めっき浴浸漬時に生じる平板およびパイプの熱応力*

—溶融亜鉛めっき時における溶接継手の液体金属ぜい化(第2報)—

小南 鮮寿**, 矢野 和敏**, 石本 憲司***, 寺崎 俊夫****, 迎 静雄****

Thermal Stress of Plate and Pipe Occurred during Dipping in the Molten Zinc Bath*

—Liquid Metal Embrittlement of Welded Joint of Steel during Hot Dip Galvanizing (Report 2)—

by Yoshitoshi Kominami**, Kazutoshi Yano**, Kenji Ishimoto***, Toshio Terasaki****
and Shizuo Mukae****

In previous report, the effect of welding factors on the critical stress for LME-cracking of steel was examined. In addition, because of preventing the crack, it is necessary to study the behavior of thermal stress and residual stress during dipping in the molten zinc that cause the crack in steel structure.

In this report, the distribution of temperature and thermal stress during dipping simple plate and pipe in the molten zinc were analyzed. The results are as follows.

- (1) Maximum tensile thermal stress, $(\sigma_t)_{\max}$ occurred at the lower side of plate and pipe, and caused LME-cracking at this position.
- (2) $(\sigma_t)_{\max}$ increased as plate width is large and plate thickness is small. And $(\sigma_t)_{\max}$ increased as pipe diameter is large.
- (3) For the plate and pipe, $(\sigma_t)_{\max}$ increased as dipping velocity is small.

1. 結 言

第1報¹⁾で、溶融亜鉛中における鋼溶接部の割れ発生応力 σ_{cr} に及ぼす溶接諸因子の影響を検討し、 σ_{cr} を大きくしてめっき割れを防止する方法を示した。さらにもう1つの防止方法である、割れに作用する応力を小さくする方法²⁾について検討する必要がある。想定される応力として、めっき浴浸漬時に生じる熱応力および溶接残留応力が挙げられ、その和が割れに作用するものと考えられる。菊池らは平板³⁾や鋼管構造^{3,4)}をめっき浴へ浸漬したときの熱応力解析および測定を行い、熱応力挙動を明らかにしている。

本報では熱応力に注目し、平板あるいは単純パイプをめっき浴へ浸漬したときの温度分布および熱応力分布を解析し、割れが発生しやすい位置をその位置の温度を考慮して推定した。さらに、割れ推定位置において生じた

最大引張熱応力と平板・パイプの大きさ、浸漬速度との関係を調べた。

2. 平板の熱応力挙動

2.1 理 論

2.1.1 温度上昇

Fig. 1(a) に示すように座標の原点をとり、めっき浴中に板幅 w 、板厚 h の平板を速度 v で浸漬したときの温度を次のように仮定して求めた。板幅方向を y 、板厚方向を z 方向とする。

- ① めっき浴中に浸漬していない部分の温度を室温

Fig. 1 Model for calculating temperature during dipping the plate in the molten zinc

*原稿受付 昭和59年5月18日(昭和58年度秋季全国大会にて発表)

** 日本鉄塔工業(株) Japan Steel Tower Co., Ltd.

***正 員 日本鉄塔工業(株) Member, Japan Steel Tower Co., Ltd.

****正 員 九州工業大学 Member, Kyushu Institute of Technology

T_0 とする.

$$y > vt \text{ のとき } T(y, z) = T_0 \quad \dots\dots(1)$$

ただし, t : 平板の下端部がめっき浴に浸漬した瞬間を時間原点とした浸漬時間

② めっき浴中に浸漬した部分は Fig. 1(b) に示すように板厚 h の両側面から熱放散を考慮してめっき温度 θ が z 軸方向のみに伝導するものとする. この温度は Carslaw⁵⁾ によると次式のように与えられる.

$y \leq vt$ のとき

$$\left. \begin{aligned} T(y, z) = & \theta - (\theta - T_0) \sum_{n=1}^{\infty} \frac{2 \sin \delta_n}{\delta_n + \sin \delta_n \cos \delta_n} \\ & \cdot e^{-4k\delta_n^2(t-y/v)/h^2} \{ \cos \delta_n \cos(2\delta_n z/h) \\ & + \sin \delta_n \sin(2\delta_n z/h) \} \end{aligned} \right\} \dots\dots(2)$$

ただし, δ_n は次式を満足する解である.

$$Hh/2 = \delta_n \tan \delta_n \quad (n=1, 2, 3, \dots\dots)$$

k : 熱拡散率

H : 熱放散係数

したがって, 板厚 h , 板幅 w の平板を速度 v でめっき浴へ浸漬したときの温度は(1), (2)式で与えられる.

