

引張負荷ひずみ下での合金化溶融亜鉛めっき鋼板 コーティング層の応力解析および多重破断予測

岩本 杜平*・落合 庄治郎*²・中村 登代充*³・奥田 浩司*²

Stress Analysis and Prediction of Multiple Cracking of Coating Layer of Galvanealed Steel under Applied Tensile Strain

Sohei IWAMOTO, Shojiro OCHIAI, Toyomitsu NAKAMURA and Hiroshi OKUDA

Synopsis : The brittle Fe-Zn intermetallic compound coating layer on GA steel showed multiple cracking perpendicular to the tensile axis. The average crack spacing of the coating layer decreased with increasing applied strain. The crack spacing was dependent on the coating thickness and species of the steel substrate. The calculation of the exerted stress of the coating layer with the finite element method revealed that, when the steel substrate deforms plastically and the crack spacing is narrower than that of critical length, the maximum tensile stress of the coating layer is approximately proportional to the crack spacing and to the tensile stress of substrate, and inversely proportional to the coating thickness. From the comparison of the measured crack spacing on the IF (Interstitial Free) and SPCC (Steel Plate Cold Commercial) steels with the calculated one, the strength of the coating layer was estimated to be around 260 MPa. From these results, an empirical equation was proposed, which can be used for rough prediction of the crack spacing as a function of applied strain for any substrate steels and thickness of the coating layer.

Key words: galvanealed steel; tensile test; multiple cracking; stress analysis; finite element method.

1. 緒言

合金化溶融亜鉛めっき鋼板（以下GA鋼板と略す）は、冷延鋼板をマトリックスとし、その表面にFe-Zn系金属間化合物がコーティングされた構造をしており、その優れた耐食性、塗装性および溶接性から、自動車用表面処理鋼板の主流になっている。

しかし、金属マトリックスにセラミックスや金属間化合物をコーティングした複合材料は、延性的に変形し破壊ひずみの高い基材ともろくて破壊ひずみの低いコーティング層から成っているため、引張ひずみを与えると引張方向と垂直にコーティング層が多重破断することが知られている^{1,2)}。

前報³⁾ではコーティング層と基材の線膨張係数の差によって冷却過程で生じる熱残留応力が引き起こす多重破断について有限要素法により解析した。その結果多重破断が生じることにより、熱残留応力は約720 MPaから約130 MPaに緩和されること、コーティング層強度は260~270 MPaであることを見出した。本研究では、熱応力で多重破断したコーティング層が、引張負荷応力を与えることでさらに小さく破断する現象に焦点を当てる。解析手法には前報³⁾と同様に有限要素法を用いる。

有限要素法を適用するにあたっては、物性定数が予めわ

かっていることが必要である。しかしFe-Zn系金属間化合物コーティング層の機械的性質はなお不明な点が多い⁴⁾。コーティング層の大部分を占める δ_1 相(FeZn₇)については、 δ_1 相単体を作成したものの機械的性質について報告されている⁵⁻⁷⁾。しかし、現在においても表面の ζ 相(FeZn₁₃)や界面近傍に存在する Γ (Fe₃Zn₁₀)および Γ_1 相(Fe₅Zn₂₁)の機械的性質については報告がない。前報³⁾ではこのような理由から、研究で用いた試料ではコーティング層の80%を占め実質的にコーティング層の破壊を支配している δ_1 相の物性値をコーティング層のそれと近似した。本研究でも同様の近似を行う。しかし、このような問題点を抱えようとも、有限要素法によりコーティング層の破壊挙動を定量的に評価できるという利点は非常に大きい。また、数値解析であるという利点を生かして、様々に条件を変えてのシミュレーションが容易である。本研究の目的はこのようなシミュレーションにより、引張応力下での多重破断からGA鋼板コーティング層の強度評価を行い、種々のひずみでのコーティング層の臨界長さおよび平均長さの予測法を提案することである。主な内容は以下のとおりである。

(1) GA鋼板のコーティング層は、上述のように引張ひずみを印加する前に既に多重破断している³⁾。そこで本解析ではGA鋼板が熱処理温度から室温にまで冷却、その後10%ずつ30%まで一軸引張でひずみを印加した際の

平成16年6月28日受付 平成16年10月26日受理 (Received on June 28, 2004; Accepted on Oct. 26, 2004)

* 京都大学大学院生 (Graduate Student, Kyoto University, Yoshida Sakyo-ku Kyoto 606-8501)

*² 京都大学・国際融合創造センター (International Innovation Center, Kyoto University)

*³ 京都大学大学院生 (現:住友金属工業(株)) (Graduate Student, Kyoto University, now Sumitomo Metal Industries, Ltd.)

