



Title	鋼材の熱間圧延後冷却時の熱応力および形状不良防止に関する研究
Author(s)	吉田, 博
Citation	大阪大学, 1985, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://hdl.handle.net/11094/1532
rights	
Note	

The University of Osaka Institutional Knowledge Archive : OUKA

<https://ir.library.osaka-u.ac.jp/>

The University of Osaka

鋼材の熱間圧延後冷却時の熱応力
および形状不良防止に関する研究

吉 田 博

目 次

第1章 緒 論	1
第2章 熱応力および形状不良に関する解析手法	3
2.1 温度の計算	3
2.2 相変態の計算	6
2.3 熱応力，ひずみ，および形状不良の計算	1 2
2.3.1 ホットストリップとH形鋼の場合	1 2
2.3.2 U形鋼矢板の場合	1 7
2.3.3 丸鋼片の場合	2 0
2.4 物性値の計算	2 6
2.5 計算の全体の流れ	3 2
第3章 ホットストリップ冷却後の平坦度不良の解析	3 4
3.1 まえがき	3 4
3.2 計算条件	3 5
3.3 計算値と実測値との比較	3 7
3.3.1 矩形平板の冷却曲線	3 7
3.3.2 ホットストリップの温度と残留応力	3 7
3.4 冷却後の耳波発生と冷却条件との関係	4 0
3.4.1 設定条件	4 0
3.4.2 計算結果	4 2
3.5 考 察	5 3
3.6 第3章のまとめ	5 5

第4章	圧延H形鋼の残留応力およびウェブ波の解析	5 6
4.1	まえがき	5 6
4.2	分割条件	5 7
4.3	計算値と実測値との比較	5 8
4.3.1	空冷（放冷）時の比較	5 8
4.3.2	断熱材によるウェブ保温時の比較	6 1
4.4	断面寸法および仕上温度と残留応力との関係	6 3
4.4.1	設定条件	6 3
4.4.2	検討結果	6 4
4.5	残留応力軽減法の検討	7 4
4.5.1	設定条件	7 4
4.5.2	計算結果および考察	7 4
4.5.3	フランジ水冷とウェブ保温との比較	8 7
4.6	第4章のまとめ	8 8
第5章	U形鋼矢板の圧延後冷却時の長手方向反りの解析	9 0
5.1	まえがき	9 0
5.2	分割条件	9 1
5.3	計算値と実測値との比較	9 2
5.3.1	均一加熱材	9 2
5.3.2	圧延材	9 5
5.4	反り量に及ぼす仕上温度，冷却姿勢，および反り拘束の影響	9 8
5.4.1	設定条件	9 8
5.4.2	解析結果	9 8
5.5	反り減少法の検討	1 0 2
5.5.1	設定条件	1 0 2
5.5.2	計算結果および考察	1 0 3
5.5.3	圧延後のウェブ水冷と2相域仕上圧延との比較	1 1 1
5.6	第5章のまとめ	1 1 2

第 6 章	熱間圧延太丸鋼片の冷却時の熱応力の解析	1 1 3
6 . 1	まえがき	1 1 3
6 . 2	分割条件	1 1 3
6 . 3	計算値と実測値との比較	1 1 4
6 . 3 . 1	均一加熱材の冷却曲線と残留応力	1 1 4
6 . 3 . 2	圧延材の冷却曲線と残留応力	1 1 7
6 . 4	徐冷条件と熱応力との関係	1 2 0
6 . 4 . 1	設定条件	1 2 0
6 . 4 . 2	計算結果および考察	1 2 0
6 . 5	仕上温度，ビレット径，化学成分と熱応力との関係	1 2 8
6 . 5 . 1	設定条件	1 2 8
6 . 5 . 2	計算結果および考察	1 2 8
6 . 6	第 6 章のまとめ	1 3 5
第 7 章	総 括	1 3 6
謝 辞		1 3 8
参考文献		1 3 9

第 1 章 緒 論

熱間圧延鋼材は、圧延直後の断面内の温度分布（仕上温度分布）およびそれ以後の断面内の冷却速度不均一に起因して冷却時に熱応力を発生し、これに伴い種々の問題を引き起こしている。例えば、熱応力に起因した問題として以下のようなものが考えられる。

(1) ホットストリップ冷却後の平坦度不良

ホットストリップの薄物・広幅材では、仕上圧延機出側から巻き取りまでの形状（平坦度）およびコイラーでの巻き形状が良好でも冷却後に平坦度不良（通常は耳波）を発生する。

(2) 圧延 H 形鋼の残留応力およびウェブ波

圧延 H 形鋼には、肉厚の厚いフランジ部に引張り、肉厚の薄いウェブ部に圧縮の残留応力が存在する。特に、大形サイズ H 形鋼では、残留応力が大きく、著しい場合にはウェブ部で波打ちの平坦度不良（ウェブ波）を生ずる。

(3) U 形鋼矢板の圧延後冷却時の長手方向反り

断面寸法の大きい U 形鋼矢板は、通常冷却姿勢（逆 U 字姿勢）で圧延後の冷却中に上反り（材料先後端の浮き上がり）→下反り（材料長手中央部の浮き上がり）→上反りの 3 段階の変化を示す。

(4) 熱間圧延太丸鋼片の冷却時の内部割れ

連铸ブルーム素材から圧延された太丸鋼片には、断面内に微細な割れが認められる。

これらの問題を解決するためには、圧延後冷却時の断面各部の温度、および熱応力を定量的に把握する必要があるが、冷却中の断面各部でのそれらを詳細に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。

鋼材の温度と熱応力を計算する場合には、必ず相変態現象を考慮する必要がある。なぜなら、相変態は発熱および急激な物性値（比熱、熱伝導度、熱膨張係数、降伏応力など）の変化をもたらすからである。しかしながら、従来発表されている計算では、相変態の冷却速度依存性を無視（平衡状態図を想定）して物性値を温度の関数のみであるとしている^{1)~3)}か、相変態を考慮していても各変態相（フェライト、パーライト、ベイナイト、およびマルテンサイト）の区別およびそれらと物性値との関係を厳密に論じていない^{4)~7)}。また、連続冷却変態図（CCT 図）を利用した相変

態計算法⁸⁾も発表されているが、冷却速度が冷却中に多様に変化する場合（例えば、空冷と水冷との組み合わせ冷却の場合）には使用できない。

筆者は、鋼材の熱間圧延後冷却時の温度と熱応力を相変態を厳密に考慮して解析する手法を開発し、本解析法により熱応力に関係する上記の種々の問題の発生原因およびそれらの防止法について研究してきた。本論文は、それらの研究結果をまとめたものであり、7章から構成されている。

第1章では本論文の目的および全体構成について、第2章では熱間圧延鋼材の冷却時の温度、相変態、熱応力、および形状不良の解析手法について述べた。次の第3章から第6章までは、本手法の適用例を示した。すなわち、第3章は「ホットストリップ冷却後の平坦度不良」について、第4章は「圧延H形鋼の残留応力およびウェーブ波」について、第5章は「U形鋼矢板の圧延後冷却時の長手方向反り」について、本手法を用いてそれぞれの発生原因および防止法を明らかにした。また、第6章では熱間圧延太丸鋼片の冷却時の熱応力解析を行い、圧延後の冷却中および冷却後にどの程度の熱応力が発生しているかを明らかにした。最後に、第7章では本論文の総括を行った。

第 2 章 熱応力および形状不良に関する解析手法

2. 1 温度の計算

熱間圧延鋼材の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、計算により冷却曲線を求める。

長手方向（圧延方向）の熱流を無視し、相変態による発熱を考慮すると、ホットストリップ、H形鋼、およびU形鋼矢板（溝形鋼で近似）については2次元熱伝導方程式が、丸鋼片については1次元熱伝導方程式（円周方向の熱流無視）が導かれる。

$$\frac{\partial}{\partial x}(\lambda \cdot \frac{\partial T}{\partial x}) + \frac{\partial}{\partial y}(\lambda \cdot \frac{\partial T}{\partial y}) + \dot{Q} = \rho \cdot C_p \cdot \frac{\partial T}{\partial t} \quad (2. 1. 1)$$

（ホットストリップ、H形鋼、および鋼矢板の場合）

$$\frac{\partial}{\partial r}(\lambda \cdot \frac{\partial T}{\partial r}) + \frac{1}{r}(\lambda \cdot \frac{\partial T}{\partial r}) + \dot{Q} = \rho \cdot C_p \cdot \frac{\partial T}{\partial t} \quad (2. 1. 2)$$

（丸鋼片の場合）

また、境界条件として次式が成立する。

$$-\lambda_s \left(\frac{\partial T}{\partial r_n} \right)_s = H(T_s - T_{atm}) \quad (2. 1. 3)$$

ここで、 x, y ：直交座標〔mm〕， r ：半径方向座標〔mm〕， T ：材料温度〔℃〕，

t ：時間〔min〕， λ ：熱伝導度〔cal/mm・min・℃〕，

$\dot{Q}$ ：相変態に伴う発熱速度〔cal/g・min〕， ρ ：密度〔g/mm³〕，

C_p ：比熱〔cal/g・℃〕， r_n ：表面に垂直な座標〔mm〕，

H ：熱伝達率〔cal/mm²・min・℃〕， T_{atm} ：雰囲気温度〔℃〕，

添字 s ：表面を意味する添字

(2.1.3)式の境界条件下で(2.1.1)式あるいは(2.1.2)式の熱伝導方程式の解析解を求めることは困難であるので、差分法により数値解を求めた。通常の方法(陽解法)により数値解を求めるには、解の安定性の上から時間分割 Δt 、格子間隔 Δx 、 Δy あるいは Δr 、物理定数 ρ 、 C_p 、 λ 、 H の間に制限が置かれ、安定な解を得るための時間分割を短くする必要があり計算に長時間を要する。それゆえ、(2.1.1)式に対してはIAD法(Implicit Alternating Direction Method)^{9), 10)}、(2.1.2)式に対してはCrank-Nicolson法¹⁰⁾と呼ばれる特殊な差分法(陰解法)を用いて温度計算を行った。陰解法の特徴は、分割する格子間隔や時間分割にあまり影響されず安定な解が得られることにあり、これを用いれば時間分割が陽解法よりも粗くとれるため計算に要する時間が短い。

図2.1.1に通常の方法(陽解法)と陰解法との相違を図式的に示す。陽解法では未知(時間 t_{n+1})の温度をその隣接する既知(時間 t_n)の温度を使って直接計算する。これに対して、陰解法では未知温度と既知温度との関係式を導き、これを未知温度の連立一次方程式に書き換え、この方程式を解くことにより未知温度を計算する。

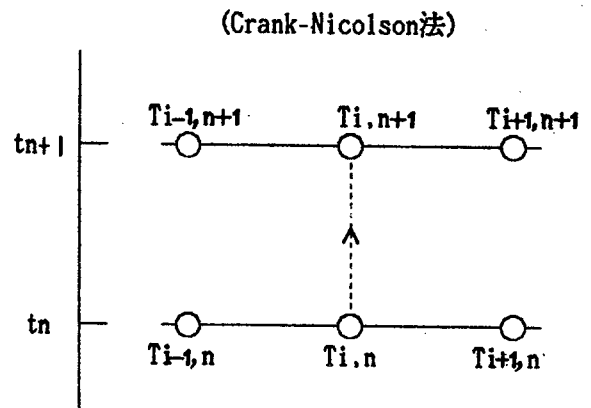
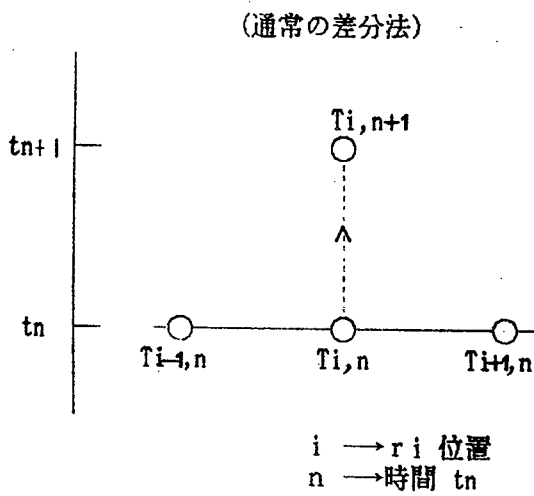
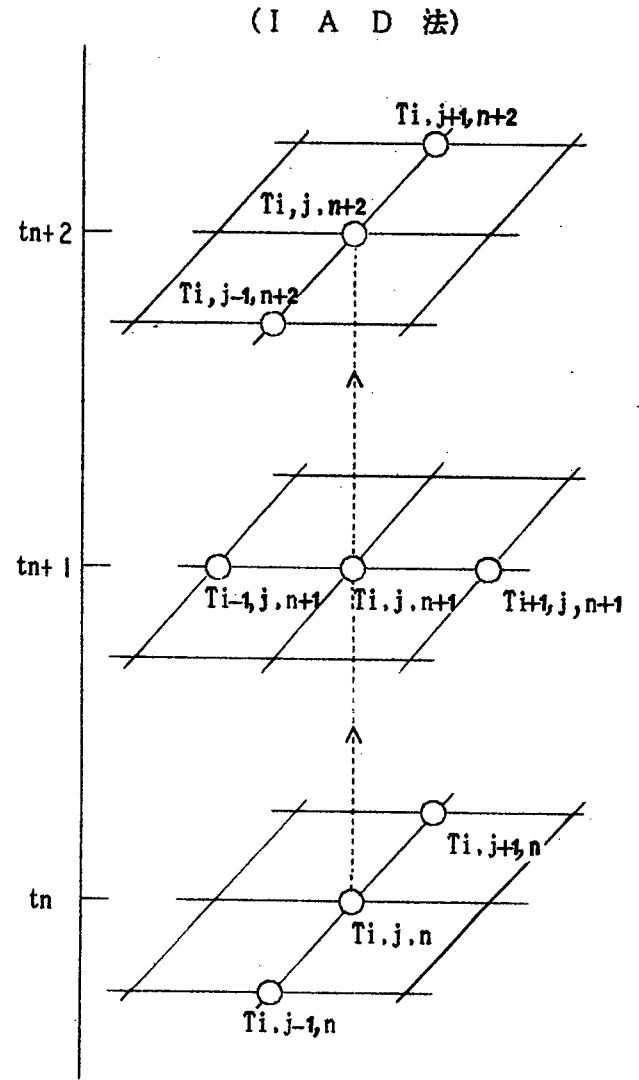
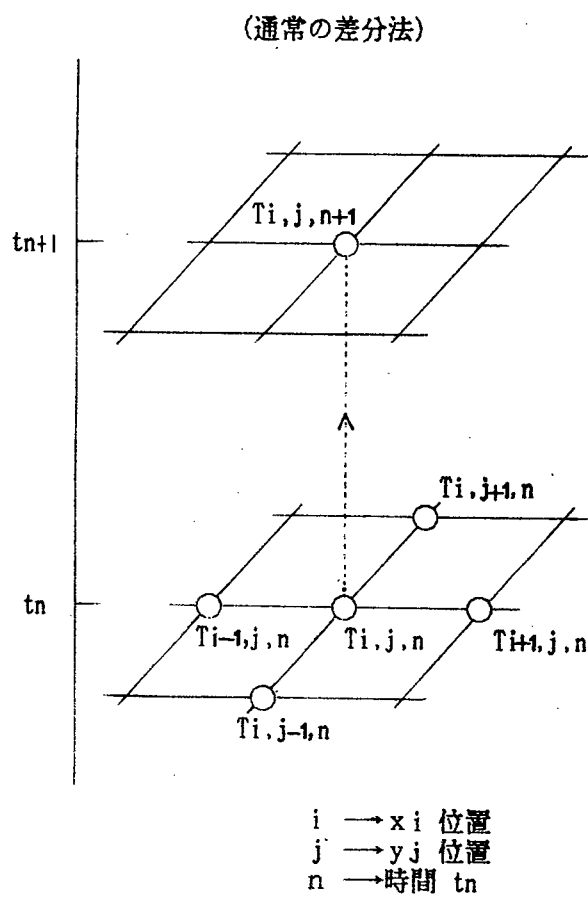


図 2 . 1 . 1 陽解法 (通常の差分法) と陰解法 (I A D 法, Crank-Nicolson法) との相違

2.2 相変態の計算

相変態計算には、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^{11), 12)}を用いた。

変態相（フェイラト α ，パーライトP，およびベイナイトB）の変態開始および終了のTTT曲線を次式で表現する。（図2.2.1参照。）

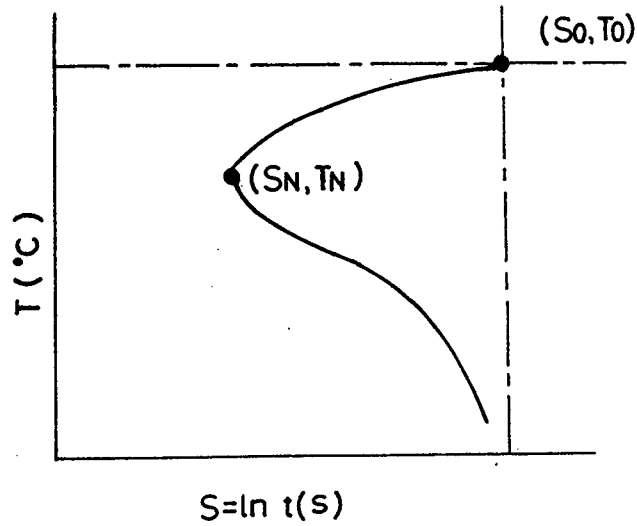


図2.2.1 等温変態曲線の模式化

$$\frac{S - S_0}{S_N - S_0} = \frac{1}{\exp(-0.5)} \cdot \left(\frac{U - U_0}{U_N - U_0} \right) \cdot \exp \left\{ -\frac{1}{2} \left(\frac{U - U_0}{U_N - U_0} \right) \right\} \quad (2.2.1)$$

$$\left. \begin{aligned} U &= \frac{1000}{T + 273}, U_0 = \frac{1000}{T_0 + 273}, U_N = \frac{1000}{T_N + 273} \\ S &= \ln t, S_0 = \ln t_0, S_N = \ln t_N \end{aligned} \right\} \quad (2.2.2)$$

ここで、 T_0, T_N : TTT曲線の平衡変態点およびノーズ点に対応する温度〔℃〕，

t_0, t_N : TTT曲線の平衡変態点およびノーズ点に対応する時間〔s〕

(2.2.1) 式の T_0 , T_N , S_0 , および S_N は, 次式で示すように化学成分 (C, Mn, Si, Ni, Cr, Mo, Cu, B [%]) とオーステナイト γ の粒度番号 GS [-] の同形式の関数として表される。

$$T_0, T_N, S_0, S_N = a_0 + \sum_{i=1}^8 (a_i \cdot C_i) + (0.8 - C) \cdot \{ a'_0 + \sum_{i=1}^8 (a'_i \cdot C_i) \} \quad (2.2.3)$$

$$\left. \begin{aligned} C_1 &= M_N, C_2 = Si, C_3 = Ni, C_4 = Cr \\ C_5 &= \begin{cases} \sqrt{Mo - 0.08} & \text{if } Mo \geq 0.09 \\ \frac{10}{9} \cdot Mo & \text{if } Mo < 0.09 \end{cases} \\ C_6 &= Cu, C_7 = B, C_8 = 2^{(GS/2)} \end{aligned} \right\} \quad (2.2.4)$$

表2.2.1に, (2.2.3) 式の定数 ($a_0 \sim 8$, $a'_0 \sim 8$) の値を各相の変態開始および終了曲線について示す。ただし, フェライト変態の終了曲線だけは実験的に明らかになっていないため, これらの定数は決定できない。

表 2 . 2 . 1 各変態相の等温変態開始および終了曲線を計算するために必要な定数

		a ₀	a ₁	a ₂	a ₃	a ₄	a ₅	a ₆	a ₇	a ₈	a' ₀	a' ₁	a' ₂	a' ₃	a' ₄	a' ₅	a' ₆	a' ₇	a' ₈
フェライト変態 の開始曲線	To	727	-13	9	-17	22	3.5	-3.5	0	0	229	-30	66	-22	-70	5	-22	0	0
	Tn	572	-33	44	-9	25	50	-3	0	-1.01	48	57	-25	-15	-15	-25	10	0	3.9
	So	10.1	2.5	2.84	0.46	4.8	5.9	0.8	0	-0.095	-1.92	2.8	-3.55	1.5	-3	-3.5	0.33	0	0.0096
	Sn	-1.04	0.6	0.19	0.07	4.8	5.9	0.6	0.14	-0.038	-2.58	0.2	-1.10	0.04	-2.55	-3.5	-1.5	0.64	0.021
パーライト変態 の開始曲線	To	727	-13	9	-17	22	3.5	-3.5	0	0	0	0	15	-5	-5	22	0	0	0
	Tn	572	-33	44	-9	25	50	-3	0	-1.01	48	32	-20	-5	27	-23	-5	0	3.2
	So	10.13	2.5	2.84	0.46	4.8	5.9	0.8	0	-0.095	-1.92	10.1	-3.55	3.3	-3	4.2	0.43	0	0.0096
	Sn	-1.04	0.6	0.19	0.07	4.8	5.9	0.6	0.14	-0.038	-2.58	1.31	-0.2	0.2	-2.55	2.5	-1.33	0.64	0.041
パーライト変態 の終了曲線	To	727	-13	9	-17	22	3.5	-3.5	0	0	0	0	15	-5	-5	22	0	0	0
	Tn	577	2	35	-7	53	58	-3	0	-0.52	6	4	5	-5	-36	25	-5	0	1.31
	So	10.6	6.86	3	1.81	4.8	12.3	0.84	0	-0.095	-0.03	14.1	-0.76	1.99	-3	-4.35	0.74	0	0.0096
	Sn	0.15	2	0.19	0.07	2.65	10.6	0.60	0.03	-0.038	-0.03	1.31	-1.56	0.65	-0.98	-4.35	0.25	0.52	0.021
ベイナイト変態 の開始曲線	To	570	-12	16	-12	20	-22	-8	0	0	107	-12	-5	-5	-5	-40	0	-8	0
	Tn	485	-12	2	-7	40	-32	-8	0	-0.5	107	-30	-35	-5	-36	-2	-4	-4	0.37
	So	3.52	2.14	1.07	0.05	2.3	3.1	1.2	0	0.0701	-5.44	-1.46	-1.64	0.4	-3.49	-3	-1.79	0.52	-0.0626
	Sn	-0.96	1.3	0.3	0.02	2.2	2.2	0.6	0	-0.0235	-1.4	-1.29	-1.64	-0.2	-2.04	-6.6	-2	0.52	0.0248
ベイナイト変態 の終了曲線	To	570	-12	16	-7	22	-22	-8	0	0	76	-12	-5	-7	-5	-51	0	-8	0
	Tn	488	-42	25	-7	47	-61	-8	0	-0.52	76	-30	-28	-7	-40	96	-11	-8	0.37
	So	6.9	5.23	2.8	0.7	6.2	9.5	2.52	0	0.0701	-7.37	-0.75	-5.44	0.4	-0.9	-6.88	-0.75	0.36	0.0813
	Sn	-0.15	3	2.8	0.7	3	5.92	1.62	0	-0.0235	1.98	-1.17	-5.84	0.02	-2.47	-4	-0.35	0.36	0.034

これらの計算 T T T 曲線を用いて次のように変態計算を行う。(図 2. 2. 2 参照。)

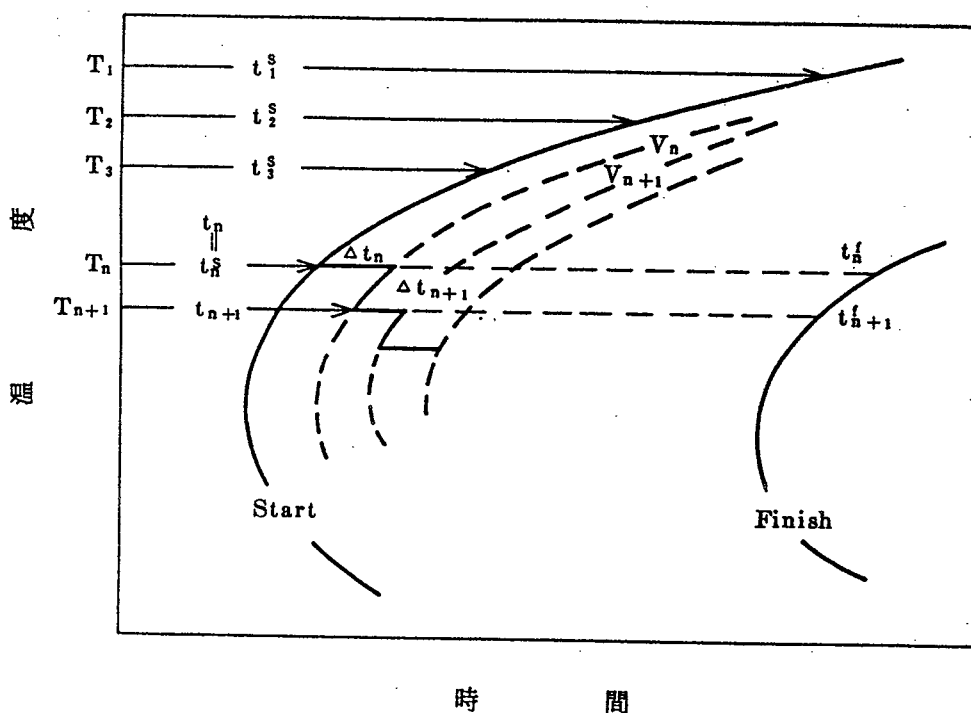


図 2. 2. 2 等温変態曲線より冷却中の変態量を計算するための模式図

冷却曲線を階段上の温度 - 時間曲線で近似し, 変態の開始条件は次式で示す潜伏期の消費 I が 1 になった時とする。(Scheil の手法¹³⁾。)

$$I = \sum_{i=0}^n \frac{\Delta t_i}{t_i^s} \quad (2. 2. 5)$$

ここで, Δt_i : 温度 t_i における滞在期間 [s] ,

t_i^s : 温度 t_i における等温変態開始時間 [s]

変態開始後はその温度 T_n [℃] で Δt_n 間に進行する等温変態として計算する。すなわち, 温度 T_n における等温変態開始時間 t_n^s [s] と終了時間 t_n^f [s] を (2. 2. 1) ~ (2. 2. 4) 式より求め, Δt_n 進行後の変態率 V_n [-] を次式で計算する。

$$V_n = V_n^{\text{eq}} \left\{ \frac{\ln(t_n + \Delta t_n) - \ln t_n^s}{\ln t_n^f - \ln t_n^s} \right\}^2 \quad (2.2.6)$$

ここで、 V_n^{eq} : 温度 T_n における平衡変態率 [-]

ただし、フェライト変態終了曲線は不明であるため $\ln t_n^f$ が求まらず、(2.2.6) 式の分母 ($\ln t_n^f - \ln t_n^s$) は決定できない。そこで、便宜的にこれを次式で表現することにした。

$$\ln t_n^f - \ln t_n^s = \begin{cases} 1 + \beta \left\{ \frac{T_n - T_N^s(\alpha)}{T_O^s(\alpha) - T_N^s(\alpha)} \right\} \cdot \{ \ln t_n^f(P) - \ln t_N^s(\alpha) \} & \text{if } T_n > T_N^s(\alpha) \\ \ln t_N^f(P) - \ln t_N^s(\alpha) & \text{if } T_n \leq T_N^s(\alpha) \end{cases} \quad (2.2.7)$$

ここで、 $T_O^s(\alpha)$, $T_N^s(\alpha)$: フェライト変態開始曲線の平衡およびノーズ温度 [℃] ,

$t_N^f(P)$, $t_N^s(\alpha)$: パーライト変態終了およびフェライト変態開始曲線のノーズ

時間 [s] , β : 実測温度を参考にして決定される定数 (0.75) [-]

次のステップの T_{n+1} においては、変態率が等価になる時間 t_{n+1} を逆に (2.2.6) 式より求め、この状態から Δt_{n+1} 進行後の V_{n+1} を計算する。

$$t_{n+1} = \exp \left\{ \sqrt{\frac{V_n}{V_{n+1}^{\text{eq}}}} (\ln t_{n+1}^f - \ln t_{n+1}^s) + \ln t_{n+1}^s \right\} \quad (2.2.8)$$

$$V_{n+1} = V_{n+1}^{\text{eq}} \left\{ \frac{\ln(t_{n+1} + \Delta t_{n+1}) - \ln t_{n+1}^s}{\ln t_{n+1}^f - \ln t_{n+1}^s} \right\}^2 \quad (2.2.9)$$

以後、同様な計算を変態終了まで繰り返す。

非拡散型の機構によるマルテンサイト変態については、変態開始温度 T_{MS} [℃] と終了温度 T_{Mf} [℃] の温度範囲で直線的に変態が進行すると仮定した。すなわち、マルテンサイト変態率 V_M [-] は次式で与えられる。

$$V_M = 1 - \frac{T - T_{Mf}}{T_{MS} - T_{Mf}} \quad (2. 2. 10)$$

T_{MS} , T_{Mf} は化学成分 (C, Mn, Si, Ni, Cr, Mo, Cu [%]) の関数として次式で表される¹²⁾。

$$\left. \begin{aligned} T_{MS} &= 535 - 364 \cdot C - 32 \cdot Mn - 5 \cdot Si - 19 \cdot Ni \\ &\quad - 20 \cdot Cr - 16 \cdot Mo - 10 \cdot Cu \\ T_{Mf} &= 493 - 446 \cdot C - 38 \cdot Mn - 8 \cdot Si - 38 \cdot Ni \\ &\quad - 30 \cdot Cr - 24 \cdot Mo - 15 \cdot Cu \end{aligned} \right\} \quad (2. 2. 11)$$

2.3 熱応力，ひずみ，および形状不良の計算

熱応力とひずみの計算を簡単にするために，以下の仮定を設ける。

〔仮定〕

- (1) 圧延直後の熱応力は0である。
- (2) 材料が長いので長手方向に垂直な横断面は平面を保持する。
- (3) ホットストリップ，H形鋼，およびU形鋼矢板（溝形鋼で近似）は肉厚が薄いので長手方向のみの応力とひずみを考える。

2.3.1 ホットストリップとH形鋼の場合

図2.3.1に示すように，対称性からホットストリップでは $\frac{1}{2}$ 断面（板幅中心に対して対称），H形鋼では $\frac{1}{4}$ 断面を考えれば十分である。通常，ホットストリップでは上下面の冷却状況（熱伝達率）が異なるため板厚方向すべてを計算の対象としなければならない。

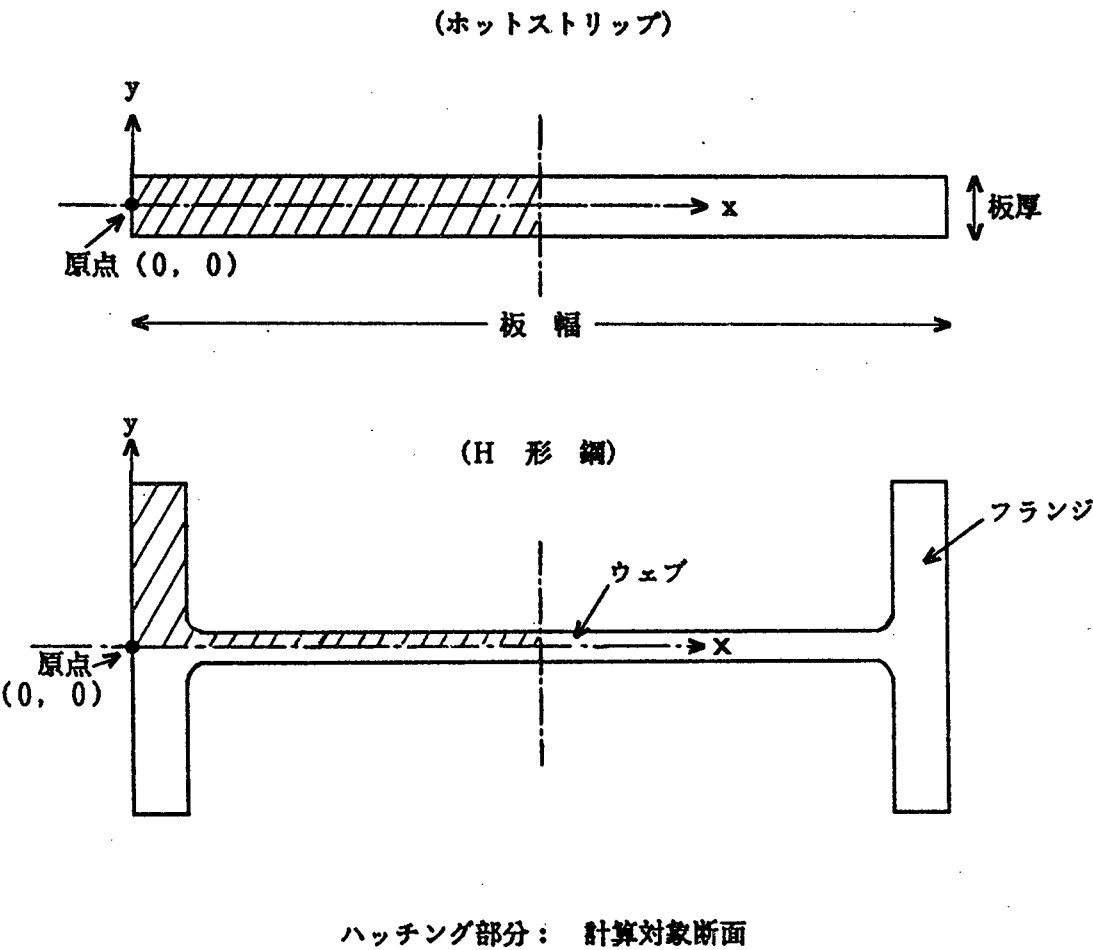


図2.3.1 ホットストリップおよびH形鋼の熱応力とひずみの計算のための模式図

圧延終了時（時間 0）から時間 t までの（x，y）位置における熱膨張ひずみ ε^T [-] は次式で与えられる。

$$\varepsilon^T = \alpha \cdot T - \alpha_0 \cdot T_0 \quad (2.3.1)$$

ここで、 α ：平均線膨張係数 [1/℃]， T ：材料温度 [℃]，添字₀：時間 0 を意味する添字

全ひずみ ε_z [-] は、 $y = 0$ における全ひずみ ε_{zc} [-] を用いて、以下のように表わされる。

$$\varepsilon_z = \begin{cases} \varepsilon_{zc} + \frac{y}{R_c} & (\text{ホットストリップの場合}) \\ \varepsilon_{zc} & (\text{H形鋼の場合}) \end{cases} \quad (2.3.2)$$

ここで、 R_c ：巻き取り時の半径（ホットランテーブル上では ∞ ）[mm]

弾性ひずみ ε_z^e [-] は、 ε_z ， ε^T および塑性ひずみ ε_z^P [-] と以下の関係にある。

$$\varepsilon_z^e = \varepsilon_z - (\varepsilon_z^P + \varepsilon^T) \quad (2.3.3)$$

また、応力 σ_z [kgf/mm²] は ε_z^e とヤング率 E [kgf/mm²] の積で求まる。

$$\sigma_z = E \cdot \varepsilon_z^e \quad (2.3.4)$$

ただし、 σ_z は次の境界条件を満足する必要がある。（ σ_z の面積積分は外力に等しい。）

$$\iint \sigma_z \cdot dx \cdot dy = \begin{cases} F & (\text{ホットストリップの場合}) \\ 0 & (\text{H形鋼の場合}) \end{cases} \quad (2.3.5)$$

ここで、 F ：仕上圧延機とコイラー間の張力 [kgf]

(2.3.2) 式，(2.3.3) 式，および (2.3.4) 式より σ_z を ε^T ， ε_z^P ，および ε_{zc} の関数で表し、これを (2.3.5) 式に代入して ε_{zc} について解くと以下の式が得られる。

$$\varepsilon_{zc} = \begin{cases} \frac{\iint E(\varepsilon_z^P + \varepsilon^T - \frac{y}{R_c}), dx \cdot dy + F}{\iint E \cdot dx \cdot dy} & (\text{ホットストリップの場合}) \\ \frac{\iint E(\varepsilon_z^P + \varepsilon^T) dx \cdot dy}{\iint E \cdot dx \cdot dy} & (\text{H形鋼の場合}) \end{cases} \quad (2.3.6)$$

ε^T は (2.3.1) 式から求まるため、 ε_z^P が求まれば、(2.3.6) 式 → (2.3.2) 式 → (2.3.3) 式 → (2.3.4) 式より σ_z が求まる。

ε_z^P は σ_z が降伏応力 Y [kgf/mm²] 以上にはなれないという条件を使用すれば、以下に示す繰り返し計算より求められる。ただし、実際の計算では、横断面を微小要素に分割し数値計算を行う。

いま、時間 $t' = t - \Delta t$ における応力とひずみの状態が各要素について既知であるとし、時間 t におけるそれらを求めることを考える。まず、時間 t' から t の間に生ずる各要素の塑性ひずみ増分 $d\varepsilon_z^P$ を予測し (弾性要素: $d\varepsilon_z^P = 0$, 塑性要素: $d\varepsilon_z^P \neq 0$)、時間 t における塑性ひずみ ε_z^P を求める。

$$\varepsilon_z^P = \varepsilon_z^{P'} + d\varepsilon_z^P \quad (2.3.7)$$

ここで、添字' : 時間 t' を意味する添字

(2.3.1) 式と (2.3.7) 式を (2.3.6) 式に代入し ε_{zc} を求め、これを (2.3.2) 式に代入して ε_z を求め、さらに (2.3.3) 式と (2.3.4) 式を使用して σ_z を計算する。 σ_z は、塑性要素に対しては Y に等しく、弾性要素にたいしては Y より小さくなる必要がある。もし、この条件を満足しない要素が 1 つでもあれば、 $d\varepsilon_z^P$ を次式により修正し、塑性ひずみの計算 (2.3.7) 式から同様の計算を繰り返す。

$$d\varepsilon_z^P = \frac{\sigma_z - \sigma_{zz}}{E} \quad (2.3.8)$$

ただし、 σ_{zz} は次式で計算される。

$$\sigma_{zz} = \begin{cases} \sigma_z & \text{if } |\sigma_z| \leq Y \\ \text{Sign}(\sigma_z) \cdot Y & \text{if } |\sigma_z| > Y \end{cases} \quad (2.3.9)$$

熱応力 σ_z が求まると、これを使って形状不良（平坦度不良）の発生の有無の判定を行う。平坦度の良否の判定は、室温での圧縮熱応力（圧縮残留応力）と板の臨界座屈応力との比較により行う。板の臨界座屈応力 σ_{cr} [kg f / mm²] 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ことが知られている¹⁴⁾。

$$\sigma_{cr} = K \frac{E \cdot \pi^2}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{h}{\bar{b}} \right)^2 \quad (2.3.10)$$

ここで、 ν : ポアソン比 (0.27) [-] , $\bar{b}$: 均一圧縮力が作用する幅 [mm] ,

h : ホットストリップの板厚あるいはH形鋼のウェブ厚 [mm] ,

$$K : \text{定数} \begin{cases} 0.425 & (\text{ホットストリップの耳波}) \\ 4.0 & (\text{ホットストリップのセンターバックルあるいはH形鋼のウェブ波}) \end{cases}$$

(2.3.4) 式で計算した熱応力の圧縮部分の幅を $\bar{b}$ と考え、その平均値 σ_m [kg f / mm²] の絶対値と (2.3.10) 式で計算した σ_{cr} とを比較し、その比の平坦度指数 ($|\sigma_m| / \sigma_{cr}$) [-] がある値 f_w (平坦度限界値) [-] 以上になると平坦度不良を起こすと考え。目視による形状の良否と平坦度指数とを対応させたところ、ホットストリップの耳波に対する f_w は 約 0.7 [-] , H形鋼のウェブ波に対する f_w は 約 0.8 [-] であった。

以上述べてきたホットストリップとH形鋼の熱応力、ひずみ、および平坦度不良の計算の流れ図を図2.3.2に示す。

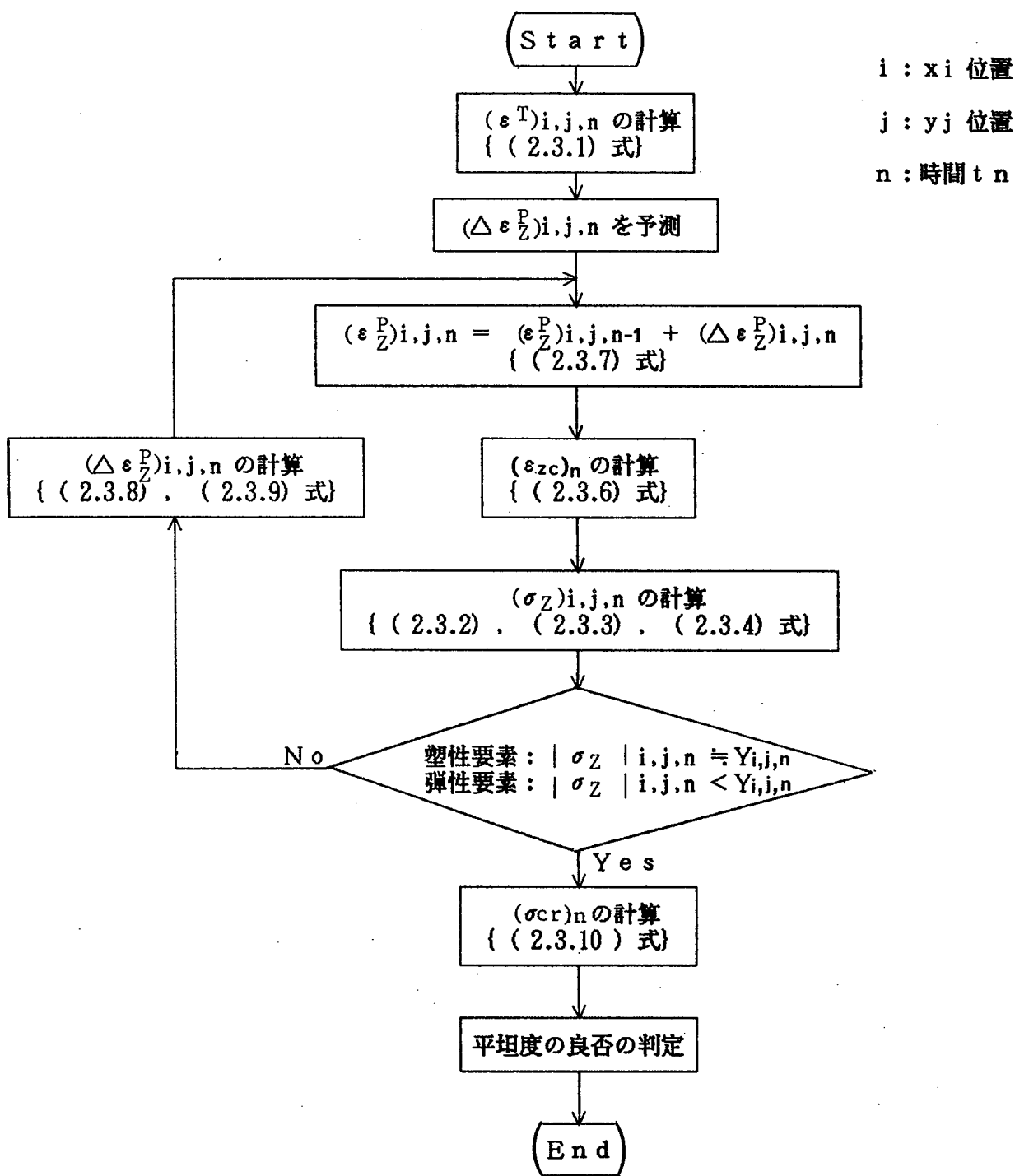


図 2 . 3 . 2 ホットストリップと H 形鋼の熱応力，ひずみ，および平坦不良の計算の流れ図

2.3.2 U形鋼矢板の場合

U形鋼矢板は、断面形状が上下非対称であるため、熱応力によるモーメントにより反りの現象を引き起こす。図2.3.3に示すようにU形鋼矢板（溝形鋼で近似）の反りが円弧を描くと仮定し、時間 t におけるウェブ上面の曲率半径および全ひずみをそれぞれ R_w 〔mm〕および ϵ_{zw} 〔-〕とすると、熱応力とひずみの計算に関してはホットストリップの場合と同様な式が成立する。

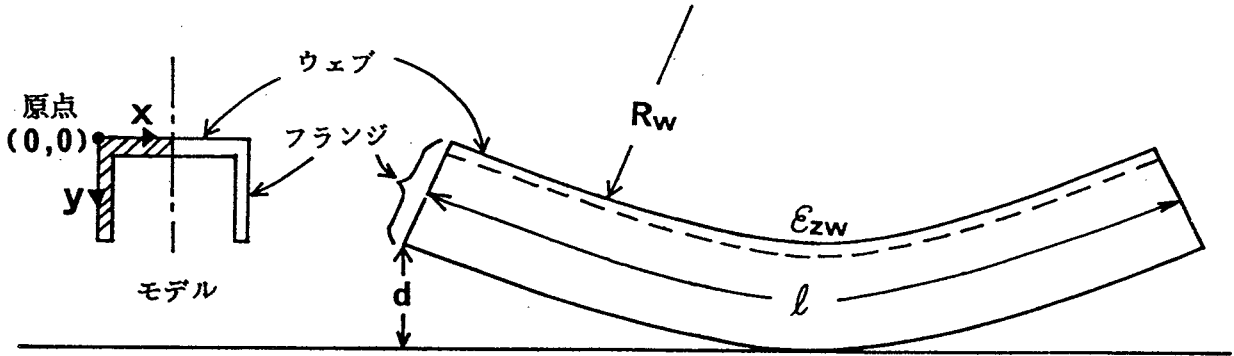


図2.3.3 U形鋼矢板の熱応力、ひずみ、および反りの計算のための模式図

すなわち、 R_c を R_w 、 ϵ_{zc} を ϵ_{zw} に置き換えればよい。ホットストリップの場合と異なる式だけを以下に列挙する。

$$\epsilon_z = \epsilon_{zw} + \frac{y}{R_w} \quad (2.3.2)'$$

$$\iint \sigma_z \cdot dx \cdot dy = 0 \quad (2.3.5)'$$

$$\epsilon_{zw} = \frac{\iint E(\epsilon_z^p + \epsilon^T - \frac{y}{R_w}) dx \cdot dy}{\iint E \cdot dx \cdot dy} \quad (2.3.6)'$$

ホットストリップとの相違は、U形鋼矢板では R_w が未知数となる点である。 R_w については、モーメントの釣合いから求める。すなわち、熱応力によるモーメント M_T 〔kgf・mm〕と自重による平均曲げモーメント M_G 〔kgf・mm〕との和（ $M_T + M_G$ ）が0にならないければ、 R_w を修正し熱応力とひずみの計算からやり直す。ただし、 M_T および M_G は次式で表現される。

$$M_T = \iint \sigma_z \cdot y \cdot dx \cdot dy \quad (2. 3. 11)$$

$$M_G = \begin{cases} \frac{q \cdot \ell^2}{24} & (\text{上反りの場合}) \\ \frac{-q \cdot \ell^2}{12} & (\text{下反りの場合}) \end{cases} \quad (2. 3. 12)$$

ここで、 q ：単位長さ当りの材料重さ〔kgf/mm〕， ℓ ：材料長さ〔mm〕

また、反り d 〔mm〕は次式で計算される。

$$d = \frac{\ell^2}{8 R_w} \quad (2. 3. 13)$$

U形鋼矢板の熱応力、ひずみ、および反りの計算の流れ図を図2. 3. 4に示す。

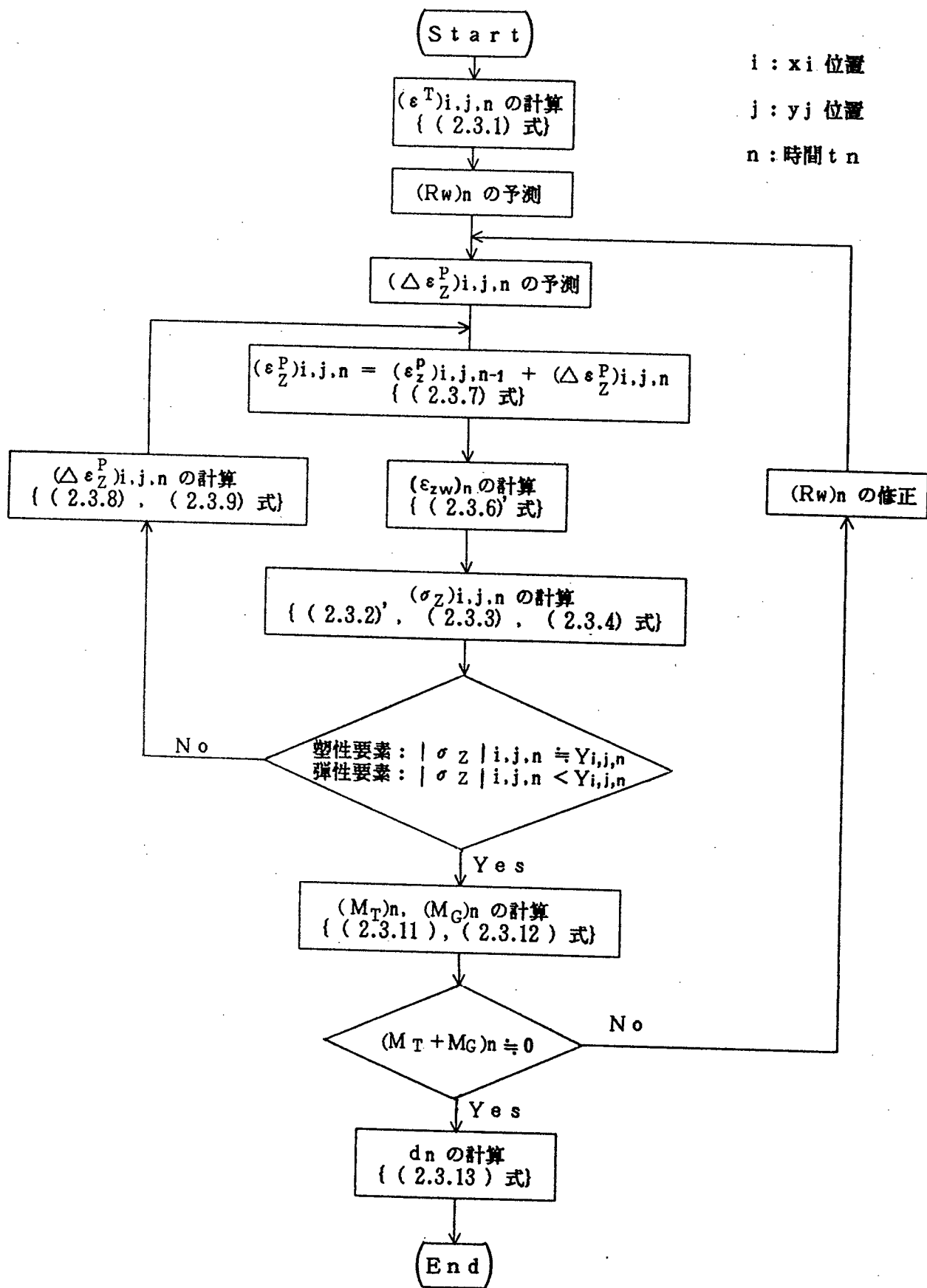


図 2 . 3 . 4 U 形鋼矢板の熱応力，ひずみ，および反りの計算の流れ図

2. 3. 3 丸鋼片の場合

丸鋼片の熱応力の弾塑性解析に関しては、原、坂井などの全ひずみ理論を用いたもの^{15), 16)}、井上、利岡、Bathe らの弾塑性有限要素法を用いたもの^{17) ~ 20)}などが発表されている。圧延丸鋼片を対象とした場合、材料が長く半径方向のみの温度分布を考慮して熱応力解析を行えばよい。著者の検討によると、この場合には弾塑性有限要素法を用いなくても、原の全ひずみ理論¹⁵⁾を修正、拡張したより正確なひずみ増分理論による解析（差分法）が可能であることが明らかとなった。熱応力が半径方向のみの関数であると考え、半径方向応力 σ_r [kg f / mm²]、円周方向応力 σ_θ [kg f / mm²]、軸（圧延）方向応力 σ_z [kg f / mm²] はいずれも主応力となる。

