

論 文

© 1983 ISIJ

圧延 H 形鋼の残留応力解析

吉田 博*・佐々木 徹*²・近藤 信行*田中 智夫*³・橋本 隆文⁴

Analysis of Residual Stress in Rolled H-beam

Hiroshi YOSHIDA, Tooru SASAKI, Nobuyuki KONDO,

Tommo TANAKA, and Takafumi HASHIMOTO

Synopsis :

To analyze residual stress in rolled H-beams, a numerical method for the prediction of temperature and thermal stress has been developed by taking phase transformation into account. Temperature during cooling and residual stress calculated by the present method agree well with the measured ones.

The influence of finishing temperature and sectional size on residual stress is investigated by using the method. The results obtained are as follows ;

- (1) The larger the thickness ratio of flange to web (t_f/t_w) is, the higher the stress is.
- (2) The larger the difference in finishing temperature between web and flange ($T_{f0}-T_{w0}$) is, the higher the stress is.
- (3) The larger the ratio of sectional area of flange to web (S_f/S_w) is, the lower the tensile stress in flange is and the larger the compressive in web is.
- (4) The smaller the amount of non-transformed phase (austenite amount) in web is and the larger the amount in flange is at finishing rolling, the higher the stress is.
- (5) The larger the compressive stress in web is and the larger the ratio of inner width to thickness in web (B_w/t_w) is, the more frequently the web buckling occurs.

1. 緒 言

熱間圧延加工により製造される H 形鋼には、フランジに引張り¹⁾ ウェブに圧縮の残留応力が存在しており、これが大きい場合にはウェブ波による不良品の発生、加工時の形状不良および割れ、構造部材としての耐力の低下など種々の問題を引き起こす。この残留応力の発生原因は、ユニバーサル仕上げ圧延機 (U_F) 通過直後のフランジとウェブの温度差 (仕上げ温度差) およびそれ以後の冷却速度差と考えられており、種々の残留応力軽減法が提案されている。例えば U_F 前工程でのフランジ水冷¹⁾ あるいは放熱防止板によるウェブ鏡保温²⁾、 U_F 後のフランジ水冷³⁾ あるいはウェブ保温 (ガス炎加熱³⁾、保温材載荷²⁾、冷却床上での H 形鋼の密着配列などが提案されている。しかし、これらの方法を残留応力軽減に有効に使用するためには、 U_F 後の H 形鋼断面各部の

冷却曲線とそれに伴う熱応力を定量的に把握する必要があるが、冷却中の各部でのそれらを実測することは不可能であり、どうしても計算に頼らなければならない。しかしながら、従来発表されている計算⁴⁾⁵⁾ では温度および熱応力に大きな影響を及ぼす相変態現象を厳密に取り扱っていない欠点がある。すなわち、変態による発熱を無視しており、また計算に必要な各物性値 (比熱、熱伝導度、熱膨張係数など) を変態組織割合とは無関係とし温度の関数のみであるとしている。一方、冷却中の変態現象が把握できると、温度、熱応力ばかりでなく室温における材質も予測可能となり、冷却制御あるいは熱処理 (焼準、調質) による材質制御にも大いに活用できる。そこで著者らは変態も温度、熱応力と同時に計算する手法の開発を行い、これにより種々の仕上げ温度および断面寸法を有する H 形鋼について残留応力の解析を行った。

昭和 56 年 4 月本会講演大会にて発表 昭和 57 年 3 月 23 日受付 (Received Mar. 23, 1982)

* 川崎製鉄(株)技術研究所水島研究部 (Mizushima Research Department, Research Laboratories, Kawasaki Steel Corp., 1 Mizushimakawasakidori Kawasaki 712)

*² 川崎製鉄(株)技術研究所 (Research Laboratories Kawasaki Steel Corp.)

*³ 川崎製鉄(株)技術研究所水島研究部 工博 (Mizushima Research Department, Research Laboratories, Kawasaki Steel Corp.)

*⁴ 川崎製鉄(株)水島製鉄所 (Mizushima Works, Kawasaki Steel Corp.)

2. 計算方法

冷却中の熱応力とひずみを計算するには各時間での断面内の温度分布を知る必要がある。しかしながら、断面各部の冷却曲線を詳細に実測することは困難であるため、計算によりこれらを求めた。また、相変態による膨張、発熱が温度、熱応力に大きな影響を与えるので、これも同時に計算した。なお、計算法の詳細については、著者らの既報⁶⁾を参照されたい。

2.1 温度の計算法

相変態による発熱項を含んだ Fourier の 2次元熱伝導方程式（長手方向の熱流を無視）を IAD 法（Implicit Alternating Direction Method）と呼ばれる特殊な差分法⁷⁾を用いて断面内の温度分布を計算した。

2.2 熱応力とひずみの計算法

材料が長くて板厚が薄いので長手方向のみの応力とひずみを考え、しかも横断面（長手方向に垂直な断面）は平面を保持するという仮定を設けて計算を行った。ひずみとしては、熱収縮量を示す熱膨張ひずみ、応力と直接関係する弾性ひずみ、および熱応力が材料の降伏点以上になれないという制限条件から求まる塑性ひずみが存在する。

