

論 文

UDC 621.771.261 : 539.4.014

圧延 H 形鋼の残留応力発生機構の解析*

日下部 俊**・三原 豊***

Analysis of Residual Stresses in Hot-Rolled H-shapes

Takashi KUSAKABE and Yutaka MIHARA

Synopsis:

The generating mechanism of residual stresses in hot rolled H-shapes is studied to estimate the magnitude of residual stresses through numerical methods. A method for computation of the internal stresses from the temperature distribution throughout the cooling process is reported. The following results are obtained.

(1) The magnitude and the distribution of residual stresses are estimated through a simplified two-dimensional model using the finite difference methods. The computed distributions of temperature during cooling and the residual stresses agree well with the experimental results.

(2) The principal cause for the formation of residual stresses is the large temperature difference between the flanges and the web during cooling. The maximum amount of difference ($T_1 - T_3$) max. between the temperature at the flange-center and the web-center during cooling is the main factor to decide the magnitude of residual stresses.

(3) Shapes geometry has a large effects on magnitude of residual stresses. When the shape is geometrically similar, the larger shape has larger residual stresses. When the width and height is the same, the H-shapes with smaller t_1/t_2 has larger residual stresses. t_1/t_2 is the ratio of thickness of web (t_1) and that of flange (t_2).

(4) The effects of initial temperature difference ($T_1 - T_3$) on the residual stresses is very large. When the initial temperature difference is large, the residual stresses becomes large.

However, the level of initial temperatures has little effects on residual stresses when the temperature difference is fixed.

1. 緒 言

近年、土木、及び建築、技術の発達はいちじるしく、超高層ビルや高架高速道路に見られるような、大形の建築物がさかんに構築されるようになった。このような大形の構築物に使用される柱や梁は、その使用性能上軽くて断面係数の高い素材が必要とされ、これらの要求を満たす大形 H 形鋼にたいする需要が増加している。しかし、生産性の高い熱間圧延により製造された H 形鋼には、フランジ部に引張り、また、ウェーブ部には圧縮の残留応力が存在しており、取り扱いの上で悪影響を与えている。一般に H 形鋼として断面性能のすぐれたウェーブ高さが高く、 t_1/t_2 (ウェーブ板厚/フランジ板厚)の小さな大形 H 形鋼には、大きな残留応力が存在しており、つぎのようなことが問題となる。たとえば、

(1) 切断加工時の曲がり

(2) 梁材、柱材として曲げ性能および座屈耐力の劣化

(3) 溶断時の割れなどがあげられる。

しかし、現在まで H 形鋼の残留応力に関する報告は少なく 2~3 の文献が見られるだけである¹⁾²⁾³⁾。そこで筆者らは H 形鋼に存在する残留応力に関する一連の研究を行ったが、本報告では H 形鋼における残留応力発生機構を解析し、実際の H 形鋼に発生している残留応力状態を把握すると同時に、計算による残留応力値の予測方法について検討した。また別報⁴⁾に、(1)残留応力の発生防止と軽減法、および、(2)残留応力に起因する問題点について報告する。

2. 残留応力の発生機構

通常圧延 H 形鋼は、分塊圧延機および粗圧延機により作られるビーム・ブランクをユニバーサル・ミルとエッジ

* 昭和 53 年 7 月 31 日受付 (Received July 31, 1978)

** 日本鋼管(株)技術研究所(現:鉄鋼技術部) (Technical Research Center, Nippon Kokan K. K., Now Iron and Steel Technology Department 1-1-2 Marunouchi Chiyoda-ku 100)

*** 日本鋼管(株)技術研究所 (Technical Research Center, Nippon Kokan K. K.)

ング・ミルからなる圧延機により熱間で圧延されたのち冷却床で冷却されて製品となる。このような製造過程で、残留応力の発生原因となると考えられる部分として

(1) 不均一な塑性変形を受ける圧延過程。

(2) 圧延と冷却の過程において生ずるウェーブとフランジの温度不均一。

といった2つの原因過程が考えられる。しかし、圧延中の材料温度は1000~1200°Cの高温にあり、フロー・ストレス (Flow Stress) も低く、残留応力値に見られるような20kg/mm² といった高い応力を内部に含むことは不可能である。また、圧延終了時の温度もウェーブで700°C、フランジで900°C前後であり、十分に再結晶温度以上でストレス・リリース (Stress-Relief) に使用される温度よりも高い。それゆえ、(1)については残留応力発生の原因とは考えられず、(2)の項目が主要因となっているものと考えられる。

そこで圧延材が冷却床に到達してから室温にいたるまでに、温度不均一を生じさせる要因となる項目を検討し、これら要因の残留応力に与える影響および残留応力の算出方法について検討した。

