

特異応力場の強さに注目した 溶射被膜の簡便なはく離強度評価法

野田 尚昭^{1)*}・内木場 卓巳²⁾・植野 雅康³⁾・佐野 義一⁴⁾・飯田 和樹²⁾・王 澤鋒²⁾・王 国輝²⁾

Convenient Debonding Strength Evaluation for Spray Coating Based on Intensity of Singular Stress

Nao-Aki NODA, Takumi UCHIKOBA, Masayasu UENO, Yoshikazu SANJO, Kazuki IIDA, Zefeng WANG and Guohui WANG

Synopsis : Hearth rolls are used in continuous annealing furnace to produce thin steel sheet. The roll surface is usually coated by using thermal spraying, which has high adhesive strength and wears resistance. However, in the ceramics coating, thermal stress caused during heating and cooling process in the furnace may lead to debonding due to the low toughness of ceramics. In order to improve the heat resistance of the thermally sprayed coating, it is essential to evaluate the debonding strength. Generally, heat resistance of thermal spray coating is evaluated by thermal shock test prescribed by JIS H8304 although few research is available in terms of singular stress at the end of the interface for JIS specimen under thermal shock. This paper focuses on the intensity of the singular stress at the end of interface. Then, the most suitable conditions are discussed with varying the coating material and the coating thickness.

Key words : ceramics; roofing; interface; strength; thermal spraying; thermal shock; intensity of singular stress.

1. 緒言

薄鋼板を生産する連続焼鈍炉内で用いられるハースロール (Fig.1 (a)) では、鋼板との耐凝着性や耐摩耗性向上のため、溶射によるコーティングが施されて使用されるのが一般的である。特にセラミック溶射は高温での優れた化学的安定性や高い硬度を有するため適用範囲の拡大が期待されている。一方でセラミックコーティング層の長時間使用にともなうはく離が課題となっており、炉の昇降温過程で作用する熱応力が主たる要因のひとつと考えられている。こ

のため、通常のセラミック溶射は単層で用いられることは少なく、中間層として接着層を被覆して多層で用いられる。

セラミック溶射の耐熱特性を向上させるためには、溶射被膜のはく離強度を正確に評価することが必要である。一般的にセラミック溶射の耐熱特性はJIS8304 (2007)¹⁾で規定される熱衝撃試験 (Fig.1 (b), (c)) などで評価される。Mutohらは実験と有限要素解析により、耐熱衝撃破損特性について報告している²⁾。ところで異種材料接合の界面強度をより正確に評価するためには熱応力による特異応力場に関して異材界面に特有な特異応力場の存在を考慮する必

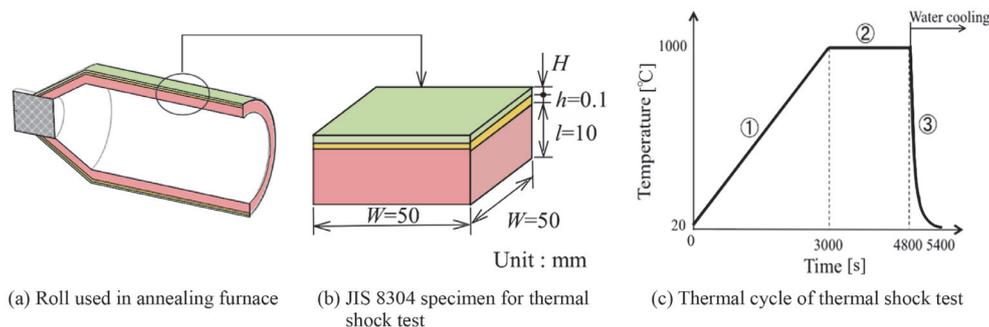


Fig.1. Specimen for thermal shock test and the test conditions. (Online version in color.)

平成27年1月10日受付 平成27年3月17日受理 (Received on Jan. 10, 2015 ; Accepted on Mar. 17, 2015)

1) 九州工業大学大学院工学研究院機械知能工学研究系 (Dept. of Mechanical and Control Engineering, Kyushu Institute of Technology, Sensui-cho 1-1 Tobata-ku Kitakyushu-shi Fukuoka 804-8550)

2) 九州工業大学大学院工学府機械知能工学専攻 (Department of Mechanical Engineering, Kyushu Institute of Technology)

3) JFEスチール (株) (JFE Steel Corporation)

4) 九州工業大学弾性力学研究室支援研究員 (Department of Mechanical Engineering, Kyushu Institute of Technology)

* Corresponding author : E-mail : noda@mech.kyutech.ac.jp

DOI : <http://dx.doi.org/10.2355/tetsutohagane.101.358>

要がある。しかしながら、これまでの研究で利用できるものは見当たらない。そこで本研究では、Table 1に示すイットリア (Y₂O₃) 安定化ジルコニア (ZrO₂) 溶射被覆材を用い、熱衝撃試験時に被膜層端部に生じる特異応力場の強さに注目する。そして溶射被膜材料や膜厚のはく離強度 (実験でははく離寿命) への影響について考察する。なお、特異応力場強さの解析法については、著者らはすでに接着接合板の引張りおよび面内曲げを対象として提案している^{3,4)}。本論文ではこの方法をコーティング材の熱応力問題に応用する。

