押し込み試験法に基づくセラミック遮熱コーティングの 界面破壊靱性評価法[†]

荒井 正 行^{*}

Interfacial Fracture Toughness Evaluation of Ceramic Thermal Barrier Coatings Based on Indentation Test Method

by

Masayuki ARAI^{*}

In this study, the method evaluating the interfacial strength (i.e. interfacial fracture toughness) of ceramic thermal barrier coatings (TBCs) is proposed based on the indentation test method. The obtained results are summarized as following ; (1) Lesage & Chicot model was applied to evaluate the interfacial fracture toughness of TBC, firstly. The results showed that the associated fracture toughness was varied with the indentation load condition, which means that Lesage & Chicot model is unsuitable to TBC interfacial strength evaluation. (2) The alternative complex stress intensity factor for evaluating TBC interfacial fracture toughness with the indentation test was introduced by assuming that the internal crack geometry induced by the indentation identifies the rectangle shape spread along the specimen surface. It was found to be able to apply the proposed equation to TBC interfacial fracture toughness evaluation.

Key words : Gas turbine, Thermal barrier coatings, Interfacial fracture toughness, Indentation test method

1 緒 言

ガスタービン (GT) 高温部品の表面には、高温ガス環境から部品を保護するためにセラミック遮熱コーティング (TBC) が施されている。TBC においては、セラミックコーティング層と基材の線膨張係数が異なる。GT の起動・停止に伴い温度場が変化することから、セラミックコーティングには線膨張係数差に応じた熱応力が繰返し発生する。このような熱応力は、セラミックコーティングのはく離をもたらし要因となる。このため、GT にすでに施された TBC の損傷管理、あるいは新しく開発されたセラミックコーティングの有効性を事前検討するうえで、セラミックコーティングの密着強度あるいは界面強度を把握しておくことは重要である。

これまでにセラミックコーティングの界面強度を評価するための様々な方法が提案されてきた。そのなかでも標準的な方法として挙げられるのが、JIS による密着強度試験法¹⁾である。この方法は、セラミックコーティングの表面に塗布した接着剤によって丸棒端面を接着し、引張試験を行うことでコーティングを引きはがすというものである。この方法は、産業界で最も広く用いられているものであるが、測定結果には大きなばらつきを有することが問題点として指摘される。²⁾さらに、接着面積に依存して密着強度が変化する。これは、はく離の起点となる欠陥数が接着面積とともに増加することによる。

このように試験サイズに依存しない方法として、破壊力学に基づいた試験・評価方法が注目されるようになって

た。^{3), 4)}これは、コーティング界面に予め導入したき裂の破壊進展駆動力に注目する方法である。この方法においては、JIS 準拠試験に見られるようなデータのばらつきを抑えることができる。Arai ら^{5), 6)}は、セラミックコーティング端面に押し込み荷重 P とコーティングを吊り上げる荷重 Q とを同時に TBC 試験片に作用させることでセラミックコーティングをはく離させる混合モード条件下界面破壊靱性評価法を提案した。これにより、TBC 界面破壊靱性値が強いモード依存性を有していることがはじめて明らかにされた。この試験・評価方法は、幅広い混合モード条件下に対して精度良く界面破壊靱性値を測定できる反面、用いる試験装置や評価手順が複雑であることが問題として挙げられる。産業界においてより広く TBC の界面破壊靱性値を取得できるようにすることを考えた場合、これに代わる簡便な試験・評価法の構築が望まれる。

本研究では、Lesage と Chicot^{7), 8)}によってメタルコーティングのために提案された押し込み試験による界面破壊靱性評価法を TBC へ適用することを試みる。この試験方法は、ビッカース押し込み試験機を利用して、ビッカース圧子をコーティング界面に押し込むことで界面のはく離試験を行うというものである。このときに押し込み痕から界面に沿って発生したき裂長さを測定することにより界面破壊靱性値を評価するという点で他の方法に比べて簡便である。

[†] 原稿受理 平成 21 年 3 月 11 日 Received Mar. 11, 2009 © 2009 The Society of Materials Science, Japan

^{*} 正 会 員 (財)電力中央研究所材料科学研究所 〒240-0196 横須賀市長坂, Materials Sci. Res. Lab., Central Res. Inst. of Electric Power Industry, Nagasaka, Yokosuka, 240-0196

