

橋梁の亜鉛めっき割れ防止に関する熱弾塑性解析と鋼材の基礎的研究

STUDY OF THERMAL-ELASTO-PLASTIC ANALYSIS AND STEEL ON PREVENTION
OF LIQUID ZINC INDUCED CRACKING IN BRIDGE GIRDER.

阿部英彦^{*}、家澤 徹^{**}、金沢正午^{***}、加藤昭夫^{****}、栗飯原周二^{*****}
Hidehiko ABE, Tohru IEZAWA, Shogo KANAZAWA, 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)
**工博 (株)巴技研 溶接研究部 (〒135 東京都江東区豊洲3-4-5)
***工博 (株)巴技研 (〒135 東京都江東区豊洲3-4-5)
**** (株)巴コーポレーション 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)

This study was carried out on the prevention of liquid zinc induced cracking which is a problem in the technology for galvanized bridges. Types of cracking were classified into (1) cracking caused by high strain due to the complicated structure of bridge girders and (2) cracking caused by liquid zinc induced embrittlement. Concerning the type (1) cracking, the mechanical behavior of bridge girder under galvanizing is analysed by using finite element method, and the mechanism of cracking have been clarified. Concerning the type (2) cracking, high resistance steel against the embrittlement have been developed, and the penetration behavior of zinc along the prior γ grain boundary during galvanizing have been clarified.

Key words : bridge girder, galvanizing, liquid zinc induced cracking, FEM analysis

1. はじめに

溶融亜鉛めっき橋梁は、塗装橋などと比較して優れた耐食性を有しており、この特性からメンテナンスミニマム橋としての認識が深まり、着実に普及しつつある。

一方、めっき橋の技術課題として、変形や溶接部に生じる溶融亜鉛めっきぜい化割れ（以下、めっき割れと記す）の防止がある。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めっき割れの原因究明とその防止策の確立が重要である。

めっき割れ防止については、送電鉄塔の分野で多くの研究報告^{1)~3)}があり、亜鉛脆化対策鋼の開発⁴⁾も行われ、1988年に鉄塔用高張力鋼管、鋼板等がJIS規格化されている。

また、鉄塔の研究を基礎に、1986年にめっき橋梁のめっき割れ防止を中心とした総合技術の検討を行うZB研究会（奥村敏恵東京大学名誉教授を指導者として、(株)巴コーポレーション、新日本製鐵(株)、(株)横河ブリッジ）が発足し、1989年に基礎的研究が終了した⁵⁾。これに引き続き、(社)日本鋼構造協会では亜鉛めっき橋研究小委員会が設立され、めっき割れ防止を含むめっき橋の技術課題の解決を目標に研究が行われ、その成果を反映して同協会から「溶融亜鉛めっき橋梁の設計・施

工指針」が1996年1月に提案された⁶⁾。

前報⁷⁾では、上記研究の一環として行った非分割型箱桁橋のめっき割れ防止に関する報告を行った。その中で、部材をめっき槽へ浸せきする速度が遅い場合や、腹板に対するフランジの板厚の比が大きい場合には、腹板に大きな圧縮熱応力と面外変形が発生してパネル座屈が生じ、このとき圧縮降伏した側の水平補剛材先端部にめっき割れが発生することなどを報告した。

本報では、橋梁部材に発生するめっき割れを、高ひずみによる割れと亜鉛ぜい化による割れの2種類に分類して、それぞれの割れ防止法の検討を行った。ここで、高ひずみによる割れとは、めっき時の面外変形に伴って塑性域に達するような大きな引張りひずみが溶接熱影響部(HAZ: Heat Affected Zone)に作用して、溶融亜鉛中でのHAZの延性低下に起因する割れである。また、亜鉛ぜい化による割れとは、溶接残留応力や熱応力により、溶融亜鉛中においてHAZの結晶粒界に亜鉛が拡散侵入して粒界ぜい化が生じ、降伏点以下の応力下で粒界に発生する割れである。

ここでは、高ひずみによる割れに関して、橋梁部材のめっき浸せき中の変形、ひずみ挙動の熱弾塑性解析により、大きな面外変形に伴う水平補剛材先端部のめっき割れ発生メカニズムの解明と設計施工上からの割れ防止指

標の検討を行った結果と、亜鉛ぜい化による割れに関して、橋梁用亜鉛ぜい化割れ対策鋼の開発と亜鉛の結晶粒界侵入挙動の基礎的研究結果についてそれぞれ報告する。

2. 面外変形と局部ひずみの熱弾塑性解析

2.1 有限要素解析アルゴリズム

熱弾塑性問題において、材料定数の温度依存性を考慮しながら、熱履歴に伴う降伏、除荷、再降伏挙動を通常の弾塑性構成式により精度よく解析することは容易でない⁸⁾。本研究では降伏、除荷、再降伏、材料定数の温度依存性などを、何らの判定条件も伴わずに自動的に考慮することが可能な Bodner 型の粘塑性構成式を装備した解析プログラムを用いた^{9) 10)}。

粘塑性ひずみを熱ひずみと共に初期ひずみ法で扱い、時間積分には中心差分法を用いることで構成式の安定性を高めた。大変形や座屈などの幾何学的非線形性は Total Lagrangian Approach に基づく増分理論により扱い、有限要素は仮想の面内回転剛性をもたせた双二次のアイソパラメトリックシェル要素を用いた¹¹⁾。また、ヤング率、線膨張係数、降伏応力の温度依存性を考慮した。

粘塑性ひずみ速度 $\{\dot{\epsilon}_{vp}\}$ は塑性流れ則に従えば

$$\{\dot{\epsilon}_{vp}\} = \Lambda \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\} \quad (1)$$

と表される。ここで f は塑性ポテンシャル、 Λ は比例係数である。von Mises の降伏条件式を用いれば、

$$f = f(J_2') = \sqrt{3J_2'} \quad (2)$$

と表される。すなわち、 f は塑性ポテンシャルであると同時に Mises の相当応力を表す。ここに J_2' は偏差応力の第2次不変量である。

一方 Bodner の粘塑性理論によると相当粘塑性ひずみ速度 $\dot{\epsilon}_{vp}$ は、次式により与えられる。

$$\dot{\epsilon}_{vp} (= \Lambda) = \frac{3\sqrt{D_0} \exp\left[-\left(\frac{Z^2}{f^2}\right) \left(\frac{n+1}{n}\right)^{\frac{1}{n}}\right]}{f} \quad (3)$$

$$Z = Z_1 + (Z_0 - Z_1) \exp\left(-\frac{mW_p}{Z_0}\right) \quad (4)$$

ここで、 D_0 、 m 、 n 、 Z_0 、 Z_1 は材料定数、 W_p は履歴に依存した全粘塑性仕事である。すなわち、

$$W_p = \int dW_p = \int \{\sigma\}^T \{\dot{\epsilon}_{vp}\} dt \quad (5)$$

ここに dt は微小時間を表す。(3)式を(1)式に代入すれば粘塑性ひずみ速度 $\{\dot{\epsilon}_{vp}\}$ が求まる。

(3)式から分かるように Bodner の構成式においては、微小応力下でも塑性ひずみが生じており、従って降伏応力の概念は含まれない。また、(4)式及び(5)式により定義される応力履歴に依存した内部状態変数により、降伏、除荷、再降伏などが自動的に考慮される。なお、本計算では材料定数として、 $D_0 = 1.0 \times 10^8 / S$ 、 $m = 0.03$ 、 $Z_0 = 600 \text{ MPa}$ 、 $Z_1 = 930 \text{ MPa}$ を使い、降伏応力の温度依存性は材料定数 n を温度の関数とすることにより考慮した。SM490 の場合の例を(6)式に示す。

