

火災時における鋼骨組み構造物の変形と強度

DEFORMATION AND STRENGTH OF STEEL FRAME STRUCTURE
IN FIRE ENVIRONMENTS

馬場俊介*・中田知志**・瀬木健一***

By Shunsuke BABA, Noriyuki NAKADA and Kenichi SEGI

Material Properties of SS41 steel in high temperature is represented in function form by assuming an independence between instantaneous plastic strain and time-dependent creep strain, in which the latter is formulated by a rheology model including the effect of non-stationary creep. Effect of prior plasticity on subsequent creep is discussed. Deformation of multi-story one-span steel frame structures in fire is analyzed using finite element method. Strength of structure during fire is evaluated by a serviceability limit load.

Keywords: fire, creep, plasticity

1. 序

土木・建築物の火災という問題を考える場合、想定されるものには橋梁火災、タンク火災、トンネル火災、ビル火災などがある。著者らは、土木構造物への適用を試みるにあたり、火災時温度の設定について最も研究の進んでいるビル火災を例にとり、理論的・数値的検討を重ねてきた。

ビル火災においては、建築物の高層化に伴い、火災の延焼を火災発生階から拡散させない防火システムが提唱されるようになってきた。その結果、建物全体が被災し使用不能に陥るという従来のパターンから脱却し、被災を建物の一部の階だけに留めることによって再利用を図るという新しいパターンが可能となった。その場合に留意すべき事項として、次の3点が挙げられよう。

① 火災発生から鎮火に至るまでの時間内に、火災がその発生階から拡がらず、かつ、建物に構造上の悪影響が出ないように設計すること。

② 鎮火後の残留変形・残留応力が建物に及ぼす影響を評価できること。特に、耐震強度の変化を数量的に評価できること。

③ 建物の使用性、静的強度、耐震強度に何らかの低下のあることが推定される場合は、適切な補強法を指示できること。

①については、最も効果的な手法は各階ごとの完全防火扉と、構造材を100%覆う効率のよい耐熱材(遮熱材)の使用であり、たとえばヨーロッパ耐火基準¹⁾では超高層ビルに対して2時間耐火が目標とされている。一方、②、③については、高温時の構造材料の正確な挙動予測が必要であり、十分な研究がなされていない。

前論文²⁾では、鋼構造用鋼 SS41 に対して行った一連の材料実験を紹介し、その中で材料特性のひずみ速度依存性、クリープ特性に焦点をあてて論じた。本論文では、下記の3点を扱う。

① 火災時の材料変形に占めるクリープの比率がかなり大きいことがわかったので、定常(第2期)クリープだけでなく遷移(第1期)クリープについても定式化に含め、クリープ現象を正確にとらえる。

② 瞬間弾塑性とクリープとは独立な事象とする。クリープはレオロジー・モデルを用いて物理的に近似し、クリープひずみ硬化則を適用して増分表示を行う。塑性

* 正会員 工博 名古屋大学助教授 工学部地盤工学教室
(〒464 名古屋市千種区不老町)

** 正会員 工修 佐藤鉄工(株)橋梁設計部
(〒930-02 富山県中新川郡立山町鉾木220)

*** 正会員 工修 三菱重工業(株)構造物設計課
(〒162 新宿区富久町15-1)

とクリープとの連成の典型としてしばしば引用される先行塑性・後続クリープ実験における特異な材料挙動も、本研究の仮定によれば一率に取り扱えること、ひいてはモデルが広く適用可能なことを示す。

③ 火災の進行に伴う強度の劣化を評価するパラメータとして「変形限界荷重」を提案し、1～3層の骨組み構造を例に取って、火災の部位と構造物の劣化の関係を示す。2層以上の場合には、火災の発生階による差異についても示す。

2. 鋼材料の高温材料試験

(1) 高温引張試験

前論文²⁾では、単一ロットから精度 1/200 で切り出された SS41 鋼供試体 (図-1 参照) を用い、室温～800°C の範囲の設定温度でひずみ (伸び) 制御の引張試験を行った。試験時のひずみ速度は 1%/分と 0.1%/分の 2 ケースであり、そのとき得られた結論は、「火災時のようなゆっくりした昇温過程ではひずみ速度 1%/分に固定して数値解析を行っても十分な精度で変形が求められる」というものであった。したがって、本研究ではひずみ速度 1%/分の結果のみを用いる。なお、設定温度は、室温、100°C、170°C、225°C、325°C、400°C、450°C、500°C、675°C、800°C の 10 通りであった。本研究ではこれらの数値をそのまま利用するが、応力とひずみは、それぞれ、真応力と真ひずみに換算して用いる。

(2) 高温引張クリープ試験

前論文²⁾では、高温引張試験と同一ロットから切り出された同一寸法の供試体を用いて、室温～800°C の範囲の設定温度で応力 (力) 制御の引張クリープ試験を行った。設定温度は、225°C、400°C、450°C、500°C、675°C、800°C の 6 通りであった。実験結果の問題点として、以下の 3 点が指摘された。

