アルミナ溶射皮膜の強度評価*

(第2報, き裂の干渉判定条件及びき裂形状補正法の提案)

荒 巻 徹^{*1}, 濱 田 繁^{*2}, 野 口 博 司^{*3}
宮 地 真 也^{*4}, 立 川 俊 洋^{*4}
巽 新^{*4}, 茅 本 隆 司^{*4}

Strength Evaluation of Alumina's Spray Coating

(2nd Report, Proposal for Judgments of Crack Interference and Correction Methods of Crack Shape)

Tooru ARAMAKI, Shigeru HAMADA, Hiroshi NOGUCHI^{*5},
Shinya MIYAJI, Toshihiro TACHIKAWA,
Arata TATSUMI and Takashi KAYAMOTO

^{*5} Department of Mechanical Engineering, Kyushu University,
744 Moto-oka, Nishi-ku, Fukuoka-shi, Fukuoka, 819-0395 Japan

Alumina's spray coating is material including a lot of pores (cracks) and cracks interference exists in the alumina's spray coating, therefore the crack's interference leads to decrease the fracture strength. There are some reports to analyze by using the elastic analysis for two or more cracks. Moreover, there are some standards about union condition of the cracks. However in ceramics including alumina, the study of quantifying an internal spread of the crack when interfering and presuming static fracture strength with judgment of the crack interference after the stable crack propagation is hardly known. In this report, after the alumina's spray coating single layer is taken out, Vickers indentation crack is introduced, 4-point bending test is performed and *R*-curve is acquired. As a result, the fracture strength characteristic of the alumina's spray coating single layer is clarified. Then, three judgments of the crack interference with the *R*-curve are proposed. Moreover, correction methods of crack shape when the cracks interfere are proposed. The validities of the proposals are verified with bending tests after two Vickers indentation cracks have been introduced.

Key Words: Spraying, Coating Materials, Stress Intensity Factor, Fracture Toughness, Crack Propagation

1. 結 言

アルミナ溶射皮膜は, 耐食性、電気絶縁性など多くの利点があり, 半導体製造装置における試料台の静電吸着膜やカバー部品の耐プラズマ用保護膜等の用途で使われている。本研究ではアルミナ溶射皮膜のさまざまな特性の中で, 特に破壊強度に着目する。絶縁材料及び腐食防止材料として多用されるアルミナ溶射皮膜は, 機能停止の原因となる溶射皮膜の破壊を防ぐ必要がある。溶射皮膜表面あるいは溶射皮膜内部が破壊の起点となる場合には, 溶射皮膜単体の破壊強度を把握しなければならない。

これまで溶射皮膜における破壊強度に関して, いくつか報告されている^{(1)~(5)}。しかし, 溶射皮膜単体の破壊強度を論じた例は少ない。また, 溶射皮膜の破壊じん性値を議論した報告⁽⁵⁾はあるが, 基材が付いた状態での評価である。

本研究の第1報では, 溶射皮膜に必ず発生し破壊強度に大きく影響する残留応力に着目し, 溶射皮膜の残留応力の推定方法及び制御方法をエネルギー的見地に基づいて提案した。

本報では, 溶射皮膜単体の破壊強度に着目し, 破壊強度に大きく影響すると考えられる溶射皮膜における気孔間の干渉を定量化する方法を提案する。アルミナ溶射皮膜は気孔を多く有する構造のため, 気孔の大きさ及び配置が破壊強度に密接に関係すると考えられる。同じ溶射条件でも気孔の大きさ及び配置にはばらつきが生じ, そのばらつきが破壊強度のばらつきを引き起

* 原稿受付 2008 年 10 月 16 日。

^{*1} 九州大学大学院工学府 (〒819-0395 福岡市西区元岡 744)。

^{*2} 正員, 九州大学大学院工学府機械工学部門。

^{*3} 正員, フェロー, 九州大学大学院工学府機械工学部門。

^{*4} 日本発条(株) (〒236-0004 横浜市金沢区福浦 3-10)。

E-mail: nogu@mech.kyushu-u.ac.jp

こす要因となると考えられる。溶射皮膜中に気孔は多数存在するため、気孔どうしが近くに存在し、破壊前に干渉することが考えられる。このような場合には、気孔からき裂が安定伝ばし、気孔を含むき裂どうしが干渉した後のき裂の形状が破壊強度に大きく影響すると考えられる。複数のき裂の干渉に関しては、弾性解析を用いた報告例がいくつかある^{(6)~(7)}。しかし、アルミナを含むセラミックスにおいて、き裂安定伝ば後のき裂の干渉判定及び干渉する場合のき裂の内部伝ば量を定量化して静的破壊強度を推定した例は、著者らの知る限りではない。き裂の合体条件について「JSME S NA-1 2004 発電用原子力設備規格 維持規格」があるが、上記規格は材料・き裂進展機構に限られており、金属材料に基づいた上記規格を本報のような R 曲線に基づいたき裂伝ば機構を有するセラミック材料にそのまま適用すれば、上記規格における材料とのき裂伝ば量の違いから合体判定は誤ったものになると考えられる。また、上記規格はき裂伝ば後の形状および絶対寸法の違いに触れていないため、絶対寸法の違いによる合体しやすさの違いは判定できない。そこで、き裂の安定伝ばを考慮したき裂の干渉判定条件及び干渉する場合のき裂形状補正法を提案する。そして、気孔より十分大きい2つの人工き裂を導入した試験片の4点曲げ試験により提案手法の妥当性を検証する。