$$n = -2.813 \times 10^{-9} T^3 + 8.9323 \times 10^{-6} T^2$$

$$+ 9.681 \times 10^{-3} T + 4.5282 \quad (6)$$

なお、実際の解析では計算された応力が仮想の降伏曲面を逸脱しないよう応力レベルの引き戻しを行った。

2.2 解析モデル

図-1 に熱弾塑性解析に用いた I 桁モデルの亜鉛めっき過程を示す。3 パネルの I 桁で、垂直補剛材は上下フランジと溶接し、水平と垂直の補剛材交差部に 35mm の隙間を設けた構造である。水平補剛材先端は各種のスニップ角を採った。この I 桁を 450℃ の溶融亜鉛に浸せきし、全体が均一温度になるまでを解析対象とした。実部材は幾分か傾けて浸せきされるが、本解析では浸せき角度を 0° とし、浸せき速度は 5.5 m/min とした。図-2 に解析モデルのメッシュ分割図を示す。解析は部材長手方向の半解析とした。

本研究では様々な形状寸法の I 桁モデルについて、その鋼種（降伏強度レベル）を変化させて計算を行った。表-1 にその形状、寸法の例を示す。なお、表中の $R\sigma_{max}$ については後述する。

めっき浸せき時に部材内に生じる温度分布は、板厚方向の温度分布を、鋼板上の各点が溶融亜鉛に浸せきした後板の両面からのみ加熱されるとした場合の非定常熱伝導方程式の解析式で与えた。

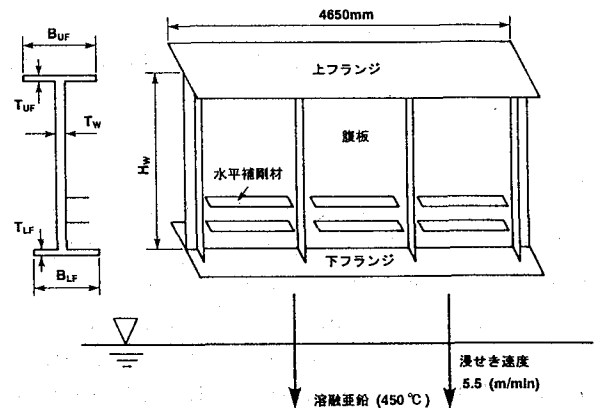


図-1 I 桁モデルとそのめっき過程

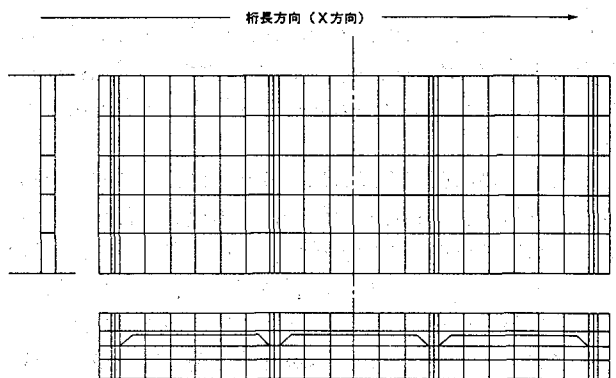


図-2 I 桁モデルの要素分割

表-1 解析モデルの諸元

No.	N _H	桁の断面寸法 (mm)						R σ_{max}
		H _u	T _w	B _{UF}	B _{LF}	T _{UF}	T _{LF}	
1	1	1850	9	620	620	32	32	10.3
2	2	1850	9	620	620	32	32	9.0
3	2	2300	10	660	660	32	32	8.0
4	2	2700	10	580	580	28	28	6.9
5	2	2300	10	530	530	28	28	5.9
6	2	2500	10	470	470	22	25	4.6
7	2	2700	10	380	380	19	19	3.0
8	2	2900	10	360	360	16	16	2.4

N_H: 水平補剛材の段数

R σ_{max} : 弾性座屈強度比

2.3 I 桁めっき時の応力・ひずみ挙動

解析結果の代表例として、No.1モデルの場合を以下に示す。図-3は全体の変形過程を示す。当初、パネルの横方向の熱膨張が、板厚が大きいために温度上昇の遅いフランジにより拘束され、パネルが座屈して大きな面外変位が生じるが、フランジの熱膨張に伴ってこのパネルの座屈変形は回復することが分かる。

図-4(a)はパネル中央点Aの面外変位の時刻歴を示す。この変形履歴に対応して、補剛材先端点B（鋼板表面近傍の積分点）では、(b)に示す桁長方向の応力・ひずみ履歴を示す。すなわち、パネルの座屈変形時に圧縮降伏し、変形の戻りと共に除荷から引張降伏を起こしている。この時に生ずる引張ひずみにより水平補剛材端部にめっき割れが発生すると考えられる。ここで、圧縮塑性変形後の除荷過程で応力が0となる時点から最終的に部材が均一温度になる時点までの引張ひずみ量を、以降「最終引張ひずみ」と定義する。

