応力除去焼きなましの力学問題に対する 有限要素法の適用*

上田 幸雄** 福田 敬二**

Application of Finite Element Method for Analysis on Process of Stress Relief Annealing*

by Yukio Ueda** and Keiji Fukuda**

In order to analyze theoretically creep behaviors accompanied by stress relief annealing, the authors extended their theory of thermal elastic-plastic analysis based on the finite element method. In the present analytical method, the increment of creep strain is evaluated with an additional term, $[C_c]\{d\sigma\}$, since changes of the creep properties and variation of stresses in a time increment are considered. If their changes are considered, that is, $[C_c]$ is adopted, the convergence of solutions by the present method is assured even for a comparatively large time increment. But unless the above mentioned changes can be included, that is, $[C_c]$ is not adopted, the convergence of solutions is attained only for a sufficiently small time interval.

Examples are analyzed for two kinds of creep laws, the power and the exponential laws, which are observed in such a material as quenched and tempered H.T.60. From this study, the following information is obtained.

- (1) The entire behavior during thermal cycles, not only welding but also stress relief annealing, can be analyzed consistently by the present method.
- (2) In this method, the temperature dependency of the mechanical properties of metal during creep behavior can be also taken account.
- (3) Any creep law can be adopted in the present method. If appropriate creep laws are adopted, the result of analysis of creep behavior shows good coincidence with that of experiment. This indicates that this method is useful and can be applied for analysis.
- (4) If changes of the creep properties and variation of stresses in a time increment are considered, the convergence of solutions by the present method is assured even for a comparatively large time increment.
- (5) In the plane stress state, assuming that the temperature increases uniformly over the specimen for annealing, the stress ratio, σ_x/σ_y , along the axes of symmetry, hardly changes in the entire course of annealing.

1. 緒 言

溶接中の力学現象に対して、著者らは材料の機械的性質（降伏応力、弾性係数、線膨張係数など）の温度依存性を考慮した有限要素法に基づく熱弾塑性解析を行ってきた¹⁻³⁾。

ところで、溶接された継手の応力除去焼きなましの力学挙動を取扱うには、これまでの解析法にクリープひずみの影響を含める必要がある。この種の問題に対し有限要素法を適用した幾つかの研究がある。山田ら⁴⁾はバネとダッシュ・ポットからなる力学モデルに対して熱粘弾性解析法を展開し、熱レオロジー的に単純な材料と仮定できる場合には、機械的性質の温度依存性を考慮できることを示している。藤田ら⁵⁾はこの方法を塑性を伴な

う場合に拡張し、降伏応力の温度依存性を考慮している。

しかし、この種の力学モデルで材料が熱レオロジー的に単純でない場合、全ひずみと応力の関係が履歴積分で関係づけられるため、弾性係数やクリープ定数の温度依存性を考慮することが難しい。田中、小幡⁶⁾の突合せ溶接された板についての研究によると、溶接応力などの焼きなましでは昇温中において、応力が容易に弾性レベルに落ちることが報告されている。このような場合、焼きなまし中およびその後の冷却過程の応力の変化は直接弾性係数に依存する。従って、この種の問題の解析では、弾性係数の温度依存性を考慮することが重要な問題である。N.A. Cyr および R.D. Teter⁷⁾はこの問題を解決するため、応力・ひずみ関係の定式化の際、弾性ひずみとクリープひずみを分離することを提案している。

本論文では、すでに著者の一人によって展開された有

* 原稿受付 昭和50年5月20日（昭和49年度秋季全国大会にて発表）

** 正 員 大阪大学溶接工学研究所 Member, Welding Research Institute of Osaka Univ.

限要素法に基づく熱弾塑性解析法にこの考え方を取入れ温度域により2種類の異なったクリープ則に従う材料に対して、応力焼きなましの解析を行ない実験と比較して解析法の適用性を検討する、さらに、溶接中のみならず、その後の応力除去焼きなましにみられる一連の力学現象を本解析法により統一的に解析できることを示す⁸⁾。