2. き裂の干渉判定条件とき裂形状補正法の提案

2・1 き裂の干渉モデル セラミックス溶射皮膜の破壊じん性値は溶融粒子間の結合率に依存する⁽⁹⁾ことが知られている。粒子間の結合率は未結合部である気孔の存在割合で評価できると考えられる。ところで、気孔からき裂は安定伝ばして、不安定破壊に至る

と考えられる。負荷応力方向に対する気孔の切欠き半径が小さいほど応力集中係数は高くなり、き裂伝ば開始は早くなる。切欠き半径が無限小になる時、すなわち、気孔をき裂とみなせる時が最もき裂伝ば開始が早くなる。そこで本研究では安全設計の観点から、負荷応力方向に垂直な溶射皮膜断面画像から得られる気孔を全てき裂とみなし、以降気孔をき裂と呼ぶこととする。き裂の存在割合が多くなれば、き裂による負荷断面積の減少による実応力の増加が生じるが、負荷断面積に対して2~8%の面積(アルキメデス法での実測値)のき裂では、実応力の増加はそれほど大きくはない。それよりも破壊に影響を及ぼすのは、き裂の存在割合が増えることにより大きなき裂が存在する確率が高くなり、最大の応力拡大係数が大きくなることだと考えられる。また、き裂の存在割合が増えることにより、き裂どうしが干渉し、試料中最大の応力拡大係数が大きくなる確率も増えると考えられる。

図1に、負荷応力方向に対して垂直な溶射皮膜断面の電子顕微鏡写真を示す。図に示すように多数のき裂が既に存在し、き裂どうしが接近した状態で存在している。ここで、き裂の安定伝ばを考慮したき裂の干渉判定条件及びき裂形状補正法があれば、図1に示すような複雑な配置の自然き裂においても干渉判定及びき裂形状補正を自動化できる。そこで本報ではまず、き裂の安定伝ばを考慮したき裂の干渉判定条件を検討する。自然き裂においては無数に干渉の程度があるため、干渉のパターンを数パターンに分け、それぞれのパターンで簡易に精度良く安全側で応力拡大係数を算出できる方法の提案を目標とする。

干渉判定条件を考察するにあたり、以下の項目について検討する。

(1) 相似な試験片における干渉程度の違い

弾性解析において、2つのき裂の大きさ及びき裂間距離が比例する場合のき裂の干渉の程度を応力拡大係数で議論しても違いは見られない。しかし、破壊現象における安定き裂伝ば過程を考慮すると、違いが見られる。簡単のために、半円き裂の直径部が表面に接する場合の表面き裂の模式図で議論を進める。以降、表面き裂の模式図は全て半円き裂とする。

図2に、2つの表面き裂の大きさ及びき裂間距離が比例する場合の模式図を示す。基準となる2つのき裂寸法を a , b , き裂間寸法を l , 比例定数を k (>1), 小き裂の安定き裂伝ば長さを Δc_1 , 大きき裂の安定き裂伝ば長さを Δc_0 とする。絶対寸法の大きいき裂ではき裂の合体は起きない(図2(b))が、絶対寸法の小さいき裂はき裂の合体が生じる(図2(a))。き裂干渉の中で

Fig. 1 Cross section of alumina's spray coating

Fig. 2 Difference of interference before brittle fracture

Fig. 3 Crack shape after stable crack propagation before brittle fracture

Fig. 4 Relation of two cracks before brittle fracture

も特に応力拡大係数が大きくなるき裂の合体に対する干渉判定条件は次式となる。

$$\text{If } l < \Delta c_0 + \Delta c_1, \text{ two cracks coalesce.} \quad (1)$$

(2) き裂間距離の干渉限界

小さいき裂の大きさが近傍の大きいき裂に比べ、無視できるほど小さい場合には干渉は無視できる。野田らは、2つの大きさの異なる半円き裂の干渉において、2つのき裂の間に小さいき裂が入る余裕があれば、ほとんど干渉は無視できることを指摘⁷⁾している。このことから、き裂の干渉判定条件を以下のように得ることができる。

