ainsi qu'à l'absence de l'intumescent dans les trous suite à son décollement [57].

Les résultats montrent aussi que la différence entre les températures dans le montant d'âme et la semelle inférieure dépend du type et de l'épaisseur de la protection intumescente.

Il a été reconnu que l'épaisseur de la protection intumescente requise pour une durée de résistance au feu donnée pour une poutre cellulaire dépend de l'épaisseur de son âme, de la géométrie et dimensions de l'ouverture, la largeur du montant d'âme, du degré d'asymétrie de la poutre, du facteur d'utilisation structural, ainsi que de la déficience ou non de la protection intumescente [118].

La méthode d'évaluation des poutres cellulaires protégées par peinture intumescente nécessite une analyse multi-température (MTA) du revêtement de protection des poutres à âme pleine pour chaque durée de protection au feu, selon le règlement EN 13381-8 [120].

Le traitement et l'évaluation de la poutre à âme pleine donne une DFT de référence à partir de laquelle une amélioration adéquate est ajoutée pour les poutres cellulaires.

Chaque essai au feu est réalisé sur cinq sections de poutres cellulaires, ce qui permet d'avoir une série de largeurs de montants d'âmes de facteurs de massivité prêt à l'étude à travers le dispositif expérimental de thermocouples placés autour des trous de l'âme, montants d'âme et semelle supérieure comme stipulé dans le règlement prEN 13381-9 [119].

Les sections doivent être fabriquées avec des tôles soudées afin d'avoir une épaisseur constante, et une série distincte de sections cellulaires est spécifiée pour une évaluation selon des durées de résistance au feu de 60, 90 et 120 minutes.

4.4.3. Programme experimental

Le programme expérimental a été effectué à l'Institut Polytechnique de Bragança (IPB) du Portugal avec le support de la firme Internationale - Paint AkzoNobel [15] de Grande Bretagne et fournisseur de la peinture intumescente.

L'investigation, dont le tableau 4.1, montre la série d'essais réalisée en considérant des poutres à âme pleine avec et sans protection et aussi des poutres cellulaires avec et sans protection.

L'idée est de prendre la même épaisseur nominale DFT pour toutes les poutres testées égale à 1000 [μm], mais comme on peut le constater sur le tableau la protection du test P4 a donné une épaisseur DFT légèrement plus grande.

Une protection intumescente aqueuse de la dite firme citée a été utilisée.

Aussi, plusieurs combinaisons de diamètres d'ouvertures et de largeur de montant ont été étudiées. Le but étant d'évaluer le comportement des poutres à âme pleine et ajourées avec et sans protection

Toutes les sections sont réalisés à partir de profilés IPE220 de 600 [mm] de longueur et pour le cas des poutres cellulaires les ouvertures sont directement réalisées dans l'âme donc la même hauteur est conservée. Le résultat est une section possédant la même hauteur comme le montre la figure 4.1

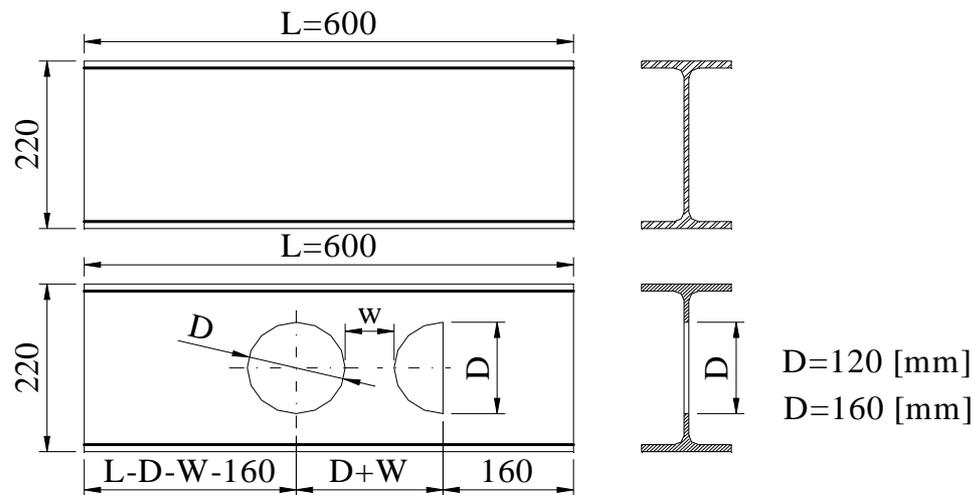


Figure 4.1. Dimensions des poutres à âme pleine et cellulaires testées

Tableau 4.1. Géométries et propriétés des poutres testées

Ref.	Type Poutre	DFT [μm]	Diamètre Trou [mm]	Montant Ame [mm]	W/D
P1	Ame pleine	-	-	-	-
P3	Ame pleine	1047,3	-	-	-
P4	Ame pleine	1187,5	-	-	-
P5	Cellulaire	-	120	60	0,5
P9	Cellulaire	-	120	75	0,625
P12	Cellulaire	-	160	80	0,5
P13	Cellulaire	993,7	160	80	0,5
P15	Cellulaire	-	160	100	0,625
P16	Cellulaire	943	160	100	0,625

4.4.4. Préparation des poutres



Figure 4.2. Découpe et réalisation des profilés de poutres à âmes pleines et cellulaires



Figure 4.3. Application du primer et anticorrosion

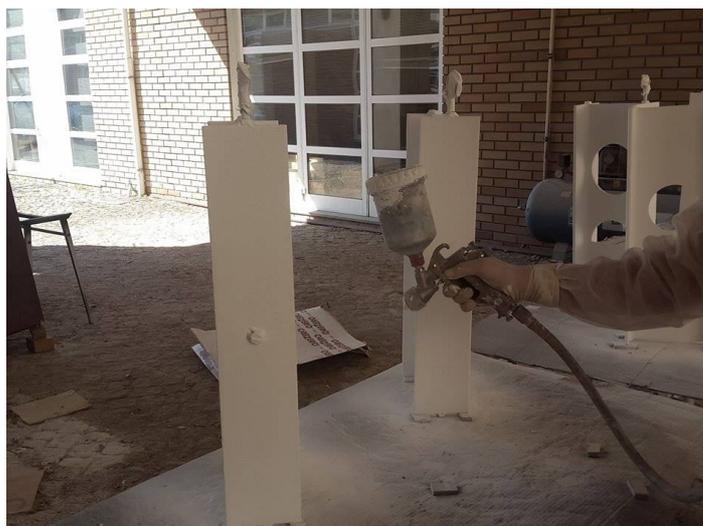


Figure 4.4. Application du revêtement intumescent



Figure 4.5. Poutres protégées par revêtement intumescent



Figure 4.6. Préparation des poutres: Pose de bande de céramique et tige d'attache

4.4.5. Dispositif expérimental et instrumentation

Les essais de résistance au feu ont été élaborés dans un four de dimensions intérieures de $1 \times 1 \times 1$ [m³], isolé par des briques réfractaires et par des fibres de céramique. C'est un four à gaz possédant 04 brûleurs à gaz dans lequel l'évolution de la température suit les spécifications de la norme standard EN1363-1 (CEN, 1999) et est contrôlé par un thermocouple à plaque.

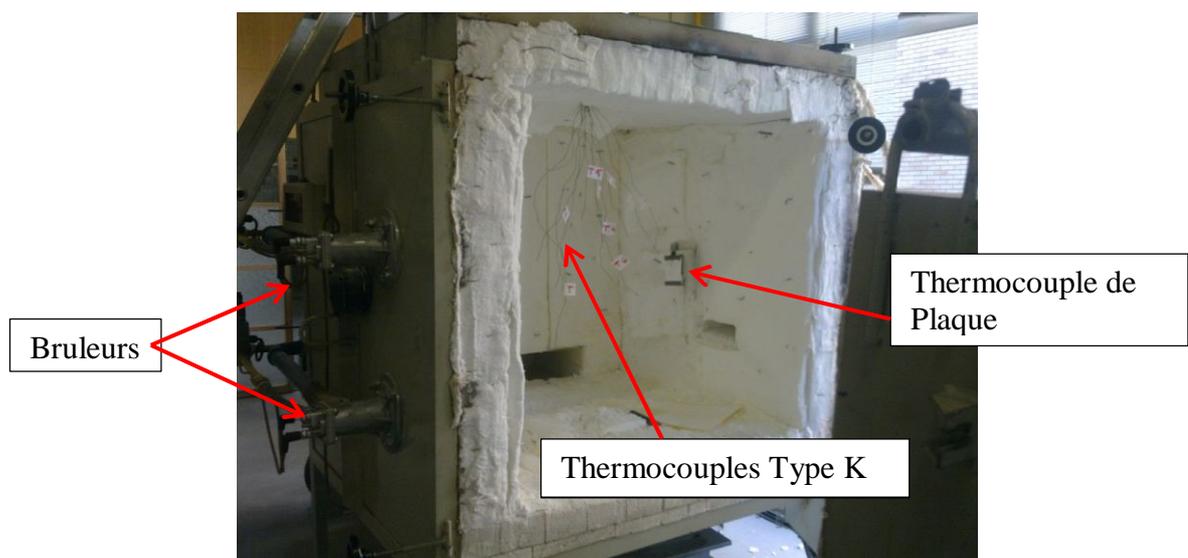


Figure 4.7. Four 1mx1mx1m, protection intérieure, thermocouples et brûleurs

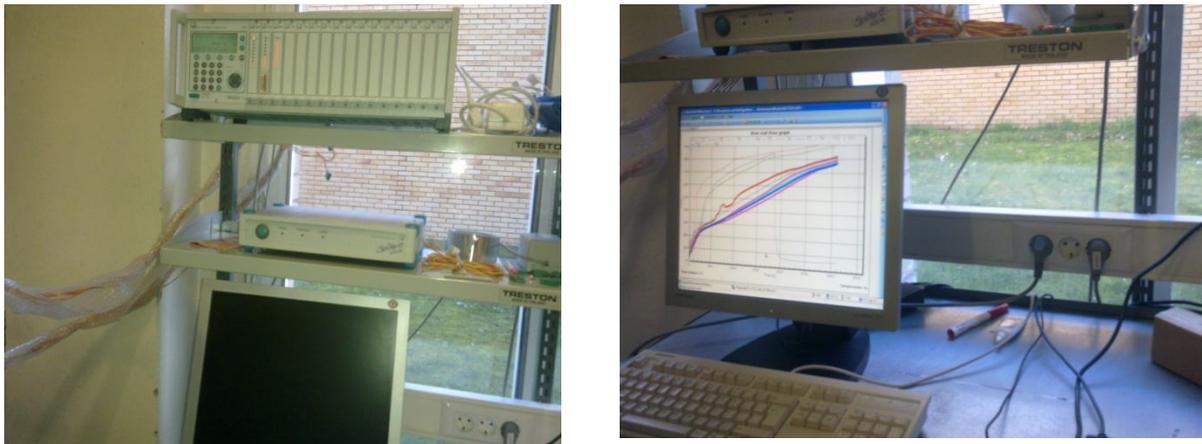


Figure 4.8. Voies d'acquisition des thermocouples et PC de visualisation



Figure 4.9. Câblage des thermocouples four- voies d'acquisition et pupitre avec voyant de température des gaz à l'intérieur du four

Pour l'analyse de l'évolution de la température de l'acier plusieurs thermocouples type K ont été utilisés conformément à la norme prEN13381-9 [120], leurs nombres et leurs numérotations sont montrés dans la figure 4.11.

Deux types de thermocouples type K ont été utilisés dans ces essais.

Pour le cas des essais sur poutres non protégés, les fils des thermocouples sont soudés à la surface des sections de poutres.



Figure 4.10. Thermocouple K et thermocouple de plaque

Pour le cas des sections protégées par l'intumescent, des thermocouples protégés par la matière minérale et des films 'Inconel sheath' ont été utilisés en perçant des trous de 1,5 mm. Par cette procédure on cherche à minimiser l'influence des câbles des thermocouples sur l'expansion du revêtement intumescent et ainsi sur l'efficacité de la protection incendie.

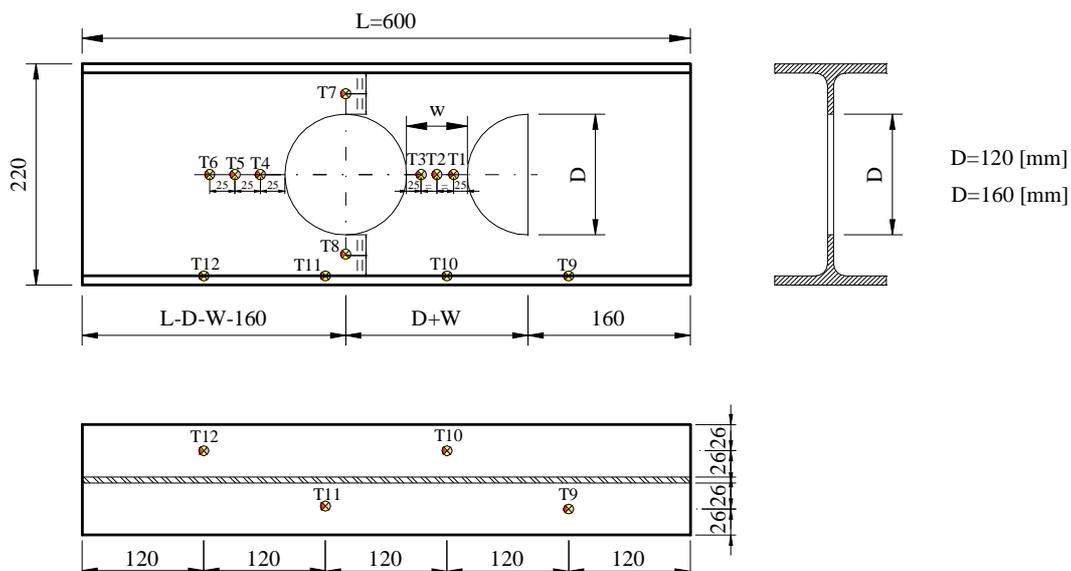


Figure 4.11. Position et numéros des thermocouples

4.4.6. Réalisation des essais au four

Les poutres à sections protégées et non protégées sont fixées au plafond du four par les semelles supérieures en plaçant une couche de céramique de 50 mm entre eux pour simuler les cas de sections exposées sur trois côtés.

Les extrémités des poutres sont aussi protégées par une couche de céramique équivalente afin d'éviter le transfert de chaleur par ces bouts, comme le montre les figures 4.12, 4.13 et 4.14, 4.15, pour les poutres non-protégées et protégées respectivement.



Figure 4.12. Poutres P12 et P15 avant l'essai au four.



Figure 4.13. Poutres P12 et P15 après l'essai.



Figure 4.14. Poutres P4 et P3 avant l'essai au four



Figure 4.15. Poutres P4 et P3 après l'essai.

4.5. Résultats des températures des sections protégées et non protégées

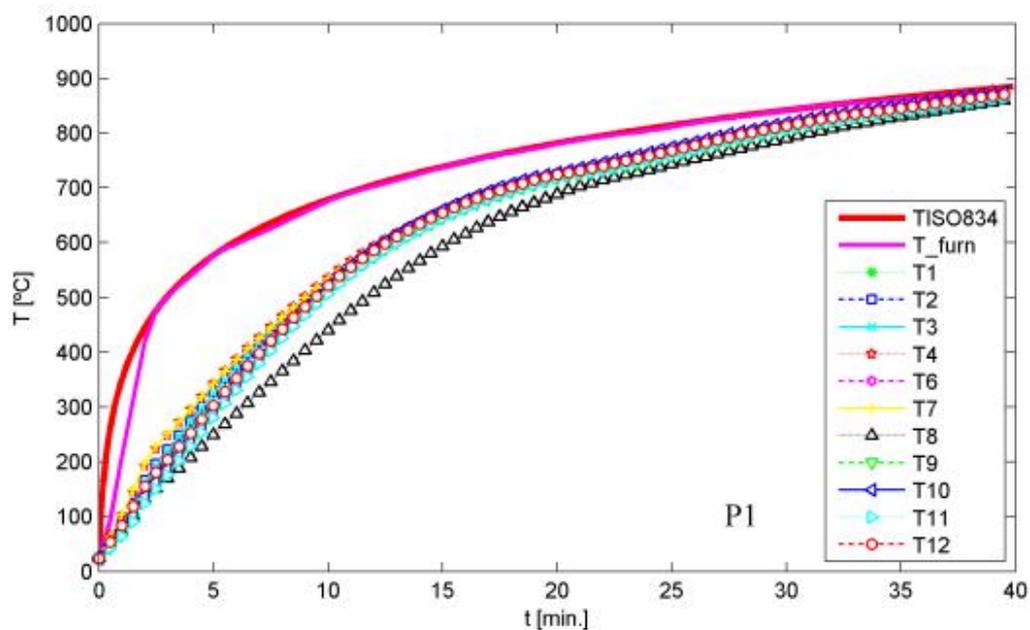
L'évolution de la température des essais est mesurée par des thermocouples attachés dans des positions prédéfinies.

Les températures au niveau de la semelle sont déterminées par les thermocouples T9 à T12 et au niveau de l'âme par les thermocouples T1, T2 et T3.

Les données obtenues à partir des thermocouples T7 et T8 peuvent être utilisées pour vérifier la non uniformité de la distribution de la température à travers la section due à son exposition sur trois côtés.

Durant l'essai quelques températures de thermocouples ont été sujettes à des fluctuations douteuses suite à un contact partiel avec l'acier et ont été écartées en conséquence de la représentation graphique et de l'analyse.

Les résultats des températures des poutres à âme pleine et cellulaires sont représentés dans les figures 4.17-4.21.



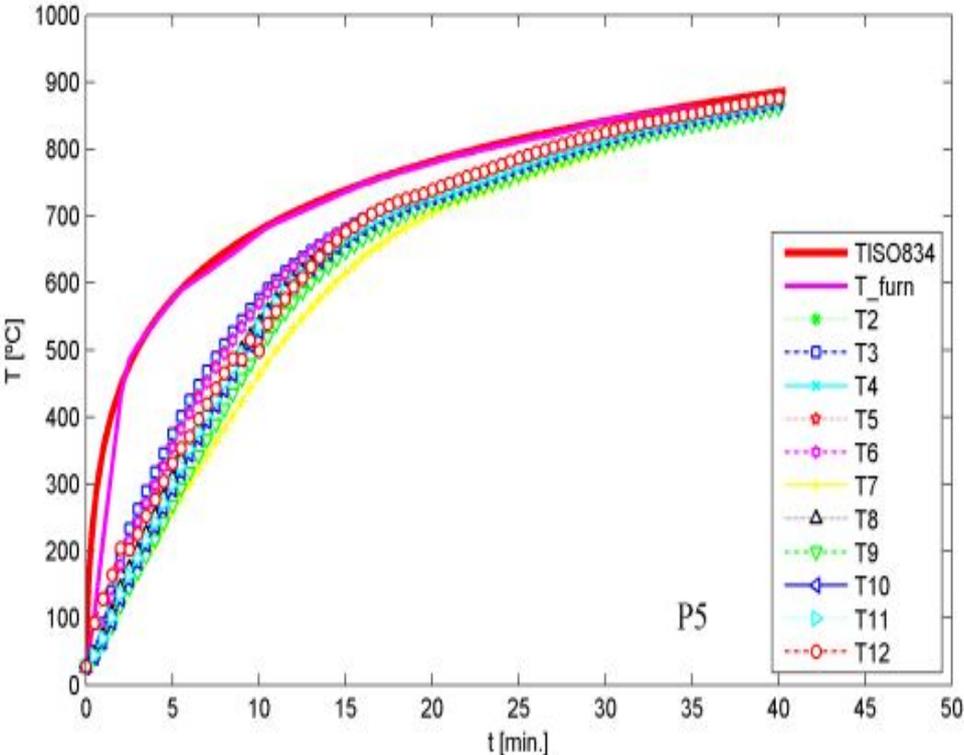


Figure 4.17. Résultats de l'évolution de la température de la poutre cellulaire P5

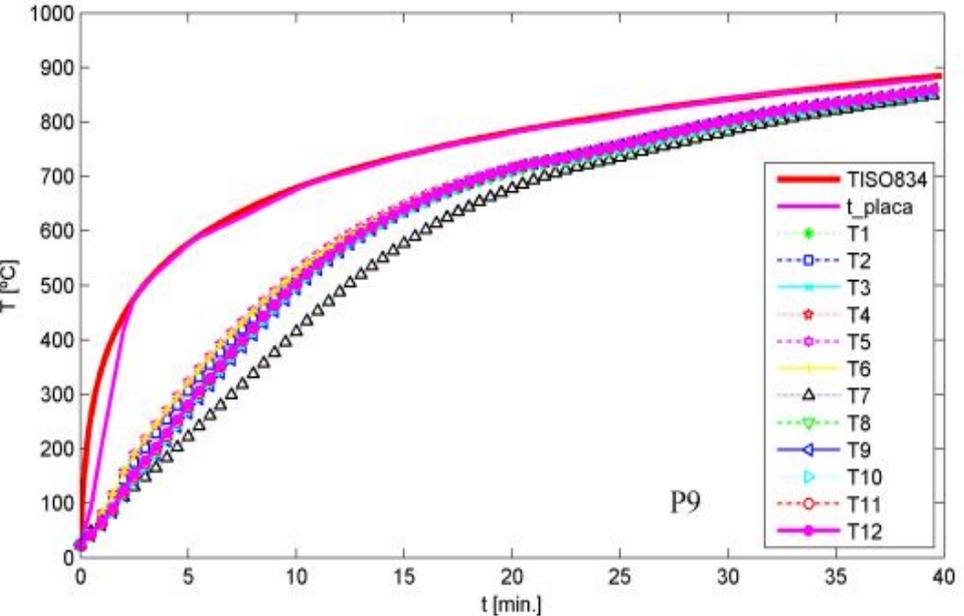


Figure 4.18. Résultats de l'évolution de la température de la poutre cellulaire P9

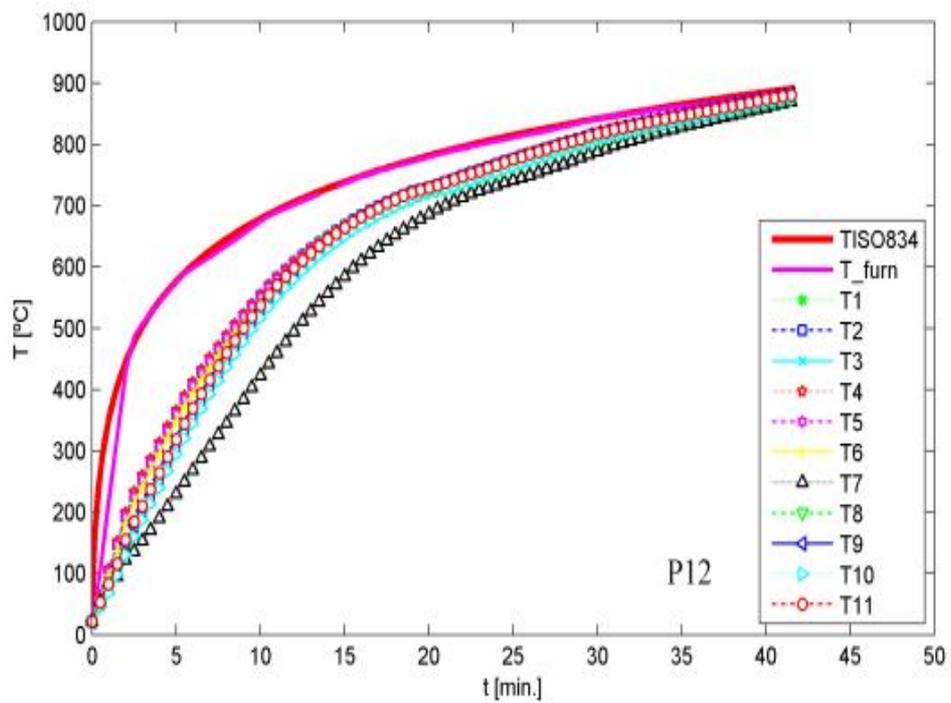


Figure 4.19. Résultats de l'évolution de la température de la poutre cellulaire P12

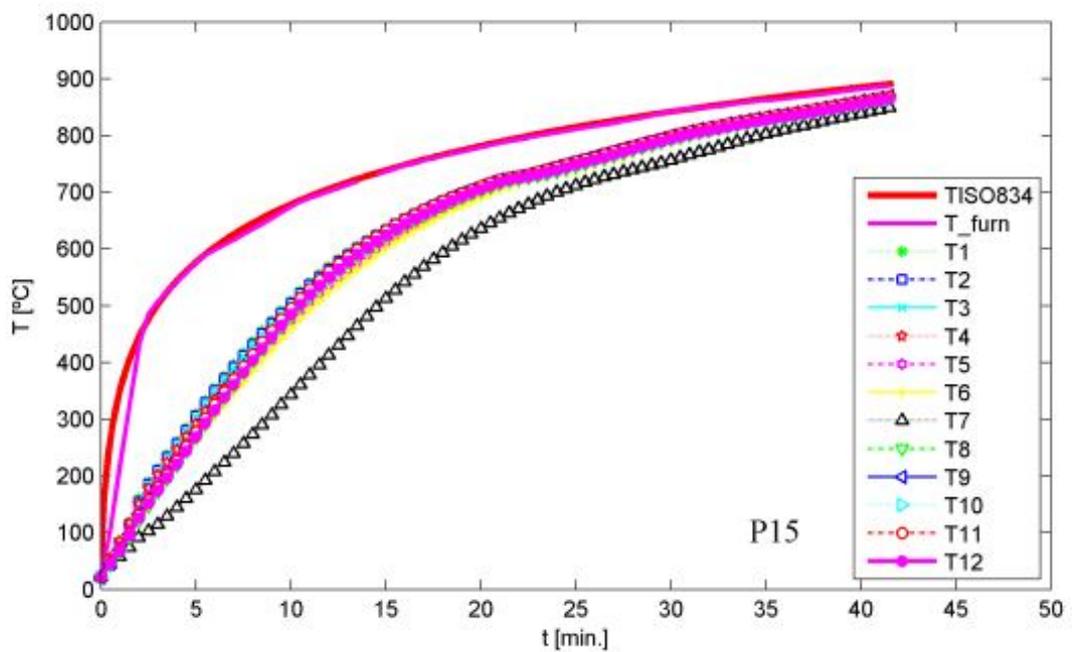


Figure 4.20. Résultats de l'évolution de la température de la poutre cellulaire P15

On considère pour comparaison les résultats des essais P1 et P9, où une poutre à âme pleine et une poutre cellulaire sont testées simultanément et on compare l'évolution des températures moyennes du montant d'âme (WT) et de la semelle (FT), présentées dans les figure 4.21 et 4.22.

Dans les deux éléments, la température dans la poutre cellulaire est inférieure à celle de la poutre à âme pleine équivalente.

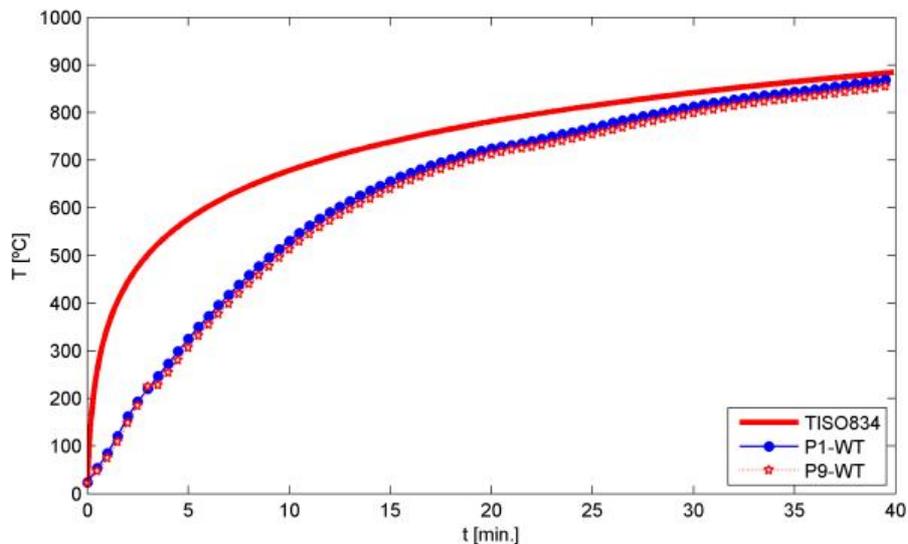


Figure 4.21. Evolution de la température moyenne sur les montants d'âmes des essais P1 et P9

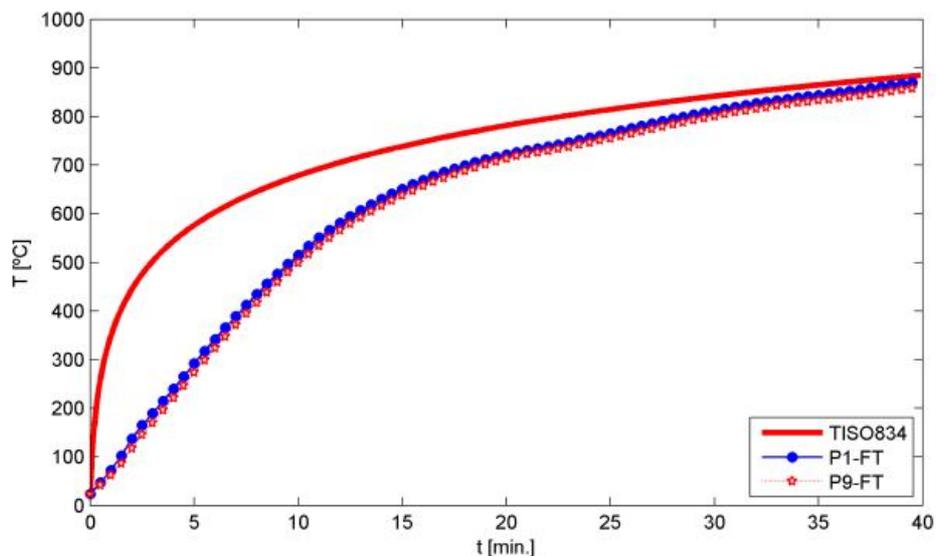


Figure 4.22. Evolution de la température moyenne sur les semelles des essais P1 et P9

Pour le cas des poutres à âmes pleines P3 et P4 et cellulaires P13 et P16 qui sont testées avec la protection intumescente, l'évolution de la température est représentée dans les figures 4.23-4.26.

Les courbes montrent un aspect non uniforme de la température dans les éléments par comparaison aux poutres non protégées.

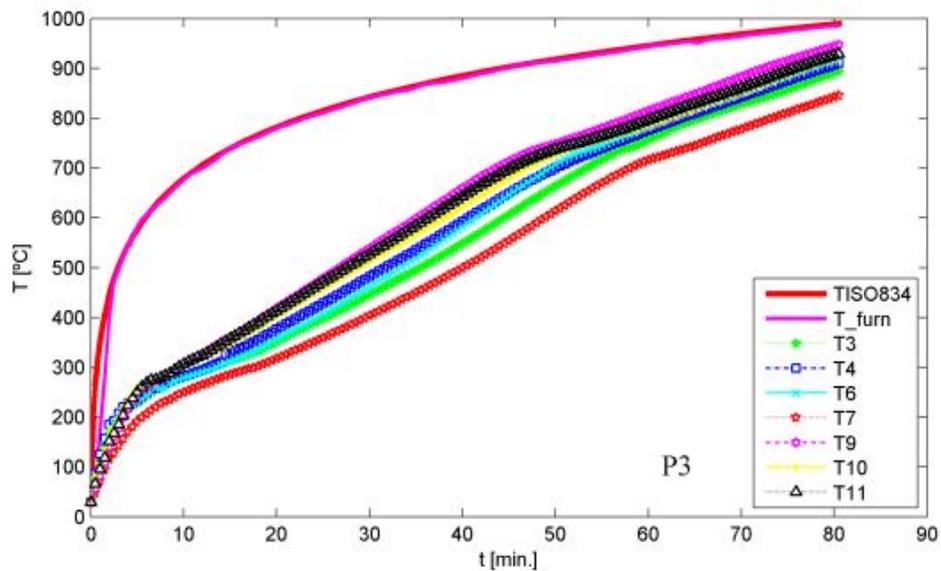


Figure 4.23. Résultats de l'évolution de la température dans la poutre à âme pleine P3 protégée par intumescent

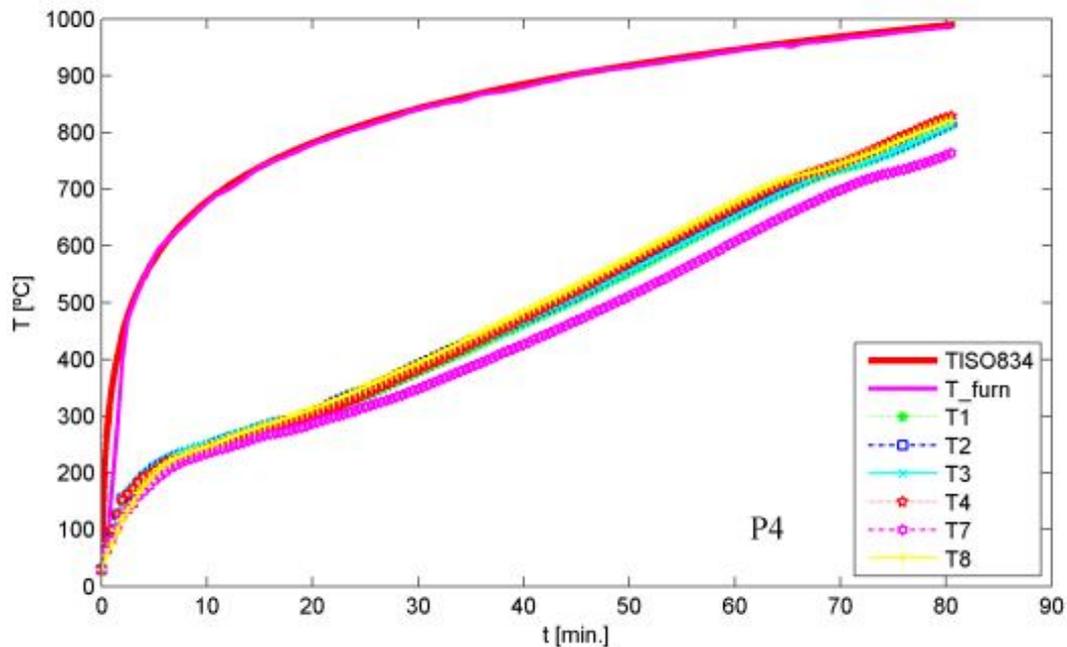


Figure 4.24. Résultats de l'évolution de la température dans la poutre à âme pleine P4 protégée par intumescent

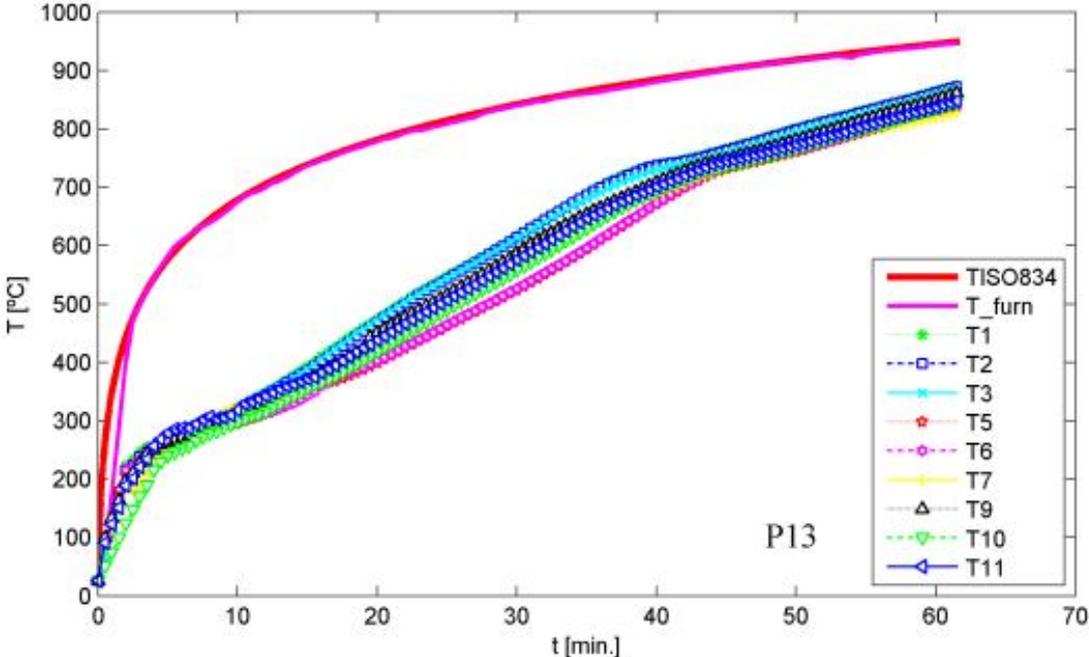


Figure 4.25. Résultats de l'évolution de la température dans la poutre cellulaire P13 protégée par intumescent

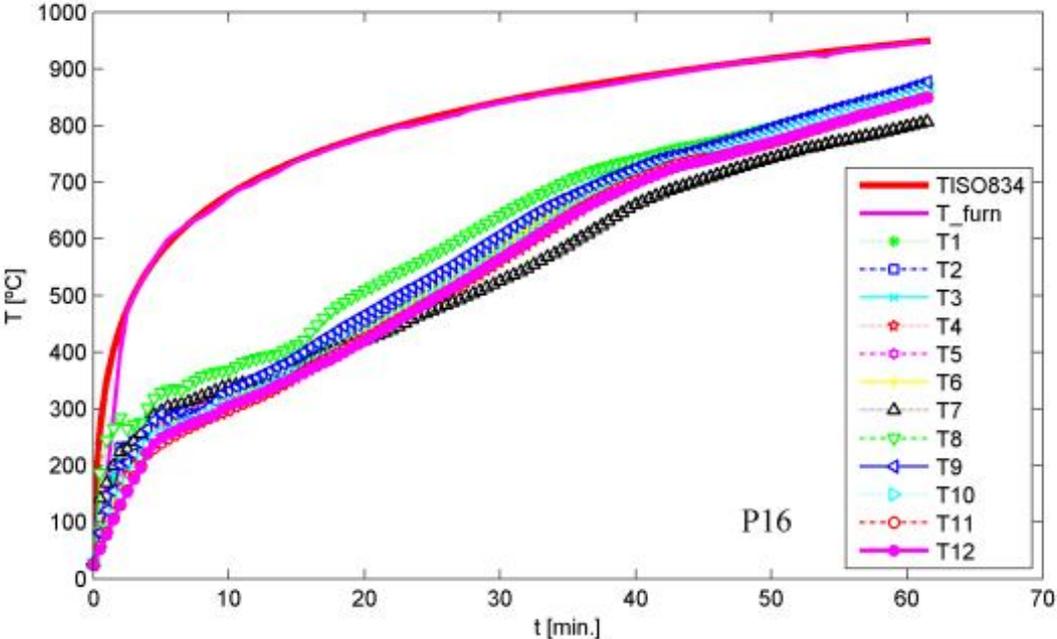


Figure 4.26. Résultats de l'évolution de la température dans la poutre cellulaire P16 protégée par intumescent

Concernant la température moyenne globale dans les poutres, le temps pour atteindre la température de 550°C est de 36 et 49 minutes pour les poutres à âmes pleines P3 et P4 respectivement, cependant pour les poutres cellulaires P13 et P16 le temps diminue de façon significative à 28 minutes pour les deux poutres.

