の場合、前述の熱分析の結果より、領域B及びCでは硼化物が晶出する可能性が高い。

第2段階では、粉末のデンドライト境界において選択的に融液が形成されると同時に固相が成長する段階を示す。第1段階において領域Cに形成された硼化物は周囲の液相からボロンを吸収することにより成長する。このため硼化物周辺のボロンの濃度が低下すると、ボロン濃度の高い領域Aから領域Cへボロンが供給される。供給されたボロンを平衡組成のボロン濃度に希釈するように領域Cではデンドライト境界がさらに溶融し、選択的に粉末内のデンドライト境界の液化が進行する。また、同時に形成された硼化物も成長する。一方、領域Aではボロンが領域Cへ流出することにより、平衡のボロン濃度を保持するために、粉末側から固相が成長する。

第3段階では、粉末の中心のデンドライト境界まで液化が進行し、デンドライト境界周辺の液化が進行し、その液相幅が広がる段階を示している。第2段階と同様な機構でデンドライト境界周辺の液化が進行し、同時に、硼化物が形成され、領域Aの液相が消滅している。

粉末を用いた液相インサート金属拡散接合における液相の消滅は以上のような機構で液相中のボロンが粉末内の硼化物の形成に消費されることにより達成されるものと推察される。

6. 結 論

本報告では、合金元素を用いた液相インサート金属拡散接合の接合現象を明確にするため、溶融インサート金属による粉末の溶融現象並びに液相の消滅現象について検討を行い、本接合法における等温凝固機構についての考察を行った。得られた実験結果を要約すると以下のよ

うになる。

(1) 接合初期段階においては、保持時間に関係なく粉末表面に微細な硼化物が約 $5\mu\text{m}$ の厚さで形成された。これは溶融インサート金属が粉末表層部を均一に溶融した結果形成されたものと推察された。

また、粉末の粒界及びデンドライト境界に沿って硼化物が形成され保持時間の増加に伴い粒界の硼化物の生成領域は粉末の中心部へ向かって進行し、その粒界幅も広くなることが認められた。これは溶融インサート金属が粉末のデンドライト境界に浸入したことによるものと推察された。

(2) 等温保持過程で粉末間の液相中のボロンは、粉末内の硼化物の形成に消費される。その結果として、液相が消滅し、等温凝固が進行するものと推察された。

謝 辞

本研究の遂行に際し熱心に協力された長谷和邦工学士に心から感謝いたします。また、材料の面で御援助、御協力いただいた、三菱マテリアル㈱及び福田金属箔粉工業㈱に対し厚く御礼申し上げます。

参 考 文 献

- 1) 中尾嘉邦, 西本和俊, 篠崎賢二, 姜品允, 重田春樹: 合金粉末を用いた液相インサート金属拡散接合法の開発, 溶接学会論文集, 9-4 (1991)。
- 2) ㈱溶接学会溶接冶金研究委員会編: 鉄鋼溶接部の破面写真集, 黒木出版。
- 3) 中尾嘉邦, 西本和俊, 篠崎賢二, 姜品允: 液相インサート金属拡散接合における等温凝固過程の解析, 溶接学会論文集, 7-2 (1989), p. 213。

インプラント型ねじり試験による溶射部材の界面強度の評価試験方法の提案と一考察*

寺崎 俊夫**, 秋山 哲也**, 金子 友義***, 久田 秀夫***

Proposal of Implant Type Torsion Test for Estimating Adhesive Strength of Sprayed Coatings*

by Toshio Terasaki**, Tetsuya Akiyama**, Tomoyoshi Kaneko*** and Hideo Hisada***

This paper deals with the testing method for estimating the adhesive strength of sprayed coatings by the Implant type specimen loaded torsion because sprayed coatings usually are loaded in shear stress. The shearing strength obtained from this testing method was analysed based on the concept of energy release rate. To obtain the shearing strength of sprayed coatings, we made a new testing machine which can detect as a small stress as a strength of sprayed coatings. Energy release rate was calculated using numerical analysis. The result of the strength obtained from this method was reproducible to plus or minus 10% of a stress. From numerical analysis, the conditions for specimen size, in which the energy release rate caused by the residual stress of each specimen should be equal, was clarified. The energy release rate was useful to estimate the adhesive strength of sprayed coatings.