コーティング層の応力を解析する。

(2) 次に、コーティング厚さを変えたモデルを作成し、種々の負荷ひずみでのコーティング厚さがコーティング層応力に及ぼす影響を調べる。

(3) GA鋼板は自動車用鋼板として広く使用されているが、環境への配慮から軽量化することで燃費を向上させるため、基材に高強度鋼板を使用することが検討されている。そこで基材が高強度化した際のコーティング層に生じる応力への影響を調べる。

(4) GA鋼板コーティング層の実測されたクラック間隔と、本解析の結果とを比較することで、コーティング層強度を評価し、熱残留応力による多重破断から評価した値と比較検討する。またこの強度を用いて、コーティング層臨界長さを負荷ひずみの関数として簡便に予測する方法を提案する。

2. 実験方法

2.1 供試材および引張試験

本実験の供試材は日本鉄鋼協会・合金化溶融亜鉛めっき皮膜の構造と特性研究会の共通試料である実験室作製材(以下 Sample Lと略称)および実機材(以下 Sample Pと略称)である。Sample Lは新日本製鉄(株)提供の溶融亜鉛めっき鋼板(基材: IF (Interstitial Free)鋼)を250mm×200mmに切り出して、NKK(株)(現JFE(株))において773Kで80秒誘導加熱して合金化処理を施し、その後状態のよい中央部を100mm×100mmの大きさに切り出したものであり、コーティング層の平均組成(mass%)はFeが約11%、Alが約0.6%、残りがZnと測定されている⁸⁾。Sample PはSPCC (Steel Plate Cold Commercial)鋼(JIS規格)に合金化溶融亜鉛めっきが施されたものであり、(株)アサヒビーテクノより提供された市販材で、コーティング層の平均組成(mass%)はFeが9.6%と報告されている⁹⁾。Sample L, Pともに、圧延方向と平行に切り出した試験片を用いた。コーティング厚さ T は Sample Lは10 μ m, Sample Pは5 μ mであった。

引張試験にはねじ式万能試験機(島津製作所製 Autograph AG-50kNG, 容量50kN)を用いた。試験片の伸びの測定には、ビデオ式非接触伸び計(島津製作所(株)製, DVE-200)を用いた。データ処理には島津製作所(株)製 AUTOGRAPH/UH用データ処理システム SHiKiBUを使用した。

2.2 有限要素解析

引張負荷ひずみ下での応力解析では、有限要素解析モデルとして、基材の両面にFe-Zn金属間化合物が均一な厚さでコーティングされたものと考え、コーティング層がある長さ L で破断したモデルを作成した。Fig. 1にモデルの概要と境界条件を示す。母材の厚さは実測値 $t=800\mu$ mとし、

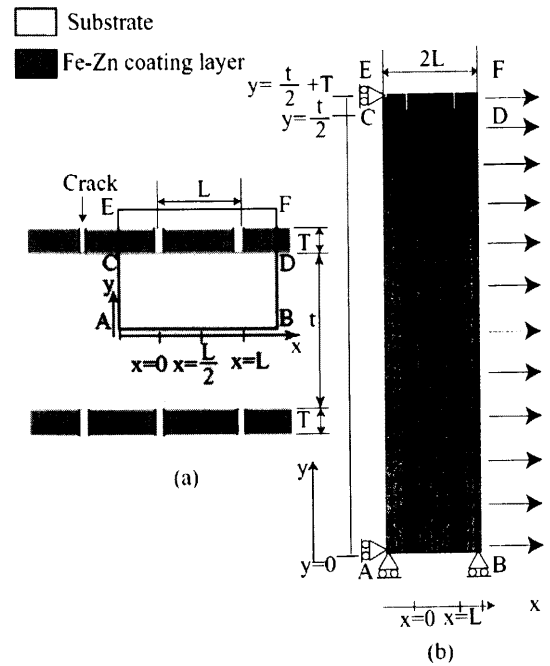


Fig. 1. FEM-mesh and boundary condition of the GA steel for stress analysis.

