(昭和 62 年 11 月 日本造船学会秋季講演会において講演)

突合せ溶接の初層ビードに発生する高温割れの 生因に関する熱弾塑性学的研究

正員 辻

勇*

Thermal Elasto-plastic Analysis on Hot-cracking Formation in
Initial-bead of Butt-welded Joints

by Isamu Tsuji, *Member*

Summary

It is well-known fact that solidification cracking frequently occurs in the initial bead of butt-welded joints. Such a solidification cracking is a troublesome problem because the one-side welding with backing materials is becoming widely used in recent years even in a relatively short welded joint. The weld metal solidification cracking occurs by rupture of liquid films of low freezing temperature segregate present between dendrites or cells during the final stages of solidification. The main object of this work is to seek for the origin of driving force and elucidate the growth mechanism for this solidification cracking. Numerical calculations are performed for four analytical models simulated to the initial pass of butt-welded joints using the finite element method for temperature analysis and the boundary element method for thermal elasto-plastic analysis. Calculated results of maximum strain rates in the middle cross section of the weld metals within the solidification brittleness temperature range are comparable to the experimental values obtained from the Trans-Varestraint test, however the amount of abrupt change of the tensile plastic strain is small compared with the value predicted from the experiments. The cooling rate at the toe of the weld metal immediately after commencement of solidification is so fast that a considerable amount of tensile plastic strain is generated suddenly in this part and its strain rate amounts to the order of $10^{-3}/\text{sec}$. It may be suggested that an effective way to prevent such a solidification cracking is to reduce the cooling rate at the toe of the weld metal during the final stages of solidification.

1 緒 論

突合せ溶接継手の初層溶接時に、溶接金属にしばしば高温割れが発生することは従来からよく知られている。両面溶接の場合にはガウジングを行って初層溶接部の欠陥をはづり取るので、このような高温割れが問題になることは少ないが、最近では比較的短い突合せ溶接継手にも裏当材を用いた片面溶接が適用されるようになり、溶接品質の確保と溶接の高効率化を阻害する大きな要因の一つとして問題になっている。溶接金属の高温割れに関する金属学的研究はこれまで数多くなされており^{1), 2)}、また溶材の組合わせ、溶接条件、ビード形状など種々の要因が関与することも経験的に知られているが、いまだにこのような高温割れを確実に防止しうる適切な手段は得られていない。これは、溶接継手の高温割れが凝固開

始直後の高温で発生するため、理論的にも実験的にも現象の解析がいちじるしく困難であることによるものである。

高温割れ発生の限界条件を定量的に調べるために、Trans-Varestraint 試験が多く用いられている^{3), 4), 5)}。Fig. 1 はこの試験法の概念図である。Fig. 1(a) のように、鋼板の表面に TIG アークでビード溶接を行って溶接中曲げ治具の曲率に合わせて鋼板を強制的に曲げ、冷却後に溶接部の表面または断面の割れの有無を調べる。高温割れが発見されたならば、負荷時点における割れ発生点の温度と付加ひずみを何らかの方法で推定し、かかるデータを数多く求めることによって、Fig. 1(b) に示すような凝固脆性温度範囲 BTR を決定することができる。高温割れ感受性を表わす指標として、図中に示したような温度低下に対する限界ひずみ速度 CST あるいは、凝固中の金属の最低延性を表わす $\epsilon_{\min}$ の値が重要

* 九州大学工学部

であると考えられている³⁾。

突合せ溶接継手の初層溶接時に、Trans-Varestraint試験から求められるような大きさのひずみ、あるいはひ

Fig.1 Schematic representation of the Trans-Varestraint test: (a) Testing apparatus; (b) Relation between ductility and temperature immediately after commencement of solidification

ずみ速度が実際に発生するかどうか、もし発生するとすればいかなる機構によるものであるのかという疑問が、この研究を始める動機となった。このような高温時のひずみ挙動の解析は、従来の有限要素法による熱弾塑性解析では満足すべき結果を得ることが困難であるが、境界要素法によれば特定の点の応力やひずみをかなり精度良く評価することができる⁶⁾。ここでは、突合せ溶接継手の初層ビードに発生する高温割れの生成機構を解明することを目的として、これを模した溶接熱サイクルを設定し温度解析は有限要素法、熱弾塑性解析は境界要素法を用いて数値解析を行った結果について報告する。