2.1.2 熱応力

Fig. 1 に示す平板に $T(y, z)$ の温度分布がある時の応力 $\sigma_x(y, z)$ を次の仮定を設定して求める.

① x 軸に垂直な $y-z$ 面は常に平面を保ち, $x-y$ 面のみで回転する.

② Fig. 1(a) において y 軸および z 軸方向の応力 σ_y, σ_z は零とする.

③ ヤング率 E , 線膨張係数 α は温度に依存せず一定とし, $E=21000 \text{ kgf/mm}^2$, $\alpha=1.2 \times 10^{-5} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$ とした.

④ 平板に作用する外力, モーメントを零とする.

$$\left. \begin{aligned} \sigma_x(y, z) = & E\alpha\theta \left\{ \frac{-6A+12B}{w} y + A \right. \\ & \left. - 6B - \frac{T(y, z)}{\theta} \right\} \\ A = & 1/wh \int_0^w \int_0^h T(y, z)/\theta \, dz dy \\ B = & 1/w^2h \int_0^w \int_0^h T(y, z)/\theta \, dz y dy \end{aligned} \right\} \dots\dots(3)$$

2.2 理論式の妥当性の検討

2.2.1 温度上昇式

めっき浴浸漬時の平板の温度変化を(2)式より求めるためには熱放散係数 H を与える必要がある. Fig. 2 に示す平板試験片をめっき浴へ浸漬したときの温度測定値に一致するような(2)式の H を求めた. 試験片の大きさは $200 \times 200 \times 16 \text{ (mm)}$ で, 平板中央で板厚中央に横穴をあけ, その中に K タイプの熱電対 (デュープレック型, 芯線 0.3 mm 径) をそう入した. 試験片外の溶融亜鉛に接する部分は小径鋼管の中をととして熱電対の燃焼を防いだ.

Fig. 2 Schematic diagram for specimen of temperature measurement in the molten zinc

Fig. 3 Thermal cycle at P during dipping in the molten zinc

Table 1 Heat transfer constant under various dipping velocity

v	H
5.51	0.052
22.99	0.051
111.11	0.051

v : Dipping velocity (mm/sec)

H : Heat transfer constant (mm^{-1})

Fig. 3 に浸漬速度 $v=5.51 \text{ mm/sec}$, $k=0.1 \text{ cm}^2/\text{sec}$, $\theta=450^\circ\text{C}$, $T_0=20^\circ\text{C}$ として, (2)式に $H=0.052 \text{ mm}^{-1}$ を代入したときの温度変化の計算値と測定値を示す. ほぼ両者は一致した. また浸漬速度を変化させた場合, 計算値が測定値にほぼ一致する H の値を Table 1 に示す. 以上より, $H=0.052 \text{ mm}^{-1}$ とした温度上昇式(2)式を用いてめっき浴浸漬時の平板の温度を推定することができる.

2.2.2 熱応力式

(3)式の熱応力式と菊池による熱応力測定値²⁾の比較を

Fig. 4 に示す。測定条件は $w=300$ mm, $h=16$ mm, $v=6.67$ mm/sec で, $\theta=460^\circ\text{C}$, $T_0=20^\circ\text{C}$ である。平板下端から 20 mm の位置の表裏面にカプセル型高温ゲージを貼付し測定している。計算値として板厚方向の平均温度 (2) 式を板厚 h で積分した式を用いた応力つまり板厚方向の平均応力 (図中実線) および, (2) 式に示す板厚内の温度分布を考慮して計算した平板表面の応力 (図中破線) を示した。図より計算値は測定値に対し, おおよそ一致しているものと思われる。表面応力より平均応力の方が測定値に近いが, めっき割れは表面から発生することより, 平板表面に発生する熱応力の計算値を用いて諸因子との影響を検討する。