コーティング厚さを T とした。

このモデルの境界条件として、境界ACEで x 方向のひずみは0、境界ABで y 方向のひずみが0と固定した。境界BDFでは x 軸正方向の引張ひずみを所定量まで印加した。

本解析で扱うGA鋼板は、前述のように合金化処理を行うため450~500 $^{\circ}$ Cまで加熱され、その後熱処理温度から室温にまで冷却される。本計算では $\Delta T=-475^{\circ}$ Cの温度変化を与えた。

計算に用いた材料定数には、基材とコーティング層の両方について等方性の値を用いた。コーティング層の物性値は上述のように δ_1 相の値を用い、ヤング率 E は140 GPa⁵⁾、ポアソン比 ν は0.30とした。また線膨張係数は $2.2 \times 10^{-5}/K$ ^{6,7)}とした。剛性率 G は

$$G = \frac{E}{2(1+\nu)} \dots\dots\dots (1)$$

から求めた。

基材であるFeのヤング率 E を210 MPa⁵⁾とし、ポアソン比 ν は0.30とした。線膨張係数は $1.1 \times 10^{-5}/K$ ^{6,7)}とした。本解析では母材の等方性を仮定しているの、等方性の延性金属に用いられる von Misesの降伏条件の式(2)を用いた。

$$Y = \bar{\sigma} = \left[\frac{1}{2} \{ (\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 \} \right]^{1/2} \dots\dots\dots (2)$$

降伏後の加工硬化曲線については、前報³⁾と同様に Sample Lおよび Sample Pの引張試験により測定した実測値を元にLudwikの式(3)

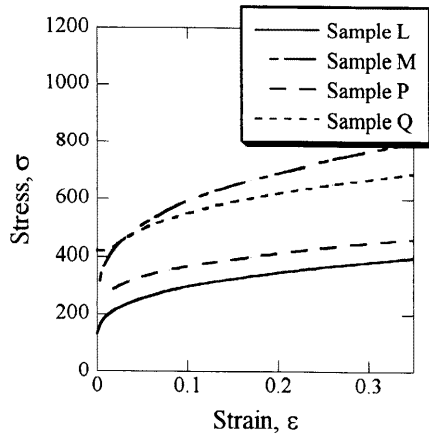


Fig. 2. True stress-true strain curve of samples L, M, P and Q.

$$\sigma = \sigma_y + k\epsilon^n \dots \dots \dots (3)$$

より次のように定量化した。

$$\sigma = 0.30 + 400\epsilon^{0.38} \quad (\epsilon_y \leq \epsilon) \quad (\text{Sample L}) \dots \dots \dots (4)$$

$$\sigma = 280 + 320(\epsilon - 0.02)^{0.51} \quad (0.02 \leq \epsilon) \quad (\text{Sample P}) \dots \dots \dots (5)$$

ここで、 σ は当該ひずみでの応力、 σ_y は降伏応力、 ϵ は真塑性ひずみである。

また、仮想的な高強度鋼板として Sample L の応力値を 2 倍したものを Sample M、Sample P の応力値を 1.5 倍したものを Sample Q として用いた。Fig. 2 に Sample L, M, P, Q の真応力(σ)–真ひずみ(ϵ)曲線を示す。

本解析では、コーティング層内部で引張軸と平行に発生している応力 σ_x を有限要素解析し、コーティング層内部の各節点での応力を厚み方向で平均したものを解析結果とした。

有限要素解析には FEM の汎用解析コード MSC.Marc2001 とプリポストプロセッサ MSC.Marc MENTAT2001 を用いた。計算は平面ひずみ状態とし、大変形モードで行った。

3. 結果および考察

3.1 引張試験

Table 1 に Sample L および Sample P の 4~20% のひずみ、Sample P はさらに破断ひずみ (33%) におけるクラックの平均間隔を示す。これにより GA 鋼板に引張ひずみを印加することでコーティング層に加わる引張応力が増加し、多重破断が進行していくことがわかる。負荷ひずみゼロでの熱残留応力による多重破断では Sample L, P で平均クラック間隔は各々 55, 22 μm であった³⁾。20% 負荷ひずみではクラック間隔はそれぞれ 27, 14 μm となり、ひずみ負荷前に対して約半分近くまで減少している。

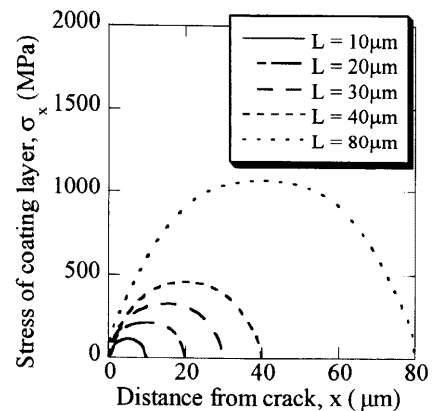


Fig. 3. Distribution of tensile stress σ_x of the coating layer at the nominal strain $e=10\%$, for the crack spacing $L=10 \mu\text{m}$, $20 \mu\text{m}$, $30 \mu\text{m}$, $40 \mu\text{m}$ and $80 \mu\text{m}$. (Sample P, coating layer thickness $T=5 \mu\text{m}$)

Table 1. Measured average crack spacing of Samples L and P.