2 数値解析法

2.1 解析上の仮定

解析に当たって次の三つの仮定を設けた。

- (1) 溶接熱サイクルの全過程を通して継手は固相を保つものと仮定する。
- (2) 溶接線に垂直な横断面内の平面応力問題として取扱う。
- (3) 鋼材の物性値ならびに機械的性質の温度依存性を Fig.2 のように仮定する。

なお、境界積分方程式の核関数に含まれる横弾性係数 G 、ポアソン比 ν 、線膨張係数 α は温度依存性を考慮することが困難であるので、それぞれ $8.23 \times 10^8 \text{ kg/mm}^2$ 、 0.3 、 $1.2 \times 10^{-5}/^\circ\text{C}$ で一定とした。Fig.2(a) に図示したように、熔融温度以上ではいちじるしく大きな熱伝導率を仮定している。これは、溶融池内で実測した最高温度が約 $1,700^\circ\text{C}$ であったことおよび溶融池内の対流熱伝達を考慮に入れ、計算による温度分布がほぼ実測値と

Fig.2 Temperature dependent properties of low-carbon steels

一致するように決定したものである。

2.2 境界要素法による熱弾塑性解析

有限要素法による温度解析⁷⁾、および境界要素法による熱弾塑性解析⁸⁾の詳細は既報の論文にゆずり、ここでは問題の取扱いの要点を記すにとどめる。境界要素法によれば任意の点の変位増分は次の積分方程式で与えられる。

$$c_{ij}u_j = \int_{\Gamma} u_{ij}^* \dot{P}_j d\Gamma - \int_{\Gamma} p_{ij}^* \dot{u}_j d\Gamma + \int_R \sigma_{jki}^* (\dot{\epsilon}_{jk}^p + \alpha \dot{T} \delta_{jk}) dR \quad (1)$$

ただし、 u_i は変位成分、 P_i は表面力成分、 ϵ_{ij}^p は塑性ひずみ成分、 T は温度上昇、 δ_{ij} はクロネッカー記号、上付きの・は増分、 $(\cdot)_{,i}$ は諸量の空間微分、 Γ は物体の境界、 R は内部領域を表わし、滑らかな境界に対しては $c_{ij} = \delta_{ij}/2$ 、内点に対しては $c_{ij} = \delta_{ij}$ とする。 u_{ij}^* 、 p_{ij}^* 、 σ_{jki}^* はそれぞれ変位、表面力および応力に関する Kelvin の基本解であり次式で与えられる。

$$u_{ij}^* = -\frac{1}{8\pi G} \{ (3-\nu) \ln r \delta_{ij} - (1+\nu) r_{,i} r_{,j} \} \quad (2)$$

$$p_{ij}^* = -\frac{1}{4\pi r} \left[\{ (1-\nu) \delta_{ij} + 2(1+\nu) r_{,i} r_{,j} \} \times \left(\frac{\partial r}{\partial n} \right) - (1-\nu) (r_{,i} n_{,j} - r_{,j} n_{,i}) \right] \quad (3)$$

$$\sigma_{jki}^* = -\frac{1}{4\pi r} \{ (1-\nu) (\delta_{ki} r_{,j} + \delta_{ij} r_{,k} - \delta_{jk} r_{,i}) + 2(1+\nu) r_{,i} r_{,j} r_{,k} \} \quad (4)$$

ただし、 r は荷重点と考える点の間の距離、 n は境界における外向き法線である。また、内点における応力テンソルの増分 $\dot{\sigma}_{ij}$ は次式で与えられる。

$$\dot{\sigma}_{ij} = \int_{\Gamma} (D_{ijk} \dot{P}_k - S_{ijk} \dot{u}_k) d\Gamma + \int_R \sigma_{ijk}^* (\dot{\epsilon}_{jk}^p + \alpha \dot{T} \delta_{jk}) dR + f_{ij} \quad (5)$$

