

Zeitschrift: IABSE congress report = Rapport du congrès AIPC = IVBH
Kongressbericht

Band: 10 (1976)

Rubrik: Theme IIIa: Thermal effects of fires in buildings

Nutzungsbedingungen

Die ETH-Bibliothek ist die Anbieterin der digitalisierten Zeitschriften. Sie besitzt keine Urheberrechte an den Zeitschriften und ist nicht verantwortlich für deren Inhalte. Die Rechte liegen in der Regel bei den Herausgebern beziehungsweise den externen Rechteinhabern. [Siehe Rechtliche Hinweise.](#)

Conditions d'utilisation

L'ETH Library est le fournisseur des revues numérisées. Elle ne détient aucun droit d'auteur sur les revues et n'est pas responsable de leur contenu. En règle générale, les droits sont détenus par les éditeurs ou les détenteurs de droits externes. [Voir Informations légales.](#)

Terms of use

The ETH Library is the provider of the digitised journals. It does not own any copyrights to the journals and is not responsible for their content. The rights usually lie with the publishers or the external rights holders. [See Legal notice.](#)

Download PDF: 08.02.2025

ETH-Bibliothek Zürich, E-Periodica, <https://www.e-periodica.ch>

III

**Comportement des structures de bâtiments
sous l'effet des incendies**

**Tragverhalten von Bauwerken unter dem
Einfluss des Feuers**

Behaviour of Building Structures under Fire Effects

III a

**Effets thermiques des incendies dans les
bâtiments**

**Thermische Auswirkungen bei
Bauwerkbränden**

Thermal Effects of Fires in Buildings

Leere Seite
Blank page
Page vide

**Théorie des Equivalences.
Application à la thermoélasticité**

Äquivalents-Lehre.
Anwendung an der Thermo-Elastizität

Theory of Equivalences.
Application to the Thermoelasticity

ELIE ABSI
Délégué Général Scientifique

MARC BORENSZTEIN
Docteur-Ingénieur, Ingénieur ENPC
C.E.B.T.P.
Paris, France

1 - INTRODUCTION

Pour résoudre les problèmes dérivant d'un champ, la Théorie des Equivalences propose une approche générale qui consiste à substituer à l'étude du corps réel, celle d'un corps fictif plus accessible au calcul. Les caractéristiques de ce corps, appelé solide équivalent, sont déterminées en écrivant l'égalité des fonctionnelles définissant l'état physique des deux solides. Cette condition d'équivalence permet d'affirmer qu'ils auront le même comportement.

La Théorie des Equivalences a déjà permis de résoudre avec succès des problèmes d'élasticité (Réf. 1 et 5) et d'infiltration d'eau dans le sol (Réf. 3) en utilisant comme solide équivalent, respectivement des structures de poutres et treillis, et des réseaux orthogonaux de canaux. Ainsi nous nous proposons de résoudre les problèmes de thermoélasticité en attribuant tour à tour au solide équivalent des caractéristiques thermiques et mécaniques. La conduction de chaleur est alors ramenée à un problème d'écoulement et la recherche des contraintes à un simple problème de contraintes thermiques dans une structure. Pour résoudre ce dernier problème, une méthode systématique est utilisée.

2 - DIFFUSION DE LA CHALEUR

Il est identique de résoudre l'équation de la chaleur (1) ou de trouver le champ thermique T qui minimise la fonctionnelle (2).

$$(1) \quad k \nabla^2 T + Q = \rho c \dot{T}$$

$$(2) \quad I(T) = \int \left[k_i (T_{,i})^2 - (2Q - \rho c \dot{T}) T \right] dV$$

Le solide étudié est remplacé par un grillage orthogonal de barres dont les caractéristiques thermiques et les sections sont calculées en écrivant l'égalité de leur fonctionnelle respective.

Si les deux solides occupent le même volume et s'ils sont soumis aux mêmes conditions sur le contour, il reste seulement à identifier

les termes de la forme :

$$(3) \quad \int k_i (T_{,i})^2 \cdot dV$$

Il est nécessaire de supposer que le découpage du corps réel est suffisamment fin pour admettre que les gradients thermiques sont constants dans chaque maille du grillage. On peut alors déterminer (Réf. 4) les caractéristiques du solide équivalent.

Nous découpons la durée du phénomène en une suite d'intervalles telle que l'approximation suivante soit admissible :

$$(4) \quad \dot{T} = \frac{T(t_k) - T(t_{k-1})}{\Delta t_k}$$

On écrit pour chaque noeud i que la quantité de chaleur amenée par toutes les barres (i, j) aboutissant en i est égale à la quantité de chaleur $Q_i(t)$ reçue par l'extérieur, augmentée de la quantité de chaleur nécessaire à l'échauffement de l'élément de volume ΔV_i pendant le temps Δt_k .

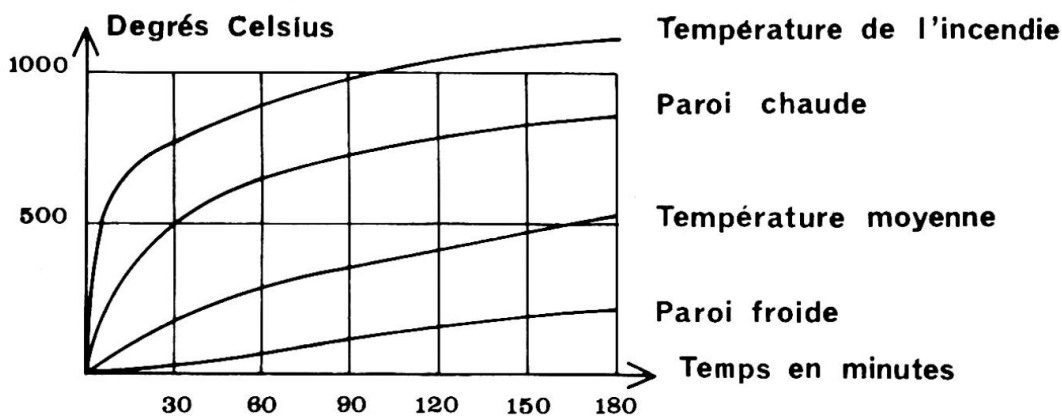
$$(5) \quad \sum_{j \rightarrow i} \left(\frac{kS}{L} \right)_{ij} [T_j(t_k) - T_i(t_k)] = Q_i(t_k) + \rho c \frac{\Delta V_i}{\Delta t_k} [T_i(t_k) - T_i(t_{k-1})]$$

Exemple 1

Cherchons l'évolution des températures dans la section d'une poutre en Té soumise à un incendie en sousface. La poutre est initialement à 0°C . La température de l'incendie est donnée par la formule normalisée :

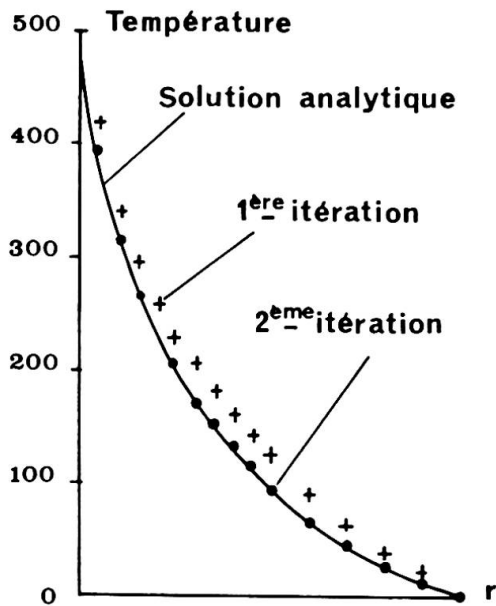
$$T = 345 \cdot \log(8t + 1)$$

H_1 et H_2 les coefficients de convection rayonnement des faces froide et chaude ont pour valeurs respectives 13 et 46 kcal/h.m².°C. Les caractéristiques du béton ont pour valeurs : $\rho = 2400$ kg/m³, $k = 1,4$ kcal/h.m.°C et $C = 0,22$ kcal/kg.°C.



Exemple 2

On peut étudier facilement les solides à caractéristiques variables, il suffit de faire évoluer la structure équivalente sans avoir à modifier les programmes de résolution.



Considérons une enceinte cylindrique circulaire en béton dans laquelle nous imposons la température des deux faces $T_i = 500^\circ\text{C}$, $T_e = 0^\circ\text{C}$. Nous supposons que la conductivité thermique du béton varie avec la température suivant la formule suivante :

$$k(T) = 1,4 - 0,0012.T$$

3 - CALCUL DES STRUCTURES EN THERMOELASTICITE

Pour déterminer les contraintes d'origine thermique, nous proposons une méthode systématique de calcul fondée sur la notion d'équation intrinsèque. L'effet du champ thermique T peut être remplacé par l'action en chaque noeud i de sollicitations thermiques équivalentes T_i (Réf. 2 et 4).

4 - CONTRAINTES THERMIQUES DANS LES SOLIDES CONTINUS

Problèmes tridimensionnels

En thermoélasticité la densité d'énergie de déformation est :

$$(6) \quad U = \frac{1}{2} (e_{ij} - \alpha T \delta_{ij}) \sigma_{ij} = \frac{\lambda}{2} (e_{ii})^2 + \mu (e_{ij} e_{ij}) - (3\lambda + 2\mu) \alpha T (e_{ii}) + \frac{3}{2} (3\lambda + 2\mu) (\alpha T)^2$$

Considérons le modèle équivalent parallélépipédique (Réf. 1 et 3), une barre (i, j) , de direction Ox , a pour énergie de déformation :

$$(7) \quad W_{ij} = \frac{1}{2} \rho_x (e_{xx} - \alpha T_{ij})^2 + 6 \eta_x (e_{xy}^2 + e_{xz}^2) \quad \text{avec} \quad \rho_x = (ESL)_{ij} \\ \text{et} \quad \eta_x = (EI/L)_{ij}$$

La condition d'équivalence du modèle s'écrit :

$$(8) \quad \sum_{i,j} W_{ij} = \int_V U dV$$

L'égalité des termes purement mécaniques nous permet de retrouver les valeurs des caractéristiques ρ et η (Réf. 1,4 et 5); si on admet que le champ thermique est uniforme dans le petit élément étudié, l'équivalence des termes thermiques est vérifiée. Cette hypothèse étant peu admissible, il est proposé (Réf. 4) des formules de calcul des