図3にき裂安定伝ば後、不安定破壊直前の2つの表面き裂の模式図を示す。2つのき裂が干渉して、単一

Fig. 5 Schematic diagram of R-curve

Fig. 6 Approximate R-curve

でき裂が存在する場合より応力拡大係数が大きくなるき裂の干渉判定条件は次式となる。

$$\text{If } f < d, \text{ two cracks interfere.} \quad (2)$$

以上の干渉判定条件から、干渉パターンは次のように3パターンに分けられる。図4に不安定破壊直前の2つの表面き裂の関係図を示す。図中のき裂伝ば長さは、大きいき裂、小さいき裂ともに干渉を受けておらず、単一に存在する時のき裂伝ば長さを表している。図4(b)のように a' , b' , l' を新たに定義すると、式(1)及び式(2)より、以下のように整理できる。

(i) 干渉しない条件は、

$$\text{If } l' > a', \text{ two cracks don't interfere.} \quad (3)$$

(ii) 合体はしないが干渉する条件は、

$$\text{If } 0 < l' < a', \text{ two cracks interfere.} \quad (4)$$

(iii) 合体する条件は、

$$\text{If } l' < 0, \text{ two cracks coalesce.} \quad (5)$$

2・2 安定き裂伝ば長さと干渉判定条件 式(3)

～式(5)の干渉判定条件を使用するためには、安定き裂伝ば長さ Δc_0 及び Δc_1 を求めなければならない。そこ

で、本節では R 曲線を用いて Δc_0 及び Δc_1 を求める方法を示す。

図5にき裂伝ば抵抗 K_R —き裂伝ば長さ Δc の関係を表した R 曲線の模式図を示す。き裂伝ば開始時の応力拡大係数 K_C から不安定破壊時の応力拡大係数 K_C^∞ に至るまで、き裂が長さ Δc_0 だけ安定伝ばすることを示している。 Δc_0 は、 R 曲線を取得することで求めることができる。

次に Δc_1 の算出方法を述べる。図4における不安定破壊前の小き裂の応力拡大係数を $K_C^{\infty_1}$ とする。ここで、図4のそれぞれのき裂が互いに干渉を受けていないと仮定する。

K_C^∞ は、2つのき裂に作用する不安定破壊時の応力を σ_C 、形状係数を F とすると、次式で表す。

$$K_C^\infty = \sigma_C F \sqrt{\pi \left(\frac{b}{2} + \Delta c_0 \right)} \quad (6)$$

$K_C^{\infty_1}$ は、次式で表される。

$$K_C^{\infty_1} = \sigma_C F \sqrt{\pi \left(\frac{a}{2} + \Delta c_1 \right)} \quad (7)$$

式(6)、式(7)より σ_C 、 F を消去すると、

$$\frac{K_C^{\infty_1}}{K_C^\infty} = \sqrt{\frac{a + 2\Delta c_1}{b + 2\Delta c_0}} \quad (8)$$

となる。

R 曲線における Δc_0 までの K_R と Δc の関数を $f(\Delta c)$ として、両者の関係を次式のように定義する。

$$K_R = f(\Delta c) \quad (9)$$

式(9)において $\Delta c = \Delta c_1$ とおけば $K_C^{\infty_1}$ が Δc_1 で表現でき、式(8)と連立させれば、 Δc_1 が算出可能である。

図6に本報で用いる近似した R 曲線を破線で示す。き裂伝ば長さが0より大きくなる時点の応力拡大係数を K_C 、 K_R の上昇がなくなる時点の応力拡大係数を K_C^∞ として、 K_C と K_C^∞ を直線で結んだものを近似した R 曲線としている。上記のように近似するのは、以下の理由のためである。図6の $K_C^{\infty_1}$ において、近似した R 曲線におけるき裂伝ば長さは、本来の R 曲線におけるき裂伝ば長さより長くなる。近似した R 曲線を用いてき裂形状を推定すれば、破壊強度を本来より低く見積もることになる。つまり、本報のような上に凸型のき裂伝ば抵抗上昇曲線（後述）であれば、近似した R 曲線を用いることで安全側に破壊強度を推定することにつながる。強度設計では安全側の強度が必要であり、上述の近似が有効であると考えられる。また、式(9)の関数を厳密に求めるための実験を詳細に行うことより

も、上記の近似で簡易に強度推定するほうが工学的に有用と考えられる。

図6の近似した R 曲線から次式が得られる。

$$(K_C^{\infty_1} - K_C) / \Delta c_1 = (K_C^\infty - K_C) / \Delta c_0 \quad (10)$$