丸鋼片の半径方向の r 位置における半径方向の力の釣合いから、次の応力関係式が導かれる。

$$\sigma_r - \sigma_\theta + r \cdot \frac{\partial \sigma_r}{\partial r} = 0 \quad (\text{応力関係式}) \quad (2. 3. 14)$$

また、応力－ひずみ関係式とひずみ－変位関係式は以下の通りである。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_r &= \frac{e_r - e_r^p - e_r^T}{1 + \nu} + \frac{\nu(e_r + e_\theta + e_z - 3e^T)}{(1 + \nu)(1 - 2\nu)} \\ \sigma_\theta &= \frac{e_\theta - e_r^p - e_\theta^T}{1 + \nu} + \quad " \\ \sigma_z &= \frac{e_z - e_r^p - e_z^T}{1 + \nu} + \quad " \end{aligned} \right\} (\text{応力－ひずみ関係式}) (2. 3. 15)$$

$$\left. \begin{aligned} e_r &\doteq \frac{du_r}{dr} \\ e_\theta &= \frac{u_r}{r} \\ e_z &= E \cdot C_z (\because \epsilon_z = C_z) \end{aligned} \right\} (\text{ひずみ－変位関係式}) (2. 3. 16)$$

$$\left. \begin{aligned} e_r &= E \cdot \varepsilon_r, \quad e_\theta = E \cdot \varepsilon_\theta, \quad e_z = E \cdot \varepsilon_z \\ e_r^P &= E \cdot \varepsilon_r^P, \quad e_\theta^P = E \cdot \varepsilon_\theta^P, \quad e_z^P = E \cdot \varepsilon_z^P \\ e^T &= E \cdot \varepsilon^T \\ u_r &= E \cdot u \end{aligned} \right\} \quad (2.3.17)$$

ここで, $\varepsilon_r, \varepsilon_\theta, \varepsilon_z$: r, θ, z 方向の全ひずみ [-], $\varepsilon_r^P, \varepsilon_\theta^P, \varepsilon_z^P$: r, θ, z 方向の塑性ひずみ [-], ε^T : 熱膨張ひずみ { (2.3.1) 式参照 } [-], ν : ポアソン比 (0.27) [-], E : ヤング率 [kg f/mm^2], u : r 方向変位 [mm], C_z : 定数 [-]

(2.3.16) 式を (2.3.15) 式に代入し, その結果を (2.3.14) 式に代入すると u_r (変位 u にヤング率 E を乗じたもの) の r に関する微分方程式が得られる。これを r について積分すると以下の式が得られる。

$$\begin{aligned} u_r &= \frac{(1+\nu)}{r(1-\nu)} \int_0^r r \cdot e^T \cdot dr + \frac{(1-2\nu)}{2r(1-\nu)} \int_0^r r (e_r^P + e_\theta^P) dr \\ &\quad + \frac{(1-2\nu)r}{2(1-\nu)} \int_0^r \frac{(e_r^P - e_\theta^P)}{r} dr + \frac{C_1}{2} r \end{aligned} \quad (2.3.18)$$

ここで, C_1 : 積分定数 [-]

(2.3.18) 式を (2.3.16) 式に代入すると e_r, e_θ, e_z (全ひずみ $\varepsilon_r, \varepsilon_\theta, \varepsilon_z$ に E を乗じたもの) が次の形で求まる。

$$\left. \begin{aligned}
 e_r &= -\frac{(1+\nu)}{r^2(1-\nu)} \int_0^r r \cdot e^T \cdot dr + \frac{(1+\nu)}{(1-\nu)} e^T - \frac{(1-2\nu)}{2r^2(1-\nu)} \int_0^r r (e_r^P + e_\theta^P) dr \\
 &\quad + \frac{(1-2\nu)}{(1-\nu)} e_r^P + \frac{(1-2\nu)}{2(1-\nu)} \int_0^r \frac{(e_r^P - e_\theta^P)}{r} dr + \frac{C_1}{2} \\
 e_\theta &= -\frac{(1+\nu)}{r^2(1-\nu)} \int_0^r r \cdot e^T \cdot dr + \frac{(1-2\nu)}{2r^2(1-\nu)} \int_0^r r (e_r^P + e_\theta^P) dr \\
 &\quad + \frac{(1-2\nu)}{2(1-\nu)} \int_0^r \frac{(e_r^P - e_\theta^P)}{r} dr + \frac{C_1}{2} \\
 e_z &= E \cdot C_z
 \end{aligned} \right\} \quad (2.3.19)$$

また、(2.3.19) 式を (2.3.15) 式に代入すると σ_r , σ_θ , σ_z が次の形で求まる。

$$\left. \begin{aligned}
 \sigma_r &= -\frac{1}{r^2(1-\nu)} \int_0^r r \cdot e^T \cdot dr + \frac{1}{2(1-\nu^2)} \int_0^r \frac{(e_r^P - e_\theta^P)}{r} dr \\
 &\quad - \frac{(1-2\nu)}{2r^2(1-\nu^2)} \int_0^r (e_r^P + e_\theta^P) r \cdot dr + \frac{C_1 + 2\nu \cdot E \cdot C_z}{2(1+\nu)(1-2\nu)} \\
 \sigma_\theta &= \frac{1}{r^2(1-\nu)} \int_0^r r \cdot e^T \cdot dr - \frac{e^T}{1-\nu} + \frac{1}{2(1-\nu^2)} \int_0^r \frac{(e_r^P - e_\theta^P)}{r} dr \\
 &\quad + \frac{(1-2\nu)}{2r^2(1-\nu^2)} \int_0^r (e_r^P + e_\theta^P) r \cdot dr + \frac{1}{(1-\nu^2)} \{ \nu e_r^P - (1-\nu) e_\theta^P \} \\
 &\quad + \frac{C_1 + 2\nu \cdot E \cdot C_z}{2(1+\nu)(1-2\nu)} \\
 \sigma_z &= -\frac{e^T}{1-\nu} + \frac{\nu}{(1-\nu^2)} \int_0^r \frac{(e_r^P - e_\theta^P)}{r} dr + \frac{1}{(1-\nu^2)} \{ e_r^P + (1-\nu) e_\theta^P \} \\
 &\quad + \frac{\nu \cdot C_1 + (1-\nu) E \cdot C_z}{(1+\nu)(1-2\nu)}
 \end{aligned} \right\} \quad (2.3.20)$$

応力については、次の2つの境界条件が成立しなければならない。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_r (r=r_s) &= 0 && \text{(表面での } \sigma_r \text{ が } 0 \text{)} \\ 2\pi \int_0^{r_s} \sigma_z \cdot r \cdot dr &= 0 && \text{(外力 } 0 \text{ の条件)} \end{aligned} \right\} \quad (2.3.21)$$

ここで、 r_s : 丸鋼片の半径 [mm]

(2.3.20) 式を (2.3.21) 式に代入すると、定数 C_1 、 C_z が次の形で求まる。

$$\left. \begin{aligned} C_1 &= \frac{2(1+\nu)(1-2\nu)}{r_s^2} \left(\frac{1}{1-\nu} - \frac{2\nu}{C'_z} \right) \int_0^{r_s} r \cdot e^T \cdot dr - \frac{(1-2\nu)}{(1-\nu)} \int_0^{r_s} \frac{(e_r^P - e_\theta^P)}{r} dr \\ &\quad + \frac{(1-2\nu)}{r_s^2} \left\{ \frac{1-2\nu}{1-\nu} + \frac{4\nu(1+\nu)E_s}{C'_z} \right\} \int_0^{r_s} (e_r^P + e_\theta^P) r \cdot dr \\ C_s &= \frac{2(1+\nu)(1-2\nu)}{r_s^2 \cdot C'_z} \left\{ \int_0^{r_s} r \cdot e^T \cdot dr - \int_0^{r_s} (e_r^P + e_\theta^P) r \cdot dr \right\} \\ C'_z &= \frac{2(1-\nu)}{r_s^2} \int_0^{r_s} r \cdot E \cdot dr - 2\nu^2 \cdot E_s \end{aligned} \right\} \quad (2.3.22)$$

ここで、 E_s : 表面 ($r = r_s$) におけるヤング率 [kgf/mm²]

e^T は (2.3.1) 式から求まるため、塑性ひずみ (ϵ_r^P 、 ϵ_θ^P 、 ϵ_z^P) が求まれば、(2.3.17) 式、(2.3.20) 式、および (2.3.22) 式より応力 (σ_r 、 σ_θ 、 σ_z) が求まる。ただし、実際の計算では軸方向に垂直な横断面を半径方向に微小要素に分割し数値計算を行う。塑性ひずみは、降伏条件式 (Von Mises の式)、および塑性ひずみ増分 ($d\epsilon_r^P$ 、 $d\epsilon_\theta^P$ 、 $d\epsilon_z^P$) と偏差応力 (S_r 、 S_θ 、 S_z) [kgf/mm²] との関係式 (Prandtl - Reuss の式) を使用すれば、以下の手順 (繰り返し計算) で応力と同時に求まる。

いま、時間 $t' = t - dt$ における応力とひずみの状態が各要素について既知であるとし、時間 t におけるそれらを求めることを考える。まず、塑性ひずみ増分と偏差応力との関係は次式により与えられるとする。

$$\frac{d\epsilon_r^P}{S'_r} = \frac{d\epsilon_\theta^P}{S'_\theta} = \frac{d\epsilon_z^P}{S'_z} = d\lambda \quad (\text{Prandtl-Reuss の式}) \quad (2.3.23)$$

ここで、 $d\lambda$: 比例係数 $[\text{mm}^2 / \text{kg f}]$, 添字' : 時間 t' を意味する添字

したがって、時間 t における塑性ひずみは次式で求まる。(弾性要素は $d\lambda = 0$ と考えればよい。)

$$\left. \begin{aligned} \epsilon_r^P &= \epsilon_r^{P'} + d\epsilon_r^P = \epsilon_r^{P'} + d\lambda \cdot S_r' \\ \epsilon_\theta^P &= \epsilon_\theta^{P'} + d\epsilon_\theta^P = \epsilon_\theta^{P'} + d\lambda \cdot S_\theta \\ \epsilon_z^P &= \epsilon_z^{P'} + d\epsilon_z^P = \epsilon_z^{P'} + d\lambda \cdot S_z' \end{aligned} \right\} \quad (2.3.24)$$

各塑性要素に対して $d\lambda$ を予測 (例えば $d\lambda = d\lambda'$) し、(2.3.24) 式より塑性ひずみを求める。塑性ひずみが計算できたので、(2.3.17) 式、(2.3.19) 式、(2.3.20) 式、および (2.3.22) 式を使って応力 σ_r , σ_θ , σ_z および全ひずみ ϵ_r , ϵ_θ , ϵ_z を求める。次に各方向応力を使って相当応力 $\bar{\sigma}$ $[\text{kg f} / \text{mm}^2]$ を求める。

$$\left. \begin{aligned} \bar{\sigma} &= \sqrt{1.5(S_r^2 + S_\theta^2 + S_z^2)} \\ S_r &= \sigma_r - \frac{1}{3}(\sigma_r + \sigma_\theta + \sigma_z) \\ S_\theta &= \sigma_\theta \quad " \\ S_z &= \sigma_z \quad " \end{aligned} \right\} \quad (2.3.25)$$

Von Mises の降伏条件を用いると、塑性要素にたいしては $\bar{\sigma}$ は、降伏応力 Y $[\text{kg f} / \text{mm}^2]$ に等しくならねばならない。

降伏条件式を満足しない塑性要素が1つでもあれば各要素について $d\lambda$ を次式により修正し、塑性ひずみの計算 (2.3.24) 式から同様の計算を繰り返す。

$$\left. \begin{aligned} d\lambda &= \frac{b - \sqrt{b^2 - a \cdot c}}{a} \\ a &= (S_r')^2 + (S_\theta')^2 + (S_z')^2 \\ b &= S_r'(\epsilon_r - \bar{\epsilon} - \epsilon_r^{P'}) + S_\theta'(\epsilon_\theta - \bar{\epsilon} - \epsilon_\theta^{P'}) + S_z'(\epsilon_z - \bar{\epsilon} - \epsilon_z^{P'}) \\ c &= (\epsilon_r - \bar{\epsilon} - \epsilon_r^{P'})^2 + (\epsilon_\theta - \bar{\epsilon} - \epsilon_\theta^{P'})^2 + (\epsilon_z - \bar{\epsilon} - \epsilon_z^{P'})^2 - \frac{Y^2}{6G^2} \\ \bar{\epsilon} &= \frac{\epsilon_r + \epsilon_\theta + \epsilon_z}{3} \end{aligned} \right\} \quad (2.3.26)$$

ここで、 G : 剛性率 $\left\{ = \frac{E}{2(1+\nu)} \right\} \quad [\text{kg f} / \text{mm}^2]$

(2.3.26) 式は、 (S_r, S_θ, S_z) を $(\varepsilon_r, \varepsilon_\theta, \varepsilon_z)$, $(\varepsilon_r^{P'}, \varepsilon_\theta^{P'}, \varepsilon_z^{P'})$, $d\lambda$, (S'_r, S'_θ, S'_z) , および G の関数で表し、これを Von Mises の降伏条件式に代入して $d\lambda$ の 2 次方程式を作り、これを $d\lambda$ について解いたものである。繰り返し計算が終わると、最後に各要素の弾塑性状態の判定を行う。すなわち、弾性要素が塑性要素に変化する条件は $\bar{\sigma} > Y$, 塑性要素が弾性要素に変化する条件は $d\lambda < 0$ である。

丸鋼片の熱応力とひずみの計算の流れ図を図 2.3.5 に示す。

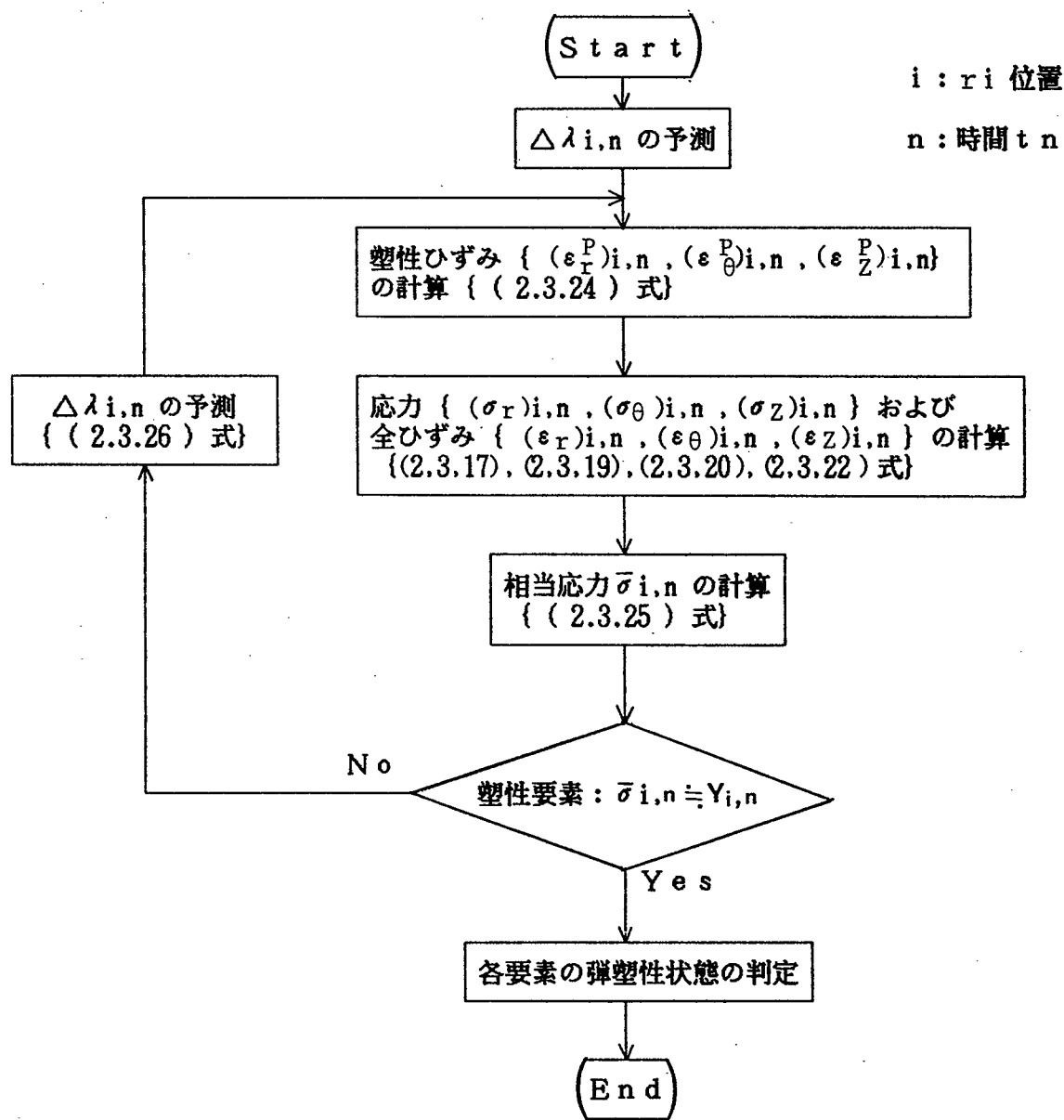


図 2.3.5 丸鋼片の熱応力とひずみの計算の流れ図

2.4 物性値の計算

図2.4.1 に温度計算に必要な物性値（比熱²¹⁾，変態潜熱^{21), 22)}，熱伝導度²³⁾）の温度依存性を示す。変態潜熱はオーステナイト γ がフェライト α に相変態する時の発生熱である。

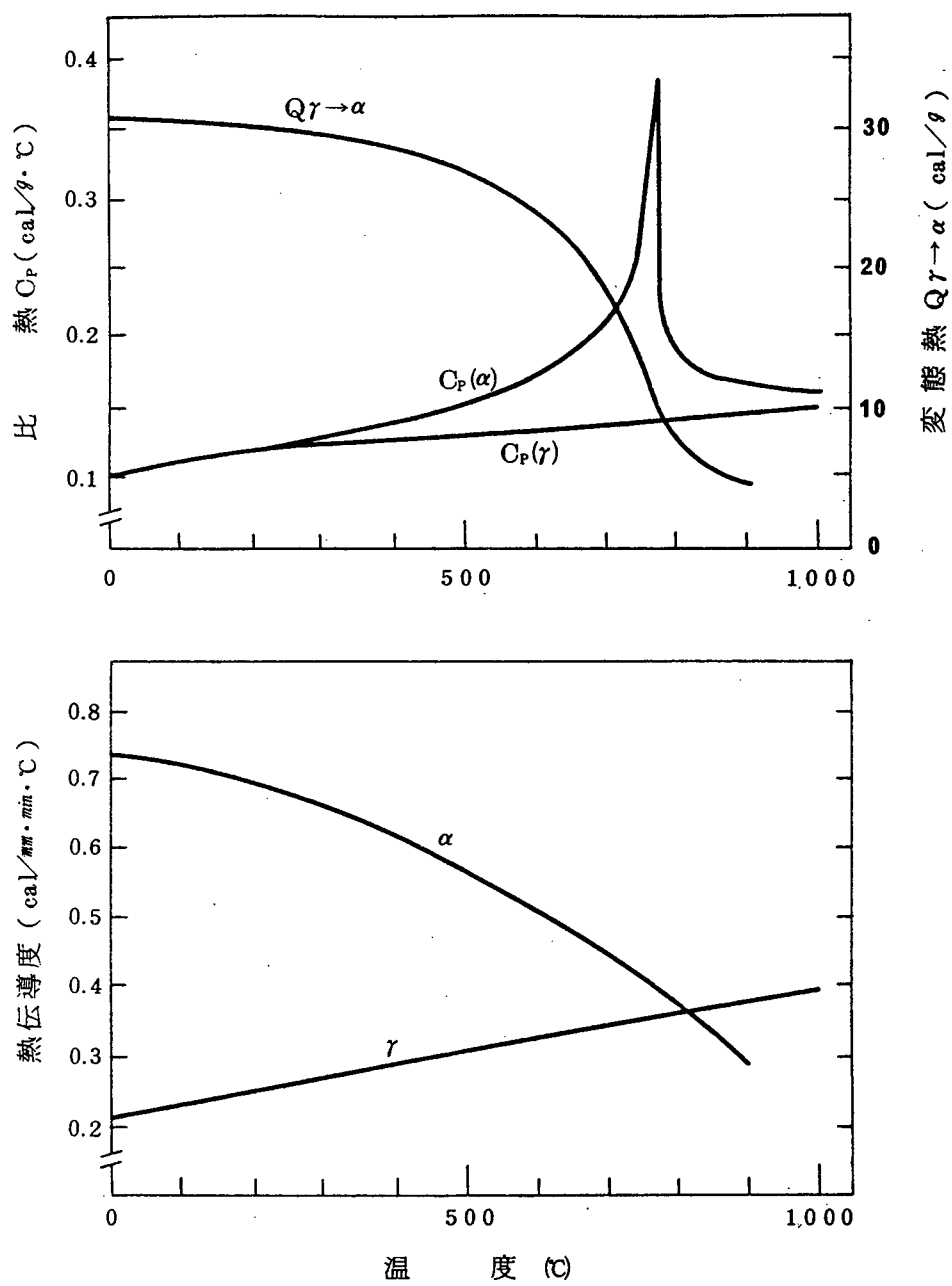


図2.4.1 温度計算に必要な比熱，変態熱，および熱伝導度の温度依存性

また，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 [$\text{cal}/\text{mm}^2 \cdot \text{min} \cdot ^\circ\text{C}$] は，空冷（放冷）と水冷の両方を考えると，Stefan-Boltzmannの法則から導かれるふく射によるもの H_{rad} と空冷表面の対流によるもの H_{conv} [$1.25 \times 10^{-4} \text{ cal}/\text{mm}^2 \cdot \text{min} \cdot ^\circ\text{C}$]²⁴⁾ あるいは水冷表面の冷却水への熱伝導によるもの H_w [$\text{cal}/\text{mm}^2 \cdot \text{min} \cdot ^\circ\text{C}$] の和で与えられる。ただし，形鋼（H形鋼とU形鋼矢板）のウェブ面およびフランジ内面の空冷表面の H は，熱の放出が互いに妨げられるため幾何学的な因子（図2.4.2参照）で表現される形状係数 F [-] で減少補正した。

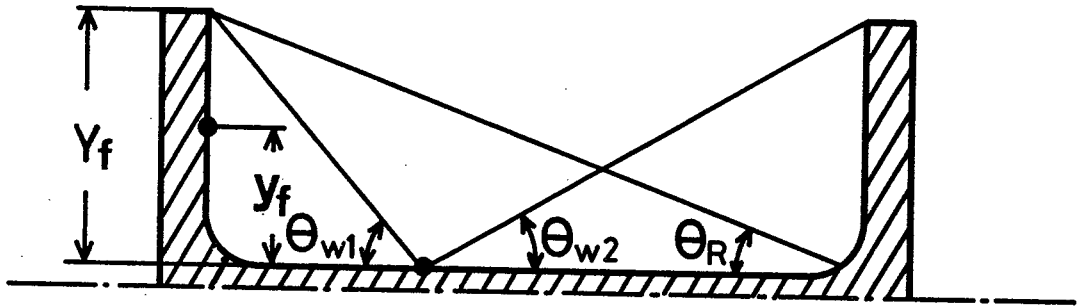


図2.4.2 形状係数計算のための幾何学的因子

$$H = \begin{cases} F (H_{\text{rad}} + H_{\text{conv}}) & (\text{空冷表面}) \\ H_{\text{rad}} + H_w & (\text{水冷表面}) \end{cases} \quad (2.4.1)$$

$$H_{\text{rad}} = \epsilon_m \cdot C_s \{ (T_s + 273)^2 + (T_{\text{atm}} + 273)^2 \} (T_s + T_{\text{atm}} + 546) \quad (2.4.2)$$

$$F = \begin{cases} 0.5F_c \{ \cos(\theta_{w1}) + \cos(\theta_{w2}) \} & (\text{形鋼のウェブ面}) \\ \{ 1 - 0.5F_c \cdot \cos(\theta_R) \} \frac{y_f}{Y_f} + 0.5F_c \cdot \cos(\theta_R) & (\text{形鋼のフランジ内面}) \\ 1 & (\text{ホットストリップ表面, 形鋼の上記以外の面, および丸鋼片表面}) \end{cases} \quad (2.4.3)$$

$$F_c = \begin{cases} 1.0 & \{ \text{B type (広幅) H形鋼, U形鋼矢板} \} \\ 0.8 & \{ \text{E type (細幅) H形鋼} \} \end{cases} \quad (2.4.4)$$

ここで, ϵ_m : ふく射率 (0.6~0.8) [-],

C_s : Stefan-Boltzmann定数 (0.813×10^{-12}) [cal/mm² · min · °K⁴]

(2.4.2) 式の ϵ_m の値は文献^{25)~27)} および冷却時の実測表面温度を参考にして決定した。

図2.4.3に熱応力, ひずみ, および形状不良の計算に必要な物性値 (平均線膨張係数^{28), 29)}, ヤング率³⁰⁾, および降伏応力) の温度依存性を示す。降伏応力の温度依存性は, 高温引張試験により決定した酒井らによる式^{31)~33)}を参考にした。

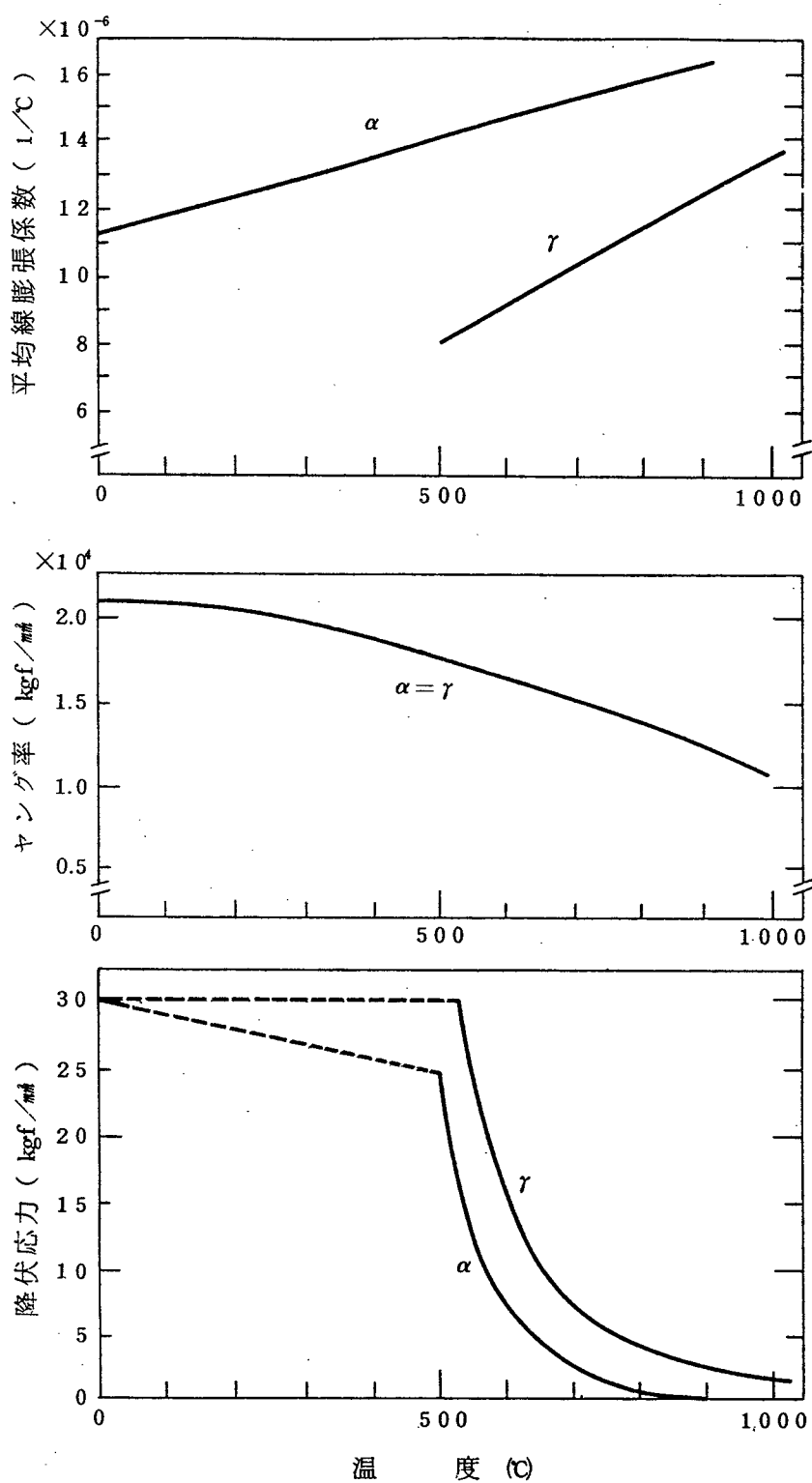


図 2 . 4 . 3 熱応力，ひずみ，および形状不良の計算に必要な平均線膨張係数，ヤング率，
および降伏応力の温度依存性

すなわち、低ひずみ速度 ($\leq 10^{-4}$ [1 / s]) では引張時の応力—ひずみ曲線は完全弾塑性体でほぼ近似でき、その時の降伏応力 Y は次式で与えられる。

$$Y = \left\{ \frac{\dot{\epsilon}}{A} \exp \left(-\frac{Q}{R \cdot T_K} \right) \right\}^{\frac{1}{m}} \quad (2.4.5)$$

$$A = \begin{cases} 6.3 \times 10^{11} \\ 1.0 \times 10^{11} \\ 2.8 \times 10^6 \end{cases} \quad Q = \begin{cases} 85000 \\ 74000 \\ 74000 \end{cases} \quad m = \begin{cases} 5.2 (\alpha \text{相}, 500 \sim 700^\circ\text{C}) \\ 4.9 (\alpha \text{相}, 770^\circ\text{C以上}) \\ 5.8 (\gamma \text{相}) \end{cases} \quad (2.4.6)$$

ここで、 $\dot{\epsilon}$: 引張時のひずみ速度 [1 / s] , Q : 変形のための見かけの活性化エネルギー

[cal/mol] , R : 気体定数 (1.987) [cal/mol·°K] , T_K : 変形中の材料の絶対温度 [°K] , A : 定数 $\left[\frac{1}{s} (\text{mm}^2/\text{kg f})^{\frac{1}{m}} \right]$, m : 定数 [—]

(2.4.5) 式および (2.4.6) 式は一定ひずみ速度 (塑性ひずみ速度) で引張った場合の式であるが、実際の圧延後冷却時に生ずる塑性ひずみ速度は一定ではない。そこで、見かけの塑性ひずみ速度を $\bar{\dot{\epsilon}}_p$ を実測残留応力を参考にして決定し、これが (2.4.5) 式の $\dot{\epsilon}$ に等しいとして Y を計算した。このようにして決定した空冷から水冷の範囲の $\bar{\dot{\epsilon}}_p$ は 1×10^{-5} [1 / s] であり、図 2.4.3 にはこの時の Y の温度依存性が示されている。ホットストリップの巻き取り時および太丸鋼片の徐冷時には、冷却速度が極端に遅くなるため材料はクリープ的挙動を示し、その時の Y は空冷のそれよりも非常に小さくなる。したがって、この時の $\bar{\dot{\epsilon}}_p$ は空冷 (水冷) のそれよりも非常に小さくなる。例えば、3.2 mm 厚のホットストリップの巻き取り後の $\bar{\dot{\epsilon}}_p$ は 1×10^{-8} [1 / s] である。

図2.4.1, および図2.4.3には单相(γ, α)の物性値しか示していないが, 混合組織のそれは各相の比率で重みづけすることにより求めた。ただし, パーライトP, ベイナイトB, およびマルテンサイトMの各相の物性値は α 相のそれに等しいと考える。混合組織における熱伝導度 λ の計算例を以下に示す。

$$\lambda = \lambda_{\gamma} \cdot V_{\gamma} + \lambda_{\alpha} (V_{\alpha} + V_P + V_B + V_M) \quad (V_B + V_M) \quad (2.4.7)$$

ここで, $\lambda_{\gamma}, \lambda_{\alpha}$: γ, α 单相での熱伝導度 [cal/mm · min · °C],

$V_{\gamma}, V_{\alpha}, V_P, V_B, V_M$: γ, α, P, B, M の各相の比率

($V_{\gamma} + V_P + V_B + V_M = 1$) [-]

2.5 計算の全体の流れ

計算の全体の流れを図2.5.1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。

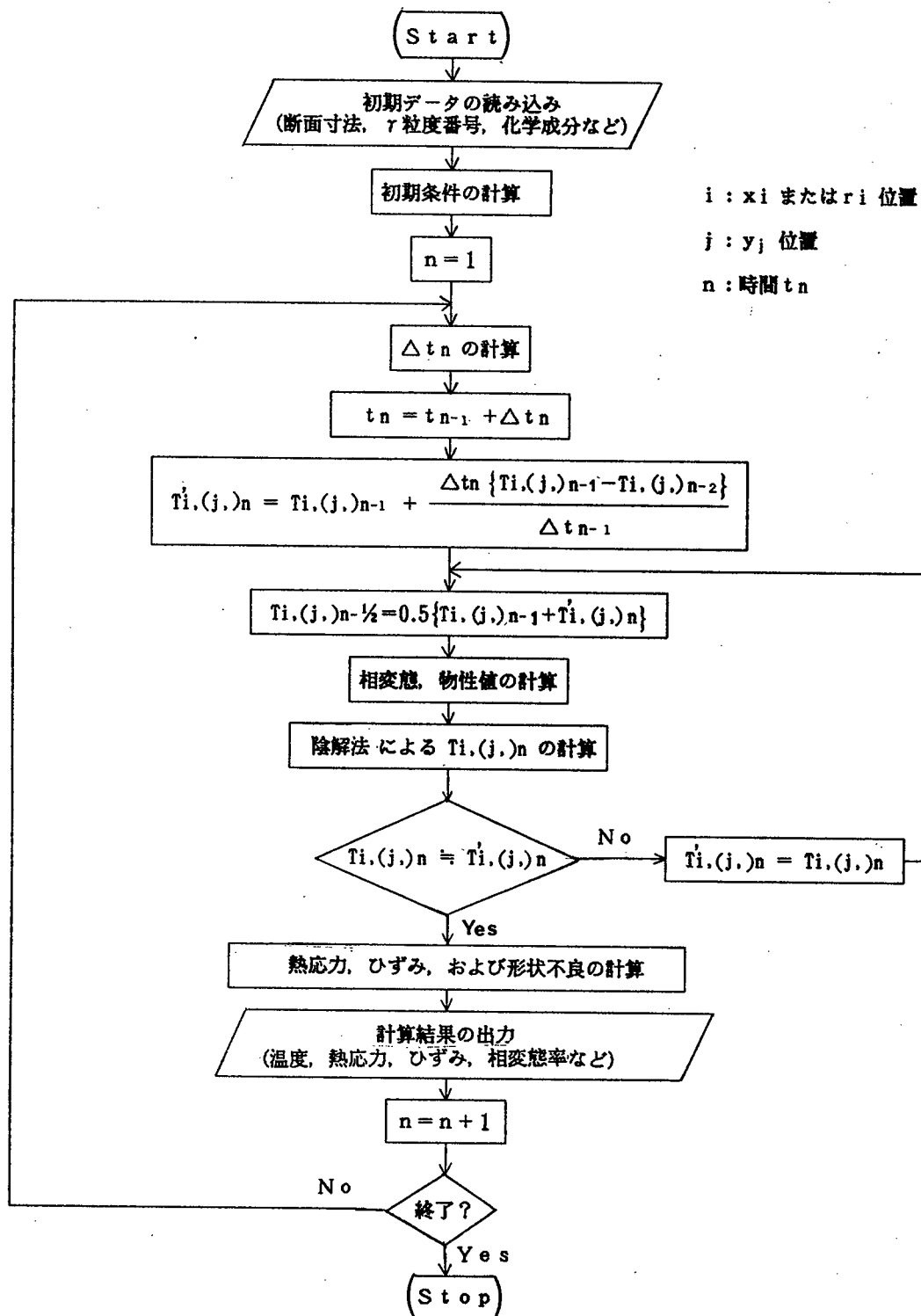


図2.5.1 計算の全体の流れ図

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、相変態率と物性値を求める。次に陰解差分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、および形状不良の計算を行い、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 $T_{i,(j),n}$ と置き換えて相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、温度と相変態率が実質上同時に決定できることになる。

第 3 章 ホットストリップ冷却後の平坦度不良の解析³⁴⁾

3.1 まえがき

ホットストリップの薄物の広幅材では、仕上圧延機出側から巻き取りまでの形状（平坦度）および巻き形状が良好でも冷却後に平坦度不良（通常は耳波）を発生することが多く、このためスキニング能率の低下あるいは形状矯正不完全による格落ち材の発生などで問題になっている。また、これを防止しないと仕上圧延機での形状制御^{35)~39)}は十分な効果が期待できないことになる。

この耳波の発生機構については従来全く説明されておらず、次のことが経験的に知られているのみであった。

- (1) 仕上圧延機出側およびコイラー前の形状が平坦あるいはセンターバックルであっても、冷却後は耳波となる。
- (2) 高温（570℃以上）で巻き取ると、耳波はほとんど発生しない。
- (3) 製品の板厚プロフィールと耳波とは、極端な異常プロフィールでない限り関係がない。
- (4) ホットランテーブル上での冷却パターンを前半水冷よりも後半水冷にするほうが耳波は小さい。
- (5) 耳波は、幅方向の両端部（両耳部）で一般に異なり、製品硬度の高い側で大きい。
- (6) 冷却後のコイル巻き形状は耳部が幅中央部よりも径が大きい糸巻型になっており、耳波が大きいほどこの径差も大きくなる。

筆者は、この耳波が仕上圧延終了時の幅方向温度分布（仕上温度分布）およびそれ以後の幅方向冷却不均一に起因する熱応力と関係があると考え、第2章で述べた相変態を考慮した鋼板の温度と熱応力の計算法により、この冷却後の平坦度不良の解析を行った。

3. 2 計算条件

断面分割は、図3. 2. 1に示すように端面から幅中央までの1/2断面を幅方向20分割、板厚方向5分割の100 格子点に分割した。

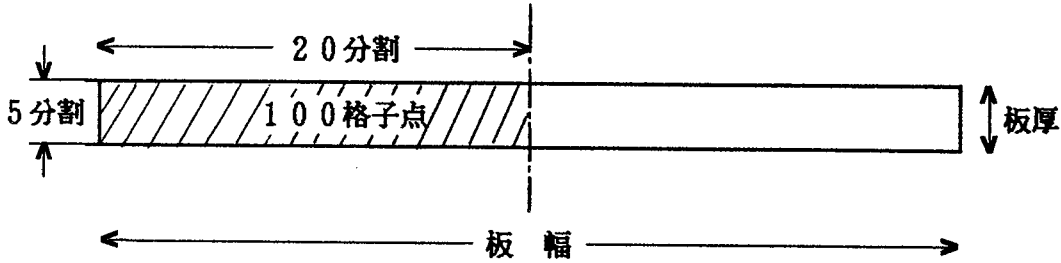


図3. 2. 1 ストリップ断面の分割状況

その際、幅方向の分割は、温度変化の激しい耳部では細かく、緩やかな幅中央では粗くなるように工夫した。また、時間分割も温度変化の激しい時間域（例えば水冷時期）では細かく、緩やかな時間域では粗くなるように工夫した。

ホットストリップ冷却時の温度および熱応力を計算するためには、仕上圧延終了時の断面各部の温度（仕上温度分布）と相変態比率、およびホットランテーブル上での冷却水への熱伝導による熱伝達率 H_w { (2. 4. 1) 式参照 } の幅方向分布を決定する必要がある。これらは、いずれも残留応力に大きな影響を及ぼすため実機の条件に合った値とする必要がある。

仕上温度分布は圧延中の2次元温度計算結果から導き出した次式により計算する。ただし、厚み方向の仕上温度分布は小さいと考慮して無視する。

$$T_x^{\circ} = \begin{cases} T_c^{\circ} - 43h^{0.476} \cdot \left(\frac{200-x}{200} \right)^{f_T} \cdot \exp(-0.00623h) & \text{if } x < 200\text{mm} \\ T_c^{\circ} & \text{if } x \geq 200\text{mm} \end{cases} \quad (3. 2. 1)$$

$$f_T = 3.37h^{0.155} \quad (3. 2. 2)$$

ここで、 x : 端面から幅中央方向への距離 [mm] , T_x° : x 位置における仕上温度 [℃] ,

T_c° : 幅中央の仕上温度 [℃] , h : 厚み [mm]

仕上圧延終了時の組織は、 T_x° が平衡変態開始温度以上であれば γ 単相とし、それ以下であれば $(\gamma + \alpha)$ の2相組織と考え、その時の α 量は平衡状態図から計算される量の75%（実測残留応力分布からの推定値）とする。

実機の水冷設備を想定した時の水冷熱伝達率 H_w は次式で計算される。（図3.2.2参照）。

$$H_w = \begin{cases} H_w^c \left(1 + 0.1 \frac{B - 10x}{B}\right) & \text{if } x < 0.1B \\ H_w^c & \text{if } x \geq 0.1B \end{cases} \quad (3.2.3)$$

(上面)

$$H_w = 0.4 H_w^c \quad (3.2.4)$$

(下面)

$$H_w^c = \begin{cases} 0.0183 \text{ cal/mh} \cdot \text{min} \cdot ^\circ\text{C} \quad (1100 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}) \leftarrow \text{水冷帯 1} \\ 0.02 \text{ cal/mh} \cdot \text{min} \cdot ^\circ\text{C} \quad (1200 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}) \leftarrow \text{水冷帯 2} \end{cases} \quad (3.2.5)$$

ここで、 B ：板幅〔mm〕

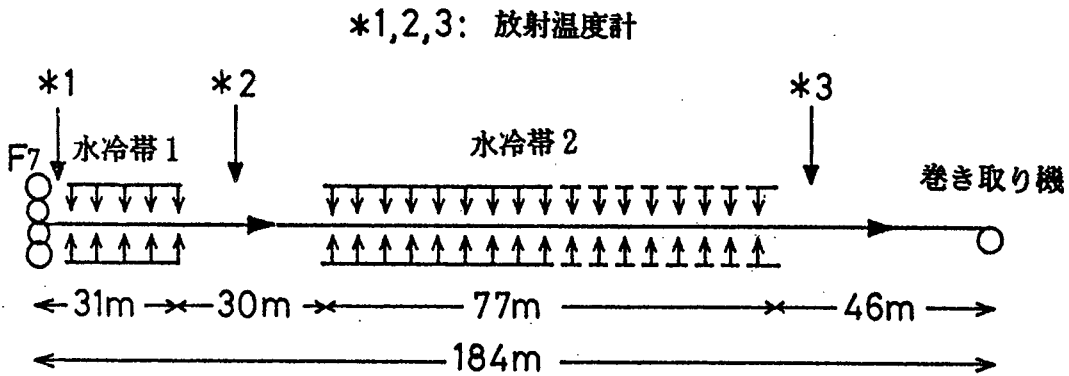


図3.2.2 ホットランテーブルの水冷設備の配置図

ホットストリップ冷却時の温度計算の終了条件は、巻き取り後でしかも相変態が全断面で終了した時点とする。ただし、巻き取り後の冷却速度は極端に遅くなるため（ $< 25^\circ\text{C/h}$ ），その時の熱伝達率は0としている。

3.3 計算値と実測値との比較

3.3.1 矩形平板の冷却曲線

厚み3.2 mm, 幅 100mm, 長さ 300mmの矩形平板の中央表面にCA熱電対を取り付け, 1000℃均一加熱後に放冷した時の冷却曲線を測定した。同一条件における計算値と比較した結果を図3.3.1に示す。

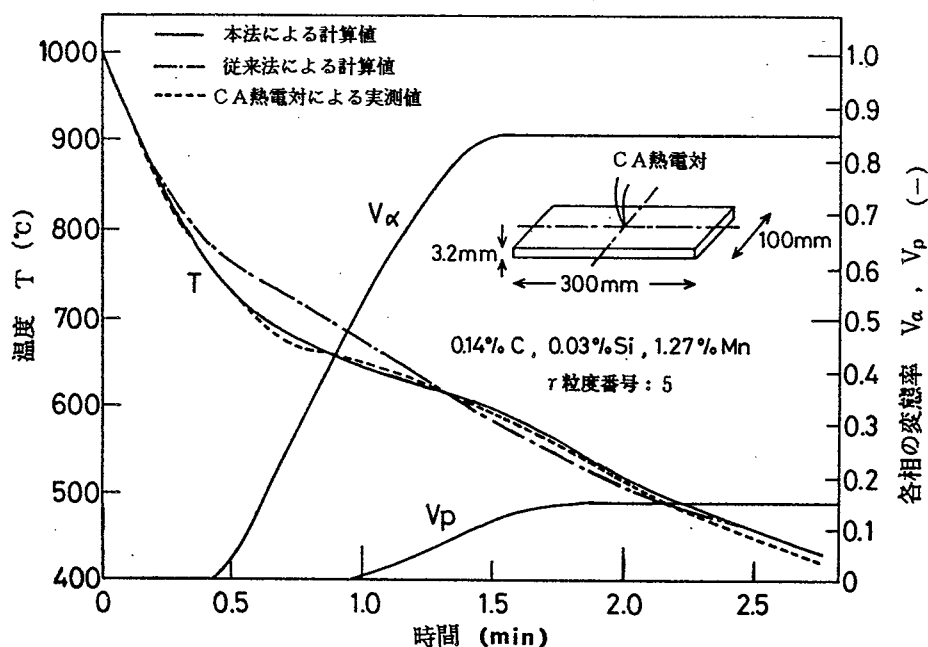


図3.3.1 矩形板における表面温度の計算値と実測値との比較

ただし, 計算値としては本法と従来法^{1), 2)}の両方について示す。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非常に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。

3.3.2 ホットストリップの温度と残留応力

厚み 3.2mm, 幅1440mm のホットストリップについて, 放射温度計による幅中央表面の温度測定とひずみゲージによる残留応力測定を行った。残留応力は巻き取り部分と巻き取らずにそのままホットランテーブル上で放冷した部分(ストリップの尾端)の両方について測定した。これと同一条件

件での計算値と比較した結果を図 3. 3. 2 に示す。ただし、計算値は本法と従来法²⁾の両方について示す。

図より明らかなように、本法による冷却曲線および残留応力の計算値は実測値とよく一致している。一方、従来法による計算値は、実測値よりも冷却速度が速く、残留応力が大きくなる。

以上の結果より、相変態を厳密に考慮した本計算法によりホットストリップ冷却後の平坦度不良の解析が可能であると結論できる。

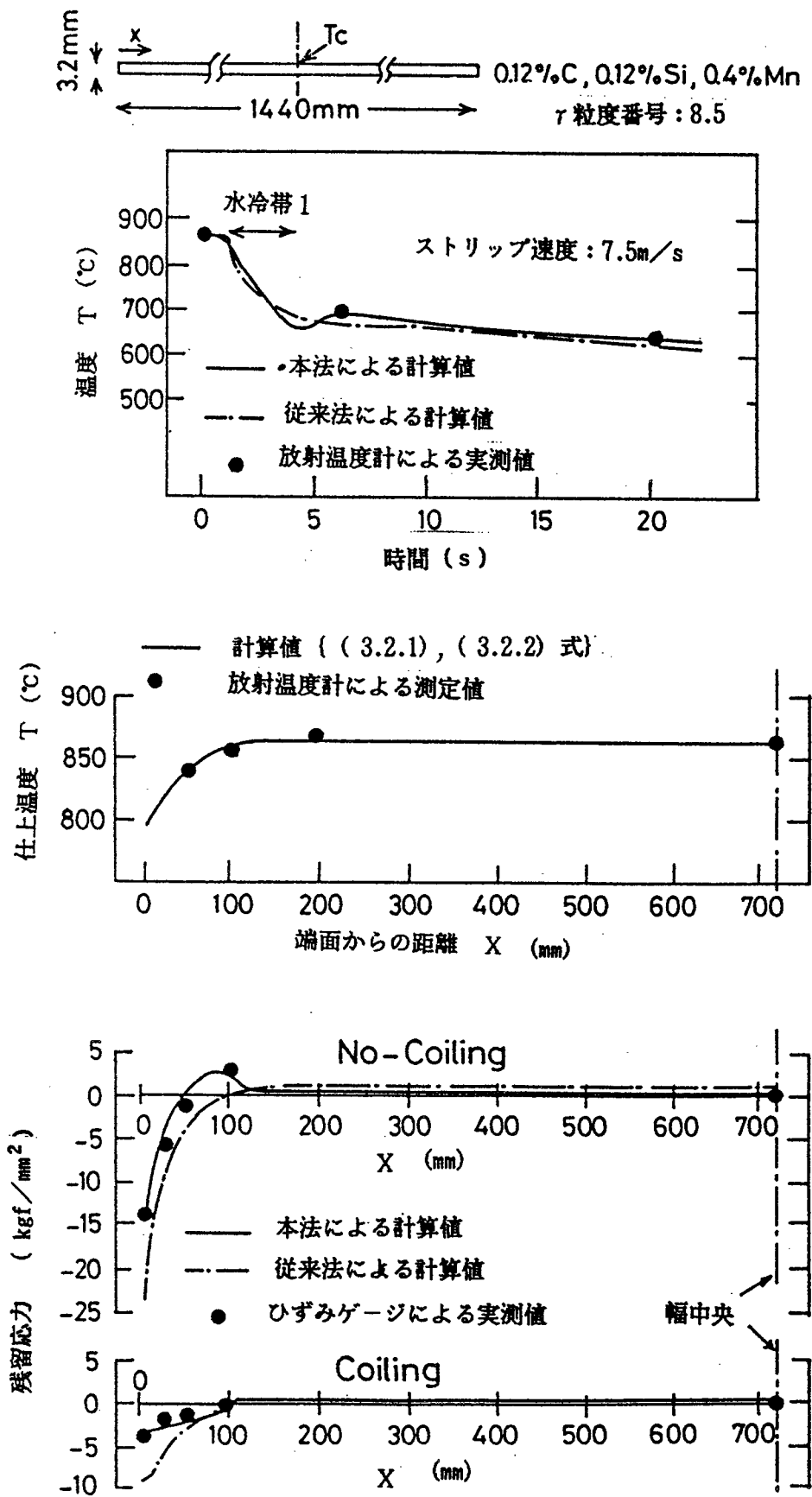


図 3.3.2 ホットストリップにおける表面温度と残留応力の計算値と実測値との比較

3. 4 冷却後の耳波発生と冷却条件との関係

3. 4. 1 設定条件

対象としたストリップの寸法は、耳波不良を起こしやすい厚み3.24mm、幅2173mmの薄物広幅材（0.14% C, 0.05% Si, 0.90% Mn）である。表 3. 4. 1 に計算を行った 8 通りの設定条件（A～H）を示す。

ただし、各種条件とも幅中央仕上温度 T_c は 880℃、ストリップ速度は9.06m/s、巻き取り半径 R_c は 700mmである。A 条件（基準）は、通常工程を想定したもので、仕上温度と水冷の幅方向不均一 { (3. 2. 1) ～ (3. 2. 5) 式参照 } が存在し、巻き取り温度 C T が 550℃で巻き取り張力（最終仕上スタンドとコイラー間の張力）が 0 の条件である。B 条件は水冷時間を短くし高温（CT = 600℃）で、逆に C 条件は水冷時間を長くして低温（C T = 500℃）で巻き取るものである。D 条件は後半の水冷設備（Zone 2）のみの水冷、E 条件は巻き取り張力 1 kgf/mm² の付与、F 条件は幅方向の水冷均一（ H_w の幅方向分布なし）、G 条件は仕上温度分布なし、および H 条件は幅方向の仕上温度と水冷の均一の特徴をそれぞれ有している。

