

非分割箱桁橋の亜鉛めっき割れ防止に関する基礎的研究

STUDY OF PREVENTION METHOD FOR MOLTEN ZINC INDUCED CRACKING IN UNDIVIDABLE BOX BRIDGE GIRDER.

阿部英彦*、紫桃孝一郎**、家澤 徹***、加藤昭夫****、栗飯原周二*****

Hidehiko ABE, Kohichiro SHITO, Tohru IEZAWA, Akio KATO and Shuji AIHARA

*工博	足利工業大学教授	工学部土木工学科	(〒326 栃木県足利市大前町268-1)
**	日本道路公団	大阪建設局	(〒550 大阪市西区靱本町1-11-7)
***	(株)巴技研	溶接研究部	(〒135 東京都江東区豊洲3-4-5)
****	(株)バコーレーション	橋梁設計部	(〒135 東京都江東区豊洲3-4-5)
*****工博	新日本製鐵(株)	名古屋技術研究部	(〒476 愛知県東海市東海町5-3)

The study aims at preventing undividable box section girder bridges from the molten zinc induced cracks. A pilot test girder specimen was fabricated and tested to investigate the influence of dipping into the molten zinc pool. The average dipping speed was so slow that excessive thermal stresses were generated, causing many cracks. It was found that the dipping speed higher than 4 m/min was necessary and more than 40% of opening ratio in diaphragms, 20 degrees of dipping angle and so on were desirable to achieve the target speeds. Also, an analytical investigation was carried out.

Key Words : undividable box girder , galvanizing , molten zinc induced crack

1. はじめに

亜鉛めっき橋梁は優れた耐食性を持ち、維持管理の負担が軽減されることから、着実に普及しつつある。一方、めっき橋の技術課題として変形や溶接部の亜鉛めっき割れ等があり、亜鉛めっき橋の健全な発展のためには、これら技術課題の解決、特に構造物の安全性の観点から亜鉛めっき割れの原因究明とその対策の確立が重要である。亜鉛めっき割れは、送電鉄塔の分野で多くの研究が行われ¹⁾、鋼材規格(JIS)にも耐亜鉛めっき割れ性が規定されている。また、鉄塔の研究を基礎に、ZB研究会(指導者奥村敏恵東大名誉教授)ではめっき橋梁の亜鉛めっき割れ防止を中心とした総合技術の基礎的研究²⁾が行われた。

従来、めっき橋梁の中心はI桁橋であり、これについては割れおよび変形防止の豊富な研究データと実績がある³⁾。最近では箱桁への適用例も増えつつあり、分割型箱桁のめっき実施例^{4) 5)}が報告されているが、これまで非分割型箱桁の報告は少なく歩道橋への適用例が見られる程度である⁶⁾。

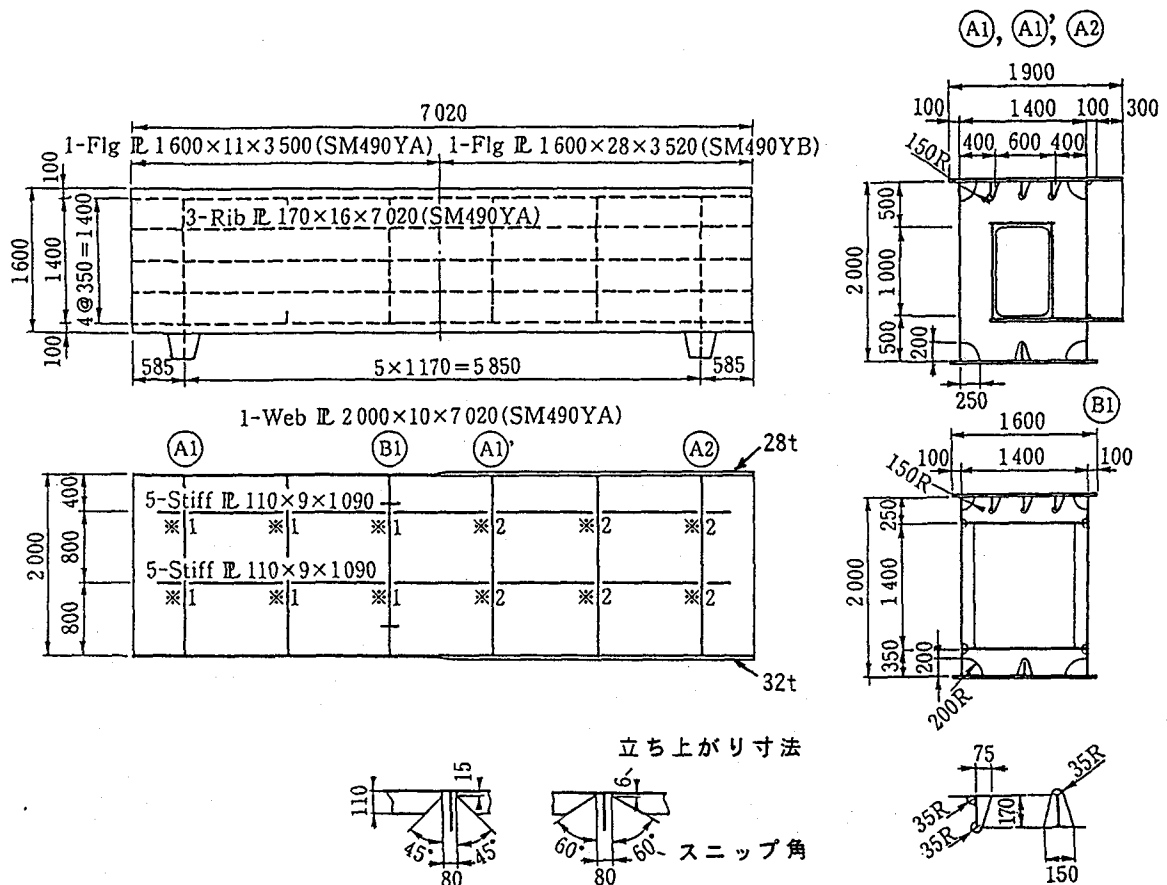
本研究は、めっき可能な最大規模の非分割型箱桁橋を製作するに際し、パイロット試験桁を用いてZB研究会の基礎的研究などを基に設計、製作及びめっき施工を総合した亜鉛めっき割れ防止法の検討を行ったものである。

