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 —[†]

井 上 達 雄*

On Phenomenological Mechanism of Transformation Plasticity and Inelastic Behavior of a Steel Subjected to Varying Temperature and Stress — Application of Unified Transformation-Thermoplasticity Theory

by

Tatsuo INOUE*

Based on the well known fact for the transformation plasticity that the plastic deformation takes place in mother phase due to the progressing new phase when applying small stress during transformation, an simple phenomenological mechanism on pearlite and martensite transformation from austenite is discussed by considering the difference in thermal expansion coefficients: Numerical analysis of both phases connected each other shows that stress in mother phase increases to the yield level under small applied stress even lower than the yield stress, which gives the background of theory of unified transformation-thermoplastic constitutive law proposed by the present author. As an application of the theory, thermoplastic behavior for a fire resistant steel is simulated for complicated variation of stress and temperature, which shows fairly good agreement with experimental data. This may motivate to provide key knowledge for the decrease in strength of steel structure due to fire sometimes occurring after earthquake.

Key words: Transformation plasticity, Unified transformation-thermoplastic constitutive theory, Mechanism, Mother and new phase, Varying stress and temperature, Fire, Earthquake

1 はじめに

変態塑性現象の原因は、強度（塑性流動応力）が大きい新相が生じることによって、母相に塑性変形が誘起されるためであるとの Greenwood-Johnson の考え方¹⁾を一般化して、前報²⁾では、新相の体積分率を降伏関数に導入することによって、塑性ポテンシャル理論から、変態塑性ひずみ速度を含む統合型変態・熱塑性理論を提起した。これは、普通の熱塑性構成式とともに、変態塑性ひずみが規定されることを示したものであって、種々の応用が期待できるものである。前報では、2相間の特殊な変態過程では、導かれた変態塑性ひずみ速度は、Greenwood-Johnson 型の関係に帰着できることを明らかにし、応用として、いくつかの小さな応力を負荷したままオーステナイト→パーライト変態³⁾およびマルテンサイト変態⁴⁾が起きるとき、著しい変態塑性ひずみが生じる場合の温度-伸び線図を描くことができることを示した。

ところで、変態塑性が起きるメカニズムは種々提案されているが^{1), 5~7)}定性的な説明はできても、物理的、力学的な面からは十分とはいえない。ここでは、降伏応力以下の様な応力が与えられたとき、変態の進行すなわち新相が生じることによって、母相の応力が次第に大きくなり、やがて降伏応力に達し、塑性変形が生じることを簡単なモデルを用いて明らかにする。

つづいて、温度および応力変動下での塑性挙動をシミュレートすることを試みる。一般に、地震とそれにつづく火災が起きる場合、鉄鋼構造物は800℃以上の温度上昇と消火による温度降下ともに、複雑な応力履歴を受けることが多い。この過程では、必ず材料には相変態が生じるため、その挙動は複雑である上、鎮火後における材料の特性を知ることが、構造物の崩壊や残留強度を明らかにする上で重要と考えられる。対象とした材料は、600℃以上でも室温の降伏応力の2/3以上を保障するものとして開発された耐火鋼であって、解析結果のいくつかを実験結果と比較して、妥当性の検討を試みる。

2 変態塑性のメカニズムに関する簡単な考察

本理論の要点は、変態によってパーライトやマルテンサイト相が生じると、母相であるオーステナイト相に、その母相固有の降伏応力以下の小さな応力が負荷されていると塑性変形が誘起されることを明らかにすることにある。これをモデル化するために、Fig. 1に示すような簡単な場合を考えよう。

すなわち、母相と新相が並列に結合されて、全体として応力 σ が負荷されているとする。いま母相と新相の体積分率を ξ_m , ξ_n とし、それぞれの相の応力、ひずみ、ヤング率、線膨張係数に添字 m , n を付す。

このとき、変態過程中的各相の応力-ひずみ関係は、

[†] 原稿受理 平成 19 年 7 月 9 日 Received July 9, 2007 ©2008 The Society of Materials Science, Japan

* 正 会 員 福山大学工学部機械システム工学科 〒729-0292 福山市学園町, Dept. Mechanical Systems Eng., Fukuyama Univ., Gakuen-cho, Fukuyama, 729-0292

Fig. 1 A model of a material composed of mother and new phase.