2.3 ウェブ波発生判定法

ウェブの圧縮残留応力が大きくなると、平坦度が確保できなくなり、ウェブの波打ち現象（ウェブ波）が現れ、製品として使用できなくなる。このウェブ波発生の判定はウェブの平均圧縮熱応力と板の臨界座屈応力との比較により行うことにした。板の臨界座屈応力 σ_{cr} は均一な圧縮応力で座屈する場合には次式で与えられる⁸⁾。

$$\sigma_{cr} = \frac{E \cdot \pi^2}{(1-\nu^2)} \left(\frac{h}{b} \right)^2 \dots\dots\dots (1)$$

ここで、 ν : ポアソン比 (0.27), h : 板厚 (ウェブ厚)
 b : 均一圧縮応力が作用する幅

計算により求めたウェブの圧縮応力の幅を b とし、その平均値 $\bar{\sigma}$ と (1) 式で計算した σ_{cr} とを比較し $\bar{\sigma}$ のほうが大きければ座屈（ウェブ波を発生）すると考える。

2.4 相変態の計算法

変態計算には、等温変態曲線（TTT 曲線）を利用して任意の冷却曲線に対する変態挙動を計算する手法⁹⁾を用いた。これは、冷却曲線を階段状の温度-時間曲線で近似し、変態状態が TTT 曲線上のどの位置にあるかを計算により追跡する方法である。ただし、その時に必要な TTT 曲線はオーステナイト (γ) 粒度、化学成分の

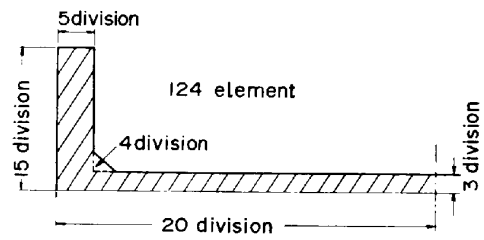


Fig. 1. Division for the calculation in 1/4 section of H-beam.

関数として与える¹⁰⁾。また、変態開始の判定は SCHEIL の手法¹¹⁾を用いる。

2.5 分割条件

断面分割は 1/4 断面を Fig. 1 に示すように 124 格子点に分割し、温度変化の激しい所では分割が細かく、ゆるやかな所では粗くなるようにくふうした。また、フィレット部（R部）は面積が等しい 2 等辺直角三角形で近似した。

時間分割も温度変化の激しい時間域では短く、ゆるやかな時間域では長くなるようにくふうした。

2.6 物性値

温度計算に必要な物性値（比熱¹²⁾、変態潜熱¹²⁾¹³⁾、熱伝導度¹⁴⁾）および熱応力計算に必要な物性値（平均線膨張係数¹⁵⁾¹⁶⁾、ヤング率¹⁷⁾、降伏応力¹⁸⁾¹⁹⁾）の温度依存性は既報⁶⁾ および参考文献^{12)~19)}を参照されたい。

表面での熱の流出入を計算するために必要な熱伝達率 H （空冷時）は、Stefan-Boltzmann の法則から導かれるふく射によるもの H_{rad} と対流によるもの H_{conv} (7.5 kcal/m²·h·°C)²⁰⁾ の和で与えた。

また、ウェブ表面およびフランジ内面では熱放射が互いに妨げられるため熱伝達率を補正する形状係数 F を考慮した (Fig. 2 参照)。

$$H = F(H_{rad} + H_{conv}) \dots\dots\dots (2)$$

$$H_{rad} = \epsilon_m \cdot C_s \cdot \{ (T_s + 273)^2 + (T_{atm} + 273)^2 \} (T_s + T_{atm} + 546) \dots\dots (3)$$

$$0.5F_c \{ \cos(\theta_{w1}) + \cos(\theta_{w2}) \} \quad \text{(web surface)}$$

$$F = \begin{cases} 1 - 0.5F_c \cdot \cos(\theta_R) & \left\{ \frac{y}{Y} + 0.5F_c \cdot \cos(\theta_R) \right\} \\ & \text{(flange inner surface)} \\ 1 & \text{(other surface)} \end{cases}$$

$$\dots\dots\dots (4)$$

$$F_c = \begin{cases} 0.8 & \text{\{ E type (細幅) H形鋼 \}} \\ 1.0 & \text{\{ B type (広幅) H形鋼 \}} \end{cases} \dots\dots\dots (5)$$

ここで、 ϵ_m : ふく射率, C_s : Stefan-Boltzmann 定数, T_s : 表面温度, T_{atm} : 雰囲気温度
 ただし、 ϵ_m の値は文献²¹⁾²²⁾ および冷却時の実測表

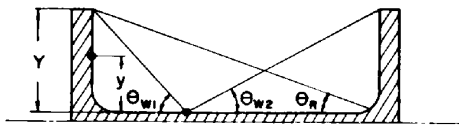


Fig. 2. Geometric factors for the calculation of heat transfer coefficient.

