

地震とその後の火災による負荷と温度変動 を受ける耐火鋼の塑性力学的挙動

井上達雄*, 佐藤勝則*†, 西村彰洋*‡

Elasto-plastic Behavior of a Fire Resistant Steel subjected to
Varying Stress and Temperature due to Earthquake followed by Fire

Tatsuo INOUE*, Katsunori SATO*† and Akihiro NISHIMURA*‡

ABSTRACT

Most steel structures undergo varying stress and temperature due to earthquake followed by fire and the extinguish operation. The temperature sometimes reaches to over 800°C, higher than phase transformation point. This paper motivates to describe the elastic-plastic response of a fire resistant steel subjected to such variation of stress and temperature by applying the unified constitutive theory of transformation-thermoplasticity proposed by one of the authors. Thermoplastic behavior including phase transformation related deformation for the steel is simulated for complicated variation of stress and temperature, which shows fairly good agreement with experimental data. This may provide key knowledge for the decrease in strength of steel structure due to fire sometimes occurring after earthquake.

キーワード ; 弾塑性挙動, 応力-温度変動, 地震, 火災, 統合型変態・熱塑性構成式理論

Keywords: Elasto-plastic behavior, Varying stress-temperature, Earthquake, Fire, Unified transformation-thermoplasticity constitutive theory

1. 緒言

巨大な都市型地震が発生すると、鉄骨構造物などには大きな応力が生じる。さらに多くの場合大火災が発生することがあるが、火災によって構造物の温度は800°Cを超えるといわれている。また、消火活動による温度降下によって、材料が著しい温度変化をうけ、そのために材料には相変態による組織変化をおこすことがある。

このような高温においても、強度が大きく低下しない特性を有する構造用材料が耐火鋼 FR490A[1]である。通常の建築構造用鋼(JISG3106によるSM400, SM490など)は降伏点が350°Cで常温規格値のほぼ

2/3以下に下がるため、火災時の高温から鉄骨を保護することを目的として、一定規模の建造物においては耐火被覆を施すよう建築基準法で規定されている。これに対し耐火鋼は、Moを添加することによって、常温で通常の低炭素鋼と同等の強度を有しながら600°C以上において常温規格値の2/3程度までに強化したものであって、これを使用する鉄骨構造物は耐火被覆の義務を免れることになっているため、コスト、美観の点から有利である。

本研究では、まず中実試験片を用いて一定温度における高温引張試験を行い、室温から800°Cまでの耐火鋼の高温特性についてのデータを収集した。

実験によって得られた応力-ひずみ線図のうち、ひ

*機械システム工学科

*†現在 水菱プラスチック(株)

*‡現在 ダイキョーニシカワ(株)

ずみが4%までを Ramberg-Osgood law で近似し、材料パラメーターを温度の関数として表現する。

つぎに、筆者の一人が提唱した統合型変態・熱塑性構成式理論[3-5]を適用して、温度と応力が種々の経路で負荷される場合の弾塑性応答をシミュレートする。この解析結果と、中空円筒試験片を加熱・冷却することによって得られる同様の経路に対する実験結果を比較検討する。

2. 実験材料と試験片

2.1 試験材料

本研究で対象とした材料は新日本製鐵(株)製の耐火鋼 NSFR490A である。表 1 および 2 に化学成分と、室温時の機械的性質を示す。また、図 1 に同社の試験による室温から 800℃までの各応力-ひずみ線図[1]を、図 2 にこれから求めた各耐力の温度依存性を示す。

2.2 試験片

高温引張試験に使用した中実円柱試験片の形状・寸法を図 3 に示す。また、加熱冷却試験には図 4 のような中空円筒試験片を用いた。なお、引張試験における変位測定のため、中央に 1mm 程度の浅い穴をそれぞれ 18、20mm 間隔で 2 個設けた。

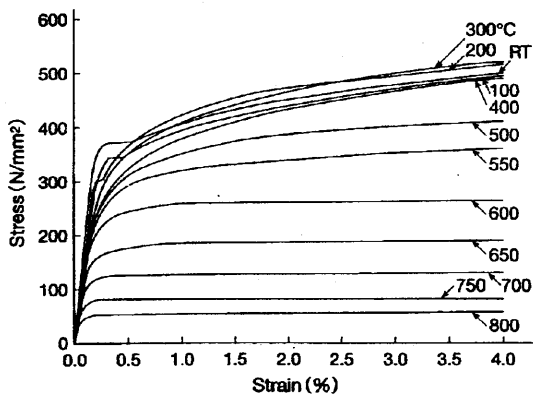


図 1 各温度における応力-ひずみ線図(新日鐵)
Fig.1 Stress-strain diagram at elevated temperature levels (by Nippon Steel)

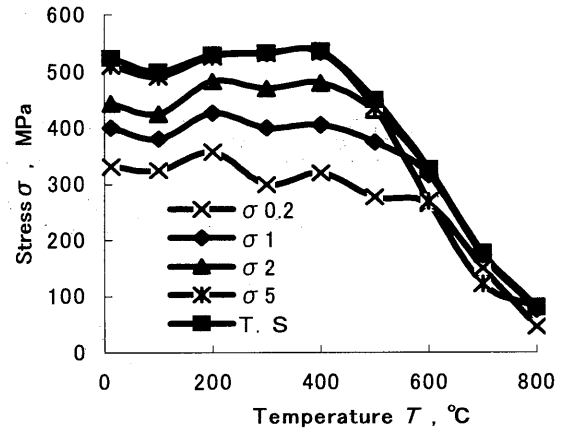


図 2 各耐力と引張強さの温度依存性
Fig.2 Temperature dependence of some proof stresses and tensile strength

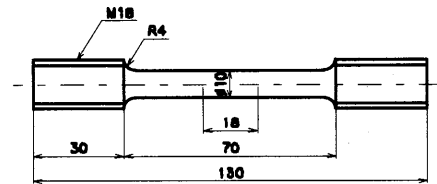


図 3 中実円柱試験片
Fig.3 Solid cylindrical specimen

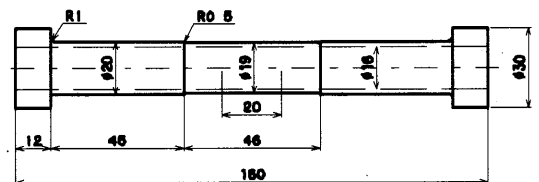


図 4 中空円筒試験片
Fig.4 Hollow cylindrical specimen

Table 1 供試材料の化学成分 (wt%)