母相, 新相の応力 σ , ひずみ ε , ヤング率 E , 線膨張係数 α に添字 m, n を付して表わすと

$$\begin{aligned} \text{Mother phase: } \sigma_m &= E_m [\varepsilon_m - \alpha_m (T - T_s)] \\ \text{New phase: } \sigma_n &= E_n [\varepsilon_n - \alpha_n (T - T_s) - \beta \xi_n] \end{aligned} \quad (1)$$

となる. ここに, T, T_s は両相で等しい温度および変態開始温度であり, β は母相から新相への体積変化による変態膨張係数である. 力学的つりあい条件を

$$\sigma = \sigma_m \xi_m + \sigma_n \xi_n \quad (2)$$

とする. またひずみの適合条件は

$$\varepsilon_m = \varepsilon_n \quad (3)$$

である. また,

$$\xi_m + \xi_n = 1, \text{ or } \xi_m = 1 - \xi_n \equiv 1 - \xi \quad (4)$$

を考慮する.^(注)

簡単のため, 母相と新相のヤング率は等しい ($E_m = E_n \equiv E$) として, 上を解くと以下が得られる.

$$\begin{aligned} \sigma_m &= \sigma - E(\alpha_m - \alpha_n)(T - T_s)\xi + E\beta\xi^2 \\ \sigma_n &= \sigma + E(\alpha_m - \alpha_n)(T - T_s)(1 - \xi) - E\beta(1 - \xi)\xi \end{aligned} \quad (5)$$

ところで, 新相の体積分率 ξ は $0 \leq \xi \leq 1$, $E > 0$, $T - T_s < 0$ (変態中) である. また, 母相 (ここではオーステナイト) の線膨張係数は, 新相 (パーライトまたはマルテンサイト) より大きい, すなわち一般に $\alpha_m > \alpha_n$ であるから, 母相の応力 σ_m は新相の分率 ξ の増加とともに, 大きくなるがわかる.

Fig. 2 (a) および (b) は, $\sigma = 40 \text{ MPa}$ の応力を負荷したとき, それぞれオーステナイト (母相) からパーライトまたはマルテンサイト (新相) が生じる場合に, 体積分率, ξ_P, ξ_M とともに, オーステナイト, パーライトまたはマルテンサイトの応力 σ_A, σ_P または σ_M が, 温度の低下とともに変化する様子を, パーライトまたはマルテンサイトの体積分率 ξ_P, ξ_M とともに表したものである. これからわかるように, はじめは弾性状態にある母相 (オーステナイト) の応力は, 変態の進行によって次第に大きくなり, 負荷応力 (ここでは $\sigma = 40 \text{ MPa}$) より高い母相の降伏応力 $\sigma_{Ay} = 60 \text{ MPa}$ ^{1), 7)} に達し, やがて塑性変形することがわかる. ただし, 新相の応力はその降伏応力 ($\sigma_{Py} = 80 \text{ MPa}$, $\sigma_{My} = 800 \text{ MPa}$)^{1), 8)} より小さいため, 塑性変形は生じない.

注: 本論文は, 基礎理論について述べた前報²⁾の応用であり, その主題は第3章以降であって, そこでは各相の応力は一定としている. これに対して, 第2章では, 2種の相のひずみを一定として, 単軸応力を負荷した簡単なモデルで変態塑性の力学的説明を試みたものである.

(a) Pearlite transformation.

(b) Martensite transformation.

Fig. 2 Variation of stress in mother and new phase during phase transformation.

以上のことは, Fig. 3 に示す模式的なモデルであきらかになる. すなわち, (a) Model (Fig. 1 参照)において, 母相 m と新相 n が独立に存在しているとすると, 母相と新相の線膨張係数は一般に $\alpha_m > \alpha_n$ であるから, (b) のように温度低下によって, 母相は新相より大きく収縮しようとする. しかし, 実際は (c) のように互い固着されているから両者のひずみは等しいため, 母相には引張, 新相には圧縮の応力が生じる. このモデルに, (d) のように応力 ($\sigma > 0$) が負荷されると, 母相の引張応力がその応力分だけ大きくなり, 母相固有の降伏応力に達し, 塑性変形が起きることになる. しかし, 温度が低下して弾性状態にある新相の体積分率が大きくなると (e), これが

Fig. 3 Conceptual mechanism of transformation plasticity.