式(8)、式(10)から、 $K_C^{\infty_1}$ を消去して整理すると、 A_1 、 B_1 、 C_1 を係数として、次のように表せる。

$$A_1 \Delta c_1^2 + B_1 \Delta c_1 + C_1 = 0 \quad (11)$$

ここで、 A_1 、 B_1 、 C_1 は以下である。

$$A_1 = (1 - K_C / K_C^\infty)^2 / \Delta c_0^2$$

$$B_1 = 2(1 - K_C / K_C^\infty)(K_C / K_C^\infty) / \Delta c_0 - 2 / (b + 2\Delta c_0)$$

$$C_1 = (K_C / K_C^\infty)^2 - a / (b + 2\Delta c_0)$$

a 、 b 、 K_C 、 K_C^∞ 、 Δc_0 の値を求めておけば、式(11)より、 Δc_1 が算出できる。

2.3 干渉する場合のき裂形状補正法の提案

式(3)～式(5)より干渉パターンは判断できるが、き裂の干渉後の形状については不明である。き裂の伸び方は材料によって変わり、き裂の干渉後のき裂形状は材料によって様々であることが容易に推測される。そこで、本報では R 曲線を用いて、き裂の干渉後のき裂形状を統一的に求める手法を提案する。

図7に、式(4)の場合のき裂安定伝ば後、不安定破壊直前の2つの表面き裂の模式図を示す。野田ら知見⁽⁷⁾によれば、大きさの異なる2つの表面に接する半円き裂(小さいき裂の表面き裂長さは大きいき裂の表面き裂長さの半分)でき裂間距離が小さいき裂の表面き裂長さと同様な場合に、大きいき裂のき裂端でき裂が近づく方向の応力拡大係数と小さいき裂の上記とは逆端

Fig. 7 Crack propagation at Eq.(4)

の応力拡大係数の差は1%程度である。干渉を受ける前(式(3)の範囲内)は、上記知見より個々のき裂の両端部の応力拡大係数に差異は生じないと仮定することで、個々のき裂が表面き裂の中心点に対称的に伝ばしていくと考えられる(図7(a))。干渉を受け始めてから(式(4)の範囲内)は、野田らの知見⁽⁷⁾にもあるように、個々のき裂が近づく方向の応力拡大係数が増加していく。上記野田らの知見より、干渉後のき裂伝ばにより、き裂が近づく方向の応力拡大係数の増加量がそれとは逆方向の応力拡大係数の増加量に対して高次関数的に大きくなり、き裂が近づく方向のき裂伝ば長さとしてそれとは逆方向のき裂伝ば長さの差も徐々に大きくなる。上記考察とシミュレーションへの応用のしやすさの観点から、干渉後はき裂が近づく方向のき裂伝ば長さに対してそれとは逆方向のき裂伝ば長さを便宜上無視することとする。無視したき裂伝ば長さの影響を明らかにする研究は今後の課題である。そのため安定き裂伝ばの範囲内において、干渉を受け始めてからはき裂伝ばの対称性が崩れ、図7(b)のようにき裂が近づく方向のみに選択的にき裂が伝ばしていくとした。ここで、小き裂及び大き裂のそれぞれのき裂端からの安定き裂伝ば長さは、図4のように Δc_1 、 Δc_0 とすれば、それぞれの初期き裂からの安定き裂伝ば長さは両側合わせて $2\Delta c_1$ 、 $2\Delta c_0$ となる。干渉を受ける場合には、き裂伝ばとともに、き裂が近づく方向の応力拡大係数が高次関数的に増加する。そのため、き裂干渉を受ける場合の不安定破壊時における2つの初期き裂両端から伝ばした各き裂伝ば長さの総和は、き裂干渉を受けない場合の不安定破壊時における初期き裂両端から伝ばした各き裂伝ば長さの総和 $2\Delta c_1$ 、 $2\Delta c_0$ に対して小さい値となることが推定される。しかし本報では工業的有用性と安全設計の観点から、干渉する場合の2つの各き裂伝ば長さの総和を干渉しない場合の各き裂伝ば長さの総和 $2\Delta c_1$ 、 $2\Delta c_0$ と同じと仮定し、実際のき裂伝ば長さの総和より長く見積もることとした。上記の仮定より次式が導かれる。

$$2\Delta c_1 = 2\Delta c_1' + \Delta c_1'' \quad (12)$$

$$2\Delta c_0 = 2\Delta c_0' + \Delta c_0'' \quad (13)$$

図8に、式(5)の場合のき裂安定伝ば後、不安定破壊直前の2つの表面き裂の模式図を示す。き裂伝ば前に干渉を受けていなければ(式(3)の範囲内)図7(a)と

Fig. 8 Crack propagation at Eq.(5)