① 高温高応力クリープ試験では、供試体が鉛のように伸び、標点間距離の伸張と断面積の減少が顕著である (今回引張試験結果の整理で、真応力、真ひずみに換算するものこの理由による)。したがって、力制御の試験では、供試体に作用する力が一定でも応力は増大していく。

② クリープ特性値は対数的に変化する量であり、わずかの数値の変化が結果に鋭敏に反応する。そのため、実験の設定温度が少ないと (6 通り)、温度補間による精度の低下がみられる。

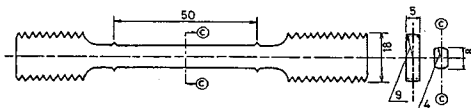


図-1 供試体

③ 定常クリープのみを対象として数式化しているが、500°C 以下の中高温域では遷移クリープが支配的である。

著者らは、上記の事項を考慮して、下記に示すような一連の実験を行った³⁾。なお、実験に用いた供試体は、前論文で用いたものと同一ロット、同一寸法である。

① 実験装置として MTS 製 25t 試験機と東伸工業製 タテ型高温炉を用いた。供試体の伸びは、標点間測定式の伸び測定装置を用い、分解能 1 μm のリニアゲージで検出し、伸びの変化に応じて真ひずみに換算した。

② 真応力の値を一定に保つように作用力をフィードバック制御する真応力制御の引張クリープ試験を行った。

③ 設定温度は、300°C、400°C、450°C、500°C、550°C、600°C、650°C、700°C、800°C の 9 通りとした。

3. 材料特性の評価

(1) 塑性とクリープの独立性

粘弾塑性問題を構成則のレベルで論じる場合、特に繰返し载荷などの複雑な変形履歴を受ける高温構造要素の非弾性変形解析には塑性・クリープ統一理論が必要とされている⁴⁾。しかし、前論文²⁾でも触れたように、火災のような一方の昇温過程、そして、骨組みのような一次元問題では、塑性とクリープとが独立であるとみなし、かつ、クリープにレオロジー・モデルを用いても十分な精度で変形解析を行い得る。ただし、引張試験から得られる結果 (応力-ひずみ関係) は単に弾塑性変形だけではなく、クリープ変形も含まれているとの認識は必要である。すなわち、引張試験における供試体の変形は、瞬間変形としての弾塑性変形と、時間依存型変形としてのクリープ変形の和となっている。これに対して引張クリープ試験の方は、もし载荷が真応力制御で行われるならば純粋なクリープ変形である。

引張試験と引張クリープ試験の 2 つを行う場合、前者は弾塑性とクリープの複合変形、後者はクリープ変形だけの単一変形であることはすでに述べた。この前提に立つと、材料特性として最初に決まるものはクリープ特性である。弾塑性特性は、引張試験結果からクリープ成分を差し引いた後で決められる。本研究で用いる引張試験結果は前論文のものと同じだが、クリープの算定法が異なるため、塑性ひずみ硬化特性は異なる。

(2) クリープ特性

引張クリープ変形を数式で表現する場合、前節で述べたように塑性との非連成を仮定すると、

- ① レオロジー・モデルに基づく固体状態力学方程式
- ② 過去の履歴を考慮した内部状態方程式 (クリープ損傷理論を含む)

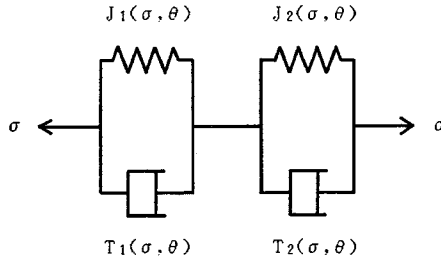


図-2 遷移クリープのレオロジー・モデル

の2つに大別される^{5),6)}。ここでは骨組み構造に一次元解析を適用することから、最も簡単でかつ実験値を忠実に再現するレオロジー・モデルを採用する。

単軸クリープを、図-2に示すように、2個の2要素Voigtモデルを直列に連結したレオロジー・モデルを用いて表わす。弾塑性・瞬間変形を表わす力学モデルは、瞬間変形とクリープ変形を分離して考えるため含まれていない。Voigtモデルでは定常クリープは表わし得ないが、火災時にみられるような短時間のクリープは、遷移クリープだけで終わってしまうので矛盾は生じない。クリープ特性を表わすパラメーターとしてのクリープ・コンプライアンス J_1, J_2 と、遅延時間 T_1, T_2 とは、各温度、各応力についての実験値をもとに、遅延スペクトルの卓越値を用いて最適推定を行う³⁾。

レオロジー・モデルでは、累積クリープひずみ ϵ^c は、一定応力 σ 、時間 t 、温度 θ の関数として一般に

$$\epsilon^c = f(\sigma, t, \theta) \dots\dots\dots (1 \cdot a)$$

と表わされる。いま図-2のような4要素モデルでは、 J_1, J_2, T_1, T_2 を用いて、次のようになる。

$$\epsilon^c = J_1(1 - \exp(-t/T_1)) + J_2(1 - \exp(-t/T_2)) \dots\dots\dots (1 \cdot b)$$

