

MODÉLISATION ET INFLUENCE DES CONTRAINTES RÉSIDUELLES DANS LES PROFILS MÉTALLIQUES SOU MIS À L'INCENDIE

par J. M. FRANSSSEN

1. — INTRODUCTION

Qu'ils soient fabriqués par laminage à chaud ou à partir de tôles soudées, les profils métalliques sont le siège de contraintes résiduelles. La distribution de ces contraintes résiduelles a été largement étudiée et des répartitions types ont été proposées suivant les différents paramètres qui caractérisent le profil [1].

Lors du calcul des structures soumises à des températures ordinaires, ces contraintes ne sont habituellement pas prises en compte pour les sollicitations de flexion (sauf pour les assemblages soudés soumis à la fatigue [2]). Pour le flambement, par contre, les contraintes résiduelles sont implicitement prises en compte lors du choix de la courbe de flambement [3].

Lors du calcul des structures soumises à l'incendie, l'évolution de ces contraintes résiduelles est mal connue. Les méthodes de calcul manuelles les ignorent totalement en ce qui concerne la flexion, et, pour le flambement, on choisit la courbe *c* [4], supposée valable à haute température, ce qui constitue un pis-aller. Dans les codes de calcul numérique développés jusqu'à présent, il semble que la solution à ce

problème n'ait pas encore été clairement apportée. Dans la plupart des cas, les contraintes résiduelles sont totalement ignorées. D'autres prennent la position inverse, c'est-à-dire que les contraintes résiduelles sont supposées garder la même valeur qu'à froid pendant toute la durée de l'incendie. Il semble que cela soit le cas, par exemple, chez **Culver et al.** [5, 6 et 7]. D'autres encore, comme **Aribert** [8], adoptent une solution plus élaborée mais non justifiée théoriquement : les contraintes résiduelles diminuent avec l'augmentation de la température suivant la même loi que la limite d'élasticité.

Cette situation inconfortable était bien ressentie par le TC 3 de la CECM qui dans [4] écrivait :

«... it does not seem possible to carry out an analytical determination of the buckling curves... The reason is that there is insufficient understanding of the other factors which influence the stability of columns at elevated temperatures, such as the unloading characteristics of steel and the effect of residual stresses and geometrical imperfections.»

Il n'est donc pas étonnant qu'à cause des difficultés rencontrées jusqu'à présent pour modéliser les contraintes résiduelles dans le calcul des structures soumises au feu, leur influence sur le comportement au feu des profilés métalliques soit mal connue.

Cet article tente d'apporter une solution satisfaisante au problème de la modélisation afin de déduire des indications sur les effets des contraintes résiduelles lors d'un incendie.

J. M. Franssen — Dr. ir. — Chargé de Recherches du Fonds
National de la Recherche Scientifique de Belgique
Université de Liège.

2. — MODÉLISATION

Il importe avant toute chose de préciser quelque peu la notion même de contrainte résiduelle.

Les contraintes résiduelles ne sont en fait que les contraintes qui existent dans un corps lorsque celui-ci est à l'état de référence, l'état initial à partir duquel on peut calculer son évolution. Il serait d'ailleurs plus correct de parler de contraintes initiales. Les contraintes résiduelles n'ont donc pas de signification physique à proprement parler, puisqu'elles dépendent de l'état initial que l'on choisit. Dans le cas d'un treillis hyperstatique par exemple, si on considère comme état initial celui des profilés avant montage, on parlera de contraintes résiduelles de laminage pour indiquer que les contraintes initiales résultent du processus de laminage. Si l'on choisit un autre état initial, par exemple le treillis monté mais non chargé, on parlera de contraintes résiduelles de montage pour indiquer que les contraintes initiales résultent, en plus du laminage, du montage de la structure (imperfections dans les longueurs de barres).

Les contraintes résiduelles, liées à un état initial ne peuvent donc pas évoluer mais servent uniquement à définir (*) cet état initial. Dans le cas d'un profilé laminé que l'on recuit jusqu'à y faire disparaître les contraintes dues au laminage, dire que les contraintes résiduelles ont disparu revient à dire qu'on change d'état initial. On va calculer l'évolution future du profilé à partir de ce nouvel état (non contraint donc plus simple pour les calculs).

Lors de l'évolution du corps, on cherche à connaître les contraintes à tout instant.

$$\sigma = \sigma_i + \Delta\sigma \quad (1)$$

avec σ = la contrainte

σ_i = la contrainte initiale

$\Delta\sigma$ = l'évolution de la contrainte depuis l'état initial.

A cause de la non linéarité des matériaux — surtout à des températures élevées —, l'équation (1) n'est pas applicable telle quelle car les contraintes ne s'ajoutent pas directement.

Il est préférable, pour appréhender le problème qui nous occupe, d'abandonner la notion de contrainte résiduelle et d'écrire la loi du matériau en terme de déformation.