Strain (%)	Average crack spacing (μm)	
	Sample L	Sample P
4	44.0	21.5
10	37.4	16.7
15	28.9	15.5
20	26.5	14.3
33		10.5

3.2 有限要素解析

3.2.1 コーティング層内部の引張軸に平行な応力の解析

引張変形時の多重破断プロセスを明らかにするため、Sample L および Sample P のそれぞれでクラック間隔 L が 10 μm , 20 μm , 30 μm , 40 μm , 80 μm のモデルを作成し、Fig. 1 の x 方向へ 10%, 20%, 30% の引張ひずみを印加した際のコーティング層内部の引張軸に平行な応力を解析した。30% ひずみでは多重破断が進行し、後述のように臨界長さ L_c はどの条件でも約 40 μm 以下となる。そのため $L=80 \mu\text{m}$ については 10%, 20% のみを解析した。解析結果の一例を Fig. 3 に示す。

コーティング層内部の引張軸に平行な応力 σ_x は、破断したコーティング層の両端で 0 である。そして端部、すなわちクラック部から離れるほど高くなり、コーティング層の中央 ($x=L/2$) で最大値 $\sigma_{x,\text{max}}$ を取っている。またクラック間隔が長いほど $\sigma_{x,\text{max}}$ は高くなっている。 σ_x がコーティング層強度 $\sigma_{c,\text{UTS}}$ を上回るとコーティング層は破断するので、一度破断したコーティング層はさらにその中央部で最も破断しやすい状況となっている。

クラックが新たに形成されるのは常に既存のクラック同士の間中であると仮定すると、クラック間隔の平均値 L_{ave} とコーティング層の当該負荷応力での臨界長さ L_c との関係は式 (6) で表される³⁾。

$$L_c = \frac{4}{3} L_{ave} \dots\dots\dots (6)$$

3・2・2 コーティング厚さの応力への影響

前節までは実験で L_{ave} と負荷ひずみの関係を調べたGA鋼板 (Sample L ($T=10\mu\text{m}$), Sample P ($T=5\mu\text{m}$)) に基づき有限要素解析を行ってきた。本節からは解析条件を様々に変化させ、コーティング層応力への影響をシミュレートすることで、コーティング層の多重破断に及ぼす因子の影響を探る。

まずコーティング厚さの影響を見るため、Sample LおよびSample Pのそれぞれでコーティング厚さ $T=2\mu\text{m}$, $5\mu\text{m}$, $10\mu\text{m}$, $15\mu\text{m}$ についてコーティング層内部の応力 σ_x および $x=L/2$ での最大値 $\sigma_{x,max}$ を解析した。クラック間隔 L は前節同様 $10\mu\text{m}$, $20\mu\text{m}$, $30\mu\text{m}$, $40\mu\text{m}$, $80\mu\text{m}$ とした。

応力の最大値 $\sigma_{x,max}$ と厚さ T の積をクラック間隔 L についてプロットしたものの一例を Fig. 4 に示す。

これにより、この L の範囲内では $\sigma_{x,max}$ は L に比例し T に反比例することがわかる。この関係は全ての計算結果で確認できた。

複合材料の多重破断現象を取り扱うものとして Kelly-Tyson モデルが知られている¹⁰⁾。Kelly-Tyson モデルは単繊維の pull-out 試験における繊維の臨界長さ、強度およびコーティング層への応力伝達源である界面せん断応力との関係を示したものである。前報³⁾で議論したように、 L_c をコーティング層の臨界長さ、 τ_i を界面に発生する平均せん断応力とすると、コーティング材の場合は $L \leq L_c$ では式 (7) で表される。

$$\frac{L}{T} = \frac{2\sigma_{x,max}}{\tau_i} \dots\dots\dots (7)$$

$L=L_c$ では $\sigma_{x,max} = \sigma_{c,UTS}$ を満足するので

$$\frac{L_c}{T} = \frac{2\sigma_{c,UTS}}{\tau_i} \dots\dots\dots (8)$$

となる。

GA鋼板のコーティング層は多重破断しており、クラック ($x=0, L$) では応力は解放されてゼロ (0) である。コーティング層の引張方向の力は基材の変形により界面を介して伝達される。界面に発生するせん断応力がコーティング層厚さの影響をほとんど受けないので³⁾、伝達される力の大きさ (単位幅あたりの荷重 $\sigma_{x,max} T$) は T に対してほぼ一定となる。したがって $\sigma_{x,max}$ は $L \leq L_c$ では $1/T$ に比例する。また $L \leq L_c$ では平均せん断応力はコーティング層長さに依らないので³⁾、 $\sigma_{x,max}$ と L の比例関係も説明できる。

