

Projet DIFISEK

Partie 2 : Transfert thermique

L. Twilt

TNO Bouw – Centre for Fire Research, The Netherlands

1. INTRODUCTION

En cas d'exposition au feu, un bâtiment est soumis aux actions à la fois mécaniques (déjà présentes) et thermiques (venant du feu). Les actions mécaniques correspondent aux charges permanentes et aux charges d'exploitation, s'exerçant sur les structures au moment du départ de l'incendie. Les actions thermiques correspondent à la montée de température des gaz chauds au sein du local et sont dominées par les conditions de transfert de chaleur à la surface des éléments de construction. Sous l'impact des actions thermiques, les températures des structures augmentent. Ce phénomène est appelé « transfert thermique » et conduit potentiellement à la dilatation thermique et la détérioration des propriétés mécaniques dans les parties échauffées de la construction. Selon la situation, la dilatation thermique peut être (partiellement) empêchée, créant des contraintes thermiques. En combinaison avec les actions thermiques, des déformations significatives peuvent se produire et – dans certains cas – le bâtiment, ou une partie, peut éventuellement s'effondrer. Cet événement est appelé « comportement mécanique ».

La succession des événements expliquée ci-dessus est présentée de façon schématique sur la Figure 1.

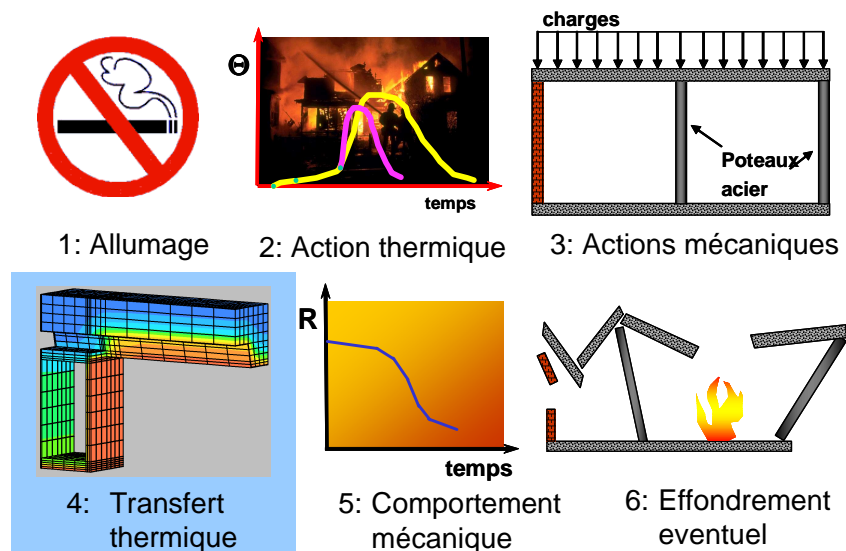


Figure 1 Résistance au feu – succession des événements

Une approche d'analyse en ingénierie incendie relative aux actions thermiques lors d'un incendie est présentée dans la partie 1 du présent cours. Pour le comportement mécanique, il sera abordée dans la partie 3. La partie actuelle, à savoir la partie 2, concerne plus particulièrement le transfert thermique. La discussion ici se limite aux éléments en acier et mixtes acier-béton en conformité avec les parties « feu » des Eurocodes concernés [1], [2].

2. FONDEMENTS & ILLUSTRATIONS

Le transfert thermique aux éléments de bâtiment est exprimé par l'équation différentielle suivante (équation différentielle de Fourier) en combinaison avec les conditions aux limites et initiales appropriées :

$$\frac{\partial(\rho c \theta)}{\partial t} + \frac{\partial(\lambda \frac{\partial \theta}{\partial x})}{\partial x} + \frac{\partial(\lambda \frac{\partial \theta}{\partial y})}{\partial y} + \frac{\partial(\lambda \frac{\partial \theta}{\partial z})}{\partial z} = 0 \quad \dots (1)$$

où :

- x, y, z sont les coordonnées en m
- Θ est la température du point x, y, z en °C
- ρ est la masse volumique en kg/m³
- c est la chaleur spécifique en J/kg
- λ est la conductivité thermique en W/m °K

Pour une explication brève de cette équation fondamentale, se référer à l'Annexe A.

A partir de l'équation 1, on peut en conclure que les propriétés thermiques du matériau suivantes ont une influence sur le développement de la température des éléments du bâtiment exposés au feu :

- la conductivité thermique
- la chaleur spécifique

Par contre, il est courant de combiner la chaleur spécifique avec la masse volumique, appelée "Capacité calorifique" en J/m³. La conductivité thermique et la chaleur spécifique de la majorité des matériaux de construction dépendent largement de la température. Ce comportement est clairement illustré sur la figure 2 respectivement pour l'acier et le béton [1], [2].

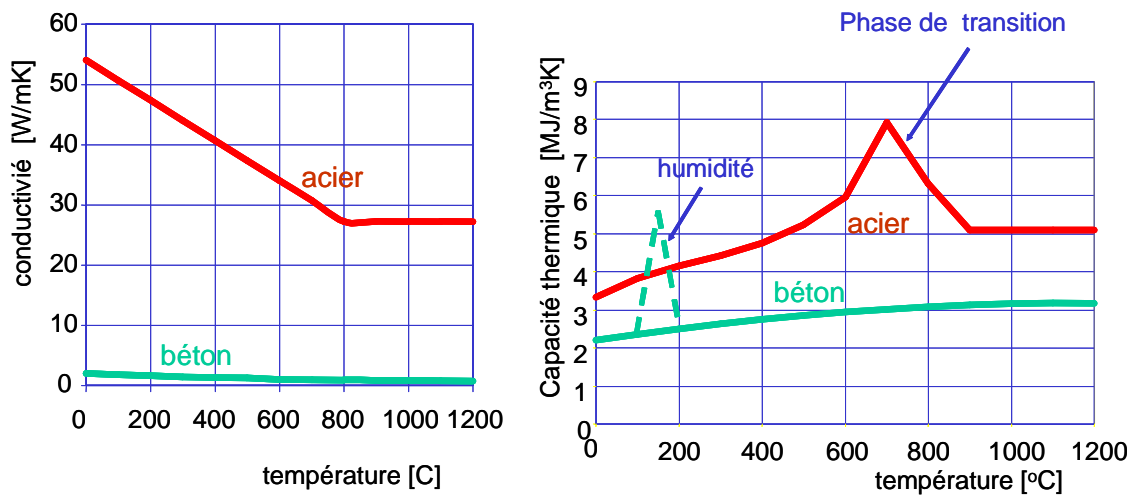


Figure 2 Propriétés thermique de l'acier et du béton

Le pic de température approximative de 730 °C sur la courbe pour la capacité calorifique de l'acier représente la phase de transition dans l'acier ; le pic sur la courbe pour la capacité calorifique de béton a pour objectif de prendre en compte l'effet d'évaporation de l'humidité dans le béton.

Il faut noter que la conductivité thermique de l'acier est plus importante que celle du béton. C'est la raison pour laquelle la distribution de température pour les éléments en acier exposés au feu est beaucoup plus uniforme que celle dans les parties béton. Par souci de simplification, il est souvent supposé que la distribution de température dans les éléments en acier est uniforme (voir section 2).

Lorsque les propriétés thermiques des matériaux des éléments de bâtiment sont connues, le développement de température dans ce type d'éléments peut – pour des actions thermiques données – être évalué sur la base de l'équation (1). Cependant, les solutions analytiques ne sont disponibles [3] que pour des cas exceptionnels (simples). En situation pratique, la méthode numérique (code de calcul) doit être utilisée. A l'heure actuelle, différents modèles existent dans ce domaine ; pour plus de détails, voir section 4.

Sur les figures 3, 4 et 5, des illustrations pratiques de la capacité des modèles de transfert thermique sont présentées.

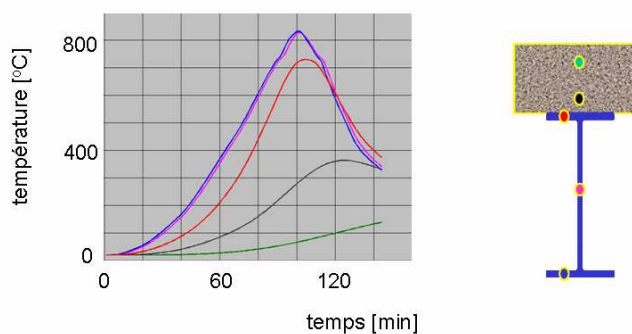


Figure 3 Transfert thermique : section mixte acier-béton

Sur la figure 3, le transfert thermique d'une poutre nue en acier supportant une dalle de béton exposée au feu naturel par le dessous, est présentée [4]. On peut constater que la température de la semelle inférieure et de l'âme de la poutre en acier est pratiquement identique. Toutefois, l'évolution de température de la semelle supérieure marque un certain décalage. Cela est dû au transfert de chaleur vers la dalle de béton plus froide au-dessus de celle-ci. Dans le modèle de calcul simplifié de l'EN 1993-1-2, une distribution de température uniforme est supposée en section, qui est basée sur la température de la partie inférieure du profilé (semelle inférieure et âme). Pour tenir compte de la température plus faible de la semelle supérieure, un facteur de correction κ sur la résistance mécanique est introduite (voir section 3).

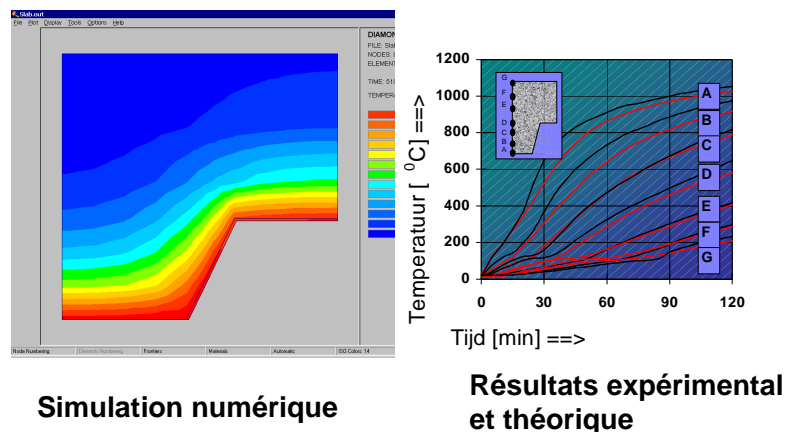


Figure 4 Transfert thermique : dalle mixte (2D)

Sur la figure 4, une distribution de température 2D dans une dalle mixte avec plaque nervurée en acier est présentée pour une durée d'exposition au feu normalisé de 120 minutes, calculée à l'aide de DIANA [5]. Par ailleurs, une comparaison est effectuée entre le champ de température calculé et les résultats d'essai. Il apparaît clairement que la concordance est bonne entre l'essai et le calcul, en particulier dans la partie critique, à savoir sur la partie supérieure de nervure (à savoir le point D sur la partie droite de la figure 4). Notons que la distribution de température est hautement non-uniforme. C'est le résultat d'une valeur relativement faible de la conductivité thermique du béton.