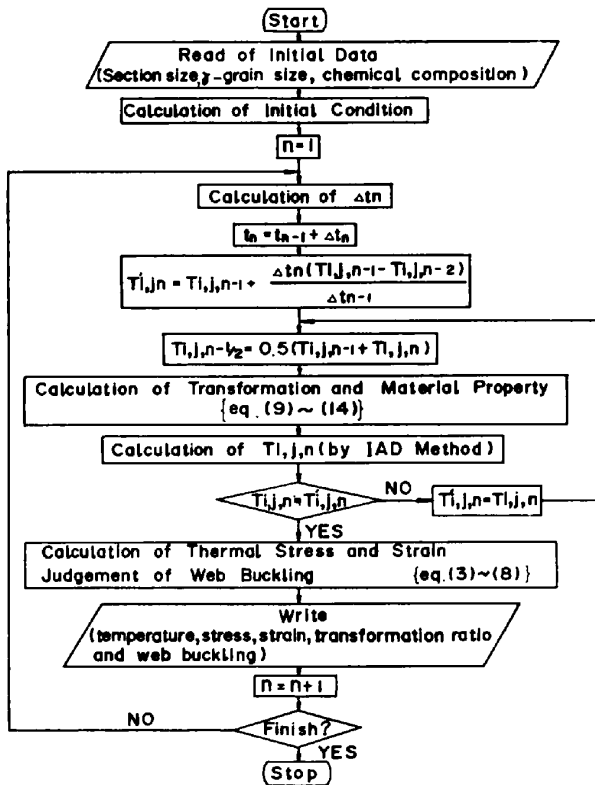


Fig. 3. Whole flow chart of the computer program for the analysis of temperature, stress, strain, transformation and web buckling.

面温度を参考にして決定した。

2.7 計算の全体の流れ

計算全体の流れを Fig. 3 に示す。

いま、時間 t_{n-1} までのすべての状態が計算できているとし、 t_n の状態を計算することを考える。まず、 t_n における断面各部の温度を予測し、この予測温度 $T'_{i,j,n}$ を使って変態量と物性値（温度および熱応力計算に必要な）を求める。次に、IAD 法を用いて温度を計算し、この温度 $T_{i,j,n}$ と $T'_{i,j,n}$ とを比較してほぼ等しければ熱応力、ひずみの計算およびウェブ波の判定を行い、次のステップ ($n=n+1$) へ進む。もし、 $T_{i,j,n}$ と $T'_{i,j,n}$ とが異なる場合は $T'_{i,j,n}$ を $T_{i,j,n}$ と置き換えて変態および物性値の計算からやり直す。すなわちこの計算法によると、温度と変態量が実質上同時に決定できることになる。

3. 計算値と実測値との比較

計算は H 形鋼断面各部で冷却中の温度、熱応力が求まるが、実測では表面部の冷却曲線と室温における熱応力（残留応力）しか測定できないので、それらと計算値を比較した。

3.1 冷却曲線

ウェブ高さ 200 mm、フランジ幅 200 mm、ウェブ厚 8 mm、フランジ厚 12 mm の断面寸法の H 形鋼 (H : 200 × 200 × 8 × 12) を 500 mm 長さで切断し、長手方向中央部（切断端面から 250 mm 位置）のフランジ幅 1/4 の外表面およびウェブ中央表面に CA 熱電対を取り付けた。これをバッチ炉で加熱し、フランジ 1025°C、ウェブ 985°C の状態で炉から抽出し放冷した時の冷却曲線を測定した。また、現場圧延 H 形鋼 (H : 912 × 302 × 18 × 34) についても、 U_F 通過後にテーブル上で静止し、放射温度計でフランジ幅 1/4 の外表面およびウェブ中央表面の冷却曲線を測定した。鋼種は両者とも SS 41 (C : 0.20%, Si : 0.18%, Mn : 0.70%), オーステナイト粒度番号は冷却後の組織から推定して前者は 6.0、後者は 8.5 であった（変態計算を行うためには成分、オーステナイト粒度が必要）。

同一条件における計算値と比較した結果を Fig. 4, Fig. 5 に示す。計算値としては本法と従来法⁴⁾⁵⁾の両方について示す。ただし、圧延材の計算 (Fig. 5) では、 U_F 通過直後に平衡状態図で計算されている量だけ $\gamma \rightarrow \alpha$ 変態が進行していると仮定している。従来法では、相変態に対する考慮としては平衡状態の各相比率に対応した見掛けの比熱（変態潜熱を含む）および熱伝導度を使用している。図より明らかなように、本法による計算値は相変態による停滞も含めて実測値とよく一致しているが、従来法では計算値と実測値の完全な一致は得られず、特に変態時の冷却停滞時期のずれが大きい。

3.2 室温における熱応力（残留応力）

現場圧延 H 形鋼の中で残留応力が大きくウェブ波が発生しやすい大形サイズ（鋼種 SS 41）について、残留応力の計算値（本法と従来法）と実測値の比較を行った。その結果を Fig. 6 に示す。計算は U_F 通過直後から開始し、その時の熱応力、ひずみは 0 と仮定する。

図より本法による残留応力の計算値と実測値はよく一致しているが、従来法による計算値は実測値よりも大きくなるのがわかる。ただし、R 部近傍のウェブの圧縮残留応力だけは、本法においても計算値が実測値よりも大きくなる傾向が認められる。これは計算では U_F 通過直後の温度分布を無視し、フランジ均一 (T_{f0})、ウェブ均