2 Lesage と Chicot による界面破壊靱性評価

Lesage と Chicot^{7, 8)}は、均質脆性材料の破壊靱性値を評価するために Lawn と Marshall⁹⁾によって提案された評価式を、界面破壊靱性評価のために拡張した。拡張された評価式の特徴は、各層の弾性係数 E と硬さ H の比に基づきコーティング界面の変形抵抗を表現しようとした点にある。すなわち、界面破壊靱性値 K_{IC} の評価式を次式のように与えた。

$$K_{IC} = 0.015 \frac{P_c}{a_c^{1.5}} \left[\frac{E}{H} \right]_i^{1/2} \quad (1)$$

ここで、弾性係数と硬さの比は、

$$\left[\frac{E}{H} \right]_i^{1/2} = \frac{\left(\frac{E}{H} \right)_s^{1/2}}{1 + \left(\frac{H_s}{H_c} \right)^{1/2}} + \frac{\left(\frac{E}{H} \right)_c^{1/2}}{1 + \left(\frac{H_c}{H_s} \right)^{1/2}} \quad (2)$$

ここで、下添え字 s は基材、 c はコーティング層の物性値をそれぞれ表す。また、 P_c は押し込み荷重、 a_c は押し込み荷重に対応した界面き裂の半長をそれぞれ表す。

押し込み試験法による界面破壊靱性値の測定方法はつぎのとおりである。Fig. 1 に示すようにビッカース押し込み試験機により、様々な荷重レベルで押し込み試験を行う。つぎに、押し込み荷重に対応した界面き裂長さを測定する (Fig. 2)。別途測定したコーティング層と基材の弾性係数、硬さと押し込み荷重、界面き裂の半長を式 (1)

Fig. 1 Principle of the interfacial fracture toughness test. It is conducted by a conventional Vickers hardness tester, and the impression is induced onto the interface between coating and substrate.

Fig. 2 Geometry of the interfacial crack and its dimension.

に代入することで界面破壊靱性値を得る。彼^{7, 8)}は、プラズマ溶射施工された低炭素鋼コーティング、ステンレスコーティングなどのメタルコーティングの界面破壊靱性値を測定し、本試験・評価法の有効性を示している。そこで、本研究ではこの試験・評価方法に基づき、TBCの界面破壊靱性値を評価することとした。

2・1 試験片形状と試験方法

本研究で対象とした TBC の組み合わせは 8wt%Y₂O₃-ZrO₂/CoNiCrAlY であり、基材は Ni 基超合金 IN738LC である。平板形状の基材 (5mm × 50mm × 50mm) 上をはじめにプラスト処理した後に、減圧プラズマ溶射装置によりボンドコーティング層 (CoNiCrAlY) を 0.1mm 厚さまで、つぎに大気圧プラズマ溶射装置によりセラミックコーティング層 (8wt%Y₂O₃-ZrO₂) を 0.5mm 厚さまで順次施工した。その後、5mm × 5mm × 5.6mm の立方体形状となるようダイヤモンドカッターによる機械加工にて切り出し、これを樹脂埋めして研磨した。

マツザワ製ビッカース押し込み試験機を用いて押し込み試験を行った。押し込み荷重は、9.8, 49, 98, 192, 294, 490N の 6 条件である。押し込み圧子先端をセラミックコーティングとボンドコーティングの界面に押し込んだ。そして、光学顕微鏡により押し込み試験後の圧子痕の対角線長さ、コーティング界面に沿って発生したき裂長さをそれぞれ測定した。Fig. 3 に光学顕微鏡による代表的な観察結果を示す。押し込み圧子痕の先端からコーティング界面に沿ってき裂が発生していることがわかる。ただし、このき裂は完全にコーティング界面に沿って進展しておらず、セラミックコーティング層側へややそれるようにして進展していた。このようなき裂進展経路は、TBC においてよく見られる典型的な結果である。この観察結果から、コーティング界面から約 40 ミクロン程度はずれた経路上をき裂が進展していたことから、圧子痕の縁から発生したき裂は巨視的には界面に沿って進展したものとみなすこととする。なお、以降では、コーティング界面に垂直方向の圧子痕の対角線半長を c_d 、平行方向の対角線半長を c_i とする。

界面破壊靱性値を評価するためには、押し込み試験に

Fig. 3 Typical observation result of cross section of TBC with the interfacial crack induced by the impression.