Dans le cas uniaxial qui intéresse les éléments de type poutres et colonnes, on peut écrire au niveau de chaque fibre l'équation suivante :

$$\varepsilon = \varepsilon_i + \varepsilon_{cr} + \varepsilon_{th} + \varepsilon_{\sigma} \quad (2)$$

avec ε : la déformation réelle, celle dont on peut mesurer l'évolution à partir d'un niveau de référence choisi (nous choisirons l'état non chargé de la poutre à température ambiante);

ε_i : la déformation initiale qui est définie comme la déformation que subirait la fibre pour reprendre son état naturel à partir de l'état de référence choisi si elle était dégagée de toute liaison avec le reste de la poutre (ce terme doit être placé dans le second membre de l'équation si l'on confère aux allongements le signe positif).

Il s'agit donc d'une valeur qui est attachée à chaque fibre une fois que l'état initial est choisi et **qui ne varie pas au cours du temps**;

ε_{cr} : la déformation de fluage, due à l'état persistant des contraintes;

ε_{th} : la déformation thermique;

ε_{σ} : la déformation qui produit les contraintes.

Toutes ces grandeurs ont une réalité physique et peuvent être mesurées. Pour ε_{σ} , on effectue un essai de traction sur barreau ou éprouvette de traction (assimilable à une seule fibre et donc présumée sans contrainte résiduelle), dans des conditions isothermes et de manière suffisamment rapide pour éviter le fluage.

Pour ε_{cr} , on observe l'évolution avec le temps de la déformation dans un même barreau soumis à une contrainte constante et de manière isotherme.

Pour ε_{th} , on utilise un barreau non chargé que l'on chauffe.

Pour ε_i , on utilise exactement la définition reprise ci-dessus lorsque, à température ordinaire, on découpe une poutre en barreaux non contraints et que l'on mesure la déformation instantanée qui se produit.

Cette déformation mesurée vaut :

$$\varepsilon = \varepsilon_i$$

Avant découpage, on avait donc :

$$\varepsilon_{\sigma} = -\varepsilon_i \quad \text{car } \varepsilon = 0 \text{ à l'état initial.}$$

Si l'on connaît la loi constitutive (par exemple la loi de Hook) on peut calculer la contrainte qui existait dans la poutre à l'état de référence :

$$\sigma_i = E \cdot \varepsilon_{\sigma} = -E \cdot \varepsilon_i$$

σ_i est donc la contrainte initiale, ou, plus familièrement, la contrainte résiduelle.

En tant qu'ingénieur, nous sommes intéressés par les effets des contraintes initiales. Quelle est la différence de comportement entre deux éléments soumis aux mêmes sollicitations, l'un présentant des contraintes initiales et l'autre non? Par la suite, nous désignerons par «contrainte résiduelle» la différence entre les contraintes qui existent dans un élément qui présentait des contraintes initiales, et les contraintes qui existeraient au même instant dans cet élément si les contraintes initiales avaient été nulles.

3. — INFLUENCE DES DÉFORMATIONS

INITIALES

Nous examinons d'abord, à travers quelques développements élémentaires conduits sur un modèle simple, la manière dont cette modélisation peut être utilisée pour analyser l'influence des contraintes initiales lors d'un chauffage. Plutôt que l'équation (2), nous utiliserons l'équation suivante :

$$\varepsilon = \varepsilon_i + \varepsilon_{th} + \varepsilon_{\sigma} \quad (3)$$

qui ne comporte plus de terme de fluage. Il ne s'agit pas tant

(*) Associés aux autres variables d'état.

d'une prise de position sur la question controversée de la nécessité de la prise en compte du fluage que d'une simplification permettant de clarifier le raisonnement. Celui-ci ne sera, en toute rigueur, valable que pour les phénomènes suffisamment « rapides ».

3.1. — Élément non chargé

Supposons deux barreaux coaxiaux, formés d'un même matériau, de même section A , et de longueur $L + \Delta L$ pour l'un et $L - \Delta L$ pour l'autre (voir fig. 1, où les deux barreaux sont placés côte à côte pour la commodité du dessin).

Après solidarisation, les deux barreaux présentent la même longueur L . C'est ainsi l'état de la figure 1 b qui constitue l'état de référence. Ce cas est assez représentatif du comportement d'un profil symétrique qui présente une distribution de contraintes initiales symétriques.

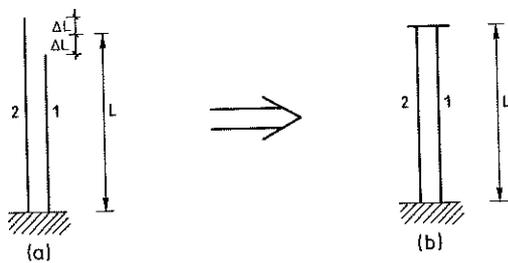


Fig. 1 — Poutre non chargée

On remarque immédiatement que :

dans le barreau 1,
$$\epsilon_{i1} = \frac{-\Delta L}{L} = -\epsilon_0, \tag{4}$$

dans le barreau 2,
$$\epsilon_{i2} = \frac{\Delta L}{L} = \epsilon_0,$$

si
$$\epsilon_0 = \frac{\Delta L}{L}.$$

Si la température augmente de la même manière dans les deux barreaux, on aura :

$$\epsilon_{th1} = \epsilon_{th2} \tag{5}$$

et, puisque les deux barreaux sont solidarisés,

$$\epsilon_1 = \epsilon_2 \tag{6}$$

De la sorte, en introduisant (3), (4) et (5) dans (6), on obtient :

$$\epsilon_{\sigma 1}^{(T)} - \epsilon_{\sigma 2}^{(T)} = 2\epsilon_0 \tag{7}$$

Cette équation de compatibilité a été établie sans faire intervenir la loi constitutive du matériau.