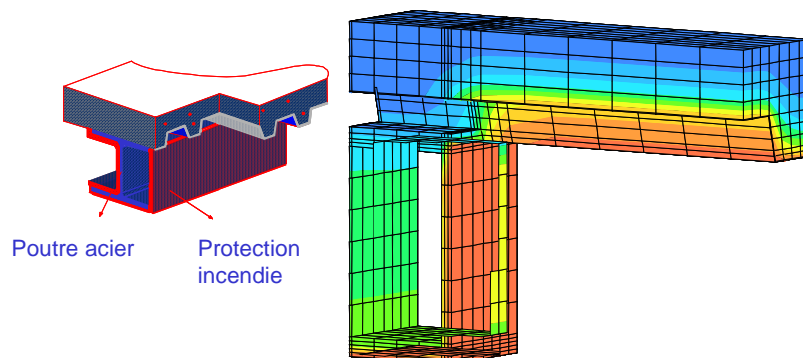


Figure 5 Transfert thermique d'une poutre mixte de rive (3D)

Sur la figure 5, le transfert thermique en 3D d'une poutre mixte de rive est présenté [6]. La section en acier est protégée d'un côté en caisson et de l'autre côté sur le contour. Les calculs 3D, dont les résultats sont illustrés ici, sont assez complexes et ne peuvent pas être utilisés couramment en situation de vérification pratique. Ce genre de calcul est présenté ici uniquement dans le but de montrer le potentiel des outils de calcul disponibles à l'heure actuelle.

3 REGLES DE CALCUL POUR LES ELEMENTS EN ACIER

3.1 Domaine d'application

L'objectif principal d'une analyse de transfert thermique des structures consiste à évaluer leur résistance au feu. Comme les éléments en acier ne sont normalement pas utilisés comme éléments séparatifs; seul leur critère de résistance au feu relatif à la capacité portante mécanique est concerné.

Dans l'EN 1993-1-2, les options suivantes pour évaluer le comportement des structures en acier exposées au feu sont données ⁽¹⁾ :

- modèles de calcul simplifiés ;
- modèles de calcul avancés.

Le calcul de transfert thermique par le modèle de calcul avancé est basé sur l'équation (1), en combinaison avec les actions thermiques appropriées. Ce type de modèle est de vocation générale. Les hypothèses de base pour les modèles de calcul simplifiés supposent que la distribution de température est uniforme. C'est approximativement vrai compte tenu d'une conductivité thermique élevée de l'acier (voir également la discussion dans la section précédente).

Selon l'hypothèse d'une distribution de température uniforme de l'acier, le calcul de la résistance au feu peut être schématisé comme l'indique la figure 6.

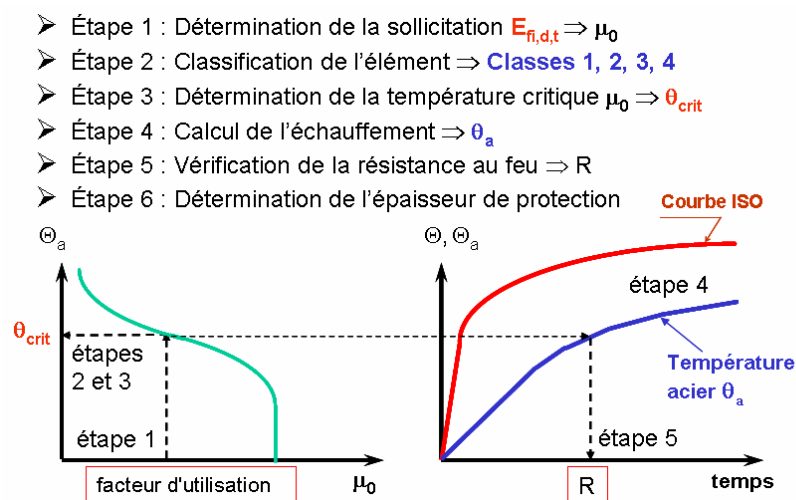


Figure 6 Procédure de calcul pour le calcul de la résistance au feu des éléments en acier, sur la base des modèles de calcul simplifiés

Les étapes suivantes doivent être utilisées :

- a) détermination de la température critique de l'élément (à savoir la température à laquelle la ruine de l'élément se produit ; cette température dépend du ratio entre la charge appliquée ($E_{fi,d,t}$) et la capacité portante à température normale de l'élément pris en considération et est le résultat de l'analyse du comportement mécanique qui sera expliqué dans la partie 3.
- b) détermination de l'évolution de température dans la section en acier ; c'est le résultat du calcul de transfert thermique de l'élément en acier, traité dans la partie actuelle.
- c) détermination de la résistance au feu de l'élément en acier ; c'est la combinaison des étapes 1 et 2 ci-dessus.

Ci-après, les différents aspects de l'étape 2 seront discutés en supposant une valeur infiniment élevée pour la conductivité thermique de l'acier. Donc, la distribution de température de l'acier est uniforme et l'équation (1) se réduit à (voir Annexe B) :

$$\frac{d\theta}{dt} = \frac{A_m/V}{\rho_a c_a} \cdot \dot{h}_{net,tot} \quad \dots (2)$$

où :

θ_a	est	la température de l'acier en °C (supposée uniforme)
t	est	le temps en sec
ρ_a	est	la masse volumique de l'acier en kg/m ³
c_a	est	la chaleur spécifique de l'acier en J/kg
$\dot{h}_{net,tot}$	est	le flux thermique total à l'élément en W/m ²
A_m	est	l'aire de la surface exposée au feu de l'élément en acier en m ² /m
V	est	le volume de l'acier de l'élément en m ³ /m

Dans la partie droite de l'équation (2), les termes suivants sont à retenir :

- le terme " $\dot{h}_{net,tot}$ " représente l'action thermique, dépendant du modèle de feu utilisé (c'est-à-dire, les conditions de feu normalisé, de feu naturel) et de la protection (si elle existe) de l'élément en acier (voir également partie 1)
- le terme " $\rho_a c_a$ " représente l'effet des propriétés thermiques de l'acier
- le terme " A_m/V " représente l'effet de la géométrie de la section acier et la condition de son exposition au feu (exposée sur la totalité du contour, c'est à dire sur quatre côtés, sur trois des quatre côté etc.) ; ce terme est couramment appelé "facteur de massiveté".

L'équation (2) est la base des règles de calcul pour l'échauffement des éléments en acier, spécifique aux modèles de calcul simplifiés de la partie feu de l'Eurocode sur les structures en acier [1] et ne peut être résolue que lorsque les conditions initiales et aux limites sont connues. Une hypothèse courante vis à vis des conditions initiales est qu'avant le démarrage du feu, les conditions de température normale s'appliquent, c'est-à-dire 20°C. Les conditions aux limites sont déterminées par le flux thermique total net (= action thermique) de l'environnement du feu pour l'élément en acier. Ce flux thermique est dû au rayonnement et à la convection. Pour certaines équations basiques, se référer à la figure 7 (voir également partie 1).

➤ Transfert de chaleur par rayonnement :

$$h_{net,r} = \Phi \epsilon_{res} \sigma \left((\theta_r + 273)^4 - (\theta_m + 273)^4 \right)$$

➤ Transfert de chaleur par convection :

$$h_{net,c} = \alpha_c (\theta_g - \theta_m)$$

avec :

θ_r : température de rayonnement [°C] $\Rightarrow \theta_r \rightarrow \theta_g \rightarrow$ courbe de feu

θ_m : température de surface [°C] \Rightarrow réponse thermique

ϵ_m : émissivité de parois [-] \Rightarrow acier : 0.7

α_c : coefficient de convection \Rightarrow 25 - 50 W/m²K
(dépendant du modèle de feu)

Φ : facteur de vue [-] $\leq 1.0 \Rightarrow$ sécuritaire : 1.0

σ : Constante Stephan Boltzmann = $5.67 \cdot 10^{-8}$ W/m²K⁴

Figure 7 Transfert thermique relatif au côté exposé au feu

Les observations suivantes demeurent :

La loi de rayonnement de Stephan Boltzmann définit le transfert de chaleur radiatif. Selon cette loi, la température de rayonnement de l'environnement du feu détermine le rayonnement maximum à l'élément en acier [3]. On peut montrer que – par la conservation approximative – la température de rayonnement peut être prise égale à celle des gaz chauds et évolue selon le modèle de calcul de feu (voir partie 1). C'est la base pour l'équation du transfert thermique par rayonnement net spécifié dans EN 1993-1-2 [1]. Dans cette équation, les facteurs physiques suivants jouent un rôle :

- la constante Stephan Boltzmann ($\sigma = 5.67 \cdot 10^{-8}$ W/m²K⁴) : c'est une constante physique
- l'émissivité de la surface de l'élément (ϵ_m) : elle dépend du type de matériau appliqué à la surface
- le facteur de configuration (Φ) : un facteur géométrique ≤ 1 ; dans beaucoup de cas pratiques (c'est à dire la simulation des essais au feu normalisé), ce facteur peut être pris égal à l'unité¹.

Signalons que la température de la surface (θ_m) pour une intervalle de temps donnée évolue à partir de celle à l'instant précédent par résolution de l'équation (1).

Le transfert thermique net par convection peut être considéré de manière approximative comme proportionnel à la différence de température ($\theta_g - \theta_m$) et est caractérisé par le facteur de la convection (α_c) ; il varie en pratique entre 25 (conditions de feu normalisé ISO) à 50 W/m²K (condition de feu hydrocarbure², voir également [7]).

Quelques implications pratiques des règles de calcul ci-dessus seront discutées pour les sections en acier respectivement nues et protégées.

3.2 Structures en acier nues

Les règles de calcul pour l'évolution de la température d'une structure en acier nue (c'est à dire non-protégée) recommandées dans la version ENV 1993-1-2 sont basées sur les valeurs conventionnelles pour les coefficients du transfert thermique à la fois par rayonnement et par convection [8]. Ces valeurs sont choisies de sorte à obtenir des résultats de calcul qui s'accordent

¹ En cas d'élément en acier soumis au feu localisé, $\Phi < 1$ s'applique.

² Pour des conditions de feu naturel, $\alpha_c = 35$ W/m²K s'applique.

raisonnablement avec les résultats expérimentaux, conduisant toutefois aux hypothèses qui ne sont pas – du point de vue physique – très convaincantes. C'est particulièrement vrai pour le transfert thermique par rayonnement, où les valeurs plutôt irréalistes pour les coefficients d'émissivité relative à la surface d'acier et à l'environnement de feu sont à supposer : une valeur pour l'émissivité résultante faible de 0.5 ($= \epsilon_f, \epsilon_m$)³ est nécessaire afin d'arriver à une concordance raisonnable avec les résultats des essais. Ce problème devient encore plus explicite lorsque le fameux Plate Thermometer (au lieu des thermocouples traditionnels) est utilisé comme instrument de mesure pour contrôler la température du four dans l'expérimentation sous feu normalisé [1], [9].

Dans la perspective d'arriver à des règles de calcul plus réalistes et plus consistantes pour déterminer l'évolution de la température dans les éléments en acier nus et également de rester en conformité avec les pratiques des futurs essais sous feu normalisé, dans la version EN 1993-1-2 [1], des valeurs plus réalistes pour les coefficients d'émissivité de l'acier ont été précisées : pour l'émissivité de la surface (ϵ_a) : 0.7 (étant faible, mais valeur réaliste) et pour l'environnement (ϵ_{fi}) : 1.0 (comme conséquence directe de l'utilisation du plate thermometer pour piloter le four [9]).