表 3 . 4 . 1 冷却後の耳波を検討するために設定した条件

記 号	幅方向の仕上温度分布	幅方向の水冷分布 (Hw の分布)	水冷時間 (s)		巻き取り 張力 (kgf/mm ²)	巻き取り 温度 (℃)	備 考
			Zone 1	Zone 2			
A	温度分布あり { (3.2.1), (3.2.2)参照 }	水冷分布あり { (3.2.3), (3.2.4)参照 }	2.5 6	2.5 2	0.0	5 5 0	基準
B	温度分布あり	水冷分布あり	2.5 6	1.5 9	0.0	6 0 0	高温巻き取り
C	温度分布あり	水冷分布あり	2.5 6	3.0 3	0.0	4 9 9	低温巻き取り
D	温度分布あり	水冷分布あり	0	4.4 1	0.0	5 5 2	後半急冷
E	温度分布あり	水冷分布あり	2.5 6	2.5 2	1.0	5 5 0	巻き取り張力
F	温度分布あり	水冷均一	2.5 6	2.5 2	0.0	5 5 0	幅方向の水冷均一
G	温度分布なし	水冷分布あり	2.5 6	2.5 2	0.0	5 5 0	仕上温度分布なし
H	温度分布なし	水冷均一	2.5 6	2.5 2	0.0	5 5 0	仕上温度分布なし 幅方向の水冷均一

3.24×2173mm, 化学成分: 0.14%C, 0.05%Si, 0.90%Mn, r粒度番号: 8.5
仕上温度 (幅中央) : 880℃, ストリップ速度: 9.06m/s, 巻き取り半径: 700mm

3. 4. 2 計算結果

各種条件における温度、熱応力、塑性ひずみ、および相変態率（板厚平均値）の経時変化を図3. 4. 1～図3. 4. 8に、残留応力（板厚平均値）の幅方向分布を図3. 4. 9に示す。また、計算結果をまとめたものを表3. 4. 2に示す。

計算結果を要約すると以下のとおりである。

(1) 水冷後の空冷時には、変態による発熱が表面からの熱放出よりも大きいため、冷却曲線に復熱現象が認められる。（変態を考慮しないと、この復熱現象は計算されない。）

(2) 巻き取り時の幅中央と端面の温度差は、A, E, D条件（102, 102, 109℃）で大きくH条件（46℃）で小さい。

(3) 熱応力は、各種条件とも圧延後から巻き取りまでの冷却過程で耳部では圧縮→引張の変化を、その他の部分で引張→圧縮の小さい変化を示す。これらの変化は、変態速度が冷却前半では耳部で速く、冷却後半ではそれ以外の部分で速いことと関係がある。すなわち、変態は膨張と発熱を伴うため変態速度の速い部分は圧縮熱応力、遅い部分は引張熱応力が発生する。

(4) 巻き取り時において、端面の引張熱応力はA, E, G条件（25.8, 25.8, 26.0 kgf/mm²）で大きくB条件（14.4 kgf/mm²）で小さく、幅中央の圧縮熱応力はA, D, G条件（-2.31, -2.40, -2.30 kgf/mm²）で大きくH条件（-0.33 kgf/mm²）で小さい。

(5) 塑性ひずみの変化は熱応力変化とほぼ対応しているが、当然のことながら熱応力が降伏応力に達していないと変化はしない。

(6) 巻き取り時の変態率は水冷時間が短いB条件で大きく（端面以外では変態終了）、水冷時間が長いC条件（幅中央で0.781）と後半水冷のD条件（端面0.661）で小さい。

(7) 変態終了後の組織は、耳部を除けば各種条件ともフェライトとパーライトの2相（ $V_B = 0.848$, $V_P = 0.152$ ）であるが、耳部（B条件を除く）ではベイナイト（端面の $V_B = 0.017 \sim 0.279$ ）が認められる。

(8) 残留応力分布は各条件とも耳部（端面から50～200 mm）で圧縮、その他の部分で小さな引張応力となる。残留応力は、幅方向冷却均一（F条件）、高温巻き取り（B条件）、仕上温度分布なし（G条件）、後半水冷（D条件）にすると軽減するが、巻き取り張力（E条件）にはほとんど影響されない。

(9) 端面での圧縮残留応力はC条件（-10.2 kgf/mm²）で大きくH条件（-4.55 kgf/mm²）で小さく、幅中央での引張残留応力はA条件（0.99 kgf/mm²）で大きくH条件（0.12 kgf/mm²）で小さい。

(10) B, F, H条件以外は冷却後すべて耳波が発生する。

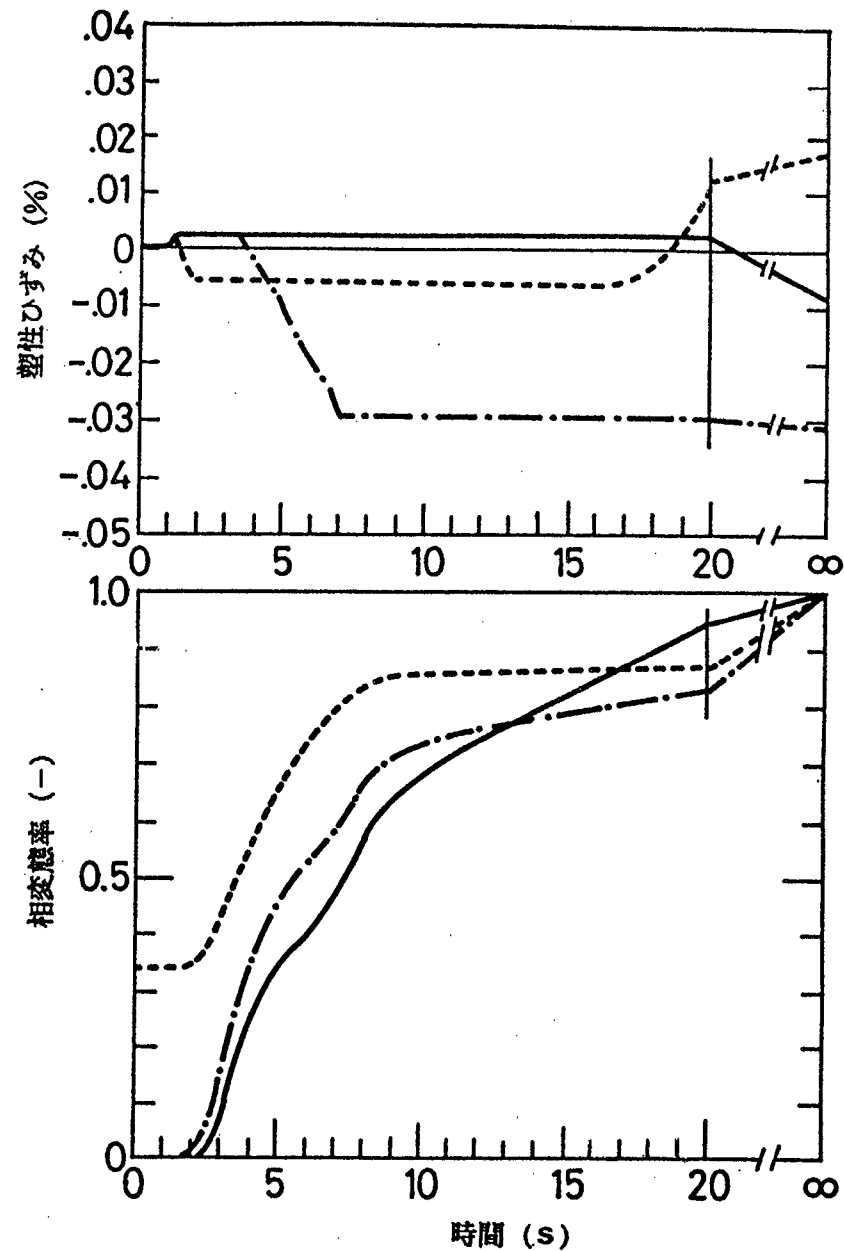
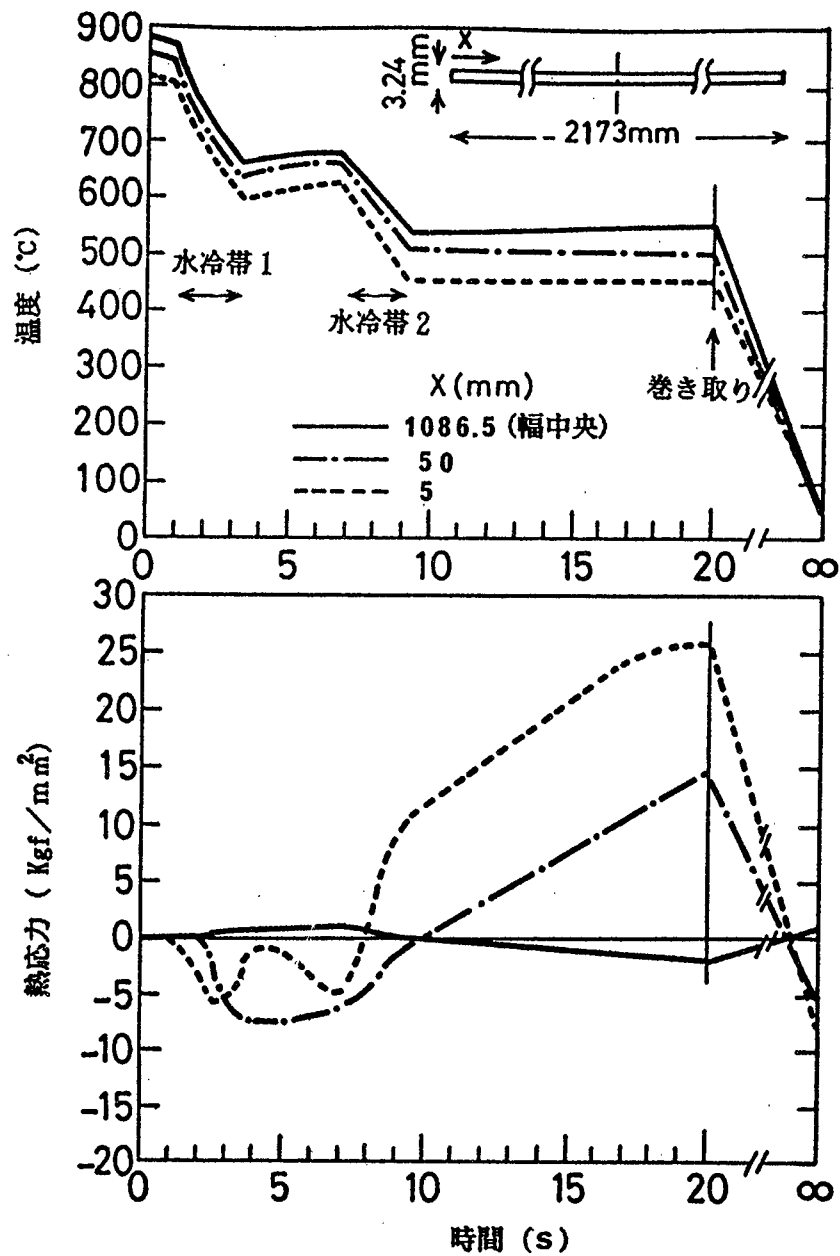


図 3 . 4 . 1 A 条件 (基準) における温度，熱応力，塑性ひずみ，および相変態率 (板厚平均値) の経時変化

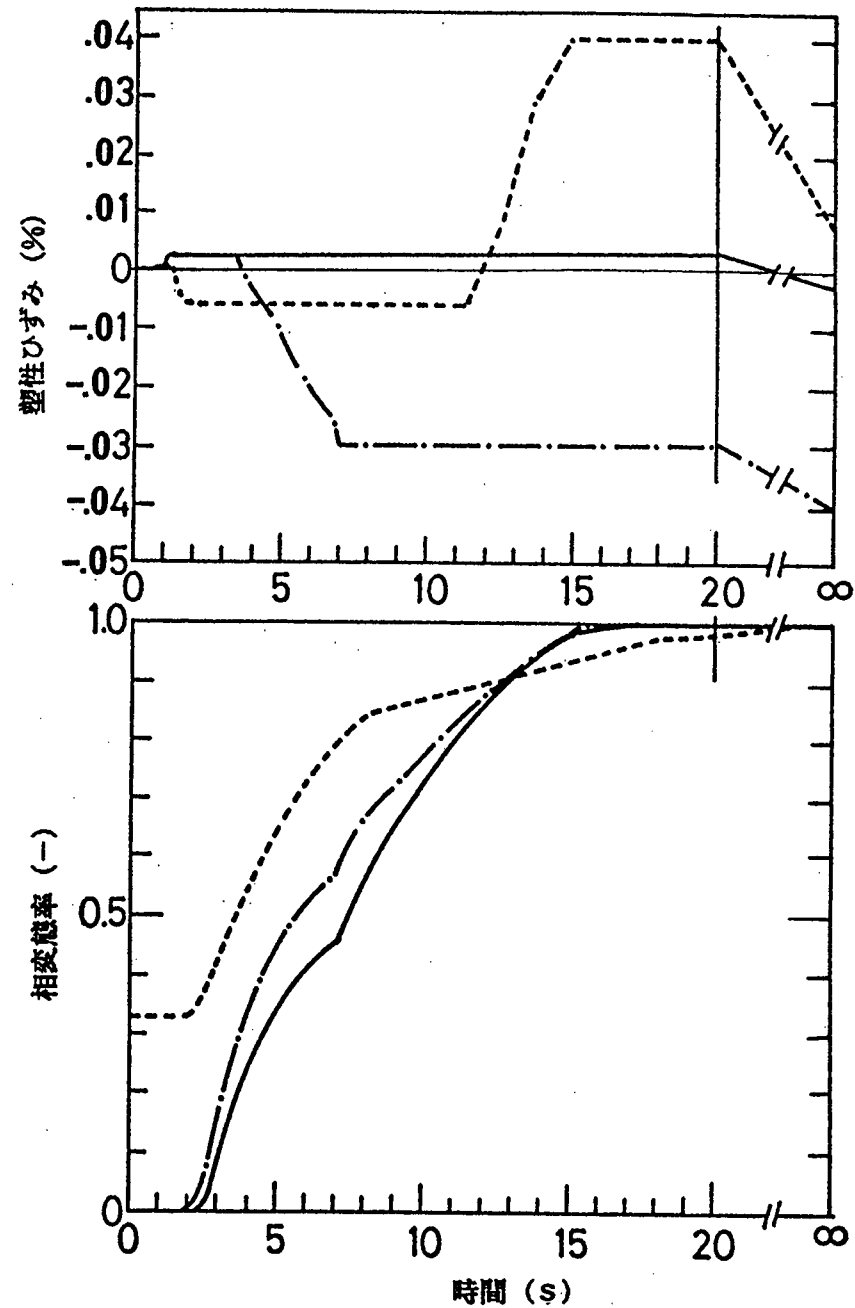
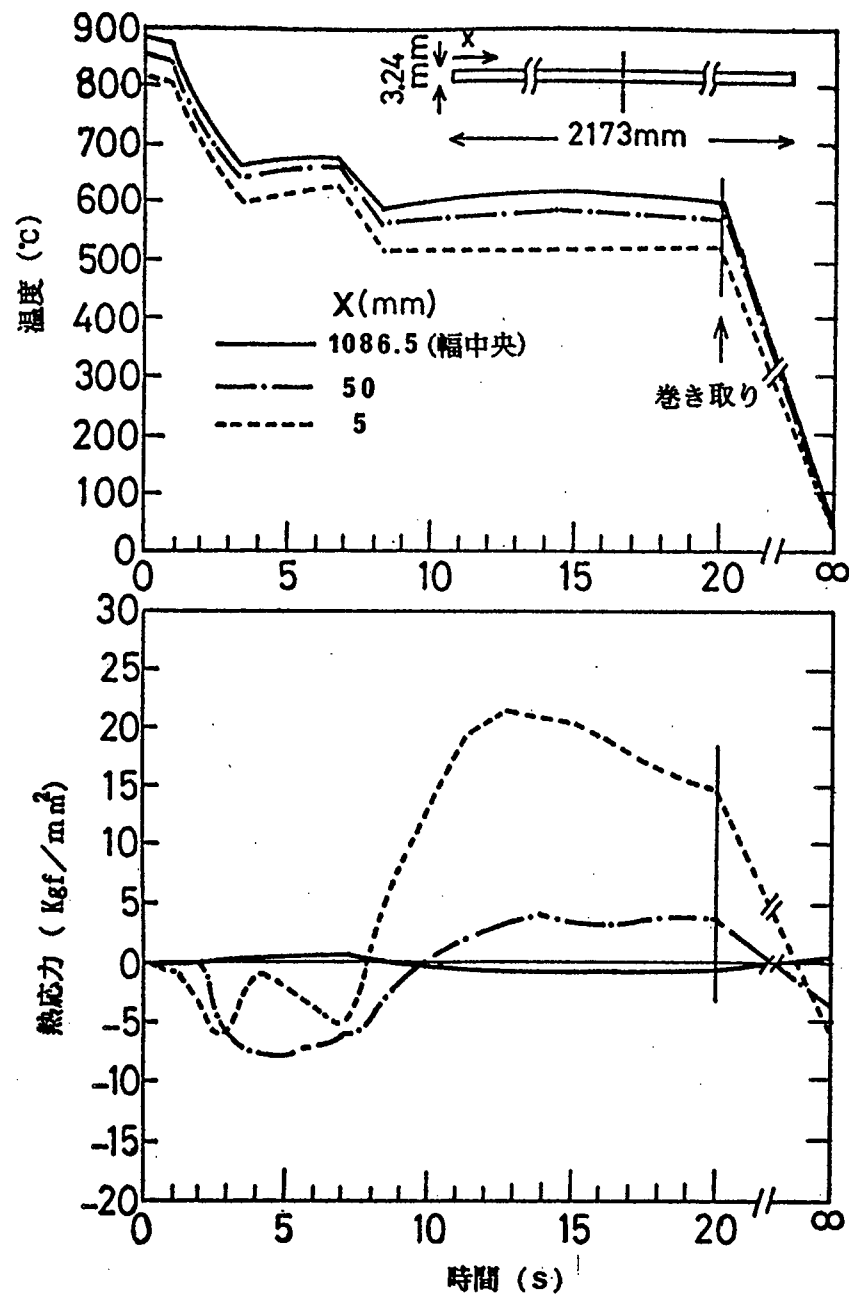


図3.4.2 B条件(高温巻き取り)における温度, 熱応力, 塑性ひずみ, および相変態率(板厚平均値)の経時変化

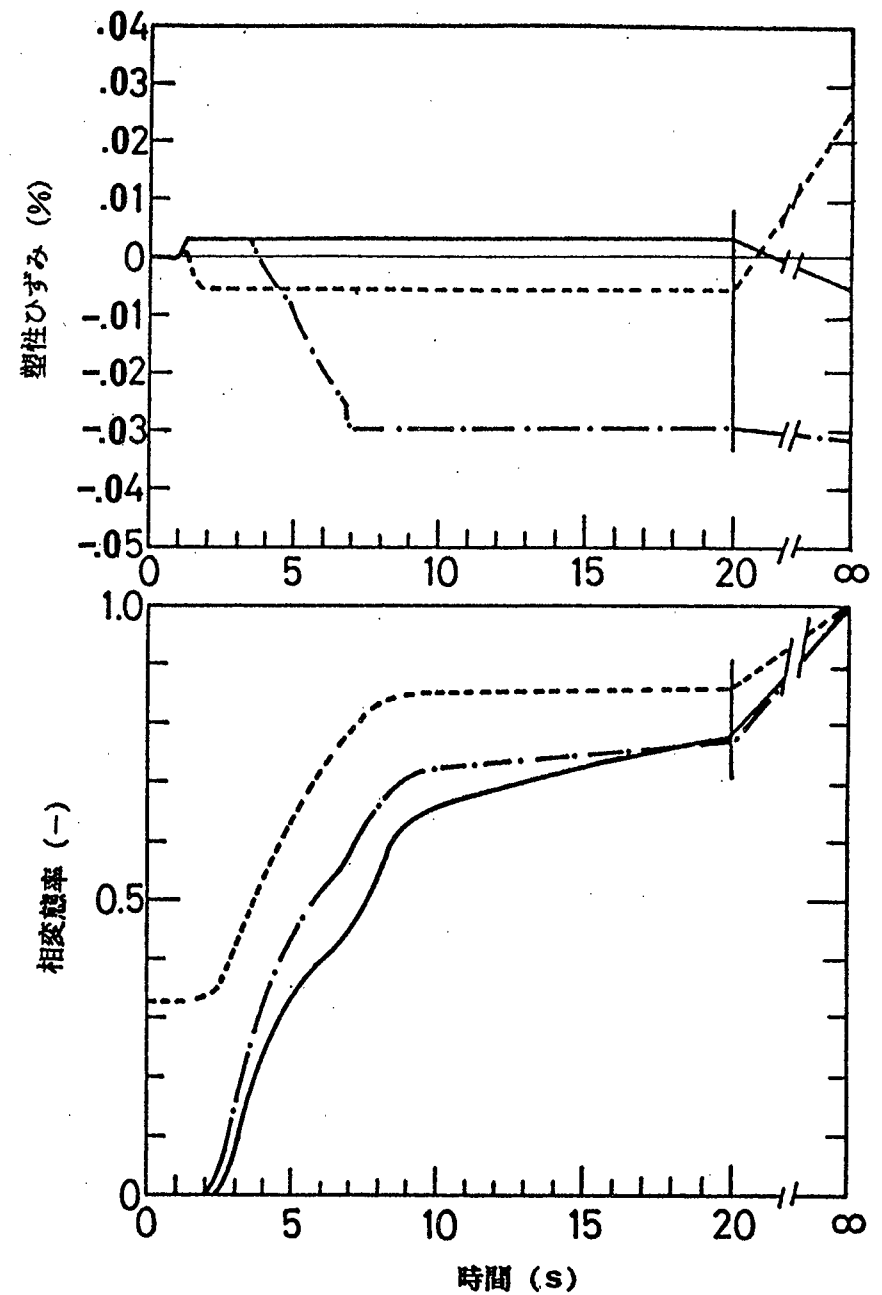
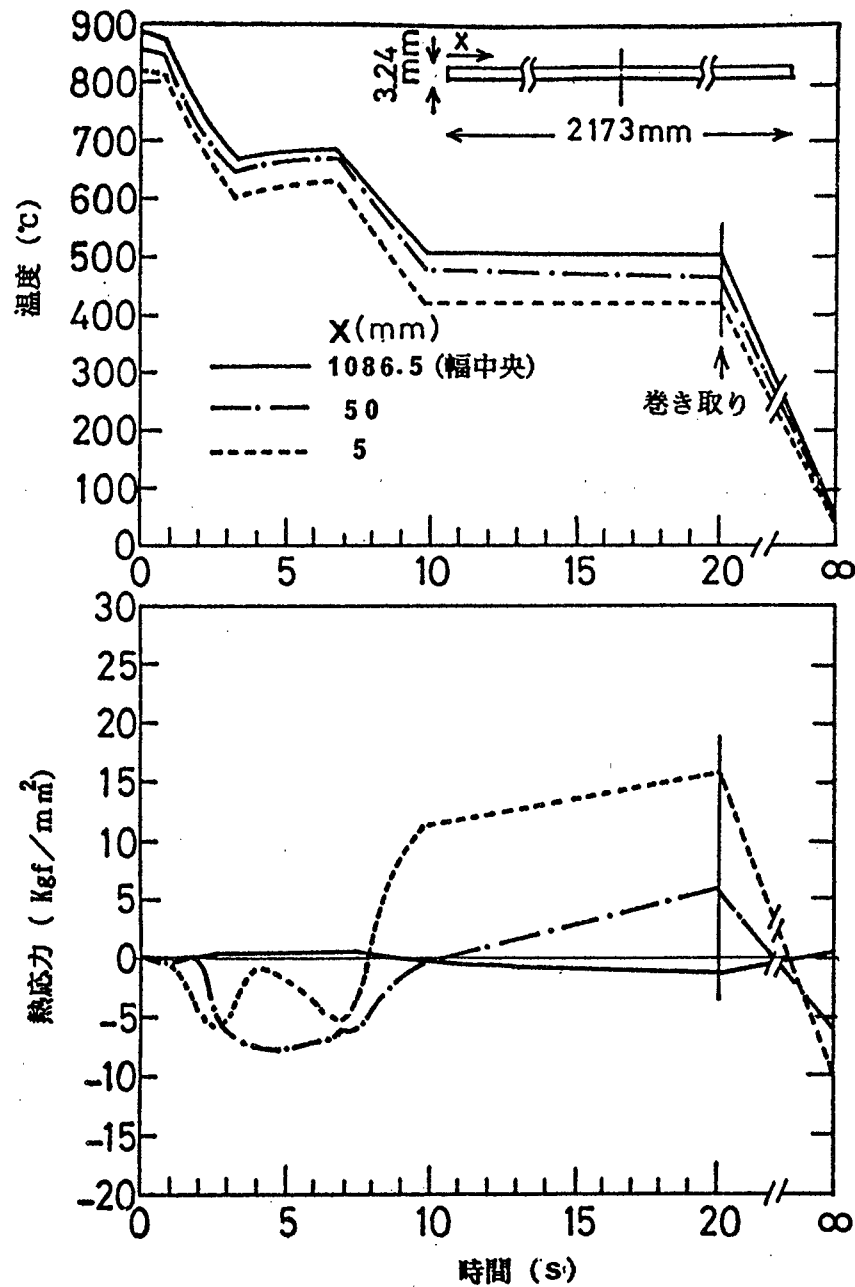


図 3 . 4 . 3 C 条件 (低温巻き取り) における温度, 熱応力, 塑性ひずみ, および相変態率 (板厚平均値) の経時変化

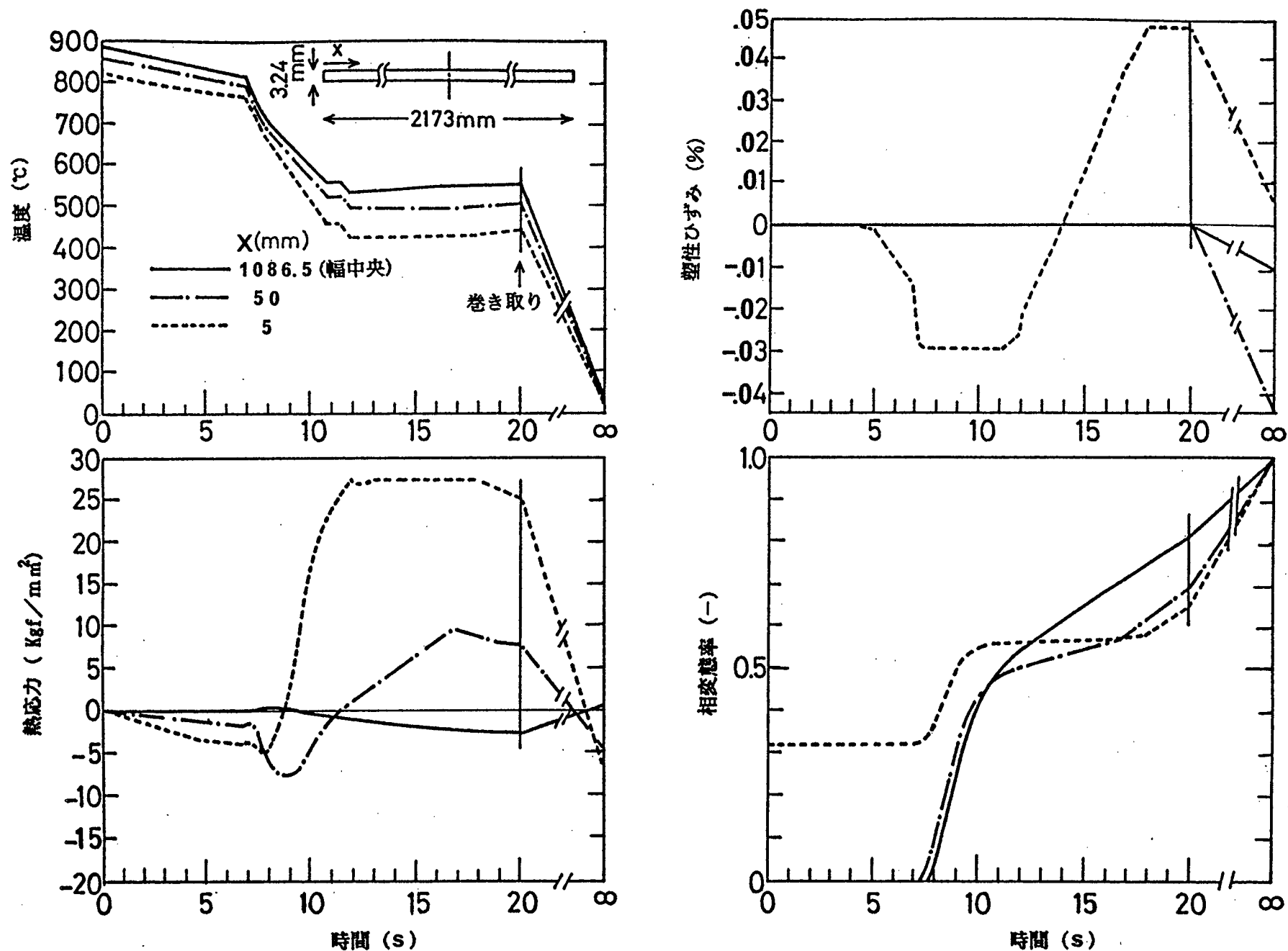


図3.4.4 D条件(後半急冷)における温度, 熱応力, 塑性ひずみ, および相変態率(板厚平均値)の経時変化

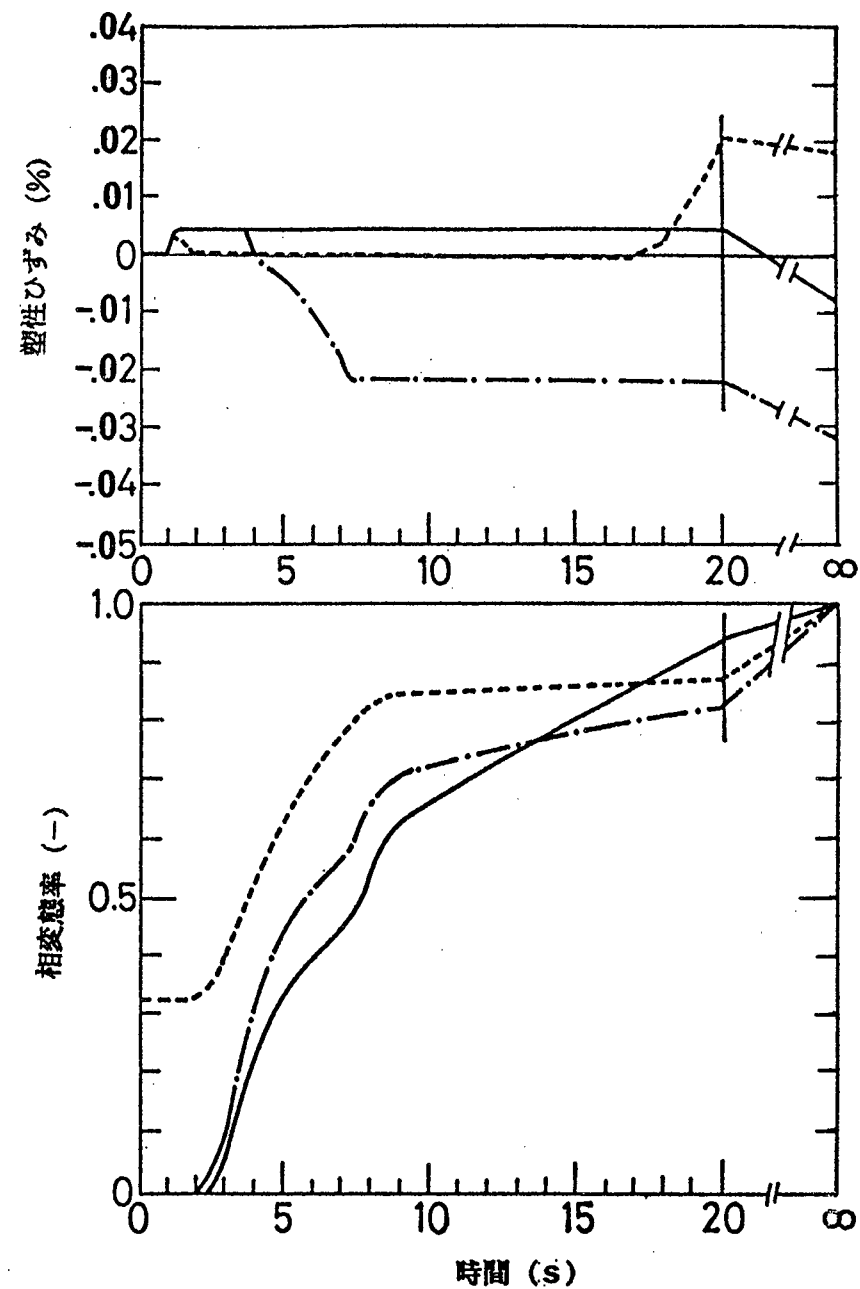
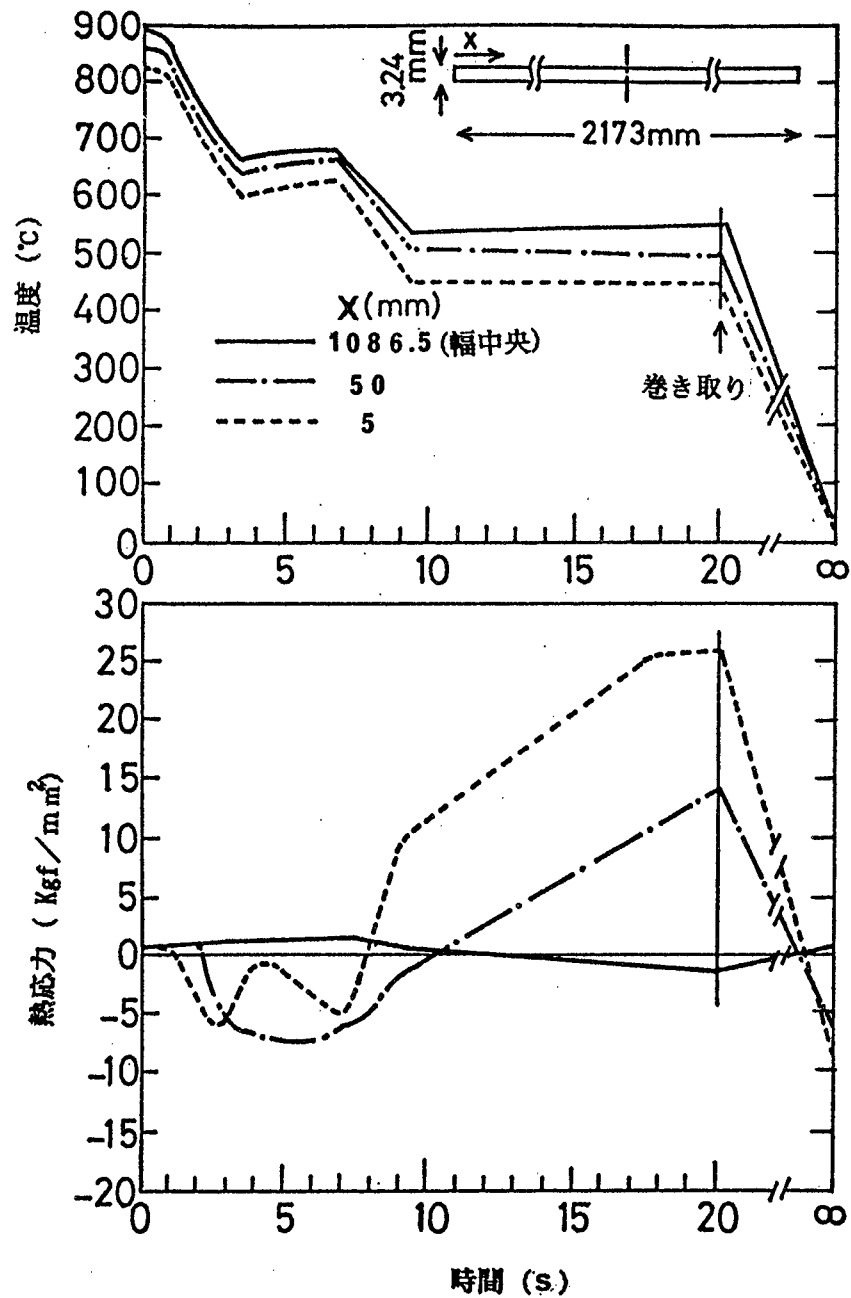


図3.4.5 E条件（外部張力あり）における温度、熱応力、塑性ひずみ、および相変態率（板厚平均値）の経時変化

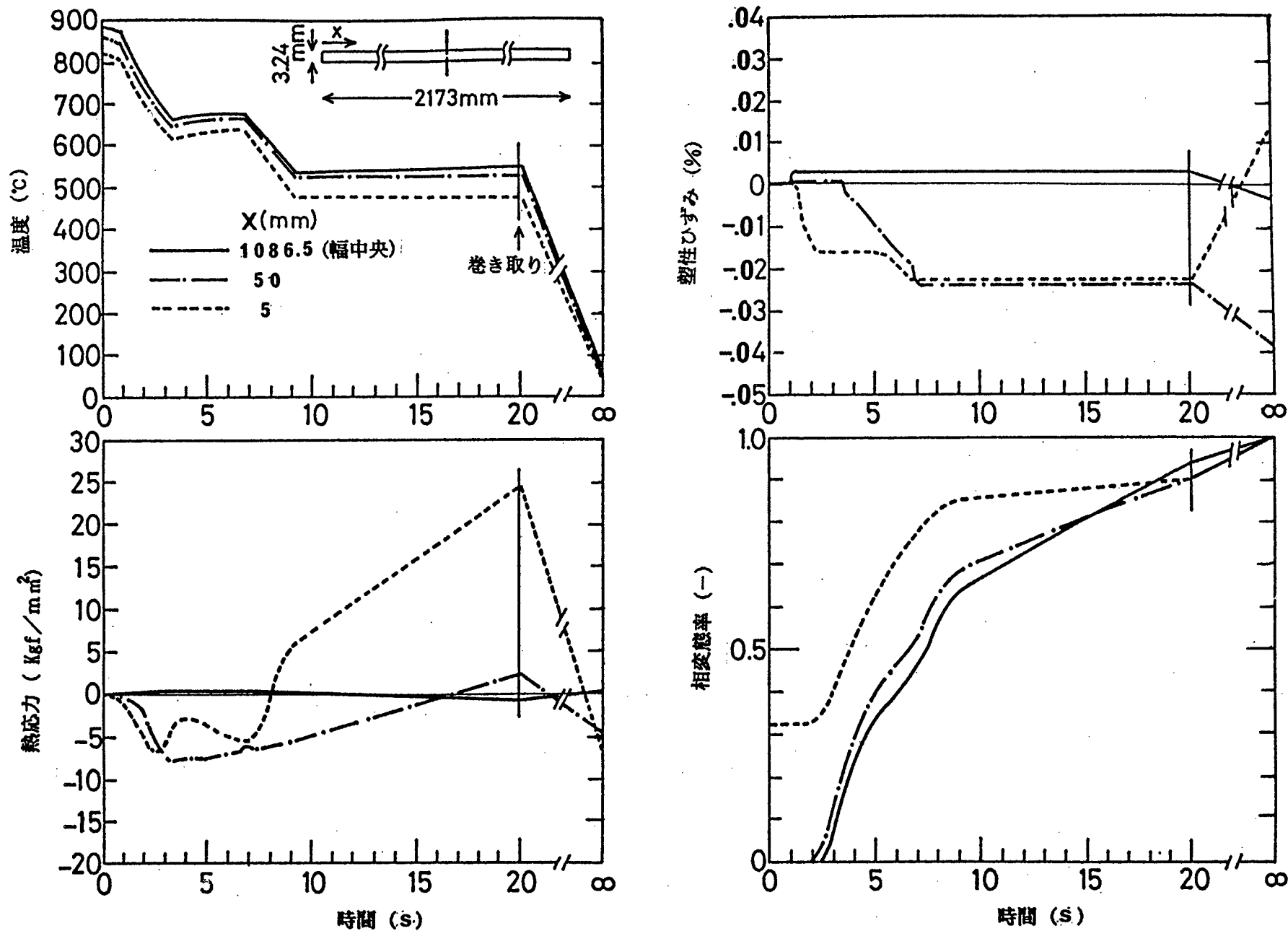


図3.4.6 F条件（幅方向冷却均一）における温度，熱応力，塑性ひずみ，および相変態率（板厚平均値）の経時変化

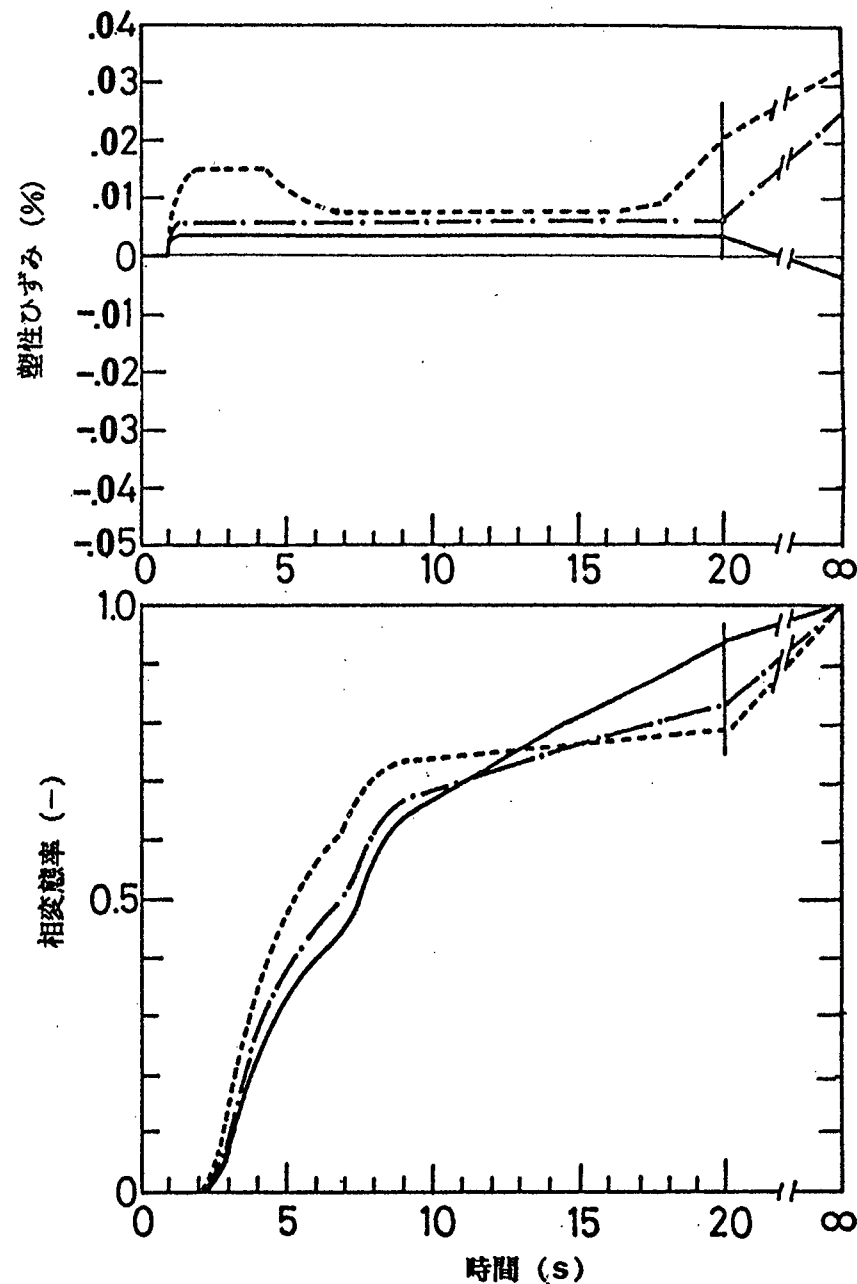
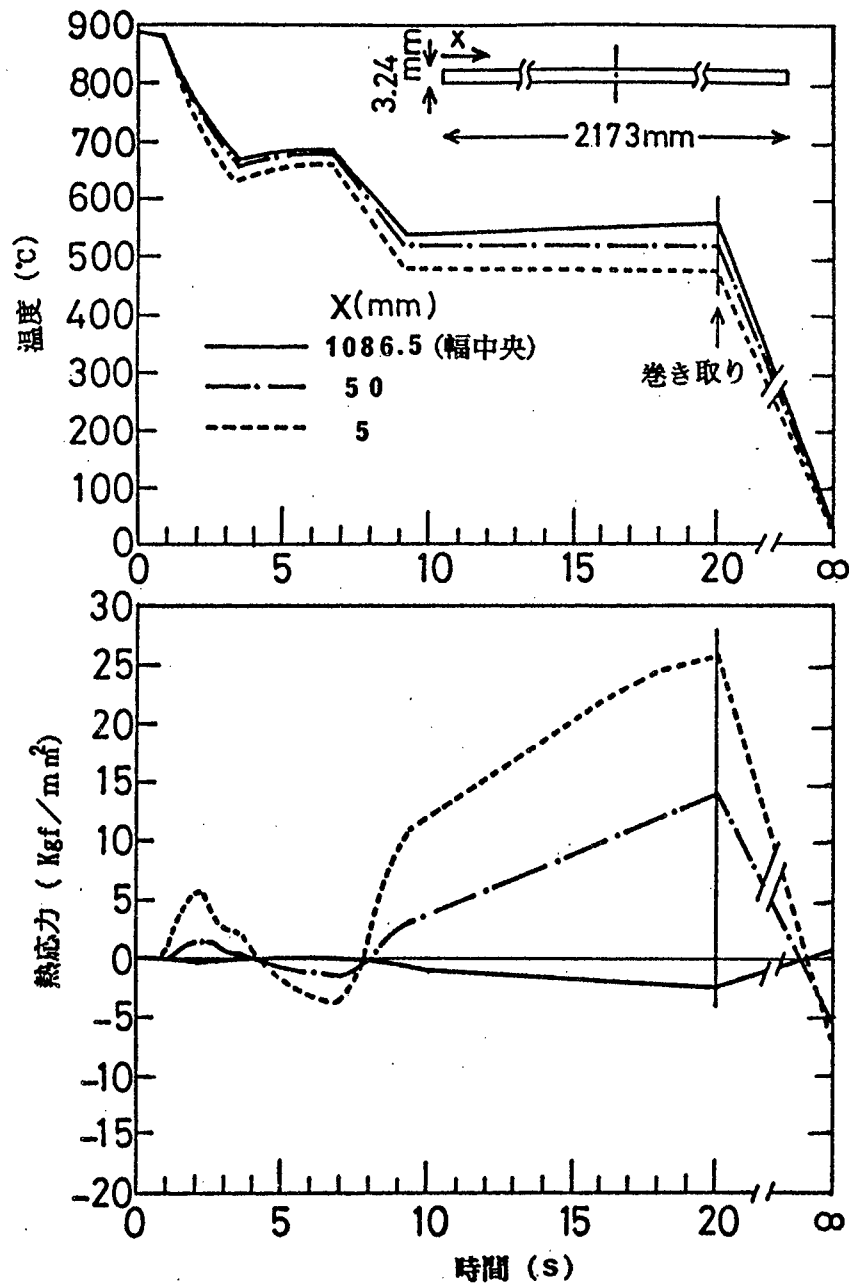