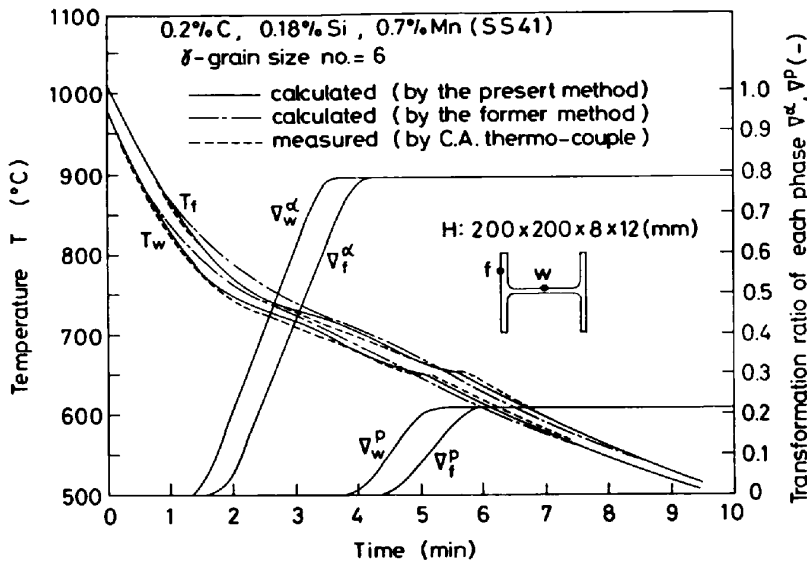


Fig. 4. Comparison between calculated and measured surface temperatures in a 200×200×8×12 mm H-beam.

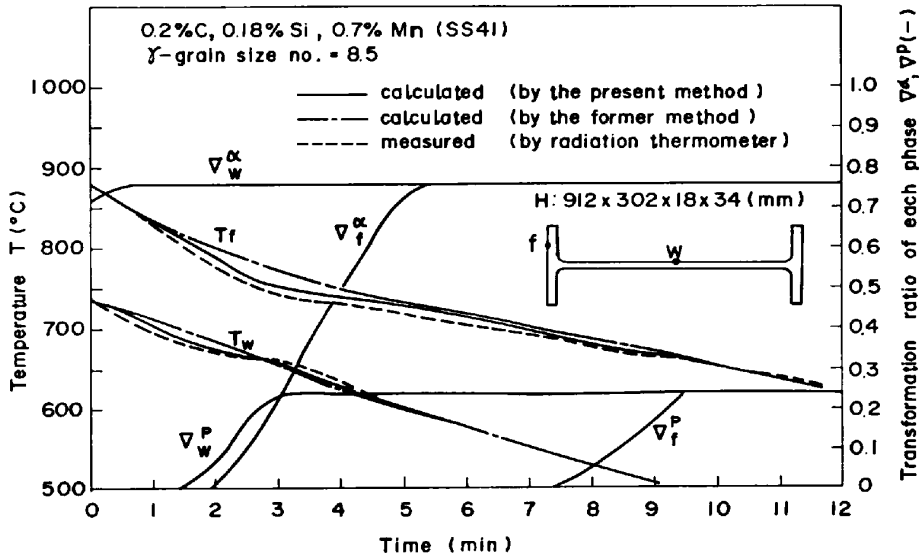


Fig. 5. Comparison between calculated and measured surface temperatures in a 912×302×18×34 mm H-beam.

一 (T_{w0}) としているが、実際にはR部近傍のウェブでは大きな温度分布を有しているためである。

以上の結果より、相変態を考慮した本計算法によりH形鋼の残留応力解析が精度よく行えることが明らかになった。

4. 残留応力と断面寸法仕上げ温度との関係

断面寸法および仕上げ温度条件により、残留応力が変化する事はよく知られている。これについて、本計算法により解析を行った。

4.1 設定条件

Table 1 に計算を行った断面寸法および仕上げ温度条件を示す。断面寸法は残留応力、ウェブ波で問題になり

やすい大形サイズのEタイプ(細幅)H形鋼(JIS規格)を選んだ。また、仕上げ温度条件は、 U_F 前工程でのフランジ水冷¹⁾あるいはウェブ鏡保温²⁾を行うことを前提にして決定した。ただし、鋼種はSS41で圧延終了時の γ の粒度番号は8.5とし、 U_F 通過後の冷却は空冷(無処理)とする。

4.2 検討結果

U_F 後の冷却過程でのフランジ幅1/4およびウェブ中央の温度、熱応力、塑性ひずみ、変態比率の計算結果(板厚平均値)の代表例をFig. 7, 8に示す。Fig. 7は仕上げ温度を固定($T_{f0}=850^\circ\text{C}$, $T_{w0}=700^\circ\text{C}$)し、断面寸法を変化させた場合($W_f=300$ mm, $H_w=900, 700, 588$ mm)で、Fig. 8は断面寸法を固定($H:900\times 300$

