

# 電機用カーボンブラシの熱衝撃試験による 限界電流密度の評価

佐藤千之助\*, 車田 亮\*, 川又清弘\*,  
李 再紀\*\*, 高橋典義\*\*\*, 山下信行\*\*\*, 庄 靖彦\*\*\*\*,

(昭和63年 8月31日受理)

Evaluations of the critical current density  
of carbon brush by thermal shock testings.

Sennosuke SATO\*, Akira KURUMADA\*, Kiyohiro KAWAMATA\*,  
Lee Jae Ki\*\*, Noriyoshi TAKAHASHI\*\*\*, Nobuyuki YAMASHITA\*\*\*, Yasuhiko SHOU\*\*\*\*

**Abstract** — A brush for a rotating commutator collects a large current on the sliding surface and therefore generates localized heat where surface contact takes place. This produces wear and roughness which are caused by a number of complex factors.

In this investigation, particular attention was paid to the fact that the electrical mechanical contact between brushes and commutator surface is localized contraction contact. An attempt was made to analyze the fracture mechanics of the collected critical current density that leads to thermal breakdown in the locally heated areas and their peripheries. The collected critical current density is expressed as a function of the thermal shock resistance parameter  $\Delta (= \sigma_t \cdot k/E \cdot \alpha)$  and the thermal shock fracture toughness parameter  $\nabla (= K_{IC} \cdot k/E \cdot \alpha)$  where  $\sigma_t$  is tensile strength,  $k$  is thermal conductivity,  $E$  is Young's modulus,  $\alpha$  is thermal expansivity and  $K_{IC}$  is the mode "I" fracture toughness.

The collected critical current densities found for various brushes from the test results obtained when these parameters were applied correlated well with actual performance data.

## 1. 緒 論

炭素材料は高導電性、耐熱性に加えて自己潤滑性に富み、集電材として回転電機用ブラシの広い分野で利用されている。ブラシはその摺動面で瞬間的な電流の導電と遮断を繰り返しながら整流作用を行ない、また

は大電流集電を行なうので接触境界面での発熱に加えて、高負荷や高速摺動により摩擦熱の発生を伴う摩耗やあれを生じるものと考えられ、その損傷要因は非常に複雑多岐にわたる。<sup>(1,2,3,4)</sup>

本研究はブラシと整流子面との間の電氣的接触が局部的な縮流接触であることに注目し、接触面の局部発

---

\* 茨城大学工学部機械工学科(日立市中成沢町)

Department of Mechanical Engineering, Faculty of Engineering, Ibaraki University, Hitachi, 316, Japan

\*\* 茨城大学大学院工学研究科機械工学専攻(日立市中成沢町)

Graduate Student, Department of Mechanical Engineering, Faculty of Engineering, Ibaraki University, Hitachi, 316, Japan

\*\*\* 日立製作所(株)日立研究所(日立市幸町)

Hitachi Research Laboratory, Hitachi Ltd., Hitachi, 317, Japan

\*\*\*\* 日立化成工業(株)茨城研究所(日立市鮎川町)

Ibaraki Research Laboratory, Hitachi Chemical Co. Ltd., Hitachi, 316, Japan

熱による熱応力破壊が摩耗を生ずる原因とし、ブラシの集電限界電流密度は局部加熱領域での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解析を試みたものである。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<sup>(4)</sup>のパラメータ $\Delta(=\sigma_t k/E\alpha)$ 、 $\sigma_t$ は引張強度、 $k$ は熱伝導率、 $E$ は縦弾性係数、 $\alpha$ は熱膨張係数)及び熱衝撃破壊靱性<sup>(6)</sup> $\nabla(=K_{Ic}k/E\alpha)$ 、 $K_{Ic}$ 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する。次いで、4種類の代表的なブラシ材について本研究室において開発した円板形試験片の中心領域を非定常的にアーク放電加熱する方法により、これらパラメータの実験的評価を行ない、これがブラシの耐摩耗性能とよい対応を示すことを明らかにする。