3. 残留応力の計算

3.1 温度解析

先述のごとく、圧延H形鋼に発生する残留応力の主要因は、冷却過程での温度不均一である。それゆえ、熱間圧延材の熱残留応力を計算により求めるには、圧延終了直後より室温にいたるまでに部材のたどる温度および応力の履歴を調べる必要がある。一般に複雑な境界条件や定数条件下で温度変化を解析的に求めることは不可能である。そこで、ここでは差分法による数値解析法により温度変化を電子計算機を用いて計算した。

3.1.1 熱伝導方程式とその解法

本報告に用いる記号をつきに示す。

x, y, z : 直角座標 (cm) $\Delta x, \Delta y$: x, y 方向の分割長さ (cm)

n : 表面に垂直な方向の座標 (cm), T : 温度 (°C),

T_0 : 室温 (20°C)

T_{atm} : 周囲温度 (°C), λ : 熱伝導率 (kcal/m·h·°C)

H : 熱伝達係数 (kcal/m²·h·°C), Q : 発熱量 (kcal/m³·h)

C_p : 比熱 (cal/g°C), α : 線膨張率 (°C⁻¹)

ρ : 密度 (g/cm³), E : ヤング率 (kg/mm²)

ν : ポアソン比, ϵ : 歪, ϵ^T : 熱膨張歪

ϵ^E : 弾性歪, $\Delta\epsilon$: 歪増分, σ : 応力 (kg/mm²)

ρ_Y : 降伏応力 (kg/mm²), ϵ_{YRT} : 室温降伏応力

(kg/mm²)

t : 時間 (s), i, j : x, y 方向の格子分割点

k : 時間分割点

ここで、 $T_{i,j,k}$, $\alpha_{i,j,k}$, $E_{i,j,k}$, $\sigma_{i,j,k}$, $\epsilon_{i,j,k}$ などのサフィックスは i, j 点における k 時の値を示す。

材料内部の微小立方体内への熱の流出入と発熱、内部エネルギーを考えることによる3次元熱伝導方程式として(1)式が導かれる。

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right) + Q = \rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} + \frac{E}{1-2\nu} \left(\frac{\partial \epsilon_x}{\partial t} + \frac{\partial \epsilon_y}{\partial t} + \frac{\partial \epsilon_z}{\partial t} \right) \dots \dots \dots (1)$$

これは一般化されたフーリエ (Fourier) の式と呼ばれ、材料の内部において成立する。一方材料表面の境界条件は(2)式が成立する。

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial n} = H \cdot (T - T_{atm}) \dots \dots \dots (2)$$

これは、しばしば、ニュートン (Newton) の冷却法則と呼ばれている。

(1)式(2)式を解析的に解くことは不可能であるが、下記に示す仮定を設けることにより比較的容易に数値解を求めることができる。

仮定

(1) 冷却時の境界条件および圧延仕上げ材の初期値が既知である。

(2) 材料の軸方向の熱流はないものとし、2次元問題として取り扱う。

(3) 境界条件は、材料の2対称軸に関しても対称である。

(4) 材料は等方体で、その物理定数は温度の関数として既知である。

(5) 材料内部に熱源がなく、表面での熱伝達係数が既知である。

以上5つの仮定のもとで(1)式は(3)式のように書き換えられる。

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial y} \right) = \rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} \dots \dots (3)$$

さらに

(6) λ は位置に関しては弱い関係しか有さないと考えれば

$$\frac{\partial \lambda}{\partial x} \cong 0, \frac{\partial \lambda}{\partial y} \cong 0$$

$$\lambda (\partial^2 T / \partial x^2) + \lambda (\partial^2 T / \partial y^2) = \rho C_p \partial T / \partial t \dots \dots (4)$$

となる。(2)式(4)式を用いて数値解を求めるため、形鋼の断面を格子状に分割し、差分法により解を求めた。一般にこのような非定常伝導方程式を差分法にて解

くには、 $(k+1) \times \Delta t$ 時間後における (i, j) 点の温度 $T_{i,j,k+1}$ を $k \times \Delta t$ 時における 5 点の既知温度 $T_{i-1,j,k}$ $T_{i,j,k}$ $T_{i+1,j,k}$ $T_{i,j-1,k}$ $T_{i,j+1,k}$ (i, j, k はおのおの正の整数) より求める方法が普通である。しかし、この方法によれば、解の安定性の上から時間分割 Δt と、格子間隔 $\Delta x, \Delta y$, 各定数 λ, ρ, C_p の間には(5)式で表わされるような制限がおかれる⁵⁾。

$$\Delta t \leq \frac{1}{2\lambda/\rho C_p \cdot (1/\Delta x^2 + 1/\Delta y^2)} \dots\dots\dots (5)$$

