

せん断法による皮膜はく離強度評価法の開発

加藤 昌彦*

Development of Evaluation Method of Coating Delamination Strength by Shear Method

Masahiko KATO

ABSTRACT

To develop simple and precise evaluation method for delamination strength of coatings, finite element method was applied. The finite element analysis showed that shear force loading using a punch with eaves to restrict coating deformation, was able to restrict interfacial crack opening. Energy release rate was evaluated by VCCM method. Increment of mode II component of the energy release was obtained by the punch with eaves, and obtained energy release rates showed good agreement with the theoretical analyzed ones. Shear test was carried out by a newly fabricated machine. The result showed that interfacial delamination occurred by introducing interfacial pre-crack. The interfacial fracture toughness of WC-Co coatings was around 150J/m^2 regardless of coating length.

キーワード：皮膜，せん断はく離強度，破壊靱性値，溶射

Keywords: Coating, Shear Delamination Strength, Fracture Toughness, Spraying

1. 緒言

□自動車エンジンでは燃費の向上， CO_2 排出削減が重要な課題となっている。そのためには車体の軽量化が有効であるのでアルミニウム合金が多く用いられるようになってきている。自動車を構成する部品の中で重量割合が大きなエンジンへもアルミニウム合金の使用がすすんでいる[1]。しかし，アルミニウム合金は軟質であるので，ピストンがしゅう動するシリンダーをアルミニウム合金のまま使用すると，硬質なピストンリングにより摩耗が進行するので，シリンダーには鉄のスリーブが設けられている。しかし，鉄のスリーブは1mm以上と厚いので，重量増加の原因になる。さらに，ピストン間隔を縮めることの障害となるので，エンジンが大型化して重量増に結びつく。そのため，鉄を溶射により200～300 μm の厚さに抑え軽量化をはかる溶射エンジンの開発が進んでいる[2]。溶射とは，熔融状態の金属，セラミックスを吹き付けて表面をコーティングする技術であり，耐熱性，耐摩耗性を

改善させる手段として広く用いられる[3]。しかし，溶射は異材を吹き付ける方法であるので，界面での応力が生じ，はく離が問題となる。

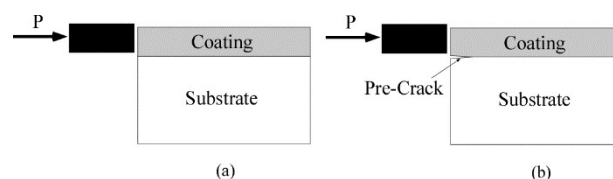


図1 一般的なせん断試験法。(a)予き裂あり，(b)予き裂なし

Fig.1 Conventional shear test method. (a)without pre-crack (b)with pre-crack.

これら皮膜のはく離はせん断荷重により生じる。せん断はく離強度評価法は多くあるが，この用途に適用可能なはく離強度評価法はないようである[4-8]。一般的な評価法は図1(a)に示す方法である。この方法

で試験して得られた破面を図 2 (a)に示す. 界面強度が高い皮膜の場合, 界面ではく離しない場合がある. 図 1 (b)のように, 界面に予き裂を導入すると, 図 2 (b)のように, 界面ではく離する. しかしながら, 押し込みによりき裂は開口してゆき, せん断はく離強度が得ることが難しくなる.

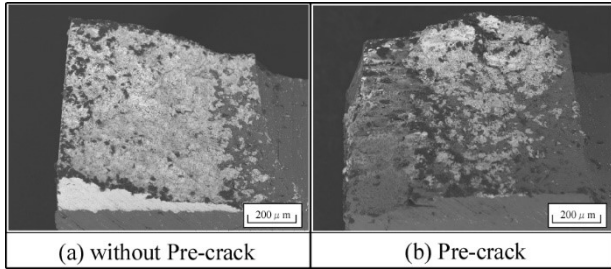


図 2 一般的なせん断試験法によるはく離の様子. (a) 予き裂あり, (b)予き裂なし

Fig.2 Delamination surface by conventional shear test method. (a)without pre-crack (b)with pre-crack.

そこで本研究では, 溶射エンジン用皮膜のはく離強度評価に適用可能なせん断押し込みによる皮膜はく離強度評価法を新たに提案するため, 解析および実験を行った.