ただし、(5) 式の右辺第 2 項の積分は Cauchy の主値をとる積分を意味するものとし、テンソルの成分 D_{ijk} 、 S_{ijk} 、 σ_{ijk}^* 、 f_{ij} はそれぞれ次式で与えられる。

$$D_{ijk} = -\sigma_{ijk}^* \quad (6)$$

$$S_{ij} = \frac{G(1+\nu)}{2\pi r^2} \left[2 \left(\frac{\partial r}{\partial n} \right) \left\{ \frac{1-\nu}{1+\nu} \delta_{ij} r_{,k} + \frac{\nu}{1+\nu} (\delta_{ik} r_{,j} + \delta_{jk} r_{,i}) - 4 r_{,i} r_{,j} r_{,k} \right\} + \frac{2\nu}{1+\nu} (n_i r_{,j} r_{,k} + n_j r_{,i} r_{,k}) + \frac{1-\nu}{1+\nu} (2 n_k r_{,i} r_{,j} + n_j \delta_{ik} + n_i \delta_{jk}) - \frac{1-3\nu}{1+\nu} n_k \delta_{ij} \right] \quad (7)$$

$$\sigma_{ijk}^* = \frac{G}{2\pi r^2} \{ 2(1-\nu) (\delta_{ij} r_{,k} + \delta_{ki} r_{,j} - \delta_{jk} r_{,i}) + 2\nu (\delta_{ik} r_{,j} + \delta_{jk} r_{,i} - \delta_{ij} r_{,k}) - 8(1+\nu) r_{,i} r_{,j} r_{,k} + (1-\nu) (\delta_{ik} \delta_{ij} + \delta_{jk} \delta_{ii}) - (1-3\nu) \delta_{ij} \delta_{ki} \} \quad (8)$$

$$f_{ij} = -\frac{G(1+\nu)}{4} (2 \dot{\epsilon}_{ij}^p + \dot{\epsilon}_{kk}^p \delta_{ij}) - (1+\nu) G \alpha \dot{T} \delta_{ij} \quad (9)$$

この解析プログラムでは境界を線形要素、内部領域を三角形要素を用いて離散化し、三角形要素内の温度、ひずみおよび応力を線形補間関数を用いて近似した。離散化すると、(1) 式はマトリックス形で次のように書き表わされ、境界上の節点変位増分または表面力増分を未知ベクトル X とする連立方程式を解く問題に帰着する。

$$AX = B + E + T \quad (10)$$

ただし、 A は境界節点における各境界要素の寄与を表わす影響係数マトリックス、 B は境界節点における既知の表面力増分または変位増分に対応する影響係数を乗じて得られるベクトル、 E および T はそれぞれ塑性ひずみ増分および温度増分を含む領域積分を (4) 式を用いて評価して得られるベクトルである。内点 i の応力増分 $\dot{\sigma}_i$ は、(5) 式を離散化してマトリックス形に書き改めた次式より求められる。

$$\dot{\sigma}_i = \sum_{j=1}^N D_{ij} \dot{P}_j - \sum_{j=1}^N S_{ij} \dot{u}_j + \dot{F}_i + \dot{W}_i + f_i \quad (11)$$

ただし、 N は境界要素数、 D_{ij} および S_{ij} はそれぞれ (6) 式および (7) 式を含む境界上の積分を評価して得られる影響係数マトリックス、 $\dot{F}_i$ および $\dot{W}_i$ はそれぞれ塑性ひずみ増分および温度増分を含む (5) 式の領域積分を (8) 式を用いて評価して得られるベクトル、 f_i は (9) 式から求められるベクトルである。

計算の手順はおよそ次の通りである。なお、ここで取扱う問題では表面力増分はすべて零である。

(a) 適当な時間増分を設定して、有限要素法によりすべての節点の温度増分を計算する。

(b) 塑性ひずみ増分は未知であるのでこれを零とみなし、(10) 式を解いて境界節点変位増分を求める。

(c) 求められた境界節点変位増分を用いて、(10) 式を書き改めた式より内部節点の変位増分を計算する。

(d) 既知の温度増分と節点変位増分を用いて、(11) 式によりすべての内部節点の熱弾性応力増分を計算する。境界上の節点の応力増分は、境界節点変位増分から近似的に求めることができる。

(e) 既知の節点応力に求められた熱弾性応力増分を加えて、各節点の等価応力を計算し降伏値と比較する。もし、新たに等価応力が降伏値を越える節点が複数個存在する時は、最初に降伏する節点の等価応力が降伏値に等しくなるように温度増分値を修正する。すでに降伏条

件を満足し、引き続いて塑性負荷条件を満足する節点に対しては、elastic predictor-radial corrector 法⁷⁾を用いて、これらの節点の塑性ひずみ増分の第0近似値を計算する。

