

République Algérienne Démocratique et Populaire
Ministère de l'enseignement supérieur et de la recherche scientifique

UNIVERSITE MOULOU D MAMMERI DE TIZI-OUZOU
Faculté du Génie de la Construction
Département de Génie Civil

MEMOIRE DE MASTER ACADEMIQUE

EN GENIE CIVIL

OPTION : Structures

Présenté par : Djettou Tahar

THEME :

**ANALYSE DE LA REPONSE AU FEU DES STRUCTURES D'ACIER
PROTEGEES THERMIQUEMENT PAR PEINTURES
INTUMESCENTES**




Devant les membres du jury composé :

Mehaddene Rachid	Professeur	U.M.M.Tizi-Ouzou	Président
Sadaoui Arezki	Professeur	U.M.M.Tizi-Ouzou	Rapporteur
Dahmani Lahlou	Professeur	U.M.M.Tizi-Ouzou	Examineur
Illouli Said	Maitre assistant A	U.M.M.Tizi-Ouzou	Examineur

Soutenu le :

Dédicace



*Je dédie ce modeste travail
À mes chers parents pour leur contribution à chaque
travail que j'ai pu accomplir tout au long de ma vie.
Ainsi qu'à mes frères et sœurs qui m'ont toujours soutenu
quelle que soit la difficulté.
Sans oublier tous mes amis et proches.*

Tahar

Listes des figures

Figure 1-1 Charpente en lamellé-collé après un incendie

Figure 1-2 Température de profilé en acier en fonction du facteur de massivité (en m^{-1}) et de la durée d'échauffement sous incendie conventionnel

Figure 1-3 Photographies de l'échantillon avant et après l'essai au feu

Figure 1-4 Triangle du feu

Figure 1-5 Evolution de la température lors d'un incendie réel

Figure 1-6 Développement du feu

Figure 1-7 Evolution de la température en fonction du régime de combustion

Figure 1-8 Courbe température-temps d'un incendie conventionnel

Figure 1-9 Critères de résistance au feu

Figure 1-10 Schéma de vérification de la résistance au feu

Figure 1-11 Trois vérifications équivalentes de résistance au feu

Figure 2-1 Etape de la réaction d'intumescence

Figure 2-2 Exemple de formation de mousse après exposition à une certaine température

Figure 2-3b AASM sous l'aile d'un Rafale

Figure 2-3a opercule de tuyère - AASM

Figure 2-4 Vue générale d'un missile AASM

Figure 2-5 *CBEMS* revêtu de peintures intumescentes

Figure 2-6 Différents conditionnements de peintures intumescentes

Figure 2-7 Evolution des températures des deux plaques

Figure 2-8 Schéma d'un simple système d'analyse thermogravimétrique

Figure 2-9 Mesure la résistance au feu des peintures intumescentes par cône calorimètre

Figure 2-10 Vue générale d'un cône calorimètre

Figure 2-11 TGA de la résine A, de l'APP et du mélange A/APP (courbe expérimentale et théorique)

Figure 2-12 TGA de la résine C, de l'APP et du mélange A/APP (courbe expérimentale et théorique)

Figure 2-13 Courbes de différence de température de perte de masse des mélanges résine/APP

Figure 2-14 TGA des peintures intumescentes sous air (10°C/min)

Figure 2-15 Expansion dynamique des formulations intumescentes des résines A à D

Figure 2-16 TGA des additifs du système intumescent (10°C/min, sous air)

Figure 2-17 TGA du dipentaerythritol, de l'APP et du mélange dipentaerythritol/APP

Figure 2-18 Profils de température à l'interface peinture/substrat métallique dans les conditions du cône calorimètre sous flux 35 kW.m⁻²

Figure 2-19 Photos obtenues après 20 min d'exposition à une radiance de 35 kW.m⁻² dans les conditions du cône calorimètre

Figure 3-1 Modèle de la relation $\sigma - \epsilon$ de l'acier à température ambiante (T=20°C)

Figure 3-2 Modèle mathématique exprimant les relations contrainte-déformation de l'acier de construction à température élevée

Figure 3-3 Evolution des paramètres $\sigma - \epsilon$ de la relation $\sigma - \epsilon$ de l'acier en fonction de la température d'après la figure 3-2 et le tableau 3-1

Figure 3-4 Relation $\sigma - \epsilon$ de l'acier en fonction de la température d'après la figure 3-2 et le tableau 3-1

Figure 3-5 Allongement thermique relative de l'acier en fonction de la température

Figure 3-6 Chaleur spécifique de l'acier en fonction de la température

Figure 3-7 Conductivité thermique de l'acier en fonction de la température

Figure 3-9 Profil non protégé soumis à un flux de chaleur

Figure 3-8 Élément de volume soumis à un flux de chaleur

Figure 4-1 Schématisation de la structure

Figure 4-2 Description du mouvement de l'élément au cours de la déformation

Figure 4-3 Déplacement dans un élément de poutre-colonne

Figure 4-4 Représentation discrétisée de l'élément fini de poutre

Figure 4-5 Coordonnées locales normalisées (Elément de référence)

Figure 4-6: Influence de l'angle de rotation rigide sur la déformation

Figure 4-7 Différents déplacements de l'élément fini de poutre-colonne déchargement

Figure 4-8 Courbe contrainte-déformation en cas de déchargement

Figure 4-9 Nombre de points d'intégration numériques de l'élément (5 points de Gauss)

Figure 4-10 Subdivision de la section transversale de l'élément en parties rectangulaires (NRY=3)

Figure 4-11 Définition des tranches et des points de Simpson sur la partie rectangulaire

Figure 5-1 Organigramme général de résolution

Figure 5-2 Géométrie, chargement, numérotation des membrures

Figure 5-3 Forme du profilé adopté

Figure 5-4 Maillage numérotation des nœuds et des éléments

Figure 5-5 Discrétisation : numéros des degrés de libertés de déformations actifs

Figure 5-6 Evolution en fonction de la température des caractéristiques thermiques adoptées de la peinture intumescence

Figure 5-7 Evolution en fonction du temps des températures dans les éléments de poutre et de colonne soumis au feu

Figure 5-8 Evolution en fonction du temps des déplacements u_2 et v_6

Figure 5-9 Evolution en fonction du temps efforts axiaux N_{x1} et N_{x4}

Liste des tables

Tableau 2-1 Différents liants utilisés

Tableau 2-2 paramètres caractéristiques de la stabilité thermique des mélanges résine/APP

Tableau 3-1 Facteurs de réduction à température t_a par rapport aux valeurs de f_y ou de E_a à 20°C

Tableau 3-2 Facteur de massivité A_m / V pour quelques éléments en acier [6]

Tableau 3-3 Température atteinte dans l'acier après 30 minutes d'incendie normalisé

Tableau 5-1 Caractéristiques géométriques des profilés utilisés

Tableau 5-2 Détermination du vecteur des forces nodales sous charge mécanique

Tableau 5-3 Valeurs des températures atteintes dans l'acier à quelques temps d'exposition au feu

Tableau 5-4 Quelques résultats (JPROTEC=1 : instabilité : $R_f=88.33$ min)

Tableau 5-5 Quelques résultats (JPROTEC=0 : instabilité : $R_f=45.08$ min)

TABLE DES MATIERES

Chapitre 1 : Introduction

1-1 Généralités	1
1-2 Objectif de ce travail	2
1-3 Etat de la problématique et la question	3
1-4 Méthodes d'analyse du comportement au feu des structures	6
1-5 Cheminement du travail suivi	8
1-6 Quelques notions fondamentales liées au calcul au feu	9
1-6-1 Naissance et développement d'un incendie	9
1-6-2 La charge d'incendie ou capacité calorifique	10
1-6-3 Régimes de combustion dans un compartiment incendié	11
1-6-4 Incendie normalisé ISO834	12
1-6-5 Critères de résistance au feu et principes de vérification	13

Chapitre 2 : Protection au feu par peintures intumescentes des substrats métalliques

2-1 Généralités	18
2-2 Principe de la protection	18
2-3 Description du processus réactionnel de l'intumescence	19
2-4 Domaine d'application, fabrication et utilisation	20
2-5 Performance	23
2-6 Etude expérimentale des revêtements intumescents	26
2-6-1 Matériaux et techniques expérimentales	25
2-6-2 Analyse et discussion des résultats	29

Chapitre 3 : Calcul de l'élévation de la température dans les éléments métalliques protégés

3-1 Généralités	36
3-2 Caractéristiques des propriétés thermo-physiques et mécaniques de l'acier de construction	36
3-2-1 Définition des propriétés mécaniques de l'acier	37
3-2-2 Définition des propriétés physiques de l'acier	37
3-2-3 Evolution en fonction de la température des propriétés thermo-mécaniques	38
3-2-4 Evolution en fonction de la température des propriétés thermo-physiques	42
3-3 Calcul de la répartition de la température dans un élément d'acier protégé ou non	45
3-3-1 Idéalisations de l'environnement thermique créé par un incendie	45
3-3-2 Hypothèses simplificatrices	46
3-3-3 Cas des profilés non protégés	47
3-3-4 Cas des profilés protégés	50

Chapitre 4 : Développements théoriques et numériques de la méthode de calcul en situation d'incendie

4-1 Généralités	53
4-2 Formulation de l'équation d'équilibre incrémentale de la structure	54
4-2-1 Description cinématique du mouvement d'un élément	55

4-2-2	Expression de la déformation dans le cas particulier d'une poutre	56
4-2-3	Expression incrémentale du principe des travaux virtuels	56
4-3	Discrétisation par éléments finis	58
4-3-1	Choix des fonctions d'interpolation.....	58
4-3-2	Expression discrétisée incrémentale du principe des travaux virtuels élémentaires	60
4-3-3	Déformation en fonction des variables nodales	61
4-3-4	Matrice de rigidité tangente et le vecteur des sollicitations nodales élémentaires	60
4-3-5	Assemblage de la forme globale discrétisée	62
4-3-6	Transformation aux axes globaux	63
4-3-7	Détermination du module d'élasticité tangent et de la contrainte	63
4-3-8	Méthodes d'implémentation numériques	67

Chapitre 5 : Expérimentation numérique et analyse

5-1	Généralités	71
5-2	Description du programme PASAT.FOR_version 2014	71
5-1-1	Fichier de données : pasat.inp	71
5-2-2	Organigramme général de calcul	73
5-2-3	Principaux sous programmes et fonctions	77
5-3	Expérimentations numériques	78
5-3-1	Description des données	78
5-3-2	Discrétisation de la structure	80
5-3-4	Détermination des charges mécaniques équivalentes	81
5-3-5	Caractéristiques thermiques de la peinture intumescence adoptées	83
5-3-6	Réponse thermique	86
5-3-7	Réponse structurale	87

Chapitre 6 : Conclusions générales

6-1	Rétrospective	89
6-2	Organisation du travail	89
6-3	Résultats obtenus	90
6-4	Recommandations futures	91

Références	92
------------------	----

Annexe A : Matrice de rigidité tangente élémentaire

Annexe B : Transformations aux axes globaux

Annexe C : Calcul de la montée en température: Subroutine FTEMP

Annexe D : Fichiers de types de données et de sortie

CHAPITRE 1

INTRODUCTION

1-1 Généralités

La probabilité est grande de rencontrer un incendie dans les bâtiments comme les hôtels, les écoles et les hôpitaux ainsi que dans les constructions à usage d'habitations commerciales et industrielles. Cela dépend sans aucun doute de leur état de vétusté et du degré de fiabilité des mesures de sécurité adoptées. Cette probabilité ne peut malheureusement jamais être complètement écartée malgré les précautions aussi sévères qu'on peut imaginer. C'est à cause non seulement de l'impossibilité d'écarter d'une manière systématique tous les matériaux combustibles constituant une charge potentielle au feu mais aussi dans l'imagination d'un monde à l'abri des défaillances et des malveillances.

Il faut donc bien garder à l'esprit et se résoudre à admettre le caractère inéluctable du risque permanent d'incendie qui doit être pris en considération lors de la construction ou de réhabilitation des constructions. Cependant, on convient évidemment de le limiter au strict minimum et de réduire ses effets par la mise en œuvre de la panoplie de mesures bien connues telles que la détection et l'alarme en cas d'incendie, l'extinction automatique par sprinklers, la disposition rationnelle de portes et de parois coupes feu qui interviennent dans le compartimentage du bâtiment, le placement judicieux d'exutoires de fumées et le choix de matériaux ne dégageant pas de gaz toxiques.

Ces mesures de sécurité, si importantes soient-elles, n'éliminent cependant pas pour l'ingénieur la nécessité de concevoir des structures portantes présentant une résistance au feu judicieusement adaptée au type de bâtiment et susceptible de se maintenir dans le temps. Une telle résistance au feu est évidemment indispensable pour sauvegarder les vies humaines à courte et moyenne échéance, pour minimiser les dégâts occasionnés à la structure et limiter les frais colossaux aux compagnies d'assurances et pour permettre une intervention efficace des sapeurs-pompiers, sans craindre l'arrivée de son effondrement prématuré.

La construction en acier, à cause de sa légèreté et de sa ductilité, est réputée depuis fort longtemps comme particulièrement bien adaptée à des sollicitations exceptionnelles telles que les tassements anormaux et les tremblements de terre. Cependant, lorsque des exigences de sécurité au feu sont imposées, le caractère de compétitivité de ce mode de construction devient moins affirmatif comparé au béton qui affiche plutôt une meilleure résistance au feu; lui étant naturellement propre et restant stable dans le temps. Ce qu'on attribue, principalement, à la forte conductivité thermique de l'acier qui entraîne une augmentation très rapide de la température en un laps de temps très court. C'est pourquoi le comportement des structures métalliques est vulnérable et donc peu favorable au feu dans certaines situations par exemple lorsqu'elles sont non protégées. Quand les exigences de résistance au feu sont très sévères, il est recommandé d'utiliser une association de matériaux permettant d'améliorer, de façon significative et économique, la résistance au feu des éléments métalliques et en conséquence celle de l'ensemble de la structure. Songeons dans le cas pratique à l'isolement de l'acier par un matériau de protection qui joue le rôle d'un écran thermique, ou à tout autre moyen qui limite l'augmentation de la température de l'acier de construction comme par exemple l'irrigation des structures et la protection partielle par incorporation dans les parois et

les planchers. Dans ce travail, nous allons nous intéresser fondamentalement aux effets des revêtements intumescents dont le concept consiste en la formation au cas d'un incendie d'une barrière multicellulaire carbonée expansée susceptible de protéger le substrat ou le matériau résiduel de l'action de la chaleur de la flamme. La mousse protectrice (ou 'meringue') ainsi formée peut atteindre plusieurs centimètres d'épaisseurs évitant en conséquence que la température développée dans le profilé métallique ne dépasse la température critique durant le temps de stabilité au feu requis.

1-2 Objectif de ce travail

L'objectif fixé dans ce travail consiste essentiellement de mettre au point un programme informatique capable d'analyser le comportement au feu des structures en acier en considérant les profilés munis d'une protection contre le feu comme les peintures intumescents par exemple. La méthode de calcul utilise le principe de la méthode des éléments finis et se base sur :

- La formulation lagrangienne corotationnelle totale qui consiste à suivre d'une manière incrémentale le comportement de la structure et de ses éléments à n'importe quel instant de l'incendie.
- Une loi de comportement appropriée à haute température de l'acier dont les caractéristiques thermo-physiques et mécaniques adoptées sont conformes aux recommandations de l'Eurocode 3.
- Une distribution uniforme de la température dans la section des éléments en acier protégés par un revêtement intumescent soumis à l'action d'un feu dont la courbe température-temps est de type normalisé.

1-3 Etat de la problématique et la question

Que demande-t-on à la structure d'un bâtiment en cas d'incendie ? On lui demande 2 choses : une stabilité et une résistance au feu. Il est en effet nécessaire que la structure d'un bâtiment soit stable le plus longtemps possible et, au minimum, durant le temps nécessaire à l'évacuation des personnes. D'autre part, il est rationnel qu'elle ne soit pas un facteur de propagation de l'incendie. C'est pourquoi dans ce mémoire nous allons nous intéresser aux facteurs influençant la résistance des structures métalliques en cas d'incendie dont principalement aux peintures intumescents agissant comme barrière thermique.

La structure d'un bâtiment peut être élaborée à partir de différents matériaux : le béton, le bois ou encore l'acier. Chaque élément a des avantages et des inconvénients [1]. Le bois brûle mais se consume lentement (0.5 mm par minute) et sa réaction face au feu est prévisible et planifiable. C'est parce que le bois conserve toute ses propriétés mécaniques et portantes sans déformation à haute température que l'on peut évacuer occupants et matériel en toute sécurité (figure 1).



Figure 1-1 Charpente en lamellé-collé après un

Un bâtiment en bois ne présente pas plus de risques face aux incendies qu'une autre construction, il répond, en effet, aux mêmes exigences de résistance au feu. Cependant, pour répondre à ces exigences, la structure a besoin d'être surdimensionnée entraînant ainsi une augmentation du coût du bâtiment ainsi qu'une limitation quant aux désirs des architectes et des designers. De plus, le bois a deux ennemis : le champignon et l'insecte nécessitant un entretien régulier. Un avantage indéniable de l'acier est qu'il est incombustible (classification M0 des matériaux de construction, [2]). Autre avantage de l'acier, il dispose d'une bonne ductilité c'est-à-dire d'une capacité à se déformer et à absorber une énergie sans rupture. Cette caractéristique est principalement employée dans le domaine parasismique. Cependant, l'acier a une forte conductibilité thermique, sa température augmente rapidement lors d'une exposition à la chaleur. A compter de 500°C , l'acier perd ses capacités portantes, et il s'en suit effondrement du bâtiment. L'échauffement des éléments des structures dépend de leurs massivités. Cette notion désigne le quotient de la masse linéique par la surface exposée linéique. Plus le facteur de massivité est grand, plus la surface affectée à l'échauffement sera rapide (fig. 2). En limitant les surfaces métalliques exposées, on diminue la surface d'échange et donc la diffusion de la chaleur dans toute la structure. On peut également jouer sur l'élaboration de l'acier. L'addition de chrome, de vanadium, de molybdène permet d'accroître la résistance des aciers aux températures élevées. Cependant, la durabilité au feu d'un profilé métallique sans traitement spécifique n'excède que rarement la demi-heure lorsqu'il est placé sous une sollicitation courante.

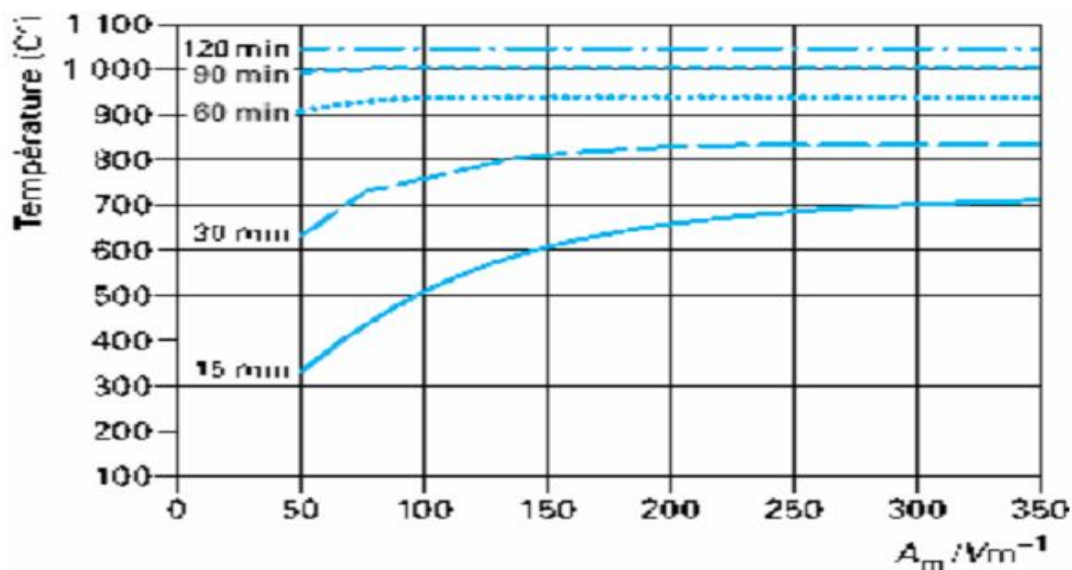


Figure 1-2 Température de profilé en acier en fonction du facteur de massivité (en m^{-1}) et de la durée d'échauffement sous incendie

Afin d'augmenter le délai et ainsi satisfaire aux exigences, la première solution est basée sur la mise en œuvre d'un élément entre la zone de feu. Cet élément de protection thermique interposé peut être de nature diverse et en contact ou non avec l'acier conduisant à une famille de trois systèmes : la protection par écran, horizontal et vertical ; la protection rapportée autour de l'acier ou le refroidissement par eau. La seconde solution repose sur l'éloignement de la structure, en particulier vers l'extérieur. La solution par écran [4] est le principe le plus couramment utilisé. Au 19^{ème} siècle, on tentait de protéger la structure du feu à l'aide de blocs de terre cuite. Aujourd'hui, trois types de produits sont utilisés. Les produits projetés ou flocages peuvent être fibreux ou pâteux. Ils sont généralement composés de fibres minérales, de vermiculites, de laitier ou de plâtre accompagnés d'un liant. Leur application nécessite un appareillage spécial, la projection a lieu en milieu humide, plusieurs couches peuvent être nécessaires allongeant alors le temps de séchage et augmentant également le poids de la structure. Les produits en plaques sont à base de plâtre, de vermiculites, de fibres minérales ou de composés silico-calcaires. Le principe consiste à former un caisson autour de l'élément métallique. Les modes de fixation sont mécaniques (vis, d'agrafes) ou par collage. Les risques de passage des gaz chauds aux joints requièrent une attention particulière lors de l'exécution. Ces travaux privent les designers de la possibilité de conférer aux espaces intérieurs une esthétique industrielle où la puissance de l'acier pourrait être mise en valeur.

Les peintures intumescentes sont des produits dont la particularité réside dans la transformation à la chaleur. A froid, l'épaisseur du film varie de 0.5 à 4 mm d'épaisseur. Porté à une température entre 180°C et 300°C, le produit gonfle et se transforme en mousse ou meringue, atteignant des épaisseurs de 30 à 40 mm, qui assure la protection de l'élément métallique (fig. 3).

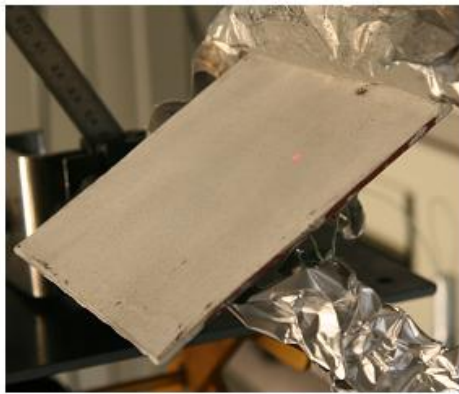


Figure 1-3 Photographies de l'échantillon avant et après l'essai au feu
à gauche : avant l'essai au feu
à droite : après l'essai au feu
en bas : vue en coupe après l'essai au feu

Ces peintures sont mises en œuvre selon un mode traditionnel (pistolet, brosse), mais nécessitent une grande rigueur dans leur phase d'application afin de s'assurer de l'homogénéité de la protection. La conservation de l'esthétique de l'acier constitue le principal intérêt de ce type de protection qui peut atteindre des durées de protection de 1h voire certaines solutions 1h1/2 à 2h. Les peintures intumescentes présentent également des propriétés de durabilités intéressantes et peuvent être utilisées en intérieur ou en extérieur. Du fait, de ces différents avantages et de l'évolution de la réglementation, les peintures intumescentes connaissent des développements importants [5]. Ces développements concernent les peintures en phase aqueuse ainsi que la technologie « off site » qui consiste à appliquer le revêtement sur l'élément métallique (poutre, poteau) avant son assemblage dans la structure. De plus, l'utilisation de revêtements plus épais à base de résine époxy a élargi le domaine d'application des peintures intumescentes à des secteurs demandant de hauts niveaux de performances (feu d'hydrocarbures, explosion « jet-fire »).

1-4 Méthodes d'analyse du comportement au feu des structures

L'analyse de la structure, en situation d'incendie peut être effectuée avec l'une des trois méthodes suivantes :

- **Analyse par éléments :**

C'est une autre alternative à l'analyse globale de la structure qui permet d'analyser des éléments individuels en situation d'incendie. Dans ce cas, les conditions de liaisons aux appuis et les conditions de contraintes dans l'élément, applicable au temps $t=0$ peuvent généralement être considérées inchangées au cours du temps. La longueur de flambement d'un élément soumis à un effort de compression en situation d'incendie doit être généralement déterminée en conditions normales de température. Toutefois, pour un poteau continu appartenant à une structure contreventée, la longueur de flambement doit être réduite. Dans la situation où chaque niveau est considéré comme un compartiment, la longueur de flambement est prise égale à $0.5L$ (L : longueur du poteau du niveau) au niveau intermédiaire, et égale à $0.7L$ au dernier niveau.

Il y a lieu de noter comme indiqué dans les Eurocodes, l'analyse par éléments est principalement utilisée pour la vérification des exigences de résistance de feu nominal. Dans la situation de feu réel pour une évaluation réelle du comportement au feu de la structure de bâtiment, il est généralement nécessaire de considérer l'interaction entre les éléments. Ne connaissant pas l'effet direct de ces interactions, une analyse globale ou par partie doit être envisagée, en particulier lorsque les gradients thermiques existent.

- **Analyse de parties de la structure :**

C'est une méthode considérée comme étant une alternative à l'analyse globale de la structure complète pour différentes situations d'incendie où on envisage des analyses structurales des sous-ensembles comprenant des parties appropriées de la structure. Il faut choisir ce sous-ensemble sur la base des dilatations potentielles et des déformations telles que leur interaction avec d'autres parties de la structure. Les effets des actions aux appuis et les limites de la partie de la structure étudiée appliqués au temps $t=0$ peuvent être supposés rester inchangées pendant toute l'exposition au feu. La détermination de ses actions (réactions d'appuis, forces et moments internes) doit prendre en compte, s'il y a lieu, les effets des grands déplacements, surtout nécessaires pour les structures à nœuds déplaçables. En présence d'un système de contreventement, il y a lieu de s'assurer que celui-ci garde son efficacité pendant une durée au moins égale à la résistance au feu de la structure.

- **Analyse globale de la structure :**

C'est la méthode que nous allons envisager dans le cadre de ce travail et qui constitue un modèle de calcul dit avancé dans la terminologie des Eurocodes soit en considérant la totalité de la structure. La réponse à l'action thermique est basée sur les principes et hypothèses de la théorie du transfert de chaleur. L'action thermique peut être définie par une courbe d'échauffement normalisée dite ISO ou toute autre évolution de température au cours du temps admise dans le cadre des exigences applicables au projet, telles par exemples que celles définies par la pré-norme ENV-1991-2-2 des Eurocodes [6]. Il est tenu compte de l'influence de la température sur l'évolution des propriétés des

matériaux de construction au cours du temps, ainsi que de la contribution de protections isolantes thermiques éventuelles et de l'influence de l'humidité des matériaux.

Le modèle de calcul de la réponse mécanique de la structure suivra pas à pas au cours du temps, les changements des propriétés des matériaux en fonction de la température, et des déformations qui en résultent, en vue de représenter fidèlement le comportement de l'ouvrage, en tenant compte des effets de non linéarités géométriques, de formation de rotules plastiques et d'éclatement explosif éventuel du béton si le type de la construction est en béton armé par exemple. Un tel modèle de calcul ne peut bien entendu être utilisé sans le valider en comparant ses résultats avec ceux d'essais effectués dans des conditions identiques, et en vérifiant sa sensibilité à des variations des paramètres ayant le plus d'influence sur les résultats.

1-5 Cheminement du travail suivi

Du point de vue théorique, le problème de calcul de la résistance au feu des structures se subdivise en général en deux parties bien distinctes :

- Evaluation des échanges thermiques dans un environnement idéalisé et calcul de l'évolution de la température dans les matériaux constitutifs de la construction envisagée (analyse thermique).
- Calcul de la résistance de l'élément ou de la structure, à partir des résultats du point précédent (analyse structurale).

Pour pouvoir appliquer une méthode de calcul permettant de pré-estimer le comportement d'une structure en milieu d'incendie, il est nécessaire de connaître l'évolution, en fonction de la température, des principales caractéristiques mécaniques et thermiques des matériaux composant cette structure. Dans le mode de construction en acier, il s'agit naturellement de l'acier et du revêtement intumescent adopté. Le chapitre 2 portera sur l'application de l'intumescence à la réaction et à la résistance au feu de revêtement de type peinture en vue de comprendre le processus et le mécanisme de la formation de la barrière protectrice multicellulaire, épaisse et inflammable, susceptible de protéger le substrat ou l'élément métallique soumis à l'action des températures élevées. Le chapitre 3 sera consacré d'abord à l'examen des propriétés thermo-mécaniques de l'acier de construction conformément aux recommandations de l'EC3 et suivra ensuite le problème de l'évolution de la température dans les éléments que nous supposons munis d'une protection de type intumescente. Ce problème relève principalement de la thermique mais son importance est considérable pour notre étude. Soulignons que dans le cas des structures métalliques, le comportement au feu présente un certain nombre de particularités qui permettent d'envisager l'utilisation des méthodes simplifiées. Ceci est vrai en particulier pour le calcul de l'élévation de température. Par suite de la valeur élevée de la conductivité thermique de l'acier et de la grande surface exposée au feu dans le cas des profilés ordinaires, le problème de la température pourra se résoudre par une équation très simple aux différences finies.

Le chapitre 4 aura trait à l'analyse structurale où seront présentés les développements théoriques de la méthode de calcul en se basant sur l'expression incrémentale du principe des travaux virtuels dans le but de dériver les équations d'équilibre incrémentales de la structure. Les équations seront discrétisées par la méthode des éléments finis en utilisant l'algorithme de résolution de la formulation corotationnelle.

L'avant dernier chapitre sera consacré à l'expérimentation numérique en analysant la résistance au feu d'un exemple d'une structure en acier sous l'action des charges mécaniques instantanées suivi des gradients thermiques dus à un scénario de feu conventionnel ISO834.

Nous terminerons par une conclusion générale suivie par quelques recommandations par l'amélioration et la poursuite de ce travail.

1-6 Quelques notions fondamentales liées au calcul au feu

Les paramètres qui gouvernent les conditions dans lesquelles un incendie réel peut prendre naissance et se développer, sont très nombreux. Chacun d'entre eux intervient d'une manière complexe pour influencer dans sa durée, sa violence et dont la façon dont il va affecter la structure. Parmi ces facteurs, nous pouvons citer, par exemple la quantité et la nature des matériaux combustibles, leurs dispositions dans le local incendié et les conditions de ventilation.

1-6-1 Naissance et développement d'un incendie

Pour qu'un incendie puisse naître et se développer, en général, trois éléments doivent être conjointement présents : un matériau combustible, du comburant et une source d'énergie. Ces éléments forment ce qu'on appelle le triangle du feu tel que montré sur la figure 1-2. Les températures minimales d'auto-inflammation et de propagation sont liées à la nature du combustible, à sa forme, à sa surface et à sa porosité. L'oxygène est un élément essentiel du feu et la vitesse de combustion est influencée par l'apport de l'air frais.

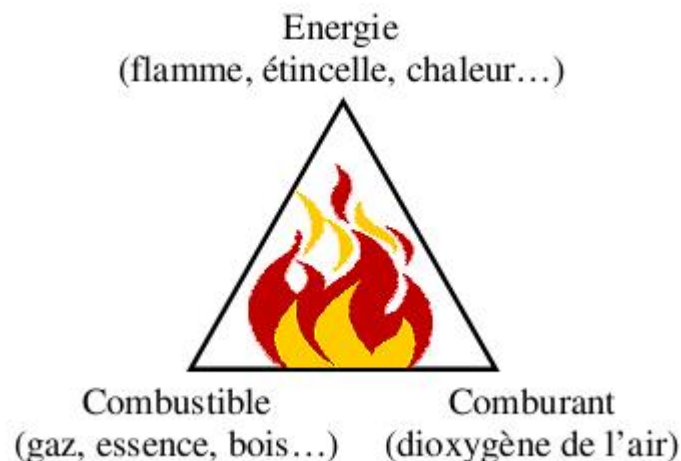


Figure 1-4 Triangle du

L'évolution des températures moyennes ambiantes en fonction du temps, relevées au cours d'incendies expérimentaux en grandeur réelle, est schématiquement représentée sur la figure 1-2. On peut en déduire trois phases.

D'après Bruls [1], au cours de la première phase dont la durée peut varier de 5 à 30 minutes, les températures restent relativement basses. Au cours de cette phase, les éléments de constructions ne sont guère sollicités thermiquement. Elle ne doit donc pas être prise en considération dans les calculs, ni dans les essais, tout au moins en ce qui concerne le problème de résistance au feu. C'est la phase dite initiale. Au cours de la deuxième phase, lorsque l'apport en air augmente, par suite, par exemple, du bris des vitrages, la production de chaleur et les températures croissent, et la sollicitation thermique des éléments de construction devient importante. Elle doit donc être prise en compte le plus soigneusement possible pour l'étude de la résistance au feu. C'est la phase de combustion. Au cours de la dernière phase dite d'extinction ou de refroidissement, le feu s'éteint ou tend à s'éteindre ; la température du

local incendié diminue au cours du temps, mais demeure suffisamment élevée pour continuer à exercer son action destructive sur les éléments.

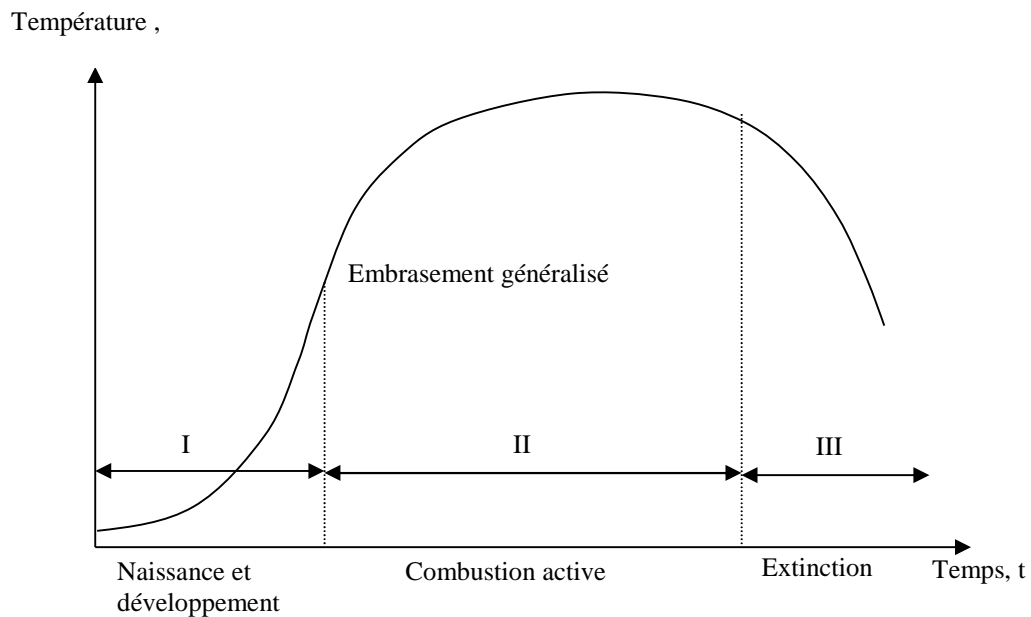


Figure 1-5 Evolution de la température lors d'un incendie réel

1-6-2 La charge d'incendie ou capacité calorifique

La charge d'incendie ou la capacité calorifique est, par définition, l'énergie calorifique libérée lors de la combustion complète de la charge constituée par les matériaux combustibles, y compris ceux constituant les éléments de construction, contenus dans le local considéré et rapporté à l'unité de surface du plancher.

Pour des raisons historiques, la charge d'incendie est remplacée généralement par une "charge équivalente de bois", exprimée en kg/m^2 , i.e par une masse de bois, qui dégagerait la même quantité d'énergie, dans des conditions normalisées, que la masse effective de matériaux combustibles. En principe, elle doit être affectée d'un coefficient d'utilisation qui tiendrait compte du fait que la majorité des matériaux ne se consomment pas entièrement et ne libèrent donc pas la totalité de l'énergie qu'ils contiennent, ainsi que du mode de répartition de ces matériaux, de l'importance de leur surface par rapport à leur masse, de leur aération...

A titre d'information, on donne quelques ordres de grandeurs moyennes de charges d'incendies par type de bâtiment, en $\text{kg bois}/\text{m}^2$ [07].

- Bâtiments administratifs : $50 \text{ kg}/\text{m}^2$ de plancher, maximum : $90 \text{ kg}/\text{m}^2$
- Logements: $15 \text{ kg}/\text{m}^2$, maximum : $35 \text{ kg}/\text{m}^2$
- Ecoles: $15 \text{ kg}/\text{m}^2$, maximum : $50 \text{ kg}/\text{m}^2$
- Bâtiments industriels : très variable, maximum : $120 \text{ kg}/\text{m}^2$ sauf cas exceptionnel.
- Bâtiments hospitaliers : $20 \text{ kg}/\text{m}^2$, maximum : $50 \text{ kg}/\text{m}^2$.

1-6-3 Régimes de combustion dans un compartiment incendié

Lors du développement du feu, les objets sont chauffés par le foyer initial. Ils émettent des gaz de pyrolyse et s'enflamment de proche en proche. Au cours de cette phase de propagation du feu, la quantité de comburant (air) est suffisante pour entretenir le régime de combustion. L'oxygène de l'air diffuse la flamme par convection, mouvement qui entraîne par ailleurs la chaleur dans les régions les plus hautes de la pièce en feu. Les gaz chauds, qui peuvent atteindre 1000 °C, se répandent latéralement du plafond vers le bas, obligeant l'air plus frais à rechercher les niveaux les plus bas. Le feu se transmet sous l'action des échanges par transfert de chaleur (rayonnement, convection et conduction) qui agissent séparément ou simultanément (figure 1-3).

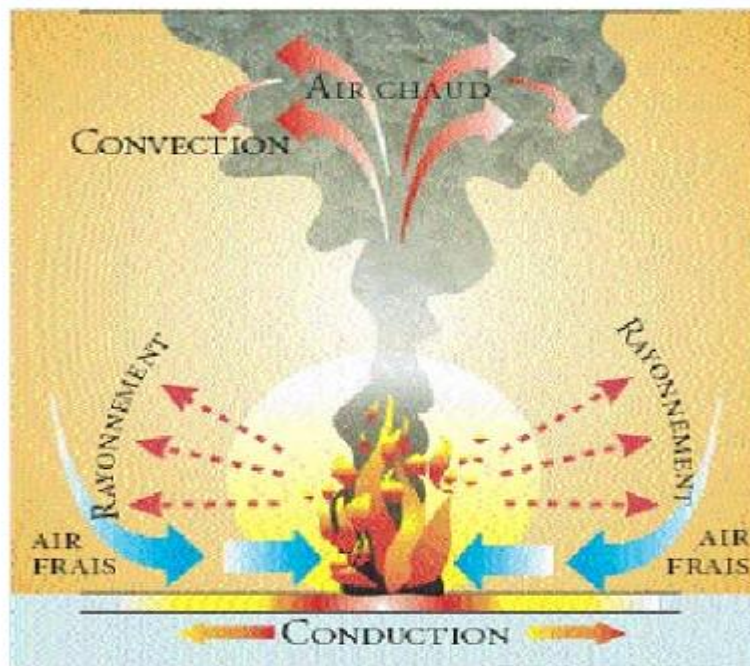


Figure 1-6 Développement du feu

La deuxième phase de l'incendie est caractérisée par sa durée, l'évolution des températures et la quantité de chaleur dégagée. Cette durée et cette évolution dépendent du coefficient de la ventilation, des caractéristiques du combustible, ainsi que de la nature et des caractéristiques thermiques des parois. Par contre, la quantité de chaleur dégagée est essentiellement conditionnée par la charge d'incendie. On distingue essentiellement deux régimes de combustion :

- 1- Pour une charge d'incendie importante et une ventilation limitée, l'incendie est dit contrôlé par la ventilation. Dans ce cas, une augmentation de la ventilation provoque une élévation de la température dans le compartiment, une augmentation de la vitesse de combustion et une diminution de la durée de l'incendie.
- 2- Pour une charge d'incendie faible et une ventilation importante, l'incendie est dit contrôlé par les caractéristiques de surface du combustible. Dans ce cas, une

augmentation de la ventilation provoque une baisse de la température, mais n'influence que faiblement la vitesse de combustion et la durée de l'incendie.

Les températures les plus élevées sont observées dans la zone de transition entre les deux régimes précédents, c'est-à-dire aux alentours du rapport stoechiométrique (fig. 1-4, courbe 1). Pour tous les autres cas, les températures atteintes dans le local incendié sont moins élevées (courbe 2). Il en ressort clairement que l'évolution de la température dans le temps pendant un incendie peut varier fortement d'un cas à l'autre.