## 2. 摺動接触面の発熱量

ブラシと整流子は見掛け上の全面で摺動接触しているのではなく、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すぎないことはHolm<sup>(1)</sup>のa-スポットとしてよく知られている。いま、ブラシの厚さと幅をそれぞれ $b$ と $w$ としその平均電流密度を $\bar{i}$ と表し、ブラシの見掛けの接触面積のごく一部の機械的に有効に接触している接触面をHertz<sup>(2)</sup>にちなみh-スポットと定義すると、その中の導電性の部分のa-スポット1個当たりの平均電流密度 $\bar{i}_{a1}$ は次式で表わされる。

$$\bar{i}_{a1} = \bar{i} / \xi_1 \cdot \xi_2 \quad (1)$$

ここで $\xi_1$ 及び $\xi_2$ はそれぞれ機械的接触集中率及び電気的接触集中率である。ブラシと整流子との間の接触電圧降下 $\bar{V}_1$ は従来、次式で表されている。

$$\bar{V}_1 = v_1 \cdot \bar{i}^{1/n_1} \quad (2)$$

ここで $v_1$ はブラシの単位電流密度当たりの接触電圧降下値、 $n_1$ はブラシの電流-電圧特性の非直線性を表す実験定数である。この接触電圧降下はさらに高次近似をすれば次式<sup>(3)</sup>で表される。

$$\bar{V}_2 = v_2 \cdot \bar{i}^{n_2} \cdot \exp\{m_2(\log_{10} \bar{i})^2\} \quad (3)$$

ここで、 $v_2$ 、 $n_2$ 、及び $m_2$ は実験定数である。(2)式はBaily<sup>(2)</sup>による一般による知られた接触電圧降下式、(3)式は最近大久保<sup>(3)</sup>により提出された高次近次式である。Fig. 1は一例としてブラシCについての接触電圧降下の実験結果を(2)及び(3)式で表わしたもので、後者の方が近似性がよい。

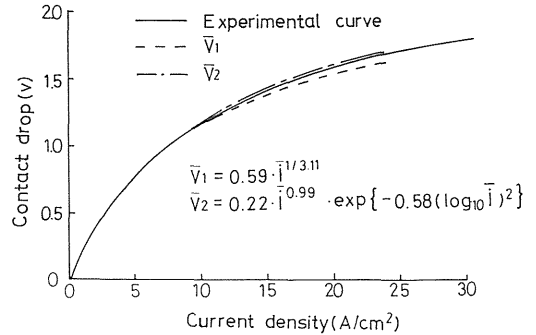


Fig. 1 Experimental curve of contact drop brush-C and the approximations by equations (2) and (3)

a-スポット1個当たりの平均ジュール発熱量 $\bar{Q}_{a1}$ は式(1)、(2)及び(3)により次式のように表わされる。

$$\bar{Q}_{a1} = \bar{i}_{a1} \cdot (\bar{V}_1 \text{ or } \bar{V}_2) = \bar{i} (\bar{V}_1 \text{ or } \bar{V}_2) / \xi_1 \cdot \xi_2 \quad (4)$$

h-スポット1個当たりの平均摺動摩擦熱量 $\bar{Q}_{h1}$ はブラシの平均接触圧力を $p$ 、整流子の摺動速度を $\bar{v}$ 及び接触面の摩擦係数を $f$ とすると次式で表わされる。

$$\bar{Q}_{h1} = f \cdot p \cdot \bar{v} / j \cdot \xi_1 \quad (5)$$

ここで、 $j$ は仕事と熱の当量である。したがって、a-スポット内での単位面積当たりの発熱量 $Q_a$ は式(4)及び(5)により次式で表わされる。

$$Q_a = \bar{Q}_{a1} + \bar{Q}_{h1} = \bar{i} \cdot (\bar{V}_1 \text{ or } \bar{V}_2) / \xi_1 \cdot \xi_2 + f \cdot p \cdot \bar{v} / j \cdot \xi_1 \quad (6)$$

