

第4章

めっき抜き孔の孔径および位置の違いによる
H形鋼構造物の溶融亜鉛めっき割れ
対策に関する検討

4.1 概説

熔融亜鉛めっきを行うことで発生する割れの原因は、部材寸法、形状、めっき作業条件、鋼材の成分、溶接方法、残留応力、液体金属脆化等が単独あるいは複合的に関連して発生すると考えられている。このように割れの原因は、種々考えられるが、本章では部材形状に着目する。一般的な柱梁仕口部の割れ対策について JASS6(2007)¹⁾では、めっき抜き孔を有するノンスカラップ工法が示されている。しかし実際に推奨値を適用した場合であっても割れが発生した事例がある。そこで本章では、めっき抜き孔を有するノンスカラップ工法による一般的な柱梁仕口部の割れ対策について、浸漬実験および3次元 FEM による熱伝導-熱応力連成解析によって、めっき割れが生じにくいめっき抜き孔の孔径および位置の検討や、めっき作業条件の検討について述べる。

小山等²⁾は、柱梁仕口スカラップを有する実大部分モデルについて浸漬実験を行い、熱電対を用いて供試体の表面温度を測定している。また、熱伝導解析および熱応力解析を行い、スカラップ回し溶接止端部に発生する応力値を推定している。その結果、板厚比が大きくなるにつれて、亜鉛めっき浴槽浸漬時に部材間に発生する温度差およびスカラップ回し溶接部に発生する応力は大きくなり、割れの発生率は高くなる。また、熔融亜鉛めっきによる割れの要因としては、材料的要因よりも構造的・形状的要因が大きく、仕口部構造をスカラップ工法からめっき抜き孔を設けスカラップを省略したノンスカラップ工法にすることで、割れの発生率が大きく減少すると述べている。しかし、最適な孔径や孔位置について言及されていない。

護等³⁾は、実大の溶接組立 H 形鋼を用いて、熔融亜鉛めっきによる割れ再現実験を行い、スカラップやめっき抜き孔の位置について、割れを防ぐディテールの検討を行っている。その結果、めっき抜き孔は少なくともフィレットおよび隅肉溶接止端から 10(mm)以上離すと効果があり、スカラップよりもめっき抜き孔の方が割れを防ぐことができると述べている。

本章では、柱梁仕口部を抜き出した実大部分モデルの H 形構造物に対して、めっき抜き孔の孔径および位置を変化させた数種類の実験体を作製し熔融亜鉛浸漬実験を行う。さらに3次元非定常熱伝導解析および3次元弾塑性熱応力解析を実施し、熔融亜鉛浸漬時に H 形鋼構造物内、特にめっき抜き孔の近傍にどのような熱応力が生じるかを明らかにする。その解析過程において、正確な3次元熱伝導解析を行うためには、実験体モデルに適した最適な熱伝達係数が必要となる。そこで、実験体各部に熱電対を設けて熔融亜鉛浸漬時に実験体内に発生する温度の測定を実施する。それらの実験結果と熱伝導解析結果の差が最小になるような最適な熱伝達係数を求める。得られた最適熱伝達係数を用いて3次元熱伝導解析を行うことにより、熔融亜鉛浸漬時の実験体の温度分布が求められる。それらの結果を用いて3次元弾塑性熱応力解析を実施し、実験体内にどのような熱応力や熱ひずみが

発生し割れにつながるのかを明らかにする。さらに、溶融亜鉛めっき時に割れが生じにくいめっき抜き孔の孔径および位置の組み合わせを、数種類の実験体の実験結果と解析結果を比較しながら検討する。また 3 次元弾塑性熱応力解析上において、部材構造および溶融亜鉛めっき時のめっき作業条件を変更させた状態で解析を実行し、割れが生じにくい部材構造およびめっき作業条件を検討する。

表4-2-1 各実験体の孔径および孔位置

| 実験体Case | 孔径(mm) | 溶接ビードと孔との隙間(mm) | 備考 |
|---------|--------|-----------------|----------------|
| Case1 | 35 | 15 | φ35割れ対策型 |
| Case2 | 35 | 5 | JASS6(2007)標準型 |
| Case3 | 35 | 0 | 0距離型 |
| Case4 | 25 | 15 | φ25標準型 |
| Case5 | 25 | 5 | φ25割れ誘発型 |

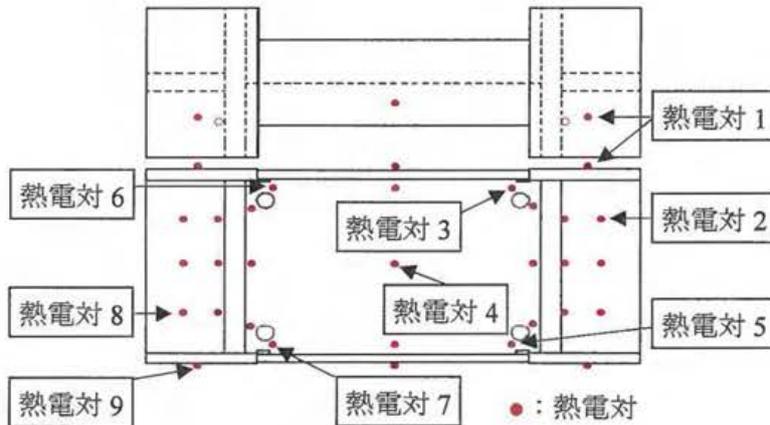


図4-2-2 熱電対取付け位置

(2) 実験方法

浸漬直前の様子を図 4-2-3 に示す。めっき処理条件として、めっき浴温度を 445(°C)として、浸漬速度を 0.5(m/min)とする。また、実験体は実際の柱材のめっき方法に合わせて長手方向に 45(°)傾けた状態で、全ての実験体を専用治具にセットし、めっき浴槽へ同時に 600(sec)間浸漬させる。そのため孔の浸漬順序は、孔 4, 3, 2, 1 の順となった。その際、浸漬開始より 600(sec)間の温度履歴を 2(sec)間隔で測定する。また、溶融亜鉛浸漬前の予熱はなしとした。



(全体の様子)

(熱電対取り付け後の様子)

図4-2-3 浸漬実験の様子

4.2.2 分析方法

熔融亜鉛浸漬後に各実験体のめっき抜き孔周辺に磁粉探傷検査を行い割れの発生有無を確認する。また、割れが熔融亜鉛浸漬時および水冷槽浸漬時のどの工程で発生しているのか確認するために、割れが発生した代表的な部分について、断面組織観察およびEPMA元素マッピング分析を行う。加えて、実験体の製作した材料が成分的に熔融亜鉛めっきによる割れが発生しやすい材料であるのかを確認するために、固体発光分析によって各成分量を測定し、JIS G 3129 鉄塔用高張力鋼鋼材(2005)⁴⁾で規定されている熔融亜鉛めっき割れ感受性当量CEZを式(4-2-1)を用いて算出し判断する。

$$CEZ = C + \frac{Si}{17} + \frac{Mn}{7.5} + \frac{Cu}{13} + \frac{Ni}{17} + \frac{Cr}{4.5} + \frac{Mo}{3} + \frac{V}{1.5} + \frac{Nb}{2} + \frac{Ti}{4.5} + 420B \quad (4-2-1)$$

4.2.3 実験結果と考察

(1) 熔融亜鉛浸漬実験結果

磁粉探傷検査の結果から、特に大きな割れが発生した実験体Case4の割れ発生位置と状況について図4-2-4,4-2-5に示す。図4-2-5中の赤線部は熔融亜鉛めっきによる割れの発生位置を示す。また、その他の実験体について各孔の割れの有無を表4-2-2に示す。

図4-2-4,4-2-5より、めっき抜き孔端部から溶接ビード方向に斜めに割れが発生していることが分かる。表4-2-2より、実験体Case1以外は割れが発生している。割れが発生した実験体の傾向は、実験体Case3~Case5に割れが複数発生しており、特にめっき抜き孔部からH形鋼フランジ側の方向に発生しやすい傾向にある。

また、割れが発生しためっき抜き孔の傾向は、孔2~4に発生しやすく、孔1では割れが発生しない傾向にある。その原因の一つとして、4つの孔の中で孔1は、熔融亜鉛めっき浸漬時に一番最後に温度が伝わる部分であり、孔2~4と比較すると孔周辺の部材温度とめっき浴温度との温度差は小さいことが原因として考えられる。

以上より、完全に割れの発生を防ぐことが可能と思われるのは実験体Case1のみである。

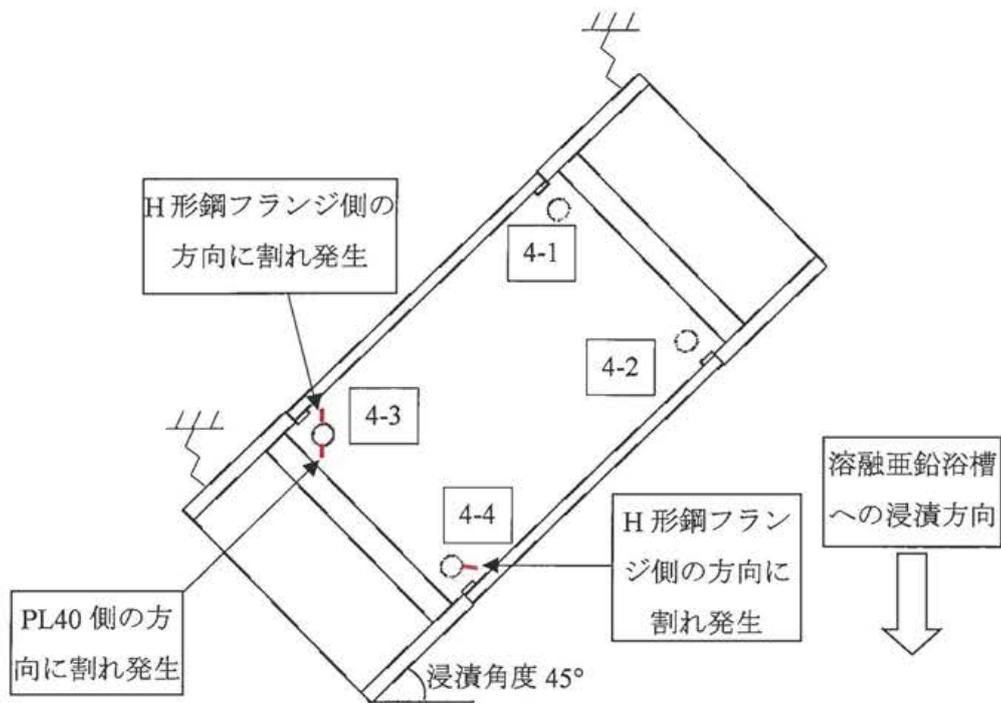


図4-2-4 実験体Case4の割れ発生状況

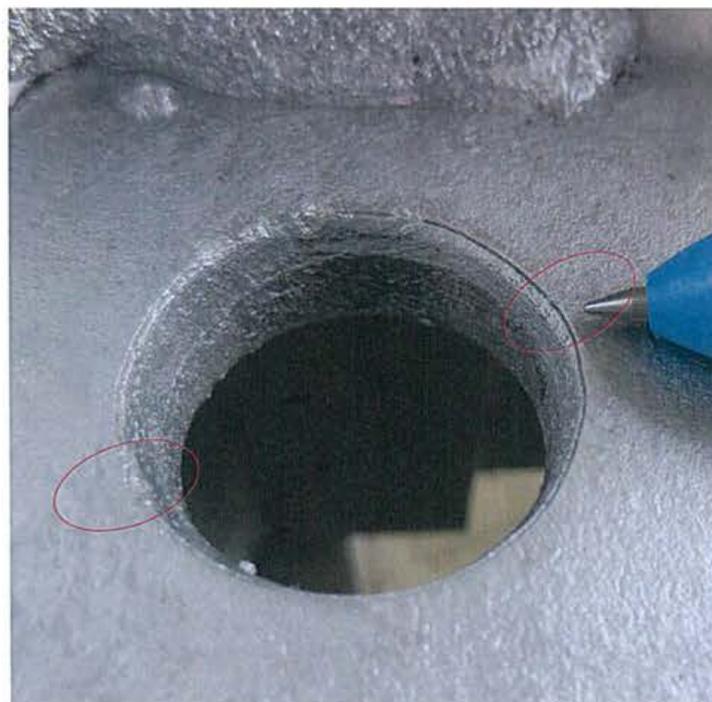


図4-2-5 孔位置4-3詳細図

表4-2-2 磁粉探傷検査による各実験体の各孔の割れの有無

| 実験体 Case | 孔位置 | 割れの有無 | |
|-------------|-----|---------------|------------------|
| | | PL40 側の 方向 | H 形鋼フランジ側 の方向 |
| Case1 | 1-1 | なし | なし |
| | 1-2 | なし | なし |
| | 1-3 | なし | なし |
| | 1-4 | なし | なし |
| Case2 | 2-1 | なし | なし |
| | 2-2 | なし | なし |
| | 2-3 | なし | なし |
| | 2-4 | なし | あり |
| Case3 | 3-1 | なし | なし |
| | 3-2 | なし | あり |
| | 3-3 | なし | あり |
| | 3-4 | なし | あり |
| Case4 | 4-1 | なし | なし |
| | 4-2 | なし | なし |
| | 4-3 | あり | あり |
| | 4-4 | なし | あり |
| Case5 | 5-1 | なし | なし |
| | 5-2 | あり | あり |
| | 5-3 | あり | なし |
| | 5-4 | なし | なし |

(2) 熔融亜鉛めっき割れ感受性測定結果

H形鋼フランジ，H形鋼ウェブ，PL25およびPL40の各材料について各3体ずつ固体発光分析により成分を測定し，式(4-2-1)より求めたCEZの平均値を表4-2-3に示す。また，材料毎の3体の結果に大きな差がないことから，分析方法による誤差は非常に小さいと考えられる。JIS G 3129 鉄塔用高張力鋼鋼材(2005)⁴⁾では，CEZを0.44(%)以下とすると定められているが，本章で用いた実験体はどの部位においてもCEZが0.44(%)を超えており，材料成分的に熔融亜鉛めっきによる割れが発生しやすい材料であったと分かる。また，H形鋼フランジとH形鋼ウェブのCEZに大きな差がある。これは，CEZを算出する式(4-2-1)から分かるように，材料中のB(ホウ素)量が大きく影響している。個体発光分析の結果から，H形鋼フランジのBは平均0.001(%)であったが，H形鋼ウェブのBは平均0.0003(%)であった。よって，H形鋼の部位毎にB量が微量に異なり，CEZの差に繋がったと考えられる。

表4-2-3 各材料のCEZ値(%)

| 材料名 | CEZ(%) |
|---------|--------|
| H形鋼フランジ | 0.79 |
| H形鋼ウェブ | 0.50 |
| PL25 | 0.47 |
| PL40 | 0.57 |

(3)断面組織観察およびEPMA元素マッピング分析

代表的な割れが発生した試料として、図4-2-5に示した孔位置4-3のH形鋼フランジ側に発生した割れについて、断面組織の様子を図4-2-6に示す。図4-2-6より、鋼材は一般的な層状のフェライト+パーライト組織を成している。割れは、圧延方向に沿った小さな割れと、放射方向に進展する大きな割れの2種類発生していることが分かる。

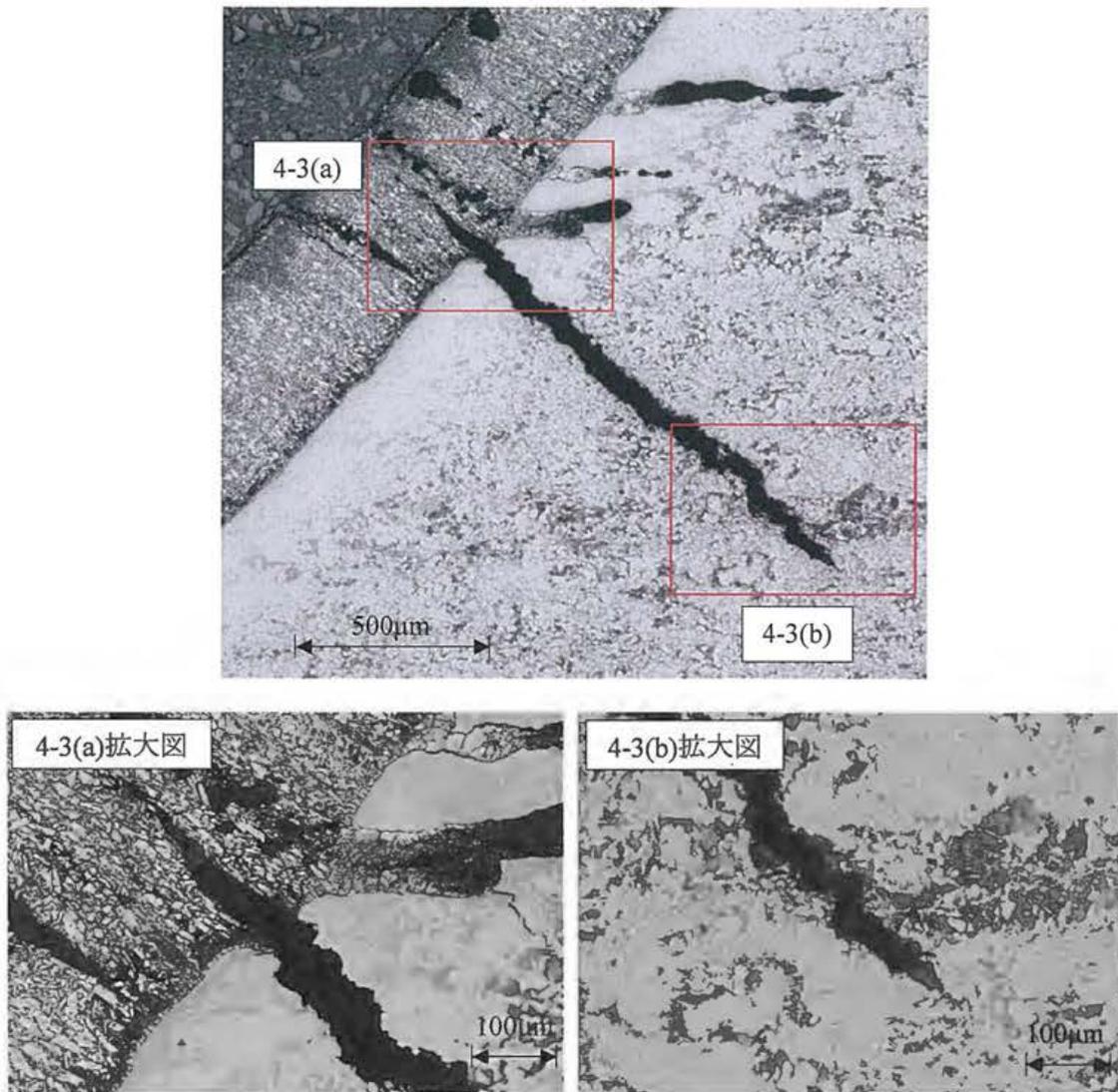


図4-2-6 孔位置4-3の断面組織

さらに、図4-2-6に示した孔位置4-3についてEPMA元素マッピング分析を行い、Zn、FeおよびOの濃度分布を測定した結果を図4-2-7に示す。図4-2-7より、圧延方向に沿った小さな割れの内部にはZnが検出されていることから、これは溶融亜鉛浸漬時に発生した割れと推定できる。また、放射方向に進展する大きな割れの内部にはZnが検出されておらず、Oが検出されていることから、これらは溶融亜鉛槽から引き上げた以降に発生した割れと推定できる。