3・2・3 基材の加工硬化曲線の応力への影響

GA鋼板は自動車用表面処理鋼板として広く使用されているが、今後は薄い板材使用による軽量化のために高強度鋼を基材として用いられようとしている。本節では将来訪

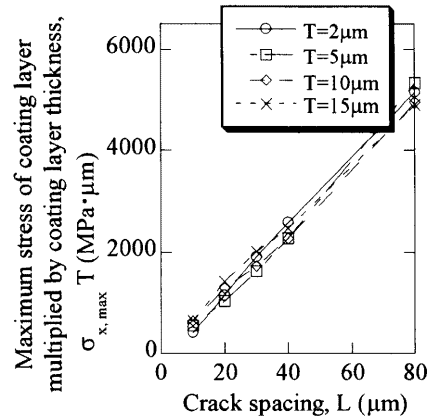


Fig. 4. Relation between the maximum tensile stress $\sigma_{x,max}$ of the coating layer multiplied by the coating layer thickness T and crack spacing L , at the nominal strain $e=10\%$, for the coating layer thickness $T=2\mu\text{m}$, $5\mu\text{m}$, $10\mu\text{m}$ and $15\mu\text{m}$. (Sample P)

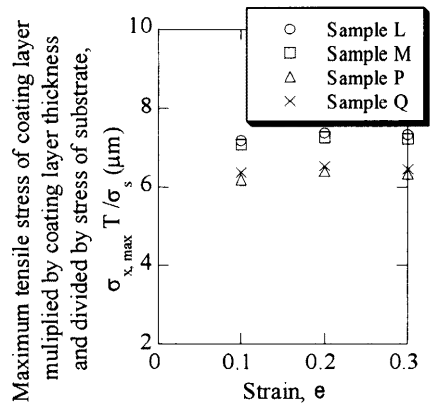


Fig. 5. Relation between $\sigma_{x,max} T / \sigma_s$ (the maximum tensile stress of coating layer multiplied by the coating layer thickness and divided by the stress of substrate to the nominal strain e). (Coating layer thickness $T=10\mu\text{m}$ for Samples L and M, and $T=5\mu\text{m}$ for Samples P and Q. Crack spacing $L=40\mu\text{m}$)

れるであろう基材の高強度化がコーティング層応力に与える影響を調べる。

基材の加工硬化曲線 (Fig. 2) が異なる Sample L, M, P, Q について、コーティング層内部の応力を解析した。クラック間隔 L はこれまでと同様に $10\mu\text{m}$, $20\mu\text{m}$, $30\mu\text{m}$, $40\mu\text{m}$, $80\mu\text{m}$ とした。コーティング厚さは Sample L および Sample M は実験に用いた Sample L に合わせて $T=10\mu\text{m}$ とし、Sample P および Sample Q は実験に用いた Sample P に合わせて $T=5\mu\text{m}$ とした。

コーティング層内部の応力の最大値 $\sigma_{x,max}$ とコーティング厚さ T の積 $\sigma_{x,max} T$ (単位幅あたりの荷重) は与えられたひずみでは基材応力が高いほど高くなる。ここで荷重と基材の応力の関係を帰納的に表すため、新しいパラメータとして単位幅あたりの荷重をそのひずみでの基材の応力値で除した値を用いる。このパラメータを公称ひずみ (e) に対してプロットした。結果の一例を Fig. 5 に示す。

基材が十分大きな塑性変形域に入った荷ひずみ10%以上では、コーティング層内部の応力の最大値 $\sigma_{x,max}$ は、そのひずみでの基材の応力値 σ_s にほぼ比例することがわかる。この関係は全ての計算結果で確認できた。以上より、次式(9)の関係が成立する。

$$\frac{\sigma_{x,max}}{\sigma_s} = C \frac{L}{T} \quad C = \text{const.} \quad \dots\dots\dots(9)$$