2. 解析理論

2.1 応力・ひずみ関係

2.1.1 クリープ則

材料の高温におけるクリープの特性は、普通べき乗則もしくは指数則で記述されることが多い。従って、ここではこれらのクリープ則に基づいた応力・ひずみ関係を示す。

1次元応力場では、上述のクリープ則は以下のように表わされる。

$$\text{べき乗則: } \dot{\varepsilon}^c = \beta \sigma^n \quad \dots\dots\dots (1)$$

$$\text{指数則: } \dot{\varepsilon}^c = A \exp(B\sigma) \quad \dots\dots\dots (2)$$

ただし $\dot{\varepsilon}^c$: クリープひずみ速度, σ : 軸応力, β, n ,

A, B : 温度に依存するクリープ定数

多軸応力場において、クリープひずみ増分は塑性流れ理論に従い、偏差応力 $\{\sigma'\} = \{\sigma'_x, \sigma'_y, \sigma'_z, 2\tau_{yz}, 2\tau_{zx}, 2\tau_{xy}\}^T$ ($\{\sigma'\}$ は転置ベクトルを表わす) に比例するものとすれば、各クリープひずみ速度成分は

$$\{\dot{\varepsilon}^c\} = 3/(2\sigma) \cdot \dot{\varepsilon}^c \{\sigma'\} \quad \dots\dots\dots (3)$$

ただし $\dot{\varepsilon}^c$: 相当クリープひずみ速度

$$\dot{\sigma} = [3/2 \cdot \{\sigma_x'^2 + \sigma_y'^2 + \sigma_z'^2 + 2(\tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2 + \tau_{xy}^2)\}]^{1/2}$$

時間増分 dt 中でのクリープひずみ増分は、この間で応力・クリープ定数が変化することを考慮すると

$$\{d\varepsilon^c\} = [C_c]\{d\sigma\} + \{d\varepsilon^c\} \quad \dots\dots\dots (4)$$

(4)式のマトリックス $[C_c]$, ベクトル $\{d\varepsilon^c\}$ を以下で具体的に求めるが、クリープ定数のうち(1)式の n , (2)式の B は dt 間の変化は比較的小さくその影響は少ないので、ここでは簡単のため n, B は dt 間一定として取扱う。

べき乗則に従う場合、(3)式は

$$\{\dot{\varepsilon}^c\} = 3/2 \cdot \beta \sigma^{n-1} \{\sigma'\} \quad \dots\dots\dots (5)$$

dt 間で β, σ, σ' が線型に変化 (n : 一定) すると仮定すれば、(4)式の $[C_c]$, $\{d\varepsilon^c\}$ は次のように与えられる。

$$[C_c] = dt \left(\frac{\beta}{2} + \frac{d\beta}{3} \right) \cdot \sigma^{n-1} [c_{ij}] \quad \dots\dots\dots (6)$$

$$\begin{aligned} \text{ただし } c_{11} &= F\sigma'_x\sigma'_x + 1 & c_{12} &= F\sigma'_x\sigma'_y - 1/2 \\ c_{13} &= F\sigma'_x\sigma'_z - 1/2 & c_{14} &= 2F\sigma'_x\tau_{yz} \\ c_{15} &= 2F\sigma'_x\tau_{zx} & c_{16} &= 2F\sigma'_x\tau_{xy} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} c_{22} &= F\sigma'_y\sigma'_y + 1 & c_{23} &= F\sigma'_y\sigma'_z - 1/2 \\ c_{24} &= 2F\sigma'_y\tau_{yz} & c_{25} &= 2F\sigma'_y\tau_{zx} \\ c_{26} &= 2F\sigma'_y\tau_{xy} & c_{33} &= F\sigma'_z\sigma'_z + 1 \\ c_{34} &= 2F\sigma'_z\tau_{yz} & c_{35} &= 2F\sigma'_z\tau_{zx} \\ c_{36} &= 2F\sigma'_z\tau_{xy} & c_{44} &= 4F\tau_{yz}\tau_{yz} + 3 \\ c_{45} &= 4F\tau_{yz}\tau_{zx} & c_{46} &= 4F\tau_{yz}\tau_{xy} \\ c_{55} &= 4F\tau_{zx}\tau_{zx} + 3 & c_{56} &= 4F\tau_{zx}\tau_{xy} \\ c_{66} &= 4F\tau_{xy}\tau_{xy} + 3 & c_{ij} &= c_{ji} \quad (i, j=1\sim6) \\ F &= 9(n-1)/(4\sigma^2) \end{aligned}$$

$d\beta$: 時間増分中の温度変化 dT に伴う β の変化

$$\{d\varepsilon^c\} = \frac{3}{2} dt \left(\beta + \frac{d\beta}{2} \right) \sigma^{n-1} \{\sigma'\} \quad \dots\dots\dots (7)$$