また、理論的考察を加えた。なお、試験桁の設計検討は(社)日本鋼構造協会に設けられた亜鉛めっき橋研究小委員会で行われた。

2. パイロット試験

パイロット試験の対象とした箱桁橋は、当初は塗装橋として設計されており、その断面寸法は幅が2.1m、高さ2.0mで仕口を含めた全幅は2.5mであった。これがランプ橋であることから、将来のメンテナンスの低減を考慮しめっき橋として施工することになった。この箱桁を分割せずにめっき浸せきするべく、基本設計の検討、めっき橋の技術課題であるめっき割れ防止などの検討を行い、非分割型で溶融亜鉛めっきが可能な最大規模の断面寸法である幅1.6m、高さ2.0m、仕口を含めた全幅は1.9mとすることが決定した。めっき槽の最大寸法が幅2.1m、深さ3.3mでほぼ限界の幅であることから、めっき浸せきがスムーズにできるか予測が困難であり、スムーズに浸せきできない場合には亜鉛めっき割れや変形が発生する恐れがある。そこで、本橋の製作に先立ち、試験桁1台の製作を行い、これをめっき浸せきして予備実験とした。

試験桁の形状・寸法を図-1に示す。試験桁は、フランジと腹板、ダイアフラムの板厚比が最も大きく溶接部



※1型 (従来型) ※2型 (改良型)

水平補剛材先端形状

図-1 試験桁の形状・寸法

のめっき割れに対して最も厳しいと考えられる径間中央部材（上フランジ厚28mm、下フランジ厚32mm）と、フランジと腹板がともに薄板構造で変形に対して条件的に厳しいと考えられる径間端部材（上下フランジ厚11mm）を一体にし、両者の問題点を同時に抽出することを目的とした。パイロット試験における主な確認および検討項目は以下の通りである。

①めっき浸せきの適正速度

鋼構造部材を亜鉛めっきする場合、鋼の比重が7.85に対して熔融亜鉛の比重が6.5であり、その比重差は1.35と小さく、浸せき速度は通常5～6m/minである。非分割型箱桁は箱内部への亜鉛の流入が端部の開口部からに限定され、内部に取り付くダイアフラムが堰の作用をして流入を妨げることや幅広部材で亜鉛による抵抗が大きいことからI桁に比べてめっき浸せき速度が遅くなることが懸念される。スムーズなめっき浸せきのためにはダイアフラムの開口率を大きくすることが望ましいが、構造上から大幅には上げられない。本試験体では開口率の目安として推奨されている30%を採用した⁷⁾。これにより、どの程度の速度で浸せきするかを調査すると共にめっき割れ防止に必要なめっき浸せき速度を確認する。

②水平補剛材先端形状の影響

試験体の補剛材交差部は、加工性及び溶接施工性に優れるため一般に広く採用されている水平と垂直の補剛材間に隙間を設けた構造を採用した。水平補剛材先端形状として、立ち上がり15mm、スニップ角45°の従来型と、著者らの一部がめっき割れ防止に有効として提案している立ち上がり6mm、スニップ角60°の応力集中低減型⁸⁾の2種類をそれぞれ交差部の1/2づつに採用し、先端形状がめっき割れに及ぼす影響を再確認する。

③フランジとダイアフラムの板厚比の影響

非分割箱桁ではダイアフラムのスカラップ部にめっき割れが生じる場合があり、ダイアフラム厚が小さいとわれが生じ易いと言われている⁵⁾。そこで、このことを確認するため厚フランジ側に板厚の異なる2枚のダイアフラム、薄フランジ側に1枚のダイアフラムをそれぞれ取付け、めっき割れに及ぼす板厚比（フランジ厚/ダイアフラム厚）の影響を調べることにした。

④面外変形拘束用補剛材の効果

分割箱桁の施工例では、腹板の面外変形防止に拘束用水平補剛材の取付が有効との報告がある⁵⁾。非分割箱桁でも同様の効果があるかどうかを確認するため本試験桁では2枚の腹板の内、片方に拘束用補剛材を取付け、もう一方と比較することとした。

なお、めっき割れ防止に関してめっき橋梁用めっき割れ対策鋼の開発が行われているが、これの効果確認は、実橋で行うことにし、試験桁では現用鋼を用いた。

3. 試験結果

3. 1 浸せき速度

浸せき速度の測定結果を表－1に示す。亜鉛浴への浸せきに123秒を要した。約60秒で9割方が浸せきした後、浮かんた状態となったため予想以上に時間がかかった。平均浸せき速度は約1m/minと遅かった。この原因として次の2点が考えられる。一つは、初期の浸せき角度が5°程度と小さかったことから、クレーンの巻き下げ速度を大きくしても箱桁の自重と部材内の空気溜まりに起因する浮力の釣り合い状態で浮かんた状態となり、この状態でダイアフラムの開口部から溶融亜鉛が流入し、釣り合い状態が変化しながら沈んでいったため浸せき初期に時間がかかったことである。もう一つは、ダイアフラムの開口部がやや小さかったことおよびダイアフラムが3枚入った特殊構造であったことから、浸せきの最後の段階でダイアフラム上方の非開口面（500mm高さ）と上フランジおよび腹板で囲まれた空間に大きな空気溜まりが生じ、これがダイアフラムの上部隅角部に設けたスカラップ（R=150mm）から抜け出るのに時間がかかったことである。

表－1 試験桁のめっき施工結果

測定項目	測定結果
めっき浴温（℃）	436
浸せきに要した時間（s）	123
平均浸せき速度（m/min）	1
浸せき時間（s）	504
引上げに要した時間	95
浸せき方向、引上げ方向	厚板側から
冷却水温（℃）	65
水没に要した時間（s）	20
水冷時間（s）	110

