TRIP 鋼の構成式の同定と 機械的性質改善のための応用*

岩 本 剛^{*1}, 河 岸 善 信^{*2}
薦 紀 夫^{*1}, 森 田 慎 一^{*3}

Identification of Constitutive Equation of TRIP Steel and Its Application to Improve the Mechanical Properties

Takeshi IWAMOTO^{*4}, Yoshinobu KAWAGISHI,
Toshio TSUTA and Shin-ichi MORITA

^{*4} Hiroshima University, Cluster I (Mechanical Engineering),
Kagamiyama 1-4-1, Higashi-Hiroshima, Hiroshima, 739-8527 Japan

Due to the strain-induced martensitic transformation during plastic deformation, a transformation-induced plasticity (TRIP) steel possesses such favorable mechanical properties as high strength, ductility and toughness. Since its favorable mechanical properties are realized under quite restricted circumstances, the prediction and control of the deformation processes is indispensable to determine the expected mechanical properties of TRIP steel. However, it is very difficult to obtain the TRIP steel which only have the martensitic structure before deformation and the stress-strain relationship of each phases under various temperatures cannot be measured by the experiment. So the identification of the parameters in the constitutive equations of TRIP steel is necessary. Here, a method employing a finite-element simulation and the non-linear least square method with constraint conditions was proposed to identify the constitutive parameters of TRIP steel from the true stress-plastic strain and the volume fraction of martensite-plastic strain relations obtained by the uniaxial tensile test and computational simulations. Then, the application of this procedure employing virtual data of an ideal TRIP steel which possesses more favorable mechanical properties is discussed for investigating improvement of the mechanical properties of TRIP steel.

Key Words: TRIP Steels, Strain-Induced Martensitic Transformation, Constitutive Equation, Finite Element Method, Non-Linear Least Square Method, Inverse Problem, Material Design, Improvement of Mechanical Properties

1. 緒言

準安定なオーステナイト相(以下 a 相)組織を持つ鋼は、ひずみ誘起マルテンサイト変態(以下ひずみ誘起変態)の発生を伴って、高強度、高延性、高じん性等の優れた機械的性質を示す。この現象を TRIP 現象、TRIP 現象を示す鋼を TRIP 鋼と呼ぶ⁽¹⁾。TRIP 鋼の変形挙動は、主としてひずみ誘起変態、 a 相及びマルテンサイト相(以下 m 相)単相の変形挙動に支配され、これらの適切な組み合わせにより、TRIP 現象が発現するものと考えられる。しかしながら、ひずみ誘起変態及び a 、 m 相単相の変形挙動は、温度、加工速度等の加工環境に強く依存するため、加工環境の変化に呼応して、その特性は著しく変化する。より幅広い加

工環境において TRIP 鋼を有効に利用する、或いはより優れた機械的性質を示す TRIP 鋼を開発するためには、理想的な機械的性質を示す TRIP 鋼において発生するひずみ誘起変態挙動、 a 相及び m 相単相の応力-ひずみ関係について、詳細に検討することが重要となる。しかしながら、前述のように m 相は、変形の進行に伴って生成するため、 a 及び m 相単相の応力-ひずみ関係を実験的に検討することは非常に困難となる。従って、TRIP 鋼の変形挙動が表現可能な構成式を同定することにより、TRIP 鋼において発生するひずみ誘起変態挙動及び a 、 m 相単相の変形挙動を検討する方法は有効であると考えられる。

一方、これまでにある材料の変形挙動を表現する構成式の同定により、機械的性質を予測した研究がいくつかなされている。Monta Soares⁽²⁾ らは、複合材多層板を対象とし、異方性および Mindlin の薄板理論を導入した有限要素固有振動解析及び実験から得られた固

* 原稿受付 1999 年 5 月 10 日。

^{*1} 正員、広島大学工学部 (〒739-8527 東広島市鏡山 1-4-1)。

^{*2} 学生員、広島大学大学院。

^{*3} (株)クボタ (〒556-8601 大阪市浪速区敷津東 1-2-47)。

E-mail: iwamoto@mec.hiroshima-u.ac.jp

有振動数を用いて、最小2乗法により機械的性質を予測する方法を提案している。この結果、同定された縦、横弾性係数及びポアソン比と実験値のそれらは良く一致していることを示している。また、Tanaka⁽³⁾らは熱処理過程中的金属組織の正確な予測を目的として、高温クリープ変形挙動を表す構成式中の材料定数を、最小2乗法により決定する方法を提案している。さらに、同定計算の結果、特性温度がクリープ変形を記述するため、重要な変数であることを示している。さらに、金属、複合材料だけでなく、Tomita⁽⁴⁾らは、くびれ伝ば挙動を示すため、一様な応力状態が存在しないポリマー材の荷重-伸び曲線から、有限要素法とSimplex法を基礎とする最小2乗法を用いて逆問題的に単軸の応力-ひずみ関係を同定する手法を提案し、その有効性を示している。