2. 有限要素解析

2. 1 □解析モデル

はく離強度評価法提案のため, 3次元弾塑性有限要素解析(FEM, MARC2016 エムエスシーソフトウェア(株)製)を行った. 解析に用いたモデルを図 3(a)および(b)に示す. モデルは節点数 20636, 要素数 17728 の六面体 8 要素で作製した. 皮膜は WC-Co とし, ヤング率はナノインデンタを用いて測定した 750GPa とした. 基材は鋳造用アルミニウム合金 (ADC11) とし, 塑性域を直線硬化材で近似した. ヤング率, 塑性係数および降伏応力は, 文献値より, それぞれ 71GPa, 4.57GPa, 150MPa とした. 皮膜と基材界面には長さ a のき裂を導入した. パンチは超硬合金(ヤング率 570GPa)とした. 幅 $b=1\text{mm}$ とし, 長さ $l=2\text{mm}$, 膜厚 $B_1=115\mu\text{m}$, 基材厚さ $B_2=2\text{mm}$ とした. パンチは六面体のパンチ A および, 皮膜上面に接するように延長したパンチ B の 2 種類とし, それらを左側から変位制御で押し込んだ.

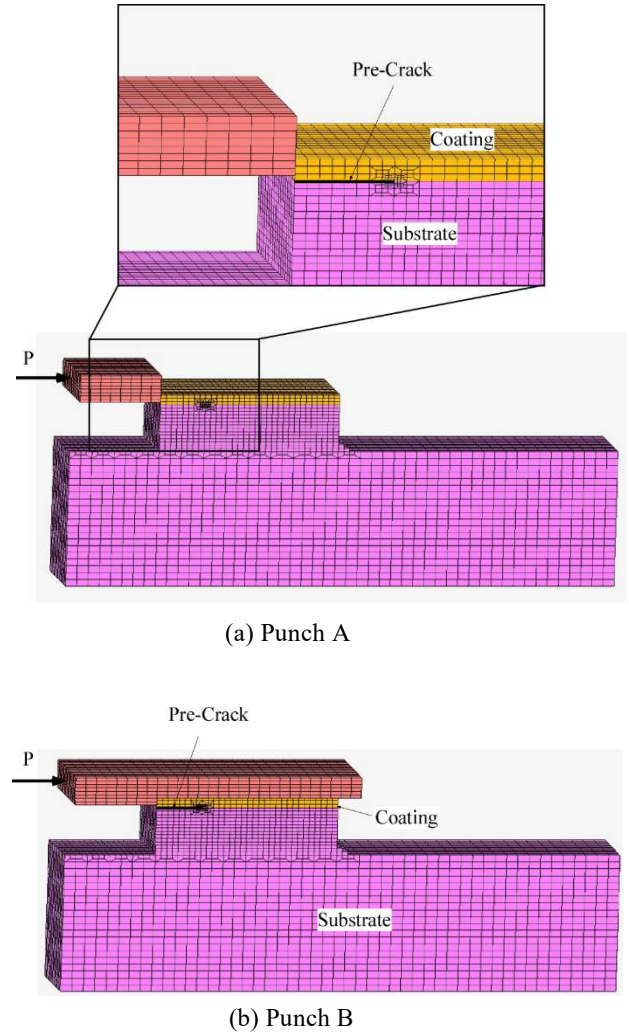


図 3 有限要素解析モデル.
Fig.3 FEM model.

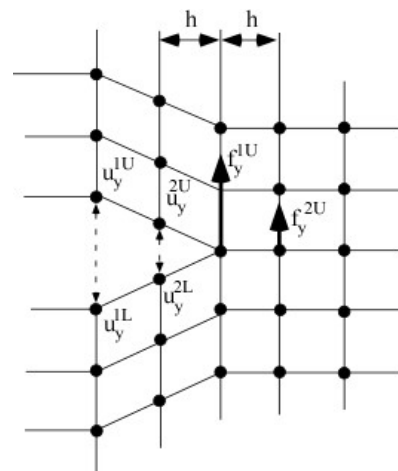


図 4 VCCM 法.
Fig.4 VCCM method.

き裂先端のエネルギー解放率 G を VCCM 法(virtual crack closure method)を用いて求めた[9]. VCCM 法の概要を図 4 に示す. エネルギー解放率はき裂開口に要するエネルギーより求まるので, き裂先端開口側の 2 節点変位($u_y^{1L}, u_y^{1U}, u_y^{2L}, u_y^{2U}$)と, それらの節点力と等価な節点力として, き裂先端およびその一つ前方の節点力(f_y^{1U}, f_y^{2U})からもとめることができ, 有限要素解析で効率的に求められる方法である. 開口モードのエネルギー解放率は次式で計算できる.