上式ではa-スポット回りのh-スポットによる摺動摩擦発熱を無視している。このa-スポット回りの発熱は、a-スポット内部の熱応力を幾分緩和させるため、式(6)を用いて計算される熱応力は最も厳しい条件を与える。

## 3. 局部加熱による非定常熱応力

a-スポットやh-スポット近傍の熱応力は偏心円形熱源を持つ3次元非定常熱応力の場合に近似することにする。この熱応力問題は竹内<sup>(4)</sup>により厚円板の表面が局部加熱される場合として解析されている。この場合、一般に円板半径 $R$ 、板厚 $L$ の厚肉円板の無次元熱応力 $\bar{\sigma}$ は次式で表わされる。

$$\bar{\sigma} = \sigma (1 - \nu) k / E \cdot \alpha \cdot Q_0 \cdot R \quad (7)$$

ここで $\sigma$ は半径または円周方向の熱応力で境界条件により変化する。 $\nu$ はポアソン比、 $Q_0$ は単位面積単位時間

当りの加熱量である。

Fig.2は一例として円板直径とその厚さが等しい厚肉円板がその端面上で加熱半径 $a/R=0.2$ , 偏心率 $e/R=0.5$ なる加熱がある場合のその半径上の無次元の温度 $\bar{T}$ , 半径方向熱応力 $\bar{\sigma}_{rr}$ 及び円周方向熱応力 $\bar{\sigma}_{\theta\theta}$ の計算結果を示したものである。同図によると $\tau>0.5$ においては温度分布 $\bar{T}$ の形がほぼ一定になり, 熱応力はほぼ一定の最大値に収れんする。この応力は加熱円中心で $\bar{\sigma}_{rr}$ また $\bar{\sigma}_{\theta\theta}$ が共に最大の圧縮応力を生じ, 加熱円に近接する外周縁で $\bar{\sigma}_{\theta\theta}$ が最大の引張応力を生ずる。いま, この厚円板面上の円形加熱源をSaint-Venantの原理が成立するものとしてブラシの摺動面上のh-スポットまたはa-スポットにシミュレートすればその加熱中心では加熱位置や面積の大小はさておき軸方向の接触圧力 $\bar{\sigma}_{zz}$ が零の場合に最も厳しい二軸の熱応力場となる。一方, h-スポットまたはa-スポットに近接する外縁部では $\bar{\sigma}_{\theta\theta}$ による引張応力場となり, この応力がブラシの引張応力 $\sigma_t$ に達すると破壊を生ずる。これは破壊力学的にはモードIの応力拡大係数 $K_I$ が破壊靱性値 $K_{Ic}$ と等しくなったとき亀裂伝播が始まるものと考えられる。また, 圧縮応力が主なる多軸応力場では潜在する亀裂面方向のせん断応力 $-\bar{\sigma}_{\theta\theta}/2=\tau_s$ が破壊を支配するのでモードIIの応力拡大係数 $K_{II}$ が破壊靱性値 $K_{IIc}$ と等しくなったとき亀裂伝播が始まり, ある拘束過程を経て最終破壊に至るものと考えられる。<sup>(10,11)</sup>

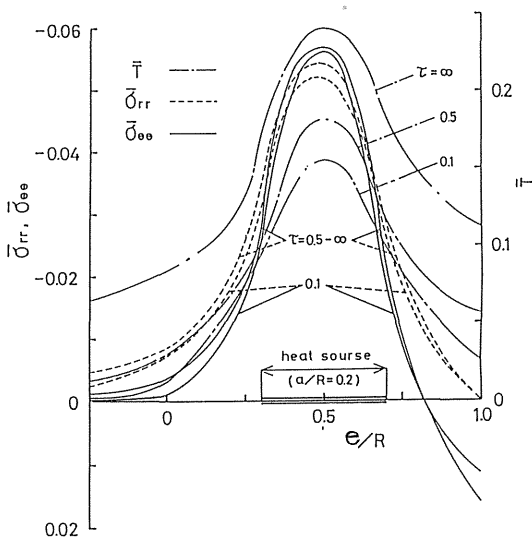


Fig. 2 Transient distributions of temperature and thermal stresses in a thick disk.