そこで本研究では、富田⁽¹⁾らにより提案されたTRIP鋼の構成式を導入した有限要素法と制約条件付き非線形最小2乗法⁽⁵⁾を組み合わせ、Iwamoto⁽⁶⁾らの実験結果を用いてTRIP鋼の構成式を同定する。また、先の実験結果に基づいて、理想的な機械的性質を示すと考えられる、実在しないTRIP鋼の応力及び m 相体積分率-ひずみ関係を作成した後、それらを用いて同定計算を行う。さらに、それぞれの同定計算により得られた構成式中のパラメータから、ひずみ誘起変態挙動、 a 相及び m 相の変形挙動について比較検討し、TRIP鋼の機械的性質改善法について議論する。

2. TRIP 鋼の変形挙動の構成式

ひずみ誘起変態のひずみ速度依存性を表現した変態カインेटクスモデル、変態ひずみおよびひずみ誘起変態のひずみ速度依存性に伴う、変形挙動のひずみ速度依存性を考慮したTRIP鋼の熱弾粘塑性型構成式は、富田⁽¹⁾らにより次式のように定式化されている。

$$\dot{f}^m = (1 - f^m) A \dot{\varepsilon}_a^{pslip} \quad (1)$$

$$\left. \begin{aligned} A &= n\alpha\beta(f^{sb})^{n-1}(f^{sb})^n, \\ \alpha &= \alpha_0(T) \left(\frac{\dot{\varepsilon}_a^{pslip}}{\dot{\varepsilon}_y} \right)^M, \quad \alpha_0(T) = \alpha_1 T^2 + \alpha_2 T + \alpha_3, \\ \beta &= \eta p, \quad p = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma_g} \int_{-\infty}^g \exp\left\{-\frac{(g' - g_0)^2}{2\sigma_g^2}\right\} dg', \\ g &= -T + g_1 \Sigma, \quad \Sigma = \sigma_{ii}/3\bar{\sigma} \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

$$\dot{S}_{ij} = D_{ijkl}^e \dot{\varepsilon}_{kl} - B_{ij}^e \dot{T} - P_{ij} \dot{\varepsilon}^p - (Q_{ij} - \sigma_{ij}) \Delta v \dot{f}^m \quad (3)$$

$$\left. \begin{aligned} B_{ij}^e &= \frac{E}{1-2\nu} \alpha_T \delta_{ij}, \quad P_{ij} = \frac{3E}{2\bar{\sigma}(1+\nu)} \sigma'_{ij}, \\ Q_{ij} &= -P_{ij} \Sigma + \frac{1}{3} \delta_{ij} \frac{E}{1-2\nu}, \\ \dot{\varepsilon}^p &= \dot{\varepsilon}^{pslip} + (R + \Sigma \Delta v) \dot{f}^m \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

ここで f^m は m 相体積分率、 $\dot{\varepsilon}_a^{pslip}$ は a 相のすべりによる相当塑性ひずみ速度、 T は絶対温度、 α はせん断帯の発生を規定するパラメータであり、積層欠陥エネルギーに依存することから、 T の関数となる⁽¹⁾。また、 p は核生成サイトから m 相が生成する確率を表現するパラメータ、 g はマルテンサイト変態の駆動力を表し、その応力状態依存性を考慮するために、応力の3軸性を表すパラメータ Σ の関数となる。 f^{sb} はせん断帯の体積分率、 $\dot{\varepsilon}_y$ は基準ひずみ速度、 M はせん断帯発生に対するひずみ速度感度指数、 σ_g 、 g_0 はそれぞれ p の標準偏差、平均値、 g_1 は定数、 n 及び η は立体幾何学の関係式により定義される定数である。また、 $\dot{S}_{ij}$ は Kirchhoff 応力の Jaumann 速度、 D_{ijkl}^e は弾性剛性テンソル、 $\dot{\varepsilon}^p$ は相当塑性ひずみ速度、 R は形状変形の大きさ表すパラメータ、 $\dot{\varepsilon}^{pslip}$ はすべりによる相当塑性ひずみ速度、 Δv はマルテンサイト変態に伴う体積変化、 E 、 ν は縦弾性係数、Poisson 比、 α_T は熱膨張係数である。なお、 $(\dot{})$ は () に関する物質時間微分を表す。

