

電機用金属—黒鉛質ブラシの熱衝撃試験による 限界電流密度の評価

車田 亮*¹, 李 再紀*², 佐藤千之助*¹,

田原和雄*³, 山下信行*³, 庄 靖彦*⁴

(平成2年8月31日受理)

Evaluations of the critical current densities for metaric—graphite
brushes by means of thermal shock testings.

Akira KURUMADA*¹, Jae-ki LEE*², Sennosuke SATO*¹,
Kazuo TAWARA*³, Nobuyuki YAMASHITA*³, Yasuhiko SHO*⁴,

ABSTRACT—In this study, a particular attention is paid to the fact that the electrical and mechanical contacts between a brush and a commutator surface is a number of localized contact. Then the critical current densities that lead to thermal stress fractures in the locally heated areas and the periphery are driven analytically by means of fracture mechanics approach. A equation of the critical current density involves material properties of the thermal shock resistance parameter $\Delta(= \sigma_t k / E \alpha$, Where σ_t is tensile strength, k is thermal conductivity, E is Young's modulus and α is thermal expansivity). Another equation involves the thermal shock toughness parameter $\nabla(= K_{Ic} k / E \alpha$, where K_{Ic} is the mode I fracture toughness). The critical current densities were calculated for four kinds of metaric—graphite brush materials using the nonlinear properties of voltage drop and the thermal shock resistance and the fracture toughness determined experimentally. The calculated critical current densities are correlated well with data of wear rate in the different conditions of practical operations.

-
- * 1 茨城大学工学部機械工学科 (日立成沢町)
Mechanical Engineering, Faculty of Engineering, Ibaraki University, Hitachi 316, Japan.
 - * 2 茨城大学大学院工学研究科, 現在, ディーゼル機器 (東松山市)
Graduate student, Ibaraki University, Present; Diesel Kiki co., Ltd., Higashimatsuyama 355, Japan.
 - * 3 日立製作所日立研究所 (日立市幸町)
Hitachi Research Laboratory, Hitachi Ltd., Hitachi 317 Japan.
 - * 4 日立化成工業株式会社茨城研究所 (日立市鮎川町)
Ibaraki Research Laboratory, Hitachi Chemical co., Ltd., Hitachi 316, Japan.

1. 緒 論

先に電機用カーボンブラシの限界電流密度は佐藤ら⁽¹⁾によりブラシと整流子面との間の電氣的ならびに機械的接触が局所的な縮流接触状態であることを注目して評価された。それはブラシの摺動接触面の局部発熱による熱応力破壊が摩耗を生ずる原因と考え、ブラシの集電できる限界電流密度が局部加熱領域でのせん断熱応力とその周縁部での引張熱応力により破壊を生じる限界として破壊力学的な検討を行った。そして、この限界電流密度は材料物性的にみて熱衝撃抵抗⁽²⁾のパラメータ Δ ($=\sigma_t k/E\alpha$, σ_t は引張強度, k は熱伝導率, E は縦弾性係数, α は熱膨張係数)及び熱衝撃破壊靱性⁽³⁾のパラメータ ∇ ($=K_{Ic} k/E\alpha$, K_{Ic} はモードI型の破壊靱性値)の関数で表されることを明らかにした。

本研究は大電流密度用として苛酷な条件で実用される金属-黒鉛質ブラシについて円板状試験片の中心領域を非定常的にジュール加熱する方法により、これらのパラメータの実験的評価を行い、次いで、接触電圧降下に関する実験式を導入して限界電流密度の評価を行った。そして、ここに提示した限界電流密度は実用される許容電流密度と比較してよい相関性を有することを明らかにする。

2. 限界電流密度の評価

Fig.1 はブラシと整流子との間に薄いアルミ箔を挿入し、パルス状に電流を流した場合のアルミ箔表面の観察結果である。図中の黒色部はアルミ箔が熔融した状態を示し、ブラシと整流子が縮流接触⁽⁴⁾により実際には見掛けの接触面積のごく一部が接触しているに過ぎないことを示している。これら機械的に接触している部分をHertz⁽⁵⁾にちなみh-spotおよび電氣的に接触している部分をHolm⁽⁶⁾のa-spotとし、ブラシの限界電流密度を破壊力学的に解析する。 $100\mu\text{m}$

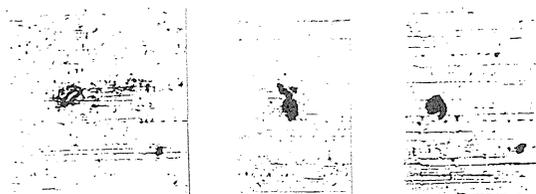


Fig.1 An observation of a-spots on aluminium foil placed between carbon brush and commutator

2・1 a-spotおよびh-spotにおける発熱量

a-spotの平均電流密度 \bar{i}_a はブラシの平均電流密度を \bar{i} 、機械的および電氣的接触集中度をそれぞれ ξ_1 および ξ_2 とすると次式で表される。

$$\bar{i}_a = \bar{i} / \xi_1 \xi_2 \quad (1)$$

また、ブラシと整流子との間の接触電圧降下 \bar{v}_s はBaileyとCleghorneの⁽⁷⁾非線形関係式より次式で表される。

$$\bar{v}_s = v_1 (\bar{i})^{1/n} \quad (2)$$

ここで、 v_1 はブラシの単位電流密度に対する接触電圧降下値で、 n はブラシの正負の極性により変わる1以上の定数である。したがって、a-spotにおける平均ジュール発熱量 \bar{Q}_a は次式で表される。

$$\bar{Q}_a = \bar{i}_a \times \bar{v}_s = v_1 (\bar{i})^{(n+1)/n} / \xi_1 \xi_2 \quad (3)$$

