

準統合化モデルと火災時の構造変形解析への応用

Semi-Unified Model and its Applications for Structural Deformation Analyses in Fire

サイード・サイード・アハメド* 馬場俊介**

By SYED Saeed Ahmad and Shunsuke BABA

Although, extensive research has been carried out recently, in the field of structural fire engineering, the problem of unavailability of a suitable constitutive model is still unresolved. This paper addresses to this major issue. A semi-unified constitutive model is proposed to simulate strain rate and time dependent behavior of structural steel under fire environment. Material parameters for the model can be obtained from standard creep and tension compression tests. Experiments have been performed on SS41 steel and details of tension compression tests have been reported. The predictive capability of the model is shown, by comparing with the experimental data. Finally, the model is applied to determine the structural behavior of steel frames during and after fire.

1. まえがき

近年、粘弾塑性現象の構成式を定式化する手法として、粘性と塑性を別個に取り扱うことなく一体化して扱おうとする統合化モデルが、特に材料力学系の研究者を中心に進められている^{5, 9, 10)}。両者の独立性を仮定する従来の定式化を非統合化モデルと呼ぶことにすれば、その長所は全変形が弾性、塑性、クリープの各変形の和で表されるとする単純明快さにあり、一方、その欠点は塑性とクリープが本当に独立な事象かということへの疑問にある。事実、弾塑性挙動のひずみ速度依存性とか、変動応力下での非定常クリープとか、先行塑性後続クリープ（あるいはその逆）などの現象は、両者の相互依存性を示唆している。

一方、著者らは、火災時の鋼構造物の変形挙動を記述する構成式の提案を種々試みてきたが¹⁻⁴⁾。これらは、いずれも非統合化モデルによるものである。その理由は、火災時のように、弾性限の急速な低下（高温塑性）と、急激な変形の伸張（高温クリープ）の共存という極限的な事象を記述するには、双方の影響を個別に評価できる非統合化モデルの方が確実だったからである。しかし、消火活動を経た鎮火後の強度推定などより精度の高い数値解析を実現するためには、圧縮領域での挙動を含めた硬化則の一般化と同時に、理論的にはよりすっきりした統合化モデルへの移行が必須であった。

著者らは、塑性現象とクリープ現象が同程度の重要度をもつ現象を定式化するにあたり、Bodner-Partomモデル、あるいは、Millerモデルの拡張では無理があると考え、新たに準統合化モデルという折衷的な定式

* 工修 名古屋大学博士課程 工学部土木工学科 (〒464-01 名古屋市千種区不老町)