クリープ・パラメーター J_1, J_2, T_1, T_2 は、次のような応力 σ と温度 θ ($\theta \geq 300^\circ\text{C}$) の関数である。

$$\log_{10} J_1(\sigma, \theta) = 10 \cdot \{ a_{10} + a_{11} \sigma - 10 \cdot \{ a_{12} + a_{13} \theta + a_{14} \theta^2 \} \} + a_{15}$$

$$\log_{10} J_2(\sigma, \theta) = 10 \cdot \{ a_{20} + a_{21} \sigma - 10 \cdot \{ a_{22} + a_{23} \theta + a_{24} \theta^2 \} \} + a_{25}$$

$$\log_{10} T_1(\sigma, \theta) = 10 \cdot \{ b_{10} + b_{11} \sigma - 10 \cdot \{ b_{12} + b_{13} \theta + b_{14} \theta^2 \} \} + b_{15}$$

$$\log_{10} T_2(\sigma, \theta) = 10 \cdot \{ b_{20} + b_{21} \sigma - 10 \cdot \{ b_{22} + b_{23} \theta + b_{24} \theta^2 \} \} + b_{25} + b_{26} \cdot \{ 10 \cdot \{ b_{22} + b_{23} \theta + b_{24} \theta^2 \} \}$$

ここに、定数 a_{ij}, b_{ij} ($i=1, 2, j=0 \sim 6$) は、表-1に示す。また、“**” はべき乗を示す。

(3) クリープひずみ硬化則

式(1)は時間に関する全クリープ式であり、これからひずみ硬化形式での固体状態力学方程式

表-1 クリープ定数

a10	-2.202828E 0	b10	-2.910029E 0
a11	3.031986E-3	b11	3.283303E-3
a12	1.593799E 0	b12	1.504126E 0
a13	1.019489E-3	b13	1.706832E-3
a14	-3.507321E-6	b14	-4.766527E-6
a15	log0.01= -2	b15	0
a20	-2.170338E 0	b20	-2.895574E 0
a21	2.909118E-3	b21	2.952480E-3
a22	1.786607E 0	b22	1.485343E 0
a23	1.264992E-3	b23	1.765010E-3
a24	-4.691122E-6	b24	-4.454706E-6
a25	log0.03	b25	2.5
		b26	-0.04

$$\begin{aligned} \dot{\epsilon}^c &= g(\sigma, \epsilon^c, \theta) \dots\dots\dots (2 \cdot a) \\ \text{を誘導するには、式(1)の時間 } t \text{ に関する微分形} \\ \dot{\epsilon}^c &= \partial f / \partial t \\ &= \begin{cases} 0 & (\theta < 300^\circ\text{C}) \\ (J_1/T_1) \exp(-t/T_1) \\ + (J_2/T_2) \exp(-t/T_2) & (\theta \geq 300^\circ\text{C}) \end{cases} \dots\dots\dots (2 \cdot b) \end{aligned}$$

中の時間項 t を式(1)を用いて消去し、 ϵ^c で表わせばよい⁷⁾。ただし、この場合は区分的線形クリープとなり解析的には解けないので、イテレーションにより数値的に推定することが必要となる。

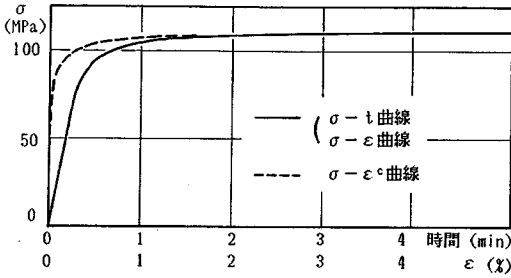
(4) 引張試験結果の分解

変動応力下でのクリープひずみは、単位時間における増分応力、増分温度に対応して発生する区分的線形な増分クリープひずみ $\dot{\epsilon}^c$ を時刻 $0 \sim t$ まで積分することで

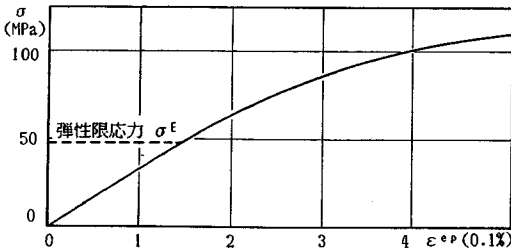
$$\begin{aligned} \epsilon^c &= \int_0^t \dot{\epsilon}^c dt \\ &= \int_0^t g[\sigma(t), \epsilon^c, \theta(t)] dt \dots\dots\dots (3) \end{aligned}$$