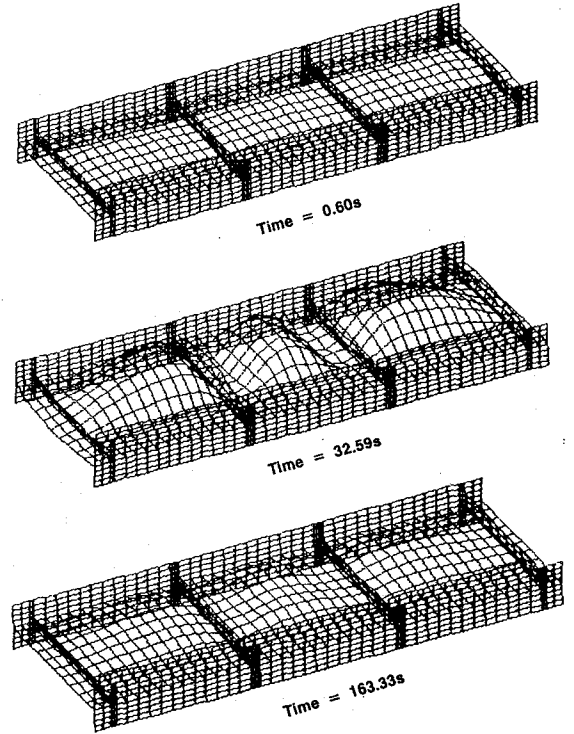
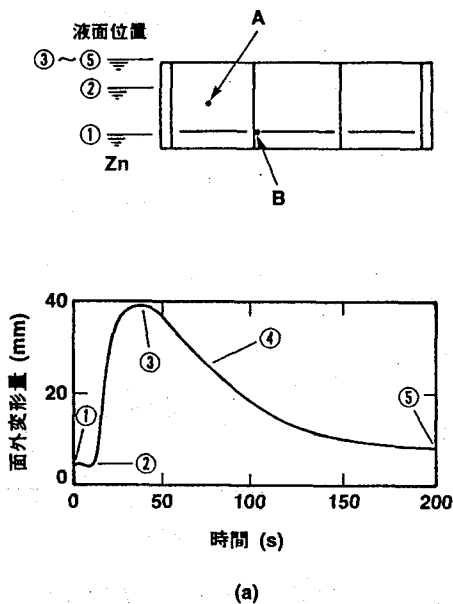
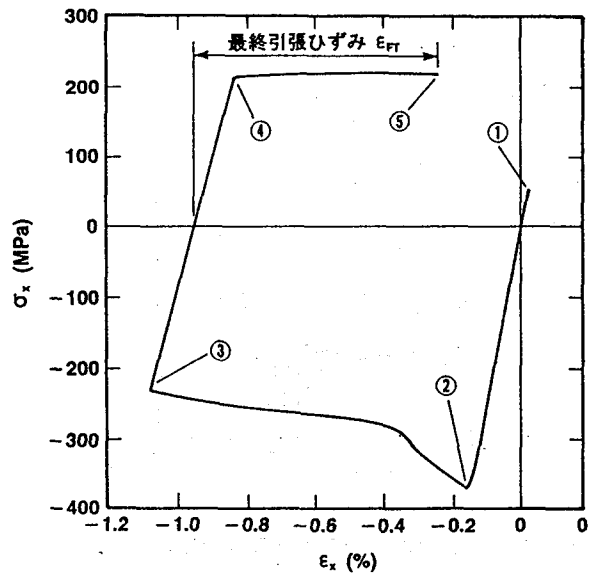


図-3 全体変形

図-5に補剛材先端部におけるひずみ集中のメカニズムを断面図によって示した。(a)は解析によって得られる面外変位が最大になる位置における断面図である。パネルの座屈変形時に中央パネルの両側の垂直補剛材が回転変形し、中央パネルの両端近傍では補剛材取付側から見ると非取付側へ凹む変形が生じ、その後回復する。水



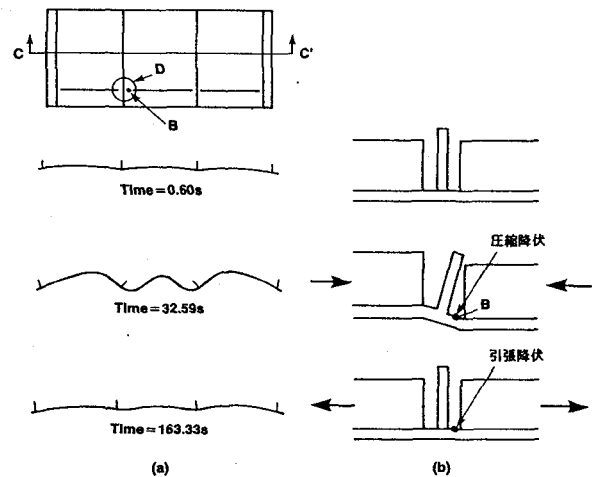
(a)



(b)

図-4 めっき時のI桁部材の熱弾塑性解析結果の例

平補剛材取付位置では水平補剛材の剛性によって大きな変位は生じないが、水平補剛材と垂直補剛材の間隙に局部的に大きな変形が生じる。(b)はその過程をモデル化して示した。すなわち、座屈変形時に垂直補剛材の回転変形によってB点では圧縮降伏し、その後の回復過程で引張降伏をする。

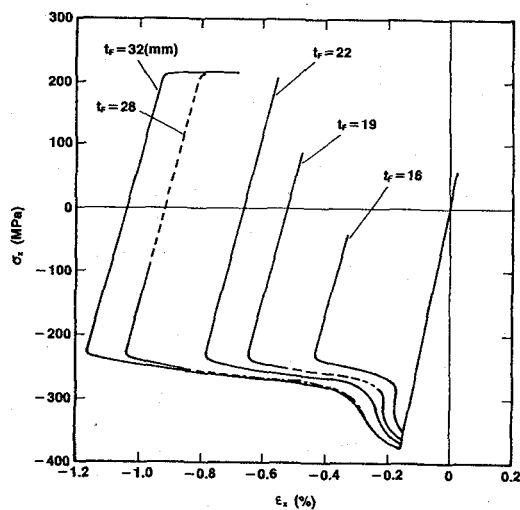


図－5 ひずみ集中のメカニズム

2. 4 最終引張ひずみに及ぼす諸因子の影響

一般に I 桁のめっき浸せきではフランジ厚が大きいほど割れ発生の可能性が大きいと言われている。

図－6 にフランジ厚のみを16mm～32mmに変化させた場合の補剛材先端の応力－ひずみ挙動を示す。フランジ厚の大きい方が最大圧縮ひずみ及び最終引張ひずみも大きくなり、フランジ厚の大きい I 桁の方が割れが起こり易いことが分かる。

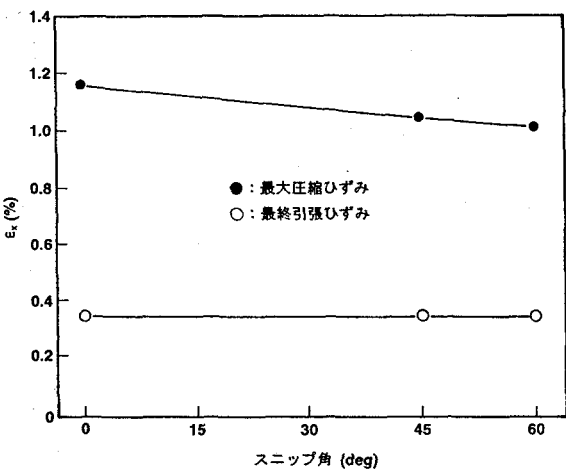


図－6 フランジ厚変化の応力・ひずみ曲線

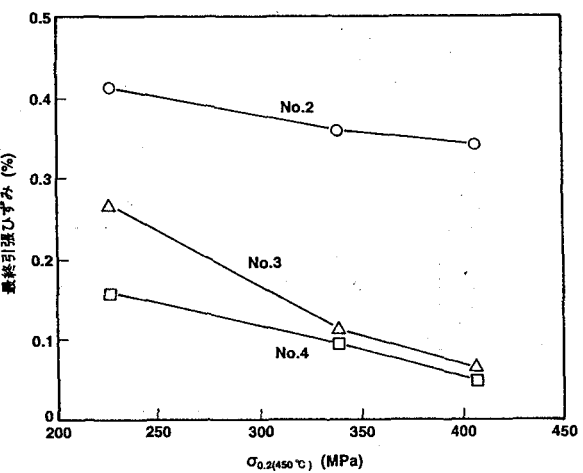
水平補剛材のスニップ角を大きくとることは応力集中を緩和すると考えられる。ここでは上記のフランジ厚32mmのモデルについて、スニップ角を0°、45° 及び60° の