2.3 平板の熱応力

2.3.1 最大熱応力発生位置

Fig. 1(a) に示す平板 $w=400$ mm, $h=16$ mm をめっき浴へ $v=2.5$ mm/sec で浸漬する場合を対象として,

Fig. 4 Comparison between calculation and experiment of thermal stresses at P during dipping in the molten zinc

Fig. 5 の図中に示す上端および下端から 24 mm の位置 P_1 , P_2 での熱応力変化と, その位置での温度変化を Fig. 5(a), (b) に示す。横軸は平板下端がめっき浴へ浸漬した瞬間を原点とした浸漬時間を示し, 縦軸は応力および温度を無次元化したものである。平板上部では約 100 秒まで圧縮応力が生じ, その後引張応力に転じ, P_1 点が浸漬する直前に最大熱応力が生じた。しかしこのときの P_1 点の温度はまだ室温付近であり, 鋼表面付近の溶融亜鉛はいったん凝固し, めっき割れは生じないと推定される。また P_1 点が亜鉛の融点 420°C に達した時, 熱応力はほぼ 0 に低下した。一方, 下部では約 125 秒で, 最大熱応力が生じた。このときの P_2 点の温度はすでに 450°C に達しており, 鋼表面には溶融亜鉛が接し, 材料のめっき割れ感受性が高かつ応力集中部が存在するなら, めっき割れが発生する可能性がある。

そこで, 以後平板下部に生じる最大引張応力 ($(\sigma_t)_{\max}$) について注目した。なお, $(\sigma_t)_{\max}$ が生じたときの温度が 420°C 以下の場合, Fig. 6 に示すように 420°C における応力を $(\sigma_t)_{\max}$ とした。

2.3.2 板幅の影響

Fig. 7 に板厚 16 mm, $v=2.5$ mm/sec でめっき浴へ浸漬するときの $(\sigma_t)_{\max}$ と板幅 w の関係を示す。板幅が大きくなるに従い, $(\sigma_t)_{\max}$ は大きくなり, $w=400$ mm を境として, $w \leq 400$ の範囲で急激に $(\sigma_t)_{\max}$ は低下し, $400 \leq w \leq 1000$ の範囲ではほぼ一定値となった。

2.3.3 板厚の影響

Fig. 8 に板幅 400 mm, $v=2.5$ mm/sec でめっき浴へ浸漬するときの $(\sigma_t)_{\max}$ と板厚 h の関係を示す。 $h=45$ mm で変曲点が生じたのは第 2. 3. 1 項で述べた $(\sigma_t)_{\max}$ のとり方が異なったためである。図より板厚減少と共に $(\sigma_t)_{\max}$ は大きくなった。その理由として,

Fig. 5 Change of thermal stress and surface temperature during dipping in the molten zinc (dipping velocity, $v=2.5$ mm/sec) (a) Location at P_1 (b) Location at P_2

Fig. 6 Change of thermal stress and surface temperature at P_2 during dipping in the molten zinc

Fig. 7 Relation between maximum thermal stress, $(\sigma_t)_{\max}$ at P_2 and plate width, w

Fig. 8 Relation between maximum thermal stress, $(\sigma_t)_{\max}$ at P_2 and plate thickness, h

すでに浸漬した部分の平均温度が板厚が小さくなるに従い高くなり、浸漬していない部分との温度差が大きくなって、曲げモーメントによる熱応力が大きくなったものと考えられる。板厚がうすくなると熱応力が大きくなり、めっき割れが生じやすくなるが、ある板厚以下では

Fig. 9 Relation between maximum thermal stress, $(\sigma_t)_{\max}$ at P_2 and dipping velocity, v

Fig. 10 Mesh division of FEM

Fig. 11 Model for calculation the pipe temperature during dipping in the molten zinc

面外変形が大きくなり、実際には応力は小さくなると思われる。

2. 3. 4 浸漬速度の影響

Fig. 9 に板幅 400 mm, 板厚 16 mm のときの $(\sigma_t)_{\max}$ と浸漬速度の関係を示す。浸漬速度の増加と共に $(\sigma_t)_{\max}$ は低下した。実際のめっき施工では約 100 mm/sec 以上であるが、複雑で大きな構造物ほど遅い速度で施工する可能性があり、できるだけ速度をはやくする必要がある。