のように与えられるが、この式を利用して引張試験を行う際のクリープひずみ成分を求めることができる。

引張試験は伸び速度一定(1%/分)で行われたものであり、「一定割合でのひずみの増加」は「一定割合での時間の増加」と読み換えることができ、容易に「真応力-時間」の関係が得られる。引張試験は一定温度下における変動応力クリープ変形過程とみなすことができるから、式(3)の積分式により各応力レベルごとに累積されていくクリープ量が計算できる。図-3には、600°Cの引張試験を例に取って $\sigma-t$ 曲線、 $\sigma-\epsilon$ 曲線、 $\sigma-\epsilon^c$ 曲線を示す。図は全変形中の相当部分が、クリープ変形に由来することを示している。応力と瞬間弾塑性ひずみの関係 ($\sigma-\epsilon^{ep}$ 曲線) は、 $\sigma-\epsilon$ 曲線から $\sigma-\epsilon^c$ 曲線を差し



(a) 引張試験 (600°C) 結果とクリープ変形



(b) 応力-瞬間弾塑性ひずみ関係

図-3 引張試験結果のひずみ成分への分解

引くことにより得られる (図-3 参照)。

(5) 瞬間弾塑性の材料定数

クリープ以外の材料特性, すなわち, 弾性係数 E , 降伏応力 (弾性限度力) σ^E , 硬化パラメーター $H (= \partial\sigma/\partial\varepsilon^p)$, 熱膨張係数 α を, 温度 θ と累積瞬間塑性ひずみ ε^p の関数として表示すると, 以下ようになる。

$$E(\theta) = E_0 \sum_{i=0}^6 c_i \theta^i \dots\dots\dots (4 \cdot a)$$

$$\sigma^E(\theta) = \sigma_0^E \sum_{i=0}^7 d_i \theta^i \dots\dots\dots (4 \cdot b)$$

$$H(\theta, \varepsilon^p) = \begin{cases} 0 & (\theta < 300^\circ\text{C}) \\ H_1(\theta)/[\varepsilon^p + \exp\{-H_2(\theta)/H_1(\theta)\}] & (\theta \geq 300^\circ\text{C}) \end{cases} \dots\dots\dots (4 \cdot c)$$

$$\begin{cases} H_1(\theta) = 800/(\theta - 250) - 0.5 \\ H_2(\theta) = 10\,000/(\theta - 164) - 7.3 \end{cases}$$

表-2 材料定数

c_0	1.054529E 0	d_0	1.029335E 0
c_1	-3.410851E -3	d_1	-2.249837E -3
c_2	3.686500E -5	d_2	4.513850E -5
c_3	-1.372989E -7	d_3	-3.176510E -7
c_4	2.192944E -10	d_4	9.136151E -10
c_5	-1.615164E -13	d_5	-1.297395E -12
c_6	4.534781E -17	d_6	9.071720E -16
e_0	-3.8502E -4	d_7	-2.496415E -19
e_1	1.3237E -5		
e_2	1.4533E -9		

$$\alpha(\theta) = (1/\theta) \sum_{i=0}^2 e_i \theta^i \dots\dots\dots (4 \cdot d)$$

ここに, $E_0 (= 198 \text{ GN/m}^2)$ と $\sigma_0^E (= 281 \text{ MPa})$ は室温下での量である。定数 $c_i \sim e_i$ を, 表-2 に示す。これらは項が多くて取り扱いにくいので, 実用的な簡略式も提案されている⁸⁾。

4. 先行塑性の後続クリープ変形に及ぼす影響

先行塑性・後続クリープ実験は, 塑性-クリープの統一形構成式の検証に用いられることが多い。実験方法としては, あらかじめ降伏域にまで達する予荷をかけておき, 一度完全に除荷した後にクリープ実験を行うというものである。ステンレス鋼を用いた実験では, 先行塑性量が大きいほど後続クリープの発生量が低下する傾向がみられ⁹⁾, 塑性とクリープの連成の-典型とされている。

本研究で用いる定式化, すなわち, クリープと塑性の独立仮定, および, 「引張試験=瞬間弾塑性成分+クリープ成分」という立場からみると, 引張試験によって引き起こされる先行塑性は, 純粋な塑性変形だけから成るものではなく, 先行载荷に伴うクリープ変形も含まれている。そう考えると, 先行「塑性」後のクリープに差が生ずるのは, 先行する瞬間塑性成分のせいではなく, 単に, 先行するクリープ成分によるものと解釈できる。クリープひずみ硬化則によれば, 発生するクリープひずみ増分は, それまでに累積している (先行する) クリープ量に依存する。すなわち, 先行変形中のクリープが, 累積クリープの役割を果たしていることになる。

(1) 実験

先行塑性・後続クリープ実験には, 前論文における実験および 3. の遷移クリープ実験で用いたのと同じロット, 同一寸法の供試体 (図-1 参照) を用いた。設定温度は 600°C, 後続クリープ実験における設定応力は同温度での引張破断応力の 53% (78.4 MPa) とした。先行変形は 1%/分の真ひずみ制御の引張試験によって与え, 変形量は 1%, 3%, 5% の 3 種類とした⁹⁾。除荷後の残留変形には, 除荷中も伸張するクリープ変形も含まれるので, これらの数値は単なる目標値である。