L'équation d'équilibre s'écrit tout simplement :

$$A \cdot (\sigma_1^{(T)} + \sigma_2^{(T)}) = 0 \tag{8}$$

ou encore :

$$E_{s1}^{(T)} \cdot \epsilon_{\sigma 1}^{(T)} + E_{s2}^{(T)} \cdot \epsilon_{\sigma 2}^{(T)} = 0 \tag{9}$$

avec E_{si} : le module sécant correspondant à la contrainte σ_i .

Si l'on suppose que la loi de comportement est semblable en traction et en compression, la solution de (7) et (9) est :

$$\begin{aligned} \epsilon_{\sigma 1}^{(T)} &= \epsilon_0 \\ \epsilon_{\sigma 2}^{(T)} &= -\epsilon_0 \end{aligned} \tag{10}$$

car $E_{s1}^{(T)} = E_{s2}^{(T)}$ (loi symétrique).

Cette relation (10) est donc valable quelle que soit la température et quelle que soit la loi de comportement (symétrique).

En terme de contrainte, on a :

$$\begin{aligned} \sigma_1^{(T)} &= E_{s1}^{(T)} \cdot \epsilon_0 \\ \sigma_2^{(T)} &= -E_{s2}^{(T)} \cdot \epsilon_0 \end{aligned} \tag{11}$$

Si le matériau est en régime linéaire, on obtient :

$$\begin{aligned} \sigma_1^{(T)} &= E_0^{(T)} \cdot \epsilon_0 \\ \sigma_2^{(T)} &= -E_0^{(T)} \cdot \epsilon_0 \end{aligned} \tag{12}$$

On constate donc que, en régime linéaire, les « contraintes résiduelles » varient avec la température de même manière que le module d'élasticité. Les figures 2, 3 et 4 donnent l'expression graphique de la solution (11) pour deux températures différentes, selon que le régime est linéaire, élastique parfaitement plastique ou quelconque. L'examen de la figure 3 et de la figure 2 explique pourquoi le choix d'Aribert [8] constitue dans ce cas une bonne approximation de la réalité, si l'on considère que pour l'acier la loi de variation du module avec la température est assez semblable à la loi de variation de la limite d'élasticité.

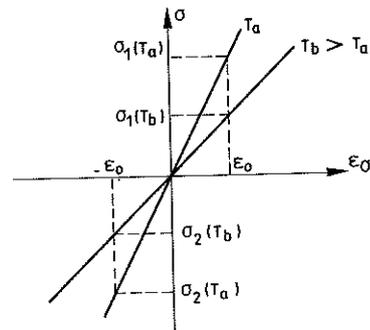


Fig. 2 — Régime linéaire

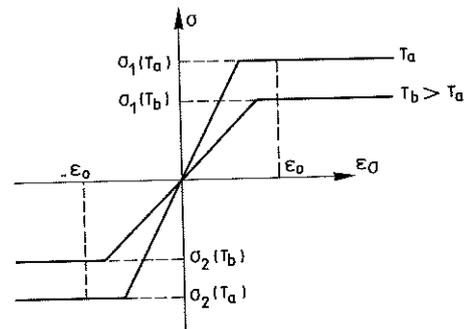


Fig. 3 — Régime élasto-plastique

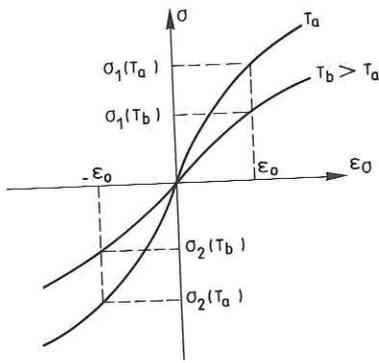


Fig. 4 - Régime quelconque

3.2. - Élément chargé

Supposons cette fois que les deux mêmes barreaux soient soumis, après solidarisation, à une charge axiale d'intensité $2P$. Ce cas est assez représentatif du comportement d'une semelle d'un profilé en double té soumis à de la flexion à condition que la répartition des contraintes initiales dans les semelles soit symétrique par rapport au plan de l'âme et à condition de négliger la variation de la déformation sur l'épaisseur de la semelle.

Comme la charge axiale est positive, l'élément simple que nous étudions ici représente le comportement de la semelle tendue d'un profilé.

Les relations (5) et (6) restent toujours valables de sorte que l'équation de compatibilité (7) n'est pas modifiée.