#### 4. a-スポット中心の熱応力破壊と 限界電流密度

a-スポット中心の無次元せん断熱応力 $\bar{\tau}_s$ は(7)式と同様に次式の形で表わされる。

$$\bar{\tau}_s = \tau_s (1 - \nu) k / E \cdot \alpha \cdot Q_0 \cdot R \quad (8)$$

ここで局部加熱時のせん断応力 $\tau_s$ は直径 $2C$ の微小コイン状亀裂に作用するとき, 亀裂伝播がモードIIの破壊靱性値 $K_{IIc}$ との間に次式の様な関係がある。<sup>(12)</sup>

$$\tau_s = K_{IIc} / \xi_3 \sqrt{\pi C} \quad (9)$$

$$\xi_3 = 4 \cdot \cos \omega / \pi (2 - \nu)$$

ここで $\omega$ はせん断応力と半径 $C$ なる微小なコイン状亀裂面のなす角度である。熱応力によるモードIIの破壊靱性値はモードIの破壊靱性値とぜい性材料の場合, 単純な関係がある。<sup>(11)</sup>したがって, その比 $\xi_4 = K_{IIc} / K_{Ic}$ と表わせば, 式(8)は次式のようになる。

$$\bar{\tau}_s = \left( \frac{\xi_4 \cdot K_{Ic}}{\xi_3 \cdot \sqrt{\pi C}} \right) \frac{(1 - \nu) k}{E \cdot \alpha \cdot Q_0 \cdot R} \quad (10)$$

ここで, a-スポットにおけるジュール及び摺動摩擦熱により, その中心の無次元せん断熱応力 $\bar{\tau}_s$ は加熱量 $Q_0$ にa-スポット内の単位面積当りの発熱量の $Q_a$ を代入し,  $R$ をブラシ厚さの半長とし $b/2$ とおけば次式で表わされる。

$$\bar{\tau}_s = \frac{\xi_4 \cdot K_{Ic} \cdot (1 - \nu) k}{\xi_3 \sqrt{\pi C} \cdot E \alpha \{ \bar{i} (\bar{V}_1 \text{ or } \bar{V}_2) / \xi_1 \xi_2 + f p \bar{v} / j \xi_1 \} (b/2)} \quad (11)$$

上式の中の $\bar{V}_1$  or  $\bar{V}_2$ に式(2)または(3)の関係を代入し, 平均電流密度 $\bar{i}$ で整理する。その結果, 限界のせん断強度に達するときのブラシの限界電流密度 $\bar{i}_{lmax}$ は接触電圧降下を式(2)で表わした場合, 次式で表わされる。

$$\bar{i}_{lmax} = \left[ \frac{K_{Ic} \cdot k \cdot \xi_1 \xi_2 \xi_4 (1 - \nu)}{E \cdot \alpha \cdot \bar{\tau}_s \cdot \xi_3 \cdot \nu_1 (b/2) \sqrt{\pi C}} \frac{f \cdot p \cdot \bar{v} \cdot \xi_2}{j \cdot \nu_1} \right]^{n_1/n_1+1} \quad (12)$$

また, 接触電圧降下を式(3)で表わした場合, 次式で表わされる。

$$\bar{i}_{lmax} = 10^{A_1}$$

$$A_1 = \frac{-(n_2 + 1) + \sqrt{(n_2 + 1)^2 - 4 \cdot m_2 \cdot \log_{10} e \cdot \log_{10} (\nu_2 / B_1)}}{(2 \cdot m_2 \cdot \log_{10} e)} \quad (13)$$

$$B_1 = \frac{K_{Ic} \cdot k \cdot \xi_1 \cdot \xi_2 \cdot \xi_4 (1 - \nu)}{E \cdot \alpha \cdot \bar{\tau}_s \cdot \xi_3 (b/2) \sqrt{\pi C}} \frac{f \cdot p \cdot \bar{v} \cdot \xi_2}{j}$$