L'expansion du revêtement intumescent des poutres cellulaires P13 et P16, protégées avec une épaisseur DFT proche de 1000 μm , mesurée dans le montant d'âme à la fin de l'essai a atteint 30 mm. L'expansion mesurée dans l'âme des poutres à âmes pleines P3 et P4, avec un DFT égal à 1047 μm et 1187 μm respectivement a été plus importante, de 85 mm et 75 mm respectivement. La meringue expansée de l'intumescent des deux poutres est montrée dans les figures 4.27 et 4.28.

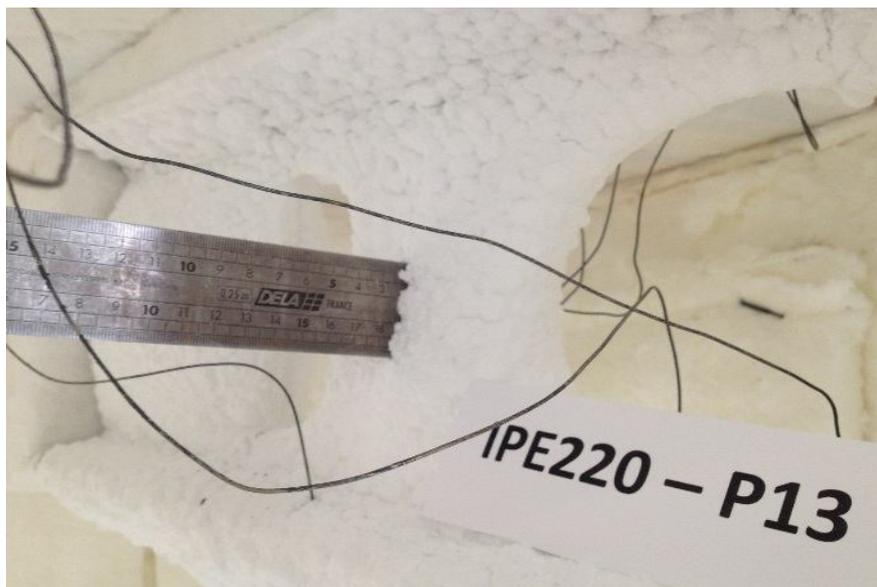


Figure 4.27. Expansion du revêtement intumescent de l'essai P13 en fin de l'expérimentation



Figure 4.28. Expansion du revêtement intumescent de l'essai P16 en fin de l'expérimentation

4.6. Analyse des résultats

En considérant par exemple le temps requis pour l'acier à atteindre 550°C, l'application d'une épaisseur nominale de protection de 1000 μm a permis une augmentation de la résistance au feu de 25 minutes pour les poutres à âmes pleines, alors que pour les poutres cellulaires avec un diamètre de trou 160 mm l'augmentation est de 17 minutes.

Les essais réalisés sur les poutres cellulaires aux montants d'âmes de 80 et 100 mm ne montrent aucune différence de température significative en relation avec la durée de résistance au feu.

Pour les deux cas de poutres, lorsqu'une épaisseur nominale DFT de 1000 μm est appliquée, une température de 550°C est atteinte après 28 minutes de temps d'exposition.

Pour des durées d'exposition plus longues, une petite différence peut être vérifiée.

Pour le cas de la poutre cellulaire avec protection intumescente, essai P16, une petite contraction de la meringue intumescente autour de l'ouverture circulaire est visualisée. Une petite surface d'acier est apparente et devient directement exposée au feu.

4.7. Conclusion

Cette étude présente les résultats d'une série d'essais sur les poutres à âme pleine et cellulaires soumises à des expositions d'incendie sur trois faces.

L'analyse paramétrique permet de comparer la performance d'une protection intumescente en utilisant des poutres sans et avec protection intumescente, et aussi l'effet de l'épaisseur de la

peinture intumescente, le diamètre du trou et la largeur du montant pour le cas de poutres cellulaires.

Les essais ont été conduits selon les normes EN13381-8 [121] pour les poutres à âme et prEN13381-9 [120] pour l'analyse des poutres cellulaires protégées par peinture intumescente.

Les résultats de la température expérimentale ont montré l'efficacité du revêtement intumescent pour les poutres à âme pleine et les poutres cellulaires engendrant une augmentation de la résistance au feu dans les deux cas.

Cette partie des travaux d'étude sera étendue à une étude paramétrique plus large pour inclure d'autres géométries de poutres cellulaires et d'épaisseurs de revêtement intumescent pour permettre une analyse multi-température (EMTA).

PARTIE 3: INVESTIGATION NUMERIQUE

CHAPITRE 5

SIMULATIONS DES POUTRES A AMES PLEINES SOUS INCENDIE

CHAPITRE 5: SIMULATIONS DES POUTRES A AMES PLEINES SOUS INCENDIE

5.1. Introduction

Les structures métalliques offrent en plus de la fonction la possibilité de construire plus léger, plus haut avec plus de grâce et d'esthétique dans la conception. Aujourd'hui la charpente métallique est une solution économique pour les mégastructures complexes où les poutres métalliques de longues travées peuvent être courbées à des angles très importants.

Les poutres PRS de grande portée à âme pleine permettent la création de grands espaces pour des structures dites à plateaux libres.

Cependant une attention particulière à leur comportement sous différents types de modèles d'incendie doit être prise en compte.

L'Eurocode EC3 partie 1-2 tolère à cet égard l'utilisation des méthodes avancées incluant les éléments finis et qui peuvent prendre en compte ces modèles en condition d'incendie [125]. Dans cette étude on considère deux types d'action à savoir : l'incendie conventionnel ISO834 et l'incendie paramétré.

5.2. Objectifs

L'effet de hautes températures sur la structure suite à un incendie peut être décrit en considérant le flux de chaleur transmise par radiation et convection due à une différence de températures entre les gaz chauds et les éléments de structure en acier [17,42,125].

L'exposition du matériau acier à ces actions engendre des dégradations de ses propriétés physiques et chimiques.

Quand la température atteint 550°C l'acier perd 40% de sa résistance et de son module d'élasticité [126] et provoque une amplification de contraintes dans les structures hyperstatiques.

De nombreux travaux de recherche, [16,17,30,45,127], expérimentaux et de modélisations numériques, ont été réalisés dans le but de mieux comprendre le comportement des éléments de structure sous l'effet de hautes températures et sous des conditions de scénarios de feu les plus variés.

Les méthodes simplifiées, pour le calcul des éléments métalliques exposés au feu, telles que proposées par l'Eurocode 3 (EN 1993-1-2) [2] ne permettent pas de décrire le comportement réel de la structure quand celle-ci présente un comportement non linéaire et que les déplacements sont grands.

L'objectif de cette étude numérique est de développer des modèles numériques afin d'analyser le comportement non-linéaire des poutres métalliques sous l'effet d'augmentation de températures uniformes dues à un incendie représenté par un feu ISO834.

La modélisation des poutres métalliques tient compte de la non-linéarité géométrique et celle du matériau acier pour les poutres à âme pleine. Plusieurs niveaux de chargement avec variation des conditions aux limites ont été considérés.

Le modèle numérique à base d'élément fini 3D est capable de représenter le comportement inélastique de poutres métalliques en grands déplacements en considérant l'Eurocode 3-Partie 1.2: Calcul du comportement au feu [20].

5.3. Action de l'incendie

Un incendie réel dans un bâtiment se développe et décroît en fonction de l'équilibre de masse et d'énergie existant dans le compartiment où il se produit [2,19].

Cependant, c'est le modèle d'incendie temps-température représentant l'accroissement de la température du gaz qui doit être introduit dans l'interface du logiciel ANSYS d'incendie conventionnel (ou "normalisé") ISO 834 et qui est définie dans le chapitre 1.

Les durées de résistance au feu spécifiées dans la plupart des règlements nationaux de bâtiment concernent le comportement à l'essai selon cette courbe.

La réponse des structures métalliques exposées au feu est gouvernée par les propriétés mécaniques, thermiques, et de déformations.

Les propriétés thermiques déterminent le profil de températures dans la section d'acier due à son exposition au feu alors que les propriétés mécaniques gouvernent la perte de la résistance et de la rigidité en fonction de la température.

Les propriétés de déformation déterminent les flèches limites des éléments métalliques sous des conditions de feu.

Dans la présente étude, l'acier est de nuance S355 avec un module de Young $E = 210000 \text{ N/mm}^2$ et la température est considérée avec une distribution uniforme le long de la travée.

5.4. Action thermique

Les propriétés thermiques sont introduites dans l'équation de la chaleur [22] appliquée en considérant l'échauffement dans une seule direction sans source de chaleur interne. Une température uniforme est considérée dans la section.

Cette hypothèse est réaliste à cause de la forte conductivité thermique de l'acier nu. La résolution de cette équation donne la formule d'échauffement de l'acier

$$\Delta\theta_{a,t} = k_{sh} \frac{A_m/V}{c_a \rho_a} \dot{h}_{net,d} \Delta t \quad (5.1)$$

Avec

- k_{sh} facteur de correction pour l'effet d'ombre;
- A_m/V facteur de massiveté pour les éléments en acier non protégés;
- A_m surface de l'élément par unité de longueur [m^2];
- V volume de l'élément par unité de longueur [m^3];
- c_a chaleur spécifique de l'acier [J/kgK];
- $\dot{h}_{net,d}$ valeur de calcul du flux thermique net par unité de surface [W/m^2];
- Δt intervalle de temps [$secondes$]. Selon L'EC3, $\Delta t \leq 5 s$;
- ρ_a masse volumique de l'acier [kg/m^3].

La chaleur spécifique C_a et la conductivité thermique λ_a de l'acier sont dépendantes de la variation de température. Elles sont exprimées par les formules empiriques de l'Eurocode [20] qui permet d'utiliser une valeur constante $C_a = 600 J/Kg \text{ } ^\circ K$ et $\lambda_a = 45 W/m^\circ K$ pour les calculs simplifiés.

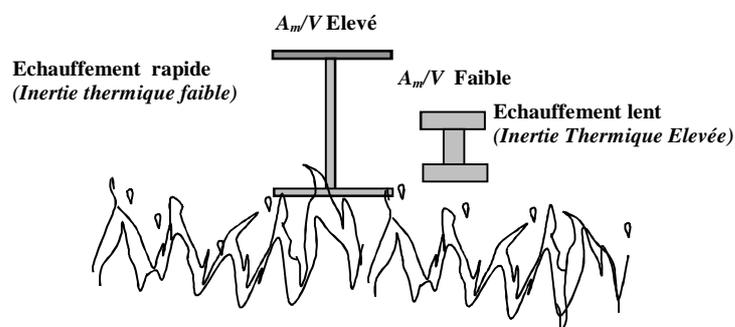


Figure 5.1. Influence du facteur de massiveté

5.5. Présentation des modèles de poutres

a) Propriétés géométriques

On considère dans notre travail deux types de poutres différentes de par leurs dimensions et la classification de leurs sections et trois modèles numériques où les conditions d'appui double-double et double-simple (rouleau) sont adoptés, tableau 5.1.

Pour l'ensemble de ces modèles une travée L de 15 mètres est considérée.

Tableau 5.1. Modèles de poutres

Dimensions de section (mm)	Modèles		
	1	2	3
h	1200	1000	
b	450	300	
t_f	16	25	
t_w	9,5	13	
r	-	27	
h/L	1/15	1/15	
Conditions d'appuis	double-rouleau		double-double

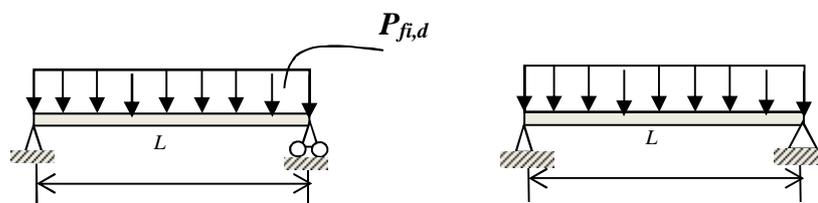


Figure 5.2. Schémas statiques et charge

$P_{fi,d}$ représente la charge uniformément répartie de calcul pour un moment de flexion correspondant $M_{fi,sd}$

Le modèle 1 est un PRS reconstitué à base de tôles et a été considéré sur la base de celui de Mourao et al. [128] avec une nuance d'acier différente et est utilisé pour la comparaison.

Les modèles 2 et 3 sont reconstitués de profilés laminés HEA 600.

b) Capacité portante en flexion sous hautes températures

L'Eurocode 3 permet d'établir la résistance au feu dans 3 "domaines" dont celui de la capacité portante [19,20,22] :

$$R_{fi,d,t} > E_{fi,d} \quad (5.2)$$

La charge $P_{fi,d}$ appliquée aux différents modèles est déterminée telle que [22] :

$$M_{fi,sd} = \eta \cdot M_{Rd} \quad (5.3)$$

$$M_{R,d} = \frac{W_{pl,y} \cdot f_y}{\gamma_{M0}} \quad (5.4)$$

$$P_{fi,d} = \eta \cdot \frac{8}{l^2} \cdot \frac{W_{pl,y} \cdot f_y}{\gamma_{M0}} \quad (5.5)$$

$$k_{y\theta} = \eta / \gamma_{M0} \quad (5.6)$$

M_{Rd} - Moment de résistance plastique

W_{pl} - Module plastique de la section

$\gamma_{M,0}$ - Coefficient de sécurité partielle à température normale.

f_y - Contrainte limite

Le chargement mécanique $P_{fi,d}$ est spécifié à des taux η variant de 0,2 à 1,0.

Une comparaison est faite entre $k_{y\theta}$ et η / γ_{M0} pour des températures critiques issues de l'analyse par ANSYS [23].

5.6. Analyse règlementaire par le logiciel ELEFIR-EN

5.6.1. Description du logiciel

Cette partie décrit le logiciel ELEFIR-EN [129] qui a été développé, par Vilareal (université d'Aviero, Portugal) et Franssen (université de Liege, Belgique), pour le calcul des éléments métalliques en condition d'incendie selon les formulations de l'EC 3 partie 1-2.

Ce logiciel est un outil important qui permet une analyse rapide et judicieuse et de ce fait permet de réduire les erreurs dans l'application des équations.

Elefir-EN permet à l'utilisateur de calculer la résistance au feu d'éléments de charpente métallique chargés par rapport aux deux axes majeur ou mineur [22,129].

a) Interface de l'utilisateur

Les calculs peuvent être exécutés dans le domaine du temps, de résistance, et de température, figure 5.3, tel que défini dans le chapitre 1.

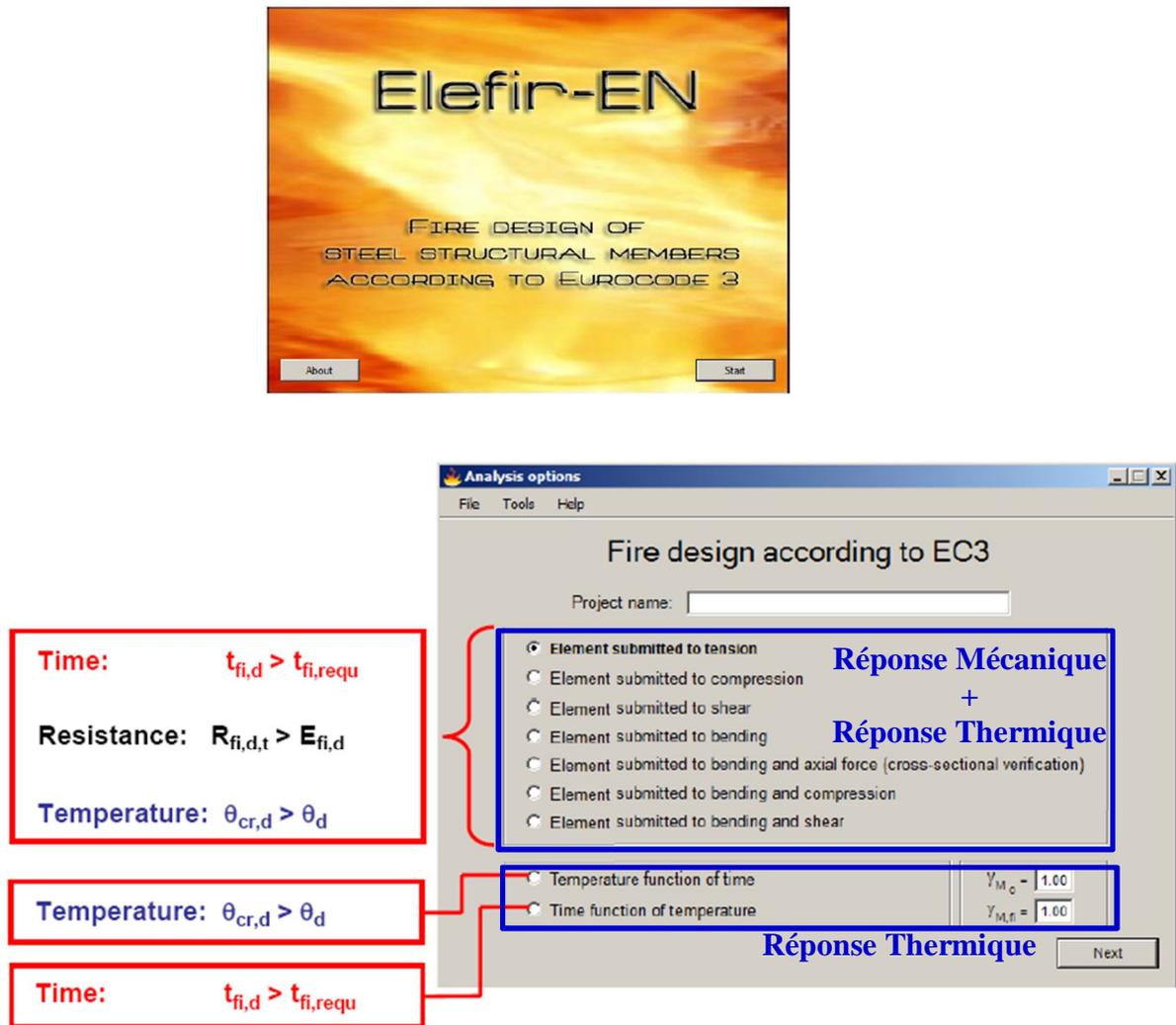


Figure 5.3. Interface de l'utilisateur de Elefir-EN

b) Calculs thermiques disponibles

Le logiciel permet à l'utilisateur de choisir le type de section et de profilé, l'exposition à l'incendie, le type de protection incendie et la courbe d'échauffement.

- La base de données des formes de sections typiques comprend les HD, HE, HL, HP, IPE, UB, UC, W, L, RHS, CHS et l'utilisateur a la possibilité d'inclure ses propres dimensions.

c) Analyse thermique

Le logiciel offre la possibilité d'avoir le profil de température des gaz à l'intérieur du compartiment ainsi que le profil de température à l'intérieur de la section.

- **Données de l'action du feu et choix du profil de température**

Un choix de courbe d'incendies nominaux, paramétrés ou autres est possible, figure 5.4. Les profils sont ainsi produits dans le compartiment et dans la section d'acier, figure 5.5.

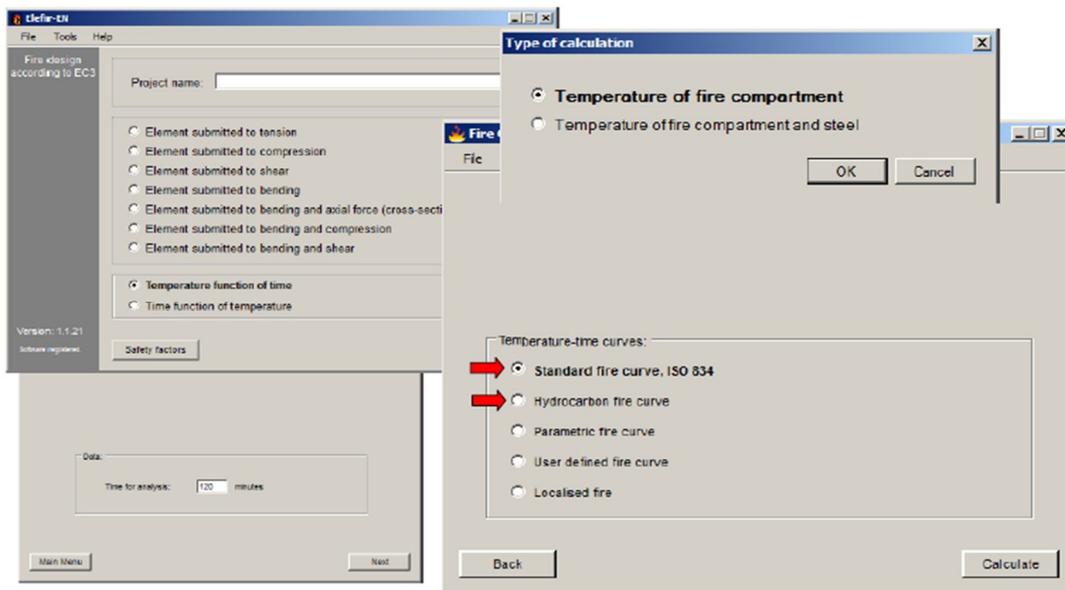


Figure 5.4. Courbes d'incendies nominaux

d) Analyse mécanique

Facteurs de réduction contrainte-déformation

Steel Temperature θ_a	Reduction factor (relative to f_y) for effective yield strength $k_{y,\theta} = f_{y,\theta}/f_y$	Reduction factor (relative to f_t) for proportional limit $k_{t,\theta} = f_{t,\theta}/f_t$	Reduction factor (relative to E_s) for the slope of the linear elastic range $k_{E,\theta} = E_{s,\theta}/E_s$
20°C	1,000	1,000	1,000
100°C	1,000	1,000	1,000
200°C	1,000	0,807	0,900
300°C	1,000	0,613	0,800
400°C	1,000	0,420	0,700
500°C	0,780	0,360	0,600
600°C	0,470	0,180	0,310
700°C	0,230	0,075	0,130
800°C	0,110	0,050	0,090
900°C	0,060	0,0375	0,0675
1000°C	0,040	0,0250	0,0450
1100°C	0,020	0,0125	0,0225
1200°C	0,000	0,0000	0,0000

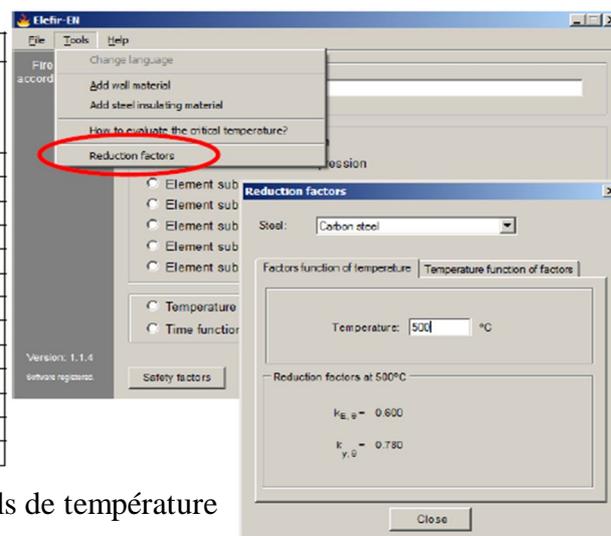


Figure 5.5. Déduction des profils de température

La figure 5.5 montre les possibilités d'analyse mécanique.

5.6.2. Cas d'étude

On cherche à déterminer les profils des températures dans les sections de poutres PRS. Le rapport informatif du logiciel Elefir-EN est présenté en Annexe B.

a) Profils de température pour le Modèle 1- Poutre PRS 450

Les figures 5.6 et 5.7 montrent l'évolution des températures dans la section PRS450 non-protégées et dans la section PRS450 protégées du modèle 1.

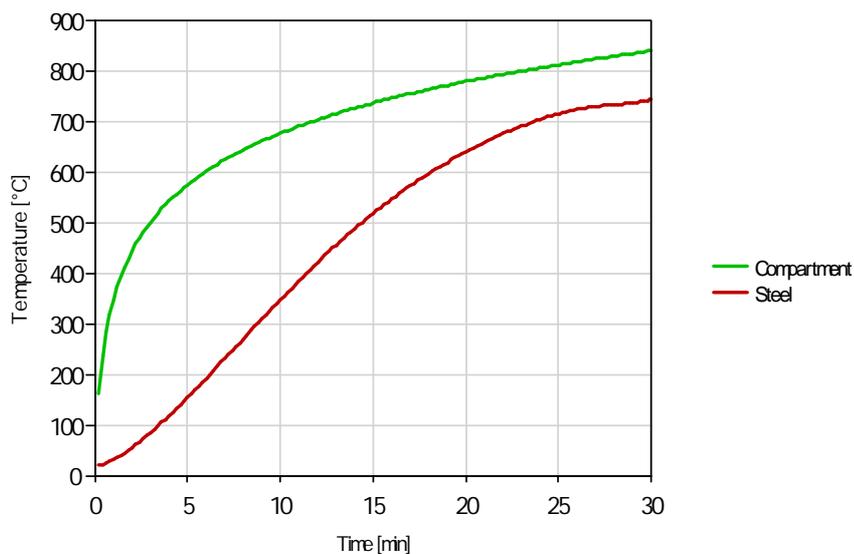


Figure 5.6. Evolution de la température dans le compartiment et dans la section d'acier PRS450 non protégée

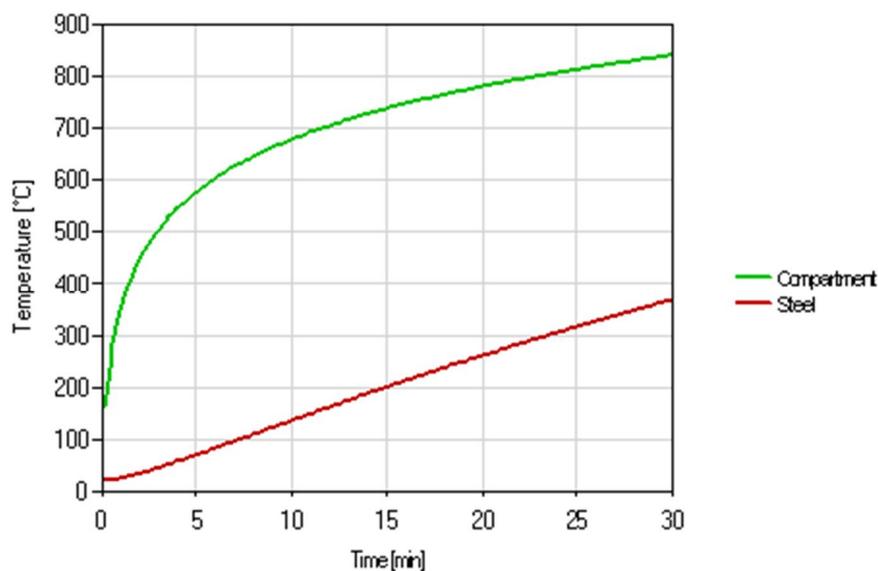


Figure 5.7. Evolution de la température dans le compartiment et dans la section d'acier PRS450 protégée

La figure 5.6 et la figure 5.7 montrent une température maximum de 841,8°C dans le compartiment et de 745,0°C et 369,3°C dans l'acier protégé et non protégé sur une durée d'exposition de 30 minutes.

b) Profils de température pour le Modèle 2- Poutre PRS 300

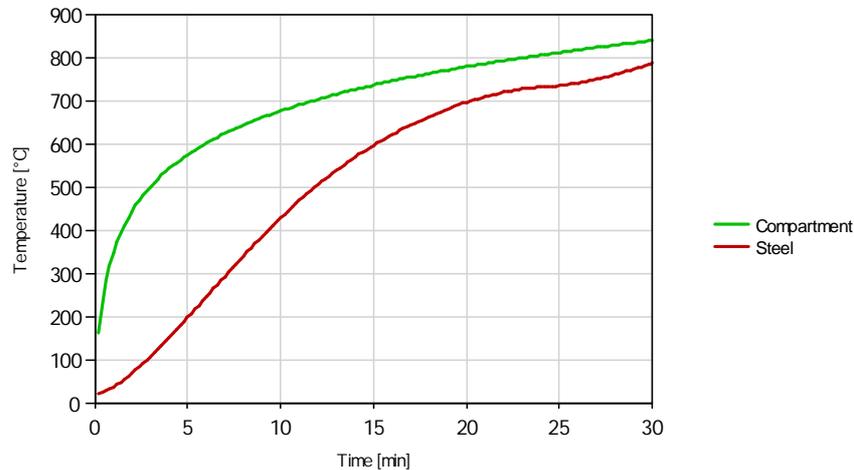


Figure 5.8. Evolution de la température dans le compartiment et dans la section d'acier PRS300 non protégée

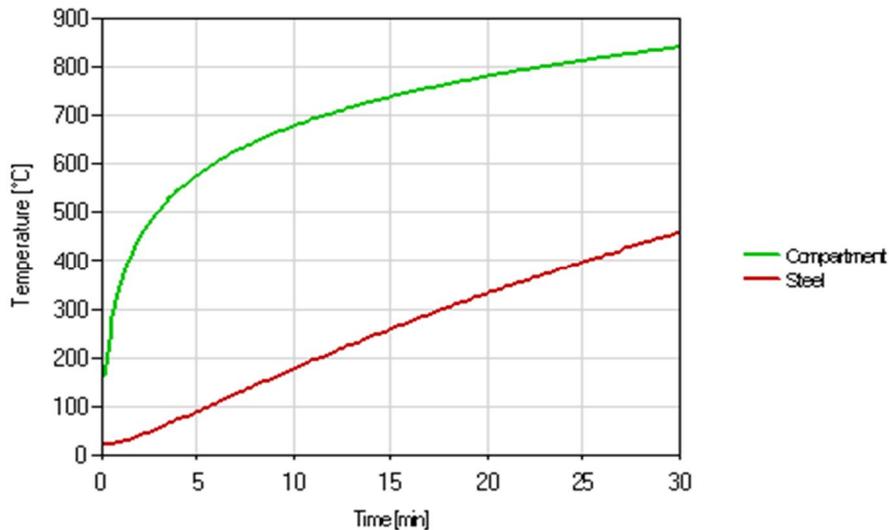


Figure 5.9. Evolution de la température dans le compartiment et dans la section d'acier PRS300 protégée

La figure 5.8 et la figure 5.9 montrent une température maximum de 841,8°C dans le compartiment et de 787,7°C et 456,8°C dans l'acier protégé et non protégé sur une durée d'exposition de 30 minutes.

5.7. Simulations mécaniques sous incendie conventionnel ISO834

5.7.1. Introduction

Le système de poutres métalliques PRS de grandes portées qui sont le plus souvent en mixtes et dans certains cas ajourées, est très utilisé par les concepteurs pour la réalisation de planchers ouverts pour les bureaux, centres commerciaux, hangars industriels et parkings.

Dans le cas d'un incendie majeur, les éléments métalliques sans protection sont endommagés ou ruinés. Ceci est principalement dû à une réduction de la capacité de résistance des éléments métalliques.

Cette étude a pour but de modéliser numériquement le comportement des poutres métalliques à âme pleine sous l'effet d'augmentation de températures uniformes due à un incendie ISO834. Une modélisation du comportement non-linéaire matériel et géométrique par éléments finis des poutres PRS à une seule travée a été réalisée par le logiciel ANSYS [24]. On tiendra compte de l'influence des différents paramètres tels que les niveaux de chargement avec variation des conditions aux limites et la réduction des propriétés mécaniques des matériaux.

L'analyse des résultats porte sur la variation du déplacement, des contraintes et de la température critique en fonction de l'évolution de la température.

5.7.2. Introduction des caractéristiques mécaniques

Les évolutions non linéaires des propriétés mécaniques sont prises en compte dans la modélisation de la réponse des structures métalliques aux effets des hautes températures dues au feu. Les propriétés considérées sont le module d'élasticité E , la limite élastique f_y [20,22] et la relation contrainte-déformation, figure 5.14. La modélisation est réalisée par le logiciel ANSYS [24].

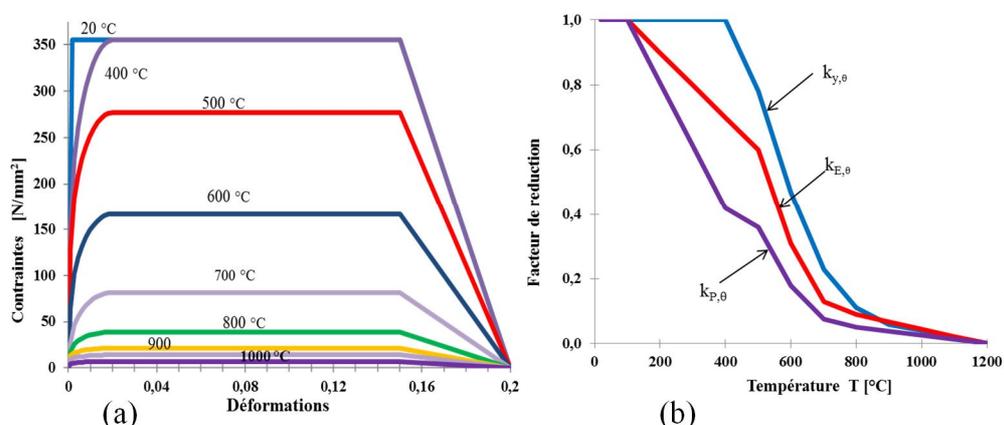


Figure 5.10. Evolution des propriétés mécaniques en fonction de la température (a.) contraintes-déformations, (b) facteurs de réduction $k_{y\theta}$, $k_{p\theta}$, $k_{E\theta}$

Les facteurs de réduction sont définis de la façon suivante [20] :

$k_{y,\theta} = f_{y,\theta} / f_y$ limite d'élasticité efficace, par rapport à la limite d'élasticité à 20 °C

$k_{p,\theta} = f_{p,\theta} / f_y$ limite de proportionnalité, par rapport à la limite d'élasticité à 20 °C

$k_{E,\theta} = E_{a,\theta} / E_a$ pente du domaine élastique linéaire, par rapport à la pente à 20 °C

Le coefficient de dilatation thermique α_θ est introduit dans ces simulations numériques par ANSY comme variant en fonction de la température comme présenté dans la partie bibliographique.

A noter que l'EC3 [20] propose une valeur constante $\alpha_\theta = 14,0 \cdot 10^{-6} / ^\circ\text{C}$ pour les calculs simplifiés.

La masse volumique de l'acier est de $\rho_a = 7850 \text{ kg/m}^3$ et ne varie pas avec la température.

Le coefficient de Poisson ν n'est que peu ou pas du tout affecté par l'augmentation de la température et il est pris égal à 0,3.

5.7.3. Modélisation numérique

Hypothèses

Le modèle numérique tient compte des hypothèses suivantes:

- Profilés métalliques non protégés
- Feu normalisé ISO 834
- Température uniforme dans les éléments métalliques
- Non linéarité géométrique en grands déplacements
- Non linéarité matérielle σ - ε selon l'EC3 partie 1-2
- Loi de comportement Multi- linéaire élastique "sans écrouissage"
- La poutre est prémunie contre les déplacements latéraux

Discrétisation

Le modèle numérique tient compte des non linéarités géométriques et matérielles et s'appuie sur l'élément fini "Beam24" qui permet de considérer l'évolution progressive de la plasticité sur la hauteur de la section.

Les poutres sont discrétisées par 6 à 15 éléments "Beam24" le long de la travée et de 12 divisions sur la hauteur de la section, figure 5.11.

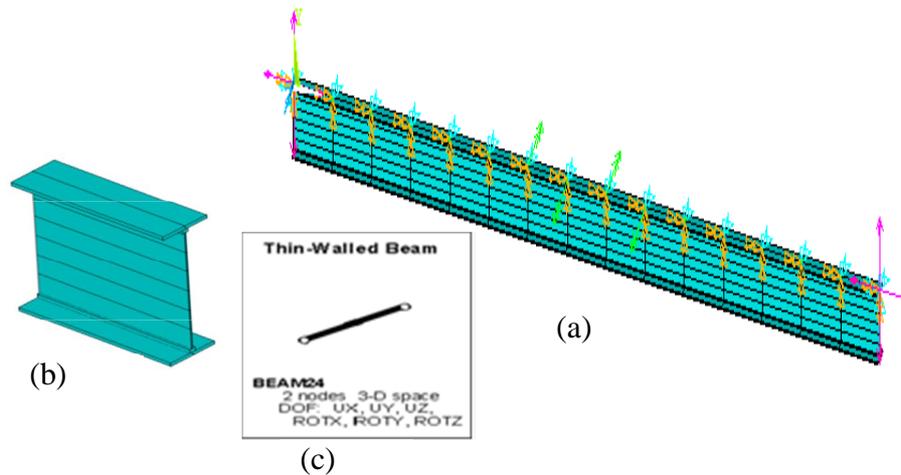


Figure 5.11. Modèle de poutre discrétisé par EF « Beam 24 »
 (a) Le long de la travée
 (b) En hauteur de la section
 (c) Élément fini 3D « Beam24 »

5.7.4. Simulations et analyse des résultats

Les poutres sont analysées par le logiciel ANSYS, en faisant varier les températures par pas jusqu'à ce que le logiciel cesse de converger. On procède ensuite par une réduction d'un pas pour cerner la valeur de la température – atteinte de la limite plastique de la poutre.

Dans notre étude, la température finale atteinte est nommée température critique.

a. Modèle Poutre double - rouleau

On considère dans cette partie, la poutre, Modèle 2, aux dimensions à partir du tableau 5.1. La figure 5.13 représente la déformée de la poutre pour les températures critiques atteintes

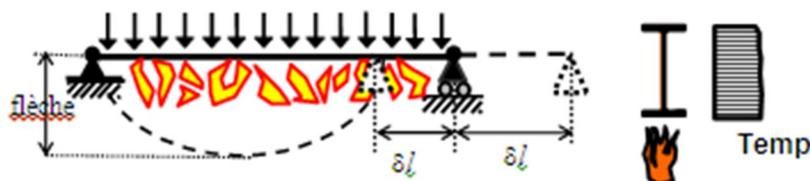


Figure 5.12. Modèle physique et paramètres de l'analyse du modèle

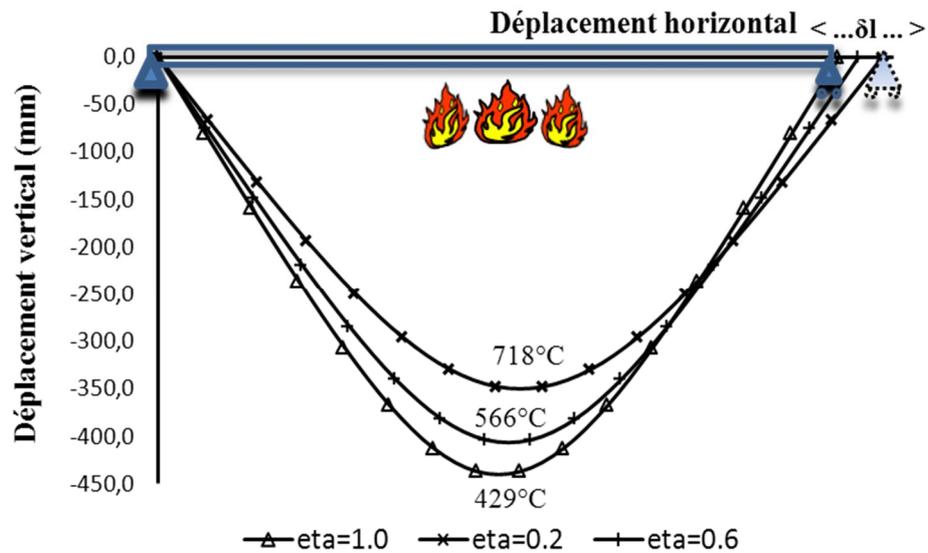


Figure 5.13. Déformée en fonction de la température-modèle double-rouleau

Le déplacement horizontal au niveau du rouleau, figure 5.13, varie linéairement jusqu'à une certaine limite qui peut être évaluée par la relation (5.7).

$$\delta l = l \cdot \alpha \cdot \Delta \theta \quad (5.7)$$

Cette température limite peut être calculée approximativement dans le domaine linéaire par la méthode simplifiée de l'Eurocode 3.