2. 溶射被膜のはく離強度評価のための熱衝撃試験

供試材は、10 mm厚、50 mm×50 mm四角柱のSUS304を基材として、ボンドコート (中間層) にCoNiCrAlY、トップコート (表層膜) にイットリア (Y₂O₃) 添加量を8wt%~20wt% (%と省略することがある) に変えたジルコニア (ZrO₂) をプラズマ溶射したものをを用いる (Fig.1)。実験では、ボンドコートの膜厚は100 μm一定とし、トップコートとの密着性を確保するために溶射後の表面粗さをRa4.5 μmに調整した。トップコートはボンドコート面に溶射し、研磨加工で膜厚を150 μm、表面粗さをRa1.0 μmに調整した。熱衝撃試験は雰囲気調整した電気式加熱炉を用い、Fig.1 (c) に示すように供試材を炉中で①20℃から1000℃まで3000秒で昇温し、②1000℃で1800秒間均熱した後に③加熱炉から取り出し、25℃水中に浸漬した。はく離の評価は目視で行い、被膜の割れやはく離、または膨れが生じるまで上記の試験を繰り返し行い、その間の試験回数で耐熱衝撃性の優劣を評価した。

Table 1に試験片に用いる材料の縦弾性係数、ポアソン比、熱膨張係数、ならびに次章で説明するDundursによる複合材料のパラメータ α 、 β 、および特異性指数 λ ^{5,6)} を示す。ここではイットリア添加量を変えた3種類のイットリア安定化ジルコニア (YSZと略す) 溶射被膜をそれぞれ20YZ、12YZ、8YZと呼び、それぞれは20%、12%、8%のイットリアを含む。Fig.2に示す熱衝撃試験結果によれば、はく離が生じるまでの熱衝撃サイクル (耐用回数または耐用寿命) N_c はイットリア添加量が多いほど小さく、接着強度は低い。ここで縦軸は20YZの耐用回数を基準の値 N_0 と

して、無次元化したものである。

3. 熱応力に起因する特異応力場の強さと解析方法

本研究では接合面端部からの破壊に着目して有限要素法解析によって溶射被膜接合界面の破壊条件を求める。解析にはFig.3に示す2次元モデルを用い、添字1はトップコート、2はボンドコート、3は基材を示し、それらの材料特性をTable 1に示す。

FEM解析にはMARC MENTAT (MSC Software Corporation, 2012) を用い、モデルの要素タイプは4節点平面一次要素とした。連立方程式の解法はマルチフロンタル法で、解析タイプは熱構造解析、材料構成則は全ての材料において弾性体とした。

Table 1中の α および β はポアソン比 ν と横弾性係数 G を用いて次のように定義される^{5,6)}。ただし、 $G = E / \{2(1 + \nu)\}$ である。

$$\alpha = \frac{G_1(\kappa_2 + 1) - G_2(\kappa_1 + 1)}{G_1(\kappa_2 + 1) + G_2(\kappa_1 + 1)}$$

$$\beta = \frac{G_1(\kappa_2 - 1) - G_2(\kappa_1 - 1)}{G_1(\kappa_2 + 1) + G_2(\kappa_1 + 1)}$$

..... (1)

ここで、

$$\kappa_j = \begin{cases} \frac{3 - \nu_j}{1 + \nu_j} (\text{Plane stress}) \\ 3 - 4\nu_j (\text{Plane strain}) \end{cases} \quad (j = 1, 2)$$

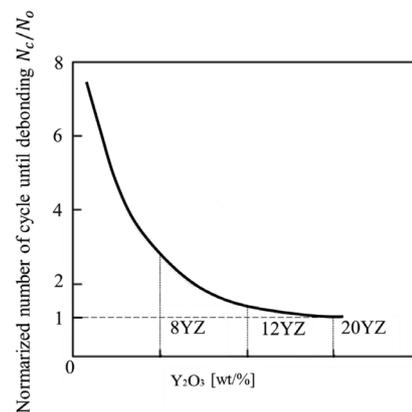


Fig. 2. Results of thermal shock test.

Table 1. Material properties depending on temperature.