L'équation d'équilibre s'écrit maintenant :

$$E_{s1}^{(T)} \cdot \epsilon_{\sigma 1}^{(T)} + E_{s2}^{(T)} \cdot \epsilon_{\sigma 2}^{(T)} = \frac{2P}{A} \quad (13)$$

La solution de (7) et (13) est :

$$\epsilon_{\sigma 1}^{(T)} = \frac{\frac{2P}{A} + 2 E_{s2}^{(T)} \cdot \epsilon_0}{E_{s1}^{(T)} + E_{s2}^{(T)}} \quad (14)$$

et

$$\epsilon_{\sigma 2}^{(T)} = \frac{\frac{2P}{A} - 2 E_{s1}^{(T)} \cdot \epsilon_0}{E_{s1}^{(T)} + E_{s2}^{(T)}}$$

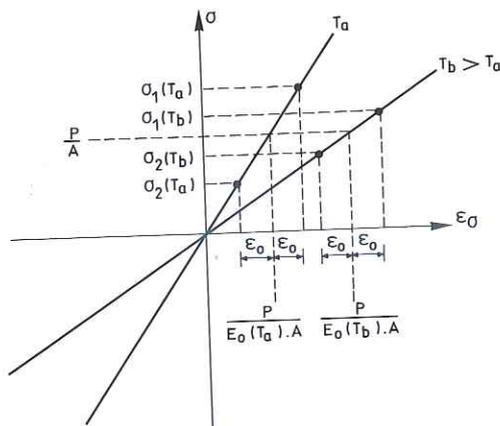


Fig. 5 - Poutre chargée

Si la matériau des deux barreaux est en régime linéaire, on obtient :

$$\sigma_1^{(T)} = \frac{P}{A} + E_0^{(T)} \cdot \epsilon_0 \quad (15)$$

$$\sigma_2^{(T)} = \frac{P}{A} - E_0^{(T)} \cdot \epsilon_0$$

et les « contraintes résiduelles » varient également suivant la même loi que le module d'élasticité (voir fig. 5).

On peut vérifier que dans ce cas (régime linéaire), la déformation réelle des barreaux vaut :

$$\epsilon^{(T)} = \frac{P}{E_0^{(T)} \cdot A} + \epsilon_{ih}^{(T)} \quad (16)$$

et qu'elle ne dépend pas de la déformation initiale.

En régime non-linéaire, par contre, la déformation réelle des barreaux vaut :

$$\epsilon^{(T)} = \frac{\frac{2P}{A} + (E_{s2}^{(T)} - E_{s1}^{(T)}) \cdot \epsilon_0}{E_{s1}^{(T)} + E_{s2}^{(T)}} + \epsilon_{ih}^{(T)} \quad (17)$$

alors que sans déformation initiale, on aurait :

$$\epsilon^{(T)} = \frac{P}{A \cdot E_s^{(T)}} + \epsilon_{ih} \quad (18)$$

si $E_s^{(T)}$ = module sécant correspondant à la charge P (voir fig. 6).

On peut montrer que la déformation réelle est plus importante en présence des déformations initiales puisque $E_{s2}^{(T)} > E_{s1}^{(T)}$

et $E_{s1}^{(T)} + E_{s2}^{(T)} < 2 \cdot E_s^{(T)}$ (loi concave).

Ainsi donc, si nous considérons qu'un profilé fléchi est représenté par deux fois le système simple que nous venons d'étudier, l'un étant tendu et l'autre comprimé, nous constatons que la déformée d'une poutre fléchie n'est pas influencée par les contraintes initiales tant que le régime élastique(*) n'est pas dépassé au sein du matériau. Par contre, si le

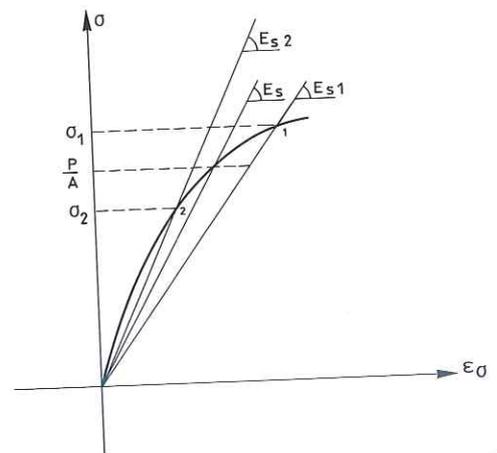


Fig. 6 - Régime non linéaire

(*) Linéaire, en fait.

comportement de l'acier n'est pas linéaire, la déformée d'une poutre fléchie dont les contraintes initiales répondent au schéma défini dans [1] est augmentée par l'effet de ces contraintes.

On pourrait montrer par des raisonnements similaires que la charge de ruine d'une colonne soumise au flambement dans des conditions d'incendie sera réduite par l'effet des contraintes initiales à condition que l'acier entre en régime non linéaire et que les effets géométriques du second ordre se développent.

4. — CALCULS NUMÉRIQUES

Pour le calcul détaillé du comportement au feu d'une structure dans le but d'obtenir des résultats qualitatifs, le modèle simple utilisé au paragraphe précédent (deux barreaux coaxiaux) n'est plus suffisant. Habituellement, la structure est divisée longitudinalement en plusieurs éléments finis, chacun de ceux-ci étant divisé sur sa section droite en un nombre généralement assez important de points d'intégration.