L'effet d'augmentation pour les températures calculées avec ces modifications est compensé – pour une large part – en considérant « l'effet d'ombre », qui n'est pas explicitement pris en compte dans les règles de calcul de l'ENV 1993-1-2. Supposons les éléments entièrement entourés de feu (comme dans le cas des modèles de calcul simplifiés), l'effet d'ombre est induit par les écrans locaux pour le rayonnement, dû à la forme des profils en acier. Il joue un rôle pour les profils de forme concave, par exemple les sections de type I ; en revanche, pour les profils de forme convexe, par exemple les tubes, il devient inexistant (pas d'écran local).

L'accroissement de température $\Delta\theta_{a,t}$ pour un élément en acier non-protégé durant une intervalle de temps Δt peut être ainsi déterminé à partir de :

$$\Delta\theta_{a,t} = k_{sh} \frac{A_m/V}{c_a \rho_a} \dot{h}_{net,d} \Delta t \quad \dots (3)$$

où :

k_{sh} est le facteur de correction pour l'effet d'ombre

$\dot{h}_{net,d}$ est la valeur de calcul du flux thermique net par unité de l'aire pour l'acier nu, à savoir, avec $\epsilon_a = 0.7$ et $\epsilon_{fi} = 1.0$ [W/m^2].

Ce qui est nouveau dans cette expression – comparé à la version ENV1993-1-2 – concerne le facteur de correction k_{sh} pour l'effet d'ombre⁴. Il peut être démontré que pour les sections de type I sous conditions de feu nominal, l'effet d'ombre est décrit de façon raisonnable en prenant : [9]

$$k_{sh} = 0.9 [A_m/V]_{box} / [A_m/V] \quad \dots (4)$$

³ L'émissivité de l'environnement de feu est notée comme : ϵ_f

⁴ Le facteur de correction ne fait aucune distinction pour les flux thermiques entre le rayonnement et la convection. Il est clair que le flux thermique par convection est moins affecté par l'effet d'ombre que celui par rayonnement ; cet effet est négligé parce que la convection joue simplement un rôle mineur en situation d'incendie.

où

$[A_m/V]_{\text{box}}$ est la valeur en caisson du facteur de massiveté⁵

Dans tous les autres cas, la valeur de k_{sh} doit être prise comme :

$$k_{\text{sh}} = [A_m/V]_{\text{box}}/[A_m/V]$$

A partir des définitions ci-dessus de k_{sh} , il en résulte que pour les profils en tube, l'effet d'ombre ne peut pas être activé, car $[A_m/V] = [A_m/V]_{\text{box}}$

Se référer à la figure 8 pour le résumé des équations de base en ce qui concerne la montée de température dans les éléments en acier nus :

$\frac{d\theta_a}{dt} = k_{\text{sh}} \frac{A_m/V}{c_a \rho_a} \dot{h}_{\text{net,tot}}$... (1)	<p>Légende :</p> <p>$\Delta\theta_a$: accroissement de température de l'acier</p> <p>Δt : pas de temps</p> <p>A_m/V : facteur de massiveté</p> <p>K_{bare} : coefficient de transfert thermique</p> <p>k_{sh} : facteur de correction pour l'effet d'ombre</p>
$\Delta\theta_a = k_{\text{sh}} \frac{K_{\text{bare}}}{c_a \rho_a} \frac{A_m}{V} (\theta_g - \theta_a) \Delta t$... (2)	
avec		
$K_{\text{bare}} = \alpha_c + \frac{\varepsilon_m \sigma \left[(\theta_g + 273)^4 - (\theta_a + 273)^4 \right]}{(\theta_g - \theta_a)}$... (3)	

Figure 8 Montée de température dans la structure en acier

3.3 Structure en acier protégée

L'équation pour évaluer l'évolution de température dans les structures en acier protégées est similaire à l'équation (3). Toutefois, dans ce cas, l'effet de la protection doit être pris en compte lors du calcul du flux thermique net. En situation pratique, la chute de température au travers de la protection est relativement importante. Par conséquent, la température de surface de la protection est proche de celle des gaz chauds. Ainsi, l'effet du transfert thermique par rayonnement est faible et peut être normalement négligé. Cela signifie que l'effet d'ombre n'est plus important; Il n'est donc pas nécessaire d'introduire le facteur de correction k_{sh} comme pour les sections en acier nues (voir également [1]). Ce phénomène est visualisé sur la figure 9. Les équations de base pour les sections en acier protégées sont également présentées sur la même figure. Comme pour l'acier nu, un coefficient global de transfert thermique peut être défini (notation : K_{ins}). Apparemment, K_{ins} est une fonction de l'épaisseur de la protection (d_p) et des

⁵ La valeur en caisson du facteur de massiveté d'une section en acier est définie comme le ratio entre l'aire de la surface exposée d'une caisson virtuelle entourant la section et le volume du profil en acier chauffé.

propriétés thermiques à la fois de l'acier (ρ_a, c_a) et du matériau de protection (λ_p, ρ_p, c_p). Voir également [1], où les équations sont présentées qui tiennent compte des effets mentionnés ci-dessus. Lorsque la capacité calorifique du matériau de protection est faible en comparaison avec la capacité calorifique de l'acier, k_{ins} peut être donné approximativement par : $K_{ins} \approx \lambda_p/d_p$, car dans ce cas précis, une distribution linéaire de température sur l'épaisseur de protection peut être supposée. Cela a été également indiqué sur la figure 9. Le facteur de massiveté pour les éléments en acier protégés est défini comme A_p/V (voir en 3.4).

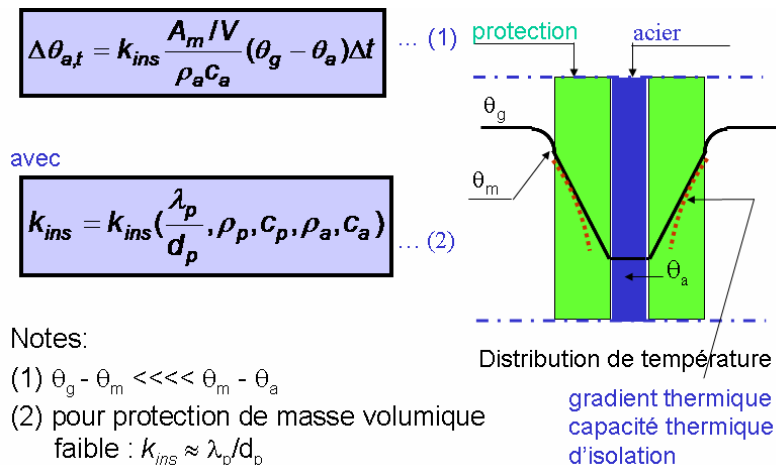


Figure 9 Montée de température des structures en acier protégées : équations de base

3.4 Paramètres de calcul pour l'évolution de la température

3.4.1 Général

L'évolution de température dans un élément en acier dépend – pour certaines conditions de feu données – de deux paramètres de calcul :

- le facteur de massiveté $A_m/V, A_p/V$ (pour les éléments respectivement nus ou protégés)
- les caractéristiques d'isolation $d_p, \lambda_p, \rho_p, c_p$ (seulement pour les éléments protégés).

Dans les paragraphes suivants, chacun de ces paramètres sera brièvement discuté. L'accent est donné sur les conditions de feu normalisé, car en pratique, ces conditions de feu sont plus largement utilisées. La discussion sera complétée avec des commentaires sur les applications potentielles relatives au concept de sécurité incendie basé sur le feu naturel pour les éléments en acier nus ou protégés (voir paragraphe 3.4.4).

3.4.2 Effet et détermination du facteur de massiveté

Sur la figure 10, l'effet du facteur de massiveté sur l'évolution de température dans les sections en acier nues sous conditions de feu normalisé est illustré. La fourchette pratique du facteur de massiveté a été choisie, à savoir, entre 50 et 250 m^{-1} . Pour un facteur de massiveté de 100 m^{-1} , l'effet de la protection contre l'incendie a été également présenté.

Une information similaire, toutefois de manière plus généralisée, est donnée sur la figure 11. La figure 11-a concerne les éléments en acier non-protégés avec chaque courbe représentant une durée d'exposition au feu normalisé ISO. La figure 11-b concerne les éléments isolés par un système de protection pratique et exposés aux conditions de feu normalisé de type ISO pour une durée de 90 minutes avec chacune des courbes représentant une épaisseur de protection précise.

On peut conclure à partir de ces figures que le facteur de massiveté a une influence significative sur l'évolution de température de l'acier, en particulier pour le facteur de massiveté faible et pour de petites épaisseurs de protection.

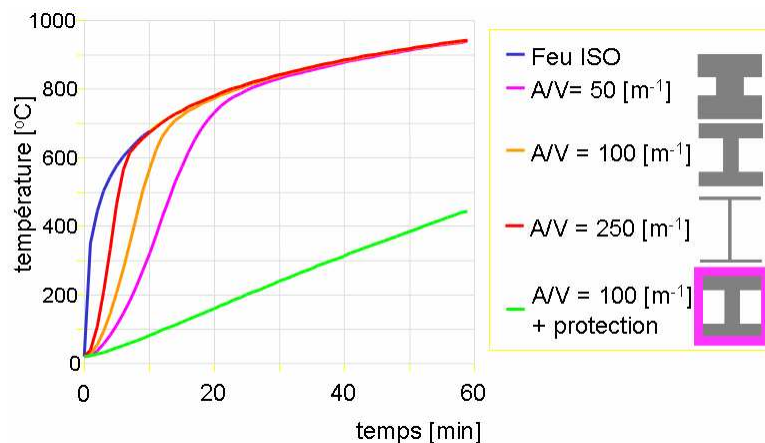


Figure 10 Evolution de température dans les profils en acier

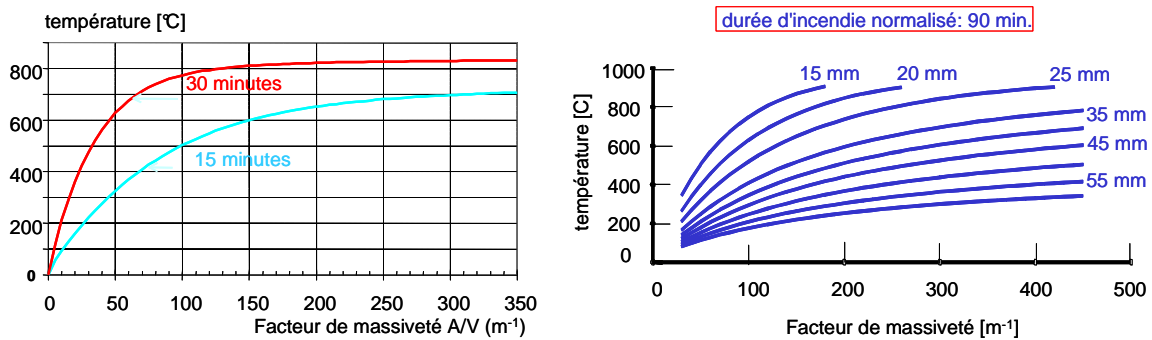


Figure 11 Températures de l'acier en fonction du facteur de massiveté

Comme mentionné précédemment, le facteur de massiveté est défini comme le ratio entre « l'aire de la surface avec laquelle le transfert thermique à l'acier se réalise » et « le volume d'acier échauffé ». D'ailleurs, les règles suivantes s'appliquent (conventionnelles) :

- pour la protection en caisson, le périmètre de l'acier est pris égal à celui du caisson enveloppant le profil en acier
- pour des sections en acier sous une dalle de béton, l'échange entre l'acier et le béton est négligé.