** 工博 名古屋大学助教授 工学部土木工学科 (〒464-01 名古屋市千種区不老町)

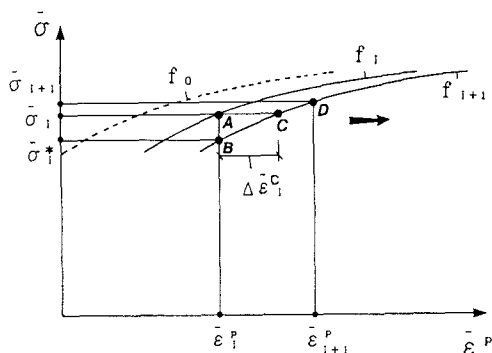


図-1 $\bar{\sigma} - \bar{\varepsilon}^P$ 曲線

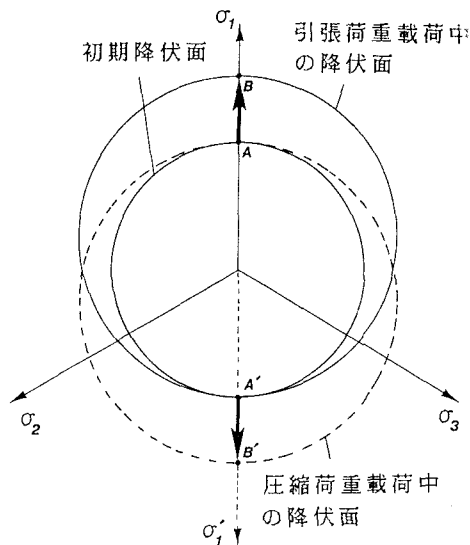


図-2 π 平面における硬化現象の表示

化を提案することとした¹²⁾。これにより、①塑性とクリープの両実験結果を用い、かつ、②両者を独立には扱わない、という二大前提が満足される。①は、高温塑性と高温クリープの共存する火災時の構造変形を記述するためには必須の条件であり、②は、消火時の降温を含めてより正確に定式化を行うにあたっての目標であった。

最後になるが、本論文は、準統合化モデルを紹介した前記英文論文¹²⁾を発展させたもので、現実の火災-消火問題への適用を通じて、①非統合化モデルとの比較、②消火時の残留応力の影響について論じている。

2. 準統合化モデルの定式化

(1) 非弾性ひずみの取扱い

全ひずみ増分 $d\varepsilon$ は、弾性ひずみ増分 $d\varepsilon^e$ と非弾性ひずみ $d\varepsilon^{in}$ の和として、次式のように表される。

$$d\varepsilon = d\varepsilon^e + d\varepsilon^{in} \text{-----} (1)$$

このうち非弾性部分 $d\varepsilon^{in}$ は、2次元降伏面の拡大・縮小によって発生される。すなわち、高温塑性に対しては、応力の増大によって降伏面が拡大し、温度の上昇によって降伏面が縮小すると考える。高温クリープに対しては、クリープの発生が降伏面を縮小させると仮定する¹²⁾。

クリープにより降伏面が縮小するという仮定は、準統合化モデルに特有のもので、その模式的な動きを図-1に示す。図は、相当応力-相当塑性ひずみ ($\bar{\sigma} - \bar{\varepsilon}^P$) で表示されており、かつ、単純化のため等温状態での動きに限定されている。図-1では、 i -ステップ目に応力 $\bar{\sigma}_i$ 、ひずみ $\bar{\varepsilon}_i^P$ の状態にある点Aが、応力上昇 ($\bar{\sigma}_i \rightarrow \bar{\sigma}_{i+1}$) を受けた場合の動きを示す。まず、応力の上昇とその間の時間経過に伴って発生するクリープの影響で、降伏面の包絡線 f_i が f_{i+1} に縮小する (相当クリープひずみ増分 $\Delta\bar{\varepsilon}_1^C$ の分だけ水平移動)。このとき点Aは、 $A \rightarrow B \rightarrow C \rightarrow D$ と移動して、最終的に点Dで安定する。 $f_i \rightarrow f_{i+1}$ への縮小を規定する縮退応力 $\bar{\sigma}^*$ は、 i 次式により求められる。

$$\bar{\sigma}^* = f_0(\bar{\varepsilon}_i^P - \sum_{j=1}^i \Delta\bar{\varepsilon}_j^C) \text{-----} (2)$$