Table 1 Chemical compositions of material employed (wt%)

C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Nb	V
0.11	0.24	1.13	1.44	0.02	0.02	5.22	0.02	0.21

Table 2 室温における機械的性質(新日鐵)

Table 2 Mechanical properties at room temperature (by Nippon Steel)

耐力降伏点 σ_S , MPa	引張強さ σ_B , MPa	伸び ϕ , %
352	528	29

3. 引張試験機と関連機器の系統

実験に使用した引張試験機は、図5に主要部を示すような(株)島津製作所製のサーボパルサー48000(容量100kN)である。

まず、熱電対と温度計測制御装置で制御しつつ、トランジスタ式高周波誘導加熱装置(周波数:100kHz, 最大出力:5kW, 高周波熱錬(株)製)で加熱し、中空円筒試験片(図4)の中空部に圧縮空気を導入して冷却する。これらの制御には図6に概要を示す(株)米倉製作所製の協力を得て開発した多目的引張圧縮試験制御システムを使い、引張試験機の駆動ならびに温度調節器、冷却装置の制御を汎用パーソナルコンピュータから行い、荷重、変位、温度、時間、標点間距離などのデータをパーソナルコンピュータに取り込むことができる。

試験片は、図7のように高周波誘導加熱をするため、中央部しか均一な温度を保持できない。そのため、先端を尖らせた2本の石英ガラス棒を試験片中央部18mmの標点間に押し当て、てこを利用して拡大した相対変位をレーザー変位測定器(LS-5000, キーエンス(株)製)で計測した。なお、この評点間では、温度分布は高々10℃であることを確認してある。

試験片に負荷される荷重、評点間変位、温度などのデータは、周期100ms, サンプル数16000でC-A1 PCMCIA CARD ADAPTORを介して、PCカード型データ収集システム(NR-2000)に収録する。パソコンで制御、記録した例を図8に示す。

4. 室温から超高温に至る引張試験とその定式化

4.1 引張試験

図3の中実試験片を用いて、高温引張り試験を行った。ここで、ひずみ速度については、JIS規格『JIS G0567, 鉄鋼材料及び耐熱合金の高温引張試験法』によると、「ひずみが $0 \leq \epsilon \leq 0.5\%$ ではひずみ速度を0.3%/min以下とし、降伏点又は耐力を超えた後破

断に至るまでの上下つかみ部間の相対移動速度は、通常は試験平行部の7.5%/minとする、ただし必要に応じて2~20%/minのひずみ速度で負荷してもよい」となっているのので、これに準拠して、前者では0.3%/minとしたが、後者は5-10%/minとした。

得られた結果を図9に示す。図(a)はひずみが4%までのもの、図(b)は破断に至るものである。前者におけるひずみは、温度がほぼ均一である中央部の20mmを標点距離として、その間の伸びを計測したものであり、後者は前者の方法で十分な検定をした後、試験機のクロスヘッドの変位から、換算して求めた。また、各種の耐力、伸びと絞りの温度依存性を図10, 11に示す。

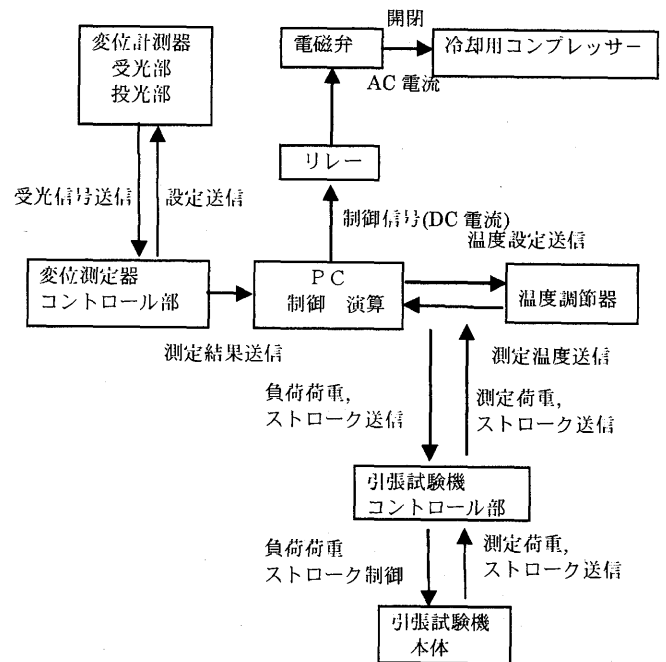


図6 試験装置の系統図

Fig.6 Control system of testing apparatus

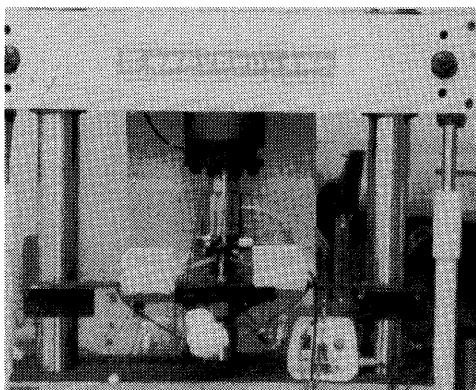


図5 試験装置主要部

Fig.5 Main part of testing system

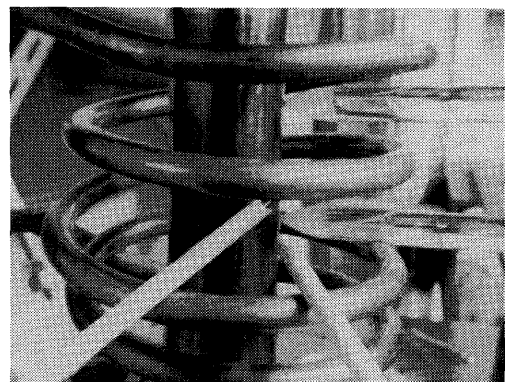


図7 試験部の詳細

Fig.7 Detail of main parts

4.2 応力-ひずみ線図の定式化

次節の解析の準備として、図9のように得られた応力-ひずみ線図を、Ramberg-Osgood型の式

$$\sigma = \sigma_y + k(\epsilon^p)^n \quad (1)$$

で近似した。式中のパラメーターは、応力:MPa, ひずみ:無次元, 温度:℃として、以下のとおりである。

$$\begin{aligned} \sigma_y &= 49\cos[(\pi/800) \cdot (T-100)] + 55, \\ k &= 245 \left\{ \tan^{-1}[(T-600)/80] + 1.8 \right\}, \\ n &= 0.2, \quad E = 207000 - 60T \end{aligned} \quad (2)$$