3種類に変化させその影響を調べた。図－7 にスニップ角と水平補剛材先端に発生する最大圧縮ひずみ、最終引張ひずみの関係を示す。スニップ角が大きい方が最大圧縮ひずみは小さくなるが、最終引張ひずみにはほとんど差がない結果となっている。これはスニップ角の影響を見るには今回のメッシュ分割がやや粗いためと考えられる。なお、補剛材先端部のみを取り出して詳細に要素分割を行い有限要素解析を行ったところ、スニップ角の大きい方が明らかに応力が低下することを確認した。

図－8 は最終引張ひずみに及ぼす鋼材の450℃における降伏強度（0.2%耐力）の影響を示す。降伏強度が高くなるに従い、いずれの形状寸法の I 桁においても最終引張ひずみは小さくなる。これは降伏強度が高くなると変形抵抗が大きくなり、面外変形に伴って生ずる腹板全体における塑性変形領域も小さくなり、ひずみ集中部でも発生する塑性ひずみが減少するためである。



図－7 スニップ角と最大圧縮ひずみ及び最終引張ひずみの関係



図－8 最終引張ひずみに及ぼす450℃での降伏強度の影響

2. 5 亜鉛割れモデル試験

図-9に鋼材溶接熱影響部の溶融亜鉛中における割れ発生限界ひずみを求めるためのモデル試験方法を示す。試験片は1桁の腹板における水平補剛材先端部を模擬し、補剛材先端のスニップ角は、 0° 、 60° の2種類とした。供試鋼の化学成分及び機械的性質を表-2に示すが、降伏強度及び亜鉛ぜい化度 S_{LM-400} （この S_{LM-400} については後述する）を変化させた。試験片は種類別に10本ずつ用意し、 450°C の溶融亜鉛中で4点曲げ試験により種々の曲げ変位を与えた後除荷し、割れの有無を調べ、割れ限界変位を求めた。

この限界変位をもとにビード止端部における限界ひずみを有限要素解析より求めた。図-10にめっき割れモデル試験片のメッシュ分割図を示す。

めっき割れモデル試験によって求めた割れ発生限界変

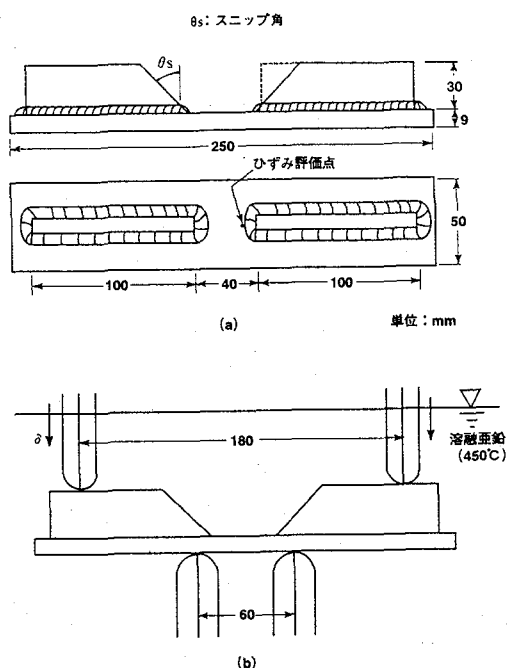


図-9 めっき割れモデル試験

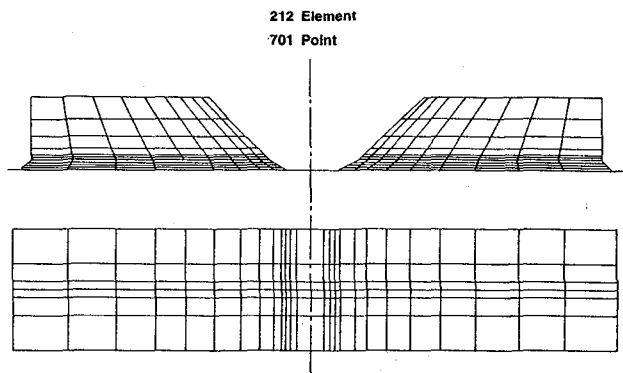


図-10 曲げ試験片の要素分割

位、及び有限要素解析により求めた限界ひずみは表-3のようになる。同じ鋼種ではスニップ角が異なるものに対してもA鋼のように同じひずみが得られることが理想的であるが、ビード形状にばらつきがあることもあり、多少の差がある。よってこれらの内、小さい方の値を各鋼種の限界ひずみ（ ϵ_c ）とした。

耐亜鉛ぜい化度 S_{LM-400} が大きい鋼ほど ϵ_c は大きくなる傾向にある。

表-3 めっき割れモデル試験による割れ限界変位と有限要素解析による限界ひずみ

鋼	亜鉛われモデル試験による われ限界変位 δ_c (mm)		FEM解析による限界ひずみ			
	$\theta_s = 0^\circ$	$\theta_s = 60^\circ$	ϵ (%)		ϵ_c (%)	
			$\theta_s = 0^\circ$	$\theta_s = 60^\circ$		
A	5.2	6.0	0.50	0.50	0.50	
B	3.5	4.3	0.36	0.39	0.36	
C	3.8	4.7	0.39	0.42	0.39	
D	2.2	3.8	0.25	0.36	0.25	

θ_s : スニップ角

表-2 供試鋼の化学成分と機械的性質

鋼 種		板厚 (mm)	化 学 成 分 (mass %)							機 械 的 性 質				S _{LM-400} (%)
										R.T		450℃		
			C	Si	Mn	P	S	Nb	Ceq	Y.P (MPa)	T.S (MPa)	σ _{0.2} (MPa)	T.S (MPa)	
A	SM490	9	0.15	0.20	1.12	0.017	0.004	—	0.35	382	500	199	370	77
B	SM490	9	0.15	0.37	1.44	0.024	0.004	—	0.41	421	558	225	447	14
C	SM570	9	0.08	0.25	1.55	0.013	0.003	0.02	0.35	568	588	338	431	61
D	SM570	9	0.14	0.26	1.44	0.013	0.004	—	0.39	558	637	407	439	15

2. 6 弾性座屈強度比の割れ発生限界

面外変形に起因する割れは、腹板に発生する圧縮熱応力に伴うパネルの座屈変形に関係することに着目し、著者らの一部は、弾性解析により計算される最大圧縮熱応力とそれが作用したときのパネルの弾性座屈強度の比（以降、弾性座屈強度比 $R\sigma_{max}$ と称す）が割れ発生の指標となることを報告している¹¹⁾。

支間40m及び58mの3径間連続桁について桁高さを5～7ランクに変化させた場合の主要断面構成72種類について $R\sigma_{max}$ を求め、桁断面の諸寸法をパラメータに重回帰計算を行った結果、(7)式が導出された。

$$R\sigma_{max} = 1.83 + 1.76(T_{UF} + T_{LF})/T_v + 0.015H_v + 0.008B_{LF} - 1.28N_H - 0.28T_v \quad (7)$$