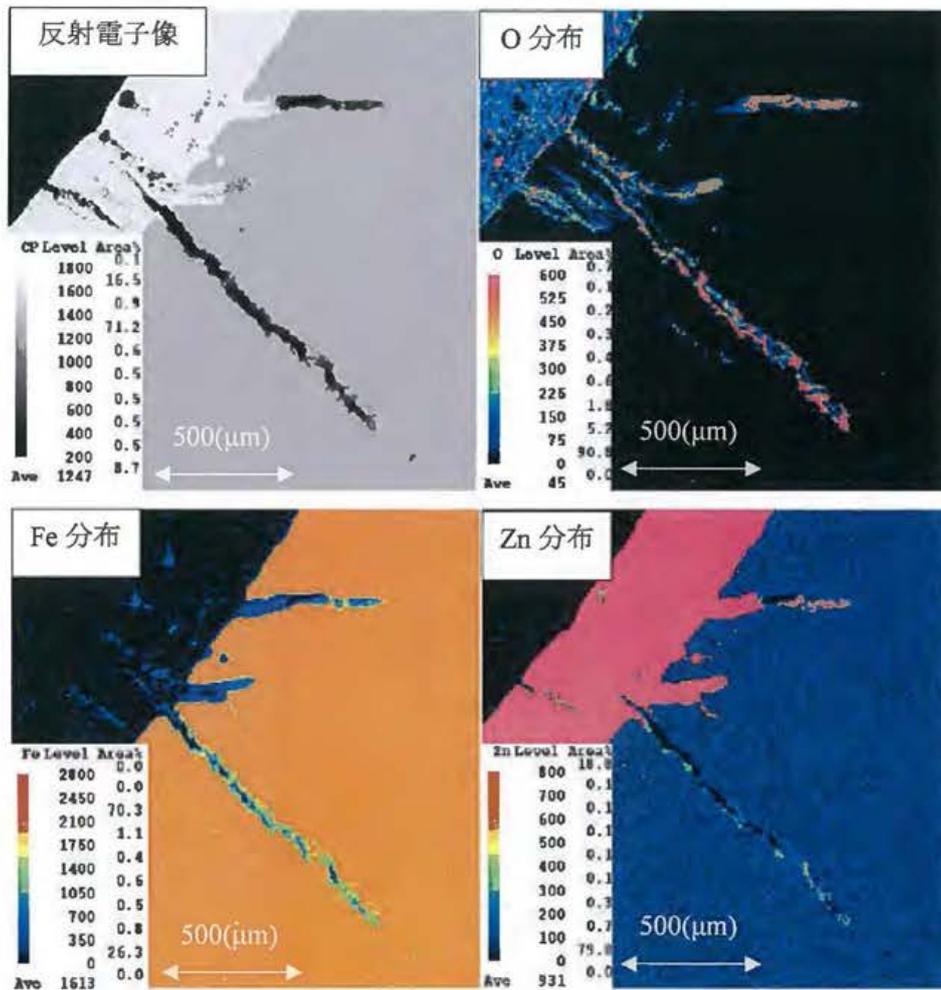


図4-2-7 孔位置4-3のEPMA元素マッピング

4.3 連成解析による溶融亜鉛浸漬実験の再現

浸漬実験の実験体の中から、実験体 Case1, Case2 および Case4 についてモデル化を行い、3次元熱伝導解析および弾塑性熱応力解析を行う。それらの結果から、溶融亜鉛めっき時に部材内、特にめっき抜き孔近傍に発生する熱応力分布を推定し、割れが生じにくい孔径および位置を検討する。

4.3.1 解析概要

(1)FEM 解析モデル

例として、実験体 Case1 の FEM 解析モデルの全体図およびめっき抜き孔周辺の拡大図を図 4-3-1 に示す。FEM 解析モデルは、4 面体および 6 面体 SOLID 要素を用いて、総節点数 61705、総要素数 86469 のモデルとした。なお、H 形鋼ウェブのめっき抜き孔周辺は特に細かくメッシュ分割を行い、H 形鋼ウェブの厚み方向についても 2 分割で FEM 解析モデルを作成した。

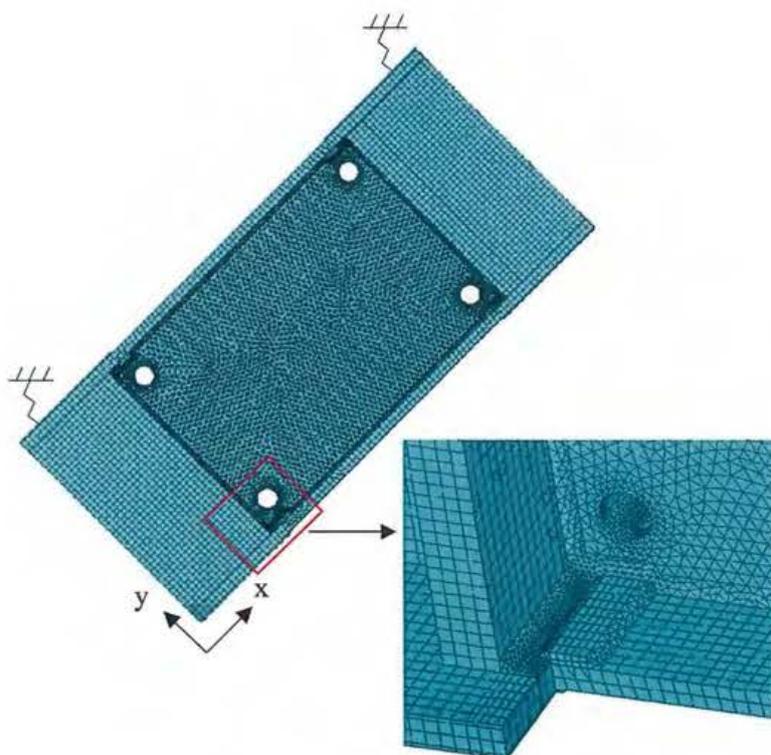


図 4-3-1 FEM 解析モデル(実験体 Case1)

(2)解析方法

3次元熱伝導－熱応力連成解析の流れ図を図4-3-2に示す。図4-3-2より、解析の流れについては、溶融亜鉛浸漬深さに従い、最初に t_1 秒後の境界条件において、3次元非定常熱伝導解析を行う。次に t_2 秒後、次に t_3 秒後というように時刻ごとの境界条件の変化に従い熱伝達面を定義し、解析モデルの溶融亜鉛浸漬中の温度分布を求める。得られた時刻歴の温度分布を外力として、時刻歴毎に浸漬開始から溶融亜鉛槽へ浸漬させた600(sec)間について、3次元FEM弾塑性熱応力解析を行う。

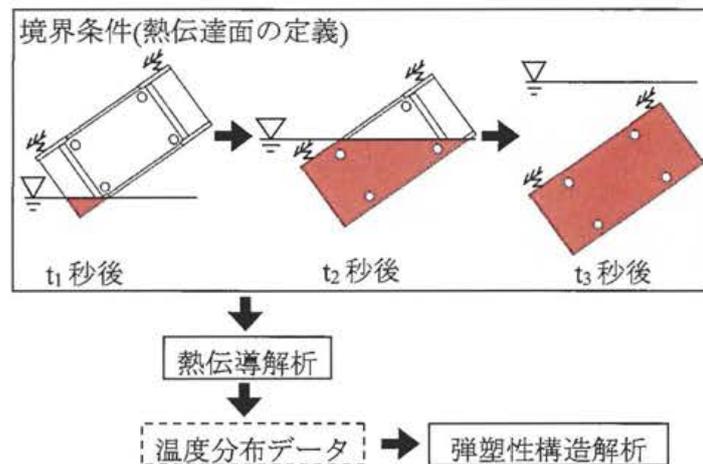


図4-3-2 3次元熱伝導－熱応力連成解析の流れ図

(3)材料特性値の温度依存性

熱伝導解析に用いる熱拡散率 κ は式(4-3-1)で表され、比熱 c 、密度 ρ 、および熱伝導率 λ による係数である。鋼材の材料特性値は、温度変化によって変動する^{5),6)}。正確な熱拡散率を求めるために、比熱、密度、および熱伝導率のすべての材料特性値について文献^{7),8)}を参考に温度依存性を考慮する。その結果比熱および熱伝導率は、図4-3-3に示すように設定する。また、密度については、20(°C)時7873(kg/m³)から916(°C)時7646(kg/m³)まで変動すると設定する。

$$\kappa = \frac{\lambda}{\rho c} \quad (4-3-1)$$

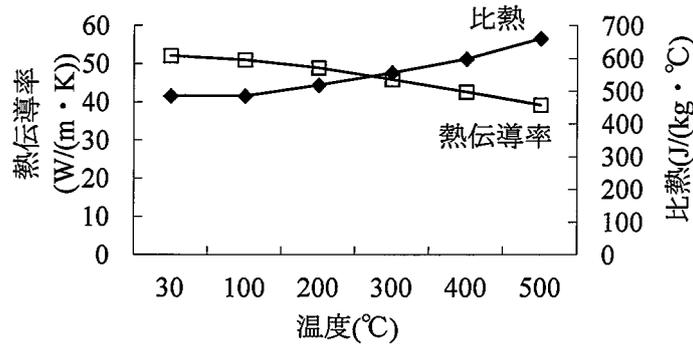


図 4-3-3 熱伝導率および比熱の温度変化

本解析に用いる各部材の降伏点の温度依存性について図 4-3-4 に示す。降伏点は、実験体の H 形鋼，溶接材料，PL25 および PL40 のそれぞれについて，実際に使用した材料のミリシートの値を常温時の値とし，文献⁸⁾を参考に温度変化の影響を推定し設定した。なお，PL25 と PL40 の降伏点はほぼ同じ値であった。また，ヤング率については文献⁸⁾を参考にして 20°C 時 210(kN/mm²)から 500°C 時 159(kN/mm²)の温度範囲内で変化するように設定する。その他，接線係数はヤング率の 1/100 とし，熱膨張係数については 20°C 時 $11.6 \times 10^{-6} / (^\circ\text{C})$ から 500°C 時 $13.9 \times 10^{-6} / (^\circ\text{C})$ の温度範囲内で変化するように設定した。

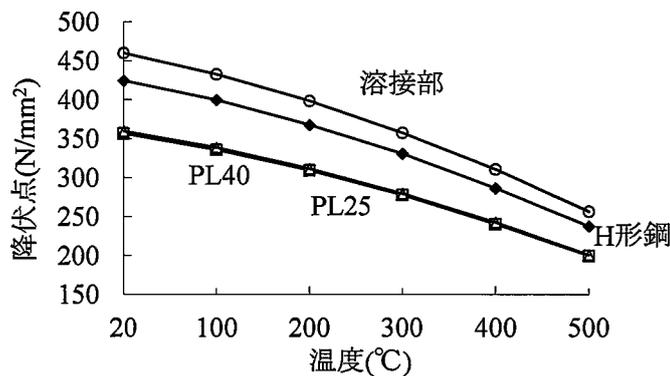


図 4-3-4 降伏点の温度依存性

(4)最適熱伝達係数の設定

境界条件によって変化する可能性のある熱伝達係数は，これまでと同様に最適化手法によって求める。まず，熱伝達係数を 500~10000(W/(m²·°C))の範囲で変化させ，解析温度 T °C を求める。さらに，H 形鋼ウェブ，H 形鋼フランジ，PL25 および PL40 のそれぞれについて式(4-3-2)の目的関数 OBJ を用いて，各節点の解析温度 T °C が，浸漬実験により得られた各熱電対の実験温度 T °C と近似するような温度分布を最小二乗法で求める。これらから得られた目的関数 OBJ と熱伝達係数の関係を図 4-3-5 に示す。図 4-3-5 より，目的関数 OBJ が最小となる最適熱伝達係数は，すべての部位において 800(W/(m²·°C))であると分かる。

$$OBJ = \sqrt{\sum(T - T')^2} \quad (4-3-2)$$

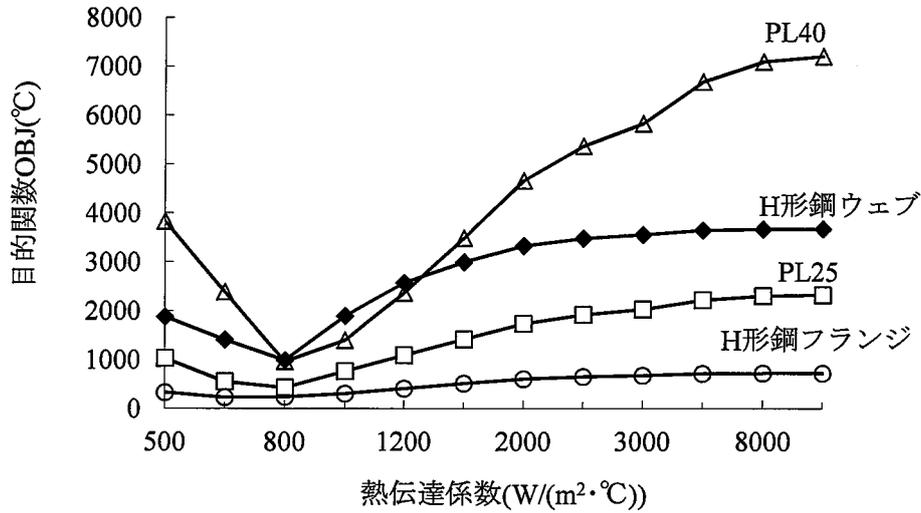


図 4-3-5 熱伝達係数と目的関数 OBJ の関係

(5)解析パターン

3次元熱伝導解析および弾塑性熱応力解析を行う解析パターンの一覧を表 4-3-1 に示す。表 4-3-1 に示すように、浸漬実験と同じ条件を設定する。これらの結果から、溶融亜鉛めっき時に部材内、特にめっき抜き孔近傍に発生する熱応力分布を推定し、割れが生じにくい孔径および位置を検討する。

表 4-3-1 解析パターン一覧(溶融亜鉛浸漬実験の再現)

| 各 Case | 孔径 (mm) | 溶接ビードと孔の隙間 (mm) | 板厚比 (倍) | 溶融亜鉛めっき槽への浸漬速度 (m/min) | 溶融亜鉛めっき槽への浸漬角度(°) | 備考 |
|--------|---------|-----------------|---------|------------------------|-------------------|----------------|
| Case1 | 35 | 15 | 4.4 | 0.5 | 45 | φ35 割れ対策型 |
| Case2 | | 5 | | | | JASS6(2007)標準型 |
| Case4 | 25 | 15 | | | | φ25 割れ対策型 |

4.3.2 解析結果と考察

(1)熱伝導解析結果

最適化手法によって求めた最適熱伝達係数 $800(\text{W}/(\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C}))$ を用いて境界条件を設定して非定常熱伝導解析を行った。図 4-3-6 は、図 4-2-2 に示した代表的な 9 点について実験体 Case1 の解析値と実験値の温度履歴曲線を示している。図 4-3-6 より、実験値と解析値の温度履歴曲線は、最大で約 $20(^{\circ}\text{C})$ の誤差が見られるところもあるが、概ね温度分布を再現できている。また、H 形鋼ウェブの熱電対 3~7 のの中では、最初に浸漬する熱電対 7 の温度上昇が最も早く、浸漬開始から約 $90(\text{sec})$ で約 $400(^{\circ}\text{C})$ に達する。加えて、最後に浸漬する熱電対 3 は、熱電対 7 と比べて温度上昇が開始する時間に約 $50(\text{sec})$ の差がある。そのため熱電対 3 の温度が上昇し始める浸漬開始 $60(\text{sec})$ 時に熱電対 7 の温度は $380(^{\circ}\text{C})$ に達しており、熱電対 3,7 の温度差 $320(^{\circ}\text{C})$ 程度である。また、4 つのめっき抜き孔は、熱電対 7, 6, 5, 3 すなわち孔 4, 3, 2, 1 の順で温度が上昇することを再現できている。

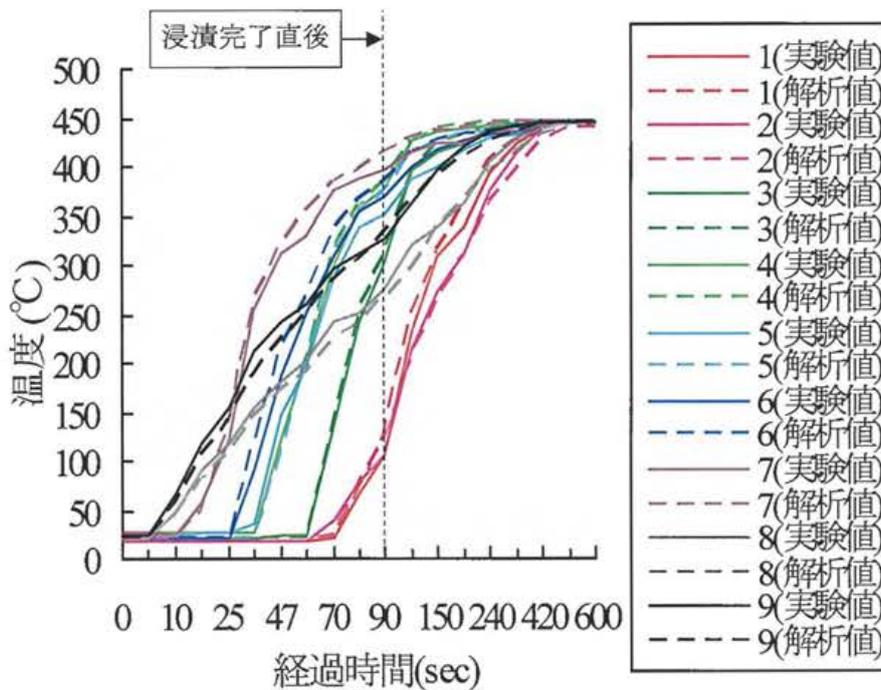


図 4-3-6 Case1 における実験値と解析値の温度履歴

熱伝導解析結果より、最大第一主応力発生時の温度分布を図 4-3-7 に示す。なお、浸漬実験では実験体の表面温度を測定しているため、解析結果においてもモデルの表面温度分布で評価する。図 4-3-7 より、浸漬開始 270(sec)経過時において、めっき抜き孔がある H 形鋼ウェブはほぼめっき浴温 445(°C)に達するが、板厚が厚い PL40 では 374~425(°C)であり、H 形鋼ウェブと PL40 では最大約 70(°C)の温度差が生じる。また、実験体 Case2 および実験体 Case4 の温度分布においては、実験体 Case1 とほぼ同等の温度変化であったため割愛する。

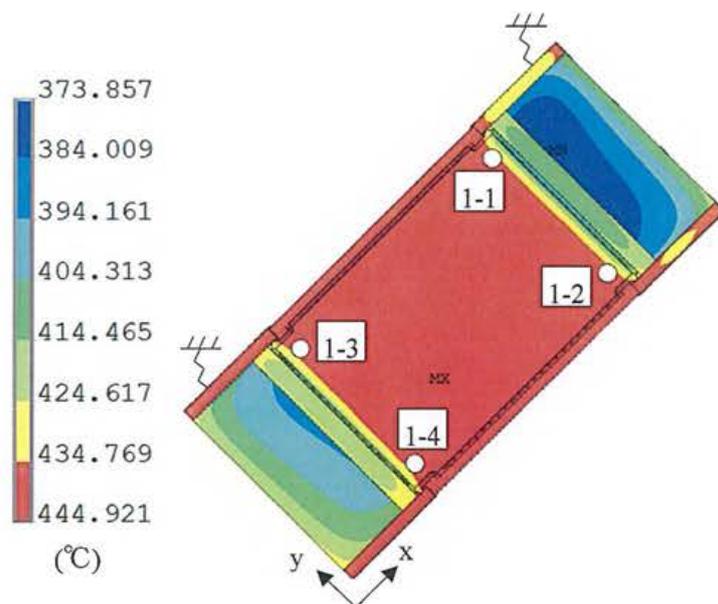


図 4-3-7 Case1 における最大第一主応力発生時の温度分布図(浸漬開始 270(sec)後)