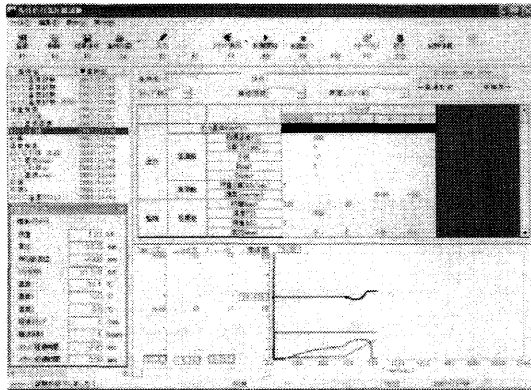
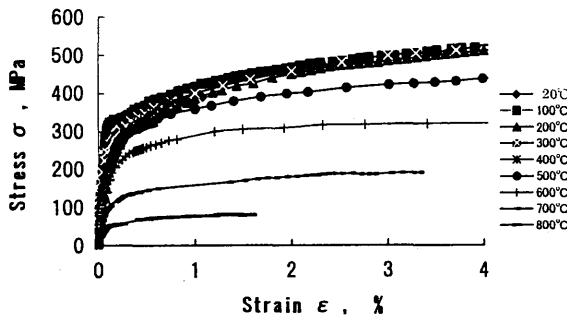
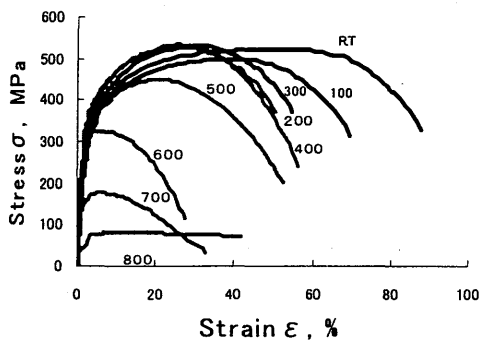


図8 制御システムのパソコン画面表示
Fig.8 PC-monitor illustration of control system



(a) ひずみ $\epsilon < 4\%$ までの結果
(a) Result for $\epsilon < 4\%$



(b) 破断までの結果
(b) Results until fracture
図9 引張試験による応力-ひずみ線図
Fig.9 Stress-strain diagrams

図12には、数値化した応力-ひずみ線図を示すが、図1の実験結果をかなり精度良く再現していることがわかる。

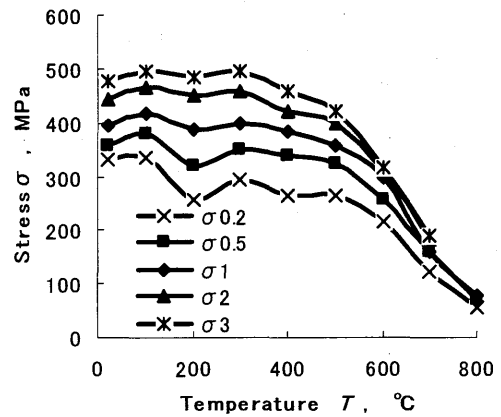


図10 耐力の温度依存性
Fig.10 Temperature dependence of proof stresses

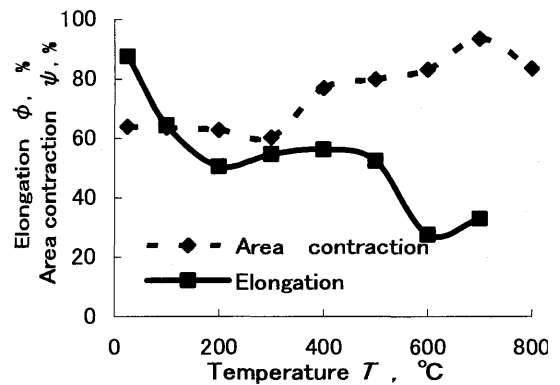


図11 破断伸びと絞りの温度依存性
Fig.11 Temperature dependence of fracture elongation and area contraction

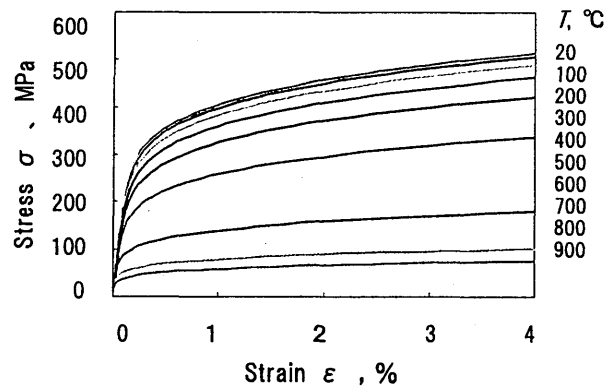


図12 数値化した応力-ひずみ線図
Fig.12 Simulated stress-strain diagram

5. 温度、応力変動下での弾塑性応答解析と実験と比較検討

以上の引張試験による応力-ひずみ関係式(1)を用いて、温度と種々の負荷経路に対する応答のシミュレーションを行う。これの妥当性を検討するために、図4の外形19mm、肉厚1.5mmの薄肉中空試験片を、引張試験と同様に高周波加熱を行い、中空内部に圧縮空気を導入して冷却した。