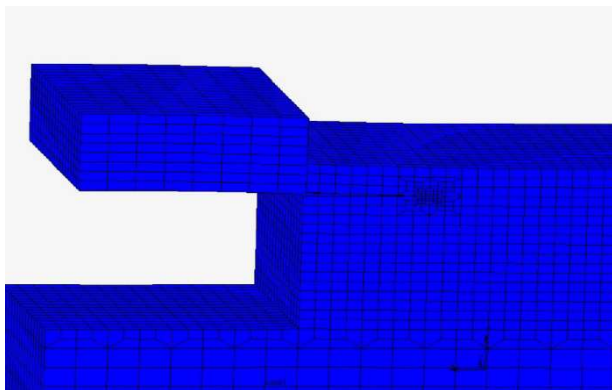
$$G_1 = \frac{1}{2h} (u_y^{1D} f_y^{1U} + u_y^{2D} f_y^{2U}) \quad (1)$$

ここで, u_y^{1D}, u_y^{2D} は以下で表される.

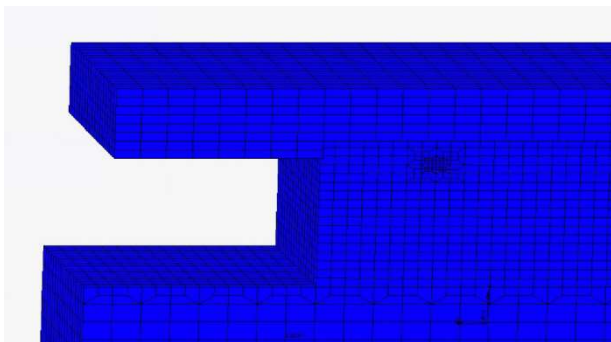
$$u_y^{1D} = u_y^{1U} - u_y^{1L}, \quad u_y^{2D} = u_y^{2U} - u_y^{2L} \quad (2)$$

2. 2□解析結果

界面き裂を $500 \mu\text{m}$ 導入したモデルにパンチ A および B を押し込む解析により得られた皮膜変形の様子を図 5(a)および(b)に示す. (a)に示すパンチ A では, 押し込みにより皮膜がやや上方にも変位し, き裂が開いている. (b)に示すパンチ B ではき裂の開口がほとんど生じていない.



(a) Punch A



(a) Punch B

図 5 皮膜変形の様子.

Fig.5 deformation of Coating.

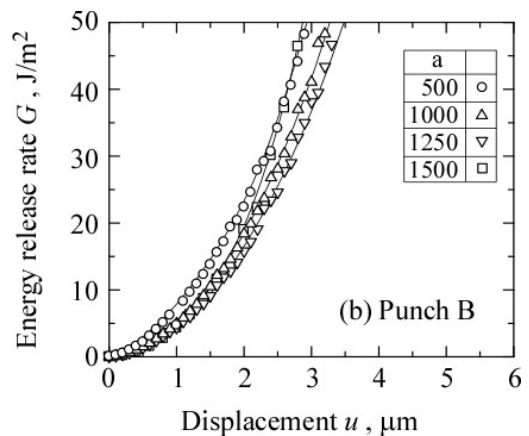
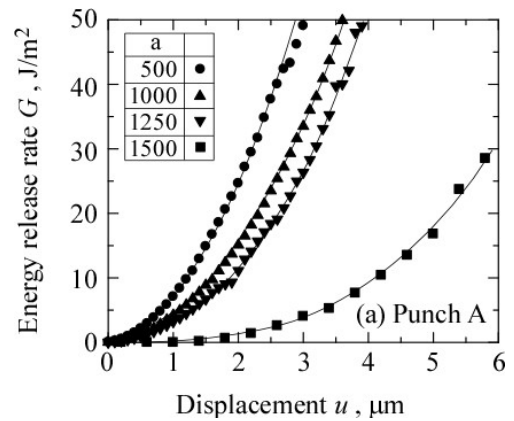
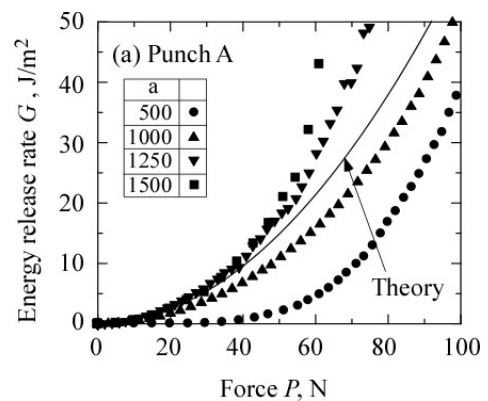


図 6 パンチ変位と全エネルギー開放率.