一方、指数則に従う場合、クリープひずみ速度は

$$\{\dot{\varepsilon}^c\} = \frac{3}{2\sigma} A \exp(B\sigma) \{\sigma'\} \quad \dots\dots\dots (5)'$$

である。時間増分中 B が一定, A, σ, σ' が線型に変化すると仮定すると、(4)式の $[C_c]$ は

$$[C_c] = dt \left(\frac{A}{2} + \frac{dA}{3} \right) \frac{\exp(B\sigma)}{\sigma} [c_{ij}] \quad \dots\dots\dots (6)'$$

ここに $c_{11}' = G\sigma'_x\sigma'_x + 1$ $c_{12}' = G\sigma'_x\sigma'_y - 1/2$

$$c_{13}' = G\sigma'_x\sigma'_z - 1/2 \quad c_{14}' = 2G\sigma'_x\tau_{yz}$$

$$c_{15}' = 2G\sigma'_x\tau_{zx} \quad c_{16}' = 2G\sigma'_x\tau_{xy}$$

$$c_{22}' = G\sigma'_y\sigma'_y + 1 \quad c_{23}' = G\sigma'_y\sigma'_z - 1/2$$

$$c_{24}' = 2G\sigma'_y\tau_{yz} \quad c_{25}' = 2G\sigma'_y\tau_{zx}$$

$$c_{26}' = 2G\sigma'_y\tau_{xy} \quad c_{33}' = G\sigma'_z\sigma'_z + 1$$

$$c_{34}' = 2G\sigma'_z\tau_{yz} \quad c_{35}' = 2G\sigma'_z\tau_{zx}$$

$$c_{36}' = 2G\sigma'_z\tau_{xy} \quad c_{44}' = 4G\tau_{yz}\tau_{yz} + 3$$

$$c_{45}' = 4G\tau_{yz}\tau_{zx} \quad c_{46}' = 4G\tau_{yz}\tau_{xy}$$

$$c_{55}' = 4G\tau_{zx}\tau_{zx} + 3 \quad c_{56}' = 4G\tau_{zx}\tau_{xy}$$

$$c_{66}' = 4G\tau_{xy}\tau_{xy} + 3 \quad c_{ij}' = c_{ji}' \quad (i, j=1\sim6)$$

$$G = 9(B\sigma - 1)/(4\sigma^2)$$

dA : 時間増分 dt 中の温度変化 dT に伴う A の変化

また、(4)式の $\{d\varepsilon^c\}$ は次式で与えられる。

$$\{d\varepsilon^c\} = \frac{3dt}{2\sigma} \left(A + \frac{dA}{2} \right) \exp(B\sigma) \cdot \{\sigma'\} \quad \dots\dots\dots (7)'$$

なお、(6)'(7)'式を求める際、指数関数の級数近似をしているため、これらを使用する場合、 $Bd\sigma \leq 1$ になるように時間増分 dt をとることが望ましい。

2.1.2 弾性域における応力・ひずみ関係

弾性域にある場合、全ひずみ増分 $\{d\varepsilon\}$ は弾性、クリープ、熱の各ひずみ増分の和で与えられる。

$$\{d\varepsilon\} = \{d\varepsilon^e\} + \{d\varepsilon^c\} + \{d\varepsilon^T\} \quad \dots\dots\dots (8)$$

$$\text{ただし } \{d\varepsilon^e\} = [D^e]^{-1} \{d\sigma\} + \partial[D^e]^{-1} / \partial T \cdot \{\sigma\} dT \quad \dots\dots\dots (9)$$

$$\{d\varepsilon^T\} = \{\alpha\}dT = \left\{\alpha_0 + \frac{\partial\alpha_0}{\partial T}T\right\}dT \dots\dots(10)$$

$[D^*](\equiv [C_e]^{-1})$: 弾性マトリックス

α : 瞬間線膨張係数

α_0 : 従来の定義による線膨張係数

(4), (9), (10)式を(8)式に代入して

$$\{d\sigma\} = [\hat{D}^*]\{d\varepsilon\} - \{d\tau_0^e\} \dots\dots\dots(11)$$