*原稿受付 平成3年1月7日 平成2年度秋季全国大会で発表

**正 員 九州工業大学 Member, Kyushu Institute of Technology

*** 小松製作所 Komatsu Co., Ltd.

Key Words: spraying coating, torsion test, implant test, residual stress, energy release rate

1. 緒 言

溶射されたサブストレイト(以後では溶射部材と呼ぶ)の界面強度を小型の試験片により評価できることは、実際の製品の強度を正しく評価する上で重要である。溶射部材の強度評価方法として、JIS 規格¹⁾では、特定の形状の試験片を用いた引張試験が規格化されている。しかし、多くの溶射部材が使用中に破損する荷重形態はせん断荷重であり、引張荷重により破損する例は少ないと考えられる。従って、せん断荷重による試験方法が実際の製品の強度を評価する上で必要と思われる。せん断荷重試験として、2, 3の方法が提案されているが^{2,3)}、従来の試験方法では、界面強度を測定していると考えられない問題や実験値の信頼性に問題がある。

一方、異材継手の強度評価は力学的にはまだ確立されていない。現在、多くの研究者により研究され、種々の知見が報告されている⁴⁾。服部ら⁵⁾は界面端部の応力特異場に注目し、線形破壊力学の概念と同様に、応力特異場の応力の強さを示す係数 K (き裂の力学では応力拡大係数と呼ばれる) と特異応力分布の指数を l (き裂では $1/2$) を用いて、界面強度の評価に成功している。結城ら⁶⁾はき裂を有する異材継手の強度評価をエネルギー解放率で取扱い、破壊強度や疲労強度の評価に成功している。井上ら⁷⁾は応力特異場の応力分布がき裂と同様に $1/2$ の傾きに従うことを示して、応力の強さ K のみに注目して、強度評価している。しかし、これらの報告では残留応力に関する考慮がなされていない。溶射部材では溶射による熱履歴により残留応力が生じるため、残留応力に注意して、強度評価をする必要がある。また、著者らは前報^{8,9)}で溶射部材に生じる特異応力場の残留応力分布及び外荷重による応力分布が一つの応力の強さ K のみで評価できないことを明らかにした。従って、強度評価に応力の強さ K を用いる場合には制限条件が存在すると思われる。

本研究では、溶射部材の界面がせん断荷重により破壊する試験方法として、ねじり試験を取り上げた。そして、溶射部材のねじり試験機が具備しなければならない条件を検討して、信頼性の高い溶射部材の界面強度が得られるねじり試験片を考案した。次に、強度評価パラメータとして、計算値の精度の高いエネルギー解放率 Q を取り上げ、 Q 値が強度評価のパラメータとして、工学的に有効か否かを実験及び既発表のデータ⁷⁾を用いて検討した。

2. 強度評価試験方法

2.1 インプラント型ねじり試験の特徴

荷重負荷形式がせん断の試験方法を検討するために、従来の試験方法の例を Fig. 1 (a), (b), (c)^{2,3)} に示す。(a), (b)は軸荷重を、(c)はねじり荷重を負荷する。(a)では溶射皮膜の圧縮破壊強度がせん断強度より大きくなければ、得られた強度が意味を持たないこと、溶射皮膜の界面で破壊する保証がないことなど、得られた実験値には界面強度以外の強度が含まれる欠点が挙げられている²⁾。(b)では純せん断が荷重し難く、得られた強度が界面強度と見なせない欠点がある。また、(b), (c)では接着剤を用い

Fig. 1 Testing method of shearing strength of sprayed coatings.