さらに、 a 相、 m 相それぞれ単相の相当応力 $\bar{\sigma}_{0(I)}$ - 相当すべりひずみ $\bar{\varepsilon}_{(I)}^{pslip}$ 関係 ($I = a, m$ 相) は次の式で表される。

$$\bar{\sigma}_{0(I)} = \sigma_{y(I)} + C_{1(I)} \left\{ 1 - \exp[-C_{2(I)} \bar{\varepsilon}_{(I)}^{pslip}] \right\}^{C_{3(I)}} \quad (5)$$

$$\sigma_{y(I)} = C_{4(I)} \exp[-C_{5(I)} T]$$

ここで、 $C_{1(I)} \sim C_{5(I)}$ は定数である。さらに、富田⁽¹⁾に従うと、 m 相を含んだ a 相の2相混合体としての相当応力は Eshelby⁽⁷⁾ の解を適用することにより得ることができる。

以上を有限要素法⁽⁸⁾に導入して有限要素解析を行う。なお、数値解析の安定性を計るため、式(3)の構成式を接線係数法⁽⁹⁾により書き換えたものを用いる。

3. TRIP 鋼の構成式の同定法

3.1 最小2乗法による同定 TRIP鋼の変形挙動は前述のように a 、 m 相単相の変形挙動のみならず、ひずみ誘起変態挙動に依存するため、これらを同時に同定する必要がある。しかしながら、ひずみ誘起変態挙動のみの変化によって、TRIP鋼の変形挙動及び機械的性質は、十分に変化しうるものと考えられる。したがって、最小2乗法によりTRIP鋼の構成式を同定するため、以下のように2種類の目的関数を定義する。

$$\text{TYPE 1} \quad f = \frac{1}{2} \sum_{j=1}^N \left\{ W_1 \left[\frac{\sigma_j(x_i, \varepsilon_j^p) - \sigma_j^*(\varepsilon_j^p)}{\sigma_j^*(\varepsilon_j^p)} \right]^2 + W_2 [f_j^m(x_i, \varepsilon_j^p) - f_j^{m*}(\varepsilon_j^p)]^2 \right\} \quad (6)$$

$$\text{TYPE 2} \quad f = \frac{1}{2} \sum_{j=1}^N \left\{ [f_j^m(x_i, \varepsilon_j^p) - f_j^{m*}(x_i, \varepsilon_j^p)]^2 \right\} \quad (7)$$

ここで、 $\sigma_j^*(\varepsilon_j^p)$ 、 $f_j^{m*}(\varepsilon_j^p)$ はそれぞれ、 j 番目の塑性ひずみ ε_j^p における真応力及び m 相体積分率の目標値、 $\sigma_j(x_i, \varepsilon_j^p)$ 、 $f_j^m(x_i, \varepsilon_j^p)$ はそれぞれ、設定した構成式中のパラメータベクトル x_i に対して、有限要素解析から得られた ε_j^p における真応力及び m 相体積分率を表し、 W_1 、 W_2 は重み係数である。目的関数 TYPE 1 (以下 TYPE 1) の第 1 項目は真応力 - 塑性ひずみ関係の目標値からの誤差の 2 乗を示し、第 2 項目は m 相体積分率 - 塑性ひずみ関係の目標値からの誤差の 2 乗を示す。一方、 m 相体積分率 - 塑性ひずみ関係の目標値からの誤差のみを最小にするよう、目的関数 TYPE 2 (以下 TYPE 2) を定式化した。