Material		Young's modulus E [GPa]	Poisson's ratio ν	Thermal expansion α_e [$10^{-6}/K$]	Dundurs parameter α	Dundurs parameter β	Singular index λ
Top coating	20YZ (ZrO ₂ -20wt%Y ₂ O ₃)	20	0.25	7.5 ~ 9.7	0.969	0.199	0.8399 ~ 0.8899 Fig.4 (c)
	12YZ (ZrO ₂ -12wt%Y ₂ O ₃)			8.3 ~ 9.93			
	8YZ (ZrO ₂ -8wt%Y ₂ O ₃)			8.7 ~ 10.05			
Bonded coating (CoNiCrAlY)		103 ~ 180 Fig.4 (a)	0.33	2.8 ~ 16.8 Fig.4 (b)	0.978	0.188	0.9987 ~ 0.9988 Fig.4 (c)
Substrate (SUS304)		85 ~ 200 Fig.4 (a)	0.30	16.8 ~ 19.2 Fig.4 (b)			

また、特異性指数 λ は、異種材料接合板の端部からの距離を r とすると Fig.3 (b) のように表され、次の特異方程式を解いて得られる⁵⁾。

$$\left[\sin^2\left(\frac{\pi}{2}\lambda\right) - \lambda^2 \right] \beta^2 + 2\lambda^2 \left[\sin^2\left(\frac{\pi}{2}\lambda\right) - \lambda^2 \right] \alpha\beta + \lambda^2(\lambda^2 - 1)\alpha^2 + \frac{\sin^2(\pi\lambda)}{4} = 0 \quad (2)$$

Fig.4 (a), (b) に示すように表層のセラミックコーティングの縦弾性係数は温度によって変化しないが、中間層や基材の縦弾性係数は温度によって変化するので、それに伴って特異応力場も変化する。Fig.4 (c) には、表層と中間層の界面における特異性指数 λ_1 , λ_2 を示す。中間層・基材界面の特異性指数 λ_2 は1に近く、特異性が小さい。そこで本研究ではFig.3 (a) で示すように特異性の大きな表層と中間層との界面に注目して解析を行うべく座標を定める。熱サイクルはFig.1に示す通りで、水冷条件は時間 $t = 4800$ s に試験片全表面に温度 20°C を与え、温度分布と熱応力を熱伝導解析、弾性解析により求めた。

Fig.5 (a) に示すような接合体が一様に加熱され ($T + \Delta T$) となるときに生じる熱応力 σ_y は、非特異項を除いた ($\sigma_y - \sigma_0$) が $r^{1-\lambda}$ の特異性をもち、式 (3) で表される⁷⁾。

$$\sigma_y - \sigma_0 = \lim_{r \rightarrow 0} \frac{K_\sigma}{r^{1-\lambda}}, \quad K_\sigma = -\sigma_0 F_\sigma W^{1-\lambda} \quad (3)$$

このときの熱応力による特異応力場の強さは、式 (4) で求められる σ_0 の引張りを受けるときの特異応力場の強さと等価となることが報告されている⁸⁾。

$$\sigma_0 = -\Delta\alpha\Delta E\Delta T \quad (4)$$

ここで、

$$\Delta\alpha = \begin{cases} \alpha_1 - \alpha_2 \text{ (Plane stress)} \\ (1 + \nu_1)\alpha_1 - (1 + \nu_2)\alpha_2 \text{ (Plane strain)} \end{cases}$$

$$\Delta E = \frac{8}{\left\{ \frac{(\kappa_1 - 3)}{G_1} - \frac{(\kappa_2 - 3)}{G_2} \right\}}$$

$$\kappa_j = \begin{cases} \frac{3 - \nu_j}{1 + \nu_j} \text{ (Plane stress)} \\ 3 - 4\nu_j \text{ (Plane strain)} \end{cases}$$

$$G_i = \frac{E_i}{2(1 + \nu_i)} \begin{cases} i = 1: \text{Top coat} \\ i = 2: \text{Middle coat} \end{cases}$$

Fig.5 (b) に示す接合有限板の引張りの問題では体積力法によって既に厳密解が知られている。材料組合せと接合部の角度が同じであれば、特異応力場は相似となるため、この問題を基準解とすることで式 (5) より求めたい問題(未知問題: Fig.5 (a) の特異応力場の強さを求めることができる^{3,4,9)}。

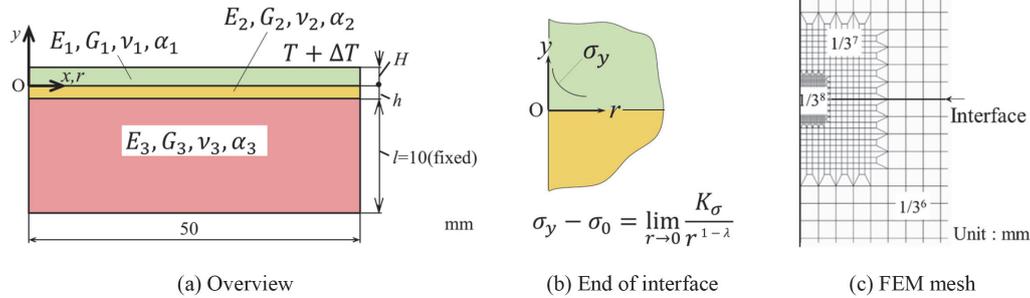


Fig. 3. Analytical model and FEM mesh. (Online version in color.)