3. 2 溶接部のめっき割れ

めっき割れは、回し溶接部全箇所（250箇所）中19箇所が発生が認められ、その発生率は7.6％と大きな値であった。

水平補剛材端部ではフランジ（板厚：厚フランジ側28、32mm、薄フランジ側11mm）と腹板（板厚：10mm）の板厚比に関係なく合計7箇所割れが発生し、その発生率は17％であった。補剛材先端形状別の割れ率を表－2に示す。試験桁では水平補剛材先端形状を従来型と改良型を18箇所づつ配置したが、従来型では5箇所割れが発生

し、その割れ率は28％であった。一方、改良型では2箇所割れが発生し、その割れ率は11％であった。このように従来型より改良型の方が割れ率が小さいことから、改良型の採用が割れ防止あるいは低減に効果のあることが再確認できたと考える。ただし、改良型でも完全には割れを防止できなかったが、この理由については後述する。

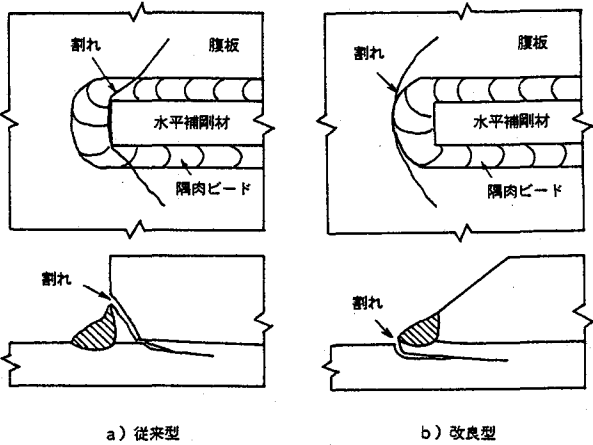
水平補剛材端部での割れの発生形態の模式図を図－2に示す。従来型は回し溶接部の補剛材側止端部から発生し、隅肉ビードを横切って腹板部へ伝播している。断面で見ると補剛材側止端部からの割れが途中補剛材と腹板の界面を通過した後、補剛材が隅肉溶接されているため腹板の中に伝播している。改良型は腹板側の止端部から割れが発生し、腹板の両側へ円弧状に進展している。断面で見ると2～3mm板面にほぼ垂直に進展し、その後腹板を引き裂くように伝播している。いずれの場合も腹板を開裂するような大きな応力・ひずみが作用し切り欠きの最も厳しいところからめっき割れが発生したものである。

なお、割れ断面のミクロ観察の結果、いずれの場合も合金層が割れの内部まで認められたことから、めっき浸せきの早い段階で割れが発生したものと考えられる。

表－2 補剛材先端形状別の割れ率

補剛材先端形状	割れ箇所*	割れ率
従来型	5/18	28%
改良型	2/18	11%

*分母は回し溶接箇所数、分子は割れ発生箇所数



図－2 めっき割れ発生形態の模式図

また、割れ破面は電子顕微鏡で観察すると粒界破面であり、溶接熱影響部の旧オーステナイト粒界に亜鉛が拡散侵入し、粒界ぜい化が生じた、いわゆる液体金属ぜい化の一種の溶融亜鉛ぜい化割れと考えられる。

表-3にダイアフラムのスカラップ回し溶接部の割れ率を示す。試験桁の厚フランジ側（最大板厚32mm）にはA1'（9mm）とA2（12mm）の2枚のダイアフラムを取り付けているが、9mm側では22箇所中6箇所に割れが発生し、その割れ率は27%であるのに対して、12mm側での割れ発生箇所は2箇所、その割れ率は9%と減少した。また、薄フランジ側（11mm）にはA1（9mm）のダイアフラムが

表-3 ダイアフラムのスカラップ部における板厚比別の割れ率

フランジ厚 t_f (mm)	ダイアフラム厚 t_d (mm)	板厚比 t_f/t_d	割れ箇所* 割れ箇所	割れ率 %
32	9	3.6	6/22	27
32	12	2.7	2/22	9
11	9	1.2	1/22	4.5

*分母は回し溶接箇所数、分子は割れ発生箇所数

取り付いているが、ここでは1箇所割れが認められたのみであった。表-3からフランジとダイアフラムの板厚比が小さくなるほど割れ率は減少する傾向が顕著である。従って、ダイアフラムのスカラップ回し溶接部の割れ防止にはダイアフラムとフランジの板厚比の低減が有効と考えられる。

3.3 腹板の面外変形

図-3にめっき前後における2枚の腹板のはらみ測定結果を示す。腹板Aは水平補剛材と下フランジの中間位置に面外変形拘束用補剛材を取り付けた側であり、腹板Bは本来の水平補剛材1段のみの側である。はらみの測定は腹板の上下端部を基準として差動トランス型変位計を用いて行った。

試験桁は通常のめっき施工では採用される端部はらみ防止治具を用いていないため、両側の腹板ともに桁端部で大きなはらみが発生し、その最大はらみは腹板Aの厚フランジ側で発生した23.5mmであった。この桁端部のはらみは本橋では防止治具を用いてめっき施工すれば防止可能なため特に問題は無いと考える。