ただし, $[\hat{D}^*] \equiv [C_e + C_e]^{-1}$, $[]^{-1}$: 逆マトリックス

$$\{d\tau_0^e\} \equiv [\hat{D}^*][\{(\alpha) + \partial[D^*]^{-1}/\partial T \cdot \{\sigma\}\}dT + \{d\varepsilon^e\}]$$

2.1.3 塑性域における応力・ひずみ関係

塑性ひずみはクリープひずみと完全に無関係であると仮定する。降伏曲面は次式で与えられる。

$$f = \sigma^2 - \sigma_Y^2 = 0 \dots\dots\dots(12)$$

ただし σ_Y : 降伏応力

ひずみ増分理論により, 塑性ひずみ増分は

$$\{d\varepsilon^p\} = \lambda\{\partial f/\partial \sigma\} \dots\dots\dots(13)$$

である。従って, 全ひずみ増分は

$$\{d\varepsilon\} = \{d\varepsilon^e\} + \{d\varepsilon^p\} + \{d\varepsilon^c\} + \{d\varepsilon^T\} \dots\dots\dots(14)$$

材料が負荷状態にある条件として

$$0 = df = \left\{\frac{\partial f}{\partial \sigma}\right\}^T \{d\sigma\} + \frac{\partial f}{\partial \varepsilon^p} d\varepsilon^p + \frac{\partial f}{\partial T} dT \dots\dots(15)$$

ただし ε^p : 相当塑性ひずみ

(4), (9), (10), (13), (14), (15)式から, λ は次式のように決定される。

$$\begin{aligned} \lambda = & \left\{ \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}^T [\hat{D}^*] \{d\varepsilon\} - \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}^T [\hat{D}^*] \right. \\ & \left[\left\{ (\alpha) + \frac{\partial[D^*]^{-1}}{\partial T} \{\sigma\} \right\} dT + \{d\varepsilon^e\} \right] \\ & \left. + \frac{\partial f}{\partial T} dT \right\} / S_0 \dots\dots\dots(16) \end{aligned}$$

$$\text{ただし } S_0 = \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}^T [\hat{D}^*] \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\} + 4\sigma_Y^2 H'$$

H' : 加工硬化係数

この λ を用いて, 塑性域での応力・ひずみ関係は

$$\{d\sigma\} = [\hat{D}^*]\{d\varepsilon\} - \{d\tau_0^p\} \dots\dots\dots(17)$$

$$\text{ただし } [\hat{D}^p] = [\hat{D}^e] - [\hat{D}^e] \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\} \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}^T [\hat{D}^e] / S_0$$

$$\begin{aligned} \{d\tau_0^p\} = & [\hat{D}^e] \left[\left\{ (\alpha) + \frac{\partial[D^e]^{-1}}{\partial T} \{\sigma\} \right\} \right. \\ & \left. dT + \{d\varepsilon^e\} \right] + [\hat{D}^e] \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\} \left(\frac{\partial f}{\partial T} \right) dT / S_0 \end{aligned}$$

塑性域における除荷の判定は(16)式の λ の符号によって行なわれる。

$$\lambda > 0: \text{負荷}, \lambda = 0: \text{中立}, \lambda < 0: \text{除荷} \dots\dots(18)$$