いま、炭素鋼については $\lambda/\rho \cdot C_p \cong 270 (\text{cm}^2/\text{h})$ であるので $\Delta x, \Delta y = 1.5 \text{ mm}$ とすれば、 $t \leq 0.1 \text{ s}$ となり 1 min の冷却をシミュレートするのに少なくとも 600 回以上、1 h では 3600 回以上繰返し計算を行う必要がある。それゆえ、時間分割、格子分割を小さくすれば、大型高速電子計算機を用いても大変な面倒な計算となる。実際にエクспリシット法により計算を行った場合、1 h の冷却計算を行うのに約 30 min~1 h の計算時間が必要であり、実用に適さない方法であることがわかった。そこで IAD 法 (Implicit Alternating Difference) と呼ばれる特殊な差分法を用いて計算を行った。この方法は $(k+1) \Delta t$ 時間後における温度を知るのに $T_{i,j,k+1}$, $T_{i-1,j,k+1}$, $T_{i+1,j,k+1}$, といった 3 つの未知温度と、 $T_{i,j,k}$, $T_{i,j-1,k}$, $T_{i,j+1,k}$ の 3 つの既知温度の間に方程式をたて、すべての点につき連立させて解を求める方法である。この方程式系の係数マトリックスは、対角行列とその上下を除きすべてゼロになるため、解は比較的簡単に得られる。この方法の特徴は、分割する格子間隔 ($\Delta x, \Delta y$) および時間分割の長短によらず安定的な解が得られることであり、時間間隔も大きくとれ、エクспリシット法に比べ大変に少ない繰返し計算により解が得られる。我々の行った計算では、応力計算を含め、約 3.6 min にて 1 h の冷却をシミュレート計算することができた。ただし、格子点の数は 185 個であった。なお計算に際して最初 x 方向の 3 つの温度 $T_{i,j,k+1}$, $T_{i-1,j,k+1}$, $T_{i+1,j,k+1}$ を未知温度にすれば、つぎの時間ステップでは、 y 方向の 3 つの温度 $T_{i,j,k+2}$, $T_{i,j-1,k+2}$, $T_{i,j+1,k+2}$ を未知温度として取り、交互に未知温度の方向を変えて計算を行った。

3.2 熱的物理定数

(1)~(5)式に含まれる熱的定数 (λ, C_p, H) はおのおの温度依存性を有している。Fig. 1, Fig. 2, Fig. 3 に炭素鋼 (0.2%C 程度) について温度依存性を示す。材料表面での熱伝達係数は、対流および、放射の効果を含んでいるが、このうちフランジやウェーブの内側における熱放射は相互に妨げられる。それゆえ、計算において

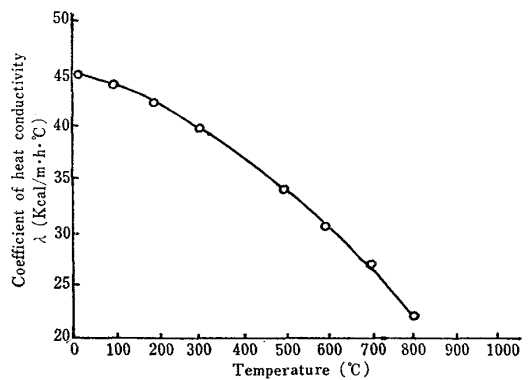


Fig. 1. Dependence-on-temperature of heat conductivity. Solid curve represents the relationship used in the computations.

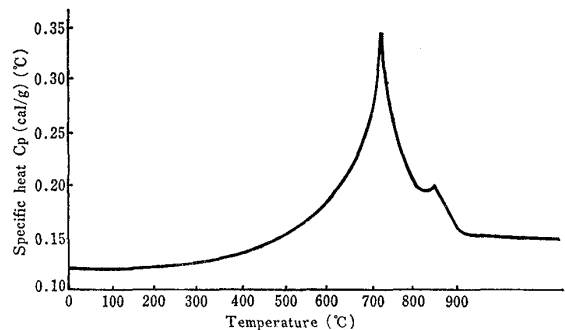


Fig. 2. Dependence-on-temperature of specific heat. Solid curve represents the relationship used in the computations.

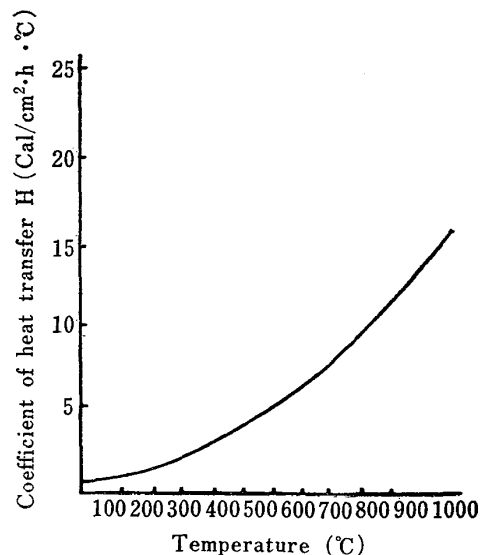


Fig. 3. Dependence-on-temperature of heat transfer. Solid curve represents the relationship used in the computations.