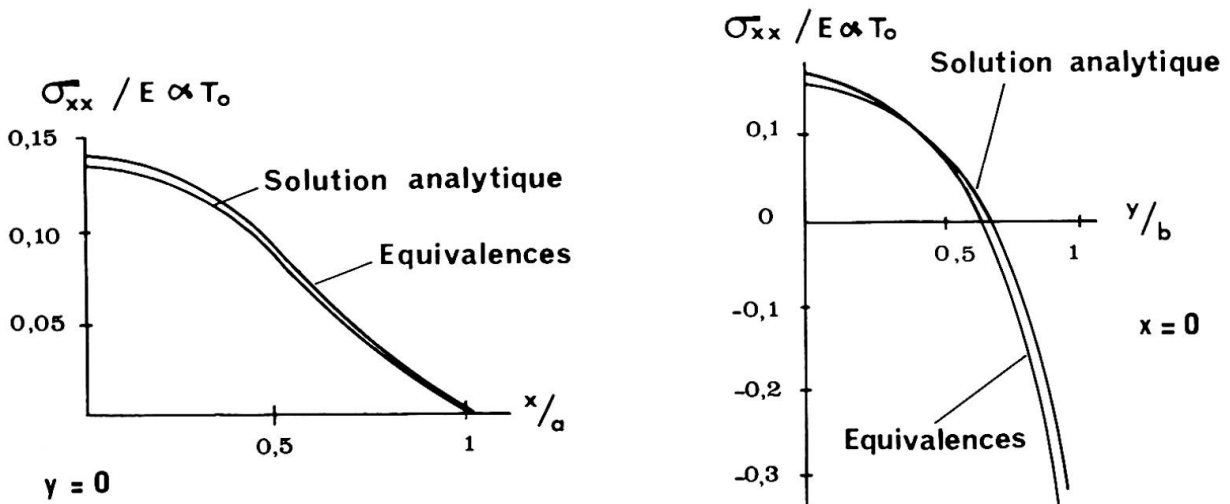
températures des barres en fonction des températures des noeuds de manière à vérifier avec le plus de précision possible les conditions d'équivalence.

Problèmes plans

Le cas des contraintes planes se traite sans difficulté avec un modèle plan. Au contraire, dans les déformations planes, la troisième dimension a une contribution non nulle dans l'énergie de déformation thermoélastique et la résolution par modèle plan est impossible directement.

Exemple de contrainte plane

Considérons une plaque carrée, soumise au champ thermique $T = T_0 (y^2/b^2 - 1/3)$. Sur la structure équivalente sont appliquées les sollicitations thermiques équivalentes.



Etude des dalles

Les hypothèses habituelles sur la flexion des dalles ne sont admissibles que pour les champs thermiques variant seulement avec z ou linéaire en z . Le cas suivant a été principalement développé.

$$(9) \quad T = T_0(x, y) + (z/h) \cdot \Delta T(x, y) \quad -\frac{h}{2} \leq z \leq \frac{h}{2} \quad h \text{ épaisseur}$$

L'énergie de déformation par unité de surface (Réf.4) est :

$$(10) \quad U = U_0 + \frac{D}{2} \left[(w,_{xx})^2 + (w,_{yy})^2 + 2 \nu w,_{xx} w,_{yy} + 2(1-\nu)(w,_{xy})^2 + 2(1+\nu)(w,_{xx} + w,_{yy}) \alpha \frac{\Delta T}{h} + 2(1+\nu) \left(\alpha \frac{\Delta T}{h} \right)^2 \right]$$

où U_0 est l'énergie d'une plaque de température $T_0(x, y)$, problème traité au paragraphe précédent.

Les solides équivalents sont des grillages de poutres. Si la poutre (i, j) est soumise au gradient thermique $\frac{\Delta T}{h}$, elle aura l'énergie de flexion suivante :

$$(11) \quad W_{ij} = \frac{1}{2} EIL \left(w_{,xx} + \frac{\alpha \Delta T}{h} \right)^2$$

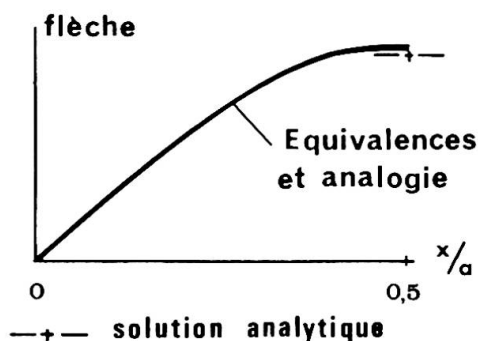
Il est possible de définir une analogie isotherme (Réf. 4) en appliquant à la dalle un chargement transversal réparti p^* et des sollicitations sur les bords dépendant des types d'appui.

$$(12) \quad p^* = - \frac{1}{(1 - \nu)} \nabla^2 M_T \quad \text{avec} \quad M_T = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \alpha E T z dz = \alpha (1 - \nu^2) D \frac{\Delta T}{h}$$

Exemple de dalle

Considérons une dalle carrée avec deux bords opposés encastrés et les deux autres simplement appuyés. Cette dalle est soumise au champ thermique :

$$T(x, y, z) = \frac{\Delta T_0}{h} \frac{4x}{a} \left(1 - \frac{x}{a} \right) \cdot z \quad \text{d'où} \quad p^* = \alpha D(1 + \nu) \frac{8}{a^2} \frac{\Delta T_0}{h}$$



Il est remarquable d'observer que la Théorie des Equivalences et l'analogie isotherme donnent des résultats très proches bien que la première s'applique sous forme de moments aux noeuds et la seconde sous forme d'un chargement transversal.

5 - CONCLUSION

Nous avons pu remarquer que la Théorie des Equivalences donne des résultats meilleurs ou très proches de ceux obtenus avec une analogie isotherme appliquée à la structure équivalente. Il est possible d'en déduire que la discrétisation nécessaire pour appliquer ce type de théorie introduit une erreur plus importante que les imprécisions sur les sollicitations thermiques équivalentes.

Enfin le formalisme simple de la Théorie des Equivalences permet des extensions fructueuses, en particulier aux solides à caractéristiques variables.

Références Bibliographiques

- 1 - E. ABSI, "La Théorie des Equivalences et son application à l'étude des ouvrages d'Art" - Annales ITBTP, n°298 (octobre 1972)
- 2 - E. ABSI, "Equations intrinsèques d'une poutre droite à section constante" - Annales ITBTP, n°229 (janvier 1967)
- 3 - E. ABSI et C. DHELLO, "La Théorie des Equivalences et l'infiltration de l'eau dans le sol" - Annales ITBTP, n°304 (avril 1973)
- 4 - M. BORENSZTEIN, "Théorie des Equivalences - Application à la thermoélasticité" - Thèse de Docteur-Ingénieur - Paris VI (1975)
- 5 - C. DHELLO, "La Théorie des Equivalences et les problèmes d'élasticité tridimensionnelle et extension aux problèmes d'écoulement en milieux poreux" - Thèse de Docteur-Ingénieur - Paris VI (1972)

RESUME

La théorie des Equivalences a pour principe de substituer au solide étudié un corps fictif plus accessible au calcul. En utilisant un solide équivalent constitué de barres possédant des caractéristiques thermiques et mécaniques, le problème de thermoélasticité est alors remplacé par un problème d'écoulement de chaleur suivi d'une recherche de contraintes thermiques dans une structure.

ZUSAMMENFASSUNG

Die Theorie der Aequivalenzen oder Gleichwertigkeiten ist ein Versuch das Studium eines festen Körpers durch das Studium eines anderen, fiktiven Körpers, der sich besser berechnen lässt, zu ersetzen. Bei der Anwendung eines gleichwertigen Körperinhaltes, bestehend aus Stäben mit thermischen und mechanischen Eigenschaften wird also das Problem der Thermoelastizität durch das Problem der Wärmeübertragung ersetzt und eine Untersuchung der Temperaturspannungen angeschlossen.

SUMMARY

The principle of the theory of equivalences is to replace the solid body by a fictitious body which is easier to calculate. Using an equivalent solid made up of bars with thermal and mechanical properties, the problem of thermoelasticity is then replaced by a problem of heat followed by research on thermal stresses in a structure.

Détermination par la méthode des éléments finis des évolutions de température pour les structures soumises à l'incendie

Bestimmung des Temperaturverlaufes in brandgefährdeten Hochbauten mittels der Methode der Finiten Elemente

Temperature Transients Determination by the Finite Element Method on the Fire Response of Structures

J.C. DOTREPPE
Chargé de Recherches au FNRS

M. HOGGE
Assistant, Techn. Aéronautiques et Spatiales
Université de Liège
Liège, Belgique

1. INTRODUCTION.

La pratique actuelle pour évaluer la résistance au feu des structures consiste le plus souvent en des techniques expérimentales où une éprouvette est soumise à un test en four. La représentativité d'un tel essai pour une structure complexe est une première difficulté à circonscrire, à laquelle s'ajoute le coût des installations et des mesures.

Cet article présente une alternative à la conduite d'essais : l'élaboration de modèles mathématiques d'éléments finis aptes à simuler les conditions de test. On y envisage le problème de base, à savoir celui de la transmission de chaleur dans les matériaux des divers types de structures en cause.

La souplesse de la méthode laisse en outre présager son extension aux conditions en service de structures réelles.

2. CODE DE CALCUL PAR ELEMENTS FINIS.

Un module faisant partie du code général de calcul par éléments finis SAMCEF [1] a été développé pour répondre à cet objectif. Son principe repose sur la Méthode des Eléments Finis couplée à une intégration temporelle pas à pas : cette approche est bien connue pour les situations linéaires [2,3], mais elle a reçu peu d'applications dans le domaine du transfert non-linéaire de chaleur [4-8] : celui-ci est caractérisé par des propriétés de matériau variant avec la température et des conditions aux limites qui, dans le cas présent, doivent être aptes à reproduire les situations d'incendie. Ces non-linéarités impliquent le plus souvent le recours à une technique incrémentale itérative [4-6].

Un des buts de l'article est de présenter une technique incrémentale basée sur le concept de matrice de conductivité "tangentielle" [7-8] qui permet d'éviter les itérations au cours d'un pas de temps et rend le code aussi économique que pour les problèmes linéaires. La gamme des éléments finis utilisables couvre toutes les formes structurales habituelles uni-, bi- et tridimensionnelles. Les lois de variation des caractéristiques avec la température (éventuellement différentes d'élément à élément) sont à la disposition de l'utilisateur sous forme de polynômes de la température (de degré deux au

plus) ; le choix du pas de temps peut varier au cours du processus pas à pas et est guidé par les considérations de stabilité et de précision dégagées en analyse linéaire [7,8].