Ce concept est illustré sur la figure 12. Dans cette figure, quelques exemples quantitatifs sont également donnés. Se référer à [1] pour avoir une meilleure compréhension.

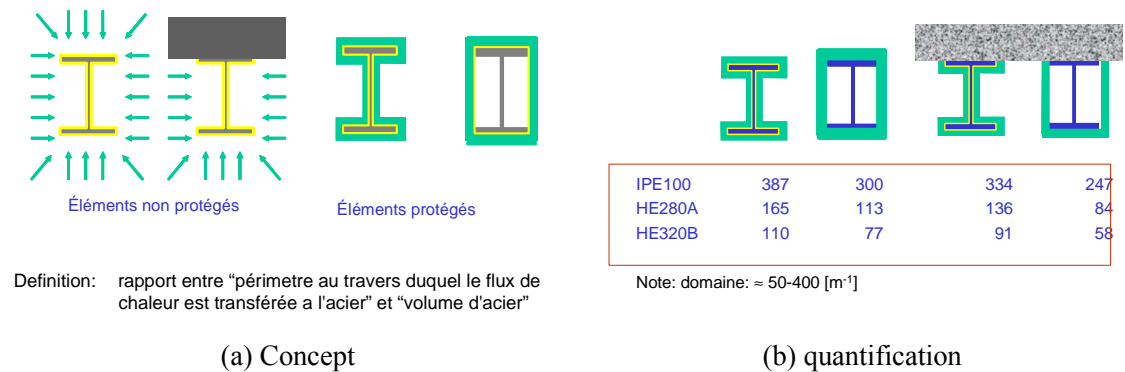


Figure 12 Facteur de massiveté du profil en acier

3.4.3 Caractéristiques thermiques des matériaux de protection sur les structures en acier protégées

Au paragraphe 2.4.1, les caractéristiques thermiques suivantes des matériaux de protection ont été mentionnées :

- conductivité thermique : (λ_p)
- chaleur spécifique : (c_p)
- masse volumique : (ρ_p)
- épaisseur : (d_p)

Les trois premières caractéristiques sont des propriétés physiques. Leurs valeurs dépendent du changement physique qui se produit dans les matériaux de protection durant une exposition au feu, comme la fissuration, l'effritement, la migration de l'eau, etc. C'est particulièrement le cas pour la conductivité thermique. Par ailleurs, la conductivité thermique des matériaux qui sont couramment utilisés comme protection incendie augmente de manière significative avec la température. C'est la raison pour laquelle les valeurs de λ_p données dans les manuels pour des applications à température normale ne doivent pas être utilisées pour le calcul au feu.

Pour les applications de la vérification au feu, une approche spéciale et semi-empirique a été développée pour déterminer λ_p [10]. Avec cette approche, deux différents types d'essais sont prévus :

- (a) essais sur les poutres chargées et non-chargées
- (b) essais sur les poteaux en tronçons courts et non chargés.

Note (a) : l'objectif de ces essais est de vérifier si le système de protection "reste cohérent et adhésif par rapport à son support durant toute la durée d'exposition au feu approprié"⁶ imposé en 3.4 de [1]. Pour atteindre ce but, deux paires de poutres avec la même section transversale sont testées dans le four sous la condition de feu normalisé de type ISO. Les poutres de la première paire sont protégées avec l'épaisseur minimale du système de protection en question ; les poutres de l'autre paire avec l'épaisseur maximale. La différence au niveau du transfert thermique entre les poutres chargées et non-chargées de l'une des deux paires est supposée due à la déformation

⁶ On nomme cela couramment "cohésion et adhérence".

induite par la charge appliquée sur la poutre. En cas de différence significative, des facteurs de correction sont introduits pour tenir compte de ces effets.

Note (b) : l'objectif de ces essais (souvent appelés « essais de caractérisation ») consiste à trouver les valeurs de λ_p représentatives sous condition de feu. Afin d'atteindre ce but, une série de 10 poteaux en tronçons courts et non-chargés (hauteur conventionnelle : 1 m) est soumise à l'exposition au feu normalisé de type ISO. Les épaisseurs de protection ainsi que les facteurs de massiveté de ces poteaux varient de manière systématique. Les températures de l'acier mesurées sont corrigées, si nécessaire, sur la base des essais de poutres. Les résultats sont soumis à l'analyse, ce qui conduit aux abaques de dimensionnement, comme l'indique la figure 11-b, bien que d'autres formats puissent aussi être utilisés. Des programmes de calcul par lesquels ce genre d'analyse peut être effectué sont disponibles, ainsi que des programmes pouvant utiliser l'information obtenue pour la vérification au feu.

Sur la figure 13, les photos sont données pour une poutre chargée avant et après l'essai au feu. Il faut signaler que la déformation importante de la poutre peut conduire à des problèmes de « cohésion et adhérence ».



Figure 13 Déformation des poutres chargées soumise à l'exposition de feu

Les essais et la méthode de caractérisation cités ci-dessus sont utilisés pour le système de protection enveloppant l'élément en acier. Les différents systèmes de protection sur le marché sont :

- projeté
- en plaque
- intumescente.

D'autres moyens de protection se présentent sous forme d'écran. Ils peuvent être appliqués de manière horizontale (pour protéger les montants métalliques dans des cloisons) ou verticale (comme les faux plafonds, pour protéger les poutres en acier du plancher ou de la toiture). Les normes européennes, basées sur des principes similaires, expliqués précédemment, sont disponibles pour évaluer la contribution de ces systèmes de protection à la résistance au feu des structures en acier [11], [12]. Toutefois, la discussion de ces normes ne fait pas partie du présent papier.

Il est clair à partir de la discussion ci-dessus que l'utilisation des caractéristiques thermiques de la protection, obtenues sous conditions représentatives de ce qui pourrait se produire lors d'un

incendie, est recommandée. Dans certains cas, il peut être utile d'avoir les possibilités pour une approximation « rapide & simple » de la montée de température dans la structure protégée. Avec ce principe, la Convention Européenne pour la Construction Métallique (CECM) a développé les « Euro-monogrammes » [13]. Une illustration de ces monogrammes est donnée sur la figure 14. Pour une durée donnée d'exposition au feu, la température de l'élément en acier non protégé peut évoluer en fonction du facteur de massiveté A_m/V . Pour un élément en acier protégé, le facteur suivant est utilisé comme le paramètre d'entrée (voir aussi la figure 9) :

$$(\lambda_p/d_p) \cdot (A_p/V)$$

Il faut noter que les Euro-monogrammes sont déterminés sur la base de l'ENV1993-1-2. Pour cette raison, ils doivent être appliqués avec circonspection.

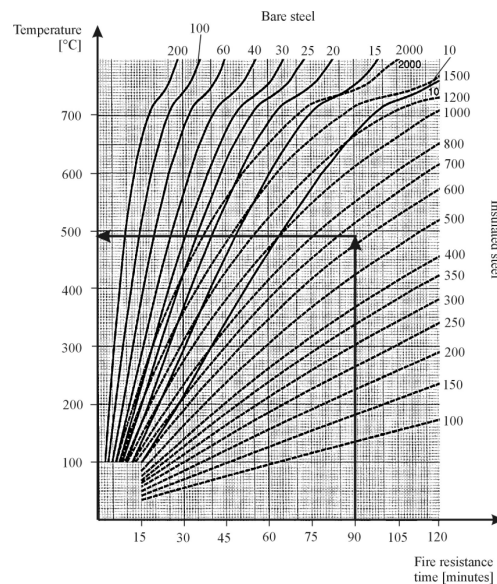


Figure 14 Euro-monogrammes

3.4.4 Application aux conditions de feu non normalisé

En section 1, l'accent a été mis sur l'approche fondée sur le concept de sécurité incendie basé sur le feu naturel. Ce type d'approche peut être directement appliqué à l'acier non-protégé, car les propriétés thermiques (et mécaniques) de l'acier sont valables également sous conditions de feu non-normalisé. Par contre, ce n'est plus le cas avec les caractéristiques thermiques des matériaux de protection utilisés pour protéger l'acier. Comme cela a été expliqué dans la section précédente, leurs caractéristiques sont déterminées sous condition de feu normalisé. Dans le sens strict du terme, elles sont limitées à ces conditions et aucune information systématique n'est disponible pour décrire comment leurs valeurs sont affectées si les conditions de feu sont considérablement différentes des conditions de feu normalisé. L'application du concept de sécurité incendie basé sur le feu naturel pour vérifier la résistance au feu des structures en acier protégées doit être par conséquent menée avec précaution. D'autre part, on doit se rendre compte qu'à l'heure actuelle, les caractéristiques thermiques sont acceptées sans se soucier du fait que les conditions de feu peuvent être en réalité loin de celles du feu normalisé. Pour cette raison, on pourrait objecter que les caractéristiques thermiques peuvent être utilisées également dans une approche de sécurité incendie basé sur le feu naturel.

4. REGLES DE CALCUL POUR LES ELEMENTS MIXTES ACIER-BETON

4.1 Domaine d'application

Le prEN 1994-1-2 couvre une variété d'éléments mixtes acier-béton. Pour avoir une idée précise, se référer à la figure 15.

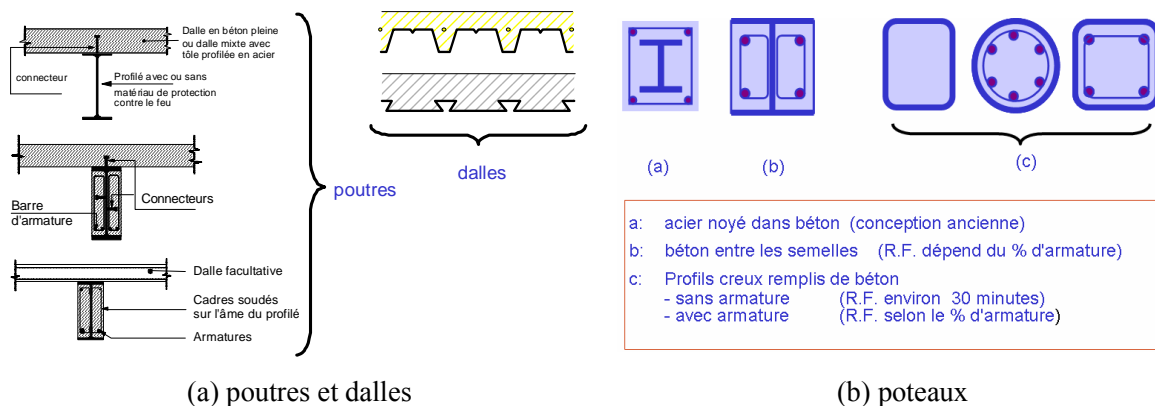


Figure 15 Types des éléments mixtes acier-béton selon le prEN 1994-1-2

Suivant leur nature, les éléments mixtes acier-béton peuvent avoir une fonction porteuse et en même temps une fonction de séparation. Ainsi, les trois critères de résistance au feu peuvent tous être concernés :

- capacité portante mécanique
- isolation thermique
- étanchéité⁷.