支配的になり、相対的に母相の塑性変形の効果は小さくなるため、全体としては、変形が停止する。以上の簡単なモデルによって、変態塑性現象の定性的なメカニズムが理解される。

3 理論の概要と単軸応力下への適用

一般に相変態をうける材料は、 N 個の相から構成されているとし、第 I ($I=1, 2, \dots, N$) 番目の相の体積分率を ξ_I とするとき、混合則 (mixture law) を仮定すると、以下で取扱う種々の力学的、材料的特性 χ は、

$$\chi = \sum_{I=1}^N \xi_I \chi_I \quad (6)$$

ただし

$$\sum_{I=1}^N \xi_I = 1 \quad (7)$$

のように、各相の特性 χ_I によって表されたとする。一方、第 I 番目 ($I=1, 2, \dots, N$) の相に変態塑性が起きるのは、体積分率 ξ_I をもつ M 個の J 相 ($J=1, 2, \dots, M; M < N$) が I 相の塑性変形に影響を与えるためであると考え、ただし

$$\sum_{J=1}^M \xi_J < 1 \quad (8)$$

したがって、 I 相の降伏関数 F_I を、物体中で一様な応力 σ_{ij} 、温度 T および I 相自身の硬化パラメーター κ_I のほかに I 相の塑性変形の影響を及ぼす J 相の体積分率 ξ_J を用いて、

$$F_I = F_I(\sigma_{ij}, T, \varepsilon_{ij}^p, \kappa_I, \xi_J) \quad (I=1, 2, \dots, N; J=1, 2, \dots, M) \quad (9)$$

と表す。筆者らが、弾性ひずみについて論理的に導いた混合則の手法³⁾がそのまま適用できるとすると、塑性ポテンシャル理論によって、変態塑性も含む塑性ひずみ速度は以下のようになる。²⁾ただし、 $\dot{G}_I$ は硬化係数である。

$$\begin{aligned} \dot{\varepsilon}_{ij}^p &= \sum_{I=1}^N \xi_I \dot{\varepsilon}_{ij}^p \\ &= \sum_{I=1}^N \dot{G}_I \left[\left(\frac{\partial F_I}{\partial \sigma_{ij}} \xi_I \dot{\sigma}_{ij} + \frac{\partial F_I}{\partial T} \xi_I \dot{T} \right) \right. \\ &\quad \left. + \xi_I \left(\sum_{J=1}^M \frac{\partial F_I}{\partial \xi_J} \dot{\xi}_J \right) \right] \frac{\partial F_I}{\partial \sigma_{ij}} \end{aligned} \quad (10)$$

一方、全ひずみ速度は、

$$\dot{\varepsilon}_{ij} = \dot{\varepsilon}_{ij}^e + \dot{\varepsilon}_{ij}^{th} + \dot{\varepsilon}_{ij}^m + \dot{\varepsilon}_{ij}^p = \sum_x \dot{\varepsilon}_{ij}^x, \quad \text{ただし, } x = e, th, m, p \quad (11)$$

である。ここに、

弾性ひずみ速度；

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^e = \frac{1+\nu_I}{E_I} \left(\dot{\sigma}_{ij} - \frac{\nu_I}{1+\nu_I} \delta_{ij} \dot{\sigma}_{kk} \right) \quad (12)$$

$$\text{熱ひずみ速度；} \quad \dot{\varepsilon}_{ij}^{th} = \alpha_I \delta_{ij} \dot{T} \quad (13)$$

$$\text{変態ひずみ速度；} \quad \dot{\varepsilon}_{ij}^m = \beta_I \delta_{ij} \dot{\xi}_I \quad (14)$$

であり、 E_I 、 ν_I 、 α_I 、 β_I はそれぞれ I 相のヤング率、ポアソン比、線膨張係数、変態膨張係数である。いま、降伏関数を偏差応力 s_{ij} を用いて

$$F_I = \frac{1}{2} s_{ij} s_{ij} - \frac{1}{3} \bar{\sigma}_I^2 \left(\kappa_I (\bar{\varepsilon}_I^p), \xi_J, T \right), \quad (I=1, 2, \dots, N; J=1, 2, \dots, M) \quad (15)$$