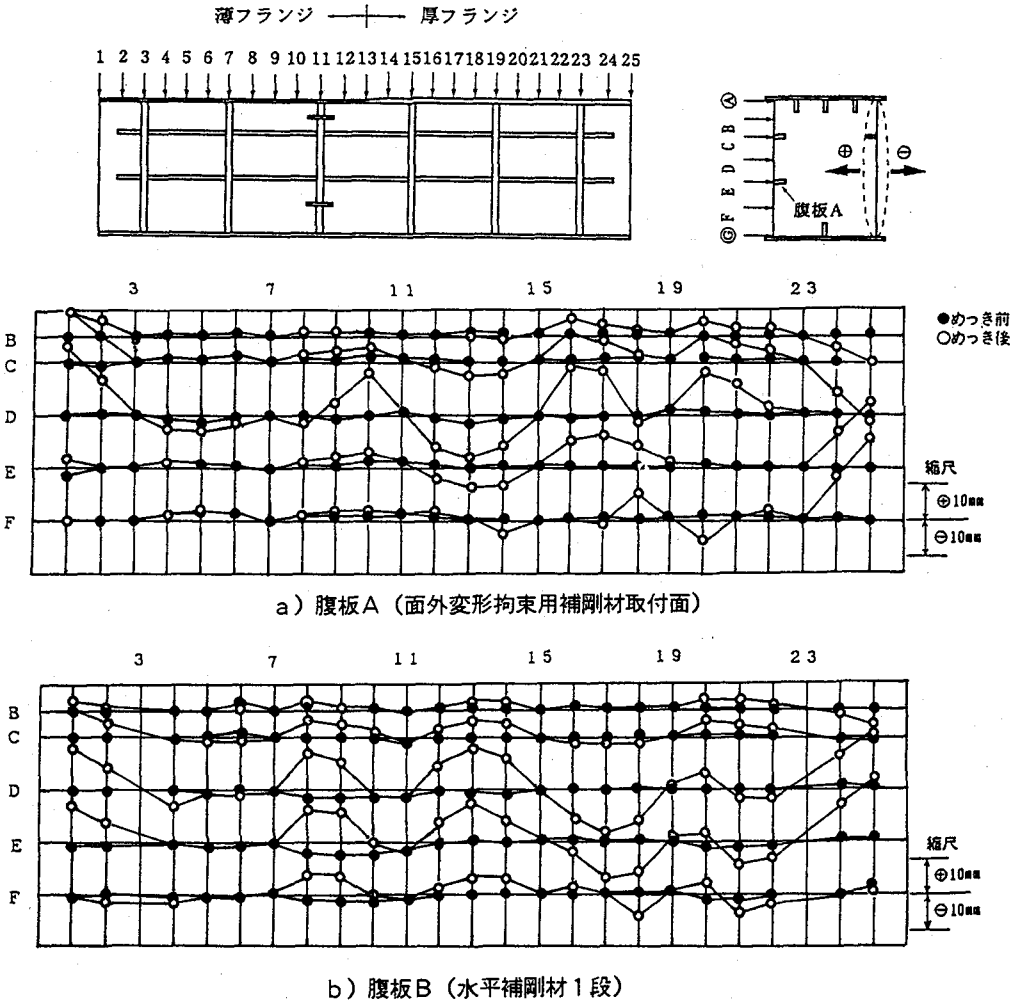


図-3 めっき前後の腹板のはらみ測定結果

はらみは桁端を除くと腹板Aのパネルの内1箇所が最大14mmで、他のパネルは13mm（日本道路公団のめっき橋の平面度 $H/150$ 、 H ：腹板高）以下であった。腹板Aおよび腹板Bのめっき後のはらみにほとんど差は認められず、本試験桁では、特に面外変形拘束用補剛材の効果は認められない結果であった。

4. 考察

4. 1 熱応力

溶接部にめっき割れが予想以上に多く、また比較的大きな割れが発生した。これは試験桁のめっき浴槽への浸せき速度が平均約1m/minと著しく遅いことが一因と考えられる。そこで、腹板に発生する熱応力を一次元熱応力解析で求めた。解析は箱桁が断面中央で左右対称であることから、片側の腹板部を単純I桁と仮定して行った。I桁のめっき浸せき時の座標系を図-4のように定義した。

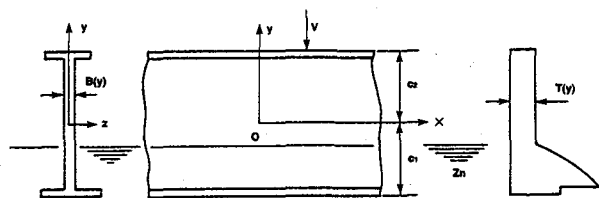


図-4 桁の座標系

めっき時にはI桁の各部位が亜鉛液面に到達するまでは温度上昇せず、液面に到達後板の両面からのみ加熱されると仮定すると、I桁を亜鉛液面に対して水平状態で、一定速度 V でめっきする場合のある時刻 t における y 方向及び z 方向の温度分布は(1)、(2)式で与えられる⁹⁾¹⁰⁾。

$$y > Vt - c_1 \text{ のとき } T(y, z) = T_0 \quad (1)$$

$$y \leq Vt - c_1 \text{ のとき}$$

$$T(y, z) = (T_1 - T_0) \left\{ 1 - 2 \sum_{n=1}^{\infty} \frac{\sin \delta_n \cdot e^{-4\kappa \delta_n^2 t' / B}}{\delta_n + \sin \delta_n \cos \delta_n} \cdot \cos(2\delta_n z / B) \right\} + T_0 \quad (2)$$

$$\text{ただし } t' = t - (y + c_1) / V \quad (3)$$

なお、上式において時間 t は桁の下端部が亜鉛液面に到達した瞬間を $t=0$ とし、 $T(y, z)$ は y 方向及び z 方向の温度分布、 T_0 は部材初期温度、 T_1 は熔融亜鉛温度、 B は板厚、 κ は温度伝導率、 δ_n は $hB=2\delta \tan \delta$ より求めた $\delta_1, \delta_2 \dots \delta_n$ であり、 h は鋼板外面と熔融亜鉛との境界における相対熱伝達率である。

(1)、(2)式を(4)式のように板厚方向に積分することにより、板厚方向には平均温度で、 y 方向にのみ温度分布をもつ一次元温度分布が得られる。

$$T(y) = -\frac{2}{z} \int_0^{z/2} T(y, z) dz \quad (4)$$

板厚方向には一定温度で、 y 方向にのみ温度分布をもつI桁の x 方向の熱応力は、梁の一次元熱応力式(5)により与えられる。

$$\sigma_x = -\alpha E \left\{ T(y) - \frac{1}{S} \int_{-c_1}^{c_2} T(y) B(y) dy - \frac{y}{I_z} \int_{-c_1}^{c_2} T(y) B(y) y dy \right\} \quad (5)$$

ここで、 α は線膨張係数、 E は縦弾性係数、 $B(y)$ は y 方向の板厚変化、 S は断面積、 I_z は z 軸回りの断面2次モーメント、 c_1, c_2 は断面の図心からI桁下端及び上端までの距離である。