は、ウェーブとフランジの内側における熱伝達係数を、形状による減少因子ランバート (Lambert) の余弦法により考慮した。ある時間 t_k から t_{k+1} に移る際の温度変

化を計算するとき用いる物理定数値は、 t_k と t_{k+1} 時における温度の平均値を用い計算した。しかし、 t_{k+1} 時の温度を求める場合、この温度は不明である。それゆえ、最初 t_{k-1} と t_k 時温度から t_{k+1} 時の温度を直線にして外挿し、この第 1 近似温度を用い物理定数を計算し、これを用いて t_{k+1} 時の第 2 近似温度を求める。さらに第 2 近似温度から物理定数を計算し、これより第 3 近似温度を求める。このような計算を数回繰返し温度が収束したところで t_{k+1} 時の温度を決定した。

3.3 熱応力計算

熱応力計算法については多くの論文が発表されているが、複雑な条件下において解を求めることは困難であり、いくつかの仮定を設ける必要がある。計算にあたっては以下に述べる 4 つの仮定を設け計算を行った。

- (1) 材料は全温度範囲について、完全弾塑性体である。
- (2) 機械的物理定数は、温度の関数として既知である。
- (3) H形鋼の縦方向応力のみを考える。(一軸応力)
- (4) 断面は平面を保持する。

いま材料の温度が、 $T_{i,j,k}$ より $T_{i,j,k+2}$ に変化したとすれば、その部材は熱膨張のため(6)式で表される $\Delta \epsilon^{T_{i,j,k+1}}$ だけ伸びる。

$$\Delta \epsilon^{T_{i,j,k+1}} = \alpha_{i,j,k+1} \cdot (T_{i,j,k+1} - T_0) - \alpha_{i,j,k} \cdot (T_{i,j,k} - T_0) \dots\dots\dots (6)$$

両端が固定されていない場合、内部歪は平均的伸びから偏差分の値である。それゆえ、内部の歪 $\Delta \epsilon_{i,j,k+1}$ は(7)式により与えられる。

$$\Delta \epsilon_{i,j,k+1} = - \frac{\iint \Delta \epsilon^{T_{i,j,k+1}} \cdot dx \cdot dy}{\iint dx \cdot dy} + \epsilon^{T_{i,j,k+1}} \dots\dots\dots (7)$$

一方、温度変化をうける以前に $\epsilon^{E_{i,j,k}}$ ($\rho_{i,j,k}/E_{i,j,k}$) なる残留歪が存在する場合、温度変化後の (i, j) 点における歪は(8)式のとおりとなる。

$$\epsilon_{i,j,k+1} = \epsilon^{E_{i,j,k}} - \Delta \epsilon_{i,j,k+1} \dots\dots\dots (8)$$

それゆえ (i, j) 点の熱応力は(9)式のようになる。

$$\sigma_{i,j,k+1} = \begin{cases} E_{i,j,k+1} \times \epsilon_{i,j,k+1} \\ IF |E_{i,j,k+1} \times \epsilon_{i,j,k+1}| \leq \sigma_y \\ SIGN(\epsilon_{i,j,k+1}) \cdot \sigma_y \\ IF |E_{i,j,k+1} \times \epsilon_{i,j,k+1}| \geq \sigma_y \end{cases} \dots\dots\dots (9)$$

ただし、(9)式で与えられる応力では、断面内力の釣合条件が満たされない。それゆえ、(9)式で与えられる応力を積分した平均応力 R を計算し、

$$R = \frac{\iint \sigma_{i,j,k+1} dx \cdot dy}{\iint dx \cdot dy} \dots\dots\dots (10)$$

R が $1/100$ (kg/mm²) 以下になるまで $\epsilon_{i,j,k+1}$ を(11)式で修正し、

$$\epsilon_{i,j,k+1} = \epsilon_{i,j,k+1} + R/2 \cdot E_{i,j,k+1} \dots\dots\dots (11)$$

(11)式を(8)式に代入して、繰返し計算を行った。

3.4 機械的物理定数

ここでは(6)~(9)式中に用いた線膨張係数 $\alpha_{i,j,k}$ 、降伏応力 σ_y 、 $\rho_{i,j,k}$ 、弾性定数 $E_{i,j,k}$ はいずれも温度依存性を示す。計算にあたっては、Fig. 4, Fig. 5, Fig. 6, 9) のカーブを用いた。以上計算手法を順次述べたが、この計算のフロー・チャートを Fig. 7 に示す。

4. 計算結果

前述の計算方法を用い CDC 3 600 および CDC 6 600

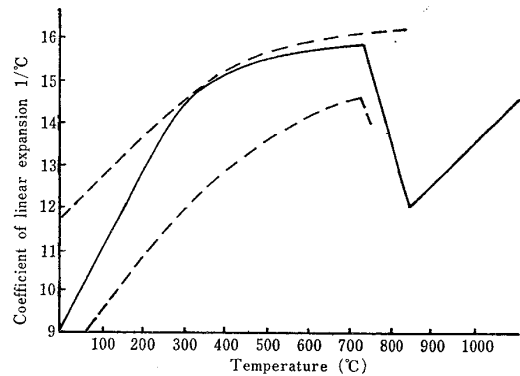


Fig. 4. Dependence-on-temperature of Coefficient of linear expansion. Upper and lower bonds for test data of steel found in a literature survey are indicated with dashed curves in the diagram. Solid curve represents the relationship used in the computations.