(f) (10) 式の塑性ひずみ増分を含む領域積分項 E の評価を行って (10) 式を解き、境界節点および内点の変位増分の第1近似値を求める。

(g) (11) 式の塑性ひずみ増分を含む領域積分項 $\dot{F}_i$ を評価して、内点の応力増分の第1近似値を得る。境界節点の応力増分は (d) と同様にして別途に求められる。

(h) (e)~(g)の計算を反復して、すべての塑性節点の等価塑性ひずみ増分があらかじめ決められた十分小さな値 δ 以下になったとき収束したと判定して、塑性ひずみの反復計算を打ち切る。本解析では高温域の塑性ひずみを精度良く評価するために、 δ の値を 10^{-5} とした。

(i) 残りの温度増分について (b)~(h) の計算を実行し、繰り返し計算における温度増分の積算値が (a) で与えられた温度増分に等しくなったとき、このステップの計算を終了して次のステップに移る。

2.3 解析モデル

突合せ溶接継手の初層ビードに発生する高温割れは、継手のルート間隔が狭くなるほど発生し易いことが知られているので、Table 1 に示すように板厚を 2.5 cm、開先角度を約 40° で一定とし、ルート間隔を 0, 0.2, 0.4, 0.6 cm の 4 種類に変えた継手モデルを設定して計算を行った。溶接条件とビード寸法は実験結果を参照して決定した。高温割れはビード中心部に発生することが多いので、Table 1 の図に示すようにビード中心線の上端、中央および下端をそれぞれ T, M, B なる記号で表わし、とくにこれらの点の温度ならびにひずみの履歴に注目することとした。

Fig. 3 は、解析モデル G-2 の要素分割を例示したもので、温度解析と応力解析には同一の要素分割を使用し、対称性を考慮して継手の半幅のみを解析の対象とした。他のモデルも境界要素数は同一であるが、ルート間隔やビード寸法が異なるので開先近傍の要素分割は若干異なる。図中の陰影を施した領域に、溶接条件から決ま

Fig. 3 Boundary and interior discretization for model G-2

る入熱を一樣に一定時間与えた。モデル G-2 の加熱時間は 2.3 秒である。時間増分は最初の 0.8 秒間は 0.1 秒、以後加熱を終了して B 点の温度が 1,300°C 以下になるまでは 0.05 秒、それ以後は直前の時間増分の 1.25 倍を新しい時間増分とし、B 点の温度が 5°C 以下になるまで計算を続行した。モデル G-2 の場合、計算ステップの総数は 113 回、FACOM M-382 を使用して計算時間は約 1,850 秒であった。

3 計算結果とその考察

冷却過程の初期におけるビード中心線上の 3 点の温度の時間変化を Fig. 4 に図示した。いずれのモデルでも T 点の冷却速度が最も早いことに注意する必要がある。これは後述するように、ビード止端の冷却速度がいちじるしく早いことによるもので、止端の温度は他の点と比べて加熱過程ではいちじるしく上昇しにくく、冷却過程では急速に低下する。しかも、この傾向はルート間隔を増してもそれほど大きく変化しない。モデル G-0 の場合は、ルート部への入熱が不足するため B 点の温度も止端と同様にいちじるしく上昇しにくい、この点はルート間隔が大きい他のモデルではほぼ解消する。したがって、モデル G-0 の凝固開始直後の時点では M 点の冷却速度が最も遅くなる。他のモデルでは、いずれも T, M, B の順に冷却速度が低下している。Table 1 に示した溶接入熱から明らかなように、ルート間隔が増すにつれて溶接入熱も増加するため、これに伴って対応する点の冷却速度は低下している。いずれの場合にも凝固開始直後に一時冷却が停滞する現象が見られる。これは、熔融温度の前後でいちじるしく異なる熱伝導率を仮定したことによるものであるが、熔融潜熱の影響を考慮した計算を行うと同様な現象が見られる⁷⁾ので、この計算結果は実際の溶接熱サイクルをかなりよく再現しているものと考えている。

凝固脆性温度範囲において、ビード中央断面に発生するひずみの挙動を調べるために、ビード中心線上的 3 点における x 方向の見かけの塑性ひずみの変化を Fig. 5 に図示した。凝固開始直前までに生じた塑性ひずみはこの際意味がないので、縦軸は任意の基準値に対する塑性ひ