図-4 には, 純クリープ曲線と, 3 種類の先行変形量に対する後続クリープ曲線を示す⁹⁾。ステンレス鋼について報告されているのと同じように⁹⁾, SS 41 鋼についてもいわゆる「先行塑性」の影響が顕著に読み取れる。

(2) ひずみ硬化則による解釈

先行塑性量の 1~5% は瞬間弾塑性変形とクリープ変形の合算した結果であり, それぞれの場合に含まれるクリープ成分だけを抜き出すと, 表-3 のようになる。

図-4 の後続クリープ曲線にクリープひずみ硬化則を適用するにあたり, 表-3 で示した各クリープ成分を,

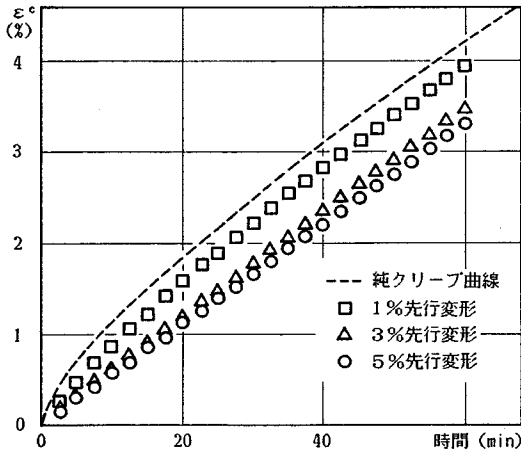


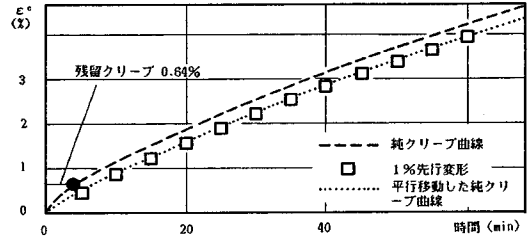
図-4 先行塑性の後続クリープ変形への影響

表-3 先行塑性変形に含まれるクリープ成分

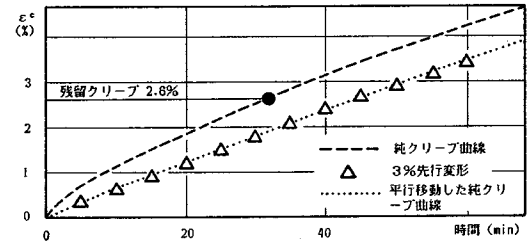
先行塑性量(目標値:%)	1	3	5
実際の残留ひずみ(%)	0.763	2.769	4.874
うち ϵ° (%)	0.123	0.169	0.174
うち ϵ° (%)	0.640	2.600	4.700
ϵ° / 残留ひずみ	0.84	0.94	0.96

それぞれの場合の「先行する累積クリープ」とする。先行変形1%の場合を例にとって示したものが図-5(a)である。図中の□の記号で示される点はクリープの実測値を、破線は先行変形0%の純クリープ曲線を示す。先行変形1%中のクリープひずみは表-3によると $\epsilon^\circ = 0.640\%$ であり、したがって後続するクリープ曲線は、ひずみ硬化則により、純クリープ曲線を $\epsilon^\circ = 0.640\%$ の分だけ平行移動させたものとなる(図-5(a)中の実線)。同様にして、先行変形3, 5%に相当する σ - ϵ° 曲線(実測値は△および○の記号で示される)は、純クリープ曲線をそれぞれの累積クリープ($\epsilon^\circ = 2.600\%$ と 4.700%)の分だけ平行移動することにより、図-5(b)と(c)のようになる。

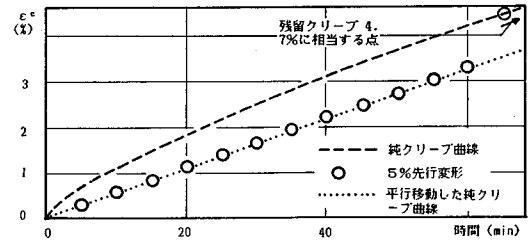
図-5(a)~(c)によれば、実測値と修正されたクリープ曲線とはよい一致を示す。これは、「先行塑性の後続クリープに及ぼす影響」が特別な現象ではなく、「累積(先行)クリープが後続クリープに及ぼす影響」を観測しているにすぎないことを意味している。この結論は、あくまで 600°C 、1つの応力レベル、一軸引張状態の話であり一般性はないが、今回行っている塑性、クリープ独立仮定がかなりの現実性を有していることの査証とみな



(a) 先行変形1%に対する修正



(b) 先行変形3%に対する修正



(c) 先行変形5%に対する修正

図-5 後続クリープ曲線の修正

すことができよう。

5. 鋼骨組み構造物の火災時耐荷力

序で述べたように、火災を想定した構造解析の主目的の1つは、火災中の構造物の崩壊に対する安全性を確かめることである。「火災発生後の各時間に構造物の強度がどの程度低下しているか」を把握するパラメーターとして、火災が進展していく刻々の時間での耐荷力⁽¹⁰⁾(変形限界荷重)を採用する。