(2)熱応力解析結果

熱応力解析結果より、実験体 Case1(めっき抜き孔径 35(mm), 溶接ビードからの隙間 15(mm))における最大第一主応力発生時の第一主応力分布図を図 4-3-8 に示し、最大相当応力発生時の相当応力分布図を図 4-3-9 に示す。図 4-3-8 より、浸漬開始 270sec 後において、孔位置 1-2 の孔端部から H 形鋼フランジ側の方向に最大 302(N/mm²)の第一主応力が発生している。また、各めっき抜き孔から PL40 側および H 形鋼フランジ側に大きな引張応力が発生している。これは浸漬実験において実験体 Case2~5 に発生した割れの進展傾向と同じである。一方、図 4-3-9 より、浸漬開始 270(sec)後において、孔位置 1-3 の孔端部から H 形鋼フランジ方向に最大 247(N/mm²)の相当応力が発生している。これらから、最大第一主応力および最大相当応力が発生する時間は同じであるが各最大応力が発生した孔位置は異なり、第一主応力の方が相当応力より大きな応力が発生しており、実験結果を良く表しているため他の実験体についても第一主応力の結果で検討することとする。3 章の検討においては、小山等²⁾の研究を参考に相当応力によって評価を行った。一方、本章では、まず実験体 No.1 について、第一主応力および相当応力で評価した結果、相当応力値よりも第一主応力値の方が大きな値となった。よって、主応力で評価することは安全側の評価となっている。また、相当応力はスカラー量であるため、どのような応力(引張、圧縮)が作用しているのか、また応力のベクトル方向が不明であるため、孔回りの詳細な応力集中状態が評価できない。以上から、本章では主に第一主応力を用いて評価している。ただし、溶融亜鉛めっきによる割れが発生する強度評価について著者は、脆性破壊(主応力で評価)および延性破壊(相当応力で評価)が複合的に関係していると考えており、どちらかのみで評価することは危険であると考えている。なお、今回のようなウェブ(薄い鋼板)の応力状態は、ほぼ平面応力状態となっているため一般的には相当応力と主応力は近似するといわれている。よって値の大小の違いは認められるが、相当応力で評価しても同じような結論になると考える。

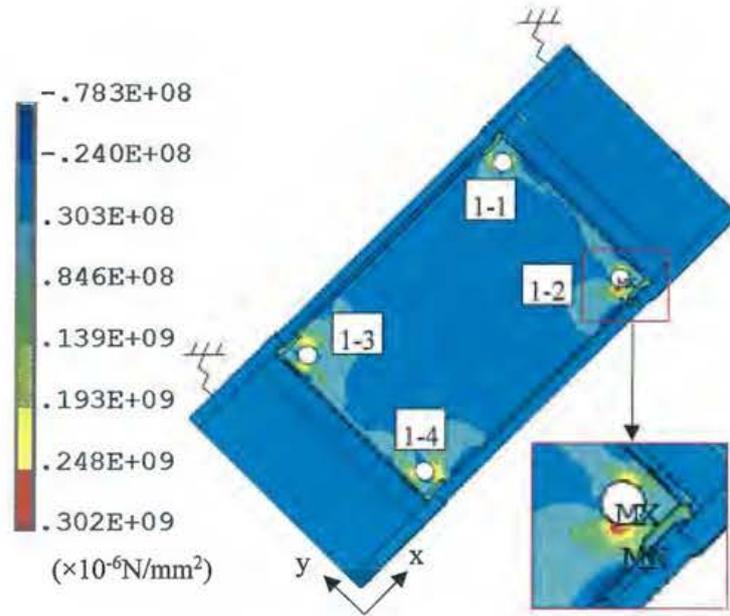


図 4-3-8 Case1 における最大第一主応力発生時の第一主応力分布図(浸漬開始 270(sec)後)

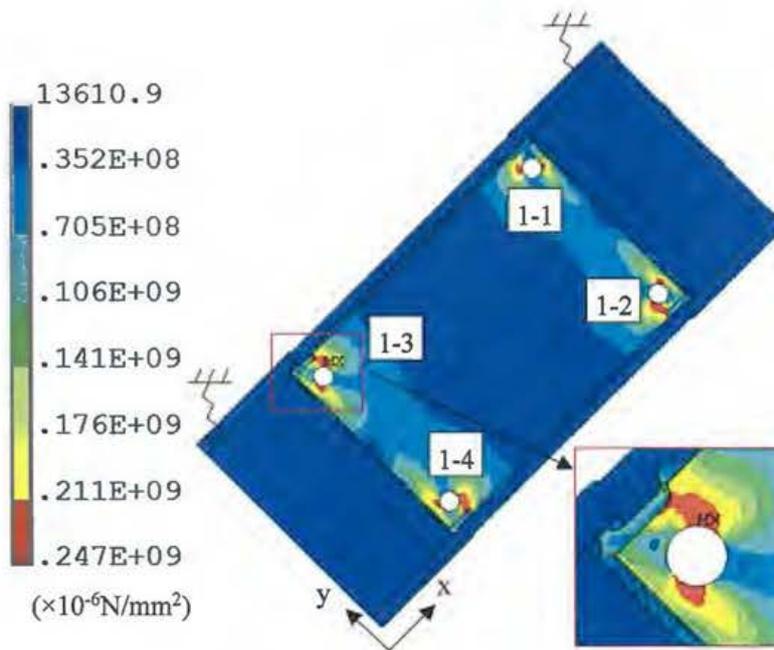


図 4-3-9 Case1 における最大相当応力発生時の相当応力分布図(浸漬開始 270(sec)後)

実験体 Case2(めっき抜き孔径 35(mm), 溶接ビードからの隙間 5(mm))における最大第一主応力発生時の第一主応力分布図を図 4-3-10 に示す。図 4-3-10 より、浸漬開始 270(sec)後において、孔位置 2-3 の孔端部から H 形鋼フランジ方向側に最大 326(N/mm²)の第一主応力が発生している。浸漬実験で割れが発生した孔位置 2-4 において、解析結果では孔端部から H 形鋼フランジ方向に 315(N/mm²)の第一主応力が発生しており、解析結果の応力集中部と実験結果の割れの進展方向は一致している。また、浸漬実験では、孔位置 2-3 に割れは確認できなかったが、解析結果から割れが発生しやすい状態であったということが分かる。

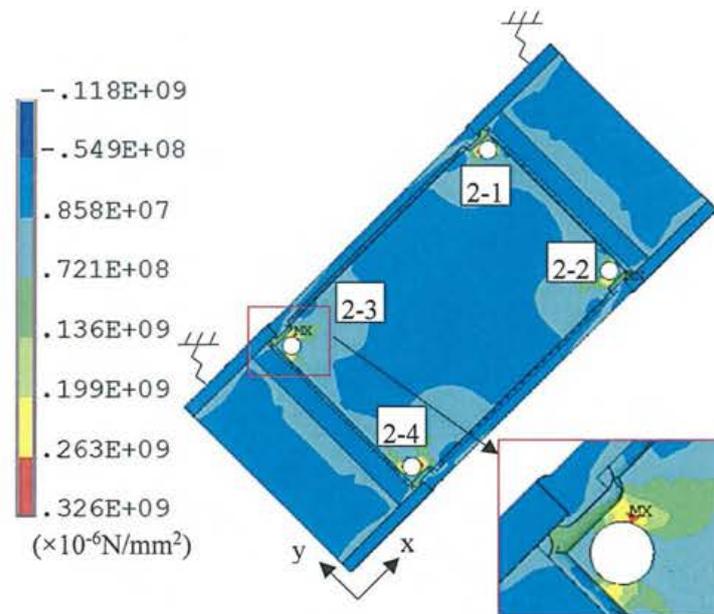


図 4-3-10 Case2 における最大第一主応力発生時の第一主応力分布図(浸漬開始 270(sec)後)

熱応力解析結果より、実験体 Case4(めっき抜き孔径 25(mm), 溶接ビードからの隙間 15(mm))における最大第一主応力発生時の第一主応力分布図を図 4-3-11 に示す。図 4-3-11 より、浸漬開始 270(sec)後において、孔位置 4-3 の孔端部から PL40 側の方向に最大 365(N/mm²)の第一主応力が発生している。また、解析結果の孔位置 4-3 近傍に発生した 2 つの応力集中部は、実験結果の割れの進展方向と一致している。

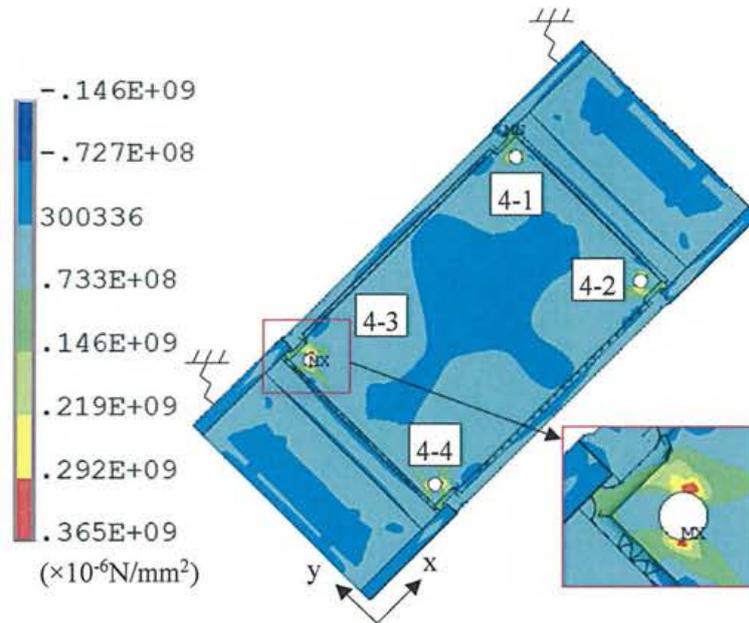


図 4-3-11 Case4 における最大第一主応力発生時の第一主応力分布図(浸漬開始 270(sec)後)

さらに実験体 Case4 の結果から、最大第一主応力発生時における孔 4-3 周辺の主応力ベクトルの全体図を図 4-3-12 に示す。また、図 4-3-12 の赤枠の拡大図を図 4-3-13 に示す。図中のベクトルの長さは、発生した応力の大きさを表している。図 4-3-12, 4-3-13 より、孔端部周辺に引張第一主応力が割れが発生する方向の垂直方向に発生しており、H 形鋼のフランジ方向に向かって徐々に小さくなるのが分かる。なお、第一主応力ベクトル(引張)は割れが発生した方向に直交して発生している原因としては、溶融亜鉛浸漬部分の板厚の薄い H 形鋼ウェブが熱によって膨張し、浸漬方向と直角方向に伸びようとして引張応力が発生したため考えている。

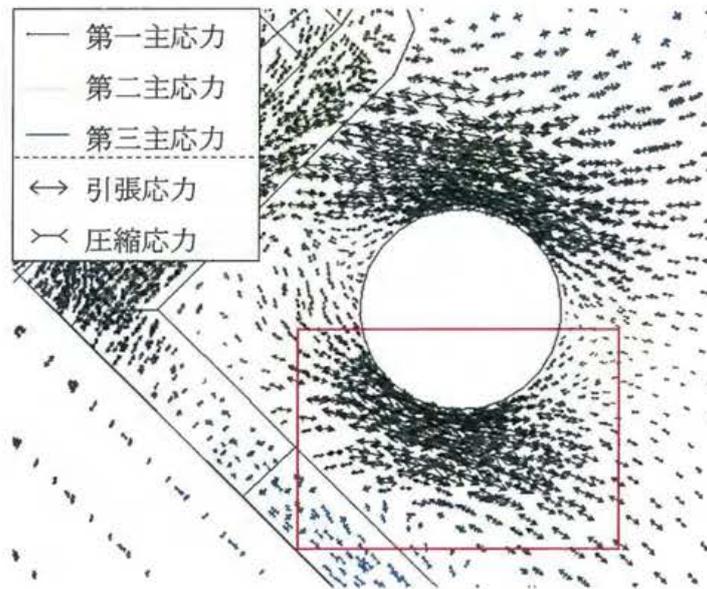


図 4-3-12 Case4 における最大第一主応力発生時における孔 4-3 周辺の主応力ベクトル全体図(浸漬開始 270(sec)後)

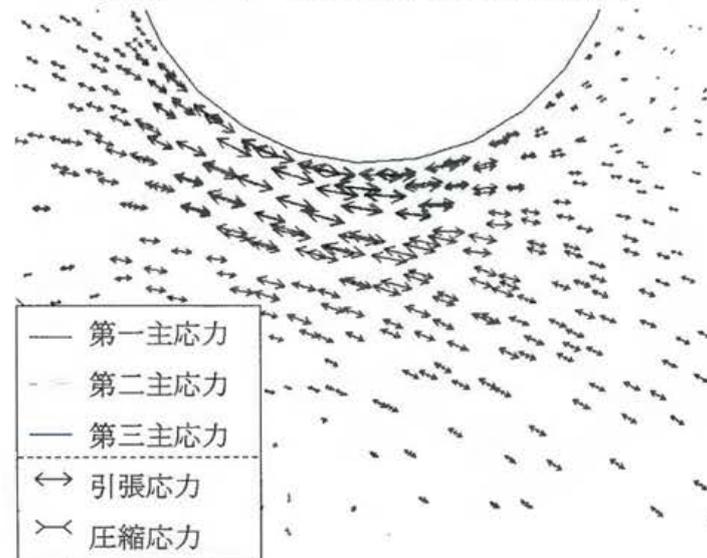


図 4-3-13 Case4 における最大第一主応力発生時における孔 4-3 周辺の主応力ベクトル拡大図(浸漬開始 270(sec)後)

図 4-3-8,4-3-10,4-3-11 に示した各実験体の最大第一主応力発生位置の第一主応力履歴曲線を図 4-3-14 に示す。図 4-3-14 より、実験体 Case1 の第一主応力の履歴曲線は、実験体 Case2,4 に発生した第一主応力の履歴曲線より小さい傾向にある。最大値で比較すると、実験体 Case1 の最大第一主応力値は、実験体 Case2 より約 8(%)小さく、実験体 Case4 より約 20(%)小さく低減できている。また、全ての実験体において、応力発生に時間差がみられるが、浸漬開始から 150(sec)までの挙動は、すべての履歴曲線で引張応力(最大約 45(N/mm²))が発生後に圧縮応力(最大約 130(N/mm²))が発生していることが分かる。その後、発生する圧縮応力が大きいほど最終的に大きな引張応力となる傾向が認められる。図 4-2-4 に示すように、本解析条件ではモデルを傾けて浸漬した場合を想定しているため、各めっき抜き孔の温度上昇が異なる。板厚が薄い H 形鋼のウェブは温度上昇が早い、そのほかの板厚が厚い PL は温度上が遅い傾向にある。また、実験体を熔融亜鉛へ完全に浸漬させるためには約 100(sec)の時間が必要であるため、熔融亜鉛に浸漬する過程で部位や場所によって温度分布が異なり応力の変化が発生し、浸漬開始から 270(sec)程度で割れが発生すると推測できる。

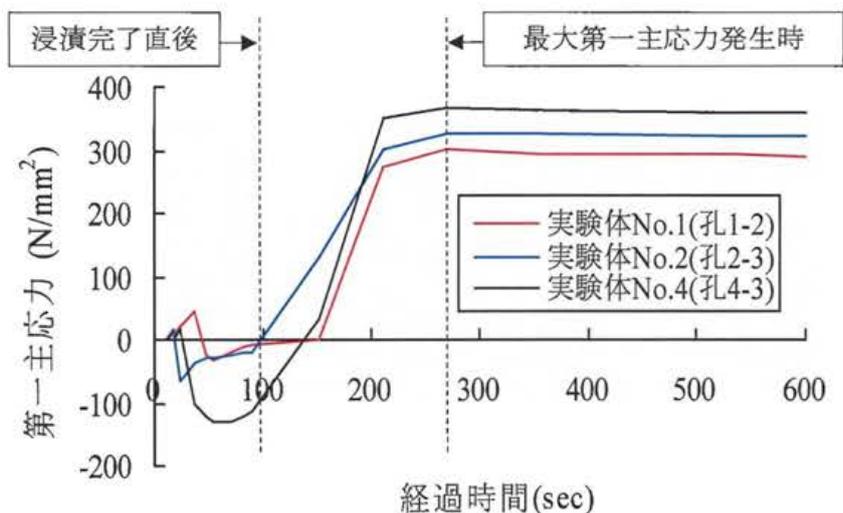


図 4-3-14 各実験体の最大主応力発生位置における第一主応力履歴曲線

以上の解析結果から、実験体 Case1 のめっき抜き孔の孔径および位置が最も割れの発生を低減できると考えられる。また、実験体 Case1,4 の解析結果から、めっき抜き孔と溶接ビードとの隙間を 15(mm)設けたとしても、孔径 25(mm)では割れの可能性があり、孔径 35(mm)程度までの大きさのめっき抜き孔が必要であることが分かった。これらについては、鶴戸口⁹⁾によって、孔径および溶接ビードとの距離が大きいほど、最大応力が小さくなることが力学的に示されている。

4.4 めっき割れ対策の解析的検討

Case6~11 として、部材構造および溶融亜鉛めっき時のめっき作業条件を変更させた状態を 3 次元熱伝導-熱応力連成解析によって再現する。それらの結果から、溶融亜鉛めっき時に部材内、特にめっき抜き孔近傍に発生する熱応力分布を推定し、割れが生じにくい部材構造およびめっき作業条件を検討する。

4.4.1 解析概要

3 次元熱伝導解析および弾塑性熱応力解析を行う解析パターンの一覧を表 4-4-1 に示す。表 4-4-1 に示すように、Case6 は、めっき抜き孔の位置を Case1 と Case2 の中間として溶接ビードと孔の隙間を 10(mm)と設定した。また、割れの発生を低減させる対策として、部材内の板厚比を小さくすることが考えられる¹⁰⁾。そこで Case7 では、H450×200×9×19 を H450×200×12×19 に変更し、部材内の板厚比を 4.4 倍から 3.3 倍に変更した解析モデルを設定する。その他の割れ対策として、溶融亜鉛めっき浸漬時の浸漬速度を速く設定した場合を Case8 とする。加えて、図 4-2-4 に示した溶融亜鉛めっき浸漬時の浸漬角度を変更した場合を Case9,10,11 とする。その他の解析条件は 4.3 節に示した条件と同様に行う。

これらの結果から、溶融亜鉛めっき時に部材内、特にめっき抜き孔近傍に発生する熱応力分布を推定し、割れが生じにくい部材構造およびめっき条件を検討する。

表 4-4-1 解析パターン一覧(めっき割れ対策の検討)

| 各 Case | | 孔径 (mm) | 溶接ビードと孔の 隙間(mm) | 板厚 比 (倍) | 溶融亜鉛め っき槽への 浸漬速度 (m/min) | 溶融亜鉛め っき槽への 浸漬角度(°) | 備考 |
|------------------------|--------|------------|--------------------|----------------|-----------------------------------|---------------------------|-------------------------------|
| 浸漬実験 | Case2 | 35 | 5 | 4.4 | 0.5 | 45 | JASS6(2007) ¹⁾ 標準型 |
| FEM 解析 のみの 検討 | Case6 | 35 | 10 | 4.4 | 0.5 | 45 | Case2 よりも隙間を 設けた場合 |
| | Case7 | | 5 | 3.3 | | | Case2 よりも板厚比 を小さくした場合 |
| | Case8 | | | 4.4 | 2.4 | | Case2 よりも浸漬速 度を速くした場合 |
| | Case9 | | 5 | 4.4 | 0.5 | 30 | Case2 よりも浸漬角 度を小さくした場合 |
| | Case10 | | | | | 15 | Case9 よりも浸漬角 度を小さくした場合 |
| | Case11 | | | | | 0 | Case10 よりも浸漬角 度を小さくした場合 |

4.4.2 解析結果と考察

(1)Case6

Case6(めっき抜き孔径 35(mm), 溶接ビードと孔との隙間 10(mm))における最大第一主応力発生時の第一主応力分布図を図 4-4-1 に示す。図 4-4-1 より、浸漬開始 270(sec)後において、孔位置 6-3 の孔端部から H 形鋼フランジ方向側に最大 307(N/mm²)の第一主応力が発生している。