以下では、相変態が起きない比較的低温の場合も含めて、次のような温度、負荷の経路についての解析を行った。

- Path-1: 温度 $T = 800^\circ\text{C}$ で、約1%まで引張り後、応力を保持したまま、冷却する。
- Path-2: 温度 $T = 800^\circ\text{C}$ で、約1%まで引張り後、応力速度 2MPa/s で負荷しつつ冷却する。
- Path-3: 室温で約2% (このときの応力 $\sigma = 400\text{MPa}$) まで引張り後、応力を $\dot{\sigma} = 2\text{MPa/s}$ で負荷しつつ、 $T = 4^\circ\text{C/s}$ で 900°C まで加熱する。
- Path-4: その後、応力を $\dot{\sigma} = 1\text{MPa/s}$ で負荷しながら、冷却する。

ここで試験機の制御の関係で、加熱については加熱速度を制御可能であるが、冷却については不可能であるため、ここでは計測した冷却曲線を、

$$T = A \exp(-at) \quad (3)$$

の形に近似して以後の解析に用いた。

6. 統合型変態・熱塑性理論

6.1 ひずみ速度

一般に相変態をうける材料に生じる全ひずみ速度 $\dot{\epsilon}_{ij}$ は、弾性ひずみ $\dot{\epsilon}_{ij}^e$ 、熱ひずみ $\dot{\epsilon}_{ij}^{th}$ 、変態ひずみ $\dot{\epsilon}_{ij}^m$ と、(変態塑性ひずみ $\dot{\epsilon}_{ij}^p$ も含めた) 塑性ひずみ $\dot{\epsilon}_{ij}^p$ の速度の和として以下のように表されるとする。

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \dot{\epsilon}_{ij}^e + \dot{\epsilon}_{ij}^{th} + \dot{\epsilon}_{ij}^m + \dot{\epsilon}_{ij}^p = \sum_x \dot{\epsilon}_{ij}^x, \quad (4)$$

ただし $x = e, th, m, p$

以下、 i, j などの下添字はテンソル記法における成分であって総和規約にしたがうが、 e, th, m, \dots および I, J, \dots などは和の記号で指示しない限り、総和はとらないこととする。

いま、対象とする物質点が図13(a)のように N 個の相から構成されているとき、第 I ($I=1, 2, \dots, N$) 番目の相の体積分率を ξ_I とし、混合則 (mixture law) [6] を仮定すると、それぞれのひずみ速度について、

$$\dot{\epsilon}_{ij}^x = \sum_{I=1}^N \xi_I \dot{\epsilon}_{ij}^x, \quad (5)$$

と書くことができる。ここに、 $\dot{\epsilon}_{ij}^x$ は第 I 番目の相のひずみ速度である。ただし、それぞれのひずみ速度は以下のように表される。

弾性ひずみ速度；

$$\dot{\epsilon}_{ij}^e = \frac{1+\nu_I}{E_I} \left(\dot{\sigma}_{ij} - \frac{\nu_I}{1+\nu_I} \delta_{ij} \dot{\sigma}_{kk} \right) \quad (6)$$

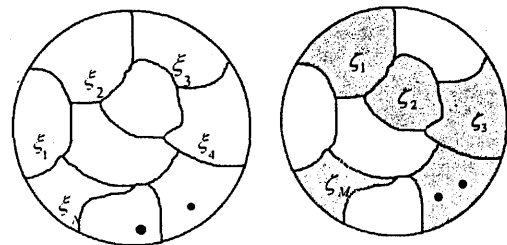
熱ひずみ速度； $\dot{\epsilon}_{ij}^{th} = \alpha_I \delta_{ij} \dot{T}$ (7)

変態ひずみ速度； $\dot{\epsilon}_{ij}^m = \beta_I \delta_{ij} \dot{\xi}_I$ (8)

塑性ひずみ速度； $\dot{\epsilon}_{ij}^p = \Lambda_I \frac{\partial F_I}{\partial \sigma_{ij}}$ (9)

ここに、 $E_I, \nu_I, \alpha_I, \beta_I$ は、第 I 相のヤング率、ポアソン比、線膨張係数、変態膨張係数 (変態による体積膨張係数の $1/3$) である。ここで、変態ひずみ $\dot{\epsilon}_{ij}^m$ は、後述の変態塑性ひずみとは異なり、 β_I の体積変化が起きるための (熱ひずみと同様な) 固有ひずみであることに注意すべきである。また、各相の応力と温度は均一であるとする。塑性変形には、応力や温度変化、さらには相変態などによる体積変化によって生じる通常の熱塑性変形と、変態が起きたときに生じる変態塑性変形があるとする。第 I 番目 ($I=1, 2, \dots, N$) の相が塑性変形を受ける場合を考えると、相の分率の変化がなくても通常の熱塑性変形は生じる。これに対して、変態塑性変形は、母相より強度の大きい新相の生成によってもたらされる。すなわち、図13(a)の第 I 相 (母相、たとえばオーステナイト) の塑性変形は、それより強度 (流動応力) の大きい M 個の J 相 ($J=1, 2, \dots, M; M < N$) (たとえばパーライトなどの新相) に影響されるとする (図13(b))。この体積分率を ζ_J とする。したがって、 I 相の塑性変形は、応力、現在のひずみと硬化の程度を表す硬化パラメーター、温度の変化のほか、 J 相の生成、成長に依存する。ここで、 ξ_I については、

$$\sum_{I=1}^N \xi_I = 1 \quad (10)$$



(a) すべての相 (a) All phases
(b) 他の相の塑性変形に影響を及ぼす相 (b) Phases affecting plastic deformation in other phases

図13 物質点を構成する相とその体積分率
Fig.13 Volume fraction of phases consisting a material point.