ここで、 T_{UF} :上フランジ厚(mm)、 T_{LF} :下フランジ厚(mm)、 T_v :腹板厚(mm)、 H_v :腹板高(mm)、 B_{LF} :下フランジ幅(mm)、 N_H :水平補剛材の段数である。

なお、(7)式は垂直補剛材間隔1450mmのI桁を10m/minの速度でめっき浸せきするとして求めたものである。浸せき速度が遅くなると $R\sigma_{max}$ は大きくなり、特に3m/min以下では急激に大きくなる⁷⁾。

図-11に $R\sigma_{max}$ の解析値と回帰式による推定値の関係を示すが、相関係数は0.940と高く、 $R\sigma_{max}$ はI桁の形状寸法から推定することが可能である。

そこで、 $R\sigma_{max}$ を形状寸法パラメータの一種と考え、実際に使用されているサイズの実寸大I桁モデルの有限要素解析を行い、最終引張ひずみに及ぼす $R\sigma_{max}$ の影響を調べるとともに、めっき割れモデル試験及びその

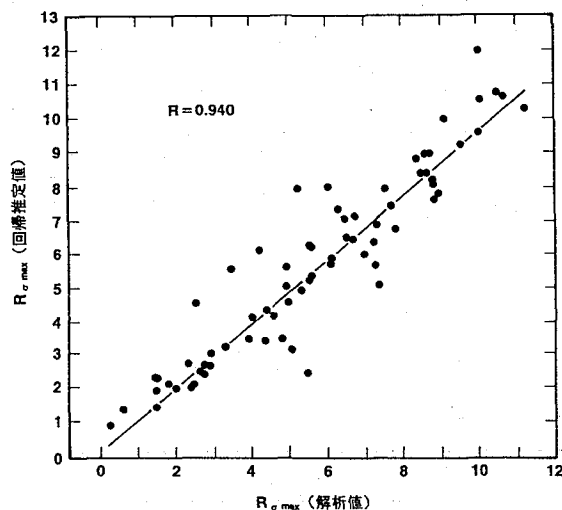


図-11 $R\sigma_{max}$ の解析値と回帰推定値の相関

解析により求めた限界ひずみとの比較から $R\sigma_{max}$ のめっき割れ発生限界を検討した。

実寸大I桁モデルはTable 1に示したNo. 1～No. 8の8種類とし、450℃における降伏強度を3レベルで変化させた。

図-12にこれら実寸大I桁モデルの $R\sigma_{max}$ と最終引張ひずみの関係を示す。最終引張ひずみは $R\sigma_{max}$ が8まで徐々に増加し、 $R\sigma_{max}$ が8を超えると最終引張ひず

みが急激に増加する。すなわち、 $R\sigma_{max}=8$ まではほぼ弾性域の値であり、8を超えると塑性ひずみが急激に増加する。図より $R\sigma_{max}$ は最終引張ひずみとよい相関があり、 $R\sigma_{max}$ を割れ発生の目安として用いることの妥当性が確認される。すなわち設計のたびに実験を行うことは不経済であり、また有限要素法で計算するまでもなく $R\sigma_{max}$ によって最終引張ひずみを評価できることが分かる。

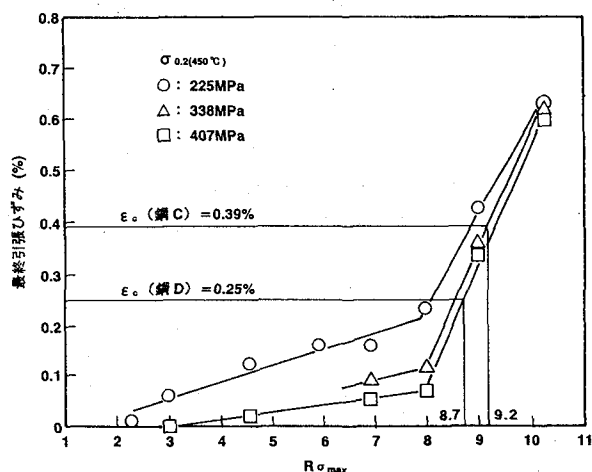


図-12 $R\sigma_{max}$ と最終引張ひずみの関係

ϵ_c と最終引張ひずみは等しいオーダーである。そこで、最終引張ひずみが ϵ_c より大きくなった時に割れが発生すると考え、 $R\sigma_{max}$ の割れ発生限界値 $R_c\sigma_{max}$ について評価を行った。図-12中にSM570鋼のC、D鋼を用いた場合の $R_c\sigma_{max}$ を評価した例を示した。C鋼の450℃の降伏強度は338MPaであり、 ϵ_c は0.39%であるから、C鋼を用いた場合の $R_c\sigma_{max}$ は9.2となる。同様にD鋼を用いた場合の $R_c\sigma_{max}$ は8.7となる。

SM490鋼を用いた場合の $R_c\sigma_{max}$ を同様に評価するとB鋼の場合は8.7となる。A鋼を用いた場合のI桁モデルの解析は行っていないが、450℃の降伏強度は表-2から分かるようにB鋼とほぼ同レベルであり、両鋼の最終引張ひずみはほぼ同レベルと考えると、A鋼の $R_c\sigma_{max}$ は約9.5となる。

I桁試験体のめっき浸せき実験では、水平補剛材先端のスニップ角が60°で、止端形状良好棒で溶接した場合に、 $R\sigma_{max}=6$ で割れ非発生、10～11で割れ発生の結果であり⁵⁾、これらの計算値はほぼ妥当な値と判断される。

従って、面外変形に伴う補剛材先端部のめっき割れ防止のためには、設計桁断面寸法及びめっき浸せき速度から想定される $R\sigma_{max}$ を $R_c\sigma_{max}$ 以下とすることを提案する。

この割れ防止法をめっき可能な最大規模の非分割箱桁橋の設計、制作に適用した。図-13にこの実橋桁（一部、I桁も含む）及びその試験桁の $R\sigma_{max}$ とめっき割れの関係を示す。これより $R_c\sigma_{max}$ がほぼ妥当であり、割れ防止の指標として有効なことが確認されたと考える。

なお、 $R\sigma_{max}$ を超える形状寸法の桁については垂直と水平の補剛材間に隙間を設けた構造では ε_0 の大きい亜鉛ぜい化対策鋼を使用しても完全には割れ防止はできないが、この場合には補剛材同士を溶接接合するなどの設計上の対策を併用することで割れ防止は可能である¹²⁾。

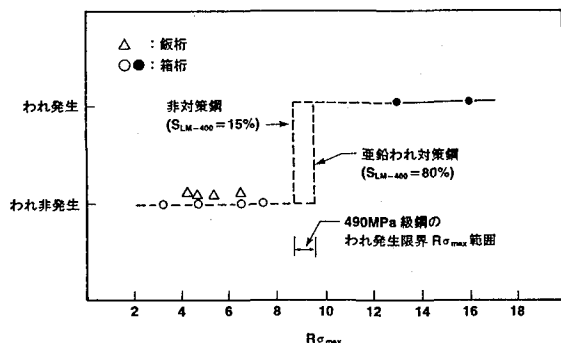


図-13 実橋の $R\sigma_{max}$ と割れの関係

3. 亜鉛ぜい化割れ対策鋼

3.1 橋梁用亜鉛ぜい化割れ対策鋼の必要特性

亜鉛ぜい化割れは液体金属ぜい化の一種であり、前述のように溶接残留応力や亜鉛めっき中の熱応力の引張応力下で、溶融亜鉛中において鋼材溶接熱影響部（HAZ：Heat Affected Zone）の結晶粒界に亜鉛が拡散侵入して、粒界本来の強度を低下させることにより降伏点以下の応力下で粒界に発生する割れである。