図-6(a)~(c)は、本研究の計算例に用いる1~3層の鋼骨組み構造物で、等分布荷重 $q_a (=45 \text{ kN/m})$ は、室温状態での構造物内の最大応力が、弾性限度力の60%程度になるように選ばれている。この状態で、荷重 q を仮想的に漸増していくと変形も増大し、実用的な構造物として供用に耐えられないほどの変形(変形限界)に達する。このときの荷重を変形限界荷重 q_L とする。荷重をさらに増大させると変形も増大するが、これ以上の変形は構造物の再利用を考えると無意味であり、 q_L を事実上の破壊荷重とみなすことが妥当であろう。ここでは、構造物の破壊に結びつく変形限界を、骨組み構造物の1階分の高さの5%(20cm)とする。

(1) 数値解析

火源の温度はCTICMの標準火災時間-温度曲線¹⁾によって与え、火源から図-7に示すH型断面部材までの熱伝達および部材内の熱伝導は、4節点12自由度の二次元 Galerkin FEM を用いて計算する。熱伝達は対流と放射によって行われ、それぞれ、Newtonの冷却則と Stefan-Boltzmann の法則によって記述される。熱伝導係数、比熱は温度の関数として取り扱う¹⁾。図-7には、火源の温度、部材上・下端での温度を示す。火災発生後の各時間における温度分布が決定後、鋼骨組み構造物の構造解析を行う。解析にあたっては微小変形・面内変形を仮定し、3節点7自由度の一次元はり-柱要素を

用いる²⁾。

数値解析において、クリープと熱膨張は初期変形として扱う¹²⁾。増分型の一軸応力-ひずみ関係を示すと、

$$\dot{\sigma}^e = \begin{cases} \dot{\sigma}^e & \text{(弾性)} \\ C_1 \dot{\sigma}^e + C_2 (d\sigma^e/d\theta) \dot{\theta} & \text{(弾塑性)} \end{cases} \quad \dots\dots\dots (5)$$

のようになる²⁾。ここに、係数 C_1 、 C_2 、弾性応力増分 $\dot{\sigma}^e$ を次に示す。

$$C_1 = H(\theta, \epsilon^p) / [E(\theta) + H(\theta, \epsilon^p)]$$

$$C_2 = (\text{sign } \sigma) \cdot E(\theta) / [E(\theta) + H(\theta, \epsilon^p)]$$

$$\dot{\sigma}^e = E(\theta) \cdot (\dot{\epsilon} - \dot{\epsilon}^c - \dot{\epsilon}^t) + \dot{E}(\theta) \cdot \epsilon^e$$

$$\dot{\epsilon}^t = \alpha(\theta + \dot{\theta}) \cdot (\theta + \dot{\theta}) - \alpha(\theta) \cdot \theta$$

$$\dot{E}(\theta) = E(\theta + \dot{\theta}) - E(\theta)$$

$\dot{\epsilon}^c$ 、 $\dot{\epsilon}^t$ はクリープひずみ増分と熱ひずみ増分、 ϵ^e は弾性ひずみである。

(2) 数値計算例

図-6(a)~(c)に示す1~3層の鋼骨組み構造物の1つの階に火災が発生することを想定して変形解析を行う。2層構造の場合は、図-6(b)に示すように火災が1階もしくは2階に限定して発生する状態を、3層構造では、図-6(c)のような1~3層での限定火災を考える。序で述べたように、火災を発生階でくいとめることが前提となっているからである。火災時の温度上昇は、発生階の柱と天井部の部材だけに起こるものと仮定する。