おける押し込み荷重 P と測定結果であるき裂半長 a に加えて、セラミックコーティング層とボンドコーティング層の弾性係数と硬さが必要である。セラミックコーティング層の弾性係数については、ダイヤモンドカッターによって基材部分を切除した後に、さらに電解研磨によってボンドコーティング層を溶出させて得た薄膜状試験片を用い、曲げ試験を行うことで測定した。¹⁰⁾ ただし、ボンドコーティング層の弾性係数については 190GPa ¹¹⁾ とした。それぞれのコーティング層の硬さについては、界面破壊靱性値を測定するために用意した樹脂埋め試料を利用し、それぞれの層に対して押し込み試験を行うことで硬さを測定した。

2・2 試験・評価結果と考察

Fig. 4 に圧子痕の対角線半長をまとめて示す。図には、As-spray 材のほかに、高温曝露試験（曝露温度 1173K 、 1273K 、曝露時間 $1, 10, 100, 200\text{h}$ ）した高温曝露材の測定結果も含む。また、図の縦軸はコーティング界面に垂直方向の対角線半長、横軸には界面に平行方向の対角線半長をそれぞれ示す。図より、変形抵抗が大きく異なるセラミックコーティング層とボンドコーティング層を跨いだ界面に圧子先端を押し込んでいるにもかかわらず、圧子痕の形状は完全な正方形となっていることがわかる。

試験結果の一例として、Fig. 5 に As-spray 材の押し込み荷重と圧子痕の縁から発生した界面き裂半長の関係を両対数上で整理した結果を示す。図中の丸印は圧子痕の対角線半長、四角印は界面き裂の半長をそれぞれ表す。図より、押し込み荷重とともに圧子痕の対角線半長は単調に増加することがわかる。また、低い押し込み荷重では圧子痕の縁からき裂が発生しなかったが、押し込み荷重が 294N 以上になると圧子痕の縁から界面に沿ってき裂が発生し、この長さは押し込み荷重とともに増加する。

Fig. 6 (a)～(c) に本試験により得られた結果を Lesage と Chicot により提案された界面破壊靱性評価式に基づき

Fig. 4 Diagonal lengths of the impression induced by the indentation tests.

Fig. 5 Relationship between a half of length of the interfacial crack initiated along the interface and the indentation load.

(a) As-spray

(b) Exposure temperature 1173K

(c) Exposure temperature 1273K

Fig. 6 Relationship between interfacial fracture toughness and the indentation load.

Fig. 7 SEM observation of the inner-crack geometry formed along the interface in as-sprayed specimen after the indentation test.

評価した結果をまとめて示す。図 (a) は As-spray 材、図 (b) は曝露温度 1173K—曝露時間 1h 材（以下、1173K 材と呼ぶ）、図 (c) は曝露温度 1273K—曝露時間 1h 材（1273K 材）の結果をそれぞれ表す。はじめに As-spray 材の評価結果に注目する。この結果においては、低い押し込み荷重において圧子痕の縁からき裂が発生しなかったために界面破壊靱性値を測定できていない。界面破壊靱性値が測定できた押し込み荷重において、As-spray 材の界面破壊靱性値は押し込み荷重に対してほぼ一定となっていることがわかる。これに対して、1173K 材、1273K 材においては、押し込み荷重条件とともに界面破壊靱性値が大きく変化している。ところで、破壊力学による破壊靱性評価を行うためには、押し込み荷重に対して界面破壊靱性値は一定値となる必要がある。しかしながら、本評価結果においてはこの条件を満足しなかった。Lesage と Chicot の評価式では、押し込み試験法により対象試料表面に形成された圧子痕を起点に内部方向に半楕円形状のき裂が発生していることを仮定している。ところで、As-spray 材を押し込み試験した後にセラミックコーティング層を強制はく離したことで得た破面の電子顕微鏡観察結果を Fig. 7 に示す。強制はく離はつぎのようにして行った。はじめにアセトンによって埋め込み樹脂を溶かした。つぎに、基材をバイスにより固定した後、セラミックコーティング層側面部分のみに対して矩形木材を介してハンマーにより衝撃を与えてセラミックコーティング層を強制はく離させた。図中に示した破線が押し込み試験により発生したき裂先端形状の輪郭を示している。この輪郭は、強制はく離面と押し込み圧子により生じたはく離き裂面との明確な破面形態の相違から同定した。本観察結果から、押し込み試験により試料内部方向へ形成された界面き裂先端は試料表面に沿って発生、進展した様子が認められる。なお、紙面の都合上割愛するが、押し込み荷重、曝露条件によらず Fig. 7 に示すような試験片表面に沿う界面き裂発生形状が確認された。これらの観察結果は、Lesage らが仮定した内部方向の半楕円き裂形状の仮定と矛盾する。また、第 2 章のはじめでも述べたように式 (1) の導出根拠は、Law と Marshall が均質脆性材の破壊靱性値を得るために提案した評価式によっており、彼らはこの式をコーティング材の界面破壊靱性評価へそのまま拡張した。この際、コーティング層における弾性係数と硬さの比（以下、変形抵抗比と呼ぶ）と基材の変形抵抗比との平均値によりコーティング／基材