Le béton constitue une partie intégrale de la section d'un élément mixte quelconque. L'hypothèse d'une température uniforme sur la section (comme dans les modèles de calcul simplifiés pour les éléments en acier) n'est plus réaliste pour les éléments mixtes. Cela complique de façon significative la procédure de calcul pour les éléments mixtes. C'est la raison pour laquelle dans le prEN 1994-1-2, les options utilisant non seulement les modèles de calcul simplifiés (comme pour les éléments en acier) mais aussi les valeurs tabulées sont données [2].

Le rôle d'une analyse du transfert thermique par valeurs tabulées sur les éléments mixtes ne sera pas discuté ici. C'est parce que dans les méthodes par valeurs tabulées pour la capacité portante, aucune référence n'est fournie pour le transfert thermique, bien que les données utilisées soient basées principalement sur l'expérience des essais au feu normalisé. En ce qui concerne les valeurs tabulées relatives à l'isolation thermique, pour les poutres supportant une dalle pleine en béton, la référence a été faite aux règles de calcul générales acceptées pour les dalles pleines en béton ; pour les dalles mixtes avec une plaque nervurée en acier, aucune valeur tabulée n'est fournie.

⁷ Pour la vérification du critère d'étanchéité, aucun modèle de calcul n'existe actuellement ; ce critère n'est donc pas abordé dans le présent papier. Pour les solutions disponibles afin de remplir le critère d'étanchéité, voir [2].

Pour les modèles de calcul simplifiés, le transfert thermique est souvent – mais pas toujours – basé sur le modèle de calcul avancé expliqué en section 1. Fondamentalement, trois possibilités sont utilisées ici :

- le modèle de calcul simplifié est basé sur les règles semi-empiriques, à partir des hypothèses conventionnelles ; cette approche est également suivie pour les poteaux mixtes avec le béton entre les semelles (voir figure 15-b)
- le modèle de calcul simplifié est basé sur les résultats d'une étude paramétrique menée à l'aide d'un modèle de calcul avancé et qui ont été utilisés pour établir des règles de calcul simplifiées ; cette approche est appliquée pour les dalles mixtes (voir figure 15-a)
- le modèle de calcul avancé est utilisé dans le modèle de calcul simplifié (qui en réalité n'est plus un modèle simplifié) et les simplifications ne concernent que le comportement mécanique ; cette approche a été utilisée pour les poteaux mixtes en tube creux rempli de béton (voir figure 15-b)

Pour avoir une idée plus précise des différentes options disponibles dans le l'EN 1994-1-2 relatives aux valeurs tabulées et à l'analyse du transfert thermique avec les modèles de calcul simplifiés, voir l'Annexe C.

La base du transfert thermique avec les modèles de calcul avancés est (et devrait être !) l'équation 1, discutée en section 1. Se référer aux figures 4 et 5 pour certains exemples. Les procédures à utiliser pour résoudre cette équation dans le cas des éléments mixtes sont similaires à celles nécessaires pour les éléments en acier et en béton, lorsque les modèles de calcul avancés du transfert thermique sont appliqués.

Dans les sections ci-après, les applications de ces principes seront abordées :

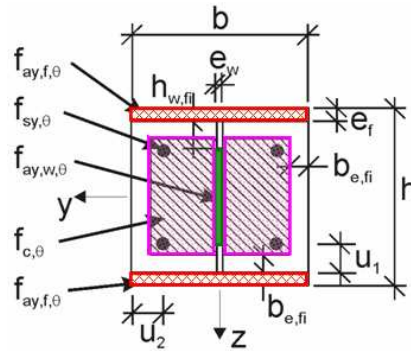
- règles de calcul simplifiées pour le transfert thermique des poteaux mixtes avec profilé partiellement enrobé de béton (c'est-à-dire, poteaux en acier avec du béton entre les semelles)
- règles de calcul simplifiées pour la vérification du critère d'isolation thermique des dalles mixtes avec plaques nervurées en acier
- règles de calcul simplifiées pour évaluer la température des barres d'armature positive (moment positif) dans les dalles mixtes avec plaques nervurées en acier
- utilisation des modèles de calcul avancés relatifs au transfert thermique dans le modèle de calcul « simplifié » pour déterminer la résistance au feu des poteaux mixtes en tube creux rempli de béton.

4.2 *Règles de calcul simplifiées pour le transfert thermique des poteaux mixtes avec profilé partiellement enrobé de béton*

Afin de prendre en compte le transfert thermique des poteaux mixtes avec profile partiellement enrobé de béton, la section des poteaux est divisée en quatre parties :

- les semelles du profilé métallique
- l'âme du profilé métallique
- le béton enrobant le profilé métallique
- les barres d'armature.

Chacune de ces parties est évaluée sur la base d'une résistance et d'une rigidité réduites (en fonction de la température moyenne). Pour le béton et l'âme de la section en acier, une section réduite a été également prise en compte (voir figure 16).



Section efficace réduite

Figure 16 Section efficace réduite du poteau mixte avec profilé enrobé partiellement de béton

Les règles de calcul simplifiées ne s'appliquent que pour les conditions de feu normalisé et exposés sur quatre faces.

La température moyenne et la réduction de la section dépendent de la durée d'exposition au feu normalisé (c'est-à-dire 30, 60, 90 et 120 minutes) et de la géométrie de la section dont la dernière est représentée par le facteur de massiveté, qui prend (dans ce cas) la forme suivante (voir aussi figure 16) :

$$A_m / V = \frac{2(b+h)}{b \cdot h} \quad \dots (5)$$

Les relations nécessaires sont de nature semi-empirique et sont tirées des essais au feu normalisé. Pour avoir une meilleure compréhension, voir [1]. Certains documents de support sont donnés dans [20].

4.3 Règles de calcul pour vérifier le critère d'isolation thermique des dalles mixtes acier-béton avec plaques nervurées en acier

Pour les modèles de calcul simplifiés, le critère d'isolation thermique est identique à celui appliqué pour les essais au feu normalisé, à savoir : l'élévation de température moyenne pour la face non-exposée des éléments ne dépasse pas les 140 °C ou celle maximale n'excède pas les 180 °C [14], à prendre la plus défavorable. Dans le cas des dalles mixtes avec plaques nervurées en acier, la température pour la face non-exposée varie en fonction de la position des points de mesure, à cause de la forme variable de la section (voir figure 17).

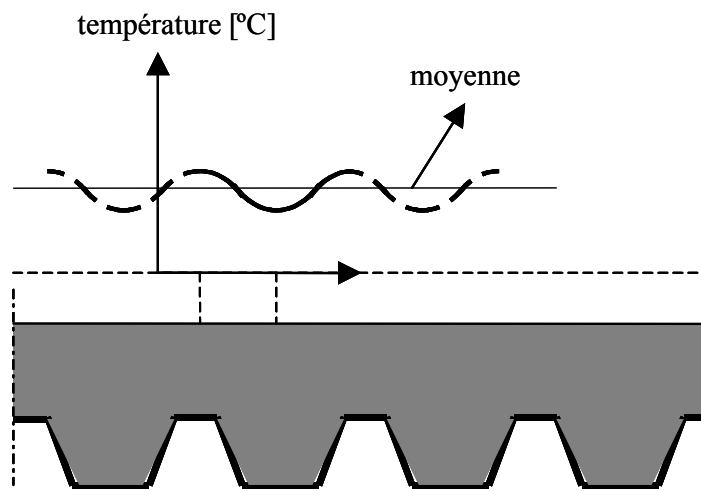


Figure 17 Distribution de température typique de la face non-exposée d'une dalle mixte

Dans le modèle de calcul simplifié pour évaluer le critère d'isolation thermique, cet effet est pris en compte. Pour atteindre ce but, les calculs de sensibilité du transfert thermique ont été effectués avec les différents bacs acier actuellement disponibles en Europe, comprenant les bacs de type à la fois trapézoïdal et rentrant. Pour plus de précision, se référer au tableau 1.

Type du bac	Epaisseur H_B [mm]	Type du béton
rentrant (6x)	50, 60, 70, 80, 90, 100, 110, 120	BN et BL ENV1994-1-2, 1994
trapézoïdal (49x)		

Tableau 1 : Calculs du transfert thermique avec les bacs acier actuellement disponibles

Les calculs sont basés sur l'équation (1) et réalisés non seulement pour le béton de masse volumique normale mais aussi pour le béton léger. Les hypothèses suivantes sont été retenues :

- conditions de feu normalisé de type ISO appliquées directement sur la face exposée
- conditions de transfert thermique pour la face exposée (à savoir, convection et rayonnement) prenant en compte la forme profilée des dalles et l'effet de couche en zinc sur la plaque nervurée ; pour plus de détails, se référer au [15]
- conductivité thermique (λ_c) et capacité calorifique ($\rho_c c_c$) du béton conformément aux recommandations des Eurocodes
- taux moyen d'humidité de 4% pour le béton de masse volumique normale et de 5% pour le béton léger (sur le poids propre sec).

Pour chacun des cas analysés (voir tableau 1), la durée d'exposition pour atteindre le critère d'isolation thermique ($= t_{f,i}$) est calculée. Les résultats sont analysés à l'aide d'une régression linéaire, utilisant les paramètres suivants :

- facteur de géométrie de la nervure (A/O)
- facteur de vue de la semelle supérieure du bac acier (Φ)
- hauteur du bac acier (h_1)
- largeur de la semelle supérieure du bac acier (l_3).

Les coefficients de régression ont été déterminés avec une technique en régression linéaire simple disponible dans des feuilles de calcul standard des programmes mathématiques. La procédure est présentée sur la figure 18. Pour plus ample description, se référer à l'Annexe D, prise de [2]. Le support technique complet est donné dans [15].

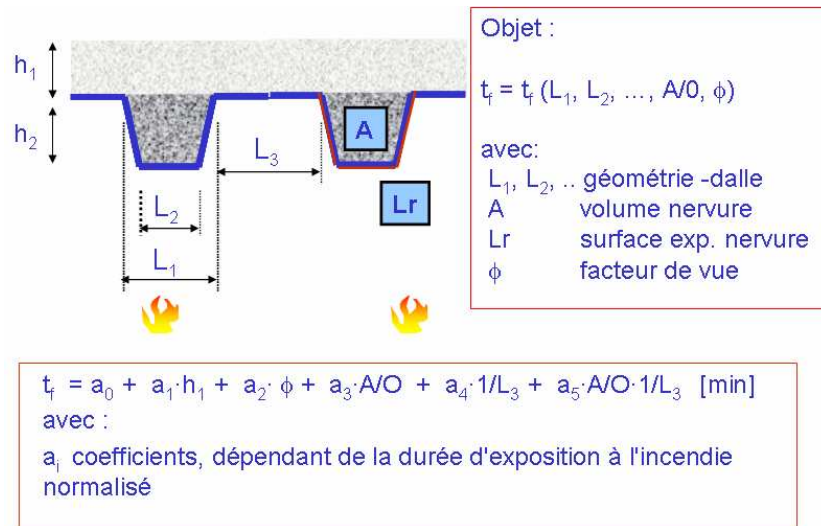


Figure 18 Isolation thermique des dalles mixtes

L'équation finale pour la résistance au feu relative au critère d'isolation thermique est indiquée dans l'EN 1994-1-2 et remplace l'équation correspondante donnée dans la version ENV. Sur la figure 19-a, une comparaison est faite entre les résultats des modèles de calcul simplifiés et ceux du modèle de calcul avancé. Afin de donner une idée encore plus claire, une comparaison similaire, basée toutefois sur les règles données dans la version ENV 1994-1-2, est présentée sur la figure 19-b. En conclusion, l'application des règles nouvelles conduit à des résultats plus précis pour la vérification de la résistance au feu sur le critère d'isolation thermique.