図-8には、火災発生後10分ごとの構造物全体の変

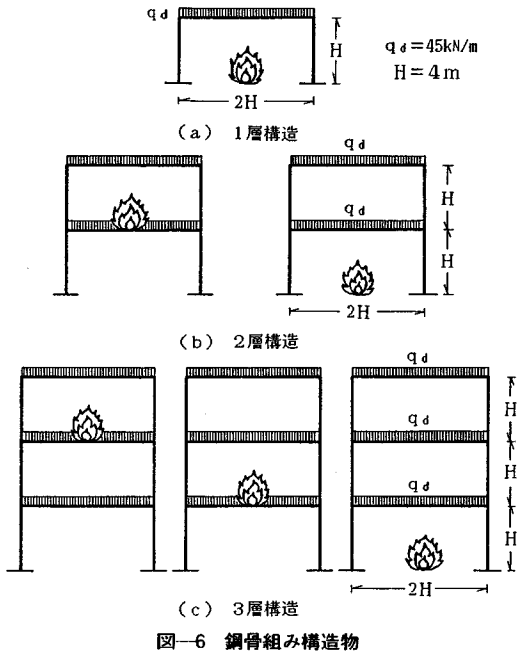


図-6 鋼骨組み構造物

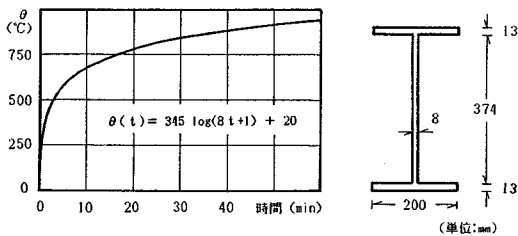


図-7 火災による鋼構造部材の温度変化

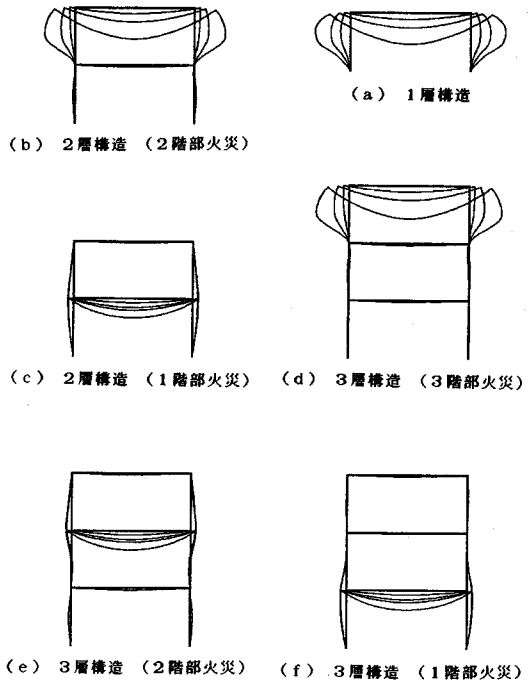


図-8 火災発生後10分ごとの変形状態

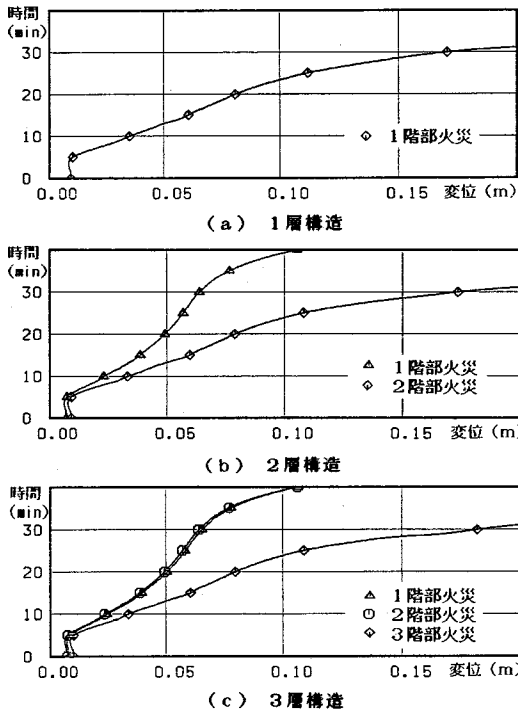


図-9 火災時の天井はりの鉛直変位

表-4 火災時の構造物の変形限界荷重 q_L

時間 (分)	1層構造	2層構造 (2階部火災)	3層構造 (3階部火災)
	q_L/q_{d1}	q_L/q_{d2}	q_L/q_{d3}
0	2.41	2.43	2.42
5	2.35	2.39	2.38
10	2.06	2.10	2.07
15	1.56	1.59	1.56
20	1.21	1.24	1.23
25	**	**	**
時間 (分)	2層構造 (1階部火災)	3層構造 (1階部火災)	3層構造 (2階部火災)
	q_L/q_{d2}	q_L/q_{d3}	q_L/q_{d3}
0	2.43	2.43	2.41
5	2.43	2.42	2.41
10	2.41	2.39	2.39
15	2.16	2.14	2.11
20	1.81	1.82	1.80
25	1.56	1.57	1.56
30	1.39	1.38	1.33
35	1.23	1.22	1.22
40	**	**	**

(** は変形限界を超えることを意味する)

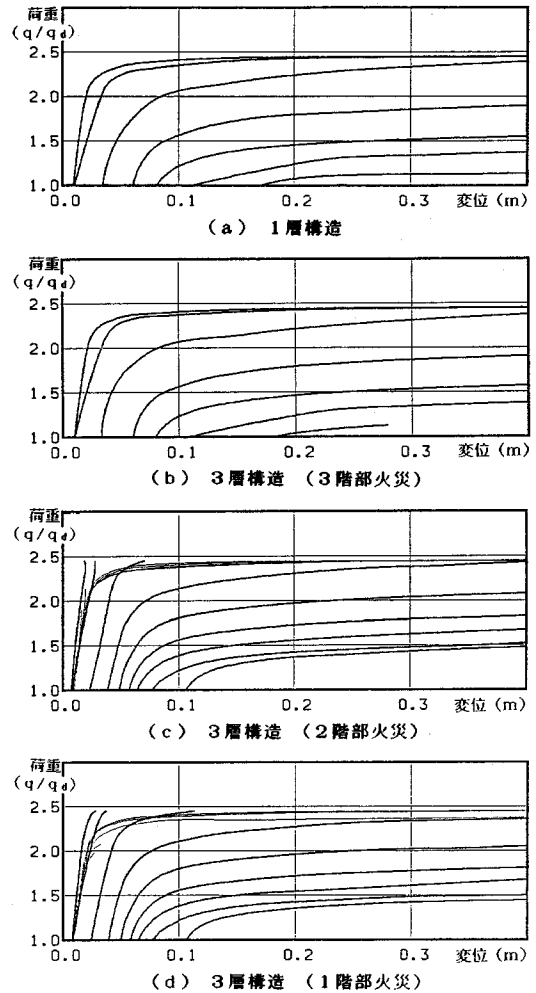


図-10 火災発生後5分ごとの耐荷力
(火災発生階：太線，最上階：細線)