ここに、 f_0 は f の初期状態を示す。このように降伏面がクリープによって劣化するという仮定は、井上らによる等方的回復理論⁸⁾の一変形とも考えられる。

(2) 降伏判定基準とひずみ硬化の取扱い

実験や4章の数値解析の対象は一軸応力状態だが、一般化して3次元的に記述するために、von-Mises型の降伏判定基準を導入する。また、ひずみ硬化特性に対しては、昇温過程のみを対象とすれば等方硬化を仮定すれば充分なのであるが、今回のように冷却過程まで対象とする場合には、実験結果をより正確に反映させたものとする必要がある。図-2は、実験結果に基づいて、応力反転に対応した降伏面（主応力面表示）の動きを模式的に表したものである。例えば、一軸引張を受けて点Aで初期降伏に達した後にさらに载荷が続く場合、引張側の降伏限界はA→Bへと拡大するものの、圧縮側は初期値A'で固定されたままである。一方、点Bで応力反転し、除荷から圧縮へと進んだ場合、降伏面は圧縮側でA'→B'へと拡大するが、引張側では点Aで固定される。このように、等方硬化と移動硬化がミックスしたような形態をとるが、移動硬化と根本的に異なる点は、降伏面の移動はAとA'の外側に限られているということである。すなわち、移動硬化では、ひずみ硬化量が初期降伏量を超えれば、除荷中に再降伏（当初引張側で降伏すれば、再降伏は圧縮側）する可能性があるが、図-2のようなモデルではそのような可能性は排除された。

以上のような点を踏まえると、降伏関数 f^* ($f^*=0$ で降伏) は、つぎのように表すことができる。

$$f^* = f(\sigma - \alpha) - (1/2)[\sigma^Y(\bar{\varepsilon}^p, \theta) + \sigma_0^Y(\theta)] \quad (3)$$

ここに、 σ は応力場、 α は降伏面の中心位置、 θ は温度(°C)、 σ^Y は一軸応力状態での降伏応力（ひずみ硬化状態）、 σ_0^Y は初期降伏応力である。本論文のように一軸応力状態しか考えない場合には、式(3)の各パラメータは、 $\sigma \rightarrow \sigma_x$ 、 $\alpha \rightarrow (1/2)[\sigma^Y(\varepsilon_x^p, \theta) - \sigma_0^Y(\theta)]$ 、 $\bar{\varepsilon}^p \rightarrow \varepsilon_x^p$ とすればよいから、結局式(3)は、

$$f^* = |\sigma_x| - (1/2)[\sigma^Y(\varepsilon_x^p, \theta) - \sigma_0^Y(\theta)] - (1/2)[\sigma^Y(\varepsilon_x^p, \theta) + \sigma_0^Y(\theta)] \\ = |\sigma_x| - \sigma^Y(\varepsilon_x^p, \theta) \quad (4)$$

のように、等方硬化と同一形で記述できる。

変形解析において最も重要な量である塑性ひずみ増分 $d\varepsilon^p$ は、Prandtl-Reussの式をそのまま用いて、

$$d\varepsilon^p = (3\Lambda / f) s \quad (5)$$

により推定する。ここに、 s は偏差応力場、 Λ は次式で与えられるスカラー量である。

$$\Lambda = [(\partial f / \partial \sigma) : E ds] / [H + (\partial f / \partial \sigma) : E (\partial f / \partial \sigma)] \quad (6)$$

式中、 E はいわゆる弾性マトリクス、 H は硬化パラメータ ($\bar{\sigma} - \bar{\varepsilon}^p$ 曲線の勾配) である。

3. 材料定数の定式化

(1) 高温引張圧縮実験

降伏応力（ひずみ硬化状態） $\sigma^Y(\bar{\varepsilon}^p, \theta)$ や硬化パラメータ $H(= \partial \sigma^Y / \partial \bar{\varepsilon}^p)$ を求めるため、応力-瞬間塑性ひずみ ($\sigma - \varepsilon^{1p}$) 曲線を、後述するようにクリープのレオロジーモデルに類似した形で、つぎのように近似表示する。

$$\sigma^Y = C[\sigma_0^Y + A_1\{1 - \exp(-\bar{\varepsilon}^p/B_1)\} + A_2\{1 - \exp(-\bar{\varepsilon}^p/B_2)\}] \quad (7)$$

ここに、初期降伏応力 σ_0^Y と、定数 A_1, A_2, B_1, B_2, C は、以下のような温度 θ の関数である (C は引張と圧縮の変形比を表す)。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_0^Y &= -0.02975 \theta + 24.00 \\ A_1 &= -0.04250 \theta + 29.70, & A_2 &= -0.00550 \theta + 6.650 \\ B_1 &= 0.000011 \theta + 0.0103 \quad (\theta \leq 480^\circ\text{C}), & B_2 &= 0.000040 \theta \\ B_1 &= 0.005000 \theta & & (\theta > 480^\circ\text{C}) \\ C &= -0.00075 \theta + 1.365 \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