界面の変形抵抗を表現している。メタルコーティングにおいては各層の変形抵抗比の差が小さいために、それらの変形抵抗比の平均値を利用することに問題がなかったものと考えられる。しかし、TBC においては各層の物性値は大きく異なり、必然的にボンドコーティング層の変形抵抗比が支配的となる。このため、押し込み荷重が高くなっても変形抵抗比は大きく変化しないであろう。これに対して、押し込み荷重に対するき裂長さの変化は、Fig. 5 で示されるように単調に増加する。このために、界面破壊靱性値は押し込み荷重とともに変化したものと考えられる。ここに考察したふたつの要因は、また TBC の界面破壊靱性値の評価結果にも影響を及ぼすであろう。

3 界面破壊力学に基づいた TBC の界面破壊靱性評価

3・1 評価法

本章では、2 次元平面応力状態下にある界面き裂の複素応力拡大係数を導出し、この式に基づいて TBC の界面破壊靱性値を評価する。界面破壊力学に基づく界面破壊靱性評価式を導出する利点として、(1) 平面応力状態における 2 次元界面き裂を仮定する（すなわち、矩形形

Fig. 8 Internal force components acting on the indented surface.

状内部き裂を仮定する) ことによって Fig. 7 に示されるような界面に沿った内部き裂形状を概ね模擬できる, (2) 各層の変形抵抗比の平均値を用いず, 界面き裂先端における特異応力場に基づいて界面破壊靱性評価を行うため, Lesage と Chicot による評価式に比べて物理的背景が明確である, というふたつの点が挙げられる.

Fig. 8 (a) に押し込み荷重 P のもとで圧子を測定試料表面に押し込んだときに圧子側面に働く内力の成分を試料表面からみた模式図を示す. また, Fig. 8 (b) には試料断面上における内力の成分を示す.

はじめに, Fig. 8 (b) より z 軸方向の力のつりあいについて考えると,

$$4N \sin \theta - P = 0 \quad (3)$$

となる. これにより, 圧子側面に作用する内力 N は,

$$N = \frac{P}{4 \sin \theta} \quad (4)$$

つぎに, Fig. 8 (a) より内力 N の ξ 軸方向の分力 N_ξ は,

$$N_\xi = N \cos \theta = \frac{P}{4} \frac{1}{\tan \theta} \quad (5)$$

で与えられる. 従って, 内力 N の y 軸方向の分力 N_y は,

$$N_y = N_\xi \frac{1}{\sqrt{2}} = \frac{P}{4\sqrt{2}} \frac{1}{\tan \theta} \quad (6)$$

このことから, 押し込み荷重 P により生じる y 軸方向の圧子側面での合力 Q は,

$$Q = 2N_y = \frac{\sqrt{2}}{4} P \frac{1}{\tan \theta} \quad (7)$$

となる.

つぎに線分の $\overline{OQ}$ 長さは, $\overline{OQ} = c/\sqrt{2}$ であることから, つぎの関係式を得る.

$$\tan \theta = \frac{c}{\sqrt{2}\delta} \quad (8)$$

式 (8) を式 (7) に代入して,

$$Q = \frac{\sqrt{2}}{4} P \frac{\sqrt{2}\delta}{c} = \frac{1}{2} \left(\frac{P\delta}{c} \right) \quad (9)$$

の関係を得る. この合力 Q が界面き裂を開口させるための駆動力となる.

Fig. 9 にセラミックコーティング層とボンドコーティング層の界面に存在する界面き裂の模式図を示す. 座標のとりかたは, x 軸を界面と一致するようにとり, 長さ

Fig. 9 Interfacial crack subjecting to the concentrated forces.