Ensuite, le déplacement horizontal diminue suite à la déformation de la poutre, figure 5.14. Dans des cas réels, les appuis sont maintenus ou peuvent être partiellement restreints et les valeurs de δl seront inférieures à celles présentées dans la figure 5.14.

Pour des températures relativement faibles la dilatation thermique δl augmente, mais la réduction du module d'élasticité du matériau conduit à une augmentation de la flèche figure 5.15, ce qui provoque un renversement du déplacement horizontal au niveau de l'appui.

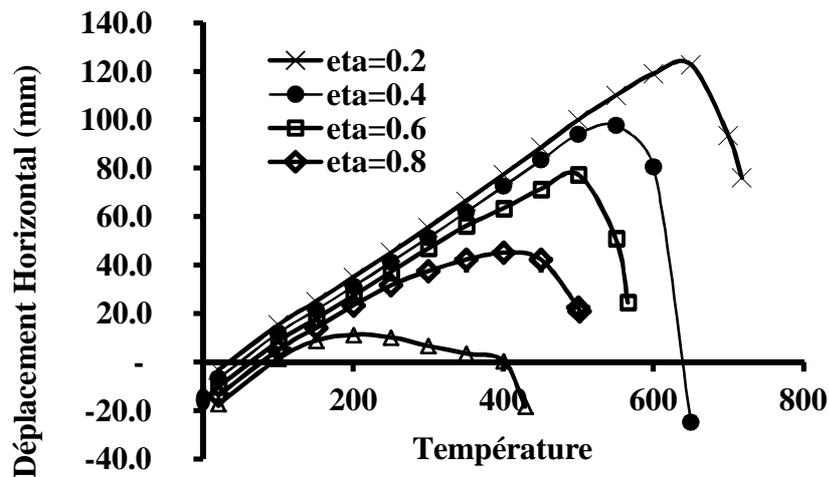


Figure 5.14. Déplacement horizontal en fonction de la température-modèle 2

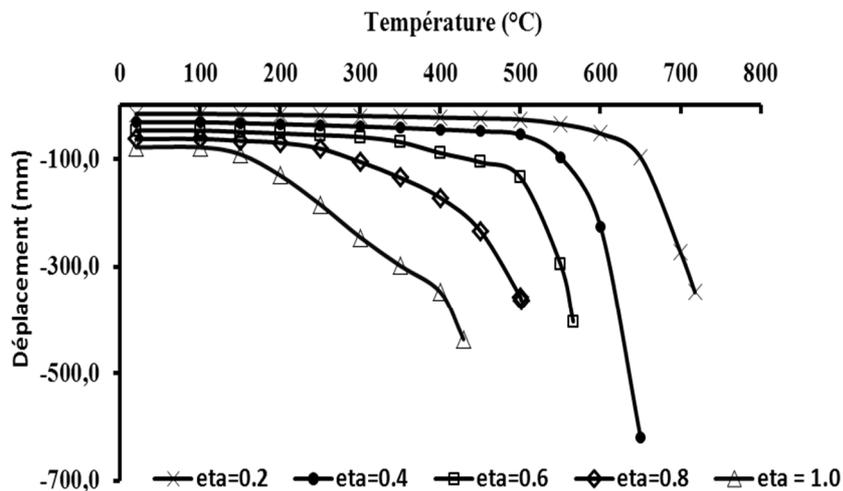


Figure 5.15. Flèche en fonction de la température modèle double-rouleau

Des valeurs de $k_{y\theta}$ déterminées sur la base des températures critiques par l'analyse de la méthode avancée par ANSYS sont comparées à celles de l'Eurocode 3 de la formule (5.6), tableau 5.2.

Les valeurs présentées dans ce tableau confirment la méthode simplifiée de l'Eurocode qui reste une bonne approximation.

Tableau 5.2. Comparaison entre η et θ_{cr}

η	θ_{cr} (°C) Analyse ANSYS	$k_{y\theta}$ (θ_{cr})	$\eta/1,1$ Eurocode 3
0,2	718	0,208	0,182
0,4	650	0,350	0,364
0,6	566	0,575	0,545
0,8	501	0,777	0,727
1,0	429	0,936	0,909

Les températures critiques dépendent des niveaux de chargement η et peuvent être déterminées par la méthode simplifiée de l’Eurocode 3.

La figure 5.16 représente les moments fléchissant à mi- travée en fonction de la température pour différents taux de charge η pour les modèles 2 et 3 respectivement.

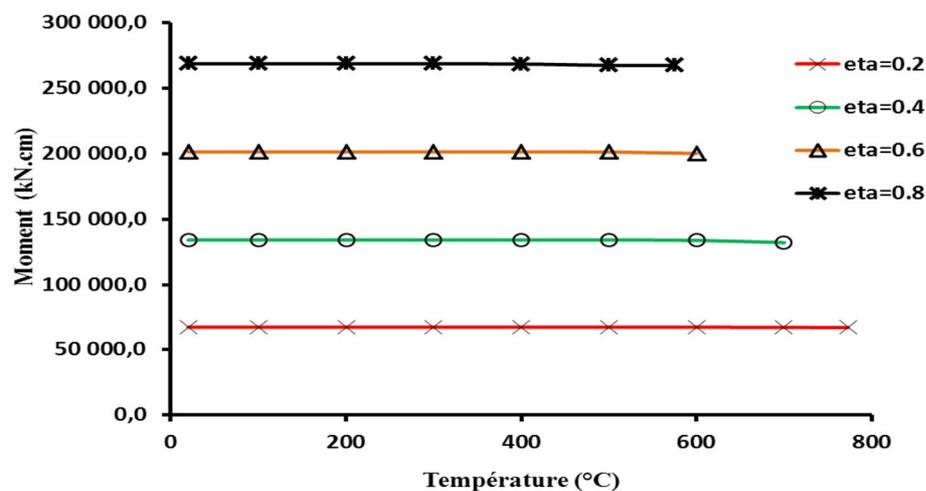


Figure 5.16. Moment à mi- travée en fonction de la température pour différents taux de charge

On constate que les valeurs des moments, pour le cas de la poutre double-rouleau, ne changent pas en fonction de la température et sont comparables à la valeur de calcul du domaine élastique. La non-linéarité géométrique n’a aucun effet dans ce cas.

b. Modèle Poutre double – double

On considère dans cette partie la poutre modèle 3 avec les dimensions mentionnées dans le Tableau 5.1. Les deux appuis ne peuvent se déplacer longitudinalement.

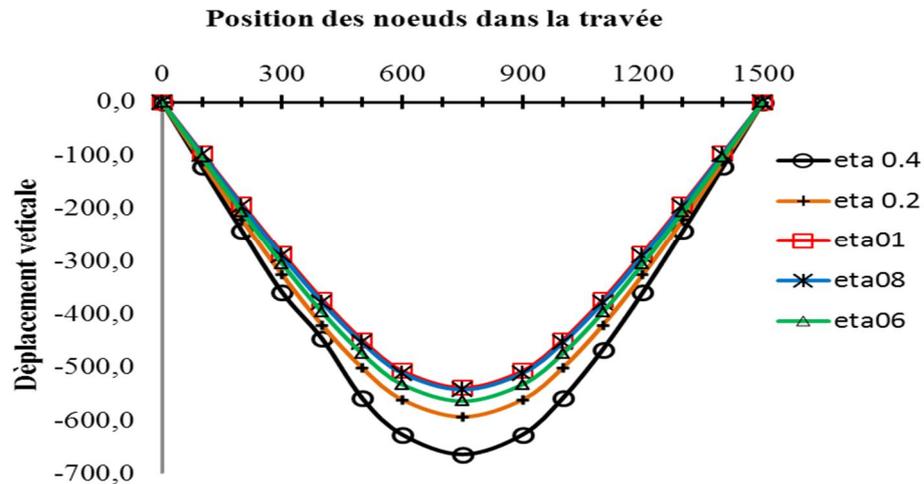


Figure 5.17. Déformée de la poutre pour différentes températures critiques et taux de chargement (modèle 2)

La figure 5.17 représente la déformée de la poutre pour les températures critiques atteintes. On observe que les températures critiques sont plus élevées et les déplacements verticaux sont supérieurs à ceux du modèle 2.

La variation de la flèche en fonction de la température et du taux de charge η est représentée dans la figure 5.18.

On observe que les flèches dans ce cas sont supérieures à celles de la poutre avec rouleau du modèle double-simple.

La variation de force de réaction horizontale aux appuis en fonction de la température est représentée pour différents niveaux de chargement dans la figure 5.19.

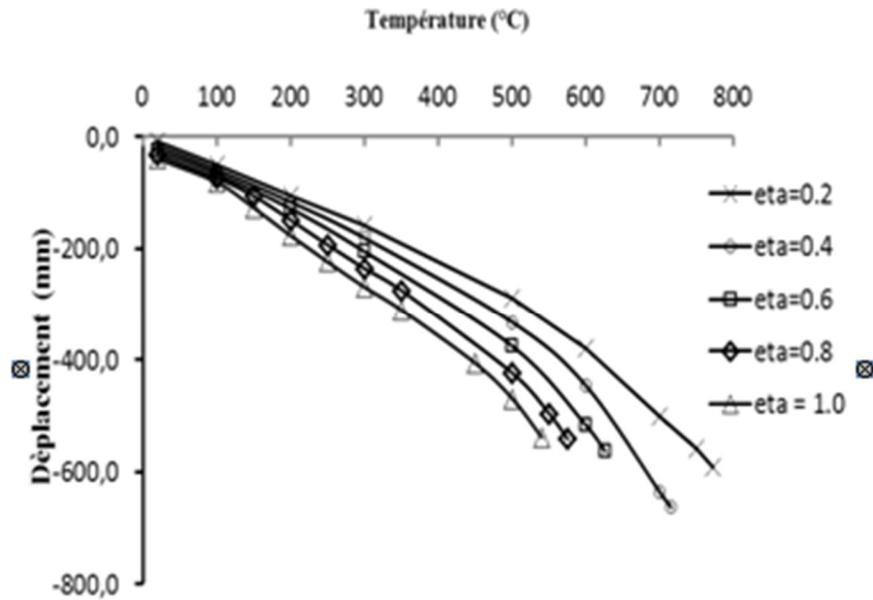


Figure 5.18. Flèche en fonction de la température modèle 2

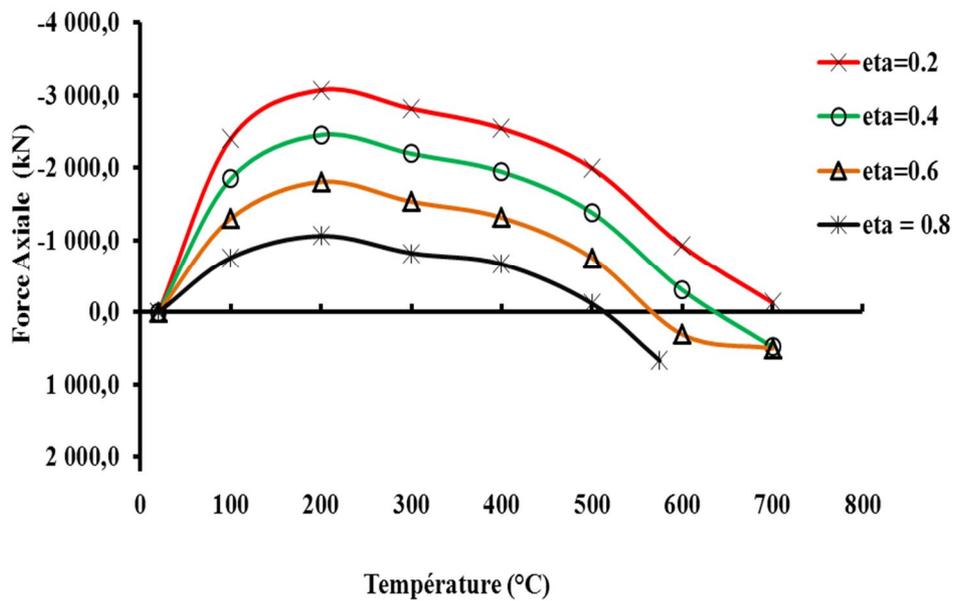


Figure 5.19. Force axiale en fonction de la température pour différents niveaux de chargement η

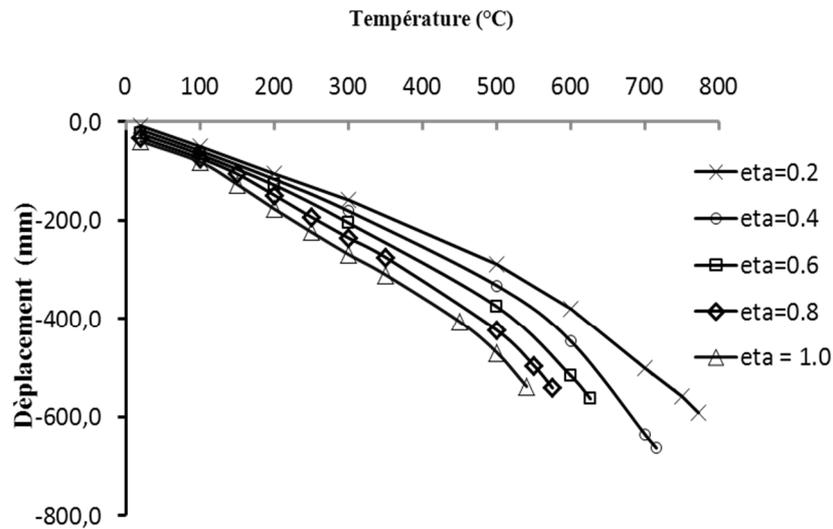


Figure 5.20. Flèche en fonction de la température- modèle 3

On observe que la force axiale augmente au début jusqu'à une certaine température puis décroît à cause des grands déplacements, Figure 5.19.

On remarque que pour un échauffement dans le domaine de faibles températures, ces réactions d'appuis agissent en compression.

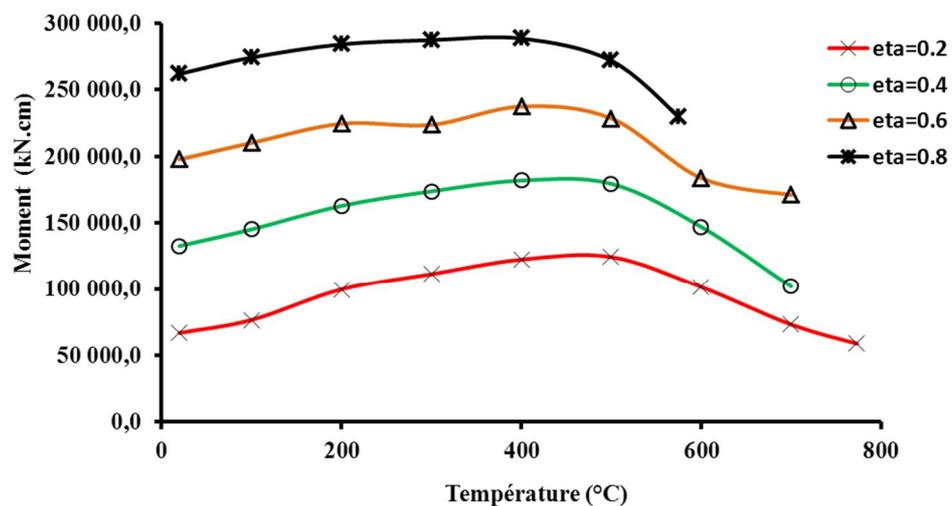


Figure 5.21. Moment à mi- travée en fonction de la température pour différents taux de charge- Modèle double-double

La figure 5.21 représente la variation du moment fléchissant à mi-travée en fonction de la température pour différents taux de charge η pour le modèle 3.

Dans ce cas, le moment fléchissant, augmente initialement jusqu'à une certaine température, suite à la réaction d'appui, puis diminue ensuite alors que la valeur de la réaction horizontale diminue avec l'augmentation de la température.

c. Comparaison

Pour les mêmes conditions d'appuis et le même rapport l/h , les modèles 1 et 2, tableau 5.1, présentent des allures similaires et sont sensiblement proches, figure 5.22.

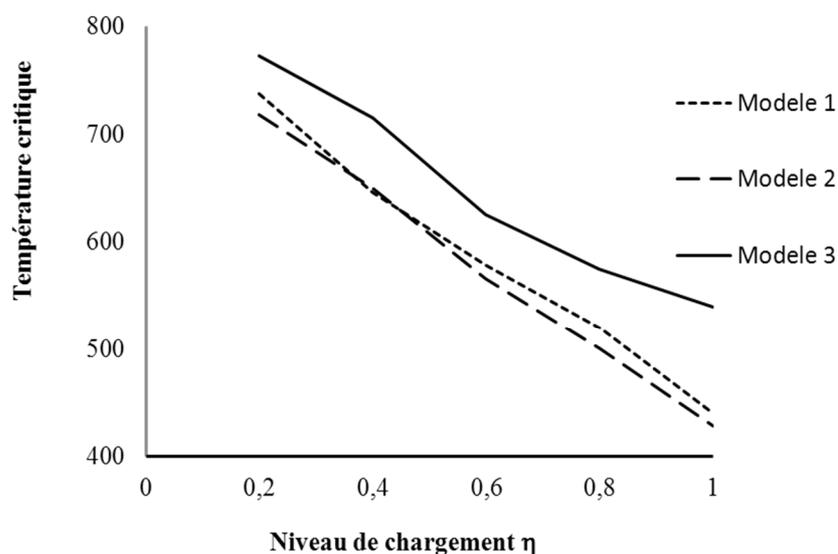


Figure 5.22. Température critique-niveau de chargement η

On remarque la poutre double-double possède des températures critiques plus grandes que celles du double-rouleau, modèle double-simple figure 5.22.

Sous l'effet de températures élevées les forces de réactions agissent en traction et contribuent à l'augmentation des températures critiques.

Les déplacements verticaux à mi-travée, figure 5.23, sont plus petits pour le cas de la poutre double-rouleau du fait que l'appui est libre de se déplacer par dilatation thermique.

Dans le cas de la poutre double-double, ils sont plus grands avec une vitesse de dilatation plus faible.

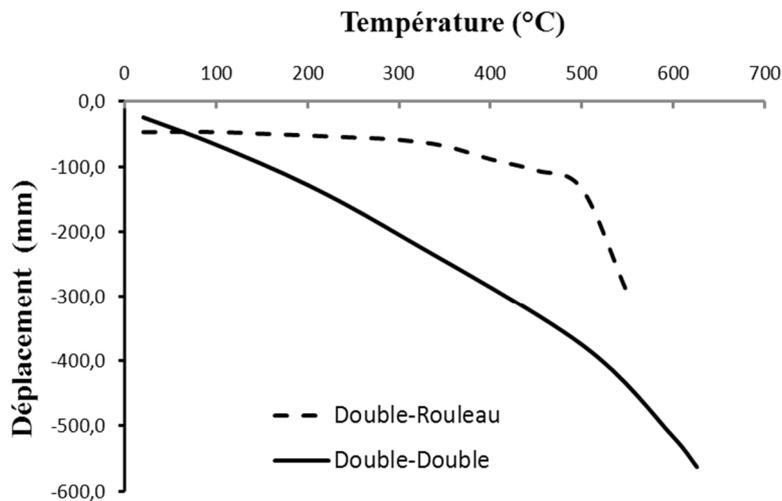


Figure 5.23. Comparaison : Déplacement vs Température critique-niveau de chargement η

Conclusion

Les profils de températures telles que produites par les méthodes simplifiées donnent une première appréciation pour la protection ou non du profilé de charpente métallique pendant une durée d'exposition requise.

Bien que le calcul de la résistance au feu par la méthode simplifiée de l'Eurocode 3 soit très pratique pour un calcul rapide et approximatif, cependant le fait de supposer que la température critique de référence pour les poutres métalliques fléchies est de 550 °C, s'avère conservatif.

L'analyse par des modèles d'éléments finis 3D tenant compte de la non-linéarité des propriétés du matériau en plus de l'effet des grands déplacements, montre que les poutres peuvent résister à des températures plus importantes.

L'effet des conditions d'appuis est très important pour l'évaluation de la réponse structurelle de la pièce métallique en condition d'incendie.

5.8. Simulations sous incendie naturel et paramétré

En termes de performance des structures métalliques ou mixtes, la compréhension du comportement des bâtiments en condition d'incendie a été, durant longtemps, bloquée par la focalisation de la performance des éléments métalliques sur les essais à échelles réduites [130,131].

Les essais à grande échelle et spécialement ceux de BRE Cardington, Figure 5.24, ont levé les défis de réaliser plusieurs tests sur un bâtiment de charpente métallique typique à usage de bureaux [132,133].



Figure 5.24. Bâtiment de Cardington en construction et durant l'essai

5.8.1. Modèles de Coubes d'incendie naturel : Compartiment TEST3

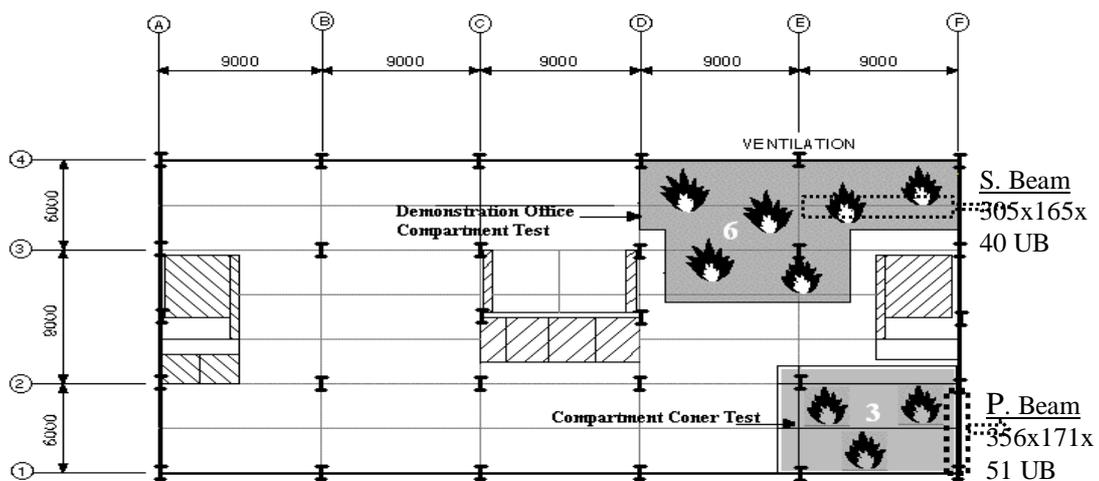


Figure 5.25. Compartiments test3 & 6 de Cardington

L'objectif du test3, figure 5.25, est d'investiguer le comportement d'un système de plancher complet. Le compartiment présentant les dimensions 10 m x 7,6 m a été construit dans un angle au 1^{er} étage du bâtiment [43,131].

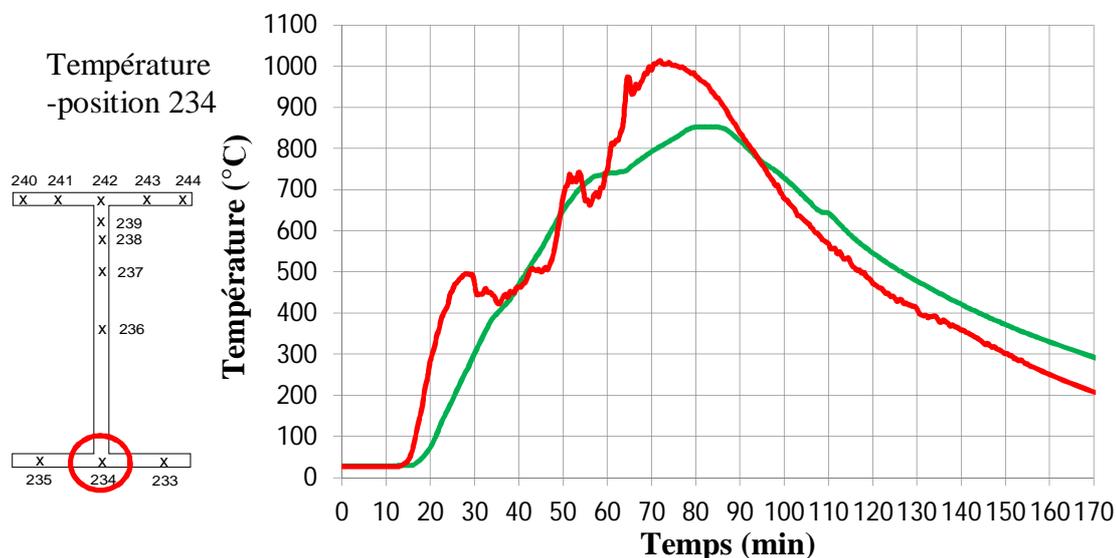


Figure 5.26. TEST3 – Courbe d'incendie réelle et évolution de la température dans le compartiment

Courbe d'échauffement

a) Caractérisation du compartiment de feu

La ventilation est faite par une seule grande ouverture.

Tableau 5.3. Caractéristiques du compartiment au feu TEST3

Aire totale du compartiment	A_t	295 m ²
Aire du plancher	A_f	76 m ²
Aire totale des ouvertures verticales	A_v	7 m ²
facteur d'ouverture	O	0.031 m ^{1/2}
Hauteur	H	4 m
Hauteur moyenne des ouvertures	h_{ou}	1.8m
béton léger	ρ	1900 kg/m ³
	C	840 J/kgK
	λ	1.0 W/mK

b) Détermination de l'évolution de la température des gaz- Courbe d'Incendie paramétrique

Temps pour atteindre la température maximale: $t_{lim} = 20$ minutes

• **Détermination de la densité de charge calorifique**

Le modèle de calcul adopté de la densité de charge calorifique est défini par l'annexe A de l'Eurocode EN 1991-1-2 :

$$q_{f,d} = q_{f,k} \cdot m \cdot \delta_{q1} \cdot \delta_{q2} \cdot \delta_n \quad (5.8)$$

Ou :

- m coefficient de combustion ;
- δ_{q1} coefficient qui prend en compte le risque d'activation du feu lié à la taille du compartiment ;
- δ_{q2} facteur qui prend en compte le risque d'activation du feu lié au type d'occupation ;
- δ_n coefficient qui prend en compte les différentes mesures actives de lutte contre le feu.

Pour l'essai de Cardington, la charge calorifique est composée de 20% de plastiques, 11% de papier et 69% de bois, c'est-à-dire uniquement de matériaux cellulosiques.

Par conséquent $m = 0,8$.

$$\begin{aligned} \delta_{q1} &= 1,5 \quad (A_f \leq 250) \\ \delta_{q2} &= 1,0 \quad (\text{bureau}) \\ \delta_n &= \prod_{i=1}^{10} \delta_{ni} = 1,0 \times 0,73 \times 0,87 \times 0,78 \times 1,0 \times 1,0 \times 1,0 = 0,5 \end{aligned} \quad (5.9)$$

La charge calorifique totale a été prise équivalente à 46 Kg de bois/m² et avec une densité de charge calorifique caractéristique $q_{f,k}$ prise égale à 805 MJ/m², on déduit la densité de charge calorifique suivante :

$$q_{f,d} = 805 \times 0,8 \times 1,5 \times 1,0 \times 0,5 = 483 \text{ MJ/m}^2 \quad (5.10)$$

• **Paramètres de contrôle des phases d'incendie :**

La courbe paramétrée température-temps est fonction de 3 paramètres, la charge calorifique du feu $q_{t,d}$, le facteur d'ouverture O et le facteur b qui tient compte des propriétés thermiques des parois du compartiment (EN 1991-1-2) :

$$\theta_g = f(q_{t,d}, O, b) \quad (5.11)$$

$$q_{t,d} = q_{f,d} \cdot \frac{A_f}{A_t} = 483 \times \frac{76}{295} = 124 \text{ MJ/m}^2$$

$$O = \sqrt{h_{eq}} \cdot \frac{A_v}{A_t} = \sqrt{1,8} \times \frac{7}{295} = 0,031 \text{ m}^{1/2} \begin{cases} \geq 0,02 \\ \leq 0,2 \end{cases} \quad (5.12)$$

La durée de la phase d'échauffement t_{max} qui permet aussi de déterminer la courbe de refroidissement dans le cas où le feu est contrôlé par ventilation est :

$$t_{max} = 0,2 \times 10^{-3} \times \frac{q_{t,d}}{O} = 0,2 \times 10^{-3} \times \frac{124}{0,031} = 0,8 \text{ h} > t_{lim} = 0,333 \text{ h} \quad (5.13)$$

✓ L'incendie est donc contrôlé par ventilation.

Le plafond, la dalle et les murs sont constitués de béton léger d'où le facteur b :

$$b = \sqrt{c \cdot \rho \cdot \lambda} = \sqrt{840 \cdot 1900 \cdot 1,0} = 1263,3 \frac{\text{J}}{\text{m}^2 \cdot \text{s}^{1/2} \cdot \text{K}} \begin{cases} \geq 100 \\ \leq 2200 \end{cases} \quad (5.14)$$

Le temps t est calculé comme suit : $t^* = t \cdot \Gamma$

Où

$$\Gamma = \left(\frac{O/0,04}{b/1160} \right)^2 = \left(\frac{0,031/0,04}{1263,3/1160} \right)^2 = 0,506 \quad (5.15)$$

- **Courbe d'échauffement :**

L'évolution de la température durant la phase d'échauffement est :

$$\checkmark \theta_g = 20 + 1325(1 - 0,324e^{-0,2(0,506 \cdot t)} - 0,204e^{-1,7(0,506 \cdot t)} - 0,472e^{-19(0,506 \cdot t)})$$

- **Courbe de refroidissement :**

Pour le calcul de la phase de refroidissement, il faut calculer la température maximale :

$$\theta_{max} = 20 + 1325(1 - 0,324e^{-0,2(0,506 \cdot t_{max}^*)} - 0,204e^{-1,7(0,506 \cdot t_{max}^*)} - 0,472e^{-19(0,506 \cdot t_{max}^*)})$$

$$t_{max} = \max \begin{cases} 0,8 \text{ h} \\ t_{lim} = 0,333 \text{ h} \end{cases} \quad (5.16)$$

$$t_{max}^* = t_{max} \cdot \Gamma = 0,8 \times 0,506 = 0,405 \text{ h}$$

La température maximale atteinte est :

$$\theta_{max} = 20 + 1325(1 - 0,324e^{-0,2 \times 0,405} - 0,204e^{-1,7 \times 0,405} - 0,472e^{-19 \times 0,405}) = 813 \text{ }^\circ\text{C}$$

L'évolution de la température durant la phase de refroidissement est :

$$\theta_g = \theta_{max} - 625(t^* - t_{max}^*) \quad \text{pour } t_{max}^* \leq 0,5$$

$$\theta_g = 813 - 625(0,506 t - 0,405) \quad (5.17)$$

• **Graph : Incendie de Compartiment et Température de l'Acier**

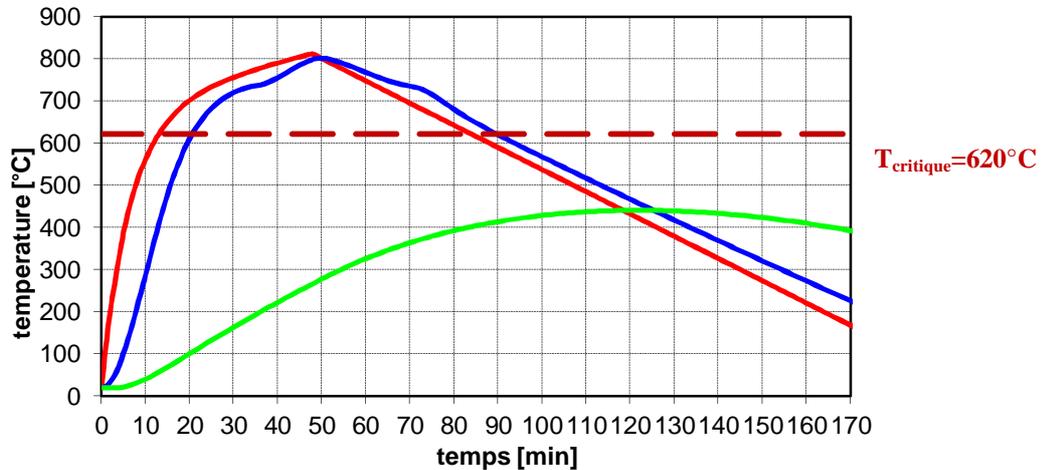


Figure 5.27. Evolution de la température-courbe d'incendie paramétrique du TEST3

La température maximale dans le compartiment est de 813 °C à 48 min / acier: 803 °C à 50 min.

c) Analyse par la méthode simplifiée de l'Eurocode

Facteurs de massivité

$$[A_m/V] = 183,7 \text{ m}^{-1}$$

$$\text{Facteur de massivité modifié: } k_{sh} [A_m/V] = 135,8 \text{ m}^{-1}$$

Incendie de compartiment

Température maximale: 813 °C

Temps pour atteindre cette température maximale: 48 min

Incendie contrôlée par Ventilation.

Acier

Température Maximale: 803 °C / Température Critique: 620,7 °C

Temps pour atteindre la température maximale: 50 min

Température Critique de 620,7 °C est atteinte après 20,0 minutes.

Elle est due à l'effet du moment en tenant compte de l'effet de cisaillement.

5.8.2. Modèles de Coubes d'incendie naturel : Compartiment TEST6

Ce test a été conduit dans un but de vérification des conclusions, faites dans des travaux de recherche. Avec un scénario d'incendie plus réel, les températures des gaz du feu généralisé dans le bureau sont mesurées ainsi que celles dans les différentes poutres.

L'objectif est d'évaluer le comportement de la structure.

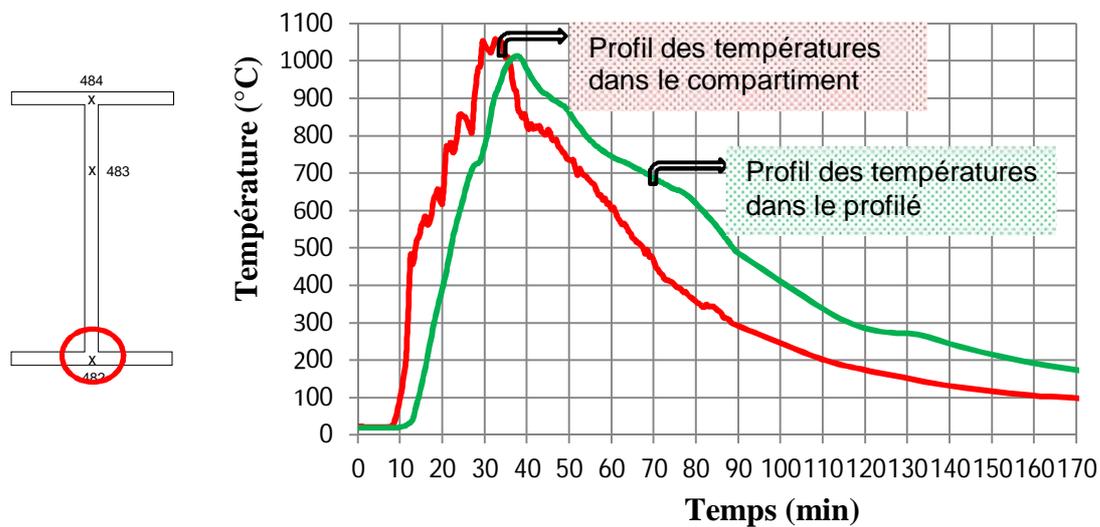


Figure 5.28. TEST6 – Courbe d'incendie réel - évolution des températures dans la poutre métallique

Le développement de l'incendie a été largement influencé par le manque d'oxygène dans le compartiment et la destruction volontaire de quelques fenêtres a permis la consommation totale des matériaux combustibles.

La température maximale enregistrée dans le compartiment est de 1052°C et celle de l'acier de 1013°C, Figure 5.28.

a) Caractérisation du compartiment de feu

Tableau 5.4. Caractéristiques du compartiment au feu TEST6

Aire totale du compartiment	A_t	474 m ²
Aire du plancher	A_f	135 m ²
Aire totale des ouvertures verticales	A_v	27 m ²
Facteur d'ouverture	O	0.076 m ^{1/2}
Hauteur	H	4.0 m
Hauteur moyenne des ouvertures	h_{su}	1.8 m
Béton léger	ρ	1900 kg/m ³
	C	840 J/kgK
	λ	1.0 W/mK

b) Détermination de l'évolution de la température des gaz- Courbe d'Incendie paramétrique

Le temps pour atteindre la température maximale: $t_{lim} = 20$ minutes.

La densité de charge calorifique est :

$$q_{f,d} = 483 \text{ MJ/m}^2 \quad (5.18)$$

Les paramètres de contrôle des phases d'incendie sont :

$$q_{t,d} = q_{f,d} \cdot \frac{A_f}{A_t} = 483 \times \frac{135}{474} = 137,6 \text{ MJ/m}^2 \quad (5.19)$$

$$O = \sqrt{h_{eq}} \cdot \frac{A_v}{A_t} = \sqrt{1,8} \times \frac{27}{474} = 0,076 \text{ m}^{1/2} \begin{cases} \geq 0,02 \\ \leq 0,2 \end{cases}$$

La durée de la phase d'échauffement t_{max} qui permet aussi de déterminer la courbe de refroidissement dans le cas où le feu est contrôlé par ventilation est :

$$t_{max} = 0,2 \times 10^{-3} \times \frac{q_{t,d}}{O} = 0,2 \times 10^{-3} \times \frac{137,6}{0,076} = 0,362 \text{ h} > t_{lim} = 0,333 \text{ h} \quad (5.20)$$

✓ L'incendie est donc contrôlé par ventilation.