以上、a-スポット中心の熱応力破壊から定めた限界電流密度の式は物性値にみて $K_{IC} \cdot k/E \cdot \alpha$ が主なるパラメータとして関係する。このパラメータは本研究室において熱衝撃破壊靱性 $\nabla$ と定義され熱応力に対する破壊靱性を表わす。

### 5. a-スポット外周縁の熱応力と限界電流密度

a-スポットにおけるジュール熱と摺動摩擦熱により、円板モデルの外周縁が熱応力破壊するときの円周方向の無次元熱応力 $\bar{\sigma}_{\theta\theta}$ は式(10)と同様な形で表わされる。

$$\bar{\sigma}_{\theta\theta} = \frac{\sigma_{\theta\theta}(1-\nu)k}{E \cdot \alpha \{ \bar{i}(\bar{V}_1 \text{ or } \bar{V}_2) / \xi_1 \cdot \xi_2 + f \cdot p \cdot \bar{v} / j \cdot \xi_1 \} (b/2)} \quad (14)$$

上式を前項と同様にブラシの接触電圧降下の式(2)及び(3)を代入すると、引張強度に達する時のブラシの限界電流密度 $\bar{i}'_{imax}$ 及び $\bar{i}'_{umax}$ はそれぞれ次式で表わされる。

$$\bar{i}'_{imax} = \left[ \frac{\sigma_t \cdot k \cdot \xi_1 \cdot \xi_2 (1-\nu)}{E \cdot \alpha \cdot \bar{\sigma}_{\theta\theta} \cdot v_1 (b/2)} - \frac{f \cdot p \cdot v \cdot \xi_2}{j \cdot v_1} \right]^{n_1/n_1+1} \quad (15)$$

$$\bar{i}'_{umax} = 10^{A_2}$$

$$A_2 = \frac{-(n_2+1) + \sqrt{(n_2+1)^2 - 4m_2 \log_{10} e \log_{10} (v_2/B_2)}}{2 \cdot m_2 \log_{10} e} \quad (16)$$

$$B_2 = \frac{\sigma_t \cdot k \cdot \xi_1 \cdot \xi_2 (1-\nu)}{E \cdot \alpha \cdot \bar{\sigma}_{\theta\theta} (b/2)} - \frac{f \cdot p \cdot \bar{v} \cdot \xi_2}{j}$$

以上、a-スポットの外周縁が熱応力破壊することから定めた限界電流密度の式は物性的にみて $\sigma_t \cdot k/E \cdot \alpha$ が主なるパラメータとして関係する。このパラメータは熱衝撃抵抗 $\Delta$ として知られており、熱応力に対する抵抗を表わす。

## 6. 実験方法

### 6.1 ブラシ材料

Table 1は本研究に用いた4種類の電気黒鉛質ブラシ材の一般的性質を示す。表のブラシA及びBは一般直流機用、ブラシC及びDは車両用である、この材料から主として $\phi 30 \times 3\text{mm}$ の円板状試験片をとり、熱衝撃試験に加えて曲げ強度<sup>(13)</sup>、圧裂引張強度<sup>(14)</sup>、モードI及びモードIIの破壊靱性値<sup>(15)</sup>、熱拡散率<sup>(5)</sup>などの測

定を行なった。

### 6.2 熱衝撃抵抗及び熱衝撃破壊靱性試験

上述のブラシの摺動接触面の熱応力破壊を生ずる集電限界電流密度の理論式は多くの物性因子を含んでおり、それらを個々に求めるのは容易でない。しかし、 $\bar{i}'_{imax}$ 及び $\bar{i}'_{umax}$ と $\bar{i}'_{umax}$ 及び $\bar{i}'_{imax}$ に物性パラメータとして熱衝撃破壊靱性 $\nabla = (K_{IC}k/E\alpha)$ 及び熱衝撃抵抗 $\Delta = (\sigma_t k/E\alpha)$ を含むことは注目に値する。これらのパラメータは本研究室において開発した円板を用いたアーク放電加熱法<sup>(5,6)</sup>により定量的に決定することができる。

Table 1 Physical properties of carbon brush specimens.