$2a$ の界面き裂の中心に原点 O をとる. この界面き裂面に座標の原点から $x = b$ の位置に集中対向荷重 (p, q) が作用するときの界面き裂先端での複素応力拡大係数 K に対するグリーン関数解¹²⁾ は次式で与えられることが知られる.

$$K = K_1 + iK_2 = (p + iq) \sqrt{\frac{a+b}{a\pi(a-b)}} \times \exp \left\{ -i\varepsilon \ln \left(\frac{2a(a-b)}{a+b} \right) \right\} \cosh(\varepsilon\pi) (2a)^{i\varepsilon} \quad (10)$$

ここで, ε はバイマテリアル定数であり,

$$\varepsilon = \frac{1}{2\pi} \ln \left[\frac{\frac{\kappa_1}{\mu_2} + \frac{1}{\mu_1}}{\frac{\kappa_2}{\mu_1} + \frac{1}{\mu_2}} \right] \quad (11)$$

また, κ_i は Kolosov 定数であり, 平面応力状態では,

$$\kappa_i = \frac{3 - \nu_i}{1 + \nu_i} \quad (12)$$

で与えられる. ここで, μ_i は横弾性係数, ν_i はポアソン比である.

本問題の解を求めるにあたり, ここでは平面応力状態を仮定する. 式 (9) から, 式 (10) の集中荷重対は,

$$p = \frac{Q}{\delta} = \frac{1}{2} \left(\frac{P}{c} \right) \quad (13)$$

$$q = 0$$

で与えられることがわかる. これと $b = 0$ を式 (10) に代入することで, 本問題の解

$$K_1 = \left(\frac{1}{\sqrt{2\pi}} \frac{P}{c\sqrt{a}} \cosh(\pi\varepsilon) \right) \frac{1}{\sqrt{2}} \quad (14)$$

$$K_2 = 0$$

を得る. 実際には内部き裂は 3 次元形状であるため, この効果を考慮するために補正係数 g' を導入し, この係数を式 (14) に乗じておく. さらに, $g \equiv g'/\sqrt{2}$ とおくことで,

$$K_1 = \frac{g}{\sqrt{2\pi}} \frac{P}{c\sqrt{a}} \cosh(\pi\varepsilon) \quad (15)$$

$$K_2 = 0$$

Lesage と Chicot の評価式においては, 応力拡大係数式の分母にはき裂長の 1.5 乗の次元を含んでいたが, 本評価式においてはき裂長の 0.5 乗の次元となる点でふたつの評価式の間に大きな違いがある. また, Lesage と Chicot の評価式では, 界面を跨いだ材料定数の違いを変形抵抗比の平均で表現していたが, 界面力学に基づく評価式においては, $\cosh(\pi\varepsilon)$ で表現される. 従って, 対象とされる材料の組み合わせの弾性係数とポアソン比が分かっているならばよい. 以上のことから, Lesage と Chicot の評価式 (1) に比べてここで導出した評価式 (15) により界面破壊靱性値を簡単に求めることができる.

3・2 評価結果と考察

Fig. 10 (a) ~ (c) に評価式 (15) を用いて評価された界面破壊靱性値と押し込み荷重の関係を示す. Fig. 10 (a) は As-spray 材, Fig. 10 (b) は曝露温度 1173K - 曝露時間 1h (以下, 1173K 材と呼ぶ), Fig. 10 (c) は曝露温度 1273K - 曝露時間 1h (以下, 1273K 材と呼ぶ) の結果をそれぞれ表す. また, 本評価において補正係数 g は Arai ら⁵⁾ によ

Fig. 10 Interfacial fracture toughness evaluated by the advanced evaluation method obtained in base of interfacial fracture mechanics.

りすでに取得されているモード I 破壊靱性値 K_{IC} に一致するように定めた。これにより定められた補正係数は $g = 0.04$ であった。図より、いずれの評価結果においても界面破壊靱性値は押し込み荷重の大きさによらずほぼ一定となっていることがわかる。このことから、本研究で導出した界面破壊靱性評価式 (15) により本押し込み試験データを適切に評価できることが確認できた。

つぎに、Fig. 11 に界面破壊靱性値と曝露温度の関係を示す。ここで示す界面破壊靱性値には、Fig. 10 に示した押し込み荷重に対してそれぞれ得られた界面破壊靱性値の平均値を用いた。また、図中の実線は曝露温度 1173K、破線は曝露温度 1273K の結果をそれぞれ表す。同図には、Arai ら⁵⁾によって As-spray 材に対して得られた界面破壊靱性値 K_{IC} の結果も示してある。図より、As-spray 材の界面破壊靱性値に対して、高温曝露下に TBC

Fig. 11 Relationship between the interfacial fracture toughness and the exposure temperature condition.