ているため、接着剤の強度よりも高い強度の溶射部材の強度が測定できなかったり、溶射皮膜に浸透した接着剤の影響が指摘されている²⁾。以上の事から、純せん断で、しかも接着剤を用いない試験方法が必要である。本研究では、接着剤を用いないねじり試験法として(d)に示すインプラント型のねじり試験を提案する。

2.2 試験片

Fig. 2 に試験片の形状を示す。部品 2 の直径 d の穴に、直径 d の部品 1 を挿入すると、Fig. 1 (d) に示したインプラント型試験片ができあがる。部品 1 と部品 2 のクリアランスは半径で 0.1 mm とした。M6 のボルトを用いて部品 1, 2, 3 を固定し、部品 1, 2 の上面を面一に仕上げ、ブラスティング処理後、プラズマ溶射する。溶射後、M6 のボルトをはずし部品 3 を取り除いた後に、ねじり試験を行う。

本研究では、試験片を軟鋼で作り、直径 d を 6, 10, 15 mm の 3 種類変化させた。溶射は、溶射材料に 50% Ni-50% Cr 粉末を用い、電流 630 A、電圧 72 V、アルゴン 55 ℓ/min と水素 8 ℓ/min の混合ガスで行った。皮膜厚さは 0.5 mm を目標とした。

2.3 試験機

試験機は、試験片にねじり荷重のみを与え、引張荷重などを与えることが無いように設計しなくてはならない。また、破断荷重は、通常の金属材料のねじり試験に

Fig. 2 Torsion testing specimen.

比べるとときわめて低い荷重となる。そこで、試験片は回転運動のみを拘束され軸方向には自由に動ける試験機を自作した。Fig. 3(a)に、自作したねじり試験機の概略図を示す。

ハンドル①の回転を、ギヤボックス②で減速し、カップリング③を通してシャフト⑤へ伝える。シャフト⑤は、ベアリング④で支持されている。シャフト⑤から回転を伝えられた試験片は、シャフト⑥で固定されており、ねじりの荷重を受ける。シャフト⑥は、ロードセル⑦とロードセルストッパー⑧で回転運動を固定されているが、スライドベアリング⑩とローラー⑨で支持されているため、軸方向には自由に動ける。ひずみゲージ⑪を取り付けたロードセル⑦の断面係数を小さくすれば、わずかな荷重でも十分検出できる。

実験では、ロードセルに断面が10 mm×3 mmの薄い鋼の板を用い、試験片が破断するまでねじり角を0.1度ずつ段階的に増加させ、試験片にかかる最大せん断応力を求めた。

Fig. 3(b)に示す試験片は、本試験機の荷重負荷形式の検定に用いた試験片である。丸棒の中央部の表と裏に付けた3軸のひずみゲージの出力から、ひずみロゼット法により主応力とその方向を求めた。その結果、軸方向には最大せん断応力の7%以下の軸方向の応力が生じる程度で、ほとんど純せん断であった。

3. 試験結果

3.1 プラスティング処理による試験片の変形

本試験方法では、溶射皮膜のかみ込みが試験結果に与える影響はほとんど無いと考えられる。一方、試験片の表面はプラスティングにより塑性変形し、当初の寸法精度とは異なった形状に変形される。Fig. 4に、プラスティ

ング後の試験片の断面写真を示す。(a)はインプラント試験片とサポートプレートの境界部、(b)は試験片の端部である。(b)より、試験片の端部は約100 μm 変形している。(a)では、試験片同士が接触していることが分かる。従って、この接触部が受け持つ荷重が強度評価に影響する可能性がある。一方、この強度は、後述するようにプラスティングのみを行った試験片をねじり試験することで正確に求めることができる。

Fig. 4 Plastic deformation caused by blasting: (a) at the interface between a test piece and support plate, (b) at the corner of a support plate.