また、ひずみ誘起変態挙動及び TRIP 鋼の変形挙動を同時に同定する場合、TYPE 1 を用いる。この際、同定するパラメータを、式 (2) 中の M 、 α_1 、 α_2 、 α_3 、 η 、 g_1 、 g_0 、 σ_g 及び式 (5) 中の $C_{1(l)}$ ~ $C_{5(l)}$ に設定する。また、ひずみ誘起変態挙動のみを同定する場合、TYPE 2 を用いる。同定計算の際、同定するパラメータを、式 (2) 中の M 、 α_1 、 α_2 、 α_3 、 g_1 、 g_0 、 σ_g 、 η の 8 個に設定する。さらに、パラメータの物理的な意味合いから、 $C_{1(l)}$ ~ $C_{5(l)}$ 、 M 、 g_0 、 σ_g 及び η が、それぞれ正の値をもつという、不等号制約条件を付す。また、各パラメータの初期値及び他の材料定数は文献 (1) に記載されている値を用いた。式 (6)、(7) の目的関数を、上記の制約条件のもとで最小にするため、制約条件付き非線形最小 2 乗問題の構造を考慮して特殊化した逐次 2 次計画法と、無制約最小 2 乗法とを組み合わせた Takahashi⁽⁵⁾ のアルゴリズムを用いた。なお、この最適化理論の詳細は文献 (5) に譲り、ここでは割愛する。

3.2 有限要素解析モデル 本研究では同定計算過程において、並びに同定計算から得られたパラメータを用いて、同定計算後に改めて有限要素解析を行う。以上の有限要素解析において、Iwamoto ら⁽⁶⁾ の実験で用いられた試験片と同形状である半径 2.5 [mm]、長さ 12.5 [mm] の軸対称モデルを用い、変形の対称性を考慮して全体の 1/2 領域を解析対象とした。

図 1 にその有限要素モデルを示す。図に示すように、解析対象領域を、Crossed Triangles 要素により四角形単位で 8×24 分割した。また、解析条件として、Iwamoto ら⁽⁶⁾ の実験条件に対応させるため、公称ひずみ速度を $\dot{\varepsilon}_n = 5 \times 10^{-4}$ [s⁻¹] に、環境温度 T_0 を 128、213、273、298、353 [K] の 5 温度に設定した。さらに、同定計算後に実施する有限要素解析において、くびれを発生させるために図に示すような形状初期不整をモデル中央部に与え、比較のため変態が発生しないと仮

Fig. 1 Computational model for finite-element analysis

定した a 相単相材料についても解析を行った。

4. 同定方法の妥当性の検討

目標値と同定計算結果が一致することだけでは、同定計算によって真のパラメータ (解) が得られたと判断し難い。同定計算によって得られた解と真の解が等しくなることを示すことによって、初めて構築した同定方法の妥当性を検証することが可能となる。したがって、構築した同定方法の妥当性を、以下の手順により検証する。まず、1 組の既知パラメータ (真の解) を設定し、式 (1) ~ (5) を導入した FEM により数値シミュレーションを行う。次に、得られた数値シミュレーション結果を用いて、同定計算により 1 組のパラメータを逆に求める。その後、先に設定した真の解と同定計算から得られるパラメータの値を比較し、構築した同定方法の妥当性を検討する。そこで、前述の公称ひずみ速度及び環境温度を解析条件として与え、一組のパラメータを真の解として設定し、数値シミュレーションを行った。この結果、得られた真応力、 m 相体積分率 - 塑性ひずみ関係から、各環境温度において曲線の特徴を表現できる 7 つの評価点を採取した。この場合、式 (6) 中の N は 35 となる。これらのデータを目標値に設定し、TYPE 1 を最小化するよう同定計算を実施した。なお、式 (6) 中の W_1 及び W_2 の値を様々に変化させて同定計算を行った結果、 $W_1 = 225.0$ 、 $W_2 = 169.0$ に設定することにより、各パラメータが最も真の解に近づくことを確認した。従って、以降これらの値を用いて同定計算を行う。

図 2 に、前述の手順により採取した評価点を目標値に設定し、同定計算を行った結果得られた $T_0 = 128 \sim 353$ [K] の 5 温度における真応力 σ - 塑性ひずみ ε^p 、 m 相体積分率 f^m - ε^p 関係を示す。図中の黒丸、白丸等の点は目標値、実線は同定計算結果を示す。この図から、各温度において最終同定計算結果は、目標値と一致していることがわかる。

図 2 に示した同定計算の結果、得られた各パラメータと先に設定した真の解を比較する。図 3 (a) に式 (5) 中の、(b) に式 (1) 中の各パラメータを真の値で除した無次元化パラメータ - 繰り返し計算回数関係を示す。