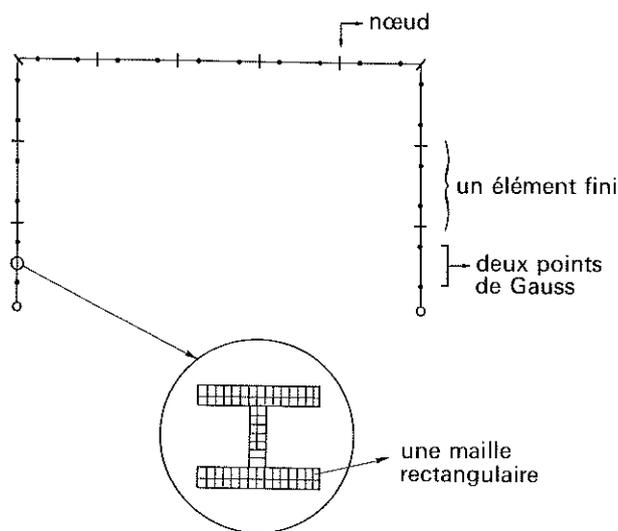


Fig. 7 — Discretisation

La structure est en fait considérée comme un ensemble de barreaux de longueur et de section droite finie. L'équation constitutive (2) ou (3) est écrite pour chacun de ces barreaux. Le type de matériau, la déformée initiale, la température, la contrainte,... peuvent varier d'un barreau à un autre.

L'équation de compatibilité est souvent basée sur l'hypothèse de **Bernoulli** et l'équilibre résulte de l'intégration des contraintes sur la section droite.

De tels calculs sont rendus possibles grâce à l'utilisation de programmes numériques, tel le programme **CEFICOSS** qui a été développé à l'université de Liège ([9], [10]). **CEFICOSS** permet le calcul des températures et l'étude du comportement statique des cadres plans soumis à un incendie. Les différentes sections droites de la structure peuvent être en acier (protégé ou non), en béton armé, ou mixtes acier-béton de forme quelconque. Les effets des grands déplacements sont pris en compte.

4.1. — Poutres

On utilise ici comme relations entre $\epsilon_0^{(T)}$ et σ , les lois de **Rubert-Schaumann** [11] qui sont basées sur des essais transitoires et conviennent bien pour les structures en acier soumises à des déformations modérées ($\epsilon_a \leq 2\%$) (voir fig. 8).

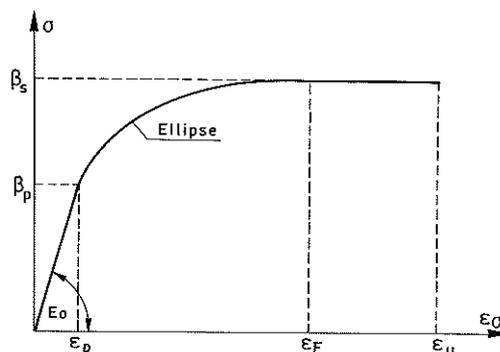


Fig. 8 — Loi de Rubert-Schaumann

Le cas traité est celui d'une poutrelle HEM200 soumise à flexion pure sur une longueur de 2 m. La limite d'élasticité à 20 °C étant de 24 kN/cm², le moment appliqué de 6 250 kN . cm correspond à 26 % du moment élastique à froid.

La distribution des contraintes initiales, assez classique, est reprise à la figure 9. Nous utilisons une distribution de déformations initiales basée sur cette figure 9, en supposant que le comportement de l'acier est linéaire pour ces niveaux de contraintes.

Donc, $\epsilon_i = \sigma_i/E_0$.

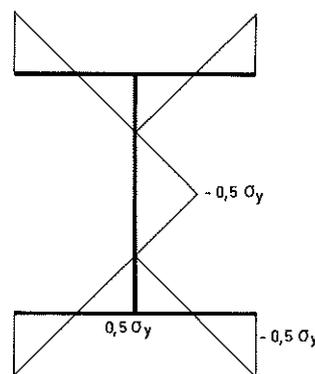


Fig. 9 — Contraintes initiales

Sur la figure 10, on a porté l'évolution de la flèche en fonction de la température uniforme du profil, dans le cas où les déformations initiales sont prises en compte et dans le cas où elles sont ignorées. Les différences sont à peine visibles à l'échelle du dessin et limitées à la zone des températures qui correspond au commencement de la ruine. La température de ruine est la même dans les deux cas, comme on pouvait s'y attendre.

On a également porté sur cette figure l'évolution de la « contrainte résiduelle » au niveau de la jonction âme-semelle tendue.