Fig. 9 Crack shape just after coalescence of two cracks

同様のき裂伝ばと考えられる(図8(a))。干渉を受け始めれば(式(4)の範囲内)、図7(b)と同様のき裂伝ばと考えられる。合体開始点からは、図8(c)のき裂断面模式図である図9も用いて説明する。合体する前と比較して合体した直後は、表面部の応力拡大係数 K_{IS} と内部の最大応力拡大係数 K_{ID} に大きな違いが生じ、その違いに応じて選択的にき裂は進展すると考えられる。図9の点線のように表面部の応力拡大係数 K_{IS} と内部の最大応力拡大係数 K_{ID} が同等となる部分まで、斜線部を安定的にき裂は伝ばしていくと考えられる。そこで本報における安全設計の立場から、合体開始点において1つになったき裂を、図9の点線のように2つのき裂を包括し、 K_{IS} と K_{ID} が同等となる半だ円とする。合体後は図8(c)のように、図9で設定した半だ円を中心として対称的にき裂は伝ばしていくと考えられる。

式(12)および式(13)の場合と同様に、工業的有用性と安全設計の観点から、合体する場合の2つのき裂両端から伝ばする各き裂伝ば長さの総和を干渉しない場合の各き裂伝ば長さの総和 $2\Delta c_1$ 、 $2\Delta c_0$ と同じと仮定すると、図8(c)より、下記関係式が得られる。

$$2\Delta c_0 + 2\Delta c_1 = 2\Delta c_0' + 2\Delta c_1' + 2\Delta c_0'' + \Delta c_0''' + \Delta c_1''' \quad (14)$$

式(14)および図8の $\Delta c_0' + \Delta c_1' + \Delta c_0'' + \Delta c_1''$ で表されるき裂間距離が小さくなれば、式(14)の $2\Delta c_0'''$ は大きくなる。き裂間距離が0、 $\Delta c_0 = \Delta c_1$ の場合に $\Delta c_0'''$ が最大値 $2\Delta c_0$ となる。本来 $\Delta c_0'''$ はR曲線の特性上 Δc_0 に対し、合体後の形状が極端に変わり、応力拡大係数の関数形が大きく変わらない限り大きな変化はないと考えられる。上記を加味し $\Delta c_0'''$ は最大でも Δc_0 と仮定すると、式(14)で算出される $\Delta c_0'''$ の最大値 $2\Delta c_0$ は Δc_0 だけ大きな値となる。しかし、本来 Δc_0 は初期き裂長さに対して小さく、合体してさらにき裂長さが長くなったものに対して Δc_0 はさらに小さくなる。また、き裂長さの平方に比例する応力拡大係数に対する Δc_0 増加の影響は小さいと考えられる。上記考察から、自然き裂のシミュレーション等でプログラムを簡素化できる工学的有用性を優先し、安全設計の観点からも式(14)による上記 $\Delta c_0'''$ の過大評価を許容することとした。

材料ごとのR曲線を取得しておけば、上述の手法からき裂干渉後のき裂形状が推定できる。

3. き裂干渉判定条件とき裂形状補正法の妥当性

本章では、第2章で提案したき裂干渉判定条件及び干渉する場合のき裂形状補正法の妥当性を、強度試験で検証する。

3・1 R曲線の取得 4点曲げ試験に用いるアルミナ溶射皮膜の試験片形状及び試験方法を図10に示す。本報で用いる試験片は、プラズマ溶射機(第1報⁸⁾参照)にてチタン基材にアルミナ溶射(溶射粒平均径: 約 $18\mu\text{m}$)した後、アルミナ溶射皮膜単体のみ取り出したものである。取り出し方法を下記に示す。溶射皮膜との密着性を弱める目的でチタン基材を表面研磨後、研磨面に溶射し、その後機械的に剥離させた。溶射出力は 64kW 、溶射距離は 100mm で行った。き裂観測面は、エメリー紙で仕上げた。

R曲線を求めるために鈴木らの方法⁹⁾を用いた。以下に手順を示す。まずビッカース圧子による初期き裂を導入する。その後4点曲げ試験の試験荷重を増加・停止後、き裂の長さを光学顕微鏡にて測定し、応力拡大係数を算出する。クロスヘッド速度は、 0.1mm/min で行った。本報では初期き裂にビッカース圧こん予き裂を用いる。しかし、圧こん予き裂周りに残留応力が発生するため、正確な負荷荷重による応力拡大係数が評

価できない。そこで真の応力拡大係数を K_I 、き裂長さ測定による見かけ上の負荷応力拡大係数を K_{II} 、圧こん予き裂周りの残留応力に基づく応力拡大係数を K_{RV} とすると、真の応力拡大係数 K_I は次式で表される。

$$K_I = K_{II} + K_{RV} \quad (15)$$

圧こん予き裂は、曲げ負荷に伴い伝ばする。図11にき裂形状の模式図を示す。鈴木らと同様にき裂の形状を表面に接する半だ円き裂と仮定し、アスペクト比 a/c は次式の関係に従うとした。

$$a/c = 1 - a/t \quad (16)$$

曲げ応力による負荷応力拡大係数 K_{II} の算出に関しては、J.C.Newmanら⁽¹⁰⁾の方法により求めた。表面観察を基にしているため、表面き裂のき裂伝ば方向の応力拡大係数を K_{II} として算出する。