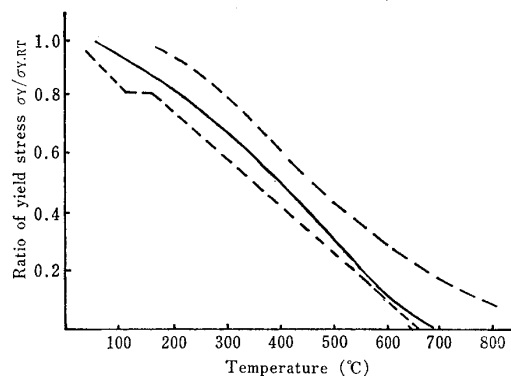


Fig. 5. Dependence-on-temperature of yield stress. Upper and lower bonds for test data of steel found in a literature survey are indicated with dashed curves in the diagram. Solid curve represents the relationship used in the computations.

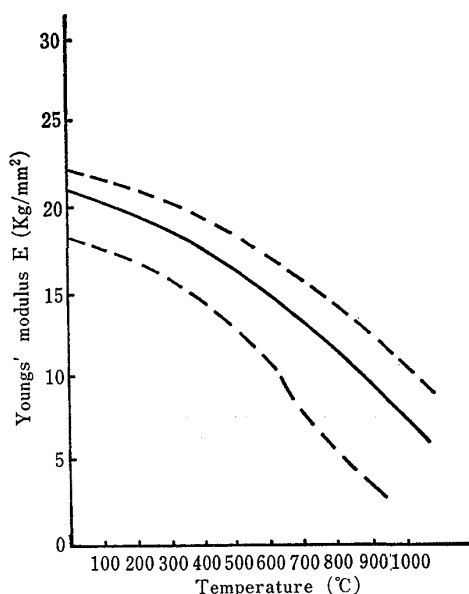


Fig. 6. Dependence-on-temperature of Youngs modulus. Upper and lower bonds for test data of steel found in a literature survey are indicated with dashed curves in the diagram. Solid curve represents the relationship used in the computations.

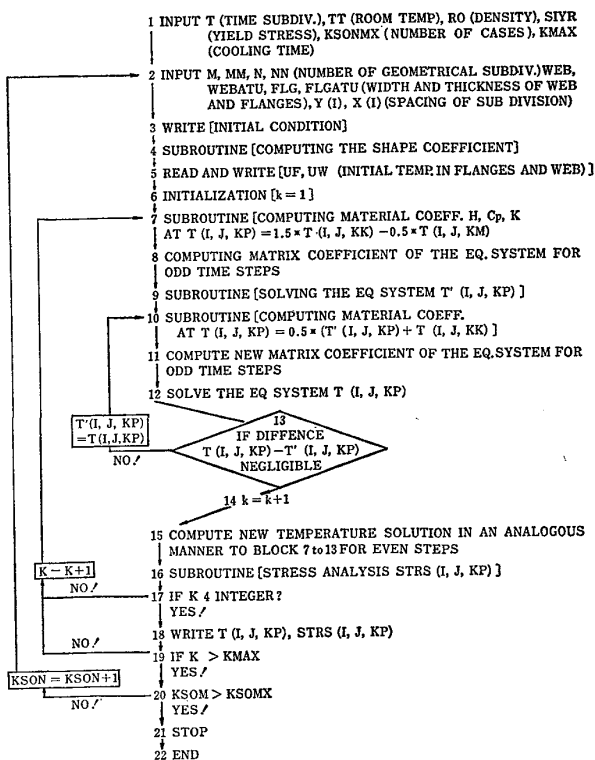


Fig. 7. Short flow diagram of the computer program for temperature and stress analysis (IAD methods).