のように、Mises の条件に従う等方硬化材料とし、各相に均一な単軸応力 σ と温度 T が負荷される場合に適用すると、式 (11) は次のようになる。

$$\dot{\varepsilon} = \dot{\varepsilon}^e + \dot{\varepsilon}^{th} + \dot{\varepsilon}^m + \dot{\varepsilon}^p \quad (16)$$

ここに、各ひずみ速度は、以下で与えられる

$$\text{弾性ひずみ速度；} \quad \dot{\varepsilon}^e = \sum_{I=1}^N \frac{1}{E_I} \xi_I \dot{\sigma} \quad (17)$$

$$\text{熱ひずみ速度；} \quad \dot{\varepsilon}^{th} = \sum_{I=1}^N \alpha_I \dot{T} \quad (18)$$

$$\text{変態ひずみ速度；} \quad \dot{\varepsilon}^m = \sum_{I=1}^N \beta_I \dot{\xi}_I \quad (19)$$

$$\text{塑性ひずみ速度；} \quad \dot{\varepsilon}^p = \dot{\varepsilon}^{np} + \dot{\varepsilon}^{tp} \quad (20)$$

ただし、

熱塑性ひずみ速度；

$$\dot{\varepsilon}^{np} = \sum_{I=1}^N \frac{1}{H_I} \left[\left(\frac{\dot{\sigma}}{\bar{\sigma}_I} + \frac{H_I^T \dot{T}}{\bar{\sigma}_I} \right) \xi_I \right] \sigma \quad (21)$$

変態塑性ひずみ速度；

$$\dot{\varepsilon}^{tp} = \sum_{I=1}^N \frac{1}{H_I} \left[\sum_{J=1}^M \frac{H_{IJ}^T \dot{\xi}_J}{\bar{\sigma}_I} \xi_I \right] \sigma \quad (22)$$

ここに、 $\bar{\sigma}_I$ は I 相の流動応力であり、硬化係数は以下のように定義する。

$$H_I = \frac{\partial \bar{\sigma}_I}{\partial \bar{\varepsilon}_I^p} : I \text{ 相のひずみ硬化係数} \quad (23)$$

$$H_I^T = \frac{\partial \bar{\sigma}_I}{\partial T} : I \text{ 相の降伏応力の温度依存係数} \quad (24)$$

$$H_{IJ}^T = \frac{\partial \bar{\sigma}_I}{\partial \xi_J} : I \text{ 相の降伏応力の } J \text{ 相の組織依存係数} \quad (25)$$

とくに、母相であるオーステナイトから新相すなわちパーライト、またはマルテンサイトなどが生じる 2 相間の変態の場合は、新相の体積分率を ξ とすると、全ひずみ速度は次のようになる。

$$\begin{aligned} \dot{\varepsilon} &= \left(\frac{1-\xi}{E_m} + \frac{\xi}{E_n} \right) \dot{\sigma} + [\alpha_m(1-\xi) + \alpha_n \xi] \dot{T} + \beta \dot{\xi} \\ &\quad + \left(\frac{1-\xi}{H_m^T \bar{\sigma}_m} + \frac{\xi}{H_n^T \bar{\sigma}_n} \right) \sigma \dot{\sigma} + \left(\frac{H_m^T(1-\xi)}{H_m^T \bar{\sigma}_m} + \frac{H_n^T \xi}{H_n^T \bar{\sigma}_n} \right) \sigma \dot{T} \\ &\quad + \frac{H_{mn}^T(1-\xi)}{H_m^T \bar{\sigma}_m} \sigma \dot{\xi} \end{aligned} \quad (26)$$

ここに、 $\bar{\sigma}_m$ 、 $\bar{\sigma}_n$ は母相、新相の流動応力である。式 (25) の変態塑性ひずみ速度における H_{IJ}^T は、新相が母相の硬化に与える影響を表すもので、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て以下のようにおいた。

$$H_{mm}^T = H_{nn}^T = H_{nm}^T = 0 \quad (27)$$

4 温度と負荷変動に対する応答

4・1 実験材料と方法

以上の論理を具体的に適用する例として、複雑な温度と負荷が変動する場合を対象とする。たとえば、巨大地震、なにかんずく都市型地震が発生すると厳しい応力が負荷されるとともに、多くの場合大火災が発生する。火災によって、構造物の温度は 800℃ 以上に達するといわれ