測定した K_{II} と表面き裂半長 c の関係を図12に示す。図12は、圧こん押し込み荷重 $P=98\text{N}$ と $P=196\text{N}$ で行った結果である。

K_{RV} に関しては、一般的に利用される下記関係式⁽¹¹⁾を用いた。

$$K_{RV} = \chi_r \cdot P/c^{3/2} \quad (17)$$

ここで、 χ_r は定数である。式(15)と式(17)を連立させ整理すると、次式となる。

$$K_{II} = -\chi_r \cdot P/c^{3/2} + K_I \quad (18)$$

$P/c^{3/2}$ を横軸にとりて K_{II} を整理したグラフを図13に示す。図13は、圧こん押し込み荷重 $P=98\text{N}$ と $P=196\text{N}$

Fig. 10 Specimen and 4 point bending test configuration (unit: mm)

Fig. 11 Schematic diagram of indentation crack

Fig. 12 Relation between K_{II} and c Fig. 13 Relation between K_{II} and $P/c^{3/2}$ Fig. 14 Relation between K_I and Δc

で行っており、文献(9)のアルミナ焼結体と同様の R 曲線特性を示しているため、 K_c^∞ 及び α_r 算出に文献(9)の手法を用いる。図 13 中に示した直線は、き裂伝ば長さが 0.033mm 以上での K_{II} を最小 2 乗近似したもので

Fig. 15 Relation between K_{II} and Δc (Vickers load 98N)

あり、実験点と良い相関がある。そのためき裂伝ば長さが 0.033mm 以上は R 曲線挙動を含まず、式(18)の關係に従っていると考えられる。よって、 Δc_0 は 0.033mm 、 K_c^∞ は $1.34\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ 、 α_r は 0.0192 となった。

求めた α_r を基に、式(15)により求めた真の R 曲線を図 14 に示す。図 6 と同様に近似した R 曲線を同時に図 14 に示している。 K_c は $1.02\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ と求めることができる。

3・2 干渉判定条件の妥当性 式(3)～式(5)の条件を満たす 3 パターンの試験片をビッカース圧こん予き裂を用いて人工的に作成する。上記試験片の破壊強度推定を第 2 章の手法で行い、4 点曲げ試験による破壊強度実測値と比較する。2 つの人工き裂は圧こん押し込み荷重 $P=98\text{N}$ で作成し、4 点曲げ試験のクロスヘッド速度は、 0.2mm/min で行った。式(3)～式(5)の条件を満たす試験片を、それぞれ試験片 B、試験片 C、試験片 D とする。圧こん予き裂を用いる本報では、図 12 より読み取れる安定き裂伝ば長さを Δc_0 として、式(3)～式(5)を満たす試験片を作成する必要がある。

図 12 の横軸を Δc に変換した結果と、図 6 と同様に近似した R 曲線を図 15 に示す。図 15 より、破壊直前までのき裂伝ば長さ Δc_0 は 0.17mm 、 K_c は $0.40\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ 、 K_c^∞ は $1.18\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ となる。試験片 B、試験片 C、試験片 D において、初期き裂形状、 Δc_0 及び、式(10)より求めた Δc_1 を含め、2 つのき裂の位置関係を図 16 に示す。式(17)より、図 16(a)の右側のき裂の残留応力による左側き裂進展後の右端点における応力拡大係数は $0.03\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ となり、 $K_c^\infty=1.18\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ に対して、2.5% 程度の値である。厳密には、個々のき裂の残留応力は双方のき裂の応力拡大係数に影響があり、単一のき裂

伝ばに基づいた図 15 の R 曲線をそのまま適用はできないが、実用上図 15 を適用した。また、式 (17) より、図 16(b) の右側のき裂の残留応力による左側き裂進展後の右端点における応力拡大係数は $0.08 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ となり、 $K_{\text{c}}^{\infty}=1.18 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ に対して、7%程度の値である。厳密には、個々のき裂の残留応力は双方のき裂の応力拡大係数に影響があり、単一のき裂伝ばに基づいた図 15 の R 曲線をそのまま適用はできないが、実用上図 15 を適用した。試験片 D の個々のき裂間は、双方のき裂の残留応力が影響しあうため、き裂が合体するまでは双方のき裂の残留応力の影響で図 15 の R 曲線を用いた場合より、き裂伝ばが早くなると考えられる。図 16 の右側ハッチングのき裂の左側ハッチングのき裂の右端点における残留応力による応力拡大係数は $0.30 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ となり、 $K_{\text{c}}^{\infty}=1.18 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ に対して、25%程度の値となる。そのためき裂間では個々のき裂が互いのき裂に及ぼす残留応力の影響が無視できない。しかし、左側ハッチングのき裂の左端点における残留応力による応力拡大係数は $0.08 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ となり、 $K_{\text{c}}^{\infty}=1.18 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ に対して、7%程度の値となる。そのため合体後のき裂伝ばに関しては、個々のき裂が双方に及