Le plafond, la dalle et les murs sont constitués de béton léger d'où le facteur b :

$$b = \sqrt{c \cdot \rho \cdot \lambda} = \sqrt{840 \cdot 1900 \cdot 1,0} = 1263,3 \frac{\text{J}}{\text{m}^2 \cdot \text{s}^{1/2} \cdot \text{K}} \begin{cases} \geq 100 \\ \leq 2200 \end{cases} \quad (5.21)$$

Le temps t est calculé comme suit :

$$t^* = t \cdot \Gamma$$

Où

$$\Gamma = \left(\frac{O/0,04}{b/1160} \right)^2 = \left(\frac{0,076/0,04}{1263,3/1160} \right)^2 = 3,04 \quad (5.22)$$

• **Courbe d'échauffement :**

L'évolution de la température durant la phase d'échauffement est :

$$\checkmark \theta_{g=20} = 20 + 1325(1 - 0,324e^{-0,2(3,04,t)} - 0,204e^{-1,7(3,04,t)} - 0,472e^{-19(3,04,t)}) \quad (5.23)$$

• **Courbe de refroidissement :**

Pour le calcul de la phase de refroidissement, il faut calculer la température maximale :

$$\theta_{max} = 20 + 1325(1 - 0,324e^{-0,2(3,04,t^*_{max})} - 0,204e^{-1,7(3,04,t^*_{max})} - 0,472e^{-19(3,04,t^*_{max})})$$

$$t_{max} = \max \begin{cases} 0,362 \text{ h} \\ t_{lim} = 0,333 \text{ h} \end{cases} \quad (5.24)$$

$$t_{max}^* = t_{max} \cdot \Gamma = 0,362 \times 3,04 = 1,10 \text{ h}$$

La température maximale atteinte est :

$$\theta_{max} = 20 + 1325(1 - 0,324e^{-0,2 \times 1,1} - 0,204e^{-1,7 \times 1,1} - 0,472e^{-19 \times 1,1}) = 958,8 \text{ }^\circ\text{C}$$

L'évolution de la température durant la phase de refroidissement est :

$$\theta_g = \theta_{max} - 250(3 - t_{max}^*)(t^* - t_{max}^*) \quad \text{pour } 0,5 \leq t_{max}^* \leq 2,0$$

$$\theta_g = 959 - 475(3,04 t - 1,1) \quad (5.25)$$

- **Graphes : Incendie de Compartiment et Température de L'Acier**

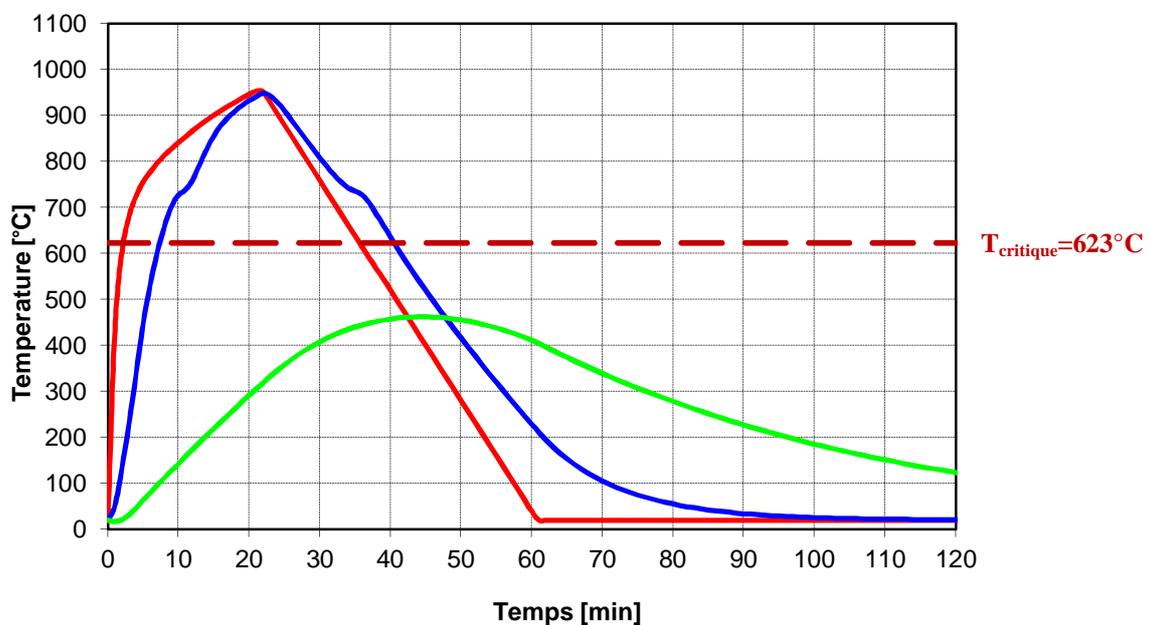


Figure 5.29. Modèle de courbe d'incendie paramétrique du TEST6 et évolution de la température dans la poutre protégée et non-protégée, selon les formulations EC1 et EC3

c) Résultats

- **Facteurs de massivité :** $[A_m/V] = 209,4 \text{ m}^{-1}$

Facteur de massivité modifié: $k_{sh} [A_m/V] = 150,4 \text{ m}^{-1}$

- **Incendie de compartiment**

Température maximale: 959,8 °C,

Temps pour atteindre cette température maximale: 21,72 min

Incendie contrôlé par Ventilation.

- **Acier**

Température Maximale: 803 °C / Température Critique: 620,7 °C

Temps pour atteindre la température maximale: 50 min

La température Critique de 623,0 °C est atteinte après 10,0 minutes.

Elle est due à l'effet du moment en tenant compte de l'effet de cisaillement.

5.8.3. Simulations numériques par ANSYS

La simulation par le logiciel multi physique ANSYS permet de prendre en charge des courbes d'incendies réels et paramétrées comme des entrées dans son interface.

On prendra pour nos simulations l'élément fini modèle BEAM189, Figure 5.30, qui se base sur la théorie de la poutre de Timoshenko qui inclut les effets de déformation de cisaillement.

C'est un élément fini quadratique à 3 nœuds et peut prendre en charge les températures aux nœuds et permet l'analyse en larges déplacements.

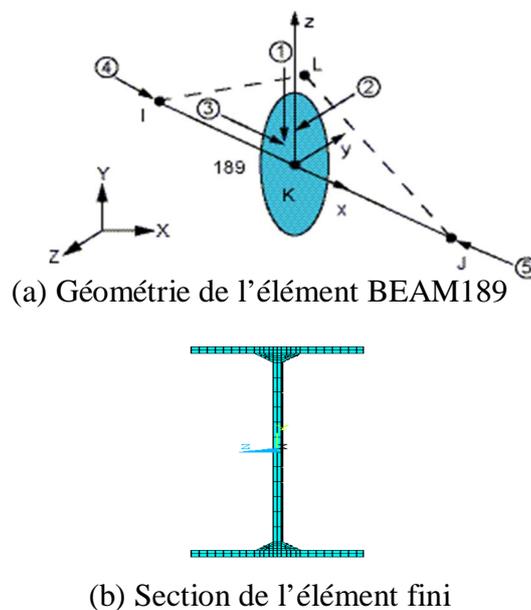


Figure 5.30. Modèle élément fini BEAM189

La température critique $\theta_{a,cr}$ au temps t pour une distribution de température uniforme dans la poutre est déterminée pour n'importe quel degré d'utilisation μ_0 au temps $t=0$ [2] :

$$\theta_{a,cr} = 39.19 \ln \left[\frac{1}{0.967 \mu_0^{3.833}} - 1 \right] + 482 \text{ (}^\circ\text{C)} \quad (5.26)$$

Avec $\mu_0=k_1.k_2.\eta$; $k_1=0,7$ et $k_2=1$ facteurs d'adaptation pour la température non-uniforme dans la section et le long de la poutre.

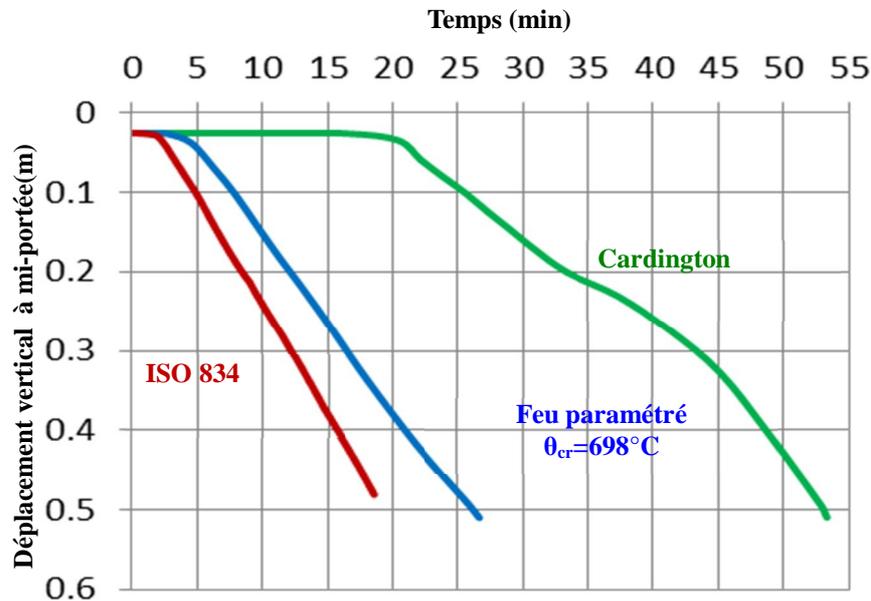


Figure 5.31. Déplacements verticaux à mi-portée de la poutre

Tableau 5.5. Comparaison des résultats

$K_{sh}[A_m/V] (m^{-1})$		135,8
Θ_g/Θ_a max (°C)	EC3	813/803
	Cardington (Experimental)	1010/852
$\Theta_{crit} (°C)$	ISO834	620
	Parametric	698
$time_{crit}/time_{max}[min]$		20/48

5.9. Conclusion

Les différentes simulations ont permis de mettre en évidence les températures critiques et le temps limite pour lesquels la ruine s'est produite.

Une comparaison de ces méthodes avancées avec l'Eurocode a montré que les méthodes simplifiées sont conservatrices par rapport à la température critique.

Enfin l'influence des conditions d'appui sur le comportement des poutres à hautes températures a été prouvée par les modèles développés. L'étude des poutres ajourées à ouvertures multiples est développée dans le chapitre suivant.

CHAPITRE 6

SIMULATIONS DES POUTRES AJOUREES SOUS INCENDIE

CHAPITRE 6: SIMULATIONS DES POUTRES AJOUREES SOUS INCENDIE

6.1. Introduction

La présence des ouvertures est pénalisante sur la capacité portante à température ambiante, [3,60], sur l'accroissement de la déformée verticale autour des ouvertures [64] ainsi que sur le volume pour le calcul du facteur de section en hautes températures [10,57].

Le comportement des poutres à ouvertures d'âme est complexe en condition normale et il l'est plus sous l'effet d'incendie, ce qui présage de faire appel aux simulations numériques par éléments finis pour l'analyse de leur comportement [10,70,103,109].

Les travaux de recherche ont investi le comportement des poutres métalliques à température ambiante par rapport, à l'optimisation du coût [90] et les mécanismes de ruines [69,84], l'action Vierendeel, l'action à travers les ouvertures [91], la résistance du montant de l'âme et la déformée [89,97].

Les projets les plus récents entrepris à température ambiante sont expérimentaux et concernent des formes d'ouvertures innovantes tel que les poutres Angelina ou sont dédiés aux simulations numériques pour des études paramétriques [83,87].

Les études récentes sur les poutres ajourées métalliques et mixtes portent sur la recherche d'une sécurité adéquate sous des conditions d'incendie. Elles reposent sur des protocoles expérimentaux ou numériques en tenant compte des protections [58,130,134,135] ou en tenant compte de l'effet de membrane [102,108,110].

Les guides de conception en situation d'incendie pour les poutres ajourées sont généralement améliorés par des modèles en éléments finis. Ces modèles numériques facilitent l'étude paramétrique qui permet d'obtenir les températures limites ou critiques ainsi que la durée (temps) correspondante pour différentes formes d'ouvertures.

6.2. Conception de poutres cellulaires en température ambiante par ACB+

6.2.1. Critères de résistances à l'état limite ultime

La base de vérification est d'assurer une capacité de résistance R_d supérieure à celle sollicitant E_d . Les deux sont assimilés par rapport à un coefficient Γ_i pris comme critère d'évaluation [11,23,64] :

$$\Gamma_i = \frac{X_{\phi,Ed}}{X_{\phi,Rd}} < 1 \quad (6.1)$$

X_{ϕ} représente les différentes sollicitations prises séparément ou ensemble en interaction.

La résistance de la section est vérifiée pour un critère Γ donné si la valeur calculée de celui-ci est inférieure ou égale à 1. La vérification porte sur la résistance plastique et la résistance à l'instabilité.

Dans ce qui suit :

- les indices t (top) et b (bottom) renvoient respectivement aux membrures supérieure et inférieure en acier;
- les indices l (left) et r (right) renvoient respectivement aux parties gauche et droite du montant concerné.

a) Critère de résistance plastique de la section brute :

- **Le critère de résistance au moment de flexion est :**

$$\Gamma_M^{(*)} = \frac{|M_{Ed}|}{M_{c,Rd}} \quad (6.2)$$

Avec : M_{Ed} : le moment sollicitant de calcul

$M_{c,Rd}$: le moment résistant de calcul est donné par :

Sections de classe 1 et 2	Sections de classe 3
$M_{c,Rd} = M_{pl,Rd} = \frac{W_{pl} \cdot f_y}{\gamma_{M0}}$	$M_{c,Rd} = M_{el,Rd} = \frac{W_{el} \cdot f_y}{\gamma_{M0}}$
Moment résistant plastique	Moment résistant élastique

- **Le critère de résistance à l'effort tranchant:**

$$\Gamma_V = \frac{|V_{Ed}|}{V_{pl,Rd}} \quad (6.3)$$

Avec : V_{Ed} : Effort tranchant dans chaque section

$V_{pl,Rd}$: La résistance plastique au cisaillement définie par :

$$V_{pl,Rd} = \frac{A_v \cdot f_y}{\sqrt{3} \gamma_{M0}} \quad (6.4)$$

- **Le critère de résistance à l'interaction flexion – cisaillement :**

Le moment résistant plastique d'une section transversale est réduit par la présence de cisaillement si l'effort tranchant est faible, cette réduction est négligeable [64].

En revanche, dès lors que l'effort tranchant dépasse $\frac{1}{2} V_{pl,Rd}$ il faut prendre en compte son interaction sur le moment résistant plastique [64,67].

$$\Gamma_{MV} = \frac{|M_{Ed}|}{M_{V,Rd}} \quad (6.5)$$

Avec :

$M_{V,Rd}$: Moment résistant plastique réduit du fait de l'effort tranchant pour les sections transversales à semelle égale et fléchies suivant l'axe de fort inertie, on obtient :

$$M_{V,Rd} = \frac{(W_{pl} - W_V \cdot \rho) \cdot f_y}{\gamma_{M0}} \quad (6.6)$$

$$\rho = \left(\frac{2 \cdot V_{Ed}}{V_{pl,Rd}} - 1 \right)^2$$

Et : $W_{V,Rd}$: module de résistance plastique réduit de l'aire de cisaillement AV .

$$A_v = h \cdot t_w \quad \text{et} \quad W_v = \frac{h^2 \cdot t_w}{4} = \frac{A_v^2}{4 \cdot t_w} \quad \text{soit} \quad M_{V,Rd} = \left[W_{pl} - \frac{\rho \cdot A_v^2}{4 \cdot t_w} \right] \cdot \frac{f_y}{\gamma_{M0}} \quad (6.7)$$

Résistance du montant

- Critère de résistance au cisaillement horizontal :

$$V_h = \frac{V_{Ed} \cdot e}{h - 2 \cdot Z_{pl}} \quad V_{h,Rd} = \frac{w \cdot t_w \cdot f_y}{\sqrt{3} \cdot \gamma_{M0}}$$

$$\Gamma_{Vh} = \frac{|V_h|}{V_{h,Rd}} \quad (6.8)$$

b) Critère de résistance plastique de la section nette (au droit des ouvertures) :

Modèle de référence au droit des ouvertures :

Le modèle dit de référence présenté dans la figure 6.1 illustre l'application des efforts de réduction pour la résistance Vierendeel et la stabilité du montant.

La résistance d'une section au droit d'une ouverture est vérifiée en tenant compte de l'effet Vierendeel en considérant que la section critique peut être inclinée d'un angle Φ , pour les membrures supérieure et inférieure [64,67,82].

La vérification de la résistance du montant est basée sur l'hypothèse d'un point d'inflexion en considérant un moment de flexion nul à la jonction entre les deux parties de celui-ci [59,82].

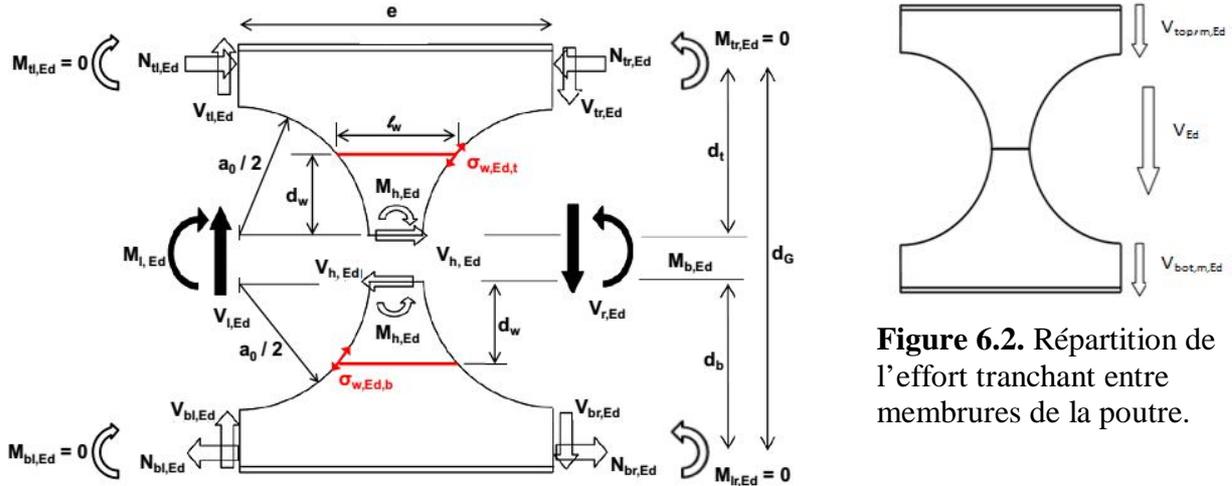


Figure 6.2. Répartition de l'effort tranchant entre membrures de la poutre.

Figure 6.1. Répartition des efforts dans une poutre cellulaire en acier à température ambiante [82]

Au droit d'une ouverture, les sollicitations N_{Ed} , V_{Ed} et M_{Ed} sont réparties entre les deux membrures au prorata des aires des sections, de la façon suivante :

Répartition de l'effort tranchant entre les membrures de la poutre :

- membrure supérieure :

$$N_{top,m,Ed} = N_{Ed} \frac{A_{t,0}}{A_{b,0} + A_{t,0}} + \frac{M_{Ed}}{Z_{G,t,0} + \alpha_0 + Z_{G,b,0}} \quad (6.9)$$

$$V_{top,m,Ed} = V_{Ed} \frac{A_{t,V,0}^\eta}{A_{t,V,0}^\eta + A_{b,V,0}^\eta} \quad (6.10)$$

- membrure inférieure :

$$N_{bot,m,Ed} = N_{Ed} \frac{A_{b,0}}{A_{b,0} + A_{t,0}} - \frac{M_{Ed}}{Z_{G,t,0} + \alpha_0 + Z_{G,b,0}} \quad (6.11)$$

$$V_{bot,m,Ed} = V_{Ed} \frac{A_{b,V,0}^\eta}{A_{t,V,0}^\eta + A_{b,V,0}^\eta}$$

Avec : η : coefficient empirique calibré sur les résultats des simulations numériques.

$$\eta = \frac{1}{(9.48 - 4.48\alpha)}, \quad (6.12)$$

η varie de 0,23 pour $\alpha = 1,08$ à 0,45 pour $\alpha = 1,50$

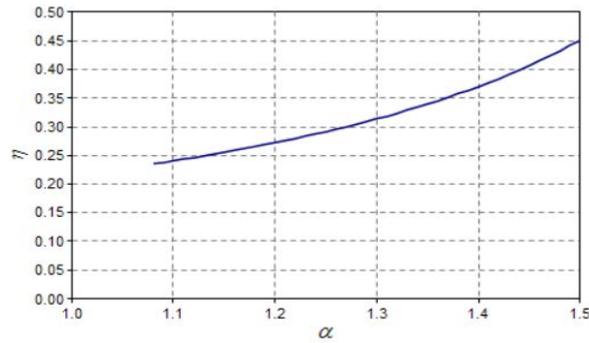


Figure 6.3. Courbe de η en fonction de α

Pour les sections symétriques :

$$N_{top,m,Ed} = N_{bot,m,Ed} = N_{m,Ed} = \frac{M_{Ed}}{Z_{G,t,0} + \alpha_0 + Z_{G,b,0}} = \frac{M_{Ed}}{d_G}$$

$$V_{top,m,Ed} = V_{bot,m,Ed} = V_{m,Ed} = \frac{V_{Ed}}{2} \quad (6.13)$$

Avec :

V_{Ed} : effort tranchant repris par la poutre acier au droit d'une ouverture

$V_{top,m,Ed}$: effort tranchant repris par le Té supérieur

$V_{bot,m,Ed}$: effort tranchant repris par le Té inférieur

$A_{t,v,0}$: aire de cisaillement du Té supérieur

$A_{b,v,0}$: aire de cisaillement du Té inférieur

Les efforts tranchants sont liés par l'équation $V_{Ed} = V_{top,m,Ed} + V_{bot,m,Ed}$

La résistance de chaque section inclinée d'un angle Φ par rapport à l'axe vertical de l'ouverture est vérifiée pour Φ variant de $-\Phi_{max}$ à $+\Phi_{max}$ (voir Figure 2.17).

Les efforts sollicitants dans la section inclinée sont définis pour chaque membrure par

$$N_{\phi,Ed} = N_{m,Ed} \cos \phi - V_{m,Ed} \sin \phi$$

$$V_{\phi,Ed} = N_{m,Ed} \sin \phi \frac{A_{v,\phi}}{A_{\phi}} + V_{m,Ed} \cos \phi \quad (6.14)$$

$$M_{\phi,Ed} = N_{m,Ed} (0.5\alpha_0 + Z_{G,0} - (0.5\alpha_0 + Z_{G,\phi}) \cos \phi) + V_{m,Ed} (0.5\alpha_0 + Z_{G,\phi}) \sin \phi$$

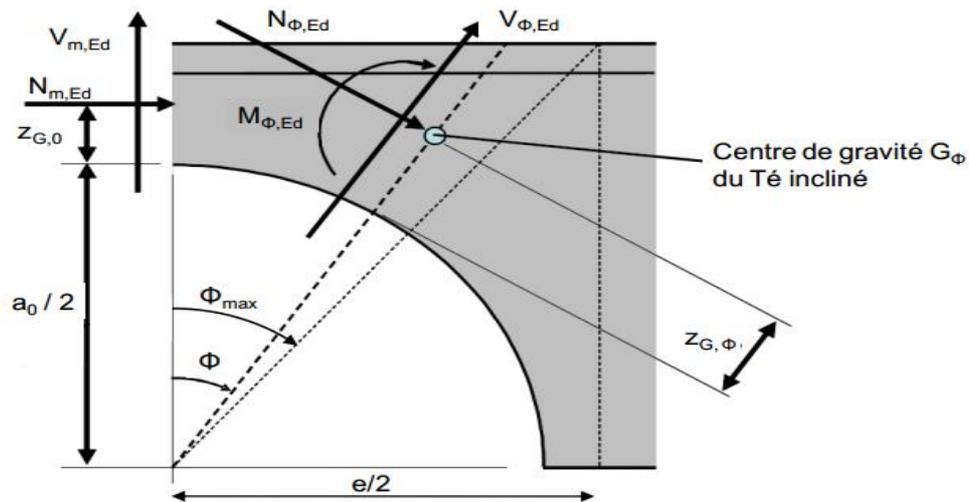


Figure 6.4. Sollicitations au droit d'une ouverture et au niveau de la section inclinée

- **Vérification de la résistance d'une section inclinée**

La résistance d'une section inclinée dont la classe est déterminée suivant l'EN 1993-1-1 pour un angle nul $\Phi = 0$, est vérifiée sous effort normal $N_{\phi,Ed}$ et moment fléchissant $M_{\phi,Ed}$ en considérant que :

- La résistance plastique pour les sections est de classe 1 ou 2
- La résistance élastique pour les sections est de classe 3
- La résistance élastique de la section efficace pour les sections est de classe 4

- **Le critère de résistance à l'effort normal est :**

$$\Gamma_N^{(*)} = \frac{|N_{\phi,Ed}|}{N_{c,Rd}} \quad (6.15)$$

Pour les sections inclinées d'un angle Φ , la résistance plastique au cisaillement $V_{pl,Rd}$ est définie par :

$$V_{pl,Rd} = \frac{A_{v,\phi} f_y}{\sqrt{3} \gamma_{M1}} \quad (6.16)$$

- **Le critère de résistance à l'effort tranchant est :**

$$\Gamma_V = \frac{|V_{\phi,Ed}|}{V_{pl,Rd}} \quad (6.17)$$

- **Le critère de résistance au moment de flexion est :**

$$\Gamma_M^{(*)} = \frac{|M_{\phi,Ed}|}{M_{c,Rd}} \quad (6.18)$$

NB : le moment $M_{c,Rd}$ varie selon la classe de la section

- **Critère de résistance à l'interaction M+N :**

Les formulations des sollicitations telles que adoptées par l'ACB+ sont dépendant du classement de la section et sont mentionnées dans le tableau 6.1, Annexe A.

Conformément à l'EN 1993-1-1, l'incidence de l'effort tranchant sur la résistance en flexion n'est prise en compte que lorsque l'effort appliqué V_{Ed} dépasse la moitié de la résistance plastique au cisaillement $V_{pl,Rd}$ [64,67] :

$$|V_{Ed}| > 0.5V_{pl,Rd} \quad (6.19)$$

Le cas échéant, le moment résistant $M_{NV,Rd}$ de la section tient compte de la présence de l'effort normal et de l'effort tranchant, en supposant une distribution plastique des contraintes, et en considérant une limite d'élasticité réduite $(1-\rho)f_y$ sur l'aire de cisaillement de chaque Té, limitée à l'âme et aux congés de raccordement :

$$\begin{aligned} \text{- Membrane supérieure: } \rho_t &= \left(2 \frac{|V_{Ed}|}{V_{pl,t,Rd}} \frac{A_{t,v}}{A_{b,v} + A_{t,v}} - 1 \right)^2 \\ \text{- Membrane inférieure: } \rho_b &= \left(2 \frac{|V_{Ed}|}{V_{pl,b,Rd}} \frac{A_{b,v}}{A_{t,v} + A_{b,v}} - 1 \right)^2 \end{aligned} \quad (6.20)$$

En notant respectivement $N_{V,Rd}$ et $M_{V,Rd}$ l'effort normal et le moment résistants réduits en présence d'effort tranchant :

$$\begin{aligned} M_{V,Rd} &= \frac{W_{pl,\phi}(1-\rho)f_y}{\gamma_{M1}} \\ N_{V,Rd} &= \frac{A_{\phi}(1-\rho)f_y}{\gamma_{M1}} \end{aligned} \quad (6.21)$$

Les critères d'interaction sont définis comme suit :

- interaction effort normal – cisaillement :

$$\Gamma_{NV} = \frac{|N_{\phi,Ed}|}{N_{V,Rd}} \quad (6.22)$$

- interaction flexion – cisaillement :

$$\Gamma_{MV}^{(*)} = \frac{|M_{\phi,Ed}|}{M_{V,Rd}} \quad (6.23)$$

- interaction flexion – effort normal – cisaillement :

$$\Gamma_{MNV}^{(*)} = \Gamma_{NV} + \Gamma_{MV}^{(*)} \quad (6.24)$$

Dans le cas où : $V_{Ed} \leq 0.5V_{pl,Rd}$

Les critères d'interaction deviennent respectivement :

$$\begin{aligned} \Gamma_{NV} &= \Gamma_N \\ \Gamma_{MV}^{(*)} &= \Gamma_M^{(*)} \\ \Gamma_{MNV}^{(*)} &= \Gamma_{MN}^{(*)} \end{aligned} \quad (6.25)$$

6.2.2. Critère de déformation à l'état limite de service

L'annexe N de l'Eurocode 3 ne donne pas une méthode précise de calcul de la flèche verticale des poutres métalliques avec ouvertures d'âme multiples mais préconise sa détermination à partir de la déformation globale par cisaillement et flexion de la poutre non ajourée, en ajoutant la déformation additionnelle de la poutre ajourée provoquée par la présence des ouvertures.

La poutre ajourée peut être analysée comme une poutre Vierendeel équivalente. Ensuite pour déterminer la déformation additionnelle de la poutre ajourée, il faut prendre en compte :

- L'effet de la flexion globale sur la déformation totale de la section transversale ajourée ;
- L'effet de la déformation par flexion locale des Tés supérieur et inférieur ;
- L'effet de la déformation par flexion locale des montants d'âme ;
- L'effet de la déformation par cisaillement des Tés supérieur et inférieur ;
- L'effet de la déformation par cisaillement des montants d'âme.

Pour notre travail on s'appuie sur les méthodes du CTICM [64] présentées ci-dessous.

a) Modèles analytiques pour le calcul des flèches des poutres ajourées en acier

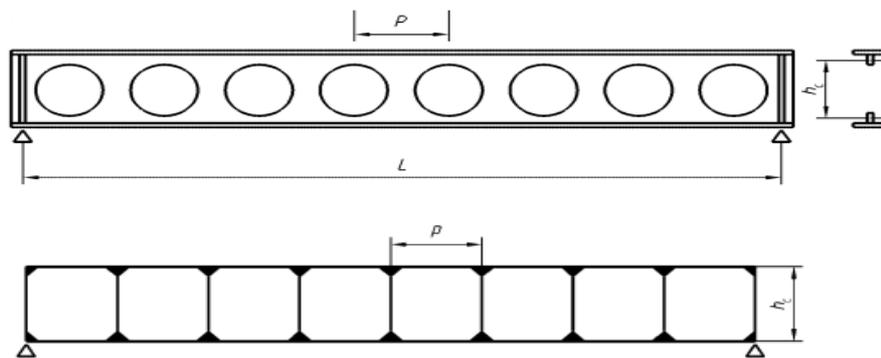
Modèle analytique de référence :

C'est un modèle qu'il convient d'analyser une poutre comportant des ouvertures d'âme multiples comme une poutre Vierendeel équivalente, Figure 6.5a.

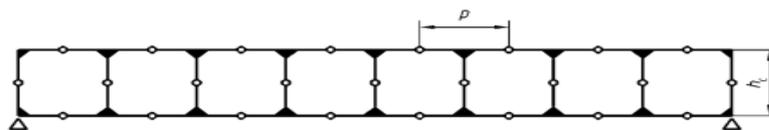
Il s'agit de déterminer les moments et les efforts axiaux s'exerçant dans les montants d'âme et dans les tés supérieurs et inférieurs en raison de l'effort tranchant et du moment fléchissant s'exerçant dans la poutre respectivement.

L'analyse peut, selon le cas, être simplifiée en prenant pour hypothèse des points d'inflexion à mi-longueur de chaque ouverture et à mi-hauteur de chaque montant d'âme, Figure 6.5b, [64].

Dans la figure h_c désigne la hauteur entre les centres de gravité des tés supérieur et inférieur.



(a) : Poutre Vierendeel équivalente



(b) : Modèle simplifié

Figure 6.5. Modèles d'analyse Vierendeel

Principe :

Ce modèle de référence s'appuie sur une méthode énergétique utilisant à la base le théorème de réciprocité de Maxwell Betti et certaines propriétés issues de ses implications. Pour cela, la poutre est modélisée en une structure filaire constituée d'une série d'éléments linéiques figure 6.5b, éléments pour lesquels peuvent être calculées, sous chargement, les énergies de déformation sous leurs sollicitations propres (effort normal N , moment de flexion M et effort tranchant V) [64].

La flèche globale δ en toute section de la poutre s'exprime comme la somme des contributions δ_i de chaque élément i de cette structure filaire à cette flèche :
$$\delta = \sum_i \delta_i$$

La contribution δ_i d'un élément i de longueur L_i à la flèche globale δ , s'écrit comme la somme de trois termes, représentant les parts dues respectivement aux déformations en flexion, en cisaillement et axiale de cet élément :

$$\delta_i = \int_0^{L_i} \frac{M_i M_{1i}}{EI_i} dx_i + \int_0^{L_i} \frac{V_i V_{1i}}{GA_{vi}} dx_i + \int_0^{L_i} \frac{N_i N_{1i}}{EA_i} dx_i \quad (6.26)$$

M_i , V_i , N_i sont les sollicitations dans l'élément i dues au chargement réel de la poutre pour lequel la flèche est calculée. M_{1i} , V_{1i} , N_{1i} sont les sollicitations dans l'élément i dues à un chargement fictif constitué d'une force unitaire appliquée au nœud dont le déplacement est recherché et dans la direction de ce déplacement, Figure 6.6.

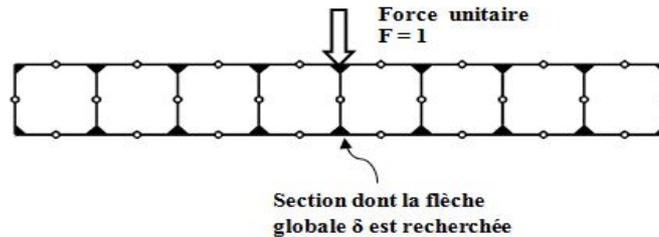


Figure 6.6. Application de la force unitaire au nœud

b) Décomposition de la poutre en modules :

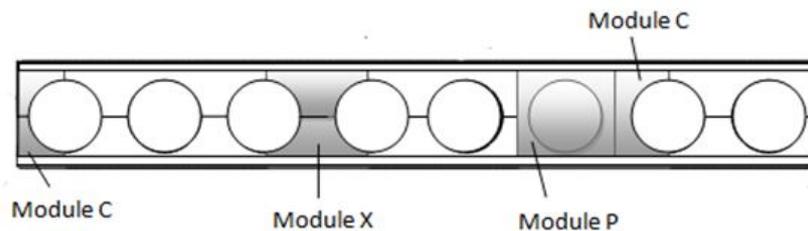


Figure 6.7. Modules d'une poutre cellulaire en acier

Pour tenir compte de la répétitivité générale du schéma structural de la poutre cellulaire, il a paru plus commode de regrouper les éléments de la structure filaire par « modules », le module courant étant appelé « module X » en relation avec sa forme, figure 6.7.

Un module d'extrémité est naturellement dénommé « module C » et afin de pouvoir considérer certaines configurations particulières comme la présence d'alvéoles « rebouchées », ou une irrégularité ponctuelle dans l'espace de ces alvéoles, on introduit également un module « p », pour « panneau plane ».

De ce fait, la flèche globale δ en un point de la poutre cellulaire ne sera plus exprimée comme la somme des contributions δ_i de chaque élément i mais comme la somme des contributions δ_m de chaque module m de cette poutre, la contribution δ_m d'un module m étant égale à la somme des contributions δ_{mj} de chaque élément j interne au module m .

$$\delta = \sum_m \delta_m \quad \text{et} \quad \delta_m = \sum_j \delta_{mj} \quad (6.27)$$

Le module C étant assimilable à un demi-module X, la description des méthodes de calcul portera dans la suite essentiellement sur le module X.

• **Description d'un module X**

Dans le modèle de référence, un module X est constitué des huit éléments suivants, Figure 6.8 :

- 4 consoles notées T, dont la section en T_é est supposée constante sur toute leur longueur fixée à $d_T = 0,45 r_0$, r_0 étant le rayon de l'alvéole,
- 2 demi-montants notés W, à section transversale rectangulaire, dont la hauteur, de fait non linéairement variable, et approchée par une modélisation trapézoïdale sur une longueur $h_w = 0,9 r_0$,
- 2 blocs notés B, supposés rigides et indéformables en flexion et cisaillement, mais dont la déformation axiale est cependant prise en compte en considérant pour ces blocs une section égale à celle des Tés.

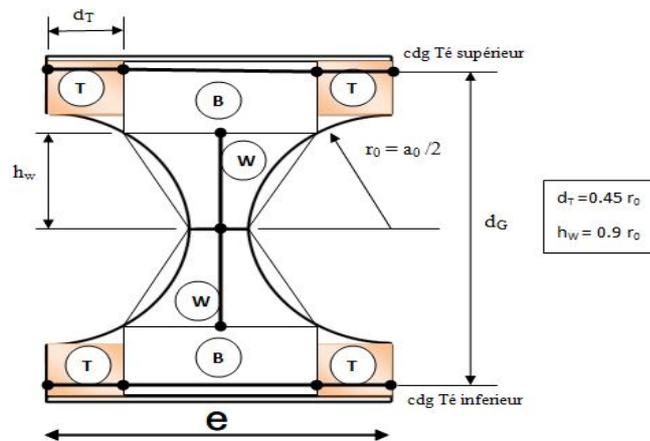


Figure 6.8. Modèle de référence- Décomposition d'un module X

Les sollicitations dans chaque élément du module X sont déterminées à partir des sollicitations globales $M_{m,Ed}$ et $V_{m,Ed}$ dans la poutre, considérées au centre du module, au droit de l'axe du montant, Figure 6.9.

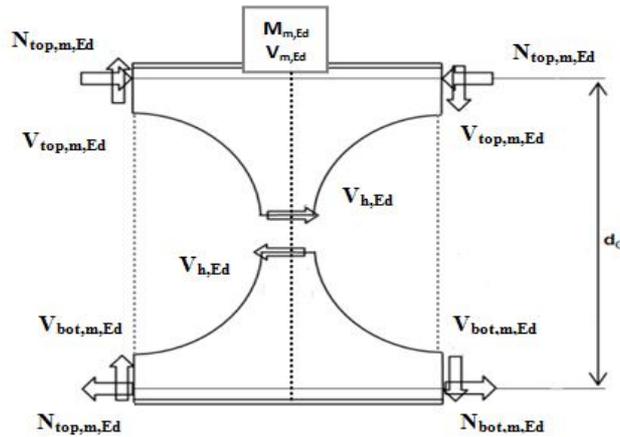


Figure 6.9. Modèle de référence-Sollicitations dans les éléments d'un module X

- **Contribution d'un module X à la flèche globale-section symétrique :**

La contribution δ_{mX} d'un module X à la flèche globale de la poutre est la somme des contributions de chacun des huit éléments qui le composent ($4T + 2W + 2B$) ; elle peut donc s'exprimer par la relation :

$$\delta_{mX} = \sum_{j=1}^4 \delta_{Tj} + \sum_{j=1}^2 \delta_{Wj} + \sum_{j=1}^2 \delta_{Bj} \quad (6.28)$$

Comme l'expression générale de la contribution est donnée par la relation précédente, elle s'écrit comme la somme de 3 contributions : celle due à la déformation axiale (indice « n »), celle due à la déformation de flexion « indice b », et celle due à la déformation de cisaillement (indice « s »). La première est négligée pour les 2 montants W, ainsi que les 2 dernières pour les 2 blocs B.

$$\delta_{mX} = \sum_{j=1}^4 (\delta_{Tnj} + \delta_{Tbj} + \delta_{Tsj}) + \sum_{j=1}^2 (\delta_{Wbj} + \delta_{Wsj}) + \sum_{j=1}^2 \delta_{Bnj}$$

$$\delta_{mX} = \left(\sum_{j=1}^4 \delta_{Tnj} + \sum_{j=1}^2 \delta_{Bnj} \right) + \left(\sum_{j=1}^4 \delta_{Tbj} \right) + \left(\sum_{j=1}^4 \delta_{Tsj} \right) + \left(\sum_{j=1}^2 \delta_{Wbj} \right) + \left(\sum_{j=1}^2 \delta_{Wsj} \right) \quad (6.29)$$

$$\delta_{mX} = \delta_{Tn} + \delta_{Tb} + \delta_{Ts} + \delta_{Wb} + \delta_{Ws}$$

La contribution des éléments d'un module X à section symétrique sont présentés dans le tableau A.9 en Annexe.

c) *Modèle analytique amélioré du CTICM*

L'amélioration du modèle va donc consister à reconsidérer la modélisation trapézoïdale des demi-montants. Le calcul des efforts dans les éléments du module sera modifié afin de revoir les approximations du modèle précédent.

- **Calcul des sollicitations**

Les valeurs exactes des sollicitations globales ‘moments de flexion $M_{m,Ed}$ et efforts tranchants $V_{m,Ed}$ de part et d’autre du module (indice « L » pour gauche et « R » pour droite) sont considérées, en lieu et place des valeurs moyennes au centre du module.