(2) 高温引張クリープ実験

2個の2要素Voigtモデルを直列に連結したレオロジー・モデルを用いて定式化を行う⁴⁾。その場合のクリープひずみの表示式は、

$$\varepsilon^c = J_1\{1 - \exp(-t/T_1)\} + J_2\{1 - \exp(-t/T_2)\} \quad (9)$$

となる。式中の定数クリープ・コンプライアンス J と遅延時間 T は、前報では、 $\log_{10} J = f(\sigma, \theta)$ のように対数近似を行ったが、今回は供試体に作用する応力のレベルがかなり高いところから、対数近似では過大推定を与える恐れがあるため、次式のような二次関数近似を採用した。

$$\left. \begin{aligned} J_1 &= (C_{J1}\sigma + D_{J1})^2, & J_2 &= (C_{J2}\sigma + D_{J2})^2 \\ T_1 &= (C_{T1}\sigma + D_{T1})^2, & T_2 &= (C_{T2}\sigma + D_{T2})^2 \end{aligned} \right\} \text{-----} \quad (10)$$

ここに、係数 $C_{J1}, C_{J2}, D_{J1}, D_{J2}, C_{T1}, C_{T2}, D_{T1}, D_{T2}$ は、温度 θ の関数としてつぎのように近似される。

$$\left. \begin{aligned} C_{J1} &= 0.00003\theta - 0.0095, & \log_{10} C_{J2} &= 0.00650\theta - 4.750 \\ D_{J1} &= 0.00005\theta - 0.0600, & D_{J2} &= \log_{10}(-0.002339\theta + 1.650) \\ C_{T1} &= 0.00010\theta, & \log_{10} C_{T2} &= 0.00500\theta - 3.015 \\ D_{T1} &= 0.00174\theta - 0.5000, & D_{T2} &= 1.830 \quad (\theta \leq 570^\circ\text{C}) \\ & & D_{T2} &= 0.05400\theta - 29.50 \quad (\theta \leq 570^\circ\text{C}) \end{aligned} \right\} \text{-----} \quad (11)$$

4. 火災時の鋼構造物への応用

(1) 熱伝達解析

本章の目的は、①準統合化モデルの妥当性を判断するため非統合化モデルと比較し、かつ、②消火時の冷却過程を解析の対象とすることにある。

火災時の構造物の挙動を追跡するための数値解析は、熱伝達解析と熱変形解析の2段階に分けて行なう。熱力学的に考えれば温度と変形(運動)との連成まで含めたより高次の定式化を導入することも考えられるが(構成式の統合・非統合とは別のレベルの話)、火災のような静力学的な現象に対してはほとんど意味がない。従って、Fourierの熱伝導則に準拠した伝統的な熱伝達解析によって構造部材の温度分布を各時刻ごとに計算しておき、次いで、その温度分布を既知量として与えることで熱変形解析を行うという2段階方式(非連成)で工学上十分な精度を期待できるのである。

熱伝達解析そのものに限定した場合も、理想的には空気熱力学の定式化に基づいて、火災による空気の膨張と移動を厳密に解析する可能性は残されている。しかし、火災源の種類や、可燃物の配置状況、空間の形状など未解決の問題が多い中で定式化だけ先行しても意味がないので、ここでは、火災源をCTICMの標準火災/時間-温度曲線(図-3)⁷⁾

$$\theta_r(t) = 345 \log_{10}(8t+1) + \theta_0 \quad (\theta_r: \text{火災源の温度}, \theta_0: 20^\circ\text{C}, t: \text{分}) \text{-----} \quad (12)$$