ぼす残留応力の影響は実用上ないとみなせる。き裂間の合体は実際早くなると考えられるが、き裂伝ばの初期のみの現象であるため、図 15 の R 曲線を実用上用いた。式(3)~式(5)のいずれに属するかを判定するための閾値である a' と l' の値を表 1 に示す。式(3)~式(5)と表 1 から分かるように、試験片 B は式(3)に、試験片 C は式(4)に、試験片 D は式(5)に属する。

自然き裂におけるき裂の干渉を考える際には、圧こん予き裂周りの残留応力によるき裂伝ば方向のき裂伝ば抵抗上昇分は考慮する必要はないので、図 14 を用いれば良い。

図 16 を基に破壊強度の推定をする。

(1) 試験片 B の破壊強度推定

試験片 B の破壊強度は干渉を考える必要はないため、試験片中の 2 き裂の内大きい 1 き裂のき裂伝ば後の形状から推定した破壊強度と同程度と考えられる。図 16(a) の形状を基に J.C.Newman ら⁽¹⁰⁾の方法により K_{c}^{∞} ($=1.18 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$) と同じ応力拡大係数になる応力を求めると、77.8MPa となった (試験片 B の破壊強度推定値)。

(2) 試験片 C の破壊強度推定

試験片 C の破壊強度に関しては、まず 2・3 節の手法を用いてき裂伝ば後の形状を推定する。式(12)及び式(13)と図 16(b)より不安定破壊前のき裂形状を推定した結果を図 17 に示す。これらのき裂寸法及びき裂配置

Fig. 16 Crack position of specimens (unit: mm)

Table 1 Relation between l' and a'

Specimen	B	C	D
l' (mm)	1.137	0.501	-0.210
a' (mm)	0.623	0.653	0.666
Relation between l' and a'	$l' > a'$	$0 < l' < a'$	$l' < 0$

(l' and a' are shown at Fig.4.)

Fig. 17 Cracks shape of specimen C before brittle fracture (unit: mm)

における応力拡大係数を評価するには有限要素法が適当と考える。き裂近接部分の応力拡大係数が干渉して大きくなる⁷⁾ことを考え、不安定破壊の起点を図17中のC'点及びC''点に着目して解析する。メッシュ分割図及び境界条件を図18に示す。ヤング率はビッカース圧痕を打ち込んでいない試験片における4点曲げ試験の荷重変位曲線から求めた35GPaを用いた。またポアソン比は0.2とした。き裂面は対称面どうし接触させない状態で、曲げ荷重を与えることにより、き裂先端近傍の応力分布を有限要素解析により求めた。求めた応力分布を用いて応力法により応力拡大係数を求めた。C'点の応力拡大係数が $1.18\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ 、C''点の応力拡大

Fig. 18 FEM Analysis model (Specimen C) (unit:mm)

大係数が $1.17\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ となった時(C'点の応力拡大係数 $=K_{C'}^{\infty}$)、最大引張応力が 67.0MPa となった(Cの破壊強度推定値)。

(3) 試験片Dの破壊強度推定

試験片Dの破壊強度に関して、まず2・3節の手法を用いてき裂伝ば後の形状を推定する。推定結果を図19に示す。き裂伝ば後の表面き裂長さは図16(c)と式(14)から求め、それを基にき裂深さはJ.C.Newmanら⁽¹⁰⁾の方法により表面き裂先端部の応力拡大係数とき裂最深部の応力拡大係数が一致するところのき裂深さとした。図19を基に $K_{C'}^{\infty}(=1.18\text{MPa}\sqrt{\text{m}})$ と同じ応力拡大係数になる応力を求めると、 58.5MPa となった(試験片Dの破壊強度推定値)。

それぞれの試験片において、き裂の形状補正法を用いて推定した破壊強度、最大き裂のみで推定した破壊強度、及び曲げ試験で確認した破壊強度を図20にそれぞれ□△●で示す。△で示した最大き裂のみで推定し

Fig. 19 Cracks shape of specimen D just before brittle fracture (unit: mm)

Fig. 20 Comparison between predicted result and experimental result

た破壊強度に比べ、□で示したき裂の形状補正法を用いて推定した破壊強度は●で示した実験値と良い相関があるのが分かる。この結果から、本報で提案したき裂の干渉判定条件と干渉する場合のき裂形状補正法が妥当であると考えられる。