C は $(\sigma_{x,max} T/L)/\sigma_s$ 、すなわち単位長さあたりの平均荷重 $(\sigma_{x,max} T/L)$ に対する応力伝達の源であるマトリクス応力 (σ_s) の割合である。この帰納的パラメータがもし母材の種類を問わずに一定となれば、どのような基材、どのようなコーティング層厚さと長さに対しても普遍的パラメータとなり、工業的に多重破断を予測する武器としての活用が期待できる。

Fig. 6に $\sigma_{x,max}/\sigma_s$ を L/T に対してプロットしたものを示す。荷ひずみ10%以上では基材の加工硬化曲線やひずみ量によらず C は10%程度の誤差内で0.18となっている。これらの結果より基材全体が塑性変形し、クラック間隔が臨界長さより短いとき C はひずみによらずほぼ0.18となるといえる。

$\sigma_{x,max}$ が σ_s に近似的に比例することは次のように説明できる。コーティング層は多重破断しており、クラックで応力開放されているため、コーティング層に加わる引張方向の力は界面でのせん断応力を介して伝達されたものである。界面でのせん断応力平均値 τ_i は基材のその時の応力 σ_s と1:1の相関があり、そのため上記の比例関係が得られる。Kelly-Tysonモデルの関係式(7)を式(9)に代入すると、この相関は式(10)で表される。

$$\tau_i = 2C\sigma_s \quad C = \text{const.} \quad \dots\dots\dots(10)$$

式(10)を用いることで、ひずみと当該荷重応力での臨界長さ L_c との関係が次のように説明できる。

コーティング層内部の応力の最大値 $\sigma_{x,max}$ がコーティング層強度 $\sigma_{c,UTS}$ に達した時にコーティング層が破断する。そのとき L は L_c に等しい³⁾。 $L=L_c$ 、 $\sigma_{x,max} = \sigma_{c,UTS}$ を式(9)に代入すると、当該荷ひずみでの臨界長さ L_c はそのひずみでの基材の応力値 σ_s を用いて

$$L_c = \frac{T}{C} \left(\frac{\sigma_{c,UTS}}{\sigma_s} \right) \quad \dots\dots\dots(11)$$

と表せる。また式(6)と式(9)より

$$L_{ave} = \frac{3T}{4C} \left(\frac{\sigma_{c,UTS}}{\sigma_s} \right) \quad \dots\dots\dots(12)$$

σ_s はひずみが大きくなるにつれ高くなる。 $\sigma_{c,UTS}$ が既知ならば、臨界長さ L_c は式(11)でひずみの関数として求められる。

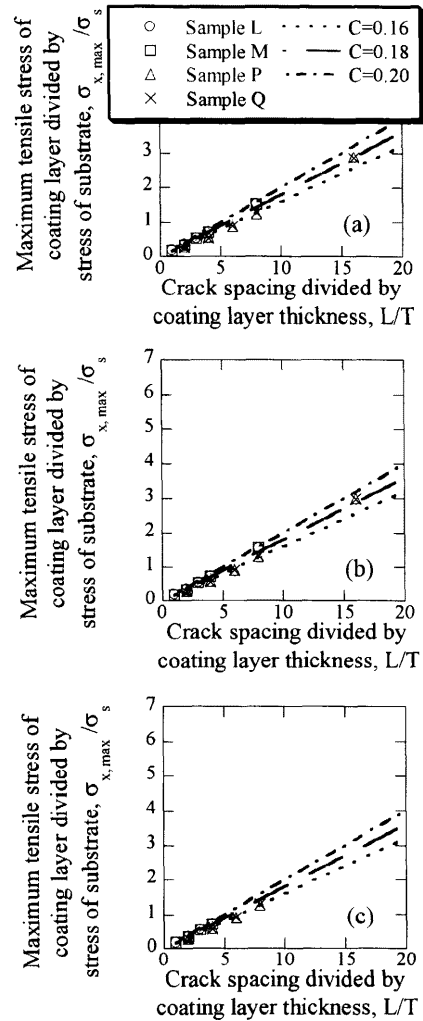


Fig. 6. Relation between $\sigma_{x,max}/\sigma_s$ (the maximum tensile stress of coating layer divided by the stress of substrate) to L/T (crack spacing divided by coating layer thickness) for applied nominal strain $e=(a)$ 10%, (b) 20% and (c) 30%.