ている。したがって、高温においても十分な強度を維持し、火災とその鎮火過程の温度、負荷履歴に対する材料の塑性力学的特性評価を行うことは重要である。

ここでは、高温において強度低下が比較的小さいといわれている耐火鋼 FR490A を対象とする。室温で通常の鋼と同等の強度を有しながら、高温特性は 600℃において常温規格値の 2/3 程度までに強化するために、Mo を増やした低炭素鋼である。

まず、室温から 800℃までの応力-ひずみ曲線を実験的に採取し、これを数式化する。

4・2 一定温度下での応力-ひずみ関係

高温引張試験では、Fig. 4 (a)に示す直径 10mm の中実試験片を高周波誘導加熱装置で加熱し、中央部 18mm の標点距離間に石英ガラス棒を押当ててレーザー変位計で伸びを計測した。実験に使用した引張試験機は、(株)島津製作所の電気油圧式疲労試験機（島津サーボバルサー 48000 容量 100kN）である。本実験で加熱を行うためにトランジスタ式高周波誘導加熱装置（高周波熱錬㈱製、周波数：100kHz、最大出力：5kW）を使用した。

得られた応力-ひずみ線図を Fig. 5 に示す。これを後の解析に用いるために、Lamberg-Osgood 型の式

$$\sigma = \sigma_y + k(\epsilon^p)^n \quad (28)$$

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。

$$\begin{aligned} \sigma_y &= 49 \cos[(\pi/800) \cdot (T - 100)] + 55, \\ k &= 245 \{ \tan^{-1}[(T - 600)/80] + 1.8 \}, \\ n &= 0.2, E = 207000 - 60T, \end{aligned} \quad (29)$$

Fig. 6 には、数値化した応力-ひずみ線図を示すが、Fig. 5 の実験結果をかなり精度良く再現している。

4・3 温度、応力変動下での弾塑性応答解析と実験との比較検討

以上の引張試験による応力-ひずみ関係式 (28) 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、Fig. 4 (b) の外形 19mm、肉厚 1.5mm の薄肉中空試験片を、引張

Fig. 5 Experimental stress-strain diagram.

Fig. 6 Simulated stress-strain diagram.

試験と同様に高周波加熱を行い、放冷または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、 $\dot{T} = 4^\circ\text{C/s}$ 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、変態が生じる場合については、その挙動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)~10)}から、以下のように設定した。すなわち、変態のカイネティックスは、時間 τ の関数として

$$\xi(\tau) = 1 - \exp[-k(\tau - \tau_s)^n] \quad (30)$$

の Johnson-Mehl 型¹¹⁾を採用した。ただし、

$$k = 2 \times 10^{-6}, \quad n = 4.5, \quad \tau_s = 352\text{s} \quad (31)$$

とし、加熱と冷却の潜熱発生（吸収）による温度変化は

$$\begin{aligned} \Delta T &= q\xi, \\ q &= -30\text{K (加熱)}, \quad q = 100\text{K (冷却)} \end{aligned} \quad (32)$$

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

$$\alpha_A = 2.15 \times 10^{-5} \text{K}^{-1}, \quad \alpha_P = 1.61 \times 10^{-5} \text{K}^{-1} \quad (33)$$

を用いて、変態の進行によって

$$\alpha = \alpha_A(1 - \xi) + \alpha_P\xi \quad (34)$$

Fig. 4 Specimen.

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。

$$\beta = 0.0017, \quad K = 10^{-4} \text{MPa}^{-1} \quad (35)$$

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 Fig. 7 (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 とおなじく 1% 程度負荷した後、応力を増加すると、はじめは Fig. 7 (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。Fig. 7 (b)は実験結果であって、Fig. (a)とほぼ同様な傾向を表している。

Path-3: Fig. 8 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、Fig. (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°C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 Fig. 9 に示す。ここで、時刻 70s のあたりで弾性から塑性に移す。Fig. (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、式 (21)の熱塑性ひずみ ε^{tp} のみで相変態の効果をすべて無視した場合、中間は式 (19)の変態ひずみ ε^m のみを考慮した

場合、一番上はさらに式 (22)の変態塑性ひずみ 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。Fig. (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。

(a) Simulated

(b) Experimental

Fig. 8 Strain variation for path-3.