塑性状態にあった有限要素が上式で除荷と判定されれば, 解析はこの要素の応力・ひずみ関係を弾性の(11)式に戻してこの計算ステップをやりなおすことになる。

2.2 剛性マトリックスと等価節点力

要素内の変位 $\{w\}$ は節点変位 $\{w\}^e$ によって次式で与えられる。

$$\{w\} = [A]\{w\}^e \dots\dots\dots(19)$$

ここに $[A]$: 形状関数

マトリックス $[A]$ をひずみの定義に従って適宜微分するとひずみは次式で与えられる。

$$\{\varepsilon\} = [B]\{w\}^e \dots\dots\dots(20)$$

仮想仕事の原理により, 節点力増分 $\{dF\}^e$ と節点変位増分の関係は次のようになる。

$$\{dF\}^e = [K]^e \{dw\}^e - \{dL\}^e \dots\dots\dots(21)$$

ただし $[K]^e = \int [B]^T [\hat{D}] [B] d(\text{vol})$: 剛性マトリックス

$$\{dL\}^e = \int [B]^T \{d\tau_0\} d(\text{vol})$$
 : 等価節点力

節点における平衡条件は

$$\sum \{dF\}^e = \sum [K]^e \{dw\}^e - \sum \{dL\}^e$$

外力が作用しない場合, $\sum \{dF\}^e = 0$ より

$$\sum \{dL\}^e = \sum [K]^e \{dw\}^e \dots\dots\dots(22)$$

(22)式における $\sum$ は対象とする構造物全体について各要素の $[K]^e$, $\{dL\}^e$ をたし込むことを意味する。

解析する上で, (21)式のマトリックス $[K]^e$, ベクトル $\{dL\}^e$ を求める必要がある。これらはそれぞれマトリックス $[\hat{D}]$ とベクトル $\{d\tau_0\}$ を含んでいるが, 弾性域においては(11)式の $[\hat{D}^e]$, $\{d\tau_0^e\}$ で, また塑性域においては(17)式の $[\hat{D}^p]$, $\{d\tau_0^p\}$ で与えられるものを使用せねばならない。

クリープの影響を含めていない文献1)の熱弾塑性解析法における応力・ひずみの増分関係と比較すると判るように結果として得られる平衡方程式は同じ形であり, 文献1)の $[D]$ および $\{C\}dT$ を本論文の(11)式または(17)式の $[\hat{D}^e]$ (または $[\hat{D}^p]$) および $\{d\tau_0^e\}$ (または $\{d\tau_0^p\}$) にそれぞれ置き換えたものになる。ただし, 微係数 $\partial[D^e]^{-1}/\partial T$ の項は変わらない。

3. 解 析 例

ここで, 解析の対象とする材料は調質型 H.T. 60 であり, その機械的性質の温度依存性を Fig. 1 に示す。焼きなましのための昇温時のクリープの挙動は遷移クリープでよく表らわされ, この材料では 550°C 以上でべき乗則に, 550°C 以下で指数則に従うといわれている (Fig. 2)。一方温度保持中の挙動は保持温度を 600°C,

Fig. 1 Temperature dependency of mechanical properties

Fig. 2 Temperature dependency of creep properties (for heating stage)

(a) power creep law

(b) exponential creep law

Fig. 3 Convergence of solution by the present method at a constant temperature

650°Cと設定すればべき乗則に従い、定常クリープの値を用いて(23)式で与えられる⁶⁾。

$$\begin{aligned}
 n=4.2, \beta=2.7 \times 10^{-9} \text{ (1/min) at } 600^{\circ}\text{C} \\
 n=4.2, \beta=5.4 \times 10^{-9} \text{ (1/min) at } 650^{\circ}\text{C}
 \end{aligned}
 \quad \dots\dots\dots(23)$$

3.1 本解析法の精度

まず、1次元応力場における定温応力緩和を種々の時間増分で行ない、本解析法の解の収束性を調べた (Fig. 3)。図から判るように、クリープ定数や応力の時間増分間での変化を考慮 $[C_c]$: 有り) した解析では、かなり大きな時間増分まで解の収束性が保証されている。時間増分 dt を1分程度にとれば、本解析法による解と次式の厳密解との差は認められず一致した。

$$t = \frac{1}{\beta E(n-1)} (\sigma^{-n+1} - \sigma_0^{-n+1}) \quad \dots\dots\dots(24)$$

ここに、 σ_0 : 初期応力

一方、上述の変化を考慮しない場合 $[C_c]$: なし、十分に小さな時間増分に対してのみ解の収束性は保証されるがその精度は $[C_c]$ を採用したものに比べて劣る。

Fig. 4 は1次元定温応力緩和の解析結果と実験結果⁶⁾を

Fig. 4 Comparison of solution by the present method with analytical one

比較したものである。これらはよく一致しており、この温度域における応力除去焼きなましの機構がべき乗則でよく表らわされることが判る。

通常、応力除去焼きなましは対象とする溶接継手の温度を漸時保持温度まで加熱していく過程をたどる。このため、昇温中にも弾性係数や降伏応力の低下あるいはクリープひずみの発生により応力の弛緩が起る。これらの影響を調べるため、次のような解析を行なう。棒に初期応力を与え、加熱速度 600°C/hr で熱し、その後保持温度に保つ。この際、棒は熱ひずみを受けない機構になっている。Fig. 5 に示すように、解析結果は全熱履歴に対して田中ら⁶⁾の実験とよく一致している。400°C 以下での応力の低下は弾性係数の減少による見掛けのものであるが、400°C 以上では弾性係数の変化から予測される値よりもさらに低い値を示しており、クリープひずみ発生の影響が表らわれている。なお、本解析例では応力