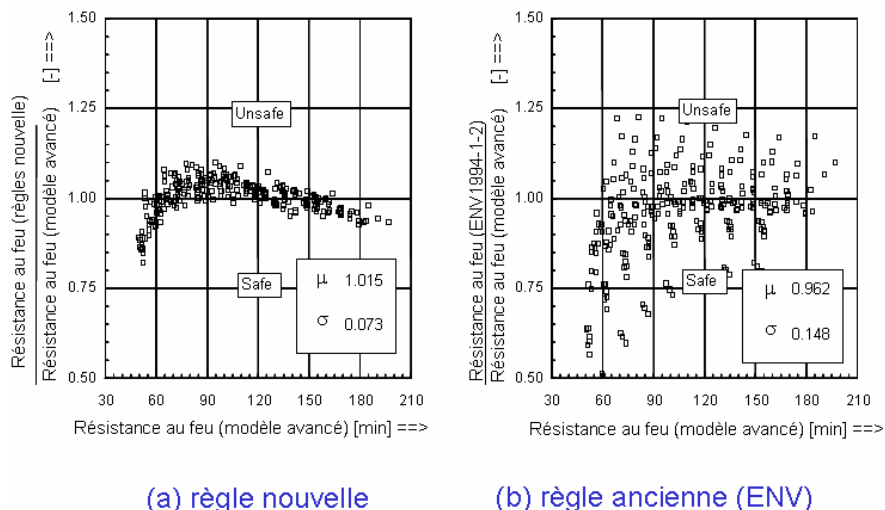


Figure 19 Comparaison des règles de calcul pour le critère d'isolation thermique avec les résultats du modèle de calcul avancé

Pour les valeurs précises des coefficients de régression, voir le tableau 2.

	a_0 [min]	a_1 [min/mm]	a_2 [min]	a_3 [min/mm]	a_4 [mm min]	a_5 [min]
Béton de masse volumique normale	-28,8	1,55	-12,6	0,33	-735	48,0
Béton léger	-79,2	2,18	-2,44	0,56	-542	52,3

Tableau 2 Coefficients pour la détermination de la résistance au feu relative au critère d'isolation thermique

4.4 Règles de calcul pour les barres d'armature positives (moment positif) des dalles mixtes avec plaques nervurées en acier

L'information sur la distribution de température de la section d'une dalle mixte est nécessaire afin de calculer la capacité portante en moment plastique. On distingue la résistance en moment positif (souvent à mi-portée) et celle en moment négatif (aux appuis). Dans cette section, l'accent est mis sur la température des barres d'armature additionnelles, utilisées pour assurer la capacité portante en moment positif.

La température des barres d'armature additionnelles (s'il y en a), couramment placées au milieu de la nervure, est d'une importance particulière pour la résistance en moment positif⁸. La température de ces barres est fortement influencée par le feu.

D'une manière similaire, comme indiqué en 4.2 pour le critère d'isolation thermique, la formule de régression a été développée pour évaluer la température des barres d'armature additionnelles (θ_r) en fonction des paramètres principaux, à savoir :

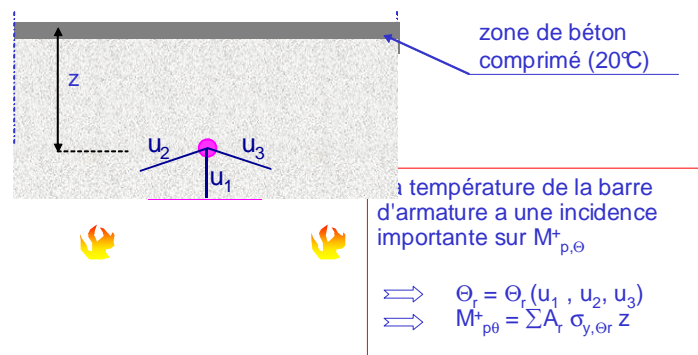
- distance à la semelle inférieure du bac acier (u_3)
- position des barres d'armature dans la nervure (z), selon l'Annexe E
- angle d'inclinaison de l'âme du bac acier (α)

Basée sur des calculs de sensibilité, l'équation suivante est établie :

$$\theta_R = c_0 + c_1 \cdot \frac{u_3}{h_2} + c_2 \cdot z + c_3 \cdot \frac{A}{O} + c_4 \cdot \alpha + c_5 \cdot \frac{1}{\ell_3} \quad \dots (6)$$

La procédure est illustrée sur la figure 20. Pour plus ample description, se référer à l'Annexe E. Le support technique complet est présenté dans [15].

⁸ Les températures de la partie supérieure de la section (zone comprimée !) sont faibles. C'est la raison pour laquelle dans les calculs de la capacité portante en moment positif, la résistance du béton à température normale est utilisée.



Note: La plaque nervurée en acier peut contribuer de manière significative à la capacité portante de la dalle

Figure 20 Règles de calcul pour la température des barres d'armature positives

Les coefficients de régression dépendent de la durée d'exposition et sont – à la fois pour le béton de masse volumique normale et pour le béton léger – données dans le tableau 3. Sur la figure 21-a, une comparaison de résultats est faite entre le modèle de calcul simplifié et le modèle de calcul avancé. Pour illustration, une comparaison similaire, toutefois basée sur les règles données dans la version ENV 1994-1-2 [16], est présentée sur la figure 21-b. En conclusion, l'application des règles nouvelles donne des résultats plus précis pour la température des barres d'armature additionnelles.

Béton	Résistance au feu [min]	c_0 [°C]	c_1 [°C]	c_2 [°C/mm ^{0.5}]	c_3 [°C/mm]	c_4 [°C/°]	c_5 [°Cmm]
Masse volumique normale	60	1191	-250	-240	-5.01	1.04	-925
	90	1342	-256	-235	-5.30	1.39	-1267
	120	1387	-238	-227	-4.79	1.68	-1326
Léger	30	809	-135	-243	-0.70	0.48	-315
	60	1336	-242	-292	-6.11	1.63	-900
	90	1381	-240	-269	-5.46	2.24	-918
	120	1397	-230	-253	-4.44	2.47	-906

Tableau 3 Coefficients pour la détermination des températures des barres d'armature dans la nervure

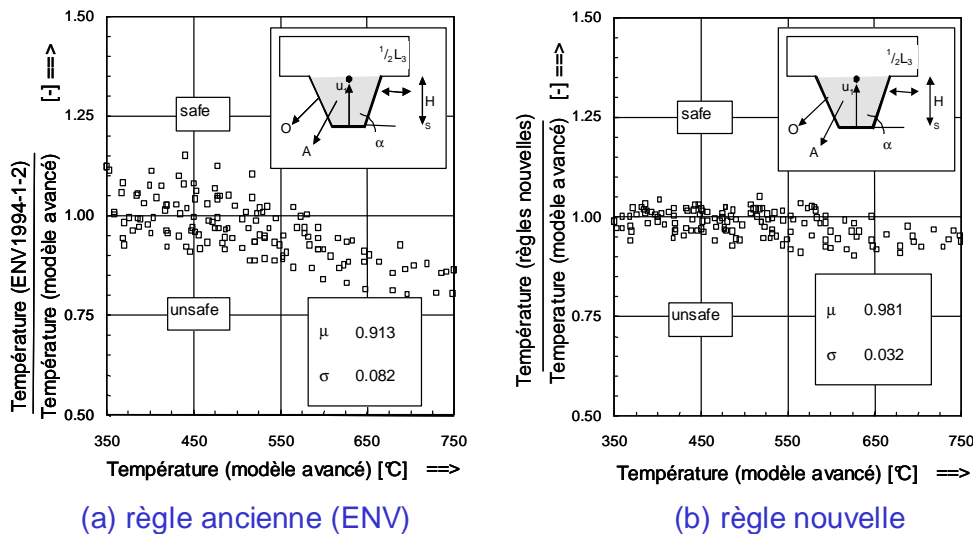


Figure 21 Comparaison de température des barres d'armature additionnelles entre les règles de calcul simplifiées et le modèle de calcul avancé

L'approche ci-dessus est adoptée dans l'EN1994-1-2. Il faut noter dans ce cas que le bac acier peut également contribuer de manière significative à la résistance en moment positif. C'est la raison pour laquelle dans l'EN1994-1-2 des règles de calcul simplifiées pour l'évolution de la température des différentes parties du bac acier sont également fournies. La nature de ces règles est similaire à celle décrite ici pour la température des barres d'armature additionnelles.

4.5 Le modèle du transfert thermique utilisé pour la détermination de la résistance au feu des poteaux mixtes en tube creux rempli de béton

Le modèle de calcul simplifiée pour les poteaux mixtes en tube creux rempli de béton est – en ce qui concerne le transfert thermique – basé sur le modèle de calcul avancé selon l'équation (1), bien que le modèle du comportement mécanique soit sous forme de modèle simplifié. Le transfert thermique est de plus basé sur les conditions de feu normalisé de type ISO en combinaison avec les conditions du transfert thermique indiquées dans [7]. Les paramètres principaux sont⁹ :

- la durée d'exposition au feu normalisé (ISO)
- les dimensions de la section du poteau mixte.

Ce type d'approche signifie qu'aucune règle de calcul analytique simple n'existe pour déterminer la résistance au feu des poteaux mixtes en tube creux rempli de béton.

⁹ Les paramètres relatifs au comportement mécanique concerné sont : nuance d'acier, classe de béton, pourcentage d'armature.