Table 1 Welding conditions and configuration of the welded joints to be analyzed

Model	Welding Conditions			Configuration of Welded Joints				
	current (amp.)	speed (cm/sec)	heat input (cal/cm)	G (cm)	M (cm)	S (cm)	α (degrees)	
G-0	250	0.500	2520	0	0.72	1.00	39.6	<p>T : top M : middle B : bottom</p>
G-2	240	0.435	2780	0.2	0.84	0.88	40.0	
G-4	227	0.385	2971	0.4	0.98	0.80	39.6	
G-6	210	0.333	3178	0.6	1.14	0.75	39.6	

arc efficiency = arc voltage = 21.0 (volt)

Fig. 4 Temperature histories in an early stage of cooling at three specified points in middle cross section of the weld metal

ずみの変化量を表わしている。1,000°C 以上で降伏値を 0.2 kg/mm² と仮定しているので、弾性ひずみはいちじるしく小さくこれを無視した。モデル G-0 では、1,450°C 付近で断面中央に急激な引張りひずみ、上端と下端に圧縮ひずみ加わることが分かるが、これは前述のようにこのモデルの冷却挙動が他のモデルと異なることと密接に関連している。他のモデルの場合は最初 B 点に引張りひずみを生じるが、これが圧縮に変化するとほぼ同時に T 点にいちじるしい引張りひずみを生じ、ビード中央断面には急激な逆向きの曲げとやや引張りの変形を生じることが推察される。

Fig. 5 の右上りの変化を示す部分は、Fig. 1(b) に実線で示したひずみ曲線そのものを表わしているから、曲線が右上りを示す部分の勾配が最大になる温度、勾配の最大値およびほぼ直線的に変化する部分の塑性ひずみの増加量をこの図から読みとって Table 2 に表示した。この表から、急激なひずみ変化を示す温度は 1 例を除いてほぼ 1,450~1,460°C の狭い範囲にあり、ルート間隔が狭い G-0 や G-2 で温度低下に対する最大ひずみ速度が大きく、引張りひずみの急激な増加量は最大で約 2×10^4 程度であることが分かる。

Table 3 は、5 種類の鋼材について Trans-Varestraint

Table 2 Calculated values of maximum strain rate for temperature drop and abrupt changes in tensile plastic strains at three specified points in middle cross section of the weld metal

Model	Point	Most Probable Temperature (°C)	Maximum Strain Rate for temperature drop $\times 10^5 (1/^\circ\text{C})$	Abrupt Change of Tensile Plastic Strain $\times 10^4$
G-0	T	1435	0.3	0.3
	M	1456	5.0	1.6
	B	—	—	—
G-2	T	1448	1.4	1.9
	M	1455	0.4	0.7
	B	1459	1.0	1.4
G-4	T	1461	0.8	1.8
	M	1451	0.3	0.3
	B	1463	1.0	1.4
G-6	T	1452	1.0	1.6
	M	1448	0.1	0.1
	B	1462	1.2	1.9

試験を実施し、高温割れの限界ひずみ速度 CST および最低延性 $\epsilon_{\min}$ の値を求めた結果⁸⁾である。 CST の値と Table 2 の最大ひずみ速度はほぼ同程度の値となっているが、塑性ひずみ増加量の計算値と最低延性の実測値の間には約 10 倍程度の相違がある。塑性ひずみ増加量と

Fig. 5 Relation between changes in transverse plastic strain at three specified points in middle cross section of the weld metal and temperature in an early stage of cooling

Table 3 Experimental values of critical strain rate for temperature drop and minimum ductility

Kind of Steel	Symbol	Critical Strain Rate for Temperature Drop $CST \times 10^5 (1/^\circ C)$	Minimum Ductility $\epsilon_{min} \times 10^4$
TMCP 50HT	H 1	1.91	22
	H 2	1.18	22
	H 3	1.14	18
Conventional 50HT	CH	0.97	19
Mild Steel	MS	1.72	24

Fig. 6 Effect of welding conditions on hot-cracking formation in an initial bead of butt-welded joints⁹⁾

して Fig. 5 のほぼ直線部のみに限定したこと、塑性ひずみの計算に際して塑性域にあるすべての節点の等価塑性ひずみ増分が 10^{-5} 以下になった時収束計算を打ち切ったことなどの理由で、計算値は若干低目の評価になっている。いっぽう、Trans-Varestraint 試験ではひずみの直線分布を仮定して付加ひずみを求めているので、ひずみをいじりしく過大に評価していることが考えられる⁸⁾。そこで、高温割れ発生の基準として CST を採用し、鋼材と溶接金属の高温割れの感受性はほぼ同程度とみなすならば、モデル G-0 の場合にはビード中央部に確実に高温割れが発生し、他のモデルの場合にはビードの上部または下部に高温割れが発生する危険性があるといえる。