次に、h-spotにおける平均摺動摩擦発熱量 \bar{Q}_h はブラシの平均接触圧力を p 、整流子の摺動速度を \bar{v} 、および接触面の摩擦係数を f とすると次式で表される。

$$\bar{Q}_h = f p \bar{v} / j \xi_1 \quad (4)$$

ここで j は仕事の熱当量 (0.102 k g m/W s) である。したがって、a-spot内での単位面積当たりの発熱量 Q_{ah} はa-spotにおける平均ジュール発熱量 \bar{Q}_a とh-spotにおける平均摺動摩擦発熱量 \bar{Q}_h との和として求められる。

$$Q_{ah} = \bar{Q}_a + \bar{Q}_h = \left\{ v_1 (\bar{i})^{(n+1)/n} \div \xi_1 \xi_2 + f p \bar{v} / j \xi_1 \right\} \quad (5)$$

2・2 厚肉円板の偏心局所加熱による非定常熱応力

Fig.2 は前述の、ブラシ面におけるa-spotまたはh-spotによる熱応力状態を円板の偏心局所加熱問題にシミュレートしたものである。このような円板半径 R および板厚 L の厚肉円板に対する偏心局所加熱による非定常無次元熱応力 σ は竹内ら⁽⁸⁾により、次式で表される。

$$\bar{\sigma} = \sigma (1 - \nu) k / E \alpha Q_0 R \quad (6)$$

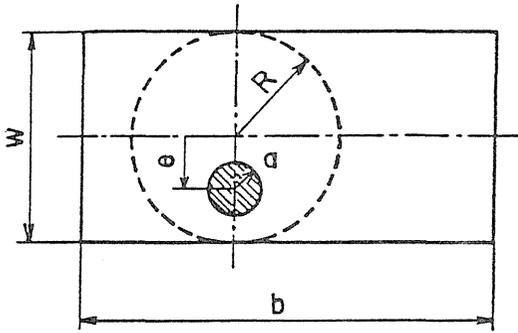


Fig.2 Simulation of local heating of sliding face of brush by a thermal stress problem of a thick disk heated at an eccentric position on the end surface

ここで、 σ は実際の熱応力、 ν はポアソン比および Q_0 は単位面積単位時間当たりの加熱量である。Fig.3 は、一例として円板直径とその厚さの等しい厚肉円板において加熱半径比 $a/R=0.2$ 、偏心率 $e/R=0.5$ 、 $K = \{ (1 + \nu) / (1 - \nu) \} Q_0 \alpha R / k = 1$ なる場合の無次元温度 \bar{T} 、半径および円周方向の無次元熱応力 $\bar{\sigma}_{rr}$ および $\bar{\sigma}_{\theta\theta}$ を示す。図によると、無次元熱拡散時間 τ が 0.5 以上になると温度分布 \bar{T} がほぼ一定となり、 $\bar{\sigma}_{rr}$ および $\bar{\sigma}_{\theta\theta}$ の応力分布がほぼ最大値に収れんする。また、加熱円の中心では $\bar{\sigma}_{rr}$ および $\bar{\sigma}_{\theta\theta}$ がともに著しい集中的な圧縮応力であり、加熱円に近接する外周縁では $\bar{\sigma}_{rr}$ はゼロで $\bar{\sigma}_{\theta\theta}$ は引張応力である。また、加熱縁に遠い外周縁では $\bar{\sigma}_{rr}$ および $\bar{\sigma}_{\theta\theta}$ がともに急速にゼロに低下する。実際のブラシ面には軸方向の接触圧力 $\bar{\sigma}_{zz}$ を受けるが、 a -spot 中心では $\bar{\sigma}_{zz}$ がゼロの場合に最も厳しいほぼ等二軸圧縮応力場になり、 a -spot に近接する外縁部では単軸引張応力場になる。したがって、脆性材料の破壊基準⁽⁹⁾ に従い a -spot 中心ではせん断応力 $\bar{\tau}_s (= -\bar{\sigma}_{\theta\theta} / 2)$ によるモード II の応力拡大係数が限界のモード II の破壊靱性値 K_{IC} に達した時破壊すると考えられるし、 a -spot に近接する外縁部では $\bar{\sigma}_{\theta\theta}$ による引張応力が限界の引張強度 σ_t に達したとき破壊すると考えられる。

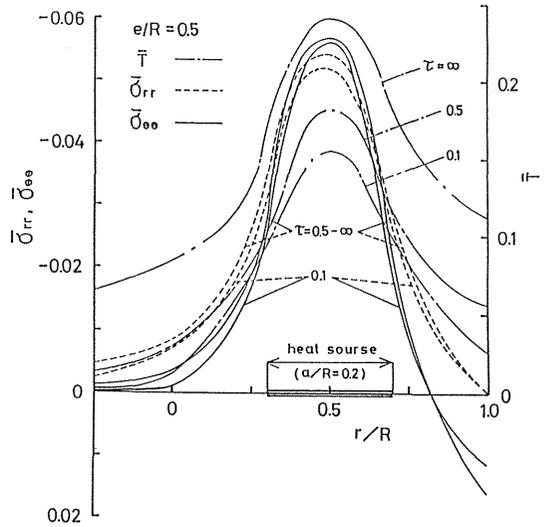


Fig.3 Transient distributions of temperature and thermal stresses in a thick disk.

2・3 a-spot 中心の熱応力破壊

a -spot 中心の無次元せん断熱応力 $\bar{\tau}_s$ は前項により次式で表される。

$$\bar{\tau}_s = (K_{IIc} / \xi_3 \sqrt{\pi C}) \times (1 - \nu) k \div E \alpha Q_0 R = (\xi_4 K_{IIc} / \xi_3 \sqrt{\pi C}) \times (1 - \nu) k / E \alpha Q_0 R \quad (7)$$