亜鉛ぜい化による割れ防止のためには、鋼固有のぜい化特性を示す絶対値と、HAZに発生する応力値を知ることが必要である。HAZに加わる最大応力下で、結晶粒界ぜい化が生じない特性を有する鋼を開発し使用することが、割れ防止の基本的考え方である。

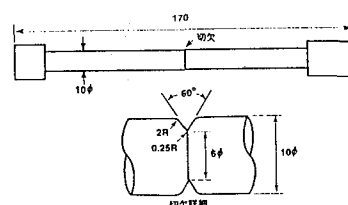
鋼材の亜鉛ぜい化特性（ S_{LM} ：Susceptibility of Liquid Metal Embrittlement）は、送電鉄塔の研究で詳細に検討され、次式で定義されている^{2)、4)}。

$$S_{LM} = \frac{\text{溶融亜鉛中での切欠き破断応力}}{\text{亜鉛がない時の切欠き破断応力}} \times 100(\%) \quad (8)$$

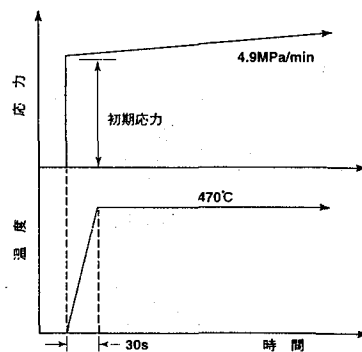
（ただし、いずれも450～470℃の同一温度）

この S_{LM} は、図-14に示す切欠き付き丸棒引張試験（NBT試験）で求める。最初に丸棒に標準溶接条件の熱サイクル（最高加熱温度：1400℃、800℃→500℃の冷却時間：8秒）を与えてHAZを再現させ、その後切欠き部に亜鉛を電着し、初期付加応力を種々変えて470℃に保持し、各々の破断応力と破断時間の関係を求める。

図-15に試験結果の例を示す。ぜい化特性の具体的な数値は、実際のめっき時間も考慮して破断時間が400秒での S_{LM} を S_{LM-400} とし、この値の大小によりぜい化特性を比較する。この数値が大きいほどぜい化し難い。送電鉄塔用590MPa鋼では、亜鉛ぜい化割れの防止の特性として $S_{LM-400} \geq 42\%$ が必要であり、これをJISとし



(a) 試験片形状



(b) 温度・応力サイクル

図-14 切欠き付き丸棒引張試験法

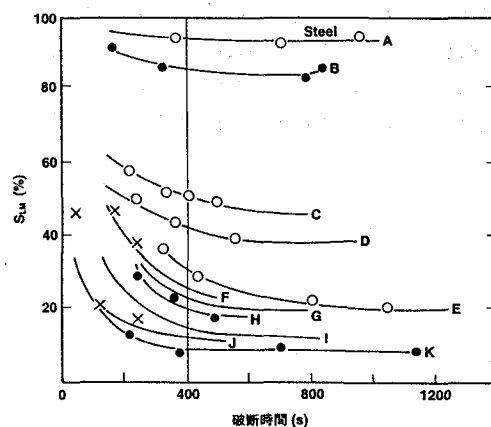


図-15 S_{LM} と破断時間の関係

て規定した。めっき橋梁用鋼材での必要 S_{LM-400} 値は発生応力により決まる。

一方、その発生応力であるが、橋梁部材のめっき中での応力挙動は従来明らかでなかった。そこで、めっき時の面外変形が少ない剛構造部材をめっき浸せきすることを想定して、鋼種、構造形式、浸せき速度等を変化させ、溶接残留応力および熱応力を組み合わせためっき中の総合応力について検討した。その結果、詳細は参考文献5)を参照願いたい、亜鉛ぜい化が問題となる鋼材表面が419℃（亜鉛の融点）に達した以降の最大応力は、使用鋼材のめっき温度（450℃）での降伏強度となることを確認した。

そこで、それに相当する溶接残留応力を付与したT字型拘束継手試験体（図-16）を、450℃での降伏強度と S_{LM-400} を種々変化した鋼材を用いて製作し、これらをめっき浸せきして亜鉛ぜい化割れを再現した。

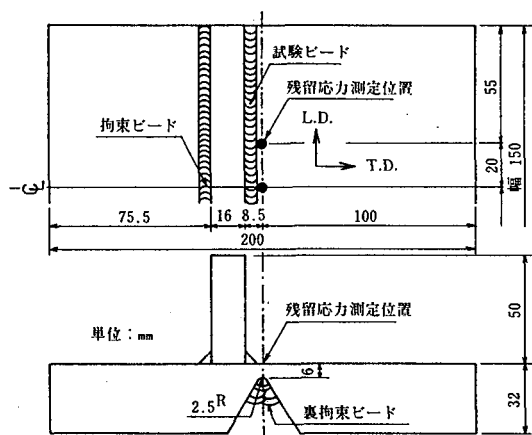


図-16 T字型拘束試験体

図-17に S_{LM-400} 値と450℃での降伏強度の関係における割れ発生領域を示す。割れ発生領域は高降伏強度・低 S_{LM-400} 側にある。割れを防止するためには割れ限界線より右側に使用鋼材の特性があることが必要となる。

しかし、鋼材の450℃での降伏強度を規定することは現実的でない。そこで、現在使用されている鋼材の450℃での降伏強度の分布を求め、その上限値により亜鉛ぜい化割れ防止に必要な S_{LM-400} 値を設定した。図より490MPaおよび590MPa級鋼の割れ防止に必要な S_{LM-400} 値はそれぞれ31%以上および53%以上であることが分かる。

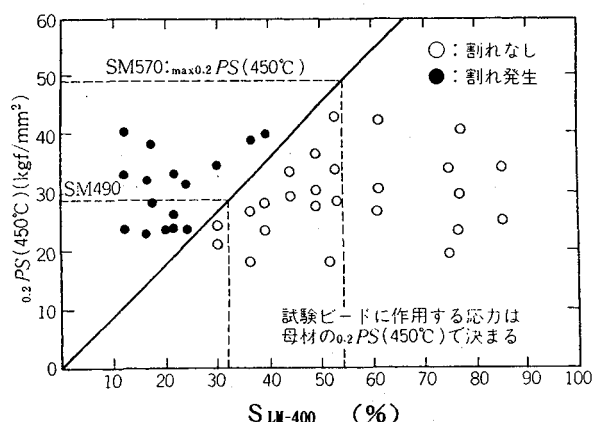


図-17 割れ防止の必要特性

3.2 S_{LM-400} の回帰式と対策鋼

めっき橋梁用鋼材の開発に先立ち、現在橋梁用として使用されている490MPa及び590MPa級鋼の S_{LM-400} を調査した。供試鋼として炭素当量が高めのものと低めのものを選定し、計9鋼種について試験したが、開発目標値を満足したのは1鋼種のみであった。この結果は現用鋼を用いた場合、面外変形がない場合でも亜鉛ぜい化による割れの恐れがあり、改良または開発が必要と考える。