電子計算機により計算を行つた。用いた時間分割は、1 hを130に分割し、とくに初期の温度変化の大きいところでは時間分割を短かくし、そののち等差級数的に時間

分割の幅を長くした。断面の分割は 1/4 断面を 185 個の要素に分割した。

4.1 1000°C 均一温度状態から冷却した場合

4.1.1 計算結果と実測値の比較

前章までH形鋼に発生する残留応力の予測計算法に關し述べてきたが、この方法の妥当性を検討するため、912×302×18/34, H形鋼 (6m) を大形加熱炉内で 1000 °C (20min 間保持), 均一状態に加熱, 空冷させた場合の温度変化, 残留応力分布の実測値と, 計算値を比較した。Fig. 8に 1000°Cより空冷したときの温度変化を示す。このときの測温には, ランド・パイロメータを使用した。図中実線 T_1 は, フランジ外面の計算温度変化であり, 0印は実測値である。また実線 T_3 は, ウェーブ中央部表面の計算による温度変化で×印は実測値である。温度の実測はランド・パイロメータを用いたため450 °C以下の温度測定は不可能であつた。しかし, 450°Cまでの実測値は計算値とよい一致を見ており, 温度計算方法の妥当なことがわかる。フランジ, ウェーブ部の冷却速度は異なり, 肉のうすいウェーブ部が早く冷却される。このようにして生ずる温度の不均一をあらわすパラメータとして, フランジ中央部の温度 T_1 と, ウェーブ中央部の温度 T_3 の差を考えた。Fig. 9に $(T_1 - T_3)$ の変化を示す。図からあきらかなごとく, $(T_1 - T_3)$ は初期にゼロであるが, 冷却の進行と共に $(T_1 - T_3)$ の値は増加し, ウェーブ部, フランジ部が変態点にいたれば, $(T_1 - T_3)$ は, おのおの極大値, 極小値を有し, 再度最大値を有したのち, 室温にいたつている。このように変態点の影響により, $(T_1 - T_3)$ に複雑な変化が与えられる。つぎに 1000°Cより空冷した場合の残留応力分布の計算値と実測値 (コンタクト・ゲージ)⁴⁾ 法について比較した。

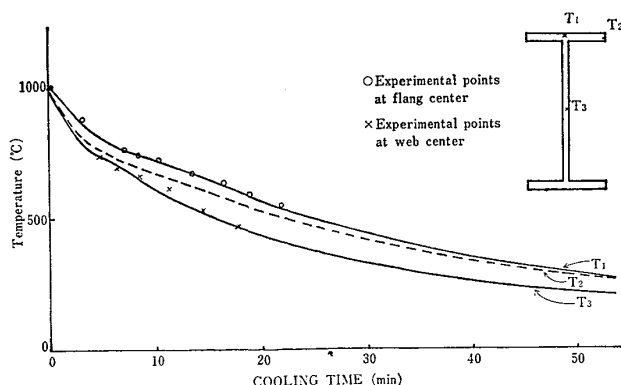


Fig. 8. Changes of temperature during natural cooling of 912×302×18/34 wide flange beam from the uniform temperature 1000 °C. T_1, T_2, T_3 are temperature at the center of flange at the end of flange and at the center of web respectively. All the lines are theoretical.

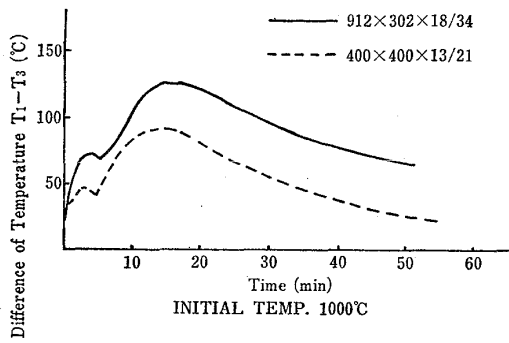


Fig. 9. Variation of temperature difference (T_1-T_3) during natural cooling of a wide flange beam from uniform temperature 1000°C.

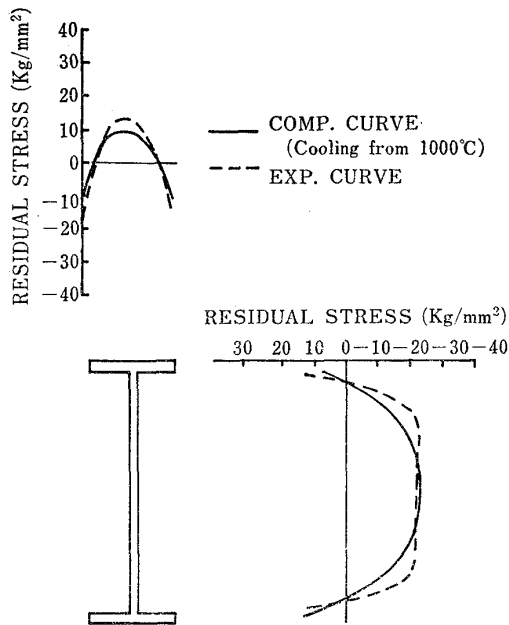


Fig. 10. Residual stress distribution in a 912×302×18/34 wide flange beam.

Fig. 10に実測値(破線)と計算値(実線)を合せ示す。両者とも類似の分布を有し、フランジ中央部で引張りの10kg/mm²程度、ウェーブ中央で圧縮の-20kg/mm²程度の残留応力値となつている。図に見られるごとく、フランジ部で数kg/mm²実測値の方が大きく、またウェーブでの分布が両者が少し異なるようであるが、中央部での絶対値はほぼ等しく、これらの計算方式により十分に圧延H形鋼に発生する残留応力を予測し得るものと考えられる。

4.1.2 残留応力に与える寸法効果

前項において残留応力の予測計算法につき、その妥当性を確認した。ここでは計算により残留応力値に与える寸法効果について検討した。計算の条件は各種寸法のH形鋼を1000°C均一状態より自然冷却した場合であり、

Table 1. Residual stress and maximum temperature difference after cooling from a 1000°C uniform temperature.