に従って温度が単調に増加する熱源とみなし、熱源から構造物への熱の流入は、古典的な経験則で記述される対流と放射(輻射)によって行われるとする最もよく使われているモデルを採用する。すなわち、火災源から構造部材への熱伝達は、構造物全体としての3次元的な解析によるのではなく、図-3に示すように、火災源の温度変化を部材表面からの境界熱入力とみなす2次元的な解析によって算出される。この場合、対流による熱流入はNewtonの冷却則

$$[\text{対流による熱流入 } Q_c] = h_c \{\theta_r(t) - \theta_s(t)\} \quad (h_c = 5, \theta_s: \text{部材表面の温度}) \text{-----} \quad (13)$$

によって規定され、放射による熱流入はStefan-Boltzmannの法則

$$[\text{放射による熱流入 } Q_r] = h_r \{\theta_r^4(t) - \theta_s^4(t)\} \quad (h_r = 0.5 \times 4.93 \times 10^{-8}, \theta: \text{絶対温度}) \text{-----} \quad (14)$$

によって規定される¹⁾。また、熱伝導を規定する熱伝導率 k (単位: kcal/m²時℃) と比熱 c (単位: kcal/kg℃) は、次式で与えられる⁷⁾。

$$k(\theta) = -0.0283\theta + 47 \text{-----} \quad (15)$$

$$c(\theta) = 9.1 \times 10^{-6}\theta^2 + 4.8 \times 10^{-5}\theta + 0.113 \text{-----} \quad (16)$$

最後に、消火時の温度降下は、Mitlerによる実験結果¹¹⁾を参考にして図-3のように設定する。

解析の対象としたのは、図-4に示すような1層1スパンラーメンである(部材断面を右側に示す)。ラーメンには大きさ q (45.6kN/m, 初期降伏が生ずる荷重 q^y の50%) の等分布荷重が載荷されている。こうした構造形の設定は、あとで行う熱変形解析のために必要なのであり、本節の熱伝達解析では(すでに述べ

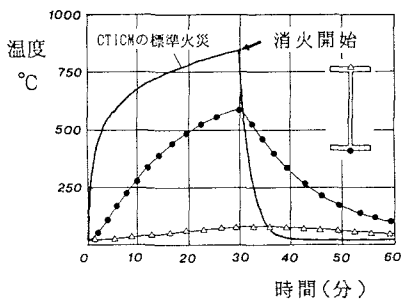


図-3 火災による鋼構造部材と火災源の温度変化

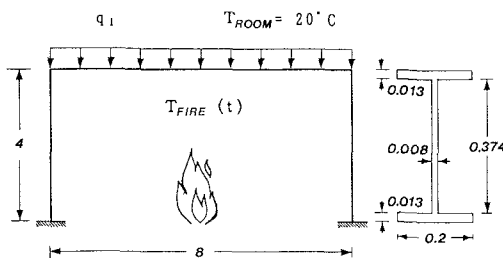


図-4 構造物の平面図(単位:m)