S_{LM-400} を向上させるためには合金元素量の低減が望ましい。そこで鋼材の強度を確保しつつ合金元素を下げる製造条件として、TMCP法(熱加工制御法)の適用を前提に最適成分系の検討を行った。

図-18に各種成分系の S_{LM-400} と旧 γ 粒界のフェライト占有率の関係を示す。HAZの粒界は、フェライトが生成せずに旧 γ 粒界が鮮明な粒界(A粒界)とフェライトが生成して旧 γ 粒界が不鮮明な粒界(B粒界)に分けられるが、横軸の粒界フェライト占有率はHAZの旧 γ 粒界全体に占めるB粒界の比率を意味している。図より粒界フェライト占有率が増加すると割れ感受性は低くなること、及び成分系として中C-低Mn系が最も優れていることが分かる。

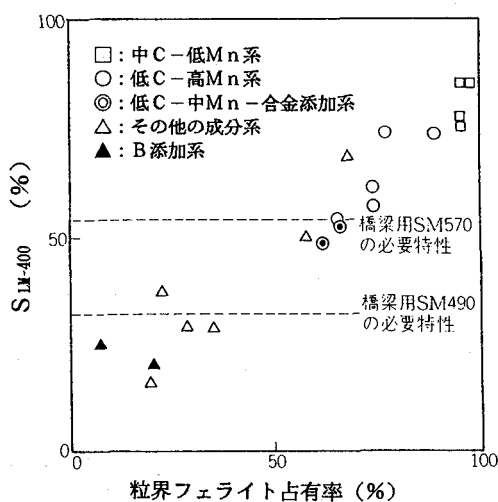


図-18 フェライト占有率と S_{LM-400} の関係

この系はC含有量が0.15%と高く、鉄塔用のJISに規定されているCEZ式(C:0.12%以下)の適用範囲外である。そこで、C:0.12%以上の96鋼種について、NBT試験を行い、中C-低Mn系に適用可能な S_{LM-400} の回帰式を検討した。重回帰計算による定量化式を(9)式に示す。

$$S_{LM-400} = 227 - 320C - 10Si - 76Mn - 50Cu - 30Ni - 92Cr - 88Mo - 220V - 200Nb + 200Ti \quad (9)$$

この式を用い、前述の割れ防止に必要な S_{LM-400} 値を満足する成分設計が可能となった。

以上の検討結果に基づいて耐割れ性に優れた橋梁用490MPa及び570MPa級鋼を現場試作した。両鋼ともTMCP法を適用して製造した。表-3に開発鋼の化学成分および確性試験結果を示す。両鋼とも母材特性は橋梁用として規格値を十分満足している。またY型拘束割れ試験の割れ停止温度も十分な性能を有している。亜鉛ぜい化特性 S_{LM-400} は490MPa級鋼では85%、590MPa級鋼では75%を示し、それぞれの目標値31%、53%以上を十分満足している。

3.3 Znの粒界拡散侵入挙動

亜鉛ぜい化割れは、前述のように亜鉛が拡散侵入して結晶粒界がぜい化することにより発生するが、従来、結晶粒界に亜鉛がどのように侵入していくのか明らかでなかった。そこで、亜鉛の粒界拡散の基礎実験を行い侵入

表－3 開発鋼の化学成分と確性試験結果

鋼 種	化 学 成 分 (wt%)							
	C	Si	Mn	P	S	Nb	Ti	Ceq
SM490	0.14	0.18	1.07	0.017	0.005	0.006	0.006	0.33
SM570	0.15	0.29	1.20	0.013	0.004	0.018	0.007	0.36

$C_{eq} = C + Si/24 + Mn/6 + Ni/40 + Cr/5 + Mo/4 + V/14$

鋼 種	板 厚 (mm)	引 張 り 試 験 (MPa)			衝撃試験		Y 形拘束割れ試験断面割れ率 (%)			Si-Mn-400 (%)
		YS	TS	El (%)	vE	(J)	室 温	50℃	75℃	
SM490	22	390	520	26	vE ₀	280	0	0	0	85
SM570	36	490	610	31	vE ₋₃	250	36	10	0	75

YS: 降伏強度, TS: 引張り強度, El: 伸び

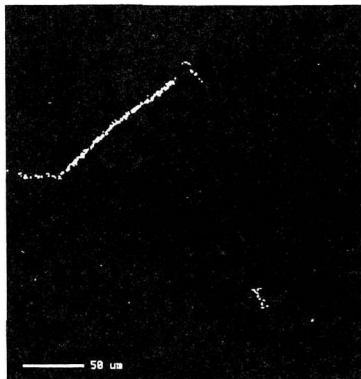
挙動を調べた。

STKT590 (JIS鉄塔用鋼)を使用し、10mmφの丸棒試片に加熱温度1400℃、800～500℃の冷速8 sの再現溶接熱履歴を与える冷却過程において 675℃で65 s 保持の等温変態を生じさせ、フェライト占有率約50%のHAZを作製した。この試片断面にZnめっきを施し、Ar中で 50℃、1 週間保持の拡散侵入熱処理を行い、Zn侵入挙動を光学顕微鏡及び分析型透過電子顕微鏡 (TEM) により観察した。

図－1 9 に断面の光学顕微鏡観察及びZnのCMA分析結果を示す。Znの拡散侵入はA粒界に優先的に生じ、B粒界では殆ど認められない。従って図－1 6 に示したようにHAZの耐垂鉛割れ性がフェライト占有率に支配されるのはA粒界へのZn侵入の影響、言い換えれば粒界上のフェライトが垂鉛の拡散侵入阻止に効果があると考えられる。