実際の桁には補剛材が取り付けられているが、腹板とはほぼ同厚であるため補剛材の有無で温度分布は殆ど変わらず、また補剛材の板幅も小さいため(5)式の断面積及び断面二次モーメントに及ぼす影響も小さい。そこで桁めっき時の熱応力を(5)式により近似的に求めた。

図-5は試験桁の薄フランジ側が1m/minで浸せきするときの熱応力の計算結果を示す。図はめっき浸せき過程における6ステップについての熱応力分布を示している。図中に各ステップの亜鉛液面位置を示す。浸せき過程において液面直下の部位は急激に熱膨張しようとするが、それが液面上の未昇温の部位により拘束されるため圧縮応力が発生し、それにバランスして液面直上の部位には引張応力が発生している。浸せきが進行するに従い応力分布は変化するが、腹板の上部になるに従い圧縮応力が大きくなる。これは浸せき速度が遅いため先に浸せきした部位と後から浸せきする部位の温度差が大きくなり、桁に大きな曲げモーメントが作用し、腹板上部にはそれによる圧縮応力が作用するためである。速度1m/minでの最大圧縮応力は約40kgf/mm²であるが、速度5m/minの場合について求めると約15kgf/mm²と小さな値である。

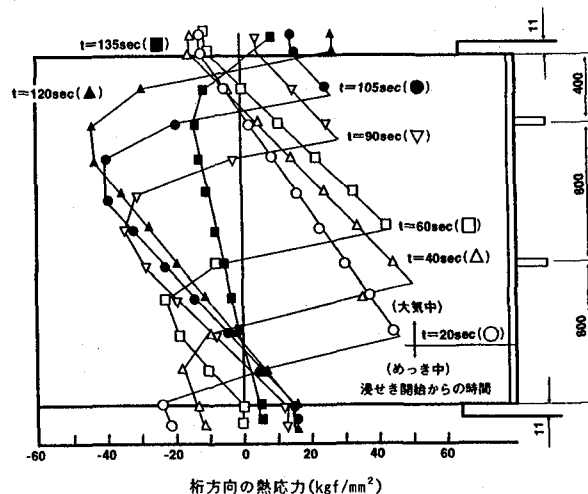


図-5 薄フランジ側の熱応力分布
(浸せき速度1m/minの場合)

したがって薄フランジ側ではフランジと腹板の板厚差がほとんどないにも拘らず、浸せき速度が遅いと大きな熱応力が発生することが分かる。

図-6は試験桁の厚フランジ側が1 m/minで浸せきするときの熱応力計算結果を示す。熱応力の分布形状と変化パターンは薄フランジ側とほぼ同じであるが、全般的に圧縮応力の最大値が大きくなっている。これは薄フランジ側の場合より、上下の厚フランジが腹板の熱膨張を拘束する影響が加わるためである。

以上のように、浸せき速度が小さいとフランジ厚の大小にかかわらず腹板に非常に大きな圧縮熱応力が発生することが明かである。圧縮熱応力がめっき割れとどのように関係するかは次節で述べる。

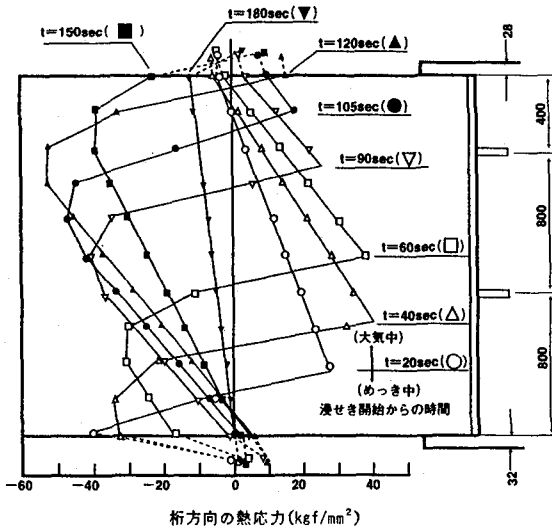


図-6 厚フランジ側の熱応力分布
(浸せき速度 1 m/min の場合)

4. 2 パネル座屈と水平補剛材先端のめっき割れ

めっき割れは、溶融亜鉛中で溶接部に引張応力が作用して、亜鉛による液体金属ぜい化により生ずる割れである。圧縮応力下では液体金属ぜい化割れが生じないことから、圧縮応力により腹板パネルに座屈変形が生じその影響で引張応力が発生すると考えられる。そこで、熱応力によるパネル座屈とめっき割れの関係について検討した。

熱応力が作用した時のパネルの弾性座屈強度を次のように求めた。すなわち、図-7にめっき時過程における

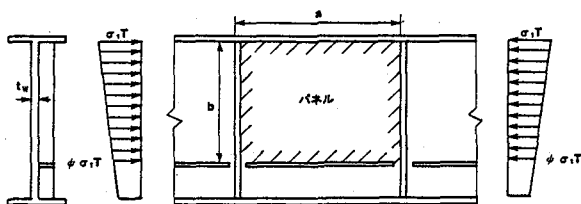


図-7 パネルに作用する熱応力分布の模式図

腹板の熱応力分布を模式図で示すが、腹板厚を t_w とし、補剛材で区画された辺長比 b/a のパネルに発生する熱応力を直線分布で近似し、それと同一分布形状の応力が作用する場合のパネルの座屈強度は、パネルが四辺単純支持と仮定するとDIN4114の座屈強度式(6)により求まる。

$$\sigma_{1ki} = k \cdot \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \cdot (t_w/b)^2 \quad (6)$$