Fig.6 Relationship between punch displacement and Energy release rate.

パンチ A および B の変位 u と全エネルギー開放率 G の関係を図 6(a)および(b)に示す. パンチ変位の増加とともに全エネルギー開放率も増加するが, パンチ A では, 界面き裂長さが長くなると, 増加の程度が少なくなる. 一方, パンチ B では, 界面き裂長さが増加してもあまり変化しない.



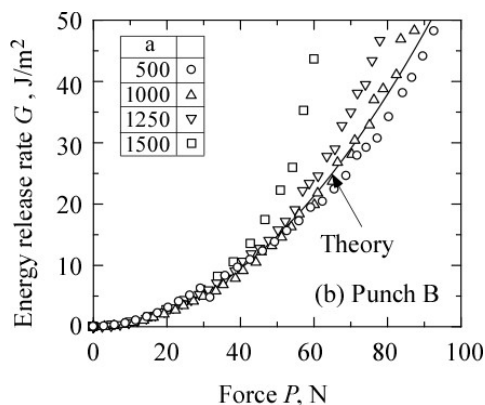


図7 パンチ荷重と全エネルギー開放率.

Fig.7 Relationship between punch force and Energy release rate.

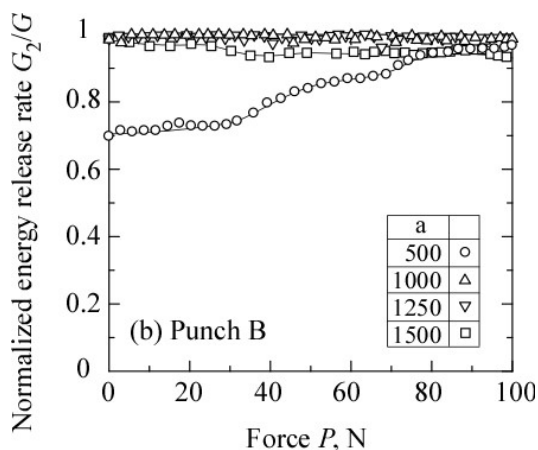
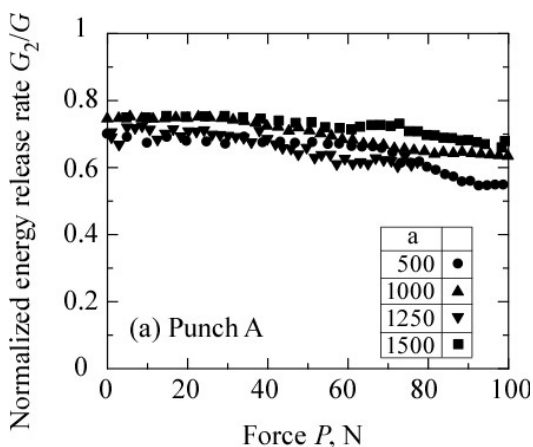


図8 パンチ荷重と無次元化せん断エネルギー開放率.

Fig.8 Relationship between punch force and normalized shear energy release rate.

パンチ A および B の荷重 P と全エネルギー開放率 G の関係を図 7(a)および(b)に示す. 図中の実線は後述の

理論解析で求めた値である. 図 6 に示したパンチ変位と同様, パンチ荷重の増加に伴い増加するが, パンチ A では界面き裂長さが変化すると増加の程度が大きく変化し, 理論解の差が大きい. 一方, パンチ B では, き裂長さによらず, 理論解に近い結果が得られている. き裂長さが $1500 \mu\text{m}$ と長い場合, 理論解を大きく上回り, き裂の不安定伝播を示唆している.

パンチ A および B のせん断エネルギー開放率 G_2 を全エネルギー開放率 G で除した無次元化エネルギー開放率と荷重 P の関係を図 8(a)および(b)に示す. パンチ A の無次元化せん断エネルギー開放率はパンチ B のそれに比べて低く, モード I 型のエネルギー開放率の割合が大きいことがわかる.