ここで、熱応力によるモード II の破壊靱性値 K_{IIc} の制度の高い測定は困難であるため、 K_{IC} の実験から推定することにし、 ξ_4 をモード I およびモード II の破壊靱性値の比 (K_{IIc} / K_{IC}) とする。また、 ξ_3 は C なるコイン状き裂に対する形状係数である⁽¹⁰⁾。上式中の加熱量 Q_0 に a -spot 内の単位面積当たりの発熱量 Q_{ah} を代入し、 $R = b / 2$ とおき、ブラシの平均電流密度 \bar{i} で整理し、その平均電流密度 \bar{i} がブラシ材料の許容しうる限界の電流密度に達したときに破壊が生ずるとして、その限界電流密度を $\bar{i}_{max} (\nabla)$ として求めると次式で表される。

$$\bar{i}_{max} (\nabla) = \{ (K_{IIc} k / E \alpha) \xi_1 \xi_2 \xi_4 \times (1 - \nu) \bar{\tau}_s \nu_1 \div \{ \xi_3 (b / 2) \sqrt{\pi C} \} - f p \nu \xi_2 / j \nu_1 \}^{n / (n+1)} \quad (8)$$

ただし、a-spotまわりには摺動摩擦のみにより多少の発熱があり、内部の熱応力を幾分緩和させるため、上式の限界電流密度は最も厳しい条件におけるものとなる。

a-spot中心の熱応力破壊は平均電流密度が上式で求められる限界電流密度 \bar{i}_{max} (▽) に達した場合に起こるが、上式は数多くの物性因子を含んでおり、これらの値を個々に求めることは非常に複雑である。しかし、ここで注目すべき点は \bar{i}_{max} (▽) が $(K_{IC}k/E\alpha)$ という物性パラメータを含んでいることである。この $(K_{IC}k/E\alpha)$ は佐藤ら⁽³⁾ によってさきに熱衝撃破壊靱性 ∇ と定義されたものであり、a-spot中心の熱応力破壊に対するブラシ材料の性能評価には熱衝撃破壊靱性 ∇ の試験法が利用できる。

2・4 ブラシ外縁部の熱応力破壊

a-spotまたはh-spotが外縁部に近接しているときは、円周方向の無次元熱応力 $\bar{\sigma}_{\theta\theta}$ が大きくなり、ブラシ材料の引張強度 σ_t を上回り、熱応力破壊する可能性がある。ブラシ外縁部の円周方向の無次元熱応力 $\bar{\sigma}_{\theta\theta}$ は前項と同様、加熱量 Q_0 にa-spot内の単位面積当たりの発熱量 Q_{an} を代入し、 $R=b/2$ とおくと次式で表される。

$$\bar{\sigma}_{\theta\theta} = \sigma_{\theta\theta} (1-\nu) k/E\alpha (b/2) \times \{ \nu_1 (\bar{i})^{(n+1)/n} / \xi_1 \xi_2 + f p \bar{\nu} \div j \xi_1 \} \quad (9)$$

ここで、 $\sigma_{\theta\theta}$ は実際の熱応力であり、破壊を生ずる限界には引張強度 σ_t と等しくなる。上式をブラシの平均電流密度 \bar{i} で整理し、その平均電流密度 \bar{i} がブラシ材料の許容しうる限界の電流密度に達したときに破壊が生ずるとする。この限界電流密度を \bar{i}_{max} (△) として求めると次式で表される。

$$\bar{i}_{max} (\Delta) = \{ (\sigma_t k/E\alpha) \xi_1 \xi_2 \times (1-\nu) / \bar{\sigma}_{\theta\theta} \nu_1 \div (b/2) - f p \bar{\nu} \xi_2 \div j \nu_1 \}^{n/(n+1)} \quad (10)$$

前項と同様にブラシ外縁部の熱応力破壊は平均電流密度が上式で求められる限界電流密度 \bar{i}_{max} (△) に達した場合に起こるが、上式は数多くの物性因子を含んでおり、これらの値を個々に求めることは非常に複雑である。しかし、ここで注目すべき点は \bar{i}_{max} (△)

が $(\sigma_t k/E\alpha)$ という物性パラメータを含んでいることである。この $(\sigma_t k/E\alpha)$ は佐藤ら⁽²⁾ によってさきに熱衝撃抵抗 Δ と定義されるものであり、ブラシ外縁部の熱応力破壊に対するブラシ材料の性能評価には熱衝撃抵抗 Δ の試験法が利用できる。

3. 金属-黒鉛質ブラシ

金属-黒鉛質ブラシは電気抵抗率がブラシの中で最も低く良好な電導性と摺動性を有し、大電流、低電圧用に適している。^(7,11) Table 1 は本研究に用いた日立化成工業㈱において製造された4種類の金属-黒鉛質ブラシの一般物性を示す。H-300は低電圧発電用ブラシ、H-302、H-305およびH-307は自動車スタータ用ブラシである。それらの4種類の銅の含有率はそれぞれ86、72.5、45および26.5%であり、金属含有率を増加すると密度が増加し、電気比抵抗 ρ およびショア硬さ H_s が減少する。

Table 1 Physical properties of metallic-graphite brush specimens.

Property	Specimen			
	H-300	H-302	H-305	H-307
Copper content (wt%)	86	72.5	45	26.5
Density γ (g/cm ³)	5.74	4.38	2.95	2.21
Electric resist. ρ ($\mu\Omega \cdot cm$)	6	18	570	940
Bending strength σ_b (MPa)	48.0	23.5	30.4	21.6
Shore hardness H_s	10	14	19	23
Young's modulus E (GPa)	41.2	22.1	22.1	27.0
Coef. of friction f	0.15	0.15	0.19	0.15

4. 実験方法

4・1 熱衝撃抵抗

熱衝撃抵抗 Δ は半径 R 、厚さ h の円板の中心半径 a なる領域をステップ状に加熱量 $Q (= q R^2/k, q = \beta W/\pi a^2 h, \beta$ は加熱効率および W は加熱電力)で一様加熱し、円板の周縁部における円周方向熱応力がその材料の引張強度 σ_t に達して破壊すると考えると、その限界の電力値 W を測定することにより、熱応力に關与する機械的および熱的物性値を一括した次式で求められる⁽²⁾。

$$\Delta = \sigma_t k/E\alpha = S_* \beta W/\pi h (a/R)^2 \quad (11)$$

ここで S_* は無次元熱拡散時間 τ が0.25に対する最

大無次元熱応力であり, 本研究の加熱半径比 $a/R=0.7$ の場合は $S_* = 0.03227$ である。また, 試験片円板は直径 20mm, 厚さ 2mm である。