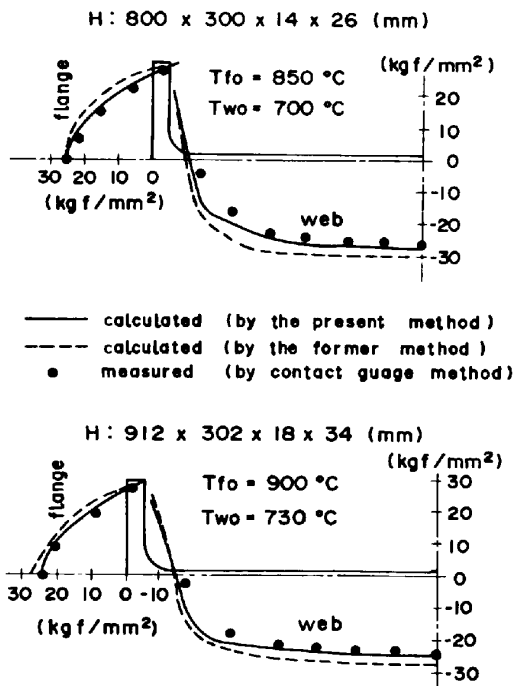
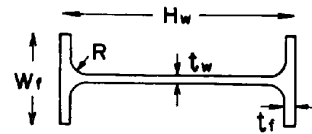


Fig. 6. Comparison between calculated and measured residual stresses in large H-beams.

×16×28 mm) し、仕上げ温度を変化させた場合 (a) $T_{fo}=900^{\circ}\text{C}$, $T_{wo}=750^{\circ}\text{C}$, (b) $T_{fo}=850^{\circ}\text{C}$, $T_{wo}=700^{\circ}\text{C}$, (c) $T_{fo}=800^{\circ}\text{C}$, $T_{wo}=700^{\circ}\text{C}$) の結果である。また、Fig. 7, 8 の室温におけるH形鋼断面各部の熱応力(残留応力)の計算結果(板厚平均値)を Fig. 9 に示

Table 1. Calculation conditions selected to investigate the influence of sectional size and finishing temperature on the residual stress.

Sectional size (mm)					Finishing temperature ($^{\circ}\text{C}$)		
Hw	Wf	t _w	t _f	R	T _{fo}	T _{wo}	T _{fo} -T _{wo}
900	300	16	28	28	750	650	100
800		14	26				
700		13	24				
588		12	20				
600	200	11	17	22	950	700	50
500		10	16				
450		9	14				
400		8	13				



す。

計算結果を要約すると以下の通りである。

- (1) 冷却曲線には、フェライトおよびパーライト変態による冷却停滞が認められる。当然のことながら断面寸法が小さくなるほど冷却が速くなる。
- (2) 熱応力の冷却過程での変化は、フランジで引張→圧縮→引張、逆にウェブで圧縮→引張→圧縮となる。そして仕上げ温度が低く断面寸法が小さくなるほど、そ

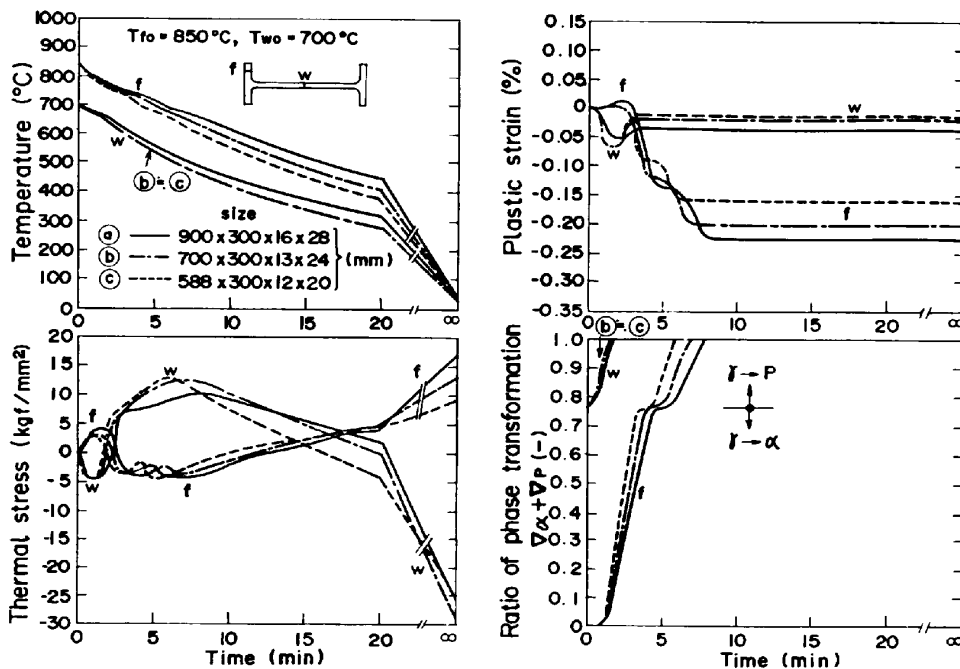


Fig. 7. Changes in temperature, thermal stress, plastic strain and ratio of phase transformation (mean values in thickness) with time during cooling of H-beams under various sectional sizes.