なお、無次元化パラメータの値が1を示すと、同定計算によって先に設定した真の値を得たことを表す。これらの図から、繰り返し計算回数の増加に伴い、各無次元化パラメータは1に近づいており、同定計算により得られたパラメータは、先に設定した真の値に近づいていることがわかる。また、同定計算繰り返し回数の増加に伴って、 $C_{2(a)}$ 及び α_1 が、他のパラメータに比して大きく変動しており、初期値が真の解と大きく異なっていた場合においても、繰り返し計算回数の増加に伴い、真の値に近づいている。なお、各パラメータの誤差は3%以内であることを確認しており、本研究で提案した手法はTRIP 鋼の構成式中のパラメータを同定可能であると考えられる。

さらに、Iwamoto らの実験結果⁽⁶⁾を目標値に設定し、同定計算を実施した。Iwamoto ら⁽⁶⁾は、前述した5種の環境温度において真応力 σ 並びに m 相体積分率 f^m を測定している。この実験結果から、各温度7段階の

Fig. 2 Identified results of (a) true stress vs plastic strain and (b) volume fraction of martensite vs plastic strain at $T_0 = 128 \sim 353$ [K] obtained by computational simulation

塑性ひずみ ϵ^p において、曲線の特徴を表現することができる値を採取した(これを以下 EXP と称す)。この時、式(6)中の N は 35 となる。EXP を目標値に設定し、先程と同様に TYPE 1 を最小化するように同定計算を行った。図 4 に $T_0 = 128 \sim 353$ [K] の 5 温度における最終同定計算結果の (a) $\sigma - \epsilon^p$, (b) $f^m - \epsilon^p$ 関係を示す。図中の黒丸等の点は EXP, 実線等の線は同定計算結果を示す。この図から、各温度において最終同定計算結果は、EXP と良い一致を示しており、EXP を目標値に設定した場合においても、同定計算が良好に行われていることがわかる。

5. 同定計算を用いた TRIP 鋼の機械的性質改善法の検討

TRIP 鋼の機械的性質改善法を検討するため、EXP を基に実在しない TRIP 鋼の $\sigma - \epsilon^p$, $f^m - \epsilon^p$ 関係(以下仮想データ)を2種類作成した。まず、図 5 (a), (b) に示すように、EXP 中の ϵ^p の値のみを 1.5 倍したデータを作成した。以下これを VIR1 と称し、TYPE 1 を用いて同定計算を行う。これは、EXP 中の ϵ^p の

Fig. 3 Constitutive parameters in (a) Eq. (5) and (b) Eq. (1) divided by their true values vs iteration number of identification

みを大きくすることによって、くびれ発生条件を表す Considere の条件を満足する点を高ひずみ側に移動するものと考えられ、均一伸びの改善が期待できる。ここで、文献 (10) にあるように、Considere の条件とは、加工硬化率 $d\sigma/d\varepsilon$ が σ と等しくなった場合に、くびれが発生するという条件である。また、図 5 (c) に表すように、 $f^m - \varepsilon^p$ 関係が、下に凸の曲線の傾向を示すような仮想データを作成し、以下これを VIR2 と称し、TYPE 2 を用いて同定計算を行う。VIR2 については、機械的性質が改善可能であるかは予測不能である。なお、VIR2 を目標値に設定する場合、式 (5) 中の $C_{1(I)}$ ~ $C_{5(I)}$ に対して、EXP を用いた同定計算から得られた値、すなわち実在する TRIP 鋼における a , m 相単相の応力 - ひずみ関係を用いた。これらの値を目標値に設定し、同定計算を行った後、実在する TRIP 鋼と実在しない TRIP 鋼の機械的性質、並びに対応する構成式中のパラメータを比較検討する。以上の結果から、実在する TRIP 鋼に対して、対応するパラメータ

を如何に変更すべきかについての指針を得る。

図 6 に VIR1、図 7 に VIR2 を目標値に設定した同定計算から、得られたパラメータを用いて有限要素解析を行った場合の (a) $\sigma - \varepsilon^p$ 、(b) $f^m - \varepsilon^p$ 関係をそれぞれ表す。図中、実線等の線は最終同定計算結果、黒丸等の点は仮想データを表す。なお、比較のため、図 7 (a) 中に実在する TRIP 鋼の $\sigma - \varepsilon^p$ 関係もあわせて破線で示す。図 6 及び 7 (b) から、VIR1 及び VIR2 の仮想データを目標値に設定した場合、最終同定計算結果と仮想データは良い一致を示しており、EXP を用いた場合と同様に、同定計算が良好に行われたことがわかる。すなわち、EXP、VIR1 及び VIR2 を用いた同定計算の結果、得られたパラメータは、EXP、VIR1 及び VIR2 の変形及び変態挙動を示すことが可能となる。また、図 7 (a) から、VIR2 の変態挙動を示す TRIP 鋼の σ は、実在する TRIP 鋼のそれに比して、 $T_0 = 353$ [K] を除く温度域において小さくなることわかる。これは、図 4 (b) 及び図 7 (b) に示すように、VIR2 の変態挙動を示す TRIP 鋼の f^m が、実在する TRIP 鋼のそれに比して小さくなることによる。