4・2 熱衝撃破壊靱性

熱衝撃破壊靱性 ∇ は縁スリットを有する円板に対して前項と同様にジュール加熱を行い, 縁スリット先端の応力拡大係数がモード I の破壊靱性値 K_{Ic} に達して破壊すると考え, スリット先端から熱応力き裂が伝播する限界の電力値 W を測定することにより, 熱衝撃と破壊靱性に関する物性値を一括した次式で求められる。⁽³⁾

$$\nabla = K_{Ic} k / E \alpha = F_1 \sqrt{\pi C} \beta W / \pi h (a/R)^2 \quad (12)$$

ここで F_1 は熱応力による円板の縁スリット先端における無次元応力拡大係数であり, 本研究の加熱半径比 $a/R=0.7$, スリット寸法比 $C/R=0.2$ の場合は $F_1=0.0408$ である。また, 縁スリットは長さ 2mm, 幅 0.2mm で, スリット先端の曲率半径が $50 \mu m$ 以下である。また, 熱衝撃抵抗および熱衝撃破壊靱性試験における加熱時間 t_* は熱拡散率 κ ⁽²⁾ の測定により幾分余裕をとり $t_* = 3 \text{ sec}$ 一定とした。

4・3 曲げ強度および破壊靱性

曲げ強度 σ_b は円板試験片直径の 9 割の周縁を支点とし Hertz の接触圧力分布を考慮し次式で求められる。

$$\sigma_b = \{9.9864 + 1.0112 (b/R) - 164.2 (b/R)^2 + 540.6 (b/R)^3 - 436 (b/R)^4\} p/Rh \quad (13)$$

ここで b は接触部の半径, p は負荷荷重である。

モード I および II の破壊靱性値 K_{Ic} および K_{IIc} は中心スリットを有する円板の直径方向の圧裂試験において, 中心スリットの傾き角度 θ を変えることにより次式で求められる⁽¹²⁾。

$$K_{Ic}, K_{IIc} = N_{IH}, N_{IIH} \sqrt{C/\pi} (p/Rh) \quad (14)$$

ここで N_{IH}, N_{IIH} は Hertz の接触幅を考慮したモード I および II の応力拡大係数で次式により決定される。

$$N_{IH}, N_{IIH} = N_{IP}, N_{IIP} \{1 - (b/R^2)\} / \delta_{I, II} \quad (15)$$

ここで N_{IP} および N_{IIP} は集中荷重による場合のスリット先端のモード I および II の応力拡大係数で, 本研究の $C/R=0.4$ の場合には $N_{IP}=1.234$, $N_{IIP}=1.977$ である。また, δ_I および δ_{II} はスリット寸法比 C/R と接触幅比 b/R の関数で, それぞれ次式により表される。

$$\delta_I = 1 + \{1.45 - 7.8 (C/R) + 14.7 (C/R)^2\} (b/R)^2 \quad (16)$$

$$\delta_{II} = 1 + \{-0.08 - 0.9 (C/R) + 2.2 (C/R)^2\} (b/R)^2 \quad (17)$$

ここで, モード I および II の破壊靱性値に対するスリットの傾き角度 θ は $C/R=0.4$ の場合にはそれぞれ $\theta = 0^\circ$ および 25.2° である⁽¹²⁾。

5. 熱衝撃試験装置

5・1 加熱効率 β の評価

熱衝撃試験は円板試料を上下の黒鉛電極にはさみ, ジュール加熱することにより行った。この場合円板試料の加熱に用いられた電力は上下電極の加熱や熱伝達による損失を控除しなければならない。

本研究において試料表面と電極表面の損失程度が全く同様であったため, 上および下の接触抵抗 R_{s1} および R_{s2} による発熱量の半分が試料を加熱すると考えられる。また, R_{s1} および R_{s2} は試料重量により幾分違うと考えられるが, 予備実験より R_{s1} および R_{s2} を測定比較したところ, 両者の間にはまったく差異が無く, 両者と接触抵抗 R_s で置き換えることができる。よって, 加熱電力 W_0 は次式で表される。

$$W_0 = i^2 (R_{s1}/2 + R_0 + R_{s2}/2) = i^2 (R_0 + R_s) \quad (18)$$

ここで, i は電流, R_0 は試料の抵抗である。

さて, R_0 を含めた上および下の接触抵抗間の電力を W' とし, 試料と電極との接触面の電力を W_s とすると次式で表される。

$$W'_0 = i^2 (R_s + R_0 + R_s) \quad (19)$$

$$W_{s_0} = i^2 R_s \quad (20)$$

ここで、 W_0 および W_{s_0} は2, 5および10mm離れた接触抵抗間の電力の実験値を外挿して求めた。以上より、 W_0 は次式で表される。

$$W_0 = W' - W_{s_0} = \beta W \quad (21)$$

ここで β は加熱効率、 W は実験状態で測定される電力値である。

Fig.4 は金属-黒鉛質ブラシ (H-305) の W , W_0' , W_{s_0} および加熱効率 β を電流の関数として示したものである。加熱効率 β は0.4~0.5であり、電流により徐々に減少する傾向を示している。ここに得られた β は熱衝撃抵抗および熱衝撃破壊靱性の算出に用いられる。

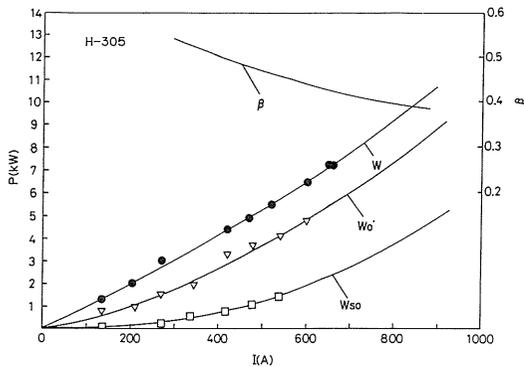


Fig.4 Calibration of heating efficiency of metallic-graphite brush.