3. パイプの熱応力挙動

3. 1 解析方法

パイプをめっき浴へ浸漬したときの熱応力解析には有限要素法を用いた。その要素分割を Fig. 10 に示す。軸方向の要素長さを一定として、パイプ長さを 2000 mm, 4000 mm および 8000 mm と変化させ、円周方向はパイプ径が変化しても要素数を一定とした。

熱応力を解析するためには、各要素を構成する節点に温度をインプットする必要がある。Fig. 11 に示すよう

にめっき浴へ角度 θ , 速度 v でパイプを浸漬したときの各節点の温度を次のように仮定して求めた。

① めっき浴に浸漬していない節点 (N_1 点) の温度は室温 T_0 とした。

$$L > vt \text{ のとき } T = T_0$$

ただし, t : パイプの一端がめっき浴へ浸漬した瞬間を時間原点とした浸漬時間 L ; 節点から $t=0$ のときのめっき浴面までの距離

② めっき浴中に浸漬した節点 (N_2 点) の温度は板両面から熱放散をとまなめてめっき温度 θ が板厚方向のみに伝わるときの温度変化(2)式により与えられるとして, 板厚方向の平均温度とした。

$$L \leq vt \text{ のとき}$$

$$T = \theta - (\theta - T_0) \sum_{n=1}^{\infty} \frac{2 \sin^2 \delta_n}{\delta_n} \cdot \frac{1}{\delta_n + \sin \delta_n \cos \delta_n} e^{-4k\delta_n^2(t-L/v)/h^2} \quad \dots\dots(5)$$

ただし, δ_n は次式を満足する解である。

$$Hh/2 = \delta_n \tan \delta_n \quad (n=1, 2, 3, \dots)$$

(4), (5)式より, 各浸漬位置について全節点の温度を計算し, これを用いて熱応力解析した。ヤング率 E , 線膨張係数 α は温度が変わっても一定とし, $E=21000 \text{ kgf/mm}^2$, $\alpha=1.2 \times 10^{-5} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$ とした。また第2.2.1項で得られた $H=0.052 \text{ mm}^{-1}$ を用い, $\theta=450^\circ\text{C}$, $T_0=20^\circ\text{C}$, $\theta=15^\circ$ とした。計算結果は板要素の重心点における軸方向, 周方向応力, および主応力がアウトプットされるが, ここではめっき割れに関係する表面側の軸方向応力だけに注目した。

3.2 解析値の妥当性の検討

Fig. 12 にパイプをめっき浴へ浸漬したときの熱応力について, 菊池による測定値³⁾ および本解析値の比較を示す。φ660.4×18 mm, 長さ 3500 mm の上端から 1075 mm のパイプ下側における軸方向応力をカプセル型高温

Fig. 12 Comparison between calculation and experiment of thermal stresses at P during dipping in the molten zinc

ゲージを使って測定したもので, $v=6.67 \text{ mm/sec}$, $\theta=15^\circ$ でめっき浴へ浸漬した。この条件にあわせて解析し, 測定位置に最も近い要素の軸方向応力を調べた。図より本解析値は測定値にほぼ一致していた。

3.3 パイプの熱応力

3.3.1 最大熱応力発生位置

Fig. 13 に φ508.0×12.0, 長さ 4000 mm のパイプを 4.5 mm/sec でめっき浴へ浸漬するとき, 浸漬時間 200 秒, 250 秒および 300 秒における各要素の軸方向応力を示す。図中, めっき浴面および温度が亜鉛の融点と同一の 420°C に達した位置 ($T=420^\circ\text{C}$) をそれぞれ実線および一点鎖線で示す。 $T=420^\circ\text{C}$ の右側の領域ではパイプ表面に溶融亜鉛が接しているが, 左側の領域ではめっき浴へ浸漬していても亜鉛が凝固した状態になっていると考えられる。図より得られた結果を以下に示す。

- 1) めっき浴面直上に 10 kgf/mm^2 以上の引張応力が生じた。
- 2) パイプ上側において, めっき浴面から $T=420^\circ\text{C}$ の間の領域に 5 kgf/mm^2 以上の引張応力が生じた。
- 3) パイプ下側において, $T \geq 420^\circ\text{C}$ の領域で $5 \sim 10 \text{ kgf/mm}^2$ の引張応力が生じた。 $t=250$ 秒で応力の最大値 9.5 kgf/mm^2 を示した。