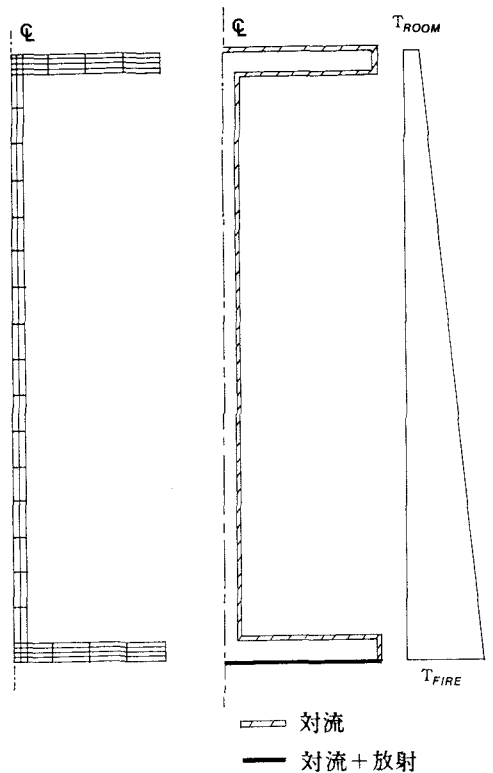


図-5 有限要素法で用いる部材断面のメッシュと断面の境界面における熱の流入状態

たように) 火災源と部材間の2次元的な熱の収支だけを考えるため、解析上必要なのは構造物の全体形ではなく部材の断面形状である。部材断面を拡大したものを図-5に示す。図には断面の各境界面における熱の流入状態も示されている。それによれば、本例では、対流と放射は一樣に取り込まれるのではなく、放射は下フランジ(火災源に対向する)のみに限定される一方、対流は全表面を考えるものの上フランジに近づくほど通減するとしている。

数値解析には4節の2次元Galerkin有限要素法を用いる(熱伝達解析は、Fourierの熱伝導微分方程式を直接離散化するため、Galerkin定式化を経て離散化する)。経時的な計算にはCrank-Nicolson法を用いる。結果として得られる部材断面での温度推移の例を、図-3に併示する(フランジの上下端の温度変化)。

(2) 熱変形解析

火災発生後の各時間における断面内の温度分布が決定後、熱変形解析を行う。解析にあたっては、微小変形・面内変形を仮定し、3節7自由度の1次元はり柱要素を用いる。3章における各材料定数に加えて、弾性係数 E と熱膨張係数 α は、つぎのような温度の関数として取り扱う($E_0=198\text{GN/m}^2$)⁴⁾。

$$E(\theta) = E_0(1.0545 - 3.4109 \times 10^{-3} \theta + 3.6865 \times 10^{-5} \theta^2 - 1.3730 \times 10^{-7} \theta^3 + 2.1929 \times 10^{-10} \theta^4 - 1.6152 \times 10^{-13} \theta^5 + 4.5348 \times 10^{-17} \theta^6) \quad (17)$$

$$\alpha(\theta) = (1/\theta)(-3.8502 \times 10^{-4} + 1.3237 \times 10^{-5} \theta + 1.4533 \times 10^{-8} \theta^2) \quad (18)$$

図-4のラーメンの昇温時の変形解析については、①塑性とクリープの独立性を仮定した非統合化モデルによる解析結果、ならびに、②塑性(ひずみ硬化なし)だけに注目したCTICMの推奨式⁷⁾による解析結果が著者らにより既に報告されている^{3, 4)}。これら以前のモデルを用いた場合の時間-変形曲線と、今回の準統合化モデルを用いた場合の時間-変形曲線とを対比して示したものが図-6である(スパン中央部の鉛直変

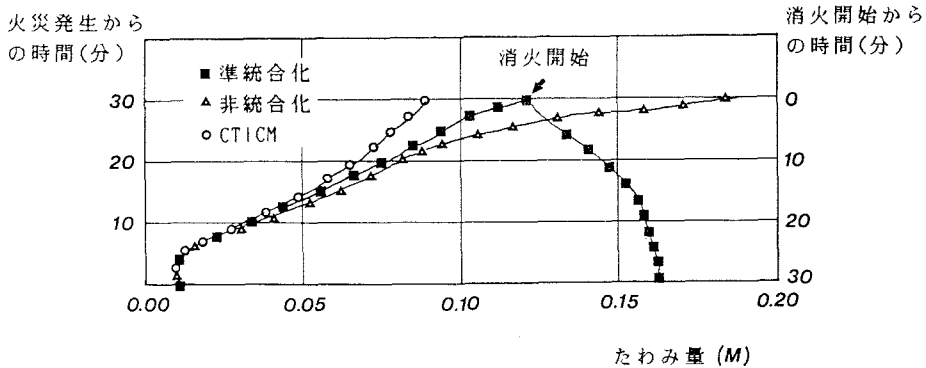


図-6 火災中の構造変形(時間経過に伴う部材中央でのたわみの変化)