Specimen size (mm)	t_1-t_2	Residual stress in the web center (kg/mm ²)	Maximum temperature difference (T_1-T_2) (°C)
912×302×18/34	0.528	-13.0	145
400×400×13/21	0.620	-18.0	95
200×200×6.5/10.5	0.620	-13.0	63
200×200×8/15	0.533	-16.1	78
498×432×45/70	0.644	-9.6	56

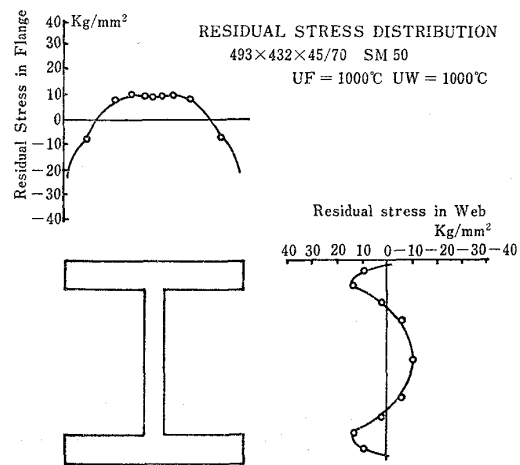


Fig. 11. Calculated residual stress distribution in the 498×432×45/70 Jumbo H-beam cooled from uniform temperature 1000°C: the value shown in the Fig. are average across thickness.

その際に発生するウェーブ中央部の残留応力値と、冷却過程で生ずるフランジ中央部 T_1 、ウェーブ中央部 T_3 の差 (T_1-T_3) の最大値と残留応力を Table 1 に示す。表に見られるごとくほぼ同じサイズの場合 (T_1-T_3)_{max} の大きいほど残留応力値は大きく (T_1-T_3)_{max} が残留応力値を左右する重要な因子となることが考えられる。また、(1) 同一の t_1/t_2 (ウェーブ板厚/フランジ板厚) のH形鋼では大形の方が大きな残留応力が発生している。(2) 同一のフランジ幅、ウェーブ高さのH形鋼については t_1/t_2 の小さな方が大きな残留応力が発生している。(3) また、フランジ板厚、ウェーブ板厚のとくに大きなジャンボHサイズについては残留応力値が小さく出ている。Fig. 11. しかし、これは板厚内で平均化した値を示したものであり、実質上、板厚内で残留応力値に大きな差があるためである。Fig. 12 にジャンボH内の2次元の残留応力分布を示す。図に見られるごとく、フランジ外面と内部で 15kg/mm² 以上の差がある。

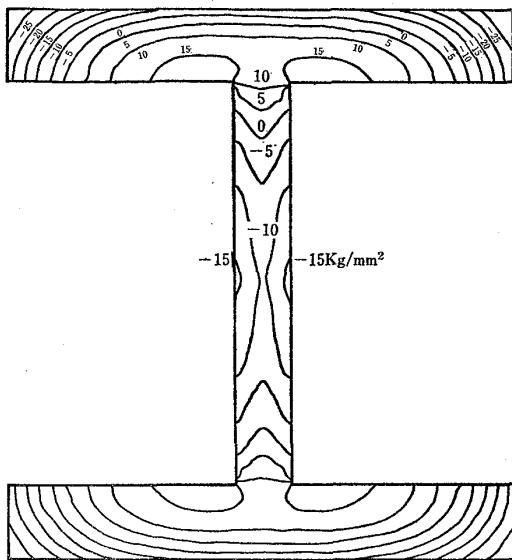


Fig. 12. Computed two-dimensional residual stress distribution in Jumbo H(498×432×45/70) cooled from temperature 1000°C...natural cooling.

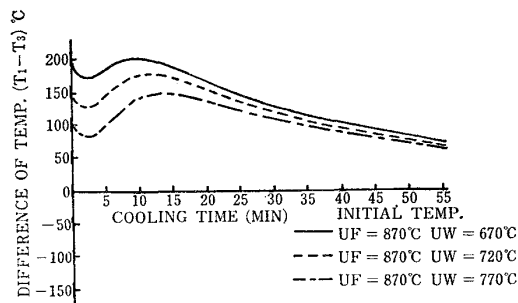


Fig. 13. Temperature difference (T_1-T_3) of 912×302×18/34 wide flange beams cooled from different temperature.