であるが、 ζ_J については、一般的には

$$\sum_{j=1}^M \zeta_j < 1 \quad (11)$$

となることに注意を要する。

さて、第 I 相の降伏関数として

$$F_I = F_I(\sigma_{ij}, T, \varepsilon_{ij}^p, \kappa_I, \zeta_J), \quad (12)$$

$$(I=1, 2, \dots, N; J=1, 2, \dots, M)$$

とおくと、 I 相は塑性状態にある場合、適応の条件

$$\dot{F}_I = \dot{F}_I(\sigma_{ij}, T, \varepsilon_{ij}^p, \kappa_I, \zeta_J) = 0 \quad (13)$$

が成立するから、次を得る。

$$\frac{\partial F_I}{\partial \sigma_{ij}} \dot{\sigma}_{ij} + \frac{\partial F_I}{\partial T} \dot{T} + \frac{\partial F_I}{\partial \varepsilon_{ij}^p} \dot{\varepsilon}_{ij}^p + \frac{\partial F_I}{\partial \kappa_I} \dot{\kappa}_I + \sum_{J=1}^M \frac{\partial F_I}{\partial \zeta_J} \dot{\zeta}_J = 0 \quad (14)$$

ただし、 κ_I は硬化パラメーターであり、以下のようにして表される。

$$\dot{\kappa}_I = \sigma_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij}^p \quad (\text{加工硬化パラメーター}) \quad (15)$$

または

$$\dot{\kappa}_I = \bar{\varepsilon}_{ij}^p = \left(\frac{2}{3} \varepsilon_{ij}^p \varepsilon_{ij}^p \right)^{1/2} \quad (16)$$

(ひずみ硬化パラメーター)

ここで、 Λ_I を正のスカラーパラメータとして、法線則

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^p = \Lambda_I \frac{\partial F_I}{\partial \sigma_{ij}} \quad (17)$$

を用いると、塑性変形中は適応の条件式 (14) が成り立つので、式 (17) と加工硬化パラメータ式 (15) を代入することによって Λ_I を決定できる。その結果、 I 相の塑性ひずみ速度は以下のように表される。

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^p = \hat{G}_I \left[\left(\frac{\partial F_I}{\partial \sigma_{kl}} \dot{\sigma}_{kl} + \frac{\partial F_I}{\partial T} \dot{T} \right) + \sum_{J=1}^M \frac{\partial F_I}{\partial \zeta_J} \dot{\zeta}_J \right] \frac{\partial F_I}{\partial \sigma_{ij}} \quad (18)$$

ただし、係数 G_I は、以下のとおりである。

$$\frac{1}{\hat{G}_I} = - \left(\frac{\partial F_I}{\partial \varepsilon_{mn}^p} + \frac{\partial F_I}{\partial \kappa_I} \sigma_{mn} \right) \frac{\partial F_I}{\partial \sigma_{mn}} \quad (19)$$

同様に、ひずみ硬化パラメーター式 (16) を用いたときは次で与えられる。

$$\frac{1}{\hat{G}_I} = - \frac{\partial F_I}{\partial \sigma_{mn}} \frac{\partial F_I}{\partial \varepsilon_{mn}^p} - \left(\frac{2}{3} \frac{\partial F_I}{\partial \sigma_{mn}} \frac{\partial F_I}{\partial \sigma_{mn}} \right)^{1/2} \frac{\partial F_I}{\partial \kappa_I} \quad (20)$$

式 (18) の第 1, 2 項をそれぞれ

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^{np} = \hat{G}_I \left(\frac{\partial F_I}{\partial \sigma_{kl}} \dot{\sigma}_{kl} + \frac{\partial F_I}{\partial T} \dot{T} \right) \frac{\partial F_I}{\partial \sigma_{ij}} \quad (21)$$

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^{ip} = \hat{G}_I \left(\sum_{J=1}^M \frac{\partial F_I}{\partial \zeta_J} \dot{\zeta}_J \right) \frac{\partial F_I}{\partial \sigma_{ij}} \quad (22)$$

とおくと、これはそれぞれ第 I 相の通常の塑性ひずみ速度と変態塑性ひずみとなることがわかる。すなわち、式 (21) の通常の塑性ひずみは、相の分率 ζ_J には依存しないが、式 (22) の変態塑性ひずみは変態の進行 ζ_J によって生じることになる。ここで、式 (21) の各項を

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^{np} = \dot{\varepsilon}_{ij}^{np-\sigma} + \dot{\varepsilon}_{ij}^{np-T} \quad (23)$$

とおくと、これらはつぎのように表すことができる。
力学的塑性ひずみ速度；

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^{np-\sigma} = \hat{G}_I \frac{\partial F_I}{\partial \sigma_{kl}} \dot{\sigma}_{kl} \frac{\partial F_I}{\partial \sigma_{ij}} \quad (24)$$

熱・力学的塑性ひずみ速度；

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^{np-T} = \hat{G}_I \frac{\partial F_I}{\partial T} \dot{T} \frac{\partial F_I}{\partial \sigma_{ij}} \quad (25)$$

式 (9) の形として式 (18) を用い、式 (5) - (9) の両辺に I 番目の相の体積分率 ξ_I を乗じて、 I について和をとると、式 (4) の全ひずみ速度は以下のようになる。

$$\dot{\varepsilon}_{ij} = \dot{\varepsilon}_{ij}^e + \dot{\varepsilon}_{ij}^{th} + \dot{\varepsilon}_{ij}^m + \dot{\varepsilon}_{ij}^p = \sum_x \dot{\varepsilon}_{ij}^x \quad (26)$$

すなわち、塑性ひずみ速度については

$$\begin{aligned} \dot{\varepsilon}_{ij}^p &= \sum_{I=1}^N \xi_I \dot{\varepsilon}_{ij}^p \\ &= \sum_{I=1}^N \hat{G}_I \left[\left(\frac{\partial F_I}{\partial \sigma_{kl}} \xi_I \dot{\sigma}_{kl} + \frac{\partial F_I}{\partial T} \xi_I \dot{T} \right) \right. \\ &\quad \left. + \xi_I \left(\sum_{J=1}^M \frac{\partial F_I}{\partial \zeta_J} \dot{\zeta}_J \right) \right] \frac{\partial F_I}{\partial \sigma_{ij}} \end{aligned} \quad (27)$$

これを

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^p = \dot{\varepsilon}_{ij}^{np} + \dot{\varepsilon}_{ij}^{ip} \quad (28)$$

とあらわすと

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^{np} = \sum_{I=1}^N \hat{G}_I \left(\frac{\partial F_I}{\partial \sigma_{kl}} \xi_I \dot{\sigma}_{kl} + \frac{\partial F_I}{\partial T} \xi_I \dot{T} \right) \frac{\partial F_I}{\partial \sigma_{ij}}, \quad (29)$$

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^{ip} = \sum_{I=1}^N \sum_{J=1}^M \hat{G}_I \frac{\partial F_I}{\partial \zeta_J} \xi_I \dot{\zeta}_J \frac{\partial F_I}{\partial \sigma_{ij}}, \quad (30)$$