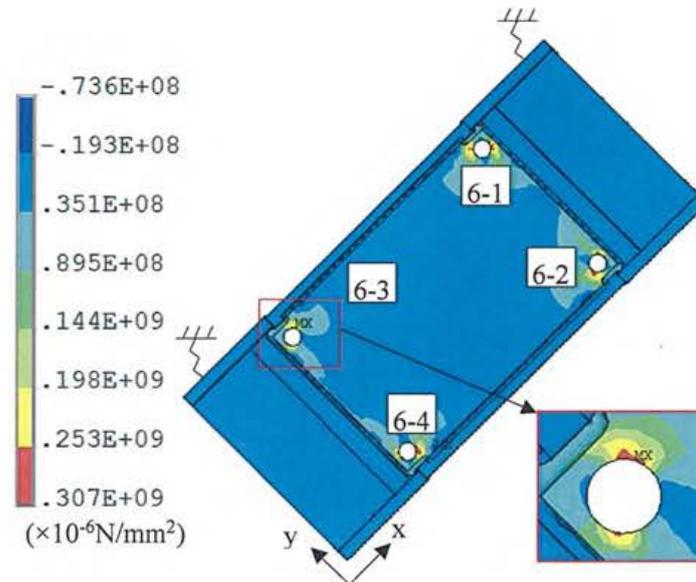


図 4-4-1 Case6 における最大第一主応力発生時の第一主応力分布図(浸漬開始 270(sec 後))

Case1,2,6 の熱応力解析結果より、溶接ビードと孔との隙間と最大第一主応力値の関係を図 4-4-2 に示す。図 4-4-2 より、溶接ビードと孔との隙間を大きく設定することで、最大第一主応力を低減できることが分かる。特に、Case2 と Case6 の最大第一主応力差は約 19(N/mm²) (Case2 と比較して 5.8 (%)低減)であり、溶接ビードと孔との隙間 10(mm)であっても、割れの低減効果は大きいと思われる。

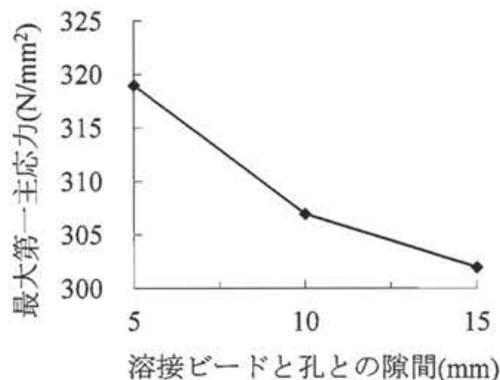


図 4-4-2 溶接ビードと孔との隙間と最大第一主応力値の関係

(2)Case7

Case7(部材内の板厚比を 3.3 倍)における最大第一主応力発生時の第一主応力分布図を図 4-4-3 に示す。図 4-4-3 より、浸漬開始 360(sec)後において、孔位置 7-3 の孔端部から H 形鋼フランジ方向側に最大 292(N/mm²)の第一主応力が発生している。これは、Case2 の最大第一主応力より低く抑えられているため、割れの発生を防ぐことができると推測できる。

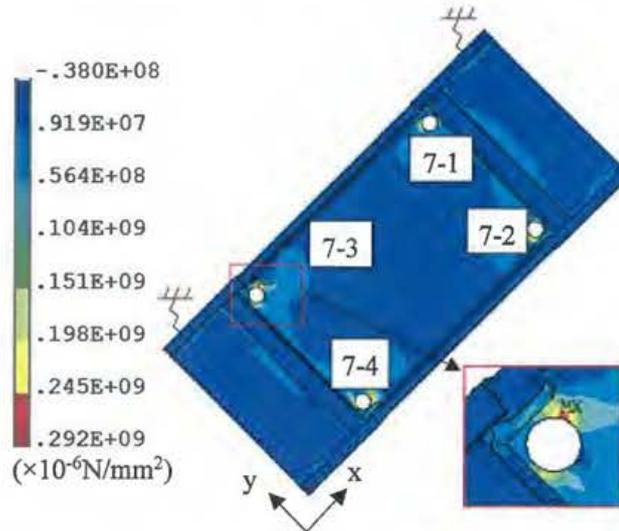


図 4-4-3 Case7 における最大第一主応力発生時の第一主応力分布図(浸漬開始 360(sec)後)

(3)Case8

Case8(溶融亜鉛めっき時の浸漬速度 2.4(m/min))における最大第一主応力発生時の第一主応力分布図を図 4-4-4 に示す。図 4-4-4 より、浸漬開始 270(sec)後において、孔位置 8-3 の孔端部から H 形鋼フランジ方向側に最大 319(N/mm²)の第一主応力が発生している。これは、Case2 で発生する最大第一主応力より低いものの、板厚比を小さく設定した Case7 ほどの割れ低減効果はないと分かる。

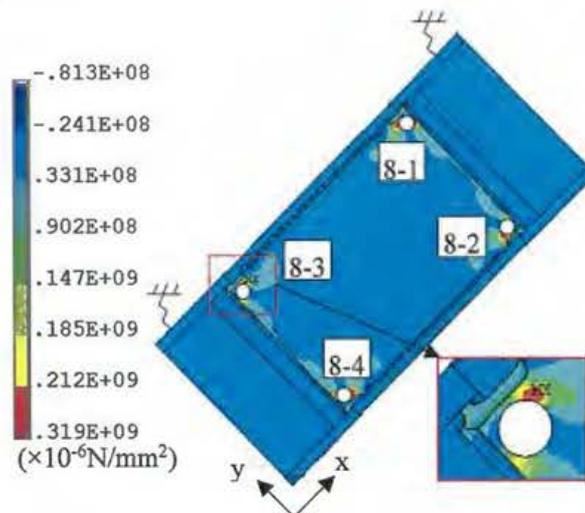


図 4-4-4 Case8 における最大第一主応力発生時の第一主応力分布図(浸漬開始 270(sec)後)

(4) Case9,10,11

溶融亜鉛めっき浸漬時の浸漬角度を変化させた Case9,10,11 の熱応力解析結果より、浸漬角度と最大第一主応力値の関係を図 4-4-5 に示す。図 4-4-5 より、浸漬角度を低くすることで最大第一主応力を低減できることが分かる。特に、浸漬角度 45(°)の Case1 と浸漬角度 0(°)の Case11 の最大第一主応力差は約 23(N/mm²) (Case2 と比較して 7.1(%)低減)と大きな差があるため、溶融亜鉛めっき時の浸漬角度を極力小さく設定することで、割れの発生を低減できると思われる。

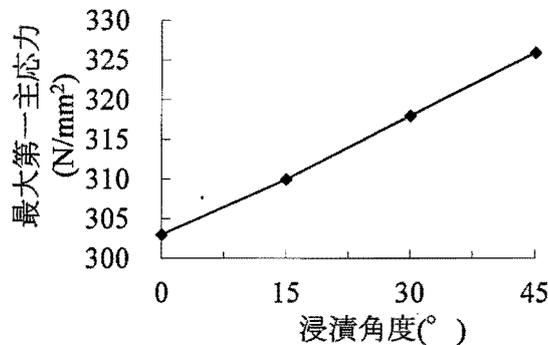


図 4-4-5 溶融亜鉛めっき浸漬時の浸漬角度と最大第一主応力の関係

(5)各 Case の最大第一主応力および履歴曲線

各 Case の熱応力解析結果より、Case2 の最大第一主応力値を基準として、他の Case との最大主応力値の低減割合を表 4-4-2 に示す。加えて、各 Case の最大第一主応力発生位置の第一主応力履歴曲線を図 4-4-6 に示す。表 4-4-2 より、Case1 および Case6~Case11 の最大第一主応力は、Case2 に発生した最大第一主応力より小さい傾向にある。特に、Case2 と比べて、板厚比を小さくした Case7 では最大第一主応力が約 10(%)低減しており、溶接ビードと孔との隙間を 15(mm)とした Case1 および溶融亜鉛めっき時の浸漬角度を 0(°)とした Case11 においては最大第一主応力が約 7(%)低減させる結果となっており、部材構造およびめっき作業条件を考慮することで割れの発生を大きく低減できることが分かった。図 4-4-6 より、全ての Case において、第一主応力の発生に時間差がみられるが、浸漬開始から 150(sec)までの挙動は、すべての履歴曲線で引張応力(最大約 45(N/mm²))が発生後に圧縮応力(最大約 75(N/mm²))が発生していることが分かる。図 4-2-3 に示すように、実際のめっき作業条件を模擬した本解析条件ではモデルを吊り上げた状態から下部より順次浸漬した場合を想定しているため、各めっき抜き孔の温度上昇が異なる。板厚が薄い H 形鋼のウェブは温度上昇が早い、そのほかの板厚が厚い PL 鋼材は温度上昇が遅い傾向にある。また、モデルを溶融亜鉛へ完全に浸漬させるためには時間がかかり、溶融亜鉛に浸漬する過程で部位や場所によって温度分布が異なり応力の変化が発生し、浸漬開始から 270(sec)程度で最大主応力が発生すると推測できる。

以上の解析結果から、部材構造の割れの対策としては、溶接ビードと孔との隙間を大きく設定し、板厚比を小さく設定することが有効である。その他、めっき作業条件による割れの対策としては、溶融亜鉛めっき浸漬時の浸漬速度を速く設定し、浸漬角度を小さくする設定することが有効である。以上から、これらの対策を現場で可能な範囲で複合して採用することが最も有効な割れ対策である考えられる。

表 4-4-2 Case2 を基準とした最大第一主応力低減割合の一覧

| 各 Case | 最大第一主応力 (N/mm ²) | 最大第一主応力低減 割合(%減) |
|------------------------------------|---------------------------------|---------------------|
| Case1 | 302 | 7.5 |
| Case2 | 326 | - |
| Case6 (溶接ビードと孔との 距離 10 (mm)) | 307 | 5.8 |
| Case7 (板厚比 3.3 倍) | 292 | 10.4 |
| Case8 (浸漬速度 2.4(m/min)) | 319 | 2.1 |
| Case9 (浸漬角度 30(°)) | 318 | 2.5 |
| Case10 (浸漬角度 15(°)) | 310 | 4.9 |
| Case11 (浸漬角度 0(°)) | 303 | 7.1 |

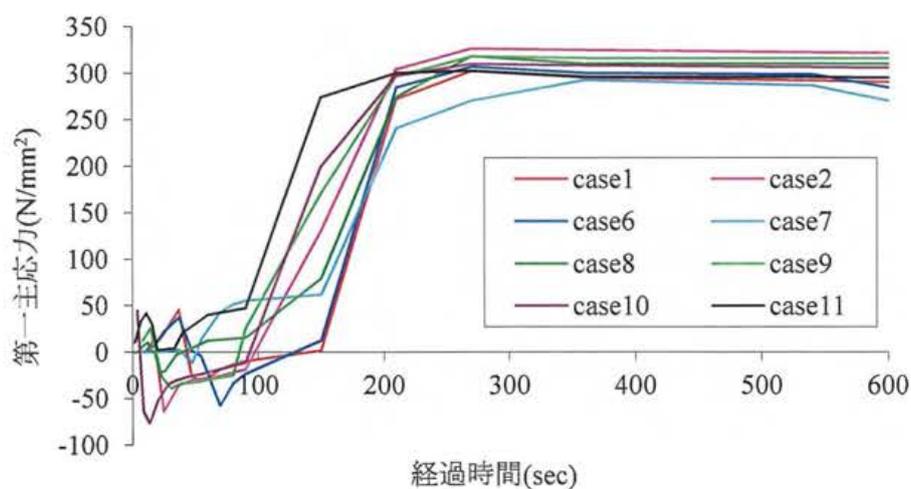


図 4-4-6 各実験体の最大主応力発生位置における第一主応力履歴曲線

4.5 結論

本章では、柱梁仕口部のめっき割れに着目し、柱梁仕口部を抜き出した実大部分モデルのH形構造物に対して、めっき抜き孔の孔径および位置を変化させた数種類の実験体を作製し、熔融亜鉛浸漬実験および3次元熱伝導-熱応力連成解析を行い、熔融亜鉛めっき時に割れが生じにくいめっき抜き孔の孔径および位置の組み合わせを検討した。その後、部材構造(めっき抜き孔の位置、板厚比)および熔融亜鉛めっき時のめっき作業条件(浸漬角度、浸漬速度)を変化させた状態で3次元熱伝導-熱応力連成解析を行い、割れが生じにくい部材構造およびめっき作業条件を検討した。以下に得られた結果を示す。

4.5.1 熔融亜鉛浸漬実験について

- 1) 実験体の材料成分を分析した結果、CEZは0.44(%)を超えており、熔融亜鉛めっきによる割れが発生しやすい材料であった。そのような条件下であっても、熔融亜鉛浸漬実験の結果から、実験体 Case1 のようなめっき抜き孔の孔径35(mm)かつ溶接ビードと孔端との隙間15(mm)に設定することで、熔融亜鉛めっきによる割れの発生の可能性を大きく低減できる。
- 2) その他の実験体 Case2~5 の孔径および孔位置では、割れが発生する可能性が高いと考えられる。
- 3) 割れが発生した実験体の発生傾向は、めっき抜き孔端部からH形鋼フランジ側の方向に発生しやすい。また、4つの孔の中では、孔2~4に割れが発生しやすく、孔1に割れは発生しない傾向にある。この理由として、4つの孔中で孔1は、熔融亜鉛めっき浸漬時に一番最後に温度が伝わる部分であり、孔2~4と比較すると孔周辺の部材温度とめっき浴温度との温度差は小さいことが理由として考えられる。
- 4) 熔融亜鉛浸漬後に割れ発生部のEPMA元素マッピング分析を行った。その結果、圧延方向に沿った小さな割れの内部にはZnが検出されているため、熔融亜鉛浸漬時に発生した割れと推定できる。また、放射方向に進展する大きな割れの内部にはOが検出されているため、熔融亜鉛槽から引き上げた以降に発生した割れと推定できる。

4.5.2 連成解析による熔融亜鉛浸漬実験の再現について

- 5) 柱梁仕口部を抜き出した実験体の熱伝導解析に用いる最適な熱伝達係数を求めた結果、 $800(\text{W}/(\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C}))$ となった。求めた最適熱伝達係数を用いた熱伝導解析結果と浸漬実験で得られた温度測定結果はほぼ同一であり、概ね温度分布を再現できている。
- 6) 熔融亜鉛浸漬の工程について材料特性値の温度依存性を考慮した熱応力解析を行った

結果、浸漬実験で割れが発生した位置の傾向と同様に、各めっき抜き孔の端部から PL40 側および H 形鋼フランジ側に大きな引張応力が集中することが明らかになった。

- 7) 実験体 Case1,2,4 の熱応力解析結果から、実験体 Case1 の最大引張応力が最も小さいことから、実験体 Case1 のめっき抜き孔径 35(mm)かつ溶接ビードからの隙間 15(mm)に設定することで割れの発生を低減できると考えられる。
- 8) 実験体 Case1,4 の熱応力解析結果から、めっき抜き孔と溶接ビードとの隙間を 15(mm) 設けたとしても、孔径 25(mm)では割れの可能性があり、孔径 35(mm)程度までの大きさのめっき抜き孔が必要である。

4.5.3 めっき割れ対策の解析的検討について

- 9) 各 Case の熱応力解析結果から、部材内の板厚比を 4.4 倍から 3.3 倍に小さく設定した Case7 の最大第一主応力が最も小さく、また浸漬実験で割れが発生しなかった Case1 の最大第一主応力よりも小さいため、部材内の板厚比を小さくすることで割れの発生を大きく低減できる。
- 10) 溶融亜鉛めっき時の浸漬速度を現場で可能な範囲で速く設定した Case8 については、Case2 よりも約 2(%)の最大第一主応力を低減できてはいるものの、本モデルの割れ対策として効果は少ないといえる。
- 11) 溶融亜鉛めっき時の浸漬角度を変更した Case9,10,11 については、浸漬角度を小さくすることで、Case2 よりも最大約 7(%)の最大第一主応力を低減できているため、割れに対して有効な対策と思われる。

このように、溶融亜鉛めっきによる割れが発生する要因のうち構造形状およびめっき作業条件に着目し、3次元 FEM による熱伝導-熱応力連成解析によって、割れが生じにくい部材構造およびめっき作業条件を明らかにした。割れ対策として本検討で示した対策を複合して採用することが最も有効な割れ対策であると考えられる。ただし、実際の現場において、本検討で示した割れ対策を全て採用することが出来ない場合も考えられる。そのような場合であっても、可能な範囲で割れ対策を講ずることで、少しでも割れの発生割合を低減可能と考えられる。

次章では、大型構造物の熱変形対策について、浸漬実験および3次元 FEM による熱伝導-熱応力連成解析によって、熱変形が生じにくいめっき作業条件を検討する。

参考文献

- 1) 一般社団法人日本建築学会：鉄骨工事技術指針－工場製作編， p.594， 2007.
- 2) 小山明久，岩崎雅紀，永田晋，直原明：鉄骨柱仕口スカラップの溶融亜鉛めっき割れに関する検討，溶接学会論文集，第22巻，第3号， pp.435-442， 2004.
- 3) 護雅典，中込忠男，鈴木至，金昌秀：柱梁接合部における溶融亜鉛めっき割れ発生原因とその防止法，溶接学会論文集，第27巻，第1号， pp.41-47， 2009.
- 4) 一般財団法人日本規格協会：JIS G 3129 鉄塔用高張力鋼鋼材， p.2， 2005.
- 5) Barzelay, M. E., Tong, K. N. and Holloway, G. F.: Effect of pressure on thermal conductance of contact joints, NACA TN 3295, 1955.
- 6) Dorn, J. E. (ed).: Mechanical Behavior of Materials at Elevated Temperatures, New York, McGraw-Hill,1961.
- 7) 公益社団法人日本金属学会：金属データブック，改訂4版， p.131， 2004.
- 8) 一般財団法人国土開発技術研究センター：建築物の総合防火設計法，第4巻， p.118， 1989.
- 9) 鶴戸口 英善：双極座標による二三の平面弾性問題の解(その1)：1圓孔を有する半無限平板，日本機械学会論文集，第13巻，第44号， pp.17-40， 1947-1948.
- 10) 一般社団法人日本鋼構造協会：建築用溶融亜鉛めっき構造物の手引き， 1998.