4.2 ウェーブとフランジ間に初期温度差がある場合

前項で 1000°C 均一状態からH形鋼が冷却される場合を取り扱ったが、熱間圧延されるH形鋼は、圧延中のロールとの接触、ロール冷却水のウェーブ面への上乗りなどにより圧延中に冷却の不均一があり、圧延終了時のウェーブとフランジ間には、すでに温度差が生じている。そこで冷却開始時の温度差の影響を見るため、912×302×18/34H形鋼の初期温度を、つぎの3ケースについて計算した。なお、計算においては、フランジ全体およびウェーブ全体がそれぞれ一定の温度 UF , UW であると仮定した。

- (1) $UF=870^\circ C$ $UW=770^\circ C$ (2) $UF=870^\circ C$ $UW=720^\circ C$ (3) $UF=820^\circ C$ $UW=670^\circ C$

おのおののケースにおける冷却過程における温度変化は Fig. 13 に示すように類似しており、初期温度差が大きいほど (T_1-T_3) の最大値も大きくなっている。Fig.

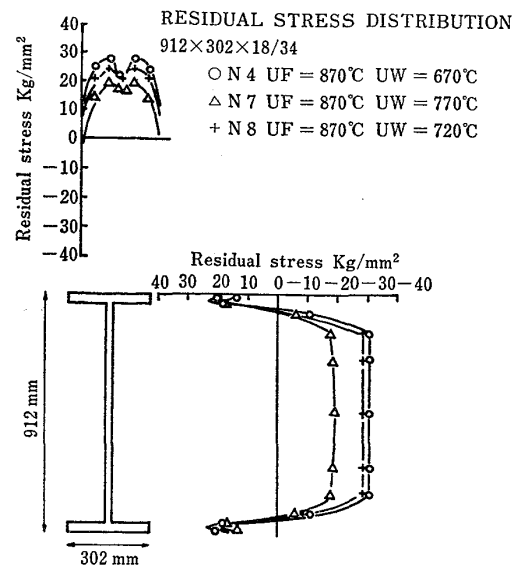


Fig. 14. Residual stress distribution cooled from different temperature.

14 に上記3ケースの場合に発生する残留応力分布を示す。ウェーブ、フランジの残留応力分布は、初期温度差の少ないほど、残留応力値は小さくなっている。さらに初期温度の高低が残留応力値に与える影響を見るため、初期温度差を 200°C 一定とし、つぎの3ケースについて計算を行った。(1) $UF=930^\circ C$ $UW=730^\circ C$ (2) $UF=870^\circ C$ $UW=670^\circ C$ (3) $UF=820^\circ C$ $UW=620^\circ C$

この場合、各ケースとも、発生する (T_1-T_3)_{max}には差はなく、同様に発生する残留応力値に差はなかつた。それゆえ、この程度の温度範囲では、初期温度の高低が、あまり残留応力値に影響を与えないものと考えられる。

以上熱間圧延H形鋼に発生する熱的残留応力発生機構、予測計算法および計算値について述べてきたが、その結果つぎの事柄がわかつた。

- (1) 単純化された2次元モデルを用い、冷却過程をシミュレーション計算を行うことによつて、最終的に発生する残留応力を予測しうる。
- (2) 残留応力発生の主要因は、冷却中に発生する温度不均一であり、とくにフランジ中央部温度 T_1 と、ウェーブ中央部温度の差 (T_1-T_3) の最大値が残留応力を決定する大きな因子となつている。
- (3) 残留応力に与える形状の影響は大きく、 t_1/t_2 が等しい場合、ウェーブ高さが高い大形のH形鋼ほど、大きな残留応力が発生する。またフランジ幅、ウェーブ高さが等しい場合、 t_1/t_2 の小さい方が大きな残留応力が発生する。
- (4) 冷却開始時にウェーブとフランジ部に温度差が

ある場合、その温度差の大きい方が残留応力値は大きい。しかし、温度差が等しく、絶対値が900~700°C(フランジ部)の範囲では残留応力値には差はない。

以上、残留応力の発生について、その実態があきらかにされたが、今後これら発生の抑制、除去、および残留応力の害悪について検討する必要がある。

文 献

- 1) 日下部俊, 三原 豊: 塑性加工シンポジウム (1972), p. 61
- 2) N. G. BOCHKOV, M. V. GUTNIK, and Ya. S. GALLAI Stal', (1972), p. 1016
- 3) J. B. LEAN, Trans. ISIJ, 11 (1971), p. 733
- 4) 日下部俊, 三原 豊: 鉄と鋼, 65 (1979), p. 1383
- 5) 例えば, 甲藤好郎 「伝熱工学」(1964), p. 30 [養賢堂]
- 6) 同 上, p. 43
- 7) G. D. スミス著, 藤川洋一訳 「電子計算機による偏微分方程式の解法」(1971), p. 155 [サイエンス社]
- 8) 「金属材料の物理定数に関する資料」 日本材料学会高温強度部門委員会資料 (1970)
- 9) "Physical constants of some commercial steels at elevated temperature" (1979) p. 1953 [Butterwarths scientific publication] (1953)