コーティング層強度 $\sigma_{c,UTS}$ は以下のように求められる。 C (0.18)と σ_s (ひずみの関数) を式(12)に代入すると、 L_{ave} は $\sigma_{c,UTS}$ が既知であれば、ひずみの関数として表される。そこで、 $\sigma_{c,UTS}$ の値を変化させて各々の $\sigma_{c,UTS}$ での L_{ave} をひずみの関数として求め、Table 1の平均間隔の実測値と比較したものをFig. 7, 8に示す。これよりSample LおよびSample Pのコーティング層強度 $\sigma_{c,UTS}$ は共に約260 MPaと推定される。この値は残留応力による多重破断現象から求めた値(260~270 MPa)とほぼ一致する。なお、上記のように式(12)は基材が全面降伏した時に適用できるものであるから、熱残留応力の影響が相対的に大きい荷ひずみの小さい領域では精度が落ちる。

ここでSample M, Sample Qにおいても $\sigma_{c,UTS}=260$ MPaとすると、コーティング層厚さが共通の10 μm である場合の平均長さ L_{ave} の荷ひずみに対する変化はFig. 9のように見積もることができる。基材の応力が高いものほど L_{ave} は短くなっている。すなわち高強度鋼ほどコーティング層へ

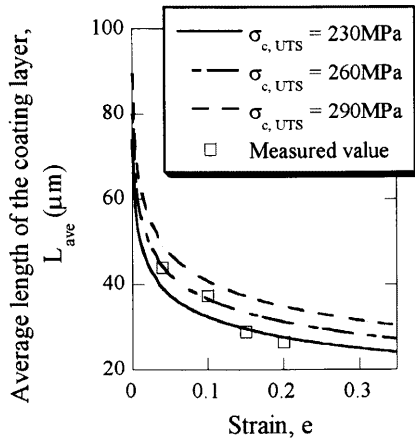


Fig. 7. Change of the average length of the coating layer L_{ave} with nominal strain e , for the strength of coating layer $\sigma_{c,UTS}$ =230 MPa, 260 MPa and 290 MPa. (Sample L, coating layer thickness $T=10 \mu\text{m}$)

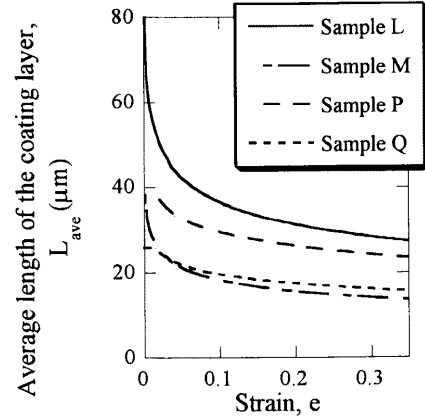


Fig. 9. Relation between the average length of the coating layer L_{ave} and nominal strain e , for the strength of coating layer $\sigma_{c,UTS}$ =260 MPa. (Samples L, M, P and Q, coating layer thickness $T=10 \mu\text{m}$)

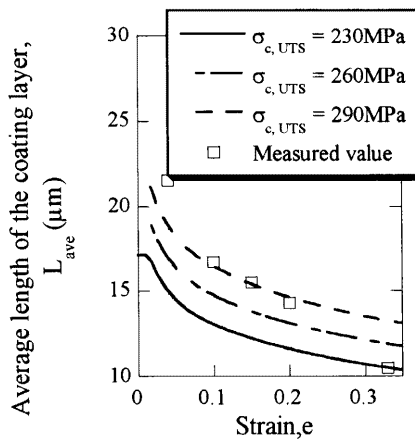


Fig. 8. Change of the average length of the coating layer L_{ave} with nominal strain e , for the strength of coating layer $\sigma_{c,UTS}$ =230 MPa, 260 MPa and 290 MPa. (Sample P, coating layer thickness $T=5 \mu\text{m}$)

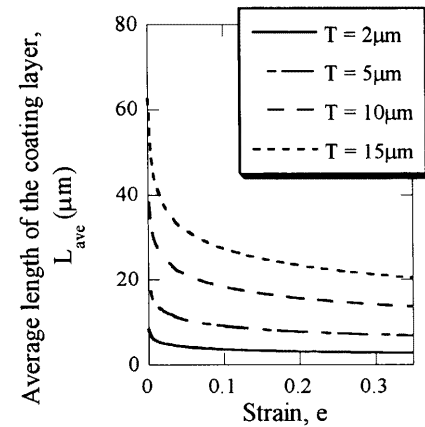


Fig. 10. Relation between the average length of the coating layer L_{ave} and nominal strain e , for the coating layer thickness $T=2 \mu\text{m}$, $5 \mu\text{m}$, $10 \mu\text{m}$ and $15 \mu\text{m}$. (Sample M, strength of coating layer $\sigma_{c,UTS}$ =260 MPa)