ここで、 k はパネルの辺長比 b/a 及び応力分布形状 ϕ から定まる座屈係数である。

熱応力分布は時間経過と共に変化するが、時刻毎の分布形状 ϕ から座屈係数 k が定まり、時刻毎の座屈強度を求めることができる。

ここでめっき過程における時刻毎のパネルの座屈強度 σ_{1ki} に対する熱応力 σ_{1T} の比を弾性座屈強度比 $R\sigma$ として(7)式のように定義する。

$$R\sigma = \sigma_{1T} / \sigma_{1ki} \quad (7)$$

めっき過程において、この座屈強度比 $R\sigma$ の変化を時系列的に求めて、 $R\sigma \geq 1$ となる場合にはめっき時にパネルが局部座屈を起こす可能性のあることが判定できる。また $R\sigma \geq 1$ の場合にはその最大値（以下、 $R\sigma_{max}$ と記す）が大きいほど座屈に伴う面外変形も当然大きくなると考える。

図-8に $R\sigma$ の時間変化の解析結果の一例を示す。これらの図はフランジ厚変化のI桁試験体を5.5 m/minの速度でめっき浸せきした場合の例である。フランジ厚が22、32 mmのいずれの場合も $R\sigma \geq 1$ となり、めっき時にパネルが座屈を起こす可能性が大きいことが分かる。

めっき時にパネル座屈が生じる場合の熱弾塑性応力挙動解析¹¹⁾の詳細は次回に報告するが、図-9にI桁での解析結果の一例と補剛材先端部の変形の模式図を示す。a)は腹板パネル中央における変形過程を断面図で示す。めっき浸せき過程で生じる圧縮熱応力により腹板パネルは中段の図で示すように座屈変形をするが熱応力の消滅に伴いパネル変形は戻る。この時に補剛材先端部ではb)に示すようにパネル座屈時に圧縮降伏し、熱応力の消滅

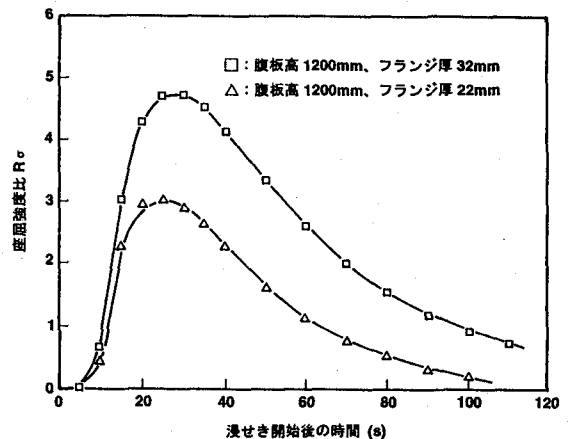


図-8 弾性座屈強度比 $R\sigma$ の時間変化

に伴うパネル変形の戻り過程で除荷から引張りずみ発生
の経過をたどる。この面外変形の戻り過程で発生する引
張りずみにより垂鉛めっき割れが発生すると考えられる。

図-10に試験桁で割れが発生した補剛材先端部での
局所変形測定例を示す。測定は補剛材交差部から左右20
0mmの位置を基準としてめっき前後に行っている。めっ
き前の変形は殆どないが、めっき後にはS字状の局所変
形が発生し、C点では2mm程度の凹み変形が生じている。
割れはめっき中で受けた大きな圧縮塑性変形が残留した
箇所(C点)に発生しており、上記の応力挙動により発
生したものと考えられる。

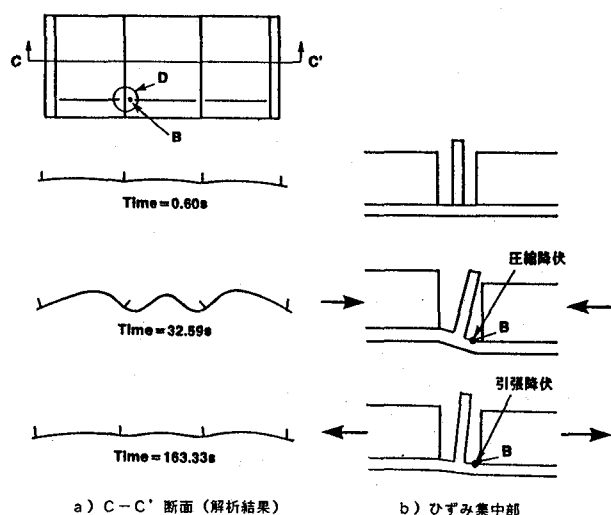


図-9 腹板の面外変形と補剛材先端部の局所変形
模式図

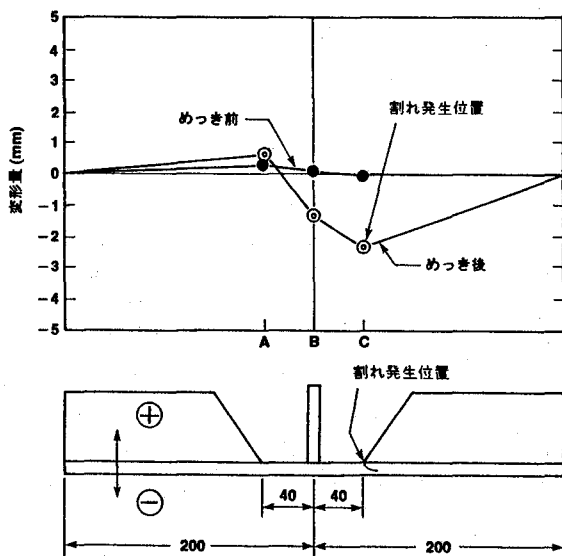


図-10 局所変形の測定例

熱弾塑性解析から得られる圧縮塑性変形後の引張りず
みは、前述の熱応力式から求めた最大圧縮熱応力とパネ

ルの弾性座屈強度の比 $R\sigma_{max}$ とよい相関を示す。

今回の試験桁の浸せき速度を変化させた場合の熱応力
を計算し、最大圧縮熱応力が腹板に一樣に作用するとし
て $R\sigma_{max}$ を求めて浸せき速度との関係で図-11に示
す。

$R\sigma_{max}$ は浸せき速度が小さくなるにしたがい増加し、
特に3m/min以下の速度では急激に増加する。図中、割
れ発生限界 $R\sigma_{max}$ として、8.9を示している。この割
れ発生限界 $R\sigma_{max}$ の求め方の詳細は次回に報告するが、
腹板に用いた鋼材のHAZの限界ひずみと熱弾塑性解析
より求めた補剛材先端に発生する最終引張りずみの関係
から求めたものであり、 $R\sigma_{max}$ が $R\sigma_{max}$ を超えると
割れ発生の可能性がある。浸せき速度1m/minでは薄フ
ランジ、厚フランジ側ともにこの割れ発生限界 $R\sigma_{max}$
を大きく超えている。