以上の議論から、正確な破壊強度を推定するためには、最大き裂のみに注目するのではなく、個々のき裂の干渉及び合体後の内部伝ばを考慮する必要があると言える。本報で示したき裂干渉判定条件及びき裂形状補正法を用いれば、実際の溶射皮膜に必ず存在する複数のき裂の破壊強度への影響を簡易に精度良く見積もることが可能になり、工学的に有用な結果が得られることが期待される。また本報では示していないが、破壊じん性値のばらつきの把握⁽¹²⁾も溶射皮膜の強度推定に重要になってくると考えられる。本報の手法と破壊じん性値のばらつきを考慮した自然き裂のみの溶射皮膜の破壊強度の研究は次報にて報告予定である。

4. 結 言

基材を除去したアルミナ溶射皮膜単体の試験片を用いてアルミナ溶射皮膜の静的破壊強度を検討した結果、以下の結論を得た。

- (1) アルミナ溶射皮膜の R 曲線を取得し、不安定破壊に至るまでの安定き裂伝ば長さ、き裂伝ば開始時の応力拡大係数、及び不安定破壊時の応力拡大係数を明らかにした。
- (2) 破壊力学的なき裂の干渉効果を簡易に判断可能なき裂の干渉判定条件となる式(3)～式(5)を提案した。また、き裂干渉後のき裂形状の簡易補正法を提案した。提案の妥当性を破壊強度測定結果から示し、き裂干渉後のき裂形状の推定が破壊強度推定に必須であることを示した。

本研究における溶射皮膜の観察には、九州大学中央分析センターの走査型電子顕微鏡(SEM, 島津 SS-550)を利用した。終わりに、本実験の試験片作成等ご尽力頂いた日本発条株式会社の金田教良氏、花待年彦氏、石坂遼二氏に感謝の意を表する。

文 献

- (1) Hoshide, T., Mochizuki, M. and Inoue, T., Fracture Behavior of Ceramic Coating Produced by Detonation Method under Biaxial Stresses, *Journal of The Society of Materials Science Japan*, Vol.39, No.439 (1990), pp. 51–56.
- (2) Itoh, Y., Andoh, H. and Shindoh, T., Effect of Residual Stress on Strength of as Sprayed Coatings, *Journal of The Society of Materials Science Japan*, Vol.49, No.3(2000), pp.310–315.
- (3) Kaneko, K., Ohmori, A. and Hiraishi, T., Study on Fracture Strength of WC-12Co Thermal Sprayed Coating under Mixed Loading Mode I & III in Crack Surface Displacement, *Transactions of The Japan Society of Mechanical Engineers*, Vol.70, No.695 (2004), pp.26–33.
- (4) Jono, M., Sugeta, A. and Takenaka, H., Fracture Strength of Aluminum Oxide Ceramic Thin Coating Films, *Journal of The Society of Materials Science Japan*, Vol.38, No.429 (1989), pp.70–76.
- (5) Sonoya, K., Li, C. and Wang, W., Fracture Toughness of Plasma Sprayed YSZ coatings, *Transaction of the Japan Welding Society*, Vol.24, No.1 (2006), pp.65–69.
- (6) Kawabata, T., Konda, N. and Hagiwara, Y., Stress Intensity Factors of Two Close Surface Cracks and Their Interaction Criterion, *Transactions of The Japan Society of Mechanical Engineers*, Vol.72, No.721(2006), pp.26–33.
- (7) Noda, N., Kobayashi, K. and Oohashi, T., Analysis of Variation of Stress Intensity Factor along Crack Front of Interacting Semi-Elliptical Surface Cracks, *Transactions of The Japan Society of Mechanical Engineers*, Vol.64, No.620(1998), pp.41–46.
- (8) Aramaki, T., Aono, Y., Noguchi, H., Miyaji, S., Tachikawa, T., Chen, X. and Kayamoto, T., Strength Evaluation of Alumina's Spray Coating (1st Report, Proposal for the Control Method of Residual Stresses), *Transactions of The Japan Society of Mechanical Engineers*, Vol.74, No.741(2008), pp.5–14.
- (9) Suzuki, K., Tanaka, K., Sakaida, Y. and Yamagishi, H., R-curve Behavior for Stable Crack Growth from Indentation Cracks in Alumina, *Journal of The Society of Materials Science Japan*, Vol.44, No.504 (1995), pp.1133–1137.
- (10) Newman, J.C., Jr. and Raju, I.S., An empirical Stress-Intensity Factor Equation for the Surface Crack, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol.15, No.1-2 (1981), pp.185–192.
- (11) Nishida, T. and Yasuda, E., *Dynamic Characteristic Evaluation of Ceramics* (in Japanese), (1986), pp.80–84, Nikkan Kogyo Shinbun Ltd.
- (12) Noguchi, H., Mori, K., Fukushima, K. and Tamai, F., Model for Fracture of Ceramics and Evaluation Method for Fracture Strength Based on Its Model, *Transactions of The Japan Society of Mechanical Engineers*, Vol.62, No.597(1996), pp.42–47.