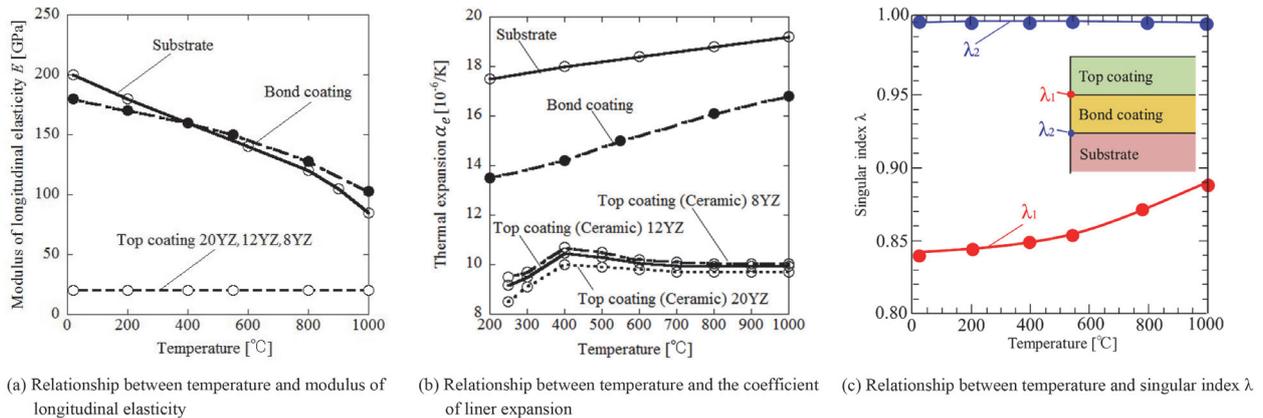


Fig. 4. Relationship between various material properties and temperature. (Online version in color.)

$$\frac{K_{\sigma}^*}{K_{\sigma}} = \frac{F_{\sigma} \sigma_0 W^{1-\lambda}}{F_{\sigma} \sigma_0^* W^{1-\lambda}} = \frac{\sigma_y^{FEM} - \sigma_0}{\sigma_y^{FEM*}} \dots\dots\dots (5)$$

ここで、*が付いているものは基準問題の値であることを意味する。

Table 2に時間 $t = 4800$ s (全体 1000°C) において、最小メッシュサイズが 3^2 倍異なる $1/3^8$ mm と $1/3^{10}$ mm を用いて、Fig.5 (a), (b) それぞれの界面における応力を求めた結果を示す。Table 2に示すように応力 σ_y^{FEM} は通常FEM解析で見られるとおりメッシュサイズに依存して異なる値をとる。一方、応力比 $(\sigma_y - \sigma_0) / \sigma_y^{FEM*}$ はメッシュサイズに依存せず、端部からの距離 r にも依存しない。これは、解きたい問題と同じメッシュパターンを基準問題にも適用しているので、その誤差が打ち消されるためである。基準問題は既報^{3,4,9)}にて解析されているので、式(5)よりFig.5(a)の問

題における特異応力場の強さを求めることができる。

4. 特異応力場の強さの解析結果および考察

4.1 最大特異応力場の発生時点

はじめにFig.6 (b) 内左下図のコーティング厚さ $H = 0.15$ mm, $h = 0.1$ mm を標準試験片として、熱サイクル (Fig.1 (c)) を与えたときの特異応力場の強さを求める。セラミック溶射被膜には通常残留応力が生じるが、本研究対象の溶射被膜には多数のマイクロクラックが観測され、クラック形成時に残留応力の大部分が開放されていると考えられるので、残留応力は考慮しない。加熱冷却サイクルをうける本試験片で、加熱中にはく離の条件 (深さ方向に引張応力生成) が最大にならないことを確認しているため、本研究ではまず、 $T = 20^{\circ}\text{C}$ を基準として冷却中 $T = \Delta T^{\circ}\text{C}$ において

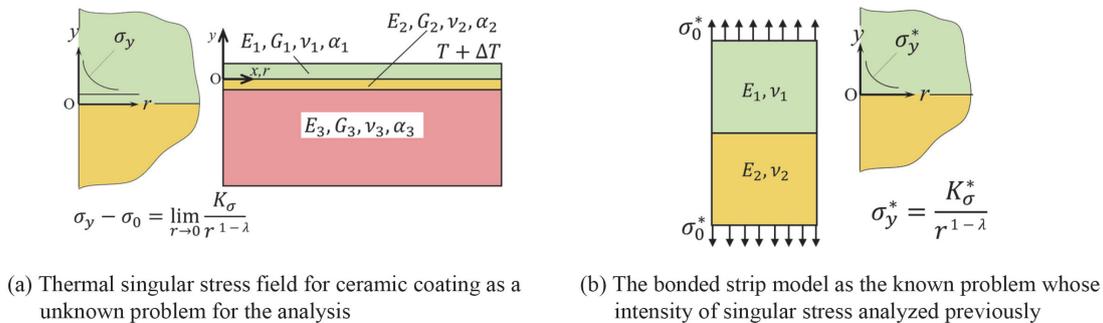


Fig. 5. Comparing known problem and unknown problem. (Online version in color.)