となり、式 (29) が通常の熱塑性ひずみ速度、式 (30) が変態塑性ひずみ速度に相当することになる。

6.2 Mises の降伏条件に従う等方硬化材料の場合

例として、 s_{ij} を偏差応力として、 I 相の降伏関数が

$$F_I = \frac{1}{2} s_{ij} s_{ij} - \frac{1}{3} \bar{\sigma}_I^2 (\kappa_I (\bar{\varepsilon}_I^p), \zeta_J, T), \quad (31)$$

($I=1,2,\dots,N$; $J=1,2,\dots,M$)

と表わされる Mises の降伏条件に従う等方硬化材料を考える。ただし、

$$\bar{\varepsilon}_I^p = \int \bar{\dot{\varepsilon}}_I^p dt \quad \bar{\dot{\varepsilon}}_I^p = \left(\frac{2}{3} \dot{\varepsilon}_{ij}^p \dot{\varepsilon}_{ij}^p \right)^{1/2}, \quad (32)$$

であり、 $\bar{\sigma}_I$ と $\bar{\varepsilon}_I^p$ は第 I 相の相当流動応力、相当塑性ひずみであって、これらは各組織に依存するとする。このとき、

$$\frac{\partial F_I}{\partial \sigma_{ij}} = s_{ij}, \quad \frac{\partial F_I}{\partial \varepsilon_{ij}^p} = 0, \quad (33)$$

であり、

$$\frac{\partial F_I}{\partial \kappa_I} = -\frac{2}{3} \bar{\sigma}_I \frac{\partial \bar{\sigma}_I}{\partial \bar{\varepsilon}_I^p} = -\frac{2}{3} \bar{\sigma}_I H_I', \quad (34)$$

$$(H_I' = \frac{\partial \bar{\sigma}_I}{\partial \bar{\varepsilon}_I^p} : I \text{ 相のひずみ硬化係数}), \quad (34)$$

$$\frac{\partial F_I}{\partial T} = -\frac{2}{3} \bar{\sigma}_I \frac{\partial \bar{\sigma}_I}{\partial T} = -\frac{2}{3} \bar{\sigma}_I H_I^T$$

$$(H_I^T = \frac{\partial \bar{\sigma}_I}{\partial T} ; I \text{ 相の降伏応力の温度依存係数}) \quad (35)$$

$$\frac{\partial F_I}{\partial \zeta_J} = -\frac{2}{3} \bar{\sigma}_I \sum_{J=1}^M \frac{\partial \bar{\sigma}_I}{\partial \zeta_J} = -\frac{2}{3} \bar{\sigma}_I \sum_{J=1}^M H_{IJ}^\zeta,$$

$$(H_{IJ}^\zeta = \frac{\partial \bar{\sigma}_I}{\partial \zeta_J} : I \text{ 相の降伏応力の } J \text{ 相の組織依存係数}) \quad (36)$$

であることを考慮すると、式 (27) の塑性ひずみ速度は

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^p = \sum_{I=1}^N \frac{3}{2\bar{\sigma}_I H_I'} [(\dot{\bar{\sigma}}_I + H_I^T \dot{T}) \xi_I$$

$$+ \sum_{J=1}^M H_{IJ}^\zeta \xi_I \dot{\zeta}_J] s_{ij}, \quad (37)$$

となる。この式の右辺第 1 項は熱塑性ひずみ速度であり、これは各相の混合則にしたがっていることがわかる。

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^{np} = \sum_{I=1}^N \frac{3}{2\bar{\sigma}_I H_I'} [(\dot{\bar{\sigma}}_I + H_I^T \dot{T}) \xi_I] s_{ij} \quad (38)$$

一方、式 (37) の第 2 項は、変態の進行によって生じる変態塑性ひずみであり、

$$\begin{aligned} \dot{\varepsilon}_{ij}^{ip} &= \sum_{I=1}^N \frac{3}{2\bar{\sigma}_I H_I'} \sum_{J=1}^M H_{IJ}^\zeta \xi_I \dot{\zeta}_J s_{ij} \\ &= 3 \sum_{J=1}^M \sum_{I=1}^N \frac{1}{2\bar{\sigma}_I H_I'} H_{IJ}^\zeta \xi_I \dot{\zeta}_J s_{ij} \end{aligned} \quad (39)$$

となるが、

$$\sum_{I=1}^N \frac{H_{IJ}^\zeta}{2\bar{\sigma}_I H_I'} \xi_I = \Xi_J \quad (40)$$

とおくと、変態塑性ひずみは次のように表されることになる。

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^{ip} = 3 \sum_{J=1}^M \Xi_J \dot{\zeta}_J s_{ij} \equiv \frac{1}{D^p} s_{ij} \quad (41)$$

ここに、 D^p は変態塑性硬化係数である。定義式 (40) から明らかのように、 Ξ_J は相の分率の関数であって、定数でないことに注意する必要がある。

6.3 単軸応力の場合

以上の論理を単軸応力

$$\sigma_{11} = \sigma_x = \sigma \quad (42)$$

が負荷され、かつ母相から 1 つの新相が生じる場合に適用する。以下では、母相 (mother phase) には下添字 m を、新相 (new phase) には下添字 n を付す。また混合則 ($\xi_m + \xi_n = 1$) が成立つから、新相の体積分率を ξ として

$$\xi_m = 1 - \xi_n \equiv 1 - \xi, \quad (43)$$

を考慮する。

ここに、各ひずみ速度は、以下で与えられる。

$$\text{弾性ひずみ速度;} \quad \dot{\varepsilon}^e = \left(\frac{1-\xi}{E_m} + \frac{1}{E_n} \right) \dot{\sigma}, \quad (44)$$

熱ひずみ速度;

$$\dot{\varepsilon}^{th} = [(1-\xi)\alpha_m + \xi\alpha_n] \dot{T} \quad (45)$$

$$\text{変態ひずみ速度;} \quad \dot{\varepsilon}^m = \beta \dot{\xi}, \quad (46)$$

塑性ひずみ速度:

$$\dot{\varepsilon}^p = \left[\frac{1-\xi}{H'_m} \left(\frac{\dot{\sigma}}{\bar{\sigma}_m} + \frac{H_m^T \dot{T}}{\bar{\sigma}_m} + \frac{H_{nm}^\zeta (1-\xi)}{\bar{\sigma}_m} \right) + \frac{\xi}{H'_n} \left(\frac{\dot{\sigma}}{\bar{\sigma}_n} + \frac{H_n^T \dot{T}}{\bar{\sigma}_n} \right) \right] \sigma \quad (47)$$