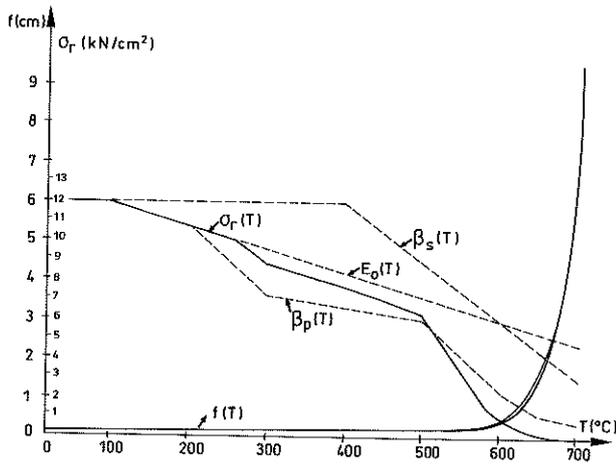


Fig. 10 - Calcul CEFICOSS

Cette «contrainte résiduelle» correspond donc à la différence entre les contraintes calculées dans les deux cas. On constate que l'évolution de cette «contrainte résiduelle» est bien semblable à celle du module à l'origine tant que le domaine élastique est seul concerné mais que, ensuite, il est impossible de lier cette évolution à une des caractéristiques de la loi $\sigma - \epsilon_{\sigma}^{(T)}$.

On a effectué la même comparaison numérique avec un moment sollicitant 3 fois plus important. La différence entre les deux cas (avec et sans contraintes initiales) était du même ordre de grandeur que ce qui a été montré par la figure 10.

Pour l'exemple repris à la figure 10, on a choisi les données à partir de ce qui a été réalisé expérimentalement au T.N.O. dans le cadre d'une recherche C.E.C.A. [12]. Deux poutrelles brutes de laminage et deux poutrelles ayant subi un recuit de détente ont été soumises à une élévation uniforme de température. La figure 11 présente la moyenne des deux essais avec contraintes initiales et la moyenne des deux essais sans contraintes initiales. Les écarts qui résultent de tout processus expérimental sont ici d'un ordre de grandeur trop important par rapport à l'effet étudié pour permettre d'apporter une confirmation où une infirmation à la théorie mise en œuvre dans le calcul numérique. Il semble toutefois que l'analyse la plus récente de ces essais permette bien de confirmer la très faible influence des contraintes initiales sur la déformée des poutres fléchies (voir [12]).

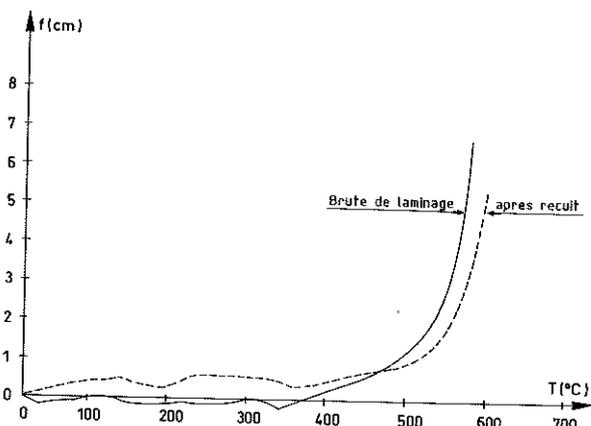


Fig. 11 - Valeurs expérimentales

4.2. - Colonnes

Pour cette étude, on utilise une loi élasto-plastique dont le module à l'origine et la limite d'élasticité varient avec la température conformément aux recommandations de la C.E.C.M. [4].

Le cas traité est celui d'un profil HEA 200, avec une limite d'élasticité à 20 °C de 35,5 kN/cm². La charge est appliquée avec une excentricité égale à 1/1000 de la hauteur de la colonne. La distribution des contraintes (et donc des déformations) initiales est semblable à celle de la figure 9.

Sur la figure 12 sont reprises les courbes de flambement a, b et c valables à température ordinaire ainsi que les charges de flambement calculées pour divers élancements, d'abord en ignorant les contraintes initiales puis en les modélisant de la manière décrite au paragraphe 2. Les valeurs calculées avec les contraintes initiales se confondent pratiquement avec la courbe c qui est prescrite pour le flambement de ce profil suivant son axe faible. Cela n'est pas étonnant puisque ces courbes sont en bonne partie basées sur des calculs numériques semblables à ceux réalisés ici à l'aide du programme CEFICOSS. On remarque que le fait de négliger les contraintes initiales conduit à une majoration des charges de la courbe c vers la courbe a.

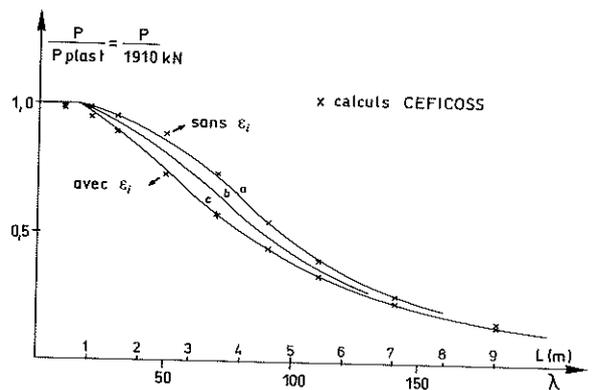


Fig. 12 - T = 20°C

L'influence des contraintes initiales est très faible pour les petits élancements. La théorie de la plasticité, applicable par suite de l'absence d'effets du second ordre, explique ce fait. L'influence des contraintes initiales est également très faible pour les très grands élancements. Ce fait est expliqué au paragraphe 3 de cet article puisque c'est le domaine du flambement élastique.