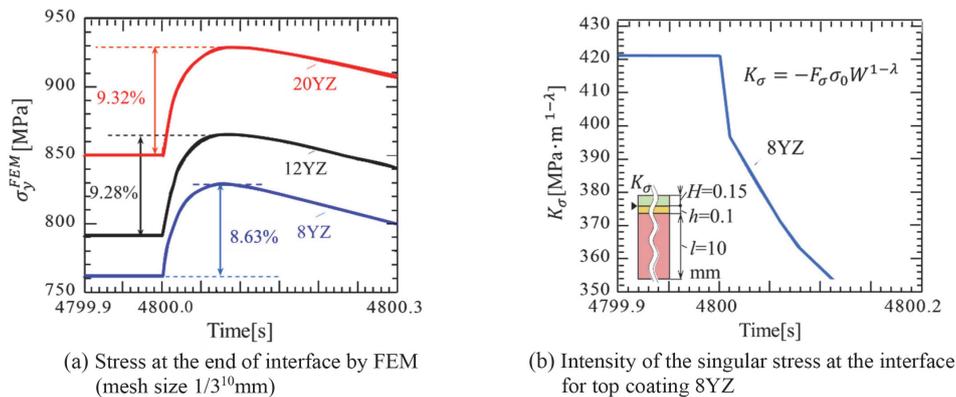


Fig. 6. Stress and intensity of the singular stress at the end of interface. (Online version in color.)

Table 2. Stress distribution on the interface and the ratio of the stress.

Mesh size = $1/3^8$ mm				Mesh size = $1/3^{10}$ mm			
r/W	σ_y^{FEM*} [MPa]	$\sigma_y - \sigma_0$ [MPa]	$\frac{\sigma_y^{FEM} - \sigma_0}{\sigma_y^{FEM*}}$	r/W	σ_y^{FEM*} [MPa]	$\sigma_y - \sigma_0$ [MPa]	$\frac{\sigma_y^{FEM} - \sigma_0}{\sigma_y^{FEM*}}$
0/6561	2300.0	1389.8	0.604	0/59049	2946.4	1778.4	0.604
1/6561	1741.1	1052.3	0.604	1/59049	2230.4	1346.2	0.604
2/6561	1639.3	990.9	0.604	2/59049	2099.9	1267.4	0.604
3/6561	1576.8	953.2	0.604	3/59049	2019.8	1219.1	0.604
4/6561	1535.7	928.2	0.604	4/59049	1967.1	1187.3	0.604
5/6561	1503.4	908.6	0.604	5/59049	1925.8	1162.4	0.604

生じる熱応力を議論する。Fig.6 (a) に冷却開始 $t=4800$ s前後においてFEMで得られる界面端部の応力 σ_y^{FEM} の時間変化を示す。Fig.6のように、いずれのトップコーティングでも冷却開始直後 σ_y^{FEM} は最大値をとる。それぞれのコーティング材で熱衝撃により上昇した応力の全応力に対する割合は、8YZが最も小さい。Fig.6 (b) に特異応力場の強さ K_σ の時間変化を示す。図に示すように特異応力場の強さ K_σ は界面応力 σ_y^{FEM} と異なり、加熱温度保持状態で最大値をとり冷却開始と同時に減少する。なお、式(3)より K_σ は $-F_\sigma \sigma_0 W^{1-\lambda}$ で表され、 λ は時間とともに変化するがFig.4(c)のように $\lambda \cong 0.88$ とほぼ一定である。よってFig.6 (b)より、 K_σ の大小が判定できる。

ここで、 σ_y^{FEM} は冷却開始直後に最大値をとるのに対して、 K_σ は単調に減少する理由を考察する。 $K_\sigma = -F_\sigma \sigma_0 W^{1-\lambda}$ から、 K_σ には F_σ 、 $-\sigma_0$ 、 $W^{1-\lambda}$ が影響することを考慮して、 σ_y^{FEM} 変化の大きな冷却開始 $t=4800$ sから4800.12 sまでの間の各パラメータ値の時間変化を K_σ とともにTable 3およびFig.7に示す。

Table 3とFig.7より F_σ と $W^{1-\lambda}$ はそれぞれ1.9%と5.2%の変化とほぼ一定であるが、 $-\sigma_0$ は時間とともに18.7%減少する。このような理由により、特異応力場の強さ K_σ は冷却後短時間で16.5%減少していく。よって、以下の K_σ 解析では $t=4800$ sの温度(1000°C)における K_σ に注目する。

4・2 2層コーティングにおける特異応力場の強さ

ここでは、イットリア添加量をかえた3種のトップコート(20YZ, 12YZ, 8YZ)を対象に、熱衝撃サイクルにおける最大特異応力場を考察する。Fig.8はボンドコート層を h

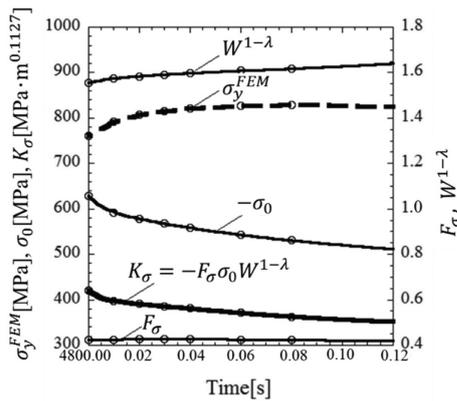


Fig. 7. K_σ value of the influence factor changes with time.