2.1. Rappel des équations et conditions aux limites du problème.

La distribution de température dans un corps solide V limité par une surface S et rapporté à un système de coordonnées cartésiennes x, y, z est régie par l'équation aux dérivées partielles non-linéaire :

$$\frac{\partial}{\partial x} \left[k_x(\theta) \frac{\partial \theta}{\partial x} \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[k_y(\theta) \frac{\partial \theta}{\partial y} \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[k_z(\theta) \frac{\partial \theta}{\partial z} \right] + Q = c(\theta) \frac{\partial \theta}{\partial t} \quad (1)$$

assortie de la condition initiale

$$\theta(x, y, z, 0) = \theta^* \quad (2)$$

et des conditions aux limites du type

a) température imposée à la frontière $\theta = \bar{\theta}$ sur S_1 (3)

b) flux de chaleur connu ou fonction de θ sur $S_2 + S_3 + S_4$:

$$n_x k_x(\theta) \frac{\partial \theta}{\partial x} + n_y k_y(\theta) \frac{\partial \theta}{\partial y} + n_z k_z(\theta) \frac{\partial \theta}{\partial z} = q_e + h(\theta_e - \theta) + \sigma_o \epsilon_{ep} (T_e^4 - T^4) \quad (4)$$

avec $T(x,y,z,t)$ température absolue instantanée ;

$\theta(x,y,z,t)$ écart de température par rapport à une référence uniforme T_o : $\theta = T - T_o$;

$k_x(x,y,z,\theta)$, $k_y(x,y,z,\theta)$, $k_z(x,y,z,\theta)$ coefficients de conductivité principaux du matériau ;

$c(x,y,z,\theta)$ capacité calorifique du matériau par unité de volume ;

$Q(x,y,z,t)$ distribution de sources de chaleur par unité de volume ;

n_x , n_y , n_z cosinus directeurs de la normale extérieure au volume ;

$q_e(x,y,z,t)$ distribution de sources de chaleur par unité de surface ;

$h(x,y,z)$ coefficient d'échange par convection ;

$\theta_e(x,y,z,t)$ température de la source représentant l'incendie ;

$T_e(x,y,z,t)$ température absolue de cette source ;

σ_o constante de Boltzmann = $4,93 \cdot 10^{-8}$ Kcal/m².h.(°K)⁴

$\epsilon_{ep}(x,y,z)$ facteur de rayonnement mutuel entre la source rayonnante et la paroi.

2.2. Formulation du problème par la Méthode des Eléments Finis.

La démarche initiale consiste à écrire une forme globale qui puisse traduire à l'échelle d'un petit domaine, appelé élément fini, le bilan calorifique local décrit par (1). En dehors de la conduction de chaleur en régime permanent, pour laquelle il existe un support variationnel vrai [8], cette globalisation est réalisée au mieux par l'application de la Méthode des Résidus Pondérés au système (1-4) : le cas particulier le plus fréquent de celle-ci est la Méthode de Galerkin, par laquelle on orthogonalise les résidus par rapport aux fonctions de base locales $m_k(x,y,z)$ choisies pour le champ de température :

$$\theta(x,y,z,t) = \sum_{k=1}^N m_k(x,y,z) \cdot a_k(t) \quad (5)$$

Ceci produit le système matriciel élémentaire [8] :

$$K_E(q_E) \cdot q_E(t) + C_E(q_E) \cdot \dot{q}_E(t) = g_E(t) \quad (6)$$

qui, après assemblage des éléments finis pour reconstituer le domaine,

livre le système différentiel non-linéaire structural :

$$K(q) \cdot q(t) + C(q) \cdot \dot{q}(t) = g(t) \tag{7}$$

- où K_E, K sont les matrices de conductivité élémentaire ou structurale ;
- C_E, C les matrices de capacité élémentaire ou structurale ;
- q_E, q les vecteurs des températures locales élémentaires ou structurales ;
- \dot{q}_E, \dot{q} les vecteurs des taux de variation des températures élémentaires ou structurales ;
- g_E, g les vecteurs des flux thermiques nodaux élémentaires ou structuraux

2.3. Technique incrémentale de solution basée sur la notion de conductivité tangentielle.

La majorité des auteurs qui ont à résoudre le système non-linéaire (7) utilisent des techniques itératives à l'intérieur d'un pas de temps [4-6]. La technique préconisée ici est de linéariser le premier terme du système (7) autour de la solution $q(t)$ à l'instant t et de ne retenir que les termes du développement d'ordre un en Δq :

$$K(q+\Delta q) \cdot (q+\Delta q) \approx \left[K(q) + \frac{dK}{dq} \Delta q \right] \cdot (q+\Delta q) \approx K(q) \cdot q + \left[K(q) + \frac{dK}{dq} \cdot q \right] \cdot \Delta q$$

où le second terme du dernier membre fait apparaître la matrice de conductivité tangentielle structurale, qui s'écrit formellement

$$K^T(q) = K(q) + \frac{dK}{dq} \cdot q \tag{9}$$

L'interprétation graphique de la méthode dans le cas stationnaire à une

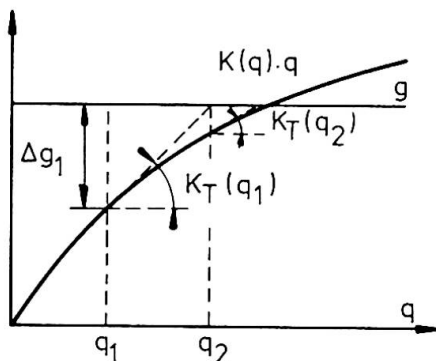


FIG. 1

dimension est présentée figure 1 : elle s'apparente à la méthode bien connue de Newton-Raphson pour la solution d'une équation algébrique non-linéaire.

La seconde étape dans la résolution du système différentiel (7) concerne l'intégration pas à pas proprement dite : pour ce faire, on choisit d'écrire (7) en un instant particulier de l'intervalle de temps

$$t^* = t + \phi \Delta t \quad \phi \in [0, 1] \tag{10}$$

pour lequel le taux de variation des

températures est approché par le quotient

$$\dot{q}(t^*) = \frac{q(t+\Delta t) - q(t)}{\Delta t} \tag{11}$$

L'utilisation conjointe de (8) avec $\Delta q = \phi [q(t+\Delta t) - q(t)]$ et de (10-11) dans (7) produit dès lors le schéma pas à pas

$$q(t+\Delta t) - q(t) = \left\{ \frac{1}{\Delta t} C [q(t)] + \phi K^T [q(t)] \right\}^{-1} \cdot \{ g(t+\phi \Delta t) - K[q(t)] \cdot q(t) \} \tag{12}$$

qui livre le vecteur des températures en $t + \Delta t$ en fonction de sa valeur en t et moyennant la connaissance des flux thermiques nodaux à l'instant t^* ; on réalise souvent une linéarisation de ceux-ci, qui produit :

$$g(t+\phi \Delta t) = (1-\phi) g(t) + \phi g(t+\Delta t) \tag{13}$$

le paramètre continu ϕ introduit en (10) compte comme cas particuliers

- bien connus $\phi = 0$ le schéma explicite d'Euler ;
- $\phi = 0,5$ le schéma du trapèze ou de la différence centrée ;
- $\phi = 1$ le schéma implicite pur.

Remarquons enfin que la technique (12) implique une matrice incrémentale non-symétrique du fait de la présence de (9), ce qui nécessite une organisation spéciale de l'algorithme de résolution.

3. MODELISATION DU PHENOMENE PHYSIQUE.

Le problème le plus difficile se situe au niveau de la détermination des échanges thermiques éprouvette-four, compte-tenu de l'environnement existant et des propriétés thermiques des matériaux en présence.

La densité de flux de chaleur (4) à laquelle le matériau est soumis peut se mettre sous la forme (cfr. (4))

$$q_e = h (\vartheta - \theta) + \sigma_o \varepsilon_{ep} (T_e^4 - T^4)$$

Les paramètres critiques à déterminer sont les émissivités relatives de la source et de la paroi de l'éprouvette. Le coefficient d'échange par convection a moins d'importance, car les températures atteintes lors de l'exposition au feu sont telles que l'échange radiatif est prépondérant.

En ce qui concerne les échanges par radiation, il est couramment admis [6] que, dans le cas du béton ou de l'acier, l'émissivité des parois vaut 0.8 ou 0.9. L'émissivité de l'environnement, par contre, est beaucoup plus incertaine : elle dépend de l'émissivité de la source rayonnante (flames ou résistances) et est influencée par les autres surfaces d'échange. Le domaine des valeurs admissibles s'étend de 0,3 à 0,9, mais les comparaisons que nous avons effectuées ont montré que l'on obtient des résultats satisfaisants dans tous les cas en se limitant aux valeurs 0,5 et 0,6.

La modélisation du phénomène est aussi sensible à un autre facteur : il s'agit des propriétés thermiques de l'acier et du béton, et le fait que ces propriétés varient avec la température. Dans le cas du béton, les résultats expérimentaux présentent une dispersion considérable par suite de la nature même de ce matériau dont les propriétés varient avec les ingrédients, leur proportion, l'âge et les conditions d'environnement.

4. EXEMPLE NUMERIQUE.

En Belgique, une vaste recherche à caractère national a été entreprise dans le but d'améliorer les connaissances en matière d'incendie. Certains travaux expérimentaux se rapportent au comportement des matériaux de construction aux températures élevées.

Un de ces essais concerne une éprouvette de béton placée dans un petit four à résistances [12]. Il s'agit d'un prisme de béton de gravier de 18 x 18 x 30 cm placé au centre du four (figure 2). Des thermocouples sont noyés dans la masse à la fabrication, au niveau de l'axe de symétrie du plan médian : ils sont destinés à mesurer la courbe température-temps en ces points.

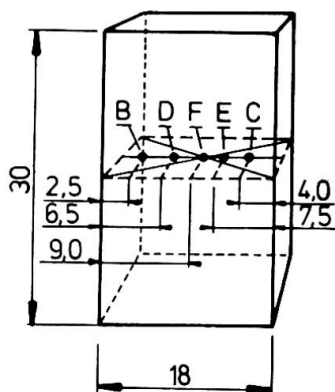


FIG. 2

On ramène l'étude de l'éprouvette à celle de sa section droite dans le plan médian (cfr. figure 3) : cette manière de voir les choses est évidemment idéale, puisque l'écoulement n'est pas bidimensionnel. On peut cependant supposer que les influences des pertes de chaleur par les faces supérieure et inférieure ne se fait que peu sentir au niveau du plan médian.

L'échange convectif est régi par un coefficient d'échange $h = 7,5 \text{ kcal/h.m}^2.\text{°C.}$. En effet, dans le cas de petits fours à résistances, l'environnement est relativement calme, et on peut prendre un coefficient d'échange modéré. Le facteur de rayonnement mutuel ε_{ep} est pris égal à 0.45.

D'une manière générale, la conductivité thermique du béton k_b décroît avec la température. Ce phénomène est représenté ici par la loi linéaire

$$k_b = 1.8 - 10^{-3} \theta$$

où k_b est exprimé en kcal/h.m².°C et θ en °C.