3.2 破断経路

現実の溶射部材の強度を試験片の実験から求めるためには、少なくとも現実の溶射部材が破断するのと同じ程度で、界面から破壊する必要がある。試験後の破断経路をFig. 5に示す。(b)は(a)のインプラント試験片部の拡大図、(c)は(b)の界面部の拡大図である。(c)の溶射皮膜にはプラスティング面の凹凸が残っており、プラスティング面にはAで示す部分にのみ溶射皮膜が付着しているだけで、破断は溶射皮膜とプラスティング面の境界で生じていることが分かる。以上のことから、破断が界面で起こったときの界面強度が本実験方法で得られたと思われる。

3.3 せん断強度

溶射部材のねじり試験結果をTable 1に示す。 d は試験片直径である。 τ_b の欄に、破断時の最大せん断応力を、平均値の欄に平均と分散を示す。最もばらつきが大きい $d=15\text{ mm}$ でも、10%以下のばらつきであり、再現性がよい。 τ_f は、別途に求めたプラスティングのみの試験片をねじり試験したときの結果である。最大せん断応力に換算して、平均値と分散が示してある。 τ_b のばらつきと同程度のばらつきで、再現性がよい。 τ_f は、Fig. 4に示したように、接触による摩擦が原因と考えられる。溶射部材の界面強度(τ_{cr} とする)は、 τ_f より小さければ τ_{cr} として見かけ上 τ_f が得られる。従って、本試験方法では界面強度 τ_{cr} が τ_f より大きい場合だけ、 τ_{cr} が求められる。界面強度 τ_{cr} が τ_f より大きい場合でも、破断荷重に接触

Fig. 3 Torsion testing machine: (a) assembly of test machine, (b) test piece for the calibration.

Fig. 5 Ruptured specimen: (a) the whole of specimen, (b) macroscopic view, (c) microscopic view.

Table 1 Experimental results.

d (mm)	τ_b (MPa)	$(\tau_b)_{av}$ (MPa)	τ_f (MPa)	$\tau_b - \tau_f$ (MPa)
6	127 121 127	125 ± 3.5	37.1 ± 8.7	88
10	63 60 69	64 ± 4.6	15 ± 4.7	49
15	40 43 36	40 ± 3.5	6 ± 3.3	34

摩擦力が寄与しているか否かの問題が残されている。そこで、せん断強度として τ_b 以外に、摩擦力の効果を除いた $(\tau_b - \tau_f)$ も示す。また、破断強度は試験片直径の影響を受けており、 d が大きいほど小さい応力で破壊している。

4. エネルギー解放率に注目した強度評価

4.1 エネルギー解放率に注目する利点

溶射界面には、Figs. 4, 5 に示したようにプラスチックのために凹凸が生じている。模式図を Fig. 6 に示すように、試験片の溶射界面の外周部には、(b), (c), (d) に示すように種々の角度 θ が存在しており、 θ に応じて、応力の特異項が無数に存在することになる¹¹⁾。また、界面形状を(b)のように直線と仮定しても、前報⁹⁾で明らかにしたように、溶射部材の試験片では応力の特異項は一般に2つ存在し¹¹⁾、応力値を一つの特異項で規定できないため、強度評価が困難と思われる。

界面端部の界面上にき裂が存在していると仮定したならば、(e)に示すように角度 θ の変動による応力特異性の変化はき裂の存在による応力の特異性に比べて小さい。

また、一般に、有限要素法により数値解析した場合には、エネルギー解放率の計算精度は応力拡大係数の計算精度よりも高い¹²⁾。従って、工学的にはき裂を界面に仮定して、強度評価のパラメータとして、 Q 値が有効か否かを検討することは意義があると思われる。

4.2 エネルギー解放率の計算方法と計算精度

計算には、四角形2次要素の有限要素法を用いた。計算は弾性条件で行い、弾性状態ではJ積分値が Q 値に等

Fig. 6 Schematic diagram of the interface of sprayed coating and substrate surface: (a) macroscopic view, (b), (c) and (d) microscopic view, (e) imaginary crack.