従って、試験桁では浸せき速度が著しく遅かったため、
 $R\sigma_{max}$ がめっき割れ発生限界の $R\sigma_{max}$ を超え、補剛
材先端部では面外変形に伴うめっき割れが発生したと考
える。なお、このように $R\sigma_{max}$ が著しく大きい場合に
は改良型先端形状を採用しても割れ防止は困難である。

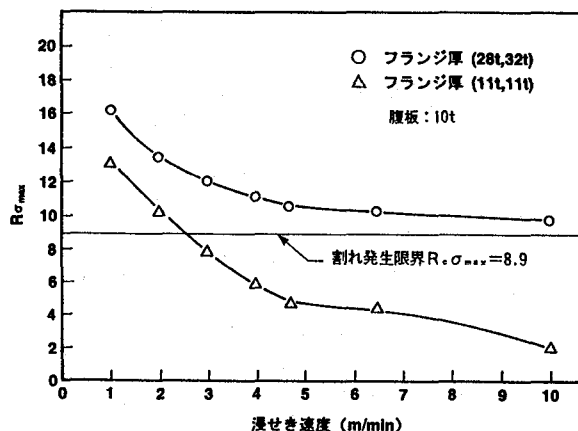


図-11 浸せき速度と弾性座屈強度比 $R\sigma_{max}$ の関係

以上、水平補剛材先端部のめっき割れ発生原因につい
て考察したが、ダイアフラムのスカラップ部の割れも類
似の原因と考えられる。すなわち、フランジとダイアフ
ラムの板厚比が大きいほど割れは発生し易いことから、
ダイアフラムの熱膨張が、厚いフランジにより拘束され、
スカラップ部では応力集中のため、大きな圧縮塑性ひず
みが生じ、その後フランジの熱膨張とともに除荷から引
張降伏を起こしめっき割れの発生に到ったと考えられる。

4.3 浸せき速度の向上策

以上、溶接部に比較的多くのめっき割れがでた原因に
ついて考察したが、浸せき速度が非常に遅かったのが主
原因と考えられる。したがって、箱桁の垂鉛めっき割れ
防止のためには浸せき速度をできるだけ大きくし、発生
熱応力を低減することが重要と考える。

そこで、前述の試験桁を用い、浸せき速度の向上策として以下の改善策を講じて、浸せき速度向上を目的として再浸せき実験を行った。

①ダイアフラムの開口率の増加

中間ダイアフラムは図－１２に示す形状寸法に改造した。このダイアフラムの開口率は約４０％で、当初の３０％に比べて大幅に増加させた。特に、下フランジから開口部までの高さを３５０ｍｍ（当初は５００ｍｍ）と低くし、開口部幅を９００ｍｍ（当初は６００ｍｍ）と広くした。これらにより浸せき初期の箱桁内部への亜鉛の流入を容易にさせることを狙った。

②浸せき角度２０°の採用

図－１３に示すように浸せき角度を大きく探ると、浸せき初期に下フランジと腹板およびダイアフラムで構成される空気溜まりにより生じる浮力が減少し、箱桁端部が深く亜鉛中に沈む。そのため箱桁内部への亜鉛の流入速度が増加し、更に浮力が減少してスムーズな浸せきとなることが期待される。浸せき角度はクレーンの巻き上げ高さの関係から約２０°とした。

③空気抜き用ハンドホルの設置

浸せきの最終段階で、上フランジと腹板およびダイアフラムで囲まれた空間に空気溜まりが生じ、これが浸せきを阻害する。そこで、上フランジに空気抜き用のハンドホルを設置した。

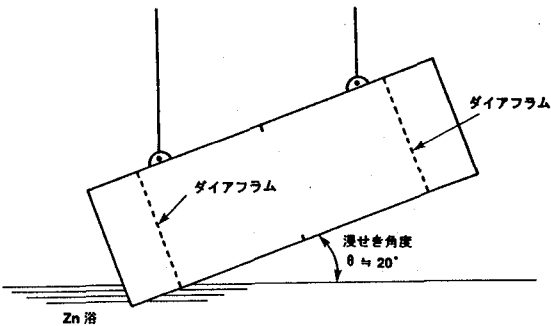
④２枚ダイアフラムへの改造

本橋では３枚ダイアフラム構造はないためＡ１’ダイアフラムを除去し、２枚ダイアフラム構造とした。

表－４に再浸せき実験のめっき施工結果を示す。めっき浸せきの平均浸せき速度４．７ｍ／minが得られ、上記対策の有効なことが確認された。

これにより、適正な対策を採れば非分割型箱桁においても４ｍ／min以上の浸せき速度を確保できることが確認さ

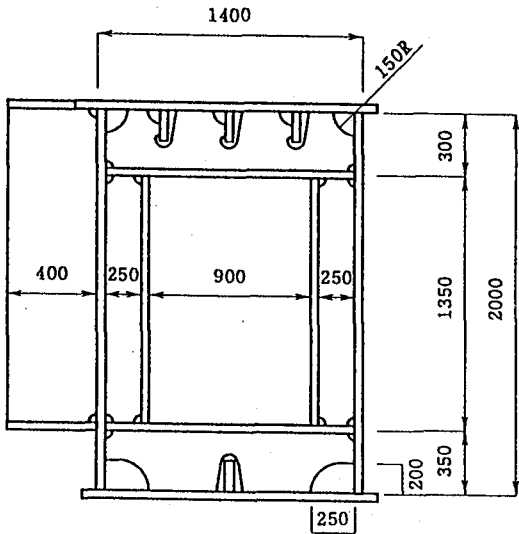
れた。この速度を標準にすると、図－１４に示すように試験桁規模の非分割箱桁でのめっき割れを防止するフランジと腹板の板厚比の目安は約２．５以下であることが分かる。