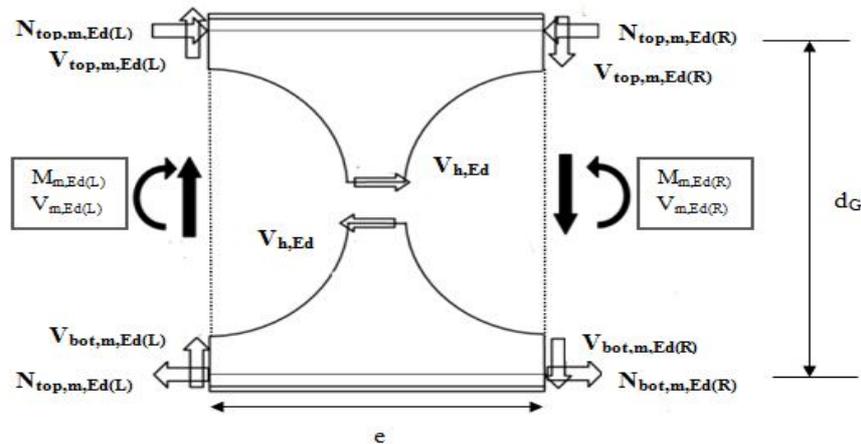


Figure 6.10. Sollicitations sur les éléments d’un module X.

- **Formulation par les contributions modulaires X et C**

L’amélioration ici proposée revient à prendre en compte une déformation de cisaillement du bloc B qui, dans le modèle de référence, est supposé indéformable.

Contribution d’un module X :

La formulation des contributions des éléments d’un module X à la flèche globale d’une poutre est résumée dans le tableau A.10 en Annexe.

Contribution d’un module C :

En considérant un module C comme un demi-module X, la contribution δ_{nc} d’un tel module à la flèche d’une poutre en acier est synthétisée dans le tableau A.11 en annexe, après adaptation des formules établies pour un module X.

En particulier, le montant est supposé rigide soit parce qu’il est « adossé » à un module P, soit parce qu’il est supposé raidi par un raidisseur d’extrémité de poutre s’il est d’extrémité.

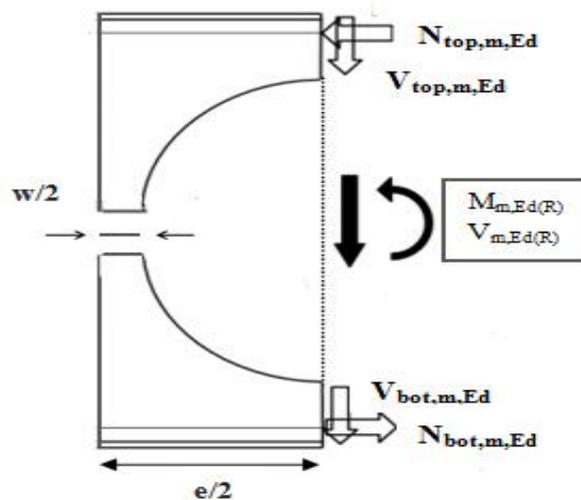


Figure 6.11. Poutre acier- Module C

6.2.3. Modèles et étude paramétrique par ACB+

Dans cette partie, les modèles de poutres cellulaires sont élaborés par le logiciel ACB+ [23]. Cet outil développé par le CTICM pour ArcelorMittal s'appuie sur les méthodes de calcul à température ambiante qui ont été développées dans les sections 6.2.1 et 6.2.2 [82] et qui consistent principalement à vérifier les sollicitations qui pourraient conduire à une ruine par effet Vierendeel ou par flambement du montant ainsi que les déformations à l'état limite de service.

Le choix des modèles et la vérification sont faits en condition normale suite à laquelle les charges critiques sont déterminées et seront multipliées par η_{fi} pour la détermination des températures critiques par l'analyse en condition d'incendie.

Les résultats sont comparés au logiciel ANSYS qui est un modèle de calcul avancé utilisant la méthode aux éléments finis.

a) *Bref présentation du logiciel ACB+*

Le logiciel ACB + est un outil de conception dédié uniquement aux calcul de poutres cellulaires mixtes et non mixtes selon les principes de l'Eurocode en condition normale avec vérification de la température critique en situation d'incendie. Il a été développé par le CTICM (Centre Technique Industriel de la Construction Métallique) pour le compte d'ArcelorMittal.

Dans nos simulations on utilise la version 3.08, Figure 6.12, à accès libre sur le site www.ArcelorMittal.com [23].



Figure 6.12. Prompt de présentation au démarrage de l'ACB+

- **Domaine d'application**

Le domaine d'application se limite aux poutres isostatiques reposant sur deux appuis simples, avec ou sans dalle de béton collaborant, Figure 6.13.

Les poutres sont réalisées à partir de profilés laminés en I et les alvéoles sont des ouvertures de forme circulaire.

La membrure supérieure et la membrure inférieure peuvent être réalisées à partir de sections différentes et de nuances d'acier différentes.

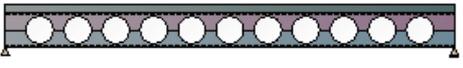
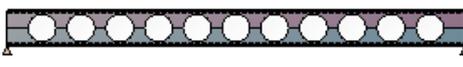
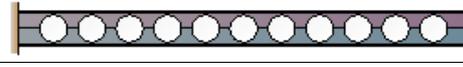
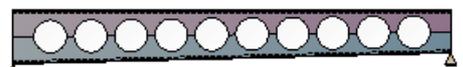
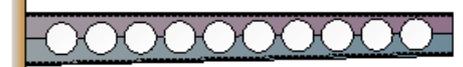
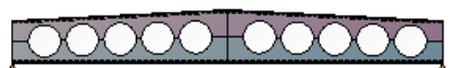
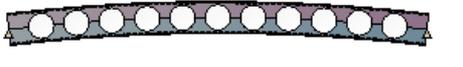
Types	Supports D'extrémité	Sections	Description
<p>Poutre mixte</p> 	Appui simple	Sections symétriques ou mono symétriques	Poutre droite avec une hauteur constante
<p>Poutre d'acier tout droit</p>  	Appui simple ou encastrement	Sections symétriques ou mono symétriques	Poutre droite avec une hauteur constante
<p>Poutre d'acier conique Pente unique</p>  	Appui simple ou encastrement	Sections symétriques	Poutre droite à hauteur variable linéairement. L'un des âmes est supposé pour être horizontal
<p>Poutre d'acier conique Double pente</p> 	Appui simple	Sections symétriques	Poutre droite à hauteur variable linéairement. La semelle inférieure est supposée pour être horizontale. La poutre est symétrique par rapport à l'axe vertical à mi-distance.
<p>Poutre courbe</p> 	Appui simple	Sections symétriques	Courbe de poutre à hauteur constante. les deux supports d'extrémités sont au même niveau

Figure 6.13. Poutres cellulaires ACB+

b) Conditions et critères d'application :

Le diamètre $a_0 < 0,8h$

Largeur minimale du montant : $w \geq 50,0$ mm

Rapport de l'espacement sur le diamètre des cellules $\alpha = e / a_0$: $1,08 \leq \alpha \leq 1,75$

Rapport du diamètre sur l'épaisseur de l'âme : $a_0/t_w \leq 90,00$

Rapport de la hauteur totale sur le diamètre : $1,25 \leq ht/a_0 \leq 4,00$

Elancement de l'âme : $h_w/t_w \leq 124,0\varepsilon$

Où:

a_0 est le diamètre d'une ouverture;

e est l'espacement entre les deux centres d'ouvertures;

t_w est l'épaisseur de la bande

h_w est la hauteur de l'âme

h_t est la hauteur finale de la poutre

α est le paramètre de limite élastique de l'acier d'âme.

- **Ouvertures :**

Nombre minimal d'ouvertures non rebouchées : $n \geq 4$

Pourcentage max d'ouvertures rebouchées : 25%

- **section droite :**

Ratio maxi entre les aires de semelles : 4,50

Hauteur minimale du profilé de base : $h_t \geq 140,0$ mm

Ratio maxi ente hauteur des profilés de base : 10,00

- **Poutres courbes :**

Critère pour la distance entre maintiens latéraux : flèche de courbure < distance entre maintiens /50.

- **Paramètres pour le calcul à l'incendie :**

Constante de Stephan-Boltzmann : $\sigma = 5,6704 \cdot 10^{-8}$ w/m² k⁴

Température de référence : $\Theta_{ref} = 20^\circ\text{C}$

Intervalle de temps : $\Delta t = 1$ s

Coefficient de transfert thermique par convection : $\alpha_c = 25$ w/m² K

Facteur de forme : $\varphi = 1,00$

Emissivité de la surface des éléments : $\varepsilon_m = 0,70$

Emissivité du feu : $\varepsilon_f = 1,00$

Facteur de correction pour les effets d'ombre : $K_{sh} = 1,00$

c) *Étapes de vérification de la résistance d'une poutre cellulaire par ACB+* :

Les étapes de calcul reposent sur les deux principaux critères à savoir celui de la résistance plastique et celui de l'instabilité.

- Critère de résistance plastique

Au niveau de la section brute :	$\Gamma_M^{(*)}$: Résistance à la flexion
	Γ_V : Résistance au cisaillement
	Γ_{MV} : Interaction moment-effort tranchant
Au niveau du montant :	Γ_{Vh} : Résistance au cisaillement horizontal
Au niveau de la section nette :	$\Gamma_M^{(*)}$: Résistance à la flexion
	$\Gamma_N^{(*)}$: Résistance à l'effort normal (axial)
	Γ_V : Résistance au cisaillement (effort tranchant)
	$\Gamma_{MN}^{(*)}$: Interaction M-N
	$\Gamma_{MV}^{(*)}$: Interaction M-V
	$\Gamma_{MNV}^{(*)}$: Interaction M-N-V

(*) Critère dans le cas où la classification de la section est nécessaire

- Critère de résistance à l'instabilité

Au niveau de la section brute :	Γ_{Vbw} : Résistance au voilement par cisaillement
Au niveau du montant :	Γ_b : Résistance au flambement

- Critère de déformation

Une flèche de calcul est donnée par l'ACB+ pour chaque cas de poutre cellulaire. Celle-ci découle des méthodes analytiques telles que présentées par la référence du CTICM [64]

- Température critique sous l'effet d'incendie

La vérification est faite en considérant un niveau de charge sous incendie $\eta_{fi} = 0,6$ telles que les sollicitations $X_{fi,Ed} = \eta_{fi} X_{Ed}$ c'est à dire seulement 60 % de la charge en condition normale est prise en compte.

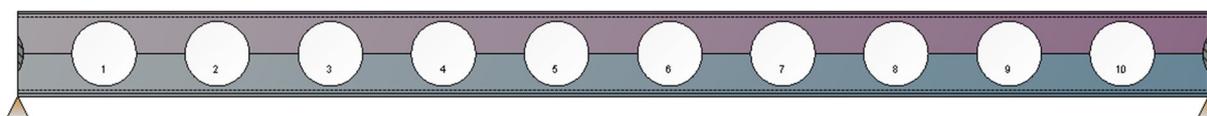
d) Calcul de charge ultime d'ACB+:

Des poutres de profilé IPE500 avec 'n' ouvertures circulaires de diamètre d_0 , ont été étudiées, Figure 6.14. Les données et les résultats des charges sont représentés dans les tableaux ci-dessous. Les résultats détaillés incluant les températures critiques estimées sont présentés pour le cas de la poutre à 10 ouvertures (CELL10) en Annexe C.

On rappelle que la charge q_{ultime} de l'ACB+ est obtenue par la méthode itérative jusqu'à satisfaction des deux conditions de résistance plastique et de stabilité. Les charges q_{ultime} sont utilisées dans les simulations avec ANSYS en condition d'incendie tel que :

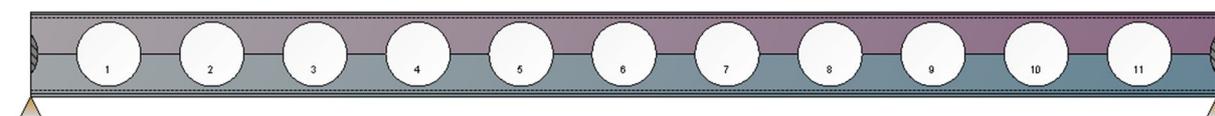
$$q_{fi} = \eta_{fi} \cdot q_{ult}$$

Pour n=10



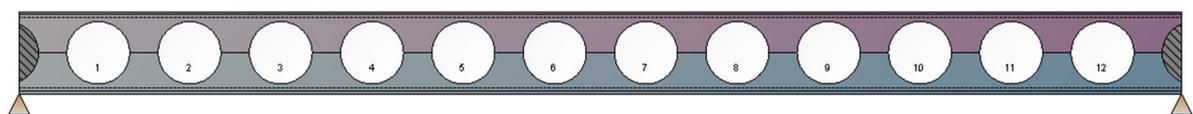
L(m)	h(mm)	t _w (mm)	t _f (mm)	b(mm)	a _o (mm)	f _y (MPa)	q _{ultime} (KN/m)
7	500	10,2	16	200	380	355	73,51

Pour n=11



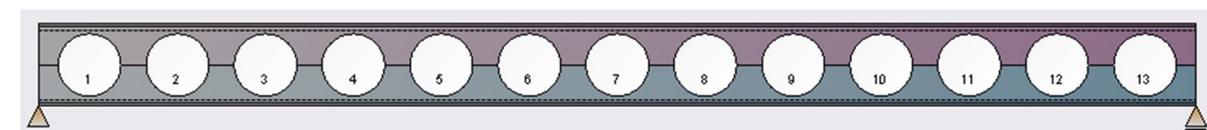
L(m)	h(mm)	t _w (mm)	t _f (mm)	b(mm)	a _o (mm)	f _y (MPa)	q _{ultime} (KN/m)
7	500	10,2	16	200	380	355	72,84

Pour n=12



L(m)	h(mm)	t _w (mm)	t _f (mm)	b(mm)	a _o (mm)	f _y (MPa)	q _{ultime} (KN/m)
7	500	10,2	16	200	380	355	73,33

Pour n=13



L(m)	h(mm)	t _w (mm)	t _f (mm)	b(mm)	a _o (mm)	f _y (MPa)	q _{ultime} (KN/m)
7	500	10,2	16	200	380	355	72,89

Figure 6.14. Poutres cellulaires à ouvertures multiples par ACB+

6.3. Simulations en conditions d'incendie par ANSYS

6.3.1. Logiciel d'analyse aux éléments finis ANSYS

Pour étudier finement l'état de contraintes dans une section et caractériser le comportement mécanique de la poutre qui lui correspond, l'utilisation de la méthode des éléments finis est très pratique.

C'est pourquoi nous utilisons un logiciel aux éléments finis qui va servir de référence à laquelle nous allons comparer la méthode simplifiée à élaborer.

Le logiciel ANSYS [24] est un outil d'analyse multi-physique puissant par éléments finis pouvant être utilisé dans différents domaines de recherche et plus particulièrement dans l'ingénierie incendie pour les études thermomécaniques.

Il s'agit pour notre cas de problèmes d'analyse thermique à température uniforme et en régime transitoire sous l'action d'incendie dont les résultats sont utilisés pour analyser les déplacements et les champs de contraintes et de déformations.

6.3.2. Considérations sur les poutres ajourées

Il n'existe à ce jour qu'un nombre limité de guides de conception de poutres ajourées en condition normale tels que l'annexe N de l'EC3 et P100 et P355 du SCI [61] mais pas de guide unifié pour le cas des hautes températures dues à l'incendie [10,12,14,16,135].

Bien que la manière traditionnelle de la sécurité incendie prévoit toujours la protection, la nécessité de revêtements pour les poutres ajourées est toujours controversée. [104,113].

La température limite de '550°C' par défaut est considérée par certaines études comme inappropriée pour tous les types de poutres cellulaires [13,104].

Pour n'importe quelle poutre ajourée avec des ouvertures multiples rapprochées, Figure 6.1, la ruine sous incendie est, dans la plupart des cas, causée par la rupture du montant d'âme.

A partir des recherches conduites sur des poutres cellulaires, il a été montré que la température au niveau du montant de l'âme augmente plus rapidement que prévu. Ce qui peut engendrer l'instabilité du montant entre les ouvertures ou le développement de l'effet Vierendeel autour des ouvertures [10,11,70].

En situation d'incendie le module d'élasticité se réduit rapidement en comparaison à sa résistance [1,20,70], engendrant plus de réduction de la capacité basée sur l'instabilité que sur la résistance.

Pour une poutre à ouvertures multiples, à un certain degré d'utilisation ou de niveau de charge, l'instabilité du montant peut avoir lieu avant que la section n'atteigne la température limite de l'élément en flexion [11,70,103].

6.3.3. Objectif de l'étude

Le but de cette étude est d'analyser le comportement des poutres à ouvertures d'âme sous l'action de hautes températures dues à l'incendie en utilisant des simulations par le logiciel ANSYS Multi physique. Elle inclut une analyse structurale thermomécanique et une étude comparative des poutres métalliques cellulaires et alvéolaires en tenant compte de l'effet de température transitoire et des non-linéarités matériel et géométrique.

Les modèles éléments permettant d'estimer le déplacement vertical (flèche), la température limite (ou critique) de ruine pour les cas de poutre avec ouvertures hexagonales et circulaires sous plusieurs niveaux de chargement uniforme sont présentés.

Dans cette partie, les poutres métalliques ajourées ayant plusieurs ratios d'espacement des ouvertures sont étudiées sous hautes températures avec deux géométries d'ouvertures d'âmes : hexagonales et circulaires.

Une étude paramétrique est entreprise, dans laquelle la largeur du montant, l'espacement entre les ouvertures dans les poutres cellulaires et alvéolaires varie jusqu'à la limite tolérée tout en gardant les autres dimensions inchangées. De larges ouvertures multiples sont considérées où les montants d'âmes sont les parties les plus vulnérables en situation d'incendie.

De ce fait une attention particulière est dédiée au contrôle de la température à ce niveau.

Les simulations et les analyses sont faites par des modèles en éléments finis, SHELL131 à 4 nœuds et SHELL181 structural à 4 nœuds pour les analyses thermiques de transfert de chaleur et mécanique respectivement. Le premier modèle numérique tient compte de l'augmentation des hautes températures non-uniformes sous incendie ISO834. Pour le second, des simulations thermomécaniques ont permis de produire des températures limites pour chaque modèle, la flèche à mi-portée ainsi que la distribution des contraintes et déformations de vonMises au niveau du montant et autour des ouvertures.

La comparaison des résultats entre les poutres cellulaires et hexagonales concerne les flèches maximales, les températures limites et les modes de rupture parmi les différents types d'ouvertures pour montrer l'influence de leurs espacements.

6.3.4. Géométrie de la poutre et conception en condition normale

Des ouvertures hexagonales et circulaires sont réalisées par un procédé d'oxycoupage sur un profilé parent en I selon une configuration appropriée. Les lignes de découpes sont demi-

hexagonales ou circulaire par double passe pour être ensuite assemblées et soudées ensemble formant la poutre ajourée [8].

La géométrie de ce genre de poutres est guidée par deux paramètres importants : le diamètre a_0 et la largeur du montant d'âme w .

Dans cette étude toutes les poutres métalliques sont constituées à partir de poutres laminées à chaud IPE500 de class 1 et les ouvertures sont localisées le long de l'axe médian sur une travée de 7m.

Les conditions relatives aux dimensions présentées dans la figure 6.15 sont celles de l'EC3 annexe N [94] et les paramètres pour la largeur du montant et le rapport des espacements des ouvertures sont définis selon les prescriptions et guides de conception [61,82,104] :

- La largeur du montant w doit être au moins égale à 130 mm.
- Le rapport e/a_0 doit être au moins égal à 1,25;
- Le rapport h/a_0 doit être au moins égal à 1,25 et ne dépassant pas 4,0;

avec e comme espacement entre les ouvertures et h la hauteur totale.

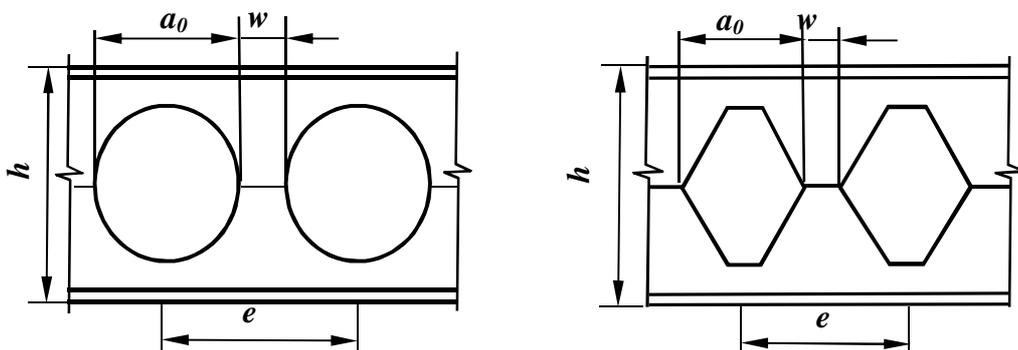


Figure 6.15. Formes géométriques & propriétés des poutres à ouvertures d'âme

Le diamètre des cellules et la largeur des hexagones sont identiques et ont pour valeur $a_0 = 38$ cm et sont pris constants pour tous les modèles de poutres.

Les poutres de nuance d'acier S355 sont simplement appuyées, double-simple et sont soumises à des charges uniformément réparties. Une étude préliminaire en condition normale a été faite en utilisant le logiciel ACB+ [34] dans le but de vérifier la charge ultime q_{ult} .

Elle doit vérifier, la résistance de la section au niveau de l'ouverture d'âme et au niveau des montants, l'instabilité de l'âme au cisaillement selon les principes de l'Eurocode 3 [20,41] sachant que les poutres sont prémunies contre le déversement.

Le tableau 6.1 résume les dimensions et les valeurs des charges de calcul q_{Ed} à température ambiante.

Tableau 6.1. Dimensions et charges des poutres ajourées

Dimensions	CELL10/ HEX10	CELL11	CELL12/ HEX12	CELL13
w(mm)	285	220,02	170	152
e(mm)	665	600,02	550	532
$\alpha=e/a_0$	1,8	1,6	1,5	1,4
$q_{Ed}(kN/m)$	73,51	72,84	73,33	72,89

CELLn, HEXn sont des notations pour les poutres cellulaire et hexagonales à ouvertures multiples régulièrement espacées.

Pour les poutres hexagonales, la hauteur de l'ouverture a été choisie sur la base de l'égalité de la surface avec l'ouverture circulaire pour le même type de poutre correspondante.

Elles sont aussi soumises à la même charge de calcul q_{Ed} pour permettre une comparaison possible entre les modèles numériques dans les différentes analyses en conditions d'incendie.

6.3.5. Les entrées de base dans le préprocesseur d'ANSYS

a) *Modèle d'incendie*

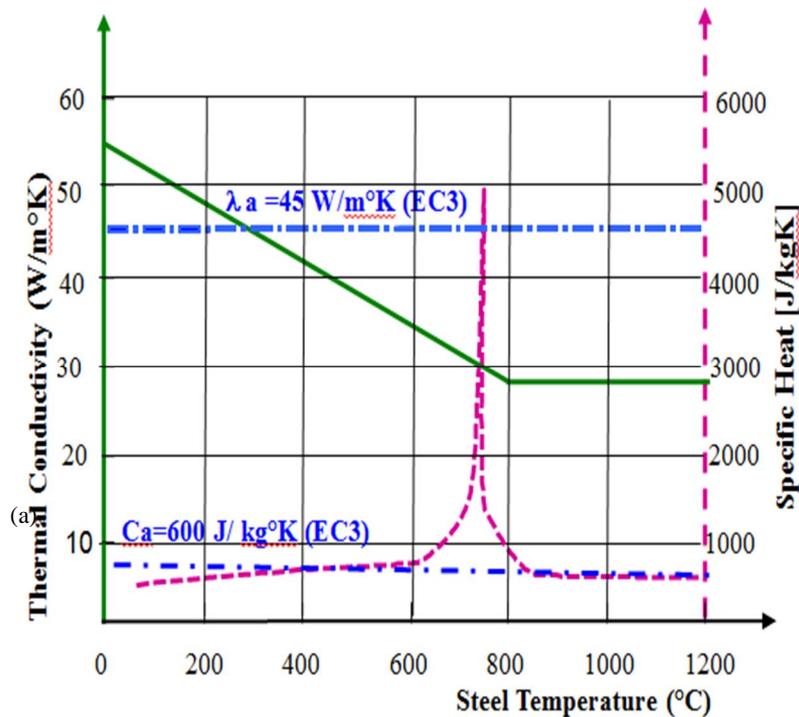
La plupart des dommages structuraux surviennent pendant un incendie totalement développé ou le compartiment est entièrement embrasé et c'est cette phase qui est prise en compte dans la conception et le calcul de la résistance au feu.

L'Eurocode 1 [33] propose une courbe d'incendie dite conventionnelle appelée ISO 834 qui représente une seule phase d'échauffement où la température théorique augmente indéfiniment en fonction du temps en minute :

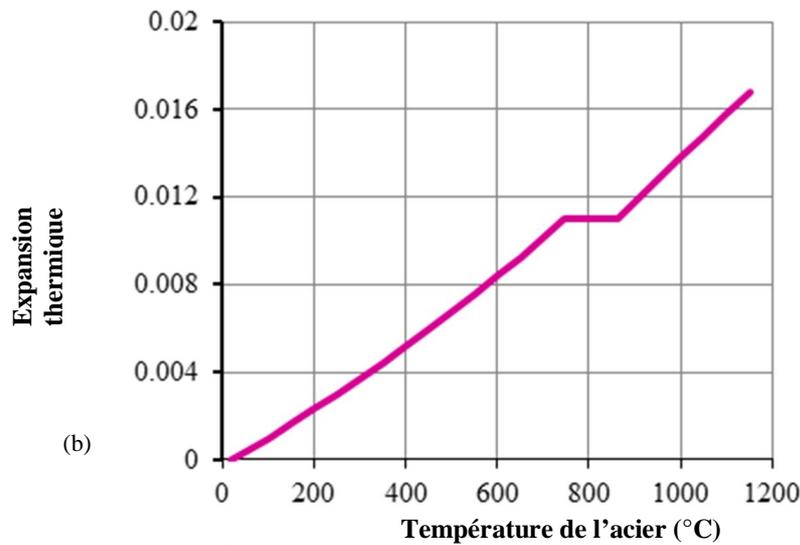
$$\theta_g = 20 + 345 \log_{10}(8t + 1) \quad (6.30)$$

Dans nos modèles numériques on considère comme entrée cette fonction.

b) Données des propriétés de l'acier en hautes températures



(a)

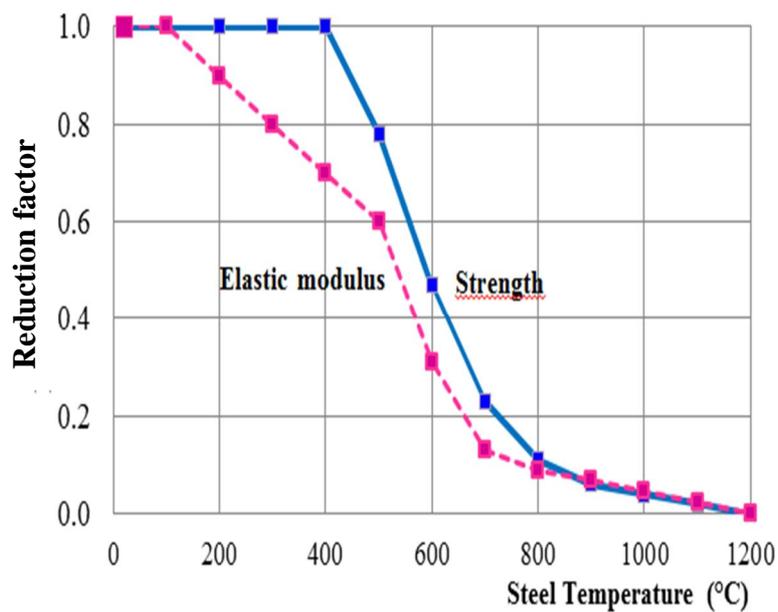


(b)

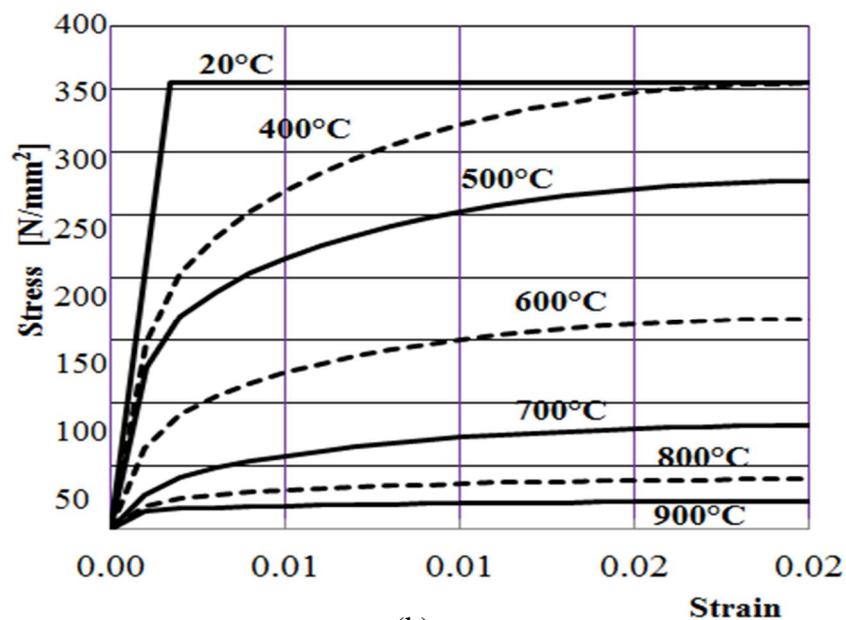
Figure 6.16. Propriétés thermiques de l'acier vs Température
 (a) Conductivité & chaleur spécifique; (b) Expansion thermique

La réponse structurale des éléments métalliques sous l'effet d'incendie est gouvernée par les propriétés thermiques et mécaniques figure 6.16 [11,22].

La résistance de l'acier diminue lorsque la température dépasse 400°C et la rigidité diminue aussi en fonction de la température alors que le module de Young commence à chuter dès 100°C, Figure 6.17 [22].



(a)



(b)

Figure 6.17. Propriétés mécaniques vs Température
 (a) Variation de la résistance et module de Young ; (b) courbe σ - ϵ

c) Données des conditions limites thermiques

La température dans les poutres non protégées peut être calculée sur la base de la méthode simplifiée donnée par EN 1993-1-2 [20] qui assume une température équivalente uniforme à travers la section droite.

Le flux de chaleur net est déterminé en considérant le transfert de chaleur par convection et rayonnement.

$$\dot{h}_{net,d} = \alpha_c (\theta_g - \theta_m) + \Phi \varepsilon_m \varepsilon_f \sigma \left[(\theta_g + 273)^4 - (\theta_m + 273)^4 \right] \quad (6.31)$$

où α_c est le coefficient de convection pris égal à 25 W/m²K pour la courbe d'incendie standard ISO 834; θ_g la température du gaz ; θ_m la température à la surface de l'élément; Φ est le facteur de configuration pris égal à 1; ε_m est l'émissivité de surface de l'élément pris égale à 0,7 pour l'acier; ε_f est l'émissivité du feu égale à 1; σ représente la constante Stephan Boltzmann égale à 5,67x10⁸ [W/m²K⁴].

Le facteur de massiveté joue un rôle important et son évaluation pour le cas des poutres ajourées est traitée différemment par rapport au cas de la section à âme pleine et doit être calculé au niveau du montant de l'âme ainsi qu'au niveau de la section nette [19].

Le temps d'échauffement critique est atteint lorsque $\theta_{a,t} = \theta_{a,cr}$. La température critique $\theta_{a,cr}$, à un temps t pour un élément de structure, est déterminé pour un degré d'utilisation μ_0 et est calculé par la formule analytique de l'EN 1993-1-2 [20].

$$\theta_{a,cr} = 39,19 \ln \left[\frac{1}{0,9674 \mu_0^{3,833}} - 1 \right] + 482 \quad (^\circ\text{C}) \quad (6.32)$$

Le degré d'utilisation μ_0 représente la charge en situation d'incendie dans une proportion de la résistance de calcul à température ambiante (ou à un t=0) en utilisant les coefficients partielles de sécurité.

Le logiciel ACB+ contient les formulations provenant des Eurocodes y compris ceux des températures critiques pour les différents cas de poutres cellulaires présentées dans le tableau 6.1 et qui serviront pour comparaison avec les modèles numériques de cette partie d'étude. La comparaison avec ACB+ concerne les températures critiques essentiellement.

d) Chargement

On a déterminé la charge ultime de calcul en faisant une analyse non linéaire par ANSYS et une analyse par ACB+. On a remarqué que les charges trouvées par ANSYS sont supérieures à celles trouvées par ACB+ dont la procédure consiste à satisfaire les deux principaux critères pour la résistance plastique et d'instabilité en conditions normales.

On prendra les charges critiques d'ACB+ pour pouvoir comparer les résultats avec ceux de l'analyse par ANSYS. Les valeurs des charges critiques sont présentées dans le tableau 6.1.

6.3.6. Modèle élément fini et validation

a) *Modèle structural à température ambiante*

Le logiciel d'éléments finis ANSYS [25] a été utilisé pour investir le comportement des poutres métalliques ajourées. L'élément fini structural SHELL181 a été généré à travers les deux semelles et l'âme des différentes poutres en considérant la non linéarité du matériau ainsi que les grands déplacements dans les analyses de leurs comportements.

Cet élément fini présente six degrés de libertés translations et rotations autour des axes X, Y, et Z, Figure 6.5.

Le modèle par éléments finis a été vérifié en premier en condition normale de température par rapport au modèle numérique de la poutre métallique simplement appuyée à une seule ouverture du cas D41 de Flavio R. et al. [85].

Des restraints sont appliquées dans les nœuds appropriés pour simuler la charge et les supports d'appuis pour permettre la comparaison.

Le modèle de non linéarité matérielle a été considéré à travers une réponse élastoplastique pour un écrouissage à 5% et un module de Young de 205000 MPa.

Durant l'investigation numérique on s'est assuré que la ruine du modèle ne se fait pas par déversement en appliquant des contraintes latérales le long de la semelle supérieure.

La courbe charge – déplacement, Figure 6.18, obtenue par la simulation est conforme tout en produisant une charge ultime de 648,43 kN validant ainsi le modèle par éléments finis.

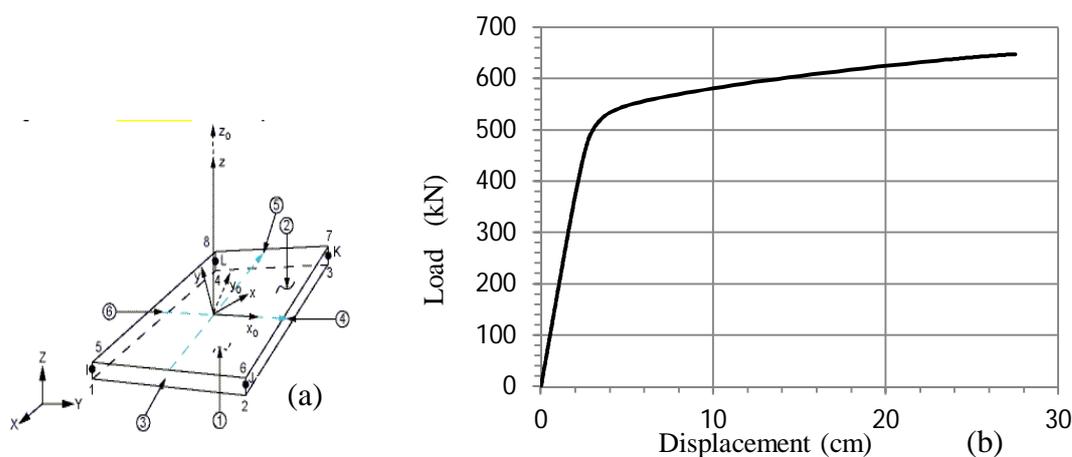


Figure 6.18. (a) Elément Fini Shell181 [25]; (b) Courbe charge - déplacement

b) Modèle thermique

Une analyse de transfert de chaleur est élaborée en utilisant l'élément fini thermique SHELL131 [25], Figure 6.19a, multicouche 3D et possédant quatre nœuds et des capacités de conduction applicable à l'analyse thermique 3D.

Les simulations tiennent compte pour la radiation des coefficients d'émissivités ϵ_r de 0,7 à la surface de l'acier et de convection α_c égal à 4 W/m²K et 25 W/m²K pour la condition de température normale et d'incendie respectivement [20,22].

La répartition de la température dépend des paramètres de la radiation et de la convection de la surface de l'élément et de la conduction de la chaleur à l'intérieur de l'élément.

Dans cette partie d'étude, les modèles de poutres métalliques seront exposées sur trois cotés en supposant que la semelle supérieure est protégée ainsi que les côtés d'extrémités.

La simulation sur le modèle numérique pour l'analyse thermique en régime transitoire donne des distributions de températures à un temps de 20 minutes comme le montre la figure 6.19b.

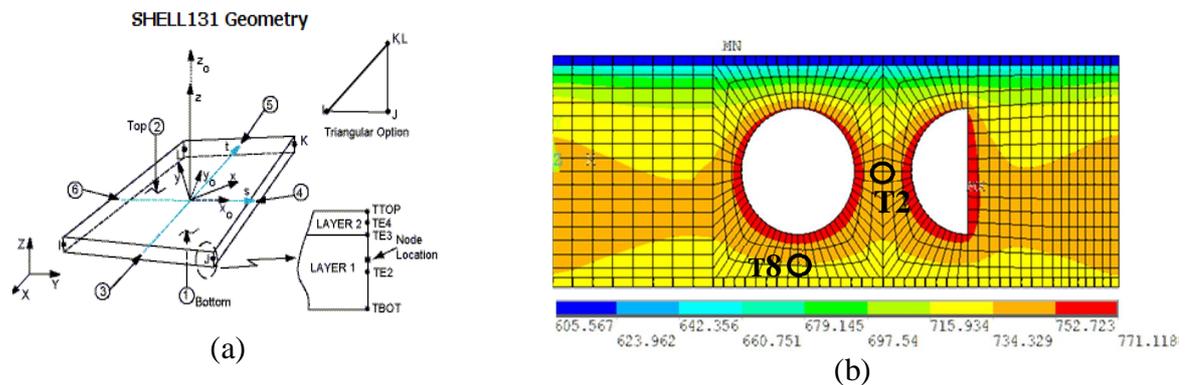


Figure 6.19. (a) SHELL131Thermique, (b) distribution de la température pour un temps de 20 mn

La validation du modèle thermique est donnée par rapport à l'essai P5 [134] élaboré parmi plusieurs autres essais expérimentaux au four réalisés à l'université polytechnique de Bragança, Portugal. Le but de ces essais est d'investiguer le comportement des poutres cellulaires protégées et non protégées sous incendie.

La section est réalisée à partir d'un profilé métallique IPE220 de longueur 600 mm avec des ouvertures circulaires réalisées au niveau de l'âme telles que montré sur la figure 6.20.

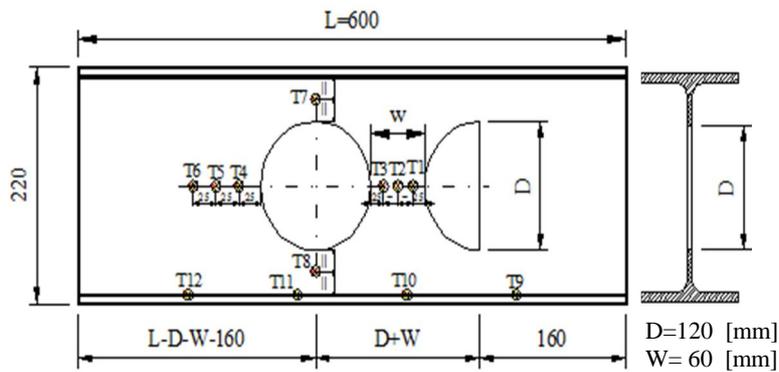


Figure 6.20. Dimensions poutre cellulaire P5 et position plus numérotation des thermocouples



Figure 6.21. Poutre cellulaire P5 dans le four

Une bande de céramique de 50 mm est appliquée au-dessus de la semelle supérieure ainsi qu'aux deux extrémités pour éviter le transfert de chaleur comme le montre la figure 6.21.