(a) Zn拡散処理材の金属組織

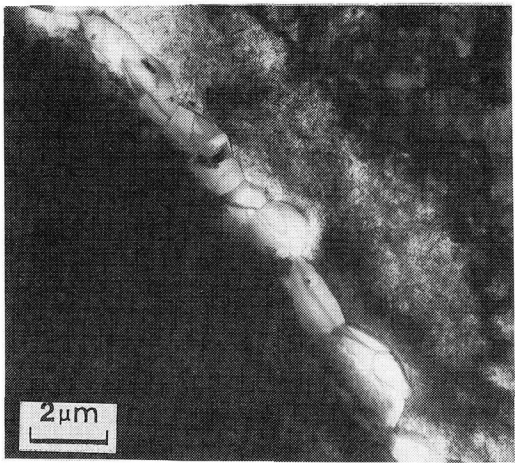


(b) Zn濃度分布

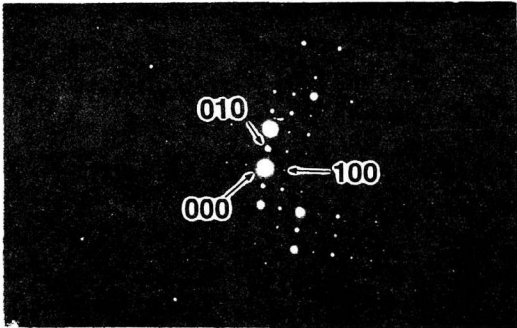
図－1 9 Znの拡散侵入状況

図－2 0 にZn侵入部のTEM写真の例を示す。旧γ粒界のA粒界に沿って1～2μmの析出物がほぼ一列に連なって生成している。

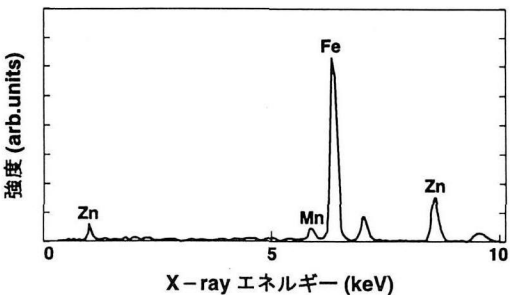
図－2 1 に析出物の結晶構造及び組成の解析結果を示す。電子回折像より析出物の結晶構造は立方晶でその格



図－2 0 Zn侵入部のTEM写真



(a)析出物の制限視野〔001〕回折パターン



(b)化学組成のEDS分析結果

図－2 1 粒界析出物の電子回折像とEDS分析結果

子定数は $a = 0.381 \text{ nm}$ と決定された。また、組成より Fe と Zn の比率は約 3 : 1 であり、他に数 % の Mn を含む化合物で、一連の析出物はいずれも $\text{Fe}_3(\text{Zn}, \text{Mn})\text{C}_{0.5}$ と同定された。

このように侵入した Zn の形態が明らかになったことは今後亜鉛ぜい化のメカニズム詳細説明の有力な手がかりになると考える。

4. まとめ

本研究では、橋梁部材の溶融亜鉛めっき時に発生するめっき割れを、高ひずみによる割れと亜鉛ぜい化による割れに分類し、それぞれの割れ防止法について検討した。高ひずみによる割れ防止では、橋梁部材のめっき中の面外変形とそれに伴って発生する水平補剛材端部の局部ひずみの熱弾塑性解析を行い、水平補剛材端部のめっき割れの発生メカニズムと設計施工上からの割れ防止指標を検討した。亜鉛ぜい化による割れ防止では、亜鉛ぜい化対策鋼の必要特性とそれを満足する成分系の検討を行うと共に、亜鉛の結晶粒界侵入挙動を検討した。本研究で得られた結論をまとめると以下の通りである。

- (1) I 桁のめっき中に生じる大きな面外変形は、浸せき初期にパネルの横方向の熱膨張が、板厚が大きいために温度上昇の遅いフランジにより拘束されるためパネルが座屈して生じるが、フランジの熱膨張に伴ってパネルの座屈変形は回復する。
- (2) 水平補剛材端部ではパネルの座屈変形時に圧縮降伏し、変形の戻りと共に除荷から引張降伏を起こす。このときの引張ひずみ（これを、最終引張ひずみと定義した）により水平補剛材端部に高ひずみによるめっき割れが発生すると考えられる。
- (3) 最終引張ひずみは、フランジ厚が大なるほど大きく、また鋼材の降伏強度が高くなるほど小さくなる。
- (4) めっき割れ発生に関係する形状寸法パラメータ $R\sigma_{max}$ （弾性座屈強度比）は、最終引張ひずみとよい相関を示す。
- (5) 鋼材溶接熱影響部のめっき割れ発生限界ひずみ ϵ_c を実験と解析から求め、 $R\sigma_{max}$ の割れ発生限界値 $R\sigma_{max}$ を定量的に評価した。この $R\sigma_{max}$ は経験値にほぼ合致することから、面外変形によるめっき割れ防止の指標として $R\sigma_{max}$ とその割れ発生限界値 $R\sigma_{max}$ を提案した。
- (6) めっき橋梁用鋼材について亜鉛ぜい化割れ防止に必要な S_{LM-400} 値を検討し、490 及び 570 MPa 級鋼についてそれぞれ 31 % 以上及び 53 % 以上と設定した。
- (7) 鋼材の最適成分系として中 C - 低 Mn 系を選定し、そ

の S_{LM-400} の回帰式を定量化した。これにより必要特性を満足する 490 及び 570 MPa 級鋼を開発した。

- (8) Zn の結晶粒界への拡散侵入は、フェライトが生成せずに旧 γ 粒界の鮮明な粒界で優先的に生じ、 $\text{Fe}_3(\text{Zn}, \text{Mn})\text{C}_{0.5}$ の析出物として存在する。

謝 辞

本研究に際し、熱弾塑性解析に関してご指導いただいた東京大学生産技術研究所都井裕助教授、Zn の拡散侵入挙動に関してご指導いただいた九州工業大学石田洋一教授（東京大学名誉教授）に深く感謝申し上げます。また、本研究の遂行に当たり貴重なご助言とご協力をいただいた（株）巴コーポレーション取締役山下達雄博士、（株）巴技研金谷研部長、並びに ZB 研究会、亜鉛めっき橋研究小委員会の関係各位に厚く感謝申し上げます。

参考文献

- 1) 菊池昌利、家澤徹、日本造船学会論文集、第 149 号、S 56、P298
- 2) 例えば、武田鉄治郎、栗飯原周二、山戸一成、権藤永：鉄と鋼、68 (1982)、S1264
- 3) 例えば、生駒努、畠山耕太郎、小指軍夫、新倉正和、山本定弘：鉄と鋼、69 (1983)、S679
- 4) 送電鉄塔用新 HT 60 開発委員会（代表：藤本盛久、金沢正午）：J S S C Vol. 21 (1985) No. 221、P11
- 5) ZB 研究会（奥村敏恵、巴組鐵工所、横河橋梁製作所、新日本製鐵）：溶融亜鉛めっき橋梁の研究報告書 (1989)
- 6) 西川和廣、阿部英彦：橋梁と基礎、Vol. 30, No. 1, P35 (1996)
- 7) 阿部英彦、紫桃孝一郎、家澤徹、加藤昭夫、栗飯原周二：構造工学論文集、Vol. 42A (1996)、P955
- 8) S. K. Ray and S. Utku: Int. J. Num. Meth. Engng., 28 (1989), P1103
- 9) J. Aboudi: Mechanics of Composite Materials, Elsevier, (1991)
- 10) D. R. j. Owen and E. Hilton: Finite Element Software for Plates and Shells, Pineridge Press. (1984)、P235
- 11) 都井裕、小橋啓司、家澤徹：構造工学における数値解析法シボジュール論文集、第 16 巻 (1992)
- 12) 家澤徹、山下達雄、金沢正午：材料とプロセス、Vol. 1 (1988) - 1518
- 13) 家澤徹、山下達雄、金沢正午、井上尚志、金谷研：材料とプロセス Vol. 1 (1990) - 1396

(1996 年 9 月 6 日受付)