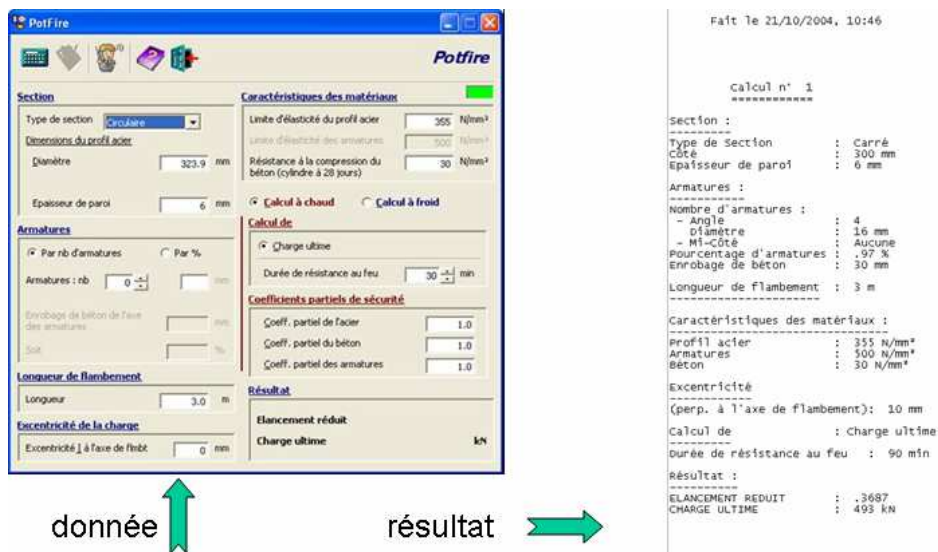


Figure 22 Calcul de la résistance au feu des poteaux mixtes en tube creux rempli de béton

C'est la raison pour laquelle un code de calcul convivial a été développé pour la détermination de la résistance au feu des poteaux mixtes en tube creux rempli de béton sous conditions de feu normalisé de type ISO : POTFIRE [18]. Ce code est entièrement conforme aux hypothèses de l'EN 1994-1-2. Sur la figure 22, les données d'entrée et les résultats de sortie de POTFIRE sont présentés. Ce code est largement vérifié par rapport aux résultats des essais au feu normalisé [19]. Un exemple a été donné sur la figure 23 dans lequel les résultats de mesure en température des différents points de la section d'un poteau mixte en tube creux rempli de béton exposé au feu normalisé de type ISO sont comparés à ceux des calculs avec POTFIRE [19]. L'accord est tout à fait satisfaisant.

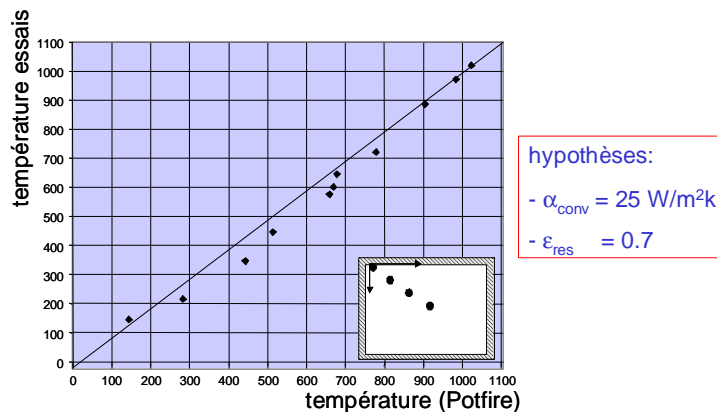


Figure 23 Vérification par le modèle POTFIRE

Il est important de noter que même les modèles tels que POTFIRE, pas aussi simplifiés que cela, sont associés à un domaine d'application (voir tableau 4). Il est clair à partir de la figure 23 que cela est dû davantage aux incertitudes du modèle de calcul relatif au comportement mécanique qu'aux incertitudes du modèle du transfert thermique.

Type de poteau		Poteaux non armés		Poteaux armés		
Degré de résistance au feu normalisé		R30	R60	R30	R60	R90 et R120
Dimension minimale (mm)		100	150	150		200
Dimension maximale (mm)		610		610		
Pourcentage minimum d'armatures (%)	$0,125 \leq \bar{\delta} \leq 0,5$			1	2	
	$0,5 < \bar{\delta} \leq 1$			2		
Pourcentage maximum d'armatures (%)	$0,125 \leq \bar{\delta} \leq 1$			5		
où $\bar{\delta}$ est l'excentricité relative exprimée par $\bar{\delta} = \frac{\delta}{b}$ ou $\frac{\delta}{d}$ avec δ l'excentricité de la charge						
<ul style="list-style-type: none"> - Longueur de flambement ℓ_{θ} telle que : $\ell_{\theta} / (b \text{ ou } d) \leq 30$ où b est le côté du profil creux ou d son diamètre - C20/25 \leq classes de béton \leq C60/75 ; - Résistance au feu normalisé \leq R120. 						

Tableau 4: Domaine d'application de POTFIRE pour la vérification de la résistance au feu des poteaux mixtes en tube creux rempli de béton

4.6 Evaluation

L'analyse du transfert thermique des éléments mixtes acier-béton est – comparée à celle des éléments en acier nus ou protégés – compliquée. Cela est dû au fait que la distribution de température dans ce type d'éléments est en général fortement non-uniforme. Afin de faire face à cette complexité, le l'EN 1994-1-2 offre les outils suivants :

- valeurs tabulées
- modèles de calcul simplifiés.

Les valeurs tabulées sont basées sur l'expérience et proviennent des résultats des essais au feu normalisé de type ISO.

La documentation technique des modèles de calcul simplifiés est très variée. Ils sont parfois basés sur l'interprétation directe des résultats des essais au feu normalisé, tenant compte de quelques concepts théoriques de base. Les poteaux mixtes avec béton entre les semelles en constituent un

exemple. Pour certaines applications, ils sont tirés des calculs de sensibilité à l'aide des modèles de calcul avancés. Par exemple, les dalles mixtes avec plaques nervurées en acier. Dans certains cas, un modèle de calcul avancé est utilisé pour le transfert thermique mais est valable seulement sous conditions de feu normalisé de type ISO (par exemple POTFIRE). La synthèse générale des modèles de calcul simplifiés pour l'analyse du transfert thermique est que leur utilisation est pratiquement limitée aux conditions de feu normalisé.

L'approche nationale en concept de la sécurité incendie basée sur le feu naturel (NFSC) est fiable pour le transfert thermique des structures mixtes, mais exige l'utilisation de la modélisation avancée. Une variété d'outils de calcul nécessaires (par exemple, codes de calcul) est disponible à l'heure actuelle. Pour plus de détails, se référer à la Partie 4.

REFERENCES

- [1] EN 1993-1-2 : "Eurocode 3: Calcul des structures en acier - partie 1-2: Règles générales - Calcul du comportement au feu". CEN TC 250, novembre 2004.
- [2] EN 1994-1-2: "Eurocode 4 : Calcul des structures mixtes acier-béton, partie 1-2 : Règles générales - Calcul du comportement au feu". CEN TC 250, juillet 2004.
- [3] Welty, J.R., Wicks, C.E. and Wilson, R.E.: "Fundamentals of Momentum, Heat and Mass Transfer". John Wiley & Sons, New York, 1976.
- [4] Twilt, L. et al: "Design tools for the behaviour of multi-storey steel-framed buildings exposed to natural fires". Report EUR 20953 EN, European Commission, Science Research and Development, 2004.
- [5] Both, C., Stark, J.W.B. and Twilt, L.: "Numerical simulation of thermal and structural response of composite steel/concrete structures to fire". Proceedings 4th Pacific Structural Steel Conference, pp 171-178, Singapore, 1995
- [6] Both, C.: "3D analysis of fire exposed composite slabs". Proceedings 3rd CIB/W14 Workshop on Modelling, Delft, 1993.
- [7] EN 1991-1-2 : "Eurocode 1: Actions sur les structures, partie 1-2 : Actions générales – Actions sur les structures exposées au feu". CEN TC 250, 2002.
- [8] ENV 1993-1-2 : "Eurocode 3: Calcul des structures en acier - partie 1-2: Règles générales - Calcul du comportement au feu". CEN TC 250, 1995.
- [9] Twilt, L., Leur, P.H.E. v.d., and Both, C.: "Characteristics of the heat transfer for calculating the temperature development in structural steelwork exposed to standard fire conditions under plate thermocouple control". Proceedings of the first international workshop "Structures in Fire", Copenhagen, June 19 and 20, 2001.
- [10] ENV13381-4: "Test method for determining the contribution to the fire resistance of structural members Part 4: Applied protection to steel members". CEN TC 127, 2002.
- [11] prENV13381-1: "Test method for determining the contribution to the fire resistance of structural members Part 1: Horizontal protective membranes". CEN TC 127, (under preparation).
- [12] ENV13381-2: "Test method for determining the contribution to the fire resistance of structural members Part 1: Vertical protective membranes". CEN TC 127, 2002.
- [13] ECCS TC3: Eurocode monographs for fire exposed steelwork
- [14] EN 1363-1: Fire resistance tests – Part 1: General requirements", CEN TC 127, 1999.
- [15] Both, C.: "The Fire Resistance of Composites Steel-Concrete Slabs", Dissertation TU Delft, 1998.

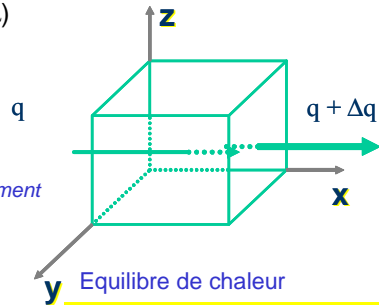
- [16] ENV 1994-1-2: "Eurocode 4: Calcul des structures mixtes acier-béton, partie 1-2 : Règles générales - Calcul du comportement au feu". CEN TC 250, 1995.
- [17] Twilt, L. et al: "Design Guide for Structural Hollow Section Columns Exposed to Fire". CIDECT, Verlag TUV Rheinland, 1994.
- [18] POTFIRE Manual, version 1-1, CTICM, Paris, 2000.
- [19] Twilt, L., Both, C, Kruppa, J., Zoa, B.: "Fire Design of Unprotected Concrete Filled SHS Columns: The further development and extension of application of user friendly PC software". Proceedings of the ISTS conference, Düsseldorf, April 2001.
- [20] REAFO/CAFIR: "Computer assisted analysis of the fire resistance of steel and composite concrete structures". CEC Research 7210-SA/502, Final Report, Luxembourg, March 1986.

ANNEXE A: EQUATION DIFFERENTIELLE DE FOURIER

- Conductivité thermique (= λ)
- Capacité thermique (= $\rho \cdot c_p$)

VD : montré pour une direction seulement

$$\frac{\partial(\rho c_p T)}{\partial t} + \frac{\partial(\lambda \frac{\partial T}{\partial x})}{\partial x} = 0$$



$$\Delta q / \Delta x + \Delta(\rho c_p T) / \Delta t = 0$$

Conditions au limites : flux entrant et sortant par unité de surface: $h_{net,tot}$
 Condition initiale : température du local

Loi de Fourier
 $q = \lambda \Delta T / \Delta x$

Figure A-1 : Transfert thermique : fondements

Considérant le flux de chaleur (q [W/m^2]) à l'élément volumique avec ρ [kg/m^3], c_p [J/kg], λ [W/mK] et les dimensions Δx , Δy , Δz [m] dans la direction x . Θ est la température [C]; t est le temps [s].

L'équilibre de chaleur : (pas de génération de chaleur à l'intérieur de l'élément !)

$$\Delta q \cdot \Delta y \cdot \Delta z + \Delta(\rho \cdot c_p \cdot \Theta) \cdot \Delta x \cdot \Delta y \cdot \Delta z = 0$$

$$\rightarrow \Delta q / \Delta x + \Delta(\rho \cdot c_p \cdot \Theta) / \Delta t = 0$$

Loi de Fourier :

$$q = \lambda \Delta \Theta / \Delta x$$

Ainsi :

$$\Delta(\lambda \Delta \Theta / \Delta x) / \Delta x + \Delta(\rho \cdot c_p \cdot \Theta) / \Delta t = 0$$

Lorsque $\Delta \rightarrow 0$, l'équation différentielle ci-dessus en résulte, qui peut par ailleurs facilement s'étendre dans les directions y et z . Cette équation est à résoudre (de manière numérique !) en combinaison avec les conditions aux limites (\rightarrow actions thermiques) et les conditions initiales (\rightarrow température normale).