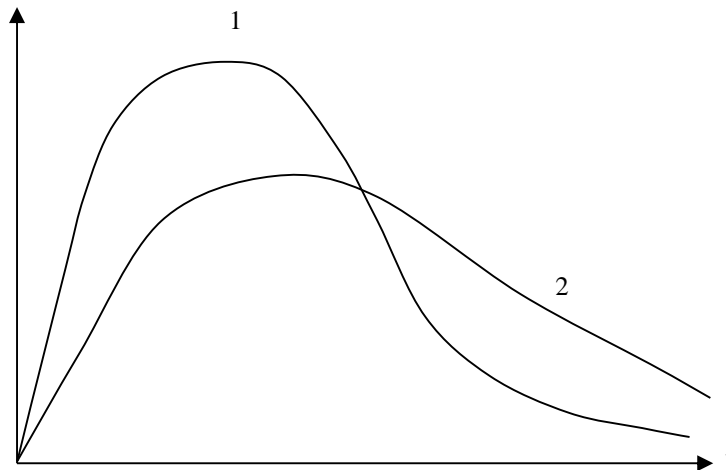


Figure 1-7 Evolution de la température en fonction du régime de combustion

1-6-4 Incendie normalisé ISO834

Dans un souci de faciliter l'analyse de la résistance au feu des structures, aussi bien pour les essais que pour les calculs numériques, un programme thermique conventionnel, matérialisant l'action des incendies dans un bâtiment avec petits compartiments, a été adopté au niveau international (Norme ISO834).

Dans ce cas, l'élévation de température à laquelle est soumis un élément est conforme à la relation suivante [9]:

$$\theta - \theta_0 = 345 \log_{10}(8t + 1) \quad (2-1)$$

Où t est le temps exprimé en minutes ; θ représente la température [°C] à laquelle sera soumis l'élément de structure au temps t et θ_0 est la température initiale, généralement prise égale à 20 °C.

La courbe qui représente cette fonction, connue sous le nom de courbe « ISO standard », est présentée sur la figure 1-5. De manière simplifiée, il peut être retenu que cette courbe atteint environ 500 °C après seulement 3 minutes et plus de 1000 °C après 90 minutes. Par ailleurs, il convient de signaler que la courbe ISO est assez différente de celle adoptée pour l'incendie réel. Cette courbe, souvent considérée comme une courbe enveloppe des incendies réels,

présente un aspect plus défavorable, d'une part par un échauffement très rapide lors des premières minutes, et d'autre part par l'absence de phase de refroidissement (température sans cesse croissante).

La courbe représentative de la fonction ci-dessus est dite 'courbe température-temps normalisée' ou 'courbe ISO' d'un incendie conventionnel. On considère souvent la courbe ISO comme étant une courbe enveloppe d'incendies réels bien que, dans un certain nombre de cas, on observe un dépassement des valeurs théoriques après 20 ou 30 min. Néanmoins, la sollicitation thermique correspondant à la courbe ISO peut être considérée comme assez sévère.

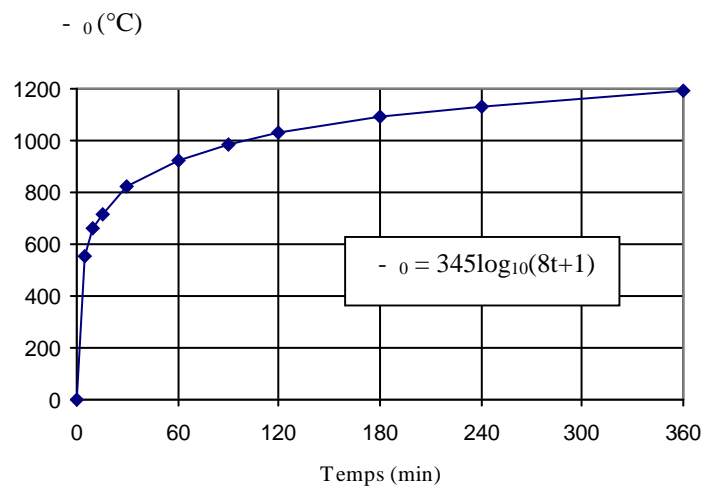


Figure 1-8 Courbe température-temps d'un incendie conventionnel

1-6-5 Critères de résistance au feu et principes de vérification

Les éléments de construction, lorsqu'ils sont soumis à l'action d'un incendie, subissent un accroissement de leur température interne. Etant donné que les propriétés mécaniques (résistance, rigidité...) des matériaux de construction se dégradent au fur et à mesure de l'élévation de température, un élément de structure se déforme et peut même s'effondrer : ce qui entraîne le concept de la durée de résistance au feu.

1-6-5-1 Définition de la résistance au feu

La résistance au feu d'un élément de construction, d'un ensemble d'éléments ou d'une construction entière, est définie par la durée pendant laquelle cet élément ou cette construction continue à remplir le rôle qui lui est dévolu malgré l'action de l'incendie. On considère à cet égard divers critères de résistance au feu définissant le classement de résistance au feu qui, associé au degré de résistance au feu (durée pour atteindre les critères), constitue les caractéristiques de résistance au feu de l'élément, de la partie ou de la construction. La résistance au feu des structures est évaluée selon trois critères (fig. 1-6), désignés d'après les réglementations européennes [6] par un sigle :

- La stabilité au feu (R) : temps durant lequel la résistance mécanique sous charge est assurée.
- Le degré pare flammes (RE ou E) : temps pendant lequel l'étanchéité aux flammes, gaz chauds et toxiques est assurée sous charge.
- Le degré coupe feu (REI ou EI) : temps pendant lequel la surface opposée à l'exposition au feu atteint une température de 400°C en moyenne et 180°C ponctuellement.

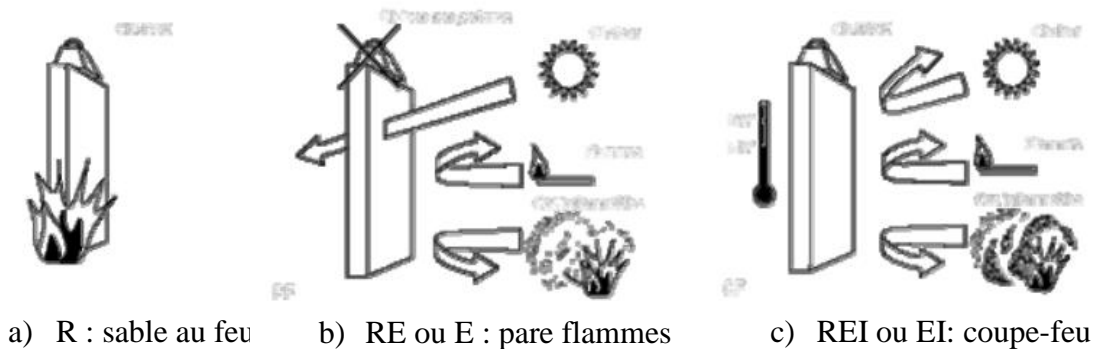


Figure 1-9 Critères de résistance au feu [2]

Notons toutefois savoir que l'incendie de référence utilisé pour établir les classements est représenté pour une évolution température-temps conventionnelle, ce qui signifie que les degrés de résistance au feu que doivent présenter les éléments de constructions ne peuvent pas refléter le comportement qu'ils auront lors d'un incendie réel. A la différence de l'incendie conventionnel, l'incendie naturel (ou également dénommé « réel ») dépend du local dans lequel le feu prend naissance. Cette dépendance est fonction des caractéristiques de ce local et des matériaux combustibles (nature des parois, nature et quantités du combustible...). L'influence du scénario incendie sur les performances de résistance au feu des structures est donc également un sujet d'investigation important.

La résistance mécanique correspond à l'état limite ultime. On reconnaît comme étant des états limites ultimes :

- l'épuisement de la capacité portante ;
- l'atteinte d'un niveau de déformation (flèche) incompatible au maintien de la fonction portante ;
- la perte d'équilibre par instabilité sous charge.

Pour des poutres ou planchers testés sur four, l'état limite ultime d'après l'EC2 est associé à une valeur limite de la flèche ($f/ \leq 1/30$). Vu les résultats souvent erronés dans certains cas, ce critère est associé à une valeur limite de la vitesse de déformation. L'étanchéité aux flammes a pour but d'éviter la propagation directe des flammes à travers des fissures ou ouvertures dans un élément de construction. L'isolation thermique a comme objectif de limiter les températures de la face non exposée de l'élément soumis à l'incendie. Selon les fonctions remplies par l'élément de construction, un ou plusieurs critères énumérés ci-dessus sont d'application.

- Si l'élément n'a qu'une fonction portante, par exemple un élément d'ossature (poutre ou colonne), c'est uniquement le critère de résistance mécanique qui doit être satisfait.

- Si l'élément n'a qu'une fonction séparante, par exemple une cloison, l'élément doit satisfaire aux critères d'isolation thermique et d'étanchéité aux flammes. Il va de soi qu'un tel élément ne peut s'effondrer prématurément, ce qui signifierait la fin du compartimentage.
- Si l'élément a une fonction portante et une fonction séparante, il doit satisfaire aux 3 critères simultanément.

Pour les éléments de structure n'ayant qu'une fonction porteuse, tels que les poteaux et les poutres, la durée de résistance au feu se définit comme la durée pendant laquelle l'élément, soumis aux conditions de feu conventionnel, est capable de résister à la charge mécanique applicable à la situation d'incendie. Compte tenu du caractère conventionnel de la courbe thermique normalisée, la durée de résistance au feu est aussi essentiellement une quantité conventionnelle. Elle ne doit pas être interprétée comme le temps disponible pour évacuer un bâtiment, mais comme un moyen pratique, suffisamment représentatif, pour classer les éléments de construction vis-à-vis de leur performance au feu. Les exigences de résistance au feu dépendent des circonstances (comme la hauteur et l'occupation du bâtiment, la charge d'incendie) et diffèrent sensiblement d'un pays à l'autre. Les quatre valeurs les plus couramment utilisées dans la réglementation incendie européenne sont 30, 60, 90 et 120 minutes (R30, R60, R90 et R120), cette dernière représente un maximum pratique.

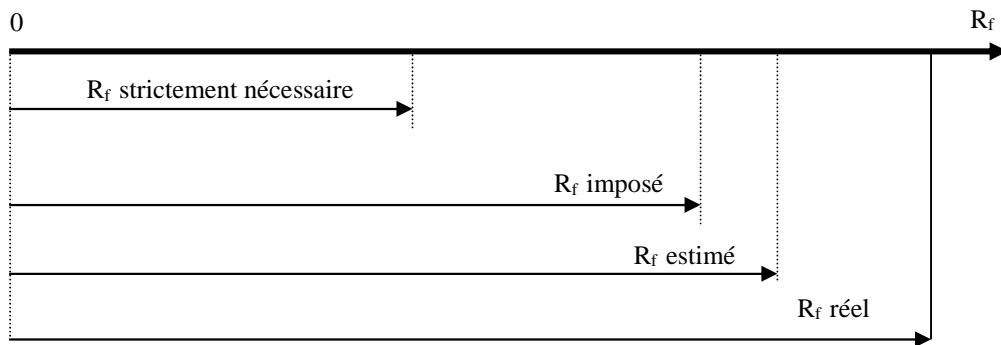
1-6-5-2 Principes de vérification de la résistance au feu

Le problème des actions et des résistances ultimes à considérer pour une structure soumise à un incendie n'est qu'un élément, essentiel sans doute, du problème beaucoup plus vaste de la sécurité d'une structure contre les dommages causés par le feu. Une telle sécurité est assurée par la protection active et la protection passive. Alors que la protection active tend à réduire la probabilité d'arrivée d'un incendie, la protection passive a pour but d'assurer un comportement adéquat des différentes composantes et de l'ensemble d'un bâtiment lorsqu'un incendie s'est produit. La sécurité exigée ou le niveau de probabilité de ruine acceptable dépendent du type de la destination, de l'importance du bâtiment, du mode de rupture, des conséquences d'une ruine éventuelle. En pratique, les critères de performance sont vérifiés en comparant directement ou indirectement la durée de résistance au feu imposée à la durée de résistance estimée par calcul ou essai.

La durée de résistance au feu imposée dépend du type et de la destination du bâtiment, de la charge incendie, de l'importance de l'élément pour la stabilité générale de la structure portante. Habituellement, elle est spécifiée par les autorités compétentes qui se basent sur des lois existantes qui tiennent compte des incertitudes inhérentes aux phénomènes en jeu et sont donc évaluées avec une certaine sécurité, inconnue à priori. La résistance au feu imposée est donc plus grande que la résistance au feu strictement nécessaire pour les opérations de secours. La durée de résistance au feu estimée par essai ou par calcul doit être au moins aussi grande que la résistance au feu imposée. Afin de réaliser un dimensionnement économique, il importe d'ailleurs que ces deux quantités soient aussi proches que possibles l'une de l'autre.

Pour estimer la résistance au feu, il faut s'assurer que les modèles utilisés sont choisis avec un certain degré de sécurité. De cette manière, la résistance au feu réelle de l'élément dans la structure sera au moins aussi grande que la valeur estimée. Il importe cependant de ne pas aboutir à des valeurs trop éloignées l'une de l'autre, ce qui signifierait une sécurité

exagérée, donc antiéconomique. Ce que nous illustrons au moyen des schémas donnés par les figures 1-7 et 1-8.



Figur1-10 Schéma de vérification de la résistance au feu

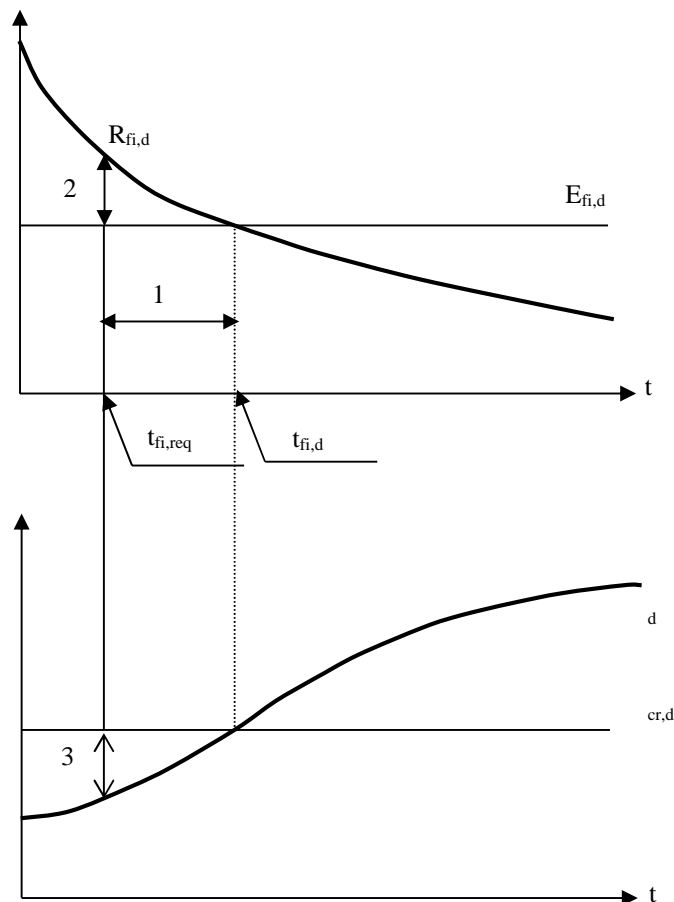


Figure 1-11 Trois vérifications équivalentes de résistance au feu

Il faut néanmoins bien garder à l'esprit que le principe de la vérification est effectué vis-à-vis de l'incendie normalisé, ce qui représente une situation conventionnelle dont on sait qu'elle est parfois éloignée de la réalité. Une des conséquences sur laquelle il est peut être utile d'insister est qu'il ne faut pas faire d'amalgame entre **la durée de résistance à un incendie normalisé**, qu'elle soit obtenue par calcul ou qu'elle résulte d'un essai, et **la durée qui s'écoulera lors d'un incendie avant que la structure ne s'effondre**. Un incendie réel peut en effet présenter un caractère plus sévère, ou moins sévère, que l'incendie normalisé.

Il est possible de prouver l'exigence de résistance au feu de 3 manières différentes, qui sont équivalentes et aussi acceptables l'une que l'autre [8]. Celles-ci sont illustrées à la figure 2-7 qui est valable pour une structure simple caractérisée par une température θ_d et par une sollicitation $E_{fi,d}$ qui est constante au cours du temps, une barre d'acier en traction par exemple. On a aussi représenté sur le graphe supérieur de la figure la diminution progressive de la résistance $R_{fi,d}$ et sur le graphe inférieur la valeur de la température qui amène à la ruine $\theta_{cr,d}$. La ruine survient après le temps $t_{fi,d}$ au moment où la résistance est égale à la charge appliquée, ce qui se marque aussi par le fait que la température est égale à la température critique. La durée de résistance prescrite est $t_{fi,req}$.

La vérification peut se faire :

1. En terme de durée, voir 1 sur la figure :

$$\text{durée de résistance } t_{fi,d} > \text{durée requise } t_{fi,req} \quad (2-2a)$$

2. En termes de résistance, voir 2 sur la figure :

$$\text{résistance } R_{fi,d} > \text{effet des actions } E_{fi,d} \text{ au temps } t = t_{fi,req} \quad (2-2b)$$

3. En termes de température, voir 3 sur la figure :

$$\text{température } \theta_d < \text{température critique } \theta_{cr,d} \text{ au temps } t = t_{fi,req}. \quad (2-2c)$$

Quelque soit le type de vérification envisagé parmi les trois types présentés ci-dessus, la vérification doit se faire à l'état limite ultime. En pratique, la vérification en termes de température ne peut se faire que si la température de l'élément est uniforme, comme pour certains éléments en acier, ou si la ruine est conditionnée par le comportement d'un élément que l'on peut caractériser par sa température, comme une poutre ou une dalle en béton dont le comportement est conditionné par la température des armatures inférieures. Cette vérification en termes de température n'est évidemment pas possible si le champ de température est non uniforme, comme dans les éléments mixtes acier-béton par exemple.

CHAPITRE 2

PROTECTION AU FEU PAR PEINTURES INTUMESCENTES DES SUBSTRATS METALLIQUES

2-1 Généralités

Les peintures intumescentes sont des revêtements de protection présentant la propriété de gonfler lorsqu'ils sont soumis à une agression thermique importante. Ce comportement les destine à des applications diverses, qui vont de la protection incendie (structures métalliques, huisseries, cloisons, armoires électriques, etc.) au secteur militaire où les performances des peintures intumescentes permettent d'envisager la protection de matériels employés au combat contre des agressions spécifiques. On peut noter aussi diverses applications dans le domaine du textile. Il s'agit principalement, dans ce chapitre, de faire une introduction à la problématique de la protection contre les agressions thermiques et une présentation des revêtements intumescents à travers leurs caractéristiques, leur mode de fonctionnement et leurs performances dans diverses conditions. Des exemples dans les différents usages actuels dans les secteurs civil et militaire seront donnés ainsi que quelques résultats d'essais expérimentaux obtenus au TGA et au cône calorimètre d'une peinture à résine de type époxy.

2-2 Principe de la protection

La protection des biens et des personnes contre les dangers du feu est une préoccupation cruciale présente dans de nombreux secteurs, tant civiles que militaires. Dans le secteur civil, lorsque les mesures de prévention visant à empêcher un accident tel qu'un incendie ou une explosion sont insuffisantes, inefficaces ou mal adaptées et qu'un incident survient, des dispositifs de protection doivent être mis en œuvre pour minimiser les dégâts matériels et les pertes humaines. Comme mentionné au chapitre précédent, on différencie en règle générale les mesures de protection actives et passives :

- La protection incendie active consiste à mettre en place des dispositifs qui se déclenchent lorsque la température s'élève ou lorsqu'une fumée est détectée, et contribue soit à éteindre l'incendie (système d'arrosage automatique, extincteurs de fumée, etc.) soit alerter les personnes présentes (systèmes d'alarme).
- La protection passive consiste à appliquer un revêtement approprié sur les structures à protéger (béton, plâtre, mortier de perlite ou vermiculite, peintures intumescentes, etc.) ainsi qu'à adapter des dispositions particulières de construction des locaux (cloisonnement, pressurisation de cages d'ascenseurs, porte coupe-feu, etc.).

La combinaison de plusieurs de ces dispositifs permet d'obtenir une sécurité incendie satisfaisante en optimisant les conditions d'évacuation des occupants et l'intervention des services et en limitant la propagation du feu. Les méthodes employées dans le cadre militaire [10,11,12] sont pour la plupart basées sur les mêmes principes, avec toutefois une exigence supplémentaire d'adaptation aux conditions de combat. En effet, l'armée fait appel à des matériels spécifiques (véhicules, armes et munitions, tenue de combat, ...) pouvant être exposées à des agressions non triviales (engins incendiaires, explosifs à fortes effets thermiques, ...). Dans ce contexte, les peintures intumescentes sont amenées à prendre une part importante dans ces mesures de protection passives mises en œuvre sur le champ de bataille. Il est par conséquent nécessaire d'établir si leurs performances sont adaptées aux

exigences requises, ce qui passe dans un premier temps par une étude du mécanisme réactionnel d'intumescence.

2-3 Description du processus réactionnel de l'intumescence

Le processus met en jeu des réactions chimiques complexes et dépend très fortement de la composition des peintures qui elle-même varie d'un fabricant à un autre. Il est cependant reconnu que presque toutes les peintures intumescentes commercialisées pour les structures métalliques sont constituées des quatre composants principaux [2, 10, 13, 14] :

- La source acide : composé susceptible de libérer de l'acide phosphorique lorsqu'il est soumis à une élévation de température. le polyphosphate d'ammonium (APP) ou des phosphates de mélamine sont généralement utilisés.
- La source carbone : composé organique (typiquement le pentaerythritol) contenant des groupes hydroxyles susceptibles de réagir avec l'acide phosphorique,
- L'agent d'expansion ou de gonflement : composé libérant sous l'action de la chaleur une quantité importante de gaz ininflammables provoquant l'expansion de la structure phosphocarbonée, comme par exemple la mélamine,
- Et enfin le liant (résine acrylique ou époxy par exemple) : substance généralement liquide associée ou non à un solvant qui emprisonne les particules de pigment ou d'additifs et forme un film solide après séchage. Le liant est l'élément de base de la peinture qui permet de la caractériser (peinture à l'huile, glycéro, cellulogique, vinylique, alkyde, acrylique, etc.).

Les étapes principales de la réaction d'intumescence sont représentées schématiquement sur la figure 2-1 ; la photographie étant une coupe du système en fin de réaction. La faible conductivité des revêtements intumescents et plus particulièrement de l'épaisse couche charbonneuse qui en résulte, ainsi que l'importante quantité d'énergie consommée par les différentes réactions confèrent revêtements intumescents des propriétés d'isolation thermique particulièrement intéressantes dans de nombreux secteurs.

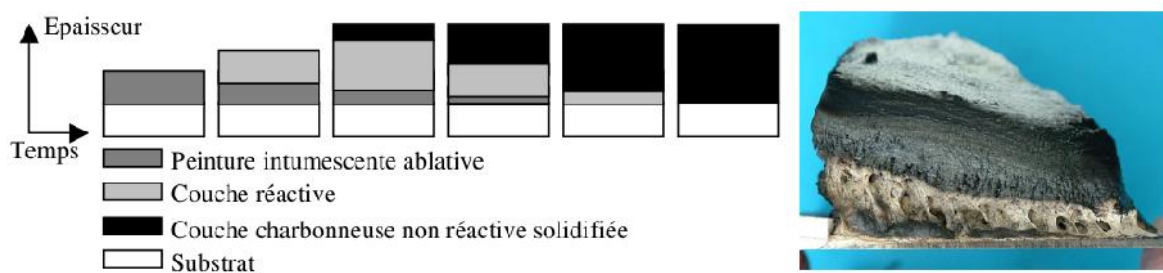


Figure 2-1 Etape de la réaction d'intumescence [10]

Dans un premier temps, la source acide sous l'action d'une élévation de température se décompose libérant ainsi de l'acide phosphorique qui réagit avec l'agent source de carbone pour former des esters de phosphates et de l'eau. Ces esters se décomposent ensuite, et conduisent à la formation d'une structure phosphocarbonée plus généralement appelée

« char ». Puisque ces réactions se produisent entre 200 et 250°C, l'eau libérée est immédiatement transformée en vapeur. Cette vapeur d'eau, ainsi que des gaz de décomposition de l'agent gonflant transforment la structure phosphocarbonée en une mousse. Le liant va aider au piégeage de gaz de décomposition et va avoir une influence significative sur le taux d'expansion, de la taille des cellules qui composent la mousse, et donc sur le phénomène de résistance au feu de la structure intumescente.

2-4 Domaine d'application, fabrication et utilisation

Dans le cadre d'applications civiles, les peintures intumescentes sont essentiellement utilisées dans le secteur du bâtiment. Bien que polyvalentes, et pouvant être adaptées sur de nouveaux types de supports (métaux, bois, plastiques, textiles, cartons, etc.), leur utilisation principale est la protection d'éléments de structures en acier en particulier les poutres qui composent les charpentes métalliques de certains immeubles (fig. 2-2). Il s'agit dans ce cadre, d'améliorer la tenue au feu des éléments à protéger, sachant que la rigidité de l'acier diminue de façon très importante lorsqu'il atteint une température critique, généralement estimée à 540°C. Les images de l'effondrement des tours jumelles du World Trade Center de New York, le 11 septembre 2001, constituent un témoignage particulièrement spectaculaire des conséquences que peut avoir un feu de kérosène sur l'architecture métallique d'un bâtiment de grande hauteur.

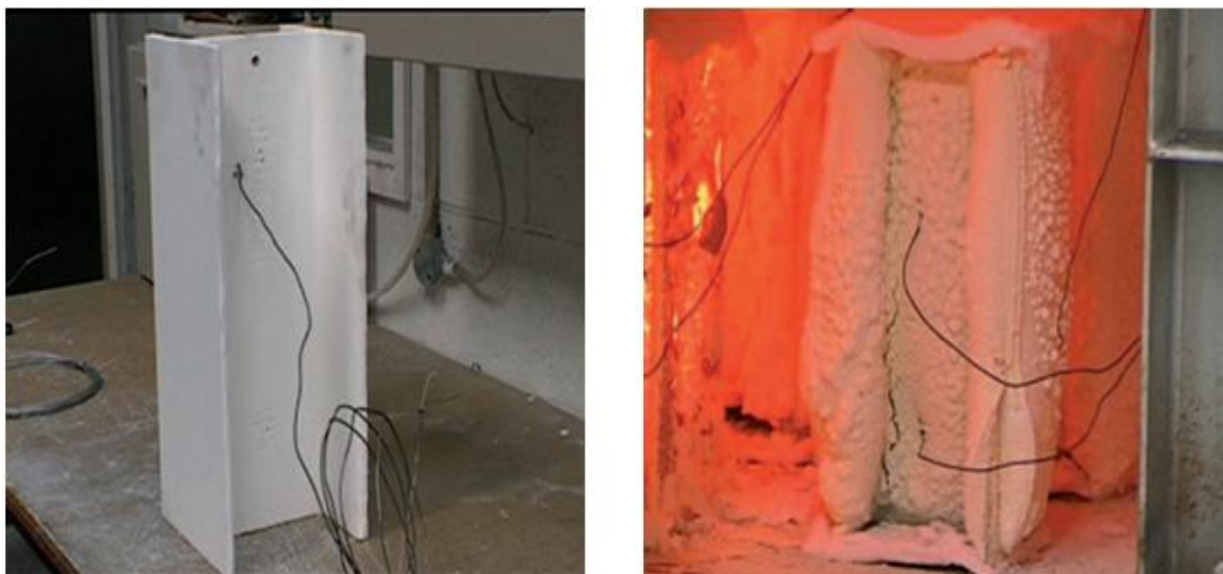


Figure 2-2 Exemple de formation de mousse après exposition à une certaine température (à gauche : avant l'essai au feu ; à droite: après l'essai au feu)

A fin de se prémunir de ce type de menaces, l'utilisation de revêtements intumescents est particulièrement répandue dans les établissements recevant du public, on peut notamment citer des exemples aussi divers que le théâtre national de Chaillot à Paris, le métro de Montréal, le parc Euro Disneyland, l'hôpital de la Timone à Marseille ou la centrale thermique de Luo Huang en Chine [10]. Notons également l'utilisation des revêtements intumescents pour la protection des réservoirs contenant notamment des produits inflammables ou explosifs, susceptibles de réagir en atteignant une température critique [15].

Cette problématique rejoint une importante application militaire consistant à protéger des tubes d'armes ou des têtes d'explosives. La sécurisation des munitions utilisée pour les forces armées est en effet une priorité dans le cadre de la prévention des risques liés aux incendies et aux explosifs. De nombreux systèmes d'armes font appel à des éléments explosifs ou inflammables, et les conséquences d'un incendie dans un dépôt de munitions peuvent être particulièrement dévastatrices. Ce fut le cas de l'incendie de l'armurerie nationale de Mozambique (Maputo, 2007) faisant 83 morts et plus de 300 blessés parmi les employés et les résidents du voisinage. Les principales sources de risques dans ce contexte sont les explosifs employés notamment dans les têtes de missiles, les bombes et les composantes pyrotechniques utilisées dans les propulseurs. Les revêtements intumescents sont entre autres utilisés pour la protection des opercules de tuyères (fig. 2-3a) des missiles AASM (Armement Air/Sol Modulaire, (fig. 2-3b et 2-4) qui équipent les avions Rafale Air et Marine et les avions Air Mirage 2000-D de l'armée française. Les bombes CBEMS (fig. 2-5) qui sont entièrement revêtues de peintures sont d'autres exemples de l'application des revêtements intumescents pour la sécurisation de munitions.



Figure 2-3a opercule de tuyère - AASM



Figure 2-3b AASM sous l'aile d'un Rafale



Figure 2-4 Vue générale d'un missile



Figure 2-5 *CBEMS* revêtu de peintures intumescentes

Il est important de préciser qu'une protection par revêtements intumescentes est en réalité un système faisant généralement appel à 3 éléments :

- Un revêtement primaire dit « d'accoche » à appliquer directement sur la surface à protéger
- Une couche de peintures intumescente
- Une couche de finition inerte, dont l'aspect et la couleur peuvent varier.

Ces éléments peuvent varier en fonction du type de matériau à traiter ou des exigences de tenue au feu. Suivant les fabricants et les types de peintures, l'application du revêtement peut se faire avec ou sans dilution préalable, à la brosse ou au pistolet, dans des conditions de températures et d'humidité précises. Dans certains cas, des constituants de la peinture peuvent être livrés séparément afin de prolonger leur conservation. L'utilisation doit alors effectuer le mélange suivant les préconisations du fabricant avant d'appliquer le revêtement. Quel que soit le type du revêtement utilisé, son application doit être faite en conformité avec les indications prescrites dans le procès verbal de tenue au feu ainsi que les documents techniques associés au produit. Précisons enfin que les produits intumescentes existent sous des formes très variées (fig. 2-6), telles que des joints à appliquer au pistolet, des bandes autocollants (utilisés notamment pour la protection des boîtiers électriques) ou encore sous forme de patch.

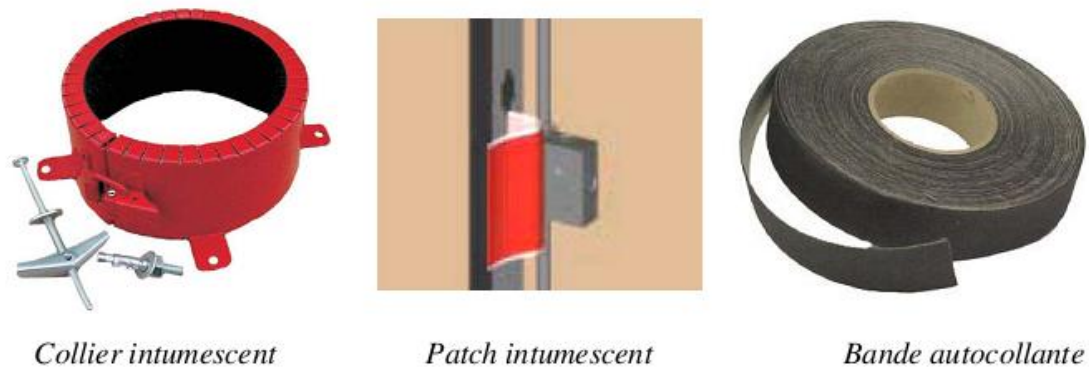


Figure 2-6 Différents conditionnements de peintures intumescentes

2-5 Performance

Afin d'évoquer la notion de performance des revêtements intumescents, il est nécessaire de considérer les exigences réglementaires qui régissent le classement des matériaux et des éléments de construction utilisés dans le bâtiment. L'Eurocode 3 [6] préconise deux types de réglementation : la résistance au feu (ou la tenue au feu) pour les éléments de construction et la réaction au feu pour les matériaux. La résistance au feu est évaluée selon les trois critères définis dans le paragraphe 1-6-5, à savoir le critère R pour la stabilité, le critère E ou RE pour pare-flamme et le critère I ou EI ou REI pour coupe-feu. Ainsi, suivant le type d'édifice considéré (entrepôt, bâtiments de bureaux, établissements recevant du public, logements, parcs de stationnement, etc.), des exigences réglementaires sont établies pour définir une résistance au feu adaptée. Par exemple, pour un « entrepôt soumis à autorisation » d'une hauteur supérieure à 12.5 m et dont les cellules ont une superficie supérieure à 3000 m², la stabilité au feu exigée est d'une heure.

Les matériaux employés pour la construction sont soumis quant à eux à la classification de réaction au feu, qui décrit leur résistance à l'inflammation. On distingue actuellement en France cinq catégories de matériaux classés de M0 à M4, du moins inflammable (pierre, plâtre, béton, zinc, etc.) au plus facilement inflammable (comme par exemple le bois, le plastique, ou encore le carton). Une catégorie supplémentaire désigne les matériaux « incombustibles » dont le pouvoir calorifique est nul, comme l'acier. Cette classification est amenée à évoluer afin de se conformer aux normes européennes (A1, A2, B, C, D, E, F) selon l'Eurocode 3. Le classement d'un matériau spécifique dans l'une ou l'autre de ces catégories est déterminé par des essais expérimentaux de résistance à l'inflammation sous flux radiatif ou au bruleur électrique, ainsi que par l'évaluation de pouvoir calorifique supérieur, qui se définit de la façon suivante : quantité d'énergie dégagée par la combustion complète d'une unité de combustible, la vapeur d'eau étant supposée condensée et la chaleur récupérée.

Les essais de résistance au feu sont réalisés par des laboratoires agréés, dans des fours normalisés. Ces laboratoires délivrent des procès verbaux de caractérisation où figurent des abaques définissant les épaisseurs de produits nécessaires en fonction des durées de stabilité au feu. L'ajout de peinture intumescente sur un matériau peut permettre de modifier son

classement en améliorant sa réaction au feu. Des éléments à base de papier ou de carton peuvent ainsi voir leur classement passer de M4 à M1 lorsqu'ils sont munis d'un revêtement approprié. Pour les charpentes d'acier, la peinture intumescente permet de garantir des temps de stabilité au feu pouvant atteindre plusieurs heures en fonction de l'épaisseur et du type de revêtement appliqué.

A titre d'illustration, la figure 2-7 présente une comparaison des températures en face arrière de deux plaques d'acier de 2 mm d'épaisseur soumise au même flux thermique d'une intensité de 170 kW.m^{-2} une durée de 300 secondes. L'intensité de ce flux est représentative du rayonnement d'un incendie très violent qui, en règle générale, se caractérise par un important dégagement de fumée dans un premier temps accompagné immédiatement par le gonflement et le noircissement progressifs des zones les plus chaudes. Si l'éclairement est maintenu, la réaction d'intumescence se poursuit jusqu'à ce que tout le revêtement vierge soit consommé et jusqu'à ce que la couche réactive soit complètement carbonisée.

La courbe bleue présente l'évolution de température d'une plaque protégée par une couche de peinture intumescente d'épaisseur de 1 mm sur sa face exposée au flux, la courbe rouge correspond à une plaque nue. La région de couleur rouge représentée sur ce graphe correspond à la zone de ruine de structures en acier, dont la température de rupture (qui dépend des éléments) est généralement comprise entre 470°C et 550°C . On constate que cette température limite est atteinte par la plaque non protégée au bout d'environ 50 secondes alors que la plaque munie de peinture garde une température inférieure à 300°C tout au long de l'essai. Notons qu'il s'agit là d'une simple illustration expérimentale de la performance d'une couche de peinture intumescente sur acier, et pas d'un essai réglementaire effectué dans les conditions normalisées prévues dans le cadre de la caractérisation de la résistance au feu des matériaux.

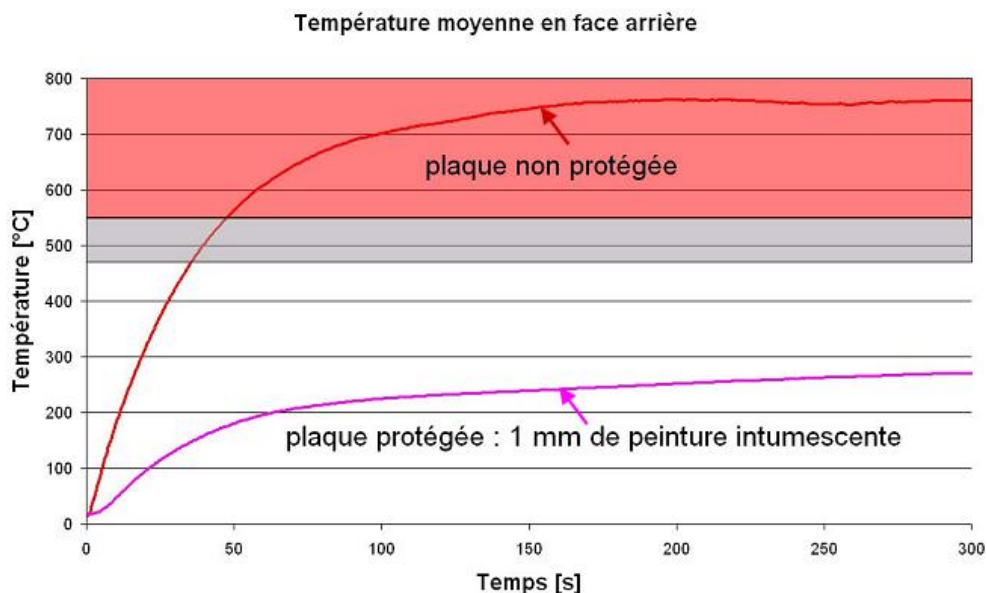


Figure 2-7 Evolution des températures des deux plaques

2-6 Etude expérimentale des revêtements intumescents

Plusieurs études expérimentales ont été menées par plusieurs auteurs [2, 10, 16, 17] afin d'observer le comportement des peintures intumescents sous flux radian externe et d'évaluer leurs performances, notamment dans le domaine de la protection au feu des structures métalliques. Nous allons particulièrement nous intéresser ci-dessous aux travaux de Duquesne [17] sur les peintures intumescents à base acrylique dans le but de comprendre les processus physico-chimiques mis-en-jeu au cours du développement de l'intumescence, les dégradations thermiques du char carbonisé formé et l'analyse des performances de résistance au feu et de réaction au feu.

2-6-1 Matériaux et techniques expérimentales

Les peintures intumescents analysées sont à base acrylique dont les différents liants employés pour leur fabrication sont définis dans le tableau 2-1 ; le phosphate d'ammonium (en abrégé : APP) étant utilisé comme agent d'une source acide et le xylène comme solvant.

Tableau 2-1 Différents liants utilisés

Liant	Copolymère	Rhéologie
A	Styrène substitué/Acrylate	Résine Newtonienne
B	Styrène substitué/Acrylate/Méthacrylate	Résine Newtonienne
C	Styrène /Acrylate/Méthacrylate	Résine Newtonienne
D	Styrène substitué/Acrylate/	Résine Thixotrope
E	Styrène /Acrylate/Méthacrylate	Résine Thixotrope

2-6-1-1 Préparation des échantillons

Les mélanges résine/APP sont préparés à l'aide d'un mélangeur de laboratoire muni d'une pale d'agitation à hélice. Dans un premier temps, la résine est dissoute dans le solvant xylène puis l'APP est ajouté à la solution. La solution ainsi obtenue est placée dans une étuve à 60°C jusqu'à masse constante afin d'obtenir des films de mélanges résine/APP. Les films ainsi obtenus sont broyés à l'aide d'une broyeuse cryogénique afin d'obtenir une poudre de taille de particule élémentaire de l'ordre de 25 µm.

Les principaux constituants des peintures sont : le liant (A à E), le système intumescent (APP, Mélamine, Dipentaerythritol), le solvant (fluides aromatiques) ; les formulations exactes des peintures étant soumises à confidentialité.

2-6-1-2 Analyse thermogravimétrique

Les manipulations sont effectuées en utilisant un ensemble d'analyse thermogravimétrique (TGA) Setaram (fig. 2-8) constitué d'un module TG92 avec microbalance B92, d'un four toute atmosphères 1600°C, d'un dispositif de balayage de gaz porteur et de circuits gaz et vide de protection du résistor. Les analyses sont réalisées avec une vitesse de chauffe de 10°C/min de 20°C à 800°C, sous flux d'air synthétique (Air liquide) avec un débit de 5 ml/min (mesuré dans des conditions standard, à 25°C). Les échantillons d'une masse de l'ordre de $10 \cdot 10^{-6}$ kg, sont placés dans des nacelles ouvertes en silices. Il est

possible de tracer la courbe de différences des masses résiduelles d'une formulation en fonction de la température. Elle le représente la différence entre le TGA expérimentale de la formulation considérée et le TGA déduit des TGA des différents constituants du mélange pondérée par leur concentration en considérant que la dégradation de chaque composant est indépendante de celles des autres composantes. Elle permet de mettre en évidence d'éventuelles interactions existant entre les différents constituants, d'une formulation. La différence des masses résiduelles est calculée de la façon suivante :

$$M(T) = M_{\text{exp}}(T) - M_{\text{theo}}(T)$$

où $M_{\text{exp}}(T)$: masse résiduelle expérimentale de la formulation en fonction de la température T et $M_{\text{theo}}(T)$: masse résiduelle calculée par combinaison linéaire des masses résiduelles expérimentales des constituants de la formulation en fonction de T et pondérée par leurs concentrations :

$$M_{\text{theo}}(T) = \sum x_i M_{\text{exp}_i}(T)$$

avec x_i : taux de charge (kg -%) en constituant i et $M_{\text{exp}_i}(T)$: masse résiduelle expérimentale du constituant i en fonction de T .