Le modèle adopté est doté d'une capacité calorifique invariante avec la température, soit $c_b = 700$ kcal/m³.°C., ce qui ne prend pas en compte l'augmentation brusque de capacité qui se produit au voisinage de 100°C, par suite des réactions endothermiques dans le béton. Cette grande valeur de la capacité thermique renforce l'hypothèse d'un écoulement plan de chaleur.

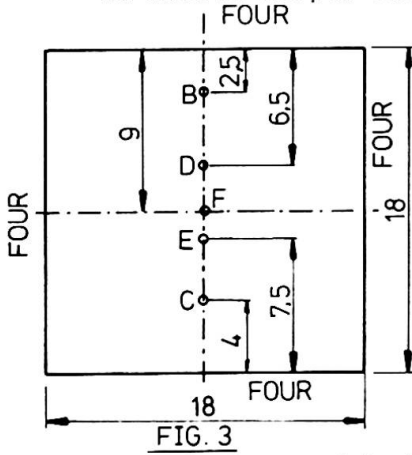


FIG. 3

La discrétisation en éléments finis est limitée à un quart de la section droite par raison de symétrie (figure 4). Elle comporte 64 éléments quadrangulaires plans pour 81 degrés de liberté, les champs de base étant linéaires. On a raffiné la discrétisation au voisinage de la paroi, par suite des gradients de température élevés en ces endroits.

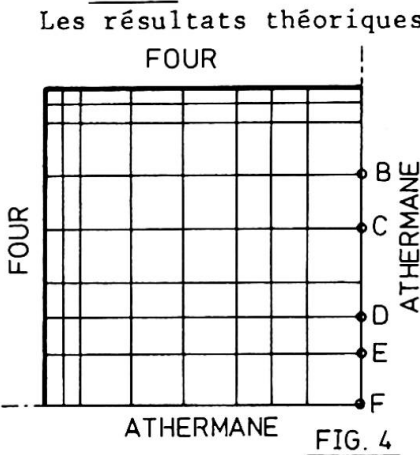


FIG. 4

Les résultats théoriques obtenus sont comparés avec ceux fournis par les thermocouples aux figures 5 et 6, pour les points C et E. On peut noter un excellent accord, vu les approximations du modèle. On a noté aussi une excellente concordance pour les points B et D, mais un peu moins bonne pour le point F.

En conclusion, on peut dire que la Méthode des Eléments Finis fournit un moyen puissant et efficace de modélisation de problèmes complexes et constitue une alternative attrayante à des essais en vraie grandeur. On notera à cet égard sa grande souplesse vis-à-vis d'éventuelles modifications

dans les conditions d'environnement.

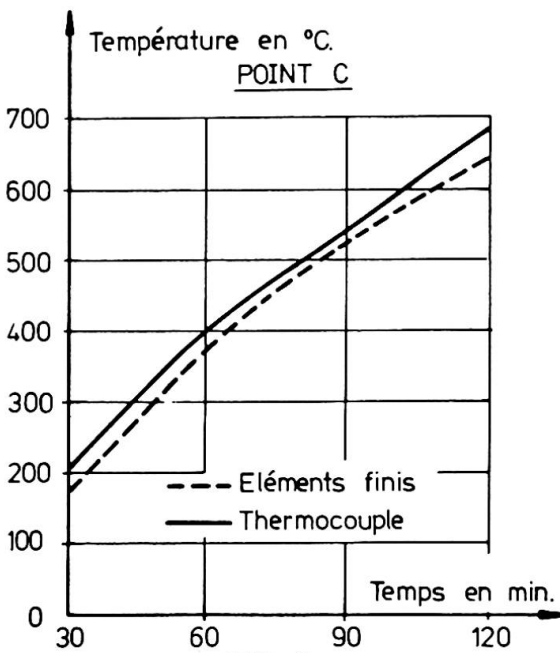


FIG. 5

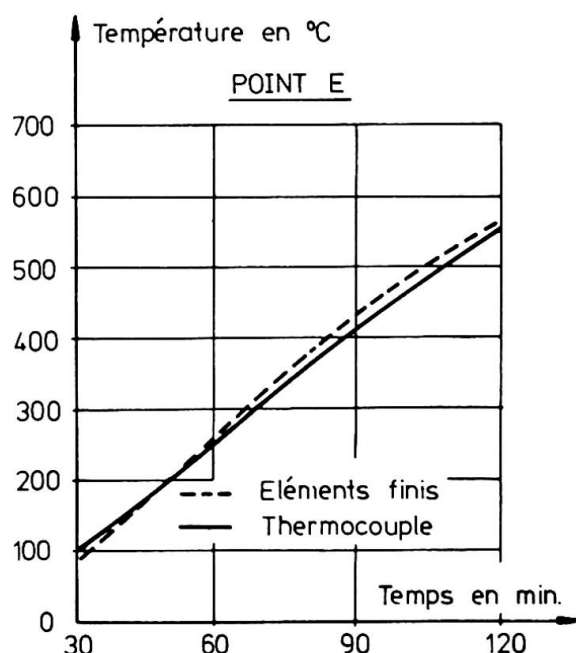


FIG. 6

REFERENCES.

- [1] SAMCEF (Système d'Analyse des Milieux Continus par Eléments Finis), Manuels Théorique et Pratique, Lab. Tech. Aér. et Spat., Univ. de Liège.
- [2] O.C. ZIENKIEWICZ, The Finite Element Method in Engineering Science, Mc Graw Hill, 1971.
- [3] E.L. WILSON and R.E. NICKELL., Application of the Finite Element Method to Heat Conduction Analysis, Nucl. Eng. Design, Vol.4, pp. 276-286, 1966.
- [4] E.L. WILSON, K.J. BATHE, F.E. PETERSON, Finite Element Analysis of Linear and Non Linear Heat Transfer, Paper L1/4, 2nd SHIRT Conf., Berlin, Sep.73.
- [5] H.D. HIBBIT and P.V. MARCAL., A Numerical Thermo-mechanical Model for the Welding and Subsequent Loading of a Fabricated Structure, Comp. and Str., Vol.3, pp. 1145-1174, 1973.
- [6] J.M. BECKER, H. BIZRI and B. BRESLER., FIRES-T, A Computer Program for the Fire Response of Structures, Report UCB FR6 74-1, Dept. Civ. Eng., Univ. Calif., Berkeley, 1974.
- [7] M. HOGGE et C. NYSSSEN., Transfert Non-Linéaire de Chaleur par Eléments Finis, Rapport SF-27, LTAS, Univ. de Liège, 1974.
- [8] M. HOGGE, Transfert de Chaleur et Contraintes Thermiques dans les Structures par la Méthode des Eléments Finis, Thèse de Doct, Univ. de Liège, 1975.
- [9] T.Z. HARMATHY., Thermal Properties of Concrete at Elevated Temperatures, Journal of Materials, JMLSA, Vol.5, N°1, March, 1970, pp. 47-74.
- [10] Fire Safety in Constructional Steelwork, Results and Conclusions of a European Research Study, 1er Symp. Int. de la CECM, La Haye, Octobre, 1974.
- [11] J-C. DOTREPPE, Etude de l'Action du Feu sur les Structures Hyperstatiques, Service des Ponts et Charpentes, Univ. de Liège, 1973.
- [12] Evolution de la Température de la Masse du Béton de Gravier Sollicité Thermiquement suivant NBN.713-020, Document GT-TEMP/NT 13bis du Groupe de Travail "Comportement du Matériau Béton en Fonction de la Température" du CRIC, Bruxelles, 1974.

RESUME - On présente un code de calcul, qui permet d'évaluer les évolutions de la température dans les structures soumises à l'incendie. Ce code est basé sur la Méthode des Eléments Finis, et son originalité principale consiste à résoudre le problème incrémental sans itérations en se basant sur la notion de conductivité tangentielle. Les résultats fournis par le code sont comparés à des résultats expérimentaux recueillis lors d'essais en four, et la concordance obtenue est excellente.

ZUSAMMENFASSUNG - Ein Rechenverfahren, das die Erfassung der Temperaturänderungen in einem Tragwerk unter Brandeinwirkung ermöglicht, wird vorgeschlagen. Die Haupteigenschaften dieser auf dem Verfahren der Finiten Elemente ruhenden Methode besteht in der Lösung des Inkrementalproblems ohne Iteration durch das Konzept der tangentialen Leitfähigkeit. Die nach diesem Verfahren erhaltenen Ergebnisse wurden jenen von Brandkammerversuchen gegenübergestellt, wobei sich eine sehr gute Uebereinstimmung ergab.

SUMMARY - A computation code is presented which enables to compute the temperature distribution in structures submitted to fire. This code is based on the Finite Element Method and its main originality in solving the incremental problem without iterations by using the concept of tangential conductivity. The results given by the code are compared with experimental results from fire tests and the agreement obtained is very good.

IIIa

Application of a Limit State Concept to the Performance of a Structure under Fire Conditions

Application du concept de l'état limite aux réactions d'une structure en feu

Anwendung des Konzepts der Grenzzustände auf das Verhalten eines brandbelasteten Bauwerkes

H.L. MALHOTRA
 Building Research Establishment
 Fire Research Station
 Borehamwood, England

A RATIONAL PHILOSOPHY

The concept of structural fire protection as used currently was developed over half a century ago on the basis of fire experience and intuitive knowledge, and during the course of time has been marginally modified particularly following public reaction to large-scale fires. Most building codes and regulations base their requirements on assumed fire load, divide buildings into different risk categories and make some allowance for the height or the size of the building on a rule of thumb basis. The relationship between the fire load and fire resistance is basically that derived by Ingberg¹ nearly 60 years ago and is shown in Table 1 and Figure 1.

Combustible content		Fire load density		Duration of exposure in standard test
lb/ft ²	kg/m ²	Btu/ft ²	MJ/m ²	h
10	50	80 x 10 ³	900	1.0
15	70	120 x 10 ³	1360	1.5
20	100	160 x 10 ³	1820	2.0
30	150	240 x 10 ³	2720	3.0
40	200	320 x 10 ³	3630	4.5
50	250	380 x 10 ³	4310	6.0
60	300	432 x 10 ³	4410	7.0

Table 1. Equivalent severities of building fires

The United Kingdom authorities accepted this with some simplifications on the basis of a study published in 1946². On this basis domestic and residential buildings qualify for a fire resistance of half to one hour and office buildings and shops one to two hours. High buildings have been taken to mean those beyond the reach of the fire brigade rescue ladders (≥ 25 m) and considered to require some increase in their fire resistance to compensate for the difficulty of fire control.

With the interest in the fundamental aspects of fire protection in recent years, the need for examining the rationale of this approach has been suggested by the research workers, specifiers of safety levels and the design engineers³. From a structural point of view the relevant areas of interest are the prediction of the severity of a fire to be expected in a given building and its effects on the structure of the building in the fire zone as well as others remote from it. Consequently a rational fire protection approach should be based on the following:

- (a) The probability of a fire
- (b) The probable severity of the fire
- (c) The response of the structure to the fire
- (d) The re-use of the structure after the fire.