Table 3. K_σ value of the influence factor changes with time for top coating 8YZ.

T [s]	4800	4800.01	4800.02	4800.03	4800.04	4800.06	4800.08	4800.12	Rate of change
T [°C]	1000	978.4	966.8	957.1	948.4	933.5	921.1	901.0	
K_σ [MPa·m ^{0.1127}]	421.2	397.0	391.3	386.1	381.0	371.4	363.2	351.6	16.5% ↓
F_σ	0.423	0.425	0.427	0.427	0.427	0.425	0.423	0.419	1.9% ↓
$-\sigma_0$ [MPa]	629.6	592.2	578.8	568.0	558.7	543.2	530.8	511.8	18.7% ↓
$W^{1-\lambda}$	1.554	1.576	1.584	1.592	1.598	1.608	1.617	1.640	5.2% ↑
σ_y^{FEM} [MPa]	761.2	791.9	806.7	815.9	821.7	827.2	828.4	825.5	7.8% ↑

=0.1 mmに保ちトップコート厚 H を変化させて、異なるトップコートにおける特異応力場の強さ K_σ を求めたものである。Fig.8より、いずれの厚みでもY₂O₃の少ない8YZで K_σ が最も小さく、耐熱衝撃性に勝れ、イットリアの増加により熱衝撃性が低下することが示される。またトップコート厚が薄いほど K_σ が小さく熱衝撃に勝れることがわかる。

次に、トップコート厚 H とボンドコート厚 h をそれぞれ変化させた場合の K_σ の変化をTable 4に示す。Table 4から表層と中間層の膜厚比 $H/h \cong 2$ のとき、特異応力場の強さは最小値となる。実際のコーティング厚の設計においても $H/h \cong 2$ 程度が用いられる場合が多いようであるが、本研究によりその有効性が特異応力場の強さ K_σ の観点から説明できる。

4・3 3層コーティングにおける特異応力場の強さ

前節でトップコーティングとボンドコーティングとによる2層コーティングにおける特異応力場の強さ K_σ を考察した。そこでは、イットリアの多い20YZの特異応力場が最も大きい(熱衝撃強さが弱い)ことがわかった。一方ではイットリアが多いと耐肌荒れ性が勝れているので、高イットリア含有トップコートにおける耐熱衝撃性の向上が望まれる。そこで、トップコートを($H_1 + H_2$)と2層化して、ボンドコートとの耐はく離性に富む H_2 層を有する3層コーティングを考え、モデルをFig.9に示す。耐肌荒れ性のため最外膜を高イットリアの20YZとし、低イットリアの8YZを第2層に用いることで中間層との界面における特異応力場の強さ K_σ を低減させることを考える。

第1層厚 $H_1 = 0.075$ mmを固定し、第2層厚 H_2 を0.015

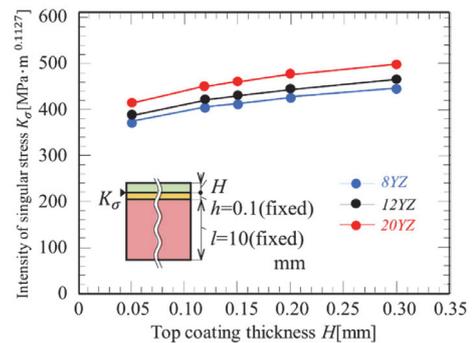


Fig. 8. K_σ for 20YZ, 12YZ, 8YZ at 1000°C with varying ceramic coating thickness H when $h=0.1$ mm. (Online version in color.)

mm~0.225 mm, 中間層厚 h を0.025~0.15 mmとそれぞれ変化させた場合における K_{σ} をTable 5に示す。2層コーティングの場合と同様, 2層からなるトップコート厚とボンドコート厚の膜厚比 $(H_1 + H_2)/h \cong 2$ のとき, 特異応力場の強さ K_{σ} は最小値となる。 $(H_1 + H_2)$ が小さくなると, K_{σ} は低くなり, 熱衝撃にも強くなる。

Table 6には, トップコートの第2層厚 H_2 を0.075 mmに固定し, 第1層厚 H_1 を0.015~0.225 mm, ボンドコート厚 h を0.025~0.15 mmとそれぞれ変化させた場合の K_{σ} を示す。

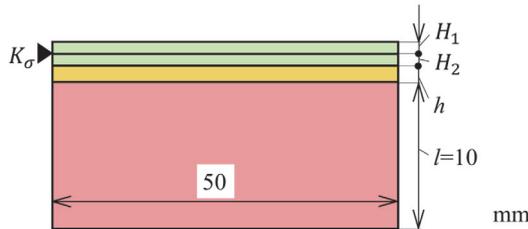


Fig. 9. Three layers ceramic coating model for the analysis. (Online version in color.)