位)。図によれば、準統合化モデルの結果は、ひずみ硬化もクリープも入っていない(過小評価の可能性のある)CTICMのモデルによる結果と比べて変形が大きめに、塑性とクリープが独立に発生するとした(過大評価の可能性のある)非統合化モデルによる結果と比べて変形が小さめとなっている。いずれが正しいかは、火災の実験結果と比較しているわけではないので判断できないが、準統合化モデルは中庸の値を与えたことで、非常識な結果を与えないことは確認できた。

次いで、準統合化モデルを用いて、火災発生から鎮火までのラーメンの変形状態、部材内の応力変化を計算する。このうち、消火作業時の変形は、図-6に併示する(右側の座標軸を使用)。また、図-7には、スパン中央、隅角部、固定端の3断面について、時間経過に伴う降伏域の推移を、(a)火災発生時と、(b)消火冷却時に分けて示す。(a)の場合、降伏域は単調に拡大するだけだが(一旦降伏したら弾性に戻らない)、(b)では、時間とともに降伏域そのものが移動する(降伏部が弾性化する)。図-8は、上記3断面について、火災前と鎮火後の応力分布を、対比して示したものである。火災後の残留応力がいかに大きいかを示している。

5. 結論

以下の結論が得られた。

(1) 塑性とクリープの連成を前提としつつ、両現象が同程度の重要さで生ずるような火災時の変形解析に適した粘塑性モデルとして、準統合化モデルを提案した。

(2) 高温引張圧縮実験を行い、ひずみ硬化特性を忠実に再現できるように材料定数を定めた。また、高温クリープ実験については従前の結果を利用したが、材料定数については再評価を行い再現性を高めた。

(3) 引張と圧縮のくり返しについては、等方硬化を修正したモデルを提案した。これにより、冷却過程の解析を行うことが可能となった。

(4) 準統合化モデルを用いて、火災時の構造変形解析を行い、CTICMのモデル、著者らの用いてきた非統合化モデルと比較した。その結果、両者の中間の傾向を示すことが知られた。

(5) 準統合化モデルを用いて、消火活動による急速冷却過程に対しても構造変形解析を行った。その結果、鎮火後に多大な残留応力が発生することが知られた。

以上のように、準統合化モデルの導入により、火災-消火時の双方を通じて厳密に変形~応力状態を解析することが可能となったので、今後は、①鎮火後の残留応力対策、②効果的な断熱処理などについての応用が期待される。

なお、数値計算にあたっては、名古屋大学大型計算機センターを利用した。

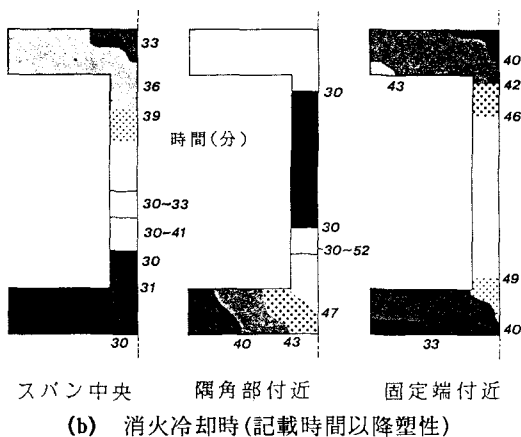
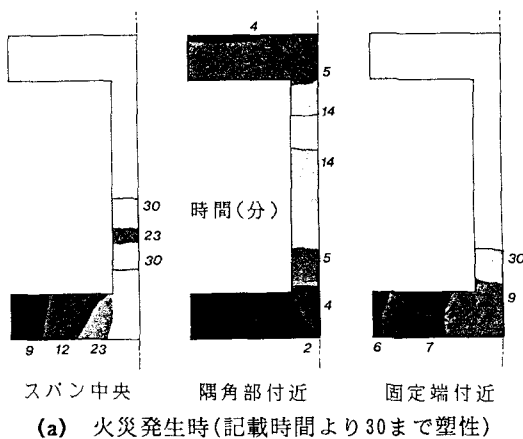