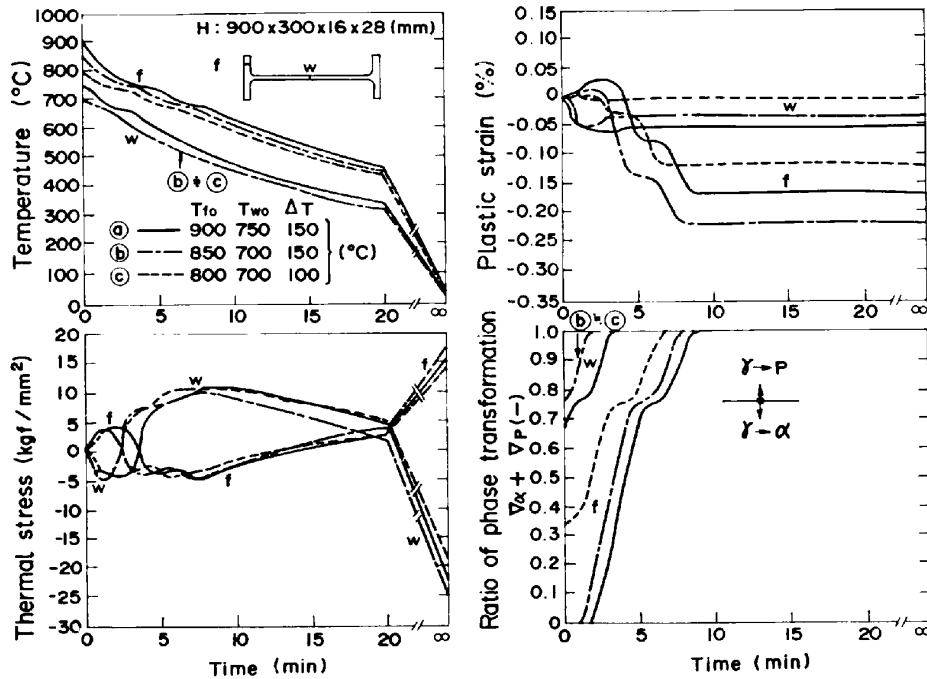


Fig. 8. Changes in temperature, thermal stress, plastic strain and ratio of phase transformation (mean values in thickness) with time during cooling of H-beams under various finishing temperatures.

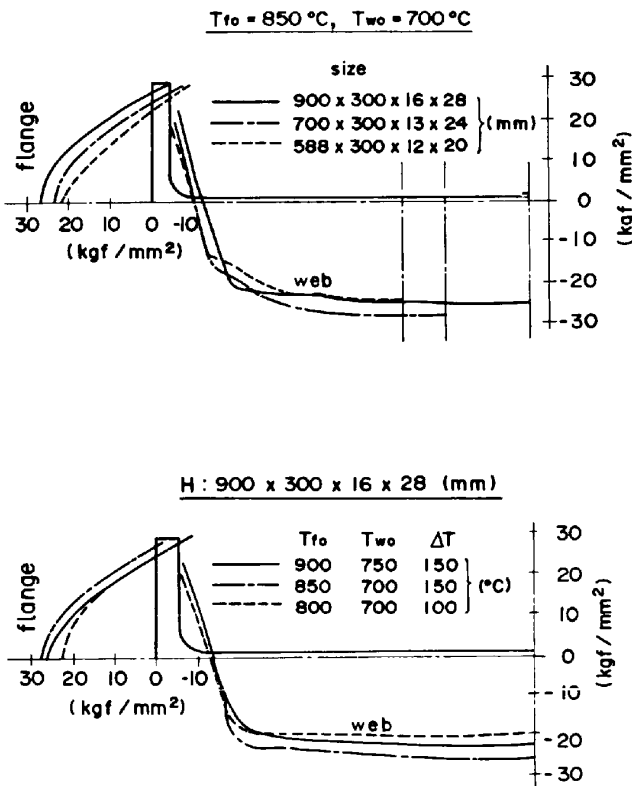


Fig. 9. Residual stresses (mean values in thickness) under various conditions.

の変化は短時間側へ移行する。最初のフランジの引張り、ウェブの圧縮はウェブ変態と、次のフランジの圧

縮、ウェブの引張はフランジ変態と対応している。すなわち、変態は膨張、発熱を同時に伴うため変態速度の速い部分は圧縮応力、遅い部分は引張応力となる。

(3) ウェブ、フランジ変態時のウェブ、フランジの圧縮熱応力の極小値は断面寸法および仕上げ温度に関係なく $-4 \sim -5 \text{ kgf/mm}^2$ とほぼ一定である。これは、変態時に降伏応力に達し、しかもその時の温度がほぼ一定 ($650 \sim 680^\circ\text{C}$) となるためである。

(4) 塑性ひずみの冷却過程での変化は、仕上げ温度が低く断面寸法が小さいほど短時間側へ移行するが、その傾向は同一である。すなわち、ウェブ変態時にはウェブ圧縮ひずみ、フランジに小さな引張ひずみを生じ、フランジ変態時にはフランジに圧縮ひずみ、ウェブに引張方向のひずみを生じる。そして、変態が全断面で終了するとそれ以後、塑性変形は起こらなくなる。