6. 実験結果および考察

6.1 熱衝撃抵抗および熱衝撃破壊靱性

Photo.1 は熱衝撃抵抗試験における典型的な破壊状況を示す。熱応力き裂は円板の外周から中心に向かい進展し、そのき裂は金属および黒鉛粒界に沿い、欠陥などの空隙を逢うように進展している。

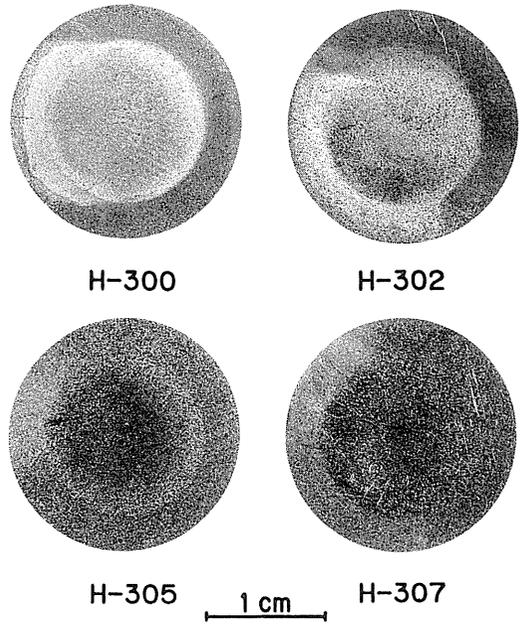


Photo.1 Typical fracture in the thermal shock resistance testing of metallic-graphite brush.

Table 2 はここに得られた結果の平均値を一括して示す。

Table 2 Experimental results of metallic-graphite brush.

Metallic-Graphite	H-300	H-302	H-305	H-307
Bending strength σ_b (MPa)	78.1	25.6	36.1	28.6
Deflection in bending testing δ (mm)	0.85	0.42	0.13	0.14
Fracture Toughness				
mode I K_{Ic} (MPa·m ^{1/2})	0.88	0.30	0.42	0.40
mode II K_{IIc} (MPa·m ^{1/2})	1.07	0.42	0.61	0.63
K_{IIc} / K_{Ic}	1.2	1.4	1.5	1.6
Thermal diffusivity α (mm ² /s)	77.4	53.0	62.8	35.4
Thermal shock resistance Δ (W/cm)	364	352	293	158
Thermal shock fracture toughness ∇ (W/cm ^{1/2})	278	252	246	156
Equivalent crack length $C_e = (\nabla/\Delta)^2/\pi$ (cm)	0.19	0.16	0.22	0.33

Fig.5 は熱衝撃抵抗試験における加熱電力の測定値を示し, 図中の白および黒丸印は, それぞれ熱衝撃破壊をしなかった電力値および破壊した電力値を示す。図によると4種類の金属-黒鉛質ブラシの中ではH-300がもっとも破壊し難いことがわかる。

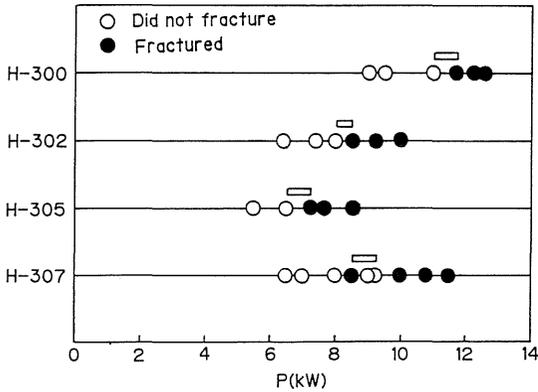


Fig.5 Electric powers in the thermal shock resistance testing of metallic-graphite brush.

Fig.6 は熱衝撃破壊を生じなかった電力の最大値と破壊を生じた電力の最少値により決定された熱衝撃抵抗 Δ の範囲を示す。図によると熱衝撃抵抗 Δ は試料H-300が364W/cmと最大でH-307が158W/cmと最少値を示し, 銅の含有量が多いほど大きな値を示す傾向がある。

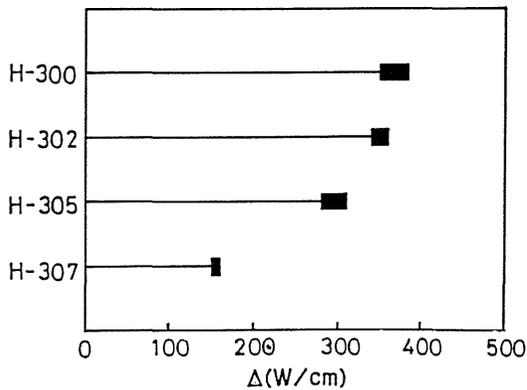


Fig.6 Thermal shock resistance of metallic-graphite brush.

Photo.2(a)は熱衝撃破壊靱性試験における典型的な破壊状況を示し, Photo.2(b)は縁スリット先端からの熱応力き裂の進展の状況を示す。

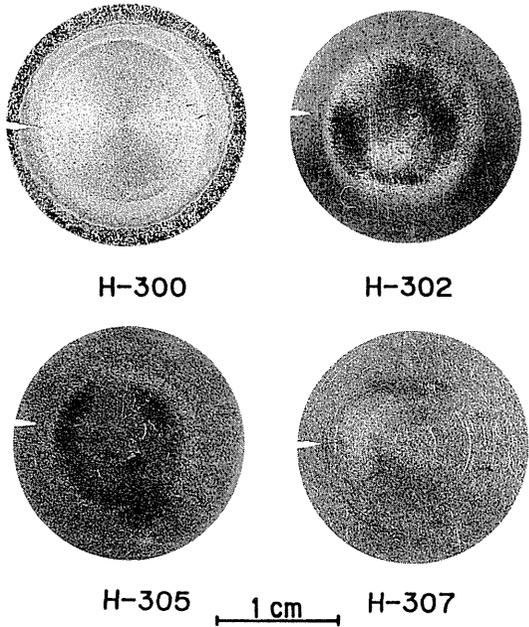


Photo.2(a) Typical fracture in the thermal shock fracture toughness testing of metallic-graphite brush.