図-7 時間経過に伴う塑性域の推移

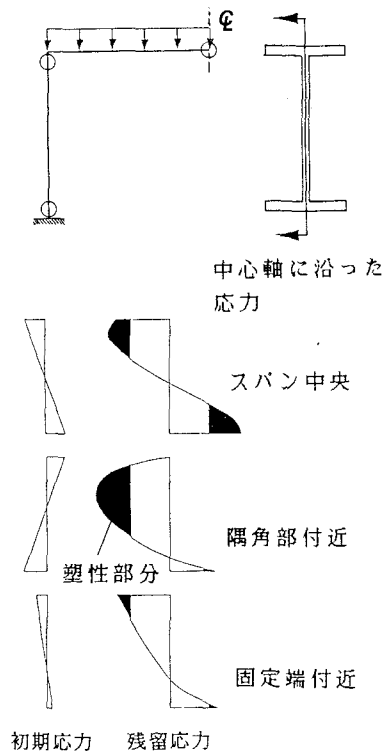


図-8 火災前の初期応力と火災後の残留応力

参考文献

- 1) Baba, S. and Nagura, H.: Effect of Material Properties on the Deformation of Steel Frame in Fire, Proc.JSCE Structural Eng./Earthquake Eng., Vol.2.1, pp.47-57, 1985.
- 2) 馬場俊介, 瀬木健一: 高温クリープの定式化と構造解析への適用, 第9回構造工学における数値解析法シンポジウム論文集, pp.139-144, 1985.
- 3) Baba, S. and Nakada, N.: Time Dependent Deformation of Steel Structures in Fire, Proc. 3rd Int. Conf. on Numerical Methods for Non-linear Problems, Dubrovnik, pp.536-549, 1986.
- 4) 馬場俊介, 中田知志, 瀬木健一: 火災時における鋼骨組み構造物の変形と強度, 土木学会論文集, 380/ 1-7, pp.303-310, 1987.
- 5) Bodner, S.R. and Parton, Y.: Constitutive Equations for Elastic Viscoplastic Strain Hardening Materials, J. of Applied Mechanics, pp.385-389, 1975.
- 6) Corum, J.M., et al.: Interim Guidelines for Detailed Inelastic Analysis of High-Temperature Reactor System Components, Oak Ridge National Laboratory, ORNL-5014, 1974.
- 7) CTICM: Previon par le Calcul du Comportement au Feu des Structures en Acier, Projet de Recommendation Etabli, 1975.

- 8) 井上達雄：塑性ークリープ相互作用を伴う非弾性体の構成関係およびその繰返し変形への適用と寿命評価法について，材料，Vol.32.357，pp.594-604，1983.
- 9) James, G.H., Imbrie, P.K., Hill, P.S., Allen, D.H. and Haisler, W.E.: An Experimental Comparison of Several Current Viscoplastic Constitutive Models at Elevated Temperature, J. of Engineering Materials and Technology, Vol.109, pp.130-139, 1987.
- 10) Miller, A.K.: An Inelastic Constitutive Model for Monotonic, Cyclic, and Creep Deformation, Part I, Equations Development and Analytical Procedures, Part II, Application to Type 304 Stainless Steel, J. of Engineering Materials and Technology, Vol.94, pp.97-113, 1976.
- 11) Mitler, H.E.: The Harvard Fire Model, Fire Safety J., Vol.9.5, pp.7-16, 1985.
- 12) Saeed, A., Baba, S. : Semi-unified Constitutive Model for Elastic Viscoplastic Material at High Temperature, Proc. JSCE, No.437/I-17, pp.29-35, 1991.

(1991年9月30日受付)