L'évolution de la température dans la section est mesurée par des thermocouples attachés en un certain nombre de positions, Figure 6.20.

Une comparaison de l'évolution des températures prises au niveau du montant de l'âme par les thermocouples T2 et T8 a été effectuée avec le modèle d'éléments finis, Figure 6.22.

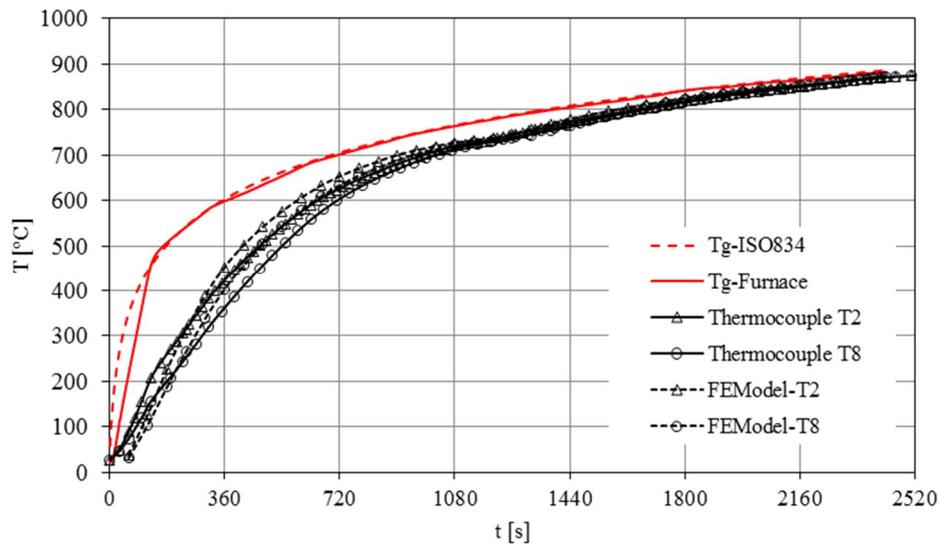


Figure 6.22. Courbes des températures Tg-ISO, T_{furn}- du four, T2, T8 températures des thermocouples, température de l'acier ANSYS-FE

Le modèle d'éléments finis élaboré en analyse thermique en utilisant le logiciel ANSYS a donné de bonnes prédictions des évolutions de températures que celles des thermocouples Figure 6.19.

6.3.7. Simulations par modèle thermo-mécanique

a) Champs de températures sur les poutres métalliques

Un modèle thermique tel que défini dans la partie validation est adopté avec un maillage raffiné pris autour des ouvertures. Le transfert de chaleur dans la section d'acier de la poutre parent et dans les poutres ajourées modèles, est simulé et ensuite analysé par le biais du logiciel ANSYS [29] pour déduire les champs et profils de températures.

Les poutres sont exposées sur trois côtés en supposant que la semelle supérieure supportera une dalle de béton et que la température n'est pas uniforme dans la section.

Les simulations de transfert de chaleur produisent des températures non uniformes à cause des conditions limites et l'épaisseur de l'âme.

Une poutre à âme pleine et des poutres cellulaires ayant différents nombres d'ouvertures ainsi que deux autres poutres alvéolaires, tableau 6.1 ont été simulées en concordance avec le modèle de validation.

Les contours de températures pour la section de l'élément parent IPE500 est montré dans la figure 6.23

Les évolutions de la température au niveau des semelles supérieures et inférieures ainsi qu'au niveau de l'âme sont tracées par rapport à celles de l'Eurocode dans la figure 6.24

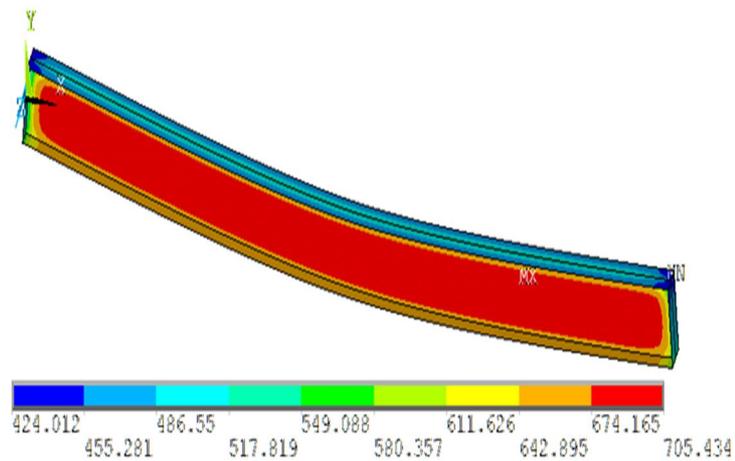


Figure 6.23. Contours de températures [°C] – poutre IPE500 âme pleine

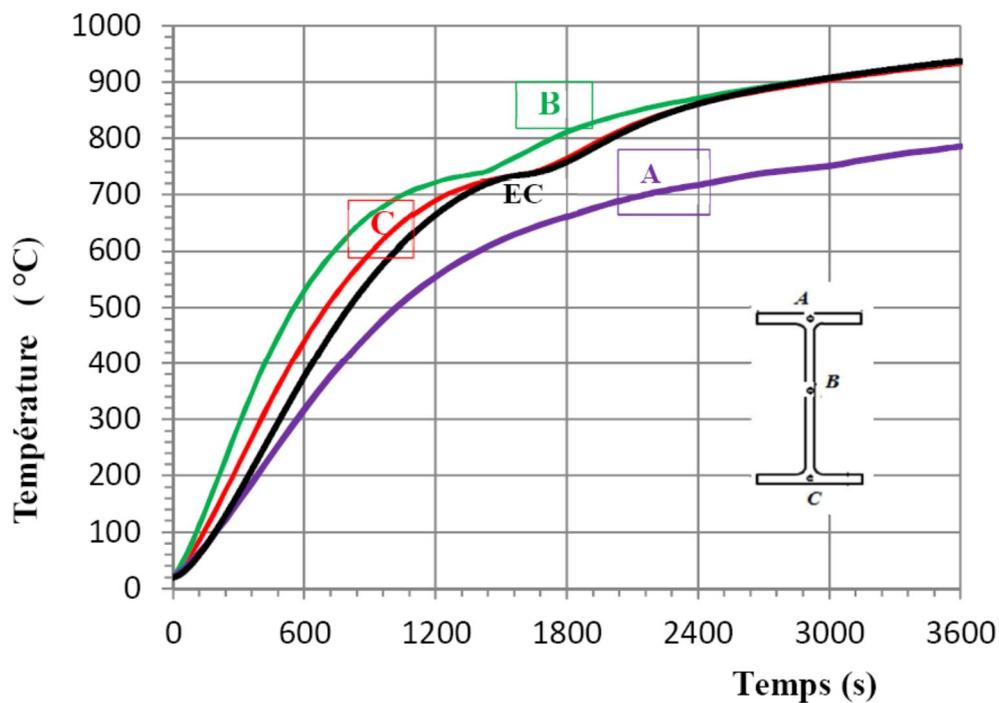


Figure 6.24. Profil de température-IPE500 Parent

Les profils de température pour les poutres cellulaires CELL10 et alvéolaire HEX10 sont montrés dans les figures 6.25 et 6.26.

Les contours des températures pour les poutres cellulaires CELL12 et alvéolaires HEX12 sont montrés dans les figures 6.27 (a), (b).

Les temps limites et les températures critiques pour l'ensemble des cas sont présentés dans les tableaux 6.4 et 6.5.

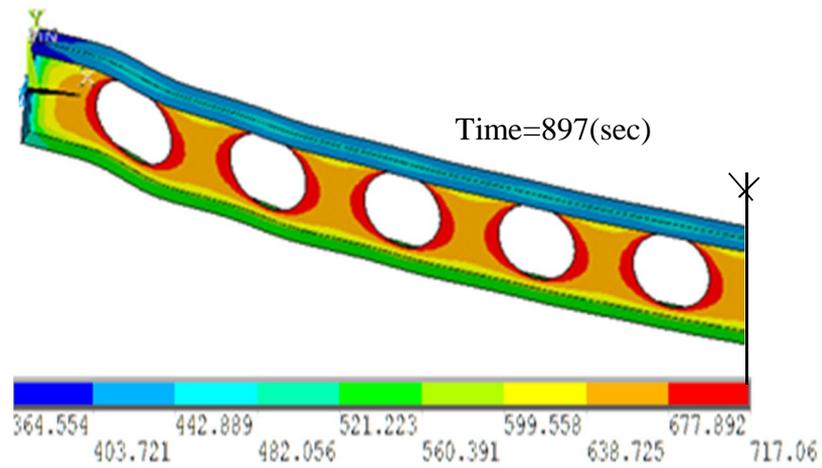


Figure 6.25. Contours des températures dans la poutre métallique CELL10 ($\eta=0.6$)

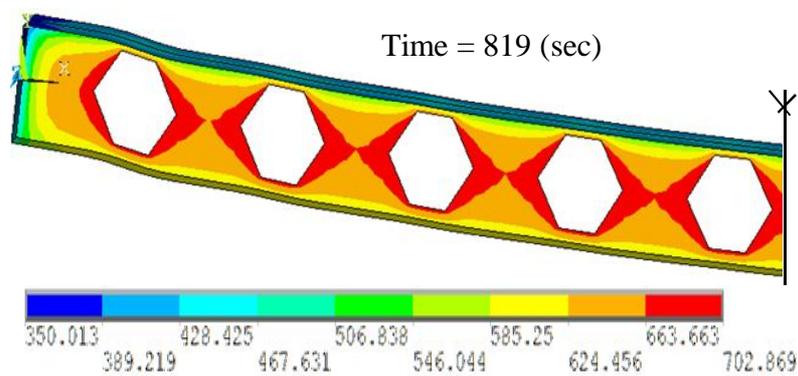


Figure 6.26. Contours des températures dans la poutre métallique alvéolaire HEX10 ($\eta=0.6$)

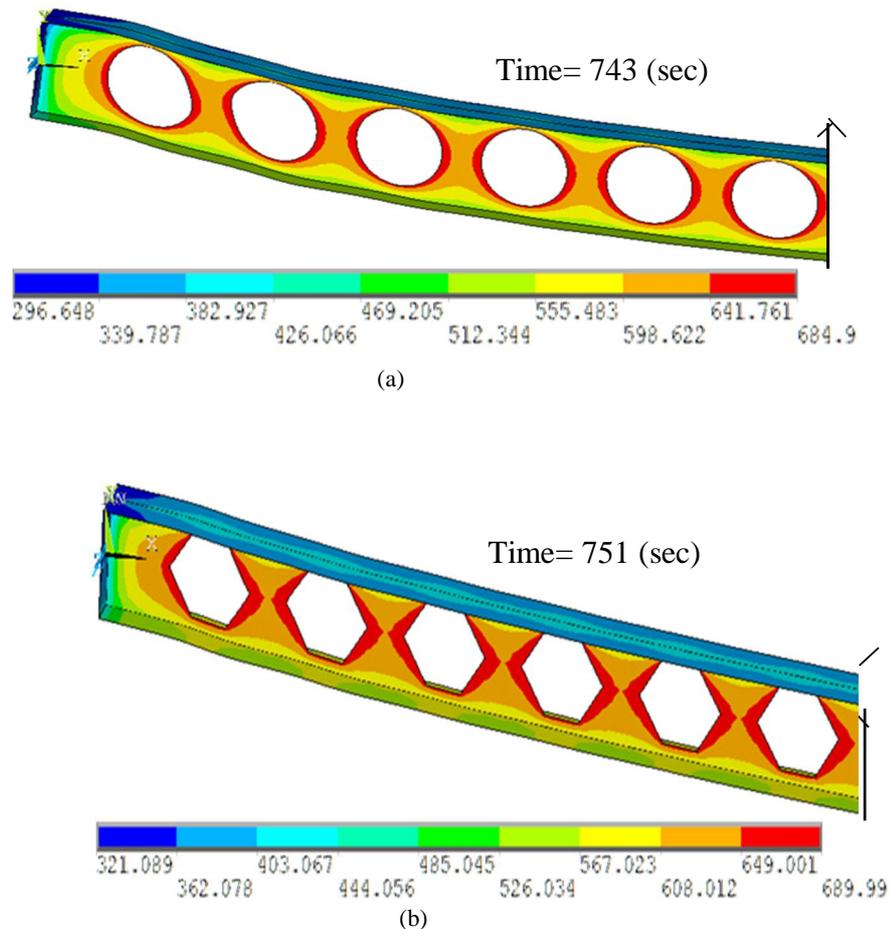


Figure 6.27. Contours des températures dans la poutre métallique cellulaire CELL12 (a) et alvéolaire HEX12 (b) pour $\eta=0.6$

b) Comportement mécanique des poutres ajourées

Dans le modèle mécanique, l'élément fini thermique SHELL131 est changé vers l'élément fini structural SHELL181 tout en gardant les températures aux nœuds comme action pour l'analyse mécanique.

Les poutres sont simplement appuyées et prémunis contre le déversement avec un chargement uniformément réparti.

Pour la poutre parent à âme pleine, la charge ultime a été estimée par une simulation par ANSYS pour 123,3 kN/m et seulement 60% de celle-ci en condition d'incendie est considérée correspondant à un niveau de charge $\eta_{fi}=0,6$.

Pour les poutres ajourées plusieurs niveaux de charge sont adoptés pour η_{fi} (1,0 ; 0,8 ; 0,5 ; 0,6 ; 0,4 et 0,2)

Les simulations sont faites en utilisant les champs de températures générées durant l'analyse thermique tout en incluant la variation des propriétés thermiques en fonction de la température et en tenant compte de la non linéarité du matériau et des grands déplacements.

Le modèle d'éléments finis avec les conditions aux limites est présenté dans la figure 6.28.

Les contours de contraintes de Von Mises sont présentés dans la figure 6.29 pour la poutre parent à âmes pleine.

Pour tous les autres cas de poutres cellulaires ou alvéolaires, les modèles avec les conditions d'appuis et charges ainsi que les distributions des contraintes, sont représentés dans les figures 6.30 à 6.43.

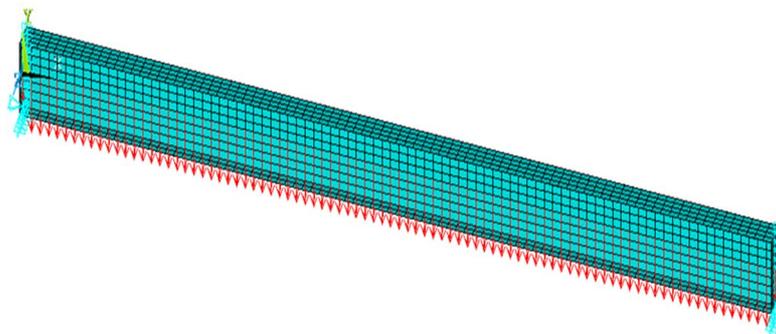


Figure 6.28. Poutre solide (parent) IPE500: Modèle Structural Élément Fini $\eta=0.6$

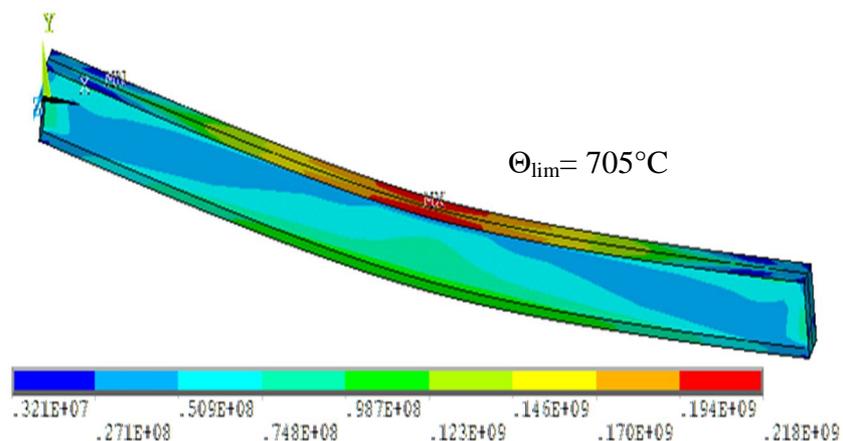


Figure 6.29. Poutre solide (parent) IPE500: Contraintes von Mises ($\eta=0.6$)

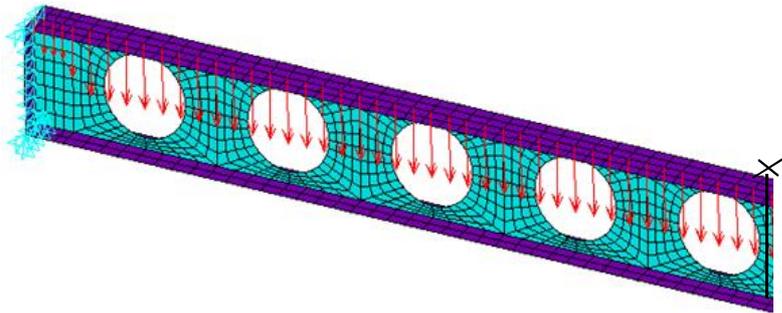


Figure 6.30. Modèle EF, Poutre cellulaire CELL10, ($\eta=0.6$):

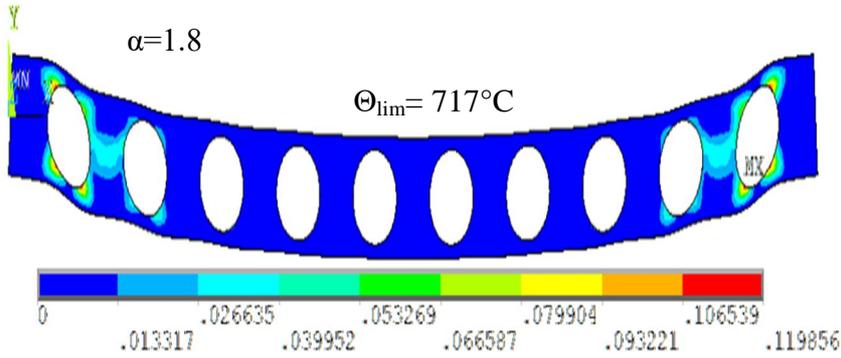


Figure 6.31. Poutre cellulaire CELL10, ($\eta=0.6$): Mode de ruine Vierendeel (déformations plastiques von Mises)

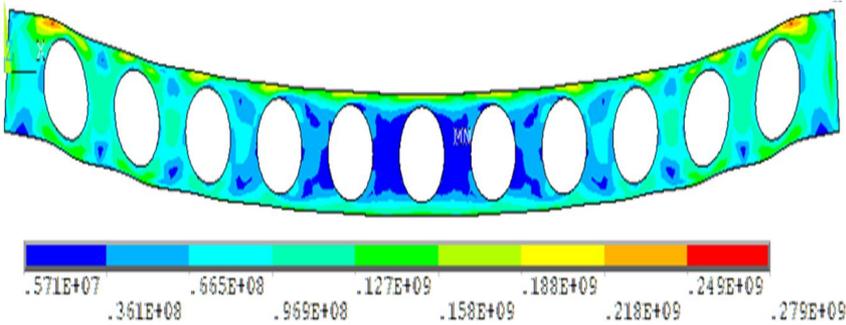


Figure 6.32. Poutre cellulaire CELL11 ($\eta=0.6$) : Contours de contraintes

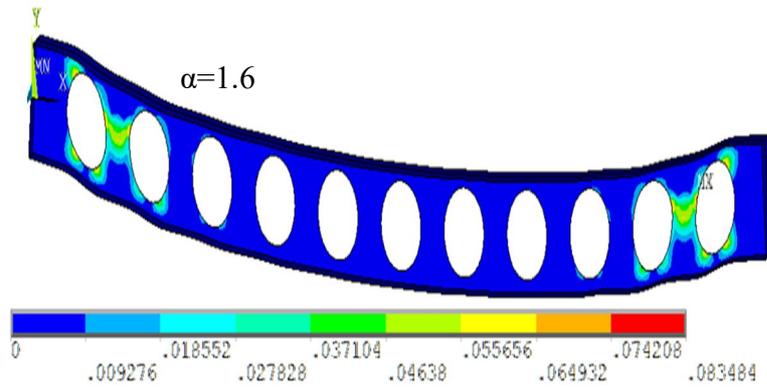


Figure 6.33. Poutre cellulaire CELL11 ($\eta=0.6$): Mode de ruine Vierendeel + instabilité du montant (von Mises plastic strains)

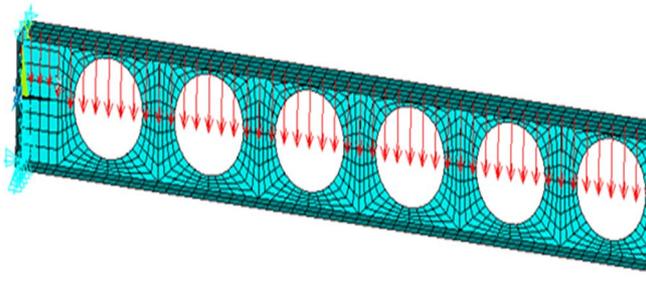


Figure 6.34. Poutre cellulaire CELL12, ($\eta=0.6$): modèle Éléments finis

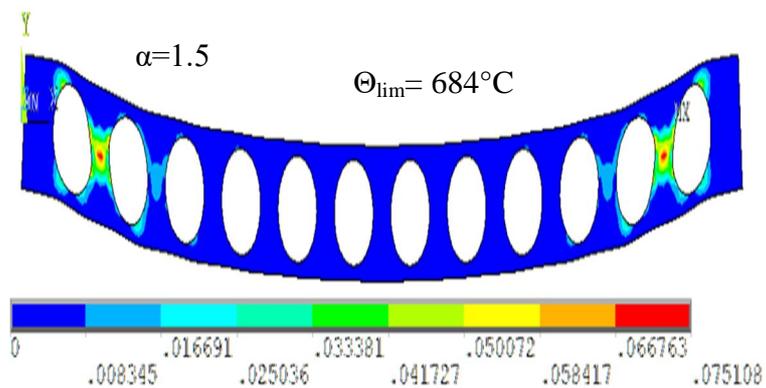


Figure 6.35. Poutre cellulaire CELL12, ($\eta=0.6$): Ruine du montant d'âme (déformations plastiques de von Mises)

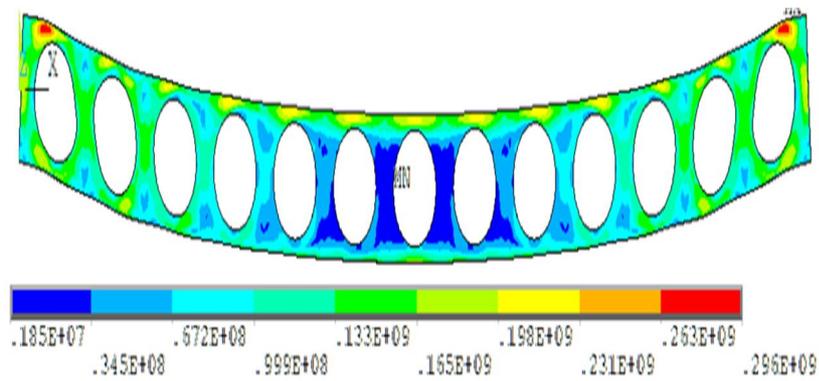


Figure 6.36. Poutre cellulaire, CELL13 ($\eta=0.6$): Contour de contraintes, (contraintes plastiques de von Mises)

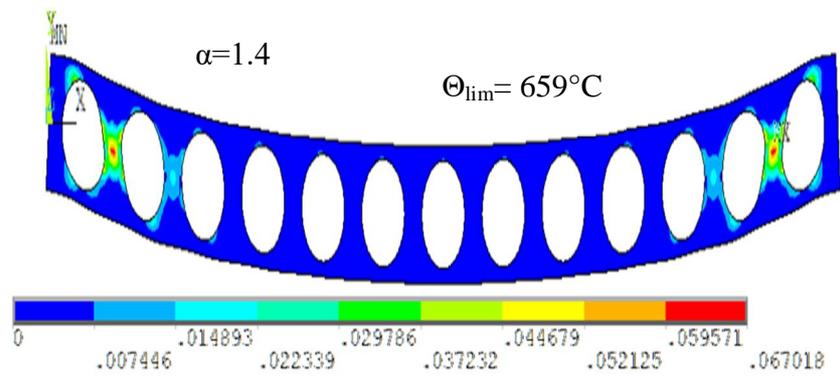


Figure 6.37. Poutre cellulaire, CELL13 ($\eta=0.6$): Ruine du montant d'âme (déformations plastiques de von Mises)

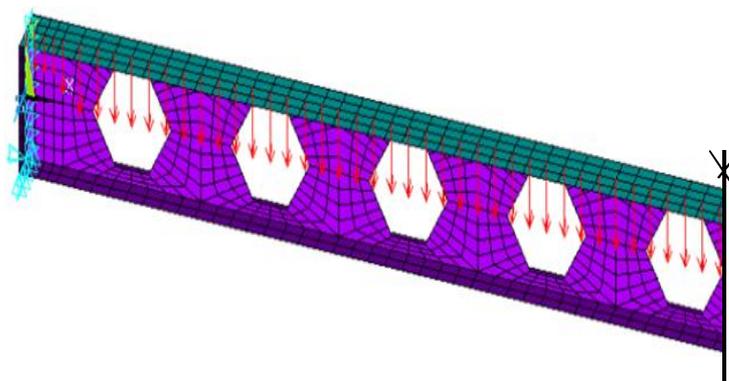


Figure 6.38. Poutre alvéolaire HEX10: Modèle éléments finis ($\eta_{fi}=0.6$) ;

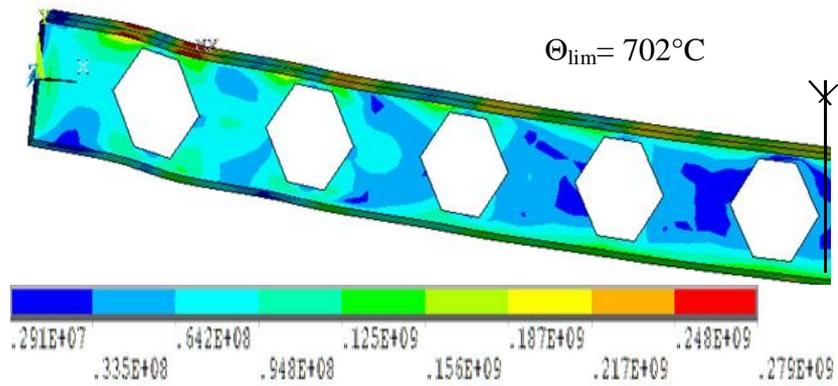


Figure 6.39. Poutre alvéolaire HEX10 ($\eta_{fi}=0.6$) ; Contour de contrainte (contraintes de von Mises)

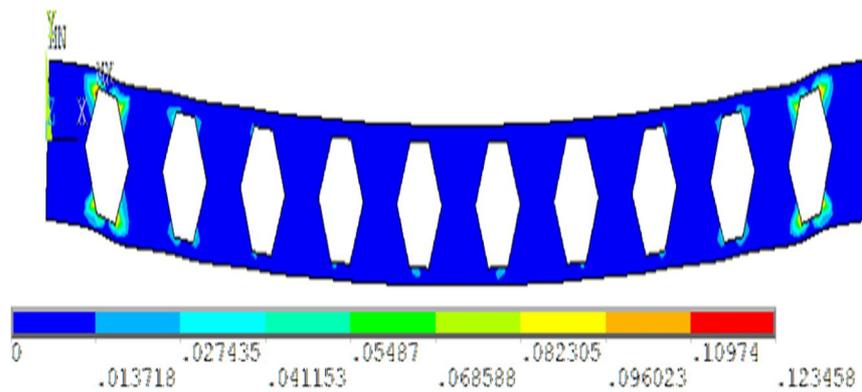


Figure 6.40. Poutre alvéolaire HEX10: Modèle élément fini structural $\eta_{fi}=0.6$; Ruine par flexion Vierendeel (déformation von Mises)

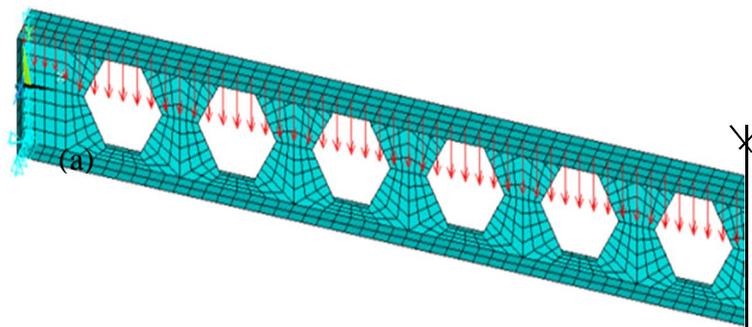


Figure 6.41. Poutre alvéolaire HEX12: Modèle par Éléments Finis ($\eta_{fi}=0.6$)

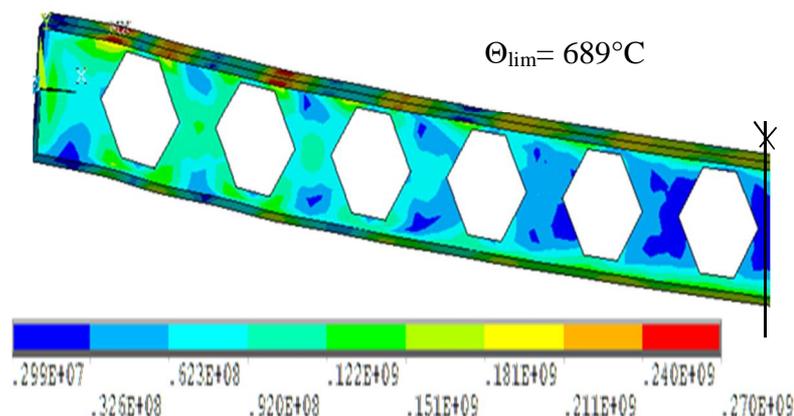


Figure 6.42. Poutre alvéolaire HEX12: ($\eta_{fi}=0.6$) - Contour de contrainte (contrainte von Mises)

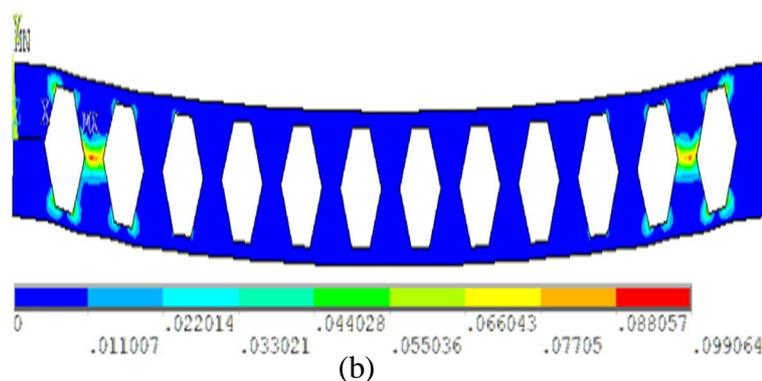


Figure 6.43. Poutre alvéolaire HEX12: ($\eta_{fi}=0.6$) - Mode de ruine Vierendeel + montant d'âme (déformation von Mises)

6.3.8. Résultats et discussions

Pour le cas de la poutre à âme pleine les résultats de l'analyse thermique sont présentés et une comparaison est faite par rapport à l'approche analytique de l'Eurocode.

L'analyse thermique en régime transitoire montre les courbes de température de l'acier au niveau des semelles et au niveau de l'âme et qui sont tracées par rapport au profil de température uniforme de l'Eurocode 3 figure 6.24.

Elle montre que le modèle d'éléments finis a produit une réponse thermique réaliste dans laquelle la courbe de l'Eurocode 3 adhère parfaitement avec l'évolution de la température au niveau de l'âme.

L'analyse thermique des poutres ajourées montre que les montants d'âme ont eu une augmentation supplémentaire de la température par rapport au profilé parent à âme pleine.

Les valeurs correspondantes de ces cas sont présentées dans le tableau 6.3.

Pour les différentes analyses mécaniques de la poutre à âme pleine, l'élément fini 'SHELL' simule une action thermique transitoire produisant des températures non uniformes dans la section et produit des températures critiques élevées de 705°C par rapport à 626°C de l'EC3.

Le temps limite correspondant est de 16,6 minutes avec un déplacement vertical maximum de 27,4 cm.

Tableau 6.2. Température au niveau de l'âme pour t= 600 sec

Température dans l'âme (°C)	
Poutre solide sans ouvertures	536
Cell10	600
Cell11	617,4
Cell12	599,6
Cell13	607

Pour le cas des poutres cellulaires, l'étude considère un nombre différents d'ouvertures, CELL10, CELL11, CELL12, CELL13 induisant des rapports d'espacements différents α obéissant aux limites géométriques prescrites.

Les calculs de l'Eurocode en utilisant le logiciel ACB+ en considérant la résistance plastique ont révélés des températures critiques pour ces cas de poutres ajourées tableau 6.3.

Tableau 6.3. Températures critiques ACB+ Poutres cellulaires

Température Critique (°C)	Niveau de charge au feu $\eta_{fi}=0,6$			
	Cell10	Cell11	Cell12	Cell13
Position				
Ouverture	571	572	571	572
Montant	680	660	630	606

Les figures 6.31-6.33 et 6.35-6.37 montrent les contours de contraintes et de déformation de von Mises sous hautes températures pour différents espacements.

On peut observer la formation des quatre rotules plastiques aux coins des ouvertures correspondant à un mode de ruine Vierendeel pour les poutres cellulaires et alvéolaires pour des valeurs de α élevées.

Pour des petites valeurs de α pour le cas des poutres CELL12, CELL13 et HEX12, la ruine du montant est apparente dans les figures 6.35, 6.37 et 6.40.

Les températures critiques correspondantes à partir des modèles d'éléments finis, tableau 6.4, sont supérieures à ceux de l'ACB+.

Les résultats, à partir des analyses thermomécaniques en considérant les poutres cellulaires et les poutres alvéolaires HEX10, HEX12 pour différents niveaux de chargement, de courbes de variations de flèches en fonction du temps sont présentés dans les figures 6.44-6.47.

En faisant des comparaisons entre les températures critiques des modèles numériques, la température du montant d'âme est utilisée comme référence.

Les temps limites, les températures limites et les déplacements verticaux à mi travée sont réunis dans les tableaux 6.3 et 6.5.

Pour la flexion globale, le déplacement vertical à mi- travée est le déplacement considéré lorsque la ruine se produit.

On peut observer que la flèche augmente graduellement et linéairement en fonction du temps. Atteignant une certaine limite, elle chute due à une grande perte de résistance à des températures élevées.