Of these the first needs a statistical approach to establish the number of buildings at risk, the frequency of fires, records of fire control and the assessment of damage⁴. Study of such data should provide a predictive capability on the risk attached to different types of occupancies. Other technical, economical and social considerations should allow judgments to be made on the acceptable level of risk in a given situation.

PROBABLE SEVERITY OF FIRE

Over the last ten to fifteen years a number of studies have been carried out, notably in Japan⁵, Sweden⁶ and the United Kingdom⁷ on the post flashover behaviour of a fire. These studies have clearly illustrated that a number of factors, shown below, govern the severity of a fire, of which the amount of fuel is one.

- A Fire load: Total quantity and distribution
- B Ventilation: Amount and disposition
- C Compartment boundaries: Size, shape and thermal characteristics

The quantity of the fire load and its nature represents the total heat potential and rate of availability, roughly represented by the relationship between the surface area and the mass. The amount of ventilation available exercises a critical influence on the burning behaviour of the fuel⁸, with restricted ventilation the decomposition rate is proportional to the availability of the air supply up to an optimum point (Figure 2) after which increase in ventilation has little effect. In the first regime the fire severity can be regarded as ventilation controlled and in the second as fuel controlled ie the availability of the fuel or the relationship between its mass and surface area has a critical effect. Ventilation to the fire is available from the windows and can be related to the window size as the glazing is usually destroyed by the time flashover occurs.

The compartment characteristics influence the heat balance of the fire. Some of the heat is dissipated through the exposed surfaces and consequently the surface area and the conductivity of the boundaries may be critical. In large compartments the progress of the fire may be by stages and the whole compartment may not undergo flashover conditions at the same time.

The traditional method of expressing the severity of a fire has been to relate it to a period of exposure in the standard fire resistance tests which follow the standard temperature/time relationship such as that specified in ISO 834 : 1975⁹. A simplified expression to take account of different factors allows the expected temperature conditions to be related to the standard curve by an expression of the following type⁷:

$$t_f = k \frac{L}{\sqrt{A_w A_T}}$$

where t_f = equivalent fire resistance time, L = fire load, k = fuel factor for the fire load, A_w = window area A_T = compartment surface area.

Another approach defines the temperature/time relationship for each situation and therefore provides a family of curves, with partially standardized heating and cooling rates. A comparison between the three approaches is shown in Figure 3.

THE LIMIT STATE APPROACH

Both the Comité Européen de Béton (CEB)¹⁰ and ISO¹¹ (International Organization for Standardization) have adopted a semi-probabilistic approach to the design of structures so that the structure will not become unfit for its intended function during its useful life ie it will not reach a limit state. CEB explains that 'The initial idea of referring to a single failure criterion has been replaced by the comprehensive concept of limit states'. A practical effect of this approach has been to consider the characteristic strength of the structure and the characteristic loads to which it will be subjected and to replace the global or overall safety factor by partial safety factors, each appropriate to the limit state being considered. The two limit states specified in a recent British Code¹² are the ultimate limit state and the serviceability limit state, the latter being concerned with deflections and widths of cracks in concrete. The characteristic load (W_k) can be defined as the load which is not likely to be exceeded during the useful life of the structure and the characteristic strength (S_k) as the strength that is normally expected to be exceeded. To take account of the effects of fire two special limit states need to be considered, one concerns the maintenance of stability and corresponds to the ultimate limit state and could be termed the 'limit state of stability' in a fire and the other the maintenance of integrity of the space separating components of a structure and could be termed the 'limit state of integrity' in a fire. These limit states are diagrammatically shown in Figure 4 together with the factors which influence their occurrence.

LIMIT STATE OF STABILITY

Assuming that a fire is likely to occur in a building and reach the post flashover stage without control it would subject the structure to high temperature conditions which have the effect of reducing its characteristic strength. If the probable severity of the fire is known or predictable, the design of the building should be such that the reduction in the characteristic strength is not sufficient to decrease it to the characteristic load level otherwise the structure will become unstable and collapse. Reduction in strength will be caused primarily by the heating of the materials used in its construction (eg steel and concrete); increased stresses and redistribution of stresses due to thermal movement and thermal restraint, deformation due to unequal heating, creep and physical rupture of some materials at high temperatures.

Some practical considerations may necessitate the imposition of additional requirements such as a limit on the deformation of floors and beams, prevention of progressive collapse, the need to retain a margin of residual strength after fire or the need to repair a building quickly particularly after a minor fire. These considerations will require the introduction of partial safety factors. Figure 5 illustrates different factors which have to be considered in this connection.

The most important consideration from a structural point of view is the ability to estimate reduction in the characteristic strength and the onset of instability. The amount of reduction in the characteristic strength would depend upon the severity of fire, properties of the constructional materials at high temperatures and the design of the structure as shown in Figure 6.

The severity of fire specifies the exposure conditions and consequently the temperature regimes in various parts of the construction and at different depths in materials. Data on material properties show the losses in physical properties which have been suffered and the consequent reduction in the strength of the structure. The design of the structure allows an analysis to be carried out to find the time at which the loss in strength approaches the critical limit state. The non-steady heating regime leads to a progressive reduction in strength which for simple cases can be fairly simply illustrated as in Figure 7, where two beams or floors are shown with the normal and the limit state moment distribution curves. The time taken for the ultimate moment capacity to be lowered to the same level as the applied or the design moment is the time to reach the limit state of stability.

For this analysis appropriate partial safety factors need to be established as shown in the example below.

If the characteristic load on the structure is assumed to be

$$W_k = W_o + k_1 \sigma_w$$

and its characteristic strength as

$$S_k = S_o - k_2 \sigma_s$$

where W_o and S_o are the mean load and the mean strength respectively

k_1 and k_2 are the probability factors for load and for strength

and σ_w and σ_s are the standard deviations

$$\text{The global safety factor } \lambda = \frac{S_o - k_2 \sigma_s}{W_o + k_1 \sigma_w} \quad \dots \dots (1)$$

The exposure of the structure to a fire for time 't' will result in the strength being reduced to S_t , then

$$S_t = \gamma_t (S_o - k_2 \sigma_s)$$

γ_t being the reduction factor due to heating. At the limit stage of stability

$\lambda = 1$ and therefore

$$\gamma_t (S_o - k_2 \sigma_s) = (W_o + k_1 \sigma_w)$$

ie the strength reduction factor has the same value as the global safety factor. Consequently the structure is on the verge of collapse at time t . In many practical situations it is desirable, and in some cases essential, to prevent this happening and an additional factor γ_a is used to amend the value of the characteristic load. The value of γ_a will vary between 1.0 and 1.5 depending upon the additional needs and following are some examples of the way in which its value could be adjusted:

limiting deflection criterion	=	1.1
residual strength criterion	=	1.2
tall structures	=	1.25
repairability criterion	=	1.3

LIMIT STATE OF INTEGRITY

This limit state is only applicable to those elements of construction which have a separating function to perform ie walls and floors. Even if these retain their structural stability it is still possible for fire penetration to occur in two ways. Excessive transfer of heat through the construction can raise the temperature of the face remote from the fire to a point at which combustible materials in contact are likely to become ignited. The other way is by the passage of hot gases and flames through gaps, openings, cracks or orifices. Factors which influence integrity failure are shown in Fig 8 below.

Heat transfer under the non-steady heating conditions is determined by the thermal diffusivity ($\alpha = k/\rho c$) of the barrier which is influenced by the thermal constants, the moisture content and the existence of air gaps. For materials such as concrete data are available to estimate the contribution made by a known quantity of moisture to delay the transfer of heat. Whilst it is possible to calculate heat transfer under the unsteady state by approximate methods, data are lacking on the precise thermal properties of materials at relatively high temperatures.

Flame barrier limit state is purely a mechanical feature of the construction and generally is not critical with monolithic constructions, masonry work, precast concrete blocks or panels 100 mm or more in thickness or constructions with a protective coating of plaster, asbestos or mineral fibres. Most problems due to the formation of gaps or openings are experienced with fabricated constructions where dry joints occur and particularly where combustible materials are involved. The solution lies in providing allowance for the expansion of metallic components, absence of through openings, staggering the joints and using sealing materials of an inert type.

The higher pressure on the fire side causes hot gases to flow through the gaps and orifices, the rate of flow depends upon the square root of the pressure difference, the area of the gap and the flow characteristics. Flames will find it difficult to pass through gaps of less than 5 mm width but hot gases, smoke and other products of combustion can penetrate in large quantities. These may not create a fire situation on the other side but are more than likely to lead to an unbearable atmosphere for the occupants. Safety considerations for the occupants demand that the quantity of gases so penetrated should be minimal.

CONCLUSION

Fire safety principles for high rise buildings should follow a rational approach proposed in this paper as a part of which the structural behaviour can be analysed using a limit state concept. This needs to be developed more fully into a set of relationships which form an adjunct to the normal analysis techniques.

ACKNOWLEDGEMENT

This paper is crown copyright. It is reproduced by permission of the Controller, Her Majesty's Stationery Office. It is contributed by permission of the Director, Building Research Establishment. The Fire Research Station is The Joint Fire Research Organization of the Department of The Environment and The Fire Offices' Committee.

SUMMARY

Structural fire protection in buildings should follow a rational philosophy and take account of the probability as well as probable severity of a fire. In analysing structural behaviour the limit state concepts can be applied with a limit state of stability as a universal requirement and a limit state of integrity for separating structures. Partial safety factors need to be determined to deal with limits on deformation, retention of a specified residual strength, re-use after a fire and extra safety for tall structures.

RESUME

On devrait suivre une ligne de conduite logique en ce qui concerne les mesures de protection des structures des bâtiments contre le feu et l'on devrait tenir compte de la probabilité du feu autant que de son importance. Dans l'analyse des réactions d'une structure, le concept de l'état limite peut être mis en pratique en prenant l'état limite de stabilité comme une nécessité d'ordre général et en prenant un état limite d'intégrité pour la séparation entre les structures. Il faut déterminer les facteurs de sécurité partielle pour traiter les limites de déformation, une résistance post incendie donnée, une réutilisation des bâtiments après incendie et pour trouver des mesures de sécurité supplémentaires pour les maisons hautes.

ZUSAMMENFASSUNG

Der bauliche Brandschutz in Gebäuden sollte logischen Überlegungen folgen, und sowohl die Wahrscheinlichkeit als auch die wahrscheinliche Schwere eines Brandes in Betracht ziehen. Bei der Analyse des baulichen Verhaltens ist es möglich, das Konzept der Grenzzustände anzuwenden, mit einem Grenzzustand der Standsicherheit als allgemeine Anforderung und einem Grenzzustand der Unversehrtheit für räumlich getrennte Baukonstruktionen. Nötig ist die Festlegung partieller Sicherheitsfaktoren für Fälle von Verformungsgrenzen, von der Beibehaltung einer bestimmten Restfestigkeit, von Wiederverwendung nach einem Brand und von Reservesicherheit für hohe Bauwerke.