以上の解析より, パンチ A よりパンチ B の方が精度の高い押し込み試験ができることがわかる.

3. 界面破壊じん性値の導出

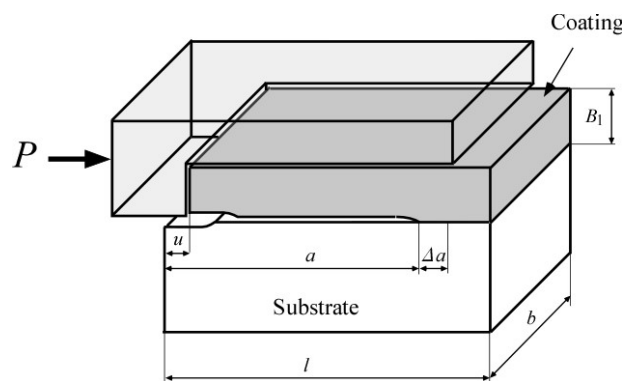


図9 せん断法の模式図

Fig.9 Simplified model of share method.

前節より, パンチ B で皮膜を押し込んだ際の, 界面破壊じん性値を破壊力学的に導くことを検討する. 図 9 に示すように, 圧子に加えた水平荷重 P により長さ a の界面き裂が Δa だけ進展するとする. 皮膜の弾性係数を E_1 , 皮膜に水平方向に加わる力 P による皮膜の変位を u , 皮膜内のひずみ(厚さおよび幅方向に分布はないとする)を ϵ とすると, フックの法則 $\sigma = E_1 \epsilon$ より,

$$\frac{P}{bB_1} = \frac{E_1 u}{a} \quad (3)$$

が得られる.

界面き裂が微小長さ Δa だけ進展したとき, 皮膜変位の微小増分 Δu は以下のように求まる.

$$\Delta u = \frac{P}{bB_1 E_1} \Delta a \quad (4)$$

き裂が Δa だけ進展したときの, 界面エネルギーの増加分を ΔW_{I2} , 全仕事の増加量を ΔL , 全弾性ひずみエ

エネルギーの増加量 ΔU とすると、それぞれ以下のようになる。

$$\Delta W_{12} = Gb\Delta a \quad (5)$$

$$\Delta L = P\Delta u = P \frac{P}{bB_1E_1} \Delta a = \frac{P^2}{bB_1E_1} \Delta a \quad (6)$$

$$\Delta U = \frac{1}{2}P\Delta u = \frac{P^2}{2bB_1E_1} \Delta a \quad (7)$$

ここで、 $G(=2\gamma_{12})$ は、界面の単位面積当たりのエネルギー解放率である。したがって、系の自由エネルギーの変化 ΔF は、

$$\Delta F = \Delta W_{12} + \Delta U - \Delta L = Gb\Delta a - \frac{P^2}{2bB_1E_1} \Delta a \quad (8)$$

であり、安定なき裂長さ a が存在するための条件 $\frac{\partial(\Delta F)}{\partial(\Delta a)} = 0$ より、界面エネルギー解放率が以下のように求まる。

$$G = \frac{P^2}{2b^2B_1E_1} \quad (9)$$

上式より、界面エネルギー解放率は、き裂長さに依存しないことがわかる。皮膜はく離時の圧子荷重を P_d とすると、界面破壊じん性値 G_c (界面エネルギー解放率の臨界値)は、上式の P を P_d に置き換えた以下の式で求まる。