Fig. 5 Transient stresses during heating and holding stages in stress relief annealing

Fig. 6 Effect of heating rate in stress relief annealing

は全熱履歴に対して弾性域にあり降伏応力の低下による応力の減少は見られなかった。

Fig. 6 は同じ問題で加熱速度の影響を調べたものである。Inst. Heat で表わされる曲線は瞬間的に昇温させたときの応力の変化を示している。これはクリープひずみが全く発生していないため、弾性係数の低下による見掛けの応力減少である。従って、室温に冷却すれば応力は再び元の値に回復する。このことから、実質の応力弛緩量はこの曲線と実際の加熱速度に対応する曲線との差で与えられる。例えば、加熱速度 $600^{\circ}\text{C}/4\text{ hr.}$ の場合、 600°C で応力の弛緩量は約 16.0 kg/mm^2 (室温にもどせば 33.6 kg/mm^2 の弛緩量に相当) であることが判る。

3.2 斜め Y 開先拘束割れ試験片の解析

平面応力問題への適用例として、斜め Y 開先拘束割れ試験片の溶接開始から応力除去焼きなましに到る力学的挙動を本解析法により統一的に解析する (Fig. 7)。著者らはすでにこの試験片の溶接によって生じる熱弾塑性挙動を解析³⁾しているが、これによると移動熱源によって生じる残留応力と瞬間熱源によるものとの間に本質的な相違はない。そこで、ここでは問題を簡明にするた

め、溶接はスリット間で瞬間的 (3000 cal/cm) に行なわれるものとし、変態の影響は考えない。開先は Fig. 7 に示すようにモデル化している。材料は前節と同じ H.T. 60 であり、クリープ特性は母材と溶着金属とは同一であり ((23) 式, Fig. 2), 応力除去焼きなましのための昇温速度は 600°C/hr. とした。

Fig. 8, 9 は溶接から焼きなましに到る全熱サイクル

Fig. 7 y-slit type restraint weld cracking specimen and its mesh division for analysis

Fig. 8 Transient stresses during not only welding stage but also heating and holding stages in stress relief annealing

Fig. 9 Stress profile and yield surfaces during welding and stress relief annealing

Fig. 10 Variation of welding residual stress distribution during annealing
(a) σ_x at the section $X=0$ (b) σ_y at the section $Y=0$

に対する試験片中央要素 A の応力の変化を示す。これを見ると、溶接後の温度変化が激しい間は σ_x と σ_y の応力比は降伏曲面に沿って大きく変化しているが、試験片全体の温度差が小さくなるにつれ、この応力比は変化しなくなることが判る。Fig. 9 の R.T. は溶接後室温まで冷却したときの残留応力を示す。その後、焼きなましのため試験片全体を保持温度まで均一に加熱するが、この過程で応力比はほぼ一定であり、降伏曲面の中心に向かって応力が減少している。

Fig. 10 (a), (b) はそれぞれ $X=0$ における σ_x , $Y=0$ における σ_y の溶接残留応力分布と焼きなまし中の応力分布の減少を示す。焼きなまし完了後、試験片は室温まで冷却されるが、もしこの過程でクリープひずみが生じなければ焼きなまし後の残留応力分布は図の対応する分布の値に弾性係数の比 E_R/E_T (E_R , E_T : それぞれ室温、保持温度における弾性係数) を乗ずることによって得られる。これにより、Fig. 8 に示されている焼きなまし中の y 方向応力 σ_y の室温における換算値 σ_y^R を Fig. 11 に示す。これから判るように、温度が 300°C になるまではクリープひずみはほとんど生じておらず、温度が 300°C から 600°C に上昇する間に応力は 72 kg/mm^2 から 52 kg/mm^2 に減少している。また、 600°C で1時間保持中の応力の弛緩量は上述の昇温中の弛緩量とほぼ同じであり、1時間から2時間に到る保持中にはほとんど緩和されていない。従って、保持時間をこれ以上長くしても意味がないことが判る。

4. 結 言

本論文では、著者らは有限要素法に基づく熱弾塑性解析法にクリープひずみの影響を組入れ、この種の問題に対する定式化を行なった。この解析法により、調質型 H.T. 60 材の応力除去焼きなましの力学的挙動を解析した結果、以下の結論を得た。