しいことを利用して、J積分値を積分経路から求めて、 Q 値とした。

Fig. 7 に、積分経路および計算値を調べたときに用いた要素分割図の一例を示す。図中の①, ②, ③, ④, ⑤は用いた積分経路を示す。溶射部材のJ積分値の理論値がないため、均一材の丸棒に円周切欠か中央切欠が存在する場合を対象として、計算値の妥当性を検討した。計算結果を示した Table 2 では、J 値から応力拡大係数を算出し (PK とする)、理論値 (K とする) と比較している。軸引張では垂直応力が 1 MPa、ねじりでは最大せん断応力が 1 MPa の時の値である。 a はき裂長さである。表中の①, ②, ③, ④, ⑤は、Fig. 7 の積分経路①, ②,

③, ④, ⑤を用いたときの計算結果である。計算結果に及ぼす積分径路の影響は2%程度であることが分かる。

理論値と計算値との比較より、本論文で用いた計算法では約8%の誤差が存在している。

4.3 残留応力によるエネルギー解放率が一定となる試験片形状

Fig. 8(a)に、残留応力により生じるエネルギー解放率 Q 値に及ぼす試験片寸法の影響を示す。図中に示す模式図は、計算した対称形の試験片の片側の形状を示す。試験片の半幅 b 、試験片長さ h^B 、溶射皮膜厚さ h^A 、材料定

数を図中に示す。縦軸は溶射部材のヤング率 E^A 、線膨張係数 α^A 、溶射皮膜の温度上昇 T 、仮想き裂長さ a で、無次元化した Q 値である。横軸は皮膜厚さに対する試験片半幅の比 b/h^A である。ヤング率の比 $E^B/E^A=1, 2$ 、仮想き裂長さ $a=0.04, 0.06$ mm ($a/h^A=0.08, 0.12$) が変化しても、 b/h^A が4以上で、 Q 値は一定値となっている。この結果は既報¹³⁾の $a=0.001$ mm ($a/h^A=0.05$)での結果と一致している。一般に、溶射皮膜のヤング率 E^A がサブストレイトのヤング率 E^B より小さいことを考慮すれば¹⁴⁾、ヤング率の比 E^B/E^A は1より大きくなり、 b/h^A が4以上で Q 値は最大値になっている。

Fig. 8(b)に、 Q 値に及ぼす試験片長さ h^B の影響を示

Fig. 7 Mesh division.

Table 2 Comparison between theoretical value and numerical calculation of stress intensity factor. ($E=20000$ MPa, $\nu=0.3$, stress=1 MPa)

	PX(FEM) (MPa $\sqrt{\text{mm}}$)	K(Theory) (MPa $\sqrt{\text{mm}}$)	Error PX-K /K	Other
Penny shaped crack $a=5\text{mm}$, $d=20\text{mm}$	① 2.59	2.73	0.051	Axial load
	② 2.59		0.051	
	③ 2.57		0.059	
	④ 2.56		0.062	
	⑤ 2.54		0.070	
Circular crack $a=5\text{mm}$, $d=20\text{mm}$	① 7.22	7.69	0.061	
	② 7.24		0.059	
	③ 7.34		0.046	
	④ 7.43		0.034	
	⑤ 7.34		0.045	
Circular crack $a=5\text{mm}$, $d=28\text{mm}$	③ 5.74	5.93	0.032	
Penny shaped crack $a=6\text{mm}$, $d=24\text{mm}$	③ 0.907	0.930	0.025	Torsion
Circular crack $a=2\text{mm}$, $d=24\text{mm}$ $a=6\text{mm}$, $d=24\text{mm}$	③ 2.83	3.07	0.078	
	④ 12.27	12.95	0.053

Fig. 8 Effect of specimen size on the energy release rate: (a) ratio of b and h^A , (b) ratio of h^B and h^A .

す。計算条件は、Fig. 8(a)と同じである。図より、試験片の長さ h^B が溶射皮膜の厚さ h^A の4倍以上では、 Q 値は一定値となっている。ヤング率の比 E^B/E^A が1より大きいことより、 h^B/h^A が4以上での Q 値は最大値になっている。

以上のことから、試験片の半幅（インプラント試験片では半径となる） b が h^A の4倍以上で、かつ試験片の長さ h^B が h^A の4倍以上の条件を満たす試験片を用いると、残留応力による Q 値は一定値となり、しかも最大値になっていることが分かる。