$$G_c = \frac{P_d^2}{2b^2B_1E_1} \quad (10)$$

式(10)より、界面破壊じん性値は、 l によらないことがわかる。

4. 実験方法

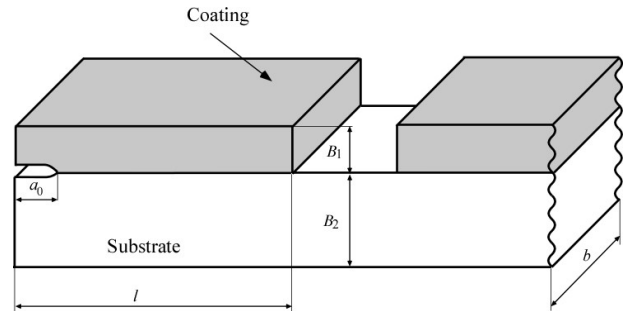


図10 試験片の形状および寸法
Fig.10 Shape and dimensions of specimen

試験片基材は、厚さ $B_2=2\text{mm}$ の鋳造用アルミニウム合金を使用した (JIS:ADC11, 化学組成(mass%), C:0.1, Si:11, Mg<0.2, Zn:0.2, Fe:1.0, Mn:0.2, Ni:0.3, Sn:0.1, Al:bal.). これの表面に WC-12mass%Co(WC-Co) を厚さ $B_1=400\mu\text{m}$ になるよう高速フレイム溶射した。次に、幅 $b=1\text{mm}$ で切り出し、図10に示すよう皮膜が長さ $l=1\text{mm}$ または 1.5mm になるよう切込みをれた。その後、界面に深さ $a_0=300\mu\text{m}$ の予き裂をパルスファイバレーザ(FDFLP-E-50-LP, サンインストルメント(株)製)を用いて導入した。

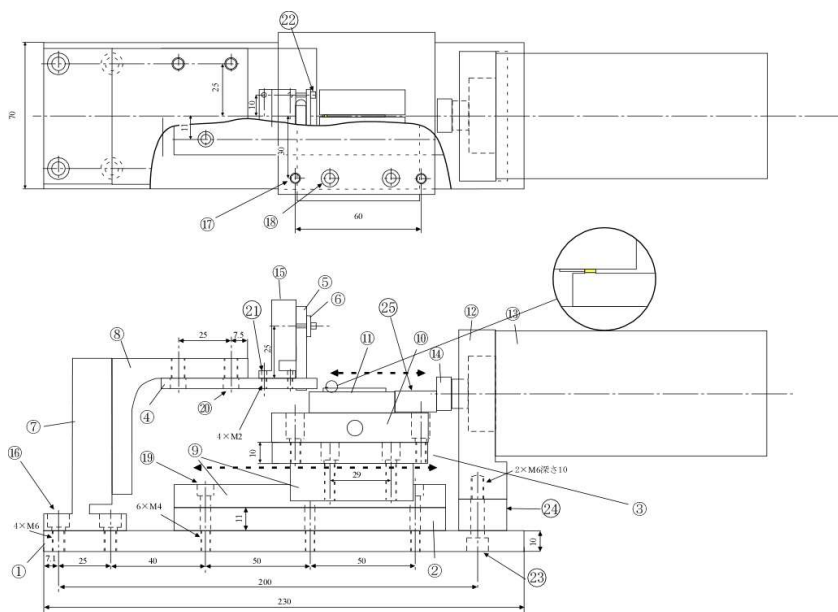


図11 せん断試験機
Fig.11 Shear test machine

試験は、図 11 に示す装置を作製して行った。パンチを $5 \mu\text{m/s}$ の速度で、変位制御により押し込み、荷重 P を測定した。

5. 実験結果及び考察

5. 1 □せん断試験

膜厚 $B_1=400 \mu\text{m}$ 、幅 $b=\text{mm}$ 、長さ $l=1\text{mm}$ および 1.5mm として作製した試験片にせん断試験を行い、得られた荷重 P 変位 h 曲線をは、図 13 に示す。いずれの長さの試験片も、荷重は変位の増加とともに単調に増加し、皮膜はく離と同時に急激に低下する。増加の割合は、皮膜長さが長いほうがやや低い。はく離荷重 P_d は、長さによらずほぼ一定である。