ここに、 $\bar{\sigma}_i$ は i 相の流動応力である。また、上式の最後の項は変態塑性ひずみ速度であるが、相の進行は自己の硬化には影響せず、また、母相は新相に効果をもたらすことはないとし、は以下のようにおいた。

$$H_{nm}^\zeta = H_m^\zeta = H_n^\zeta = 0 \quad (48)$$

以上から、全ひずみ速度は次のようになる。

$$\begin{aligned} \dot{\varepsilon} = & \left(\frac{1-\xi}{E_m} + \frac{\xi}{E_n} \right) \dot{\sigma} + [\alpha_m (1-\xi) + \alpha_n \xi] \dot{T} + \beta \dot{\xi} \\ & + \left(\frac{1-\xi}{H'_m \bar{\sigma}_m} + \frac{\xi}{H'_n \bar{\sigma}_n} \right) \sigma \dot{\sigma} + \left(\frac{H_m^T (1-\xi)}{H'_m \bar{\sigma}_m} + \frac{H_n^T \xi}{H'_n \bar{\sigma}_n} \right) \sigma \dot{T} \\ & + \frac{H_{nm}^\zeta (1-\xi)}{H'_m \bar{\sigma}_m} \sigma \dot{\xi} \end{aligned} \quad (49)$$

上式の最後の項が変態塑性ひずみ速度であって、これを

$$\dot{\varepsilon}^{tp} = \frac{H_{nm}^\zeta (1-\xi)}{H'_m \bar{\sigma}_m} \sigma \dot{\xi} \equiv 2K \sigma (1-\xi) \dot{\xi} \quad (50)$$

とおくとき、 K を 変態塑性係数という。また、降伏判定条件は次で表される。

$$\dot{\sigma} - \frac{H_l^T}{H'_l} \dot{T} \geq 0 \quad (51)$$

7. 理論によるシミュレーションと実験との対応

ここで、変態が生じる場合のカイネティクスについては、

$$\xi(\tau) = 1 - \exp[-k(\tau - \tau_s)^n] \quad (52)$$

の Johnson-Mehl 型 [7] を採用した。ただし、材料パラメータは材料学会塑性部門委員会材料データベース分科会編のデータベース MATEQ など [8, 9] から、

$$k = 2 \times 10^{-6}, \quad n = 4.5, \quad \tau_s = 3.0 \text{ s} \quad (53)$$

とし、加熱と冷却の潜熱発生 (吸収) による温度変化は

$$\begin{aligned} \Delta T &= q \xi, \\ q &= -30 \text{ K (加熱)}, \quad q = 100 \text{ K (冷却)} \end{aligned} \quad (54)$$

とした。また、線膨張係数は、オーステナイトとパーライトの値

$$\alpha_a = 2.15 \times 10^{-5} \text{ K}^{-1}, \quad \alpha_p = 1.61 \times 10^{-5} \text{ K}^{-1} \quad (55)$$

を用いて、変態の進行によって

$$\alpha = \alpha_a (1-\xi) + \alpha_p \xi \quad (56)$$

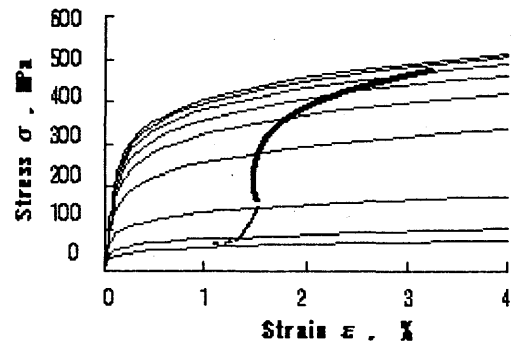
のように変化するとした。変態膨張係数と変態塑性係数は以下のようにした。

$$\beta = 0.0017, \quad K = 10^{-4} \text{ MPa}^{-1} \quad (57)$$

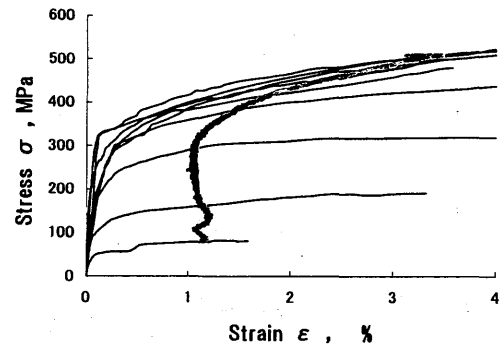
以下、それぞれの負荷経路について結果と考察を示す。

●Path-1: 800°Cにおいて、約1%まで引張ると、応力は80MPaとなるが、ここで応力を保持したまま、冷却すると図14(a)の破線に見るように、高温での応力-ひずみ線図より応力は下側になるので、当然弾性ひずみが減少する。

●Path-2: Path-1と同じく1%程度負荷した後、応



(a) Simulated



(b) Experimental

図14 Path-1 および2の応力-ひずみ応答
Fig.14 Stress-strain response for Path-1 and 2

力を増加すると、はじめは図 14 (a) の細線のように弾性的な応答をするが、同時に温度が低下するため、応力-ひずみ線図は下側に移動し、およそ 90MPa からは実線のような塑性変形をする。図 14 (b) は実験結果であって、図 (a) とほぼ同様な傾向を表している。

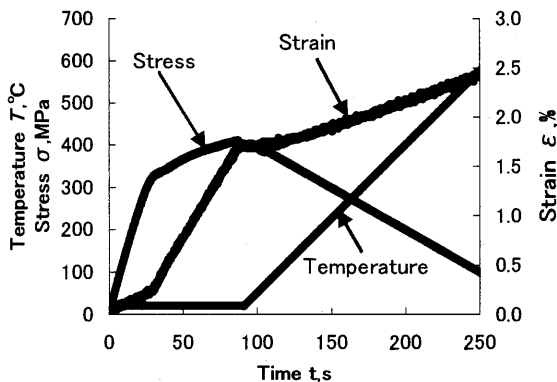
●Path-3: 図 15 は、室温で引張りを行った後、応力を減少させながら、温度を上昇させる場合の温度、応力とひずみの時間変化であって、図 (a) および (b) は、それぞれ、シミュレーションと実験の結果である。