図3.4.7 G条件（仕上温度分布なし）における温度，熱応力，塑性ひずみ，および相変態率（板厚平均値）の経時変化

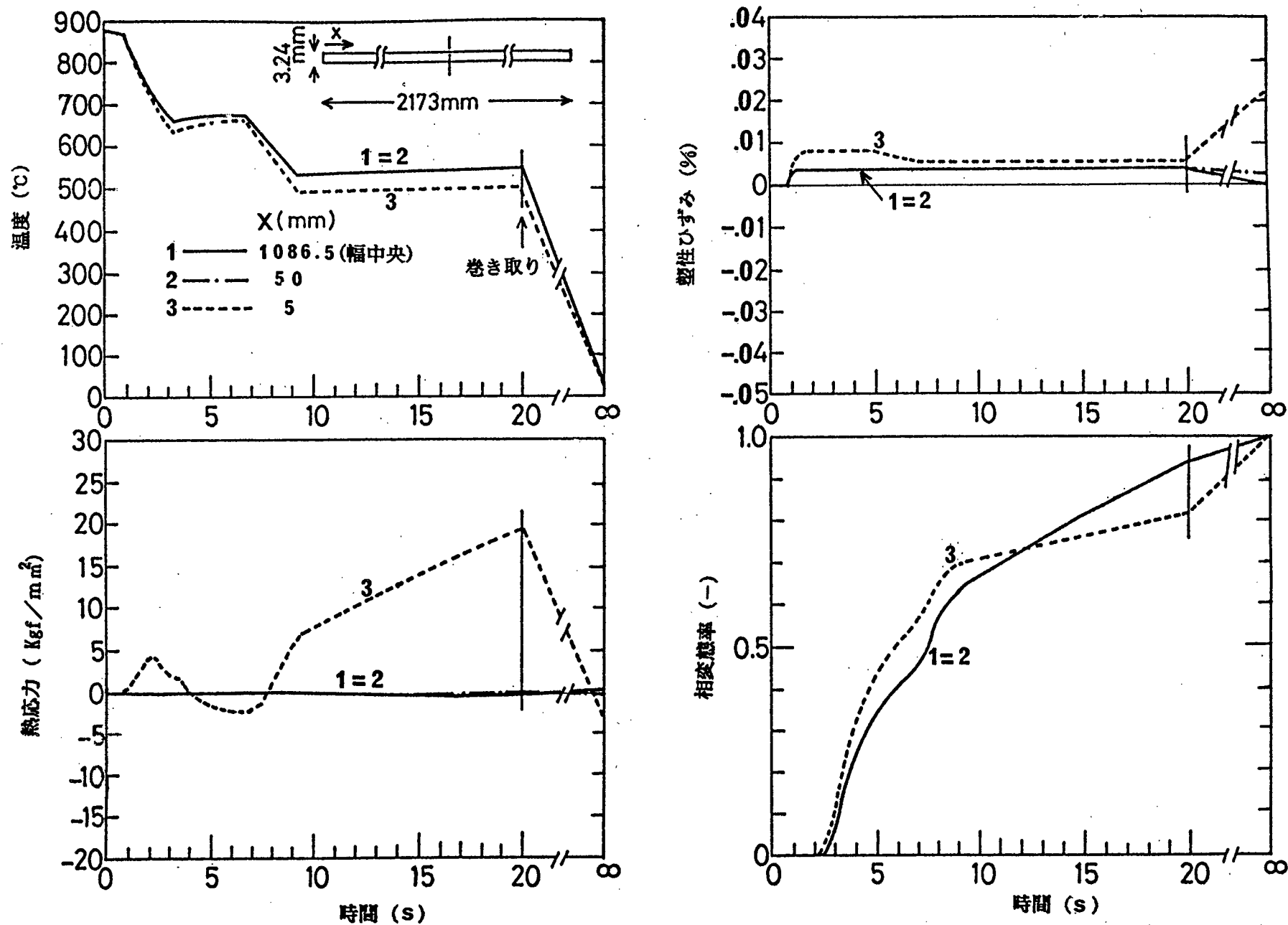


図 3 . 4 . 8 H 条件 (仕上温度分布なし, 幅方向冷却均一) における温度, 熱応力, 塑性ひずみ, および相変態率 (板厚平均値) の経時変化

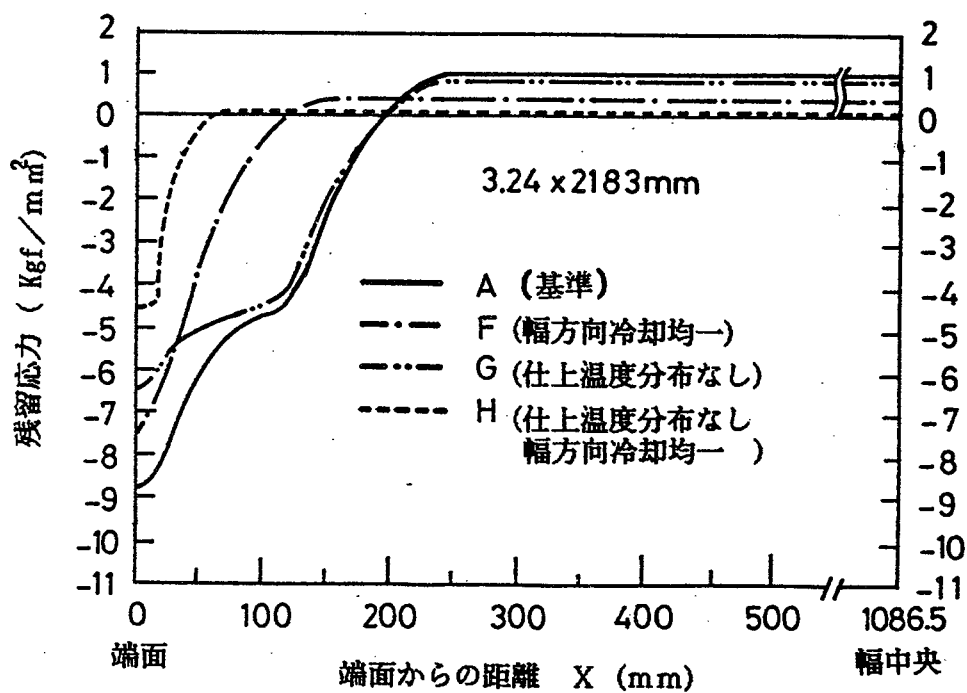
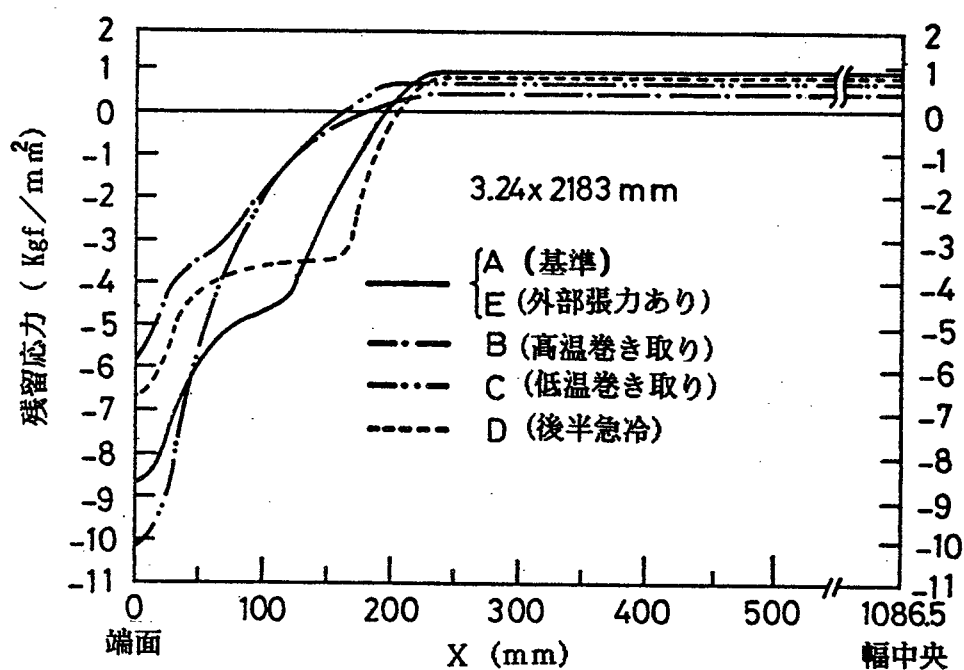


図 3 . 4 . 9 各種条件における残留応力（板厚平均値）の幅方向分布

表 3 . 4 . 2 各種条件における巻き取り時および室温における計算結果

記 号	巻 き 取 り 時						室 温									
	温 度 (℃)		相 変 態 率 (—)		熱 応 力 (kgf /mm ²)		相 変 態 率						残 留 応 力 (kgf /mm ²)		平坦度	
							V _α (—)		V _p (—)		V _B (—)					
	端 面	幅中央	端 面	幅中央	端 面	幅中央	端 面	幅中央	端 面	幅中央	端 面	幅中央	端 面	幅中央		
A	448	550	0.874	0.949	25.8	-2.31	0.800	0.848	0.103	0.152	0.097	0	-8.81	0.99		耳 波
B	520	600	0.975	1.000	14.4	-0.68	0.848	0.848	0.152	0.152	0	0	-5.68	0.48	平 坦	
C	416	499	0.859	0.781	15.8	-1.18	0.778	0.848	0.101	0.106	0.121	0.046	-10.2	0.73	耳 波	
D	443	552	0.661	0.824	25.0	-2.40	0.668	0.848	0.053	0.152	0.279	0	-6.78	0.86	耳 波	
E	448	550	0.874	0.949	25.8	-1.25	0.800	0.848	0.103	0.152	0.097	0	-8.81	0.99	耳 波	
F	475	550	0.902	0.949	24.6	-0.61	0.848	0.848	0.097	0.152	0.055	0	-7.48	0.42	平 坦	
G	472	550	0.789	0.949	26.0	-2.30	0.794	0.848	0.082	0.152	0.124	0	-6.52	0.87	耳 波	
H	504	550	0.817	0.949	19.9	-0.33	0.848	0.848	0.135	0.152	0.017	0	-4.55	0.12	平 坦	

3.5 考 察

計算結果より、耳波による平坦度不良は仕上温度とホットランテーブル上での冷却が幅方向に不均一で巻き取り温度がある温度以下になると発生すること、および冷却パターンを後半水冷より前半水冷にするほうが残留応力（耳波）は大きくなることが示された。これらは、まえがきで述べた実現象とよく一致している。また、広幅材では、幅方向に仕上温度および冷却の不均一が大きくなるため耳波が発生しやすいと考えればよい。したがって、冷却後の耳波は幅端部（耳部）の圧縮残留応力が臨界座屈応力を越えるため発生すると結論できる。

残留応力は、幅方向の仕上温度不均一による圧延後から室温までの熱収縮量の幅方向差および圧延後の冷却過程で発生する熱応力による塑性ひずみの幅方向差のために生じる。例えば、端面では、仕上温度が最も低く、熱収縮量が他の部分に比べて小さい上に冷却速度が最も速く冷却時に大きな引張塑性ひずみを受けるため最大の圧縮残留応力となる。それゆえ、残留応力を小さくするためには、幅方向の仕上温度不均一を小さくするか、冷却時の熱応力を利用して残留応力軽減に有効な塑性変形を起こしてやることが考えられる。F（幅方向冷却均一）、B（高温巻き取り）、およびD（後半水冷）の条件の残留応力が基準のA条件のそれより低下するのは後者の理由による。F条件はホットランテーブル上での塑性変形を、BとD条件は巻き取り後の塑性変形をそれぞれ利用している。巻き取り後に塑性変形を起こすのは、巻き取り状態では等温長時間保持により降伏点が低くなるためで、特に巻き取り温度が高温になるとその効果が著しい。D条件は、巻き取り時の未変態量 V_γ が端面で0.339、幅中央で0.176もあるため巻き取り後のコイル状態で変態発熱により温度上昇（幅中央で約25℃）を起こし残留応力が減少する。

巻き取り張力（通常では 1 kgf/mm^2 程度）は冷却中に発生する熱応力の大きさに比べると小さいので塑性ひずみの幅方向分布（残留応力分布）にほとんど影響を及ぼさない。

以上のことから、薄物広幅材の冷却後の耳波防止対策としては次のことが考えられる。

- (1) 幅方向の仕上温度分布を小さくするため、シートバーあるいは仕上スタンド間でのストリップの幅方向冷却制御（耳部加熱あるいは中央部水冷）を行う。
- (2) 水冷設備の幅方向水量分布を調整し、幅方向冷却を均一に行う。
- (3) 水冷時間を短くし高温で巻き取る。
- (4) 冷却パターンを後半水冷にする。

上記対策の中で(1)、(4)は耳波（残留応力）軽減効果が小さく、(3)は材質を調整する上で制約を受

ける。これに対して、(2)の対策は比較的簡単に行えてしかも効果が大きい。実際、実機で(2)の対策（幅方向水量分布調整）を薄物広幅材（厚み1.6 ～4.5 mm，幅 900～2173mm）について実施したところ、予想通り冷却後の耳波発生は激減し、その効果が確認された。

3.6 第3章のまとめ

ホットストリップ冷却後の平坦度不良（耳波）が圧延後の冷却時に発生する熱応力と関係があると考え、相変態を考慮した鋼板の温度と熱応力の計算法による計算値が実測の温度および残留応力とよく一致することを確認した上で、厚み3.24mm、幅2173mmの薄物広幅材（0.14%C, 0.05%Si, 0.90%Mn）の耳波について解析した。その結果、次のことが明らかとなった。

- (1) 水冷後の空冷時には、変態発熱により冷却曲線に復熱現象が認められる。
- (2) 圧延後から巻き取りまでの冷却過程で熱応力は、耳部で圧縮→引張の変化を、その他の部分で逆に引張→圧縮の小さな変化を示す。これらの変化は、変態速度が冷却前半では耳部で、冷却後半ではそれ以外の部分で速いことと関係がある。
- (3) 巻き取り温度が低いほど、後半水冷の冷却パターンにするほど巻き取り時の未変態量（ γ 量）が多くなる。
- (4) 残留応力分布は耳部（端面から50～200mm）で圧縮、その他の部分で小さな引張応力となる。この残留応力を軽減させるには、圧延終了時の幅方向温度分布（仕上温度分布）を小さくすること、圧延後の冷却を幅方向均一に行うこと、冷却パターンを後半水冷にすること、および高温で巻き取ることが有効である。
- (5) 冷却後の耳波は、耳部の圧縮残留応力が臨界座屈応力を越えるために発生する。これの防止対策としては、耳波防止効果、制御のやり易さ、および材質上の点から水冷設備の幅方向水量分布を調整し幅方向の冷却を均一に行うことが最も有効である。

第 4 章 圧延H形鋼の残留応力およびウェブ波の解析^{40), 41)}

4. 1 まえがき

熱間圧延加工により製造されるH形鋼は、フランジに引張り、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（座屈現象）による不良品の発生、2次加工時の残留応力解放再分布による変形および割れ、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、最終圧延（仕上圧延）時のフランジとウェブの温度差（仕上温度差）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、仕上圧延前工程でのフランジ水冷⁴²⁾あるいは放熱防止板によるウェブ鏡保温⁴³⁾、仕上圧延後のフランジ水冷⁴³⁾あるいはウェブ保温（ガス炎加熱⁴⁴⁾、石綿などの断熱材載荷⁴³⁾、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、仕上圧延後の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、冷却中の断面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^{1), 2)}では温度および熱応力に大きな影響をおよ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、相変態の冷却速度依存性を無視（平衡状態図を想定）して物性値（例えば比熱、熱伝導度、熱膨張係数など）を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、温度と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、調質など）による材質制御にも大いに活用できる。そこで、筆者は、第2章で述べた相変態を考慮した温度と熱応力の計算法により、圧延H形鋼の残留応力の解析を行った。

4.2 分割条件

断面分割は、 $\frac{1}{4}$ 断面を図4.2.1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、弛やかな所では粗くなるように工夫した。また、フィレット部（R部）は面積が等しい2等辺3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細かく、弛やかな時間域では粗くなるように工夫した。

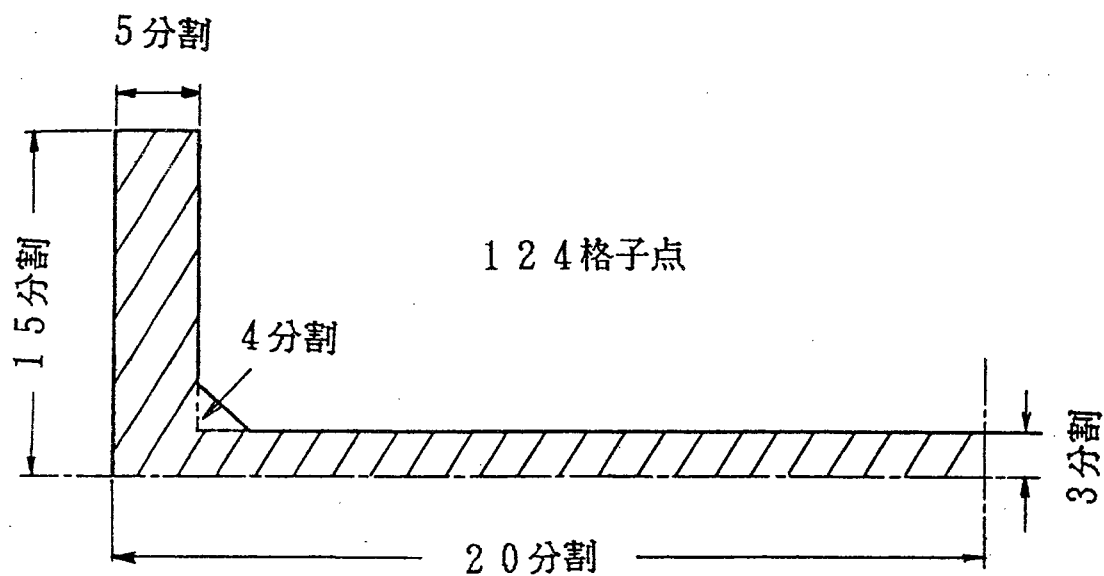


図4.2.1 H形鋼 $\frac{1}{4}$ 断面の分割状況

4.3 計算値と実測値との比較

計算では冷却中の断面各部の温度と熱応力が求まるが、実測できるのは表面の冷却曲線と室温における熱応力（残留応力）のみであるので、これらと計算値とを比較した。

4.3.1 空冷（放冷）時の比較

ウェブ高さ 200mm，フランジ幅 200mm，ウェブ厚 8mm，フランジ厚 12 mmの断面寸法のH形鋼（H：200×200×8×12）を500mm長さに切断し，長手方向中央部（切断端面から250mm位置）のフランジ幅 $\frac{1}{4}$ 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℃，ウェブ985℃の状態から抽出し放冷した時の冷却曲線を測定した。大形サイズの圧延H形鋼（H：912×302×18×34）についても，仕上圧延後にテーブル上で静止し，放射温度計でフランジ幅 $\frac{1}{4}$ の外表面およびウェブ中央表面の冷却曲線を測定した。同一条件における計算値と比較した結果を図4.3.1と図4.3.2に示す。計算値としては本法と従来法^{1), 2)}の両方について示す。

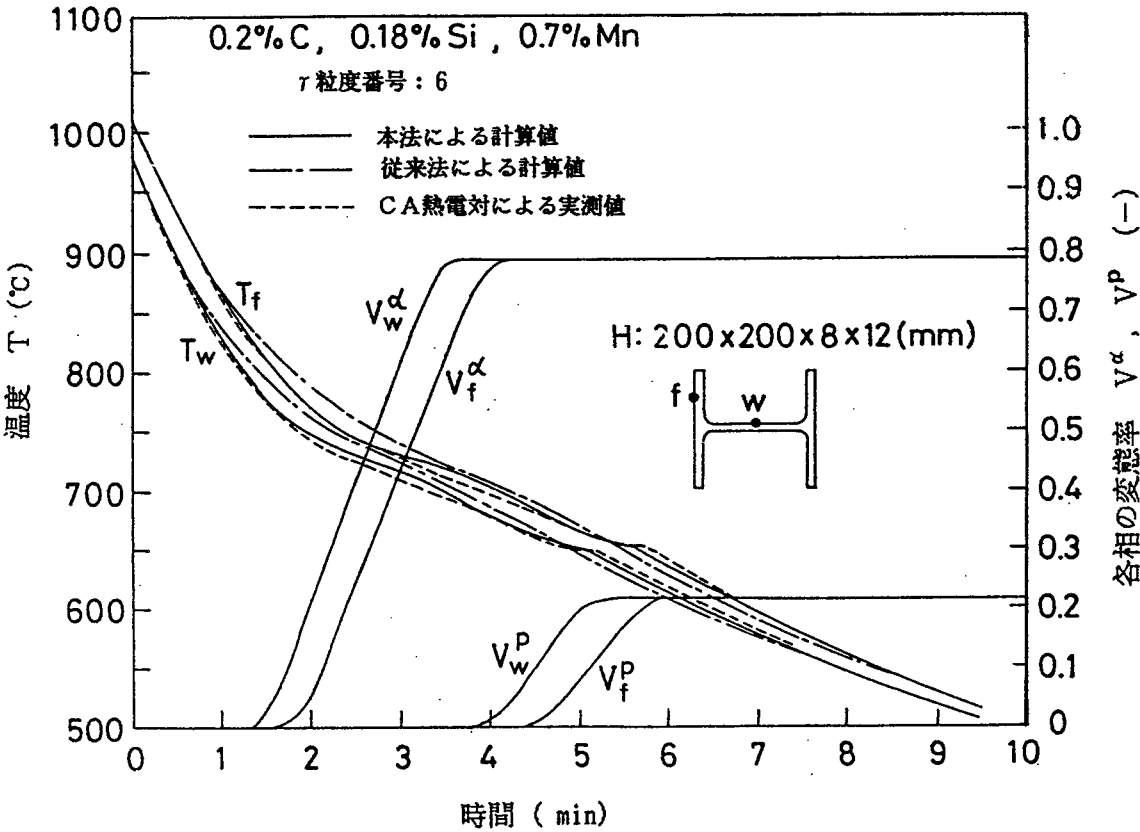


図 4.3.1 バッチ炉抽出後の表面温度の計算値と実測値との比較

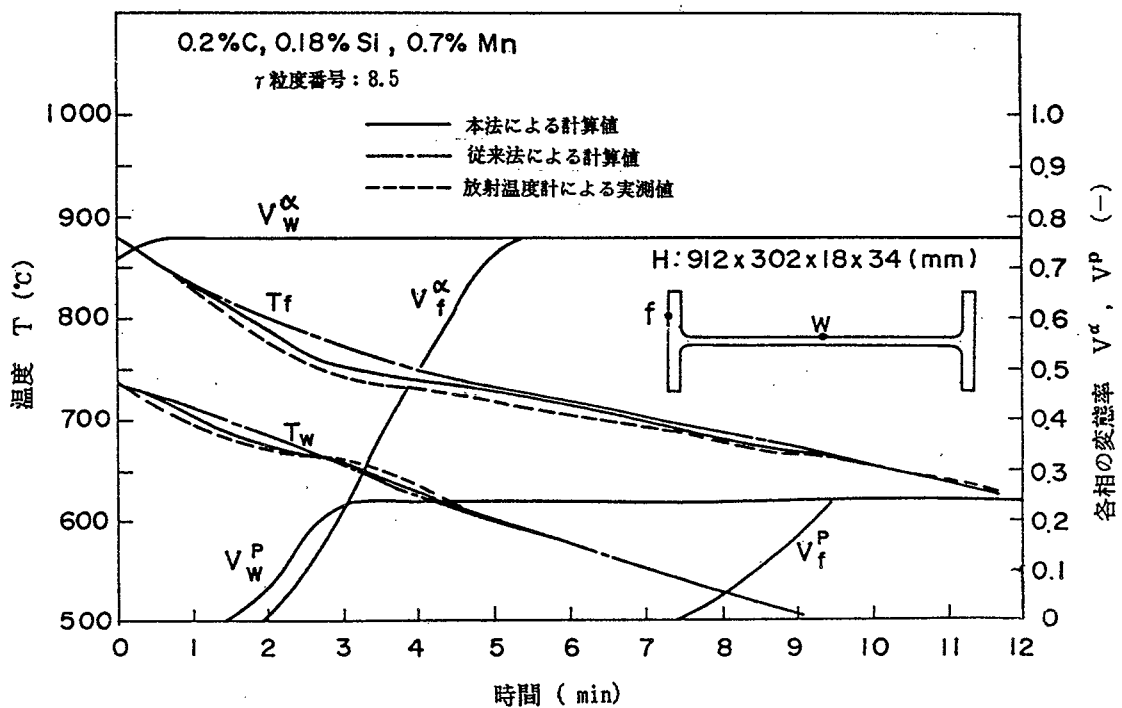


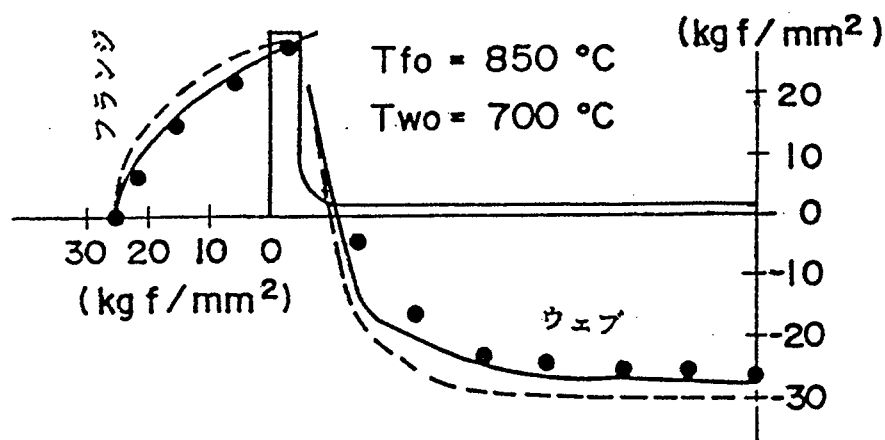
図 4 . 3 . 2 仕上圧延後の表面温度の計算値と実測値との比較

ただし、現場圧延材の計算（図 4.3.2）では、仕上圧延直後に平衡状態図で計算される量だけ $\gamma \rightarrow \alpha$ 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、本法による冷却曲線の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。

次に、残留応力が大きくウェブ波が発生しやすい大形サイズの圧延 H 形鋼（H：800×300×14×26，H：912×302×18×34）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。その結果を図 4.3.3 に示す。

H: 800 x 300 x 14 x 26 (mm)



- 本法による計算値
- 従来法による計算値
- 鋼球埋め込み法による実測値

H: 912 x 302 x 18 x 34 (mm)

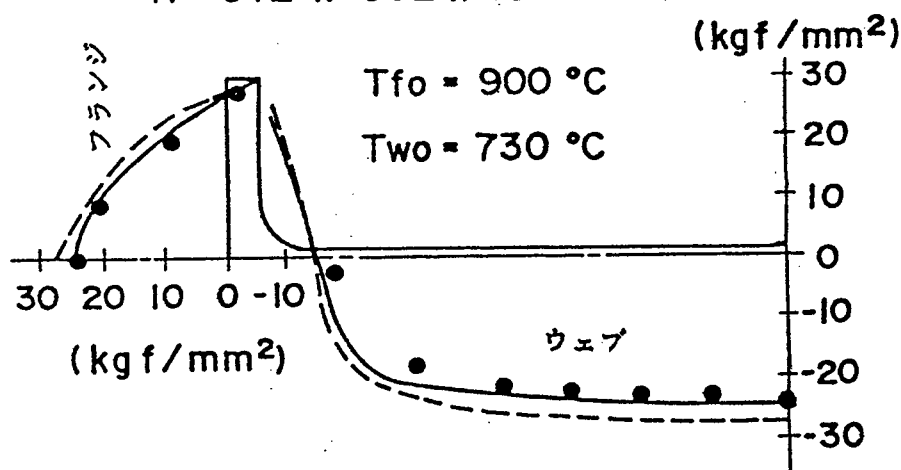


図4.3.3 大形サイズH形鋼の残留応力の計算値と実測値との比較

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、計算では仕上圧延直後の温度分布を無視し、フランジ均一 (T_{fo})、ウェブ均一 (T_{wo}) 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。

4.3.2 断熱材によるウェブ保温時の比較

大形サイズの圧延H形鋼（H：808×302×16×30，H：912×302×18×34）を仕上圧延後すぐに断熱材でウェブ上面を覆い（断熱材厚さ約50mm），室温までそのままの状態に冷却した。その時の冷却曲線（フランジ幅 $\frac{1}{4}$ の外面とウェブ中央表面）および室温における熱応力（残留応力）の測定値と計算値との比較を図4.3.4と図4.3.5に示す。

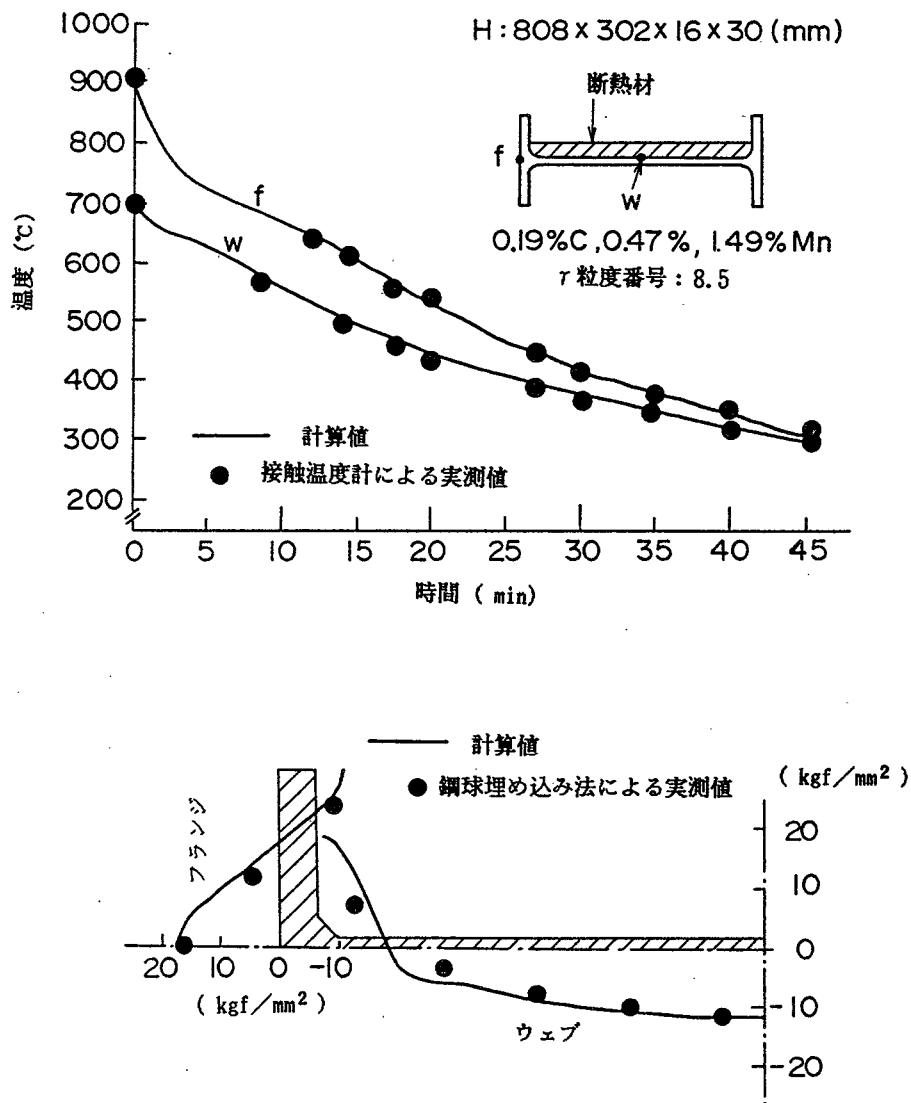


図4.3.4 ウェブ保温処理材の計算値と実測値との比較(H：808×302×16×30)

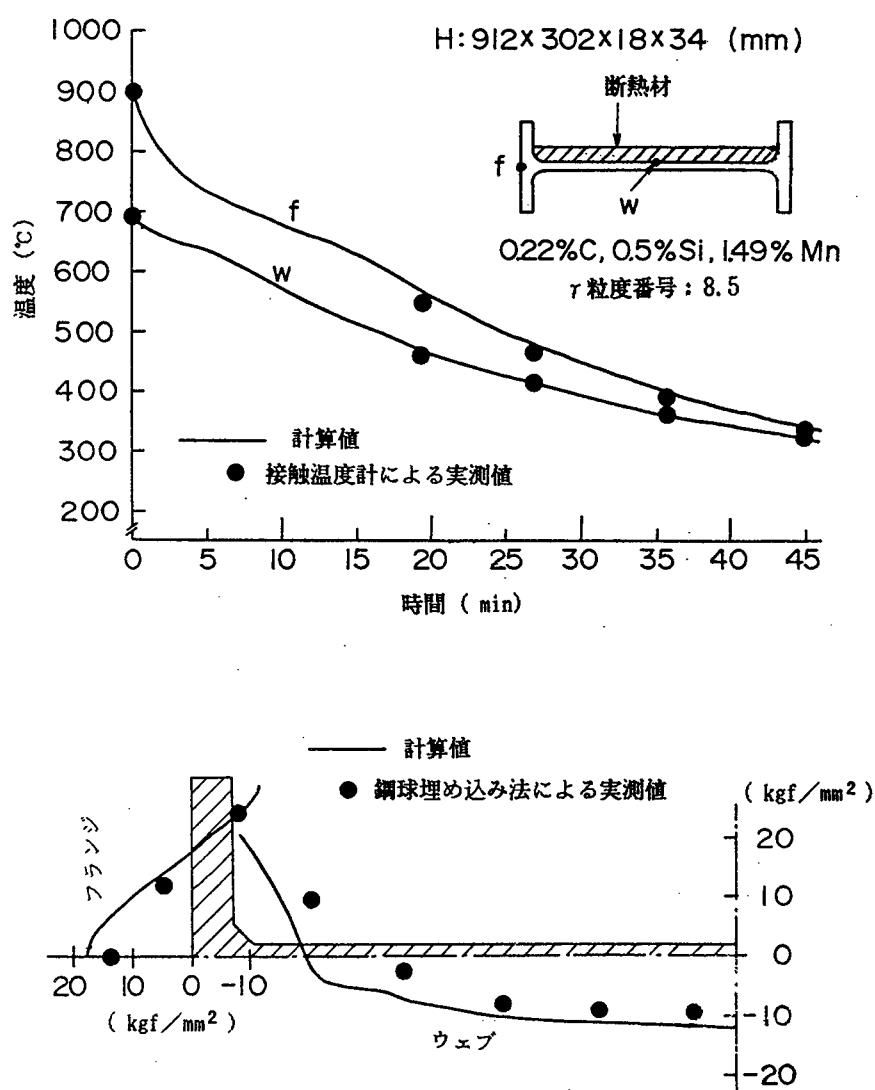


図 4 . 3 . 5 ウェブ保温処理材の計算値と実測値との比較 (H : 912×302×18×34)

ただし、計算におけるウェブ部の保温熱伝達率は空冷熱伝達率の1/2 としている。図より明らかなように、冷却曲線、残留応力とも計算値と実測値はよく一致している。

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なえることが明らかになった。

4.4 断面寸法および仕上温度と残留応力との関係

断面寸法および仕上温度条件により、残留応力が変化すること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。

4.4.1 設定条件

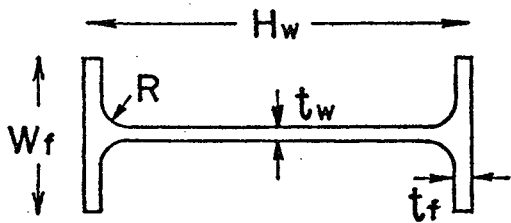
表4.4.1 に計算条件として選んだ断面寸法および仕上温度を示す。

断面寸法は残留応力と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）のH形鋼（JIS規格）を選んだ。また、仕上温度条件は、仕上圧延前工程でのフランジ水冷⁴²⁾あるいはウェブ鏡保温⁴³⁾を行うことを前提にして決定した。ただし、仕上圧延後の徐冷は空冷（無処理）とする。

表4.4.1 残留応力に及ぼす断面寸法および仕上温度
の影響を検討するために選ばれた計算条件

断面寸法 (mm)					仕上温度 (℃)		
H _w	W _f	t _w	t _f	R	T _{fo}	T _{wo}	T _{fo} -T _{wo}
900	300	16	28	28	750	650 750	100 200
800		14	26				
700		13	24				
588		12	20				
600	200	11	17	22	950	700 800	50 150
500		10	16	20			
450		9	14	18			
400		8	13	16			

化学成分：0.2％C，0.18％Si，0.7％Mn， γ 粒度番号：8.5



4. 4. 2 検討結果

仕上圧延後の冷却過程でのフランジ幅 $\frac{1}{4}$ およびウェブ中央の温度、熱応力、塑性ひずみ、および相変態率の計算結果（板厚平均値）の代表例を図4. 4. 1と図4. 4. 2に示す。図4. 4. 1は仕上温度を固定（ $T_{fo} = 850^{\circ}\text{C}$ 、 $T_{wo} = 700^{\circ}\text{C}$ ）し、断面寸法を変化させた場合（ $W_f = 300\text{mm}$ 、 $H_w = 900, 700, 588\text{mm}$ ）で、図4. 4. 2は断面寸法を固定（ $H : 900 \times 300 \times 16 \times 28$ ）し、仕上温度を変化させた場合（㉠ $T_{fo} = 900^{\circ}\text{C}$ 、 $T_{wo} = 750^{\circ}\text{C}$ 、㉡ $T_{fo} = 850^{\circ}\text{C}$ 、 $T_{wo} = 700^{\circ}\text{C}$ 、㉢ $T_{fo} = 800^{\circ}\text{C}$ 、 $T_{wo} = 700^{\circ}\text{C}$ ）の結果である。

また、同一条件の室温における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）を図4. 4. 3に示す。

計算結果より以下のことが認められる。

(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。そして仕上温度が低く断面寸法が小さくなるほど、その変化は短時間側へ移行する。最初のフランジの引張応力とウェブの圧縮応力はウェブの変態と、次のフランジの圧縮応力とウェブの引張応力はフランジの変態と対応している。すなわち、変態は膨張と発熱（温度停滞）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) ウェブおよびフランジの変態時の圧縮熱応力の極小値は、断面寸法および仕上温度に関係なく $-4 \sim -5 \text{ kgf/mm}^2$ とほぼ一定である。これは、変態時に熱応力が降伏応力に達し、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、ウェブの変態時にはウェブに圧縮ひずみ、フランジに小さな引張ひずみを生じ、フランジの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ずる。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（R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、仕上温度条件とは関係があり、フランジとウェブの仕上温度差が小さく仕上温度が高いほど残留応力は小さくなる。ただし、仕上温度条件の変更だけでは大幅な残留応力軽減は期待できない。

(8) 平坦度指数すなわちウェブ波発生指数 $|\overline{\sigma_w}| / \sigma_{cr}$ { $\overline{\sigma_w}$: ウェブ平均圧縮残留応力, σ_{cr} : (2.3.10)式で計算される臨界座屈応力 } は、今回の計算条件ではほとんどの場合平坦度限界値(0.8)以下であり、ウェブ波は発生しない。すなわち、ウェブ波を発生した時の断面寸法と仕上温度は、以下の4通りだけである。

① H : 800×300×14×26, $T_{fo} = 900^{\circ}\text{C}$, $T_{wo} = 700^{\circ}\text{C}$

② H : 800×300×14×26, $T_{fo} = 850^{\circ}\text{C}$, $T_{wo} = 700^{\circ}\text{C}$

③ H : 800×300×14×26, $T_{fo} = 800^{\circ}\text{C}$, $T_{wo} = 650^{\circ}\text{C}$

④ H : 900×300×16×28, $T_{fo} = 900^{\circ}\text{C}$, $T_{wo} = 700^{\circ}\text{C}$

ただし、ウェブ波発生指数は①が0.900、②が0.827、③が0.833、④が0.812である。

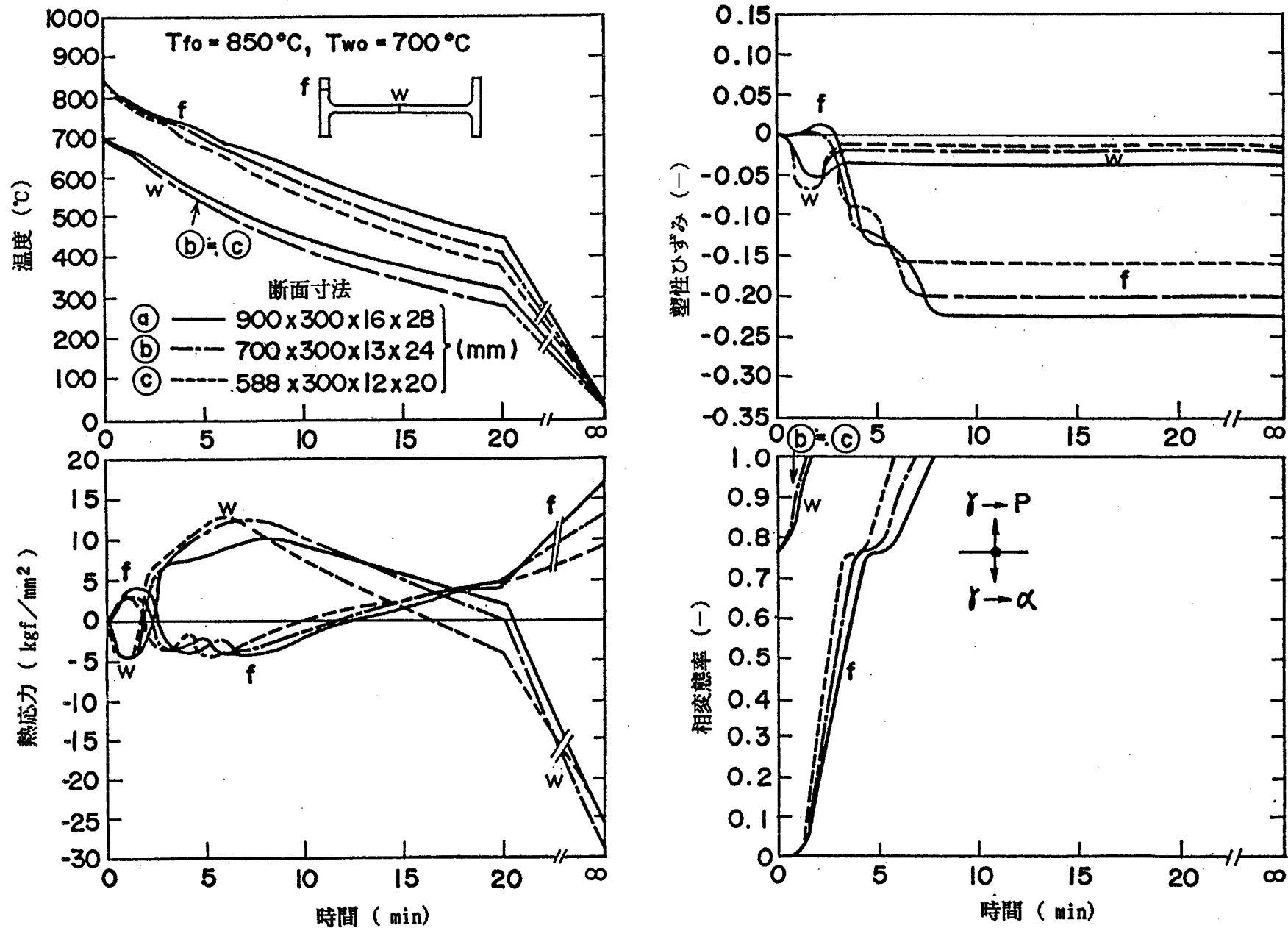


図 4 . 4 . 1 種々の断面寸法のもとでの温度，熱応力，塑性ひずみ，および相変態率（板厚平均値）の経時変化

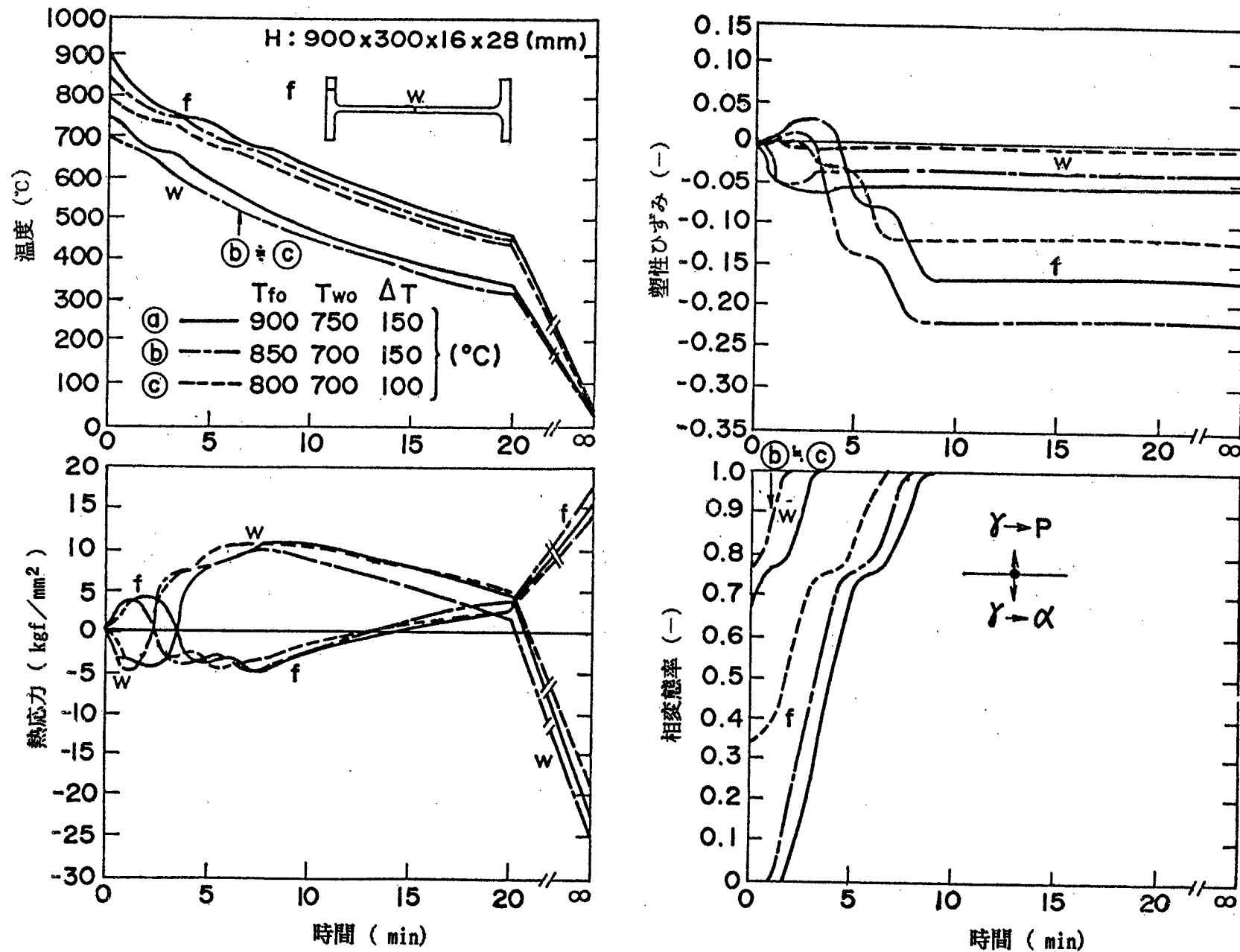
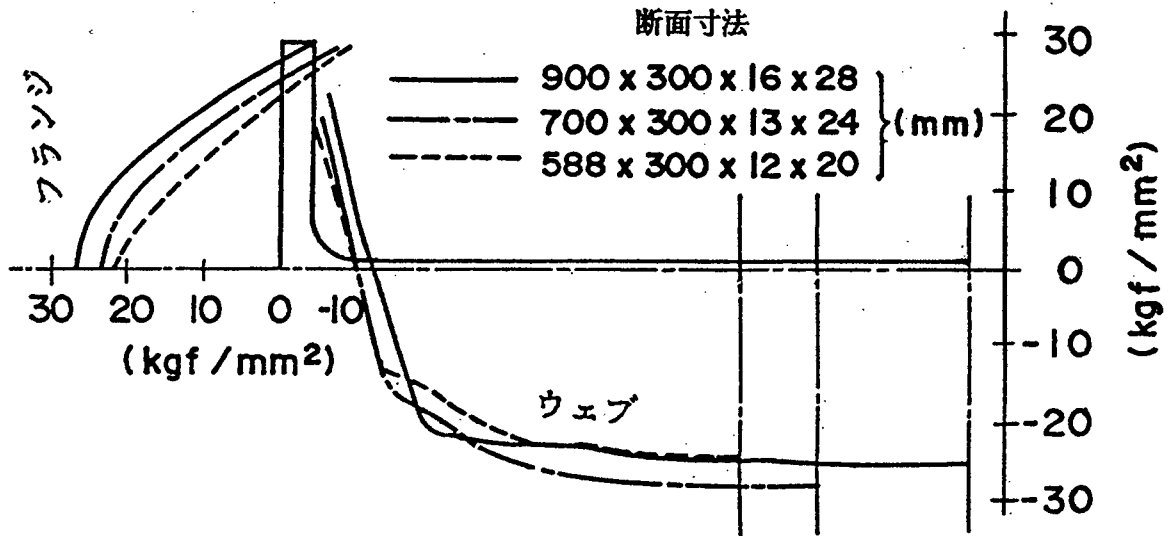


図 4 . 4 . 2 種々の仕上温度のもとでの温度，熱応力，塑性ひずみ，および相変態率（板厚平均値）の経時変化

$T_{fo} = 850^{\circ}\text{C}$, $T_{wo} = 700^{\circ}\text{C}$



$H : 900 \times 300 \times 16 \times 28 \text{ (mm)}$

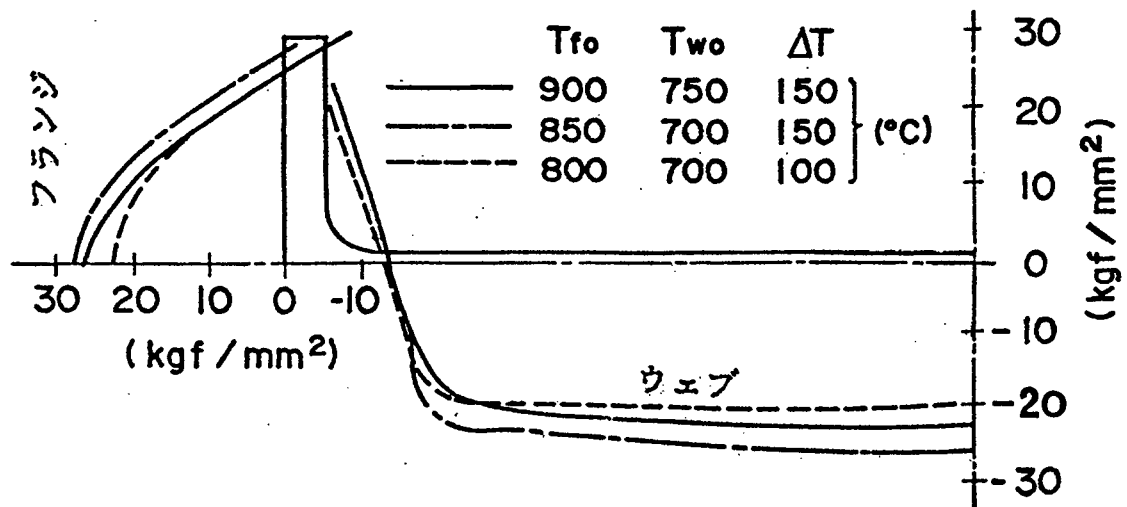


図 4. 4. 3 種々の断面寸法および仕上温度のもとでの残留応力 (板厚平均値)

残留応力とウェブ波が仕上温度および断面寸法のどのような要因と相関があるかを調べるため、本計算法によっ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）、ウェブ中央の残留応力 $\sigma_{w1/2}$ （断面内で最大の圧縮）およびウェブ波発生指数を従属変数とし、これをその時の断面寸法および仕上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。

$$\begin{aligned} \sigma_{f1/2} \text{ [kgf/mm}^2\text{]} = & -4.61 + 25.9 \cdot \ln\left(\frac{t_f}{t_w}\right) + 3.79 \cdot \ln(T_{fo} - T_{wo}) \\ & - 11.0 \cdot \ln\left(\frac{S_f}{S_w}\right) - 0.00025 \cdot \Delta T_w^2 - 0.00052 \cdot \Delta T_f^2 \end{aligned} \quad (4.4.1)$$

$$\begin{aligned} \sigma_{w1/2} \text{ [kgf/mm}^2\text{]} = & 28.8 - 36.6 \cdot \ln\left(\frac{t_f}{t_w}\right) - 6.92 \cdot \ln(T_{fo} - T_{wo}) \\ & + 0.0850 \cdot \Delta T_w + 0.0559 \cdot \Delta T_f \end{aligned} \quad (4.4.2)$$

$$\begin{aligned} \frac{|\bar{\sigma}_w|}{\sigma_{cr}} = & -1.36 + 1.14 \cdot \ln\left(\frac{t_f}{t_w}\right) + 0.154 \cdot \ln(T_{fo} - T_{wo}) \\ & + 0.00027 \cdot \left(\frac{B_w}{t_w}\right)^2 - 0.0200 \cdot \sqrt{\Delta T_w} - 0.00001 \cdot \Delta T_f^2 \end{aligned} \quad (4.4.3)$$

$$\Delta T_w = \begin{cases} 0 & \text{if } T_{wo} < T_{A1} \\ T_{wo} - T_{A1} & \text{if } T_{wo} \geq T_{A1} \end{cases}, \quad \Delta T_f = \begin{cases} T_{A3} - T_{fo} & \text{if } T_{fo} < T_{A3} \\ 0 & \text{if } T_{fo} \geq T_{A3} \end{cases} \quad (4.4.4)$$

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_{fo} 、 T_{wo} ：フランジ、ウェブの

仕上温度 [℃]， 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（SS41では849℃、722℃）

また、上記の重回帰式の精度を確認するため、重回帰式と本解析法との計算値の比較を行った。その結果を図4.4.4 ($\sigma_{f1/2}$)、図4.4.4 ($\sigma_{w1/2}$)、および図4.4.5 (ウェブ波発生指数)に示す。図より明らかなように、重回帰式の精度は非常によく、重相関係数が0.97~0.99、残留応力の標準偏差が1.1~1.2 kgf/mm²、およびウェブ波発生指数の標準偏差が0.04であり、それらの簡易予測式として十分使用できる。

重回帰分析結果より以下のことが明らかとなった。

(1) 残留応力および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)、仕上温度差 ($T_{fo} - T_{wo}$)、ウェブ仕上温度とフェライト変態終了温度との差 ($\Delta T_w = T_{wo} - T_{A1}$)、およびフェライト変態開始温度とフランジ仕上温度との差 ($\Delta T_f = T_{A3} - T_{fo}$)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、冷却中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の変態時にフランジが大きな圧縮塑性変形を受け、残留応力とウェブ波発生指数は大きくなる。

(3) ($T_{fo} - T_{wo}$) 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、残留応力と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ずるからである。(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のみ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、冷却中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、残留応力と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、冷却中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、残留応力と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。