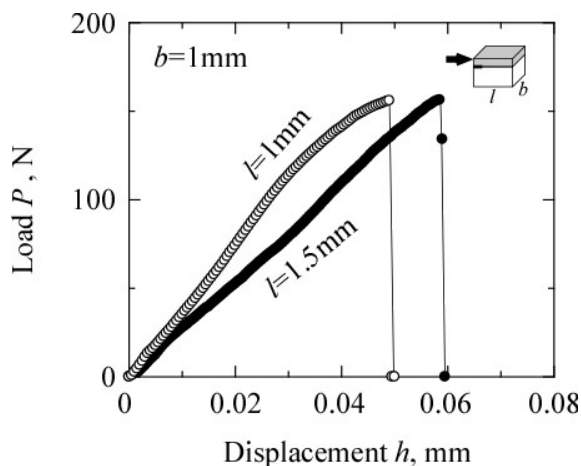


図 12 荷重-変位曲線
Fig.12 Load-displacement curve

はく離後の試験片の様子を SEM で観察した結果を図 13 に示す。いずれも長さの試験片も、ほぼ界面に沿ってはく離しており、皮膜の残留は少ない。

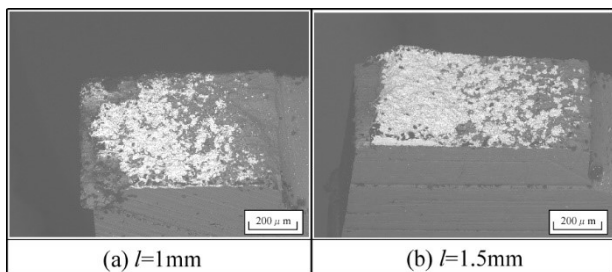


図 13 はく離面
Fig.13 Delamination surface.

5. 2 □界面破壊じん性値

式(10)を用い、試験片の界面破壊じん性値を評価した結果を図 14 に示す。長さ l によらず、 150J/m^2 程度

が得られている。長さによらない値が得られることは、3 節で導出した式(10)と整合しており、信頼性の高い値が得られたことが示唆される。

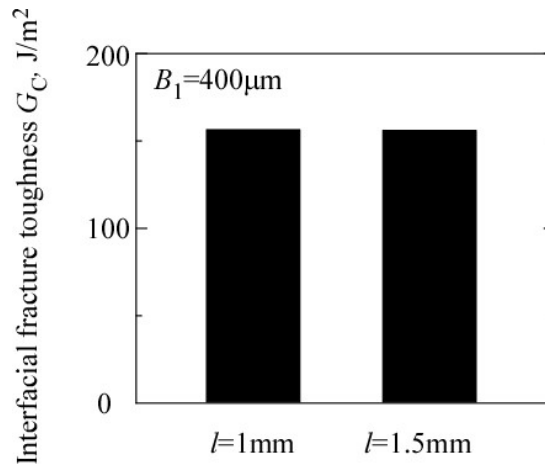


図 14 界面破壊じん性値
Fig.14 Interfacial fracture toughness.

結言

溶射皮膜のせん断はく離強度評価法として、簡便かつ高精度な方法を提案するため、有限要素解析を実施し、その結果をもとに、水平押し込み法を提案した。WC-Co 皮膜のはく離強度を評価した。得られた結果は以下の通りである。

- (1) 有限要素解析の結果、皮膜変形を拘束する押し込みパンチ形状だと押し込みに伴う皮膜の開口を抑制できる。
- (2) VCCM 法で求めたエネルギー解放率は、皮膜変形を拘束する押し込みパンチ形状では、モード II が支配的となる。
- (3) 弾性解析により導出したエネルギー解放率と有限要素解析結果は近い値である。
- (4) 水平押し込み試験機を作製し、WC-Co 皮膜に適用したところ、荷重-変位曲線は単調に増加し、皮膜はく離とともに低下した。はく離は界面に沿って生じた。
- (5) 界面破壊じん性値は、皮膜長さによらず、ほぼ一定の 150J/m^2 が得られた。

参考文献

- [1] 牛尾英明 and 林直義: 自動車用アルミニウム複合材の開発, 軽金属, Vol.41, No.11, pp.778-786

(1991)

- [2] 長坂秀雄: 金属溶射法を利用したアルミニウムエンジンシリンダ, 金属表面技術 現場パンフレット, Vol.14, No.4, pp.8-11 (1967)
- [3] 淳. 蓮井, “溶射工学” (1996) 産報出版.
- [4] JIS K6852, “接着剤の圧縮せん断接着強さ試験方法” (1994)
- [5] ISO 4588, “Adhesives - Guidelines for the Surface Preparation of Metals” (1995)
- [6] JIS K6850: 接着剤-剛性被着材の引張せん断接着強さ試験方法 (1999)
- [7] ISO 6238, “Adhesives - Wood-to-wood Adhesive Bonds -- Determination of Shear Strength by Compressive Loading” (2001)
- [8] H. Hirakata, Y. Takahashi, S. Matsumoto and T. Kitamura: Dominant stress region for crack initiation at interface edge of microdot on a substrate, Engineering Fracture Mechanics, Vol.73, No.17, pp.2698-2709 (2006)
- [9] E.F. Rybicki and M.F. Kanninen: A finite element calculation of stress intensity factors by a modified crack closure integral, Engineering Fracture Mechanics, Vol.9, No.4, pp.931-938 (1977)