ANNEXE B : TRANSFERT THERMIQUE DES ELEMENTS EN ACIER, SUPPOSANT UNE TEMPERATURE UNIFORME

$$\left. \begin{array}{l} \frac{\partial(\rho c_p \theta)}{\partial t} + \frac{\partial\left(\lambda \frac{\partial \theta}{\partial x}\right)}{\partial x} = 0 \\ \text{Conditions initiales} \\ \text{et aux limites} \end{array} \right\} \Rightarrow \frac{d\theta_a}{dt} = \frac{A_m / V}{c_a \rho_a} \dot{h}_{net,tot}$$

avec

A_m : périmètre de l'élément [m²/m]

V : volume de l'élément [m³/m]

Note : valable pour une distribution uniforme de température

Figure B-1 : Transfert thermique des profilés métalliques (température uniforme de l'acier)

Supposons une distribution de température uniforme en section ($\lambda \rightarrow \infty$). Ainsi : $\partial \theta / \partial x \rightarrow 0$, $\partial \theta / \partial y \rightarrow 0$, $\partial \theta / \partial z \rightarrow 0$.

Supposons un bloc acier (volume : V ; l'aire de la surface : A_m), entièrement entourée de feu. Le flux thermique net entrant dans le bloc durant un intervalle de temps dt s'exprime de la manière suivante :

$$\left(\int_A \dot{h}_{tot} dA \right) \cdot dt = \dot{h}_{tot} A dt \quad \text{en [J]} \quad \dots \text{(B.1)}$$

L'augmentation de la chaleur stockée dans le volume acier sur un intervalle de temps dt est exprimée comme (distribution de température uniforme !) :

$$\rho_a C_a V d\theta_a \quad \text{en [J]} \quad \dots \text{(B.2)}$$

L'équilibre de chaleur exige que l'augmentation de la chaleur stockée dans le volume acier soit égale à la différence entre le flux de chaleur entrant dans le bloc et le flux de chaleur sortant du même bloc. A partir de (1) et de (2) et après quelques arrangements, il y a :

$$\frac{d\theta_a}{dt} = \frac{A_m / V}{c_a \rho_a} \dot{h}_{net,tot} \quad \dots \text{(B.3)}$$

avec :

A_m/V est le facteur de massiveté du profilé métallique [m⁻¹]

$c_a \rho_a$ est la chaleur spécifique de l'acier [J/m³C]

Cette équation différentielle ordinaire peut être résolue de manière numérique pour les conditions aux limites et initiales données.

ANNEXE C : VALEURS TABULEES ET MODELES DE CALCUL AVANCES SELON LE prEN 1994-1-2

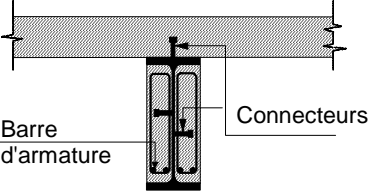
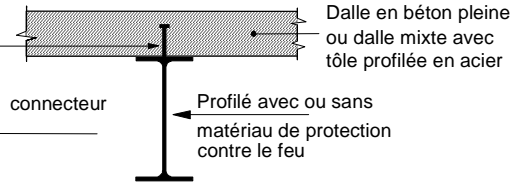

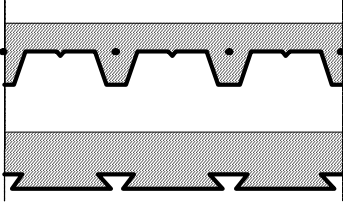
Type d'élément	Disponibilité des valeurs tabulées	Analyse du transfert thermique utilisée dans le modèle de calcul simplifié
 <p>Barre d'armature</p> <p>Connecteurs</p>	oui	non
 <p>Dalle en béton pleine ou dalle mixte avec tôle profilée en acier</p> <p>connecteur</p> <p>Profilé avec ou sans matériau de protection contre le feu</p>	non	Approche semi-empirique
 <p>Dalle facultative</p> <p>Cadres soudés sur l'âme du profilé</p> <p>Armatures</p>	non	Approche semi-empirique
	non	Généralisation des résultats du modèle de calcul avancé

Tableau C1 : Résumé sur les valeurs tabulées et l'analyse du transfert thermique dans les modèles de calcul simplifiés (éléments horizontaux)



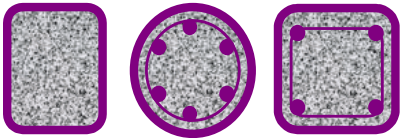
Type d'élément	Disponibilité des valeurs tabulées	Analyse du transfert thermique utilisée dans le modèle de calcul simplifié
	oui	Aucun modèle de calcul simplifié
	oui	Approche semi-empirique
	oui	application directe du modèle de calcul avancé

Tableau C1 : Résumé sur les valeurs tabulées et l'analyse du transfert thermique par les modèles de calcul simplifiés (éléments verticaux)

ANNEXE D : REGLES DU prEN1994-1-2 POUR LA VERIFICATION DE LA RESISTANCE AU FEU PAR RAPPORT A L'ISOLATION THERMIQUE DES DALLES MIXTES AVEC PLAQUES NERVUREES EN ACIER

La résistance au feu correspondant à l'élévation de température moyenne (=140 K) et à l'élévation de température maximale (=180 K), critère "I" peut être déterminée à partir de l'équation ci-dessous :

$$t_i = a_0 + a_1 \cdot h_1 + a_2 \cdot \Phi + a_3 \cdot \frac{A}{L_r} + a_4 \cdot \frac{1}{\ell_3} + a_5 \cdot \frac{A}{L_r} \cdot \frac{1}{\ell_3} \quad \dots (D.1)$$

où:

t_i	est la résistance au feu par rapport à l'isolation thermique	[min]
A	est le volume de béton dans la nervure par m linéaire de nervure	[mm ³ /m]
L_r	est l'aire exposée de la nervure par m linéaire de nervure	[mm ² /m]
A/L_r	est le facteur de géométrie de la nervure	[mm]
Φ	est le facteur de vue de la semelle supérieure	[-]
ℓ_3	est la largeur de la semelle supérieure (voir Figure D.1)	[mm].

En ce qui concerne les facteurs a_i , par rapport aux différentes épaisseurs h_1 , à la fois pour le béton de masse volumique normale et pour le béton léger, se référer au tableau 1 de la partie principale de cette présentation. Quant aux valeurs intermédiaires, l'interpolation linéaire est admise.

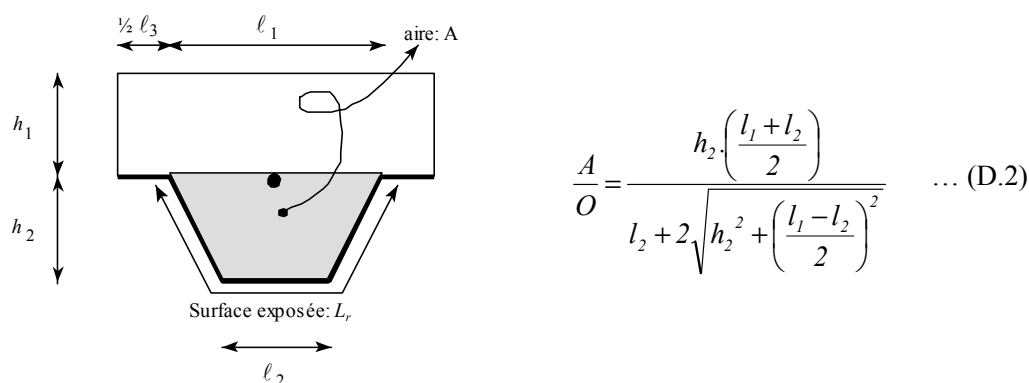


Figure D.1 Définition du facteur de géométrie de nervure A/L_r pour les nervures des dalles mixtes

La configuration ou facteur de vue Φ de la semelle supérieure peut être déterminée comme suit :

$$\Phi = \left(\sqrt{h_2^2 + \left(l_3 + \frac{l_1 - l_2}{2} \right)^2} - \sqrt{h_2^2 + \left(\frac{l_1 - l_2}{2} \right)^2} \right) / l_3 \quad [-] \quad \dots (D.3)$$

ANNEXE E : REGLES DU prEN1994-1-2 POUR LA DETERMINATION DE LA
TEMPERATURE DES BARRES D'ARMATURE POSITIVES DANS LES
DALLES MIXTES AVEC PLAQUES NERVUREES EN ACIER

La température θ_s des barres d'armature de la nervure (voir Figure E.1) est donnée par :

$$\theta_s = c_0 + \left(c_1 \cdot \frac{u_3}{h_2} \right) + (c_2 \cdot z) + \left(c_3 \cdot \frac{A}{L_r} \right) + (c_4 \cdot \alpha) + \left(c_5 \cdot \frac{I}{\ell_3} \right) \quad \dots (E.1)$$

où :

θ_s	est la température de l'armature additionnelle de la nervure	[°C]
u_3	est la distance à la semelle inférieure	[mm]
z	est l'indication de la position dans la nervure (voir (4))	[mm ^{-0.5}]
α	est l'angle de l'âme	[degrés]

Pour les facteurs c_i , à la fois pour le béton de masse volumique normale et le béton léger, se référer au tableau 3 de la partie principale de cette présentation. Pour des valeurs intermédiaires, une interpolation linéaire est autorisée.

Les règles ci-dessus peuvent être utilisées pour déterminer la température des barres d'armature positives se trouvant en n'importe quel point dans la nervure.

Les coefficients c_i dépendent du temps et du type de béton.

Le facteur z indiquant la position de la barre d'armature est donné par :

$$\frac{1}{Z} = \frac{1}{\sqrt{u_1}} + \frac{1}{\sqrt{u_2}} + \frac{1}{\sqrt{u_3}} \quad \dots (E.2)$$

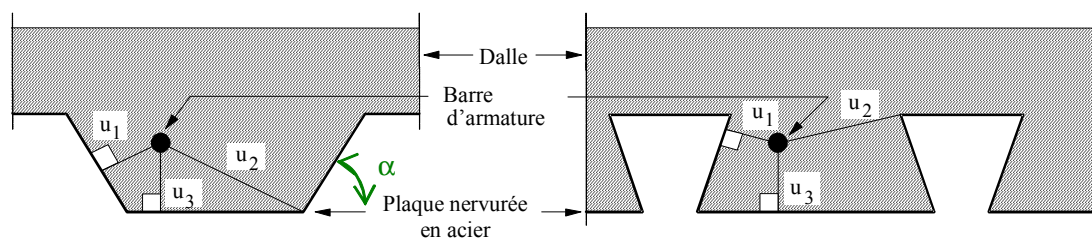


Figure E.1 Position des barres d'armature

Les distances u_1, u_2 et u_3 sont exprimées en mm et sont définies comme suit :

- u_1, u_2 : distance la plus courte entre l'axe de la barre d'armature et un point quelconque des âmes de la tôle en acier ;
- u_3 : distance entre l'axe de la barre d'armature et la semelle inférieure de la tôle en acier.

A partir de la température de la barre d'armature donnée en E.1 et de celles calculées pour le béton, les contraintes ultimes des différentes parties de la dalle mixte ainsi que le moment résistant positif peuvent être calculés.