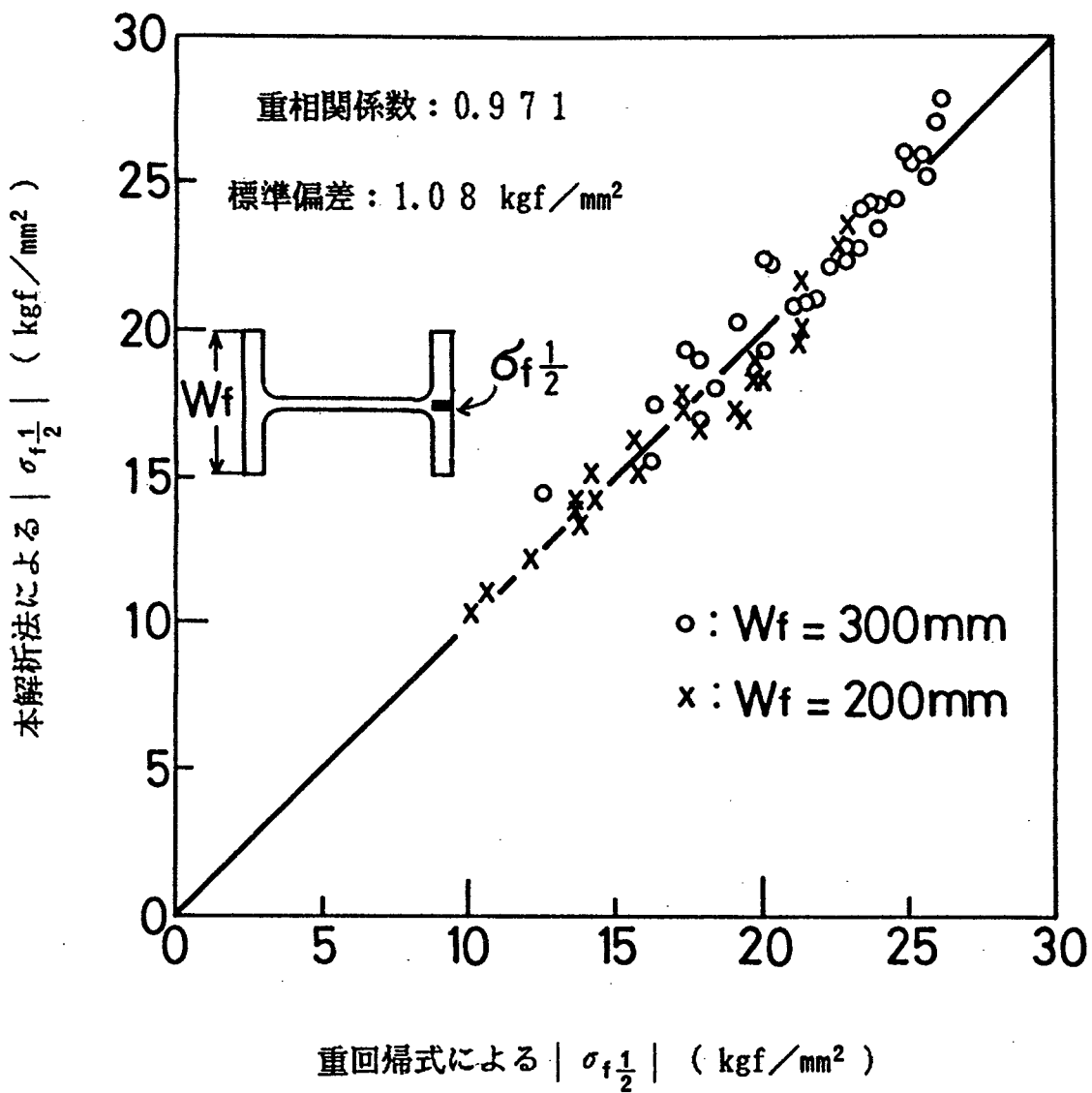


図 4 . 4 . 4 フランジ幅中央の残留応力 (板厚平均値) の重回帰予測式の精度

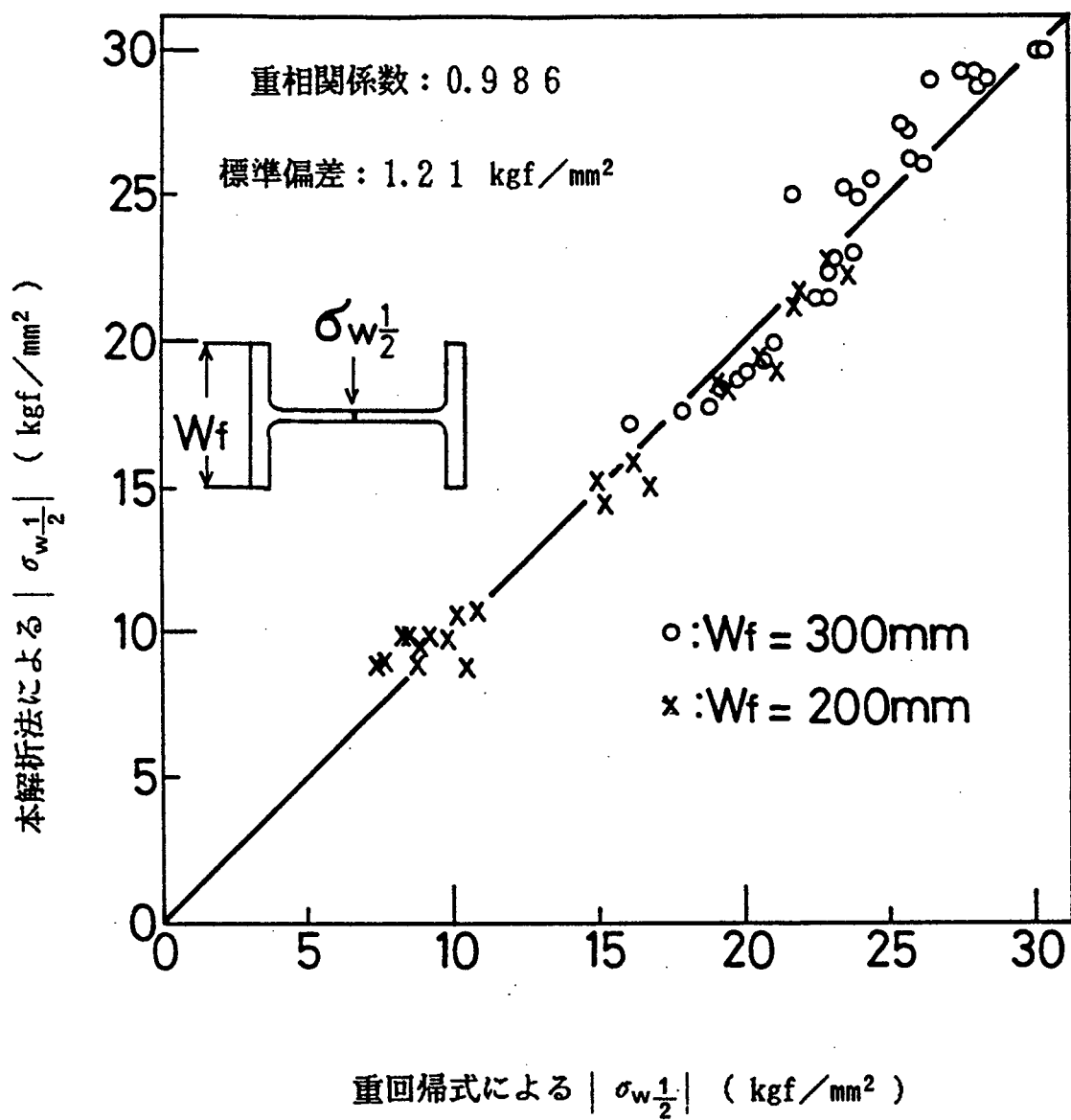


図4.4.5 ウェブ中央の残留応力（板厚平均値）の重回帰予測式の精度

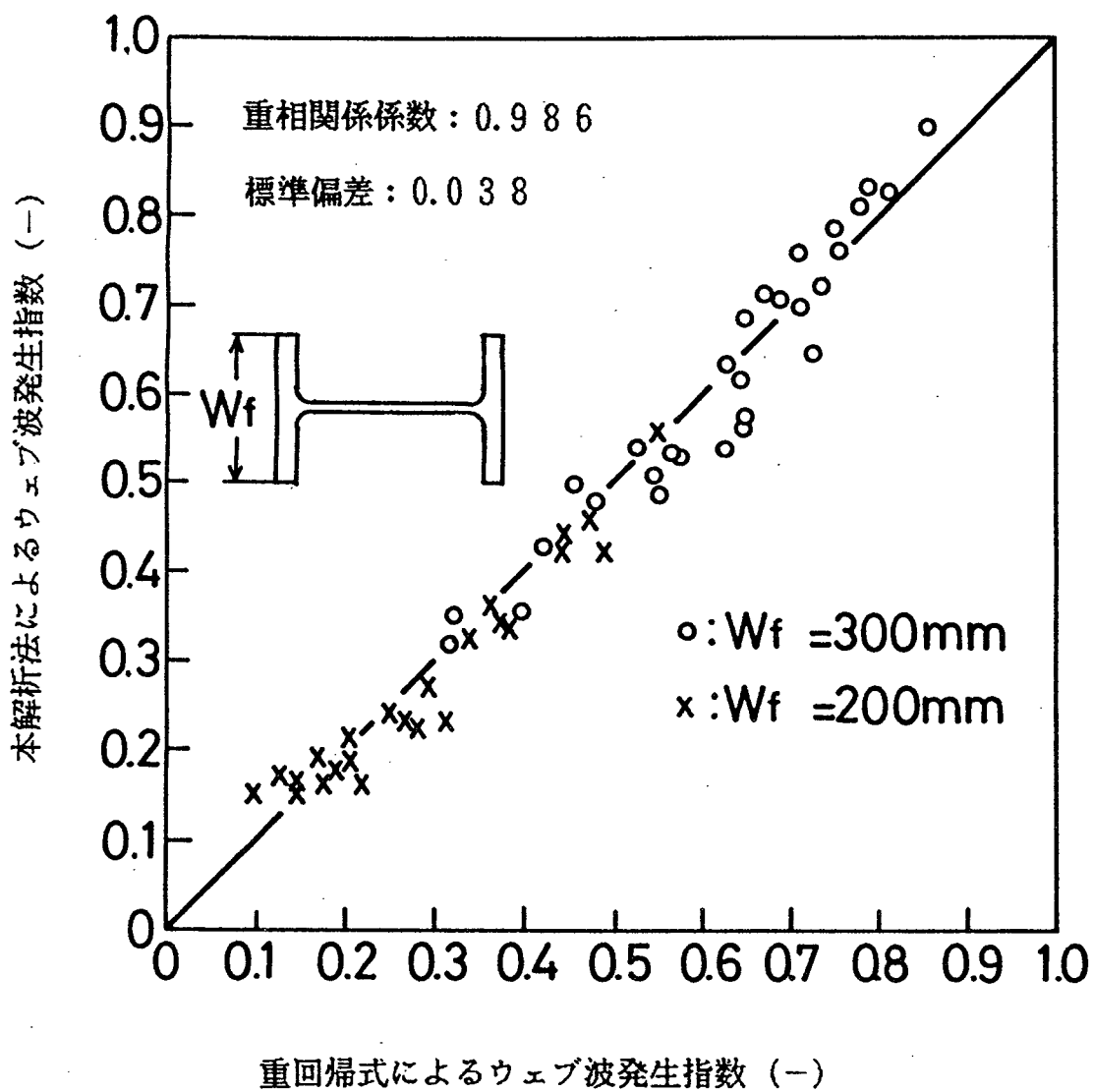


図 4 . 4 . 6 ウェブ波発生指数の重回帰予測式の精度

4.5 残留応力軽減法の検討

仕上圧延後の放冷材の検討結果より、仕上圧延前工程でフランジ水冷あるいはウェブ鏡保温を行って仕上温度差を小さくしても、残留応力軽減効果は不十分であることが明らかになった。そこで仕上温度差制御と仕上圧延後のウェブ保温あるいはフランジ水冷を組み合わせた場合の残留応力軽減効果について検討した。

4.5.1 設定条件

残留応力で問題になりやすい大形H形鋼の中で代表的なサイズであるH：900×300×16×28を選び、仕上温度条件としてはフランジ全体の仕上温度 T_{fo} 、ウェブ全体の仕上温度 T_{wo} がそれぞれCASE 1： $T_{fo}=900^{\circ}\text{C}$ 、 $T_{wo}=700^{\circ}\text{C}$ （温度差200 $^{\circ}\text{C}$ ）、CASE 2： $T_{fo}=900^{\circ}\text{C}$ 、 $T_{wo}=750^{\circ}\text{C}$ （温度差150 $^{\circ}\text{C}$ ）、CASE 3： $T_{fo}=800^{\circ}\text{C}$ 、 $T_{wo}=700^{\circ}\text{C}$ （温度差100 $^{\circ}\text{C}$ ）の3条件を選んだ。

このサイズの通常の仕上温度はCASE 1あるいはCASE 2である。CASE 3の条件は、仕上圧延の前工程（例えば、粗圧延機と仕上圧延機のローラーテーブル上）でフランジ水冷あるいはウェブ鏡保温を行えばこの条件にすることは可能である。

仕上圧延後のウェブ保温あるいはフランジ水冷は圧延直後から開始するものとする。ウェブ保温としては断熱材保温と鏡保温の両者を考え、保温熱伝達率は前者が空冷熱伝達率の1/2、後者が3/4とした。フランジ水冷はフランジ外面全体を均一に冷却するものとし、水冷熱伝達率としては強水冷の500Kcal/m²・h・ $^{\circ}\text{C}$ （0.00833cal/mm²・min・ $^{\circ}\text{C}$ ）と弱水冷の250Kcal/m²・h・ $^{\circ}\text{C}$ （0.00417cal/mm²・min・ $^{\circ}\text{C}$ ）の2通りを考えた。前者の強水冷では異常組織（ベイナイトあるいはマルテンサイト）発生による極端な伸び不足を起こす恐れがあり、しかも均一な冷却制御もやりづらいため、実機採用という観点からは弱水冷が望ましい。

4.5.2 計算結果および考察

仕上圧延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、および相変態率の計算結果（板厚平均値）の代表例を図4.5.1（ウェブ断熱材保温）、図4.5.2（ウェブ鏡保温）、図4.5.3（フランジ強水冷）、および図4.5.4（フランジ弱水冷）に示す。ただし、仕上温度条件はCASE 1で、ウェブ保温は仕上圧延後から②0分、③5分、④ ∞ （室温まで）、フランジ水冷は仕上圧延後から②0分（空冷）、③0.5分（強水冷）、1分（弱水冷）、④1分（強水冷）、2分（弱水冷）行った場合の結果である。

また、図4.5.1～図4.5.4の室温におけるH形鋼断面各部の残留応力の計算結果（板厚平均値）を図4.5.5（ウェブ保温）と図4.5.6（フランジ水冷）に示す。さらに、種々の仕上温度条件のもとでの処理時間と断面各部の残留応力との関係を図4.5.7（ウェブ保温）と図4.5.8（フランジ水冷）に、ウェブ波との関係を図4.5.9（ウェブ保温）と図4.5.10（フランジ水冷）に示す。

計算結果から以下のことが認められる。

(1) ウェブ保温の場合、保温時間が長く保温力が大きいほど、ウェブおよびフランジとも冷却は遅くなり、それに対応して変態の進行も遅くなる。しかし、ウェブ保温のフランジへの影響はウェブへの影響に比べると非常に小さい。（図4.5.1と図4.5.2参照。）

(2) フランジ水冷の場合、水冷時間が長く水冷熱伝達率が大きいほど、フランジの冷却が速くなり、それに対応してフランジの変態の進行も速くなる。（図4.5.3と図4.5.4参照。）

(3) 熱応力の冷却過程での変化は、保温あるいは水冷の処理条件に関係なく、フランジでは引張→圧縮→引張、ウェブでは逆に圧縮→引張→圧縮となる。しかし、冷却過程での熱応力の極大および極小値とその発生時期は処理条件の影響を受ける。（図4.5.1～図4.5.4参照。）

(4) 熱応力の最初の変化（フランジの引張とウェブの圧縮）はウェブの変態と、次の変化（フランジの圧縮とウェブの引張）はフランジの変態と対応している。すなわち、変態は膨張と発熱を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。（図4.5.1～図4.5.4参照。）

(5) 塑性ひずみの冷却過程での変化は、保温あるいは水冷の条件に関係なく同一の傾向を示す。すなわち、主としてウェブで変態が進行するときはウェブに圧縮、フランジに引張方向のひずみが生じ、主としてフランジで変態が進行するときはフランジに圧縮方向のひずみが生じる。しかし、冷却過程で生ずる塑性ひずみ量は、処理条件の影響を大きく受ける。（図4.5.1～図4.5.4参照。）

(6) 残留応力分布は、保温あるいは水冷の処理条件および仕上温度差の大小にかかわらず、同一傾向を示す。すなわち、フランジが引張およびウェブが圧縮応力で、中央部で大きく端部にいくほど小さくなっていき、フランジ先端では圧縮、ウェブのR部近傍では引張応力である。（図4.5.5と図4.5.6参照。）

(7) 保温あるいは水冷の処理時間が長く保温力あるいは水冷熱伝達率が大きいほど、仕上温度差が小さいほどフランジの引張およびウェブの圧縮残留応力は小さくなり、全体的に残留応力は軽減する。これは、処理時間が長く保温力あるいは水冷熱伝達率が大きくなるとフランジの変態時に生じる圧縮方向の塑性ひずみが小さくなり、仕上温度差が小さくなると室温までフランジとウェブの熱収縮量差が小さくなるためである。(図4.5.5～図4.5.8参照。)

(8) ウェブ中央の圧縮残留応力を 15kgf/mm^2 (発生しうる最大残留応力(室温での降伏応力)の約1/2)にすることを考えると、その時に必要な保温あるいは水冷の処理時間は、CASE 1 ($T_{fo}=900^\circ\text{C}$, $T_{wo}=700^\circ\text{C}$) で 7.5 分(断熱材保温), 1 分(強水冷), 2 分(弱水冷), CASE 2 ($T_{fa}=900^\circ\text{C}$, $T_{wo}=750^\circ\text{C}$) で 4 分(断熱材保温), 10分(鏡保温), 0.5 分(強水冷), 1 分(弱水冷), および CASE 3 ($T_{fo}=800^\circ\text{C}$, $T_{wo}=700^\circ\text{C}$) で 2 分(断熱材保温), 5 分(鏡保温), 0.25分(強水冷), 0.5 分(弱水冷)である。ただし、ウェブ鏡保温の場合で仕上温度差の大きいCASE 1の条件では、圧縮残留応力を 22kgf/mm^2 以下にすることは不可能である。(図4.5.7と図4.5.8参照。)

(9) 保温あるいは水冷の処理時間が長く、保温力あるいは水冷熱伝達率が大きいほど、仕上温度差が小さいほど、ウェブ波発生指数は小さくなる。ただし、今回の計算条件では、平坦度限界値(0.8)以上になるのは仕上温度差の大きいCASE 1の無処理(放冷)材だけであり、その時の発生指数も0.812 とわずかに限界値を越えるだけである。すなわち、ウェブ波防止という目的では、仕上温度差制御だけで十分であり仕上圧延後の処理は必要ない。(図4.5.9と図4.5.10参照。)

(10) ウェブ保温の場合、保温時間が7～8分以上になると仕上温度差の小さいCASE 3のほうがCASE 2よりもウェブ波発生指数が大きくなっている。これは、計算では仕上温度をフランジ均一(T_{fo}), ウェブ均一(T_{wo})としているため、ウェブ仕上温度の低いCASE 3($T_{wo}=700^\circ\text{C}$)のほうがCASE 2($T_{wo}=750^\circ\text{C}$)よりウェブの圧縮残留応力の幅が大きくなり、臨界座屈応力が小さくなるからである。(図4.5.9と図4.5.10参照。)

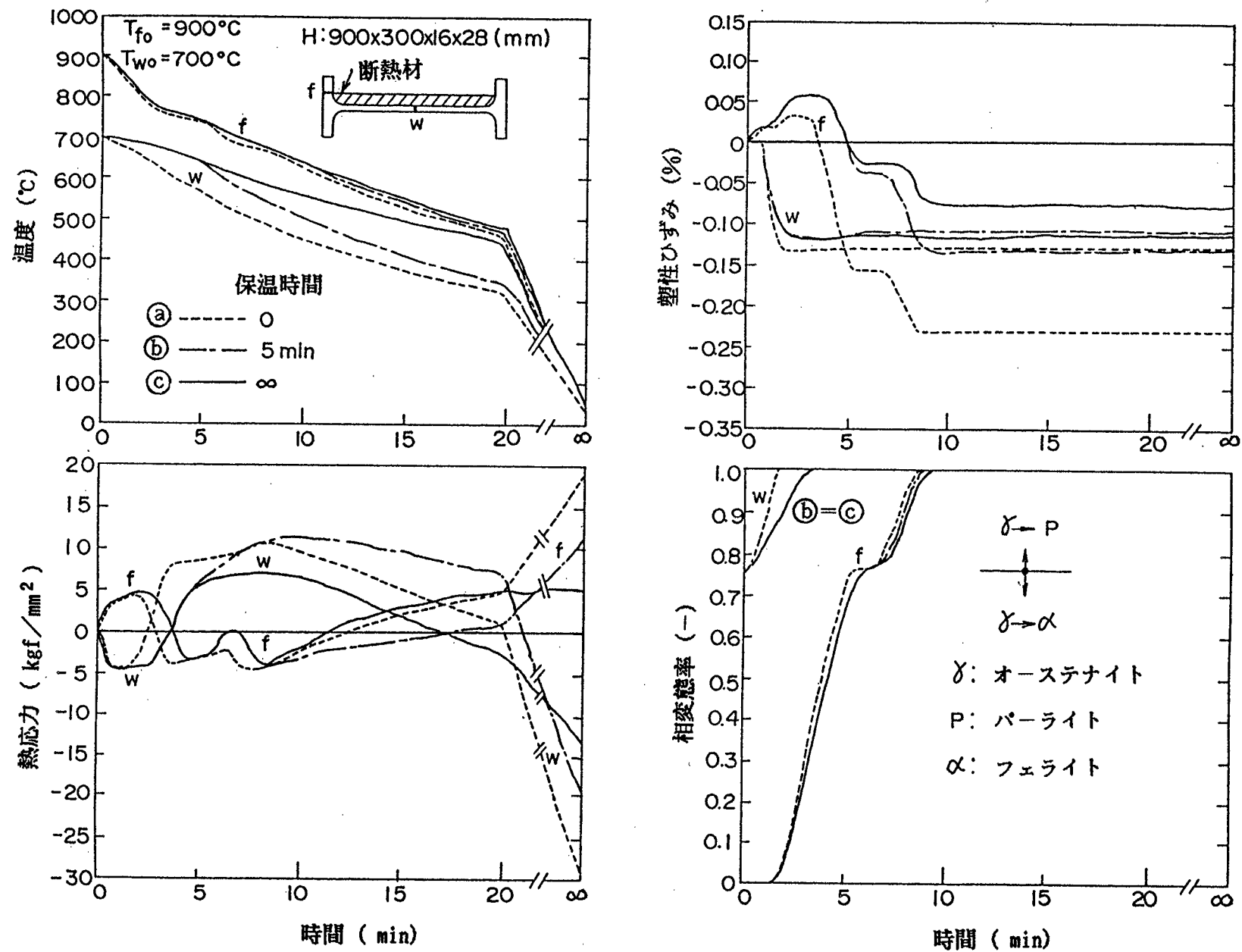


図 4.5.1 仕上圧延後のウェブ断熱材保温のもとでの温度，熱応力，塑性ひずみ，および相変態率（板厚平均値）の経時変化

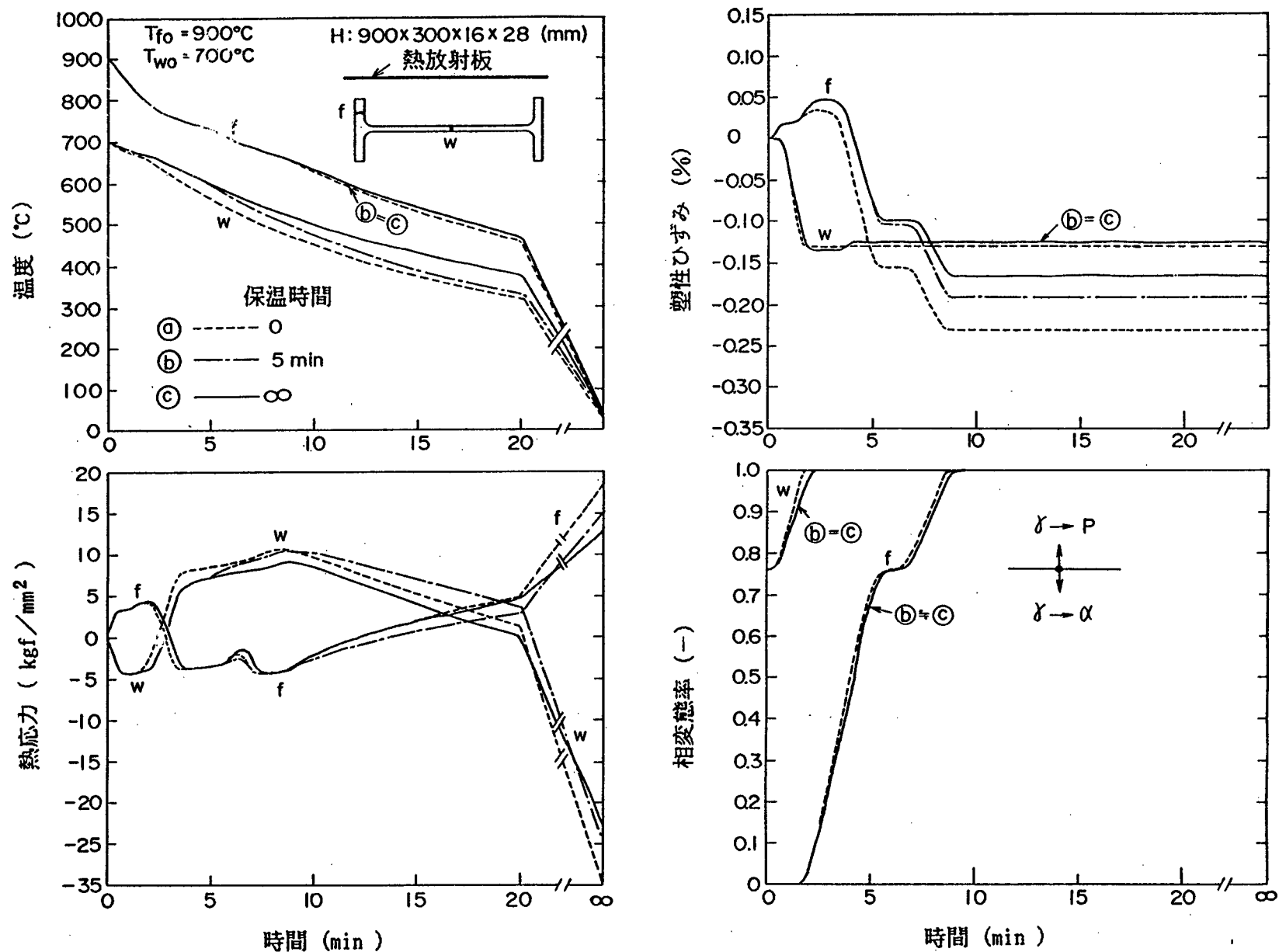


図 4 . 5 . 2 仕上圧延後のウェブ鏡保温のもとで温度，熱応力，塑性ひずみ，および相変態率（板厚平均値）の経時変化

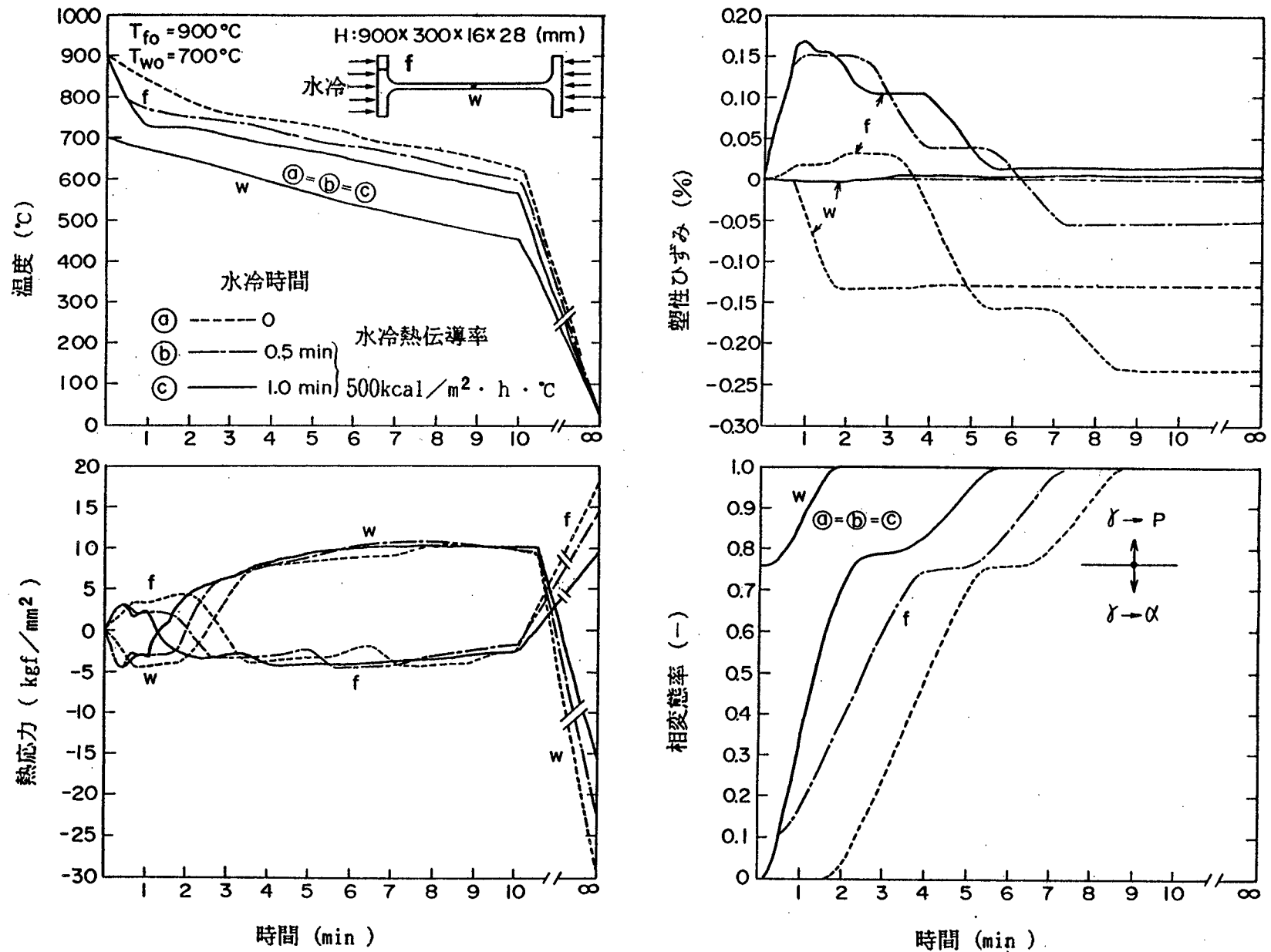


図 4 . 5 . 3 仕上圧延後のフランジ強水冷のもとで温度，熱応力，塑性ひずみ，および相変態率（板厚平均値）の経時変化

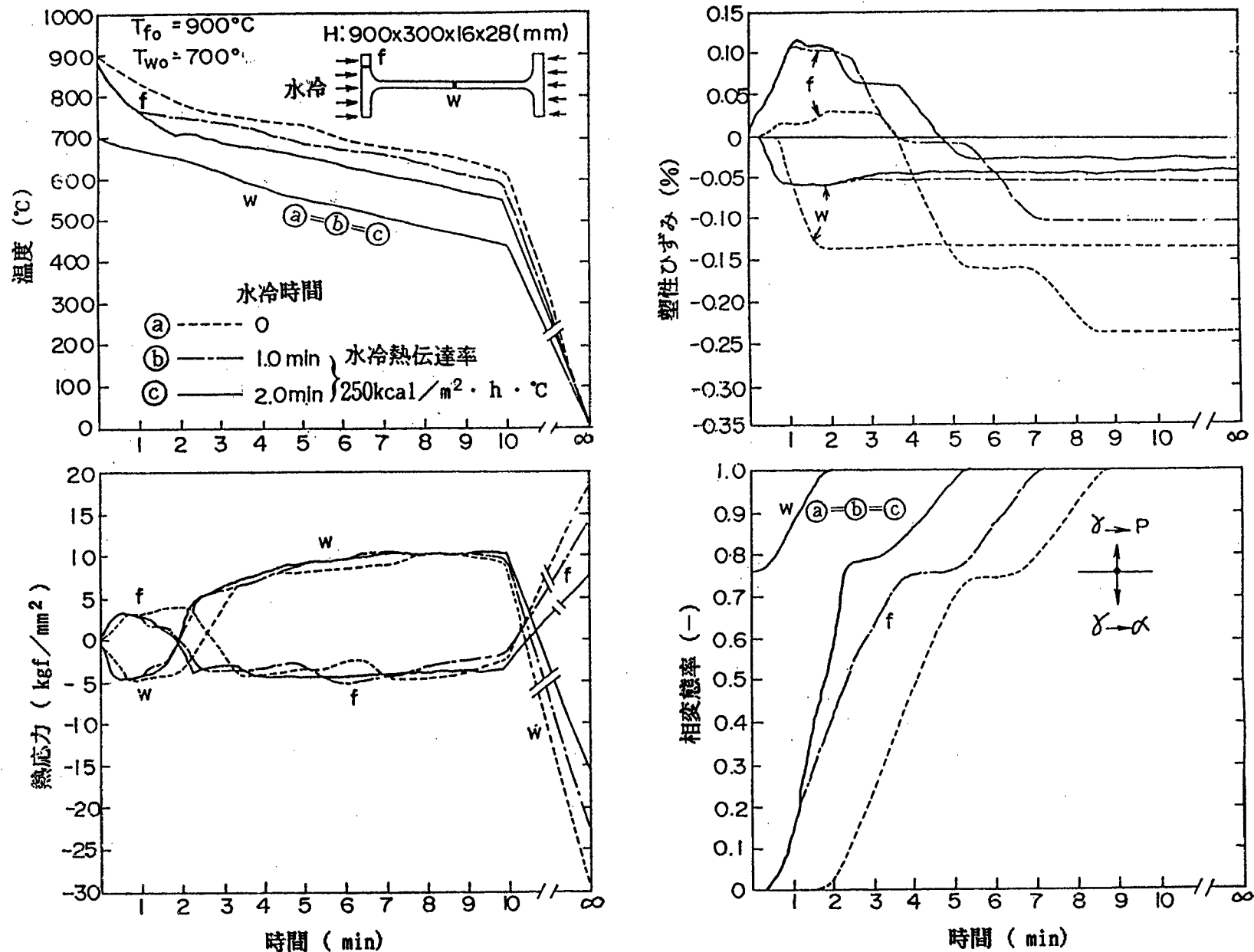


図 4.5.4 仕上圧延後のフランジ弱水冷のもとでの温度，熱応力，塑性ひずみ，および相変態率（板厚平均値）の経時変化

H: 900 x 300 x 16 x 28 (mm)

保温時間

- (a) ----- 0
 (b) - · - · - 5 min
 (c) ————— ∞
- $T_{fo} = 900^{\circ}\text{C}$
 $T_{wo} = 700^{\circ}\text{C}$

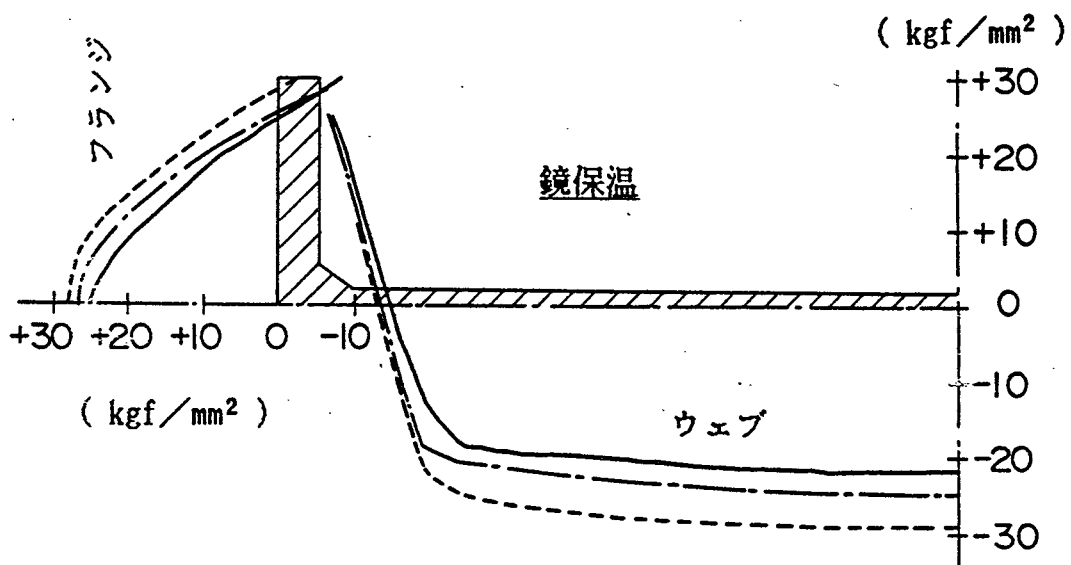
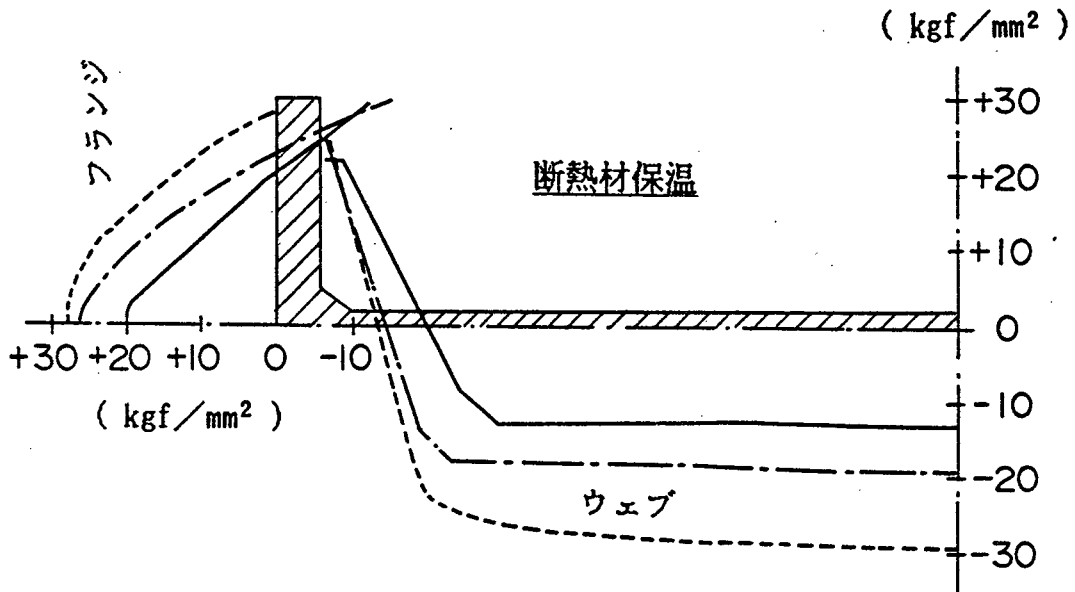


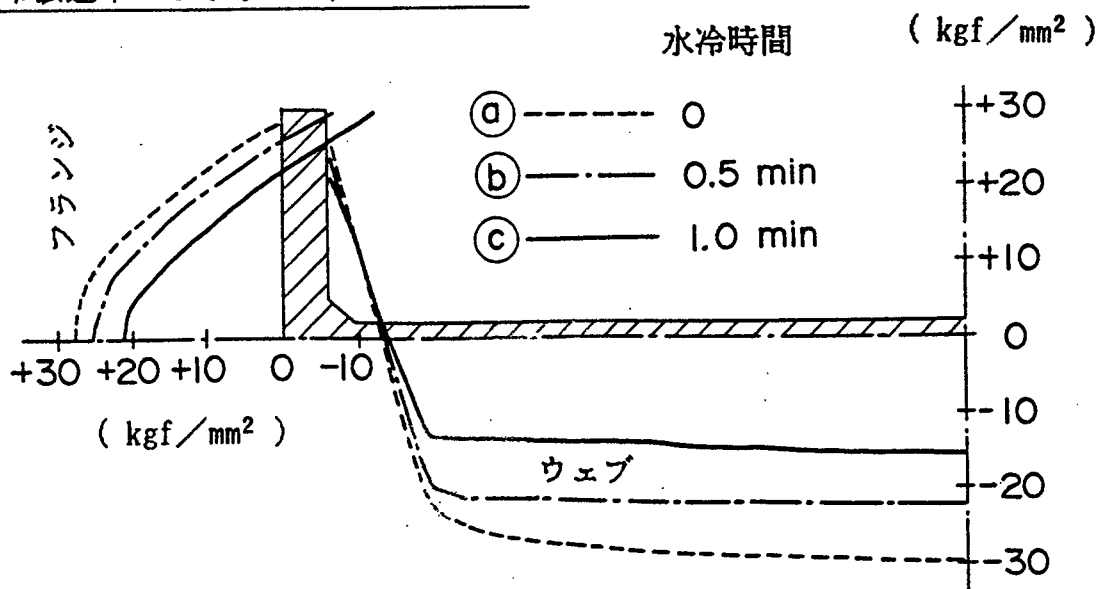
図 4 . 5 . 5 仕上圧延後にウェブ保温を行った場合のH形鋼断面各部の残留応力 (板厚平均値)

H: 900 × 300 × 16 × 28 (mm)

$T_{fo} = 900\text{ }^{\circ}\text{C}$

$T_{wo} = 700\text{ }^{\circ}\text{C}$

水冷伝達率: $500\text{ kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^{\circ}\text{C}$



水冷伝達率: $250\text{ kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^{\circ}\text{C}$

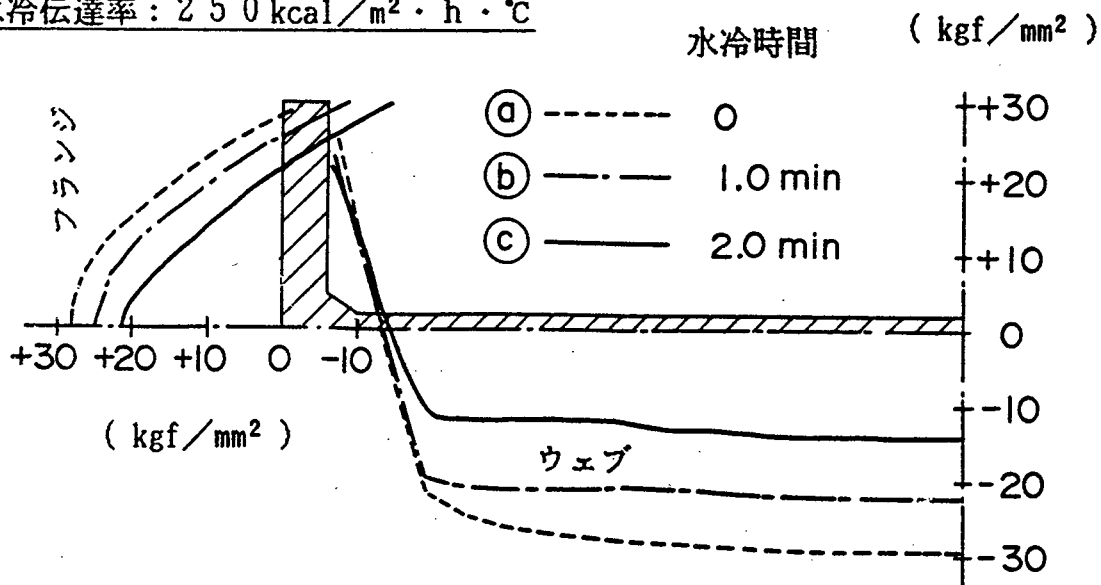


図 4 . 5 . 6 仕上圧延後にフランジ水冷を行った場合のH形鋼断面各部の残留応力 (板厚平均値)

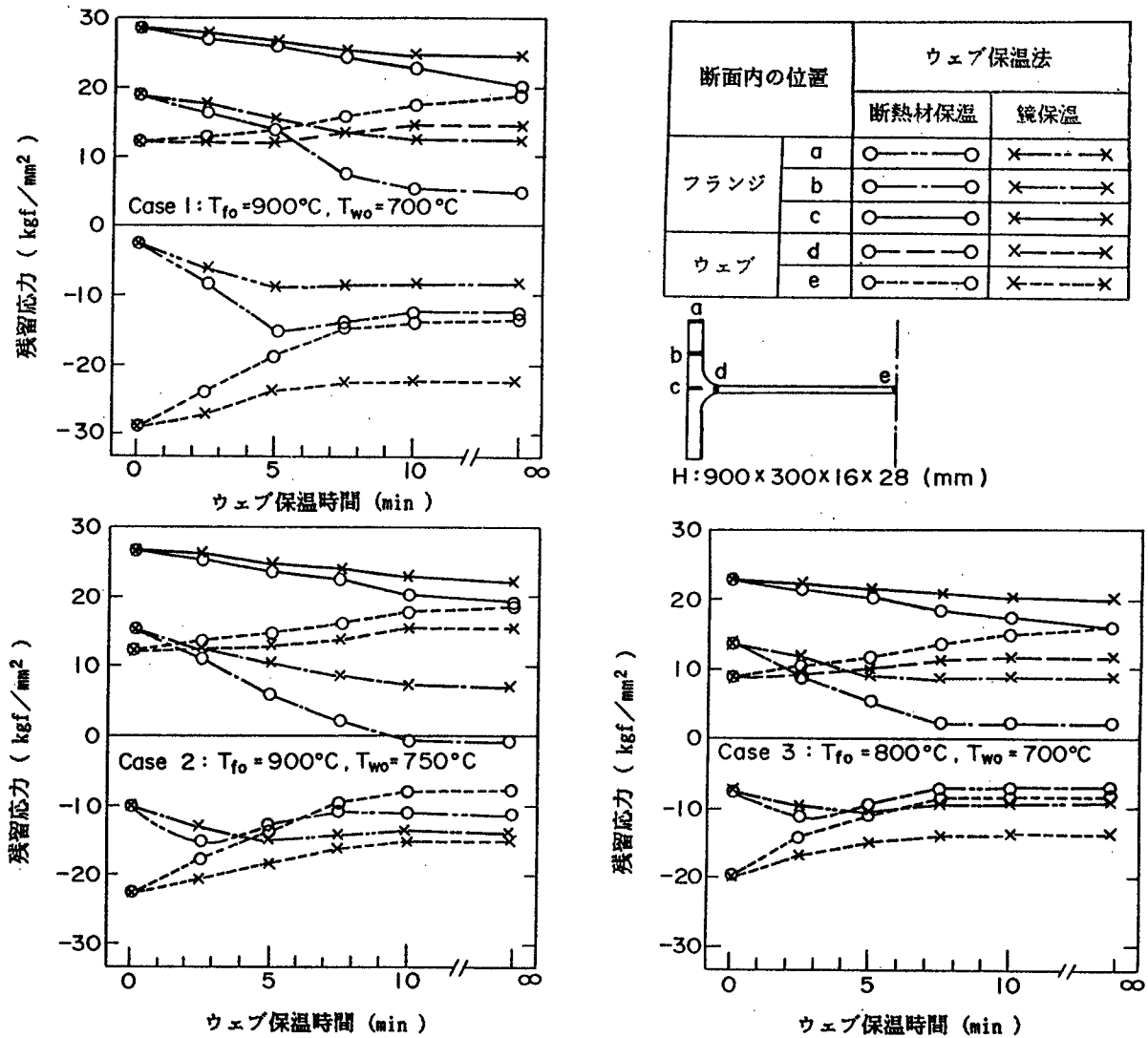
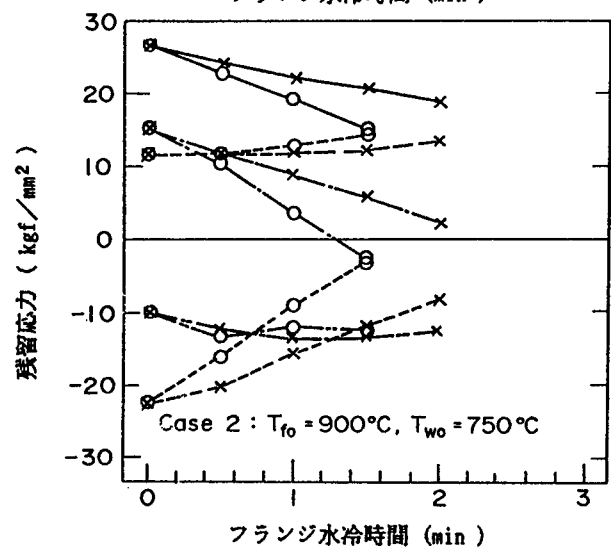
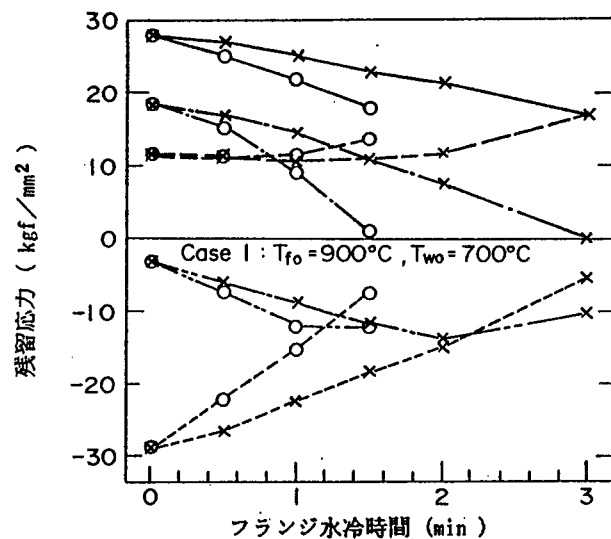
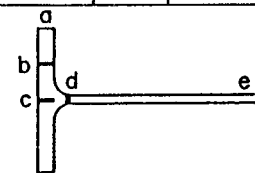


図 4 . 5 . 7 仕上圧延後のウェブ保温処理時間と断面各部の残留応力との関係



断面内の位置		水冷熱伝達率 ($\text{kcal}/\text{m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^{\circ}\text{C}$)	
		500 (強水冷)	250 (弱水冷)
フランジ	a	○-----○	×-----×
	b	○-----○	×-----×
	c	○-----○	×-----×
ウェブ	d	○-----○	×-----×
	e	○-----○	×-----×



H: 900x300x16x28 (mm)

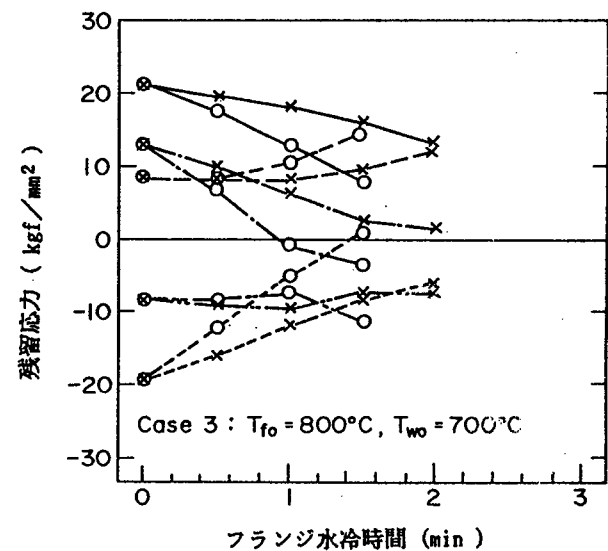


図 4 . 5 . 8 仕上圧延後のフランジ水冷処理時間と断面各部の残留応力との関係

仕上温度 (°C)			ウェブ保温法	
	T _{fo}	T _{wo}	断熱材保温	鏡保温
Case 1	900	700	○—○	×—×
Case 2	900	750	○—○	×—×
Case 3	800	700	○- - -○	×- - -×