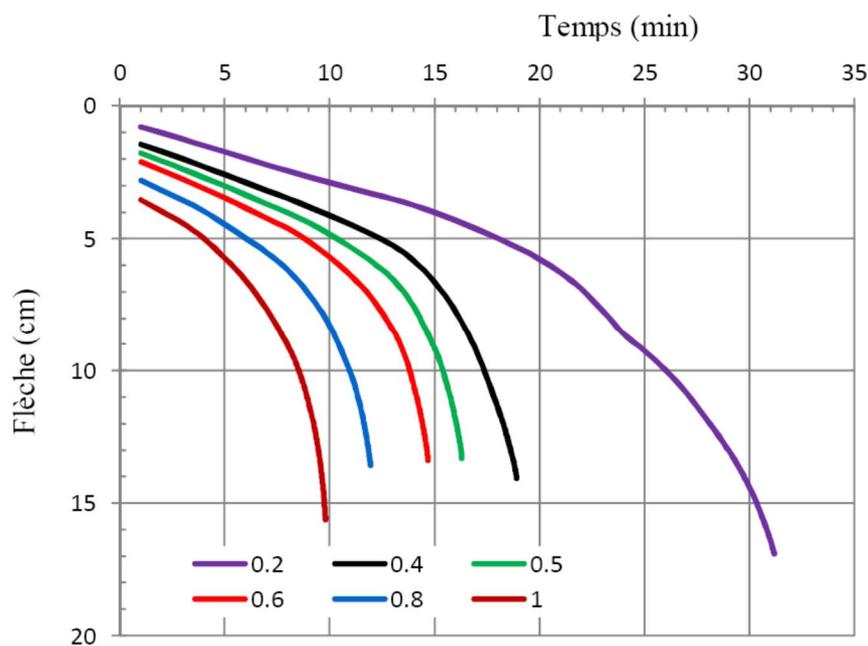


Figure 6.44. Variation de la flèche en fonction du temps pour plusieurs niveaux de charge - poutre cellulaire CELL10,

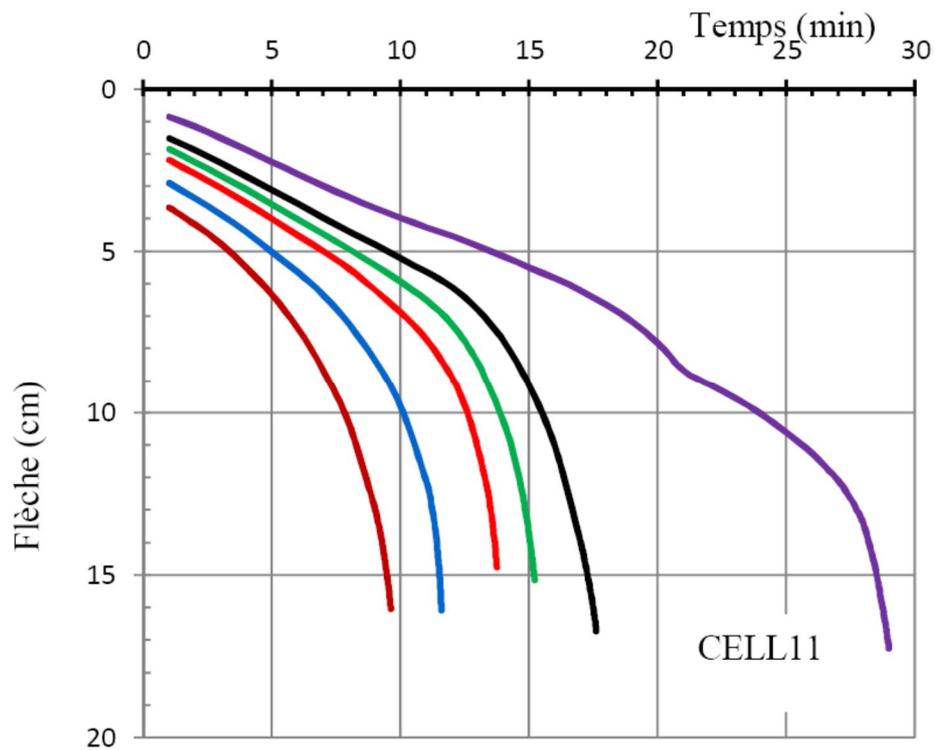


Figure 6.45. Variation de la flèche en fonction du temps pour plusieurs niveaux de charge - poutre cellulaire CELL11

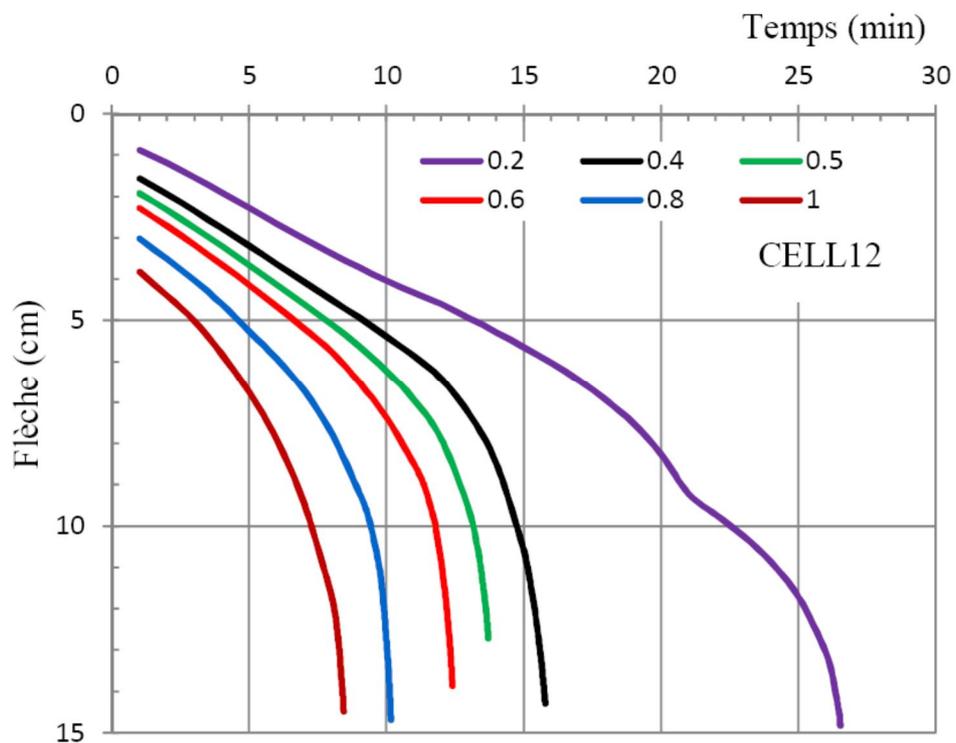


Figure 6.46. Variation de la flèche en fonction du temps pour plusieurs niveaux de charge - poutre cellulaire CELL12

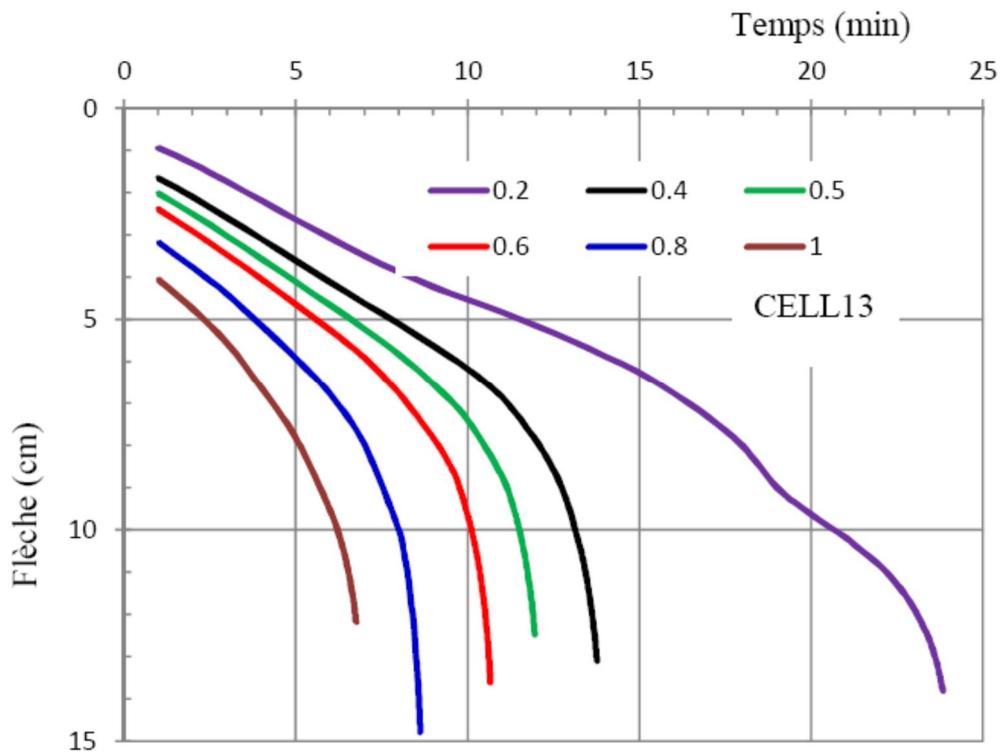


Figure 6.47. Variation de la flèche en fonction du temps pour plusieurs niveaux de charge - poutre cellulaire CELL13

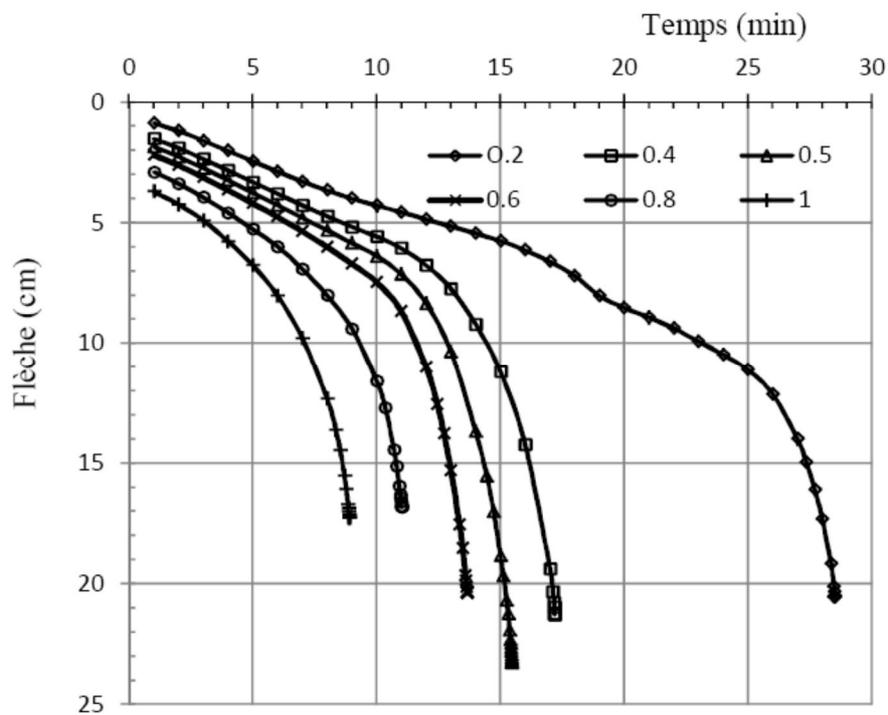


Figure 6.48. Variation de la flèche en fonction du temps pour plusieurs niveaux de charge pour la poutre alvéolaire HEX10

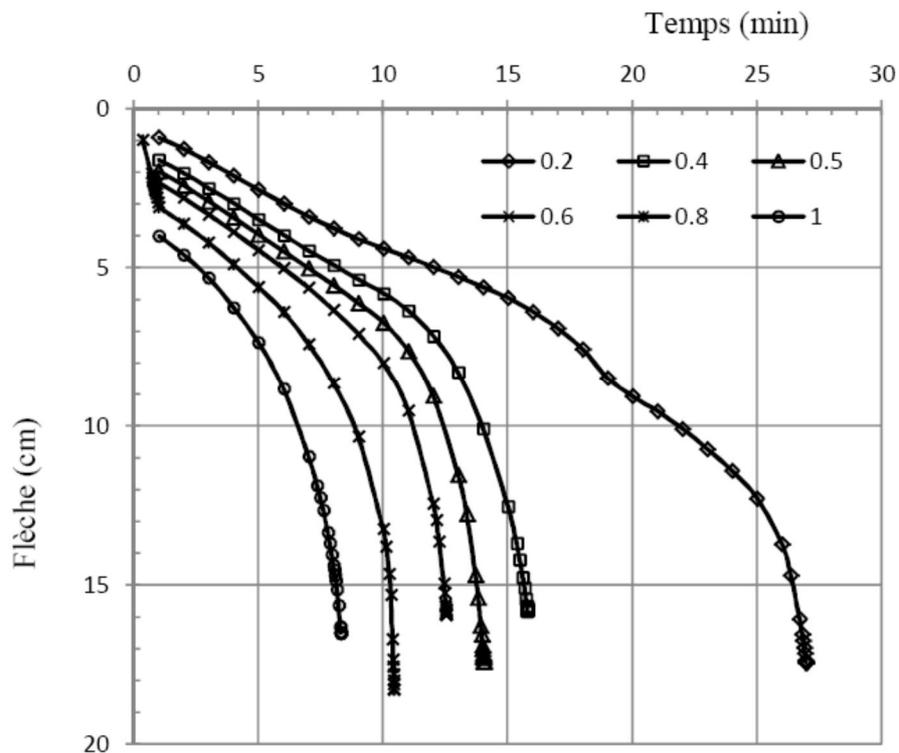


Figure 6.49. Variation de la flèche en fonction du temps pour plusieurs niveaux de charge pour la poutre alvéolaire HEX12

Tableau 6.4. Résultats d'analyse au feu par élément fini structural pour les poutres cellulaires pour un niveau de charge $\eta=0,6$

Type de poutre	CELL10	CELL11	CELL12	CELL13
p/a_0	1,8	1,6	1,5	1,40
t_{lim} (min)	14,95	13,93	12,38	10,47
Θ_{lim} (°C)(web)	717	704	685	659
Fleche à mi-travée (cm)	16,44	16,83	13,03	11,66

Tableau 6.5. Résultats d'analyse au feu des poutres alvéolaires pour un niveau de charge $\eta=0,6$

Type de poutre	HEX10	HEX12
t_{lim} (min)	13,65	12,52
Θ_{lim} (°C)(web)	702	689
Mid-span deflection(cm)	20,37	15,91

Les graphes de la variation des flèches en fonction du temps, montrent que les temps limites et les températures critiques des poutres dépendent des niveaux de charges et du nombre d'ouvertures dans l'âme.

On peut observer la formation des quatre rotules plastiques aux coins des ouvertures correspondant à un mode de ruine Vierendeel pour les poutres cellulaires et alvéolaires pour des valeurs de α élevées.

Pour le cas des poutres CELL12, CELL13 et HEX12, la ruine du montant est apparente dans les figures 6.18, 6.19 et 6.21.

Pour le cas des petites valeurs de α la ruine est confirmée à partir des tableaux 6.4 et 6.5 qui montrent que pour des petites valeurs de α , les poutres CELL12, CELL13 et HEX12 ont une flèche relativement faible, ce qui laisse penser qu'une ruine locale s'est produite dans le montant d'âme. Ceci est due à l'effet des températures élevées de l'acier dépassant 600°C tableaux 6.4 et 6.5 alors que l'acier a moins de la moitié de sa capacité de résistance et où le module de Young est réduit à 20 % de sa valeur en condition normale, Figure 6.5.

Une comparaison de la résistance au feu des poutres cellulaires et des poutres alvéolaires est présentée dans la figure 6.26 qui montre que CELL12 a une performance meilleure que celle de la poutre HEX12. L'analyse par éléments finis révèle des températures critiques plus élevées que celles de l'ACB+ qui s'avèrent plus conservatives.

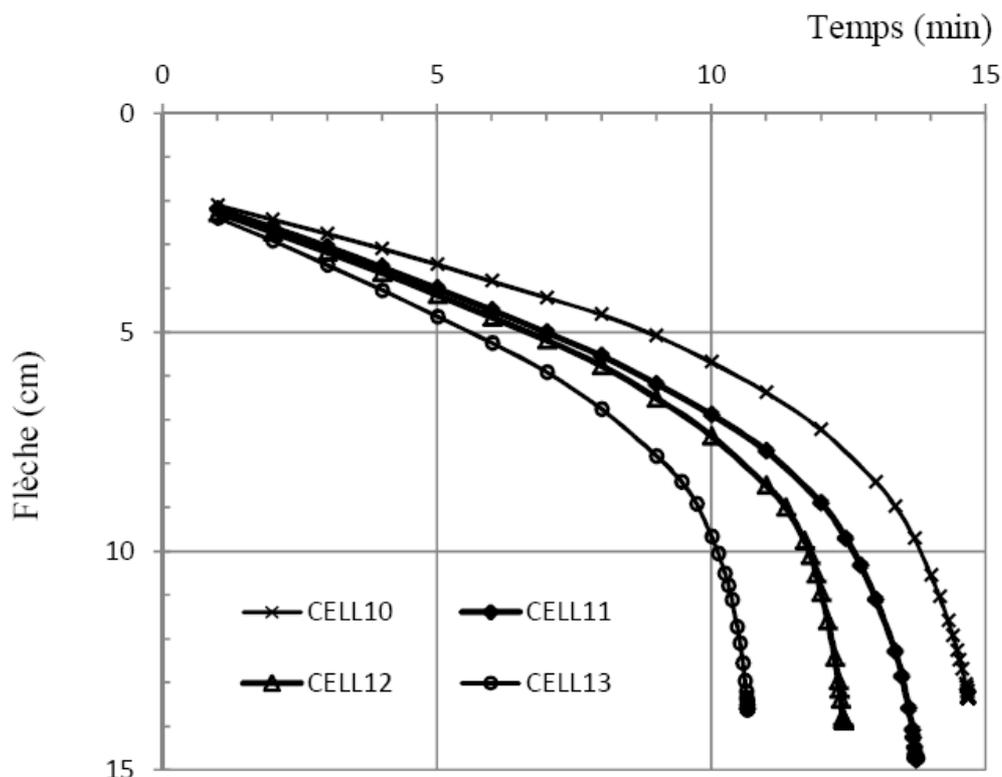


Figure 6.50. Poutres cellulaires: Variation de la flèche-temps ($\eta_{fi}=0.6$)

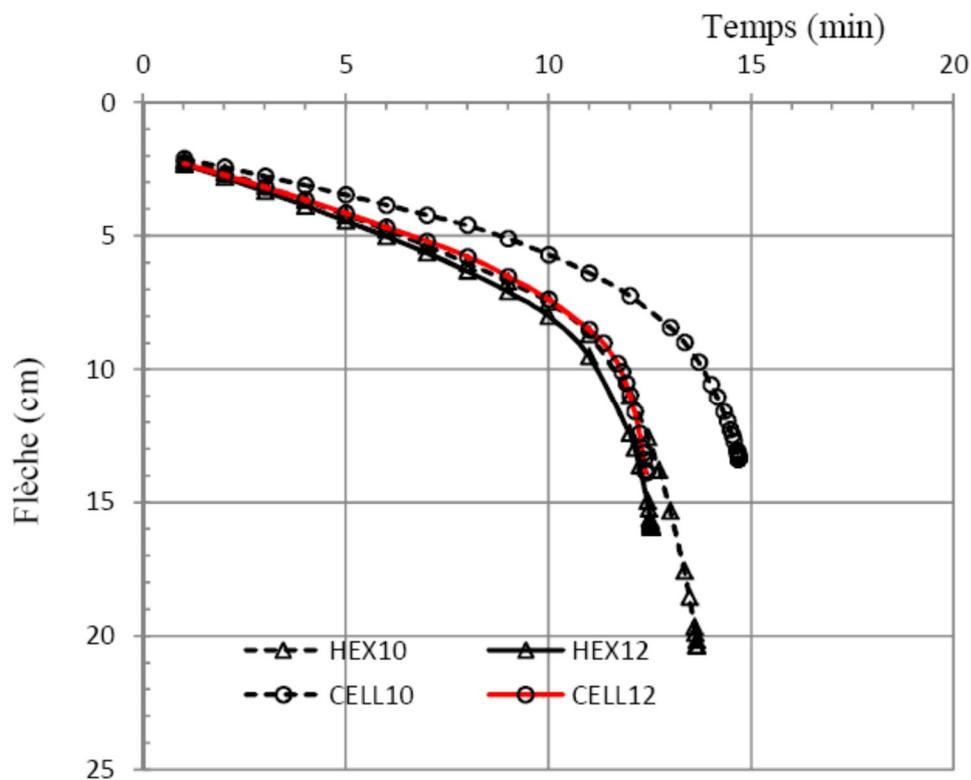


Figure 6.51. Comparaison de la variation de la flèche-temps - Poutres cellulaires et alvéolaires

6.4. Conclusion

Le comportement des poutres ajourées sous des conditions d'incendie est compliqué et le but de cette étude est de présenter une investigation numérique à base d'éléments finis pour évaluer leurs performances sous hautes températures dues à l'incendie en utilisant le logiciel multi physique ANSYS.

Des modèles d'éléments finis utilisant des éléments coques (SHELL) ont été développés pour identifier les paramètres de conception les plus importants pour l'ingénierie incendie à savoir la charge critique, le temps limite, la température critique et la flèche.

Les simulations ont été importantes pour notre étude paramétrique concernant l'influence de la largeur du montant sur les paramètres cités ainsi que sur la réponse structurale des poutres ajourées vis-à-vis des hautes températures.

L'étude a enfin montrée qu'une poutre ajourée bien conçue à température ambiante et ayant satisfait tous les critères de résistance plastique peut être vulnérable sous hautes températures. De ce fait des modes de ruptures différents Vierendeel ou instabilité du montant d'âme

peuvent avoir lieu à des températures de plus en plus faibles selon le nombre d'ouvertures au niveau du montant.

Il y'a donc nécessité d'une forme de protection passive et de surcroit par revêtement intumescent qui a fait l'objet d'étude expérimentale dans ces travaux présentés dans cette thèse.

Enfin l'étude a montré que des flèches plus importantes sont obtenues dans le cas de poutres à ouvertures hexagonales en comparaison aux poutres cellulaires à des temps critiques ne dépassant pas les 15 minutes pour un niveau de chargement de 0,6, valeur par défaut tolérée par le règlement.

CONCLUSION GENERALE ET PESPECTIVES

CONCLUSION GENERALE ET PERSPECTIVES

Cette étude qui a traité le comportement des poutres métalliques ajourées en conditions d'incendie s'inscrit dans la recherche de méthodes développées pour pouvoir optimiser leurs protections incendie.

Les simulations numériques offrent la possibilité de faire des études paramétriques à moindre coût et permettent une analyse avancée incluant tous les paramètres dimensionnelles ainsi que ceux des matériaux.

L'analyse du comportement des poutres ajourées par modèles numériques a permis la détermination de la résistance au feu et les temps critiques pour chaque type de poutres ajourées.

Les poutres cellulaires qui sont les plus utilisées en industrie offrent beaucoup d'atouts aux concepteurs mais reste à promouvoir des guides de calcul plus élaborés et simples pour les conditions d'incendie pour pouvoir les utiliser dans les conceptions de bureaux d'études.

Cependant un autre chemin reste à faire dans le sens d'améliorer le calcul de l'épaisseur DFT et seuls des essais ciblés et complémentaires en commun accord avec les fabricants de revêtement intumescent peuvent apporter des solutions plus pratiques et économiques.

La base de données de profils de températures élaborée lors des essais au four et les analyses faites montrent que les méthodes de détermination de l'épaisseur de protection dans le cas de l'intumescent doivent être améliorées.

Une analyse thermique par des modèles d'éléments finis de poutres métalliques cellulaires protégées permettra d'investiguer les équations analytiques simplifiées et de préconiser leurs améliorations.

Au vu de la complexité du comportement de la protection intumescente, l'approche doit prendre en compte comme entrées des données l'expansion de la protection et une estimation équivalente de la conductivité thermique de l'intumescent.

Il sera donc efficace de se pencher sur les travaux de recherche les plus récents datant de l'année 2016 concernant la détermination de la conductivité thermique effective pour différents taux d'augmentation de la température.

Enfin, Il est nécessaire de s'orienter vers des études des poutres cellulaires mixtes acier-béton en condition d'incendie dans ce cas de figure de poutres dissymétriques où la petite section collabore avec la dalle.

Il sera donc important d'étendre l'investigation par de nouveaux modèles numériques calibrés sur les essais récents réalisés sur des poutres composites sous incendie naturel ou réel.

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

1.	Bailey C. G., Fire Engineering Design of Steel Structures , Advances in Structural Engineering (2005), pp. 185-202.
2.	Buchanan A. H., Structural Design for Fire Safety , August 2006.
3.	Nseir J. et al., Lateral Torsional Buckling of Cellular Steel Beams , Proceedings of the Annual stability Conference Structural Research Council (2012), pp. 18-21.
4.	Bower, J.E.; Castellated Beams: New Developments ; AISC International Journal, Vol.94 No.St3 (1964), pp.104-108.
5.	Fruitet, L.; Quels sont les avantages des poutrelles ajourées? Quelles sont les conditions favorables d'emploi? , Courier technique de l'Office Technique pour l'Utilisation de l'Acier, 22 (1981), pp. 2-4.
6.	EURO-BUILD in Steel, Guide de bonnes pratiques pour la construction de structure en acier , (2008) CTICM.
7.	Research Fund For Coal And Steel, Large web openings for service integration in composite floors , (LWO+). (2006) Final report.
8.	Arcelor Commercial Sections S.A, http://www.arcelormittal.com/sections
9.	Westok, http://www.westok.co.uk .
10.	Vassart O, Hawes M, Simms I, Zhao B, Franssen JM, Nadjai A., Fire resistance of long span cellular beam made of rolled profiles , (2012) FICEB, European Commission final report.
11.	Nadjai A, Vassart O, Ali F, Talamona D, Allam A, Hawes M., Performance of cellular composite floor beams at elevated temperatures . Fire Safety Journal, (2007) 42 (6-7): pp. 489-497.
12.	ASFP (The Yellow Book), Fire Protection for Structural Steel in Buildings , (2004) 3th Edition
13.	Bailey, C., Indicative fire test on a cellular and solid web steel beam .(2003), Manchester Centre for Civil and Constructional Engineering: Manchester
14.	Simms I, Fire protection of beams with web openings , New Steel Construction, (2007), pp.30-33.
15.	AkzoNobel : www.international-pc.com
16.	Phan L.T., McAllister T.P., Gross J.L., Best Practice Guidelines for Structural Fire Resistance Design of Concrete and Steel Buildings , (2010) NIST Technical Note 1681.
17.	Handbook 5, Design of Buildings for the Fire Situation , (2005) Leonardo Da Vinci Pilot Project CZ/02/B/F//PP-134007.
18.	Projet SKILLS, Bâtiments en acier simple rez-de-chaussée, Partie 7 : Ingénierie Incendie , CTICM
19.	Eurocode pour les Structures en Acier, Elaboration d'une Approche Transnationale, Cours 19 : Introduction à l'ingénierie incendie pour les structures en acier et mixtes selon les Eurocodes .
20.	Eurocode 3: Design of steel structures part 1-2: Structural fire design EN 1993-1-2 , European committee for standardisation.

21.	Eurocode 3 : Calculs des structures en acier – Partie 1-2 : actions sur les structures en cas d’incendie
22.	Jean-Marc Franssen, Paulo Vila Real, Fire Design of Steel Structures , ECCS Eurocode Design Manuals, (2010) Ernst-Sohn.
23.	ACB+, v 3.08, ArcelorMittal.
24.	ANSYS, Mechanical Release 10.0.
25.	ANSYS version 14.5.7.
26.	Grünbauer BV, Strong in steel , http://www.grunbauer.nl/eng/waarom.htm
27.	Kingman J. J., Tsavdaridis K. D., Toropov V.V., Application of Topology Optimisation in Structural Engineering , Civil Engineering for Sustainability and Resilience International Conference CESRA14 (2014), pp. 152-162.
28.	Manfred A.H, Rolf B., Traité de Génie Civil , volume 10 (1994), Construction Métallique, Presses Polytechniques et Universitaires Romandes, Lausanne.
29.	Lemaitre J, Chaboche J.L., Mécanique des matériaux solides , (2001) Dunod.
30.	Milke J. A., Chapter 9: Analytical Methods for Determining Fire Resistance of Steel Members , , (2002) SFPE Handbook Of Fire Protection Engineering.
31.	Burdekin M., Applied metallurgy of steel , Steel Designers’ Manual, (2003) 6 th Edition.
32.	Kodur V., Dwaikat M., Fike R., High-temperature properties of steel for fire resistance modeling of structures . ASCE Journal of materials in civil engineering, 22 (5) (2010), pp. 423-434.
33.	Morgan J. H., Rosenbaum E. R., Performance-Based Fire Safety Design , SPFE (2015), CRC Press, Francis and Taylor Edt.
34.	DIFISEK, Dissemination of structural fire safety engineering knowledge , (2008) Recherche Européenne.
35.	Henneton N., 10 ans d’ingénierie de sécurité incendie: La construction métallique en exemple , CMI (2014) CTICM, pp. 9-22.
36.	Pescatore J.P., Joyeux D., Règlementation Incendie , Revue Construction Métallique CTICM (1999) N°3, pp. 1-9.
37.	Ministère de l’Intérieur et des Collectivités Locales, Direction générale de la protection civile, Règlement de Sécurité Contre les Risques d’Incendie et de Panique dans les Etablissements Recevant du Public . Edition (1985).
38.	Ministère de l’Intérieur et des Collectivités Locales, Direction générale de la protection civile, Règlement de Sécurité Contre les Risques d’Incendie et de Panique dans les Immeubles de Grande Hauteur . Année (1986).
39.	Eurocode: Basis of structural design , EN 1990
40.	Eurocode 1: Actions on structures exposed to fire , EN 1991-1-2.
41.	Eurocode 3: Design of steel structures part 1-1: General rules and rules for building , EN 1993-1-1, European committee for standardisation.
42.	Bailey C. G., Science and Technology Development in Structural Fire Engineering , Structural Engineering International 2 (2009), pp. 155-164.
43.	Bailey C. G, One Stop Shop in Structural Fire Engineering . The University of Manchester. www.structuralfiresafety.org .

44.	Frater G., Kleinfeldt C., Protection Contre l'Incendie des Structures en Acier , Avantage Acier n°39 (2011), CISC-ICCA.
45.	Michael G., Fire Protection of Structural Steel in High-Rise Buildings , (2004) NIST.
46.	Kada A., Lamri B., Benlakehal N., Mesquita L.M.R., Bouchair A., Finite Element Investigation On The Behaviour Of Structural Steel Beams Subjected to Standard & Parametric Fire , Revue Nature & Technologie-, Revue « Nature & Technologie ». C- Sciences de l'Environnement, n° 13 (2015) pp.28-33.
47.	Usmani A.S., Rotter J.M.L., Lamont S., Snad A.M, Gillie M., Fundamental principles of structural behaviour under thermal effects , Fire Safety Journal 36 (2001) pp. 721-744
48.	Choi Y.J., Choi S., Temperature of structural steel works insulated by inorganic intumescent coating , Steel and Composite Structures, Vol.15 N°1 (2013) PP. 637-650
49.	International Paint, Les Intumescents : La nouvelle réglementation suivant l'EUROCODE 3 , CMI-CTICM, N°1 (2012), pp.14-15.
50.	https://en.wikipedia.org/wiki/Intumescent
51.	Jimenez M., Duquesne S., Bourbigot S., Characterisation of the performance of an intumescent fire protective coating , Surface and Coating Technology, vol.201, issue 3-4, (2006), pp 979-987.
52.	Yandzio E., Dowling J.J., Newman G.M., Structural Fire Design: off-site Applied Thin Film Intumescent Coatings , (1996) SCI Publication 160, The Steel Construction Institute.
53.	Di Blasi C., Branca C., Mathematical model for the non-steady decomposition of intumescent coatings , (2001) AIChE Journal, vol.47, n°10, pp. 2359-2370.
54.	Staggs J.E.J., A discussion of modelling Idealized Abrasive Materials with Particular Reference to Fire Testing , (1997) Fire Safety Journal, Vol. 28 pp. 47-66.
55.	Mesquita L., Piloto P., Vaz M., Pinto T., Decomposition of Intumescent Coatings: Comparison between a Numerical Method and Experimental Results , Acta Polytechnica (2009) Vol. 49 N°1, pp. 60-65.
56.	www.nullifire.com
57.	Bailey C.G., Indicative Fire Tests to Investigate the Behaviour of Cellular Beams Protected with Intumescent Coatings . Fire Safety Journal. Fire Safety Journal. (2004); 39: pp. 689-709.
58.	Nadjai, A., Petrou K., Han S., Ali F., Performance of unprotected and protected cellular beams in fire conditions . Construction and Building Materials, 105 (2016), pp. 579-588.
59.	Lawson RM, Hicks SJ, Design of composite beams with large web openings , (2011) SCI P355.
60.	Redwood RG, Cho SH. Design of steel and composite beams with web openings , Journal of Constructional Steel Research, 25(1993) pp. 23-41.
61.	Ward JK., Design of composite and non -composite cellular beams , SCI P100 (1990) The Steel Construction Institute Publication.
62.	Redwood, R.G. , The strength of steel beams with unreinforced web holes , Civil Engineering and Public Works Review, 64 No.755 (1969), pp.559-562.

63.	Gibson, J.E. en Jenkins, W.M.; An investigation of the stresses and deflections in castellated beams ; The Structural Engineer, 35 (1957); pp.467-479.
64.	Martin PO, Galea Y, Bitar D, Dermaco T., Poutres cellulaires acier et mixtes: Partie 2, Proposition de nouveaux modeles analytiques de calcul de la fleche , Revue Construction Métallique (CTICM), No. 2,(2006), pp. 15-33.
65.	Raftoyiannis I, Ioannidis G., Deflection of castellated I -beams under Transverse loading , Steel Structures, No. 1, 6(2006) pp. 31-36.
66.	Donghua Z, Longqi L, Jürgen S, Wolfgang K, Peng W., Elastic deflections of simply supported I beams with a web opening , International Conference Advance in Computational Modeling and Simulation, Science Direct Procedia Engineering, 31 (2012) pp. 315-323.
67.	Vassart O., Analytical model for cellular beams made of hot rolled sections in case of fire (modèle analytique en situation d'incendie pour des poutres cellulaires réalisées à partir de profilés laminés à chaud), (2009) Thèse de doctorat, Université Blaise Pascal.
68.	Nethercot D.A., Kerdal D., Lateral-torsional buckling of castellated beams ; The Structural Engineer, (1982) 60-B(3), pp. 53-61.
69.	Kerdal D., Nethercot D.A., Failure modes for castellated beams , J. Constr. Steel Res., (1984) 4(4) pp. 295-315.
70.	Vassart O., Bouchaïr A., Muzeau J.P., Nadjai A., Analytical model for the web post buckling in cellular beams under fire , (2008) Proc. SIF 2008, pp.813-823.
71.	Kolosowski, J.; Stresses and deflections in castellated beams ; The Structural Engineer, 42 (1964); pp.19-24.
72.	Bazile, A., Le calcul des poutres ajourées , (1964) Revue Construction Métallique No.3 (CTICM).
73.	Delesques, R.; Stabilité des montants des poutres ajourées ; Construction Métallique, 3 (1968); pp.26-33.
74.	Delesques, R.; Le calcul des poutres ajourées ; Construction Métallique, 4 (1969), pp.41-51.
75.	Halleux, P.; Le calcul des poutres métalliques à âme évidée, méthodes et abaques ; Centre de Recherches Scientifiques et Techniques de l'Industrie des Fabrications Métalliques, (1968) Note Technique N°4.
76.	Halleux, P., Étude expérimentale et technique du comportement élastique des poutres métalliques à âme évidée ; Revue Française de Mécanique, 18/19 (1966), pp.123-140
77.	Bazile A., Teier, J., Essais des poutres ajourées ; Construction Métallique, 3 (1968), pp.12-25.
78.	Hosain, M.U., Speirs W.G., Experiments on castellated steel beams ; Welding Journal, (1973), pp. 329-342.
79.	Chan P.W., Redwood R.G., Stresses in beams with circular eccentric web holes , (1974) J Struct Div, 100 (STI) pp. 231-248.
80.	Kerdal D., Lateral-Torsional Buckling Strength of Castellated Beams , (1982) PhD Thesis, University of Sheffield.

81.	Liu TCH, Chung KF., Steel beams with large web openings of various shapes and sizes: finite element investigation , Journal of Constructional Steel Research, No. 1, 6(2003) pp. 1159-1176.
82.	Bitar D., Martin P.O., Galea Y., Demarco T., Poutres cellulaires acier et mixtes : Partie 1, proposition d'un modèle pour la résistance des montants , Revue Construction Métallique (CTICM), n°1 (2006), pp.15-39.
83.	Soltani MR, Bouchair A, Mimoune M., Nonlinear FE analysis of the ultimate behavior of steel castellated beams , Journal of Constructional Steel Research, 70(2012) pp. 101-114
84.	Ellobody E., Nonlinear analysis of cellular steel beams under combined buckling modes . Thin-walled Struct (2012), 52 (1) pp.66-79.
85.	Flavio R, Pedro CG, Luciano RO, Sebastião AL., Finite element modelling of steel beams with web openings , SCIRP Engineering, 6(2014), pp. 886-913.
86.	Tsavdaridis K.D., D'Mello C., Web buckling study of the behaviour and strength of perforated steel beam with different novel web opening shapes , Journal of Constructional Steel Research, 67 (2011), pp.1605-1620.
87.	Durif S., Bouchair A., Vassart O., Experimental tests and numerical modelling of Cellular beams with sinusoidal openings ., Journal of Constructional Steel Research 82 (2013), pp.72-87.
88.	Pattamad P., Thaksin T., Suchart L., Novel simplified equations for Vierendeel design of beams with elongated circular openings . Journal of Constructional Steel Research, 112 (2015) pp. 10-21.
89.	Amayreh L., Saka M. P. Failure Load Prediction of Castellated Beams Using Artificial Neural Networks , Asian Journal of Civil Engineering (BH) vol.(6) 1-2 (2005), pp. 35-54.
90.	Kaveh A, Shokohi F., Cost optimization of castellated beams using charged system search algorithm , Iranian Journal of Science and Technology, Transactions of Civil Engineering, No. C1, 38(2014), pp. 235-249.
91.	Chung K.F., Liu C.H., Ko A.C.H., Steel beams with large web openings of various shapes and sizes: an empirical design method using a generalised moment-shear interaction curve , Journal of Constructional Steel Research 59 (2003) pp. 1177–1200.
92.	Chung K.F., Liu T.C.H., Ko A.C.H., Investigation on Vierendeel mechanism in steel beams with circular web openings , Journal of Constructional Steel Research 57 (2001) pp. 467–490.
93.	Olander HC. A method of calculating stress in rigid frame corners . I Struct Div Proc, (1953) ASCE.
94.	Eurocode 3: Design of steel structures - Annexe N: Openings in webs , (1995) ENV 1993-1-1, European committee for standardisation.
95.	Eurocode 3-1-5: Design of steel structures Part 1-5: Plated structural elements , (2003) prEN 1993-1-5.
96.	Gandomi A. H. et al., A new prediction model for the load capacity of castellated steel beams , Journal of Constructional Steel Research, vol.67 (2011), pp.1096-1105.
97.	Zaarour W, Redwood RG., Web buckling in thin webbed castellated beams , Journal of Structural Engineering, No. 8, 122 (1996) pp. 860-866.

98.	Redwood R, Demirdjian S. Castellated beam web buckling in shear , Journal of Structural Engineering ,No. 10, 124 (1998), pp. 1202-1207.
99.	Mangin P., Bureau A., ArcelorMittal Cellular Beams Logiciel ACB+ : Descriptif technique , Rapport technique (2009) N°7,072-01, Centre Technique Industriel de la Construction Métallique CTICM .
100.	Wang, P., Wang X., Liu M., Practical method for calculating the buckling temperature of the web-post in a cellular steel beam in fire , Thin-Walled Structures, 85 (2014), pp. 441-455.
101.	Lawson RM, Fire engineering design of steel and composite buildings , Journal of Constructional Steel Research, 57 (2001), pp. 1233-1247.
102.	Nadjai A., Bailey C.G., Siamack B.M., Ali F., Talamona D., Behaviour of Composite Floor Cellular Steel Beams at Elevated Temperatures , international Congress in Fire Safety in Tall Buildings, Santander (2006) pp. 359-371.
103.	Naili E., Nadjai A., Han S., Ali F., Choi S., Experimental and numerical modelling of cellular beams with circular and elongated web openings at elevated temperatures , Journal of Structural Fire Engineering, No. 4, 2(2011) pp.289-300.
104.	Document RT1085 (Version 3): Guidance on the use of intumescent coatings for the fire protection of beams with web openings , The Steel Construction Institute
105.	Document RT1187, Guidance on the fire protection of beams with web openings , Version 1 (2008) SCI.
106.	Document RT1356 (version 08), Fire Design of Composite Beams With Rectangular and Circular Web Openings , Version 1 (2013) SCI.
107.	Wang, P., Wang X., Liu M., Zhang L., Web-post buckling of fully and partially protected cellular steel beams at elevated temperatures in a fire . Thin-Walled Structures, 98 (2016), pp. 29-38.
108.	Nadjai A, et al., Full-scale test on a composite floor slab incorporating long span cellular beams , The Structural Engineer, No. 21, 89(2011), pp.18-25.
109.	Ellobody E, Young B. Nonlinear analysis of composite castellated beams with profiled steel sheeting exposed to different fire conditions , Journal of Constructional Steel Research, 113(2015) pp. 247-260.
110.	Bihina,G. Zhao B., Bouchair A., Behaviour of composite steel-concrete cellular beams in fire , Eng. Struct. (2013) 56(1), pp. 2217-2228.
111.	Wong VYB, Burgess IW., The influence of tensile membrane action on fire-exposed composite concrete floor-steel beams with web-openings , The 9th Asia-Oceania Symposium on Fire Science and Technology, Science Direct Procedia Engineering, 62(2013) pp.710-716.
112.	Promatecht, Caractéristiques techniques de la plaque promatect L-500
113.	Technical Note (Fabsec): Fire engineering of cellular beams using intumescent coatings , (2002) The Structural Engineer, pp. 24-25.
114.	Rod Brooks (Nullifire): Volume solids in Intumescent fire-rated coatings , (2003) The Structural Engineer, pp. 23-25.
115.	VTT Publications 351: Determination of Thermal Properties , Technical Research Centre of Finland (ESPOO 1998).

116.	NF EN ISO 12944-4 (Septembre 1998): peintures et vernis – partie 4 : type de surfaces et préparation de surface.
117.	Cirpici B. K., Wang Y. C., Rogers B., Assessment of the thermal conductivity of intumescent coatings in fire , Fire Safety Journal, 81(2016) pp. 74-84.
118.	SCI, Structural Fire Design: Off-site Applied Thin Film Intumescent Coatings (2 nd Edt.), L.C. Newman, J.J. Dowling, and W.I. Simms, Editors. 2005: Ascot
119.	ASFP (The Yellow Book), Fire Protection for Structural Steel in Buildings , 5th Edition revised Jan 2014. (2014): ASFP - Association for Specialist Fire Protection.
120.	CEN, prEN 13381-9: Test methods for determining the contribution to the fire resistance of structural members Part 9: Contribution of fire resistance to steel beams with web opening . (2013), European Committee for Standardization: Brussels, Belgium.
121.	CEN, EN13381-8, Test methods for determining the contribution to the fire resistance of structural members. Part 8: Applied reactive protection to steel members . (2010), European Committee for Standardization: Brussels, Belgium.
122.	BS5950-8:2003: Structural use of steelwork in building , BSI
123.	Structural Fire Design: Off-site Applied Thin Film Intumescent Coatings (Second Edition), The Steel Construction Institute.
124.	SCI Advisory Desk: AD 269: The use of intumescent coatings for the fire protection of beams with circular web openings , The Steel Construction Institute.
125.	Jowsey A., Scott P., Torero J., Overview of the Benefits of Structural Fire Engineering , International Journal of High-Rise Buildings, (2013) Vol.2 N°2, pp. 131-139.
126.	Joyeux D., Zhao B., Détermination de la Température des Structures Métalliques en situation d'incendie selon L'Eurocode 3 – (1999) Revue Construction Métallique n° 3.
127.	Kada A., Lamri B, Benlakehal N., Bouchair A., Achour B., Analyse non-linéaire de poutres métalliques PRS de longues travées sous l'effet de hautes températures dues à l'incendie , Revue Nature & Technologie-, Revue nationale de Sciences de la nature et de la Technologie, N°8, (2013)., pp.17-22 .
128.	Maurao H.R., Silva V.P., On the behaviour of single-span steel beams under uniform heating , J. of the Braz. Soc. of Mech. Sci. & Eng., (2007), pp.115-122.
129.	Elefir-EN version 1.5.3, Fire design according to EC3 . (2013) University of Aviero & University of Liege, http://elefiren.web.ua.pt .
130.	Newman G.M., Robinson J.T., Bailey C.G., Fire Safe design: A New Approach to Multi-Storey Steel-Framed Buildings 2 nd Edition. SCI Publication P288. (2006) The Steel Construction Institute, Ascot.
131.	Wang Y.C., Kodur V.K.R., Research Toward Use Of Unprotected Steel Structures , Journal of Structural Engineering (2000) pp. 1442-1450
132.	Wang Y.C, An Analysis of the global structural behaviour of the Cardington steel-framed building during the two BRE fire tests , Engineering structures 22 (2000) pp. 401-412.
133.	Bailey CG., Lennon T., Moore DB., The behaviour of full-scale steel framed buildings subjected to compartment fires . Struct Eng (1999) 77(8) pp.15-21.