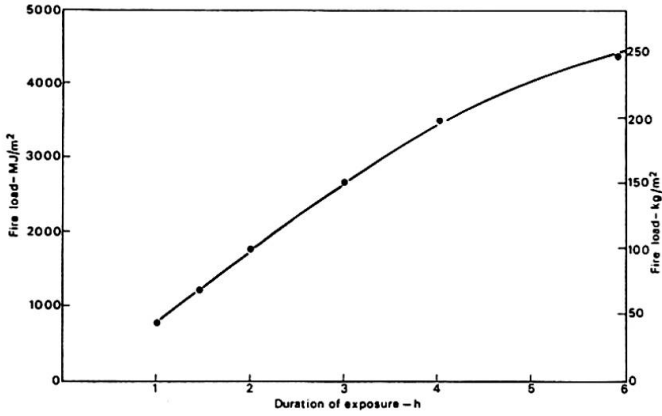


Figure 1 Inberg's relationship for fire severity

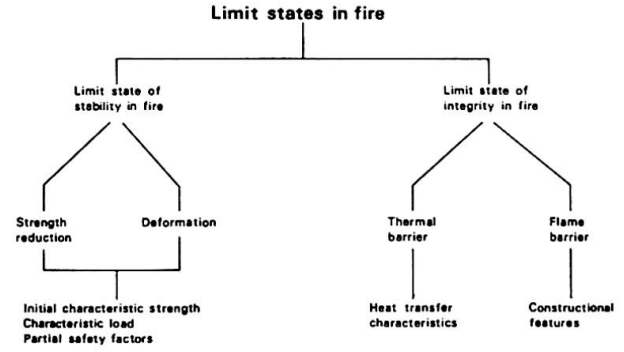


Figure 4 Limit states in fire for structures

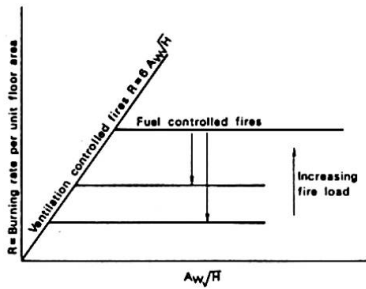


Figure 2 Burning rates of fully developed fires

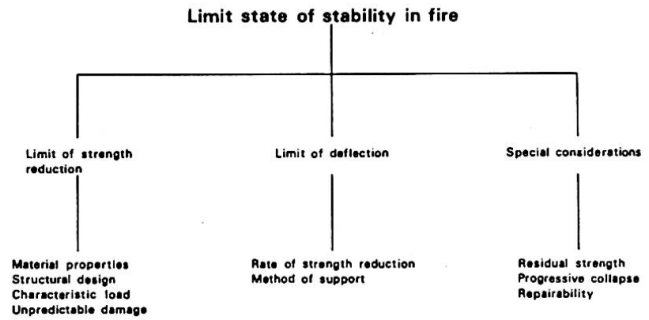


Figure 5 Main factors for limit state of stability in fire

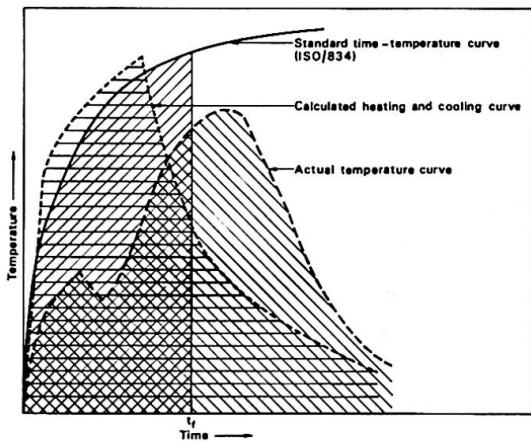


Figure 3 Different methods of expressing fire severity

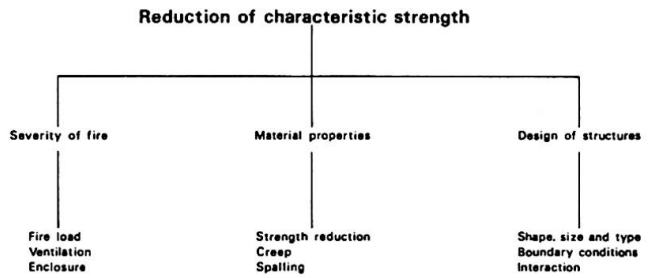


Figure 6 Factors affecting reduction of characteristic strength

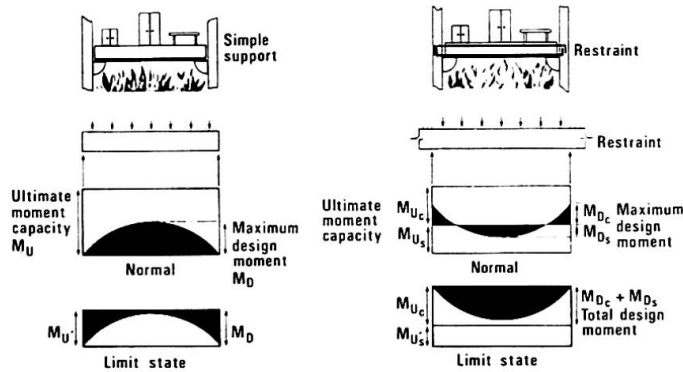


Figure 7 Effect of end restraint of a beam or slab

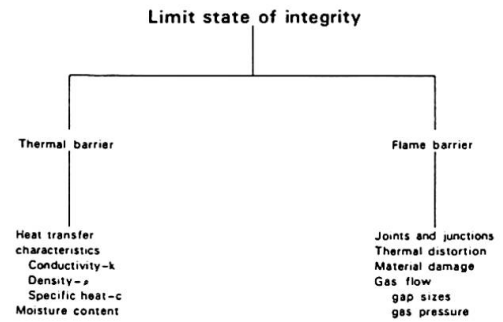


Figure 8 Factors affecting the integrity limit state

REFERENCES

1. INGBERG, S.H. Tests of the severity of building fires. Nat Fire Prot Ass Q., 1928, 22 (1) 43 - 61.
2. Fire grading of buildings Part 1. General principles and structural precautions. Ministry of Works Post-war Building Studies No 20. London, 1946. HMSO.
3. Fire resistance of concrete structures. Report of a joint committee. The Institution of Structural Engineers - London 1975.
4. BALDWIN, R and ALLEN, G. Some statistics of damage to buildings in fires. Fire Research Station. Fire Research Note 805. Borehamwood, 1970
5. KAWAGOE, S.K. and SEKINE, T. Estimation of fire temperature/time curves in rooms. Building Research Institute Occasional Reports, Nos 11 and 17. Tokyo, 1963 and 1964.
6. ODEEN, K. Experimental and theoretical study of the process of fire development in buildings. Building Research Institute Report 23/68. Stockholm, 1968.
7. LAW, M. Prediction of fire resistance - Paper 2. Fire resistance requirements for buildings - a new approach. Fire Research Station Symposium No 5, London, 1973. HMSO.
8. THOMAS, P.H. et al. Fully developed compartment fires, two kinds of behaviour. Fire Research Technical Paper No. 18. London, 1967, HMSO.
9. INTERNATIONAL STANDARD 834. First edition 1975-11-01 Fire resistance tests - elements of building construction The International Organization for Standardization, Geneva.
10. CEB Recommendations for an International Code of Practice for Reinforced Concrete - Cement and Concrete Association, London, 1964.
11. General principles for the verification of the safety of structures. ISO 2394/1973. International Organization for Standardization.
12. The Structural use of Concrete. CP 110 : Part 1 : 1972. British Standards Institution - London, 1972.

A Differentiated Approach to Structural Fire Engineering Design

Une méthode différenciée pour la détermination de la sécurité au feu des éléments de structure

Ein differenziertes Verfahren für die brandtechnische Dimensionierung von Baukonstruktionen

OVE PETTERSSON

Dr. Techn., Professor

Civil Engineering Department, Lund University

Lund, Sweden

A development of analytical design procedures, based on differentiated functional requirements, within different fields of the overall fire safety concept is an important task of the future fire research. Such procedures, successively replacing the present, internationally prevalent, schematic design methods, are necessary for getting an improved economy and for enabling more well-defined fire safety analyses. A derivation of such analytical design systems is also in agreement with the present trend of development of the building codes and regulations in many countries towards an increased extent of functionally based requirements and performance criteria.

For fire exposed load-bearing structures and partitions, an essential step in the direction of the described development was taken in the Swedish Standard Specifications of 1967 by introducing different alternatives of structural fire engineering design, leading to a different degree of accuracy and a different amount of engineering design work. This differentiated view is underlined further in the new edition of the standard specifications, in force from 1976.

A differentiated fire engineering design of load-bearing structures, as approved in the Swedish Standard Specifications, comprises a thorough determination of [1, 2, 3, 4, 5, 6, 7]

- (a) the fire load characteristics,
- (b) the gastemperature-time curve of the fire compartment as a function of the fire load density, the ventilation characteristics of the fire compartment, and the thermal properties of the structures enclosing the fire compartment,
- (c) the temperature-time fields, and
- (d) the structural behaviour and minimum load-bearing capacity of the fire exposed structure for a complete process of fire development.

The components of the design system as well as the appurtenant functional requirements are summarized in Fig. 1 for interior load-bearing structures. The survey covers the general case of application with additional requirement on re-serviceability of the structure after a fire exposure.

As concerns the fire exposure characteristics, the Swedish Standard Specifications generally permit a structural fire engineering design on the basis of a gastemperature-time curve, calculated in each individual case from the heat and mass balance equations of the fire compartment with regard taken to the combustion characteristics of the fire load, the ventilation of the fire compartment, and the thermal properties of the enclosing structures of the fire compartment.