Table 6に示すように, $(H_1 + H_2)$ が小さくなると K_{σ} は小さくなり, $(H_1 + H_2)/h \cong 2$ のときに K_{σ} は最小値となる。Fig.10にはボンドコート厚 $h=0.075$ mmに固定し, トップコートの厚さも $H_1 + H_2=0.15$ mmに固定した場合において, H_1 を0.05~0.1 mmと変化させたときの K_{σ} を示す。Fig.10より, 第1層厚 H_1 が小さいほど K_{σ} は小さくなるのがわかる。

次に, 2層に対比して3層コーティング化による強度改善効果を考察する。耐肌荒れ性に優れる20YZを第1層膜としてボンドコート厚 $h=0.075$ mmの場合を考える。この条件下では, $H_1 = H_2 = 0.075$ mmの場合に最小の特異応力場の強さ $K_{\sigma} = 424 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0.1127}$ が求められる。ここで, $H_1 = H_2 = h = 0.075$ mmは溶射厚のばらつきが実用上許容できる最低限必要な厚みである。

一方2層コーティングでの最小の K_{σ} は $H=0.15$ mm (20YZ), $h=0.075$ mmの組合せのときに特異応力場の強さは $K_{\sigma} = 461 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0.1127}$ であり, 3層コーティングの方が約8%小さい。このように3層コーティングにおけるトッ

Table 4. K_{σ} for 8YZ at 1000°C of two layers model (Red figure shows minimum value when $H=\text{const.}$) [$\text{MPa} \cdot \text{m}^{0.1127}$]. (Online version in color.)

H [mm]		0.05	0.12	0.15	0.20	0.30
h [mm]	0.025	366.27	407.27	419.34	435.87	460.77
	0.060	370.48	403.72	413.93	428.68	451.35
	0.075	371.24	404.05	413.88	427.83	449.68
	0.100	373.59	405.05	414.31	427.40	448.05
	0.150	376.81	407.73	416.30	428.27	447.17

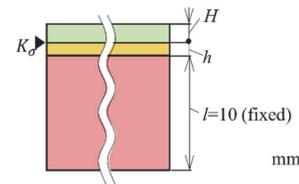


Table 5. K_{σ} at 1000°C of three layers model when fixed $H_1=0.075$ mm [$\text{MPa} \cdot \text{m}^{0.1127}$]. (Online version in color.)

H_2 [mm]		0.015	0.045	0.075	0.095	0.125	0.225
H_1+H_2 [mm]		0.09	0.12	0.15	0.17	0.20	0.30
h [mm]	0.025	408.09	419.43	430.01	436.42	445.12	468.58
	0.045	406.60	416.39	425.88	431.73	439.76	461.86
	0.060	407.10	416.06	424.91	430.42	438.03	459.20
	0.075	408.00	416.35	424.69	429.92	437.16	457.49
	0.085	408.87	416.84	424.83	429.85	436.83	456.53
	0.100	409.77	417.45	425.11	430.01	436.75	455.88
	0.150	413.09	420.19	427.22	431.61	437.70	455.05

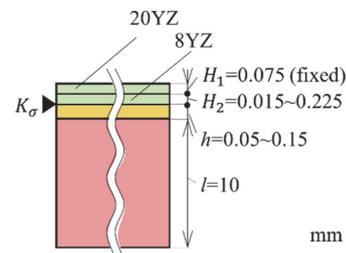
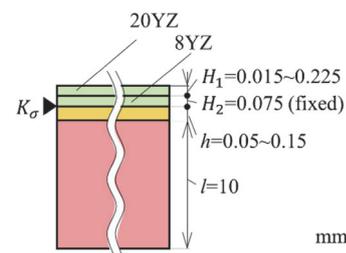


Table 6. K_{σ} at 1000°C of three layers model when fixed $H_2=0.075$ mm [$\text{MPa} \cdot \text{m}^{0.1127}$]. (Online version in color.)

H_1 [mm]		0.015	0.045	0.075	0.095	0.125	0.225
H_1+H_2 [mm]		0.09	0.12	0.15	0.17	0.20	0.30
h [mm]	0.025	398.38	416.05	430.01	438.07	448.79	476.32
	0.045	396.76	412.96	425.88	433.41	443.48	469.73
	0.060	397.21	412.62	424.73	432.11	441.78	467.14
	0.075	398.08	412.89	424.69	431.62	440.92	465.48
	0.085	398.93	413.37	424.83	431.56	440.60	464.55
	0.100	399.82	413.97	425.11	431.72	440.53	463.93
	0.150	403.10	416.70	427.22	433.33	441.50	463.17



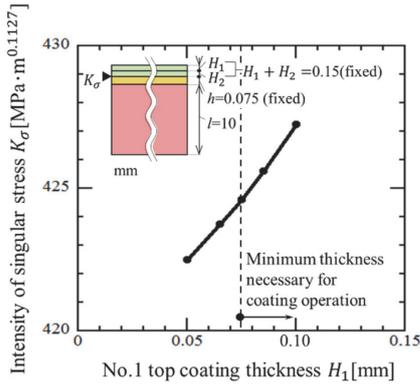


Fig. 10. K_σ at 1000°C of three layers model when fixed $(H_1+H_2)=0.15$ mm, $h=0.075$ mm. (Online version in color.)