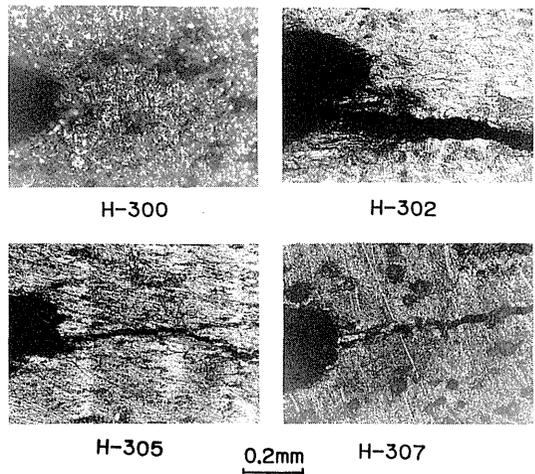


Photo.2(b) Typical fracture path in the thermal shock fracture toughness testing of metallic-graphite brush.

Fig.7 は熱衝撃破壊靱性試験における熱衝撃破壊を生じなかった電力値および破壊した電力値を示す。

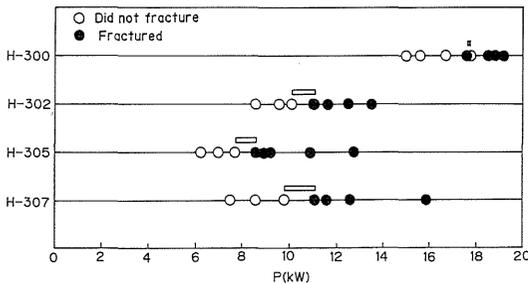


Fig.7 Electric powers in the thermal shock fracture toughness test for metallic-graphite brush.

Fig.8 は熱衝撃破壊靱性 ∇ の範囲を示す。図によると熱衝撃破壊靱性 ∇ は熱衝撃抵抗 Δ と同様に試料H-300が $278\text{ W/cm}^{1/2}$ と最大でH-307が $156\text{ W/cm}^{1/2}$ と最少値を示し、銅粉の含有量が多いほど大きな値を示す傾向がある。ここで、これらの理由を熱衝撃抵抗 Δ ($=\sigma_t k/E\alpha$) および熱衝撃破壊靱性 ∇ ($=K_{IC} k/E\alpha$) のパラメータにより考えてみる。耐熱衝撃的には σ_t 、 K_{IC} および k が大きく、 E および α が小さい方がパラメータ的に優れた耐熱衝撃性を示す。そこで、 σ_t はTable 2の円板曲げ強度 σ_b で代用し、 K_{IC} はTable 2の値を、 E はTable 1の値を用い、 k は熱拡散率 κ で代用し、 α は通常のブラシ材の平均的な一定値にしてパラメータの値を概算してみる。その値の絶対的な大きさを無視し、その大小関係のみを考えると、試料H-300が最大値を示し、H-307が最少値となり、本実験結果の傾向と非常によく一致する。このことは本実験データの信頼性を示す一つの理由である。また、これらブラシの熱衝撃抵抗 Δ および熱衝撃破壊靱性 ∇ の大小は前述の理論的考察のように限界電流密度 $\bar{i}_{max}(\Delta)$ および $\bar{i}_{max}(\nabla)$ の大小関係を示しているものと考えられる。

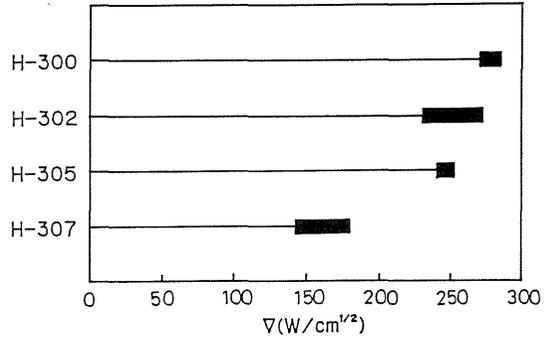


Fig.8 Thermal shock fracture toughness of metallic-graphite brush.

ここで、熱衝撃抵抗 Δ ($=\sigma_t k/E\alpha$) および熱衝撃破壊靱性 ∇ ($=K_{IC} k/E\alpha$) のパラメータとブラシ性能との関係について考えてみる。 σ_t は σ_b と非常に相関性があり、 σ_t および σ_b が大きいほど非荒損性および耐摩耗性がよい。また E は小さい方が摺動接触において座乗性がよく整流性能がよい。 k は電気比抵抗 ρ と密接な関係がある。 ρ が小さいものすなわち k が大きいものが整流性の良い場合が多い。 α は小さい方が使用中の温度上昇によって熱ひずみを生ずることが少なく、ブラシ保持器との間の固着を生じるおそれがない。また、 (σ_t/E) は熱応力による破壊ひずみ ϵ_f に対応するもので、 ϵ_f が大きく、延性に富む材料は非荒損性がよい。また、この ϵ_f が大きいほうが当然固体粘性が大きいと考えられる。 K_{IC} はき裂に対する抵抗性を示すもので、 K_{IC} が大きい方がき裂の発生が少なく、粒子の欠陥や欠落を生じ難く、耐摩耗性に富む。また、 (K_{IC}/E) は接触面の塑性域の大きさ r_p と関係があり、 r_p が大きい方が延性に富み非荒損性、耐摩耗性および整流性能がよいと考えられる。以上のように耐摩耗性、整流性、非荒損性および座乗性の4つの要件のすべてについて、物的には熱衝撃抵抗 Δ および熱衝撃破壊靱性 ∇ を大きくするような傾向が要求され、 Δ および ∇ の値の大きい方がブラシの性能を総合的に向上させる。このことは本研究の理論的考察の一つの妥当性を示すものといえる。