As a provisional solution, the structural fire engineering design may be based on differentiated gastemperature-time curves of the complete process of fire development, specified in the code. These fire exposure curves, exemplified in Fig. 2, are approximate curves, generally determined on the assumption of ventilation controlled compartment fires [8, 9, 10]. One principle reason for choosing this assumption as a general basis in this connection is dictated by the great difficulty in finding representative values of the free surface area and the

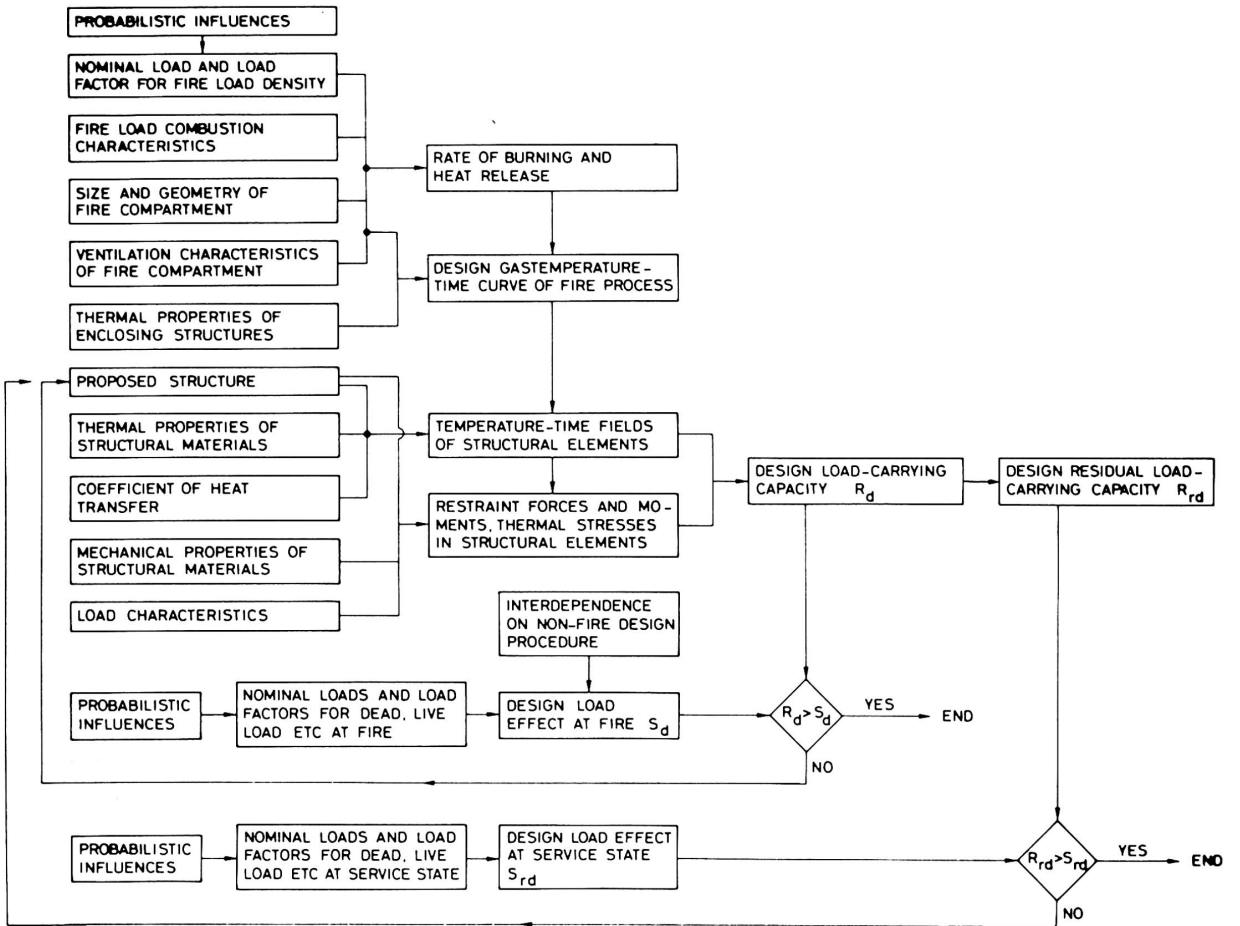


Fig. 1. Procedure of a differentiated fire engineering design of load-bearing structures with additional requirement on re-serviceability after fire

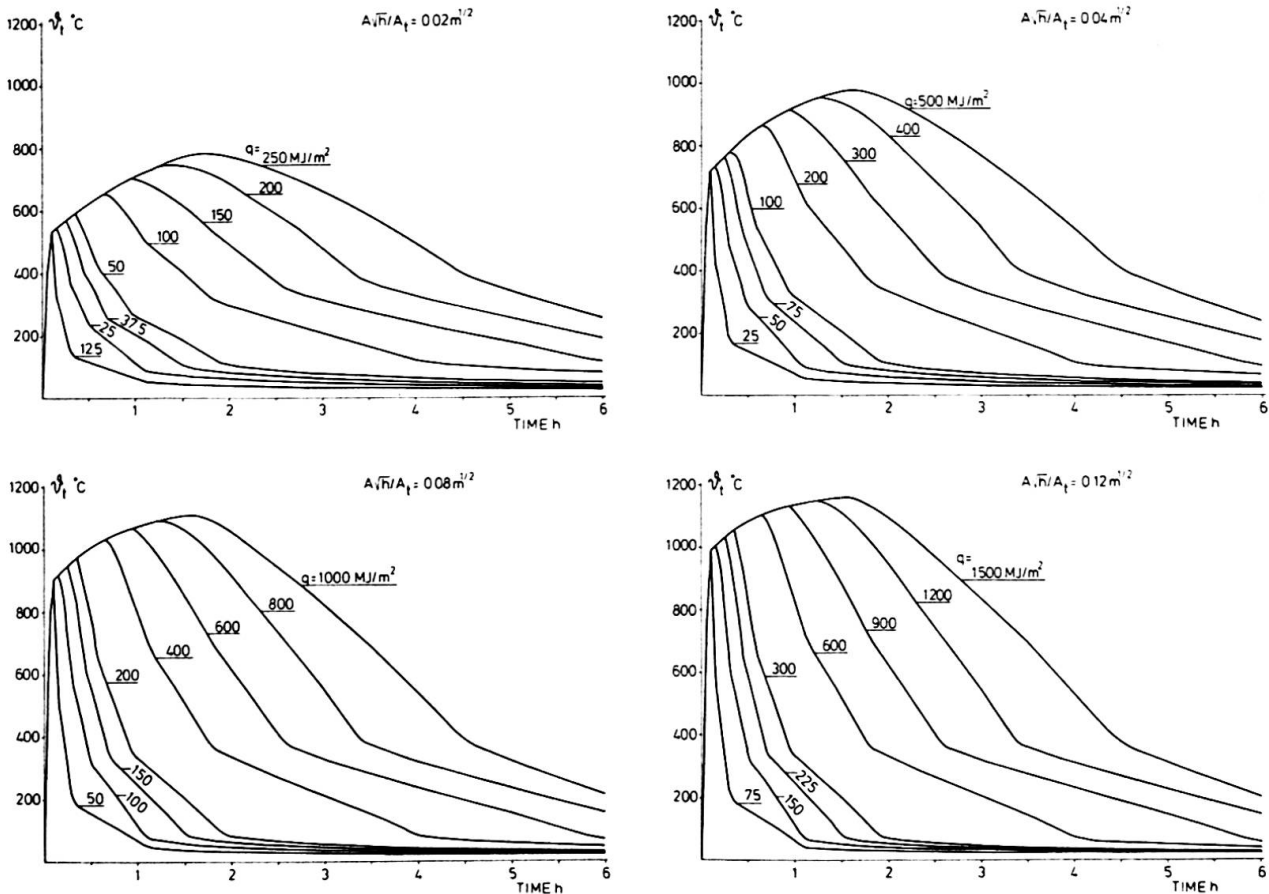


Fig. 2. Gastemperature-time curves T_t-t of the complete process of fire development for different values of the fire load density q and the opening factor $A\sqrt{h}/A_t$. Fire compartment, type A

porosity properties of real fire loads of furniture, textiles, and other interior decorations, which are essential quantities for a combustion description of a fuel bed controlled fire but of minor importance for the development of ventilation controlled fires. Another principle reason is related to the fact that the gastemperature-time curves themselves do not constitute the primary interest of the problem in this connection but an intermediate part of a determination of the decisive quantity, viz. the minimum load-bearing capacity of the structure during a complete fire process. For fuel bed controlled fires, the assumption of ventilation control leads to a structural fire engineering design which will be on the safe side in practically every case, giving an overestimation of the maximum gastemperature and a simultaneous, partly balancing, underestimation of the fire duration. For the minimum load-bearing capacity, the gastemperature-time curves specified in the code are giving reasonably correct results, which has been verified in [3, 4, 10].

The fire exposure curves, specified in the code, apply to a compartment with surrounding structures of a material with a thermal conductivity $\lambda = 0.81 \text{ W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{°C}^{-1}$ and a heat capacity $\rho c_p = 1.67 \text{ MJ}\cdot\text{m}^{-3}\cdot\text{°C}^{-1}$ - fire compartment, type A. Entrance parameters for the curves are the fire load density q ($\text{MJ}\cdot\text{m}^{-2}$), and the ventilation characteristics of the fire compartment, expressed by the opening factor $A\sqrt{h}/A_t$ ($\text{m}^{1/2}$). A = the total area of the window and door openings (m^2), h = the mean value of the heights of window and door openings, weighed with respect to each individual opening area (m), and A_t = the total interior area of the surface

bounding the compartment, opening areas included (m^2). The fire load density q is defined according to the formula

$$q = \frac{1}{A_t} \sum m_v H_v \quad (\text{MJ} \cdot \text{m}^{-2})$$

where m_v = the total weight (kg), and H_v = the effective heat value ($\text{MJ} \cdot \text{kg}^{-1}$) for each individual combustible material v of the fire compartment.

In the design procedure, a transfer can be done between fire compartments of different thermal properties of the surrounding structures according to simple rules, based on fictitious values of the opening factor and the fire load density [3, 4, 5, 7]. By introducing such a transfer system, design diagrams and tables - facilitating a practical application - can be limited to one type of fire compartment, viz. type A.

A differentiated design according to the described procedure can be carried through in practice today in a comparatively general extent for fire exposed steel structures. The practical application then is facilitated by the availability of a manual [4], comprising a comprehensive design basis in the form of tables and diagrams which directly are giving the maximum steel temperature for a differentiated, complete fire process and the corresponding load-bearing capacity. The manual has been approved for a general practical use in Sweden by the National Board of Physical Planning and Building.