が曝されることによって界面破壊靱性値が上昇することがわかる。また、曝露温度の違いが破壊靱性値に及ぼす影響はわずかであるが、曝露温度条件 1173K の界面破壊靱性値の方が 1273K に比べてやや高いようである。

緒言において、JIS 準拠試験法は、ガスタービン高温部品から界面強度試験のために大きな試験片を切り出さなければならない。そして、切り出された試験片サイズに依存して測定される界面強度も異なった値となることを指摘した。これに対して、ここで注目した押し込み試験に基づく界面破壊靱性評価法は、小さな試験片を準備することができれば界面破壊靱性値を簡単に取得することができるという点でこれまでの方法に比べて有利であるものと考えられる。今後はこの利点を活かしながら、実機 GT に施された TBC の損傷管理へ役立てられるよう本手法の信頼性を改善していきたい。

4 結 言

本研究では、押し込み試験に基づいた TBC の界面強度（界面破壊靱性値）を評価する方法について検討した。得られた結果を要約するとつぎのようになる。

(1) Lesage と Chicot による評価法に基づき TBC の界面破壊靱性値を評価した。この結果、界面破壊靱性値は押し込み荷重条件により大きく変化すること、さらに既に得られている界面破壊靱性値と大きく異なることがわかった。これは、セラミックコーティング層とボンドコーティング層においてそれぞれの硬さが大きく異なるにも関わらずそれらの平均値に基づいて間接的に界面破壊靱性値を評価していることによる。

(2) TBC の界面破壊靱性値を直接評価するための評価式を導出した。この評価式においては、押し込み荷重、界面き裂長さ、界面での押し込み圧子の対角線長さから界面破壊靱性値を評価する。TBC の界面破壊靱性値を評価した結果、押し込み荷重条件によらずほぼ一定となり、適切に TBC の界面破壊靱性値を評価できることがわかった。

今後、実機 GT に施された TBC の損傷管理へ役立てられるよう押し込み試験に基づいた本評価法の信頼性を改善していく。

参 考 文 献

- 1) See JIS H 8402.
- 2) E. H. Jordan, M. Gell, D. M. Pease, L. Shaw, D. R. Clarke, V. Gupta, B. Barber and K. Vaidyanathan, "Bond strength and stress measurement in thermal barrier coatings", Proceedings of International Gas Turbine & Aeroengine Congress & Exhibition (97-GT-363), (1997).
- 3) H. C. Cao and A. G. Evans, "An experimental study of the fracture resistance of biomaterial interfaces", Mechanics of Materials, Vol.7, pp.295-304 (1989).
- 4) Y. Yamazaki, A. Schmidt and A. Scholz, "The determination of the delamination resistance in thermal barrier coating system by four-point bending tests", Surface & Coatings Technology, Vol.201, pp.744-754 (2006).
- 5) M. Arai, Y. Okajima and K. Kishimoto, "Mixed-mode interfacial fracture toughness for thermal barrier coating", Engineering Fracture Mechanics, Vol.74, pp.2055-2069 (2007).
- 6) M. Arai and K. Kishimoto, "Influence of high-temperature exposure on interfacial fracture toughness of thermal barrier coating", Journal of Solid Mechanics and Materials Engineering, Vol.1, No.8, pp.1005-1016 (2007).
- 7) PH. Demarecaux, D. Chicot and J. Lesage, "Interface indentation test for the determination of adhesive properties of thermal sprayed coatings", Journal of Materials Science Letters, Vol.15, pp.1377-1380 (1996).
- 8) J. Lesage and D. Chicot, "Role of residual stresses on interface toughness of thermally sprayed coatings", Thin Solid Films, Vol.415, pp.143-150 (2002).
- 9) G. R. Anstis, P. Chantikul, B. R. Lawn and D. B. Marshall, "A critical evaluation of indentation techniques for measuring fracture toughness : I, direct crack measurements", Journal of the American Ceramic Society, Vol.64, No.9, pp.533-543 (1981).
- 10) M. Arai, E. Wada and K. Kishimoto, "Residual stress analysis of ceramic thermal barrier coating based on thermal spray process", Journal of Solid Mechanics and Materials Engineering, Vol.1, No.10, pp.1251-1261 (2007).
- 11) M. Arai, "In-situ SEM observation of deformation and fracture process in plasma sprayed CoNiCrAlY thin film", Journal of Solid Mechanics and Materials Engineering, Vol.2, No.11, pp.1389-1398 (2008).
- 12) J. F. Loeber and G. C. Sih, "Green's function for cracks in non-homogeneous materials", Journal of Applied Mechanics, pp.240-243 (1967).