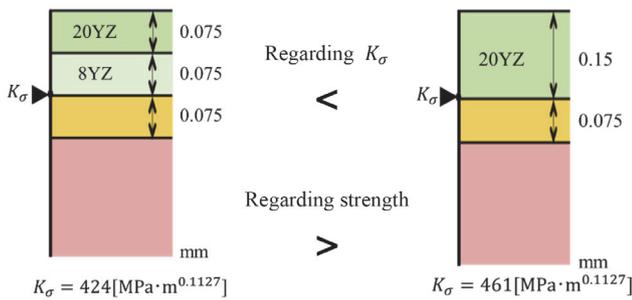


Fig. 11. Comparison of the results for the three layer and two layer. (Online version in color.)

ブコーティング厚 H ($=H_1+H_2$) とボンドコーティング厚 h が同じであるとき、2層コーティングよりも、3層コーティングのほうが強化される (K_σ が小さい) ことがわかる (Fig.11)。したがって、熱衝撃試験においては、はく離までのサイクル数の増加が予測できる。参考までに、Fig.12に無次元化されたはく離までのサイクル数 N_c/N_0 と特異応力場の強さ K_σ の関係を示す。ここで、縦軸はFig.2と同様の方法で無次元化したものである。

5. 結言

本研究は薄鋼板用連続焼鈍炉内で用いられるハースロールに施される溶射コーティングが使用中にうける熱サイクルの繰返しに対する耐はく離性の問題を取りあげた。解析では熱衝撃試験片をもとに2次元モデルを考え、溶射被膜の材料特性や膜厚が特異応力場の強さに与える影響を、FEM解析を用いて考察した。その結果以下の結論が得られた。

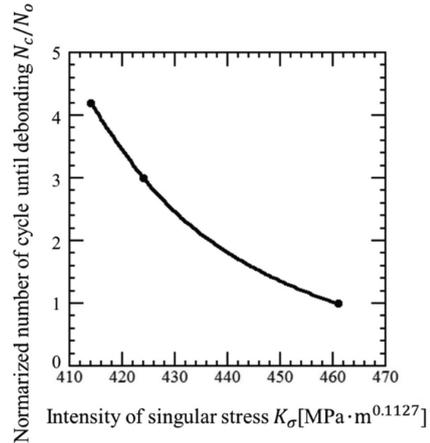


Fig. 12. Relationship between N_c/N_0 and K_σ .

- (1) トップコートとボンドコートからなる2層コーティングにおいて、耐熱衝撃はく離性は Y_2O_3 添加量が少ないほど勝れるという実験結果は、トップコート・ボンドコート境界端面における特異応力場の強さ K_σ の観点から説明できる。すなわち、 Y_2O_3 添加量が少ないほど K_σ は小さく、耐熱衝撃性に勝れる。
- (2) トップコート第1層に耐肌荒れ性に勝れる20YZ (Y_2O_3 : 多) を用い第2層に8YZ (Y_2O_3 : 少) を用いた3層コーティング化により、2層コーティングに比べて耐肌荒れ性を損なわずに特異応力場強さの8%向上がえられる。
- (3) トップコート (厚さ H) とボンドコート (厚さ h) の最適な膜厚比 H/h は、特異応力場の観点から考察した結果、2層と3層のいずれのコーティングにおいても、 $H/h \cong 2.0$ で最適であることが示された。この結果は実ロールにおけるコーティング条件とも一致する。

文 献

- 1) JIS H 8304: 2007. セラミックス溶射.
- 2) Y.Mutoh, I.Sakamoto, O.Watanabe and T.Nishimura: *Q. J. Jpn. Weld. Soc.*, **7**(1989), No.2, 42.
- 3) Y.Zhang, N-A.Noda, K.Takaishi and X.Lan: *Trans. Jpn. Soc. Mech. Eng. A*, **77**(2011a), No.774, 360.
- 4) Y.Zhang, K.Takaishi, N-A.Noda and X.Lan: *Trans. Jpn. Soc. Mech. Eng. A*, **77**(2011b), No.784, 2076.
- 5) D.B.Bogy: *Trans. ASME J. Applied Mech.*, **38**(1971), 377.
- 6) D.B.Bogy: *Trans. ASME J. Applied Mech.*, **35**(1968), 460.
- 7) S.Ioka, S.Kubo, K.Ohji and J.Kishimoto: *Trans. Jpn. Soc. Mech. Eng. A*, **60**(1994), No.572, 1049.
- 8) D.H.Chen, K.Nonomura and K.Ushijima: *Trans. Jpn. Soc. Mech. Eng. A*, **66**(2000), No.646, 1204.
- 9) T.Teranishi and H.Nisitani: *Trans. Jpn. Soc. Mech. Eng. A*, **65**(1999), No.638, 2032.