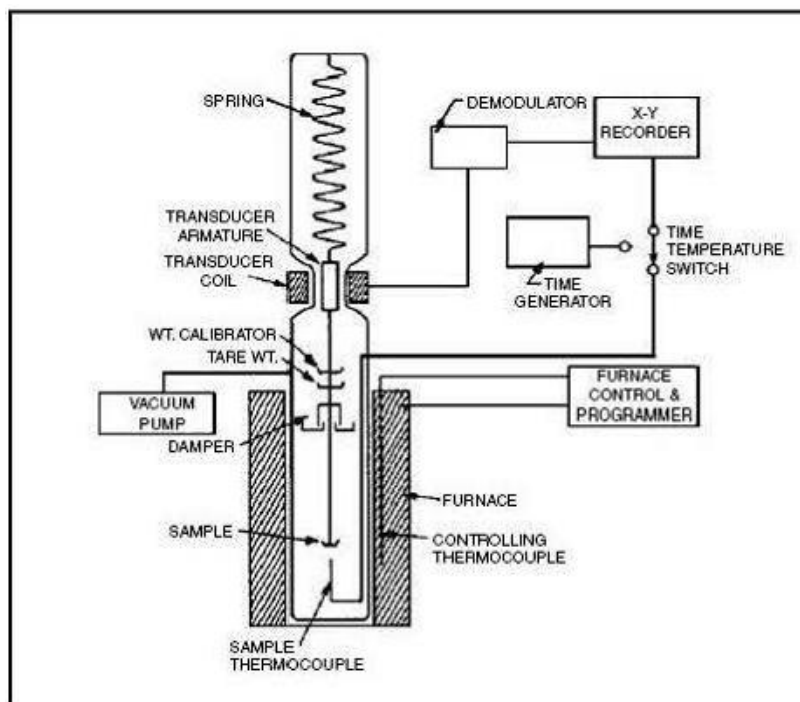


Figure 2-8 Schéma d'un simple système d'analyse thermogravimétrique

2-6-1-2 Mesure du taux d'expansion

L'expansion de l'échantillon en fonction de la température est obtenue en fixant la force normale à sa valeur minimale (30 g i.e 600 Pa de pression relative) et l'amplitude de cisaillement à 0%. L'échantillon n'est pas écrasé dans ce cas et les valeurs obtenues peuvent être considérées comme valides. Les mesures sont effectuées de la gamme de température 20-500°C, avec une vitesse de chauffe de 10°C/min.

2-6-1-3 Evaluation de la résistance au feu

Comme mentionné précédemment, la résistance au feu d'une construction ou de l'un de ses éléments se définit comme étant une mesure de son aptitude à remplir, malgré l'action d'un incendie, la fonction qui lui est normalement dévolue. Qu'il s'agisse d'une fonction portante ou autre, la résistance au feu est donc caractérisée par la durée pendant laquelle l'élément de construction satisfait à sa fonction. Dans notre cas, la mesure de la résistance au feu des peintures intumescentes est obtenue par mesure des profils de température à l'interface revêtement intumescent/substrat métallique pour une exposition dans les conditions de cône calorimètre (fig. 2-9) qui est un dispositif de mesure permettant l'évaluation du taux de dégagement de chaleur (HRR Heat Release Rate) libérée par un matériau au cours de sa combustion. L'évaluation du débit calorifique est basée sur le fait que la chaleur dégagée lors de la combustion est proportionnelle à la quantité d'oxygène consommée où en référence 13,1 MJ d'énergie (chaleur) sont libérés en moyenne par 1kg d'oxygène consommé.

Les échantillons d'une surface de 100 mm x 100 mm et une épaisseur maximale de 50 mm sont exposés à un flux de chaleur radiatif externe variant de 0 à 100 KW/m². Le flux peut être réglé pour simuler les différents scénarios de feu. Les flux de chaleur les plus utilisés sont 25, 35 ou 50 KW/m². A titre d'exemple, le flux thermique de 35 kW/m², représente un incendie déclaré ; par contre, le flux radiatif de 50 kW/m², représente un incendie largement développé. L'éprouvette (porte-échantillon) du calorimètre à cône est enveloppée dans des boîtes en acier inoxydable ou en feuille d'aluminium, ce qui permet d'éviter la liquéfaction du produit et la destruction de l'appareil. Ensuite, elle est placée dans un porte-éprouvette normalisé avec deux possibilités d'orientation, horizontale ou verticale. Les gaz libérés au cours de la combustion sont collectés par une hotte (fig. 2-10) puis acheminés dans une canalisation dans laquelle d'autres paramètres sont mesurés, entre autre le débit gazeux et la concentration en oxygène. Ces derniers permettent de calculer la vitesse de consommation d'oxygène, ainsi que le débit calorifique (HRR). Parmi les paramètres les plus recherchés pour ce test, on trouve le pic de débit calorifique (PHRR), qui est considéré comme un paramètre représentatif d'un feu, car il permet de définir sa capacité de propagation. L'émission de monoxyde et de dioxyde de carbone, le temps d'ignition, la perte de masse, la production et l'opacité des fumées sont aussi mesurés pendant l'essai.

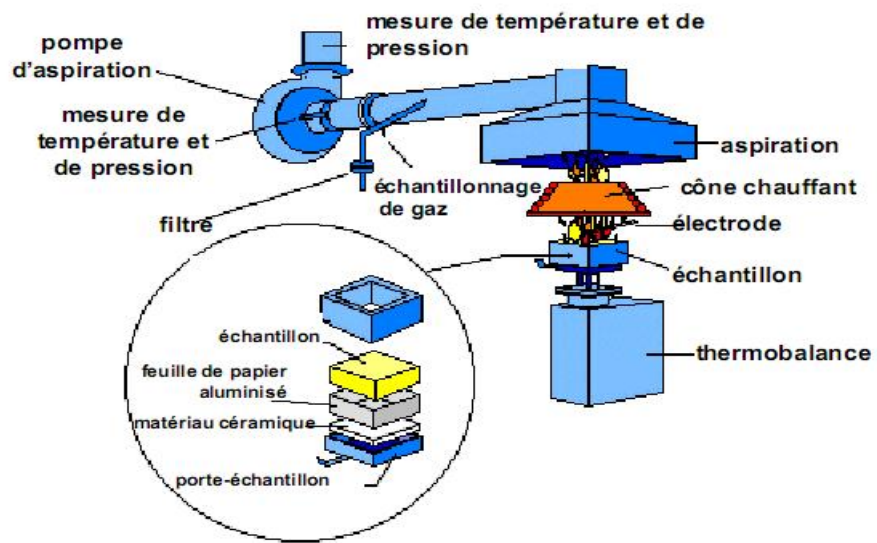


Figure 2-9 Mesure la résistance au feu des peintures intumescentes par cône calorimètre



Figure 2-10 Vue générale d'un cône calorimètre

2-6-2 Analyse et discussion des résultats

2-6-2-1 Dégradation thermique

Les interactions liants/polyphosphate d'ammonium (ou en abrégé résine/APP) sont dans un premier temps évaluées à l'aide de l'analyse thermogravimétrique. La figure 2-11 et la figure 2-12 présentent à titre d'exemple les TGA des résines A et C, de l'APP et des mélanges (A ou C). Les TGA théoriques, obtenues par combinaison linéaire de TGA des résines et de l'APP sont également présentées. Le tableau 2-2 rassemble les paramètres caractéristiques de la stabilité thermique des mélanges résine/APP.

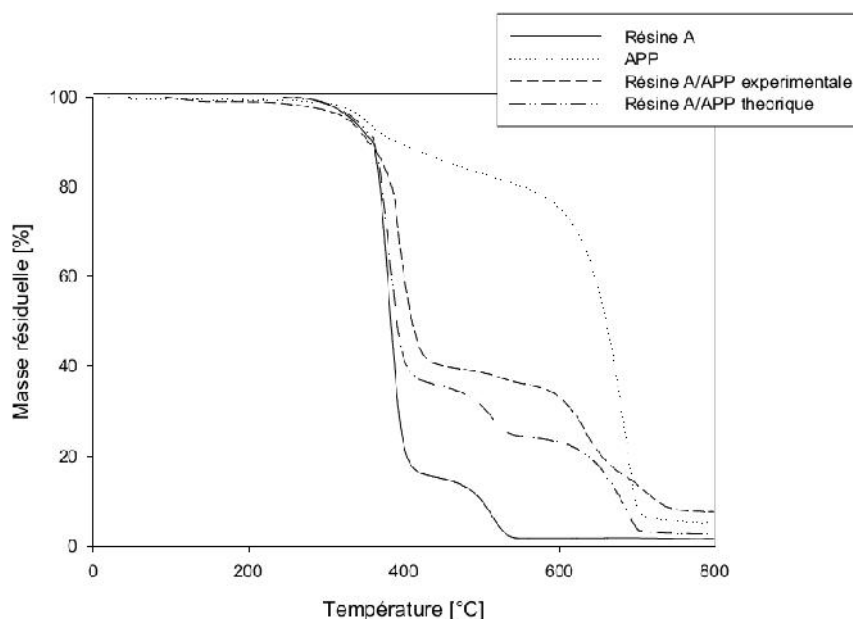


Figure 2-11 TGA de la résine A, de l'APP et du mélange A/APP (courbe expérimentale et théorique)

Tableau 2-2 paramètres caractéristiques de la stabilité thermique des mélanges

Résine	A	B	C	D	E	F	
1 ^{ère} étape	T_{onset} (°C)	324	313	334	327	305	310
	T_{max} (°C)	398	355	360	368	342	360
	T_{endset} (°C)	422	387	387	411	393	399
	Perte de masse (%)	59.2	62.8	70.0	55.0	55.7	73.3
2 ^{ème} étape	T_{onset} (°C)	577	580	510	668	520	501
	T_{max} (°C)	660	634	550	701	668	549
	T_{endset} (°C)	742	668	591	738	758	620
	Perte de masse (%)	25.7	22.4	14.9	17.6	34.0	16.9

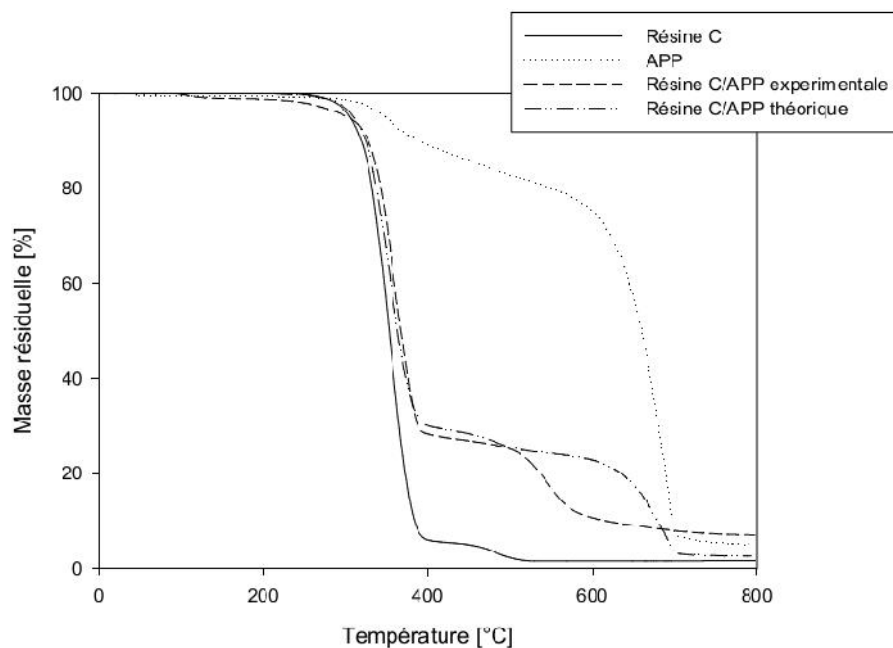


Figure 2-12 TGA de la résine C, de l'APP et du mélange A/APP (courbe expérimentale et théorique)

Quelle que soit la résine étudiée, deux étapes principales de dégradation sont observées respectivement entre 300 et 400°C et entre 500 et 700°C. Entre ces deux étapes, la dégradation du mélange résine/APP se fait lentement. Pour les résines à base de polyméthylstyrène (en abrégé PMS), la seconde étape de dégradation correspond au recouvrement des deux étapes de dégradation. La température de début de dégradation (T_{onset}) est similaire quelle que soit la résine étudiée. La température correspondant au maximum de vitesse de dégradation est environ 40°C supérieure pour la résine A comparée aux autres résines. Par conséquent, il peut être supposé que l'utilisation d'une résine majoritairement constituée de PMS conduit à une réactivité plus importante avec l'APP et la formation d'une structure plus stable à haute température (perte de masse correspond à la première étape plus faible). Cette stabilité thermique est également observée pour la deuxième étape de dégradation. La formation d'une structure thermiquement stable à haute température est un critère important à prendre en considération dans l'étude du processus d'intumescence puisqu'il s'agit d'une condition nécessaire mais non suffisante à l'obtention d'un système de protection efficace. En effet, un système intumescent développe un bouclier thermique qui va protéger le matériau, si le système n'est pas thermiquement stable le bouclier ne pourra pas jouer son rôle.

Le calcul de la différence entre la courbe expérimentale et théorique apporte des informations complémentaires relatives à la réactivité résine/APP. Lorsque la courbe est positive, c'est-à-dire que la perte de masse réelle est supérieure à la perte de masse théorique, cela signifie que la réactivité entre la résine et l'APP conduit à une stabilisation thermique du matériau. Dans le cas inverse, une déstabilisation a lieu. Les courbes de différence de masses pour l'ensemble des résines sont présentées dans la figure 2-13. Ces courbes confirment qu'une résine principalement constituée de PMS (résine A et D) permet une stabilisation thermique du système sur une large gamme de température. Pour les résines D et E, une déstabilisation

thermique est observée respectivement entre 300 et 415 °C et entre 300 et 380 °C. Ce phénomène est généralement observé dans le cas des formulations intumescentes (fig. 2-14) et attribué à l'effet catalytique de la source acide qui initie le processus d'intumescence. En terme de protection, cet effet peut être observé comme bénéfique puisqu'il va permettre le développement de la structure intumescence plus rapidement et donc la protection du substrat dès le début de l'incendie. Les résines à base de styrène (C et D) ne permettent pas l'obtention à haute température d'une structure stable. Le polymère ne pourra pas dans ce cas contribuer à la formation de la couche intumescence. En conclusion, la composition monomérique a une influence importante sur la réactivité de la résine vis-à-vis des composantes du système intumescent et vis-à-vis de l'APP en particulier. Une résine à base de PMS pourra participer au phénomène de l'intumescence en créant une structure phosphocarbonée stable à haute température.

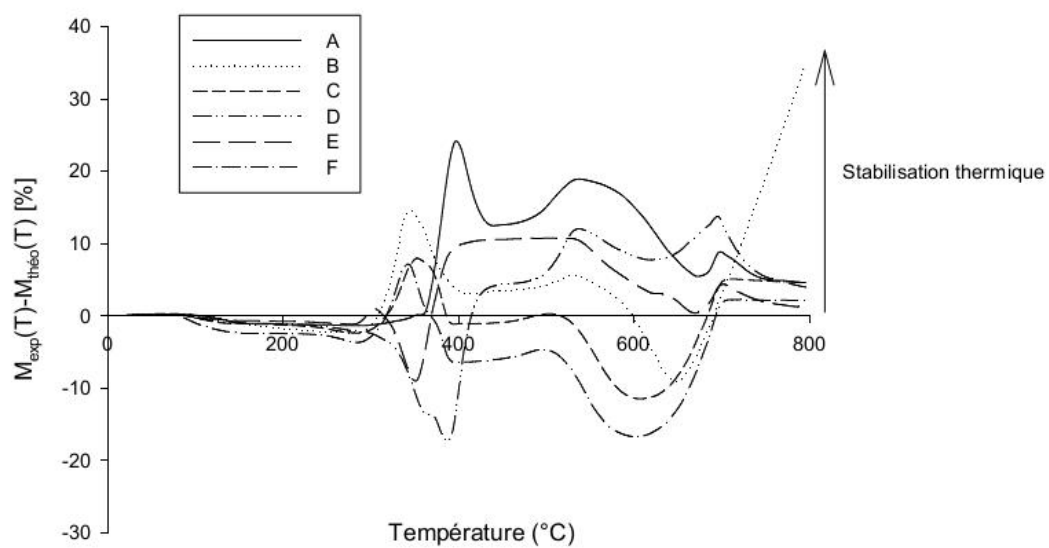
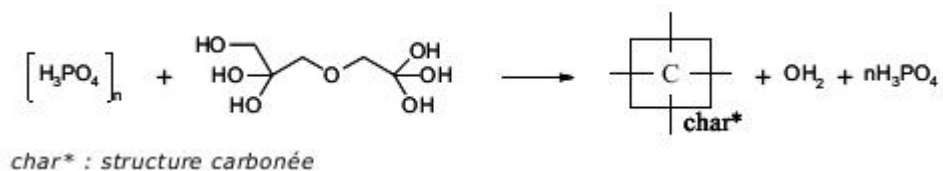


Figure 2-13 Courbes de différence de température de perte de masse des mélanges résine/APP

2-6-2-2 Expansion thermique

La dégradation des peintures intumescentes est un phénomène complexe qui résulte de nombreuses réactions successives, parallèles ou compétitives illustrées sur la figure 2-15. La zone de températures 270-320°C correspond à la deuxième étape de dégradation des peintures intumescentes, dans laquelle la perte de masse résulte principalement des réactions de phosphorisation entre l'agent source de carbone (dipentaerythritol) et l'APP (fig. 2-12) qui conduit à la libération de l'eau et à la réticulation du système selon la chaîne radicalaire chimique suivante :



Cette réaction est indépendante de la résine étudiée puisque le système dipentaerythritol/APP est présent majoritairement dans toutes les peintures. Cela explique pourquoi la zone de température dans laquelle se produit ce phénomène est similaire quelque soit la peinture étudiée.

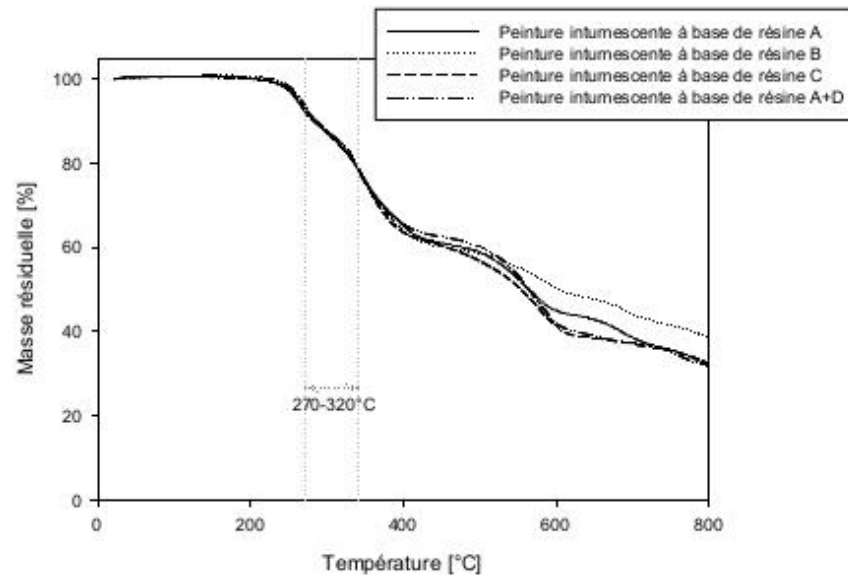


Figure 2-14 TGA des peintures intumescentes sous air (10°C/min)

L'efficacité d'un système intumescent dépend de son habilité à gonfler et à développer une structure multicellulaire. Le gonflement est dû à la diffusion lente des gaz de dégradation du système dans une matrice charbonnée partiellement dégradée. L'expansion dynamique des formulations intumescentes développées à partir des résines A à D est représentée dans la figure 2-16. Cette résine est réalisée dans des conditions qui permettent non seulement de prendre en compte le gonflement mais également les propriétés mécaniques du bouclier intumescent puisque la mesure se fait sous charge. Quelle que soit la résine étudiée, un bouclier de protection stable est formé à haute température (350-500°C). Dans le cas des formulations à base de résines newtoniennes (résines : A, B, C), le gonflement est faible. La peinture de résine B présente cependant le gonflement plus important. Lorsqu'une résine réticulée est ajoutée à la résine newtonienne, le gonflement augmente de façon importante. La température de début de gonflement des peintures intumescentes est de l'ordre de 350°C. Cette température est indépendante de la résine utilisée dans la formulation.

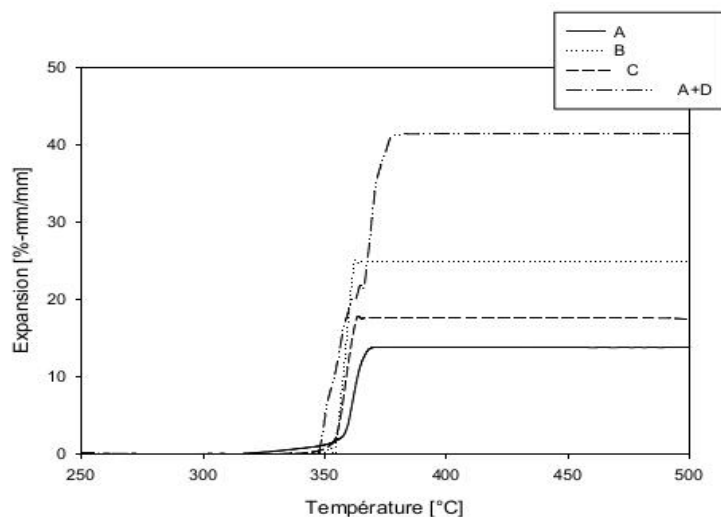


Figure 2-15 Expansion dynamique des formulations intumescentes des résines A à D

La figure 2-17 met en évidence que le gonflement peut être corrélé à la température de début de dégradation soit de la mélamine soit du dipentaerythritol.

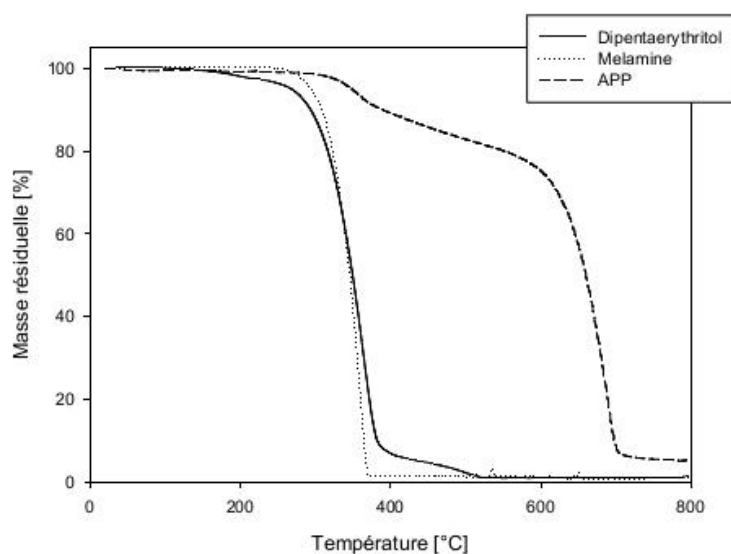


Figure 2-16 TGA des additifs du système intumescent (10°C/min, sous air)

Le dipentaerythritol joue le rôle d'agent de carbonisation dans le système intumescent et sa réactivité avec l'APP est mise en évidence par des analyses thermogravimétriques (fig. 2-18). L'APP et le dipentaerythritol réagissent généralement entre 190 et 280°C pour former des esters d'acide phosphorique, pyrophosphorique et polyphosphorique. A plus haute température, la dégradation des esters conduit à la condensation de la structure [18]. Cette phase nématique (mesophase) est constituée de microdomaines sphériques, au sein desquels des interactions entre les nuages électroniques délocalisés des cycles carbonés ont lieu. Cette mésophase

présente une anisotropie de structure idéale pour le développement de la structure intumescente.

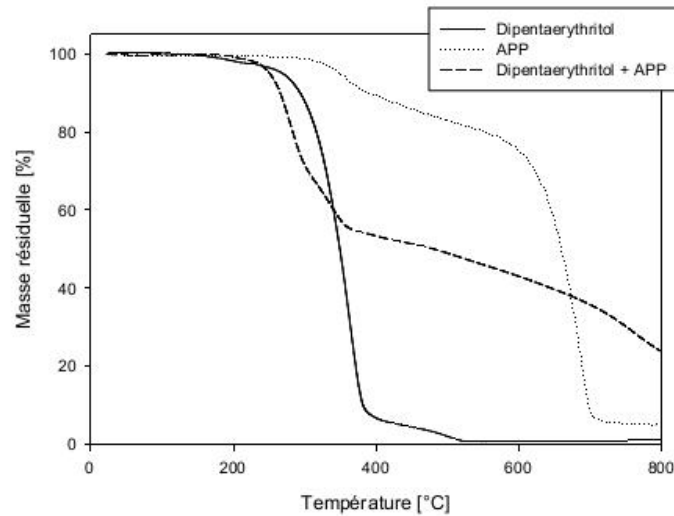


Figure 2-17 TGA du dipentaerythritol, de l'APP et du mélange dipentaerythritol/APP

A plus haute température, une organisation du système a lieu et conduit à la fissuration de la structure. Le dipentaerythritol ne participe pas directement au gonflement de la structure (qui peut donc être directement corrélé à la température de la mélamine) mais participe à la fonction d'une structure adaptée au développement du processus d'intumescence.

2-6-2-3 Résistance au feu

Les profils de température à l'interface peinture/substrat métallique dans les conditions du cône calorimètre sous flux radiant externe de 35 kW.m^{-2} sont récapitulés dans la figure 2-19. Les photos des résidus obtenus après essais sont présentées dans la figure 2-20.

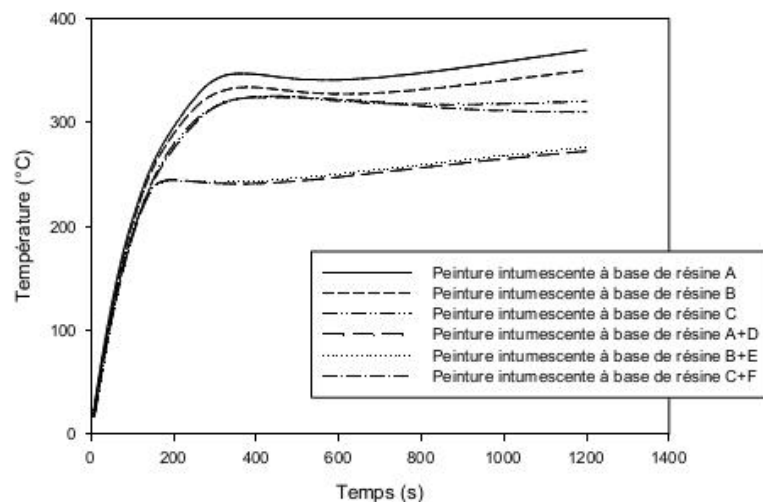


Figure 2-18 Profils de température à l'interface peinture/substrat métallique dans les conditions du cône calorimètre sous flux 35 kW.m^{-2}

Peinture Intumescente à base de résine A



Peinture Intumescente à base de résine C



Peinture Intumescente à base de résine A+D



Figure 2-19 Photos obtenues après 20 min d'exposition à une radiance de 35 kW.m⁻² dans les conditions du cône calorimètre

La forme des profils est similaire pour toutes les formulations : la température augmente rapidement pendant les 200 premières secondes (120°C/min) avant de se stabiliser pour atteindre un plateau. Dans ces conditions, la peinture intumescente est stable pendant un temps supérieur à 20 min (durée de mesure). La température du plateau peut être considérée comme le paramètre permettant de caractériser le rôle protecteur du revêtement. Plus cette température est faible, plus la peinture sera performante. En ce qui concerne les peintures formulées à base de résines newtoniennes, les performances de formulées à base de résine C sont légèrement supérieures à celles des peintures de base des résines A et B. L'observation des échantillons après essais met en évidence un gonflement supérieur des peintures à base B et C par rapport à celle de A qui ne s'expand pratiquement pas.

CHAPITRE 3

CALCUL DE L'ELEVATION DE LA TEMPERATURE DANS LES ELEMENTS METALLIQUES PROTEGES

3-1 Généralités

Comme vu dans les deux chapitres précédents, le problème du transfert de chaleur et de la répartition de la température dans les matériaux a une importance considérable dans les études de résistance au feu des structures. En effet, si la distribution de la température est mal évaluée, les résultats obtenus lors du calcul au feu proprement dit seront automatiquement erronés. Le calcul de l'élévation de température peut être effectué par des méthodes simplifiées lorsqu'il s'agit de profilés métalliques non protégés. Il n'est pas, par exemple, le cas des éléments massifs en béton ou en maçonnerie où il est indispensable d'utiliser des méthodes plus élaborées. Cependant, avant la résolution de ce problème, il est nécessaire d'abord de savoir comment évoluent, avec la température, les propriétés thermo-physiques et mécaniques de l'acier de construction.

3-2 Caractéristiques des propriétés thermo-physiques et mécaniques de l'acier de construction

En général, les variations de température affectent d'une manière significative les propriétés des matériaux constitutifs des constructions qui s'affaiblissent au fur et à mesure que la température s'élève. En ce qui concerne l'acier de construction employé dans les structures métalliques, diverses recherches ont été effectuées dans de nombreux laboratoires notamment en Belgique, Allemagne, Pays Bas, Suède ... et sont amplement revues dans le règlement Européen pour la sécurité au feu des constructions en acier [19] et dans les normes Européennes des Eurocodes [6]. Nous les récapitulons ci-après.

Comme exemples de propriétés thermo-physiques, nous avons : la conductivité thermique (λ_a), la chaleur massique (c_a), la masse volumique (ρ_a) et le coefficient de dilatation thermique (α) ou, l'allongement $(\Delta l/l)_a = \alpha \Delta T$. Les trois premières interviennent dans l'analyse thermique dans la résolution de l'équation de la chaleur tandis que la dernière dans l'analyse structurale des éléments. Comme exemples de propriétés thermo-mécaniques nous avons : la résistance à la compression f_y , la contrainte élastique (ou la limite de proportionnalité) f_p , le module d'élasticité (ou la pente du domaine élastique linéaire) E_a , la déformation élastique linéaire ε_p , la déformation plastique ε_y , la déformation limite en élasticité ε_t et la déformation ultime ε_u .

Les résultats des propriétés mécaniques et thermiques des aciers de construction type carbone qui suivent, sont donnés en conformité à l'Eurocode 3. Les valeurs de ces propriétés sont des valeurs caractéristiques et les caractéristiques mécaniques à 20°C sont celles indiquées dans l'ENV 1993-1-1 pour le calcul à température ambiante [21]. Il y a lieu bien d'abord de définir le sens de ces propriétés physiques en vue d'une bonne compréhension.

3-2-1 Définition des propriétés mécaniques de l'acier

La résistance mécanique d'un matériau est déterminée par des essais de traction, de compression ou de flexion. Le diagramme contrainte-déformation (fig. 3-1) enregistré sur une éprouvette en acier conduit généralement aux propriétés suivantes :

- La résistance à la compression f_y est la contrainte obtenue lors d'un essai au moment de la rupture.
- La limite d'élasticité ou de proportionnalité ϵ_p correspond à la contrainte maximale, pour laquelle, après suppression de l'effort, l'éprouvette reprend pratiquement sa longueur ou sa position initiale. En l'absence d'un palier d'étirage, la limite d'élasticité est définie par un allongement permanent de 0.2%.
- La contrainte élastique f_p correspond à la contrainte maximale pour laquelle la déformation ϵ est proportionnelle à la contrainte : $\sigma = E.\epsilon < f_p$.
- Le module d'élasticité est le rapport entre la contrainte σ et l'allongement ϵ , lorsque la contrainte est inférieure à la limite de proportionnalité f_p .

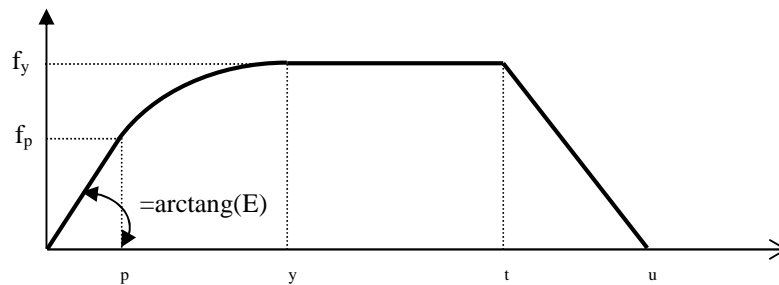


Figure 3-1 Modèle de la relation $\sigma - \epsilon$ de l'acier à température ambiante (T=20°C)

En service, sous les charges habituelles, les contraintes sont toujours nettement inférieures à la limite d'élasticité. Habituellement, le rapport entre ces valeurs est limité à $1/1.5$. Dans ce cas, l'élément est sollicité dans le domaine élastique, où la déformation est proportionnelle à la charge. Le coefficient de proportionnalité dépend en général de la section de l'élément et du module d'élasticité du matériau constitutif. Lorsqu'un matériau est soumis à des températures élevées, la résistance mécanique diminue comme on le verra plus loin on affecte les différentes quantités de l'indice n .

3-2-2 Définition des propriétés physiques de l'acier

- Conductivité thermique

La conductivité thermique caractérise l'aptitude d'un matériau à conduire de la chaleur. Elle est représentée par λ et exprimée en watts par mètre et degré centigrade (W/m°C). Plus λ est faible, plus le matériau est isolant et plus la transmission de la chaleur est faible. Le coefficient λ augmente fortement avec la température pour certains matériaux et notamment pour les matériaux isolants.

Pour les matériaux poreux et compressibles, où le pourcentage des vides influence la convection à hautes températures, la masse volumique ρ est importante. Ainsi, en compactant

par exemple une laine minérale, ρ augmente et λ augmente à la température ambiante, mais λ augmente moins aux hautes températures parce que la définition des vides réduit la circulation de l'air et par conséquent les échanges thermiques. L'utilisation judicieuse d'un matériau isolant, où λ est faible, contribue fortement à l'obtention de l'isolation thermique exigée pour la résistance au feu des éléments de construction.

- Capacité calorifique

La capacité calorifique (ou la chaleur massique ou spécifique) est la quantité d'énergie qu'il faut apporter à 1 kg d'un matériau pour élever sa température d'un degré centigrade. Elle est représentée par c et exprimée en kilojoules par kilogramme et degré centigrade [kJ/kg°C]. Plus la capacité calorifique est grande, moins rapide est l'échauffement de l'élément exposé au feu.

- Diffusivité thermique

L'isolation thermique en cas d'incendie est un phénomène transitoire et elle n'est pas définie uniquement par le coefficient de conductivité thermique λ , mais seulement par la diffusivité thermique $a = \lambda / c\rho$ [m²/s].

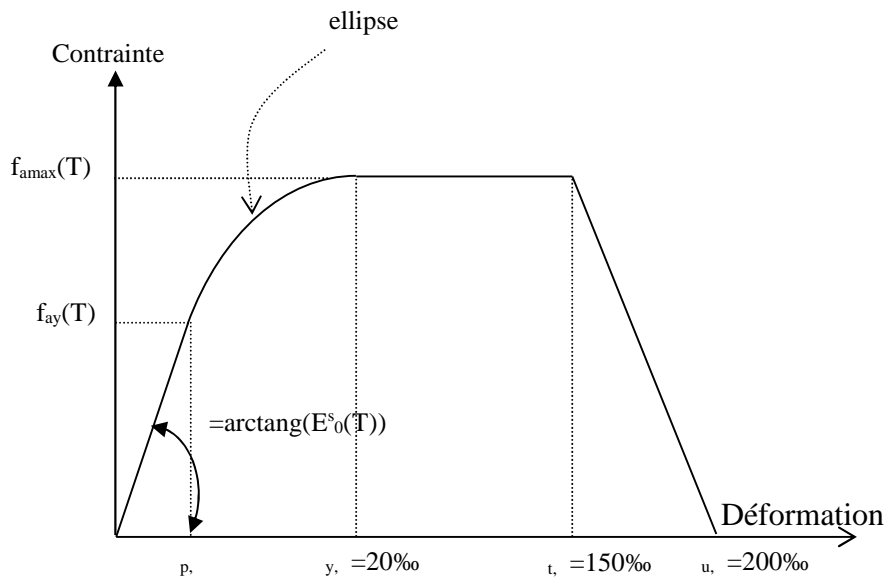
La diffusivité thermique est une mesure de la vitesse à laquelle le nouvel équilibre thermique s'établit, après une perturbation thermique : plus a est grand, plus vite l'équilibre s'établit, ou dans ce cas présent, plus vite l'élément exposé au feu s'échauffe à l'intérieur et sur la face non exposée au feu.

3-2-3 Evolution en fonction de la température des propriétés thermo-mécaniques

La résistance et les propriétés de déformation de l'acier de construction aux températures élevées sont obtenues par la relation contrainte-déformation présentée à la figure 2-2. Notons que ces résultats sont valables en principe pour des vitesses d'échauffement comprises entre 2 et 50 K/min et il convient en outre d'utiliser cette relation pour déterminer la résistance à la traction, à la compression, à la flexion ou au cisaillement.

Le tableau 3-1 donne les 3 paramètres de réduction par rapport aux valeurs appropriées à 20°C pour la relation contrainte-déformation de l'acier de construction à température élevée en accord avec la figure 2-1. Ces paramètres sont comme suit :

- Résistance à la compression $f_{y,r}$, (limite d'élasticité efficace).
- Contrainte élastique $f_{p,r}$, (limite de proportionnalité).
- Module d'élasticité $E_{a,r}$.



Plage de déformations	Contrainte σ	Module tangent
$\varepsilon \leq \varepsilon_{p,\theta}$	$\varepsilon E_{a,\theta}$	$E_{a,\theta}$
$\varepsilon_{p,\theta} < \varepsilon < \varepsilon_{y,\theta}$	$f_{p,\theta} - c + (b/a) [a^2 - (\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon)^2]^{0,5}$	$\frac{b(\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon)}{a [a^2 - (\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon)^2]^{0,5}}$
$\varepsilon_{y,\theta} \leq \varepsilon \leq \varepsilon_{t,\theta}$	$f_{y,\theta}$	0
$\varepsilon_{t,\theta} < \varepsilon < \varepsilon_{u,\theta}$	$f_{y,\theta} [1 - (\varepsilon - \varepsilon_{t,\theta}) / (\varepsilon_{u,\theta} - \varepsilon_{t,\theta})]$	-
$\varepsilon = \varepsilon_{u,\theta}$	0,00	-
Paramètres	$\varepsilon_{p,\theta} = f_{p,\theta} / E_{a,\theta}$ $\varepsilon_{y,\theta} = 0,02$	$\varepsilon_{t,\theta} = 0,15$ $\varepsilon_{u,\theta} = 0,20$
Fonctions	$a^2 = (\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon_{p,\theta})(\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon_{p,\theta} + c / E_{a,\theta})$ $b^2 = c(\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon_{p,\theta})E_{a,\theta} + c^2$ $c = \frac{(f_{y,\theta} - f_{p,\theta})^2}{(\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon_{p,\theta})E_{a,\theta} - 2(f_{y,\theta} - f_{p,\theta})}$	

Figure 3-2 Modèle mathématique exprimant les relations contrainte-déformation de l'acier de construction à température élevée

Tableau 3-1 Facteurs de réduction à température t_a par rapport aux valeurs de f_y ou de E_a à 20°C

Température de l'acier t_a [°C]	Facteurs de réduction à température t_a par rapport aux valeurs de f_y ou de E_a à 20°C		
	Facteur de réduction (par rapport à f_y) pour la limite d'élasticité efficace $k_{y,t_a} = f_{y,t_a} / f_y$	Facteur de réduction (par rapport à f_y) pour la limite de proportionnalité $k_{p,t_a} = f_{p,t_a} / f_y$	Facteur de réduction (par rapport à E_a) pour la pente du domaine élastique linéaire $k_{E,t_a} = E_{a,t_a} / E_a$
20	1.000	1.000	1.000
100	1.000	1.000	1.000
200	1.000	0.807	0.900
300	1.000	0.613	0.800
400	1.000	0.420	0.700
500	0.780	0.360	0.600
600	0.470	0.180	0.310
700	0.230	0.075	0.130
800	0.110	0.050	0.090
900	0.060	0.0375	0.0675
1000	0.040	0.0250	0.0450
1100	0.020	0.0125	0.0225
1200	0.000	0.000	0.000

Note : Pour des valeurs intermédiaires de température de l'acier, une interpolation linéaire peut être utilisée

La variation de ces paramètres est montrée par la figure 3-3. Notons qu'éventuellement pour des températures inférieures à 400°C, la relation contrainte-déformation (figure 2.1) peut être complétée par l'option tenant compte de l'érouissage ; cela sous réserve que les proportions de la section ne soient pas telles qu'un voilement local soit susceptible d'empêcher d'atteindre la déformation accrue, et que l'élément soit correctement maintenue pour éviter son instabilité. Concernant les paramètres de déformation, on prend quelque soit la température les valeurs suivantes :

$$v_{y,t_a} = 20\% ; \quad v_{t,t_a} = 150 \% ; \quad v_u = 200 \%$$

En moyennant les résultats des 3 paramètres explicités au tableau 3-1, la variation de la relation contrainte-déformation avec la température comme spécifiée à la figure 3-1 est illustrée pour les nuances d'acier avec érouissage, par la figure 3-4.