実在する TRIP 鋼及び 2 種の実在しない TRIP 鋼の機械的性質を検討するため、図 8 (a) に均一伸び $\varepsilon_u - T_0$ 関係を、(b) に引張強さ $\sigma_B - T_0$ 関係を示す。ここで、 ε_u は Considere の条件を満足した時点における公称ひずみを表す。なお、図中の白丸は EXP、黒丸は VIR1、白二重丸は VIR2 を目標値に設定した場合をそれぞれ表す。図 8 (a) から、ほぼ全温度域にわたって、

Fig. 4 Identified results of (a) true stress vs plastic strain and (b) volume fraction of martensite vs plastic strain at $T_0 = 128 \sim 353$ [K] obtained by experiment

Fig. 5 Schematic illustration of virtual datas called (a), (b) VIR1 and (c) VIR2, making from experimental results called EXP.

VIR1 の変形及び変態挙動を示す TRIP 鋼の ε_u は、実在する TRIP 鋼の ε_u に比して大きくなっていることがわかる。また逆に、VIR1 の変形挙動を示す TRIP 鋼における a 相単相材料の ε_u は、実在する TRIP 鋼の対応する値に比して小さくなっている。さらに、 $T_0 = 353$ [K] において、実在する TRIP 鋼に比して、VIR1 の変形及び変態挙動を示す TRIP 鋼の ε_u は、急激に小さくなる。これは図 6 (b) に示すように、この T_0 において m 相が生成しないため、延性の低い a 相単相の ε_u と一致することによる。一方、VIR2 の変態挙動を示す TRIP 鋼の ε_u は、実在する TRIP 鋼のそれに比して大きくなり、大きな均一伸びを示す温度域は広がっている。また、前述のように実在する TRIP 鋼と同じ a 相単相の応力 - ひずみ関係を用いているため、VIR2 の変態挙動を示す TRIP 鋼における a 相単相材料の ε_u は、実在する TRIP 鋼の場合と同じ値を示している。以上の結果より、VIR1 及び VIR2 の変形及び変態挙動を示すような TRIP 鋼は、実在する TRIP

鋼に比して均一伸びが大きくなる。また、この現象は VIR1 の変形及び変態挙動を示す TRIP 鋼において特に顕著に現れている。このことから、実在する TRIP 鋼の伸びに比して、より大きな伸びを得ようとした場合、 a 相単相の伸びの改善より、ひずみ誘起変態挙動及び m 相単相の変形挙動を改善すればよいことを表し、大きな伸びを得るために TRIP 現象は重要であることがわかる。

一方、図 8 (b) から、各 T_0 において VIR1 の変形及び変態挙動を示す TRIP 鋼、及び a 相単相材の σ_B は、実在する TRIP 鋼に比して小さくなることがわかる。これは、実在する TRIP 鋼と VIR1 の変形及び変態挙動を示す TRIP 鋼の強度差と、それぞれの TRIP 鋼における a 相単相材の強度差がほぼ同じであることから、 a 相単相材の σ_B が、実在する TRIP 鋼における a 相単相材の σ_B に比して小さくなることが主要因であると考えられる。また、低温域において、VIR 2 の変態

Fig. 6 (a) True stress vs plastic strain and (b) volume fraction of martensite vs plastic strain obtained by identification using VIR1

Fig. 7 (a) True stress vs plastic strain and (b) volume fraction of martensite vs plastic strain obtained by identification using VIR2 compared with identified results using EXP

挙動を示す TRIP 鋼の σ_B は、実在する TRIP 鋼の σ_B に比して小さい。これは、図 4 (b), 7 (b) から、VIR2 の変態挙動を示す TRIP 鋼において、 f^m が実在する TRIP 鋼のそれに比して小さくなることによるものと考えられる。