4.4 強度評価に及ぼす仮想き裂長さの影響

溶射皮膜の強度評価を Q 値で行う場合には、基準となる試験片の Q 値 (Q_1 とする) と強度評価をする対象物の Q 値 (Q_N とする) の比の平方根 $\sqrt{Q_1/Q_N}$ に仮想き裂長さ a が影響を与えないことが必要である（平方根 $\sqrt{Q_1/Q_N}$ を用いた理由は、き裂において、 Q が応力拡大係数 K の平方と結び付いていること、及び K が外応力 σ と線形関係にあることより、 Q を σ と結び付けるために、 Q の平方根を用いた）。

Q 値に及ぼす仮想き裂長さ a の影響を調べた結果を、Table 3 に示す。ポアソン比 ν は、多くの物質で0.25から0.35の間にあるので、0.3と一定にした。形状は円周切欠の円柱で、荷重荷形式は引張である。D2は試験片直径が2 mm、D4は4 mmを、t0.5は溶射皮膜の厚さが0.5 mmを、t1は1 mmを意味する。サブストレイトと溶射皮膜のヤング率の比 E^B/E^A を0.2, 10, き裂長さ a を0.04, 0.06 mm ($a/h^A < 0.12$ の範囲) と変化させた。 Q_1 として、D2t0.5の Q 値を選んだ。 $\sqrt{Q_1/Q_N}$ はヤング率の比が変化しても、仮想き裂長さ a の影響をあまり受けていないことが分かる。従って、工学的には $a/h^A < 0.12$ の範囲にある仮想き裂長さ a を用いて、 Q 値で強度評価できる可能性がある。また、表よりヤング率の比 E^B/E^A が0.2から10と50倍も変化している割には、 $\sqrt{Q_1/Q_N}$ 値の変化が小さいことがわかる。

4.5 Q 値による強度評価

エネルギー解放率 Q 値を強度評価パラメータとして選んだときには次の難しい問題がある。すなわち、 Q 値をモード I、モード II に分離して、モード I に起因するエ

ネルギー解放率を限界値に用いるのか、モード I、モード II の和である Q 値を限界値に用いるのか明かでない⁹⁾。従って、残留応力により生じた Q 値 (Q_R とする) と強度評価試験により得られた Q 値 (Q_L とする) をどの様に取り扱うかという問題が未解決である。特に、残留応力による Q_R 値は絶対値を求めることは困難である。しかし、4.3項で明らかにしたように、強度評価を行う溶射部材と試験片に生じている残留応力による Q_R 値が一定値であれば、同一の強度評価試験方法により得られた外荷重による Q_L 値が一定になる条件で、強度評価が出来る可能性がある。

Table 4 に、ねじり試験結果のせん断強度 τ_b , ($\tau_b - \tau_f$) と Q_L 値から強度評価した $P\tau_b$, $P(\tau_b - \tau_f)$ を示す。

Q_L 値は最大せん断応力 $\tau_{max} = 1$ MPa のときのエネルギー解放率である。仮想き裂長さを0.04 mm、サブストレイトのヤング率を196 GPa、実験に使用した溶射皮膜のヤング率を98 GPa¹⁰⁾、ポアソン比を0.3として、 Q_L 値を計算した。

$d = 15$ mm のデータを基準に、 $d = 10, 6$ mm のせん断強度 $\tau_b = 64$ MPa, 125 MPa を予測すると58 MPa, 89 MPa となり、摩擦力によるせん断力を除いたせん断強度 ($\tau_b - \tau_f$) = 49 MPa, 88 MPa を予測すると49 MPa, 75 MPa となった。予測誤差はそれぞれ9, 29, 0, 15%である。表より、せん断強度 ($\tau_b - \tau_f$) は Q 値により評価できていると思われる。せん断強度 τ_b においては、 $d = 6$ mm の実験値が Q 値により説明できていない。