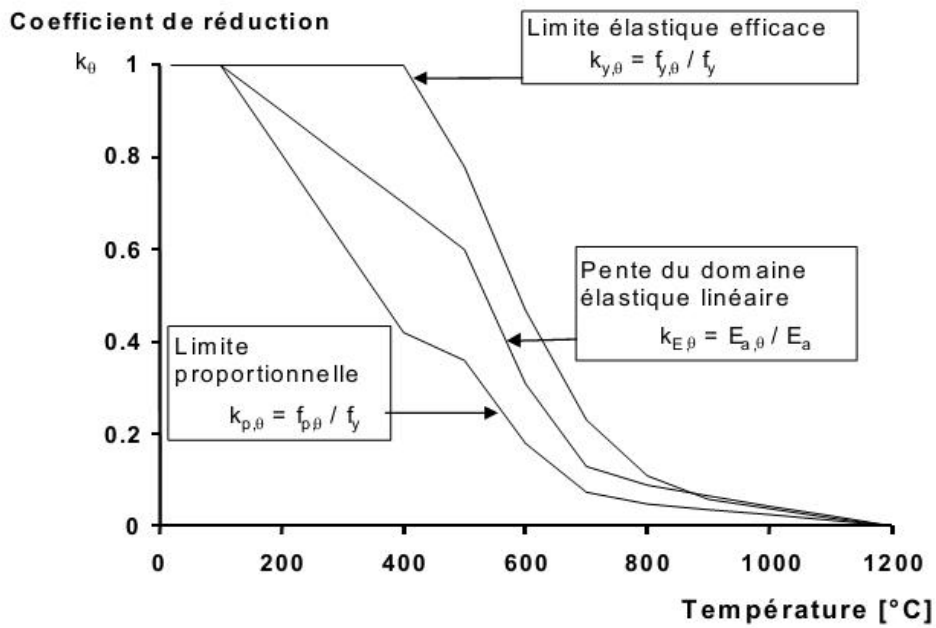


Figure 3-3 Evolution des paramètres de la relation $\sigma_a - \epsilon_a$ de l'acier en fonction de la température d'après la figure 3-2 et le tableau 3-1

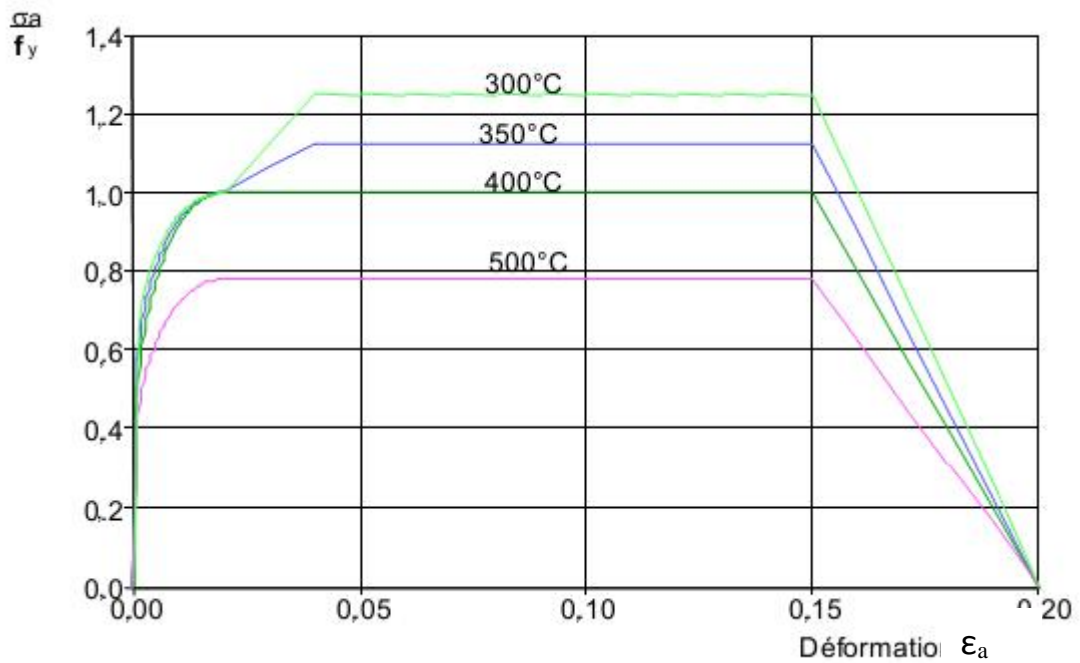


Figure 3-4 Relation $\sigma_a - \epsilon_a$ de l'acier en fonction de la température d'après la figure 3-2 et le tableau 3-1

3-2-4 Evolution en fonction de la température des propriétés thermo-physiques

- Dilatation thermique :

La dilatation thermique relative de l'acier de construction $\Delta l/l$ peut être déterminée comme suit :

Pour $20^{\circ}\text{C} \leq \theta_a < 750^{\circ}\text{C}$:

$$\Delta l/l = -2.416 \times 10^{-4} + 1.2 \times 10^{-5} \theta_a + 0.4 \times 10^{-8} \theta_a^2 \quad (3- 1a)$$

Pour $750^{\circ}\text{C} \leq \theta_a \leq 860^{\circ}\text{C}$:

$$\Delta l/l = 11 \times 10^{-3} \quad (3- 1b)$$

Pour $860^{\circ}\text{C} < \theta_a < 1200^{\circ}\text{C}$:

$$\Delta l/l = -6.2 \times 10^{-3} + 2 \times 10^{-5} \theta_a \quad (3- 1c)$$

Où : l est la longueur à 20°C , Δl est la dilatation de l'acier due à la température et θ_a est la température de l'acier [$^{\circ}\text{C}$]

La variation de la dilatation thermique relative avec la température est montrée par la figure 3-5. Dans le modèle de calcul simplifié, la relation entre la dilatation thermique relative et la température de l'acier peut être considérée comme constante. Dans ce cas, la dilatation relative peut être déterminée par :

$$\Delta l/l = 14 \times 10^{-6} (\theta_a - 20) \quad (3- 2)$$

- Masse volumique :

La masse volumique de l'acier de construction ρ_a peut être considérée comme indépendante de la température de l'acier. La valeur suivante peut être adoptée : $\rho_a = 7850 \text{ kg/m}^3$.

- Chaleur spécifique

La chaleur spécifique de l'acier c_a (en J/kgK), valable pour toutes les nuances d'aciers de construction et d'armature, peut être déterminée par les formules ci-après :

$$\begin{aligned} c_a &= 425 + 7.37 \times 10^{-1} \theta_a - 1.69 \times 10^{-3} \theta_a^2 + 2.22 \times 10^{-6} \theta_a^3 && \text{pour } 20^{\circ}\text{C} \leq \theta_a \leq 600^{\circ}\text{C} \\ c_a &= 666 - \frac{13002}{\theta_a - 738} && \text{pour } 600^{\circ}\text{C} \leq \theta_a \leq 735^{\circ}\text{C} \\ c_a &= 545 + \frac{17820}{\theta_a - 731} && \text{pour } 735^{\circ}\text{C} \leq \theta_a \leq 900^{\circ}\text{C} \\ c_a &= 650 && \text{pour } 900^{\circ}\text{C} \leq \theta_a \leq 1200^{\circ}\text{C} \end{aligned} \quad (3- 3)$$

où θ_a est la température de l'acier [$^{\circ}\text{C}$].

La figure 3-6 montre la variation de la chaleur spécifique en fonction de la température. Dans les modèles de calcul simplifiés la chaleur spécifique peut être considérée comme indépendante de la température de l'acier. Dans ce cas, on prend la valeur moyenne suivante :

$$c_a = 600 \text{ J/kgK}$$

- **Conductivité thermique :**

La conductivité thermique de l'acier λ_a , valable pour toutes les nuances d'acier (de construction et d'armature), peut être déterminée par les formules données ci-dessous. La variation de cette conductivité thermique est représentée sur la figure 3-7.

$$\lambda_a = 54 - 3.33 \times 10^{-2} t_a \quad \text{W/m}^\circ\text{K} \quad \text{pour} \quad 20^\circ\text{C} \leq t_a \leq 800^\circ\text{C} \quad (3-4a)$$

$$\lambda_a = 27.3 \quad \text{W/m}^\circ\text{K} \quad \text{pour} \quad 800^\circ\text{C} \leq t_a \leq 1200^\circ\text{C} \quad (3-4b)$$

où t_a est la température de l'acier [$^\circ\text{C}$].

Dans les modèles de calcul simplifiés, la conductivité thermique peut être considérée comme indépendante de la température de l'acier. Dans ce cas, on prend la valeur moyenne λ_a égale à 45 W/m $^\circ\text{K}$.

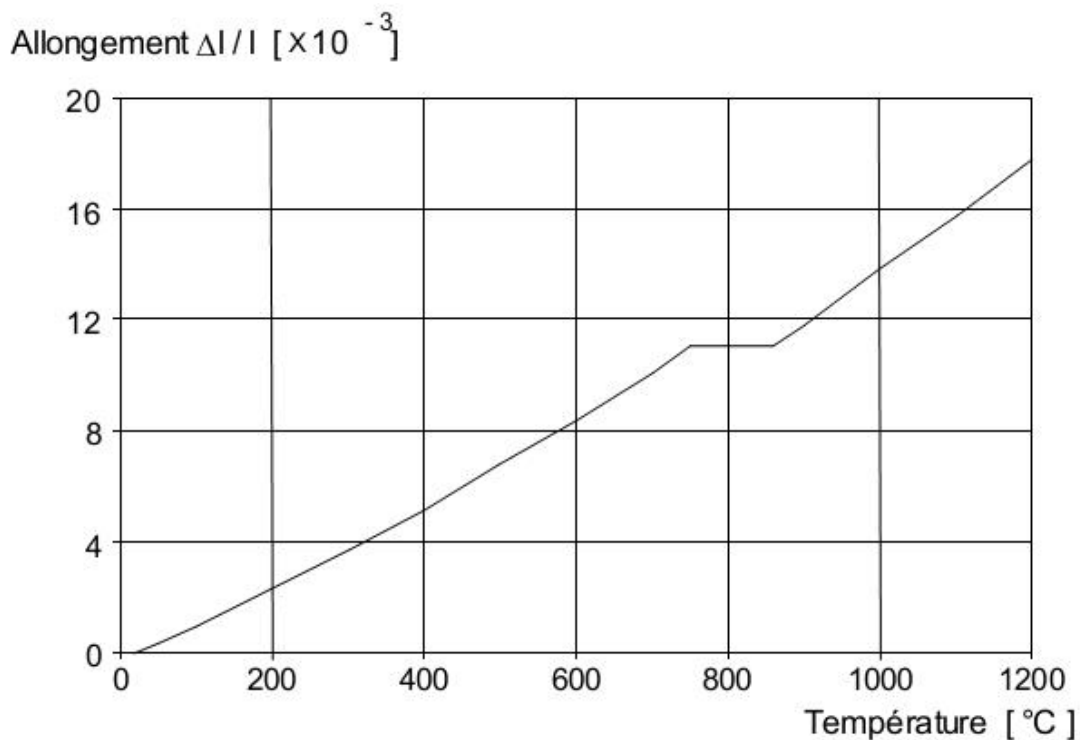


Figure 3-5 Allongement thermique relative de l'acier en fonction de la température

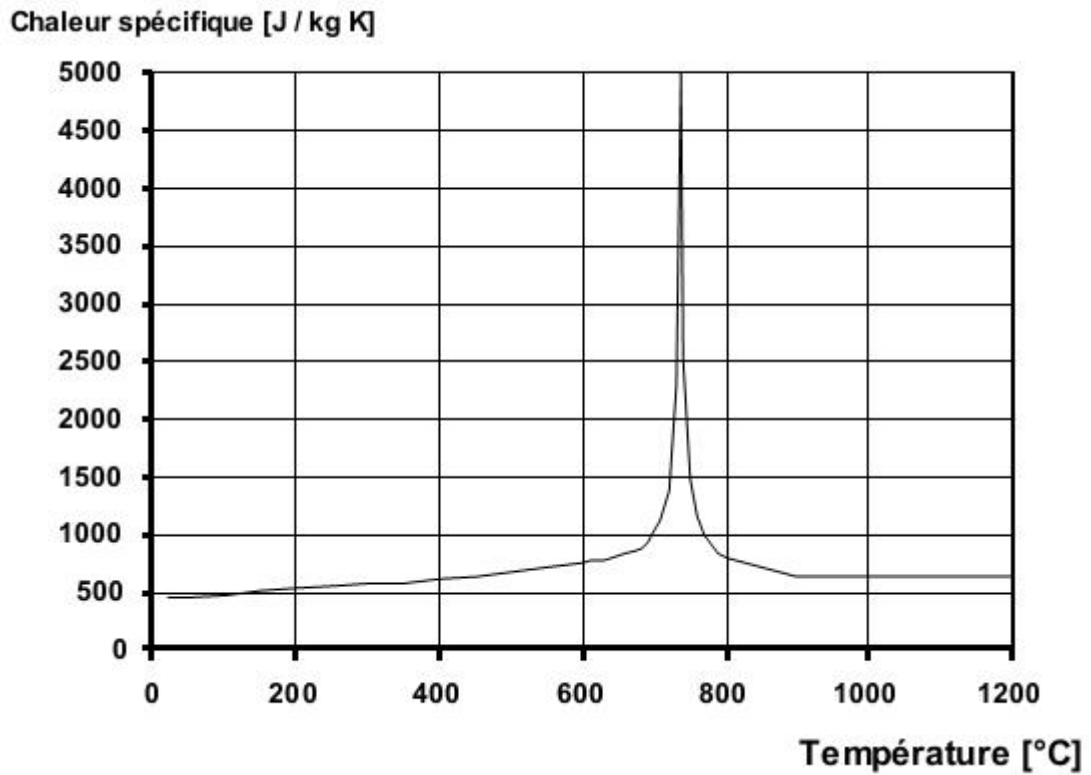


Figure 3-6 Chaleur spécifique de l'acier en fonction de la température

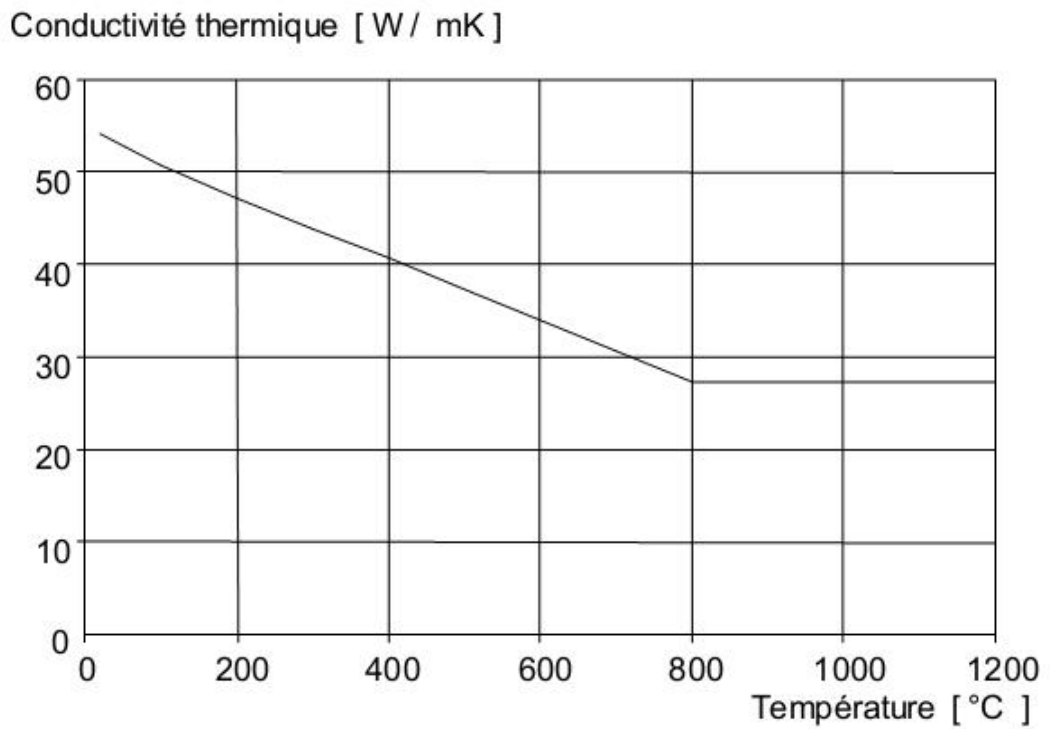


Figure 3-7 Conductivité thermique de l'acier en fonction de la température

3-3 Calcul de la répartition de la température dans un élément d'acier protégé ou non

La distribution de la température dans un corps solide est régie en général par l'équation suivante de la conduction de la chaleur de Fourier :

$$\text{div}(\text{grad } \theta) + Q = c \dots \frac{\partial \theta}{\partial t} \quad (3- 5)$$

Cette équation est assortie d'une condition initiale de température et de diverses conditions aux limites. Dans le cas d'incendie, la condition initiale est souvent prise égale à $\theta_0=20^\circ\text{C}$, tandis que la condition aux limites est une condition d'échange thermique entre l'environnement et la paroi de l'élément, où le flux thermique dépend de la façon dont l'incendie est réalisé.

3-3-1 Idéalisation de l'environnement thermique crée par un incendie

Il s'agit tout d'abord de représenter les conditions de température rencontrées lors de l'incendie. Aussi qui a été rappelé au chapitre 1, celles-ci sont définies par la courbe température-temps normalisée ou courbe ISO dont l'équation est rappelée ci-dessous conformément à la notation de l'Eurocode 3 :

$$\theta_g = \theta_o + 345 \log_{10}(8t + 1) \quad (3- 6)$$

Où : θ_g est la température des gaz dans le compartiment de feu [$^\circ\text{C}$], θ_o est la température initiale ($=20^\circ\text{C}$) et t est le temps exprimé en minutes.

Il faut ensuite évaluer le flux de chaleur \dot{h}_{net} [W/m^2] auquel l'élément est soumis permettant de calculer les actions thermiques. Celui-ci est généralement obtenu en additionnant la part transmise par convection $\dot{h}_{net,c}$ et celle transmise par rayonnement $\dot{h}_{net,r}$. L'Eurocode 3 suggère de prendre :

$$\dot{h}_{net} = \chi_{n,c} \dot{h}_{net,c} + \chi_{n,r} \dot{h}_{net,r} \quad (3- 7)$$

Où $\chi_{n,c}$ et $\chi_{n,r}$ sont les coefficients représentant les différents types d'essais nationaux, ils sont égaux à l'unité.

La composante de convection au flux de chaleur par unité de surface est déterminée par la relation :

$$\dot{h}_{net,c} = r_c (\theta_g - \theta_m) \quad [\text{W}/\text{m}^2] \quad (3- 8)$$

Où : r_c est le coefficient de transfert thermique par convection en [$\text{W}/\text{m}^2 \text{K}$] ; il est pris égal à $25 \text{ W}/\text{m}^2 \text{K}$; θ_g est la température des gaz à proximité de l'élément selon l'exposition au feu [$^\circ\text{C}$] et θ_m est la température de surface de l'élément [$^\circ\text{C}$].

La composante de rayonnement du flux de chaleur par unité de surface est déterminée par la relation :

$$\dot{h}_{net,r} = W \cdot v_{res} \cdot \sigma_o [(t_r + 273)^4 - (t_m + 273)^4] \quad [\text{W/m}^2] \quad (3-9)$$

Où : W est le facteur de forme [sans unité] ; t_r est la température de rayonnement à proximité de l'élément [°C] ; t_m est la température de la surface de l'élément [°C] et $\sigma_o = 5.67 \cdot 10^{-8}$ est la constante de Stefan Boltzmann [$\text{W/m}^2\text{K}^4$].

Il convient de prendre l'émissivité résultante à :

$$v_{res} = v_f \cdot v_m \quad (3-10)$$

Où : v_f est l'émissivité correspondant au compartiment du feu et v_m est l'émissivité concernant la surface du matériau.

L'Eurocode 3 préconise de prendre $v_f = 0.8$ et $v_m = 0.625$, ce qui conduit à $v_{res} = 0.5$. Il est plus commode d'utiliser un coefficient d'échange global $\dot{h}_{net,d}$. Dans ce cas le flux thermique peut se mettre sous la forme en assimilant $t_g = t_r$:

$$\dot{h}_{net} = \dot{h}_{net,d} (t_g - t_m) \quad (3-11)$$

Où :

$$\dot{h}_{net,d} = r_c + \sigma_o \cdot v_{res} [(t_g + 273)^2 + (t_m + 273)^2][(t_g + 273) + (t_m + 273)] \quad (3-12)$$

3-3-2 Hypothèses simplificatrices

Dans le cas des structures métalliques, il est possible d'admettre que la température du profil est uniforme sur la section droite et le long de l'élément. De ce fait, un tronçon de poutre ou de colonne compris entre deux nœuds est caractérisé par une seule température de référence. Cette hypothèse se justifie bien par suite de la conductivité thermique élevée de l'acier, et particulièrement dans le cas des profilés ordinaires en forme de I, par suite de la minceur de l'âme et des semelles, et de la grande surface exposée au feu.

Les résultats expérimentaux montrent cependant qu'il existe toujours un gradient thermique sur la section droite de l'élément [20]. De plus, au voisinage des nœuds, la température est sensiblement moins élevée qu'au centre de l'élément, parce qu'ils sont moins exposés et qu'il s'y produit une fuite de calories vers les éléments adjacents.

3-3-3 Cas des profilés non protégés

L'équation de l'augmentation de température peut être formulée de la façon suivante en considérant un élément de volume soumis à un flux de chaleur comme représentée sur la figure 3-8. Le bilan calorifique concernant cet élément pendant un intervalle de temps très court s'écrit :

$$Q \cdot dS \cdot dt = c_a \cdot \dots_a \cdot dV \cdot d_{n_a} \quad (3-13)$$

où : Q : flux de chaleur pénétrant dans l'élément ; dV : Volume de l'élément ; dS : Surface extérieure de l'élément ; d_{n_a} : Elévation de température dans l'acier ; dt : Intervalle de temps ; c_a : Chaleur massique ; \dots_a : Masse volumique.

On écrit le même bilan énergétique pour un profilé non protégé. Dans ce cas, on suppose que les calories absorbées se répartissent instantanément de manière uniforme dans toute la masse de l'acier (fig. 3-9). L'équation (3-13) s'écrit alors :

$$Q \cdot S_a \cdot dt = c_a \cdot \dots_a \cdot V_a \cdot d_{n_a} \quad (3-14)$$

où : V_a : Volume du profilé ; S_a : Surface extérieure du profilé.

D'après l'expression (3-11), on a :

$$Q = h_{net,d} \cdot (\theta_g - \theta_m) \quad (3-15)$$

On a donc avec $\theta_a = \theta_m$:

$$d_{n_a} = h_{net,d} \cdot \frac{1}{c_a \cdot \dots_a} \cdot \frac{S_a}{V_a} \cdot (\theta_g - \theta_m) dt \quad (3-16)$$

Le rapport $\frac{S_a}{V_a}$ est appelé facteur de massivité de l'élément (généralement exprimé en m^{-1}). Il faut noter que ce facteur varie de manière inverse à la massivité.

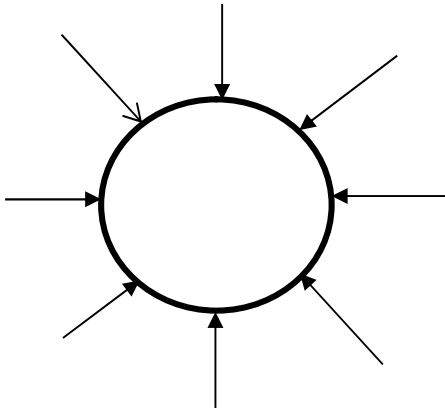


Figure 3-8 Elément de volume soumis à un flux de chaleur

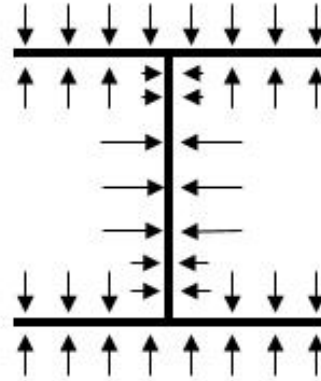


Figure 3-9 Profil non protégé soumis à un flux de chaleur

Dans la littérature, on trouve plus souvent la formulation A_m / V pour représenter le facteur de massivité. C'est cette formulation qui a été adoptée dans l'Eurocode 3. Au tableau 3-2, on montre quelques formes permettant de calculer les valeurs du facteur de massivité A_m / V pour des éléments en acier non protégés. La relation (3-16) s'écrit donc :

$$d_{\theta_a} = h_{net,d} \cdot \frac{1}{c_{a,\dots,a}} \cdot \frac{A_m}{V} (\theta_g - \theta_m) dt \quad (3-17)$$

En passant directement aux différences finies, on obtient :

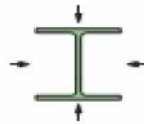
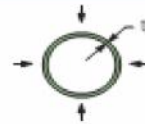
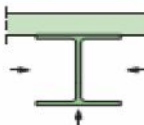
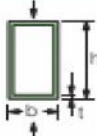
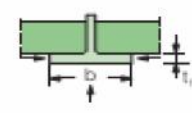
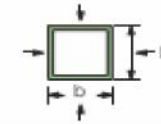

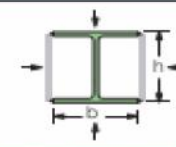

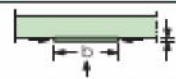
$$\Delta_{\theta_a} = h_{net,d} \cdot \frac{1}{c_{a,\dots,a}} \cdot \frac{A_m}{V} (\theta_g - \theta_m) \Delta t \quad (3-18)$$

En fait, cette procédure correspond à utiliser la méthode d'Euler, dans laquelle on réalise l'intégration pas à pas en exprimant la fonction à partir des valeurs au début de l'intervalle. Cette formulation conduit à un schéma numérique peu précis. Il est possible d'adopter une autre formulation du type prédicteur-correcteur, appelée méthode d'Euler modifiée.

Reprenons l'équation (3-17) qui peut s'écrire :

$$\frac{d_{\theta_m}}{dt} = h_{net,d}(\theta_m) \cdot \frac{1}{c_a(\theta_m) \dots c_a(\theta_m)} \cdot \frac{A_m}{V} (\theta_g - \theta_m) = f(\theta_m, t) \quad (3-19)$$

Tableau 3-2 Facteur de massivité A_m / V pour quelques éléments en acier [6]

Section ouverte exposée au feu sur toutes les faces	Tube exposé au feu sur toutes les faces
$A_m/V = \frac{\text{périmètre}}{\text{aire de section transversale}}$	$A_m/V = 1/t$
	
Section ouverte exposée au feu sur trois faces	Profil creux (ou caisson soudé d'épaisseur constante) exposé au feu sur toutes les faces
$A_m/V = \frac{\text{surface exposée au feu}}{\text{aire de section transversale}}$	Si $t \ll b : A_m/V \approx 1/t$
	
Semelle de profilé en I exposée au feu sur trois faces	Caisson soudé exposé au feu sur toutes les faces
$A_m/V = (b + 2t)/(b \cdot t)$ Si $t \ll b : A_m/V \approx 1/t$	$A_m/V = \frac{2(b + h)}{\text{aire de la section}}$ Si $t \ll b : A_m/V \approx 1/t$
	
Cornière exposée au feu sur toutes les faces	Profilé en I avec renforts formant caisson, exposé au feu sur toutes les faces
$A_m/V = 2/t$	$A_m/V = \frac{2(b + h)}{\text{aire de la section}}$
	
Plat exposé au feu sur toutes les faces	Plat exposé au feu sur trois faces
$A_m/V = 2(b + t)/(b \cdot t)$ Si $t \ll b : A_m/V \approx 2/t$	$A_m/V = (b + 2t)/(b \cdot t)$ Si $t \ll b : A_m/V \approx 1/t$
	

Si on écrit :

$$\Delta u_m = u_m^{i+1} - u_m^i = f(u_m^i, t^i) \cdot \Delta t \quad (3-20)$$

on se ramène à l'équation (3-18). Dans l'approche d'Euler modifiée, l'équation de résolution s'écrit :

$$\Delta_{n_m} = [f(n_m^i, t^i) + f(n_m^{i+1}, t^{i+1})] \cdot \frac{\Delta t}{2} \quad (3-21)$$

La valeur de n_m^{i+1} intervenant dans $f(n_m^{i+1}, t^{i+1})$ est inconnue, mais lors de la première itération, elle peut être estimée par extrapolation en utilisant la relation (3-20) de la méthode initiale d'Euler. Cependant, il convient de choisir la valeur de Δt au plus égale à 5 secondes. Au tableau 2-3, nous illustrons quelques valeurs de températures uniformes atteintes dans l'acier après 15, 30 et 60 minutes d'incendie en fonction du facteur de massivité A_m/V ou inversement V/A_m . Cet algorithme sera traduit sur ordinateur et généralisé pour les éléments protégés comme sera explicité dans la sous section subséquente.

Tableau 3-3 Température atteinte dans l'acier après 30 minutes d'incendie normalisé

$\frac{A_m}{V}$ [m ⁻¹]	n_a (30 min.) [°C]
10	214
20	364
30	480
40	565
50	628
60	674
70	705
80	724
90	733
100	738
120	755
140	776
416	794
180	806
200	815
250	826
300	831

3-3-4 Cas des profilés protégés

Comme mentionné dans les chapitres précédents, il est nécessaire de recouvrir les éléments en acier de construction, afin de retarder le moment où ils atteignent leur température critique, c'est-à-dire celle amenant la ruine de l'élément soumis à l'incendie. Parmi les protections, on distingue les protections légères des protections lourdes [20,26]. Ce vocable est lié essentiellement à la capacité thermique de l'isolant, plus précisément à sa valeur par rapport à celle du profilé métallique. En pratique, on considère qu'une protection est légère si la condition suivante est réalisée :

$$\frac{2c_p \dots e_p A_p}{c_a \dots_a V} \leq 1 \quad (3- 22)$$

où l'indice « p » se rapporte à la protection et l'indice « a » à l'acier ; e_p : épaisseur de la protection et A_p/V : facteur de massivité compte tenu de la présence de l'isolant.

L'échauffement d'un profilé protégé dépend de la teneur en eau de la protection. Pour les isolants, on peut distinguer les produits secs, livrés en plaques semi-rigides et montés en caisson, des produits humides appliqués par coulage, enduisage ou projection comme les revêtements intumescents par exemple.

3-3-4-1 Profilés recouverts d'une protection légère et sèche

Dans le cas d'une protection légère et sèche, l'équation de résolution est obtenue en considérant un bilan restreint, ne concernant que l'acier, dans lequel la surface interne de l'isolant constitue, pour le profilé, la surface émettrice. La montée en température peut être calculée à partir de la relation :

$$\Delta_{\theta_a} = K \frac{1}{c_a \dots_a} \frac{A_p}{V} (\theta_e - \theta_a) \Delta t \quad (3- 23)$$

avec : $\frac{1}{K} = \frac{1}{r_t} + \frac{e_p}{d_p}$; e_p : épaisseur de la protection et d_p : conductivité thermique de la protection.

Cette formule montre que la résistance thermique $1/K$ se compose d'une résistance de contact $1/r_t$ et de la résistance de la protection e_p/d_p . Les calculs pratiques indiquent que le terme $1/r_t$ est généralement négligeable devant e_p/d_p , de sorte que la résistance thermique peut s'écrire en première approximation :

$$\frac{1}{K} = \frac{e_p}{d_p} \quad (3- 24)$$

3-3-4-2 Profilés recouverts d'une protection légère et humide

Il faut d'abord être attentif au fait qu'une teneur en eau élevée dans le produit peut causer l'effritement ou le décollement. Si de telles détériorations ne se produisent pas, la présence d'eau a un effet favorable sur la résistance au feu, car une partie de l'énergie calorifique absorbée sert à vaporiser l'eau à 100°C, ce qui va retarder la montée en température de l'élément protégé.

Une protection est dite lourde lorsque sa capacité thermique n'est pas petite vis-à-vis de celle du profilé métallique. En pratique, on considère que la protection est lourde si la condition (3- 22) n'est pas satisfaite. Dans ce cas, la montée en température peut être calculée à partir de la relation simplifiée suivante (dans ce cas, on ne fait pas distinction entre produits secs et humides) :

$$\Delta_{n_a} = K \frac{1}{c_a \dots a} \frac{A_p}{V} \frac{1}{1+g} (n_e - n_a) \Delta t - \frac{g}{1+g} \Delta_{n_e} \quad (3-25)$$

où $g = \frac{1}{2} \frac{c_p \dots p e_p A_p}{c_a \dots a V}$; e : accroissement de la température extérieure (courbe ISO834)

pendant l'intervalle de temps t . Il est possible de simplifier encore la relation précédente en négligeant le second terme, ce qui est sécuritaire l'analyse d'un problème de résistance au feu. Dans ce cas, la relation (3-25) devient :

$$\Delta_{n_a} = K \frac{1}{c_a \dots a} \frac{A_p}{V} \frac{1}{1+g} (n_e - n_a) \Delta t \quad (3-26)$$

On constate que cette équation est semblable à l'équation (3-23) utilisée pour les protections légères au facteur $\frac{1}{1+g}$ près. En pratique, cela revient à ajouter à la capacité thermique du profilé métallique la moitié de la capacité thermique de l'isolant.

3-3-4-3 Calcul des augmentations de température selon les recommandations de l'EC3

L'EC3 à la clause EN-4.2.5.2 suggère une autre formulation définie ci-après qui sera appliquée et analysée dans le cadre de ce travail. L'augmentation de température $\Delta_{n_{a,t}}$ dans un élément protégé, en acier, pendant un intervalle de temps t , peut être déterminée par la relation suivante :

$$\Delta_{n_a} = \frac{d_p}{c_p \dots p} \cdot \frac{A_p}{V} \cdot \frac{(n_{g,t} - n_{a,t})}{(1 + \Phi / 3)} \Delta t - (e^{\Phi/10} - 1) \Delta_{n_{g,t}} \quad (3-27)$$

Avec $\Phi = \frac{c_p \dots p d_p}{c_a \dots a} \cdot \frac{A_p}{V}$, où : A_p/V : facteur de massivité pour l'élément en acier isolé par un

matériau de protection contre le feu ; A_p : surface concernée de la protection donnée par unité de longueur de l'élément ; V : volume de l'élément par unité de longueur ; c_a : chaleur spécifique de l'acier, en [J/kg°K], equ. 3-3 ; c_p : chaleur spécifique du matériau de protection contre le feu, en [J/kg°K] ; d_p : épaisseur du matériau de protection contre le feu, en [m] ; t : intervalle de temps ; $n_{a,t}$: température ambiante des gaz au temps t (courbe ISO) ; $\Delta_{n_{g,t}}$: augmentation de la température ambiante des gaz pendant l'intervalle de temps t ; ρ_p : conductivité thermique du matériau de protection contre le feu, en [W/m°K] ; ρ_a : masse volumique de l'acier (7850 kg/m³) ; ρ_p : masse volumique de du matériau de protection contre le feu, en [kg/m³].

Remarques :

- 1- Dans une phase d'incendie où la température des gaz est croissante, si dans la relation (3-27) la valeur $\Delta_{n_{a,t}}$ est négative, le calcul incrémental est poursuivi en prenant $\Delta_{n_{a,t}} = 0$. Dans une phase d'incendie où la température des gaz est décroissante (feu naturel), la valeur de $\Delta_{n_{a,t}}$ peut être négligée.
- 2- Il convient de déterminer les valeurs de c_p , d_p et ρ_p selon les modalités du chapitre 2
- 3- Il convient de choisir la valeur de t au plus égale à 30 secondes.

CHAPITRE 4

DEVELOPPEMENTS THEORIQUES ET NUMERIQUES DE LA METHODE DE CALCUL EN SITUATION D'INCENDIE

4-1 Généralités

Dans les développements théoriques et numériques ci-après, la procédure incrémentale du principe des travaux virtuels sera d'abord utilisée afin de dériver les équations générales d'équilibre d'un élément de poutre-colonne. Nous passerons ensuite à la discrétisation par éléments finis des équations d'équilibre incrémentales de la structure en se basant sur un élément fini de poutre-colonne classique d'Euler-Bernoulli (classe C^1). L'élément doit être de forme prismatique à l'intérieur duquel s'exercent un effort normal et un moment fléchissant. L'effet de l'effort tranchant sera ainsi complètement négligé. Les déplacements sont choisis comme inconnus du problème.

Dans ce travail, cette méthode de calcul sera appliquée à l'analyse d'ossatures formées de poteaux- poutres en acier qui se déforment dans un plan avec les autres particularités suivantes :

- 1- La structure plane qu'on montre sur la figure 4-1 est subdivisée en éléments droits ayant deux nœuds à ses extrémités i et j et chaque élément est supposé de section transversales constantes. Les sections doivent être également symétriques par rapport au plan de flexion afin de ne pas considérer l'effet biaxial.
- 2- Les charges d'origine mécanique sont appliquées directement aux nœuds.
- 3- Les déplacements et les déformations doivent être petits.

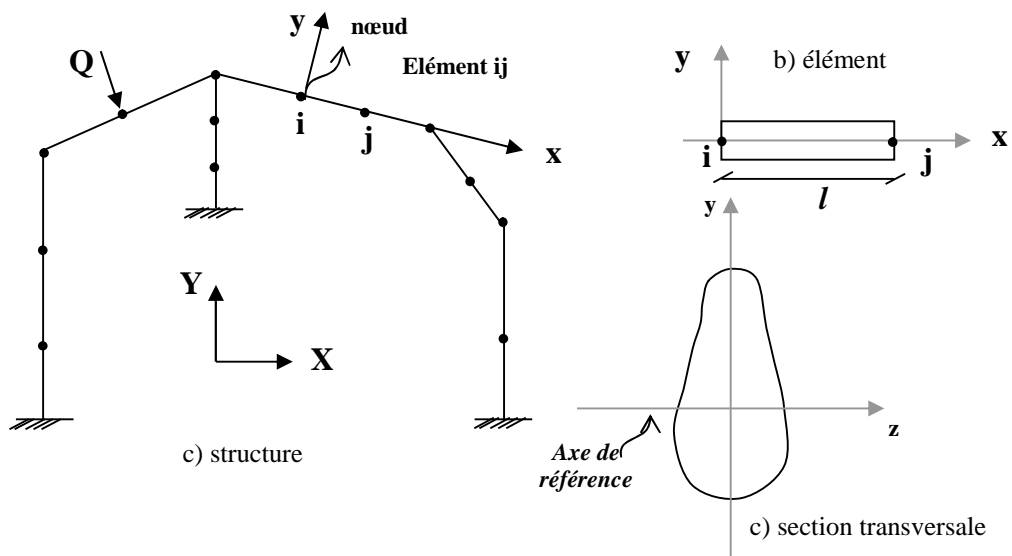


Figure 4-1 Schématisation de la structure

Les principales hypothèses admises sont les suivantes :

- On admet que les sections restent planes au cours de leur déformation (hypothèse de Navier-Bernoulli sur la planéité des sections) ;
- Les éléments sont supposés droits, négligeant ainsi l'effet de la courbure éventuelle de l'élément ;
- On admet pour l'acier un comportement non linéaire.
- On ne considère que les déformations dues à l'effort normal et au moment fléchissant négligeant ainsi complètement l'effet de l'effort tranchant.

4-2 Formulation de l'équation d'équilibre incrémentale de la structure

Soient C_0 , C_n , C_{n+1} les positions d'équilibre de l'élément comme montré sur la figure 4-2 dans les configurations respectivement initiales, à l'étape n et à l'étape voisine $n + 1$. Nous associons à cet élément un repère local cartésien passant par les deux nœuds de ses extrémités. Ce système de coordonnées caractéristiques de la formulation corotationnelle suit l'élément au cours de sa déformation par rapport auquel sont exprimées les déformations et les contraintes engendrées dans l'élément au cours de sa déformation. De ce fait, le mouvement de corps rigide sera ignoré lorsqu'on réfère les déplacements de cet élément au système local de coordonnées.