6・2 曲げ強度および破壊靱性

円板曲げ強度 σ_b はH-300が 78.1 MPa と最大でH-302が 25.6 MPa と最少値を示した。H-300の σ_b の値はTable 1に示した σ_b の値よりかなり大き目の値を示した。この理由の1つは曲げ試験に

おける変位 δ が示すように, H-300 が86%も銅を含有し, 塑性変形が著しくその破壊状況が延性破壊に類似したためと考えられる。

モード I および II の破壊靱性値 K_{Ic} および K_{IIc} は H-300 が $0.88 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ および $1.07 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ と最大で, H-302 が $0.30 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ と最少値を示し, 前述の σ_b の大小関係と一致する。また, それらの比 K_{IIc}/K_{Ic} の値は1.2~1.6と脆性材料の1.1~1.3の値⁽¹²⁾より比較的大きな値を示し, 塑性の影響が無視できないと考えられる。

6・3 その他の性質

熱拡散率 κ の値は H-300 が $77.4 \text{ mm}^2/\text{s}$ と最大で, H-307 が $35.4 \text{ mm}^2/\text{s}$ と最少値を示した。ただし, H-302 は銅の含有量が72.5%と多いにもかかわらず多少小さめの値を示しており, 内部に製造上のヘアークラックが多数存在していると考えられる。このクラックの存在が前項の σ_b , K_{Ic} および K_{IIc} の値が最少値を示した理由と考えられる。

相当き裂長さ C_e は金属-黒鉛質ブラシの材料中に存在する多数の空隙等の欠陥の相互干渉効果やき裂先端でのダメージ等の効果を無限平板内の単一き裂に等価したものであり, 次式で求められる。

$$C_e = (K_{Ic} / \sigma_t)^2 / \pi = (\nabla / \Delta)^2 / \pi \quad (22)$$

C_e は H-302 が 0.16 cm と最少でき裂に対し敏感で, 破壊しやすいことを示し, 前述の製造上のヘアークラックの存在を裏づけている。

6・4 ブラシの摩耗速度

Fig.9 は $20 \text{ A}/\text{cm}^2$ の場合は本研究に用いた4種類のブラシ材の100時間当たりの摩耗速度を, また, それ以上の電流密度では H-302 と H-305 についてのパルス状電流による摩耗速度と電流密度の関係の実験例を示す。これによると $20 \text{ A}/\text{cm}^2$ の電流密度におけるブラシの摩耗速度は H-307 が最少で H-300 が最大で, 金属含有率が大なるほど摩耗速度が大である。しかし, 図によるとそれ以上の電流密度になると金属-黒鉛質ブラシの摩耗速度は電流密度により大幅に変化し, 比較的小電流密度下では金属含有率の大なる方が摩耗速度が大で, 大電流密度下では金属含有率の小なる方が摩耗速度が大である。したがって, ある電流密度を境にして摩耗速度が逆転するため使用電流

密度の条件によって金属-黒鉛質ブラシを選択する必要があると考えられる。これらの理由の1つとしては局部的熱衝撃破壊の発生後の破損粒子の性状が考えられる。すなわち, 金属含有率の大なるブラシは熱衝撃破壊を生じ難く, その限界電流密度が大であるが, ある局所に一たび破壊を生じた後は金属成分の多い破損粒子が直接摩擦を増大させ, 著しく摩耗を促進する可能性が考えられる。他方, 金属含有率の小なるブラシは熱衝撃破壊を生じ易くその限界電流密度が比較的小さいが, 破損粒子の中に潤滑性の良い黒鉛成分が多いため摩耗速度を軽減させ, 摩耗を抑制する傾向があると考えられる。一方, 大電流密度の領域では金属成分が多くても金属破損粒子が比較的高温下で, 黒鉛粒子に被覆され易く摩耗が軽減される傾向があり, 摩耗速度に逆転を生じるものと考えられる。このような大電流密度の領域は金属-黒鉛質ブラシの本来の性能を発揮するところで, 本研究で評価した限界電流密度の大なる金属含有成分の大きなブラシを使用する必要がある。

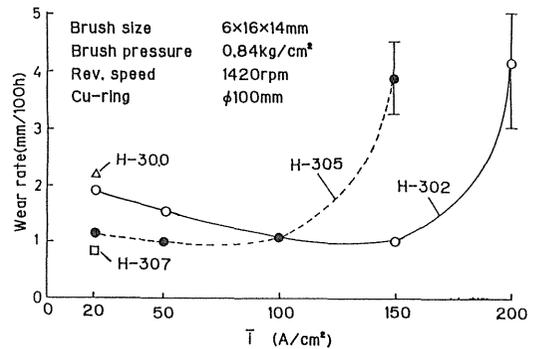


Fig.9 Relations between wear rate and current density tested for H-302 and 305.

また, 摩耗には機械摩耗と電気摩耗があり, 一般的には無電流の場合の摩耗より通電の場合の摩耗の方が多い。しかし, 通電によってブラシ温度が上昇すると摩擦係数は, 室温から80~100℃までは増大し摩耗も増え, 100~120℃では摩擦係数が減少し摩耗が減少し, 150℃以上では摩擦係数が急増し急激に摩耗が増大することが知られている⁽¹³⁾。したがって, 本研究に用いた金属-黒鉛質ブラシの場合は, 低電流の場合から一度摩耗が増大した後, 徐々に摩耗が減少し, ある一定以上の電流密度では急激に増大すると考えられる。

6・5 限界電流密度

4種類の金属-黒鉛質ブラシについて限界電流密度 \bar{i}_{max} (▽) および \bar{i}_{max} (△) を算出して見る。計算式に含まれる物性および定数はTable 2 の△及び▽を含む実験結果の平均値とTable 3 に示す値を仮定した。Table 3 において無次元熱応力 $\bar{\tau}_s$ および $\bar{\sigma}_{\theta\theta}$ はFig.1に示した最大値より求め、ブラシ圧力および速度 p および \bar{v} は摩耗速度の実験条件に対応した値とした。また、材料中のき裂の半長は相当き裂長さ C_e とした。

Table 3 Constants used in calculation.