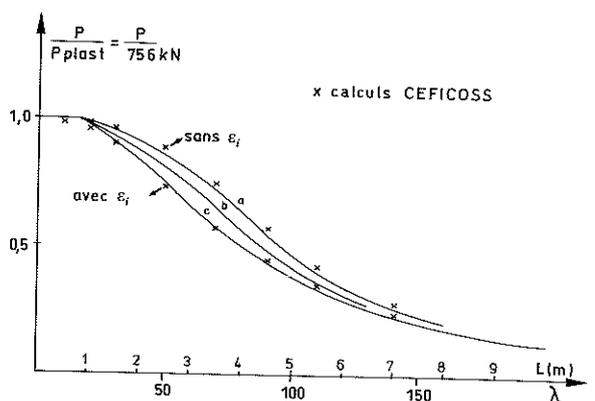


Fig. 13 - T = 540°C

De la même manière, on a reporté sur la figure 13 les charges ultimes correspondant à une température de ruine de 540 °C. Pour calculer ces charges ultimes, on n'a pas procédé par application progressive de la charge sur une colonne dont les propriétés mécaniques seraient celles de l'acier à 540°. Au contraire, on travaille à charge constante avec élévation progressive de la température jusqu'à obtenir la ruine. On constate que pour cette température de ruine les résultats sont pratiquement les mêmes que ceux de la figure 12. C'est-à-dire que, même si les « contraintes résiduelles » diminuent lorsque la température augmente, leur effet sur la charge de flambement reste le même à température élevée qu'à température ordinaire. Le fait de ne pas en tenir compte relève également la charge de ruine de deux courbes de flambement.

5. – CONSIDÉRATIONS SUPPLÉMENTAIRES

On constate donc ici que lorsque les contraintes initiales sont introduites dans les calculs, la courbe de flambement que l'on utilisait à température ordinaire reste valable pour la température de 540 °C. Ce fait a également été vérifié pour le flambement selon l'axe fort, pour lequel les résultats suivent une courbe de flambement assez proche de la courbe *b*, à température ordinaire comme à température élevée.

La tentation est donc forte de vouloir utiliser les mêmes courbes de flambement aux températures élevées qu'aux températures ordinaires.

Quelques remarques cependant.

1. Ces simulations sur colonnes ont été réalisées avec une loi élasto-plastique. Si on utilise une loi plus élaborée, comme celle de la figure 8 par exemple, on constate que le flambement est gouverné par la valeur de β_s pour les faibles élancements alors que c'est la valeur de β_p qui gouverne le flambement élastique des très grands élancements. Or, aux températures élevées, l'écart entre β_s et β_p est important (voir fig. 14 a). Les courbes de flambement calculées aux températures élevées montrent ainsi une chute plus rapide en fonction de l'élancement (voir fig. 14 b).

Elles passent en fait de la courbe de flambement valable pour β_s à celle qui est valable pour β_p .

2. L'hypothèse de température uniforme n'est jamais vérifiée dans la réalité. On observe toujours un gradient thermique sur la section droite. Celui-ci joue en fait le rôle d'une imperfection structurale, dont l'influence varie avec l'élancement et dont il faudrait également tenir compte.
3. Le fluage de l'acier qui apparaît aux températures élevées a pour effet d'accroître les déformations et donc les effets du second ordre. On remarquera cependant que si les effets du second ordre sont surtout importants pour les grands élancements, ceux-ci correspondent à des charges plus faibles pour lesquelles le fluage est moins marqué. De nombreux auteurs pensent que pour les vitesses d'échauffement habituellement rencontrées, le fluage peut être pris en compte implicitement à travers les lois $\sigma - \epsilon_\sigma$, comme nous l'avons fait dans cet article. Il faut remarquer que la prise en compte explicite du fluage ajoute une variable au problème et rend à peu près impossible l'utilisation de courbes de flambement.

Les remarques 1 et 2 ci-dessus (et 3 dans une moindre mesure) montrent qu'il serait insécuritaire d'utiliser les mêmes courbes de flambement aux températures élevées qu'à température ordinaire. Même si la forme des courbes doit changer lorsque la température augmente (il faudrait vérifier dans quelle mesure), on peut accepter comme solution approchée un déclassement des profils depuis leur courbe de flambement valable à température ordinaire vers une autre courbe plus défavorable. La situation actuelle qui consiste à utiliser systématiquement la courbe *c* semble toutefois peu satisfaisante puisque certains profils subissent un déclassement de deux niveaux (de *a* vers *c*), alors que d'autres conservent la même courbe (la courbe *c*).

6. – CONCLUSIONS

La modélisation des contraintes initiales à partir d'une loi du matériau écrite en termes de déformations permet la prise en compte de ces contraintes lors du calcul d'un élément soumis au feu. Il est donc possible de mieux comprendre l'influence des contraintes initiales lorsque la température augmente dans un profilé métallique à cause d'un incendie.