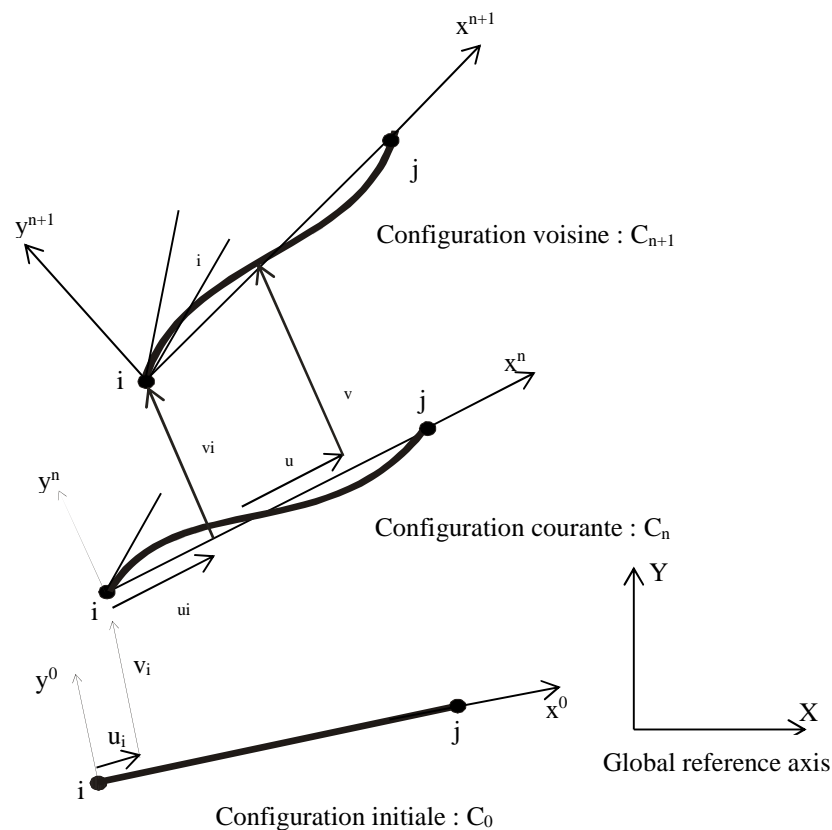


Figure 4-2 Description du mouvement de l'élément au cours de la déformation

4-2-1 Description cinématique du mouvement d'un élément

Considérons l'élément de la poutre représentée à la figure 4-3 qu'on exprime par rapport à son système de référence local pour une configuration donnée. La géométrie montre que le champ de grands déplacements d'un point quelconque P de coordonnées $\langle x, y \rangle$ à un autre point P' de coordonnées $\langle x+u, y+v \rangle$ peut se mettre sous la forme:

$$u = u_0 - y \sin \Gamma_0 \quad (4- 1a)$$

$$v = v_0 - y(1 - \cos \Gamma_0) \quad (4- 1b)$$

Où : $u_0 = u_0(x)$ et $v_0 = v_0(x)$ sont les composantes du déplacement du point Q situé sur l'axe moyen de la poutre et $\Gamma_0(x)$ est la grande rotation de la normale Qp.

Si on fait maintenant l'hypothèse des rotations modérés (Γ_0 petit), on peut simplifier la cinématique (4 - 1) par l'approximation: $\sin(\Gamma_0) \approx \Gamma_0$ et $\cos(\Gamma_0) \approx 1$, on aura :

$$u = u_0 - y\Gamma_0 \quad (4- 2a)$$

$$v = v_0 \quad (4- 2b)$$

Si on fait l'hypothèse supplémentaire que les normales restent perpendiculaires à l'axe en configuration déformée, on aura une poutre de Bernoulli pour laquelle les rotations sont petites, et on a: $\text{tg}(\Gamma_0) = \Gamma_0 = \frac{\partial v_0}{\partial x} (= v'_0)$. On obtient finalement le champ de déplacement d'un point quelconque de la poutre connu en théorie classique linéaire sous la forme:

$$u = u_0 - yv'_0 \quad (4- 3a)$$

$$v = v_0 \quad (4- 3b)$$

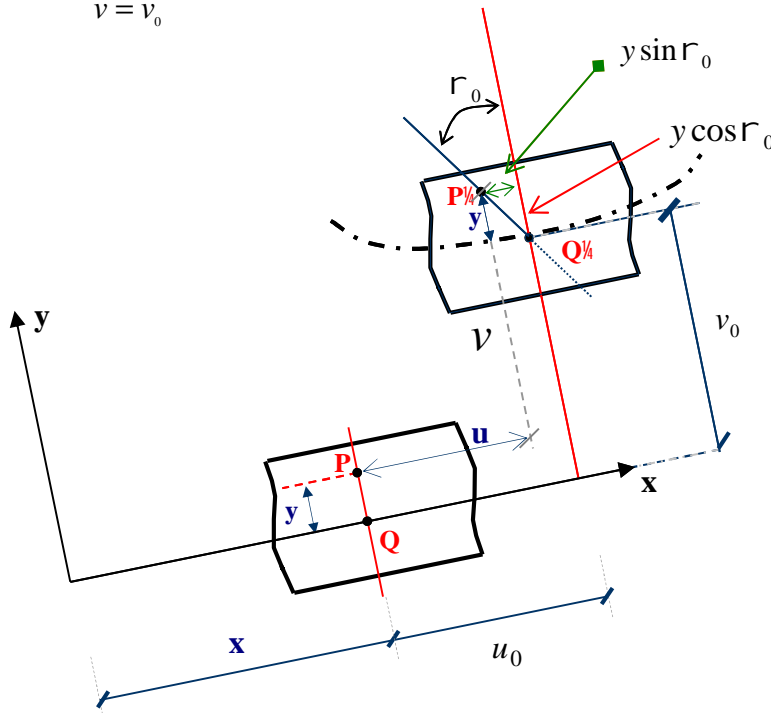


Figure 4-3 Déplacement dans un élément de poutre-colonne

4-2-2 Expression de la déformation dans le cas particulier d'une poutre

La déformation axiale en un point quelconque P d'une poutre s'écrit sous la forme:

$$v_x = u' + \frac{1}{2} [(u')^2 + (v')^2] \quad (4-4)$$

Comme on est dans un cas à faible déformation et à petit déplacement, on peut négliger les termes quadratiques. En tenant compte des expressions (4-3), la relation (4-4) devient :

$$v_x = u'_0 - yv''_0 \quad (4-5)$$

Cette relation nous donne la déformation de n'importe quel point de la section transversale de l'élément dans le cas des petits déplacements et petites déformations. La variation de déformation uv_x caractérisant la déformation d'une configuration courante à une autre configuration voisine comme indiquée sur la figure 4-2, est obtenue à partir de la relation (4-5), soit:

$$uv_x = uu'_0 - yuv''_0 \quad (4-6)$$

4-2-3 Expression incrémentale du principe des travaux virtuels

Soit l'expression incrémentale du principe des travaux virtuels suivante qui traduit l'équilibre de la structure à l'étape n+1:

$$u\Delta w = \int_V \Delta \dagger_x u (\Delta v_x) dV - \left\langle \overset{n+1}{Q} \right\rangle \{u(\Delta u)\} - \int_V \dagger_x^n u (\Delta v_x) dV \quad (4-7)$$

où Δv_x : incrément de déformation en passant de la configuration n à l'étape n + 1 ;
 $\Delta \dagger_x$: incrément correspondant de contrainte associé à Δv_x et Δ : opérateur différentiel.
 Cet incrément est associé aux incréments de déplacements par la manière suivante, par analogie à la relation (4-6) :

$$\Delta v_x = \Delta u'_0 - y\Delta v''_0 \quad (4-8)$$

La variation virtuelle de (4-8) nous donne :

$$u(\Delta v_x) = u(\Delta u'_0) - yu(\Delta v''_0) \quad (4-9)$$

Introduisons maintenant une loi de comportement constitutive du matériau (acier) reliant l'incrément de contrainte à l'incrément de déformation. Elle peut s'écrire de manière générale sous la forme :

$$\Delta \dagger_x = F(\Delta v_x, \dot{\Delta v}_x, \Delta T, \dots) \quad (4-10)$$

L'indice supérieur (\bullet) indique une quantité dépendante du temps. Admettons la loi simplifiée, type tangentielle standard suivante :

$$\Delta \dagger_x = E_T (\Delta v_x - \Delta v_{th}) \quad (4-11)$$

où : E_T : module d'élasticité du matériau à l'étape n ; Δv_x : incrément de déformation mécanique (totale) ; Δv_{th} : incrément de déformation d'origine thermique.

A l'aide de cette dernière, l'équation (4-7) devient par conséquent :

$$\int_V \Delta v_x E_T u (\Delta v_x) dV = \left\langle \overset{n+1}{Q} \right\rangle \{u \Delta u\} - \int_V \dagger_x^n u (\Delta v_x) dV + \int_V \Delta v_{th} E_T u \Delta v_x dV \quad (4-12)$$

C'est l'expression incrémentale recherchée du principe des travaux virtuels de la structure dont le dernier terme représente les charges d'origine thermiques.

4-3 Discrétisation par éléments finis

Passons maintenant à la discrétisation des équations d'équilibre incrémentale de la structure présentée sous la forme intégrale ou variationnelle (4-12). On remplace d'abord cette relation par une somme de forme intégrale équivalente sur chaque élément de telle façon que :

$$u(\Delta \bar{w}) = \sum_e u(\Delta \bar{w}^e) = 0 \quad (4-13)$$

On introduit ensuite sur chaque élément une approximation des variables du problème, dans notre cas les déplacements, afin de passer d'une formulation variationnelle à un système d'équations algébriques. L'approximation sera de type par éléments finis qui s'établit à partir des variables nodales de l'élément moyennant un choix approprié de fonctions d'interpolation caractérisant le problème.

4-3-1 Choix des fonctions d'interpolation

Mentionnons tout d'abord que le choix des caractéristiques géométriques d'un élément est généralement influencé par la nature du problème à traiter, par le degré des polynômes représentant les fonctions d'interpolation à considérer. Elles contribuent ainsi à satisfaire aux exigences d'une formulation globale relativement facile justement recherchée en analyse non linéaire. En conséquence, l'élément que nous utilisons pour la discrétisation de la structure est un élément rectiligne à une seule dimension, liant deux nœuds disposés à ses deux extrémités et ayant trois degrés de liberté par nœud. Nous allons choisir le long de cet élément une variation linéaire du déplacement axial et une variation cubique du déplacement latéral.

Pour un élément d'extrémités i et j (Fig. 4-4), le vecteur des déplacements nodaux est :

$$\{q_n\}^T = \langle u_i, v_i, u_j, v_j \rangle \quad (4-14)$$

et le vecteur associé à l'incrément de ces déplacements nodaux :

$$\{\Delta q_n\}^T = \langle \Delta u_i, \Delta v_i, \Delta u_j, \Delta v_j \rangle \quad (4-15)$$

Le champ de déplacement d'un point quelconque situé sur l'axe de référence, ainsi que son incrément sont donnés par :

$$\begin{Bmatrix} u_0 \\ v_0 \end{Bmatrix} = [N] \{q_n\} \quad (4-16)$$

et

$$\begin{Bmatrix} \Delta u_0 \\ \Delta v_0 \end{Bmatrix} = [N] \{\Delta q_n\} \quad (4-17)$$

[N] : étant les matrices des fonctions d'interpolation exprimées dans le repère local de coordonnées cartésiennes liées à l'élément ; qu'on peut définir comme suit :

$$[N] = \begin{bmatrix} N_{u_i} & 0 & 0 & N_{u_j} & 0 & 0 \\ 0 & N_{v_i} & N_{\theta_i} & 0 & N_{v_j} & N_{\theta_j} \end{bmatrix} \quad (4-18)$$

$$\begin{aligned} N_{u_i} &= 1 - \frac{x}{l} & N_{v_i} &= 1 - 3\frac{x^2}{l^2} + 2\frac{x^3}{l^3} & N_{\theta_i} &= x - \frac{2x^2}{l} + \frac{x^3}{l^2} & N_{u_j} &= \frac{x}{l} \\ N_{v_j} &= \frac{3x^2}{l^2} - 2\frac{x^3}{l^3} & N_{\theta_j} &= \frac{-x^2}{l} + \frac{x^3}{l^2} \end{aligned} \quad (4-19)$$

Cependant, afin de les exprimer de manière unique pour un élément donné (notion de l'élément de référence) quelque soit les formes et les coordonnées de l'élément, nous devons utiliser le système de coordonnées naturelles (ξ) montré à la figure 4-5. L'adoption de coordonnées normalisées présente certains avantages dans les calculs, l'intégration numérique des matrices élémentaires en particulier. les fonctions d'interpolation seront donc exprimées dans le système local de coordonnées naturelles normalisées avec:

$$[N] = [N(\xi)] \quad (4-20)$$

Pour la transformation aux coordonnées locales normalisées, il suffit de poser $\xi = \frac{2x}{l} - 1$. Les relations entre les dérivées des fonctions d'interpolation par rapport aux coordonnées cartésiennes et les dérivées par rapport aux coordonnées normalisées sont facilement établies, soient:

$$\frac{\partial N_i}{\partial x} = \frac{\partial N_i}{\partial \xi} \frac{\partial \xi}{\partial x} = \frac{2}{l} \frac{\partial N_i}{\partial \xi} \quad (4-21)$$

$$\frac{\partial^2 N_i}{\partial x^2} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{\partial N_i}{\partial \xi} \frac{\partial \xi}{\partial x} \right) = \frac{4}{l^2} \frac{\partial^2 N_i}{\partial \xi^2} \quad (4-22)$$

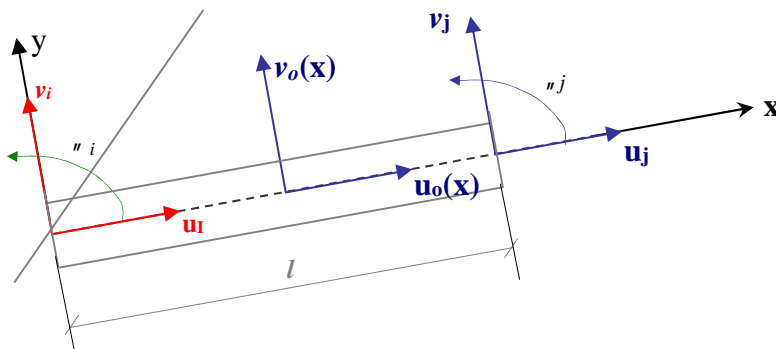


Figure 4-4 Représentation discrétisée de l'élément fini de poutre

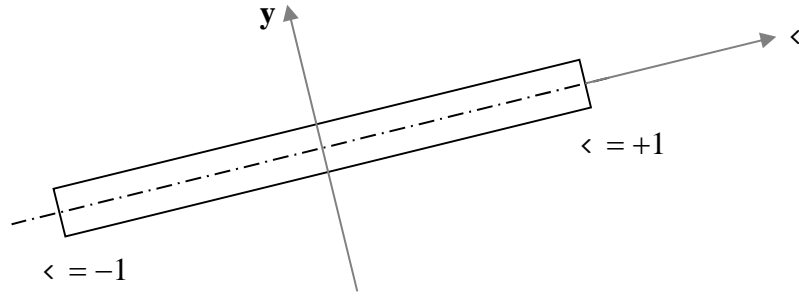


Figure 4-5 Coordonnées locales normalisées (Elément de référence)

En conséquence les fonctions d'interpolation, leurs dérivées premières et leurs dérivées secondes par rapport à x sont données en fonction des coordonnées locales normalisées (ξ) par les relations suivantes:

$$N_{u_i} = \frac{1}{2}(1 - \xi) \quad N_{v_j} = \frac{1}{4}(2 + 3\xi - \xi^3) \quad N_{u_j} = \frac{1}{2}(1 + \xi) \quad (4-23)$$

$$N_{v_i} = \frac{l}{8}(1 - \xi - \xi^2 + \xi^3) \quad N_{v_i} = \frac{1}{4}(1 - \xi^2)(1 - \xi) \quad N_{v_j} = \frac{l}{8}(-1 - \xi + \xi^2 + \xi^3)$$

$$N'_{u_i} = -\frac{1}{l} \quad N'_{u_j} = \frac{1}{l} \quad N'_{v_j} = \frac{3}{2l}(1 - \xi^2) \quad N'_{v_i} = \frac{3}{2l}(-1 + \xi^2) \quad (4-24)$$

$$N'_{v_i} = \frac{1}{4}(-1 - 2\xi + 3\xi^2) \quad N'_{v_j} = \frac{1}{4}(-1 + 2\xi + 3\xi^2)$$

$$N''_{u_i} = 0 \quad N''_{u_j} = 0 \quad N''_{v_j} = -\frac{6}{l^2}\xi \quad N''_{v_i} = \frac{1}{l}(-1 + 3\xi) \quad (4-25)$$

$$N''_{v_i} = \frac{6}{l^2}\xi \quad N''_{v_j} = \frac{1}{l}(1 + 3\xi)$$

4-3-2 Expression discrétisée incrémentale du principe des travaux virtuels élémentaires

On obtient la forme intégrale discrétisée ($u\Delta\bar{w}^e$) en introduisant dans l'expression (4-12) les approximations sur l'élément de $\langle u \rangle, \langle \Delta u \rangle$ et de $\langle u\Delta u \rangle$. On peut alors établir une forme explicite élémentaire en fonction de la matrice de rigidité tangente et du vecteur des sollicitations nodales.

4-3-2-1 Dérivées des déplacements en fonction des variables nodales

La dérivée première par rapport à x de chacune des fonctions de déplacement et leurs incréments (4-16) et (4-17) donnent :

$$\begin{Bmatrix} u_{\circ} \\ v_{\circ} \end{Bmatrix} = [N, x] \{q_n\} \quad (4-26)$$

$$\begin{Bmatrix} \Delta u_{\circ} \\ \Delta v_{\circ} \end{Bmatrix} = [N, x] \{\Delta q_n\} \quad (4-27)$$

Avec :

$$[N, x] = \begin{bmatrix} N'_{u_i} & 0 & 0 & N'_{u_j} & 0 & 0 \\ 0 & N'_{v_i} & N'_{\prime i} & 0 & N'_{v_j} & N'_{\prime j} \end{bmatrix} \quad (4-28)$$

Concernant les dérivées secondes, la relation (4-27) donne d'une manière explicite :

$$\begin{Bmatrix} \Delta u_{\circ} \\ \Delta v_{\circ} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} N''_{u_i} & 0 & 0 & N''_{u_j} & 0 & 0 \\ 0 & N''_{v_i} & N''_{\prime i} & 0 & N''_{v_j} & N''_{\prime j} \end{bmatrix} \{\Delta q_n\} \quad (4-29)$$

4-3-3 Déformation en fonction des variables nodales

En introduisant les expressions (4-26) à (4-29) dans la relation (4-8), nous aurons pour la déformation :

$$\Delta v_x = [B] \{\Delta q_n\} \quad (4-30)$$

Avec :

$$[B] = \langle N'_{u_i}, -yN''_{v_i}, -yN''_{\prime i}, N'_{u_j}, -yN''_{v_j}, -yN''_{\prime j} \rangle \quad (4-31)$$

4-3-4 Matrice de rigidité tangente et le vecteur des sollicitations nodales élémentaires

La variation de $u(\Delta v_x)$ donnée par l'expression (4-9) compte tenu des relations (4-30) et (4-31) conduit à :

$$u(\Delta v_x) = [B] \{u(\Delta q_n)\} \quad (4-32)$$

$$\text{où } u\langle \Delta q_n \rangle = \langle u\Delta u_i, u\Delta v_i, u\Delta_{\prime i}, u\Delta u_j, u\Delta v_j, u\Delta_{\prime j} \rangle \quad (4-33)$$

L'application de l'expression $u(\Delta w^e)$ compte tenu des relations précédentes (4-32) et (4-33) donnerait $u(\Delta q_n)$ étant arbitraire conduirait finalement à :

$$[k_T] \{\Delta q_n\} = \{\Delta f\} \quad (4-34)$$

Cette relation est équivalente à six (6) équations algébriques traduisant les conditions d'équilibre d'un élément sous un ensemble de sollicitations thermo-mécaniques où k_T est la matrice de rigidité tangente élémentaire dérivée en Annexe A et $\{\Delta f\}$ est le vecteur de charge définis comme suit :

$$\{\Delta f\} = \{Q\}^{n+1} - \{f_c\} + \{\Delta F_{th}\} \quad (4-35)$$

C'est un vecteur de (6 x 1) qu'on décompose de la manière suivante :

- $\{Q\}^{n+1}$: Vecteur des charges appliquées directement aux nœuds à l'étape (n+1) suivant le degré de liberté (actif) correspondant. Notons qu'en fin de l'incrément de charge $\{\Delta Q\}$, on peut écrire : $\{Q^{n+1}\} = \{Q\}^n + \{\Delta Q\}$.
- $\{f_c\}$: Vecteur des charges non balancées :

$$\{f_c\} = \int_V \frac{n}{x} [B]^T dV \quad (4-36)$$

Où \dagger_x^n représente la contrainte engendrée à l'étape n, soit explicitement :

$$\begin{aligned} \{f_c\}_1 &= -\frac{1}{l} \int \dagger_x^n dV ; \{f_c\}_2 = \int_V (-yN_{v_i}'') \dagger_x^n dV ; \{f_c\}_3 = \int_V (-yN_{n_i}'') \dagger_x^n dV \\ \{f_c\}_4 &= -\{f_c\}_1 ; \{f_c\}_6 = \int_V (-yN_{n_j}'') \dagger_x^n dV ; \{f_c\}_5 = -\{f_c\}_2 \end{aligned}$$

- $\{Fth\}$: vecteur des charges thermiques

$$\{Fth\} = \int_V \Delta v_{th} E_T [B]^T dV \quad (4-37)$$

Où Δv_{th} représente la dilatation thermique d'une fibre de l'élément qu'on prend égale au coefficient de dilatation thermique du matériau (Ω) multiplié par la variation de température (ΔT) de la fibre correspondante ; soit d'une manière explicite :

$$\begin{aligned} \{\Delta Fth\}_1 &= -\frac{1}{l} \int E_T \Delta v_{th} dV ; \{\Delta Fth\}_2 = \int_V E_T (-yN_{v_i}'') \Delta v_{th} dV ; \{\Delta Fth\}_4 = -\{\Delta Fth\}_1 \\ \{\Delta Fth\}_3 &= \int_V E_T (-yN_{n_i}'') \Delta v_{th} dV ; \{\Delta Fth\}_5 = -\{\Delta Fth\}_2 ; \{\Delta Fth\}_6 = \int_V E_T (-yN_{n_j}'') \Delta v_{th} dV \end{aligned}$$

4-3-5 Assemblage de la forme globale discrétisée

La technique d'assemblage caractéristique de la méthode des éléments finis, permet de passer des matrices et vecteurs élémentaires aux matrices et aux vecteurs globaux. On écrit cette opération générale d'après la relation (4-13) sous la forme :

$$\sum_{e=1}^{NELT} [k_T] \{\Delta q_n\} = \{\Delta f\} \quad (4-38)$$

$$\equiv [K_T] \{\Delta q_N\} = \{\Delta F\} \quad (4-39)$$

Où :

- $\{\Delta q_N\}$: représente le vecteur contenant les incréments de déplacements de tous les nœuds. C'est un vecteur de $1 * N$ ($N = 3 * NNT$) où NNT est le nombre total de nœuds. $NELT$ est le nombre total des éléments. Il s'écrit pour un élément (fig. 4-4) :

$$\{\Delta q_n\}^T = \langle \Delta u_i, \Delta v_i, \Delta_n i, \Delta u_j, \Delta v_j, \Delta_n j \rangle \quad (4-40)$$

- $[K_T]$ est la matrice de rigidité tangente globale et $\{\Delta F\}$ est le vecteur des sollicitations globales contenant les incréments de charge ΔQ

Cependant, on ne peut directement travailler avec les matrices élémentaires $[k_T]$ et le vecteur élémentaire $\{\Delta f\}$, du fait que les variables nodales de l'élément sont définies dans le système local. Une transformation d'axes doit donc être effectuée tenant compte de l'orientation des axes locaux à l'étape n par rapport aux Axes globaux. Les matrices élémentaires par rapport aux axes globaux seront enfin assemblées en une matrice de rigidité tangente $[K_T]$. Les composantes des forces nodales $\{\Delta f\}$ devront subir, elles aussi, une transformation avant d'être assemblées en un vecteur global $\{\Delta F\}$.

4-3-6 Transformation aux axes globaux

Connaissant le vecteur des forces $\{\Delta f\}$ et la matrice de rigidité tangente $[k_T]$ d'un élément par rapport à ses Axes Locaux, il s'agit de déterminer le vecteur des forces nodales $\{\Delta F\}$ et la matrice de rigidité tangente $[K_T]$ de cet élément par rapport aux axes globaux :

$$\{\Delta F\} = [T]^T \{\Delta f\} \quad (4-41)$$

$$[K_T] = [T]^T [k_T] [T] \quad (4-42)$$

Les résultats de ces opérations matricielles ainsi que la matrice de transformation $[T]$ sont données au annexe B.

4-3-7 Détermination du module d'élasticité tangent et de la contrainte

Afin de déterminer les matrices tangentes et les vecteurs élémentaires, E_T et \dagger_n doivent être connus ; en d'autres termes, la déformation et de son incrément en tout point de la section doivent être à priori connues. Il s'ensuit qu'il est indispensable de déterminer les déplacements relatifs aux axes locaux en connaissant les déplacements par rapport aux axes globaux.

4-3-7-1 Calcul des déplacements locaux

Les relations nécessaires à cette fin peuvent être établies en se référant à la Figure 4-6.

$$\begin{aligned}
 u_i &= U_i \cos \Gamma + V_i \sin \Gamma & (a) \\
 u_i &= u_i^T - S & (b) \\
 u_j &= U_j \cos \Gamma + V_j \sin \Gamma - l_c (1 - \cos S) & (c) \\
 u_j &= u_j^T - S & (d) \\
 v_i &= v_j = 0 & (e)
 \end{aligned}
 \tag{4-43}$$

où: $S (= \Gamma - \Gamma_0)$: angle de rotation rigide de l'élément ; $(\cos \Gamma, \sin \Gamma)$: cosinus directeurs que fait la membrane déformée avec les axes globaux (X,Y) ; l_c : longueur courante de l'élément , soit à l'étape (n) ; Γ_0 : Angle initial formé par l'élément et l'axe global X ; Γ : angle formé par l'élément , à l'étape n, et l'axe global X.

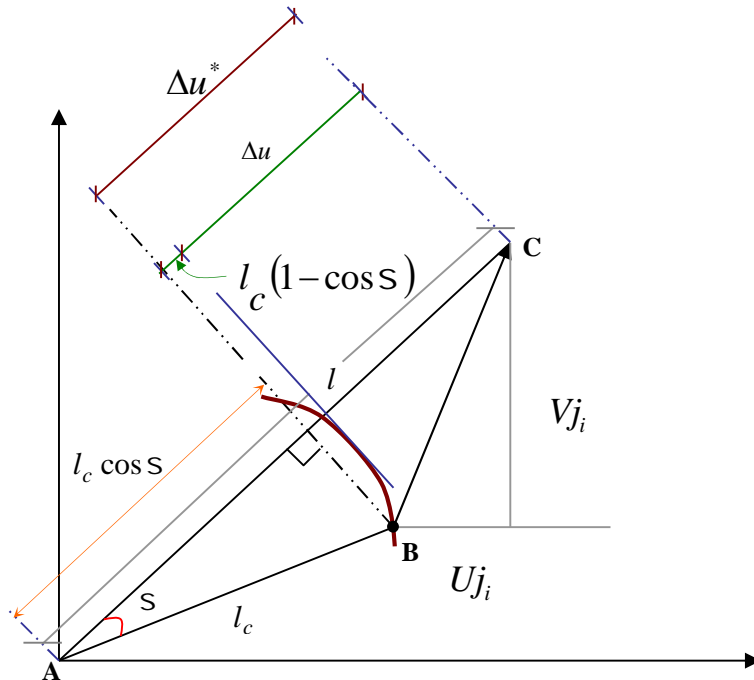


Figure 4-6: Influence de l'angle de rotation rigide sur la déformation

Remarques:

1- Pour déterminer l'angle Γ , nous utilisons les formules à bases trigonométriques suivantes afin de connaître dans quel quadrant se trouve l'élément déformé :

$$\begin{aligned}
 \Gamma &= \sin^{-1} S & \text{si} & \quad (S \geq 0 \text{ et } C \geq 0) \text{ ou } (S \leq 0 \text{ et } C \leq 0) \\
 \Gamma &= \cos^{-1} C & \text{si} & \quad (S \geq 0 \text{ et } C \leq 0) \\
 \Gamma &= \cos^{-1} C & \text{si} & \quad (S \leq 0 \text{ et } C \leq 0) \\
 \Gamma &= -\cos^{-1} C & \text{si} & \quad (S \leq 0 \text{ et } C \geq 0)
 \end{aligned}
 \tag{4-44}$$

Avec $S = \sin \Gamma$ et $C = \cos \Gamma$. Cependant, les relations deviennent inopérantes si $|\Gamma| > \frac{\pi}{2}$.

Il est possible de généraliser cette procédure jusqu'à la plage $2f$ comme indiqué par Crisfield [22]. Il faut dans ce cas connaître le direction exacte de l'élément suivant laquelle la rotation pourrait avoir lieu (dans le sens horaire ou anti-horaire). Par suite, ayant connus les cosinus directeurs de l'élément (C et S), nous pouvons déduire le quadrant dans lequel l'élément se trouve. La direction de la rotation peut être de ce fait obtenue à partir du signe de la rotation (totale) du nœud.

2- On justifie le dernier terme de la relation (4-43c) par la formulation suivante (fig. 4-7) ; soit en posant :

$$U_{ji} = U_j - U_i \quad (4-45a)$$

$$V_{ji} = V_j - V_i \quad (4-45b)$$

En considérant l'expression de la déformation de la corde de l'élément (sans effet de courbure) : $V = \frac{\Delta u^*}{l_0}$ et si on note par ΔU^* la projection du vecteur de déplacement (BC) sur (AB), on peut écrire :

$$\Delta u^* = \Delta u + l_c (1 + \cos S) \quad (4-46a)$$

$$\Delta u = \Delta u^* - l_c (1 - \cos S) \quad (4-46a)$$

4-3-7-2 Calcul du module d'élasticité tangent et de la contrainte

Ayant calculé les incréments de déplacements locaux aux nœuds d'un élément ainsi que les déplacements totaux ; on peut facilement, pour un point donné appartenant à cet élément, déterminer la déformation totale et l'incrément de déformation de ce même point.

La déformation totale ainsi que l'incrément de déformation à étape de calcul n sont :

$$V_n = V_0 - yV_0'' \quad (4-47a)$$

$$\Delta V_n = \Delta V_0 - y\Delta V_0'' \quad (4-47b)$$

Où d'après les relations (4-5) et (4-8) : $V_0 = u_0'$ et $\Delta V_0 = \Delta u_0'$ représentent les déformations axiale et de son incrément au niveau de l'axe de référence (l'axe x) de l'élément. Si on note par ailleurs par V_t et ΔV_t respectivement la déformation totale et son incrément dus au gradient de température, la déformation totale instantanée sera alors :

$$V_i = V_n - V_t \quad (4-48)$$

Et de son incrément instantané :

$$\Delta v_i = \Delta v_n - \Delta v_t \quad (4-49)$$

Le calcul du module d'élasticité tangent E_T ainsi que la contrainte \dagger_n est effectué suivant deux cas différents : le cas de chargement et le cas de déchargement du point considéré tel que représenté à la figure 4-8.

- **Cas de chargement :** Moyennant la valeur de la déformation V_i , on tire la valeur du module tangent E_T ainsi que la valeur de la contrainte \dagger_n à partir des relations mathématiques données à la figure 3-2.
- **Cas de déchargement :** Si un point vient de subir un déchargement, nous supposons que le déchargement se produit suivant une ligne droite de pente égale au module élastique à l'origine de l'acier $E_{a..}$ (fig. 4-8), on peut ainsi considérer que :

$$E_T = E_{a..} \quad (4-50)$$

Par suite, on calcule la valeur de l'incrément de contrainte à l'étape n :

$$\Delta \dagger_n = E_T \Delta v_i \quad (4-51)$$

et en ajoutant $\Delta \dagger_n$ à la valeur de la contrainte \dagger_{n-1} de l'étape précédente on obtient :

$$\dagger_n = \dagger_{n-1} + \Delta \dagger_n \quad (4-52)$$

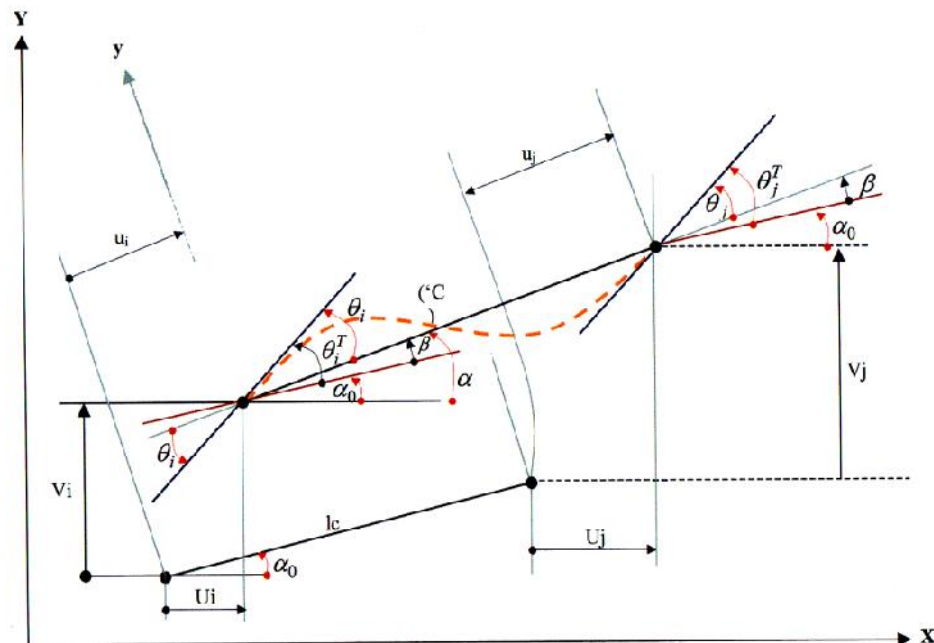


Figure 4-7 Différents déplacements de l'élément fini de poutre-colonne

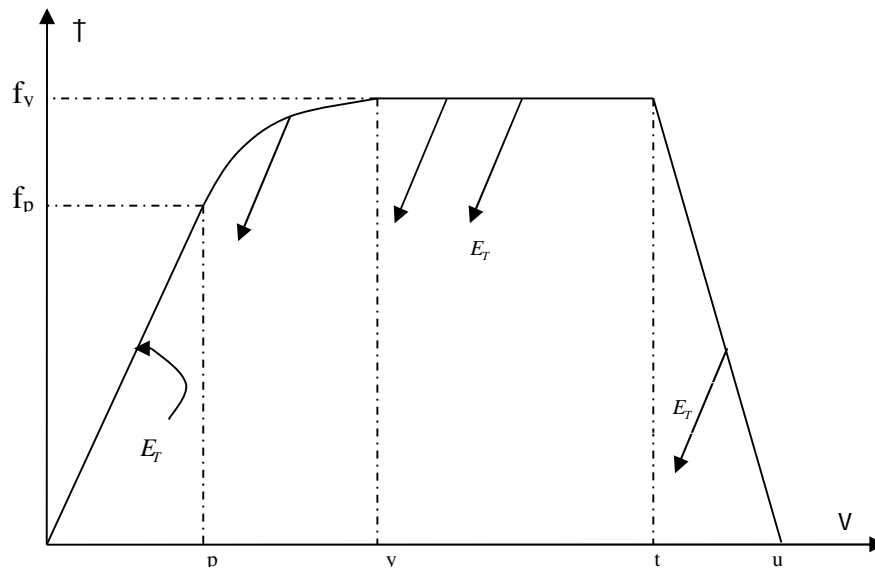


Figure 4-8 Courbe contrainte-déformation en cas de déchargement

4-3-8 Méthodes d'implémentation numériques

La mise en œuvre effective de la méthode des éléments finis nécessite l'utilisation de méthodes numériques variées afin de construire les matrices et vecteurs élémentaires et les principales méthodes numériques employées seront brièvement décrites. Tout d'abord, les méthodes d'intégration numériques de Gauss et de Simpson qui permettent de déterminer les termes des matrices et vecteurs élémentaires seront exposées. Sera décrit ensuite le choix de la méthode de solution de systèmes d'équations linéaires.

4-3-8-1 Intégration numérique par les méthodes de Gauss et Simpson

La complexité des fonctions intervenant dans le calcul des matrices et vecteurs élémentaires (4-38), (4-42) et (4-49) nous oblige à recourir à l'intégration numérique sur tout le domaine de définition de l'élément. Deux méthodes d'intégration sont essentiellement employées à savoir la méthode de Gauss pour l'intégration sur la longueur de l'élément et la méthode de Simpson pour l'intégration sur sa section transversale.

Sur la longueur de l'élément, on évalue l'intégrale par la quadrature de Gauss ; cette méthode est préférée à celle de Simpson (ou de Newton-Cotes), car avec n points d'intégration, elle intègre exactement un polynôme de degré $(2n-1)$ au lieu d'un polynôme de degré $(n-1)$. Notons ici que le polynôme à intégrer sur la longueur de l'élément est de degré 4.

Une intégrale I_G , sur un domaine unidimensionnel, se calcule par la méthode de Gauss comme suit :

$$I_G = \int_{-1}^1 f(\xi) d\xi = \sum_{i=1}^n r_i f(r_i) \quad (4-53)$$

Avec r_i : facteurs de pondération ; r_i : coordonnées normalisées d'un point de la quadrature de Gauss. La précision d'une intégrale calculée par la méthode de Gauss dépend essentiellement

du nombre de points d'intégration n . Dans le cas de la présente étude, les fonctions à intégrer pour déterminer les matrices élémentaires données par (2-58), sont de degré 4 en x ; par conséquent, le nombre n de points de Gauss pour effectuer une intégrale « exacte » est de 2 (figure 2-9).

Par contre, sur la section de l'élément, la quadrature de Simpson a été choisie, vu que sur la section il s'agit de déterminer E_T et x en des points choisis et qu'il s'avère nécessaire d'utiliser des points spécifiques comme points d'intégration, par exemple les points extrêmes du domaine de l'intégration. Ainsi, il est possible de tenir compte du début de la plastification et d'éviter de surestimer les matrices de rigidité et vecteurs forces élémentaires, sous estimer les déplacements, et par suite, obtenir la ruine de la structure pour un chargement mécanique plus important ou pour un temps d'exposition au feu plus long.

Une intégrale I_S , sur un domaine unidimensionnel, se calcule par la méthode de Simpson comme suit :

$$I_S = \int_a^b f(y)dy = \frac{dh}{3} [f(y_1) + 4f(y_2) + 2f(y_3) + 4f(y_4) + 2f(y_5) + \dots + 4f(y_{2m}) + f(y_{2m+1})] \quad (4-54)$$

avec m : le nombre de molécules de Simpson ; dh : $(b-a)/2m$; y_i : $a+(i-1)dh$; $i = 1, 2m+1$.
 La méthode de Simpson consiste à passer une parabole par les trois points de chaque molécule puis l'intégrer ; la précision de cette intégrale dépend du choix du nombre de molécules de Simpson. L'intégrale sur une section située en un point de Gauss relatif à l'intégration le long de l'élément (fig. 4-9) est effectuée en subdivisant la section en parties rectangulaires (fig. 4-10). Chacune de ses parties est divisée en tranches (tranches de Simpson), de dimensions égales, dont le nombre est préalablement fourni par l'utilisateur pour chacune de ces parties.