第5章

合成床版パネルの溶融亜鉛めっき時における 熱変形対策に関する検討

5.1 概説

合成床版とは、鉄筋コンクリートと鋼板を組み合わせた床版形式であり、鋼板パネルを鋼桁上に敷設した後、鉄筋を配筋、コンクリートを打設し、鋼板パネルとコンクリートをずれ止めで結合し、一体化として荷重に抵抗する部材である。高度経済成長期に建設された橋梁の老朽化が進んでおり、LCCに配慮して道路橋の新設橋梁や床版取替え工事などで、耐久性、施工性、経済性に優れた合成床版を採用する機会が増えている。これらの合成床版の鋼板パネル(以下、合成床版パネルと略記)には塗装や溶融亜鉛めっきなどの表面処理を行い使用される場合が多い。

これまでの章でも述べたように、溶融亜鉛めっきとは鋼部材を約440(°C)の溶融亜鉛中へ浸漬させて鋼-亜鉛の合金層を形成・被覆させ、鋼を腐食要因から隔離することにより、鋼材の腐食を防止する処理である。そのため、溶融亜鉛めっきを施す過程において、温度変化によって部材が伸び縮みした際に応力-ひずみ曲線においてひずみが塑性域まで達し、最終的に残留ひずみや残留変形として残る場合がある。

溶融亜鉛めっきによる熱変形対策に関する既往の研究が数編ある。大型主桁の溶融亜鉛めっきにおいて、熱影響により主桁のねじれ変形の問題があり、現地での架設方法や架設工程、コスト、品質確保に大きな影響を与えることが考えられる。坂本等¹⁾は、大型主桁に溶融亜鉛めっきを行うと、主桁製作時の残留応力が溶融亜鉛浴中で開放されることや、溶融亜鉛による急激な温度変化で発生したはらみ変形が冷却過程で上下フランジに発生する圧縮熱応力がはらみの影響で偏心してねじれ変形が発生すると述べている。これらに対して二本の主桁の両端を拘束板で連結し、擬似箱桁構造とすることで、ねじれ変形を実務上全く影響のない範囲まで低減できたと述べている。

菊池等²⁾は鋼管の溶融亜鉛めっき時に発生する熱変形や熱応力の変化について有限要素法を用いて解析し、実験結果とよく一致することを示している。また、鋼管を傾けて浸漬する場合の浸漬速度が熱変形や熱応力に大きな影響を与えることを明らかにしている。

土屋等³⁾は、実際に発生したねじれ変形事例に対して、3次元熱伝導-熱応力弾性解析によって様々な溶融亜鉛めっき槽への浸漬方法をシミュレーションし、最適な浸漬方法について検討している。その結果、鋼I桁のねじれ変形については、橋軸方向に傾けて浸漬させた場合は、及び橋軸方向と橋軸直角方向に同時に傾けて浸漬させた場合にねじれ変形が生じる。橋軸方向と橋軸直角方向に傾けて浸漬させる場合には、橋軸直角方向の角度がより大きくなるとねじれ変形も大きくなる。鋼I桁のねじれ変形を防ぐためには、亜鉛浴面に限りなく水平になるように浸漬させることが重要と述べている。

道路橋合成床版に用いる鋼板パネルのような薄板に一方向のみに補剛材を有する大型構造物は、温度分布の落差が大きくなる傾向にあるため、発生する熱応力も大きくなり、残留変形として残る場合がある。大きな残留変位が発生した場合は、溶融亜鉛めっき後に矯

正作業が必要となり、現地での架設工程、コストや品質確保に大きな影響を与えることが考えられる。そこで本章では、合成床版の溶融亜鉛めっきによる熱変形に着目する。熱変形の挙動を解明する方法として3次元FEMによる熱伝導-熱応力連成解析によるシミュレーションが考えられる。その中で、正確な熱伝導解析を行うためには、合成床版に適した最適な熱伝達係数が必要となる。そこで、実製品の合成床版パネルについて、熱電対を用いて、溶融亜鉛浸漬時に合成床版パネル内に発生する温度測定を行う。それらの結果を用いて最適な熱伝達係数を求める。その後、3次元熱伝導-熱応力連成解析を実施し、溶融亜鉛めっき時の変形挙動を解明する。更に、溶融亜鉛めっき条件を様々に変更した場合を想定し、3次元熱伝導-熱応力連成解析上において熱変形を低減させる対策を検討する。

5.2 溶融亜鉛浸漬実験

合成床版パネルについて正確な熱伝導解析を行うためには、合成床版に適した最適な熱伝達係数が必要となる。そこで、実製品の合成床版パネルについて、熱電対を用いて、溶融亜鉛浸漬時に合成床版パネル内に発生する温度測定を行う。それらの結果を用いて最適な熱伝達係数を求める。

5.2.1 浸漬実験概要

(1) 実験モデル

今回対象とする合成床版パネルを図 5-2-1 に示す。幅約 2.5(m)および長さ約 8(m)であり、プレート板厚 6(mm)の底板に孔が明いたリブプレート板厚 15(mm)が溶接された部材である。また、熱電対の取り付け状況について図 5-2-2、5-2-3 に示す。熱電対は底板およびリブプレートの表面に合計 23 箇所設置している。



図 5-2-1 合成床版パネル

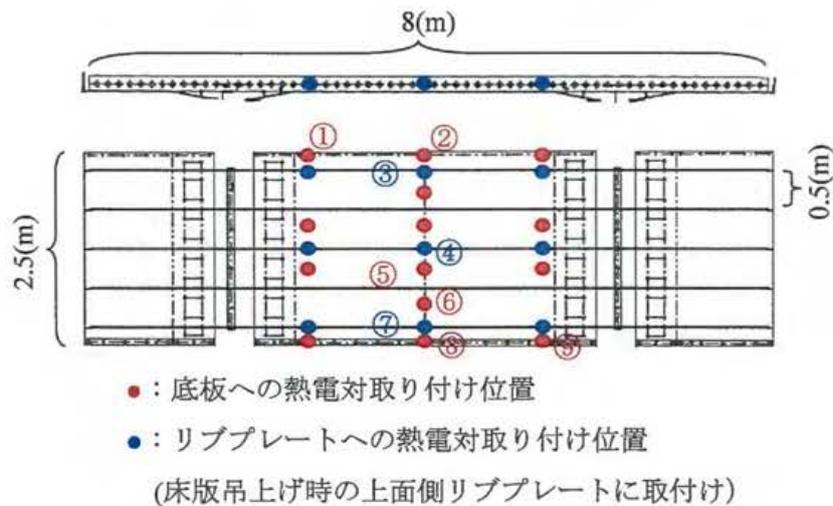


図 5-2-2 熱電対取り付け位置

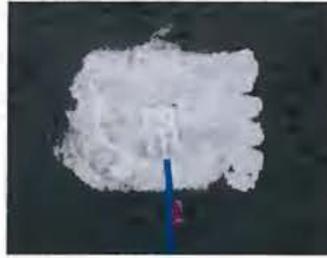


図 5-2-3 熱電対取り付け状況

(2)実験方法

溶融亜鉛浸漬中の状況を図 5-2-4 に示す。合成床版パネルのリブプレート面側を溶融亜鉛浴に対して平行に吊り上げた状態で約 430(°C)の溶融亜鉛へ浸漬速度 20(m/min)で浸漬させる。その際、浸漬開始より 90(sec)間の温度履歴を 2(sec)間隔で測定する。また、溶融亜鉛浸漬前の合成床版パネルの予熱はなしとした。



図 5-2-4 溶融亜鉛浸漬中の状況

溶融亜鉛めっき前後の変形測定位置について図 5-2-5 に示す。測定は、合成床版パネル全体の平面度および底板端部の局所変形を調べるために行い、めっき前を基準として、めっき後の変位量の差から溶融亜鉛めっきによる変形量を測定する。

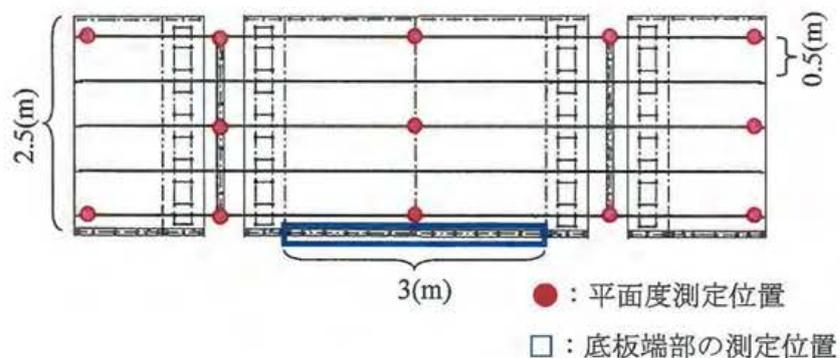


図 5-2-5 変位測定位置

5.2.2 実験結果と考察

温度測定結果より、図 5-2-2 に示す代表的な 9 箇所の温度履歴を図 5-2-6 に示す。また、その他の 14 箇所についても傾向に大きな差はなく、図を見やすくするために代表的な 9 箇所のみを示す。図 5-2-6 より、めっき浸漬開始直後より、リブプレートの熱電対⑦および底板の熱電対⑤、⑥、⑧、⑨ともに温度が急激に上昇していることが分かる。その中でも底板の熱電対⑧、⑨の温度はそのまま急激に上昇するが、リブプレートの熱電対⑦の温度はその後、緩やかに上昇する。また、熱電対⑧、⑨は約 7(sec)で約 420(°C)まで上昇するが、その時点でもっとも温度上昇の遅いリブプレートの熱電対④と比べると約 350(°C)の温度差が生じていることが分かる。合成床版パネル全体が完全に溶融亜鉛に浸漬するには浸漬開始から約 10(sec)必要になるが、温度測定結果より浸漬開始 20(sec)の時点で全ての熱電対が溶融亜鉛の 430(°C)になることが分かる。

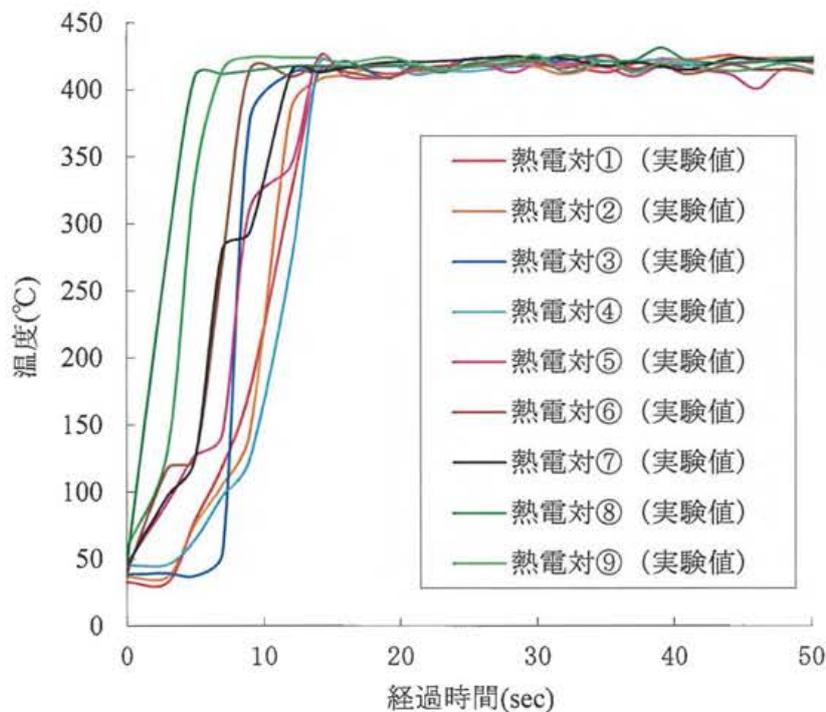


図 5-2-6 浸漬実験による熱電対の温度履歴曲線

底板全体の平面度について、溶融亜鉛めっき前後に測定を行い、溶融亜鉛めっきを行うことで発生した変位量を図 5-2-7 に示す。図 5-2-7 より、変位自体は+2(mm)から-2(mm)まで変形している。今回適用した合成床版パネルの平面度の基準は±4(mm)であるため、実際の品質管理においては問題がない。ただし、溶融亜鉛めっき前の黒皮の状態から平面度が±4(mm)の範囲で変形している場合がある。その場合は、溶融亜鉛めっきによる変形が小さい場合であっても矯正作業が必要になる場合もある。また、図 5-2-5 に示す底板端部の測定範囲においても、局所変形が発生したため、溶融亜鉛めっきによる局所変形量を測定する。

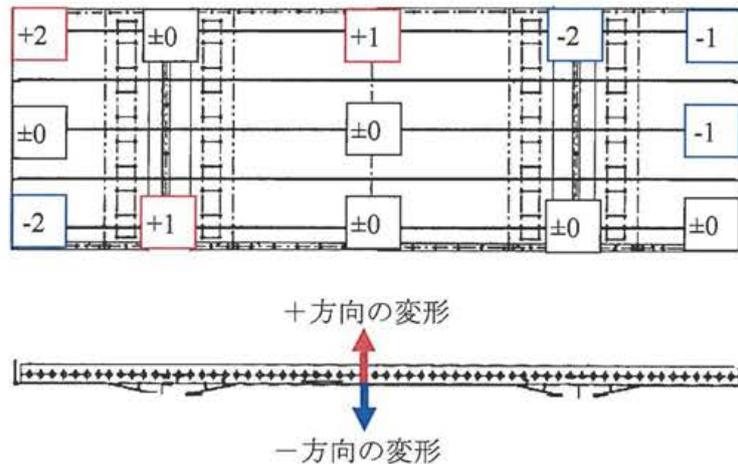


図 5-2-7 底板全体の平面度測定結果(mm)

溶融亜鉛めっき後の底板端部に発生した局所変形の状況を図 5-2-8 に示す。また、図 5-2-5 の底板の局所変形測定位置における局所変形の測定結果を図 5-2-9 に示す。図 5-2-8 および図 5-2-9 より、ハンチプレート間の底板端部において+7(mm)から-10(mm)の波打ったような局所変形が発生している。底板端部から合成床版パネルの中心部方向にはリブプレートがあるため底板は変形し難いが、底板端部は補強がなく変形しやすい状態であった。そのため、溶融亜鉛めっきを行う過程で発生する急激な熱変化が影響し、底板端部の局所変形につながったと考えられる。この他の原因として、端部のスタッドボルトがピンとなり、波打ち変形が発生した可能性が考えられるが、端部がスタッドボルトではなく、丸孔タイプの床版においても同様の現象が発生している。そのため、主たる原因はスタッドボルトではないと考えられる。



図 5-2-8 底板端部に発生した局所変形

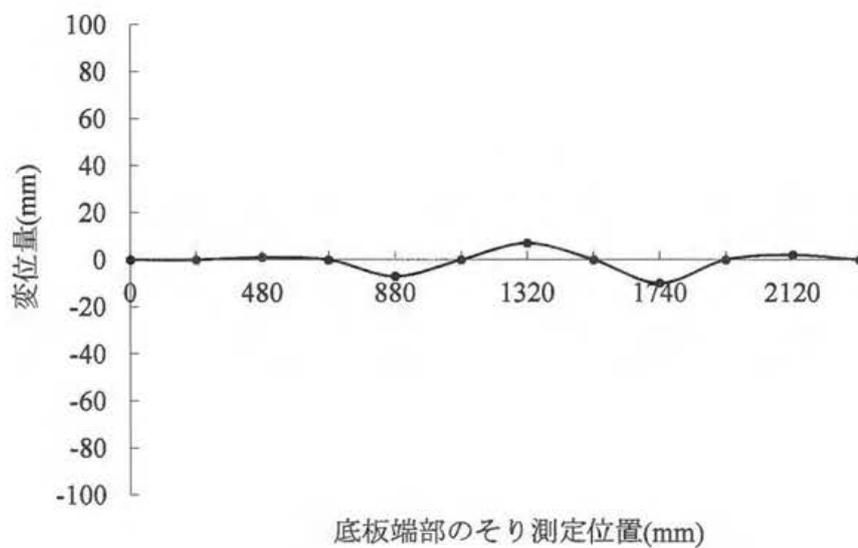


図 5-2-9 底板端部の局所変形測定結果

5.3 最適化手法を用いた3次元熱伝導解析

5.3.1 解析概要

合成床版パネルを溶融亜鉛めっき槽へ浸漬させると、自重、浮力、溶融亜鉛による静水圧や急激な温度変化による熱応力などさまざまな力が作用する。その中で、自重は時刻歴に関係なく常に一定の力が作用するが、浮力と溶融亜鉛による静水圧は合成床版パネルが完全に浸漬するまで変化しながら作用する。一方、急激な温度変化による熱応力は、合成床版パネルの温度がめっき浴温度と同一になるまでの経過時間の初期段階で大きな応力が発生すると考えられる。著者は、床版パネルの底板端部に局所変形が発生しているのは、自重、浮力、溶融亜鉛による静水圧により発生する変形より急激な温度変化による熱変形の影響が大きいと考えているため、本解析では溶融亜鉛浸漬時の温度変化に着目した解析のみ行うこととする。また、境界条件によって変化する可能性のある熱伝達係数は、これまでの章と同様に実験値と解析値を用いた最適化手法によって算出し、3次元熱伝導解析を行う。

(1) 解析モデル

解析モデルの全体を図 5-3-1 に示す。解析モデルは、リブプレートに 4 面体 SOLID 要素とし、その他の部材については 6 面体 SOLID 要素を用いて、FEM 解析モデルを作成する。なお、厚み方向には分割せずにモデル化を行った。また、モデル化において、波打ち変形の原因はスタッドボルトではないと考えられるため、底板端部のスタッドボルトは省略し、リブプレートの孔もモデル化した解析モデルは総節点数 47074、総要素数 76253 となった。

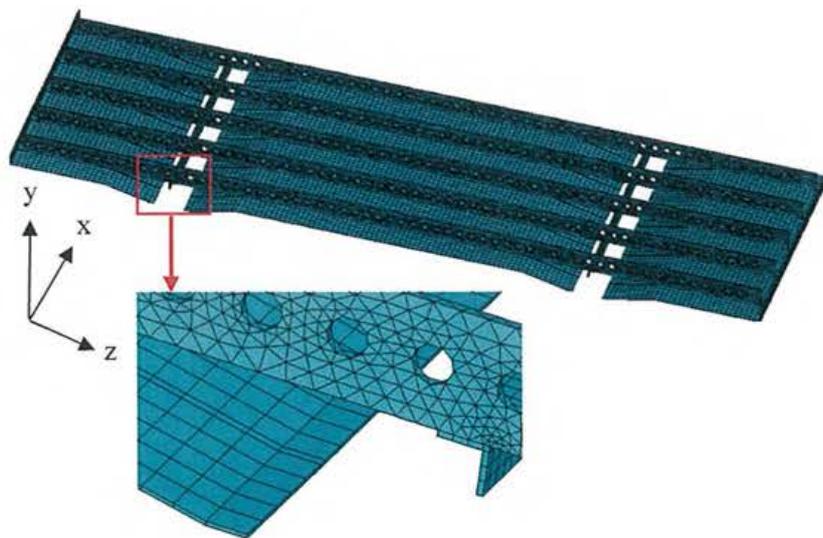


図 5-3-1 FEM 解析モデル

(2) 解析方法

解析には、汎用 FEM プログラム ANSYS を用いる。また、解析上における解析モデルの溶融亜鉛浸漬のイメージ図を図 5-3-2 に示す。図 5-3-2 より、解析の流れについては、溶融亜鉛浸漬深さに従い、最初に t_1 秒後の境界条件において、3次元非定常熱伝導解析を行う。次に t_2 秒後、次に t_3 秒後、というように時刻ごとの境界条件の変化を再現し、その時刻歴毎に熱伝達面を定義し、解析モデルの溶融亜鉛浸漬中の温度分布を求める。その時、境界条件によって変化する可能性のある熱伝達係数は、これまでの章と同様に実験値と解析値を用いた最適化手法によって合成床版パネルに最適な熱伝達係数を求める。なお浸漬前の解析モデルの初期温度は、浸漬実験と同様に余熱なしとし、 $30(^{\circ}\text{C})$ に設定した。