On a montré par expérimentation numérique que, dans une poutre fléchie soumise au feu, les contraintes initiales n'ont aucune influence sur la charge de ruine (et une influence

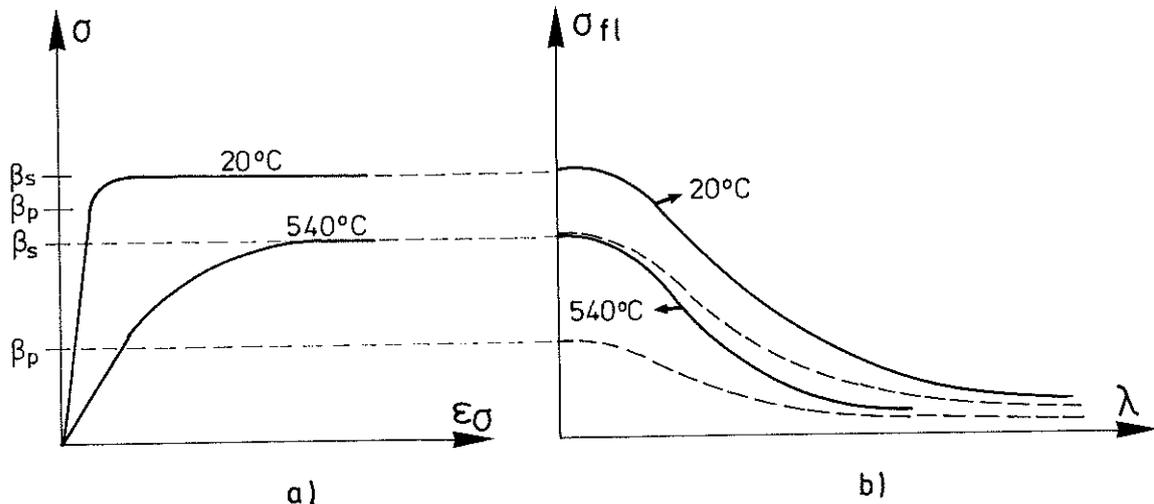


Fig. 14 – Courbes de flambement

très faible sur les déformations). Leur prise en compte est par contre importante lors du calcul des colonnes chargées axialement car leur influence sur la charge de ruine n'est pas négligeable (du même ordre de grandeur aux températures élevées qu'à température ordinaire).

Les effets du fluage ayant été considérés implicitement lors des calculs, il conviendrait de vérifier dans quelle mesure ces conclusions pourraient être modifiées par une prise en compte explicite du fluage.

A condition qu'un choix puisse être fait à propos de la forme des lois de comportement, de la prise en compte du fluage, des gradients thermiques à introduire, aucun obstacle théorique ne s'oppose à une étude numérique intensive du phénomène de flambement dans les profils métalliques soumis à l'incendie.

BIBLIOGRAPHIE

- [1] **C.E.C.M.** — *Ultimate Limit State Calculation of Sway Frames with Rigid Joints*. 1984.
- [2] **Baus R. et Chapeau W.** — *Application du soudage aux constructions*. Sciences et Lettres, 1977.
- [3] **C.E.C.M.** — *European Recommendations for Steel Constructions*. 1978.
- [4] **ECCS-TC3-Fire Safety of Steel Structures.** — *European Recommendations for the Fire Safety of Steel Structures*. Elsevier, 1983.
- [5] **Culver C.** — *Steel Column Buckling under Thermal Gradients*. Journal of the Structural Division, ASCE, vol. 98, n° 8, 1972.
- [6] **Culver C., Aggarwal V. et Ossenbruggen P.** — *Buckling of Steel Columns at Elevated Temperatures*. Journal of the Structural Division, ASCE, vol. 99, n° 4, 1973.
- [7] **Ossenbruggen P., Aggarwal V. et Culver C.** — *Steel Column Failure under Thermal Gradients*. Journal of the Structural Division, ASCE, vol. 99, n° 4, 1973.
- [8] **Aribert J. M. et Abdel Aziz M.** — *Simulation du comportement à l'incendie de poteaux comprimés et fléchis en présence de gradients quelconques de température*. Construction Métallique, n° 2, 1987.
- [9] **Franssen J. M.** — *Étude du comportement au feu des structures mixtes acier-béton*. Thèse de doctorat, Univ. de Liège, 1986.
- [10] **Schleich J. B.** — *REFAO-CAFIR, Computer Assisted Analysis of the Fire Resistance of Steel and Composite Concrete-Steel Structures*. C.E.C. Research 7210-SA502, Final Report EUR 10828 EN, Luxembourg, 1987.
- [11] **Rubert A. et Schaumann P.** — *Temperaturabhängige Werkstoffeigenschaften von Baustahl bei Brandbeanspruchung*. Stahlbau, 54, H.3, 1985.
- [12] **Franssen J. M., Janss J. et Twilt L.** — *The effect of the mechanical and structural properties of steel at elevated temperatures on the buckling of fire exposed columns*. E.C.S.C. Sponsored Research Project, Draft Final Report. A paraître.