134.	Mesquita L., Gonçalves J., Gonçalves G., Piloto P., Kada A., Intumescent Fire Protection of Cellular Beams , X Congresso de Construção Metálica e Mista Coimbra, (2015), pp. 623-630.
135.	TATASteel and BCSA, Steel Construction Fire Protection , (2013) ed. B.A. Barrett.
136.	DeStefano et al., Structural Engineer's Guide to Fire Protection , (2008) CASE Council of American Structural Engineers.
137.	Ansys Release 10.0, ANSYS Thermal Analysis Guide , (2005) Ansys Inc.
138.	Wong M.B., Plastic Analysis and Design of Steel Structures , B.H.-Elsevier 2009.
139.	Dunne F., Petrinic N., Introduction to Computational Plasticity , Oxford Press.
140.	Erdogan M., Guven I., The Finite Element Method and Applications in Engineering Using ANSYS , (2006) Springer
141.	Nakazone Y., Yoshimoto S, Stolarsky T., Engineering Analysis with ANSYS Software , (2006) Elsevier BH Edition

ANNEXE A**Tableau A.1.** Valeurs Nominales de f_y et f_u pour les éléments métalliques laminés à chaud

Norme et Nuance d'Acier	Epaisseur nominale t de l'élément (mm)			
	$t \leq 40$ mm		$40\text{mm} < t \leq 80$ mm	
	f_y (N/mm ²)	f_u (N/mm ²)	f_y (N/mm ²)	f_u (N/mm ²)
<u>EN10025-2</u>				
S 235	235	360	215	360
S275	275	430	255	410
S355	355	510	335	470
S450	440	550	410	550
<u>EN10025-3</u>				
S275 N/NL	275	390	255	370
S355 N/NL	355	490	355	470
S420 N/NL	420	520	390	520
S460 N/NL	460	540	430	540

Tableau A.2. Facteurs de réduction pour les relations contrainte-déformation de l'acier au carbone aux températures élevées selon l'Eurocode 3

Steel Temperature θ_a	Reduction factors at temperature θ_a relative to the value of f_y or E_a at 20°C			
	Reduction factor (relative to f_y) for effective yield strength $k_{y,\theta} = f_{y,\theta} / f_y$	Reduction factor (relative to f_y) for proportional limit $k_{p,\theta} = f_{p,\theta} / f_y$	Reduction factor (relative to E_a) for the slope of the linear elastic range $k_{E,\theta} = E_{a,\theta} / E_a$	Reduction factor (relative to f_y) for the design strength of hot rolled and welded thin walled sections (Class 4) $k_{0.2p,\theta} = f_{0.2p,\theta} / f_y$
20 °C	1.000	1.000	1.000	1.000
100 °C	1.000	1.000	1.000	1.000
200 °C	1.000	0.807	0.900	0.890
300 °C	1.000	0.613	0.800	0.780
400 °C	1.000	0.420	0.700	0.650
500 °C	0.780	0.360	0.600	0.530
600 °C	0.470	0.180	0.310	0.300
700 °C	0.230	0.075	0.130	0.130
800 °C	0.110	0.050	0.090	0.070
900 °C	0.060	0.0375	0.0675	0.050
1000 °C	0.040	0.0250	0.0450	0.030
1100 °C	0.020	0.0125	0.0225	0.020
1200 °C	0.000	0.0000	0.0000	0.000

NOTE: For intermediate values of the steel temperature, linear interpolation may be used.

Tableau A.3. Quantification de la relation σ - ε de l'acier de carbone en fonction de la température [22]

Strain	Effective yield strength $f_{y,e}$							
	Steel temperature θ_g [°C]							
	100	200	300	400	500	600	700	800
0.0000	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000
0.0005	105.080	80.230	84.135	73.485	62.835	32.660	13.490	9.585
0.0010	210.160	188.860	167.915	146.970	126.025	64.965	27.335	18.460
0.0015	314.885	283.645	233.235	184.600	154.425	81.650	35.500	22.010
0.0020	355.000	301.040	250.630	204.480	168.980	91.590	40.470	23.785
0.0025	355.000	307.430	262.345	219.745	179.985	99.045	44.730	25.560
0.0030	355.000	312.400	271.575	232.170	188.860	105.080	47.925	26.625
0.0035	355.000	316.660	279.030	243.175	196.670	110.760	51.120	27.690
0.0040	355.000	320.210	285.775	252.760	203.770	115.375	53.605	28.755
0.0045	355.000	323.050	291.810	261.280	209.805	119.635	56.090	29.465
0.0050	355.000	325.890	297.135	269.090	215.485	123.540	58.220	30.530
0.0055	355.000	328.375	302.105	276.190	220.455	127.445	59.995	31.240
0.0060	355.000	330.860	306.720	282.935	225.425	130.640	61.770	31.950
0.0065	355.000	332.990	310.980	288.970	229.685	133.835	63.545	32.305
0.0070	355.000	334.765	314.530	294.650	233.945	136.675	64.965	33.015
0.0075	355.000	336.540	318.080	299.975	237.495	141.645	66.385	33.370
0.0080	355.000	338.315	321.630	304.945	241.045	144.130	67.805	34.080
0.0085	355.000	339.735	324.825	309.560	244.595	146.260	69.225	34.435
0.0090	355.000	341.155	327.665	313.820	247.435	148.035	70.290	34.790
0.0095	355.000	342.575	330.150	318.080	250.275	150.165	71.355	35.465
0.0100	355.000	343.995	332.635	321.630	253.115	151.940	72.420	35.855
0.0110	355.000	346.125	337.250	328.375	257.730	155.135	74.195	36.210
0.0120	355.000	348.255	341.155	334.410	261.990	156.555	75.970	36.920
0.0130	355.000	349.675	344.705	339.380	265.540	159.040	77.390	37.630
0.0140	355.000	351.095	347.545	343.640	268.735	161.170	78.455	37.985
0.0150	355.000	352.515	349.675	347.190	271.220	162.945	79.520	38.340
0.0160	355.000	353.225	351.805	350.030	273.350	164.365	80.230	38.695
0.0170	355.000	353.935	353.225	352.160	274.770	165.430	80.940	38.695
0.0180	355.000	354.645	354.290	353.935	276.190	166.140	81.295	39.050
0.0190	355.000	355.000	354.645	354.645	276.545	166.850	81.650	39.050
0.0200	355.000	355.000	355.000	355.000	276.900	166.850	81.650	39.050

Tableau A.4. Propriétés thermiques de matériaux de protection

Matériaux	Densité $\rho_p [Kg/m^3]$	Conductivité thermique λ_p [W/m K]	Chaleur spécifique C_p [J/Kg K]
Isolants projetés, faible densité :			
fibres minérales	300	0,12	1200
ciment vermiculite ou perlite	350	0,12	1200
Isolants projetés, haute densité :			
vermiculite ou perlite avec ciment	550	0,12	1100
vermiculite ou perlite avec plâtre	650	0,12	1100
Isolants en panneaux :			
vermiculite ou perlite avec ciment	800	0,20	1200
fibres de silicate (de calcium)	600	0,15	1200
plâtre	800	0,20	1700
Laine minérale, laine de roche	150	0,20	1200
Béton normal	2300	1,60	1000
Béton léger	1600	0,80	840
Parpaings	2200	1,00	1200
Briques creuses	1000	0,40	1200
Briques pleines	2000	1,20	1200

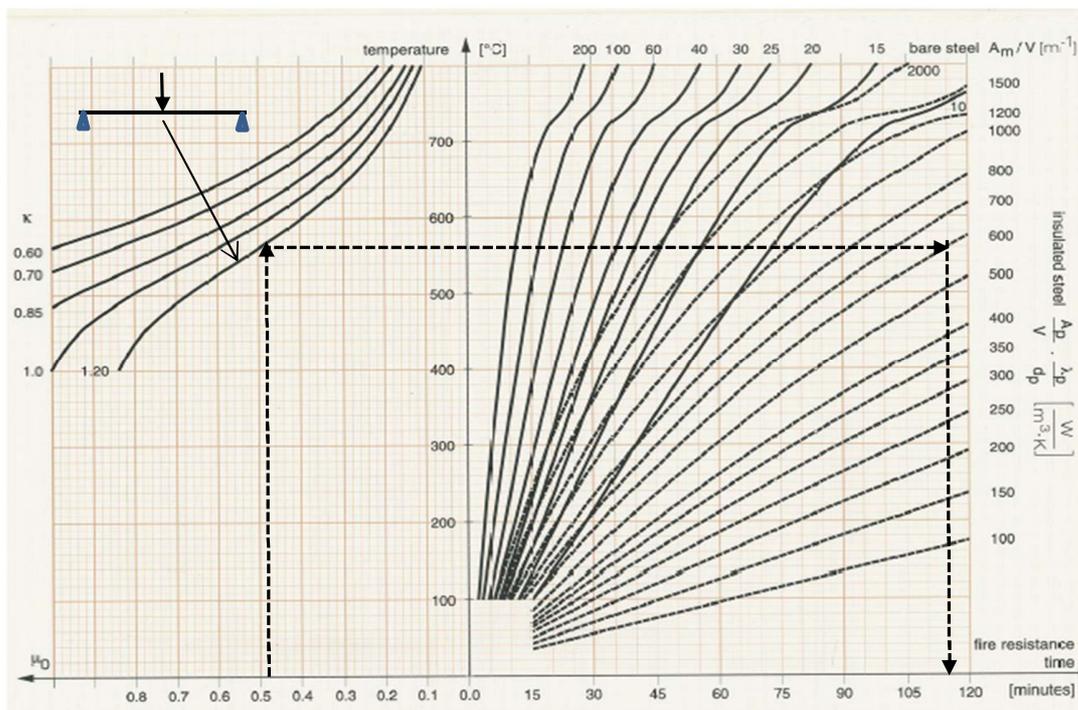


Figure A.1. Nomogramme de conception d'éléments métalliques sous incendie

Tableau A.5. Formulations des caractéristiques des sections élémentaires

I	a_i	z_i	$I_{oy,i}$
1	$b_{bot} t_{f,bot}$	$t_{f,bot} / 2$	$b_{top} t_{f,bot}^3 / 12$
2	$(h_{m,bot} - t_{f,bot}) t_{w,bot}$	$(h_{m,bot} + t_{f,bot}) / 2$	$t_{w,bot} (h_{m,bot} + t_{f,bot})^3 / 12$
3	$(4 - \pi) r_{c,bot}^2 / 2$	$t_{f,bot} + k_c r_{c,bot}$	$0.0151 r_{c,bot}^4$
4	$b_{top} t_{f,top}$	$H_t - t_{f,top} / 2$	$b_{top} - t_{f,top}^3 / 12$
5	$(h_{m,top} - t_{f,top}) t_{w,top}$	$H_t - (t_{f,top} + h_{m,top}) / 2$	$t_{w,top} (h_{m,top} - t_{f,top})^3 / 12$
6	$(4 - \pi) r_{c,top}^2 / 2$	$H_t - t_{f,top} - k_c r_{c,top}$	$0.0151 r_{c,top}^4$
Avec $k_c = 1 - 2 / (12 - 3\pi)$			

Détermination des caractéristiques géométriques et paramètres :**a) Section brute et au droit du montant**

La surface totale de la section brute est obtenue par la somme de chaque partie élémentaire et elle

peut être exprimée par l'équation suivante : $A_{brute} = A_{m,bot} + A_{m,top} = \sum_{i=1}^6 a_i$

Pour le membre inférieur : $A_{m,bot} = \sum_{i=1}^3 a_i$, Pour le membre supérieur : $A_{m,top} = \sum_{i=4}^6 a_i$

La position du centre de gravité par rapport à la fibre inférieure est donnée par :

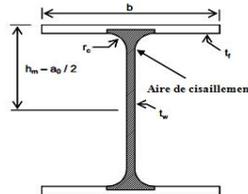
$$Z_{G,brute} = \sum_{i=1}^6 z_i a_i / A_{brute}$$

Moment d'inertie de la section par rapport à l'axe fort est donnée par :

$$I_{y,brute} = \sum_{i=1}^6 (I_{oy,i} + (z_i - Z_{G,brute})^2 a_i)$$

Dans la section transversale brute l'aire de cisaillement figure A.2. est divisée en deux parties

égales si la section est symétrique et distinctes si la section est dissymétrique et déterminée par :

**Figure A.2.** Aire de cisaillement de la section brute.

Pour le membre inférieur $A_{v,bot} = t_{w,bot} (h_{m,bot} - t_{f,bot}) + (2 - \pi / 2) r_{c,bot}^2 + t_{f,bot} (t_{w,bot} + 2 r_{c,bot}) / 2$

Pour le membre inférieur $A_{v,top} = t_{w,top} (h_{m,top} - t_{f,top}) + (2 - \pi / 2) \cdot r_{c,top}^2 + t_{f,bot} (t_{w,top} + 2 \cdot r_{c,top}) / 2$

b) Section nette

La section nette est définie à l'emplacement d'une ouverture dans la poutre cellulaire figure A.3.

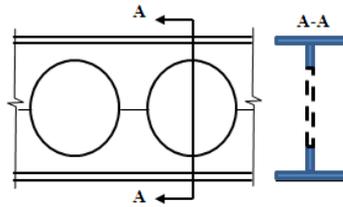


Figure A.3. Emplacement de la section nette

Les caractéristiques des pièces élémentaires sont données dans le tableau A.5 d'une section brute sauf ceux pour l'âme dont les caractéristiques sont définies dans le tableau A.6.

L'aire totale de la section nette est obtenue par la somme de chaque partie élémentaire et peut être exprimé par l'équation suivante :

$$A_{nette} = \sum_{i=1}^6 a_i$$

La position du centre de gravité de la section nette par rapport à la fibre inférieure est donné par :

$$Z_{G,nette} = \left(\sum_{i=1}^6 Z_i a_i \right) / A_{nette}$$

Le moment d'inertie de la section nette par rapport à l'axe fort à travers le centre de gravité est donné par :

$$I_{y,nette} = \sum_{i=1}^6 \left(I_{oy,i} + (Z_i - Z_{G,nette})^2 a_i \right)$$

L'aire de cisaillement d'un Tté d'une section nette figure 2.13 est donnée par la relation suivante :

$$A_v = \left(h_m - \frac{a_0}{2} - \frac{t_f}{2} \right) t_w + r_c \cdot t_f + \frac{4 - \pi}{2} r_c^2$$

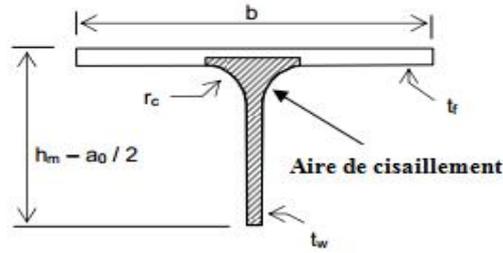


Figure A.4. Aire de cisaillement d'un Té

Tableau A.6. Caractéristiques des sections élémentaires d' me d'une section nette

I	a_i	Z_i	$I_{oy,i}$
2	$(h'_{m,bot} - t_{f,bot})t_{w,bot}$	$(h'_{m,bot} + t_{f,bot})/2$	$t_{w,bot} (h'_{m,bot} - t_{f,bot})^3 / 12$
5	$(h'_{m,top} - t_{f,top})t_{w,top}$	$H_i - (t_{f,top} + h'_{m,top})/2$	$t_{w,top} (h'_{m,top} - t_{f,top})^3 / 12$
Avec $h'_{m,bot} = h_{m,bot} - a_0 / 2$ et $h'_{m,top} = h_{m,top} - a_0 / 2$			

Tableau A.7. Caractéristiques des sections élémentaires d'une section inclinée

I	a_i	Z_i	$I_{oy,i}$
1	$t_w \left(h_\phi - \frac{t_f}{\cos \phi} \right)$	$\left(h_\phi - \frac{t_f}{\cos \phi} \right) / 2$	$t_w \left(h_\phi - \frac{t_f}{\cos \phi} \right)^3 / 12$
2	$b \frac{t_f}{\cos \phi}$	$h_\phi - \left(\frac{t_f / \cos \phi}{2} \right)$	$\frac{b (t_f / \cos \phi)^3}{12}$
3	$\frac{(4 - \pi) r_c^2}{2}$	$h_\phi - \frac{t_f}{\cos \phi} - k_c r_c$	$0.0151 r_c^4$
Avec $k_c = 1 - \frac{2}{(12 - 3\pi)}$			

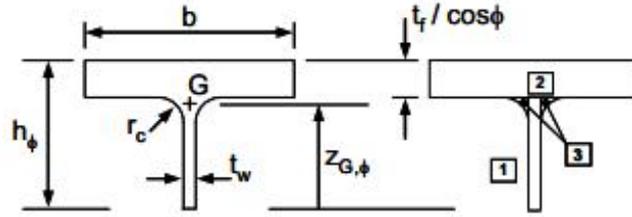


Figure A.5. Décomposition de la section en 'T'

Les paramètres entrant dans la détermination de la capacité de résistance de la section sous les efforts de réductions tel que représentées dans la figure 2.14 sont déterminés comme suit:

- L'aire de la section :

$$A_{\phi} = \sum_{i=1}^3 a_i$$

- L'aire de cisaillement:

$$A_{v,\phi} = a_1 + a_3 + 0.5(t_w + 2.r_c) \frac{t_f}{\cos \phi}$$

- la position du centre de gravité de la section par rapport au bord de l'ouverture

$$Z_{G,\phi} = \frac{\sum_{i=1}^3 a_i Z_i}{A_{\phi}}$$

- Le moment d'inertie par rapport au centre de gravité de la section

$$I_{y,\phi} = \sum_{i=1}^3 \left(I_{oy,i} + (Z_i - Z_{G,\phi})^2 a_i \right)$$

- Module de résistance plastique

$$W_{pl,\phi} = a_1 \left(\frac{\left(h_{\phi} - \frac{t_f}{\cos \phi} \right)}{2} + \frac{t_f}{\cos \phi} - Z_{pl} \right) + a_2 \left(\frac{t_f}{2 \cos \phi} + \frac{Z_{pl}^2}{\left(t_f / \cos \phi \right)} - Z_{pl} \right) + a_3 \left(\frac{t_f}{\cos \phi} + k_c r_c - Z_{pl} \right)$$

Où:
$$Z_{pl} = \frac{(a_1 + a_2 + a_3)}{2.b}$$

Donc la position de l'axe neutre plastique est :

$$Z_{ANP} = h_{\phi} - Z_{pl}$$

Dont l'angle Φ peut varier de $-\Phi_{\max}$ à $+\Phi_{\max}$ par incrément de 1° :

Pour le membre inférieur
$$\phi_{\max} = \text{Arctg} \left(\frac{a_o + w}{2h_{m,\text{bot}}} \right)$$

Pour le membre supérieur
$$\phi_{\max} = \text{Arctg} \left(\frac{a_o + w}{2h_{m,\text{top}}} \right)$$

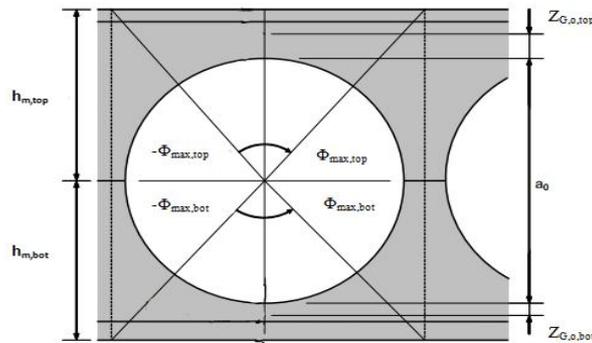


Figure A.6. Section d'ouverture avec l'angle Φ_{\max}

L'angle Φ max est atteint au niveau de la ligne médiane du montant à la limite de la membrue supérieure, figure A.6

Tableau 6 Formulation des sollicitations selon le classement de la section

section de classes “1” ou “2”	section de classe “3”	section de classe “4”
$N_{c,Rd} = \frac{A_\phi \cdot f_y}{\gamma_{M1}}$ $M_{c,Rd} = \frac{W_{pl,\phi} \cdot f_y}{\gamma_{M1}}$ $\Gamma_{MN}^{(*)} = \frac{\left \frac{N_{\phi,Ed}}{N_{c,Rd}} \right + \left \frac{M_{\phi,Ed}}{M_{c,Rd}} \right }{1}$	$N_{c,Rd} = \frac{A_\phi \cdot f_y}{\gamma_{M1}}$ $M_{c,Rd} = \frac{\min(W_{el,\phi,b}; W_{el,\phi,t}) \cdot f_y}{\gamma_{M1}}$ $\Gamma_{MN}^{(*)} = \frac{\max(\sigma_b ; \sigma_t)}{f_y / \gamma_{M1}}$ $\sigma_b = \frac{N_{\phi,Ed}}{A_\phi} - \frac{M_{\phi,Ed}}{W_{el,\phi,b}}$ $\sigma_t = \frac{N_{\phi,Ed}}{A_\phi} - \frac{M_{\phi,Ed}}{W_{el,\phi,t}}$	$N_{c,Rd} = \frac{A_{\phi,eff} \cdot f_y}{\gamma_{M1}}$ $M_{c,Rd} = \frac{\min(W_{eff,\phi,b}; W_{eff,\phi,t}) \cdot f_y}{\gamma_{M1}}$ $\Gamma_{MN}^{(*)} = \frac{\max(\sigma_b ; \sigma_t)}{f_y / \gamma_{M1}}$ $\sigma_b = \frac{N_{\phi,Ed}}{A_{\phi,eff}} - \frac{M_{\phi,Ed}}{W_{eff,\phi,b}}$ $\sigma_t = \frac{N_{\phi,Ed}}{A_{\phi,eff}} - \frac{M_{\phi,Ed}}{W_{eff,\phi,t}}$

Tableau A.9. Contribution des éléments d’un module X à section symétrique

Modèle de référence	
Contribution des éléments du module X (section symétrique)	
2 éléments blocs rigides(B)	
Seule la déformation axiale est considérée. Par facilité d’écriture, elle est intégrée dans la contribution des éléments due à la déformation axiale (δ_n).	
4 éléments Tés (T)	
Flexion	$\delta_{Tb} = \frac{0.091 \cdot r_0^3}{3EI_{yT}} V_{m,Ed} V_{1m,Ed}$
Déformation axiale	$\delta_{Tn} = \frac{2 \cdot e}{E \cdot A_T \cdot d_G^2} M_{m,Ed} M_{1m,Ed}$
Cisaillement	$\delta_{Ts} = \frac{0.45 \cdot r_0}{G \cdot A_{VT}} V_{m,Ed} V_{1m,Ed}$
2 éléments demi-montants (W)	
Flexion	$\delta_{wb} = \frac{13.145}{E \cdot t_w} \frac{e^2}{d_G^2} \left(\ln \eta + \frac{2}{\eta} - \frac{1}{2\eta^2} - \frac{3}{2} \right) V_{m,Ed} V_{1m,Ed}$
Cisaillement	$\delta_{ws} = \frac{2.454 \cdot \ln \eta}{G \cdot t_w} \frac{e^2}{d_G^2} V_{m,Ed} V_{1m,Ed}$
$\eta = \frac{e - 0.9r_0}{e - 2r_0}$	$G = \frac{E}{2.6}$

Tableau A.10. Nouveau modèle analytique contribution des éléments d'un modèle X

Nouveau modèle	
Contributions des éléments du module X (section symétrique ou non)	
2 éléments blocs rigides (B)	
La contribution en déformation axiale intégrée à celle des éléments Tés.	
La contribution en cisaillement intégrée à celle des éléments Tés.	
4 éléments Tés (T)	
flexion	$\delta_{Tb} = \frac{0.091.r_0^3}{3E} \left(\frac{k_{AV}^2}{I_{yTt}} + \frac{(1-k_{AV})^2}{I_{yTb}} \right) (V_{m,Ed(L)}V_{1m,Ed(L)} + V_{m,Ed(R)}V_{1m,Ed(R)})$
déformation axiale	$\delta_{Tn} = \frac{e}{2 E d_G^2} \frac{A_{Tt} + A_{Tb}}{A_{Tt} A_{Tb}} (M_{m,Ed(L)}M_{1m,Ed(L)} + M_{m,Ed(R)}M_{1m,Ed(R)})$
Cisaillement	$\delta_{Ts} = \frac{e}{2 G} \left(\frac{k_{AV}^2}{A_{VTt}} + \frac{(1-k_{AV})^2}{A_{VTb}} \right) (V_{m,Ed(L)}V_{1m,Ed(L)} + V_{m,Ed(R)}V_{1m,Ed(R)})$
2 éléments demi-montants (W)	
flexion et cisaillement	$\delta_w = k_v \frac{1}{E} \left(\frac{1}{t_{wt}} + \frac{1}{t_{wb}} \right) (V_{h,Ed}V_{h1,Ed})$
$k_v = \frac{3}{2} \left[\frac{A}{B} \left[\frac{1}{2B} + \left(\frac{A}{B^2} - \frac{1}{A+1} + \frac{6}{75} \right) \text{Arc tan} \left(\frac{A+1}{B} \right) \right] - \frac{\pi}{50} + \frac{1}{2A} \right]$	
$A = 1 + w/a_0 = \alpha \quad \text{et} \quad B = \sqrt{\alpha^2 - 1} \quad \text{et} \quad G = E/2.6$	
Contribution module X	
$\delta_{mX} = \delta_{Tb} + \delta_{Tn} + \delta_{Ts} + \delta_w$	

Tableau A.11. Nouveau modèle : Contribution des éléments d'un module C

Nouveau modèle	
Contributions des éléments du module C	
2 éléments blocs rigides (B)	
La contribution en déformation axiale intégrée à celle des éléments Tés.	
La contribution en cisaillement intégrée à celle des éléments Tés.	
2 éléments Tés (T)	
flexion	$\delta_{Tb} = \frac{0,091.r_0^3}{3E} \left(\frac{k_{AV}^2}{I_{yTt}} + \frac{(1-k_{AV})^2}{I_{yTb}} \right) (V_{m,Ed} V_{1m,Ed})$
déformation axiale	$\delta_{Tn} = \frac{e}{2 E d_G^2} \frac{A_{Tt} + A_{Tb}}{A_{Tt} A_{Tb}} (M_{m,Ed} M_{1m,Ed})$
cisaillement	$\delta_{Ts} = \frac{e}{2 G} \left(\frac{k_{AV}^2}{A_{VTt}} + \frac{(1-k_{AV})^2}{A_{VTb}} \right) (V_{m,Ed} V_{1m,Ed})$
2 éléments demi-montants (W)	
flexion et cisaillement	$\delta_W = 0$ (négligé – le montant est supposé rigide soit parce qu'il est « adossé » à un module pleine P, soit parce qu'il est considéré raidi s'il est à l'extrémité)
Contribution du module C	
$\delta_{mC} = \delta_{Tb} + \delta_{Tn} + \delta_{Ts}$	

ANNEXE B

B.1- Profil de température élément de charpente non-protégé

ELEFIR-EN REPORT For unprotected Steel Member PRS300

$$\gamma_{M0} = 1.00$$

$$\gamma_{M,fi} = 1.00$$

Temperature evaluated using interpolation on the table 3.1 from EN 1993-1-2.

PROFILE PRS300

Other

$$h = 1000 \text{ mm}$$

$$b = 300 \text{ mm}$$

$$t_w = 13 \text{ mm}$$

$$t_f = 25 \text{ mm}$$

$$r = 27 \text{ mm}$$

$$A = 27976 \text{ mm}^2$$

$$P = 3.128 \text{ m}^2/\text{m}$$

STEEL

Carbon Steel

TEMPERATURE FUNCTION OF TIME

Profile: PRS300

Time for analysis: 30 minutes

EXPOSURE

Fire exposure: Fire on all sides

Fire protection: No protection

RESULTS

Standard fire curve, ISO 834

$$\text{Section factor: } [A_M/V] = 111.8 \text{ m}^{-1}$$

$$\text{Modified section factor: } k_{sh} [A_M/V] = 83.6 \text{ m}^{-1}$$

After 30.0 minutes, the profile has a temperature of 745.0 °C

B.2- Profil de température : Élément de charpente protégé

ELEFIR-EN REPORT

$$\gamma_{M0} = 1.00$$

$$\gamma_{M,fi} = 1.00$$

Temperature evaluated using interpolation on the table 3.1 from EN 1993-1-2.

PROFILE

$$h = 1000 \text{ mm}$$

$$b = 300 \text{ mm}$$

$$t_w = 13 \text{ mm}$$

$$t_f = 25 \text{ mm}$$

$$r = 27 \text{ mm}$$

$$A = 27976 \text{ mm}^2$$

$$P = 3.128 \text{ m}^2/\text{m}$$

STEEL

Carbon Steel

TEMPERATURE FUNCTION OF TIME

Profile: PRS300

Time for analysis: 30 minutes

EXPOSURE

Fire exposure: Fire on all sides

Fire protection: Contour encasement

PROTECTION

Protection material: vermiculite cement

Thickness: 8 mm

Thermal conductivity: $\lambda_{\square} = .12 \text{ W/mK}$

Unit mass: $\rho_{\square} = 350 \text{ kg/m}^3$

Specific heat: $c = 1200 \text{ J/kgK}$

Moisture content: $p = 0 \%$

RESULTS

Consider the effect of moisture content? No

Standard fire curve, ISO 834

Section factor: $[A_p/V] = 111.8 \text{ m}^{-1}$

After 30.0 minutes, the profile has a temperature of 369.3 °C

B.3- Profils de températures élément de charpente non-protégé

ELEFIR-EN REPORT For unprotected Steel Member PRS450- Modèle 1

ELEFIR-EN REPORT

$$\gamma_{M0} = 1.00$$

$$\gamma_{M,fi} = 1.00$$

Temperature evaluated using interpolation on the table 3.1 from EN 1993-1-2.

PROFILE

Other

$$h = 1200 \text{ mm}$$

$$b = 450 \text{ mm}$$

$$t_w = 9.5 \text{ mm}$$

$$t_f = 16 \text{ mm}$$

$$r = 0 \text{ mm}$$

$$A = 25496 \text{ mm}^2$$

$$P = 4.181 \text{ m}^2/\text{m}$$

STEEL

Carbon Steel

TEMPERATURE FUNCTION OF TIME

Profile: PRS450

Time for analysis: 30 minutes

EXPOSURE

Fire exposure: Fire on all sides

Fire protection: No protection

RESULTS

Standard fire curve, ISO 834

$$\text{Section factor: } [A_M/V] = 164.0 \text{ m}^{-1}$$

$$\text{Modified section factor: } k_{sh} [A_M/V] = 116.5 \text{ m}^{-1}$$

After 30.0 minutes, the profile has a temperature of 788.7 °C

B.4- Profil de température : Élément de charpente non-protégé

ELEFIR-EN REPORT

$\gamma_{MO} = 1.00$

$\gamma_{M,fi} = 1.00$

Temperature evaluated using interpolation on the table 3.1 from EN 1993-1-2.

PROFILE

$h = 1200 \text{ mm}$

$b = 450 \text{ mm}$

$t_w = 9.5 \text{ mm}$

$t_f = 16 \text{ mm}$

$r = 0 \text{ mm}$

$A = 25496 \text{ mm}^2$

$P = 4.181 \text{ m}^2/\text{m}$

STEEL

Carbon Steel

TEMPERATURE FUNCTION OF TIME

Profile: PRS450r

Time for analysis: 30 minutes

EXPOSURE

Fire exposure: Fire on all sides

Fire protection: Contour encasement

PROTECTION

Protection material: vermiculite cement

Thickness: 8 mm

Thermal conductivity: $\lambda_{\square} = .12 \text{ W/mK}$

Unit mass: $\rho_{\square} = 350 \text{ kg/m}^3$

Specific heat: $c = 1200 \text{ J/kgK}$

Moisture content: $p = 0 \%$

RESULTS

Consider the effect of moisture content? No

Standard fire curve, ISO 834

Section factor: $[A_p/V] = 164.0 \text{ m}^{-1}$

After 30.0 minutes, the profile has a temperature of 456.8 °C

ANNEXE C**Conception de poutres cellulaires par ACB+****Evaluation des températures critiques au niveau des ouvertures et dans les montants**

ACB+ v 3.11	UHBC - A.KADA	
	These - CELL10	

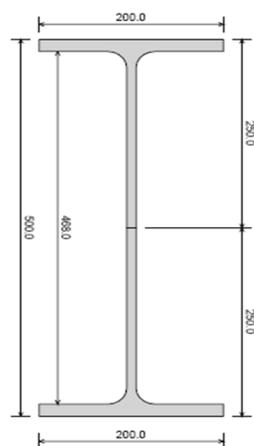
Paramètres



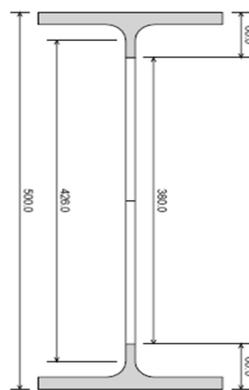
Paramètres généraux

Poutre non mixte

Configuration :	Poutre droite à hauteur constante
Découpe :	Procédé ArcelorMittal Cellular Beam
Appuis :	Poutre sur appuis simples
Portée horizontale de la poutre :	$L = 7.000 \text{ m}$
Nombre total d'ouvertures :	$n = 10$
Diamètre des ouvertures :	$a_0 = 380.0 \text{ mm}$
Entraxe des ouvertures :	$e = 665.0 \text{ mm}$
Largeur de montant :	$w = e - a_0 = 285.0 \text{ mm}$
Elancement des montants :	$\alpha = e / a_0 = 1.750$
Largeurs des montants d'extrémité :	$w_{\text{end},l} = 317.5 \text{ mm} \quad w_{\text{end},r} = 317.5 \text{ mm}$
Hauteur de la poutre cellulaire :	$H_t = 500.0 \text{ mm}$
Masse :	$m = 544 \text{ kg}$
Surface totale de peinture :	$S = 10.18 \text{ m}^2$
Surface de peinture (sans la face sup.) :	$S' = 8.78 \text{ m}^2$
Massivité :	$M = 146.91 \text{ m}^{-1}$
Massivité (sans la face supérieure) :	$M' = 126.70 \text{ m}^{-1}$
Ratio des aires de semelles :	$(b_f t_f)_{\text{max}} / (b_f t_f)_{\text{min}} = 1.00 < 4.50$
Ratio H_t / a_0 :	$H_t / a_0 = 1.32 \quad 1.25 < H_t / a_0 < 4.00$
Elancement des ouvertures :	$\beta = a_0 / t_w = 37.25 < 90.00$
Elancement de l'âme :	$h_w / t_w = 41.76 < 124.0 t_w = 100.9$



Section sur un montant



Section sur ouverture n° 1

ACB+ v 3.11	UHBC - A.KADA	
	These - CELL10	
<u>ETATS LIMITES ULTIMES (ELU)</u>		
Note : la méthode de calcul utilisée ne s'applique qu'aux profilés laminés en acier.		
Synthèse des vérifications		
V = Vérifié NV = Non vérifié		
Vérification des sections au droit des ouvertures		
Résistance au moment de flexion (Ouv. n° 10 - Comb. U5) :	$\Gamma_{M,max} = 0.774$	< 1 V
Résistance à l'effort normal (Ouv. n° 6 - Comb. U5) :	$\Gamma_{N,max} = 0.695$	< 1 V
Résistance à l'effort tranchant (Ouv. n° 7 - Comb. U5) :	$\Gamma_{V,max} = 0.574$	< 1 V
Résistance à l'interaction M+N (Ouv. n° 9 - Comb. U5) :	$\Gamma_{MN,max} = 0.934$	< 1 V
Résistance à l'interaction N+V (Ouv. n° 6 - Comb. U5) :	$\Gamma_{NV,max} = 0.695$	< 1 V
Résistance à l'interaction M+V (Ouv. n° 10 - Comb. U5) :	$\Gamma_{MV,max} = 0.774$	< 1 V
Résistance à l'interaction MNV (Ouv. n° 9 - Comb. U5) :	$\Gamma_{MNV,max} = 0.936$	< 1 V
Vérification de l'âme		
Pas de vérification au voilement par cisaillement de l'âme	$(h_w / t_w < 72 \epsilon \eta)$	
Vérifications des montants		
Résistance au cisaillement (Mont. n° 9 - Comb. U5) :	$\Gamma_{Vh,max} = 0.464$	< 1 V
Résistance au flambement (Mont. n° 9 - Comb. U5) :	$\Gamma_{b,max} = 0.497$	< 1 V
Gorge minimale de soudure (Mont. n° 9 - Comb. U5) :	$a_{min} = 1.61 \text{ mm}$	
Attention : la gorge a été calculée avec l'hypothèse de 2 soudures		
L'épaisseur totale de soudure doit être au minimum de 3.21 mm		
Attention : la gorge du cordon de soudure doit être au moins de 3 mm (EC3)		
Vérifications des sections brutes		
Résistance à la flexion (Mont. n° 5 - Comb. U5) :	$\Gamma_{Mg,max} = 0.584 \text{ (Classe 1)}$	< 1 V
Résistance au cisaillement (Appui droit - Comb. U5) :	$\Gamma_{Vg,max} = 0.212$	< 1 V
Autres vérifications		
Résistance au déversement	$\Gamma_{LT,max} = 1.000$	< 1 V

 v 3.11	UHBC - A.KADA				
	These - CELL10				

ETATS LIMITES ULTIMES EN SITUATION D'INCENDIE

Paramètres pour les calculs à l'incendie

Température de référence	$\theta_{ref} = 20 \text{ °C}$
Intervalle de temps	$\Delta t = 1 \text{ s}$
Facteur de correction pour l'effet d'ombre	$k_{sh} = 1.00$
Coefficient de transfert thermique par convection	$\alpha_c = 25.0 \text{ W/m}^2\text{K}$
Facteur de forme	$\phi = 1.00$
Emissivité de la surface des éléments	$\varepsilon_m = 0.700$
Emissivité du feu	$\varepsilon_f = 1.00$

Critères

Vérification des sections au droit des ouvertures

Paramètre	Γ	Comb.	Angle (°)	Am/Av (m ⁻¹)	$\theta_{Critique}$ (°C)
Γ_M	0.465	UF4	27.0	124.5	602
Γ_N	0.417	UF4	0.0	130.8	622
Γ_V	0.344	UF4	36.0	120.2	652
Γ_{MN}	0.560	UF4	25.0	125.4	571
Γ_{MV}	0.465	UF4	27.0	124.5	602
Γ_{NV}	0.417	UF4	0.0	130.8	622
Γ_{MNV}	0.560	UF4	25.0	125.4	571

Vérifications des montants

Paramètre	Γ	Comb.	Am/Av (m ⁻¹)	$\theta_{Critique}$ (°C)
Γ_{vh}	0.278	UF4	196.1	680
Γ_b	0.385	UF4	196.1	612