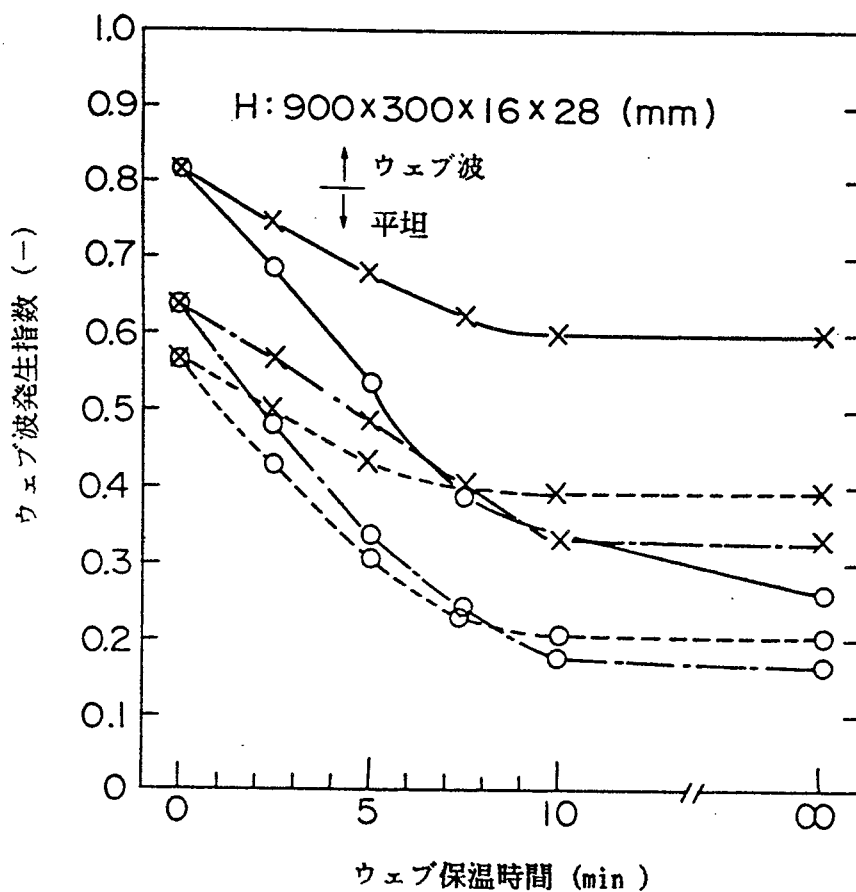


図 4 . 5 . 9 仕上圧延後のウェブ保温処理時間とウェブ波との関係

仕上温度 (°C)			水冷熱伝達率 (kcal/m ² ・h・°C)	
	T _{fo}	T _{wo}	500 (強水冷)	250 (弱水冷)
Case 1	900	700	○——○	×——×
Case 2	900	750	○—・—○	×—・—×
Case 3	800	700	○-----○	×-----×

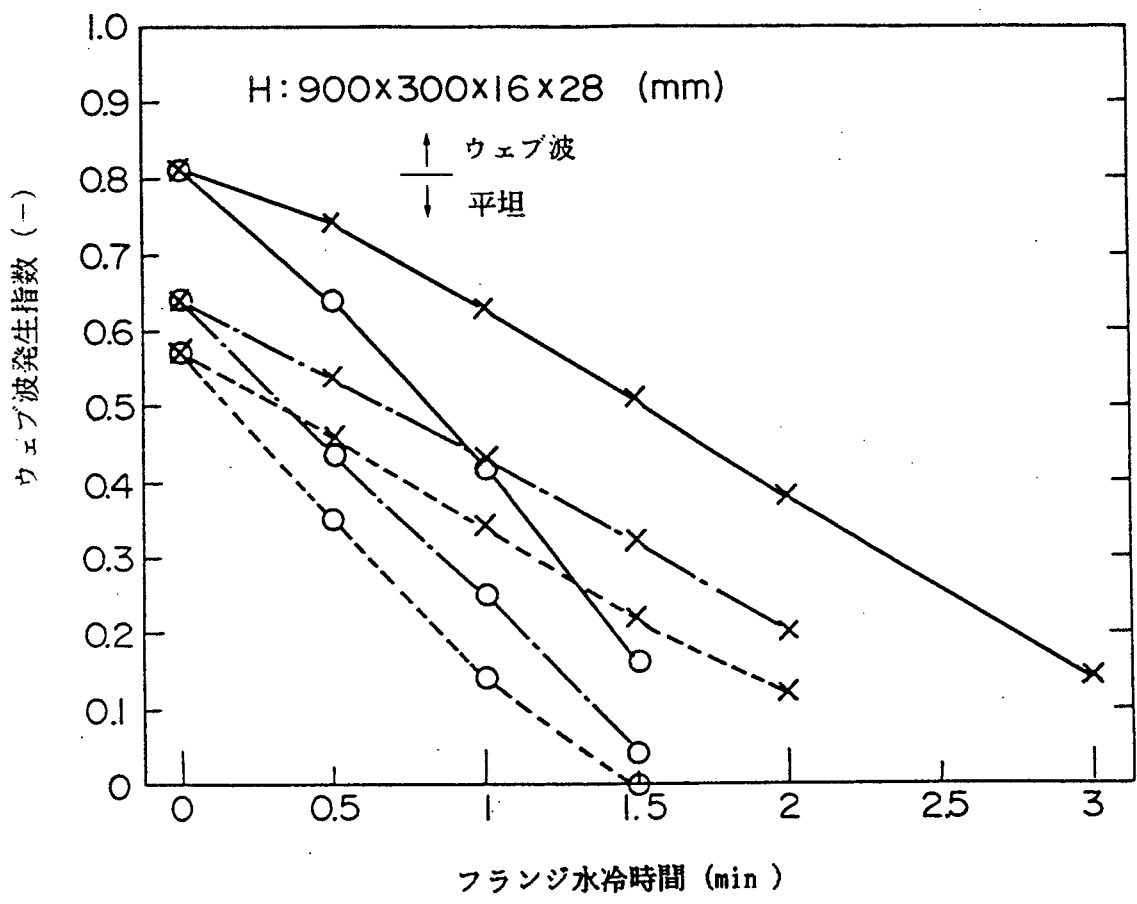


図 4 . 5 . 10 仕上圧延後のフランジ水冷処理時間とウェブ波との関係

4. 5. 3 フランジ水冷とウェブ保温との比較

仕上圧延後にフランジ水冷あるいはウェブ保温の残留応力軽減処理を行う場合のそれぞれの長所と短所を比較してみる。前述の結果より明らかなように、フランジ水冷の処理時間は、ウェブ保温のそれより非常に短い。しかし、フランジ水冷では、長手および幅方向の冷却むらをなくし、しかも残留応力軽減効果を弱めるウェブ面への水乗りを防ぐような高度な冷却技術が必要である。冷却むらは製品の強度、伸びなどの材質変動を伴い、極端な場合は異常組織による伸び不足をもたらす。一方、ウェブ保温では処理時間が長く、断熱材保温の場合には断熱材載荷および除去が必要となり工程能率を落とす欠点がある。しかし、特別な注意を払わなくても均一な保温（断熱材保温の場合、断熱材の厚さは10mm以上あれば保温効果同じ）ができるため、材質変動および残留応力軽減むらの心配がない。

以上のことから、フランジ水冷およびウェブ保温ともそれぞれ長短があるため、うまく使い分ける必要がある。すなわち、品質変動に対する要求がきびしい材料では、ウェブ保温で対処し、逆にきびしくなければ工程能率をあまり阻害しないフランジ水冷で対処すべきである。また、当然のことながら、仕上圧延の前工程での処理（フランジ水冷あるいはウェブ鏡保温）も同時に行い、フランジとウェブの仕上温度差を小さくして仕上圧延後の処理時間を短くし、工程能率をできるだけ落とさないようにすべきである。

4. 6 第4章のまとめ

相変態を考慮したH形鋼の温度と熱応力解析法による計算値が実測の温度および残留応力とよく一致することを確認した。本法により、仕上圧延後の放冷材について断面寸法および仕上温度と残留応力との関係、および仕上圧延後のウェブ保温とフランジ水冷の残留応力軽減効果について検討した結果、以下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)と仕上温度差($T_{fo} - T_{wo}$)が大きいほど、仕上圧延時の未変態量(オーステナイト量)がフランジで多くウェブで少ないほど、放冷材の残留応力は大きく、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) ウェブ内幅とウェブ厚の比(B_w / t_w)が大きいほど、放冷材のウェブ波は発生しやすい。
- (4) 仕上温度条件の変更を行ったとしても、放冷材では大幅な残留応力軽減は期待できない。
- (5) 圧延後のウェブ保温あるいはフランジ水冷の処理時間が長く保温力あるいは水冷熱伝達率が大きいほど、仕上温度差が小さいほど、フランジの引張およびウェブの圧縮残留応力は小さくなり、全体的に残留応力は軽減する。
- (6) 残留応力およびウェブ波で問題になりやすい大形H形鋼の代表的サイズであるH: 900×300×16×28のウェブ中央部の残留応力を15 kgf/mm²以下にするためのそれぞれの圧延後からの処理時間は次の通りであ。

(a) ウェブ断熱材保温の場合

- CASE 1 ($T_{fo} = 900^\circ\text{C}$, $T_{wo} = 700^\circ\text{C}$) → 7.5 分
CASE 2 ($T_{fo} = 900^\circ\text{C}$, $T_{wo} = 750^\circ\text{C}$) → 4 分
CASE 3 ($T_{fo} = 800^\circ\text{C}$, $T_{wo} = 750^\circ\text{C}$) → 2 分

(b) ウェブ鏡保温の場合

- CASE 1 → 不可能
CASE 2 → 10 分
CASE 3 → 5 分

(c) フランジ強水冷(水冷熱伝達率 500Kcal/m²・h・℃)の場合 ← 材質劣化の恐れ

- CASE 1 → 1 分
CASE 2 → 0.5 分
CASE 3 → 0.25 分

(d) フランジ弱水冷（水冷熱伝達率 $250\text{Kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}$ ）の場合

CASE 1 → 2 分

CASE 2 → 1 分

CASE 3 → 0.5 分

(7) 仕上圧延の前工程での処理（フランジ水冷あるいはウェブ鏡保温）による仕上温度差制御と仕上圧延後のフランジ水冷あるいはウェブ保温による冷却速度差制御とを組み合わせることにより，残留応力値を設定目標値以下に制御できる。ただし，仕上圧延後のフランジ水冷かウェブ保温かの選択は，残留応力軽減効果の面からだけでなく，強度や伸びなどの材質への影響や制御のやり易さも考慮して決定されるべきである。

第 5 章 U 形鋼矢板の圧延後冷却時の長手方向反りの 解析^{45), 46)}

5. 1 まえがき

U 形鋼矢板は、断面形状が上下非対称であるため、圧延後の冷却時に発生する熱応力により長手方向反りを発生することが知られている。特に、断面寸法が大きい場合には、冷却中に上反り（材料先後端の浮き上がり）→下反り（材料長手中央部の浮き上がり）→上反りの 3 段階の反り変化を示し、しかもその反り量が大きいためホットソーによる切断時、冷却床へ搬送時、および冷却後の矯正時に種々の障害をもたらしている。

圧延 H 形鋼にも断面内の冷却不均一に起因して熱応力が存在するが、反りの現象は認められない。これは、H 形鋼の断面形状が対称であるため熱応力分布も対称となりモーメントが発生しないからである。

鋼矢板の反り防止法を検討するためには、圧延後冷却時の断面各部の温度と熱応力を定量的に把握する必要があるが、冷却中の断面各部でのそれらを実測することは不可能であり、計算に頼らなければならない。そこで、筆者は、第 2 章で述べた相変態を考慮した温度、熱応力、および反りの計算法により U 形鋼矢板の冷却時の反りの解析を行った。

5.2 分割条件

断面分割は，U形鋼矢板（溝形鋼で近似）の $\frac{1}{2}$ 断面を図5.2.1に示すように170格子点に分割し，温度変化の激しい部分では分割が細かく，弛やかな部分では粗くなるように工夫した。また，時間分割に関しても温度変化の激しい時間域では細かく，弛やかな時間域では粗くなるように工夫した。

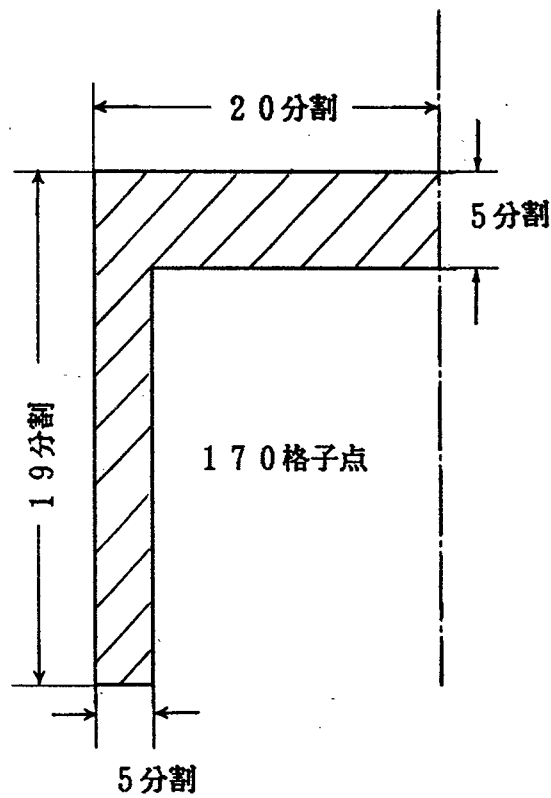


図5.2.1 U形鋼矢板（溝形鋼で近似）の $\frac{1}{2}$ 断面の分割状況

5.3 計算値と実測値との比較

計算では冷却中の断面各部の温度，熱応力，および全体の反り量が求まる，実測できるのは表面温度と反り量の経時変化であるので，これらと計算値とを比較した。

5.3.1 均一加熱材

長さ 10 m の製品 5 L（大形サイズ U 形鋼矢板）およびその爪部を除去したもの（爪なし 5 L）を現場加熱炉で約 1100℃ に加熱し，加熱炉出側のテーブルローラー上に抽出載置し，放冷時の温度と反り量の経時変化を実測した。温度は長手方向中央（先端から 5 m 位置）のウェブ幅中央とフランジ高さ 1/2 位置の表面を CA 熱電対により，反りは物差しにより測定した。製品 5 L だけでなく爪なし 5 L についても反り測定をおこなったのは，爪部の反りに及ぼす影響を明らかにしたかったからである。

同一条件における温度および反りの計算値との比較を図 5.3.1 と図 5.3.2 に示す。ただし，計算では爪部が無視された溝形鋼で近似するため，爪部無視の影響はフランジ高さを長くすることで対処した。

図より以下のことが認められる。

- （1） 計算温度は，相変態による冷却停滞も含めて実測温度とよく一致している。
- （2） 計算による反りは，下反り→上反り→下反り→上反りの 4 段階の反り変化を示し，実測反り変化と同一である。ただし，最初の下反りの実測値については，測定開始が遅かったため測定できていない。
- （3） 最初の下反りは肉厚の薄いフランジの冷却速度が肉厚の厚いウェブよりも速いことと，初期上反りはフランジの変態と，次の下反りはウェブの変態と，最終の上反りは冷却中のウェブとフランジの塑性ひずみ差とそれぞれ関係がある。
- （4） それぞれの反りの発生時期および反り量とも計算値と実測値はほぼ一致している。
- （5） U 形鋼矢板の複雑な断面形状を簡単な溝形鋼で近似してても，冷却中の反り挙動は十分シミュレートできる。

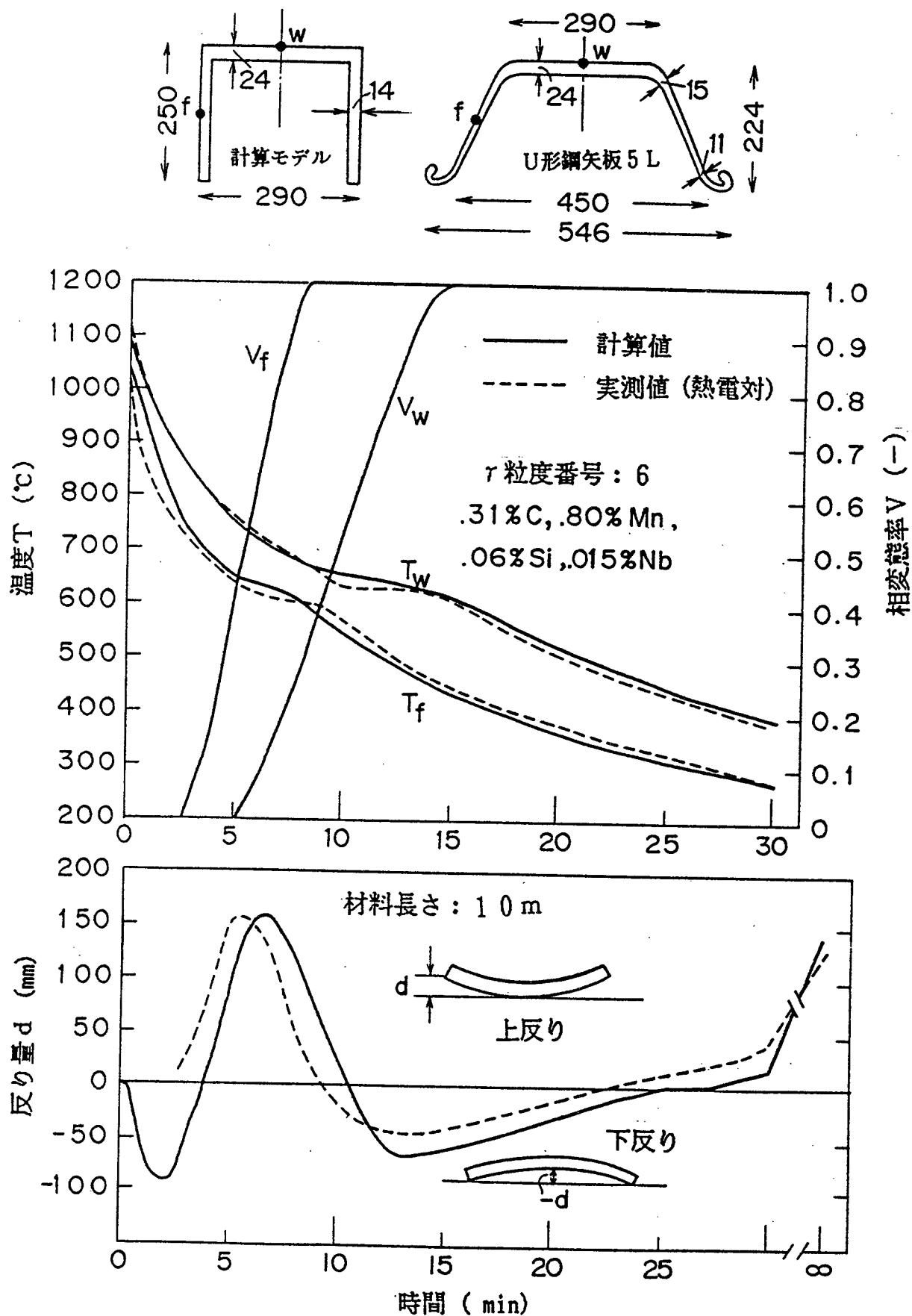


図 5.3.1 均一加熱材（製品 5 L）の温度および反りの計算値と実測値との比較

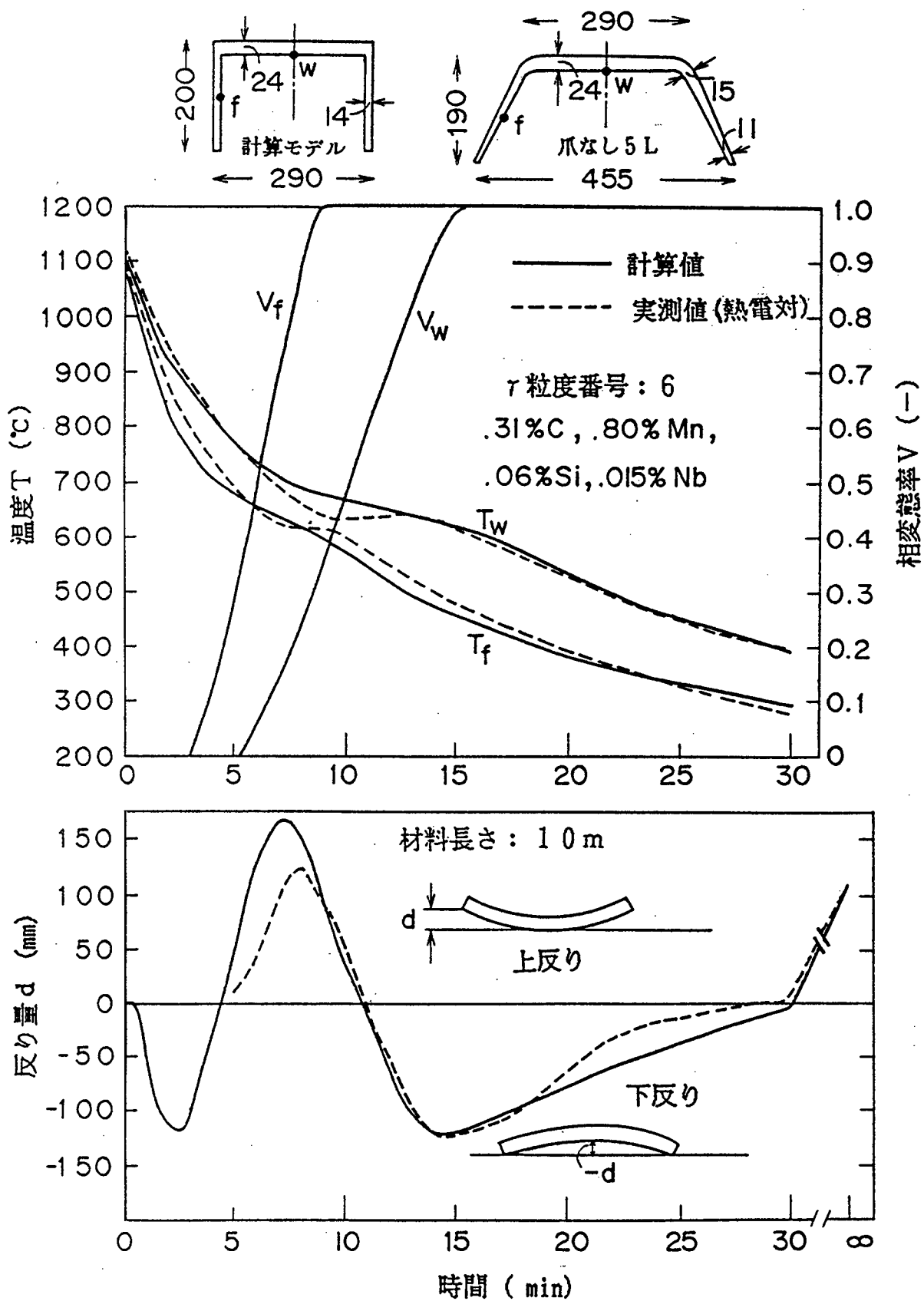


図 5 . 3 . 2 均一加熱材 (爪なし 5 L) の温度および反りの計算値と実測値との比較

5. 3. 2 圧延材

U形鋼矢板 5 L の圧延材（約 60 m）をホットソーにてその先端部を 10 m および 24 m 長さに切断し（圧延終了から約 1 分）、この切断部分について温度と反りの経時変化を実測した。温度は切断材の長手方向中央のウェブ幅中央とフランジ高さ $\frac{1}{2}$ 位置の表面を放射温度計を用いて、反りは均一加熱材の場合と同様に物差しを用いて測定した。同一条件における温度と反りの計算値との比較を図 5. 3. 3 と図 5. 3. 4 に示す。ただし、圧延後から切断までは、圧延材が長い（約 60 m）ため自重モーメントの影響で長手方向中央部では拘束され反りは生ぜず先後端部のみ反るだけである。したがって、切断までの反り計算は、実際に反っている長さ（約 13.5 m）を使用することにした。また、材料は強度および靱性の面から変態遅延効果の強い Nb を含有しているため、 γ 単相のままで圧延を終了するものとして変態の計算を開始した。

図より明らかなように、圧延材についても計算温度は相変態による冷却停滞も含めて実測値とよく一致しており、反りの経時変化も計算および実測値とも上反り→下反り→上反りの変化を示し、その反り量もほぼ一致している。また、初期上反りはフランジの変態と、次の下反りはウェブの変態と、最終上反りは主としてウェブとフランジの仕上温度差とそれぞれ関係あるのがわかる。圧延材では均一加熱材の最初の下反りが存在しない。これは、圧延直後においてはウェブとフランジに温度差（仕上温度差）があるため冷却速度差が小さいからである。

以上の結果より、相変態を考慮した本計算法により鋼矢板の反り解析が精度よく行えることが明らかになった。なお、従来の計算法では相変態現象を厳密に取り扱っていないため、このような明瞭な反り変化は計算できない。

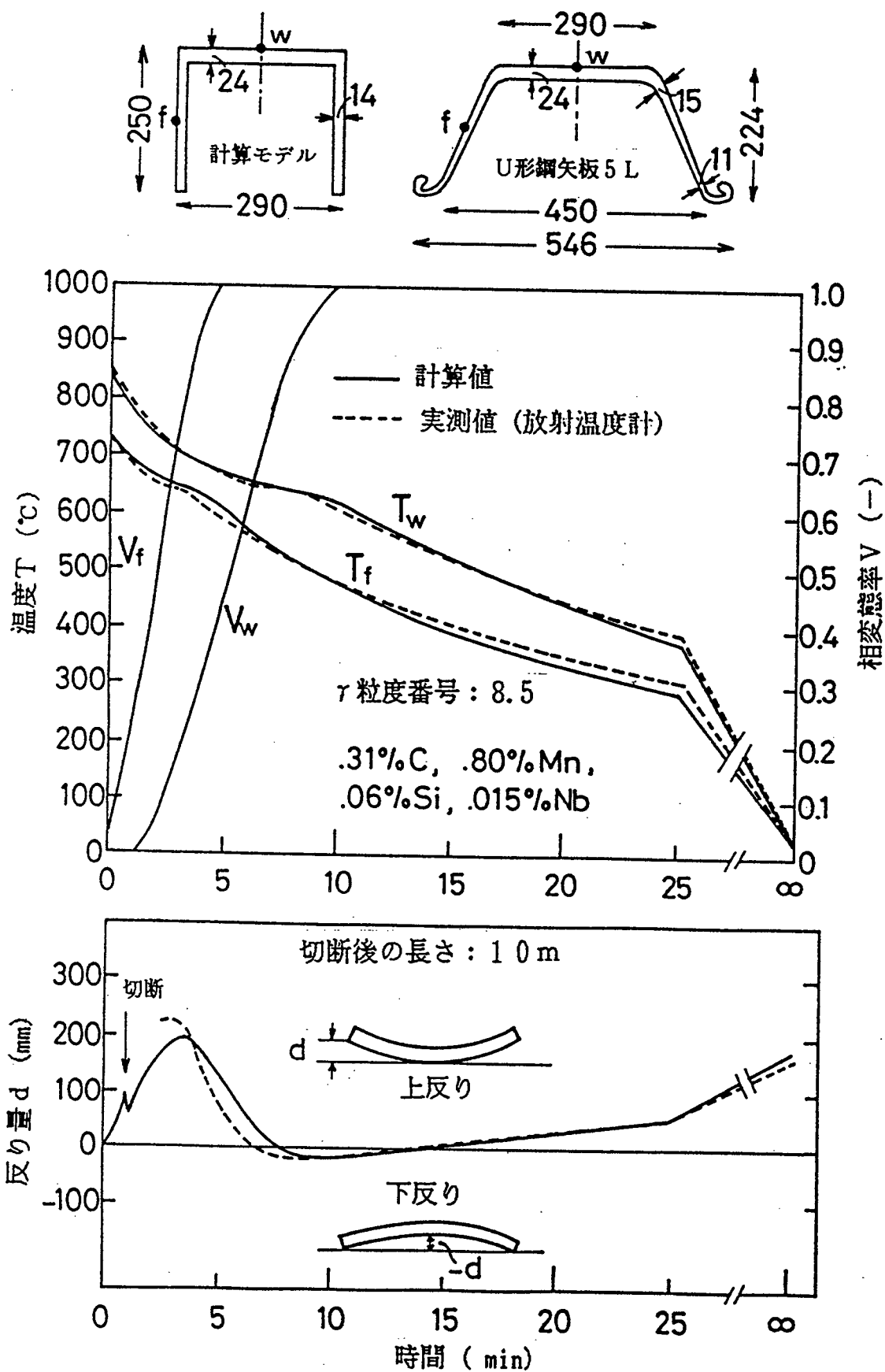


図 5 . 3 . 3 圧延材 (切断長さ 10 m) の温度および反りの計算値と実測値との比較

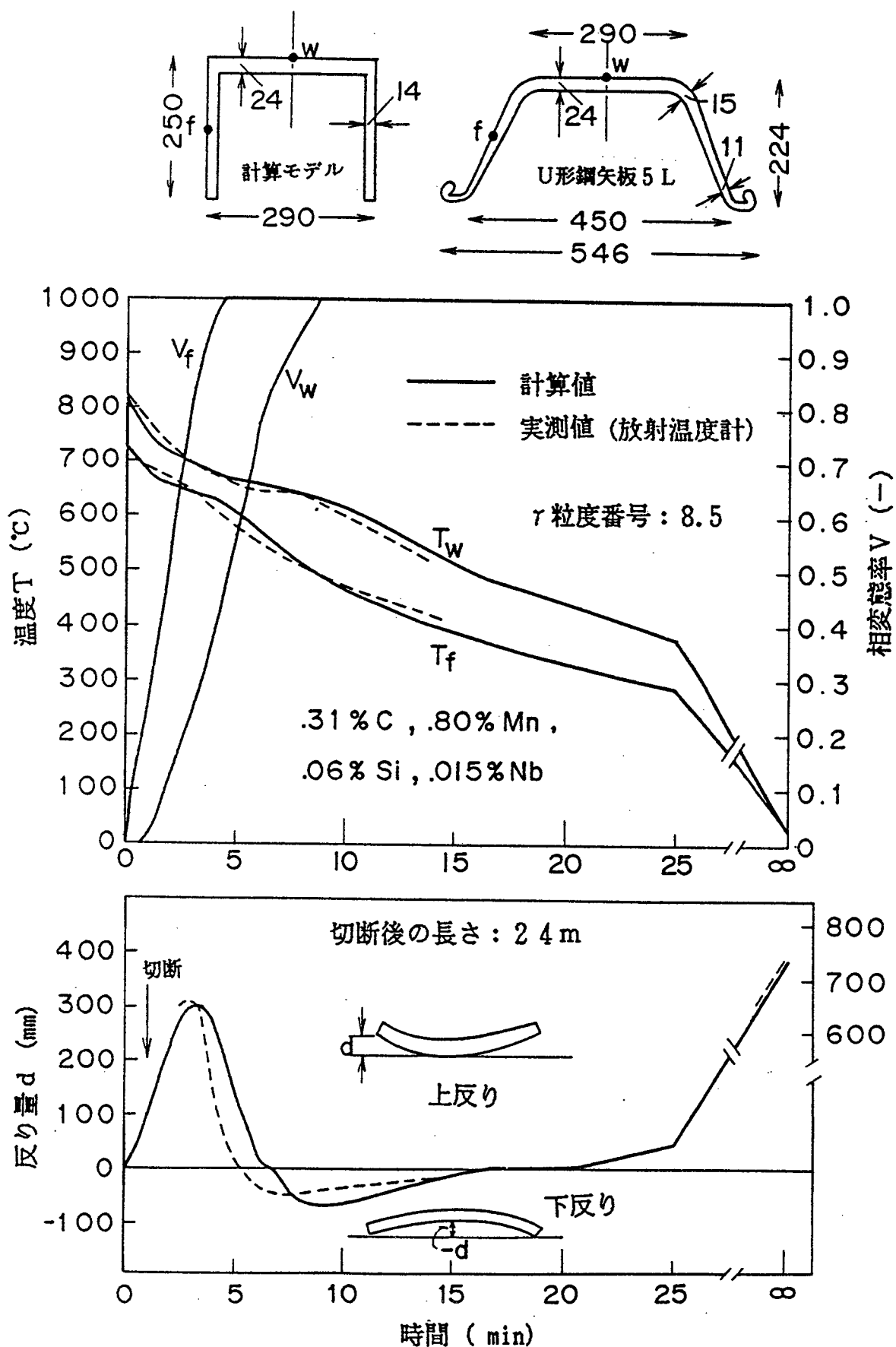


図 5 . 3 . 4 圧延材（切断長さ 24 m）の温度および反りの計算値と実測値との比較

5. 4 反り量に及ぼす仕上温度，冷却姿勢，および反り拘束の影響

仕上温度，圧延後の冷却姿勢，および圧延後からある時期までの反り拘束のそれぞれの条件により冷却中の各段階の反り量に変化することは十分予想される。反り拘束に関しては，長い圧延材（約 60 m）の中央部ではその部分が切断されるまでは必然的に反りが拘束されており，また圧延材の先後端部についても，先後端に重りを載荷すれば反り拘束することは可能である。そこで，反り量に及ぼす仕上温度，冷却姿勢，および反り拘束の影響について，本計算法により解析をおこなった。

5. 4. 1 設定条件

U 形鋼矢板 5 L の材料長さ 15 m の反り量について考える。仕上温度条件は，仕上圧延の前工程でのウェブ水冷あるいは反転姿勢での圧延を想定してウェブ仕上温度 T_{w0} : 750～850℃，フランジ仕上温度 T_{f0} : 750～850℃，および仕上温度差 ($T_{w0} - T_{f0}$) : 0～100℃を選んだ。ただし，通常工程材の仕上温度条件は T_{w0} : 850℃， T_{f0} : 750℃である。圧延後の冷却姿勢については通常（逆 U 字）と反転（U 字）の両姿勢を考えた。また，反り拘束条件としては，反りを拘束しない場合（圧延材の先後端部に相当），圧延後からフランジの変態終了までの拘束（初期反りのみの拘束）の場合，および圧延後から断面内のすべての部分の変態終了までの拘束（ウェブの変態時の中間反りまでを拘束）の場合の 3 通りについて計算を行った。

5. 4. 2 解析結果

圧延終了後の冷却過程での温度，相変態率，反り，熱応力，および塑性ひずみの計算結果の代表例を図 5. 4. 1 に示す。また，各種条件のもとでの冷却中の反り量（極値）の計算結果をまとめたものを表 5. 4. 1 に示す。

計算結果より以下のことがみとめられる。

（１）冷却中の反りの経時変化は，フランジの変態時にウェブを内側とした反り，ウェブの変態時にフランジを内側とした反り，最終的にウェブを内側とした反りとなる。したがって，通常姿勢（逆 U 字姿勢）での冷却では上反り→下反り→上反り，反転姿勢（U 字姿勢）では下反り→上反り→下反りと変化する。

（２）各種条件とも冷却中の各段階の反りは，同時に減少せず，上反りが小さくなると逆に下反りが大きくなる。

(3) 冷却中の熱応力の経時変化は、各種条件ともウェブでは引張→圧縮→引張、フランジでは圧縮→引張→圧縮と同一傾向を示す。最初のウェブの引張応力とフランジの圧縮応力はフランジの変態と、次のフランジの圧縮応力とウェブの引張応力は、フランジの変態と対応している。すなわち、変態は膨張と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。

(4) 冷却中の塑性ひずみの経時変化は、各種条件ともフランジの変態時にフランジで圧縮ひずみ、ウェブで引張ひずみを生じ、ウェブの変態時にウェブで圧縮方向のひずみを生じる。特に、変態時に反りを拘束すると塑性ひずみ変化が大きくなる。

(5) 仕上温度差が小さいほど、仕上温度が低いほど、初期および最終反りは小さくなり、中間反りは逆に大きくなる。特に、仕上温度差の反りに及ぼす影響は大きく、温度差が小さくなると最も重要な最終反り（製品反り）が著しく減少する。すなわち、最終反り量は、通常仕上温度条件（ $T_{w0} = 850^{\circ}\text{C}$ ， $T_{r0} = 750^{\circ}\text{C}$ ，温度差 100°C ）の場合には 350 mm と大きいですが、仕上温度差を 0 にすると仕上温度が 750°C の場合には 5 mm ，仕上温度が 800°C の場合には 21 mm と非常に小さくなる。

(6) 初期反り（フランジの変態時の反り）を拘束した場合、次に生じる反り（ウェブの変態時の反り）は大きくなるが、最終反りは著しく減少する。（通常仕上温度条件で 39 mm 。）これは、拘束時にウェブで大きな引張塑性ひずみを生じるためである。

(7) 初期反りから中間反りまで拘束した場合にも最終反りは減少（通常仕上温度条件で 259 mm ）するが、初期反りのみの拘束の場合と比べるとその効果は小さい。これは、ウェブの変態時にウェブに大きな圧縮方向の塑性ひずみが生じ、フランジの変態時に生じたウェブの有利な塑性変形（ウェブでの引張塑性ひずみ）と打ち消し合うからである。

(8) 冷却姿勢を反転させて冷却すると、冷却中の各段階の反り量の絶対値は少し影響を受け、通常姿勢に比べて初期および最終反りは小さくなり、逆に中間反りは大きくなる。例えば、通常仕上温度条件で反転姿勢の最終反りの絶対値は通常のそれより約 70 mm 減少する。これは冷却姿勢の相違により反り傾向が逆になるため、自重による反り拘束効果 { (2.3.12) 式参照 } が異なること、および冷却中の塑性ひずみに変化が生じることに起因している。

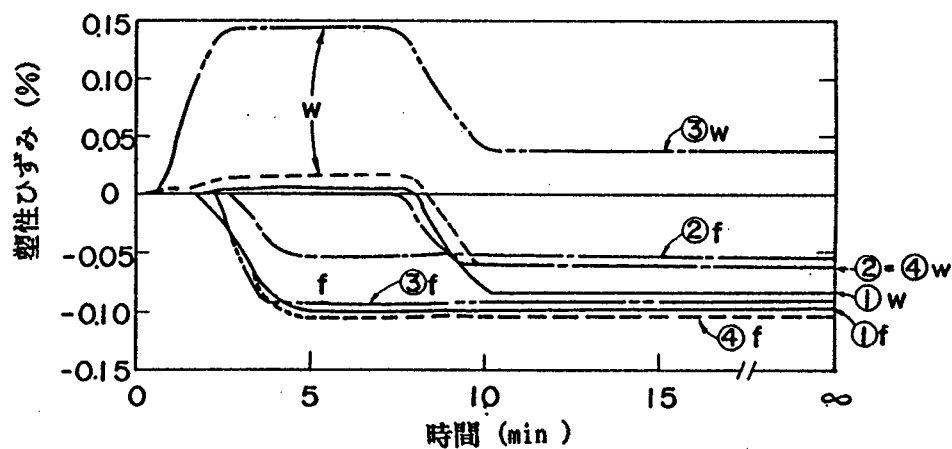
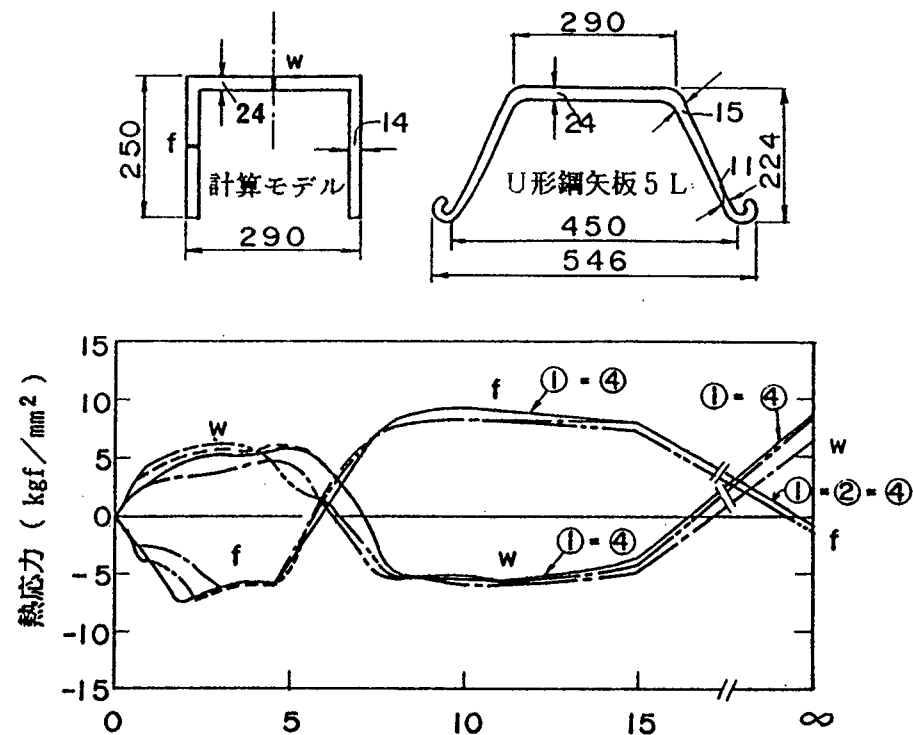
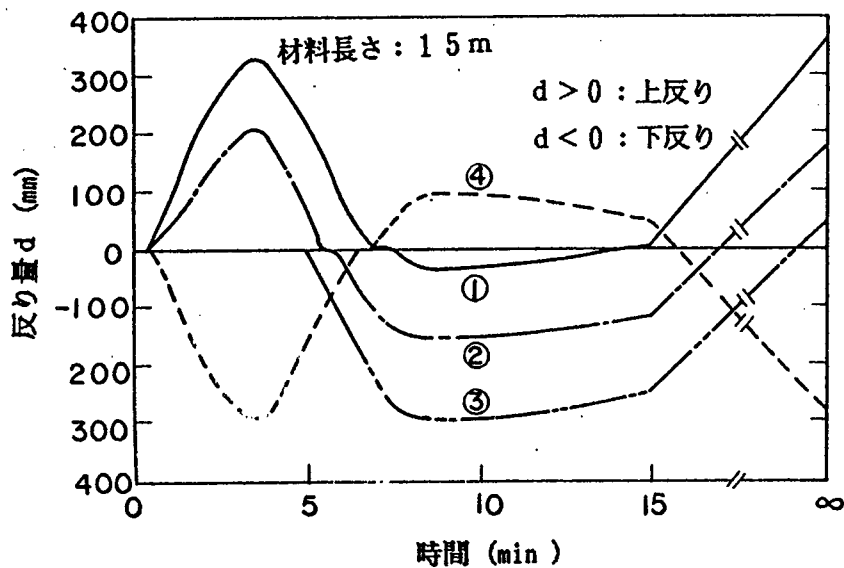
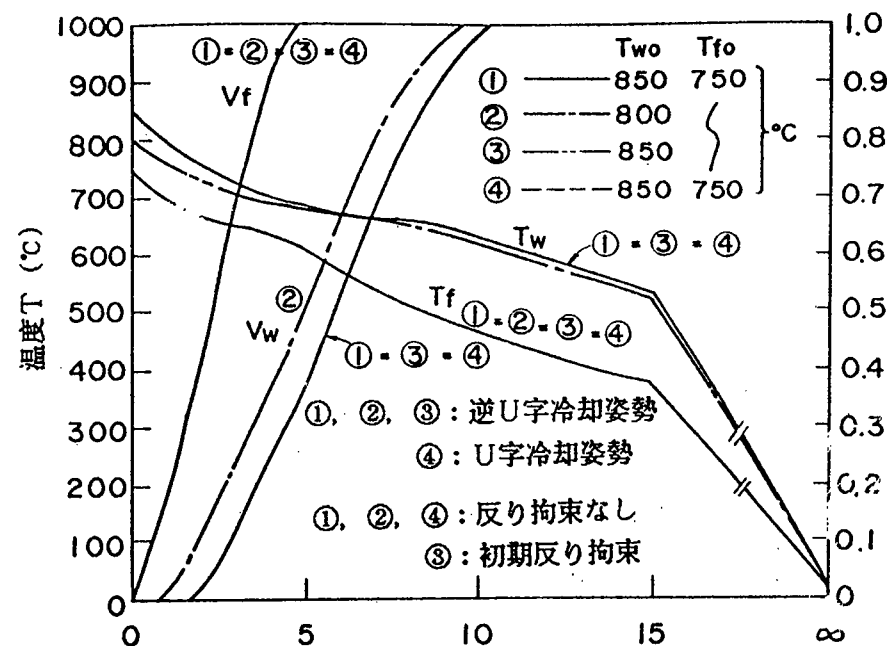


図5.4.1 各種条件のもとでの冷却中の温度，相変態率，反り，熱応力，および塑性ひずみの経時変化

表 5 . 4 . 1 各種条件のもとでの冷却中の反り量の極値 (材料長さ 15 m)

冷却姿勢	冷却中の反り の拘束条件	仕 上 温 度 (℃)			冷却中の各種反りの極値 (mm)		
		Two	Tfo	Two-Tfo	初期反り	中間反り	最終反り
通常姿勢 (逆U字姿勢)	反り拘束なし	850	750	100	332	- 40	350
		800		50	215	- 153	177
		750		0	77	- 258	5
		850	800	50	223	- 150	199
		800		0	91	- 266	21
	初期反りの 拘束	850	750	100	0	- 295	39
		800		50	0	- 291	9
	初期反りと 中間反りの拘束	850	750	100	0	0	259
		800		50	0	0	218
反転姿勢 (U字姿勢)	反り拘束なし	850	750	100	- 293	94	- 281
		800		50	- 193	184	- 137

5. 5 反り減少法の検討

冷却中の各段階の反りで特に問題となるのは、冷却途中に起こる下反りと最終反り（室温での反り）である。すなわち、冷却途中の下反りが大きいとテーブルローラー上での材料の搬送が困難となり、最終反りが大きいと矯正負荷が大きくなる。反り量に及ぼす仕上温度、冷却姿勢、および反り拘束の影響についての検討結果から類推すると、問題となる反りを減少させるには反転姿勢での冷却と仕上温度制御あるいは初期反り（フランジ変態時の反り）拘束とを組み合わせることが考えられる。しかしながら、反転姿勢と仕上温度制御との組み合わせでは、ウェブとフランジの仕上温度差を0に近くしてもフランジの変態時の初期反り（この場合は下反り）は50 mm 以下にならず、ホットソーでの切断後の材料の搬送困難が予想される。また、反転姿勢と初期反り拘束との組み合わせでは、冷却途中の下反りは現れず、最終反りも小さくなるが、圧延材全長にわたってフランジの変態時の初期反りを拘束し、ウェブの変態時の上反り発生までに所定長さに切断することは工程的に不可能である。（ウェブの変態時まで反りを拘束すると最終反りが大きくなる。）したがって、問題となる反り減少のためには何らかの他の方法を考える必要がある。そこで、仕上圧延後のウェブ水冷法と $(\gamma + \alpha)$ 2相域仕上圧延法を考え、それらの反り減少効果について検討した。ウェブ水冷法は、H形鋼の残留応力軽減法の肉厚の厚いフランジを水冷する方法から容易に類推される。また、2相域仕上圧延法は、肉厚の厚いウェブを T_{A3} （変態開始温度）近傍にし肉厚の薄いフランジを T_{A3} 以下とし $(\gamma + \alpha)$ の2相域で仕上圧延を行うもので、 α 相のほうが γ 相よりも室温までの熱収縮量が大きいいため圧延後から室温までのウェブとフランジの熱収縮量差が小さくなり、最終反りが小さくなることが予想される。

5. 5. 1 設定条件

計算の対象は、圧延材5 Lの先端部とし、圧延直後に15 m 長さに切断されるものと仮定する。圧延材の先端部を選んだのは、他の部分（中央部と後端部）に比べて初期および最終反りが大きく、最も問題になるからである。（表5. 4. 1参照。）

仕上温度条件は T_{w0} ：800～850℃、 T_{f0} ：750～800℃、温度差 $(T_{w0} - T_{f0})$ ：0～100℃を選び、圧延後の冷却姿勢は通常（逆U字）と反転（U字）の両姿勢を考えた。

圧延後のウェブ水冷の場合は、通常鋼種（0.31% C, 0.06% Si, 0.80% Mn, 0.015% Nb）を用い、ウェブ面での水乗りを避けるため通常冷却姿勢ではウェブ内面を、反転冷却姿勢ではウェブ外面を仕上圧延直後から水冷熱伝達率 $300 \text{ Kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}$ で行うものとした。

2 相域仕上圧延法の場合は、この条件を容易にするために低炭素で T_{A3} が高く、変態遅延効果の強い Nb を含有しない鋼種 (0.15 % C, 0.25 % Si, 0.95 % Mn) を選び、仕上圧延時には平衡状態図で計算される量だけ $\gamma \rightarrow \alpha$ の変態が進行していると仮定した。

5. 5. 2 計算結果および考察

仕上圧延後のウェブ水冷のもとでの温度、相変態率、および反り量の経時変化の代表例を図 5. 5. 1 (水冷時間 : 0.5 分, 仕上温度差 : 0 ~ 100 °C) および図 5. 5. 2 ($T_{w0} = 800$ °C, $T_{r0} = 750$ °C, 水冷時間 : 0 ~ 1 分) に、冷却中の反り計算結果をまとめたものを表 5. 5. 1 に示す。

圧延後のウェブ水冷の計算結果より以下のことが認められる。

(1) ウェブ水冷時間が長いほど、ウェブの冷却が速くなり、それに対応してウェブの変態の進行も速くなる。

(2) ウェブ水冷は、冷却中の各種反りの絶対値およびその発生時期に影響を及ぼすが、その変化の傾向は同一である。すなわち、ウェブ水冷の有無にかかわらず、通常冷却姿勢 (逆 U 字姿勢) で上反り → 下反り → 上反り、反転冷却姿勢 (U 字姿勢) で下反り → 上反り → 下反りの変化を示す。

(3) フランジの変態時の初期反りは、ウェブ水冷時間を長くするほど小さくなる。例えば通常条件 ($T_{w0} : 850$ °C, $T_{r0} : 750$ °C, 逆 U 字冷却姿勢) では、初期上反りは 332 mm (水冷なし) , 235 mm (水冷 1 分) である。これは、ウェブ水冷を行うとウェブの変態速度が速くなりフランジとウェブの変態時期が重なるためである。

(4) ウェブの変態時の中間反りとウェブ水冷時間とは一義的な関係はない。これは、ウェブ水冷を行うと、水冷時にウェブにおいて引張塑性ひずみが生じること、および圧延後からウェブの変態時までのウェブとフランジの熱収縮量差が小さくなることと関係がある。すなわち、前者は中間反りを大きくする方向に働き、後者は小さくする方向に働くからである。

(5) 最終反りは、ウェブ水冷を行うと小さくなる。例えば、通常条件では、最終上反りは 350 mm (水冷なし) , 226 mm (水冷 1 分) である。これは、水冷時にウェブにおいて引張塑性ひずみが生じるためである。

(6) 最終反りを最小にする最適水冷時間が存在し、仕上温度差が小さくなるほど、最適水冷時間は短くなる。これは、仕上温度差が小さく水冷時間が長いと、水冷中にウェブ変態が進行し、水冷による熱収縮と変態による膨張とが打ち消し合い、ウェブで大きな引張性ひずみが期待できなくなるためである。