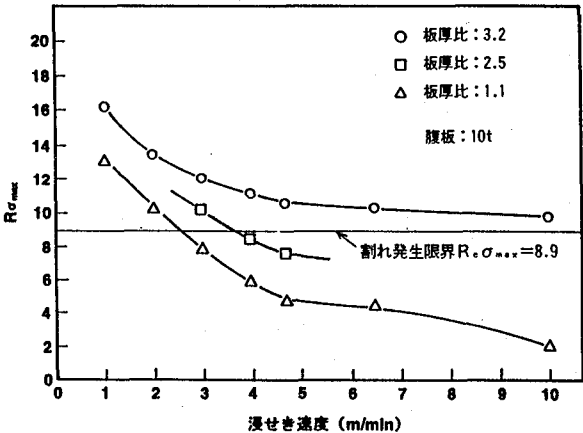
図－１３ 改善後の試験桁の浸せき姿勢

表－４ 試験桁再浸せき時のめっき施工結果

測定項目	測定結果
めっき浴温（℃）	440
浸せきに要した時間（s）	55
平均浸せき速度（m/min）	4.7
浸せき時間（s）	480
引上げに要した時間	110
浸せき方向	厚板側から
引上げ方向	薄板側から
冷却水温（℃）	60
水没に要した時間（s）	17
水冷時間（s）	110



図－１２ 改善後の中間ダイアフラムの形状・寸法



図－１４ 浸せき速度と弾性座屈強度比 $R\sigma_{max}$ の関係

5. まとめ

溶融亜鉛めっき非分割箱桁の亜鉛めっき割れ防止について、パイロット試験桁によるめっき浸せき実験を行い、設計、製作およびめっき施工を総合した割れ防止法の検討を行った。本研究で得られた結果をまとめると以下の通りである。

- (1)試験桁のめっき浸せき速度は平均 1 m/min で、非分割箱桁では予想以上に浸せき速度が遅いことが判明した。
- (2)水平補剛材端部の回し溶接部では厚フランジ側および薄フランジ側のいずれにも亜鉛めっき割れが発生し、その発生率は17%と大きかった。しかし、補剛材先端形状別の割れ率は従来型の28%に対して改良型は11%と小さく、改良型は割れの防止あるいは低減に効果のあることが確認できた。
- (3)ダイアフラムのスクラップ回し溶接部にもめっき割れが発生した。フランジとダイアフラムの板厚比が小さくなるほど割れ率は低減する傾向にあり、板厚比の低減が割れ防止に効果のあることが確認された。
- (4)腹板のはらみは、拘束用水平補剛材を取り付けた面とそれを取り付けない面でほとんど差が認められなかった。
- (5)浸せき速度が1m/minと遅い場合、腹板に発生する熱応力はフランジ厚の大小にかかわらず大きくなり、圧縮熱応力の最大値は40kgf/mm²を超えることが分かった。
- (6)この圧縮熱応力によりめっき浸せき中でパネル座屈が生じ、この時に水平補剛材先端では圧縮降伏し、熱応力の消滅に伴う変形の戻り過程で引張りずみが発生して溶融亜鉛ぜい化によるめっき割れが発生したと考える。
- (6)浸せき速度が遅くなると、圧縮熱応力とパネル座屈強度の比 $R \sigma_{max}$ が大きくなり、割れが発生する可能性が大きくなる。
- (7)割れ防止のためには適正なめっき速度の確保が重要であり、ダイアフラムの開口率の増大、浸せき角度の20°確保などの対策を講じることにより非分割箱桁でも4m/min以上の浸せき速度が確保可能なことを確認した。
- (8)この浸せき速度を標準とすると補剛材先端部のめっき割れを防止するフランジと腹板の板厚比の目安は約2.5以下であることが分かった。

なお、本橋では、これらの研究成果を反映して、成功裡に製作、架設が行われた。

謝辞

本研究を推進するに当たり、終始ご指導を頂いた(株)巴技研金沢正午博士および熱弾塑性解析でご指導を頂いた東京大学生産技術研究所都井助教授に誌して深謝申し上げます。

参考文献

- 1)送電鉄塔用新HT60開発委員会(代表：藤本盛久、金沢正午)：送電鉄塔用60kgf/mm²高張力鋼(新HT60)の開発と、その鋼材規格(案)、JSSC, 21(1985)221, p11~p45
- 2)金沢正午、山下達雄、家澤徹、征矢勇夫：溶融亜鉛めっき橋梁の研究(Ⅰ)、巴組鐵工所技報、No. 1 (1988), p1~p20
- 3)日本道路公団大阪建設局：近畿自動車道天理吹田線溶融亜鉛めっき橋梁工事報告書、1988-3
- 4)青山実伸、山田稔、大久保義晴、前田利保、白草俊也：曲線箱桁橋への溶融亜鉛めっきの適用、橋梁と基礎、1991-2、p2~p8
- 5)馬場照幸、黒田義樹、伊藤徳昭、鈴木富雄：溶融亜鉛めっき箱桁橋梁の設計・施工、橋梁と基礎、1991-6、p11~p16
- 6)庄山修、本郷智：川口駅東西自由通路桁(溶融亜鉛めっき箱桁)の製作、駒井技報、Vol. 10, P33~p42
- 7)日本橋梁建設業協会：亜鉛めっき橋の設計施工マニュアル
- 8)金沢正午、山下達雄、家澤徹：溶融亜鉛めっき橋梁の研究(Ⅲ)、巴組鐵工所技報、No. 3 (1990), P17
- 9)竹内洋一郎：熱応力、第2版、日新出版(1975)、p22~p23
- 10)金沢正午、山下達雄、家澤徹、征矢勇夫：溶融亜鉛めっき橋梁の研究(Ⅱ)、巴組鐵工所技報、No. 2 (1989), P13~p14
- 11)家澤徹、山下達雄、金沢正午、都井裕、小橋啓司：橋梁部材めっき時における熱弾塑性挙動の有限要素解析、CAMP-ISIJ, Vol. 6(1993), p1462

(1995年9月18日受付)