図 9 に、 ε_u が最も大きくなる $T_0 = 298$ [K] における、実在する TRIP 鋼と 2 種の実在しない TRIP 鋼の加工硬化率 $d\sigma/d\varepsilon$, σ - 真ひずみ ε 関係を示す。なお、Considered の条件より、 $d\sigma/d\varepsilon$ と σ が交差した時点においてくびれが発生し、この交差点が高ひずみ域に移動すると、均一伸びが大きくなることを表す⁽¹⁾。この図から、VIR1 の変形及び変態挙動を示す TRIP 鋼の $d\sigma/d\varepsilon$ は、実在する TRIP 鋼のそれに比して低い値を示すが、ひずみの増加に伴って緩やかに減少し、ほぼ一定値を保った後、緩やかに上昇する σ と交差することがわかる。この結果、くびれの発生が遅延される。また、VIR2 の変態挙動を示す TRIP 鋼の $d\sigma/d\varepsilon$ は、

実在する TRIP 鋼のそれに比して高い値を示し、 ε に対して緩やかに減少するため、くびれの発生が遅延されている。このことから、ひずみ誘起変態のみを制御する場合、実在する TRIP 鋼に比して、変形の進行に伴って $d\sigma/d\varepsilon$ が高い値を保つよう m 相を生成させることによって、延性が改善可能であると考えられる。

次に、仮想データを用いた同定結果から機械的性質改善法を検討するため、実在する TRIP 鋼と 2 種の実在しない TRIP 鋼の構成式の中のパラメータを比較する。図 10 に EXP, VIR1 及び VIR2 を用いた同定計算の結果、得られた (a) $\alpha_0(T)$, (b) $p - T_0$ 関係を示す。なお、積層欠陥エネルギーが大きい材料において、 $\alpha_0(T)$ の値は小さくなる⁽¹¹⁾。この図から、実在する TRIP 鋼の $\alpha_0(T)$ に比して、VIR1 の変形及び変態挙動を示す TRIP 鋼の $\alpha_0(T)$ は小さくなることがわかる。さらに、VIR2 の変態挙動を示す TRIP 鋼の $\alpha_0(T)$ は、前述の 2 種の TRIP 鋼より小さくなり、環境温度に対する $\alpha_0(T)$ の最大値が、高温側に移動していることがわかる。前述のように 2 種の実在しない TRIP 鋼は、実在する TRIP 鋼に比して均一伸びが大きくなるため、積層欠陥エネルギーを大きくするよう材料組成を変更すること

Fig. 8 (a) Uniform elongation vs environmental temperature and (b) tensile strength vs environmental temperature obtained by identified results using EXP, VIR1 and VIR2

Fig. 9 Work hardening rate and true stress vs true strain identified from EXP, VIR1 and VIR2 at $T_0 = 298$ [K]

Fig. 10 Comparison of identified results of (a) $\alpha_0(T)$ and (b) p in Eq. (2) vs environmental temperature using EXP, VIR1 and VIR2

により、均一伸びを改善することが可能であると考えられる。しかしながら、過度に積層欠陥エネルギーを大きくすることにより、 a 相の組織が安定し、ひずみ誘起変態及び TRIP 現象が発生しないことに注意を要する。一方、図 (b) より、実在する TRIP 鋼における p に比して、VIR1 の変形及び変態挙動を示す TRIP 鋼における p は、全温度域にわたって大きくなり、VIR2 の変態挙動を示す TRIP 鋼における p は、逆に全温度域にわたって小さくなることからわかる。すなわち、ひずみ誘起変態挙動のみを制御する場合、実在する TRIP 鋼の積層欠陥エネルギーを大きく、変態確率を小さくすることが重要となるものと考えられる。また、ひずみ誘起変態だけでなく、 a 相及び m 相単相の応力 - ひずみ関係も制御する場合、積層欠陥エネルギー及び変態確率を大きくすること、及び以下で議論するよう両相の応力 - ひずみ関係を制御することによって、均一伸びを増加させることが可能であると考えられる。