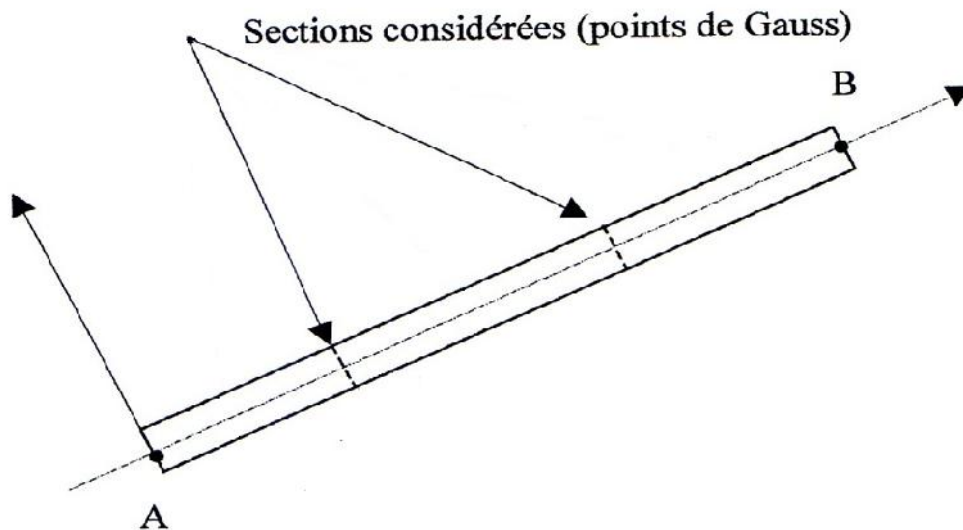


Figure 4-9 Nombre de points d'intégration numériques de l'élément (2 points de Gauss)

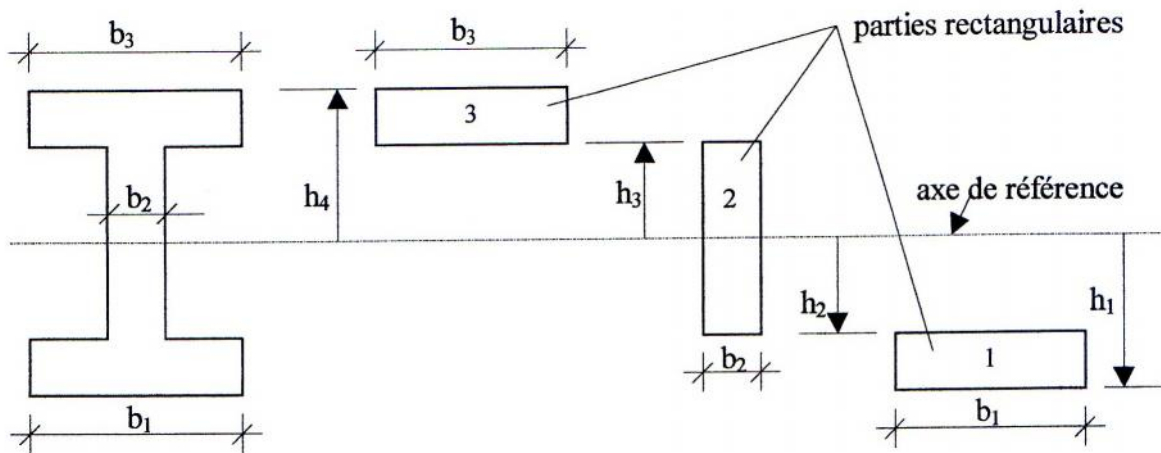


Figure 4-10 Subdivision de la section transversale de l'élément en parties rectangulaires (NRY=3)

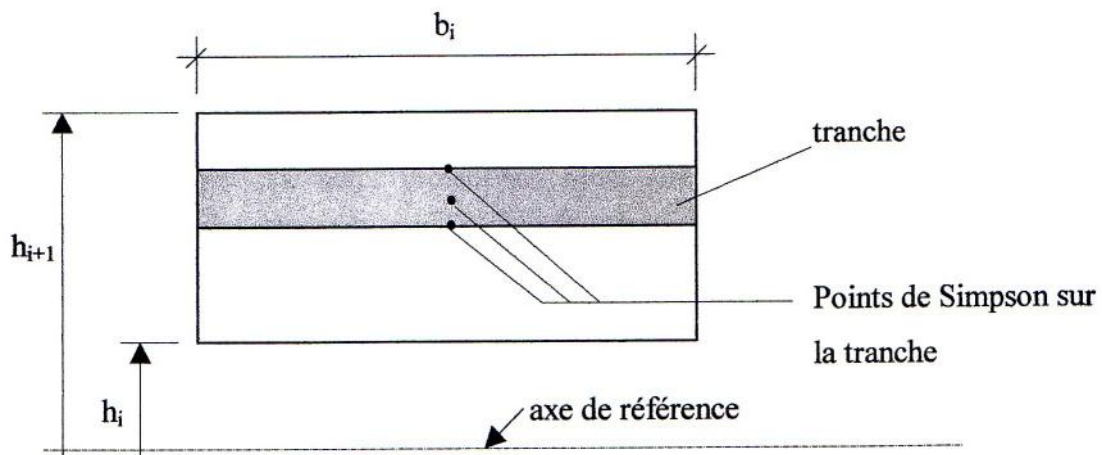


Figure 4-11 Définition des tranches et des points de Simpson sur la partie rectangulaire

4-3-8-2 Méthodes de résolution du système d'équations linéaires

La solution du système d'équations (4-39) est une étape importante de la méthode des éléments finis. Le nombre d'inconnues est, en général, proportionnel au nombre total de nœuds multiplié par le nombre de degrés de liberté par nœud. La précision et le champ d'application de la méthode des éléments finis sont limités par la dimension des systèmes d'équations que nous pouvons résoudre économiquement sur les ordinateurs disponibles. Les méthodes de résolution de systèmes linéaires peuvent être classées en deux catégories :

- Les méthodes directes qui conduisent à la solution suite à un nombre d'opérations connues a priori ;

- Les méthodes itératives qui conduisent à la solution par une succession d'améliorations d'une solution approchée, le nombre d'itérations étant difficiles à prévoir.

Les premiers programmes basés sur la méthode des éléments finis ont utilisé des méthodes itératives type Gauss-Seidel car elles sont plus simples à programmer et, surtout demandent moins d'espace mémoire que les méthodes directes. La grande majorité des programmes actuels utilise des méthodes directes dérivées de la méthode d'élimination de Gauss vu qu'elle nécessite beaucoup moins d'opérations que les méthodes itératives. Par contre, elles sont en général plus sensibles aux erreurs d'arrondis dues à la précision limitée avec laquelle l'ordinateur effectue les opérations arithmétiques. Dans notre cas, la méthode bande, dérivée de la méthode de Gauss, a été choisie pour résoudre le système d'équations linéaires (4-39).

CHAPITRE 5

EXPERIMENTATION NUMERIQUE

5-1 Généralités

Dans le cadre de ce chapitre, nous illustrons le programme établi par des applications numériques portant sur l'analyse de la résistance au feu des structures en acier thermiquement protégés ou non par revêtements intumescents. Le programme informatique établi s'intitule PASAT.FOR_version 2014 (**P**rogramme d'**A**nalyse des **S**tructures en **A**cier sous l'action des gradients **T**hermiques), écrit en langage d'ordinateur FORTRAN et facilement exploitable sur micro ordinateur. Soulignons que le programme est conçu et développé par mon directeur de thèse, conçu initialement pour les structures en acier en milieu thermique non protégé (amplement décrit dans le mémoire [27]) et auquel nous avons apporté quelques modifications pour l'adapter à notre cas en présence des revêtements de protection intumescents.

5-2 Description du programme PASAT.FOR_version 2014

Nous allons d'abord présenter la description d'un fichier type de données **pasat.inp** et ensuite l'organigramme général du programme informatique résumant la méthode de calcul employée ainsi que les principaux sous programmes développés.

5-2 -1 Fichier de données : pasat.inp

Soulignons qu'à chaque bloc fonctionnel de fichier de données intitulé PASBAT.INP correspond un ensemble de cartes de données constitué d'une carte d'en-tête définissant le nom du bloc à exécuter. Les cartes d'en-tête présentent le même format pour tous les blocs (format A4). Il faut comprendre par carte de données ou de commentaires une ligne de données ou de commentaires. La définition des différents blocs ainsi que l'ordre dans lequel ils doivent être exécutés sont donnés ci après :

COMT : Lecture de cartes de commentaires, terminer ces lignes commentaires par une ligne blanche

DATA : Début du bloc de données

COOR : Lecture des données nodales

CMAT : Lecture des caractéristiques du matériau acier

PREL : Lecture des propriétés élémentaires

ELEM : Lecture des connectivités des éléments

SOLC : Lecture des sollicitations (mécaniques et thermiques)

COND : Lecture des conditions aux limites

LINM : Lecture de quelques données particulières.

Le fichier de données doit être écrit comme indiqué ci-dessous. Les cartes d'en-tête sont écrites en caractères gras afin de les mettre en évidence.

COMT

Inclure un certains nombre de lignes commentaires et terminer les lignes commentaires par une ligne blanche.

DATA

```
      COOR          NNT
      NNE    X      Y } NNT fois
      CMAT
      FPT20      FYT20      EAT20
      PREL      NGPRE
      IGPE      NRS      AM      V      } x NGPRE
      HS1  HS2    BS    NPS } x NRS
      ELEM
      NELT
      IEL  NND    NNF  NIGPE } x NELT
      SOLC      NATURE(1)      NATURE(2)
      NL    NI1
      KDL    DLOADS } x NL
      INTE  DTEMPS  NT  JPROTEC
      NEL } x NT
      COND      NNCL
      I    J    K      } x NNCL
      NUN
      LINM
      GP    M1    M2
      FIN
```

La définition des différentes variables intervenant dans le fichier de données est comme suit :

NNT : Nombre de nœuds dans la structure

NNE : Numéro d'un nœud

X : Abscisse X du nœud NNE

Y : Ordonnée Y du nœud NNE

FPT20 : Valeur de la limite de proportionnalité f_p à 20°C

FYT20 : Valeur de la limite d'élasticité efficace f_y à 20°C

EAT20 : Valeur de la pente du domaine élastique linéaire E_a à 20°C

NGPRE : Nombre de groupes de propriétés élémentaires

IGPE : Numéro d'un groupe de propriétés élémentaires

NRS : Nombre de subdivisions rectangulaires de la section transversale du groupe IGPE

AM : Valeur de la surface par unité de longueur A_m du groupe IGPE

V : Valeur du volume exposée au feu par unité de longueur du groupe IGPE

HS1 : Distance de l'axe de référence (axe z) à la fibre inférieure de la section rectangulaire NRS

HS2 : Distance de l'axe de référence (axe z) à la fibre supérieure de la section rectangulaire NRS

BS : Largeur de la section rectangulaire NRS

NPS : Nombre de points de Simpson pris dans la section rectangulaire NRS

NELT : Nombre total d'éléments dans la structure

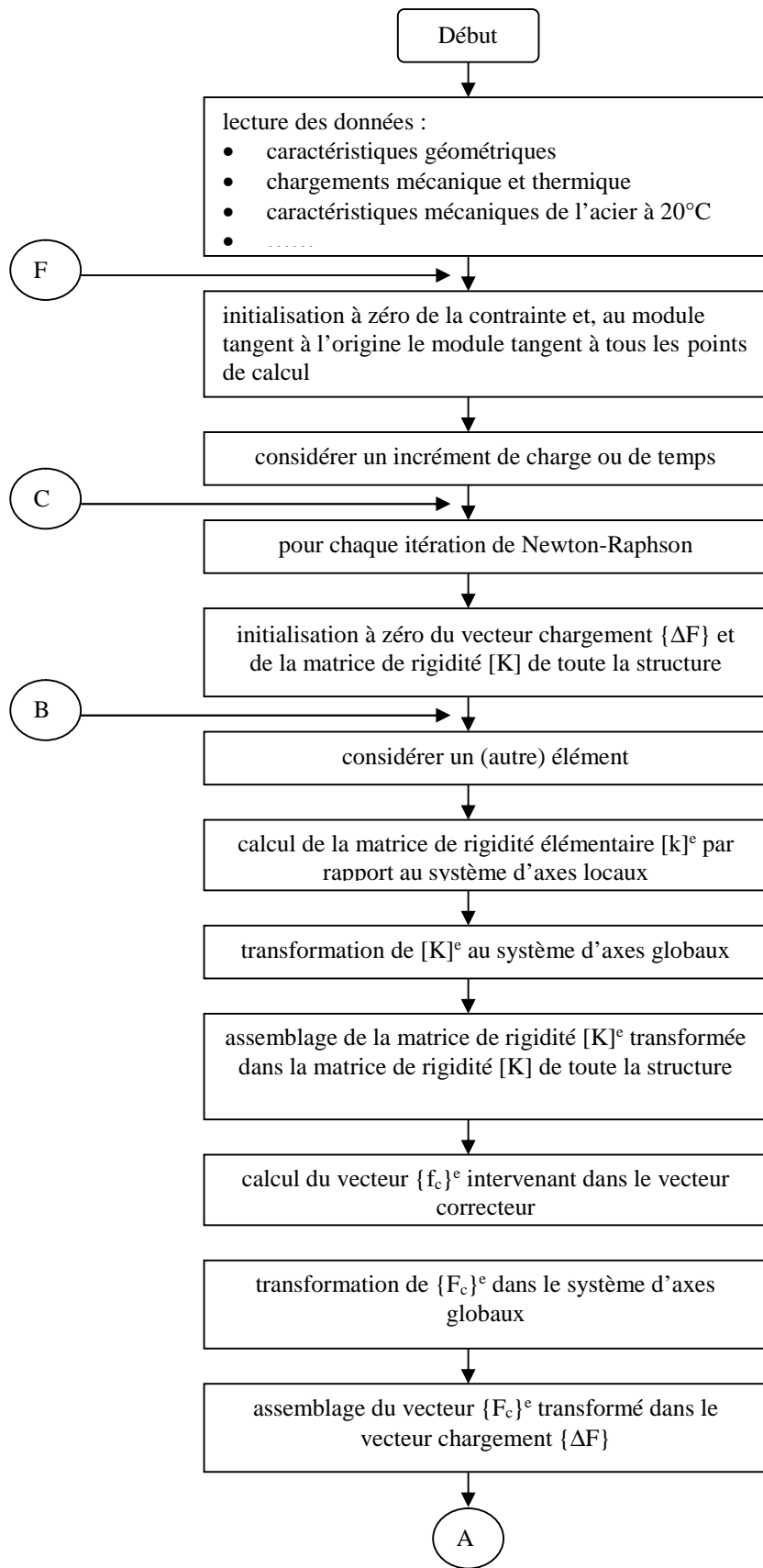
IEL : Numéro d'un élément

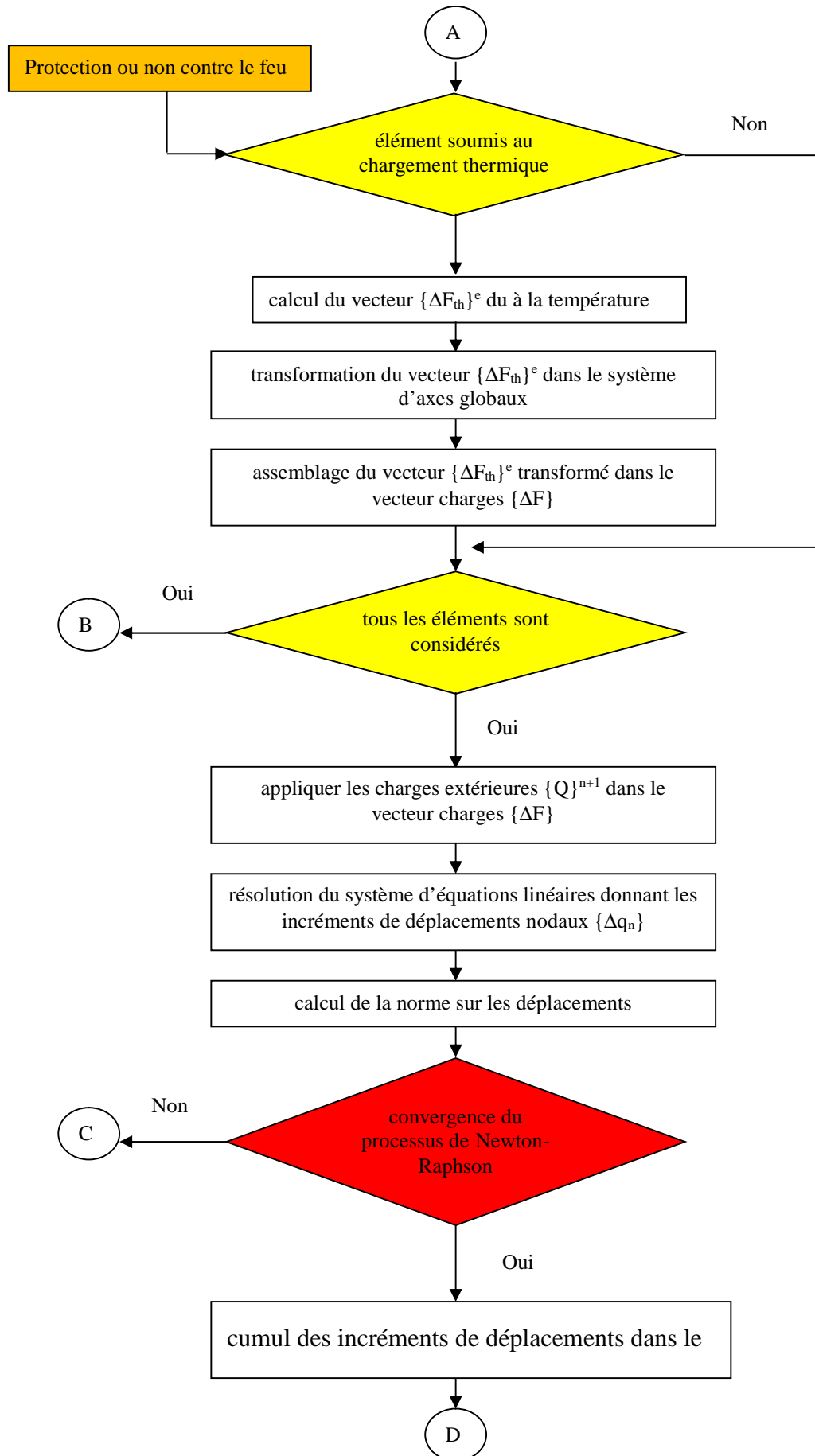
NND : Numéro du nœud de départ de l'élément IEL

NNF : Numéro du nœud de fin de l'élément IEL
NIGPE : Numéro du groupe de propriétés auquel appartient l'élément IEL
NATURE(1) : Chargement mécanique (NATURE(1)=1)
NATURE(2) : égal à 2 si le chargement thermique est considéré, sinon prendre 0. Dans le cas où le chargement thermique n'est pas considéré, ne pas introduire les valeurs des variables : INTE, DTEMPS, NT, NEL
NL : Nombre de charges concentrées du chargement mécanique
NI1 : Nombre d'incrément de charges durant le chargement mécanique
KDL : Numéro du degré de liberté chargé
DLOADS : Incrément de charge du degré de liberté KDL
INTE : Nombre d'incrément de temps (température)
DTEMPS : Valeur de l'incrément de temps
NT : Nombre d'éléments soumis à l'incendie
NEL : Numéro de l'élément soumis à l'incendie
NNCL : Nombre de nœuds ayant au moins un degré de liberté retenu
NUN : Numéro du nœud correspondant à un appui
I : Egal à 1(un) si le nœud NUN est bloqué suivant X, sinon prendre égal à 0
J : Egal à 1(un) si le nœud NUN est bloqué suivant Y, sinon prendre égal à 0
K : Egal à 1(un) si le nœud NUN est bloqué autour de Z, sinon prendre égal à 0
GP : Nombre de points de Gauss à prendre pour calculer les matrices de rigidité élémentaires
M1 : Indice d'impression des étapes intermédiaires (M1=1 → Impression ; M1=2 → Pas d'impression)
M2 : Indice de Marguerre (M2=1 → considérer les effets du second ordre; M2=0 → pas d'effet du second ordre)
JPROTEC : Indice de protection contre le feu
 JPROTEC = 1 : paroi protégée contre le feu
 JPROTEC = 0 : paroi non protégée contre le feu

5-2-2 Organigramme général de calcul

Les différentes étapes de calcul effectuées par le programme incluant les effets thermiques sont résumés dans l'algorithme de résolution donné à la figure 5-1. Soulignons que cet algorithme se base sur le schéma itératif de Newton-Raphson par l'amélioration de la solution pendant un incrément de charge mécanique ou thermique. Il convient cependant de faire une remarque relative au processus itératif adopté au cours de l'incrément de temps lié à l'augmentation des températures comme l'indique la figure 5-1. En effet dans celui ci on suppose que les effets thermiques sont appliqués à la structure au début de l'incrément, on examine ensuite les modifications qui en résultent dans le comportement de la structure. Ceci revient à supposer que les effets thermiques sont complètement dissociés du processus de redistribution des efforts internes.





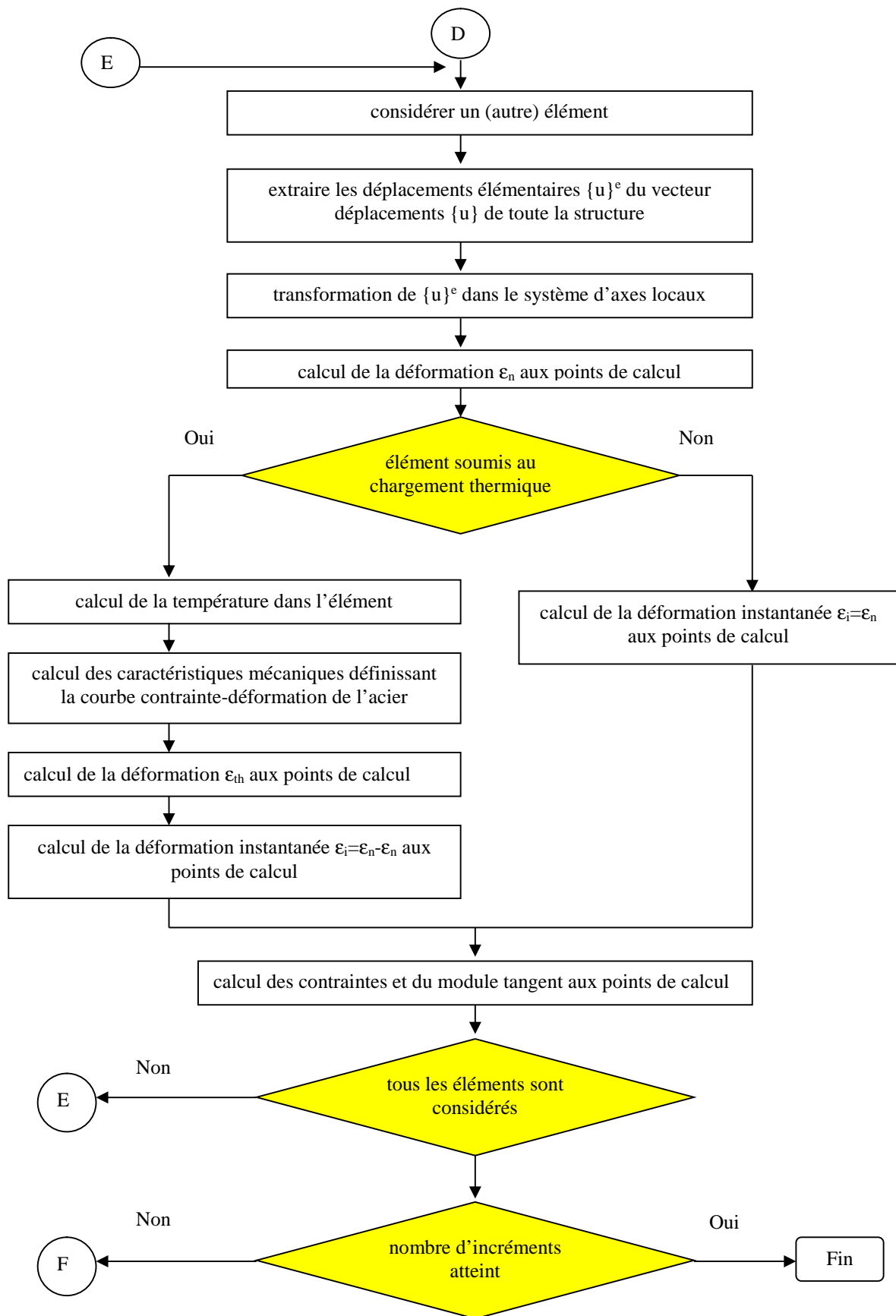


Figure 5-1 Organigramme général de résolution

5-2-3 Principaux sous programmes et fonctions

Dans ce qui suit, nous donnons les principales fonctions et sous programmes figurant dans le programme PASAT.FOR_version 2014.

- Fonction CONTRAINTE : La fonction CONTRAINTE donne la valeur de la contrainte dans l'acier pour une déformation instantanée selon les fonctions mathématiques suggérées par l'EC3 à la figure 3-2. Cette fonction est utilisée dans le sous programme DEFOR.
- Fonction DSIGA : La fonction DSIGA donne la valeur du module tangent E_T correspondant à une déformation donnée . Cette fonction est utilisée dans le sous programme DEFOR.
- Subroutine DEPLOYC : ce sous programme donne respectivement les incréments de déplacements nodaux u ou les déplacements totaux U aux nœuds de l'élément par rapport aux axes locaux en moyennant les incréments de déplacements nodaux ou les déplacements totaux aux nœuds de l'élément par rapport aux axes globaux.
- Subroutine DEFOR : ce sous programme fait d'abord appel au sous programme DEPLOYC pour déterminer, pour un élément donné, les incréments de déplacements nodaux et les déplacements totaux aux nœuds de l'élément par rapport aux axes locaux. Ensuite, il calcule la déformation et l'incrément de déformation instantanés dans chaque point de calcul (Gauss et Simpson). Finalement, ce sous programme fait appel aux fonctions CONTRAINTE et DSIGA pour calculer les valeurs de la contrainte et du module tangent qui sont stockées pour tous les points de calcul.
- Subroutine MATKO : ce sous programme calcule tous les termes de la matrice de rigidité élémentaire par rapport aux axes locaux. Ces termes sont calculés en faisant d'abord appel à la fonction F qui effectue l'intégration par la méthode de Simpson, sur chaque subdivision ou partie rectangulaire de la section. Cette intégration est effectuée en moyennant les valeurs préalablement stockées du module tangent aux points de calcul. Les résultats trouvés sur chaque partie rectangulaire de la section sont ensuite utilisés dans une quadrature de Gauss le long de l'élément afin d'obtenir finalement la matrice de rigidité élémentaire de l'élément considéré.
- Subroutine FORTEM : ce sous programme calcule les incréments des efforts nodaux, par rapport aux axes local et global, en moyennant la variation de l'élongation thermique ϵ_{th} qui se produit dans l'élément.
- Subroutine COEF : ce sous programme détermine les différentes constantes caractéristiques mécaniques définissant la courbe $\sigma - \epsilon$ de l'acier pour une température donnée.
- Subroutine FTEMP : ce sous programme calcule la température moyenne dans un élément d'acier protégé ou non soumis à l'action d'un incendie normalisé ISO834 selon les équations du paragraphe 3-3-3 si l'élément est non protégé (JPROTEC = 0), et selon les équations du paragraphe 3-3-4 si l'élément est pourvu d'une protection (JPROTEC = 1). Il fait principalement appel aux propriétés thermiques du revêtement utilisé à savoir la variation en fonction de la température respectivement de l'épaisseur, de la conductivité, de la chaleur spécifique et de la masse volumique de l'intumescence.

5-3 Expérimentations numériques

Considérons la charpente d'acier représentée sur la figure 5-2 soumise à l'action d'un incendie supposé se développer dans le compartiment gauche du rez-de-chaussée et à des charges mécaniques de service ou d'utilisation composées de charges mortes (m) et de charges vives (v) ; les pieds des colonnes étant supposés rotulés. Notons que cette application est à l'origine du cours postgradué d'analyse des structures donné par le défunt Professeur André Picard [Université Laval, 23], décrit amplement dans le mémoire d'ingénieur de Belaidi & Hexas [24]. C'est pourquoi l'emploi parfois de certaines notations typiquement Nord américaines tirées du « Handbook of Steel » du code national du bâtiment du Canada [25].

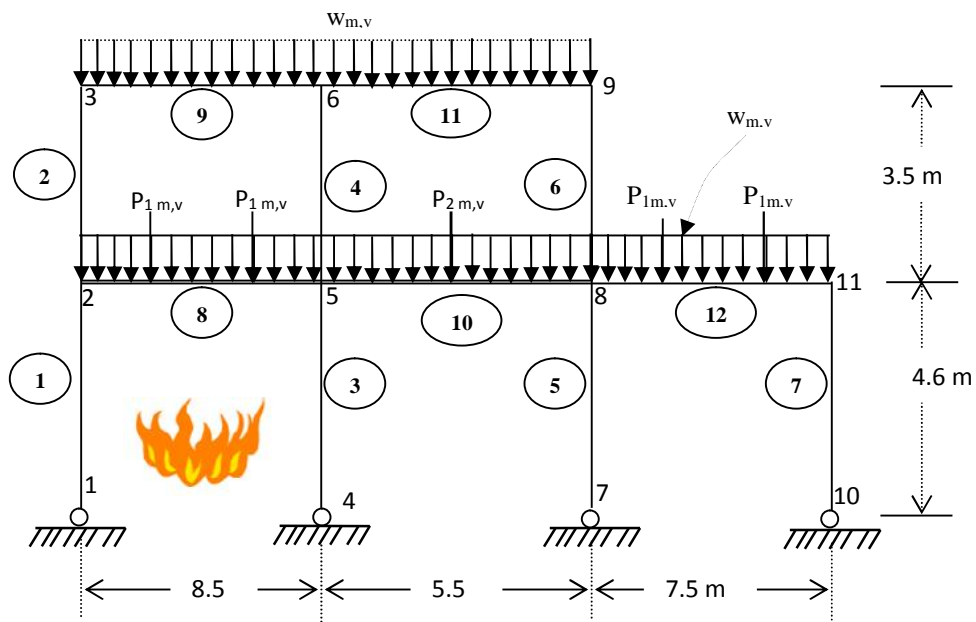


Figure 5-2 Géométrie, chargement, numérotation des membrures

5-3-1 Description des données

a- Caractéristiques géométriques :

Les éléments structuraux ont été dimensionnés sur la base de la normalisation ACNOR [25]. Le type du profilé adopté est montré sur la figure 5-3 et les caractéristiques géométriques adoptées pour chacun des éléments sont récapitulées dans le tableau 5-1.

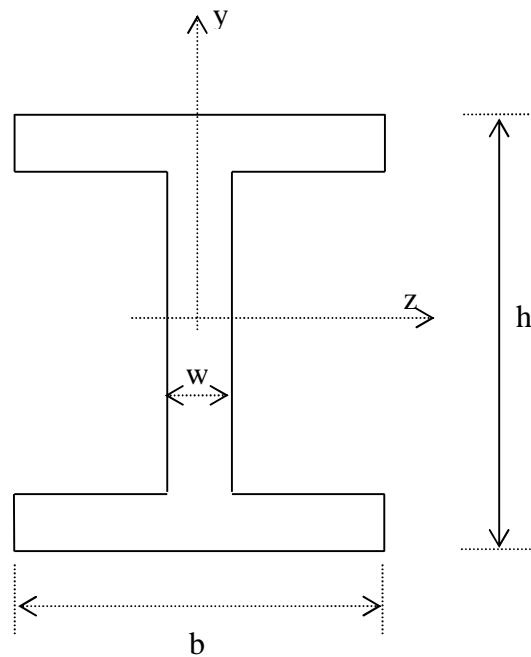


Figure 5-3 Forme du profilé

Tableau 5-1: Caractéristiques géométriques des profilés utilisés

éléments	Profilé	Aire (mm ²)	I _z (mm ⁴)	h (mm)	b (mm)	t (mm)	w (mm)	Périmètre 2(2b+h-w)	A _m /V
1,3,5,7,12	W410x67	8478	2.41x10 ⁸	409.7	178.6	14.35	8.80	1516.8	178.9
8	W460x82	10361	3.67x10 ⁸	460.0	191.3	16.00	9.91	1665.0	160.7
9	W410x46	5800	1.53x10 ⁸	403.0	140.2	11.78	7.00	1352.8	233.2
2,4,6,10	W410x54	6717	1.82x10 ⁸	402.0	177.3	10.90	7.50	1498.2	223.1
11	W360x39	4887	1.00x10 ⁸	353.3	127.5	10.70	6.50	1203.6	246.3

b- Charges:

- charge vive uniforme sur toutes les poutres : $w_v = 16.0$ kN/m
- charge morte uniforme sur toutes les poutres : $w_m = 10.7$ kN/m
- charges mortes concentrées :
 $P_{1m} = 22.1$ kN (appliquée au tiers de la portée) ; $P_{2m} = 30.1$ kN (au mi- portée)
- charges vives concentrées :
 $P_{1v} = 32.9$ kN (appliquée au tiers de la portée) ; $P_{2v} = 45.0$ kN (au mi- portée)

Notons que ces valeurs ne sont pas pondérées et qu'une charge morte est équivalente à une charge permanente (G) et une charge vive à une charge d'exploitation (Q) dans l'esprit de la réglementation européenne des Eurocodes.

c- Caractéristiques mécaniques de l'acier de construction :

La nuance de l'acier de construction considéré est du type S460 dont les caractéristiques en milieu de température ambiante ($T = 20^{\circ}\text{C}$) sont :

$$f_p = 375 \text{ Mpa} ; f_y = 460 \text{ Mpa} ; E_a = 200000 \text{ Mpa.}$$

d- Combinaison de charge :

Afin de vérifier la stabilité d'une structure ou de l'un de ses éléments lors d'un incendie, l'Eurocode 1-2 [1] préconise de prendre en compte les combinaisons de charge qui répondent à l'équation symbolique suivante :

$$\begin{aligned} \text{Charges} &= \text{poids propre} \\ &+ \text{précontrainte} \\ &+ \gamma_1 \times \text{l'action variable dominante (valeur permanente)} \\ &+ \gamma_2 \times \text{les autres actions variables (valeurs quasi-permanentes)} \end{aligned}$$

Pour les bâtiments à usage privé, résidentiel et de bureau, on prend $\gamma_1 = 0.5$ et $\gamma_2 = 0.3$. A titre d'exemple, en ce qui concerne la combinaison entre les charges de vent (ou de séisme) et imposées (d'exploitation ou d'utilisation), on considère la plus défavorable de l'une des deux combinaisons suivantes :

- (1) poids propre + 0.5 x charge imposée + 0.0 x vent
- (2) poids propre + 0.3 x charge imposée + 0.2 x vent

5-3-2 Discrétisation de la structure

La structure est découpée en éléments comme indiqués sur la figure 5-4 avec un nombre total d'éléments NELE égal à 22 et un nombre total de nœuds NNT égale à 14. Chaque nœud possède trois degrés de liberté dont un déplacement de translation horizontal (u_i), un déplacement de translation vertical (v_i) et un déplacement de rotation (θ_i). Mentionnons que l'élément fini utilisé est de type classique de poutre-colonne où est choisie respectivement le long de l'élément une interpolation polynomiale quadratique (type Lagrange, continuité C_0) pour décrire le déplacement axial (u) et une interpolation cubique (type Hermite, continuité C_1) pour décrire le déplacement latéral (v).

Les charges équivalentes sont calculées aux nœuds et sont appliquées selon les degrés de libertés de déformations actifs (fig. 5-5). La combinaison de charges utilisée est : poids propre + 0.5 x charge imposée. Afin de permettre par ailleurs l'intégration numérique des différents termes de la matrice de rigidité élémentaire et les composantes du vecteur des forces élémentaires, la section transversale de l'élément est également subdivisée en couche rectangulaires ($NRY = 3$; fig. 4-10) où chaque couche est subdivisée à son tour en 4 sous-couches équivalentes à 2 points d'intégration de Simpson.

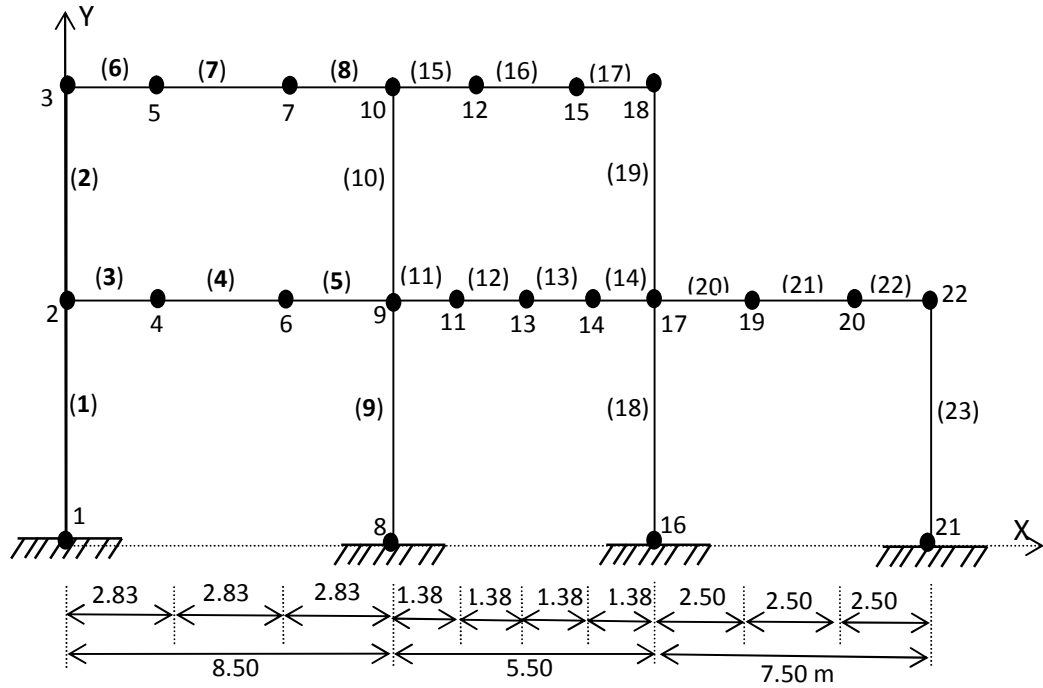
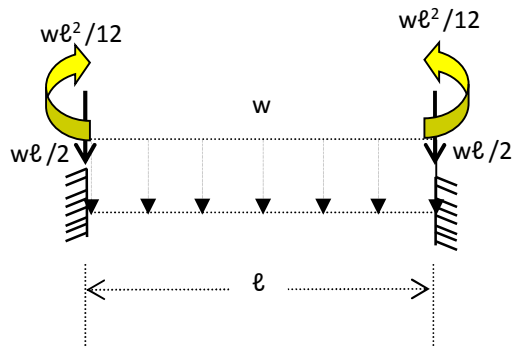


Figure 5-4 Maillage: numérotation des nœuds et des éléments

5-3-4 Détermination des charges mécaniques équivalentes aux nœuds

- Efforts aux extrémités d'un élément doublement encastré



- Efforts aux extrémités des éléments (charges non pondérées)

Surcharge (kN/m)	éléments : 3,4,5,6,7,8 =2.83m		éléments : 11,12,13,14 =1.38m		éléments : 15,16,17 =1.83m		éléments : 20,21,22 =2.50m	
	w / 2 (kN)	wl ² /12 (kN.m)	w / 2 (kN)	wl ² /12 (kN.m)	w / 2 (kN)	wl ² /12 (kN.m)	w / 2 (kN)	wl ² /12 (kN.m)
w _m =10.7	15.14	7.14	7.38	1.70	9.79	2.99	13.38	5.57
w _v =16.0	22.64	10.68	11.04	2.54	14.64	4.47	20.00	8.33

- Détermination du vecteur global des forces nodales sous charge mécanique

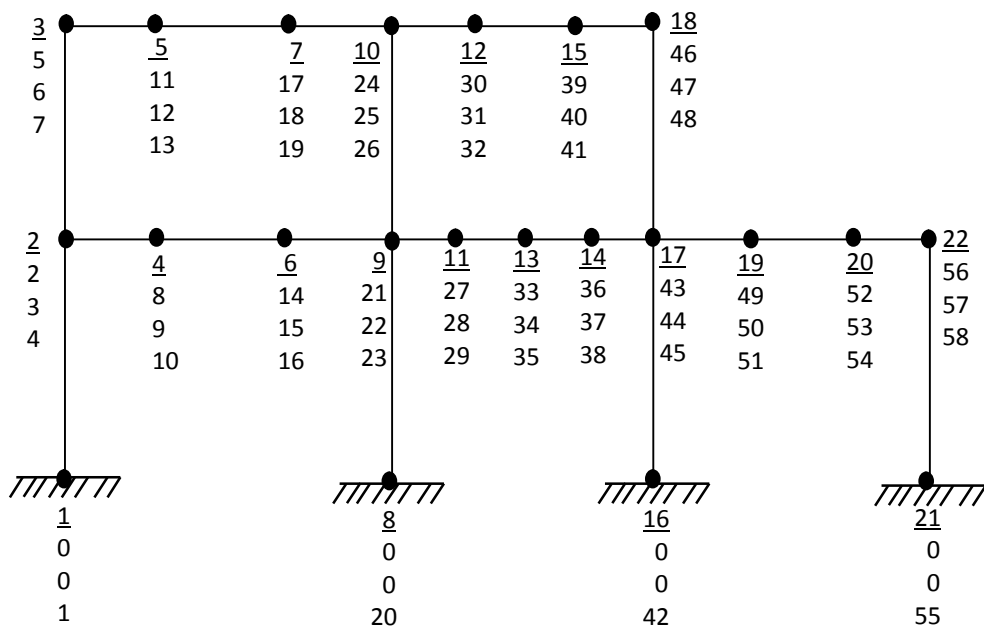
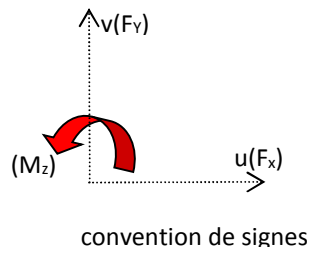


Figure 5-5 Discrétisation : numéros des degrés de libertés de déformations actifs

Tableau 5-2 : Détermination du vecteur des forces nodales sous charge mécanique

N° degré de liberté	Charge morte (D) (concentrée+uniforme)	Charge vive (L) (concentrée+uniforme)	Combinaison (D+0.5L)
1	0	0	0
2	0	0	0
3	-15.14	-22.64	-26.46
4	-7.14	-10.68	-12.48
5	0	0	0
6	-15.14	-22.64	-26.46
7	-7.14	-10.68	-12.48
8	0	0	0
9	-52.38	-78.18	-91.47
10	0	0	0
11	0	0	0
12	-30.28	-45.28	-52.92

13	0	0	0
14	0	0	0
15	-52.38	-78.18	-91.47
16	0	0	0
17	0	0	0
18	-30.28	-45.28	-52.92
19	0	0	0
20	0	0	0
21	0	0	0
22	-22.52	-33.68	-39.36
23	5.44	8.14	9.51
24	0	0	0
25	-24.93	-37.28	-43.57
26	4.15	6.21	7.26
27	0	0	0
28	-14.76	-22.08	-25.80
29	0	0	0
30	0	0	0
31	-19.58	-29.28	-34.22
32	0	0	0
33	0	0	0
34	-44.86	-67.08	-78.4
35	0	0	0
36	0	0	0
37	-14.76	-22.08	-25.80
38	0	0	0
39	0	0	0
40	-19.58	-29.28	-34.22
41	0	0	0
42	0	0	0
43	0	0	0
44	-20.76	-31.04	-36.28
45	-3.87	-5.79	-6.77
46	0	0	0
47	-9.79	-14.64	-17.11
48	2.99	4.47	5.23
49	0	0	0
50	-48.86	-72.9	-85.31
51	0	0	0
52	0	0	0
53	-48.86	-72.9	-85.31
54	0	0	0
55	0	0	0
56	0	0	0
57	-13.38	-20.0	-23.38
58	5.57	8.33	9.74

5-3-5 Caractéristiques thermiques de la peinture intumescente adoptées

La protection thermique, appliquée autour des éléments de la structure, est supposée réalisée avec une couche de peinture intumescente de type PYROTEC 300 d'une épaisseur de 1.3 mm. Cette peinture, dont l'épaisseur est relativement faible dans les conditions normales, présente la propriété, lorsque sa température atteint une certaine valeur sous l'action de l'incendie (T_{pmax}), de gonfler et de se transformer comme décrit

au chapitre 2, en une mousse poreuse légère qui ralentit alors la pénétration du flux thermique vers le profil de l'élément métallique.