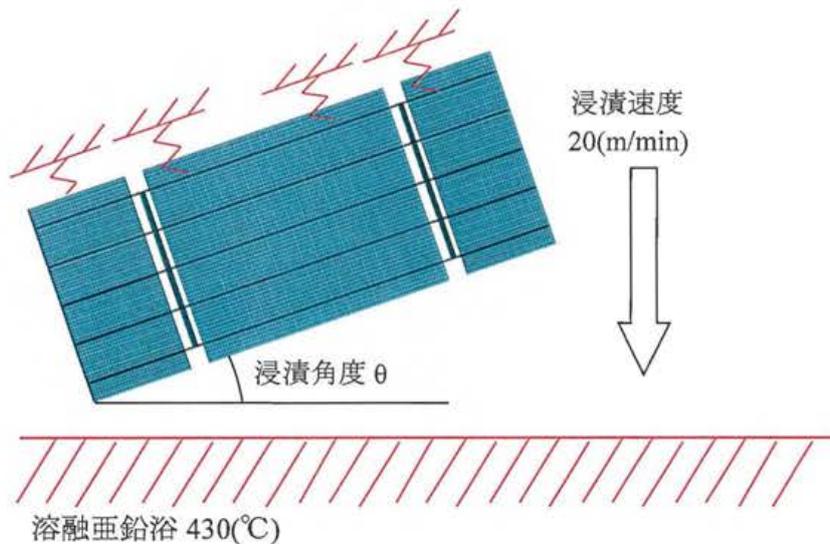


図 5-3-2 FEM 解析上におけるイメージ図

熱伝導解析に用いる熱拡散率 κ は式(5-3-1)で表され、比熱 c 、密度 ρ 、および熱伝導率 λ による係数である。熱伝導解析を用いて正確な温度分布を求めるために、比熱、密度、および熱伝導率のすべての材料特性値について文献^{4),5)}を参考にした温度依存を考慮する。比熱および熱伝導率の温度変化は図 5-3-3 に示すように設定する。また、密度についても $20(^{\circ}\text{C})$ 時 $7873(\text{kg}/\text{m}^3)$ から $916(^{\circ}\text{C})$ 時 $7646(\text{kg}/\text{m}^3)$ まで変動すると設定する。

$$\kappa = \frac{\lambda}{\rho c} \quad (5-3-1)$$

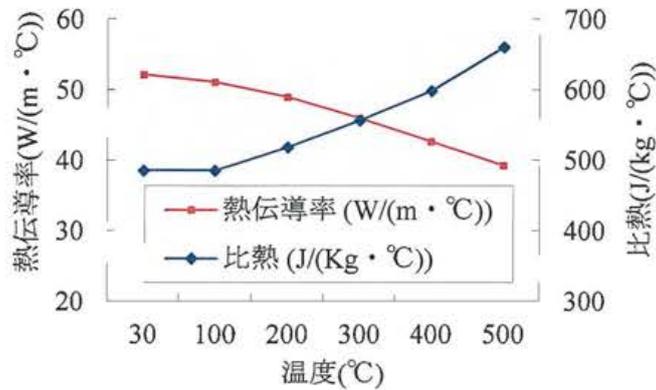


図 5-3-3 熱伝導率および比熱の温度変化

5.3.2 最適化手法

境界条件によって変化する可能性のある熱伝達係数は、これまでと同様に最適化手法によって求める。まず、熱伝達係数を 1500~5000(W/(m²·°C)) の範囲で変化させ、解析温度 T'°C を求める。さらに、式(5-3-2)の目的関数 OBJ を用いて、各節点の解析温度 T'°C が、浸漬実験により得られた各熱電対の実験温度 T °C と近似するような温度分布を最小二乗法で求める。これらから得られた目的関数 OBJ と熱伝達係数の関係を図 5-3-4 に示す。図 5-3-4 より、目的関数 OBJ が最小となる最適熱伝達係数は、2850(W/(m²·°C)) であると分かる。3 章および 4 章において、建築鉄骨に使用される柱材の最適熱伝達係数は、400 から 1150(W/(m²·°C)) と算出している。これらより、合成床版パネルの熱伝達係数は 2850(W/(m²·°C)) と柱材の値よりもかなり大きいことが分かる。このことから、合成床版パネルは、非常に熔融亜鉛の熱が伝わり易い部材であると分かる。また、熔融亜鉛面に対する浸漬部材の方向によって、2 章で示したように方向毎に最適熱伝達係数が異なる場合も考えられるが、今回は同じ最適値となった。

$$OBJ = \sqrt{\sum(T - T')^2} \quad (5-3-2)$$

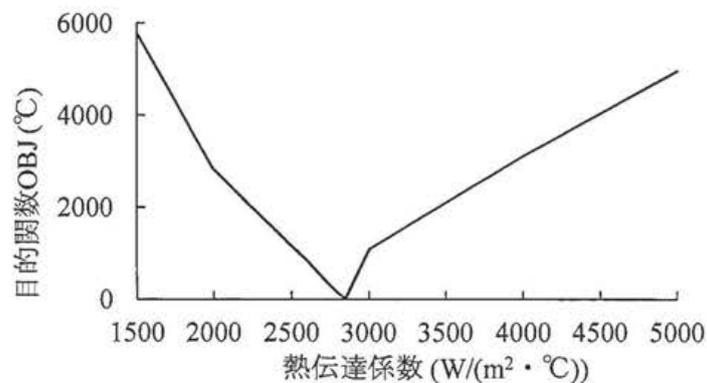


図 5-3-4 熱伝達係数と目的関数 OBJ の関係

5.3.3 解析結果と考察

求めた最適熱伝達係数 $2850(\text{W}/(\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C}))$ を用いて得られた解析値と実験値について図 5-3-5 に示す代表的な 6 点の温度履歴曲線を図 5-3-6 に示す。図 5-3-6 より、実験値と解析値の温度履歴について、リッププレート熱電対③、④では最大 $150(^\circ\text{C})$ 誤差が見られる。しかし、その他箇所では若干差が見られるが概ね温度を再現できていると思われる。また、解析値は実験値と同様に、めっき浸漬開始直後より、リッププレート熱電対⑦および底板熱電対⑤、⑨ともに温度が急激に上昇していることが分かる。その中でも底板熱電対⑨の温度はそのまま急激に上昇するが、リッププレート熱電対⑦の温度は浸漬開始直後より、緩やかに上昇することを再現できている。

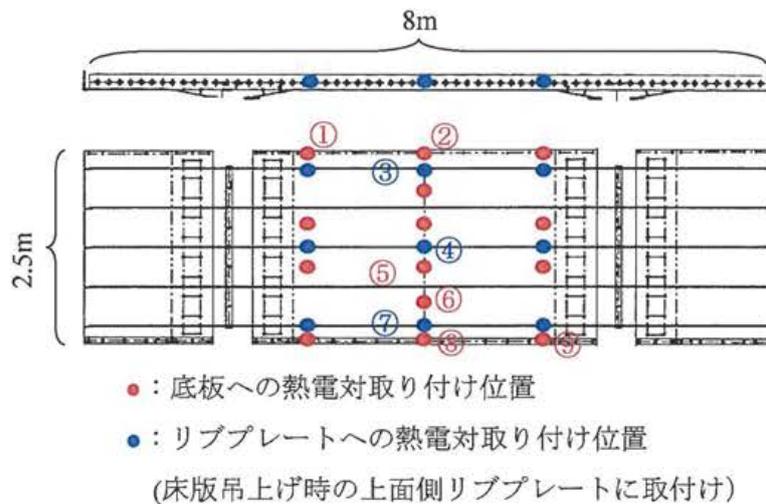


図 5-3-5 熱電対取り付け位置

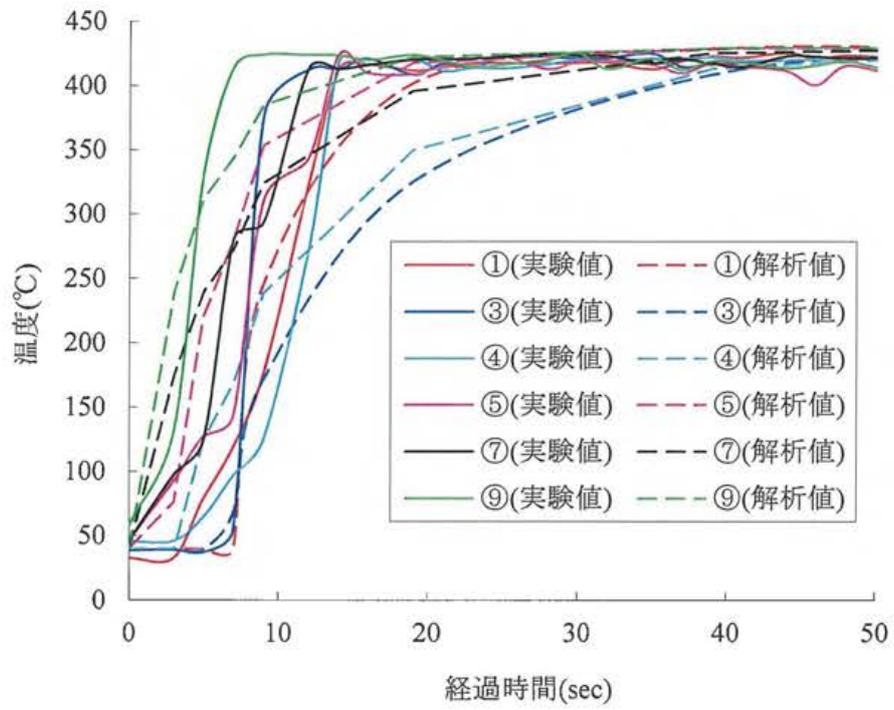


図 5-3-6 実験値と解析値の温度履歴曲線

5.4 連成解析による合成床版パネルの溶融亜鉛めっき工程の再現

5.3 節に述べた 3 次元 FEM を用いた熱伝導解析結果から得られた時刻歴の温度分布を外力として、時刻歴毎に 3 次元弾塑性熱応力解析を行った結果から、パネル面外変位である y 方向の変位分布および主応力分布を取り上げ、溶融亜鉛めっき時に合成床版パネルに発生する挙動を解明する。

5.4.1 解析概要

(1)材料特性値の温度依存性

鋼材の材料特性値は、温度変化によって変動する^{4),5)}。そのため、本解析に用いるヤング率および降伏点については、実際に行った引張実験結果および文献⁶⁾を用いて設定する。降伏点については、常温および高温時(150,300,500(°C))に引張実験を行い温度依存性を求めた。またヤング率については、常温時に材料実験を行い、文献⁷⁾を参考に温度変化の影響を推定し求めた。それらの結果から 3 次元弾塑性熱応力解析で使用するヤング率および降伏点は、図 5-4-1 に示すように温度によって変化するように設定する。その他、接線係数はヤング率の 1/100 とし、熱膨張係数については、文献⁷⁾を参考に 30(°C)時 $11.6 \times 10^{-6} / (^\circ\text{C})$ から 500(°C)時 $13.9 \times 10^{-6} / (^\circ\text{C})$ の温度範囲内で線形変化するように設定する。

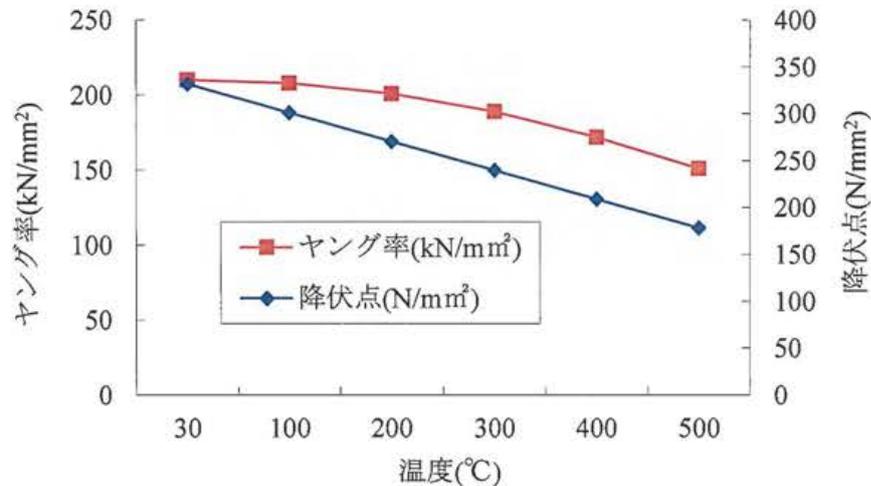


図 5-4-1 ヤング率および降伏点の温度変化

(2)解析パターン

Case1 として、5.2 項で述べた熔融亜鉛浸漬実験を再現するために、実際のめっき条件を参考にして、熔融亜鉛浴温度 430(°C)、使用したクレーン設備の最大速度である浸漬速度 20(m/min)、図 5-3-2 に示す浸漬角度 0(°)、めっき浸漬前の部材初期温度を 40(°C)として弾塑性熱応力解析を行う。

Case2 として、熔融亜鉛に浸漬させる際に合成床版パネルを傾けた状態で熔融亜鉛に浸漬した場合を想定する。解析条件として、図 5-3-2 に示す浸漬角度 15(°)として、その他の条件は Case1 と同一とする。

Case3 として、熔融亜鉛への浸漬速度を遅く設定した場合を想定する。解析条件として、使用したクレーン設備の約半分程度の速度である浸漬速度 12(m/min)として、その他の条件は Case1 と同一とする。

Case4 として、熔融亜鉛浸漬後に水冷槽へ合成床版パネルを浸漬させた状態を想定する。解析条件として、部材初期温度 430(°C)、水冷水温度 30(°C)、浸漬速度 20(m/min)、浸漬角度 0(°)とする。

5.4.2 解析結果と考察

(1) Case1 解析結果(溶融亜鉛浸漬実験の再現)

Case1 の解析結果から y 方向の最大変位発生時の y 方向変位図を図 5-4-2,5-4-3 に示す。また、最大主応力の最大値発生時における最大主応力図を図 5-4-4 に示し、その時の最大主応力の最大値が発生した箇所の拡大図(図-5-4-4 の赤枠部分)を図 5-4-5 に示す。なお+変位(-変位)とは、座標軸と同方向(反対方向)の変位のことである。

図 5-4-2,5-4-3 より、合成床版パネル全体が溶融亜鉛に浸漬するためには 10(sec)必要になるため、y 方向の最大変位が発生した時間は+変位および-変位ともに 10(sec)以下であるため、溶融亜鉛浸漬中の過程で y 方向変位が大きくなり、最大-変位は 29.4(mm)まで変形したと分かる。また、図 5-4-2 と図 5-4-3 を比較すると合成床版パネルを溶融亜鉛へ浸漬させると最初に合成床版パネルの両端部の端が+方向に変位する。その後、中心部では一方方向に変位しているということがわかる。これらから溶融亜鉛めっき時は、合成床版パネルを吊り上げた下側の床版が全体的に大きくたわむような変形が生じていることが分かった。

図 5-4-4,5-4-5 より、最大主応力も同様に、溶融亜鉛浸漬する過程で大きな主応力が発生している。また、その応力は、底板とリブプレートが交差するリブプレートの根元部分で発生している。

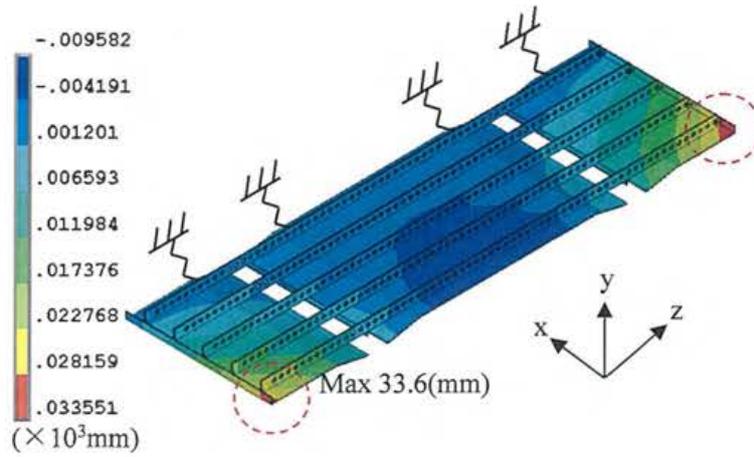


図 5-4-2 Caes1 の y 方向の最大+変位発生時における y 方向変位分布図
(浸漬開始 5.26(sec)後)

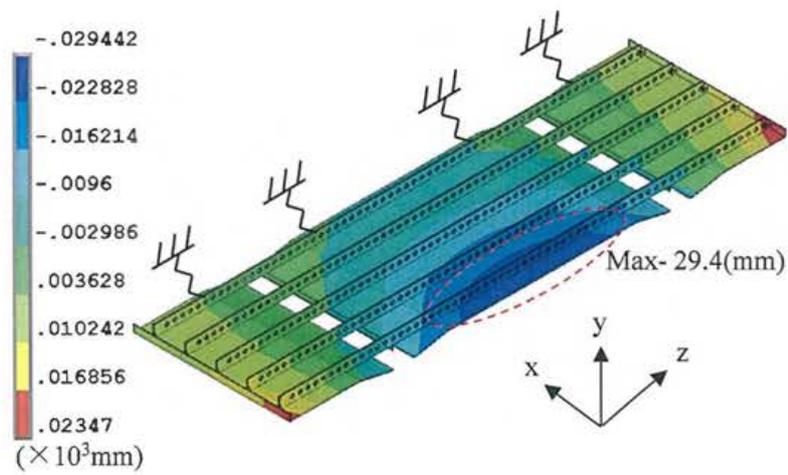


図 5-4-3 Caes1 の y 方向の最大-変位発生時における y 方向変位分布図
(浸漬開始 6.76(sec)後)

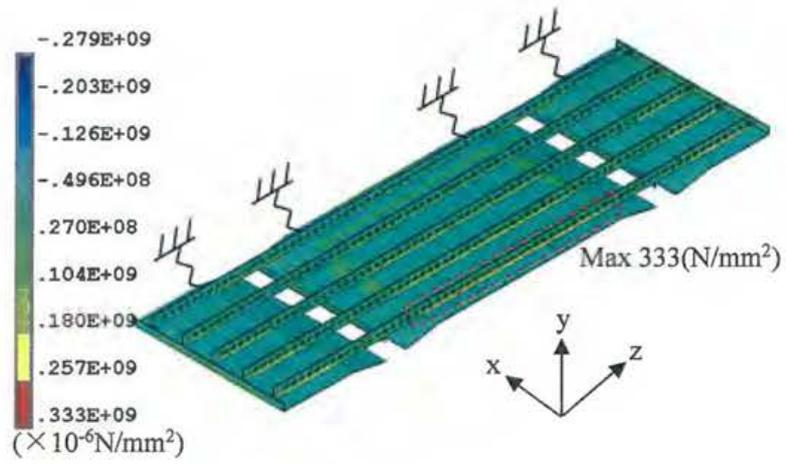


図 5-4-4 Caes1 の最大主応力の最大値発生時における最大主応力分布図
(浸漬開始 6.76(sec)後)

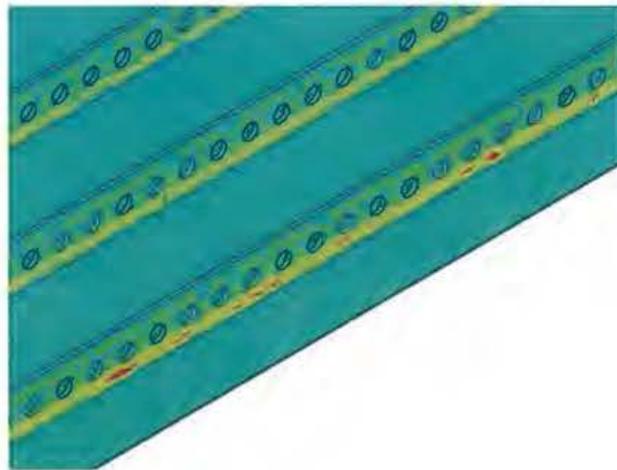


図 5-4-5 Caes1 の最大主応力の最大値発生時における最大主応力拡大図
(浸漬開始 6.76(sec)後)

(2) Case2 解析結果(溶融亜鉛浸漬角度 15°)

Case2 の解析結果から y 方向の最大変位発生時の y 方向変位図を図 5-4-6,5-4-7 に示す。また、最大主応力については Case1 と同様であるため割愛する。

図 5-4-6,5-4-7 より、Case1 と比較して、y 方向の最大変位が発生する箇所は同じである。しかし、y 方向の変位が発生する時間帯については、Case1 とは異なっている。すなわち最初に合成床版パネルの中心部が一方方向に変位し、その後に両端部が+方向に変位していることが分かる。また、Case2 の y 方向の最大-変位は 23.2(mm)であり、Case1 よりも変位が低減できていることが分かる。

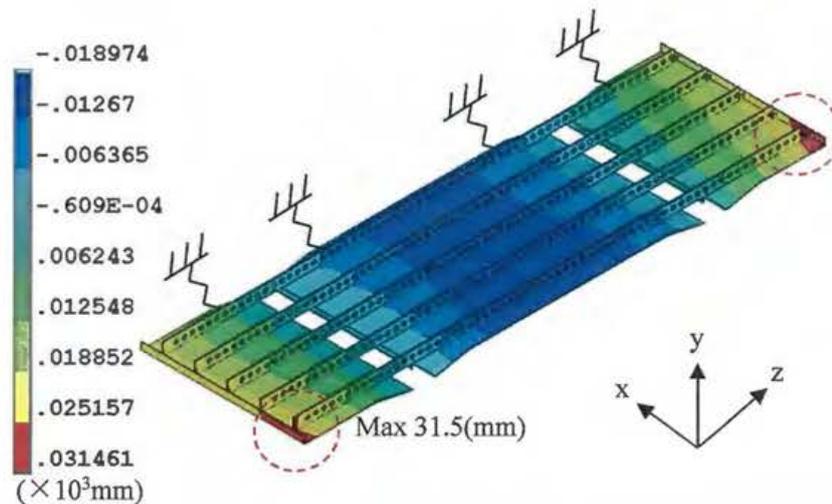


図 5-4-6 Caes2 の y 方向の最大+変位発生時における y 方向変位分布図
(浸漬開始 13.35(sec)後)