(5) 変態は仕上げ温度が低く、断面寸法が小さいほど速く進行し、断面内では肉厚の薄いウェブのほうが肉厚の厚いフランジよりも速く進行する。

(6) 残留応力分布はフランジが引張り、ウェブが圧縮で、中央部で大きく端部にいくほど小さくなっていき、フランジ先端部では圧縮、フィレット部では引張りとなる。

(7) 断面寸法の大小と残留応力の大小とは一義的には結びつかないが、仕上げ温度条件とは関係があり、フ

ランジとウェブの仕上げ温度差が小さく仕上げ温度が高いほど残留応力は小さくなる。

(8) ウェブ波発生指数 $\bar{\sigma}_w/\sigma_{cr}$ (ウェブの平均圧縮残留応力 $\bar{\sigma}_w$ と臨界座屈応力 σ_{cr} の比) は、今回計算した条件ではいずれも 1 以下となり、ウェブ波は発生しない。

残留応力、ウェブ波が仕上げ温度および断面寸法のような要因と相関があるかを調べるため、本計算法によつて求めたフランジ幅中央の残留応力 $\sigma_{f1/2}$ (断面内で最大の引張り)、ウェブ中央の残留応力 $\sigma_{w1/2}$ (断面内で最大の圧縮)、ウェブ波発生指数 $\bar{\sigma}_w/\sigma_{cr}$ を従属変数とし、これをその時の断面寸法および仕上げ温度の要因で重回帰分析を行った。その結果、最終的に得られた重回帰式を以下に示す。

$$\begin{aligned} \sigma_{f1/2} (\text{kgf/mm}^2) = & -4.61 + 25.9 \\ & * \ln\left(\frac{t_f}{t_w}\right) + 3.79 * \ln(T_{f0} - T_{w0}) \\ & - 11.0 * \ln\left(\frac{S_f}{S_w}\right) - 0.00025 * \Delta T_w^2 \\ & - 0.00052 * \Delta T_f^2 \dots\dots\dots (20) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \sigma_{w1/2} (\text{kgf/mm}^2) = & 28.8 - 36.6 \\ & * \ln\left(\frac{t_f}{t_w}\right) - 6.92 * \ln(T_{f0} - T_{w0}) \\ & + 0.0850 * \Delta T_w + 0.0559 * \Delta T_f \dots\dots\dots (21) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \left(\frac{\bar{\sigma}_w}{\sigma_{cr}}\right) = & -1.36 + 1.14 * \ln\left(\frac{t_f}{t_w}\right) \\ & + 0.154 * \ln(T_{f0} - T_{w0}) + 0.00027 * \left(\frac{B_w}{t_w}\right)^2 \\ & - 0.0200 * \sqrt{\Delta T_w} - 0.00001 * \Delta T_f^2 \dots\dots (22) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \Delta T_w = & \begin{cases} 0 & \text{if } T_{w0} < T_{A1} \\ T_{w0} - T_{A1} & \text{if } T_{w0} \geq T_{A1}, \end{cases} \\ \Delta T_f = & \begin{cases} T_{A3} - T_{f0} & \text{if } T_{f0} < T_{A3} \\ 0 & \text{if } T_{f0} \geq T_{A3} \end{cases} \dots\dots\dots (23) \end{aligned}$$

ここで、 t_f, t_w : フランジ、ウェブの厚み (mm)
 S_f, S_w : フランジ、ウェブの断面積 (mm²)
 T_{f0}, T_{w0} : フランジ、ウェブの仕上げ温度 (°C)
 B_w : ウェブ内幅 (mm)
 T_{A3}, T_{A1} : 平衡状態図でのフェライト変態開始、終了温度 (SS 41 では 849°C, 722°C)

上記の重回帰式の精度は非常によく、重相関数 0.97 ~ 0.99, 標準偏差が残留応力 1.1 ~ 1.2 kgf/mm², ウェブ波発生指数 0.04 であり、それらの簡易予測式として十分使用できる。

重回帰結果より以下のことが明らかとなった。

(1) 残留応力、ウェブ波と相関の強いのは、フランジとウェブの板厚比 (t_f/t_w)、仕上げ温度差 ($T_{f0} - T_{w0}$)、ウェブ仕上げ温度とフェライト変態終了温度との差 ($\Delta T_w = T_{w0} - T_{A1}$)、フェライト変態開始温度とのランジ仕上げ温度との差 ($\Delta T_f = T_{A3} - T_{f0}$) である。また、フランジの残留応力はフランジとウェブの断面積比 (S_f/S_w)、ウェブ波はウェブ内幅とウェブ厚の比 (B_w/t_w) との相関も強い。

(2) (t_f/t_w) が大きいほど、冷却時におけるウェブの熱収縮量がフランジのそれに比べて大きくフランジ変態時にフランジが大きな圧縮塑性変形を受け、残留応力、ウェブ波発生指数は大きくなる。

(3) ($T_{f0} - T_{w0}$) が大きいほど、圧延終了から室温までのフランジとウェブの熱収縮量の差が大きくなるため残留応力、ウェブ波発生指数は大きくなる。

(4) (S_f/S_w) が大きいほどフランジ残留応力は小さくなる。これは、残留応力の断面内の積分値が力の釣合条件から 0 になる必要があるため、フランジおよびウェブの平均残留応力でみると、断面積の大きなフランジのほうが小さな残留応力を生じるからである。 (S_f/S_w) はウェブ中央の残留応力 $\sigma_{w1/2}$ とほとんど相関がなかったが、これは (S_f/S_w) が変化しても $\sigma_{w1/2}$ はあまり変化せず、ウェブの残留応力分布が変化するためである。