La simulation où intervient ce type de produit se heurte à deux difficultés majeures :

- 1- Selon que la peinture se trouve encore dans son état initial, ou bien qu'elle s'est déjà transformée en une mousse isolante, son épaisseur et ses propriétés thermiques varient très fortement. La simulation correcte de ce phénomène devrait probablement faire intervenir des équations semblables à celles qui décrivent les changements de phase, intégrées dans une discrétisation à maillage variable. Cette possibilité, restant d'un emploi pratique très restreint mais nécessitant une étude très poussée, n'est pas prévu dans le cadre de ce travail.
- 2- Les propriétés thermiques de ces matériaux sont peu, mal ou pas du tout connues et restant la plupart du temps soumis à la confidentialité des producteurs.

Nous ignorons la première de ces difficultés en considérant lors de la discrétisation un matériau d'épaisseur importante et présentant un caractère fortement isolant dès les premiers moments de chauffage. Cette approche est basée sur le fait, que lorsque les gaz d'échauffement suivent la courbe ISO, le temps de réaction des peintures intumescentes n'est pas très important et que, dès lors, nous considérons les conditions réelles durant la majeure partie de l'exposition au feu. Quant à la deuxième difficulté, pour la lever, on se base sur les conditions partielles du fabricant (celles-ci couvrent rarement tout le domaine des températures), sur la comparaison avec d'autres produits, voire sur l'expérimentation numérique d'où l'importance jugée relative accordée à la résistance au feu qui sera ainsi calculée. Par conséquent, le but de la simulation que nous allons présenter est surtout de vérifier s'il est possible de simuler la réalité de manière suffisamment correcte malgré l'erreur de discrétisation qui existe durant le début de l'exposition au feu. Dans ce sens, la forme des courbes de température dans le profil métallique constitue le résultat le plus important.

Pour la simulation qui suit, nous avons adopté les choix suivants (fig. 5-6) :

- L'épaisseur de la peinture après réaction est estimée comme dans la figure 5-6d où $d_{pmax} = 20$ mm; $d_{p0} = 1.3$ mm ; $t_0 = 20^\circ\text{C}$; $t_{pmax} = 150^\circ\text{C}$; $t_{max} = 1200^\circ\text{C}$.
- Masse volumique : $\rho_p = 100$ kg/m³ ; Chaleur spécifique : $c_p = 800$ J/kg^{°K} ;
Conductivité thermique : $\lambda_p = 0.5$ W/m^{°K}.

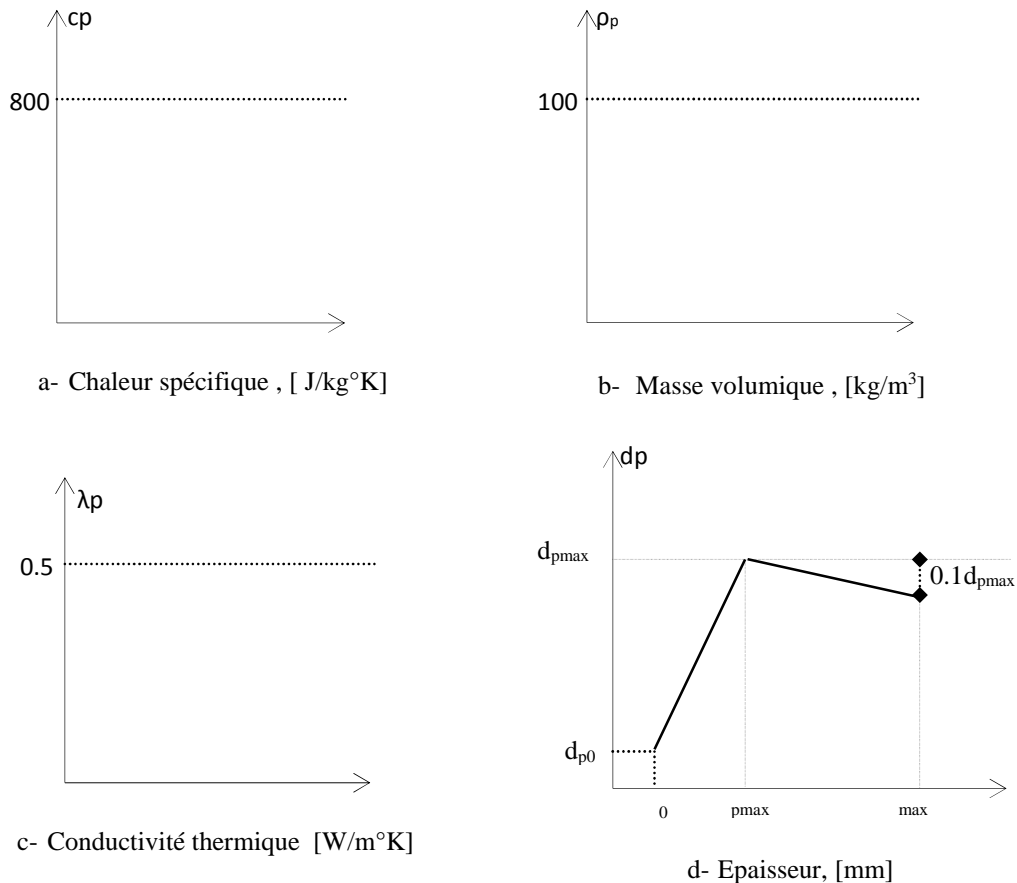


Figure 5-6 Evolution en fonction de la température des caractéristiques thermiques adoptées de la peinture intumescente

5-3-6 Réponse thermique

Au tableau 5-3, on donne quelques valeurs de température obtenues en résolvant l'équation des augmentations de température (3-27) à l'aide de l'algorithme décrit dans le paragraphe 3-3-3. L'algorithme est codifié dans le programme PASAT.FOR_version 2014 en faisant appel à la subroutine **FTEMP** donnée à l'annexe C ; la valeur de l'incrément de temps utilisé est de cinq secondes comme préconisé par l'EC3. A la figure 5-3, on représente l'évolution en fonction du temps des températures selon que le profilé de la poutre ou de la colonne est protégé ou non. Ce qui démontre clairement le rôle protecteur du revêtement intumescent par la diminution considérable des températures dans le substrat métallique. A titre de comparaison, lorsqu'elle est exemptée de protection (JPROTEC = 0), la poutre N° 8 ayant une massivité de 160.69 m⁻¹ (profilé W460x82) présente pour un temps d'exposition au feu t = 15 min, une température $t_a = 616.41^\circ\text{C}$ qui donne lieu à une réduction de la résistance de l'acier k_y , de l'ordre de 45% ; la température du four étant égale à 738.56°C. Cependant, lorsque la poutre est dotée de la protection intumescente (JPROTEC = 1), la température développée dans l'acier est 327.37°C soit une chute presque de 50% conduisant à un facteur de réduction $k_y = 1$. En d'autres termes, à ce niveau de température, le matériau ne subit aucune dégradation de sa résistance mécanique grâce à la présence de l'intumescence.

Tableau 5-3: Valeurs des températures atteintes dans l'acier à quelques temps d'exposition au feu

Temps	ISO834	Profilé : W460x82 (poutre : 8 ou éléments : 3, 4, 5)		Profilé : W410x67 (colonnes : 1, 3 ou éléments : 1,9)	
		Non protégé	Protégé	Non protégé	Protégé
0 s	20	20	20	20	20
5 s	96.54	20.52	20	20.58	20
15 s	184.61	22.60	20.85	22.89	22.52
30 s	261.15	27.52	31.03	28.36	32.64
1 min	349.21	41.62	47.75	43.95	50.43
2 min	444.51	79.70	76.12	85.79	80.37
5 min	576.41	223.55	139.25	241.15	146.46
10 min	678.43	452.81	232.16	483.10	248.37
15 min	738.56	616.41	327.90	635.66	350.01
30 min	841.80	794.98	548.33	806.41	573.34
45 min	902.34	892.94	681.37	894.18	701.11
60 min	945.34	939.46	734.76	940.12	738.11
80 min	988.37	984.45	817.36	984.88	850.56

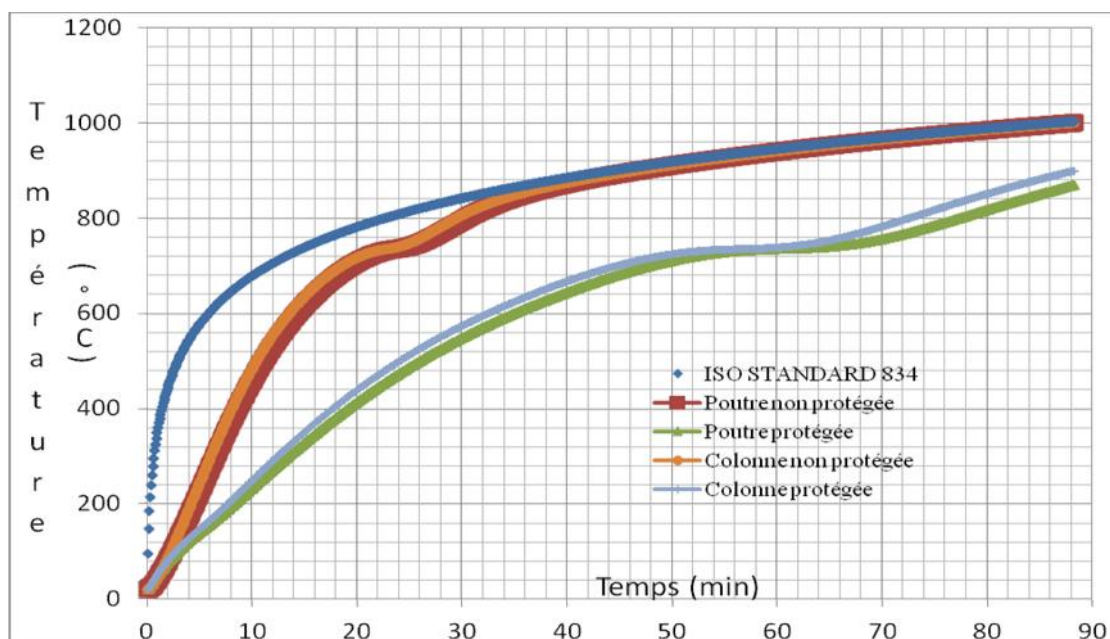


Figure 5- 7 : Evolution en fonction du temps des températures dans les éléments de poutre et de colonne soumis au feu

5-3-7 Réponse structurale

Le fichier de données (**exemple1.inp**) correspondant à la description de la structure est donné en Annexe D. Les différents détails des calculs (déplacements nodaux, déformations, contraintes...) dans chaque intervalle de temps et itérations sont stockés dans le fichier général de sortie **exemple1.out** qui est partiellement donné aussi dans l'annexe D. La synthèse des principaux résultats déplacement vertical du nœud 6 : v_6 , déplacement horizontal du nœud 2 : u_2 , les efforts normaux dans la poutre N_{x1} et dans la colonne N_{x1} ainsi que le nombre d'itérations N_{iter} dans l'intervalle de temps) est effectuée dans le fichier **resultat.out**. Le critère de ruine utilisé est par instabilité numérique. Celui-ci se manifeste par une division par zéro i.e un temps au-delà duquel la dégradation thermique est tellement importante au point que la structure n'est plus capable de reprendre les charges appliquées.

A titre indicatif, nous illustrons dans les tableaux 5-4 et 5-5 les résultats pour quelques instants d'exposition au feu selon que le profilé métallique est protégé ou non.

Tableau 5-4 : Quelques résultats (JPROTEC=1 : instabilité : $R_f=88.33$ min)

t (min)	u_2 (mm)	v_6 (mm)	N_{x1} (kN)	N_{x1} (kN)	N_{iter}
0	-1.05	-7.52	-187.44	33.4	5
30	-45.32	15.39	-127.68	-132.59	5
88.33	-9.12	-838.89	-217.42	90.77	49

Tableau 5-5 : Quelques résultats (JPROTEC=0 : instabilité : $R_f=45.08$ min)

t (min)	u_2 (mm)	v_6 (mm)	N_{x1} (kN)	N_{x4} (kN)	N_{iter}
0	-1.05	-7.52	-187.44	33.4	5
30	-62.27	-308.69	-176.5	25.11	1
45.08	57.59	-944.82	-224.73	93.46	69

L'évolution en fonction du temps des déplacements u_2 et v_6 ainsi que des efforts axiaux N_{x1} et N_{x4} est représentée dans les figures 5.8 et 5.9 en considérant la protection thermique. Nous remarquons particulièrement que les déplacements verticaux de la poutre (v_6) décroissent algébriquement durant les premiers instants de chauffage soit jusqu'à environ 30 min avant de commencer à s'accroître et d'avantage en s'approchant de la ruine. La remontée de la déformée de la poutre vers le haut qui, à première vue, apparaît paradoxal peut s'expliquer par le bridage important du reste de la structure qui reste à des températures ambiantes. Quant à l'effort normal développé dans la poutre, nous enregistrons une valeur maximale de l'ordre de 150 kN pouvant être interpréter par le fait que les colonnes s'allongent plus ou moins librement tandis que la dilatation des poutres provoque un déplacement horizontal non négligeable en tête des colonnes conduisant à une augmentation de l'effort normal de compression.

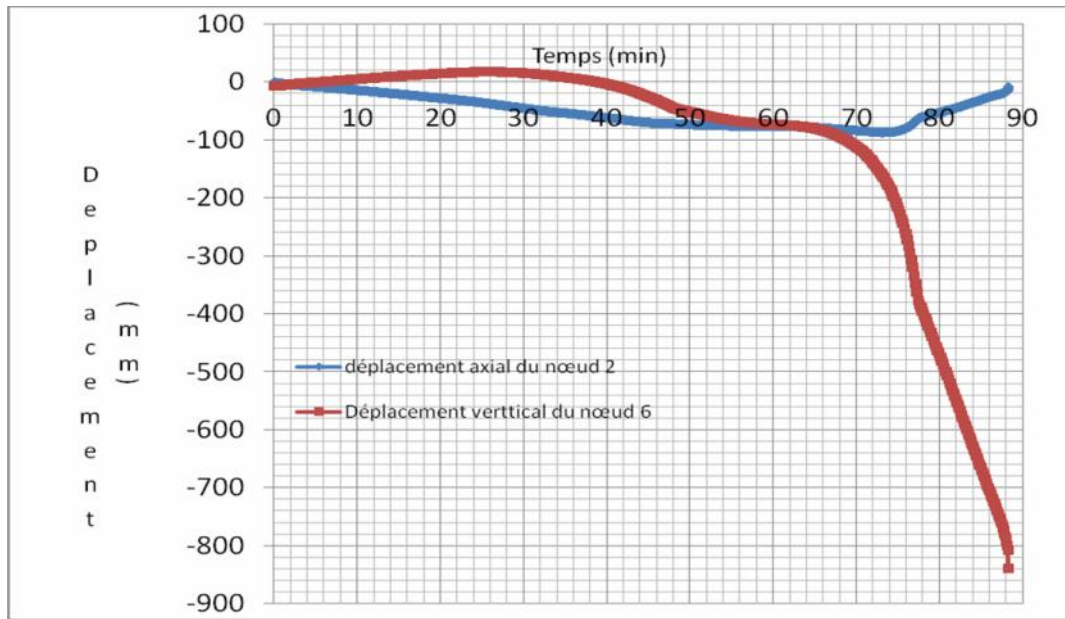


Figure 5-8 Evolution en fonction du temps des déplacements u_2 et v_6

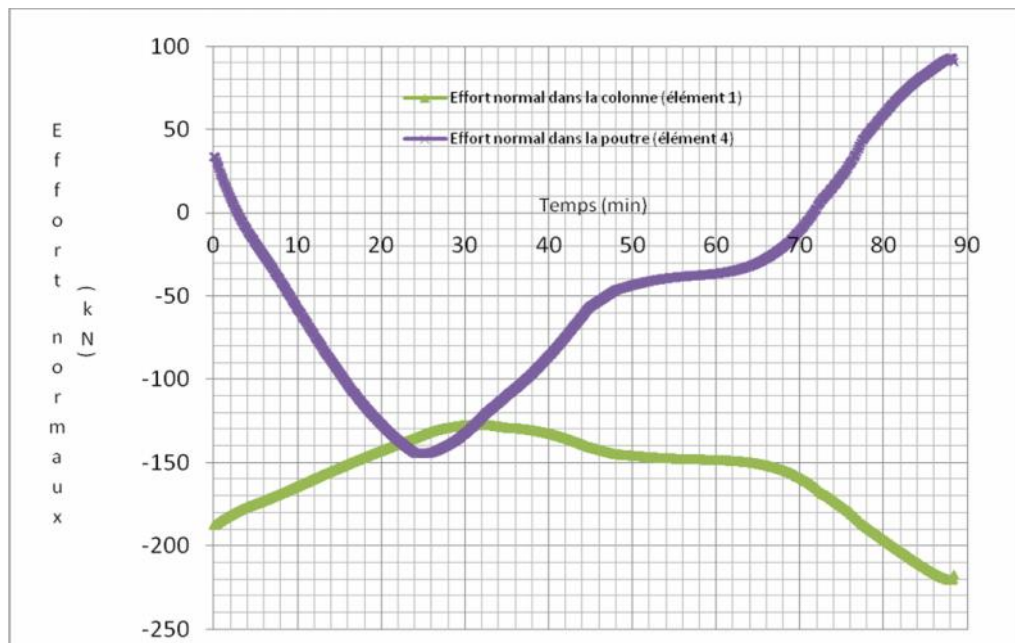


Figure 5-9 Evolution en fonction du temps efforts axiaux N_{x1} et N_{x4}

CHAPITRE 6

CONCLUSIONS GENERALES

6-1 Rétrospective

Ce travail a porté essentiellement sur l'élaboration d'un code de calcul par éléments finis capable de prédire la réponse au feu des charpentes métalliques d'acier protégées par peintures intumescentes. La modélisation de l'incendie est basée sur le scénario de feu conventionnelle de la courbe température-temps normalisée de type ISO Standard 834. Les caractéristiques thermo-physiques et mécaniques de l'acier de construction sont considérées en accord avec les recommandations de l'EC 3.

Le calcul de la répartition de température dans les éléments incendiés est effectué sur la base que ces derniers sont munis ou non d'une protection intumescente. La formulation de l'équation des augmentations de la température utilise le principe de transfert de chaleur par convection et par rayonnement en admettant d'une manière fondamentale que la température du profil soumis à l'action du feu, est uniforme sur la section droite et le long de l'élément, hypothèse justifiée par suite de la conductivité thermique de l'acier de construction.

Les équations d'équilibre incrémentales de la structure sont dérivées en exploitant le principe des travaux virtuels et la formulation lagrangienne corotationnelle totale dont le principe consiste à suivre le comportement de la structure et de ses éléments à n'importe quel instant de l'incendie. Elles sont applicables pour un élément de poutre-colonne qu'on suppose former d'une section prismatique dans lequel s'exercent un effort normal et un moment fléchissant ; l'effort tranchant s'en trouve complètement négligé. Dans la discrétisation par éléments finis on a utilisé un élément rectiligne à une seule dimension, liant deux nœuds disposés à ses extrémités, et ayant trois degrés de liberté par nœud. Nous avons adopté pour le champ axial (ou leurs incréments) des fonctions linéaires de type Lagrange (de degré 1 et continuité C^0) et pour le champ de déplacement transversal, des fonctions cubiques de type Hermite (de degré 3 et continuité C^1).

6-3 Organisation du travail

Ce travail a été organisé en six chapitres distincts dont le premier présenté comme étant une introduction traite essentiellement l'état de la question et de la problématique de l'incendie dans les constructions. Plusieurs points ont été abordés et accompagnés de riches explications afin d'encren la problématique et d'en comprendre la philosophie de l'incendie. Parmi ces points, citons le rôle et l'intérêt de l'intumescence dans les constructions en acier, les notions sur les mécanismes du développement, de la propagation de l'incendie et des moyens de prévention contre la propagation de celui-ci ainsi que les exigences réglementaires à l'incendie applicables aux éléments structuraux de bâtiments et les différents principes de vérification utilisables en pratique.

Le chapitre 2 traite l'application de l'intumescence à la réaction et à la résistance au feu de revêtement intumescent en vue de comprendre le processus et le mécanisme de la formation

de la barrière protectrice multicellulaire, épaisse et inflammable, susceptible de protéger le substrat ou l'élément métallique soumis à l'action des températures élevées. Le chapitre suivant porte sur l'évaluation de la répartition de la température dans les éléments supposés protégés ou non en exploitant le principe de transfert de chaleur pour formuler l'équation d'équilibre incrémentale de l'augmentation de température. Ce problème relève principalement de la thermique mais son importance est considérable pour les structures métalliques dont le comportement au feu présente un certain nombre de particularités qui permettent d'envisager l'utilisation des méthodes simplifiées.

Le quatrième chapitre se rapporte aux fondements mathématiques liés à l'analyse structurale où sont présentés les développements théoriques de la méthode de calcul en se basant sur l'expression incrémentale du principe des travaux virtuels dans le but de dériver les équations d'équilibre incrémentales de la structure. Les équations sont discrétisées par la méthode des éléments finis en utilisant l'algorithme de résolution de la formulation corotationnelle. L'avant dernier chapitre est consacré à l'expérimentation numérique en analysant la réponse au feu d'une structure en acier sous l'action des charges mécaniques instantanées suivi des gradients thermiques dus à un scénario de feu conventionnel ISO834.

6-4 Résultats obtenus

Un exemple pratique d'une charpente métallique étagée, incendiée dans l'un de ses compartiments, a été illustré en vue d'analyser sa réponse au feu selon l'une des deux situations suivantes à savoir estimer la résistance au feu 1) en l'absence de protection thermique 2) en considérant un revêtement intumescent type PYROTEC 300 d'une épaisseur initiale de 1.3 mm.

Quant aux résultats de l'expérimentation numérique effectuée, nous pouvons en dégager les conclusions générales suivantes :

- Les propriétés thermiques des revêtements intumescents sont peu, mal ou pas du tout connues et restant la plupart du temps soumis à la confidentialité des producteurs. C'est pourquoi lors de la simulation, le choix d'un matériau d'épaisseur importante et présentant un caractère fortement isolant dès les premiers moments de chauffage. Cette approche est basée sur le fait, que lorsque les gaz d'échauffement suivent la courbe ISO, le temps de réaction des peintures intumescents n'est pas très important et que, dès lors, nous considérons les conditions réelles durant la majeure partie de l'exposition au feu.
- la chute considérable des températures développées dans le substrat métallique démontre clairement le rôle de bouclier que joue la peinture intumescente où, à titre de comparaison, lorsqu'elle est exemptée de protection (JPROTEC = 0), la poutre ayant une massivité de 160.69 m^{-1} présente pour un temps d'exposition au feu $t = 15 \text{ min}$, une température $t_a = 616.41^\circ\text{C}$ qui donne lieu à une réduction de la résistance de l'acier $k_{y,t}$, de l'ordre de 45% ; la température du four étant égale à 738.56°C . Cependant, lorsque la poutre est munie de protection intumescente (JPROTEC = 1), la température développée dans l'acier est 327.37°C soit une chute presque de 50% conduisant à un facteur de réduction $k_{y,t} = 1$. C'est en d'autres termes, à ce niveau de température, le matériau ne subit aucune dégradation de sa résistance mécanique grâce à la présence de l'intumescence.
- En se basant sur le critère de ruine par instabilité numérique, la résistance au feu de la structure passe de 45.08 min (JPROTEC = 0) à 88.33 min (JPROTEC = 1) soit

quasiment du simple au double en considérant le revêtement intumescent. Ce qui est considérable pour la protection des biens et des personnes par les sapeurs-pompiers sans craindre l'arrivée de l'effondrement prématuré de la structure.

6-5 Recommandations futures

Ce qu'on pourrait enfin suggérer comme études futures pour l'amélioration de ce thème de travail sont les suivants :

- Analyser la résistance au feu de la structure en considérant les critères de ruine basés sur la limitation de la flèche dans les éléments, la capacité portante à la flexion de la poutre et la capacité portante ultime de la colonne en tenant compte du flambement tels que suggérés par l'EC3.
- Analyser la réponse au feu en considérant les pieds encastrés de la structure.

References

- [1] Bruls A. and Vandeveld P. Sécurité contre l'incendie dans les bâtiments- Partie 1 prévention passive, Universités de Liège et de Gent, 2000.
- [2] Duquesne S., Approche systématique des procédés d'ignifugation des produits polymères- Application aux systèmes intumescent et aux nano-composites à matrice polymère, Habilitation à diriger des recherches, 2006, Université des sciences et de technologies de Lille 1
- [3] Kruppa J. Sécurité des ouvrages en structures métalliques : partie 1, techniques de l'ingénieur, 2004, C2506, 1-16.
- [4] <http://www.acierconstruction.com/prism/structure/>
- [5] Herson M. Intumescent market swells, Fire protection, 1997, 297, P. 20-22.
- [6] Eurocode 3: Design of steel structures- Part 1-1: general rules and rules for buildings. BS EN 1993-1-1: 2005.
- [7] Dotreppe J.C. Calcul et conception des structures soumises à l'incendie- Notes complémentaires. Université de Liège, Faculté des sciences appliquées, Octobre 2000.
- [8] Franssen J.M., Kodur V. and Zaharia R., Design Steel Structures for fire safety, CRC Press, 2009.
- [9] ISO Standard 834: Fire resistance tests- Elements of building construction, International organisation for Standardization, Geneva, 2002.
- [10] Gillet M. Analyse de systèmes intumescent sous haut flux : Modélisation et identification paramétrique, Thèse de doctorat, université d'Angers, N° 984, 2009.
- [11] McGeorge D., Hoyning B., Fire safety of naval vessels made of composite materials: fire safety philosophies, ongoing research and state-of-the-art passive fire protection, RTO-MP-103, RTO AVT specialist's meeting on fire safety and survivability, Aalborg, Denmark, 2002.
- [12] Sorathia U., long G., Blum M., Ness J., Cracik T., performance requirements for safety of materials in US Navy and Submarines, Society for the advancement of materials and processes engineering, A materials and processes, Odyssey, Book 2, PP. 1683-1694, 2001.
- [13] Di Blasi C., Branca C., Mathematical model for the non steady decomposition of intumescent coatings, AIChE Journal, V47, N°10, PP. 2359-2370, 2001.
- [14] Reshetnikov I.S., Antonov A.V., Khalturinskii N.A., Mathematical description of combustion of intumescent polymer system, Combustion, Explosion, and Shock Waves, V33, N°6, PP. 669-684, 1997.
- [15] Shebeko Yu., Bolodian I.A., Filipov V.N., Kostynhin A.K., Tokarev P.M., Zamishevski E.D, A study of the behaviour of a protected vessel containing LPG during pool fire engulfment, Journal of Hazardous Materials, A77, 2000, PP. 43-56.
- [16] Zhang Y., Wang Y.C., Bailey C.G., Taylor A.P., global modelling of fire protection performance of intumescent coating under different cone calorimeter heating conditions, Fire Safety Journal, 50, 2012, PP. 51-62.
- [17] Duquesne S., Magnet S., Jana C., Delobel R., Intumescent paints : fire protective coatings for metallic substrates, Surface and Coatings Technology, 180-181, 2004, PP. 302-307.
- [18] Bourbigot S., Le bras M., Delobel R., Carbonisation mechanisms resulting from intumescence association with the ammonium polyphosphate- dipentaerythritol fire retardant system, Carbon, 1993, 31 (8), PP. 1219-1230.
- [19] ECCS, European recommendations for the fire safety of steel structures, European convention for constructional steel work, Technical committee 3, fire Safety of Steel Structures, Amsterdam, 1983.

- [20] Dotreppe J.C., Behets J.F., Dehareng J., Peeters G., Van Acker A., Résistance au feu des structures, Principes généraux et recommandations à l'usage des auteurs de projets, Université de Liège, 1983.
- [21] Eurocode 1: Basis of design and actions on structures – part 1-2: actions on structures exposed to fire, Brussels: CEN- Comité Européen de Standardisation, January 2002.
- [22] Crisfield M.A., Non linear finite element analysis of solids and structures, V1, Ed. Wiley, 1995.
- [23] Picard A., Cours d'analyse des structures, Département de Génie civil, Université Laval, Canada, 1981.
- [24] Belaidi M., Hesses M., Analyse matricielle des structures avec joints à déformation propre linéaire plus effet de second ordre, Mémoire d'ingénieur dirigé par A. Sadaoui, Département de Génie Civil, UMMTO, 1989.
- [25] Handbook of Steel, Institut canadien de la construction, Ontario, 1985.
- [26] ECCS-Technical committee 3-Fire Safety of Steel Structures, European Recommendations of the fire safety of Steel Structures, Calculation of the fire resistance of load bearing elements and structural assemblies exposed to the standard fire, Elsevier scientific publishing company, New York, 1983.
- [27] Gana S., Analyse numérique du comportement au feu des structures en acier conformément à l'EC3, Mémoire d'ingénieur dirigé par A. Sadaoui, Département de Génie Civil, UMMTO, 2003.

Annexe A

Matrice de rigidité tangente élémentaire

C'est une matrice de rang (6 x 6) symétrique ayant pour expression :

$$[k_T] = \int_V [B]^T E_T [B] dV$$

soit explicitement :

$$[k_T]_{11} = \frac{1}{l^2} \int_V E_T dV$$

$$[k_T]_{12} = -\frac{1}{l} \int_V E_T (-y N''_{vi}) dV$$

$$[k_T]_{13} = -\frac{1}{l} \int_V E_T (-y N''_{i}) dV$$

$$[k_T]_{16} = -\frac{1}{l} \int_V E_T (-y N''_{j}) dV$$

$$[k_T]_{22} = \int_V E_T y^2 N''_{vi}{}^2 dV$$

$$[k_T]_{23} = \int_V E_T y^2 N''_{vi} N''_{i} dV$$

$$[k_T]_{26} = \int_V E_T y^2 N''_{vi} N''_{j} dV$$

$$[k_T]_{33} = \int_V E_T y^2 N''_{i}{}^2 dV$$

$$[k_T]_{36} = \int_V E_T y^2 N''_{i} N''_{j} dV$$

$$[k_T]_{66} = \int_V E_T y^2 N''_{j}{}^2 dV$$

$$[k_T]_{14} = -[k_T]_{11}$$

$$[k_T]_{15} = -[k_T]_{12}$$

$$[k_T]_{24} = -[k_T]_{12}$$

$$[k_T]_{25} = -[k_T]_{22}$$

ANNEXE B

Transformations aux axes globaux

On développera ici les équations matricielles qui nous ont permis d'aboutir aux relations (4-41) et (4-42) ; par la suite, on donnera la matrice de transformation [T] introduite au paragraphe 4-3-6. Les incréments aux déplacements locaux au nœud i sont donnés en fonction des incréments de déplacements globaux par :

$$\Delta u_i = \Delta U_i \cos \Gamma + AV_i \sin \Gamma ; \Delta v_i = -\Delta U_i \sin \Gamma + AV_i \cos \Gamma ; \Delta_{n_i} = \Delta_{n_i}$$

qu'on peut écrire matriciellement par :

$$\begin{Bmatrix} \Delta u_i \\ \Delta v_i \\ \Delta_{n_i} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos \Gamma & \sin \Gamma & 0 \\ -\sin \Gamma & \cos \Gamma & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \Delta U_i \\ \Delta V_i \\ \Delta_{n_i} \end{Bmatrix}$$

Ecrivons l'équation d'équilibre incrémentale (4-34) pour un élément respectivement aux axes locaux et aux axes globaux : $[k_r] \cdot \{\Delta q_n\} = \{\Delta f\}$ $[K_r] \cdot \{\Delta q_N\} = \{\Delta F\}$

Soit T la matrice de transformation ; on peut écrire :

$$\{\Delta f\} = [T] \{\Delta F\} ; \{\Delta q_n\} = [T] \{\Delta q_N\} ; [T] \{\Delta F\} = [k_r] \{\Delta q_n\} = [k_r] [T] \{\Delta q_N\}$$

Ce qui nous donne : $\{\Delta F\} = [T]^{-1} [k_r] [T] \{\Delta q_N\}$. D'où l'on tire: $[K_r] = [T]^{-1} [k_r] [T]$

Comme la matrice $[T]^{-1} = [T]^T$, l'exposant T étant la transposée, on peut écrire pour la matrice [T] où Γ étant l'angle que fait l'élément à l'étape n avec l'axe global de la structure.

$$[T] = \begin{bmatrix} \cos \Gamma & \sin \Gamma & 0 & 0 & 0 & 0 \\ -\sin \Gamma & \cos \Gamma & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \cos \Gamma & \sin \Gamma & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -\sin \Gamma & \cos \Gamma & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$$

Annexe C

Calcul de la montée en température : Subroutine FTEMP

```

IF(NATURE(2).EQ.2) THEN
  READ(LEC,*)INTE,DTEMPS,NT,JPROTEC
  write(IMP,2233)INTE,DTEMPS,NT,JPROTEC
2233 FORMAT(/,
+   'NOMBRE D'INCREMENTS DE TEMPS.....INTE=',I5,/,
+   'INCREMENT DE TEMPS.....DTEMPS=',D12.5,/,
+   'NBRE D'ELEMENTS SUBISSANT LE CHANG.TEMP.....NT=',I5,/,
+   'PROTECTION CONTRE LE FEU.....JPROTEC=',I5,/,
+   '(JPROTEC=0: paroi non protégée; JPROTEC=1: paroi protégée)'
+,//, 'LES ELEMENTS SONT:')
  DO II=1,NGPRE
  CALL FTEMP(II,AM(II),V(II),INTE,DTEMPS,VTPC,VTPC0,NELTX,NINCRX,IMP3)
  ENDDO

```

```

SUBROUTINE FTEMP(IGPE,VAM,VV,KT,DTE,VTPC,VTPC0,NELTX,NINCRX,IMP3)
C Calcul de la température moyenne dans une section d'un élément en acier protégé ou non soumis à
C l'action d'un incendie normalisé (courbe température/temps normalisé ISO834-EC 3)
C
integer KT,K,IGPE,IMP3
real *8 DTE,AM,V,CTF,CHCC,TPC,ERES,SIGMA,ATEMPS,CTCK,CX,CHCR,CHC,
+   CC,FCC,VTPC(NELTX,NINCRX),COEF,VAM,VV,TIME,RHO,VTPC0(NELTX,NINCRX),
+   XLANDAP,DP,RHOP,CPhi,CCP,COEF1,COEF2,COEF3,CTCK0,DCTCK,DTPC0,TPC0,FDP
c
AM=VAM
V=VV
c Masse volumique de l'acier - [Kg/m3]
RHO=7850.D0
c Température initiale
CTF=20.D0
c Coefficient d'échange par convection- [W/m2.K]
CHCC=25.D0
c Coefficient de l'émissivité globale- [-]
ERES=0.5D0
c Constante de Boltzman- [W/m2.K4]
SIGMA=5.67D-08
c Initialisation de la température moyenne de la paroi à 20 °C
TPC=20.D0
c Initialisation de la température moyenne de l'acier en presence de la protection à 20°C
TPC0=20.D0
write(imp3,*)'igpe:',igpe,'am:',am,'v',v
write(imp3,*)'time(min)   ctck en °C   tpc en°C   tpc0
+ en°C'
do 100 K=1,KT
ATEMPS=DFLOAT(K-1)*DTE
c Courbe standard température-temps iso834, au temps t+dt,[°C]
CTCK=345.D0*DLOG10(8.D0*(ATEMPS+DTE)/60.D0+1.D0)+CTF
c Coefficient d'échange par rayonnement,[W/m2.K]
CX=(TPC+273.D0)/(CTCK+273.D0)
CHCR=ERES*SIGMA*(CTCK+273.D0)**3*(1.D0+CX+CX*CX+CX**3)
c Coefficient d'échange par convection plus rayonnement,[W/m2.K]
CHC=CHCC+CHCR

```

```

c  Chaleur spécifique de l'acier, [J/kg.K]
   CC=FCC(TPC)
c  Calcul de la température à l'instant t+dt- [°C]
   COEF=DTE*AM/(V*RHO*CC)
   TPC=TPC+COEF*CHC*(CTCK-TPC)
   VTPC(IGPE,K)=TPC
c  Conductivité thermique du matériau de protection contre le feu, (W/m.°K)
   XLANDAP=0.5D0
c  Epaisseur du matériau de protection contre le feu, (m)
   DP=FDP(TPC0)
c  Chaleur spécifique du matériau de protection contre le feu, (J/kg.°K)
   CCP=800.D0
c  Masse volumique du matériau de protection contre le feu, (kg/m3)
   RHOP=100.D0
c  Chaleur spécifique de l'acier, [J/kg.K], en presence de la protection
   CC=FCC(TPC0)
C  write(imp3,*)'TPC0',TPC0,'CC',CC,'DP',DP
   CPHI=CCP*RHOP*DP*AM/(V*RHO*CC)
   COEF1=XLANDAP*AM/(V*DP*RHO*CC)
   COEF2=1.D0/(1.D0+CPHI/3.D0)
C  write(imp3,*)'CPHI',CPHI,'COEF1',COEF1,'COEF2',COEF2
c  Courbe standard température-temps iso834, au temps t,[°C]
   CTCK0=345.D0*DLOG10(8.D0*ATEMPS/60.D0+1.D0)+CTF
c  Augmentation de la temperature des gaz pendant l'intervalle de temps dt, [°C]
   DCTCK=CTCK-CTCK0
C  write(imp3,*)'CTCK',CTCK,'CTCK0',CTCK0,'DCTCK',DCTCK,'DTE',DTE
   COEF3=DEXP((CPHI/10)-1)*DCTCK
c  Augmentation de la temperature de l'acier au temps t+dt, [°C]
   DTPC0=COEF1*COEF2*DTE*(CTCK-TPC0)-COEF3
   if(DTPC0.le.0.D0) DTPC0=0.D0
c  Temperature de l'acier au temps t+dt, [°C]
   TPC0=TPC0+DTPC0
C  write(imp3,*)'COEF3',COEF3,'DTPC0',DTPC0,'TPC0',TPC0
   VTPC0(IGPE,K)=TPC0
   time=(atemps+dte)/60.D0
   write(imp3,50)time,ctck,tpc,tpc0
50  format(1x,F10.3,3(5x,f10.3))
100 continue
   end
c-----
function FCC(T)
c  Calcul de la valeur de la chaleur spécifique de l'acier selon l'Eurocode 3 - [J/Kg.K]
   real*8 T,FCC
   if(T.ge.20.D0.and.T.lt.600.D0) then
     FCC=425.D0+7.73D-01*T-1.69D-03*T**2+2.22D-06*T**3
   elseif(T.lt.735.D0) then
     FCC=666.D0+13002.D0/(738.D0-T)
   elseif(T.lt.900.D0) then
     FCC=545.D0+17820.D0/(T-731.D0)
   elseif(T.lt.1200.D0) then
     FCC=650.D0
   endif
   return
end

```

C-----

function FDP(T)

c Calcul de l'épaisseur du matériau de protection contre le feu, (m) à une température T[°C]
real*8 T,FDP,TDPMAX,T0,DP0,DPMAX,TMAX,DPTMAX

c Valeurs caractéristiques de la variation de l'épaisseur en fonction de la température

T0=20.D0

DP0=1.3D-03

TDPMAX=150.D0

DPMAX=20.D-03

TMAX=1200.D0

DPTMAX=0.9D0*DPMAX

if(T.ge.20.D0.and.T.lt.TDPMAX) then

FDP=DP0+(DPMAX-DP0)*(T-T0)/(TDPMAX-T0)

elseif(T.lt.TMAX) then

FDP=DPMAX-(DPMAX-DPTMAX)*(T-TDPMAX)/(TMAX-TDPMAX)

endif

return

end

ANNEXE D

FICHIERS TYPES DE DONNEES ET DE SORTIE

Fichier de données : exemple1.inp

COMT

Analyse d'un cadre en acier de section en I sous charges mécanique et thermique, feu normalisé, éléments: 3,4,5,1,9, exemple1.inp, JPROTECT=1: protégé; JPROTECT=0: non (pieds rotulés; combinaison de charges: D+0.5L); version du 15-04-2014

DATA

COORD 22

```
1 0.00000D+03 0.00000D+00
2 0.00000D+03 4.60000D+03
3 0.00000D+03 8.10000D+03
4 2.83333D+03 4.60000D+03
5 2.83333D+03 8.10000D+03
6 5.66666D+03 4.60000D+03
7 5.66666D+03 8.10000D+03
8 8.50000D+03 0.00000D+03
9 8.50000D+03 4.60000D+03
10 8.50000D+03 8.10000D+03
11 9.87500D+03 4.60000D+03
12 10.33333D+03 8.10000D+03
13 11.25000D+03 4.60000D+03
14 12.62500D+03 4.60000D+03
15 12.16666D+03 8.10000D+03
16 14.00000D+03 0.00000D+03
17 14.00000D+03 4.60000D+03
18 14.00000D+03 8.10000D+03
19 16.50000D+03 4.60000D+03
20 19.00000D+03 4.60000D+03
21 21.50000D+03 0.00000D+03
22 21.50000D+03 4.60000D+03
```