形状を示す。変形を強調するため、鉛直変位は5倍に、水平変位は50倍に拡大して表示する。さらに、構造物の各層の天井はり中央部の鉛直変位について、昇温中の時間-変形曲線を図-9に示す。縦軸が時間、横軸が変位であり、各層は△、□、○の記号で区別される。

図-10には、火災時の構造物の強度すなわち変形限界荷重を求める目的で、火災発生後5分ごとの荷重-変形曲線を示す。縦軸が荷重 q/q_a (q_a は設計荷重)、横軸が変位である。図中、太い実線は火災の発生階の、細い実線は最上階の天井はり中央部の鉛直変位を示す。

表-4には、図-10の変位が変形限界に達するときの荷重 q_L/q_a を示す。

図-8, 9をみると、1階部火災と2階部以上の火災との差異が顕著である。この傾向は図-10(2階部火災は省略)より得られる表-4にも引き継がれている。すな

わち、火災中の変形および変形限界荷重（強度）は、ともに、構造物の階数によって影響を受けず、もっぱら火災が最上階で発生するか否かにより決まる。これは、中間の階の火災では上層からの拘束があるのに対し、最上階の火災では変形が自由であることによる。したがって高層建築の火災を想定する場合も、各階ごとに安全性を検討する必要はなく、せいぜい頂部、中間部、そして地面付近の3区分に分ける程度で十分に対応できることが期待される。

6. 結 論

以下の結論が得られた。

(1) 遷移クリープを考慮したレオロジー・モデルを用い、瞬間弾塑性と区分的線形クリープの独立性を仮定した定式化を行った。この概念は、先行塑性・後続クリープ実験の結果をも説明でき、取り扱いも簡単なので、鋼骨組み構造のような一次元問題に適した手法である。

(2) 火災時の構造物の強度劣化を評価するパラメータとして、変形限界荷重 q_L を提案した。 q_L は実際の変形状態と密接な関係をもっており、火災時の構造物の安全性を評価する基準として用いることができる。

以上の検討により、鋼部材の高温挙動の定式化および鋼骨組み構造物の火災時挙動の数値解析について、一応の完成をみた。これまでの成果を踏まえることにより、橋梁火災など土木構造分野への適用も可能となろう。

図形出力にあたっては名古屋大学工学部土木工学科の二宮公紀助手の手を煩わした。誠意ある援助に感謝したい。数値計算にあたっては、名古屋大学大型計算機センターの FACOM-M 382 を使用した。

参 考 文 献

- 1) ECCS : European Recommendations for the Fire Safety of Steel Structures, Elsevier, 1983.
- 2) Baba, S. and Nagura, H. : Effect of Material Properties on the Deformation of Steel Frame in Fire, Proc. JSCE, Struct. Eng./Earthquake Eng., 2(1), pp. 47~57, 1985.
- 3) 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応用，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.
- 4) 大橋義夫・河井昌道・清水 宏：高温におけるクリープ変形の後続塑性変形に対する影響，日本機械学会論文集（A編），50(450)，pp. 216~224, 1984.
- 5) 平 修二・大谷隆一：材料の高温強度論，オーム社，1980.
- 6) 大谷隆一・駒井謙治郎：環境・高温強度学，オーム社，1984.
- 7) Odqvist, F. K. G. and Hult, J. : クリープ強さの理論（村上澄男訳），培風館，1967.
- 8) Baba, S. and Nakada, N. : Steel Frame Structures in Fire—Effect of Creep and Work-Hardening, Proc. Inter. Conf. on Steel Structures, Budva, pp. 89~97, 1986.
- 9) Baba, S. and Nakada, N. : Time-Dependent Deformation of Steel Structure in Fire, Proc. 3rd. Int. Conf. on Numer. Methods for Non-Linear Problems, Dubrovnik, pp. 536~549, 1986.
- 10) Baba, S. and Yamamoto, T. : Strength of Steel Frame Structures in Fire, Proc. IABSE Symp. on Strengthening of Building Structures, Venezia, pp. 243~250, 1983.
- 11) CTICM : Prediction by the Calculation of Behavior of Steel Structures in Fire (in French), Projet de Recommendations Etabli, 1975.
- 12) 矢川元基・宮崎則幸：有限要素法における熱応力・クリープ・熱伝導解析，サイエンス社，1985.

(1986.11.5・受付)