(5) ΔT_w が大きいほど、ウェブは未変態量すなわちオーステナイト量が多い状態で圧延が終了し、冷却時の変態膨張によるウェブ圧縮塑性ひずみ量が大きくなるため残留応力、ウェブ波発生指数は小さくなる。

(6) ΔT_f が大きいほど、フランジは未変態量が少ない状態で圧延が終了し、冷却時の変態膨張によるフランジの圧縮ひずみ量が小さくなるため残留応力、ウェブ波発生指数は小さくなる。

(7) (B_w/t_w) が大きいほど、臨界座屈応力 σ_{cr} が小さくなるためウェブ波は発生しやすい。

5. 結 言

相変態を考慮した H 形鋼冷却時の温度と熱応力解析手法を開発し、これによる計算値と実測値がよく一致することを確認した上で、本法により仕上げ温度、断面寸法が残留応力、ウェブ波に及ぼす影響について検討した。その結果、次のことが明らかとなった。

(1) フランジとウェブの板厚比 (t_f/t_w)、フランジとウェブの仕上げ温度差 ($T_{f0} - T_{w0}$) が大きいほど、残留応力は大きく、ウェブ波は発生しやすい。

(2) フランジとウェブの断面積比 (S_f/S_w) が大き

いほど、フランジでの引張残留応力は小さくウェブでの圧縮残留応力は大きくなる。

(3) ウェブ仕上げ温度とフェライト変態終了温度との差 ($\Delta T_w = T_{w0} - T_{A1}$) が大きいほど、すなわちウェブでオーステナイト量が多い状態で圧延が終了したほど、残留応力は小さく、ウェブ波は発生しにくい。

(4) フェライト変態開始温度とフランジ仕上げ温度との差 ($\Delta T_f = T_{A3} - T_{f0}$) が小さいほど、すなわちフランジでオーステナイト量が少ない状態で圧延が終了したほど残留応力は小さく、ウェブ波は発生しにくい。

(5) ウェブ内幅とウェブ厚の比 (B_w/t_w) が大きいほど、ウェブ波は発生しやすい。

(6) フランジおよびウェブの残留応力、ウェブ波発生傾向は上記の因子 (t_f/t_w , $T_{f0} - T_{w0}$, S_f/S_w , ΔT_w , ΔT_f , B_w/t_w) の関数形で表示でき、それらは簡易予測式として十分使用できる。

文 献

- 1) 中内一郎, 市之瀬弘之, 義之鷹雄, 森岡清孝: 鉄と鋼, 67 (1981) 13, S 1043
- 2) 吉田 博, 佐々木徹, 近藤信行: 鉄と鋼, 63 (1977) 11, S 736
- 3) 日下部俊, 三原 豊: 鉄と鋼, 65 (1979) 9, p. 1383
- 4) G. A. ALPSTEN: Thermal Residual Stress in Hot-Rolled Steel Members (Fritz Engineering Laboratory Report No. 337. 3) (1968)
- 5) 日下部俊, 三原 豊: 鉄と鋼, 65 (1979) 9, p. 1375
- 6) 吉田 博, 佐々木徹, 田中智夫, 広瀬勇次: 鉄と鋼, 68 (1982) 8, p. 965
- 7) G. D. SMITH 著, 藤川洋一郎訳: 偏微分方程式の解法 (1970), p. 42 [サイエンス社]
- 8) 弾性安定便覧 (長柱研究委員会編) (1969), p. 401 [コロナ社]
- 9) 伊藤 庸, 坂元祥郎, 佐伯真事, 齊藤吉弘, 滝沢昇一, 東野健夫: 鉄と鋼, 64 (1978) 11, S 806
- 10) 伊藤 庸, 坂元祥郎, 佐伯真事, 船越督己, 荻野泰司, 齊藤吉弘, 東野健夫, 青柳伸男: 鉄と鋼, 65 (1979) 8, A 185
- 11) E. SCHEIL: Arch. Eisenhüttenwes., 8 (1935) 12, p. 565
- 12) 西沢泰二: 日本金属学会会報, 12 (1973) 1, p. 35
- 13) 西沢泰二: 日本金属学会会報, 17 (1978) 10, p. 790
- 14) 連続鋼片加熱炉における伝熱実験と計算法 (熱経済技術部会加熱炉小委員会編) (1971), p. 84 [日本鉄鋼協会]
- 15) H. STUART and N. RIDLEY: JISI (1966), p. 711
- 16) 邦武立郎: 鋼材の冷却 (第 35 回西山記念技術講座), (1975), p. 19 [日本鉄鋼協会]
- 17) 日本鋼構造協会: JSSC, 4 (1968) 33, p. 48
- 18) 酒井 拓, 大橋正幸: 鉄と鋼, 67 (1981) 11, p. 2000
- 19) 作井誠太, 酒井 拓, 沢田裕治: 日本金属学会誌 40 (1976) 12, p. 1284
- 20) 三塚正志: 鋼材の冷却 (第 35 回西山記念技術講座), (1975), p. 99 [日本鉄鋼協会]
- 21) 田村洋一, 湯本修介, 小泉明宏: 第 19 回 SICE 学術講演会 (1980), p. 111
- 22) 鈴木久夫, 大野二郎: 鉄と鋼, 64 (1978) 8, p. 1236