(7) ウェブ水冷の有無にかかわらず、仕上温度差を小さくし、反転姿勢で冷却すると、初期および最終反りは小さくなり、逆に中間反りのそれは大きくなる。

(8) 問題となる冷却中の下反りおよび最終反りを工程上問題のない 50 mm以下にするには、ウェブとフランジ仕上温度差をほぼ 0 にし、反転姿勢で冷却し、圧延後からウェブ水冷を 0.5分以上行う必要がある。例えば、 $T_{w0} = T_{r0}$: 800℃、反転冷却姿勢、水冷 0.5分の場合、冷却中の下反り（フランジの変態時の初期反り）は 17 mm、最終反りは 0 である。

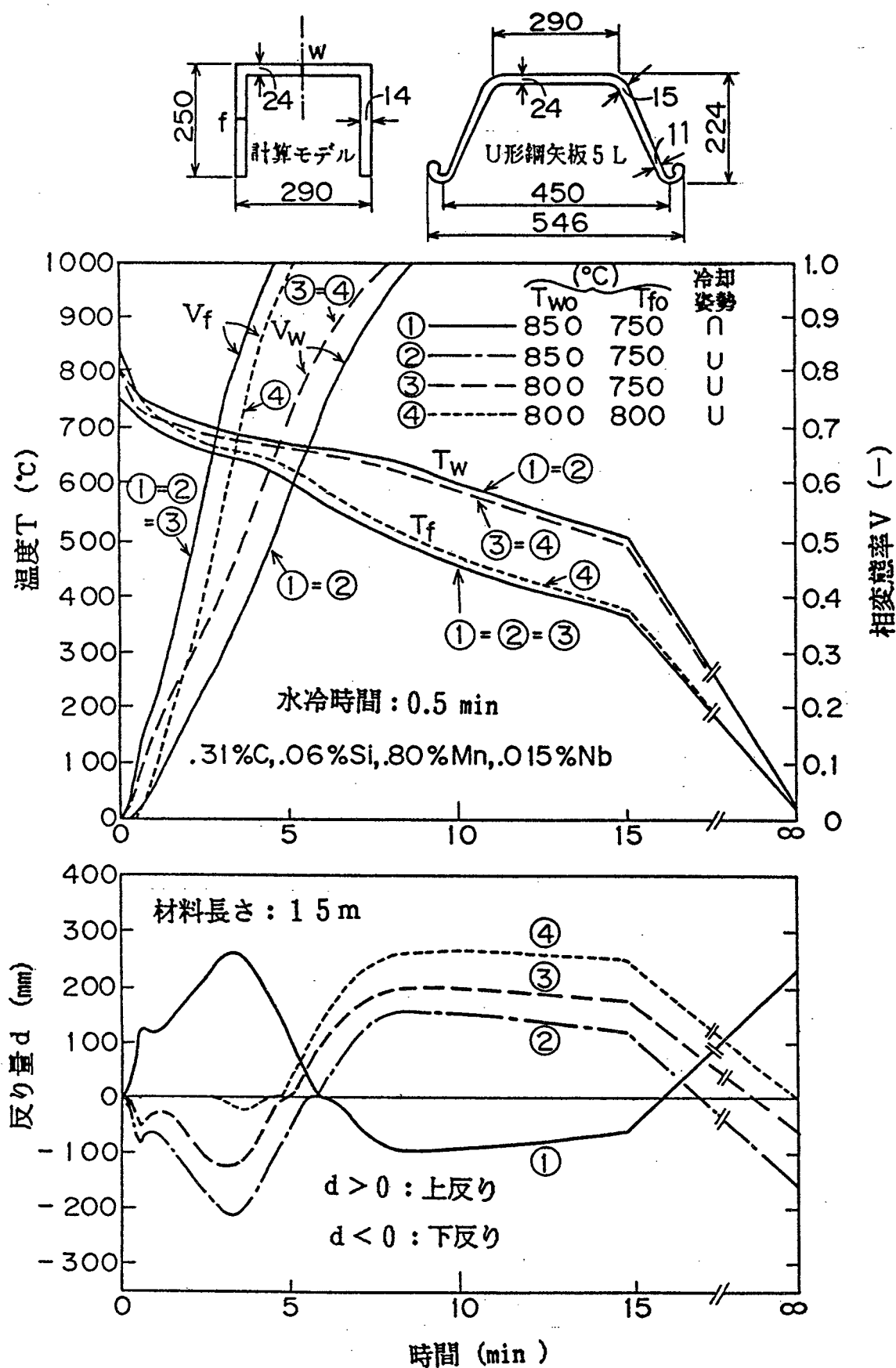


図5.5.1 仕上圧延後のウェブ水冷のもとでの温度、相変態率、および反り量の経時変化
 (水冷時間: 0.5分, 仕上温度差: 0~100℃)

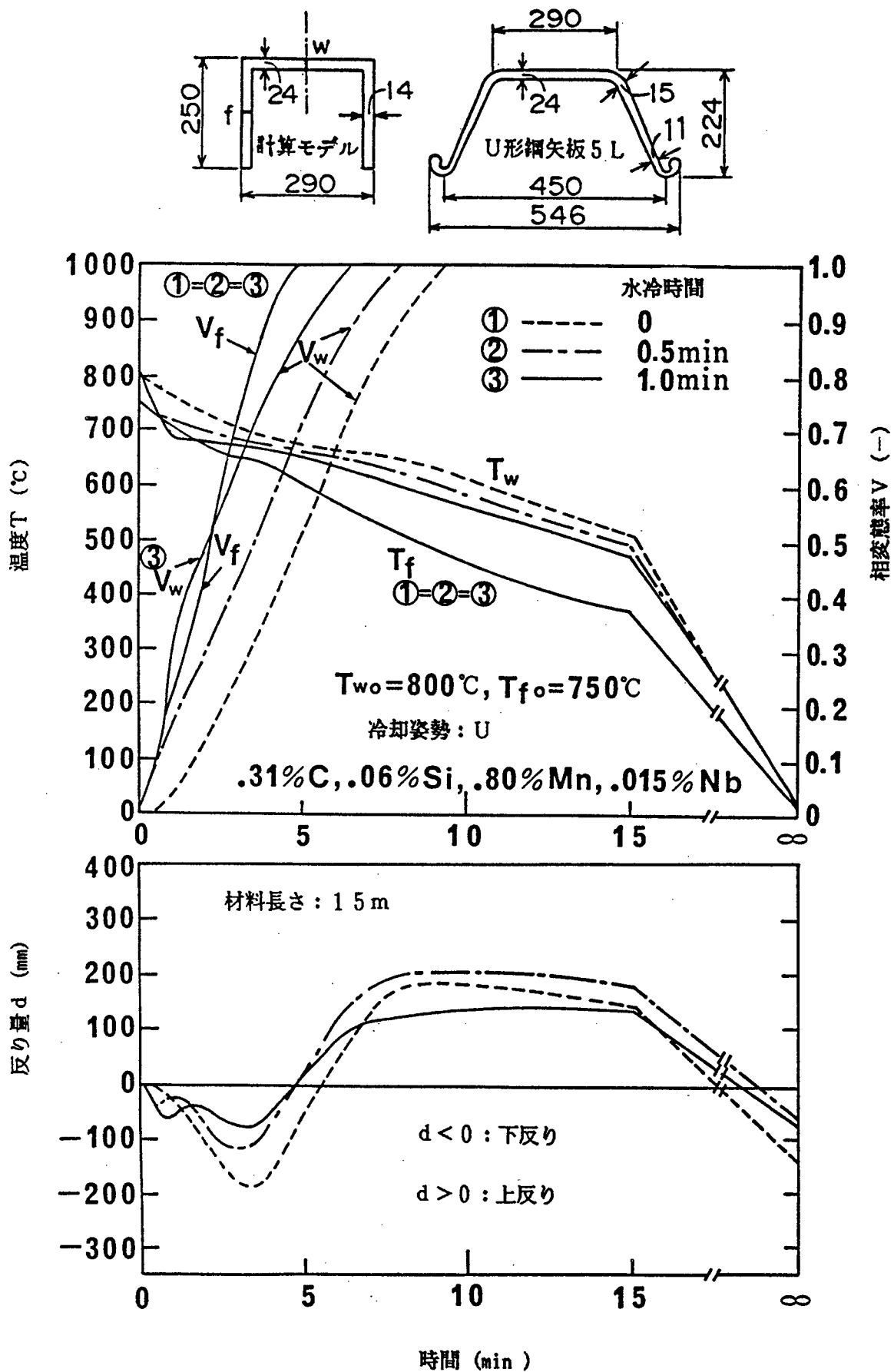


図 5 . 5 . 2 仕上圧延後のウェブ水冷のもとでの温度，相変態率，および反り量の経時変化
 ($T_{w0}=800^{\circ}\text{C}$ ， $T_{f0}=750^{\circ}\text{C}$ ，水冷時間：0～1分)

表 5 . 5 . 1 仕上圧延後のウェブ水冷のもとでの冷却中の反り量の極値（材料長さ15m）

冷却姿勢	仕上温度 (℃)			水 冷 時 間 (分)	冷却中の各種反りの極値 (mm)		
	Two	Tfo	Two-Tfo		初期反り	中間反り	最終反り
通常姿勢 (逆U字姿勢)	850	750	100	0	332	— 40	350
				0.5	266	— 91	234
				1	235	— 46	226
	800		50	0	215	— 153	177
				0.5	162	— 147	123
				1	112	— 102	122
	850	800	50	0	223	— 150	199
				0.5	175	— 164	126
				1	134	— 119	122
	800		0	0	91	— 266	21
				0.5	41	— 242	0
				1	0	— 191	1
反転姿勢 (U字姿勢)	850	750	100	0	—293	94	—281
				0.5	—207	159	—153
				1	—166	126	—132
	800		50	0	—193	184	—137
				0.5	—122	199	— 59
				1	— 82	137	— 80
	850	800	50	0	—200	183	—156
				0.5	—118	233	— 42
				1	— 81	186	— 42
	800		0	0	— 75	289	0
				0.5	— 17	265	0
				1	0	205	0

2 相域仕上圧延後の放冷時の温度、相変態率、および反り量の経時変化の代表例を図 5. 5. 3 に、冷却中の反り計算結果をまとめものを表 5. 5. 2 に示す。

2 相域仕上圧延の計算結果より以下のことが認められる。

(1) フランジを $(\gamma + \alpha)$ 2 相域で仕上圧延すると、冷却中のフランジの変態による温度停滞が小さくなる。

(2) フランジを $(\gamma + \alpha)$ 2 相域で仕上圧延すると、冷却中のフランジの変態と関係する初期反りは発生しないか、発生してもその量は非常に小さい (0 ~ 19 mm)。これは、今回の仕上温度条件では仕上圧延時にフランジで $\gamma \rightarrow \alpha$ の変態がかなり進行 (変態率: 55 ~ 57%) しているためである。

(3) 2 相域仕上圧延を行うと、通常の γ 単相仕上圧延に比べてウェブの変態時の中間反りは大きく、最終反りは小さくなる。例えば、通常条件 (T_{w0} : 850℃, T_{f0} : 750℃, 逆 U 字冷却姿勢) では、中間下反りは 283 mm (2 相域圧延), 40 mm (γ 単相圧延) で、最終上反りは 78 mm (2 相域圧延), 350 mm (γ 単相圧延) である。(表 5. 5. 1 参照。) 2 相域仕上圧延で中間反りが大きくなるのは圧延後からウェブの変態時までのウェブとフランジの熱収縮量差が大きいため、最終反りが小さくなるのは圧延後から室温までの熱収縮量差が小さいためである。

(4) ウェブ仕上温度 T_{w0} を低くすると、中間反りは小さくなる。例えば、ウェブとフランジの仕上温度差 50℃ で通常冷却姿勢の場合の中間下反りは、 T_{w0} が 800℃ で 231 mm, T_{w0} が 850℃ で 317 mm である。これは、 T_{w0} が 800℃ では仕上圧延時にウェブでも $\gamma \rightarrow \alpha$ 変態 (変態率 55%) が進行しているためである。

(5) T_{w0} を T_{A3} (858℃) 近傍にし仕上温度差を小さくすると、フランジにおける圧延後から室温までの熱収縮量がウェブにおけるそれと等しくなるか、あるいは逆に大きくなるため、最終反りは非常に減少する。例えば、 T_{w0} が 850℃, T_{f0} が 800℃, 通常の冷却姿勢の場合には、最終反りは 0 である。

(6) 反転姿勢で冷却すると、反りの絶対値は、中間反りでは大きく最終反りでは小さくなる。

(7) 問題となる冷却中の下反りおよび最終反りを著しく減少させるには 2 相域仕上圧延を行い、しかも反転姿勢で冷却すればよい。今回の仕上温度条件 (T_{w0} : 750 ~ 800℃, 温度差: 0 ~ 50℃, T_{A3} : 858℃) では、初期反りはいずれも 0, 最終反りは -29 mm (下反り) ~ 9 mm (上反り) である。

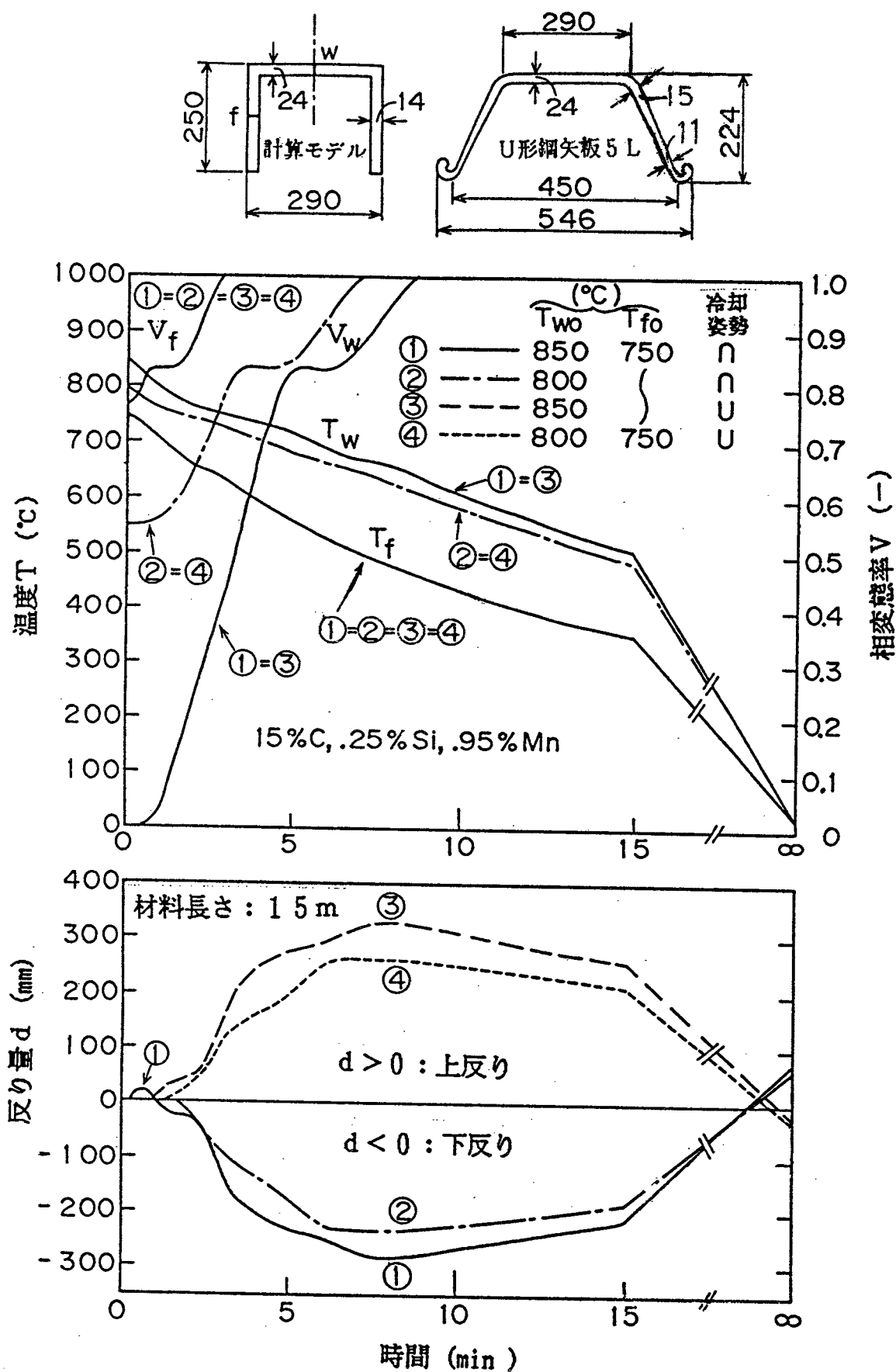


図 5 . 5 . 3 2 相域仕上圧延後の放冷時の温度，相変態率，および反り量の経時変化

表 5 . 5 . 2 2 相域仕上圧延後の放冷時の冷却中の反り量の極値（材料長さ 15m）

冷却姿勢	仕 上 温 度 (°C)			仕上圧延時 の相変率 (—)		冷却中の各種反りの極値 (mm)		
	Two	Tfo	Two-Tfo	Vwo	Vfo	初期反り	中間反り	最終反り
通常姿勢 (逆U字姿勢)	850	750	100	0.001	0.769	19	−283	78
	800		50	0.546		0	−231	69
	850	800	50	0.001	0.546	0	−317	0
	800		0	0.546		0	−225	39
反転姿勢 (U字姿勢)	850	750	100	0.001	0.769	0	328	−21
	800		50	0.546		0	264	−29
	850	800	50	0.001	0.546	0	361	9
	800		0	0.546		0	257	0

5. 5. 3 圧延後のウェブ水冷と2相域仕上圧延との比較

前述の結果より、圧延後のウェブ水冷あるいは2相域仕上圧延とも、仕上温度制御および反転姿勢冷却の両者と組み合わせることで問題となる冷却中の下反りおよび最終反りを大幅に減少させることが可能であることが明らかとなった。しかし、圧延後のウェブ水冷による反り減少法の場合には、ウェブとフランジの仕上温度差を0近くに制御する必要がある。このためには、圧延中も反転姿勢（U字姿勢）とし爪部への水乗りを防ぐとともに、仕上圧延の前工程でも強力なウェブ水冷を行わなければならない。また、ウェブを水冷する際には、長手および幅方向の冷却むらをなくし、しかも反り減少効果を弱めるフランジへの水の接触を防ぐような高度な冷却技術が必要となる。一方、2相域仕上圧延による反り減少法の場合には、 T_{w0} を T_{A3} 近傍にし、 T_{f0} を T_{A3} 以下の $(\gamma + \alpha)$ の2相域に仕上温度制御する必要がある。これは、成分調整、加熱炉の抽出温度低下、仕上圧延前での放冷待機あるいはウェブ水冷などのいずれかの手段あるいはそれらの組み合わせで容易に実現可能である。また、2相域圧延を行うと強度の上昇を伴うため^{47), 48)} 高価なNbを必要としない。

以上述べたように、反り減少効果の大きさ、制御のやり易さ、および経済性の面から2相域仕上圧延法のほうがウェブ水冷法よりも鋼矢板の反り減少法として有利であると結論できる。

5. 6 第5章のまとめ

相変態を考慮したU形鋼矢板の温度と反りの解析法による計算値が実測の温度および反りとよく一致することを確認した。本法により反り量に及ぼす仕上温度，冷却中の反り拘束，冷却姿勢，仕上圧延後のウェブ水冷，および $(r + \alpha)$ 2相域仕上圧延の影響について検討した結果，以下のことが明らかとなった。

(1) 冷却中の反りの経時変化は，最初にウェブを，次にフランジを，最終的にウェブを内側とした反りとなる。したがって，通常姿勢（逆U字姿勢）での冷却では上反り→下反り→上反り，反転姿勢（逆U字姿勢）では下反り→上反り→下反りと変化する。

(2) 初期反り，中間反りの発生原因はそれぞれフランジ，ウェブの変態時の膨張と冷却停帯であり，最終反りの発生原因はウェブとフランジの仕上温度差に基づく圧延後からの室温までの熱収縮量差である。

(3) 仕上温度差を小さくし反転姿勢で冷却すると，初期および最終反りは小さくなり，逆に中間反りは大きくなる。特に，仕上温度差の反りに及ぼす影響は大きい。

(4) フランジの変態時の初期反りを拘束した場合，次に生じるウェブの変態時の中間反りは大きくなるが，最終反りは減少する。また，初期反りから中間反りまで拘束した場合，最終反りは減少するが，初期反りのみを拘束した場合と比べるとその効果は小さい。

(5) 仕上圧延後にウェブ水冷を行うと，初期および最終反りは減少する。初期反りは水冷時間が長いほど減少するが，最終反りには最適水冷時間が存在し，仕上温度差が小さいほど最終反りを最小にする水冷時間は短くなる。

(6) U形鋼矢板5Lの場合，問題となる冷却中の下反りおよび最終反りを工程上問題のない50 mm以下とするには，仕上温度差をほぼ0にし，反転姿勢で冷却し，圧延後からウェブ水冷を0.5分以上行う必要がある。

(7) ウェブ温度を T_{A3} 近傍，フランジを $(r + \alpha)$ 2相域で仕上圧延すると，通常の r 単相仕上圧延に比べて，冷却中の各段階の反り量は大きく変化し，初期および最終反りは小さくなり，逆に中間反りは大きくなる。

(8) 問題となる冷却中の下反りおよび最終反りを著しく減少させるには，2相域仕上圧延を行い，しかも反転姿勢で冷却すればよい。

(9) 反り減少効果，制御のやり易さ，および経済性の面から2相域仕上圧延法がウェブ水冷法よりも鋼矢板の反り減少法としては有利である。

第 6 章 熱間圧延太丸鋼片の冷却時の熱応力の解析⁴⁹⁾

6.1 まえがき

熱間圧延により製造される太丸鋼片（丸ビレット）は，そのまま使用されることもあるが，大部分はシームレス管や機械構造部品（シャフト，歯車など）に2次加工される。その際，丸ビレットに内部割れが存在すると種々の不都合を生ずる。例えば，造管時に内面欠陥が多発したり，部品への切削加工のための熱処理時に割れが表面まで進展したりする。

丸ビレットに存在する数mm以下の微細な内部割れ（毛割れ）は，圧延後冷却時の引張熱応力により生じている可能性がある。この内部割れを減少させる方法として，圧延後冷却時に徐冷を行うことが一般に行われている。しかし，この徐冷により圧延後冷却時に発生する引張熱応力を小さくできるかどうかは，明らかになっていない。そこで，第2章で述べた相変態を考慮した温度および熱応力の計算法を利用して，熱応力の解析を行った。

6.2 分割条件

断面分割は，半径を20分割し，温度変化の激しい表面部では細かく，温度変化の緩やかな中心部では粗くなるように工夫した。また，時間分割も温度変化の激しい時間域（例えば冷却初期）では細かく，緩やか時間域（例えば徐冷）では粗くなるようにした。

6.3 計算値と実測値との比較

6.3.1 均一加熱材の冷却曲線と残留応力

207 mm ϕ , 長さ 2 m の丸ビレットの表面と断面中心に熱電対を取り付け（端面から 650 mm 位置）1000℃ 均一加熱後の放冷時の冷却曲線を測定した。また、冷却後の材料について測定が容易な表面の残留応力（ σ_θ , σ_z ）をひずみゲージにより測定した。同一条件における計算値と比較した結果を図 6.3.1 と 図 6.3.2 に示す。

図より明らかなように、冷却曲線（表面および中心）、残留応力（表面の σ_θ , σ_z ）とも計算値と実測値はほぼ一致している。

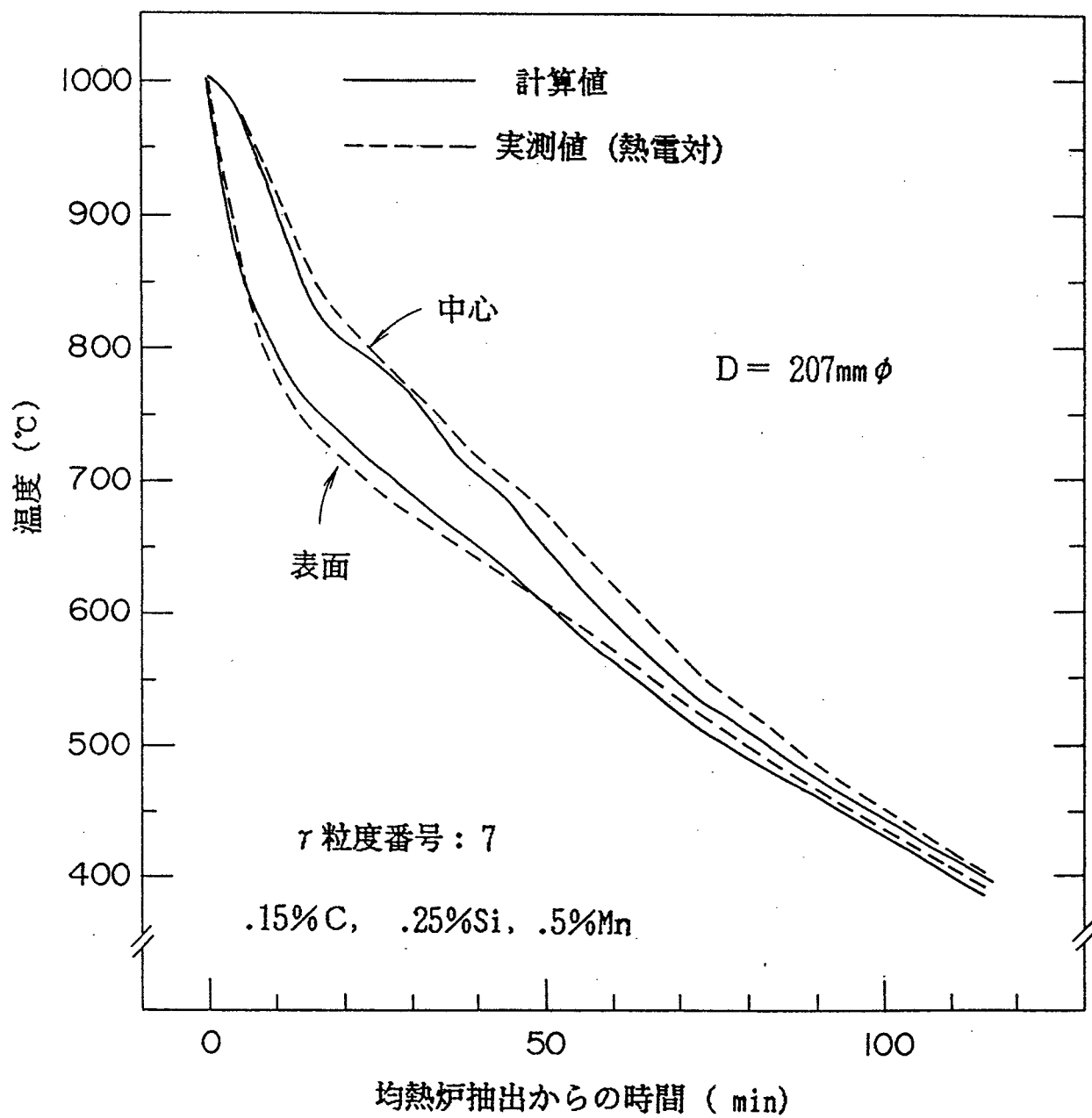


図 6 . 3 . 1 均一加熱材の冷却曲線の計算値と実測値との比較

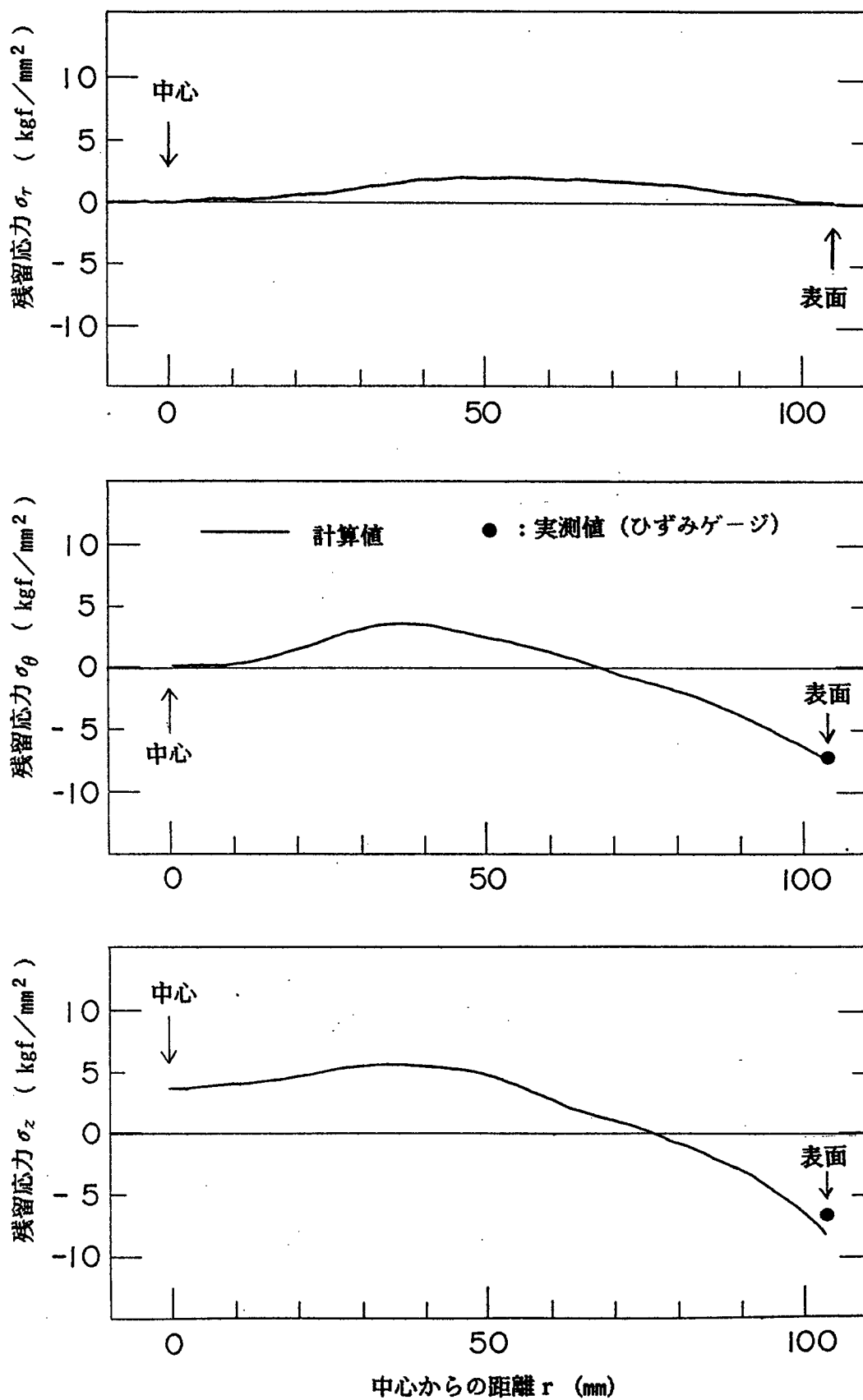


図 6 . 3 . 2 均一加熱材の残留応力の計算値と実測値との比較

6. 3. 2 圧延材の冷却曲線と残留応力

工程材 (207 mm ϕ) の圧延後の放冷時の表面冷却曲線を放射温度計を用いて測定した。また、放冷材と徐冷材 (2 条件) について、表面の残留応力をひずみゲージにより測定した。ただし、徐冷条件は徐冷開始表面温度 625℃、終了温度 300℃、および平均徐冷速度 5℃/h と 2℃/h である。

圧延材の温度計算をする際、初期条件として半径方向の仕上温度分布が必要であるが、実測できるのは表面温度だけである。したがって、以下のようにして仕上温度分布を推定した。まず、種々の均一温度 (実測の仕上表面温度より高温) から放冷した場合の冷却曲線を計算し、その中で実測冷却曲線 (表面) と最もよく合うという条件から均一温度を選ぶ。次に、決定した均一温度から計算を始め、計算表面温度が実測の表面温度になった時の半径方向の温度分布を求め、これを仕上温度分布とする。

この仕上温度分布を使った時の計算値と実測値との比較を図 6. 3. 3 (冷却曲線) と図 6. 3. 4 (残留応力) に示す。図より明らかなように、圧延材においても冷却曲線 (表面) および残留応力 (表面の σ_θ , σ_z) とともに計算値と実測値はよく一致している。

以上のように、均一加熱材および圧延材とも冷却曲線および残留応力の計算値と実測値が一致していることから、温度と熱応力の本計算法が妥当であると結論できる。

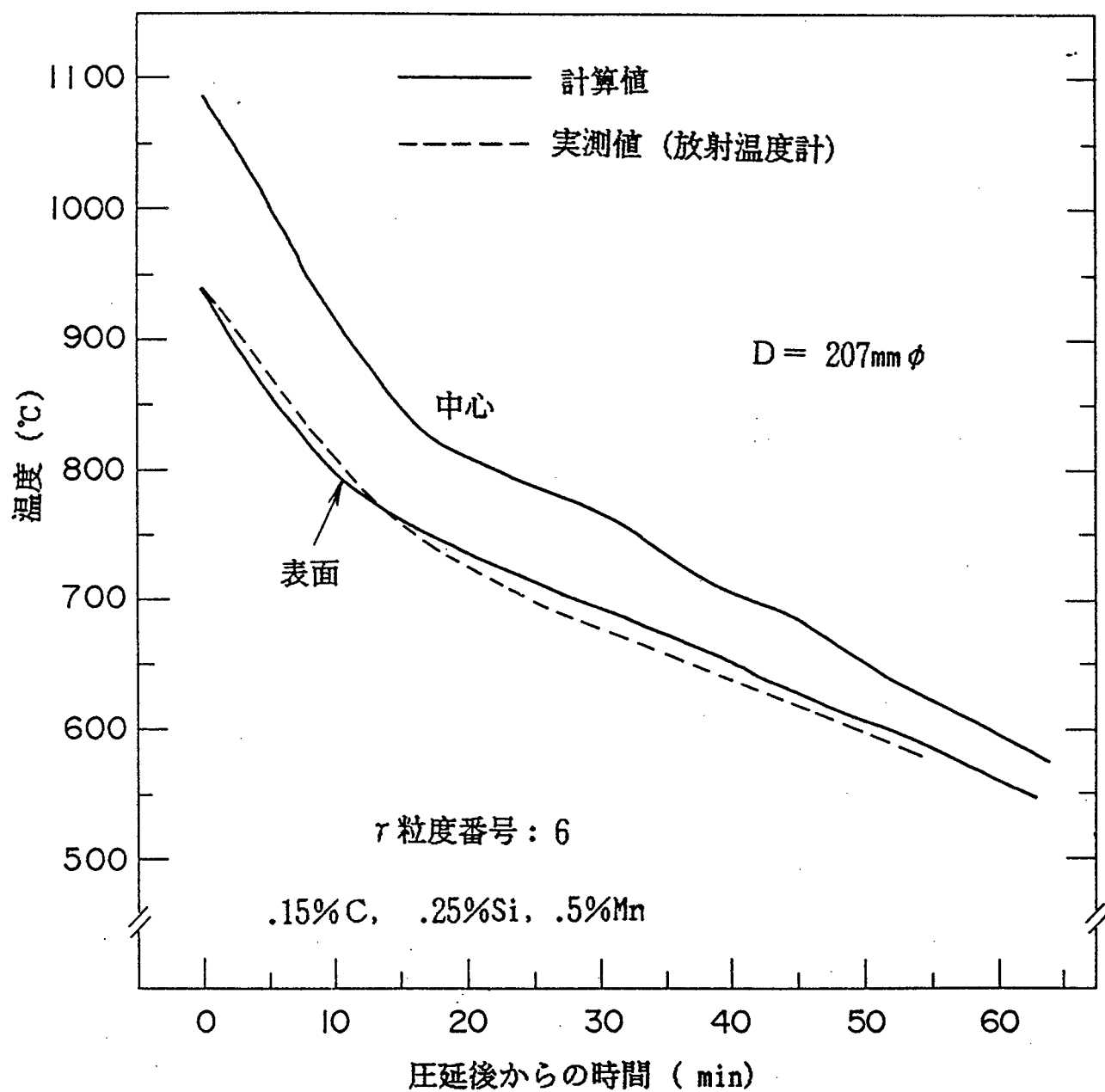


図 6 . 3 . 3 圧延材の冷却曲線の計算値と実測値との比較

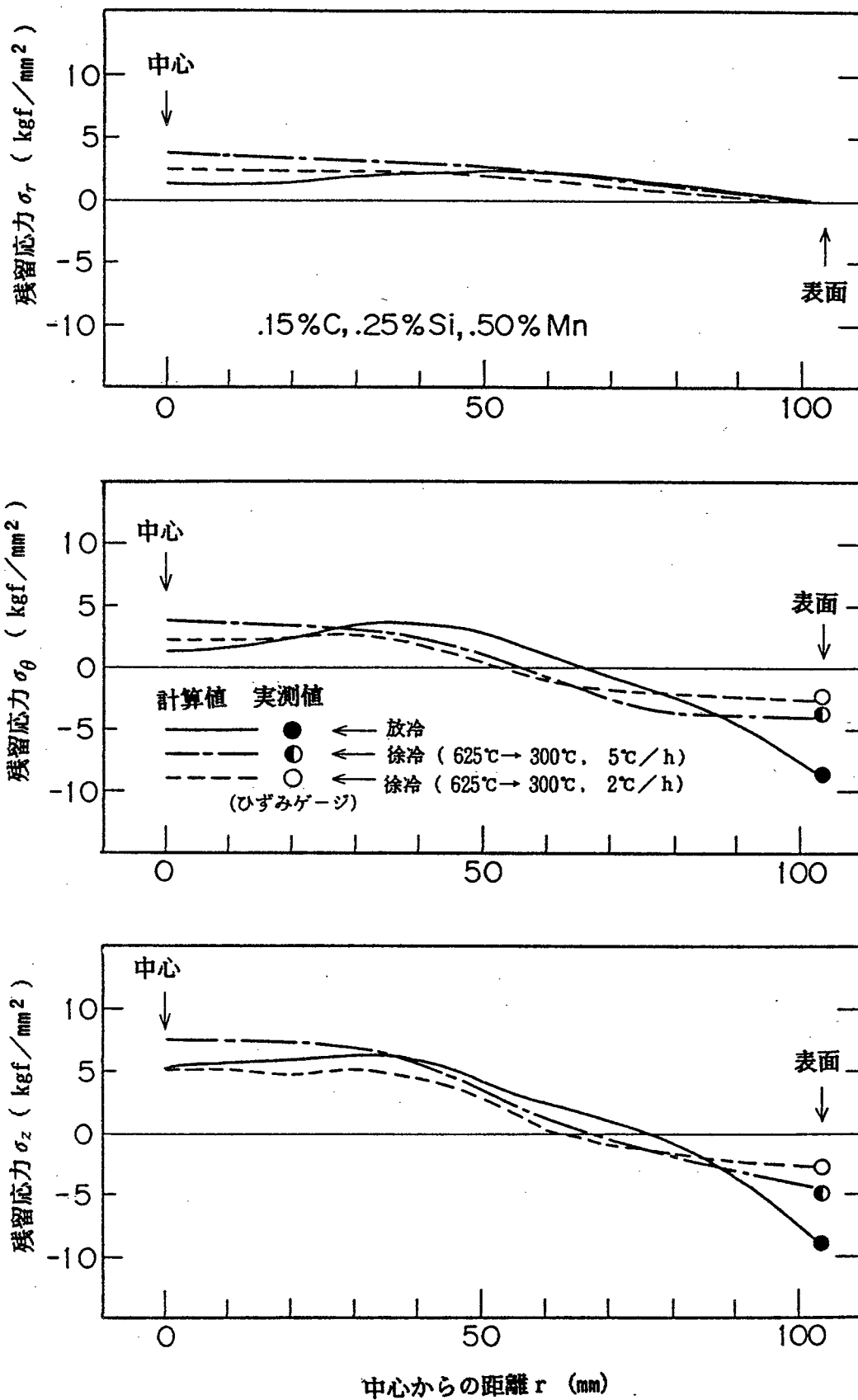


図 6. 3. 4 圧延材の残留応力の計算値と実測値との比較

6. 4 徐冷条件と熱応力との関係

圧延後冷却時に徐冷を行うことにより、熱応力が変化することは十分予想される。そこで、徐冷条件（徐冷開始温度、徐冷時間、および徐冷速度）と熱応力との関係について、本計算法により検討した。

6. 4. 1 設定条件

生産量の最も多い 207mm ϕ のシームレス管用丸ビレット (0.25%C, 0.25%Si, 0.85%Mn, 仕上表面温度: 900℃) を対象とし、実操業での徐冷を想定し、徐冷開始の表面温度は 400~800℃, 徐冷速度 (雰囲気冷却速度) は 2℃/h~10℃/h, 徐冷時間は 0 (放冷)~60h を選んだ。

6. 4. 2 計算結果および考察

圧延後冷却時の温度、相変態率、および熱応力の断面代表位置（表面、中心）での経時変化の代表例（放冷材と徐冷材 2 条件）を図 6. 4. 1 と 図 6. 4. 2 に、同一条件での室温における残留応力の半径方向分布を図 6. 4. 3 に示す。また、冷却中の最大熱応力および、残留応力（断面中心）に及ぼす徐冷条件の影響をまとめたものを図 6. 4. 4 および 図 6. 4. 5 に示す。

計算結果より以下のことが認められる。

(1) 徐冷を開始すると冷却が著しく停滞するため、それに対応して相変態の進行もいちじるしく緩慢となる。ただし、徐冷開始温度（表面温度）が 600℃ 以下の場合には、徐冷開始前（放冷中）に変態は終了している。（図 6. 4. 1 参照。）

(2) 熱応力は冷却中、複雑に変化するが、大きな変化傾向をみると各方向応力 σ_r , σ_θ , σ_z とも同じである。すなわち、表面部の変態時期に表面で圧縮、中心で引張応力、中心部の変態時期に表面で引張、中心で圧縮応力となる。ただし、表面の σ_r は境界条件から常に 0 である。変態は膨張と発熱を同時に伴うため熱応力に大きな影響を及ぼし、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。（図 6. 4. 2 参照。）

(3) 冷却中の熱応力は、断面内では中心、方向としては軸方向で最も大きくなる。(図6.4.2と図6.4.5参照。) 冷却中に割れが生ずると考えると、割れは断面中心部の引張応力と最も関係があるが、方向としては最大値を示す軸方向応力 σ_z よりも半径方向応力 σ_r あるいは円周方向応力 σ_θ (断面中心では $\sigma_r = \sigma_\theta$)のほうが重要である。なぜなら、ビレット内に存在する毛割れは、中心部(中心から60mm以内)に存在し、軸方向(圧延方向)に伸びた硫化物に沿って観察されるからである。

(4) 放冷材の冷却中の最大熱応力は σ_r および σ_θ が 8.5 kg f/mm^2 、 σ_z が 13.0 kg f/mm^2 であり、圧延後から約20分経過した時点(表面温度が約 700°C)で生じる。したがって、徐冷開始温度が 700°C 以下の徐冷では、最大熱応力は徐冷前(放冷中)にすでに現れるため徐冷による最大熱応力の減少は期待できない。(図6.4.2と図6.4.4参照。) しかし、この冷却中の最大熱応力により割れが発生したとは考えにくい。なぜなら、最大熱応力の減少が期待できない 700°C 以下の徐冷(例えば、徐冷開始温度 550°C)でも明らかに割れは減少するからである。したがって、熱応力 σ_r および σ_θ が 10 kg f/mm^2 以下であれば、徐冷中に割れを発生する可能性は少ないと考えられる。

(5) 徐冷開始温度を 700°C よりも高温にすると、変態の進行前あるいは進行中に断面内の温度が徐冷により均一化し、変態時期の断面内のずれが小さくなるため冷却中の最大熱応力は放冷材のそれよりも小さくなり、その減少効果は徐冷時間が長いほど徐冷速度が遅いほど小さくなる。ただし、一定時間以上の徐冷で最大熱応力は変化しなくなる。例えば、徐冷開始温度 800°C 、徐冷速度 5°C/h 、徐冷時間5h以上の場合、最大熱応力 σ_r と σ_θ が 4.5 kg f/mm^2 、 σ_z が 7.0 kg f/mm^2 であり、放冷材のそれらの約半分に減少している。(図6.4.4参照。)

(6) 徐冷開始温度が 600°C 以下の徐冷材の残留応力は放冷材のそれと同じであり、断面内での各方向残留応力の最小値は表面で σ_r が 0 kg f/mm^2 、 σ_θ が -4.9 kg f/mm^2 、 σ_z が -4.6 kg f/mm^2 、最大値は中心から40~50mm位置(断面 $\frac{1}{4}$ 付近)で σ_r が 1.0 kg f/mm^2 、 σ_θ が 2.6 kg f/mm^2 、 σ_z が 3.8 kg f/mm^2 である。(図6.4.3参照。) このように、残留応力は、非常に小さいことから割れ発生の原因とは考え難い。残留応力は、仕上圧延直後の半径方向の温度分布による室温までの熱収縮量分布と冷却中に発生する熱応力が降伏点に達するために生じる塑性ひずみ分布によって決定される。一般に、熱収縮量と塑性ひずみの断面内分布は残留応力に対して逆方向に作用するため、本計算条件では断面 $\frac{1}{4}$ 付近に最大残留応力が現れたものと考えられる。

(7) 徐冷開始温度が 600℃より高温になると、残留応力は徐冷条件（徐冷開始温度、徐冷時間、徐冷速度）の影響を受け、特に徐冷開始温度の影響は複雑である。例えば、徐冷を一定時間以上行くと、徐冷開始温度 700℃の場合の残留応力分布は放冷材のそれとは逆傾向（中心が圧縮応力（最小値）、表面で 0 または引張応力（最大値））となるが、さらに高温の 800℃の場合の残留応力分布は放冷材と同一傾向となる。（図 6. 4. 3 と図 6. 4. 5 参照。）このように徐冷開始温度が高温（600℃以上）の場合に残留応力が変化するのは、徐冷によりフェライトあるいはパーライトの変態時期の断面内のずれが小さくなるため冷却中に生ずる塑性ひずみの断面内の分布が変化するためである。すなわち、徐冷開始温度 700℃の場合にはパーライトの変態時期、800℃の場合にはフェライトの変態時期の断面内のずれが小さくなる。

(8) 徐冷開始温度が高温 700℃の場合、徐冷時間が長く徐冷速度が速いほど、断面中心の残留応力は小さくなり、さらに高温の 800℃の場合には逆に大きくなる。ただし、一定時間以上の徐冷で残留応力は変化しなくなる。例えば、徐冷速度 5℃/h の場合、徐冷開始温度 700℃（徐冷時間 15h 以上）の残留応力（断面中心）は σ_r と σ_θ が -2.7 kg f/mm^2 , σ_z が -4.8 kg f/mm^2 徐冷開始温度 800℃（徐冷時間 20h 以上）の残留応力は σ_r と σ_θ が 4.6 kg f/mm^2 , σ_z が 7.2 kg f/mm^2 である。（図 6. 4. 5 参照。）