(a) Simulated

(b) Experimental

Fig. 7 Stress-strain response for path-1 and 2.

(a) Simulated

(b) Experimental

Fig. 9 Strain variation for Path-4.

5 ま と め

変態塑性現象は、強度の大きい新相が母相の塑性変形を誘起するとの立場から、先ずその具体的なメカニズムを簡単なモデルを用いて、物理的、数值的に考察した、つづいて、この考え方に基づいて先に提唱した統合型変態・熱塑性構成式理論の応用として、複雑な温度と負荷履歴に対する応答シミュレーションを行い、耐火鋼を用いた実験結果と比較検討した。この結果、相変態が生じるような高い温度においては、変態ひずみのみでなく、変態塑性ひずみの効果が大きく現れることが明らかになった。

本論文に使った高温引張と温度負荷変動試験に協力された福山大学工学部・佐藤勝則君（現、水菱プラスチック(株)）、西村彰洋君（現、ダイキョーニシカワ(株)）に深甚の謝意を表する。実験に用いた耐火鋼は新日本製鐵(株)のご好意により提供頂いた。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) G. W. Greenwood and R. H. Johnson, "The deformation of metals under small stresses during phase transformation", Proc. Roy. Soc. London, Vol.283A, pp.403-422 (1965).
- 2) T. Inoue, "Unified transformation-thermoplasticity and the application", Journal of the Society of Materials Science, Japan, Vol.56, No.4, pp.352-356 (2007).
- 3) T. Inoue, S. Nagaki, T. Kishino and M. Monkawa, "Description of transformation kinetics, heat conduction and elastic-plastic stresses in the course of quenching and tempering of some steels", Ingenieur-Archiv., Vol.50, No.5, pp.315-327 (1981).
- 4) T. Inoue, T. Tanaka, D-Y. Ju and R. Mukai, "Transformation plasticity and the effect on quenching process simulation", Key Engineering Materials, Vols.345-346, pp.915-918 (2007).
- 5) F. Barbe, R. Quer, L. Taleb and E. S. Cursi, "FE determination of the effective TRIP during diffusive transformation in a volume with randomly positioned nuclei", Proceedings of 1st International Conference on Distortion Engineering, Bremen, pp.149-148 (2005).
- 6) F. D. Fischer, G. Reisner, E. Werner, K. Tanaka, G. Gailletand and G. Antretter, "A new view on transformation induced plasticity", Int. J. plasticity, Vol.16, Nos.7-8, pp.723-748 (2000).
- 7) J. B. Leblond, Mathematical modelling of transformation plasticity in steels, II Coupling with strain hardening phenomena, Int. J. plasticity, Vol.5, No.6, pp.571-591 (1989).
- 8) T. Inoue and K. Okamura, "Material database for simulation of metal-thermo-mechanical fields", Proc. 5th Int. Symposium on Quenching and Distortion Control, ASM, St Louis, pp.753-760 (2000).
- 9) K. Okamura, "Material properties and database (in Japanese)", Journal of the Society of Materials Science, Japan, Vol.55, No.5, pp.529-535 (2006).
- 10) T. Inoue, Y. Watanabe, K. Okamura, M. Narazaki, H. Shichino, D. Y. Ju, H. Kanamori and K. Ichitani, "Recent development of heat treating simulation in Japan", Proceedings of 1st International Conference on Distortion Engineering, Bremen, pp.133-140 (2005).
- 11) W. A. Johnson and R. F. Mehl, "Reaction kinetics in processes of nucleation and growth", Trans. American Institute of Mining Engineers, Vol.135, No.5, pp.416-458 (1939).
- 12) T. Ohtsuka and T. Inoue, "Identification of transformation plasticity coefficient by four-point bending test and some data under pearlite transformation (in Japanese)", Journal of the Society of Materials Science, Japan, Vol.52, No.10, pp.1198-1203 (2003).
- 13) T. Otsuka, Y. Wakasugi and T. Inoue, "A Simple Identification of transformation plastic behavior and some data for heat treating materials", International Journal of Materials and Product Technology, Vol.24, Nos.1-4, pp.298-311 (2005).