CMAT

375.D0 460.D0 2.0D5

PREL 5

```
1 3 1.665D0 10.36D-3
-0.23000D+03 -0.21400D+03 0.19126D+03 2.00000D+01
-0.21400D+03 0.21400D+03 0.00991D+03 2.00000D+01
0.21400D+03 0.23000D+03 0.19126D+03 2.00000D+01
2 3 1.3528D0 5.800D-3
-0.20150D+03 -0.19032D+03 0.14021D+03 2.00000D+01
-0.19032D+03 0.19032D+03 0.00700D+03 2.00000D+01
0.19032D+03 0.20150D+03 0.14021D+03 2.00000D+01
3 3 1.4982D0 6.717D-3
-0.20100D+03 -0.19010D+03 0.17730D+03 2.00000D+01
-0.19010D+03 0.19010D+03 0.00750D+03 2.00000D+01
0.19010D+03 0.20100D+03 0.17730D+03 2.00000D+01
4 3 1.2036D0 4.887D-3
-0.17665D+03 -0.16595D+03 0.12750D+03 2.00000D+01
-0.16595D+03 0.16595D+03 0.00650D+03 2.00000D+01
0.16595D+03 0.17665D+03 0.12750D+03 2.00000D+01
5 3 1.5168D0 8.478D-3
-0.20485D+03 -0.19050D+03 0.17860D+03 2.00000D+01
-0.19050D+03 0.19050D+03 0.00880D+03 2.00000D+01
0.19050D+03 0.20485D+03 0.17860D+03 2.00000D+01
```

```
ELEM
23
1 1 2 5
2 2 3 3
3 2 4 1
4 4 6 1
5 6 9 1
6 3 5 2
7 5 7 2
8 7 10 2
9 8 9 5
10 9 10 3
11 9 11 3
12 11 13 3
13 13 14 3
14 14 17 3
15 10 12 4
16 12 15 4
17 15 18 4
18 16 17 5
19 17 18 3
20 17 19 5
21 19 20 5
22 20 22 5
23 21 22 5
SOLC 1 2
58 1
1 0.00000D+00
2 -0.00000D+00
3 -2.64600D+04
4 -1.24800D+07
5 0.00000D+00
6 -2.64600D+04
7 -1.24800D+07
8 0.00000D+00
9 -9.14700D+04
10 0.00000D+00
11 0.00000D+00
12 -5.29200D+04
13 0.00000D+00
14 0.00000D+00
15 -9.14700D+04
16 0.00000D+00
17 0.00000D+00
18 -5.29200D+04
19 0.00000D+00
20 0.00000D+00
21 0.00000D+00
22 -3.93600D+04
23 -0.95100D+07
24 0.00000D+00
25 -4.35700D+04
26 0.72600D+07
27 0.00000D+00
28 -2.58000D+04
```

```
29 0.00000D+00
30 0.00000D+00
31 -3.42200D+04
32 0.00000D+00
33 0.00000D+00
34 -7.84000D+04
35 0.00000D+00
36 0.00000D+00
37 -2.58000D+04
38 0.00000D+00
39 0.00000D+00
40 -3.42200D+04
41 0.00000D+00
42 0.00000D+00
43 0.00000D+00
44 -3.62800D+04
45 -0.67700D+07
46 0.00000D+00
47 -1.71100D+04
48 0.52300D+07
49 0.00000D+00
50 -8.53100D+04
51 0.00000D+00
52 0.00000D+00
53 -8.53100D+04
54 0.00000D+00
55 0.00000D+00
56 0.00000D+00
57 -2.33800D+04
58 9.74000D+06
1060 5 5 1
3
4
5
1
9
COND 4
1 1 0
1
1 1 0
8
1 1 0
16
1 1 0
21
LINM
5 0 1
STOP
END
```

Fichier de sortie : exemple1.out

```
COMT
=====DEBUT:COMMENTAIRES/DESCRIPTION=====
ANALYSE D'UN CADRE EN ACIER DE SECTION EN I SOUS CHARGES MECANIQUES ET
THERMIQUE ; FEU NORMALISE ; ELEMENTS 3,4,5,1,9, exemple1.inp, JPROTECT=1: protégé;
JPROTECT=0 ; (pieds rotulés; combinaison de charges: D+0.5L); version du 15-04-2014

=====FIN:COMMENTAIRES/DESCRIPTION=====
DATA
-----BLOC:LECTURE DES DONNEES-----

*****
COORDONNEES DES 22 NOEUDS:
Noeud   Coord.X   Coord.Y
  1     .00000D+00 .00000D+00
  2     .00000D+00 .46000D+04
  3     .00000D+00 .81000D+04
  4     .28333D+04 .46000D+04
  5     .28333D+04 .81000D+04
  6     .56667D+04 .46000D+04
  7     .56667D+04 .81000D+04
  8     .85000D+04 .00000D+00
  9     .85000D+04 .46000D+04
 10     .85000D+04 .81000D+04
 11     .98750D+04 .46000D+04
 12     .10333D+05 .81000D+04
 13     .11250D+05 .46000D+04
 14     .12625D+05 .46000D+04
 15     .12167D+05 .81000D+04
 16     .14000D+05 .00000D+00
 17     .14000D+05 .46000D+04
 18     .14000D+05 .81000D+04
 19     .16500D+05 .46000D+04
 20     .19000D+05 .46000D+04
 21     .21500D+05 .00000D+00
 22     .21500D+05 .46000D+04

CARACTERISTIQUES MECANIQUES DU MATERIAU : VALEUR DE FPT20... .37500D+03 ;
VALEUR DE FYT20...46000D+03 ; VALEUR DE EAT20... .20000D+06
PROPRIETES ELEMENTAIRES
NOMBRE DE GROUPE DE PROPRIETES.....NGPRE= 5
GROUPE Nø.....IGPE= 1
NOMBRE DE SUBDIVISION DE LA SECTION.....NRS= 3
VALEUR DE Am .....Am= .16650D+01
VALEUR DE V .....V= .10360D-01
SUBDIVISION N° 1:
DISTANCE DU C.G A LA FIBRE INFERIEURE....HS1= -.23000D+03
DISTANCE DU C.G A LA FIBRE SUPERIEURE....HS2= -.21400D+03
LARGEUR DE LA SECTION .....BS= .19126D+03
NOMBRE DE POINTS DE SIMPSON.....NPS= .20000D+02
SUBDIVISION N° 2:
DISTANCE DU C.G A LA FIBRE INFERIEURE....HS1= -.21400D+03
DISTANCE DU C.G A LA FIBRE SUPERIEURE....HS2= .21400D+03
LARGEUR DE LA SECTION .....BS= .99100D+01
NOMBRE DE POINTS DE SIMPSON.....NPS= .20000D+02
SUBDIVISION N° 3:
DISTANCE DU C.G A LA FIBRE INFERIEURE....HS1= .21400D+03
DISTANCE DU C.G A LA FIBRE SUPERIEURE....HS2= .23000D+03
LARGEUR DE LA SECTION .....BS= .19126D+03
NOMBRE DE POINTS DE SIMPSON.....NPS= .20000D+02
```

GROUPE Nø.....IGPE= 2
 NOMBRE DE SUBDIVISION DE LA SECTION.....NRS= 3
 VALEUR DE AmAm= .13528D+01
 VALEUR DE VV= .58000D-02
 SUBDIVISION N° 1:
 DISTANCE DU C.G A LA FIBRE INFERIEURE....HS1= -.20150D+03
 DISTANCE DU C.G A LA FIBRE SUPERIEURE.....HS2= -.19032D+03
 LARGEUR DE LA SECTIONBS= .14021D+03
 NOMBRE DE POINTS DE SIMPSON.....NPS= .20000D+02
 SUBDIVISION N° 2:
 DISTANCE DU C.G A LA FIBRE INFERIEURE....HS1= -.19032D+03
 DISTANCE DU C.G A LA FIBRE SUPERIEURE.....HS2= .19032D+03
 LARGEUR DE LA SECTIONBS= .70000D+01
 NOMBRE DE POINTS DE SIMPSON.....NPS= .20000D+02
 SUBDIVISION N° 3:
 DISTANCE DU C.G A LA FIBRE INFERIEURE....HS1= .19032D+03
 DISTANCE DU C.G A LA FIBRE SUPERIEURE.....HS2= .20150D+03
 LARGEUR DE LA SECTIONBS= .14021D+03
 NOMBRE DE POINTS DE SIMPSON.....NPS= .20000D+02
 GROUPE Nø.....IGPE= 3
 NOMBRE DE SUBDIVISION DE LA SECTION.....NRS= 3
 VALEUR DE AmAm= .14982D+01
 VALEUR DE VV= .67170D-02
 SUBDIVISION N° 1:
 DISTANCE DU C.G A LA FIBRE INFERIEURE....HS1= -.20100D+03
 DISTANCE DU C.G A LA FIBRE SUPERIEURE.....HS2= -.19010D+03
 LARGEUR DE LA SECTIONBS= .17730D+03
 NOMBRE DE POINTS DE SIMPSON.....NPS= .20000D+02
 SUBDIVISION N° 2:
 DISTANCE DU C.G A LA FIBRE INFERIEURE....HS1= -.19010D+03
 DISTANCE DU C.G A LA FIBRE SUPERIEURE.....HS2= .19010D+03
 LARGEUR DE LA SECTIONBS= .75000D+01
 NOMBRE DE POINTS DE SIMPSON.....NPS= .20000D+02
 SUBDIVISION N° 3:
 DISTANCE DU C.G A LA FIBRE INFERIEURE....HS1= .19010D+03
 DISTANCE DU C.G A LA FIBRE SUPERIEURE.....HS2= .20100D+03
 LARGEUR DE LA SECTIONBS= .17730D+03
 NOMBRE DE POINTS DE SIMPSON.....NPS= .20000D+02
 GROUPE Nø.....IGPE= 4
 NOMBRE DE SUBDIVISION DE LA SECTION.....NRS= 3
 VALEUR DE AmAm= .12036D+01
 VALEUR DE VV= .48870D-02
 SUBDIVISION N° 1:
 DISTANCE DU C.G A LA FIBRE INFERIEURE....HS1= -.17665D+03
 DISTANCE DU C.G A LA FIBRE SUPERIEURE.....HS2= -.16595D+03
 LARGEUR DE LA SECTIONBS= .12750D+03
 NOMBRE DE POINTS DE SIMPSON.....NPS= .20000D+02
 SUBDIVISION N° 2:
 DISTANCE DU C.G A LA FIBRE INFERIEURE....HS1= -.16595D+03
 DISTANCE DU C.G A LA FIBRE SUPERIEURE.....HS2= .16595D+03
 LARGEUR DE LA SECTIONBS= .65000D+01
 NOMBRE DE POINTS DE SIMPSON.....NPS= .20000D+02

GROUPE N°.....IGPE= 5
 NOMBRE DE SUBDIVISION DE LA SECTION.....NRS= 3
 VALEUR DE AmAm= .15168D+01
 VALEUR DE VV= .84780D-02
 SUBDIVISION N° 1:
 DISTANCE DU C.G A LA FIBRE INFERIEURE....HS1= -.20485D+03
 DISTANCE DU C.G A LA FIBRE SUPERIEURE.....HS2= -.19050D+03
 LARGEUR DE LA SECTIONBS= .17860D+03
 NOMBRE DE POINTS DE SIMPSON.....NPS= .20000D+02
 SUBDIVISION N° 2:
 DISTANCE DU C.G A LA FIBRE INFERIEURE....HS1= -.19050D+03
 DISTANCE DU C.G A LA FIBRE SUPERIEURE.....HS2= .19050D+03
 LARGEUR DE LA SECTIONBS= .88000D+01
 NOMBRE DE POINTS DE SIMPSON.....NPS= .20000D+02
 SUBDIVISION N° 3:
 DISTANCE DU C.G A LA FIBRE INFERIEURE....HS1= .19050D+03
 DISTANCE DU C.G A LA FIBRE SUPERIEURE.....HS2= .20485D+03
 LARGEUR DE LA SECTIONBS= .17860D+03
 NOMBRE DE POINTS DE SIMPSON.....NPS= .20000D+02
 CONNECTIVITES DES MEMBRURES
 NOMBRE TOTAL D'ELEMENTS.....NELT= 23

N° EL. CONNECTIVITE N° DU GROUPE

1	1	2	5
2	2	3	3
3	2	4	1
4	4	6	1
5	6	9	1
6	3	5	2
7	5	7	2
8	7	10	2
9	8	9	5
10	9	10	3
11	9	11	3
12	11	13	3
13	13	14	3
14	14	17	3
15	10	12	4
16	12	15	4
17	15	18	4
18	16	17	5
19	17	18	3
20	17	19	5
21	19	20	5
22	20	22	5
23	21	22	5

CHARGEMENT MECANIQUE.....NATURE(1)= 1
 EXPANSION THERMIQUENATURE(2)= 2
 NOMBRE DE CHARGES APPLIQUEES SUR LA STRUCTURE NL= 58
 NOMBRE D'INCREMENT DU 1ER CHARGEMENT NI1= 1
 N° DE L'EQUATION DU DDL CORRESPONDANT KDL= 1
 VALEUR DE L'INCREMENT DE CHARGE DLOADS= .00000D+00
 N° DE L'EQUATION DU DDL CORRESPONDANT KDL= 2
 VALEUR DE L'INCREMENT DE CHARGE DLOADS= .00000D+00

Nø DE L'EQUATION DU DDL CORRESPONDANT KDL= 3
VALEUR DE L'INCREMENT DE CHARGE DLOADS= -.26460D+05
Nø DE L'EQUATION DU DDL CORRESPONDANT KDL= 4
VALEUR DE L'INCREMENT DE CHARGE DLOADS= -.12480D+08
Nø DE L'EQUATION DU DDL CORRESPONDANT KDL= 5
VALEUR DE L'INCREMENT DE CHARGE DLOADS= .00000D+00
Nø DE L'EQUATION DU DDL CORRESPONDANT KDL= 6
VALEUR DE L'INCREMENT DE CHARGE DLOADS= -.26460D+05
Nø DE L'EQUATION DU DDL CORRESPONDANT KDL= 7
VALEUR DE L'INCREMENT DE CHARGE DLOADS= -.12480D+08
Nø DE L'EQUATION DU DDL CORRESPONDANT KDL= 8
VALEUR DE L'INCREMENT DE CHARGE DLOADS= .00000D+00
Nø DE L'EQUATION DU DDL CORRESPONDANT KDL= 9
VALEUR DE L'INCREMENT DE CHARGE DLOADS= -.91470D+05
Nø DE L'EQUATION DU DDL CORRESPONDANT KDL= 10
VALEUR DE L'INCREMENT DE CHARGE DLOADS= .00000D+00
Nø DE L'EQUATION DU DDL CORRESPONDANT KDL= 11
VALEUR DE L'INCREMENT DE CHARGE DLOADS= .00000D+00
Nø DE L'EQUATION DU DDL CORRESPONDANT KDL= 12
VALEUR DE L'INCREMENT DE CHARGE DLOADS= -.52920D+05
Nø DE L'EQUATION DU DDL CORRESPONDANT KDL= 13
VALEUR DE L'INCREMENT DE CHARGE DLOADS= .00000D+00
Nø DE L'EQUATION DU DDL CORRESPONDANT KDL= 14
VALEUR DE L'INCREMENT DE CHARGE DLOADS= .00000D+00
Nø DE L'EQUATION DU DDL CORRESPONDANT KDL= 15
VALEUR DE L'INCREMENT DE CHARGE DLOADS= -.91470D+05
Nø DE L'EQUATION DU DDL CORRESPONDANT KDL= 16
VALEUR DE L'INCREMENT DE CHARGE DLOADS= .00000D+00
Nø DE L'EQUATION DU DDL CORRESPONDANT KDL= 17
VALEUR DE L'INCREMENT DE CHARGE DLOADS= .00000D+00
Nø DE L'EQUATION DU DDL CORRESPONDANT KDL= 18
VALEUR DE L'INCREMENT DE CHARGE DLOADS= -.52920D+05
Nø DE L'EQUATION DU DDL CORRESPONDANT KDL= 19
VALEUR DE L'INCREMENT DE CHARGE DLOADS= .00000D+00
Nø DE L'EQUATION DU DDL CORRESPONDANT KDL= 20
VALEUR DE L'INCREMENT DE CHARGE DLOADS= .00000D+00
Nø DE L'EQUATION DU DDL CORRESPONDANT KDL= 21
VALEUR DE L'INCREMENT DE CHARGE DLOADS= .00000D+00
Nø DE L'EQUATION DU DDL CORRESPONDANT KDL= 22
VALEUR DE L'INCREMENT DE CHARGE DLOADS= -.39360D+05
Nø DE L'EQUATION DU DDL CORRESPONDANT KDL= 23
VALEUR DE L'INCREMENT DE CHARGE DLOADS= -.95100D+07
Nø DE L'EQUATION DU DDL CORRESPONDANT KDL= 24
VALEUR DE L'INCREMENT DE CHARGE DLOADS= .00000D+00
Nø DE L'EQUATION DU DDL CORRESPONDANT KDL= 25
VALEUR DE L'INCREMENT DE CHARGE DLOADS= -.43570D+05
Nø DE L'EQUATION DU DDL CORRESPONDANT KDL= 26
VALEUR DE L'INCREMENT DE CHARGE DLOADS= .72600D+07
Nø DE L'EQUATION DU DDL CORRESPONDANT KDL= 27
VALEUR DE L'INCREMENT DE CHARGE DLOADS= .00000D+00
Nø DE L'EQUATION DU DDL CORRESPONDANT KDL= 28
VALEUR DE L'INCREMENT DE CHARGE DLOADS= -.25800D+05
Nø DE L'EQUATION DU DDL CORRESPONDANT KDL= 29
VALEUR DE L'INCREMENT DE CHARGE DLOADS= .00000D+00
Nø DE L'EQUATION DU DDL CORRESPONDANT KDL= 30
VALEUR DE L'INCREMENT DE CHARGE DLOADS= .00000D+00
Nø DE L'EQUATION DU DDL CORRESPONDANT KDL= 31

VALEUR DE L'INCREMENT DE CHARGE DLOADS= -.34220D+05
Nø DE L'EQUATION DU DDL CORRESPONDANT KDL= 32
VALEUR DE L'INCREMENT DE CHARGE DLOADS= .00000D+00
Nø DE L'EQUATION DU DDL CORRESPONDANT KDL= 33
VALEUR DE L'INCREMENT DE CHARGE DLOADS= .00000D+00
Nø DE L'EQUATION DU DDL CORRESPONDANT KDL= 34
VALEUR DE L'INCREMENT DE CHARGE DLOADS= -.78400D+05
Nø DE L'EQUATION DU DDL CORRESPONDANT KDL= 35
VALEUR DE L'INCREMENT DE CHARGE DLOADS= .00000D+00
Nø DE L'EQUATION DU DDL CORRESPONDANT KDL= 36
VALEUR DE L'INCREMENT DE CHARGE DLOADS= .00000D+00
Nø DE L'EQUATION DU DDL CORRESPONDANT KDL= 37
VALEUR DE L'INCREMENT DE CHARGE DLOADS= -.25800D+05
Nø DE L'EQUATION DU DDL CORRESPONDANT KDL= 38
VALEUR DE L'INCREMENT DE CHARGE DLOADS= .00000D+00
Nø DE L'EQUATION DU DDL CORRESPONDANT KDL= 39
VALEUR DE L'INCREMENT DE CHARGE DLOADS= .00000D+00
Nø DE L'EQUATION DU DDL CORRESPONDANT KDL= 40
VALEUR DE L'INCREMENT DE CHARGE DLOADS= -.34220D+05
Nø DE L'EQUATION DU DDL CORRESPONDANT KDL= 41
VALEUR DE L'INCREMENT DE CHARGE DLOADS= .00000D+00
Nø DE L'EQUATION DU DDL CORRESPONDANT KDL= 42
VALEUR DE L'INCREMENT DE CHARGE DLOADS= .00000D+00
Nø DE L'EQUATION DU DDL CORRESPONDANT KDL= 43
VALEUR DE L'INCREMENT DE CHARGE DLOADS= .00000D+00
Nø DE L'EQUATION DU DDL CORRESPONDANT KDL= 44
VALEUR DE L'INCREMENT DE CHARGE DLOADS= -.36280D+05
Nø DE L'EQUATION DU DDL CORRESPONDANT KDL= 45
VALEUR DE L'INCREMENT DE CHARGE DLOADS= -.67700D+07
Nø DE L'EQUATION DU DDL CORRESPONDANT KDL= 46
VALEUR DE L'INCREMENT DE CHARGE DLOADS= .00000D+00
Nø DE L'EQUATION DU DDL CORRESPONDANT KDL= 47
VALEUR DE L'INCREMENT DE CHARGE DLOADS= -.17110D+05
Nø DE L'EQUATION DU DDL CORRESPONDANT KDL= 48
VALEUR DE L'INCREMENT DE CHARGE DLOADS= .52300D+07
Nø DE L'EQUATION DU DDL CORRESPONDANT KDL= 49
VALEUR DE L'INCREMENT DE CHARGE DLOADS= .00000D+00
Nø DE L'EQUATION DU DDL CORRESPONDANT KDL= 50
VALEUR DE L'INCREMENT DE CHARGE DLOADS= -.85310D+05
Nø DE L'EQUATION DU DDL CORRESPONDANT KDL= 51
VALEUR DE L'INCREMENT DE CHARGE DLOADS= .00000D+00
Nø DE L'EQUATION DU DDL CORRESPONDANT KDL= 52
VALEUR DE L'INCREMENT DE CHARGE DLOADS= .00000D+00
Nø DE L'EQUATION DU DDL CORRESPONDANT KDL= 53
VALEUR DE L'INCREMENT DE CHARGE DLOADS= -.85310D+05
Nø DE L'EQUATION DU DDL CORRESPONDANT KDL= 54
VALEUR DE L'INCREMENT DE CHARGE DLOADS= .00000D+00
Nø DE L'EQUATION DU DDL CORRESPONDANT KDL= 55
VALEUR DE L'INCREMENT DE CHARGE DLOADS= .00000D+00
Nø DE L'EQUATION DU DDL CORRESPONDANT KDL= 56
VALEUR DE L'INCREMENT DE CHARGE DLOADS= .00000D+00
Nø DE L'EQUATION DU DDL CORRESPONDANT KDL= 57
VALEUR DE L'INCREMENT DE CHARGE DLOADS= -.23380D+05
Nø DE L'EQUATION DU DDL CORRESPONDANT KDL= 58
VALEUR DE L'INCREMENT DE CHARGE DLOADS= .97400D+07

NOMBRE D'INCREMENTS DE TEMPS.....INTE= 1060
 INCREMENT DE TEMPS.....DTEMPS= .50000D+01
 NBRE D'ELEMENTS SUBISSANT LE CHANG.TEMP.....NT= 5
 PROTECTION CONTRE LE FEU.....JPROTEC= 1
 (JPROTEC=0: paroi non protégée;JPROTEC=1: paroi protégée)
 LES ELEMENTS SONT:

3
 4
 5
 1
 9

NOMBRE DE NOEUDS TOUCHES PAR UNE CONDITION AUX
 LIMITES: 4

LA MATRICE NF EST:

Noeud	N° DDDL selon X	N° DDDL selon Y	N° DDDL selon Z
1	0	0	1
2	2	3	4
3	5	6	7
4	8	9	10
5	11	12	13
6	14	15	16
7	17	18	19
8	0	0	20
9	21	22	23
10	24	25	26
11	27	28	29
12	30	31	32
13	33	34	35
14	36	37	38
15	39	40	41
16	0	0	42
17	43	44	45
18	46	47	48
19	49	50	51
20	52	53	54
21	0	0	55
22	56	57	58

NOMBRE DE DDL IMPOSES NULSNCLT= 8

NOMBRE DE DDL ACTIFS.....N= 58

NOMBRE DE POINTS DE GAUSS.....GP= 5

INDICE D'IMPRESSION (1 --> OUI; 0 --> NON).....M1= 0

INDICE DE MARGUERRE (1 --> OUI; 0 --> NON).....M2= 1

Longueur et orientation initiales des elements:

N0 de l'element...IEL: 1 longueur initiale...LE= .46000D+04 position
 initiale....ALPHAO= .15708D+01

Longueur et orientation initiales des elements:

N0 de l'element...IEL: 2 longueur initiale...LE= .35000D+04 position
 initiale....ALPHAO= .15708D+01

Longueur et orientation initiales des elements:

N0 de l'element...IEL: 3 longueur initiale...LE= .28333D+04 position
 initiale....ALPHAO= .00000D+00

Longueur et orientation initiales des elements:

N0 de l'element...IEL: 4 longueur initiale...LE= .28333D+04 position
 initiale....ALPHAO= .00000D+00

Longueur et orientation initiales des elements:

N0 de l'element...IEL: 5 longueur initiale...LE= .28333D+04 position initiale....ALPHAO=
 .00000D+00
 Longueur et orientation initiales des elements:
 N0 de l'element...IEL: 6 longueur initiale...LE= .28333D+04 position initiale....ALPHAO=
 .00000D+00
 Longueur et orientation initiales des elements:
 N0 de l'element...IEL: 7 longueur initiale...LE= .28333D+04 position initiale....ALPHAO=
 .00000D+00
 Longueur et orientation initiales des elements:
 N0 de l'element...IEL: 8 longueur initiale...LE= .28333D+04 position initiale....ALPHAO=
 .00000D+00
 Longueur et orientation initiales des elements:
 N0 de l'element...IEL: 9 longueur initiale...LE= .46000D+04 position initiale....ALPHAO=
 .15708D+01
 Longueur et orientation initiales des elements:
 N0 de l'element...IEL: 10 longueur initiale...LE= .35000D+04 position initiale....ALPHAO=
 .15708D+01
 Longueur et orientation initiales des elements:
 N0 de l'element...IEL: 11 longueur initiale...LE= .13750D+04 position initiale....ALPHAO=
 .00000D+00
 Longueur et orientation initiales des elements:
 N0 de l'element...IEL: 12 longueur initiale...LE= .13750D+04 position initiale....ALPHAO=
 .00000D+00
 Longueur et orientation initiales des elements:
 N0 de l'element...IEL: 13 longueur initiale...LE= .13750D+04 position initiale....ALPHAO=
 .00000D+00
 Longueur et orientation initiales des elements:
 N0 de l'element...IEL: 14 longueur initiale...LE= .13750D+04 position initiale....ALPHAO=
 .00000D+00
 Longueur et orientation initiales des elements:
 N0 de l'element...IEL: 15 longueur initiale...LE= .18333D+04 position initiale....ALPHAO=
 .00000D+00
 Longueur et orientation initiales des elements:
 N0 de l'element...IEL: 16 longueur initiale...LE= .18333D+04 position initiale....ALPHAO=
 .00000D+00
 Longueur et orientation initiales des elements:
 N0 de l'element...IEL: 17 longueur initiale...LE= .18333D+04 position initiale....ALPHAO=
 .00000D+00
 Longueur et orientation initiales des elements:
 N0 de l'element...IEL: 18 longueur initiale...LE= .46000D+04 position initiale....ALPHAO=

ANALYSE SOUS CHARGES MECANIQUES :

NOMBRE D'INCREMENTS NI= 1 ; flag: 1 temps (en s): .00 inc: 1
 inc 1xnorm 1.000000000000000epsdl 1.000000000000000E-008
 flag: 1 temps (en s): .00 inc: 2
 inc 2xnorm 9.894605592569879E-003epsdl 1.000000000000000E-008
 flag: 1 temps (en s): .00 inc: 3
 inc 3xnorm 4.667638857492633E-005epsdl 1.000000000000000E-008
 flag: 1 temps (en s): .00 inc: 4
 inc 4xnorm 2.103421543239863E-006epsdl 1.000000000000000E-008
 flag: 1 temps (en s): .00 inc: 5
 inc 5xnorm 2.216999231109396E-010epsdl 1.000000000000000E-008
 NATURE= 1 INCR= 1 ITERATION= 5 TEMPS= .00000D+00 secondes

Déplacements aux noeuds

selon:X [mm] selon:Y [mm] selon:Z [radians]

1	.00000D+00	.00000D+00	.12214D-02
2	-.10497D+01	-.51040D+00	-.17499D-02
3	.12200D+01	-.70806D+00	-.21673D-02
4	-.10138D+01	-.79864D+01	-.19651D-02
5	.10890D+01	-.10451D+02	-.25604D-02
6	-.97024D+00	-.75209D+01	.21879D-02
7	.97096D+00	-.96259D+01	.29637D-02
8	.00000D+00	.00000D+00	-.49602D-04
9	-.93246D+00	-.91128D+00	.70374D-03
10	.84354D+00	-.12733D+01	.42664D-03
11	-.93401D+00	-.13288D+01	-.78709D-03
12	.82656D+00	-.28560D+01	-.10851D-02
13	-.93557D+00	-.19418D+01	.19619D-03
14	-.93734D+00	-.89429D+00	.95028D-03
15	.81010D+00	-.30947D+01	.93302D-03
16	.00000D+00	.00000D+00	.92421D-03
17	-.93901D+00	-.67261D+00	-.12281D-02
18	.79256D+00	-.79727D+00	.72189D-03
19	-.97957D+00	-.82725D+01	-.28098D-02
20	-.10114D+01	-.91233D+01	.23260D-02
21	.00000D+00	.00000D+00	-.12110D-02
22	-.10558D+01	-.27411D+00	.31044D-02

INC,NITER 5 ITERATIONS EFFECTUEES SUR 300

FLAG 2INA 2

ANALYSE SOUS EXPANSION THERMIQUE ; NOMBRE D'INCREMENTS NI=1060

flag: 2 temps (en secondes): 5.00 inc: 1

inc 1xnorm 2.466476853999833E-011epsdl 1.000000000000000E-008

***NINCR 2TEMPS 5.000000000000000

NATURE= 2 INCR= 1 ITERATION= 1 TEMPS= .50000D+01 secondes

Déplacements aux noeuds

selon:X [mm] selon:Y [mm] selon:Z [radians]

1	.00000D+00	.00000D+00	.12214D-02
2	-.10497D+01	-.51040D+00	-.17499D-02
3	.12200D+01	-.70806D+00	-.21673D-02
4	-.10138D+01	-.79864D+01	-.19651D-02
5	.10890D+01	-.10451D+02	-.25604D-02
6	-.97024D+00	-.75209D+01	.21879D-02
7	.97096D+00	-.96259D+01	.29637D-02
8	.00000D+00	.00000D+00	-.49602D-04
9	-.93246D+00	-.91128D+00	.70374D-03
10	.84354D+00	-.12733D+01	.42664D-03
11	-.93401D+00	-.13288D+01	-.78709D-03
12	.82656D+00	-.28560D+01	-.10851D-02
13	-.93557D+00	-.19418D+01	.19619D-03
14	-.93734D+00	-.89429D+00	.95028D-03
15	.81010D+00	-.30947D+01	.93302D-03
16	.00000D+00	.00000D+00	.92421D-03
17	-.93901D+00	-.67261D+00	-.12281D-02
18	.79256D+00	-.79727D+00	.72189D-03
19	-.97957D+00	-.82725D+01	-.28098D-02
20	-.10114D+01	-.91233D+01	.23260D-02
21	.00000D+00	.00000D+00	-.12110D-02
22	-.10558D+01	-.27411D+00	.31044D-02

INC,NITER 1 ITERATIONS EFFECTUEES SUR 300

NATURE= 2 INCR= 12 ITERATION= 4 TEMPS= .60000D+02 secondes

Déplacements aux noeuds

selon:X [mm] selon:Y [mm] selon:Z [radians]

1	.00000D+00	.00000D+00	.18068D-02
2	-.26191D+01	.12171D+01	-.18958D-02
3	.20363D+01	.10211D+01	-.28885D-02
4	-.16340D+01	-.64014D+01	-.19416D-02
5	.19234D+01	-.97048D+01	-.26011D-02
6	-.64094D+00	-.58017D+01	.22337D-02
7	.18263D+01	-.85129D+01	.31961D-02
8	.00000D+00	.00000D+00	-.42236D-03
9	.34640D+00	.78572D+00	.61361D-03
10	.17186D+01	.41247D+00	.53217D-03
11	.33748D+00	.61027D-01	-.11173D-02
12	.17105D+01	-.15200D+01	-.14920D-02
13	.32841D+00	-.10799D+01	-.21484D-03
14	.31970D+00	-.56194D+00	.61744D-03
15	.17031D+01	-.26065D+01	.49550D-03
16	.00000D+00	.00000D+00	.56391D-03
17	.31089D+00	-.65318D+00	-.13240D-02
18	.16954D+01	-.77027D+00	.73685D-03
19	.26887D+00	-.82939D+01	-.27709D-02
20	.23574D+00	-.90305D+01	.23540D-02
21	.00000D+00	.00000D+00	-.15530D-02
22	.19031D+00	-.27741D+00	.29752D-02

INC,NITER 4 ITERATIONS EFFECTUEES SUR 300

NATURE= 2 INCR= 24 ITERATION= 4 TEMPS= .12000D+03 secondes

Déplacements aux noeuds

selon:X [mm] selon:Y [mm] selon:Z [radians]

1	.00000D+00	.00000D+00	.24197D-02
2	-.42678D+01	.29496D+01	-.20460D-02
3	.28552D+01	.27535D+01	-.36351D-02
4	-.22945D+01	-.48180D+01	-.19187D-02
5	.27603D+01	-.89924D+01	-.26447D-02
6	-.31291D+00	-.40821D+01	.22809D-02
7	.26850D+01	-.74232D+01	.34369D-02
8	.00000D+00	.00000D+00	-.80788D-03
9	.16630D+01	.24876D+01	.52485D-03
10	.25975D+01	.21027D+01	.64730D-03
11	.16464D+01	.14556D+01	-.14486D-02
12	.25985D+01	-.17624D+00	-.19027D-02
13	.16294D+01	-.21544D+00	-.62789D-03
14	.16133D+01	-.22953D+00	.28342D-03
15	.26000D+01	-.21198D+01	.53753D-04
16	.00000D+00	.00000D+00	.19116D-03
17	.15970D+01	-.63378D+00	-.14185D-02
18	.26023D+01	-.74314D+00	.75995D-03
19	.15535D+01	-.83113D+01	-.27305D-02
20	.15190D+01	-.89322D+01	.23815D-02
21	.00000D+00	.00000D+00	-.19044D-02
22	.14725D+01	-.28114D+00	.28413D-02

INC,NITER 4 ITERATIONS EFFECTUEES SUR 300

NATURE= 2 INCR= 36 ITERATION= 5 TEMPS= .18000D+03 secondes

Déplacements aux noeuds

selon:X [mm] selon:Y [mm] selon:Z [radians]

```
-----  
 1 .00000D+00 .00000D+00 .29499D-02  
 2 -.56890D+01 .44163D+01 -.21795D-02  
 3 .35369D+01 .42186D+01 -.42690D-02  
 4 -.28733D+01 -.34884D+01 -.19008D-02  
 5 .34570D+01 -.83929D+01 -.26816D-02  
 6 -.48950D-01 -.26362D+01 .23226D-02  
 7 .33999D+01 -.65040D+01 .36410D-02  
 8 .00000D+00 .00000D+00 -.11330D-02  
 9 .27697D+01 .39259D+01 .45280D-03  
10 .33295D+01 .35312D+01 .74497D-03  
11 .27466D+01 .26365D+01 -.17283D-02  
12 .33380D+01 .95908D+00 -.22502D-02  
13 .27226D+01 .51677D+00 -.97792D-03  
14 .27001D+01 .51652D-01 .21874D-06  
15 .33469D+01 -.17095D+01 -.31973D-03  
16 .00000D+00 .00000D+00 -.12193D-03  
17 .26774D+01 -.61762D+00 -.14979D-02  
18 .33575D+01 -.72046D+00 .78075D-03  
19 .26327D+01 -.83262D+01 -.26965D-02  
20 .25970D+01 -.88499D+01 .24045D-02  
21 .00000D+00 .00000D+00 -.21996D-02  
22 .25497D+01 -.28456D+00 .27289D-02
```

INC,NITER 5 ITERATIONS EFFECTUEES SUR 300

NATURE= 2 INCR= 72 ITERATION= 5 TEMPS= .36000D+03 secondes

Déplacements aux noeuds

selon:X [mm] selon:Y [mm] selon:Z [radians]

```
-----  
 1 .00000D+00 .00000D+00 .43261D-02  
 2 -.92069D+01 .79973D+01 -.26394D-02  
 3 .52292D+01 .77898D+01 -.57879D-02  
 4 -.43411D+01 -.71460D+00 -.19676D-02  
 5 .51820D+01 -.68854D+01 -.27654D-02  
 6 .53530D+00 .48139D+00 .25652D-02  
 7 .51667D+01 -.42265D+01 .41260D-02  
 8 .00000D+00 .00000D+00 -.19144D-02  
 9 .54054D+01 .74108D+01 .29608D-03  
10 .51350D+01 .69923D+01 .95557D-03  
11 .53666D+01 .55132D+01 -.24004D-02  
12 .51611D+01 .36952D+01 -.30869D-02  
13 .53257D+01 .23079D+01 -.18289D-02  
14 .52875D+01 .74247D+00 -.69329D-03  
15 .51859D+01 -.71316D+00 -.12164D-02  
16 .00000D+00 .00000D+00 -.86152D-03  
17 .52496D+01 -.57981D+00 -.16984D-02  
18 .52158D+01 -.66743D+00 .81368D-03  
19 .52017D+01 -.83765D+01 -.26167D-02  
20 .51633D+01 -.86641D+01 .24632D-02  
21 .00000D+00 .00000D+00 -.29036D-02  
22 .51138D+01 -.29389D+00 .24638D-02
```

INC,NITER 5 ITERATIONS EFFECTUEES SUR 300

NATURE= 2 INCR=960 ITERATION= 1 TEMPS= .48000D+04 secondes

Déplacements aux noeuds

selon:X [mm] selon:Y [mm] selon:Z [radians]

```
-----  
 1 .00000D+00 .00000D+00 .33871D-01  
 2 -.52863D+02 .36042D+02 -.16015D-01  
 3 -.91580D+01 .35562D+02 -.12207D-01  
 4 -.53079D+02 -.45338D+03 -.15947D+00  
 5 -.95128D+01 .94474D+00 -.99527D-02  
 6 -.14468D+02 -.46947D+03 .14847D+00  
 7 -.97083D+01 -.14543D+02 -.10417D-02  
 8 .00000D+00 .00000D+00 .72406D-01  
 9 -.94930D+01 -.11609D+02 .17414D-02  
10 -.98539D+01 -.11937D+02 .48256D-03  
11 -.94688D+01 -.98347D+01 .12519D-02  
12 -.98971D+01 -.11189D+02 .11048D-02  
13 -.94458D+01 -.73388D+01 .25679D-02  
14 -.94265D+01 -.31835D+01 .29877D-02  
15 -.99456D+01 -.68212D+01 .34697D-02  
16 .00000D+00 .00000D+00 .31698D-02  
17 -.94036D+01 -.77212D+00 -.19189D-03  
18 -.99981D+01 -.92416D+00 .18135D-02  
19 -.94324D+01 -.76242D+01 -.30496D-02  
20 -.94543D+01 -.94297D+01 .20007D-02  
21 .00000D+00 .00000D+00 .11489D-02  
22 -.94898D+01 -.25663D+00 .38880D-02  
INC,NITER 1 ITERATIONS EFFECTUEES SUR 300
```

NATURE= 2 INCR=*** ITERATION= 49 TEMPS= .53000D+04 s (88.33 min)

Déplacements aux noeuds

selon:X [mm] selon:Y [mm] selon:Z [radians]

```
 1 .00000D+00 .00000D+00 .14120D+00  
 2 -.91169D+01 -.64629D+02 .72661D-02  
 3 -.37746D+02 -.65007D+02 .39922D-02  
 4 -.43870D+02 -.84158D+03 -.22714D+00  
 5 -.37975D+02 -.68425D+02 -.31994D-02  
 6 .17892D+02 -.83889D+03 .22983D+00  
 7 -.38200D+02 -.71524D+02 .18953D-02  
 8 .00000D+00 .00000D+00 .13518D+00  
 9 -.19485D+02 -.59048D+02 .88367D-02  
10 -.38447D+02 -.59322D+02 .52592D-02  
11 -.19518D+02 -.45442D+02 .10986D-01  
12 -.38561D+02 -.45413D+02 .10114D-01  
13 -.19582D+02 -.29052D+02 .12664D-01  
14 -.19651D+02 -.12072D+02 .11167D-01  
15 -.38755D+02 -.23273D+02 .13276D-01  
16 .00000D+00 .00000D+00 .45196D-02  
17 -.19664D+02 -.10363D+01 .37916D-02  
18 -.38946D+02 -.12978D+01 .89751D-02  
19 -.19670D+02 -.35762D+01 -.31117D-02  
20 -.19675D+02 -.76456D+01 .72394D-03  
21 .00000D+00 .00000D+00 .43032D-02  
22 -.19687D+02 -.22808D+00 .42337D-02  
INC,NITER 49 ITERATIONS EFFECTUEES SUR 300
```

FLAG 0 INA 3