ξ_1	Concentration factor of h-spot area	0.1
ξ_2	Concentration factor of a-spot area	0.1
ξ_3	Stress intensity factor	0.707
ξ_4	Ratio of fracture toughness	K_{Ic}/K_{IIc}
$\bar{\tau}_s$	Non-dimensional max shearing stress	0.0285
$\bar{\sigma}_{\theta\theta}$	Non-dimensional max hoop stress	0.016
ν	Poisson's ratio	0.2
$p\bar{v}$	Multiplication of pressure p and Velocity \bar{v} (kgfm/cm ² sec)	6.2
b	Width of metallic-graphite brush (cm)	2.0
c	Half crack length (cm)	$C_e(*)$
\bar{J}	Heat equivalent of work(kgfm/wsec)	0.102

*, C_e is equivalent crack length.

Table 4 はブラシの電圧-電流の関係式⁽⁷⁾中の v_1 および n の値により算出したa-spot中心における限界電流密度 \bar{i}_{max} (▽) とa-spot外周縁における限界電流密度 \bar{i}_{max} (△) の計算結果を正および負ブラシの場合に分けて示す。 \bar{i}_{max} (▽) および \bar{i}_{max} (△) は電流の流れの方向により変わり、H-300およびH-302は正ブラシの場合の方が、H-305およびH-307は負ブラシの場合の方が小さな値を示し、熱衝撃破壊を生じやすく、電流密度を優先的に支配する。また、H-300を除き \bar{i}_{max} (△) は \bar{i}_{max} (▽) より小さな値を示す傾向があり、a-spot近傍の引張による熱応力破壊の方が優先するものと考えられる。さらに、金属含有率の大なるH-300は \bar{i}_{max} (▽) および \bar{i}_{max} (△) が最大で、高電流用ブラシとして適合すると考えられ、金属含有量の小なるH-307は \bar{i}_{max} (▽) および \bar{i}_{max} (△) が最少であるが、許容電流密度(10~20A/cm²)を大幅に上回り、通常の使用条件下では十分な余裕をもって使用可能であると考えられる。

Table 4 Calculated results of the critical current densities for the relation; $V = v_1 i^{1/n}$

Specimen	Constant				Thermal shock parameters		Critical current density			
	v_1		n		▽	△	$\bar{i}_{max}(\nabla)$		$\bar{i}_{max}(\Delta)$	
	+	(*)	-	(*)			(A/cm ²)		(A/cm ²)	
					(W/cm ^{1/2})	(W/cm)	+	-	+	-
H-300	0.022	1.4	0.020	1.5	278	364	185.7	228.3	192.3	236.7
H-302	0.053	1.5	0.047	1.9	252	352	138.6	235.9	129.2	218.6
H-305	0.13	1.6	0.12	1.3	246	293	84.3	45.6	75.2	55.3
H-307	0.21	1.8	0.46	2.4	156	158	51.9	43.9	44.5	37.2

(*) + and - mean the positive and the negative brush, respectively

7. 結論

以上, 本研究はブラシ摺動面の縮流通電の観察からブラシの摩耗がブラシの接触面の局部発熱による熱衝撃破壊により起こるものとし, 限界電流密度の理論式を提出した。そして4種類の金属-黒鉛質ブラシについて, 熱衝撃抵抗および熱衝撃破壊靱性とブラシの摩耗速度との対応を中心に破壊力学的な検討を行った。その結果, 熱衝撃抵抗 Δ および熱衝撃破壊靱性 ∇ は金属含有量の異なるH-300が最大で金属含有量の異なるH-307が最少値を示し, 限界電流密度はH-300が最大で, H-307が最少値を示した。また, 実験による摩耗速度は摩耗粒子の形状や使用電流密度の範囲により変化し, 低電流密度の場合は金属含有量の異なるブラシの方が摩耗速度が小さく, 高電流密度の場合には金属含有量の異なる大きなブラシの方が摩耗速度が小さい傾向を示した。したがって, 高電流密度用としての金属-黒鉛質ブラシは金属含有量の異なる大きなブラシ材の方が耐摩耗性に優れていると評価された。このことは, 本研究で示したa-spotまわりの熱応力破壊が摩耗の原因として, 熱衝撃試験によるブラシの摩耗性能の評価が妥当なものであることを示している。

参考文献

- (1) S.Sato, A.Kurumada, Y.Sho and S.Motegi; 17th Conference on Carbon, (1985) P.219
- (2) S.Sato, K.Sato, Y.Imamura and J.Kon; Carbon, Vol.13 (1975) P.309
- (3) S.Sato, H.Awaji and H.Akuzawa; Carbon, Vol.16 (1978) P.103
- (4) 大久保勝弘; 炭素, 62 (1970) P. 95
- (5) H.Hertz, J.f.Math(Crelle), Bd. 92(1881) or Ges. Werke, Bd. 1, Leipzig, (1895) P.155
- (6) R.Holm; Electric contacts, Springer Verlag (1967)
- (7) 一木利信; 電気用ブラシの理論と実際, コロナ社, (1978) P.37
- (8) 竹内洋一郎, 石田良平, 辻 正利; 日本機械学会論文集A, 48巻, 430号 (1982,6) P. 747
- (9) S.Sato, H.Awaji, K.Kawamata, A.Kurumada and T.Oku; Nuclear Engineering and Design, Vol.103 (1987) P.291.
- (10) H.Tada; The Stress Analysis of Cracks Handbook, Del. Research. Corp.,(1973) 24-7
- (11) 炭素材料学会篇; 電気用ブラシとその使い方, 日刊工業新聞社 (1977) P. 57
- (12) H.Awaji and S.Sato; J.Eng. Mater. and Tech., ASME, Vol.101 (1979) P.139
- (13) 寺岡; 学振117 委員会, D-47-2 (1988, 10)