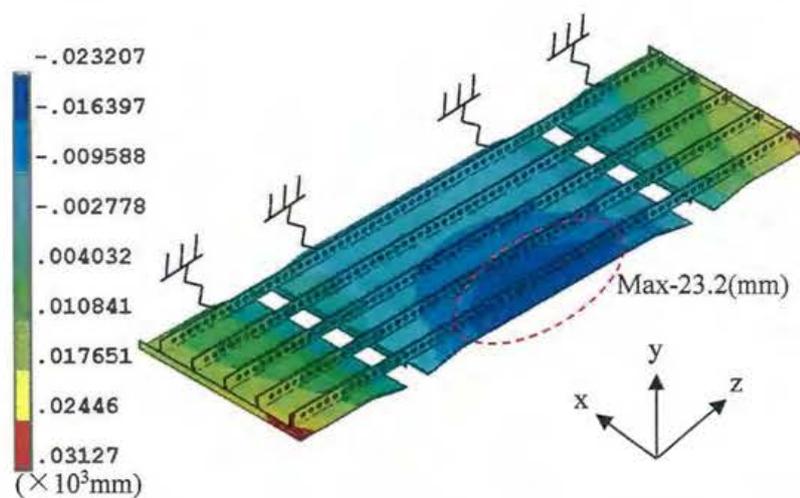


図 5-4-7 Caes2 の y 方向の最大-変位発生時における y 方向変位分布図
(浸漬開始 9.76(sec)後)

(3) Case3 解析結果(溶融亜鉛浸漬速度 12(m/min))

Case3 の解析結果から y 方向の最大変位発生時の y 方向変位図を図 5-4-8, 5-4-9 に示す。また、最大主応力については Case1 と同様であるため割愛する。

図 5-4-8, 5-4-9 より、Case1 と比較して、y 方向の最大変位が発生する箇所は同じである。Case2 の y 方向の変位は+変位および-変位ともに約 38(mm)程度まで変形しており、Case1 よりも大きく変形するということが分かる。これは Case3 の場合 Case1 と比べて浸漬速度が遅いため、温度差が発生する時間も長くなるためと考えられる。

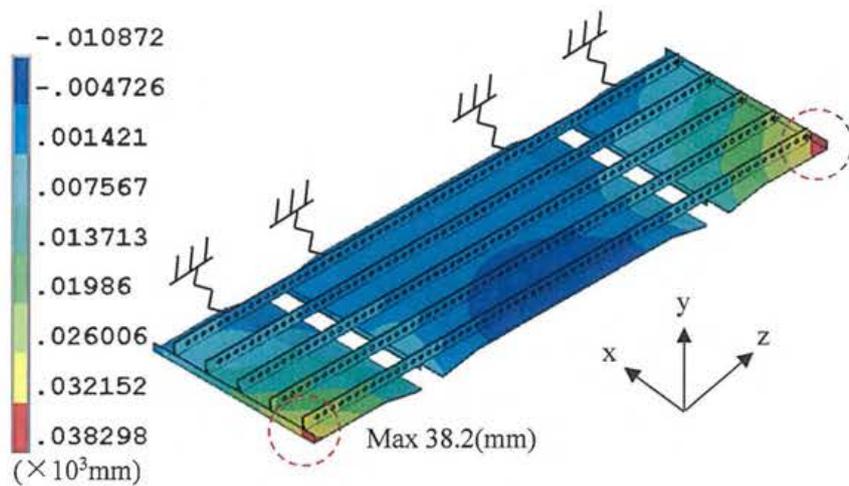


図 5-4-8 Case3 の y 方向の最大+変位発生時における y 方向変位分布図
(浸漬開始 8.77(sec)後)

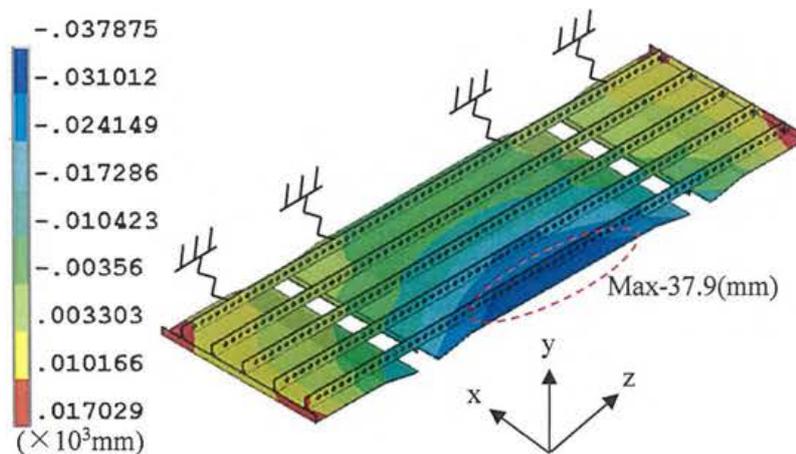


図 5-4-9 Case3 の y 方向の最大-変位発生時における y 方向変位分布図
(浸漬開始 11.27(sec)後)

(4) Case4 解析結果(水冷温度 30(°C)への浸漬)

Case4の解析結果からy方向の最大変位発生時のy方向変位図を図5-4-10, 5-4-11に示す。また、最大主応力の最大値発生時の最大主応力図を図5-4-12に示す。

図5-4-10, 5-4-11より、Case1,2,3の場合では、合成床版パネルの中心部は-変位が発生しているが、Case4の場合は+変位が発生しており、全く逆の現象が発生していることが分かる。これは、合成床版パネルを水冷槽に浸漬させる場合と、熔融亜鉛めっきへ浸漬させた場合とでは逆の温度変化が生じているためと考えられる。また、発生した変位量自体も大きくなっており、Case1では合成床版パネルの両端部は33.6(mm)まで変形していたが、Case4では37.0(mm)まで変形していることが分かる。

図5-4-12より、Case1の最大主応力は引張応力が大きく発生しているが、Case4では圧縮応力が大きく発生する。ただし、最大応力が発生している箇所は同様の箇所が発生しており、底板とリブプレートが交差するリブプレートの根元部分で発生している。これは熔融亜鉛浴によって高温になった状態から水冷槽に浸漬した際、伸びたリブプレートが縮む過程で底板に拘束されるために発生したと考えられる。

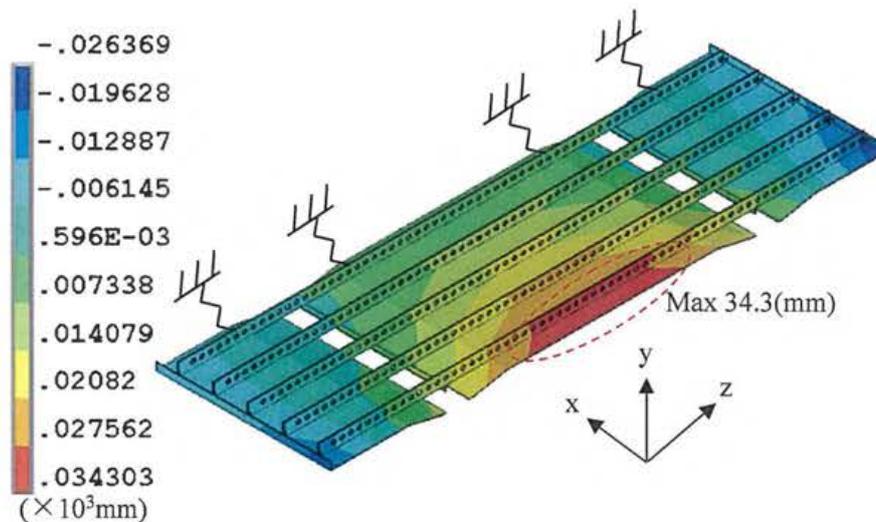


図 5-4-10 Caes4 の y 方向の最大+変位発生時における y 方向変位分布図
(浸漬開始 6.76(sec)後)

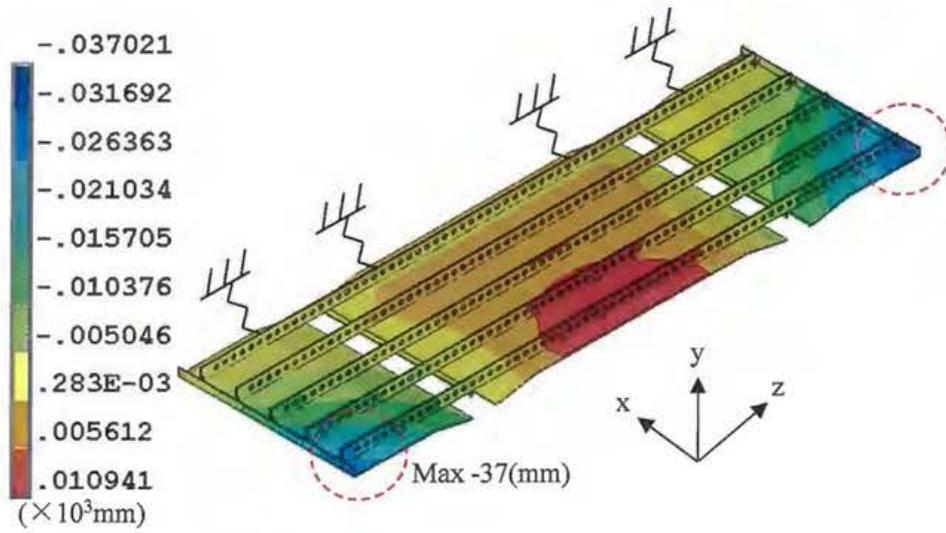


図 5-4-11 Caes4 の y 方向の最大一変位発生時における y 方向変位分布図
(浸漬開始 5.26(sec)後)

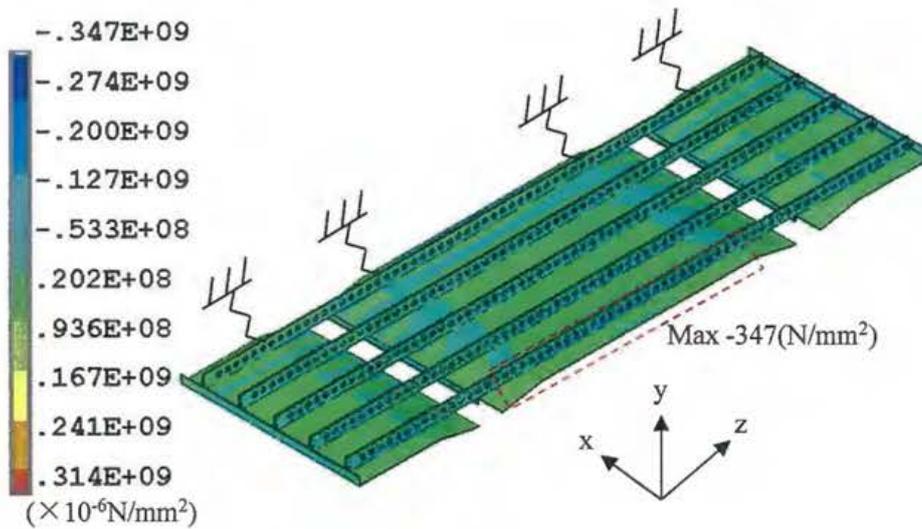


図 5-4-12 Caes4 の最大主応力の最大値発生時における最大主応力分布図
(浸漬開始 6.76(sec)後)

5.5 合成床版パネルの変形対策の解析的検討

ここではさらに3次元熱伝導-熱応力連成解析によって、めっき条件(浸漬速度、水冷温度)を変更した状態を再現し、合成床版パネルに適しためっき処理条件を検討する。

5.5.1 解析概要

Case1 および Case3 の結果より、溶融亜鉛への浸漬速度を速く設定することで発生する変位を小さく抑えられると推定できる。そのため Case5 として、浸漬速度を更に速くした場合を想定する。解析条件として、浸漬速度 25(m/min)として、その他の条件は Case1 と同一とする。

溶融亜鉛浸漬後の水冷工程において、部材温度と水冷温度の差が大きくなると、水冷槽浸漬時に合成床版パネルに発生する熱応力も大きくなると考えられる。そこで Case6 として、水冷温度を高く設定した状態を想定する。解析条件として、部材初期温度 430(°C)、水冷温度 80(°C)、浸漬速度 20(m/min)、浸漬角度 0°とする。

5.5.2 解析結果と考察

(1) Case5 解析結果(溶融亜鉛浸漬速度 25(m/min))

Case5 の解析結果から y 方向の最大変位については、Case1 の場合と比べて、-変位が 3.6(mm)程度低減できている。これらから、浸漬速度を速く設定することで y 方向の変位を低減できていることがわかる。

これまで行った各 Case の解析結果から y 方向の変位および最大主応力の最大値について、Case1 の値を基準に Case2, Case3, Case5 との増減割合を表 5-5-1 に示す。表 5-5-1 より、Case1 と比較して、Case2 の場合では y 方向の変位は低減できているが、最大主応力が大きくなっており割れの危険性が高まる。また、Case3 の場合では y 方向の変位が大きくなる。これらの対策として、Case5 の浸漬速度を速く設定することで変形および割れの可能性を低減できることが分かる。

表 5-5-1 Case1 を基準にした最大値増減割合

| | y 方向変位 | | 最大主応力 (引張応力) |
|--------------------------------|----------------|----------------|------------------------------|
| | -変位 | +変位 | |
| Case1(浸漬角度 0° 浸漬速度 20m/min) | (29.4(mm)) | (33.6(mm)) | (333(N/mm ²)) |
| Case2(浸漬角度 15°) | 21%減(23.2(mm)) | 6%減(31.5(mm)) | 6%増(352(N/mm ²)) |
| Case3(浸漬速度 12m/min) | 29%増(37.9(mm)) | 14%増(38.3(mm)) | 4%増(347(N/mm ²)) |
| Case5(浸漬速度 25m/min) | 12%減(25.8(mm)) | 6%減(31.6(mm)) | 2%減(325(N/mm ²)) |

(2) Case6 解析結果(水冷温度 80°C)への浸漬

Case6 の解析結果から y 方向の最大変位については、Case1 の場合と比べて、+変位および-変位ともに約 4(mm)程度低減できている。これらから、水冷温度を高く設定することで y 方向の変位を低減できていることがわかる。Case6 の解析結果から最大主応力の最大値発生時における最大主応力分布図を図 5-5-1 に示し、その時の最大主応力の最大値が発生した箇所を拡大図(赤枠の部分)を図 5-5-2 に示す。図 5-5-1, 5-5-2 より、Case4 と同様に圧縮応力が大きく発生する。

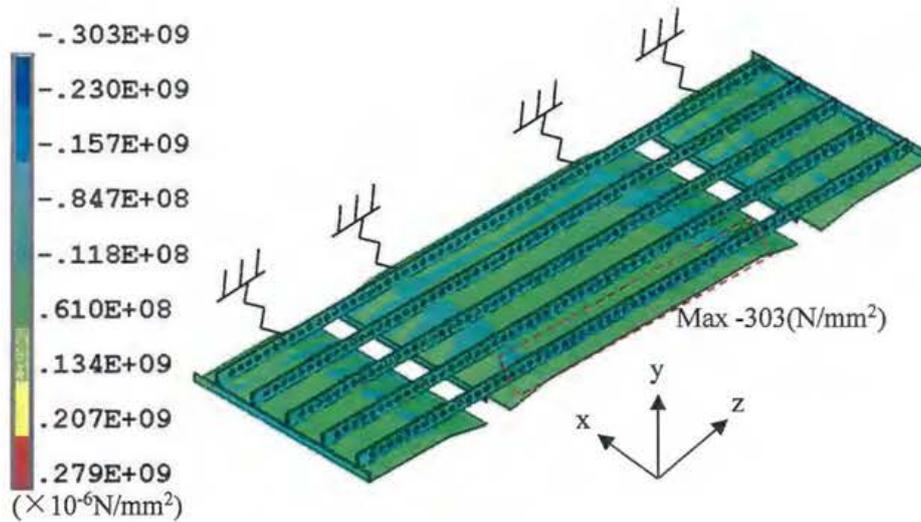


図 5-5-1 Caes6 の最大主応力の最大値発生時における最大主応力分布図
(浸漬開始 6.76(sec)後)

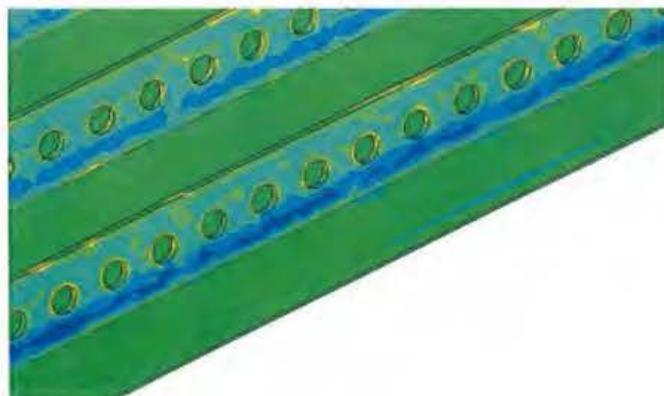


図 5-5-2 Caes6 の最大主応力の最大値発生時における最大主応力拡大図
(浸漬開始 6.76(sec)後)

Case4 の値を基準に Case6 の y 方向の変位および最大主応力の最大値についての増減割合を表 5-5-2 に示す。表 5-5-2 より、Case4 と比較して、Case6 の場合では y 方向の変位および最大主応力値を 10(%)以上低減できている。以上から Case6 の水冷温水を高く設定することで変形および割れの可能性を低減できることが分かる。

表 5-5-2 Case4 を基準にした最大値増減割合

| | y 方向変位 | | 最大主応力 (圧縮応力) |
|------------------------|--------------------|--------------------|-----------------------------------|
| | -変位 | +変位 | |
| Case4 (水冷温水 30(°C)) | (37.0(mm)) | (34.3(mm)) | (314(N/mm ²)) |
| Case6 (水冷温水 80(°C)) | 12%減 (32.7(mm)) | 13%減 (30.0(mm)) | 12%減 (305(N/mm ²)) |

5.6 結論

本章では、合成床版パネルの溶融亜鉛めっきによる熱変形に着目し、溶融亜鉛浸漬実験および3次元FEMによる熱伝導—熱応力連成解析を行い、合成床版パネルの熱変形を低減させるためのめっき条件を検討した。以下に得られた結果を示す。

5.6.1 溶融亜鉛浸漬実験について

- 1) 本章に用いた合成床版パネルは、溶融亜鉛めっきを行うことで発生する平面度の変位は $\pm 2(\text{mm})$ 程度であり、基準内の変位に収まっている。
- 2) ただし、底板端部では約 $10(\text{mm})$ 程度の波打ち変形が発生する。これは溶融亜鉛めっきを行う過程で発生する急激な熱変化が影響し、底板端部の変形につながったと考えられる。

5.6.2 最適熱伝達係数の推定について

- 3) 合成床版パネルの熱伝導解析に用いる最適な熱伝達係数を求めた結果、 $2850(\text{W}/(\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C}))$ となった。これは、建築鉄骨に使用される柱材の熱伝達係数よりも大きく、合成床版パネルは、非常に溶融亜鉛の熱が伝わりやすい部材であることが分かった。

5.6.3 3次元熱伝導—熱応力連成解析によるめっき工程の再現について

- 4) 合成床版パネルを溶融亜鉛めっきへ浸漬させると、パネル中心部および両端部において、それぞれ逆方向に変位が発生する。
- 5) 溶融亜鉛浸漬過程では底板とリブプレートとの溶接接合部分で最大主応力の引張応力が発生する。
- 6) 水冷槽へ浸漬すると、逆に水冷温度 30°C 時で最大主応力 $347(\text{N}/\text{mm}^2)$ の圧縮応力が発生する。これらは、合成床版パネルの温度上昇および温度低下の過程でリブプレートが伸び縮みした際に底板に拘束されることで圧縮応力が発生していると考えられる。