(1) 本解析法により溶接開始から応力除去焼きなましに至る全熱履歴に対して、統一的に力学的挙動を解析することができる。

(2) 本解析法では、クリープ現象中の材料の機械的性質などの温度依存性も考慮することができる。

(3) クリープ則としては任意のものが採用でき、材料のクリープ挙動を表すものとして適正なクリープ則が採用されれば、焼きなましのための昇温中および保持中とも精度の高い解析を行なうことができる。

(4) クリープ定数や応力の時間増分間の変化を考慮 ($[C_2]$ 有り) すれば、本法による解の収束性はかなり大きな時間増分に対して保証される。一方、クリープ則の数学的表示の関係でこれらの変化が考慮できない場合、時間増分は十分小さくとる必要がある。

(5) 平面応力場において、焼きなまし中の試験片の温度が均一であれば、対称軸上の応力比 σ_x/σ_y は焼きなましの全過程でほとんど変化しなかった。

参 考 文 献

- 1) 上田, 山川: 有限要素法による熱弾塑性挙動の解析, 本誌 42-6 (1973) 567-577, Trans. JWS, 2-2 (1970) 90-100, IIW Doc. X-616-71

Fig. 11 Resulting residual stress produced at room temperature after annealing

- 2) 上田, 高橋, 福田, 中長: 極厚板の多層突合せ溶接における過渡および残留応力, 本誌 44-6(1975) 466-474, IIW Doc. X-698-73, Trans. of JWRI (Welding Research Institute of Osaka University, Japan), 3-1 (1974) 59-67
- 3) 上田, 福田, ロー: スリット溶接による残留応力の発生機構に関する研究, 本誌 44-7(1975) 580-587, IIW Doc. X-734-74, Trans. of JWRI, 3-2 (1974) 33-40
- 4) 山田, 岩田: 熱粘弾性問題の有限要素法解析, 日本鋼構造協会マトリックス構造解析法研究発表論文集, 5 (1971), 561-569
- 5) Y. Fujita, T. Nomoto and A. Aoyagi: A Study on Stress Relaxation due to Heat Treatment, IIW Doc. X-697-73
- 6) 田中, 小幡: 応力除去焼鈍に関する研究(第1-5報), 本誌, 36-2 (1967) 140-145, 36-2(1967) 222-226, 36-7 (1967) 720-727, 39-1 (1970) 49-54, 39-2 (1970) 147-152
- 7) N.A. Cyr and R.D. Teter: Finite Element Elastic-Plastic-Creep Analysis of Two-Dimensional Continuum with Temperature Dependent Material Properties, Computers & Structures, 3 (1973) 849-863
- 8) Y. Ueda and K. Fukuda: Analysis of Welding Stress Relieving by Annealing based on Finite Element Method, Trans. of JWRI, 4-1 (1975) 37-45

新 刊 書 紹 介

書 名: **Die Verfahren der Schweißtechnik**

編 者: Deutscher Verband für Schweißtechnik, Düsseldorf

発行所: Deutscher Verlag für Schweißtechnik, Düsseldorf

溶接法ハンドブックとでも訳すべき出版物で、ていさいはバインダ式のカード・ファイルになっていて、1つの方法について1枚のカードで説明されており、全カード数は117枚である。ここでは金属の圧接、金属の融接、プラスチックの溶接、ろう付け、接着、溶射、切断、加熱処理および歪取り作業の9項目が対象になっている。それぞれの方法について各種工業材料への適否、適用できる板厚、自動化の可能性などの簡潔な一覧表がついており、これは所定の材料について適切な溶接法を選定する場合に便利であろう。またここに使われている説明図および説明文は明確で要を得たもので、ある方法にはじめて接する人達にも、容易に理解されるよう配慮したあとがうかがわれる。

内容としては、現在ふつうに用いられている溶接法のほか、磁場回転アークによる圧接および融接、電磁圧接、異種金属継手の特殊鍛接および冷間圧接、光ビーム溶接およびろう付け、レーザ・ビームによる精密切断、微小部品の溶接、電子ビームろう付け、線爆溶射などの新しいものが収録されている。

このように、これは溶接および関連作業の全ぼうを理解し、材料の適用性をあくする上で、使い方によっては、きわめて便利なハンドブックといえよう。

(三重大学 玉置 維昭)