Fig. 6 は、板厚 30 mm、開先角度 45° の突合せ継手に炭酸ガスアーク溶接による 1 層溶接を行い、初層ビー

ドの高温割れに及ぼす溶材、溶接姿勢、ルート間隔および溶接条件の影響を調べた実験結果⁹⁾から、ルート間隔が 5 mm で下向き溶接を行った場合の高温割れに及ぼす溶接条件の影響を整理して図示したものである。板厚や開先形状が、本論文の解析モデルとやや異なるので厳密な比較は困難であるが、モデル G-4 やモデル G-6 は高温割れ発生の限界条件に近いことが分かる。

凝固開始直後の温度域でビード中央断面の一部に急激な引張りひずみが発生し、これが高温割れ発生の原因であることがほぼ明確になったけれども、なぜこのように急激な引張りひずみが発生するのであろうかという疑問を解くためには、継手の変形挙動を明らかにする必要がある。Fig. 7 は、板の裏面における垂直変位の時間的变化を図示したものである。継手の近傍は複雑な変位挙動を示すけれども、継手から離れた板のほぼ大部分は剛体的に変位している。また、ルート間隔が狭くなるほど上に凸の変形が大きく上に凹の変形が小さくなること、残留変形は G-4 の場合が最も大きいとその値は極めて小さいことなどが分かる。

開先近傍の変位挙動をさらに詳細に調べたところ、一見すると奇妙な現象が現われることに気付いた。この点を明確にするために、板の裏面上でビード中心から 0.3 cm 離れた点の垂直変位を縦軸に、加熱開始後の経過時間を横軸にとって Fig. 8 に図示した。ただし、モデル G-0 の場合、この点の加熱終了後の変位は単調に減少したので、この場合はビード中心から 0.18 cm 離れた点の垂直変位を図示している。図中の縦線は加熱終了時刻、矢印は Fig. 5 で温度低下に対するひずみ速度が最大になった時刻を示している。いずれの場合も矢印が示す時刻の近傍で変位の向きが逆転していることが分かる。

このような現象が現われる原因をさらに追究するため、Fig. 9(a) に図示したようにビード止端を通る垂直断面を考え、断面の上端、中央、下端をそれぞれ P, Q, R とし、凝固開始直後のこれらの点の温度および x 方向の塑性ひずみの変化量を縦軸、加熱開始後の経過時間を横軸にとって Fig. 9 に図示した。すでに述べたように、いずれの場合もビード止端 P 点の冷却速度は他の点に比べていちじるしく早く、この急冷作用によってビード止端部に急激な引張りひずみが発生していることが分かる。これが Fig. 8 に図示したような変位の逆転を生じ、さらにビード中央断面に急激な引張りひずみを生じた原因であることも明白である。ルート間隔が増し溶接入熱が増すにつれて、凝固開始直後のこれらの点の冷却速度は低下するが、P 点の冷却速度の低下率は他の点に比べると少ない。

Table 4 は、ビード止端に発生する引張りひずみの最

Fig. 7 Variation of vertical displacement on the back surface with time

Fig. 8 Variation of vertical displacement at specified point on the back surface near weld with time. Times attained to maximum strain rate are shown with arrows

大速度とその増加量を Fig. 9 から読みとって表示したものである。最大ひずみ速度は $10^{-3}/\text{sec}$ のオーダーで、船体の波浪衝撃によって誘起されるそれに匹敵する値であり、ルート間隔が変化しても最大ひずみ速度やひずみの増加量はあまり変化しない。ビード中央断面上の各点

Table 4 Calculated values of maximum strain rate and tensile plastic strain increment at the toe of the weld

Model	Maximum Strain Rate $\times 10^3$ (1/sec)	Tensile Plastic Strain Increment $\times 10^4$
G-0	4.0	3.0
G-2	3.2	3.2
G-4	3.2	3.5
G-6	3.2	4.2