井上ら⁷⁾ は直径 d が2 mm と4 mm、皮膜厚さ h^A が0.5 mm と1 mm のインプラント型の引張試験片の強度試験を行っている。彼らの実験ではブラスティングを数秒にして、ブラスティングの凹凸による摩擦力が生じないように注意が払われている¹⁰⁾。Table 5 に実験結果 σ_0 と $\sqrt{Q_L}$ 値による予測値 $P\sigma_0$ を示す。 Q_L 値の計算には溶射皮膜のヤング率の情報が必要であるが、4.4項で記述したように、ヤング率の比は $\sqrt{Q_L}$ 値の比に余り影響を与えないため、Table 3 の $a = 0.04$ mm での $\sqrt{Q_L}$ 値の比を使用した。

σ_0 の欄に、引張強度の平均値と分散を示す。溶射材料の種類と溶射皮膜の厚さ別に、直径4 mm の引張強度の

Table 3 Effect of crack length on the ratio of square root of energy release rate. $\sqrt{Q_1/Q_N}$ obtained from the difference of specimen sizes. ($E^A = 200$ GPa, $\nu^A = \nu^B = 0.3$)

		$E^B/E^A = 10$				$E^B/E^A = 2$				$E^B/E^A = 0.2$			
		$a = 0.04$ mm		$a = 0.06$ mm		$a = 0.04$ mm		$a = 0.04$ mm		$a = 0.06$ mm			
		$E^B Q$ (mm)	$\sqrt{Q_1/Q_N}$	$E^B Q$ (mm)	$\sqrt{Q_1/Q_N}$	$E^B Q$ (mm)	$\sqrt{Q_1/Q_N}$	$E^B Q$ (mm)	$\sqrt{Q_1/Q_N}$	$E^B Q$ (mm)	$\sqrt{Q_1/Q_N}$	$E^B Q$ (mm)	$\sqrt{Q_1/Q_N}$
1	D2t0.5	12.91	1.0	18.01	1.0	2.89	1.0	0.461	1.0	0.536	1.0		
2	D4t0.5	52.03	0.50	71.31	0.50	11.04	0.51	1.384	0.58	1.711	0.56		
3	D2t1	7.22	1.34	9.75	1.36	1.60	1.34	0.267	1.31	0.343	1.25		
4	D4t1	28.68	0.67	38.17	0.69	5.86	0.70	0.692	0.82	0.869	0.79		

Table 4 Comparison between predicted value and experimental result of stress. ($E^A = 196$ GPa, $E^B = 98$ GPa, $\nu = 0.3$, $\tau_{max} = 1$ MPa, $a = 0.04$ mm)

d (mm)	Q_L ($\tau_{max} = 1$ MPa) (MPa·m)	$\sqrt{Q_L^{(a,b)}}/\sqrt{Q_L^{(c)}}$	τ_b (MPa)	$P\tau_b$ (MPa)	$ P\tau_b - \tau_b $ τ_b	$\tau_b - \tau_f$ (MPa)	$P(\tau_b - \tau_f)$ (MPa)	$ P(\tau_b - \tau_f) - (\tau_b - \tau_f) $ $ (\tau_b - \tau_f) $
6	1.407×10^{-6}	2.22	125	89	0.29	88	75	0.15
10	3.333×10^{-6}	1.44	64	58	0.09	49	49	0.00
15	6.952×10^{-6}	1	40	40	1	34	34	0.00

Table 5 Tensile strength estimated from the energy release rate.

	$\sqrt{q_L^{d=4}}/\sqrt{q_L^d}$	σ_0 (MPa)	$P\sigma_0$ (MPa)	$\frac{ P\sigma_0 - \sigma_0 }{\sigma_0}$	Other
D2t0.5 D4t0.5	2.01 1	31.4 ± 1.8 15.4 ± 0.5	31.0 15.4	0.01 0	FCD/CoNiCrAlY
D2t1 D4t1	1.99 1	35.4 ± 7.5 21.0 ± 5.1	41.8 21.0	0.18 0	
D2t1 D4t1	1.99 1	91.9 ± 5.0 50.7 ± 6.1	100.9 50.7	0.10 0	FCD/80Ni-20Cr
D2t0.5 D4t0.5	2.01 1	8.6 ± 1.7 3.8 ± 0.5	7.6 3.8	0.12 0	SUS/ZrO ₂ -8Y ₂ O ₃