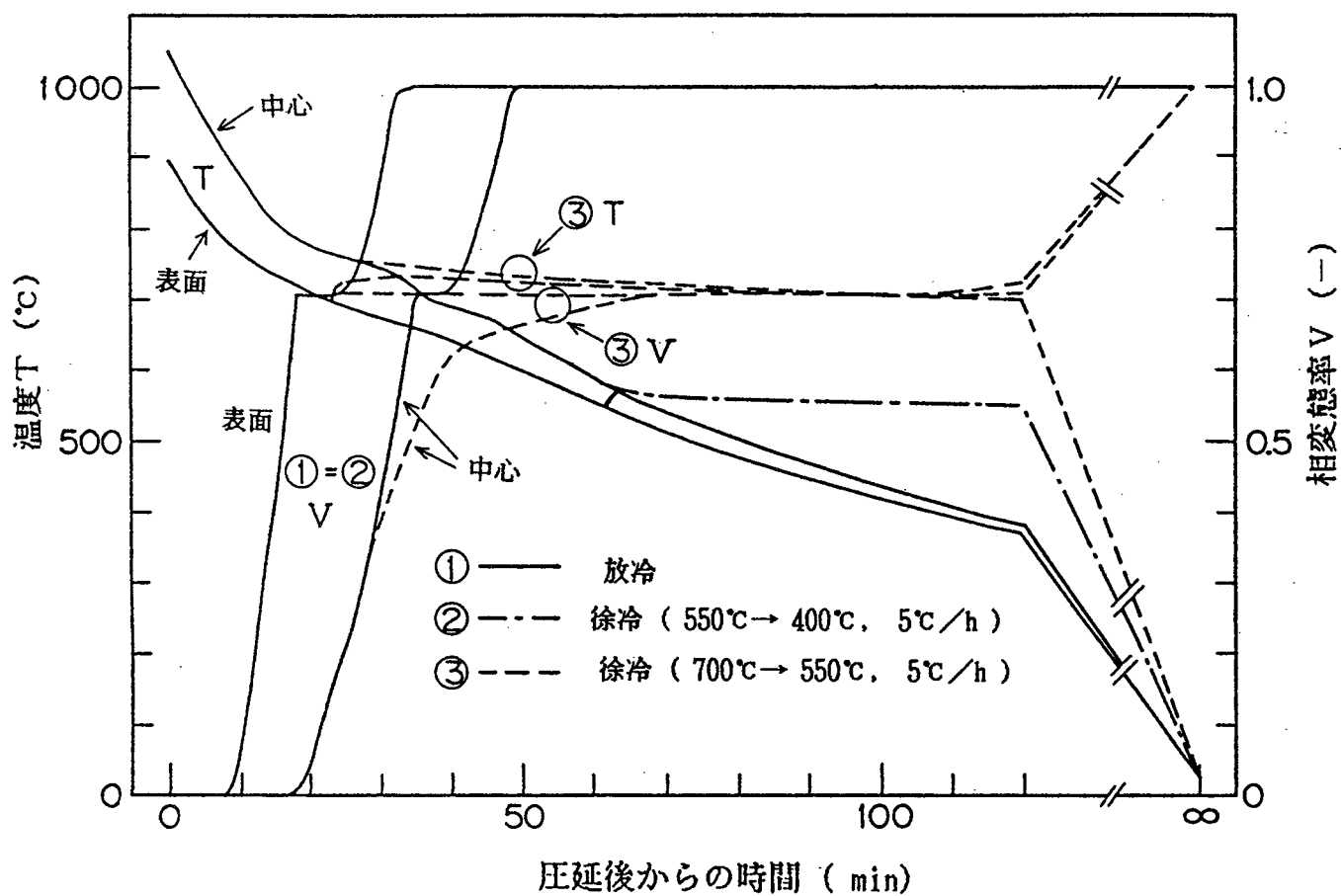


図 6 . 4 . 1 圧延後冷却時の温度および相変態率の経時変化

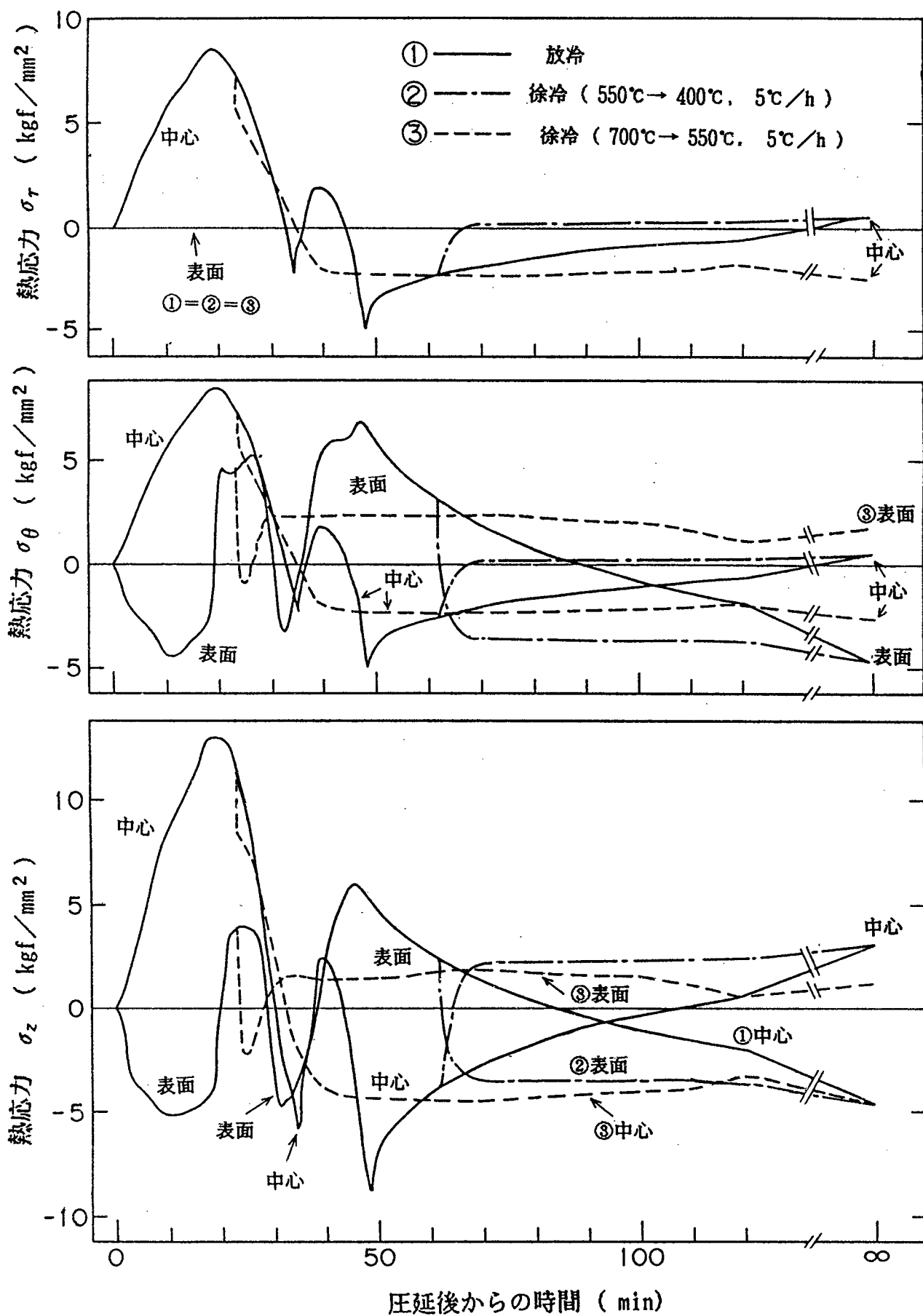


図 6 . 4 . 2 圧延後冷却時の熱応力の経時変化

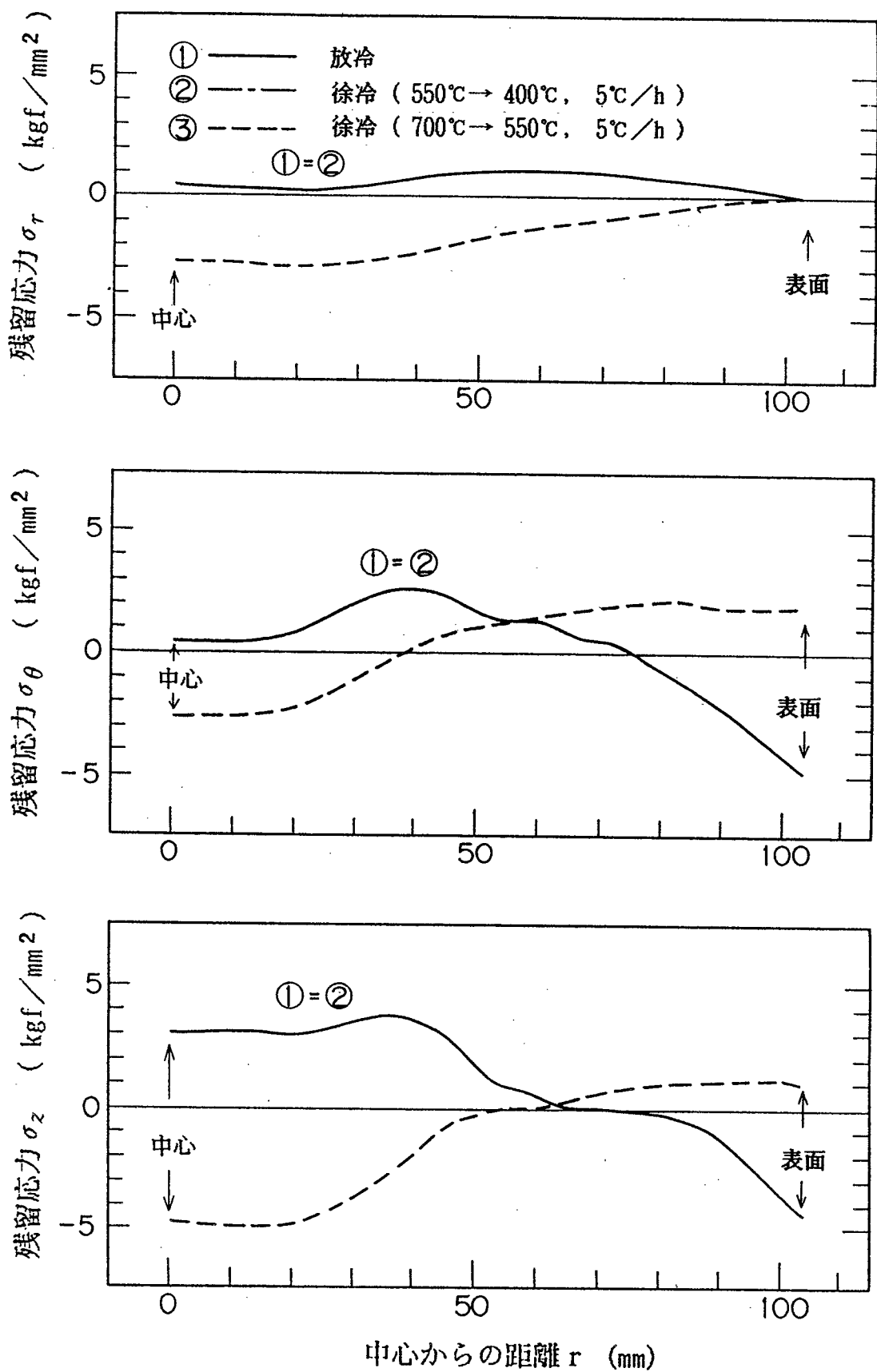


図 6 . 4 . 3 残留応力の半径方向分布

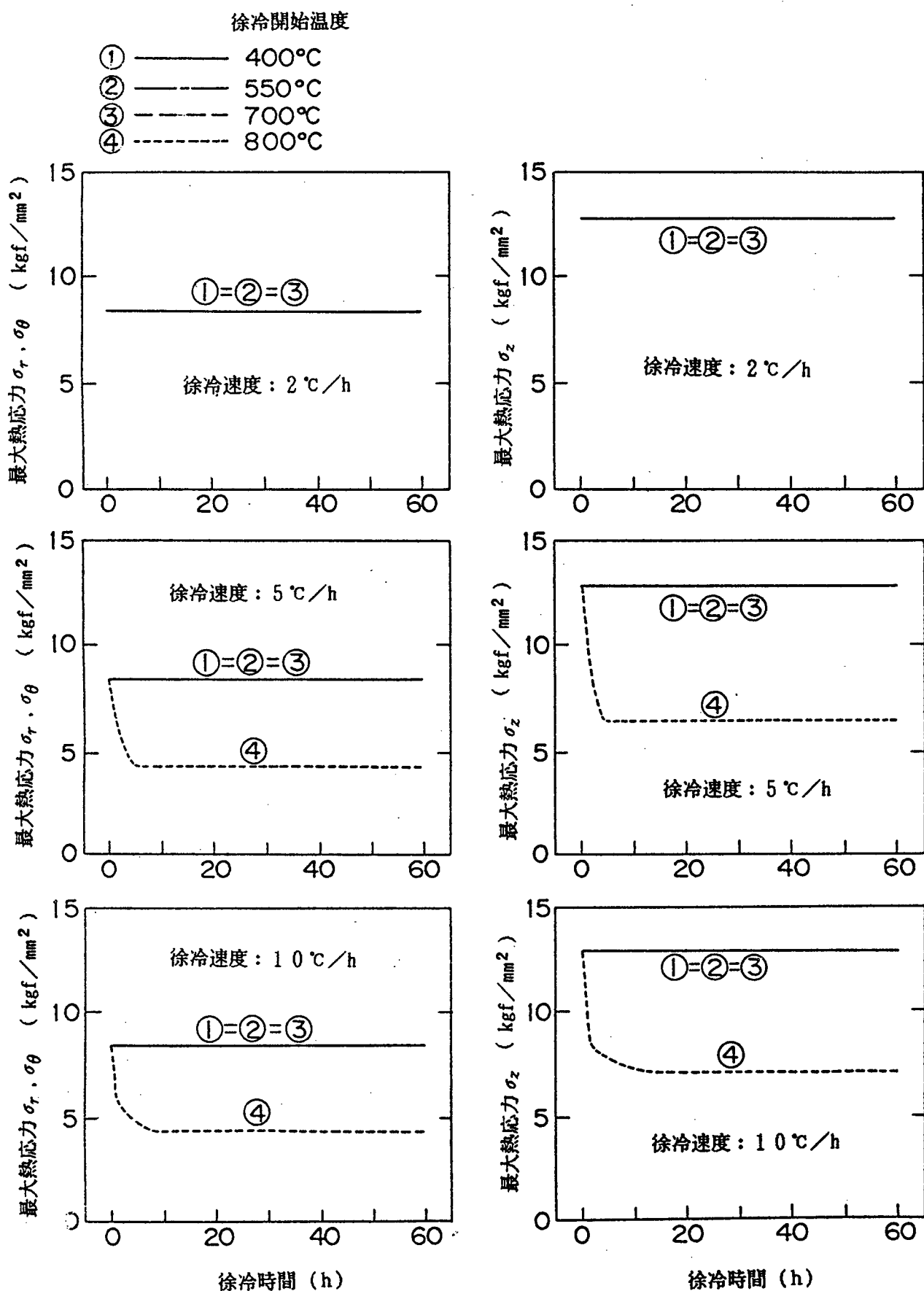


図 6 . 4 . 4 徐冷条件と徐却中の最大熱応力 (断面中心) との関係

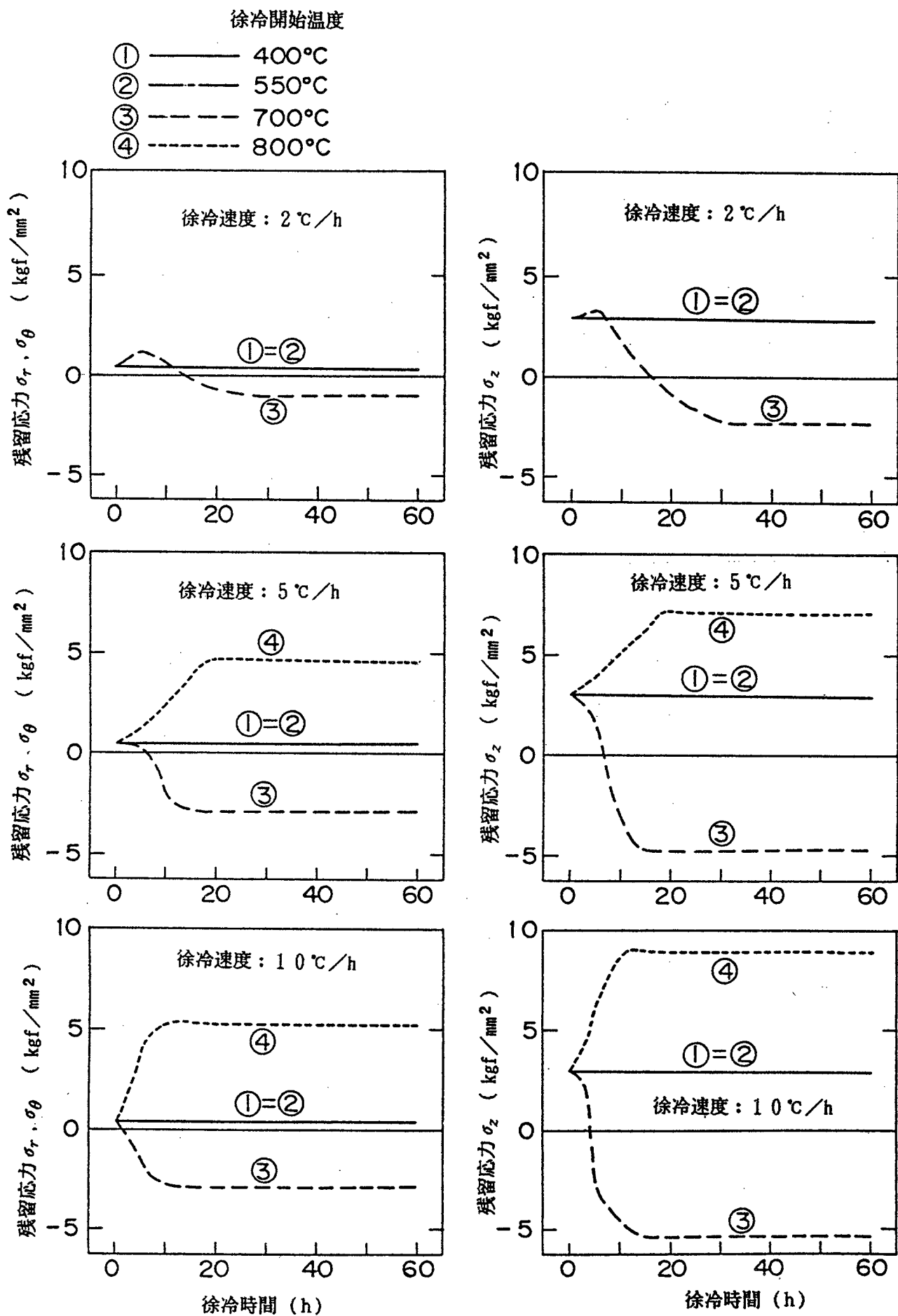


図 6 . 4 . 5 徐冷条件と残留応力 (断面中心) との関係

6.5 仕上温度、ビレット径、化学成分と熱応力との関係

圧延後冷却時の熱応力は、冷却条件だけでなく仕上温度、ビレット径、および化学成分などにより変化することが当然予想される。そこで、本計算法により、それらの条件と熱応力との関係について検討した。

6.5.1 設定条件

仕上表面温度が900℃、ビレット径が207mm、化学成分が0.25% C, 0.25% Si, 0.85% Mnを基準条件とし、仕上温度は850～950℃、ビレット径は150～300mm、化学成分はCが0.1～0.5%, Mnが0.5～1.5%の範囲で変化させた。ただし、冷却条件としては、放冷と徐冷2条件（徐冷開始温度：550℃, 700℃, 徐冷速度：5℃/h, 徐冷時間：30h）を選んだ。

6.5.2 計算結果および考察

冷却中の最大応力および残留応力（断面中心）と仕上表面温度、ビレット径、C含有量、およびMn含有量との関係をそれぞれ図6.5.1, 図6.5.2, 図6.5.3, および図6.5.4に示す。

計算結果より以下のことが認められる。

(1) 仕上表面温度が850～950℃の範囲では、冷却中の最大熱応力および残留応力（断面中心）の変化は1kgf/mm²以内と非常に小さい。（図6.5.1参照。）これは、仕上表面温度850～950℃の範囲では圧延直後の半径方向の仕上温度分布があまり変わらないためである。

(2) ビレット径（D）が150～300mmの範囲では、冷却中の最大熱応力（断面中心）の変化は、1.5kgf/mm²と小さい。すなわち、最大熱応力は、D=225mmの時に最も大きく（ $\sigma_r = \sigma_\theta = 8.7$ kgf/mm², $\sigma_z = 13.0$ kgf/mm²）、D=150mmの時に最も小さい（ $\sigma_r = \sigma_\theta = 7.3$ kgf/mm², $\sigma_z = 11.9$ kgf/mm²）。（図6.5.2参照。）これは、冷却中の最大熱応力は表面部が相変態する時に生じるが、その時の断面中心の熱応力は塑性状態に達しており、その時の降伏応力がビレット径でそれほど変化しないためと考えられる。（図6.4.2参照。）

(3) 放冷材および徐冷開始温度が550℃以下の徐冷材では、ビレット径（D）が太くなるほど残留応力（断面中心）は大きくなる。すなわち、D=150mmの時の残留応力は σ_r , σ_θ , σ_z ともほぼ0であり、D=300mmの時のそれは σ_r と σ_θ が1.8kgf/mm², σ_z が8.0kgf/mm²である。

（図6.5.2参照。）ビレット径とともに残留応力が大きくなるのは、ビレット径が太くなるほど仕上温度分布が大きくなり、室温までの断面内の熱収縮量分布が大きくなるためである。

(4) 高温徐冷材（徐冷開始温度 700℃）では、ピレット径による残留応力変化は 1.5 kgf/mm² と小さく、残留応力はピレット径と一義的な関係がない。（図 6.5.2 参照。）これは、高温徐冷の場合には、徐冷中に大きな塑性ひずみを生じるため、仕上温度分布による室温までの熱収縮量差が打ち消されるためと考えられる。

(5) C および Mn の含有量がふえるほど、冷却中の最大熱応力（断面中心）は大きくなる。これは、C および Mn の含有量がふえるほど、変態開始が遅れるため、表面部の変態時期（最大熱応力の出現時期）の断面中心での温度が低く降伏応力が高くなるからである。また、C のほうが Mn よりも変態遅延効果が大きいいため、成分含有量増加による最大熱応力の変化は、C のほうが Mn より大きい。すなわち、C 含有量 0.1 % 増加による最大熱応力の変化は σ_r と σ_θ が 0.5 kgf/mm², σ_z が 1.0 kgf/mm², Mn 含有量 0.1 % 増加によるそれは σ_r と σ_θ が 0.2 kgf/mm², σ_z が 0.4 kgf/mm² である。（図 6.5.3 と図 6.5.4 参照。）

(6) 高温徐冷材（徐冷開始温度 700℃）の冷却中の最大熱応力は、C が 0.3% 以上、Mn が 1.1% 以上になると放冷材のそれより小さくなる。特に、C の場合、含有量が 0.4% 以上になると含有量の増加とともに最大熱応力は逆に小さくなる。（図 6.5.3 と図 6.5.4 参照。）これは、C および Mn の変態遅延効果のため、表面部の変態すなわち最大熱応力の発生が徐冷中に起こるからである。

(7) 残留応力（断面中心）に及ぼす C および Mn 含有量の影響は複雑である。すなわち、C の場合放冷材および徐冷開始温度が 550℃ 以下の徐冷材の残留応力は含有量とともに小さくなり、高温徐冷材（徐冷開始温度 700℃）のそれは C が 0.25% までは含有量とともに小さくなり、0.25% を越えると逆に大きくなる。一方、Mn の場合、残留応力は放冷材、徐冷材とも Mn が 0.85% までは含有量とともに小さくなり、0.85% を越えると逆に大きくなる。（図 6.5.3 と図 6.5.4 参照。）このように、C と Mn で残留応力に及ぼす挙動が異なるのは、C は含有量増加とともに変態時期を遅らせるだけでなく、パーライトの変態分率を大きくし、変態温度範囲を狭くするが、Mn は変態遅延効果だけが強いいためと考えられる。

(8) C が 0.1 ~ 0.5 % の範囲では、冷却中の最大熱応力は放冷材で 0.5% C の時に最も大きく（ $\sigma_r = \sigma_\theta = 10.2$ kgf/mm², $\sigma_z = 16.3$ kgf/mm²）、残留応力は放冷材で 0.1% C の時に最も大きい（ $\sigma_r = \sigma_\theta = 3.8$ kgf/mm², $\sigma_z = 8.5$ kgf/mm²）。一方、Mn が 0.5 ~ 1.5 % の範囲では、冷却中の最大熱応力は放冷材で 1.5% Mn の時に最も大きく（ $\sigma_r = \sigma_\theta = 9.7$ kgf/mm², $\sigma_z = 15.0$ kgf/mm²）、残留応力は徐冷開始温度 550℃ の徐冷材で 1.5% Mn の時に最も大きい（ $\sigma_r = \sigma_\theta = 7.2$ kgf/mm², $\sigma_z = 11.3$ kgf/mm²）。今回の計算条件では化学成分として C と Mn のみを考えたが、

変態挙動を大幅に変化させる合金成分（Cr, Mo, Nb等）を含むと，冷却時の熱応力は非常に大きくなることが予想される。例えば，高炭素合金鋼（0.5% C, 0.25% Si, 0.85% Mn, 1.0% Cr, 0.5 Mo）の放冷条件で計算した結果によると，冷却の最大熱応力（断面中心）は σ_r と σ_θ が21.7 kgf/mm²， σ_z が40.3 kgf/mm²，残留応力（断面中心）は σ_r と σ_θ が22.0 kgf/mm²， σ_z が40.9 kgf/mm²と非常に大きい。したがって，高炭素合金鋼では熱応力が割れ発生の原因となる可能性がある。

- ① ——— 放冷
 ② - - - 徐冷 1 (550℃ → 400℃, 5℃/h)
 ③ - - - 徐冷 2 (700℃ → 550℃, 5℃/h)

$D = 207^{\phi} \text{ mm}$

r 粒度番号 : 6

.25% C, .25% Si, .85% Mn

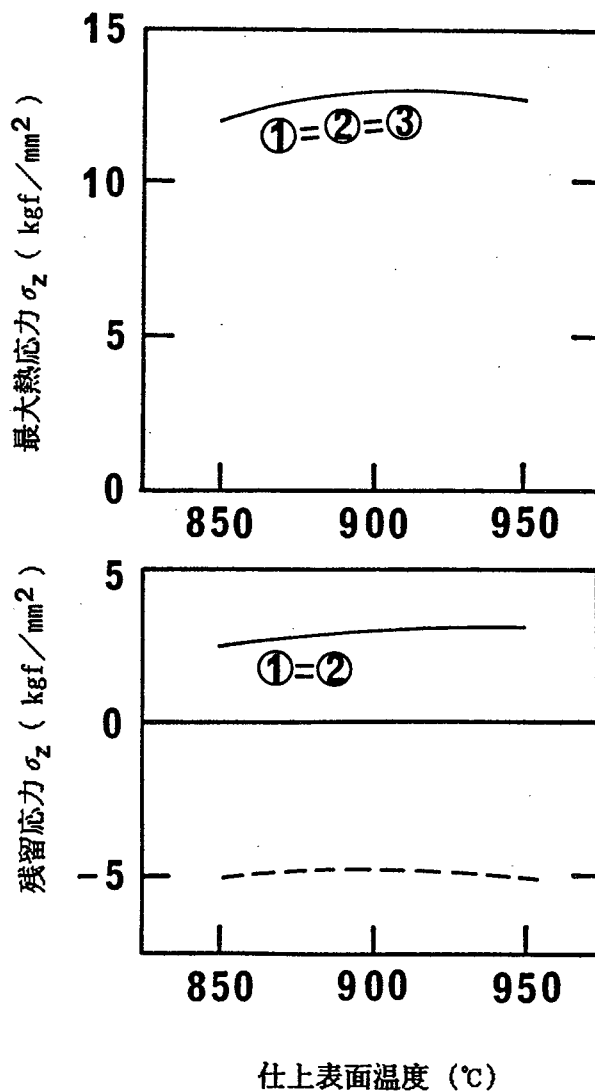
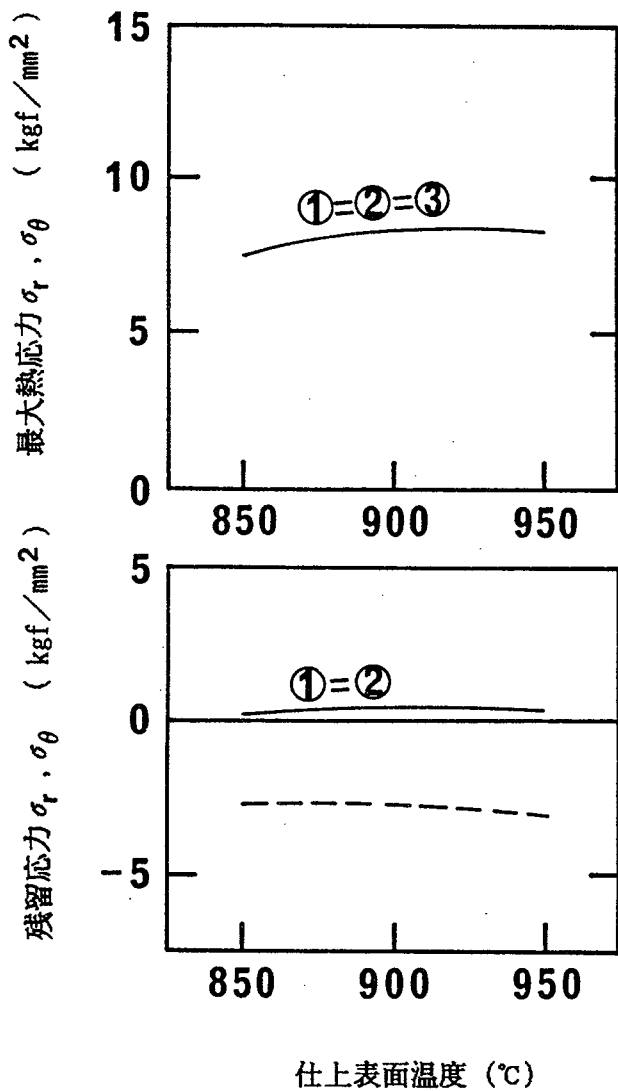


図 6 . 5 . 1 仕上表面温度と冷却中の最大熱応力および残留応力 (断面中心) との関係

- ① ——— 放冷
 ② ——— 徐冷 1 (550℃→ 400℃, 5℃/h)
 ③ ——— 徐冷 2 (700℃→ 550℃, 5℃/h)

仕上表面温度: 900 °C

r 粒度番号 : 6

.25% C, .25% Si, .85% Mn

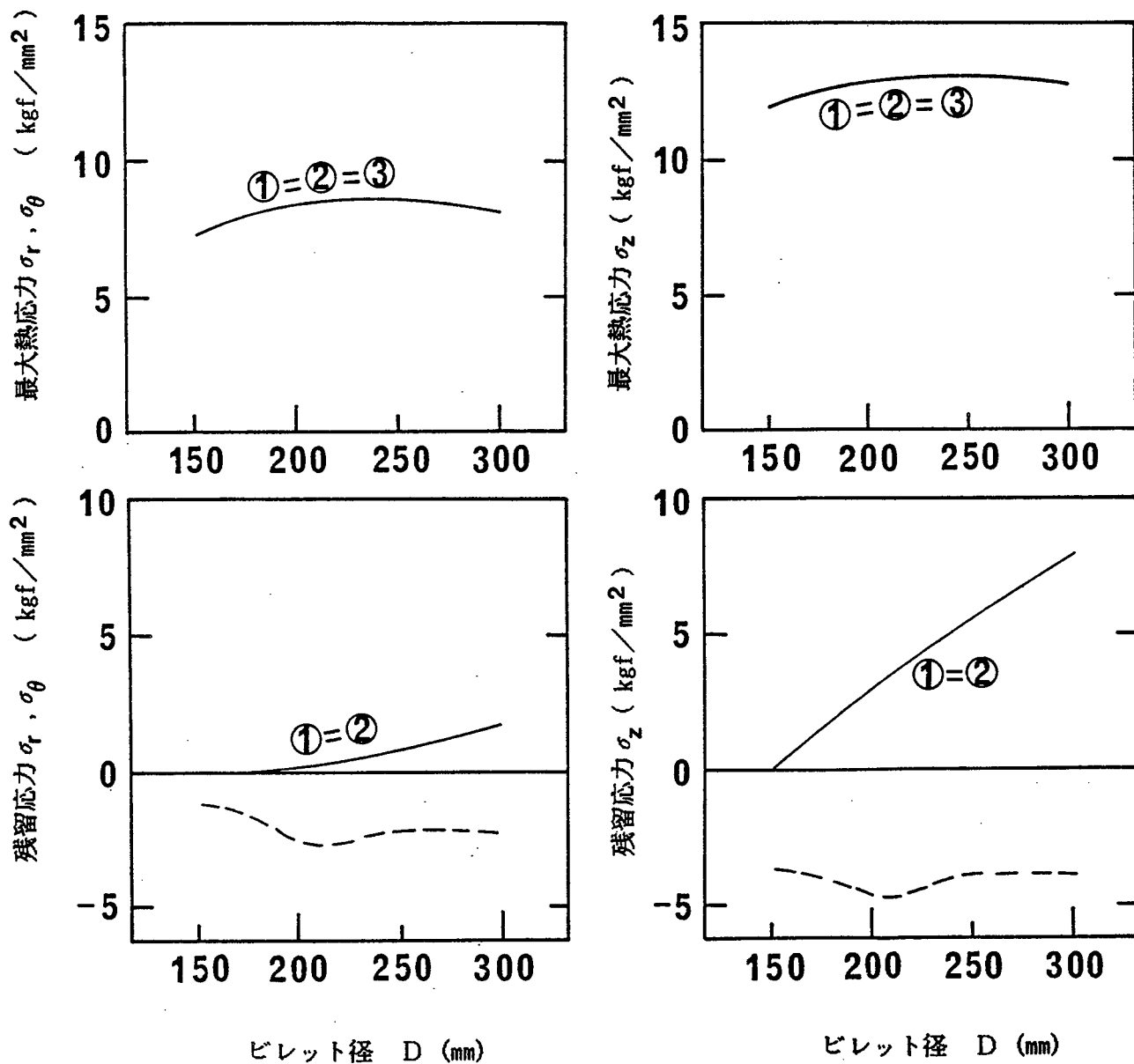


図 6 . 5 . 2 ビレット径と冷却中の最大熱応力および残留応力 (断面中心) との関係

- ① ——— 放冷
 ② - - - 徐冷1 (550℃→400℃, 5℃/h)
 ③ - - - 徐冷2 (700℃→550℃, 5℃/h)

仕上表面温度:900℃

$D=207^{\phi}$ mm

γ 粒度番号: 6

.25%Si,.85%Mn

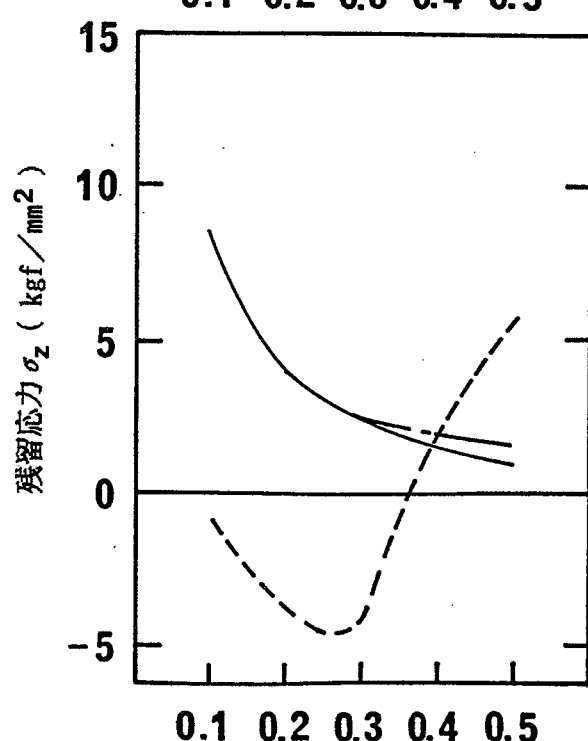
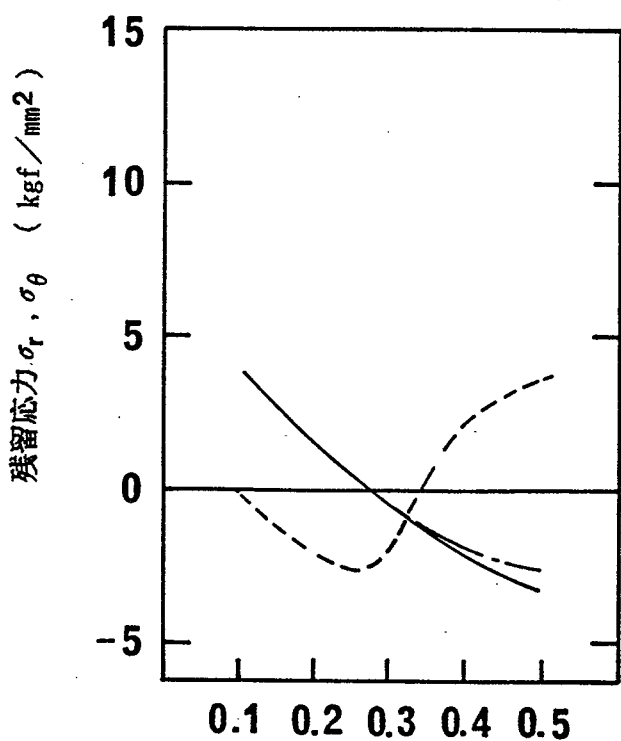
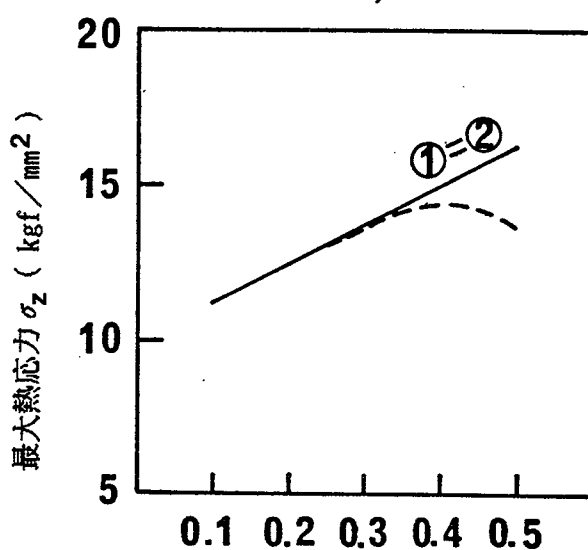
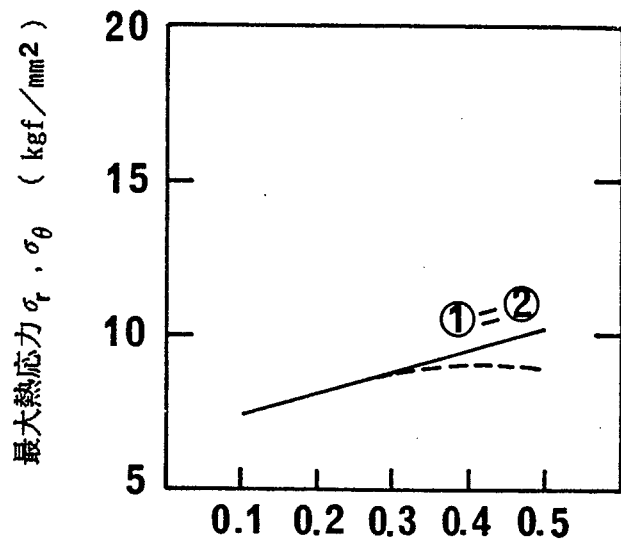


図 6 . 5 . 3 C 含有量と冷却中の最大熱応力および残留応力 (断面中心) との関係

仕上表面温度: 900℃

$D=207^{\phi}\text{mm}$

r 粒度番号: 6

.25% C, .85% Mn

- ① ——— 放冷
② - - - 徐冷1 (550℃→400℃, 5℃/h)
③ - - - 徐冷2 (700℃→550℃, 5℃/h)

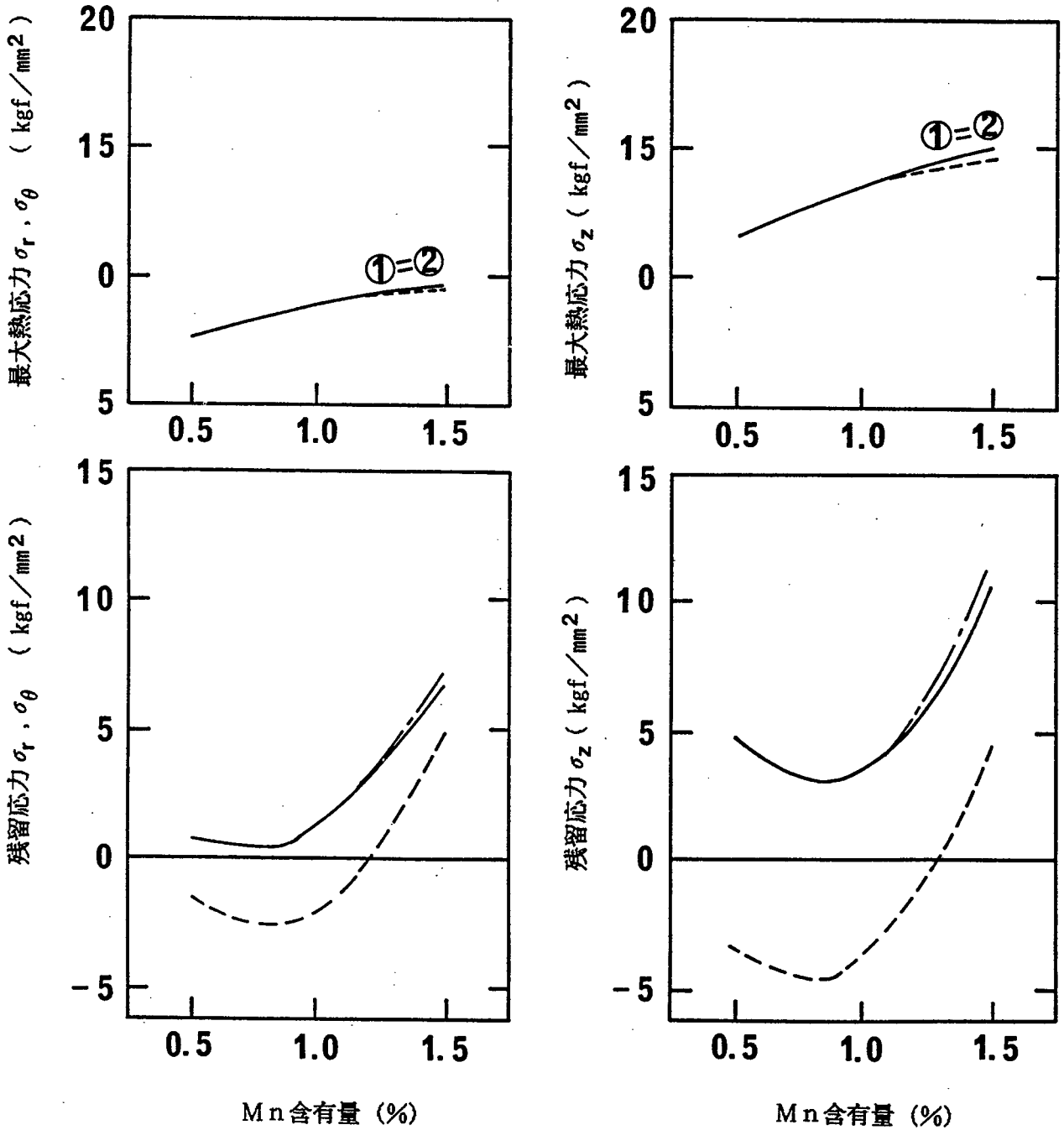


図 6 . 5 . 4 Mn含有量と冷却中の最大熱応力および残留応力 (断面中心) との関係

6.6 第6章のまとめ

相変態を考慮した太丸鋼片（丸ビレット）の温度および熱応力の計算法による計算値が実測の温度および残留応力と一致することを確認した上で、丸ビレット圧延後冷却時の冷却条件（放冷と徐冷）、仕上温度、ビレット径、および化学成分（C、Mn）と熱応力との関係について検討を行った。ただし、計算基準条件は、仕上表面温度が900℃、ビレット径が207mm、化学成分が0.25% C、0.25% Si、0.85% Mnとした。

計算結果より、次のことが明らかとなった。

(1) 冷却中の熱応力は、断面内では中心、方向としては軸方向で最も大きくなる。しかし、ビレット内に観察される毛割れの方角（軸方向に平行）から類推すると、半径方向応力 σ_r と円周応力 σ_θ のほうが重要である。

(2) 放冷材の冷却中の σ_r および σ_θ の最大値（断面中心）は8.5 kgf/mm²と小さく、この程度の熱応力では冷却中に割れを発生する可能性は少ないと考えられる。

(3) 圧延後冷却中に徐冷を行う場合、徐冷開始温度を700℃よりも高温にすると、冷却中の最大熱応力は放冷材のそれよりも小さくなり、その減少効果は徐冷時間が長いほど徐冷速度が遅いほど小さくなる。ただし、一定時間以上の徐冷で最大熱応力は変化しなくなる。

(4) 残留応力は、圧延後の冷却条件とは一義的な関係が無く、重要な断面中心の σ_r および σ_θ も5 kgf/mm²以下と非常に小さい。したがって、残留応力は割れ発生の原因とは考え難い。

(5) 仕上表面温度が850～950℃の範囲では、冷却中の最大熱応力および残留応力（断面中心）の変化は1 kgf/mm²以内と非常に小さい。

(6) ビレット径が150～300 mmの範囲では、冷却中の最大熱応力および残留応力（断面中心）の σ_r および σ_θ の変化は2 kgf/mm²以内と小さい。ただし、残留応力（断面中心）はビレット径が太くなるほど大きくなる。

(7) 冷却中の最大熱応力（断面中心）は、CおよびMnの含有量がふえるほど大きくなるが、残留応力（断面中心）におよぼすCおよびMnの影響は複雑である。しかし、Cが0.1～0.5%の範囲、あるいはMnが0.5～1.5%の範囲では、冷却中の最大熱応力および残留応力（断面中心）の σ_r （ $=\sigma_\theta$ ）は、それぞれ10 kgf/mm²および7 kgf/mm²以内であり大きな値ではない。ただし、高炭素合金鋼になると、冷却中の最大熱応力および残留応力ともに大きくなり、熱応力が割れ発生の原因となる可能性がある。

第 7 章 総 括

本研究は、相変態を考慮した鋼材の熱応力解析法を用いて熱間圧延後冷却時の熱応力に伴う種々の問題の防止法について検討したものである。

本研究によって得られた結果の概要を述べると以下の通りである。

(1) 温度、熱応力、および形状不良を相変態を考慮して計算する手法を開発した。さらに、本法による冷却曲線、形状不良、および残留応力の計算値が実測値と一致することを確認し、計算方法の妥当性を確かめた。

(2) ホットストリップ冷却後の平坦度不良（耳波）は、耳部（板幅端部）の圧縮残留応力が臨界座屈応力を越えるために発生する。これを防止するには、①圧延終了時の幅方向温度分布（仕上温度分布）を小さくすること、②圧延後の冷却を幅方向均一に行うこと、③冷却パターンを後半急冷すること、および④高温で巻き取ることが有効である。しかし、耳波防止効果、制御のやり易さ、材質上の点などから水冷設備の幅方向冷却を均一に行うこと（上記の②の方法）が最適である。

(3) 圧延 H 形鋼の仕上圧延後の放冷材について断面寸法と仕上温度が残留応力とウェブ波に及ぼす影響について検討した結果、①フランジとウェブの板厚比 (t_f/t_w) および仕上温度差 ($T_{fo} - T_{wo}$) が大きく、仕上圧延時の未変態量（オーステナイト量）がフランジ部で多くウェブ部で少ないほど、残留応力は大きく、ウェブ波は発生しやすいこと、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こと、③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ことが明らかとなった。

(4) 圧延 H 形鋼の残留応力を大幅に軽減するには、仕上圧延時のフランジとウェブの温度差制御（仕上温度差制御）だけでは不十分であり、これと仕上圧延後のフランジ水冷あるいはウェブ保温による冷却速度差制御を組み合わせることが必要である。ただし、仕上圧延後のフランジ水冷かウェブ保温かの選択は、残留応力軽減効果の面からだけでなく、強度や伸びなどの材質への影響や制御のやり易さも考慮して決定すべきである。

(5) U 形鋼矢板は圧延後の冷却時に 3 段階の長手方向反り変化を示す。すなわち、最初にウェブを次にフランジを、最終的にウェブを内側とした反りとなる。初期反り、中間反りはそれぞれフランジ、ウェブの相変態と、最終反りはウェブとフランジの仕上温度差と関係がある。

(6) U形鋼矢板の冷却時の反りで問題になる冷却中の下反りおよび最終反りを減少させるには、反転姿勢（U字姿勢）で冷却し、しかもフランジを（ $r + \alpha$ ）2相域で仕上圧延するか、あるいは圧延後にウェブを水冷することが必要である。ただし、反り減少効果、制御のやり易さ、および経済性の面から2相域仕上圧延法のほうがウェブ水冷法よりも反り減少法としては有利である。

(7) 太丸鋼片の圧延後冷却時の熱応力の解析を行った結果、高炭素合金鋼でなければ冷却中の熱応力および残留応力は放冷材においても徐冷材と同様に小さいことが明らかとなった。したがって、熱間圧延太丸鋼片の中心部に存在する毛割れは、熱応力が原因とは考え難い。

謝 辞

本研究は川崎製鉄株式会社・技術研究所で行ったものであり、本論文の執筆にあたり大阪大学工学部教授 加藤健三博士をはじめ同教授 堀 茂徳博士，福迫達一博士，藤田広志博士，長谷川嘉雄博士に懇切なる御指導を頂いた。ここに，厚く御礼申し上げます。

本研究の発表を許可された川崎製鉄株式会社・技術研究本部 佐々木健二本部長（専務取締役），同 鉄鋼研究所 岡部俠児所長，また御援助と御便宜を賜った川崎製鉄株式会社・鉄鋼技術本部 大橋延夫取締役，同 エンジニアリング事業部 坪井潤一郎副事業部長，同 技術研究本部・鉄鋼研究所 田中智夫部長ならびに佐々木徹部長に厚く御礼申し上げます。

参 考 文 献

- 1) G.A. Alpsten : Thermal Residual Stresses in Hot-Rolled Members(Fritz Engineering Laboratory Report No 337.3), (1968)
- 2) 日下部 俊, 三原 豊 : 鉄と鋼, 65 (1979) 9, P1375
- 3) 日下部 俊, 上野 康, 三原 豊, 藤田米章, 田中 稔 : 塑性と加工, 20 (1979) 222, P636
- 4) 原 隆啓 : 鉄と鋼, 49 (1963) 12, P1765
- 5) 坂井一男 : 鉄と鋼, 60 (1974) 12, P1591
- 6) 井上達男, 田中 喜久昭 : 材料, 22 (1973) 234, P46
- 7) 岸野孝信, 長岐 滋, 井上達男 : 材料, 28 (1979) 9, P861
- 8) 利岡靖継 : 鉄と鋼, 62 (1976) 13, P1756
- 9) G.Birkhoff and R.S. Varga : Transactions of American Mathematical Society, 92 (1959), P13
- 10) G.D.Smith 著, 藤川洋一郎訳 : 電算機による偏微分方程式の解法(1970), P17, P42
- 11) 伊藤 庸, 坂元祥郎, 佐伯真事, 斉藤吉弘, 滝沢昇一, 東野健夫 : 鉄と鋼, 64 (1978) 11, S806
- 12) 伊藤 庸, 坂元祥郎, 佐伯真事, 船越督己, 荻野泰司, 斉藤吉弘, 東野健夫, 青柳伸男 : 鉄と鋼, 65 (1979) 8, A185
- 13) E.Scheil : Archiv für das Eisenhüttenwesen, 8 (1935) 12, P565
- 14) 長柱研究委員会 : 弾性安定便覧, (1969), P401 [コロナ社]
- 15) 原 隆啓 : 鉄と鋼, 49 (1963) 12, P1765
- 16) 坂井一男 : 鉄と鋼, 60 (1974) 12, P1591
- 17) 井上達雄, 田中 喜久昭 : 材料, 22 (1973) 234, P46
- 18) 橋本信一, 井上達雄, 山田敏郎 : 材料, 27 (1978) 296, P422
- 19) 利岡靖継 : 鉄と鋼, 62 (1976) 13, P1756
- 20) K.J. Bathe and M.D. Snyder : Computer and Structure, 13 (1981), P771
- 21) 西沢泰二 : 日本金属学会報, 12 (1973) 1, P35
- 22) 西沢泰二 : 日本金属学会報, 17 (1978) 10, P790

- 23) 熱経済技術部会加熱炉小委員会 : 連続鋼片加熱炉における伝熱実験と計算法, (1971),
P84 [日本鉄鋼協会]
- 24) 三塚正志 : 鋼材の冷却 (第35回西山記念技術講座), (1975), P99 [日本鉄鋼協会]
- 25) 田村洋一, 湯本修介, 小泉明宏 : 第19回SICE学術講演会, (1980), P111
- 26) 鈴木久夫, 大野二郎 : 鉄と鋼, 64 (1978) 8, P1236
- 27) 小門純一 : 塑性と加工, 11 (1970) 118, P816
- 28) H. Stuart and N. Ridley : JISI, (1966), P711
- 29) 邦武立郎 : 鋼材の冷却 (第35回西山記念技術講座), (1975), P19 [日本鉄鋼協会]
- 30) 日本鋼構造協会 : JSSC, 4 (1968) 33, P48
- 31) 作井誠太, 酒井 拓, 沢田裕治 : 日本金属学会誌, 40 (1976) 12, P1285
- 32) 酒井 拓, 大橋正幸 : 鉄と鋼, 64 (1978) 8, A203
- 33) 酒井 拓, 大橋正幸 : 鉄と鋼, 67 (1981) 11, P2000
- 34) 吉田 博, 佐々木 徹, 田中智夫, 広瀬勇次 : 鉄と鋼, 68 (1982) 8, P965
- 35) 北尾斉治, 広瀬勇次, 斉川夏樹, 江端貞夫, 浜田圭一, 直井孝之 : 塑性と加工, 23 (1982)
263, P1145
- 36) 鍵田征雄, 北村邦雄, 片岡健二, 中川 吉左衛門 : 川鉄技報, 1 (1979) 11, P78
- 37) 鈴木 弘 : 塑性と加工, 23 (1982) 263, P1123
- 38) 中島浩衛, 菊間敏夫, 松本紘美, 栗津原 博, 木村智明, 志田 茂, 梶原利幸 : 塑性と加工,
23 (1982) 263, P1172
- 39) 益居 健, 山田純造, 長井俊彦, 西野隆夫 : 塑性と加工, 23 (1982) 263, P1188
- 40) 吉田 博, 佐々木 徹, 近藤信行, 田中智夫, 橋本隆文 : 鉄と鋼, 69 (1983) 3, P412
- 41) 吉田 博, 佐々木 徹, 近藤信行, 田中智夫, 奥村 寛 : 鉄と鋼, 69 (1983) 14, P1623
- 42) 中内一郎, 市之瀬 弘之, 義之鷹雄, 森岡清孝 : 鉄と鋼, 67 (1983) 13, S1043
- 43) 吉田 博, 佐々木 徹, 近藤信行 : 鉄と鋼, 63 (1977) 11, S736
- 44) 日下部 俊, 三原 豊 : 鉄と鋼, 65 (1979) 9, P1383
- 45) 吉田 博, 片岡健二, 佐々木 徹, 田中智夫 : 塑性と加工, 24 (1983) 270, P715
- 46) 吉田 博 : 塑性と加工, 25 (1984) 279, P330
- 47) 田中智夫 : 熱処理, 18 (1978) 6, P304
- 48) 合田 進, 渡辺国雄, 橋本嘉雄 : 鉄と鋼, 65 (1979) 9, P1400
- 49) 吉田 博 : 塑性と加工, 25 (1984) 280, P388