で得られた最大ひずみ速度は止端のその 38~22% であり、止端からの距離が増すにつれてその低下する割合が大きくなる傾向がある。

Fig. 10(a) は、図中に示したようにモデル G-2 の板の裏面の 5 個所で節点の垂直変位を拘束した場合について計算を行い、板の裏面上でビード中心線から 0.3 cm 離れた点の垂直変位の時間的変化を図示したものである。加熱中、この点は下方に変位するが冷却が始まる

Fig. 9 Variation of temperatures and changes in transverse plastic strains at three specified points in vertical cross section through the toe of the weld metal with time

と同時に変位の向きが逆転し、ビード中央断面は急激な曲げ変形を受ける。この曲げによる引張りひずみに、前述のようなビード止端部の急冷作用による引張りひずみ

が重畳されるので、Fig. 9(b)に図示したように、ビード中央断面の上部は急激でいちじるしく大きな引張りひずみを受け、この時の最大ひずみ速度は拘束がない場合

Fig. 10 Calculated results for model G-2 with constraint : (a) Variation of vertical displacement at specified point on the back surface near weld with time ; (b) Changes in transverse plastic strains at three specified points in middle cross section of the weld metal

の約2倍になる。したがって、このような拘束は高温割れの発生を助長するのみであり有害無益と考えられる。

以上の考察によって、ビード止端部の急速な冷却によって誘発された急激な引張りひずみが、突合せ溶接の初層ビードに高温割れを生ぜしめる主要な原因であることが明らかになった。したがって、このような高温割れを防止するには、ビード止端部の急冷を緩和するような対策を考える必要がある。たとえば、適当なウィービングを行ってビード止端部におけるアークの停留時間を長くすれば、止端の冷却速度を緩和し高温割れの防止に有効であろう。ルート間隔を 10 mm 程度にすれば、このような初層ビードの高温割れを防止できるといわれてい

る⁹⁾。これは溶接入熱の増加による止端の冷却速度の減少と、ビード中心と止端部の間隔が増大することによる引張りひずみの減衰効果が期待できるが、高温割れはビード中央断面近傍のみに発生するとは限らず^{4), 5), 8)}、溶接能率の点から考えて必ずしも得策ではない。

Fig. 6 から推察されるように、溶接速度の低下は溶接入熱の増加をもたらす、止端部の冷却速度を低下させ高温割れの防止に寄与すると考えられる。いずれにしても、単一の要因のみを取上げてこの問題の解決を計ることは困難なように思われる。ビード止端部の冷却速度を緩和させることを念頭において、溶接条件や開先形状などが高温割れに及ぼす影響を今後さらに詳細に検討する必要がある。

Fig. 11 は、モデル G-2 の冷却過程における開先近傍の温度、主応力および弾塑性境界の変化を六つの時間ステップについて図示したものである。温度分布は板の裏面におけるものであり、1 kg/mm² 以下の応力は記入されていない。主応力分布および弾塑性境界から、ビード止端部は急冷されるばかりでなくいちじるしいひずみ集中を生じること、溶融境界の近傍にはかなり大きなせん断応力が発生することなどが推察できるであろう。Fig. 11(f) は残留応力分布を示しており、全面的に除荷状態になっているがビード中央部の x 方向には表面と裏面に降伏値に近い圧縮応力、のど厚中央部に引張り応力が残留すること、止端部は開先面に沿う方向に大きな引張り応力、水平方向に大きな圧縮応力が残留することなどが分かる。他のモデルの場合もほぼ類似の分布を示すが、ルート間隔が大きくなるにつれて残留応力の絶対値はやや減少する傾向がみられた。

4 結 論

この論文は、突合せ溶接継手の初層ビードに発生する高温割れの生因を力学的な立場から解明することを目的として、ルート間隔を4種類に変えた溶接継手モデルを対象とし、温度解析は有限要素法、熱弾塑性解析は境界要素法を用いて数値解析を行った結果について述べたものである。このような問題を実験的手法を用いて解明することには多くの困難が予想されるので、有効な理論解析法の開発が待たれていた。問題の性質上かなり大胆な仮定を設けざるを得なかったが、従来ほとんど手がけられていなかった高温下の力学現象の解明に、境界要素法による熱弾塑性解析はかなり有望な手段であることをある程度立証することができたと考えている。この研究で得られた主な成果は次の通りである。