の応力伝達効率がよく、コーティング層の多重破断がより進行することを示している。またコーティング厚さ T の影響も、一例を Fig.10 に示すように容易に計算できる。

本研究では C の値は基材が変化してもほぼ一定であることを有限要素解析より見出し、式(1), (12)を導いた。 C が決まったので粗い予測にはもはや有限要素法は必要ない。コーティング層厚さと基材の加工硬化曲線は実験から容易に決められる。 $\sigma_{c,UTS}=260 \text{ MPa}$ を使えば、式(12)から Fig. 9, 10 のように L_{ave} をひずみの関数として予測できる。また実験値の T, σ_s を式(12)に代入し、与えられたひずみで平均長さを測定すればコーティング層強度 $\sigma_{c,UTS}$ を求めることも簡単にできるようになった。式(12)をコーティング層多重破断の簡便予測式として提案する次第である。

4. 結言

本研究における GA 鋼板の引張変形時の応力解析とその

実験結果への適用により、以下のことが明らかになった。

(1) コーティング層内部の引張軸に平行な応力は、クラック同士の間で最大値をとり、コーティング層の両端で応力 0 に近づく。

(2) 引張変形時において、コーティング層内部の応力の最大値 $\sigma_{x,max}$ は、そのひずみでの基材の応力値 σ_s 、クラック間隔 L 、コーティング厚さ T を用いて

$$\frac{\sigma_{x,max}}{\sigma_s} = C \frac{L}{T} \quad C = \text{const.}$$

と表せる。広い範囲の GA 鋼板において $C=0.18$ である。

(3) 引張変形時には、コーティング層内部の応力の最大値 $\sigma_{x,max}$ がコーティング層強度 $\sigma_{c,UTS}$ に達した時にコーティング層が破断するので、当該負荷ひずみでの臨界長さ L_c 、平均間隔 L_{ave} はそのひずみでの基材の応力値 σ_s を用いて

$$L_c = \frac{T}{C} \left(\frac{\sigma_{c,UTS}}{\sigma_s} \right), \quad L_{ave} = \frac{3T}{4C} \left(\frac{\sigma_{c,UTS}}{\sigma_s} \right)$$

で表せる。

(4) 上記で求めた式を用いてクラック間隔と負荷ひずみの関係を求め、実験との対応から、Sample LおよびSample Pのコーティング強度 $\sigma_{c,UTS}$ を約260 MPaと求めた。またこのように求めたコーティング強度 $\sigma_{c,UTS}$ を使って高強度基材のSample M、Sample Qについて臨界長さを予測した。

(5) 本研究により与えられた負荷ひずみで測定したクラック間隔からコーティング層強度を求めることや、逆に基材の応力からコーティング層強度を用いて任意のひずみでのクラック間隔を求めることが簡単にできるようになった。

ご支援いただいた日本鉄鋼協会および合金化溶融亜鉛めっき皮膜の構造と特性研究会メンバー各位に感謝の意を

表します。

文 献

- 1) C.E.Jordan, K.M.Goggins and A.R.Marder: *Metall. Mater. Trans. A*, **25A** (1994), 2101.
- 2) S.Ochiai and K.Osamura: *J. Mater. Sci.*, **21** (1986), 2735.
- 3) S.Ochiai, S.Iwamoto, T.Tomita, T.Nakamura, H.Okuda, M.Tanaka and M.Hojo: *Tetsu-to-Hagané*, **91** (2005), 327.
- 4) 日本鉄鋼協会表面処理鋼板部会編, 溶融亜鉛めっき鋼板マニュアル, (1997), 6.
- 5) G.Reumont, J.B.Vogt, A.Iost and J.Foct: *Surf. Coat. Technol.*, **139** (2001), 265.
- 6) J.Foct: *Scr. Metall. Mater.*, **28** (1993), 127.
- 7) A.Iost and J.Foct: *J. Mater. Sci.*, **12** (1993), 1340.
- 8) 私信: 日本鉄鋼協会・溶融亜鉛めっき鋼板皮膜の構造と特性委員会, 2000年12月15日, 川崎製鉄(株)(現JFE(株))配布報告試料
- 9) (社)日本鉄鋼協会・材料の組織と特性部会・合金化溶融亜鉛めっき皮膜の構造と特性研究会: 成果報告会テキスト, (2004), 146.
- 10) A.Kelly and W.R.Tyson: *J. Mech. Phys. Solids*, **13** (1965), 329.