5.6.4 合成床版パネルの変形対策の検討について

3次元熱伝導—熱応力連成解析を用いてめっき条件を変更した状態を再現し、合成床版パネルの溶融亜鉛めっき過程において熱変形を低減させる対策を検討した。

- 7) 溶融亜鉛浸漬速度を速く設定することで、変位や応力を低減できる。実験で用いたリブプレートの高さは182(mm)であったが、場合によっては約300(mm)以上のリブプレートが採用されることがある。リブプレートの高さが高い合成床版パネルの溶融亜鉛めっき時は、浮力が大きく、大きな変形が発生する可能性がある。そのため、浸漬速度を速く設定した上で浮力を考慮した構造変更やめっき条件の設定が必要である。例えば、構造変更については、リブプレートの孔を増やすことや孔径を大きくすることなどが挙げられる。また、めっき条件については、浮力が作用しても部材が傾かない吊り方法や重りを付けた吊り方が挙げられる。
- 8) 溶融亜鉛めっき後の水冷槽の水冷温水は極力高く 80(°C)以上とすることで変位や応力を大きく低減できる。

このように、3次元FEMによる熱伝導-熱応力連成解析によって、めっき工程を再現し、最適な溶融亜鉛めっきの処理条件（部材初期温度、浸漬速度、浸漬角度、水冷温度等）を選定することで、更に溶融亜鉛めっきによる変形を小さくすることが可能である。

実際の現場において、本検討で示した熱変形対策を全て採用することが出来ない場合も考えられる。そのような場合であっても、可能な範囲で複合的に対策することで、少しでも熱変形の発生を低減可能と考えられる。

参考文献

- 1) 坂本知英, 村上慶弘, 玉田学, 半田一夫: ねじれ変形の少ない溶融亜鉛めっき施工方法の適用について, 第57回土木学会年次学術講演会概要集, I-154, pp.307-30, 2002.
- 2) 菊池昌利, 家澤徹: 鋼管鉄塔部材溶融亜鉛めっき時の熱応力測定, 非破壊検査, 第32巻, 第8号, pp.631-635, 1983.
- 3) 土屋和弘, 岩崎正二, 出戸秀明, 今野貴史, 辻英朗: 溶融亜鉛浸漬時に発生しためっき割れ及び熱変形の事例解析と対策, 構造工学論文集 vol.55A, pp.953-966, 2009.
- 4) Barzelay, M. E., Tong, K. N. and Holloway, G. F.: Effect of pressure on thermal conductance of contact joints, NACA TN 3295, 1955.
- 5) Dorn, J. E. (ed): Mechanical Behavior of Materials at Elevated Temperatures, New York, McGraw-Hill, 1961.
- 6) 公益社団法人日本金属学会: 金属データブック, 改訂4版, p.131, 2004.
- 7) 一般財団法人国土開発技術研究センター: 建築物の総合防火設計法, 第4巻, p.118, 1989.

第6章

総括

本論文は、鋼部材に急激な温度変化が与えられる溶融亜鉛めっき時に発生するめっき割れおよび熱変形のメカニズムを明らかにし、そのメカニズムを基にめっき割れおよび熱変形の防止対策を提案することを主目的として、溶融亜鉛めっき時の鋼構造物の挙動を再現する 3 次元熱伝導-熱応力連成解析手法の確立と、その解析手法によるめっき割れおよび熱変形の防止対策を検討している。本章では、各章ごとに得られた結論を取りまとめて本論文の総括とする。

2 章においては、2 枚の鋼平板を溶接した T 継手溶接鋼平板を溶融亜鉛中に浸漬させた場合について、3 次元 FEM 解析モデルを用いて、時刻歴毎に 3 次元熱伝導-熱応力連成解析を行い、解析結果と浸漬実験結果を比較することで解析手法の妥当性を検討し、次のような結論が得られた。

- 1) 3 次元熱伝導解析にあたっては、全ての材料特性値の温度依存性を考慮したため、熱拡散率が場所と時間で変化する非定常熱伝導問題となる。また、2 枚の鋼平板の最適熱伝達係数を、それぞれの板の溶融亜鉛への浸漬方向を考慮して求めた。それらを用いた解析から、解析精度が向上し、実測値に近似した温度履歴曲線が得られた。
- 2) 3 次元非定常熱伝導解析によって得られた時刻歴温度分布を用いて、T 継手溶接鋼平板のヤング率、熱膨張係数、降伏点の温度依存性を考慮した 3 次元弾塑性熱応力解析を実施した。回し溶接部近傍の基板裏面の実験ひずみ履歴曲線と解析ひずみ履歴曲線を比較検討したところ、発生する最大値や生じる時間はほぼ一致する結果となった。しかし、最大値以後の曲線挙動については、実験曲線は急激に減少し、解析曲線は緩やかに減少し大きな差が生じた。この原因としては、溶接部の解析温度と実験温度に大きな差があったことや、溶接時に発生する残留応力を本解析では考慮していないこと等が考えられる。
- 3) 3 次元熱伝導-熱応力連成解析から得られた溶融亜鉛浸漬時毎のひずみ分布から、浸漬直後から浸漬完了後に亘って、T 継手溶接鋼平板の回し溶接部で応力集中が起きていることを解析上明らかにした。これが、めっき割れの原因の一つと考えられる。
- 4) また、T 継手溶接鋼平板の回し溶接部で発生したひずみは塑性域に達しており、溶融亜鉛めっき完了後以降も残留ひずみとして残ることから、本章の熱応力解析では弾塑性解析が有効であることが分かった。

次の 3 章においては、柱梁仕口部のめっき割れに着目し、めっき抜き孔を有する H 形鋼構造物を実験体として浸漬実験を行い、浸漬実験によるひずみ測定結果と 3 次元 FEM による熱伝導-熱応力連成解析によるひずみ解析結果を比較し、次のような結論が得られた。

- 5) 浸漬実験のひずみ測定結果によると、めっき抜き孔近傍には実験体中央部に発生する引張ひずみよりも大きな圧縮ひずみが発生し、その値は中央部の 1.6 倍程度であった。

- 6) 残留ひずみの測定結果より、めっき抜き孔近傍の残留ひずみは、実験体中央部の残留ひずみよりも大きく、その値は中央部の4~8倍程度であった。
- 7) 浸漬実験より得られたひずみ履歴曲線は、最大ひずみ発生以降は急激に減少し、約150~250(μ)の圧縮ひずみに収束した。その原因については実験体内に内在していた残留ひずみが影響しているものと推測される。
- 8) 3次元FEMを用いた熱伝導-熱応力連成解析より求めたひずみ履歴曲線の解析値を実験値と比較した結果、最大ひずみまでの挙動はほぼ一致した。ただし、解析上における最大ひずみ発生以降のひずみ挙動は、緩やかに減少し、実験結果と幾分異なる傾向になった。
- 9) 3次元FEMによる熱伝導-熱応力連成解析から得られた応力分布図から、溶融亜鉛めっき時において、めっき抜き孔から溶接ビード方向に高い相当応力が集中的に発生している領域があることが分かった。これが、実際のめっき割れが生じやすい部位である可能性がある。

その他に3章においては、めっき割れ対策の解析的検討として、ダイアフラムを有するH形鋼構造物を取上げて、めっき抜き孔の有無やスカラップの構造形状に着目し、めっき割れが生じにくい構造ディテールについて検討した。以下に得られた結果を示す。

- 10) H形鋼ウェブの4隅にスカラップを設けた場合と孔を設けた場合を比較すると、孔を設けたノンスカラップ工法の方がめっき割れの発生を低減できることが分かった。なお、スカラップ工法の場合は、スカラップからダイアフラム方向へ応力集中が発生しており、その位置においてめっき割れの可能性が高いことが解析上明らかになった。
- 11) H形鋼のウェブとダイアフラムに孔を設けたノンスカラップ工法よりも、ダイアフラムのみ孔を設けたノンスカラップ工法の方が、最大相当応力値が小さくなり、めっき割れ発生の可能性を低減できることが分かった。

4章においては柱梁仕口部のめっき割れに着目し、柱梁仕口部を抜き出した実大部分モデルのH形構造物に対して、めっき抜き孔の孔径および位置を変化させた数種類の実験体を作製し、溶融亜鉛浸漬実験および3次元熱伝導-熱応力連成解析を行い、溶融亜鉛めっき時に割れが生じにくいめっき抜き孔の孔径および位置の組み合わせを検討した。その後、部材構造(めっき抜き孔の位置、板厚比)および溶融亜鉛めっき時のめっき作業条件(浸漬角度、浸漬速度)を変化させた状態で3次元熱伝導-熱応力連成解析を行い、割れが生じにくい部材構造およびめっき作業条件を検討した。以下に溶融亜鉛浸漬実験から得られた結果を示す。

- 12) 実験体の材料成分を分析した結果、CEZは0.44(%)を超えており、溶融亜鉛めっきによる割れが発生しやすい材料であった。そのような条件下であっても、溶融亜鉛浸漬実

験の結果から、めっき抜き孔の孔径 35(mm)かつ溶接ビードと孔端との隙間 15(mm)に設定することで、溶融亜鉛めっきによる割れの発生の可能性を大きく低減できる。

- 13) 溶接ビードと孔端との隙間を 15(mm)以下に設定した場合および隙間 15(mm)かつ孔径を 25(mm)に設定した実験体には、割れが発生する可能性が高いと考えられる。
- 14) 割れが発生した実験体の発生部位の傾向は、めっき抜き孔端部から H 形鋼フランジ側の方向に発生しやすい。また、4つの孔の中では、孔 2~4 に割れが発生しやすく、孔 1 では割れは発生しない傾向にある。この理由として、4つの孔中で孔 1 は、溶融亜鉛めっき浸漬時に一番最後に浸漬する部分であり、孔 2~4 比較すると孔周辺の部材温度とめっき浴温度との温度差は小さいことが理由として考えられる。
- 15) 溶融亜鉛浸漬後に割れ発生部の EPMA 元素マッピング分析を行った。その結果、圧延方向に沿った小さな割れの内部には Zn が検出されているため、溶融亜鉛浸漬時に発生した割れと推定できる。また、放射方向に進展する大きな割れの内部には O が検出されているため、溶融亜鉛槽から引き上げた以降に発生した割れと推定できる。

次に、3次元熱伝導-熱応力連成解析から得られた結果を示す。

- 16) 柱梁仕口部を抜き出した実大実験体の熱伝導解析に用いる最適な熱伝達係数を求めた結果、 $800(W/(m^2 \cdot ^\circ C))$ となった。求めた最適熱伝達係数を用いた熱伝導解析結果と浸漬実験で得られた温度測定結果はほぼ同一であり、概ね温度分布を再現できている。
- 17) 溶融亜鉛浸漬の工程について材料特性値(ヤング率, 熱膨張係数, 降伏点)の温度依存性を考慮した弾塑性熱応力解析を行った結果、浸漬実験で割れが発生した位置の傾向と同様に、各めっき抜き孔の端部から PL40 側および H 形鋼フランジ側に大きな引張応力が集中することが明らかになった。
- 18) 熱応力解析結果から、めっき抜き孔径 35(mm)かつ溶接ビードとの隙間 15(mm)に設定した実験体の最大引張応力が最も小さいことから、この孔径および溶接ビードとの隙間を採用することで割れの発生を低減できると考えられる。
- 19) また、めっき抜き孔と溶接ビードとの隙間を 15(mm)設けたとしても、孔径 25(mm)では割れの可能性があり、孔径 35(mm)程度までの大きさのめっき抜き孔が必要であるということが分かった。
- 20) 部材内の板厚比を 4.4 倍から 3.3 倍に小さく設定した場合の最大第一主応力が最も小さく、また浸漬実験で割れが発生しなかっためっき抜き孔径 35(mm)かつ溶接ビードとの隙間 15(mm)の場合の最大第一主応力よりも小さいため、部材内の板厚比を小さくすることで割れの発生を大きく低減できる。
- 21) 溶融亜鉛めっき時の浸漬速度を速く設定した浸漬速度 2.4(m/min)の場合については、浸漬速度 0.5(m/min)の場合よりも約 2(%)の最大第一主応力を低減できてはいるものの、本モデルの割れ対策として効果は少ないといえる。

- 22) 溶融亜鉛めっき時の浸漬角度を変更した場合については、浸漬角度を小さくすることで、部材を45(°)傾けた場合よりも最大約7(%)の最大第一主応力を低減できているため、割れに対して有効な対策と思われる。

溶融亜鉛めっきによる割れが発生する強度評価について、脆性破壊(主応力で評価)および延性破壊(相当応力で評価)が考えられる。

脆性破壊は、引張応力により、き裂が進展して破壊に至るため、主に引張方向の最大主応力によって評価する。臨界応力を超えた場合、材料中のき裂が高速に進展し、構造物は破断に至ると考えられる。また、主応力による評価では、応力の種類(引張、圧縮)や応力のベクトルの向きなど詳細に分かる。

一方、延性破壊は、き裂の進展より先に転位が大量に発生し降伏域を形成する降伏現象を起こす破壊であり、主にスカラー量によって評価する。降伏によりき裂の進展は阻害されるため、脆性材料のように破壊が高速に生じることはない。ただし、応力が高くなり降伏域が拡大すると塑性崩壊が起こり、構造物として機能しなくなる。また、相当応力による評価では、主応力のような複雑な評価ではなく、応力の種類(引張、圧縮)や応力のベクトルの向きを総合的に評価した主応力の偏差成分で表す値であるため、発生する応力の大きさを簡単に評価できる。

3章の検討においては、既往の研究を参考に相当応力による評価を行った。一方、4章の検討においては、主応力および相当応力で評価した結果、相当応力値よりも主応力値の方が大きな値となった。よって、4章の検討においては、主応力で評価することは安全側の評価となっている。ただし著者は、溶融亜鉛めっきによる割れが発生する強度評価について、脆性破壊(主応力で評価)および延性破壊(相当応力で評価)が複合的に関係していると考えている。よって、場合によっては延性破壊によって、主応力値よりも相当応力値の方が大きくなることも十分に考えられるため、どちらかのみで評価することは危険であると考えている。

なお、4章で示したようなウェブ薄い鋼板の応力状態は、ほぼ平面応力状態となっているため一般的には相当応力と主応力は近似するといわれている。よって値の大小の違いは認められるが、相当応力で評価しても同じような結論になると考える。

最後に第5章においては、合成床版パネルの溶融亜鉛めっきによる熱変形に着目し、溶融亜鉛浸漬実験および熱伝導解析に用いる最適な熱伝達係数を求めた結果を以下に示す。

- 23) 合成床版パネルは、溶融亜鉛めっきを行うことで発生する平面度の変位は $\pm 2(\text{mm})$ 程度であり、基準内の変位に収まっている。
- 24) ただし、底板端部では約10(mm)程度の波打ち変形が発生する。これは溶融亜鉛めっきを行う過程で発生する急激な熱変化が影響し、底板端部の変形につながったと考えら

れる。

- 25) 合成床版パネルの熱伝導解析に用いる最適な熱伝達係数を求めた結果、 $2850(\text{W}/(\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C}))$ となった。これは、建築鉄骨に使用される柱材の熱伝達係数よりも大きく、合成床版パネルは、非常に溶融亜鉛の熱が伝わりやすい部材であることが分かった。

3次元熱伝導－熱応力連成解析を用いてめっき条件を変更した状態を再現し、合成床版パネルの溶融亜鉛めっき過程において熱変形を低減させる対策を検討した結果を示す。

- 26) 合成床版パネルを溶融亜鉛めっきへ浸漬させると、パネル中心部および両端部において、それぞれ逆方向に変位が発生する。
- 27) 溶融亜鉛浸漬過程では底板とリブプレートとの溶接接合部分で最大主応力の引張応力が発生する。
- 28) 水冷槽へ浸漬すると、逆に水冷温度 $30(^\circ\text{C})$ 時で最大主応力 $347(\text{N}/\text{mm}^2)$ の圧縮応力が発生する。これらは、合成床版パネルの温度上昇および温度低下の過程でリブプレートが伸び縮みした際に底板に拘束されることで圧縮応力が発生していると考えられる。
- 29) 溶融亜鉛浸漬速度を速く設定することで、変位や応力を低減できる。実験で用いたリブプレートの高さは $182(\text{mm})$ であったが、場合によっては約 $300(\text{mm})$ 以上のリブプレートが採用されることがある。リブプレートの高さが高い合成床版パネルの溶融亜鉛めっき時は、浮力が大きく、大きな変形が発生する可能性がある。そのため、浸漬速度を速く設定した上で浮力を考慮した構造変更やめっき条件の設定が必要である。例えば、構造変更については、リブプレートの孔を増やすことや孔径を大きくすることなどが挙げられる。また、めっき条件については、浮力が作用しても部材が傾かない吊り方法や重りを付けた吊り方が挙げられる。
- 30) 溶融亜鉛めっき後の水冷槽の水冷温水は極力高く $80(^\circ\text{C})$ 以上とすることで変位や応力を大きく低減できる。

このように、溶融亜鉛めっきによるめっき割れおよび熱変形が発生する要因のうち構造形状およびめっき作業条件(部材初期温度、浸漬速度、浸漬角度、水冷温度等)に着目し、3次元 FEM による熱伝導－熱応力連成解析によって、めっき割れが生じにくい部材構造およびめっき作業条件を明らかにした。めっき割れおよび熱変形対策として本論文で示した対策を複合して採用することが最も有効な割れ対策であると考えられる。

実際の現場において、本論文で示しためっき割れおよび熱変形対策を全て採用することが出来ない場合も考えられる。そのような場合であっても、可能な範囲で複合的に対策することで、少しでもめっき割れおよび熱変形の発生を低減可能と考えられる。

これらの対策を講じることにより、防錆処理として高い評価を受けている溶融亜鉛めっきをめっき割れおよび熱変形熱を警戒してめっき処理の利用が進んでいない大型構造物等に適用することができ、溶融亜鉛めっきの実用性が増すことが期待される。

謝 辞

本論文は、平成19年から平成28年の長きにわたり、岩手大学工学部社会環境工学科 岩崎正二教授の変わらざるご懇篤なるご指導とご教示の結實にほかならないものであります。心から感謝の意を表すとともに厚くお礼申し上げます。

ご多忙の中、本論文の副査を担当していただきました海田輝之教授、中村満教授、出戸秀明教授、大西弘志准教授には、多くのご指導、ご指摘をいただき心から厚くお礼申し上げます。

特に、本論文の取りまとめ、執筆、学会発表等にあたりましては、出戸秀明教授、大西弘志准教授の終始熱心なご指導、ご鞭撻をいただきました。心から感謝申し上げます。

各種実験体の分析については、岩手県工業技術センターのご協力と桑嶋孝幸博士よりご助言をいただきました。心より感謝申し上げます。

第4章、第5章の熔融亜鉛浸漬実験においては、JFEシビル株式会社ならびに株式会社横河ブリッジにご協力いただきました。心より感謝申し上げます。

本研究の機会を与えて下さり、様々な面で支えていただいた株式会社デンロコーポレーション 鈴木毅会長、富永充久社長、藤村和男副社長、丸橋敏明執行役員には、心より感謝の意を表するとともに厚くお礼申し上げます。

また、実験の実施には、株式会社デンロコーポレーション・東北ガルバセンターの皆様にご協力いただきました。加えて、論文の作成にあたり、業務面で会社の皆様に大きな負担をかけました。心から深く感謝いたします。

そして、これまでの研究活動と本論文の作成に多大なるご協力下さいました岩手大学工学部構造工学研究室の卒業生の皆様には、大変お世話になりました。

最後に、論文の作成にあたり、長期間にわたり、大きな負担をかけながらも最後まで笑顔で支えてくれた妻 由香利、長男 吏功、次男 介利、そして父、母、義父母に対して、心から感謝いたします。

2016年3月

西尾 吉史