(1) 適当な物性値を仮定することにより、有限要素法による熱伝導解析で高温の溶接熱サイクルをかなり精度良く評価することができる。

Fig.11 Distribution of temperatures on the back surface, principal stresses and elastic-plastic interfaces at each time step during cooling for model G-2

(2) 凝固開始直後の温度域において、ビード中央断面に発生する引張りひずみおよび引張りひずみ速度を、境界要素法による熱弾塑性解析法を用いて評価することができた。計算で得られた引張りひずみ速度の最大値は、Trans-Varestraint 試験から求められた高温割れの限界ひずみ速度と同程度の値であり、高温割れの実験結果などと比較してほぼ妥当な値であると考えられる。

(3) 高温割れ発生の指標の一つと考えられている最低延性ひずみの計算値は、Trans-Varestraint 試験から得られた値より1桁小さい。本論文の計算値はやや過小評価になっていること、反対に Trans-Varestraint 試験ではひずみの直線分布を仮定して求めているので、いちじるしく過大に評価している可能性があることなどがその理由と考えられるが、この点に関しては実験と理論の両面からさらに精度の高い検討が必要である。

(4) 凝固開始直後の温度域におけるビード止端部の冷却速度がいちじるしく早いために、この部分に急激な引張りひずみが誘発される。この時の最大ひずみ速度は $10^{-3}/\text{sec}$ のオーダーであり、これがビード中央断面に急激なひずみおよびひずみ速度の増加をもたらし、高温割れの主要な原因であることを明らかにした。

(5) 溶接継手の巨視的な角変形を拘束することは、高温割れの発生を助長するのみで有害無益である。

(6) 初層ビードに発生する高温割れを防止するためには、ビード止端部の冷却速度を緩和させるような方法が有効であると考えられる。今後この点に関する開先形状や溶接条件の影響を詳細に検討する必要がある。

(7) 初層溶接時の冷却過程における継手近傍の応力分布、ならびに弾塑性境界の変動の模様を明らかにするとともに、ビード止端部はいちじるしいひずみ集中部となることを計算結果により確認した。

本研究の一部は、昭和61年度文部省科学研究費(総合研究(A)、研究代表者:辻 勇)の援助を受けて行われ、計算には九州大学大型計算機センター FACOM

M-382を使用した。また、資料整理ならびに図面作成には宮本久恵嬢の助力を得た。ここに記して謝意を表する次第である。

参考文献

- 1) H. Homma, N. Mori and K. Shinmyo: A Mechanism of High Temperature Cracking in Steel Weld Metals, Welding Journal, Vol. 58, No. 9 (1979), Research Suppl., 277 s-282 s.
- 2) S. Ohshita, N. Yurioka, N. Mori and T. Kimura: Prevention of Solidification Cracking in Very Low Carbon Steel Welds, Welding Journal, Vol. 62, No. 5 (1983), Research Suppl., 129 s-136 s.
- 3) 仙田富男, 松田福久, 高野元太, 渡辺 潔, 小林忠明, 松坂 矯: Trans-Varestraint 試験法による溶接金属の凝固割れ感受性の研究(1), 一般構造用材料に対する検討一, 溶接学会誌, 第41巻第6号(1972), 113-127.
- 4) B. F. Dixon, R. H. Phillips and J. C. Ritter: Cracking in the transvarestraint test, Part 1, A new procedure for assessment of cracking, Metal Construction, Vol. 16, No. 2 (1984), 86-90.
- 5) B. F. Dixon, R. H. Phillips, C. O. Malmgren and J. C. Ritter: Cracking in the transvarestraint test, Part 2, The pattern of solidification cracking, Metal Construction, Vol. 16, No. 3 (1984), 154-169.
- 6) 辻 勇, 井手敏治, 小柳雅博, 渡利久規: 境界要素法による熱弾塑性応力解析について, 西部造船学会会報, 第72号(昭和61年8月), 35-47.
- 7) 辻 勇, 吉村 洋: 薄板のビード溶接時の温度分布と冷却速度, 西部造船学会会報, 第58巻(昭和54年8月), 23-34.
- 8) 辻 勇: 鋼材の高温割れ感受性に関する一考察—Trans-Varestraint 試験について—, (昭和62年度秋季造船学会連合大会にて発表予定)
- 9) 川崎重工業(株)坂出造船工場: Flux Cored Wire による片面溶接適用性の検討, 日本溶接協会第87回溶接施工委員会西部地区委員会資料, SS-84-97, (昭和59年10月).