平均値を基準にして $\sqrt{q_L}$ 値の比率から予測した強度を $P\sigma_0$ に示す。予測誤差は、FCD/CoNiCrAlY の D2t1 の場合に最も大きく、約18%である。他の条件ではほとんど10%以下の誤差で予測されており、予測精度は良好である。井上らのデータが $\sqrt{q_L}$ 値の比で評価できていると思われる。

以上のように、エネルギー解放率をパラメータとする強度評価方法は、引張試験・ねじり試験ともに高々20%の誤差で整理されており、工学的に有効な強度評価方法であると思われる。

5. 結 論

溶射部材の強度評価を行う試験方法として、ねじり試験法を提案し、実験結果を用いて強度評価の考察を行った。得られた結論を以下に示す。

1) 自作したねじり試験機で溶射部材をねじり試験した結果、10%以下のばらつきで、再現性のよい実験結果を得ることができた。

2) プラスティングにより生じる塑性変形は、強度評価の試験結果に影響を及ぼす危険性のあることを指摘した。

3) インプラント試験片の半径と試験片長さが溶射皮膜厚さの4倍以上のとき、残留応力によるエネルギー解放率 q_R は試験片の大きさの影響を受けなくなる。

4) エネルギー解放率による強度評価は、ねじり試験・引張試験ともに有効である。

参 考 文 献

- 1) 例えば JIS H8304-1990.
- 2) D. Bohme: Modification of a known and development of a new testing method for the determination of the adhesive

strength of thermal sprayed coatings.

- 3) DIN 50160.
- 4) 日本機械学会, 第68期全国大会講演会, 1990東北大学.
- 5) 服部敏雄, 坂田荘司, 初田俊男, 坂上元: 応力特異場パラメータを用いた接着界面強度評価, 日本機械学会論文集 (A編), Vol. 54, No. 499 (1988), p. 597-602.
- 6) 結城良治, 鄭南龍, 石川晴雄, 中野禪: 接着継手の混合モード破壊基準, 材料, Vol. 39, No. 443 (1990), p. 1095-1100.
- 7) 井上好章, 小野豊明, 納富啓, 出羽昭夫, 豊田政男, 塚本光夫: 引張り型ビンテストによるプラズマ溶射皮膜の界面強度評価法, 溶接学会全国大会講演概要, 第47集 (1990), p. 242.
- 8) 寺崎俊夫, 秋山哲也, 平居孝之, 瀬尾健二: 溶射材に生じる界面端部近傍の残留応力について, 溶接学会論文集, Vol. 9, No. 3 (1991), p. 112-118.
- 9) 寺崎俊夫, 秋山哲也, 瀬尾健二, 平居孝之: 界面端部近傍に生ずる残留応力について, 溶接学会論文集, Vol. 8, No. 4 (1990), p. 478-492.
- 10) 寺崎俊夫, 秋山哲也, 金子友義: 溶射材の界面強度を評価する試験方法の提案, 溶接学会全国大会講演概要, 第47集 (1990), p. 248.
- 11) A.K. Rao: Stress Concentrations and Singularities at Interface Corners, ZAMM 51 (1971), 395-406.
- 12) 白鳥正樹, 三好俊郎, 松下久雄: 数値破壊力学, 1988, 実教出版.
- 13) 寺崎俊夫, 秋山哲也, 瀬尾健二: 異材継手の界面端部に存在するき裂の q 値について, 溶接構造委員会 WD-7-90.
- 14) 納富啓, 児玉克, 小野豊明, 井上好章, 川野正和, 谷昇: プラズマ溶射皮膜の残留応力測定に関する研究, 溶接学会論文集: Vol. 6, No. 3 (1988), p. 341-347.
- 15) 福田敬二, 金裕哲, 秋山哲也, 寺崎俊夫: 固有ひずみの概念による溶射材に生じる残留応力の推定方法について, 溶射, Vol. 27, No. 3 (1990), p. 1-8.
- 16) 井上好章氏の私信.