●Path-4: 900℃まで加熱した後、冷却しながら応力を増加した場合の応答を図 16 に示す。ここで、時刻 70s のあたりで弾性から塑性に移る。図 (a) のシミュレーション結果において、ひずみの変化を表す 3 本の曲線は、それぞれ、一番下のひずみの変化は、熱塑性ひずみ ϵ^{tp} のみで相変態の効果をもすべて無視した場合、中間は変態ひずみ ϵ^m のみを考慮した場合、一番上はさらに変態塑性ひずみ ϵ^p を考

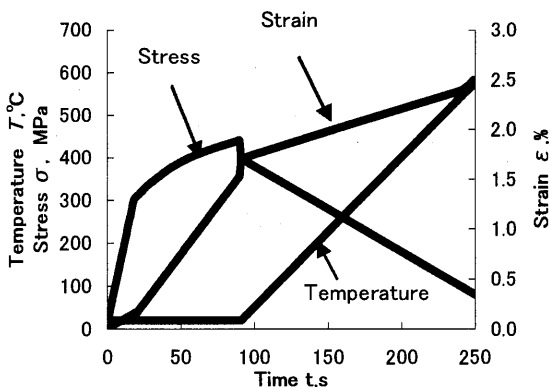
慮した結果であって、発生するひずみに大きな差が見られる。図 (b) の実験結果との対応から、火災のような極めて高い温度からの冷却の際には、変態ひずみとともに、変態塑性ひずみは弾塑性応答に大きく影響することが了解される。

8. 結言

地震とその後の火災と鎮火に際して、鋼構造物が受ける応答をシミュレートするために、耐火鋼の室温から超高温における引張試験を行い、基本的な特性を明らかにした。つづいて、このような変態点を越える温度において顕著な特性として重要な変態塑性特性を含む統合型変態・熱塑性構成式を提示し、これを用いて、種々の応力、温度変動下の耐火鋼の応答のシミュレーションを行い、実験と比較した。この結果地震、火災のような場合には、提唱した構成式の有用性が明らかになった。

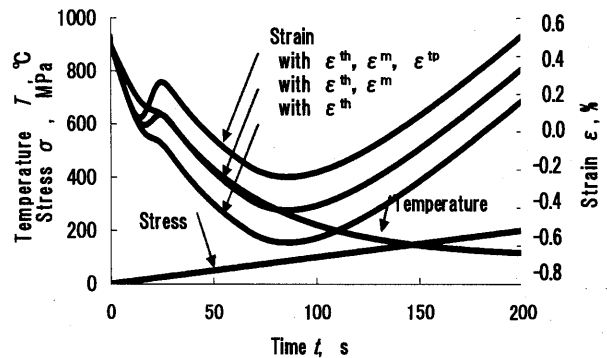


(a) Simulated.

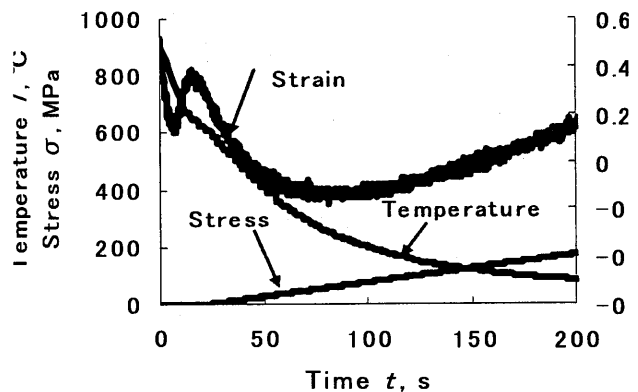


(b) Experimental

図 15 Path-3 の応力-ひずみ応答
Fig.15 Strain response for path-3.



(a) Simulated.



(b) Experimental

図 16 Path-4 のひずみ応答
Fig.16 Strain variation for path-4

謝辞

ここで実施した引張り試験および実験を行うための基礎段階などでは、研究室の山川憲治氏（現、㈱シギヤ精機製作所）と美田真吾氏（現、㈱北川鉄工所）の助力があったことに謝意を表す。実験に用いた耐火鋼は新日本製鐵株式会社製のもので、その提供に尽力いただいた同社小川茂フェローはじめ各位に感謝する。なお、本研究に対しては、文部科学省科学研究費、経済産業省-IMS 国際共同研究および NEDO 産業技術実用化開発費の助成があったことを記す。

参考文献

1. 新日本製鐵, FRsteel 建築構造用耐火鋼材 NSFR
2. 作本好文, 大橋守, 計良光一郎, 斉藤光, 建築構造用耐火鋼の高温強度特性, 建築学会構造系論文報告書集, 427, (1991) pp.107-115
3. 井上達雄, 統合型変態・熱塑性構成式理論とその応用, 材料, 56, pp.352-356 (2007) .
4. T.Inoue, A phenomenological mechanism of transformation plasticity and the unified constitutive equation of transformation-thermo-mechanical plasticity Proc. Asia and Pacific Conference on Computational Mechanics, (2007) in press
5. 井上達雄, 変態塑性現象のメカニズムと温度・応力変動下での弾塑性挙動□統合型変態・熱塑性理論の応用, 材料, 57, (2008-3) 掲載予定
6. R.M. Bowen, Theory of Mixture, A.C. Eringen, ed., *Continuum Physics* (Academic Press, New York, 1976, Vol. 3, pp. 2-129
7. W.A. Johnson and R.F. Mehl: Reaction kinetics in processes of nucleation and growth, *Trans. AIME*, 135, pp. 416-458 (1939)
8. T. Inoue and K. Okamura, Material database for simulation of metallo-thermo-mechanical fields, *Proc. 5th International Symposium on Quenching and Distortion Control*, ASM, St Louis, October, 2000, pp.753-760
9. 岡村一男, 材料特性とデータベース, 材料, 55, pp.529-535 (2006).