以上より, 平均温度で計算したパイプ上部および下部の熱応力は表面温度で計算した平板の場合と同様の傾向を得た。ここで, めっき割れ発生位置を推定するには温度が 420°C 以上での引張熱応力発生位置に注目する必要がある。めっき割れ感受性が高い材料で, 応力集中部が存在すると仮定して, 浸漬時間 250 秒のときのパイプ下

Fig. 13 Distribution of the thermal stress, σ_t , in pipe ($\phi 508.0 \times 12 \times 4000$, $v=4.5 \text{ mm/sec}$)

Fig. 14 Relation between maximum thermal stress, $(\sigma_t)_{\max}$ and pipe length, l

Fig. 15 Relation between maximum thermal stress, $(\sigma_t)_{\max}$ and pipe diameter, D

側の引張熱応力発生位置に割れが発生する可能性があると考えられる。そこで、浸漬時間を変化させてパイプ下側の温度が420℃以上の領域での最大引張熱応力 $((\sigma_t)_{\max})$ とパイプサイズ、浸漬速度の関係を調べた。つまり、Fig. 13 の条件では $(\sigma_t)_{\max}=9.5 \text{ kgf/mm}^2$ となった。

3.3.2 パイプ長さの影響

Fig. 14 に $(\sigma_t)_{\max}$ とパイプ長さとの関係を示す。パイプ外径 508.0 mm, $v=4.5 \text{ mm/sec}$ とした。パイプ長さ 4000 mm 以上で $(\sigma_t)_{\max}=9.4 \text{ kgf/mm}^2$ と一定となり、2000 mm でもほとんど応力は低下しなかった。

3.3.3 パイプ外径の影響

Fig. 15 に $(\sigma_t)_{\max}$ とパイプ外径との関係を示す。パイプ長さは 4000 mm, $v=4.5 \text{ mm/sec}$ とした。パイプ外径が大きくなるに従い $(\sigma_t)_{\max}$ は大きくなり、パイプ外径が 912.2 mm のとき $(\sigma_t)_{\max}=11.2 \text{ kgf/mm}^2$ 生

Fig. 16 Relation between maximum thermal stress, $(\sigma_t)_{\max}$ and dipping velocity, v

じた。

3.3.4 浸漬速度の影響

Fig. 16 に $(\sigma_t)_{\max}$ と浸漬速度, v との関係を示す。パイプ外径 508.0 mm とした。 $v=4.5 \text{ mm/sec}$ のとき $(\sigma_t)_{\max}=9.5 \text{ kgf/mm}^2$ であったが、 $v=36 \text{ mm/sec}$ のとき $(\sigma_t)_{\max}=0$ となり、速度をはやくするに従い $(\sigma_t)_{\max}$ は小さくなり、平板で得られた傾向と同様であった。

4. 結 言

平板およびパイプをめっき浴へ浸漬したときの温度分布および熱応力分布を解析し、以下の結果を得た。

1) 温度が亜鉛の融点 420℃ 以上での引張熱応力発生位置に注目する必要がある、平板・パイプ共に浸漬方向に対して下部に最大引張熱応力 $(\sigma_t)_{\max}$ が生じ、この位置に割れが生じる可能性があるとは推定できた。

2) 平板では板幅が大きくなり、また板厚が小さくなるに従い、またパイプではパイプ径が大きくなるに従い $(\sigma_t)_{\max}$ は大きくなった。

3) 平板・パイプ共に浸漬速度をおくするに従い $(\sigma_t)_{\max}$ は大きくなった。

参 考 文 献

- 1) 小南, 矢野, 石本, 寺崎, 迎: 溶融亜鉛めっき時における溶接継手の液体金属ぜい化 (第1報), 溶接学会論文集, 3-2 (1985) 341-346
- 2) 菊池: 溶融亜鉛中における鋼平板のひずみ測定と熱ひずみ計算, 非破壊検査, 29-8 (1980) 544-549
- 3) 菊池, 家沢: 溶融亜鉛めっき時における鋼管の変形挙動, 材料, 30-333 (1981) 562-568
- 4) 菊池, 家沢: 溶融亜鉛による鋼の液体金属ぜい化割れの応力集中部に対する影響, 材料, 31-342 (1982) 271-276
- 5) H. S. Carslaw and J. C. Jager: Conduction of Heat in Solids