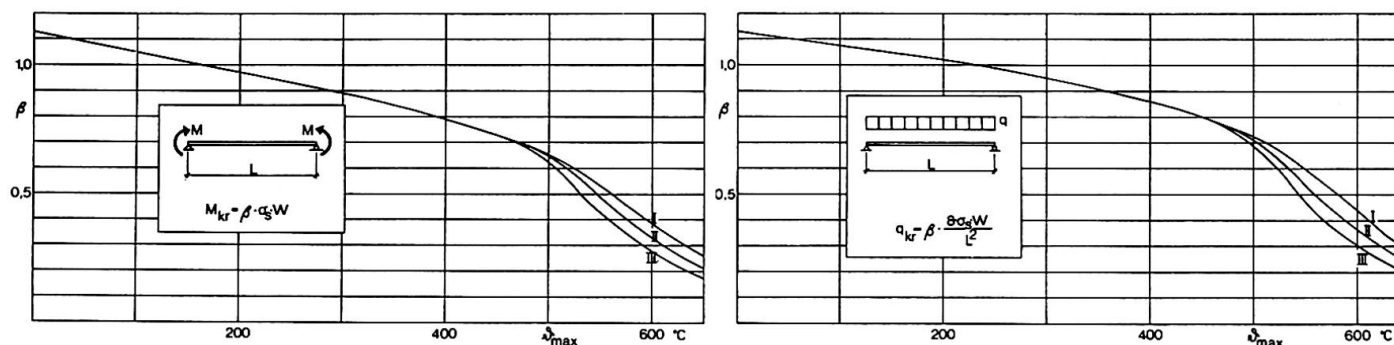


Fig. 3. Load-bearing capacity (M_{kr} , q_{kr}) for two types of loading at a simply supported steel beam of constant I cross section. Curves I, II, and III correspond to a rate of heating of 100, 20, and $4^\circ\text{C} \cdot \text{min}^{-1}$, respectively, and a rate of subsequent cooling = $1/3$ of rate of heating.

ϑ_{max} = maximum steel temperature, σ_s = yield point stress at ordinary room temperature, and W = elastic modulus of cross section

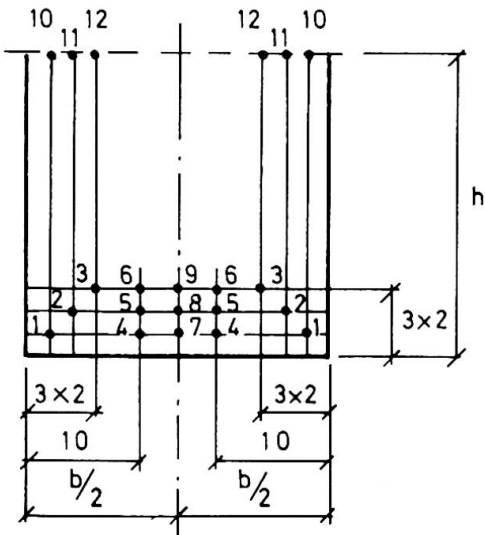
In comparison with steel structures, fire exposed reinforced and prestressed concrete structures generally are characterized by an essentially more complicated thermal and mechanical behaviour. In consequence, the basis of a differentiated structural fire engineering analysis and design is considerably more incomplete for concrete structures - cf., for instance, [5, 6, 7, 11], in which summary reports are given on the present state of knowledge. Completing the manual on fire exposed steel structures [4], another manual is in course of preparation - to be edited by the National Board of Physical Planning and Building - with the purpose to facilitate the practical application of the differentiated design procedure also to other types of load-bearing structures - reinforced and prestressed concrete structures, aluminium structures, and wooden structures. A design guidance for fire exposed partitions of various materials is included, too.

Fragmentary examples of the design basis quoted are given in Fig. 3 [4], Table 1 [4], and Table 2 [7].

Table 1. Maximum steel temperature ϑ_{max} for a fire exposed, insulated steel structure at varying fictitious fire load density q_f ($MJ \cdot m^{-2}$), and structural parameter $A_i \lambda_i / V_s d_i$ ($W \cdot m^{-3} \cdot ^\circ C^{-1}$). Fictitious opening factor $(A\sqrt{h}/A_t)_f = 0.04 m^{1/2}$. A_i = interior jacket surface area of insulation per unit length (m), d_i = thickness of insulation (m), λ_i = thermal conductivity of insulating material ($W \cdot m^{-1} \cdot ^\circ C^{-1}$), and V_s = volume of steel structure per unit length (m^2)

q_f	$A_i \lambda_i / (V_s d_i)$												
	50	100	200	400	600	1000	1500	2000	3000	4000	6000	8000	10000
25	25	35	50	70	85	115	140	170	210	245	290	330	365
50	35	50	75	115	150	200	245	290	350	395	450	505	540
75	45	65	100	155	200	260	325	380	450	500	565	615	650
100	50	80	125	190	245	320	395	450	525	575	640	685	715
200	85	135	210	310	385	490	575	635	710	755	800	825	835
300	115	180	275	410	500	615	700	755	815	845	875	890	895
400	140	225	345	505	605	720	800	845	890				
500	170	270	415	585	685	790	860	895					

Table 2. Maximum temperature ϑ_{max} during a complete process of fire development in different points of a rectangular concrete beam, fire exposed from below on three surfaces, at varying values of the fictitious fire load density q_f ($MJ \cdot m^{-2}$), and the cross-sectional width b (m). Fictitious opening factor $(A\sqrt{h}/A_t)_f = 0.04 m^{1/2}$. The temperature values are computed for a cross-sectional height $h = 0.2$ m but are applicable with sufficient accuracy also to other values of $h > 0.2$ m



q_f	$b/2$	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
50	0.04	345	260					300	260	240	225	215	
	0.06	335	185	170				230	185	170	210	140	140
	0.08	335	180	135				210	145	135	205	115	105
	0.10	335	180	125	210	125	105	210	125	105	205	110	95
	0.125	335	180	120	210	125	100	205	110	95	205	110	85
	0.15	335	180	120	205	120	95	205	105	90	205	105	85
	0.20	335	180	120	205	115	95	205	105	85	205	105	85
0.30	335	180	120	205	110	95	205	105	85	205	105	85	
100	0.04	500	425					465	425	400	380	370	
	0.06	480	325	295				370	315	295	315	245	245
	0.08	480	300	235				325	255	230	305	185	180
	0.10	480	295	210	315	215	190	315	215	190	305	180	140
	0.125	480	295	200	310	200	170	305	180	150	305	175	125
	0.15	480	295	200	310	190	155	305	175	135	305	175	125
	0.20	480	295	200	310	185	150	305	175	120	305	175	120
0.30	480	295	200	305	180	150	305	175	120	305	175	120	
200	0.04	690	610					655	610	585	570	555	
	0.06	650	495	460				545	485	460	460	400	395
	0.08	645	450	375				480	400	370	440	310	300
	0.10	645	435	335	455	345	315	455	345	315	435	280	235
	0.125	645	435	315	450	325	270	435	295	245	435	275	200
	0.15	645	435	315	445	305	245	435	280	210	435	270	195
	0.20	645	430	315	440	300	240	435	270	190	435	270	190
0.30	645	430	315	440	295	235	435	265	190	435	270	190	
300	0.04	795	740					775	740	720	705	690	
	0.06	755	625	585				670	610	585	580	520	520
	0.08	740	570	490				600	515	485	535	415	400
	0.10	740	550	440	565	455	415	565	455	415	525	370	320
	0.125	740	545	415	550	425	370	535	390	335	525	355	275
	0.15	740	540	410	535	400	330	525	365	290	520	350	265
	0.20	740	540	410	535	390	320	520	350	260	520	350	260
0.30	740	540	410	530	385	315	520	345	250	520	345	255	

The summarily presented, differentiated design procedure is to be seen as an attempt to build up a logical system for a structural fire engineering design, based on functional requirements. The system is well devoted to stimulate the architects and structural engineers to solve the fire engineering problems in a qualified way over a design procedure which is equivalent to the non-fire, structural design, conventionally applied. The design system is not homogeneous, as regards the present basis of knowledge for the different design steps, which could be put forward as a criticism of the system. However, such a remark is not essential. Instead, this fact should be used as an important information on how to systematize a future research for enabling a successive improvement of the design system

References

1. PETTERSSON, O.: Structural Fire Engineering Research Today and Tomorrow. Acta Polytechnica Scandinavica, Ci 33, Stockholm, 1965.
2. PETTERSSON, O.: Principles of Fire Engineering Design and Fire Safety of Tall Buildings. ASCE-IABSE International Conference on Planning and Design of Tall Buildings, Lehigh University, Pa. August 21-26, 1972, Summary Report, Technical Committee 8, Conference Preprints, Vol. DS.
3. PETTERSSON, O.: The Connection Between a Real Fire Exposure and the Heating Conditions According to Standard Fire Resistance Tests - With Special Application to Steel Structures. European Convention for Constructional Steelwork, Chapter II, CECM-III-74-2E.
4. MAGNUSSON, S.E., PETTERSSON, O., and THOR, J.: Brandteknisk dimensionering av stålkonstruktioner (Fire Engineering Design of Steel Structures). Manual, issued by the Swedish Institute of Steel Construction, Stockholm, 1974.
5. ANDERBERG, Y., PETTERSSON, O., THELANDERSSON, S., and WICKSTRÖM, U.: A Differentiated Design of Fire Exposed Concrete Structures. FIP VII Congress, New York, May 26 - June 1, 1974.
6. PETTERSSON, O.: Post-Behaviour of Concrete Structures Subjected to Fire. CEB-FIP-IABSE-RILEM. Inter-Association Colloquium on Behaviour in Service of Concrete Structures, Liège, June 4-6, 1975.
7. PETTERSSON, O.: Theoretical Design of Fire Exposed Structures. UTI-CISCO Seminar "La Sécurité de la Construction face à l'Incendie", Saint-Rémy-lès-Chevreuse, November 18-20, 1975.
8. MAGNUSSON, S.E., and THELANDERSSON, S.: Temperature-Time Curves for the Complete Process of Fire Development - A Theoretical Study of Wood Fuel Fires in Enclosed Spaces. Acta Polytechnica Scandinavica, Ci 65, Stockholm, 1970.
9. MAGNUSSON, S.E., and THELANDERSSON, S.: Comments on Rate of Gas Flow and Rate of Burning for Fires in Enclosures. Division of Structural Mechanics and Concrete Construction, Lund Institute of Technology, Bulletin 19, Lund, 1971.
10. MAGNUSSON, S.E., and THELANDERSSON, S.: A Discussion of Compartment Fires. Fire Technology, Vol. 10, No. 3, August 1974.
11. KORDINA, K., SCHNEIDER, U., HAKSEVER, A., and KLINGSCH, W.: Zur Berechnung von Stahlbetonkonstruktionen im Brandfall. Technische Universität, Braunschweig, 1974.

SUMMARY

On the basis of the general functional requirements, a differentiated, analytical procedure is presented for a fire engineering design of load-bearing structures. Examples are given. The method is approved for a general practical use in Sweden by the National Board of Physical Planning and Building.

RESUME

Sur la base des fonctions générales des constructions une méthode analytique différenciée est présentée pour la détermination de la sécurité au feu des éléments de structure. Des exemples sont donnés. La méthode est approuvée par les autorités pour l'utilisation pratique en Suède.

ZUSAMMENFASSUNG

Es wird ein differenziertes Verfahren für die brandtechnische Dimensionierung von Baukonstruktionen beschrieben, das sich auf direkte Funktionsforderungen stützt. Das Verfahren ist von den Behörden für eine generelle, praktische Anwendung in Schweden zugelassen.