そこで、図 11 に $T_0 = 298$ [K] において EXP, VIR1 を用いた同定結果から得られた (a) a 相、(b) m 相単相材の $d\sigma/d\varepsilon$, $\sigma - \varepsilon$ 関係をそれぞれ示す。この図 (a) から、VIR1 の変形及び変態挙動を示す TRIP 鋼における a 相単相の σ 及び $d\sigma/d\varepsilon$ は、実在する TRIP 鋼の場合に比して小さく、 $d\sigma/d\varepsilon$ が、変形の進行に伴って急激に減少するため、早期にくびれを生じることがわかる。この結果、図 8 (a) に示すように、VIR1 の変形及び変態挙動を表す TRIP 鋼における a 相単相材料の延性は、実在する TRIP 鋼のそれに比して低下している。一方、この図 (b) から、VIR1 の変形及び変態挙動を示す TRIP 鋼における m 相単相の σ は、実在する TRIP 鋼の場合に比して小さい。また、実在する TRIP 鋼、及び VIR1 の変形及び変態挙動を示す TRIP 鋼における m 相単相の $d\sigma/d\varepsilon$ は、変形初期に大きく上昇し、最大値を示した後、急激に減少し、 $\sigma - \varepsilon$ と交差する。しかしながら、変形の進行に対して高い値を保つため、実在する TRIP 鋼の場合に比して、VIR1 の変形及び変態挙動を示す TRIP 鋼の場合、くびれの発生が遅延される。すなわち、VIR1 の変形及び変態挙動を表す TRIP 鋼における m 相単相材料の延性は、 a 相単相材の場合と逆に大きくなる。このことから、ひずみ誘起変態だけでなく、 m 相の延性を増加させることによって、TRIP 鋼の延性は改善可能となることからわかる。

6. 結言

TRIP 鋼の構成式を導入した有限要素法と制約条件付き非線形最小 2 乗法を組み合わせ、TRIP 鋼の構成

Fig. 11 Work hardening rate and true stress vs true strain of each phases at $T_0 = 298$ [K] obtained by identification using EXP and VIR1

式中のパラメータを Iwamoto⁽⁶⁾らの実験結果を用いて求めた。さらに、この実験結果に基づいて作成した、理想的な機械的性質を示すと考えられる仮想データを用いて、同定計算を行うことにより、TRIP 鋼の機械的性質改善について検討し、以下の結果を得た。

1) 一組の既知パラメータを用いた有限要素解析結果により同定計算を行った結果、得られたパラメータと真の値はほぼ一致することから、本手法は TRIP 鋼の構成式の中のパラメータを同定可能であると考えられる。

2) 機械的性質が改善可能と期待し、仮想データを設定した場合、及び意図的に設定しない場合の仮想データの変形及び変態挙動を示す TRIP 鋼は、実在する TRIP 鋼に比して、Considere の条件を高ひずみ域において満足するため、延性が増加する。しかしながら、 m 相の生成量、或いは a 相の強度が小さくなるため逆に強度は低下する。

3) ひずみ誘起変態挙動のみを制御する場合、実在する TRIP 鋼の積層欠陥エネルギーを大きく、変態確率を

小さくすることが、伸びの改善に対して有効である。また、ひずみ誘起変態だけでなく、 a 相及び m 相単相の応力 - ひずみ関係も制御する場合、積層欠陥エネルギー及び変態確率を大きくすること、及び m 相単相の延性を増加させることによって、均一伸びを増加させることが可能であると考えられる。

最後に、神戸大学工学部 富田佳宏 教授から貴重な論文のご提供頂いた。ここに記して謝意を表す。

参考文献

- (1) 富田, 原田, 岩本, 機論, **60** - 575A (1994), 1252.
- (2) C. M. Mota Soares, M. Moreira de Freitas, A. L. Araujo, and P. Pedersen, Compos. Struct., **25**, (1993), 277.
- (3) K. Tanaka, T. Nakamura, Y. Hoshida and S. Hara, Res Mech., **12** (1984), 41.
- (4) Y. Tomita, T. Adachi and P. S. Sik, Int. J. Mech. Sci., **39** - 8 (1997), 913.
- (5) S. Takahashi, N. Yamaki and H. Yabe, TRU Math., **23** - 2 (1987), 281.
- (6) T. Iwamoto, T. Tsuta and Y. Tomita, Int. J. Mech. Sci., **40** - 2/3 (1998), 173.
- (7) J. D. Eshelby, Proc. R. Soc. London, **A241** (1957), 376.
- (8) 富田, 数値弾塑性力学, (1991), 養賢堂
- (9) D. Pierce, C. F. Shin and A. Needleman, Comp. Struct., **18** (1984), 875.
- (10) 富田, 弾塑性力学の基礎と応用, (1995), 養賢堂, 5.
- (11) G. B. Olson and M. Cohen, Metall. Trans. A, **6A** (1975), 791.