Properties	Specimen			
	A	B	C	D
Density $\gamma$ (g/cm <sup>3</sup> )	1.53	1.71	1.65	1.74
Electric resist. $\rho$ ( $\mu\Omega \cdot \text{cm}$ )	1700	1100	5600	4000
Bending strength $\sigma_b$ (MPa)	12.7	39.2	25.5	36.3
Shore hardness Hs	27	46	65	62

Table 2 Testing condition of wear rate of carbon brush by a commutating proof acceleration testing apparatus.

Testing condition	
Commutator revolution speed	40 m/sec
Current density	20 A/cm <sup>2</sup>
Holding load	0.38kgf/cm <sup>2</sup>

### 6.3 ブラシの摩耗量試験

4種類のブラシ材についてTable 2に示す実験条件において整流耐力加速試験装置<sup>(16)</sup>を用い、摩耗量の実験的な測定を行なった。

## 7. 実験結果及び考察

Table 3は本研究により求められた実験結果の平均

Table 3 Experimental results of carbon brush.

Graphite	A	B	C	D
Density $\gamma$ (g/cm <sup>3</sup> )	1.53	1.71	1.65	1.74
Young's modulus E (GPa)	4.06	4.04	4.62	4.93
Bending strength $\sigma_b$ (MPa)	12.7	39.2	25.5	36.3
Diamantial com. strength $\sigma_{nc}$ (MPa)	5.33	11.5	13.9	17.2
Fracture Toughness				
mode I $K_{IC}$ (MPa $\cdot\text{m}^{1/2}$ )	0.48	0.73	0.61	0.68
mode II $K_{IIC}$ (MPa $\cdot\text{m}^{1/2}$ )	0.63	0.91	0.74	0.79
$K_{IIC} / K_{IC}$	1.31	1.25	1.21	1.16
Thermal diffusivity $\chi$ (mm <sup>2</sup> /s)	108	110	35.3	42.8
Thermal shock resistance $\Delta$ (W/cm)	342	1085	80.1	79.6
Thermal shock fracture toughness $\nabla$ (W/cm <sup>1/2</sup> )	112	99.5	40.5	35.1
Half crack length $C_e$ (cm)	0.03	0.003	0.08	0.05

値を一括して示す。以下、これらの結果について説明する。

### 7.1 熱衝撃抵抗及び熱衝撃破壊靱性

Fig. 3及び4はそれぞれ熱衝撃抵抗 $\Delta$ 及び熱衝撃破壊靱性 $\nabla$ の実験結果を示す。図によると直流機用試料Aは $\Delta$ が試料Bに次いで大きく、 $\nabla$ が最大値を示し、試料Bは $\Delta$ が最大で、 $\nabla$ が試料Aとほぼ同程度の大きさを示した。また車両用試料C及びDは $\Delta$ 及び $\nabla$ が共に小さくほぼ同程度の値を示した。

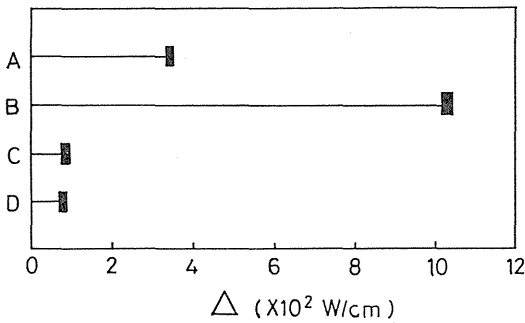


Fig. 3 Thermal shock resistance of carbon brush specimens.

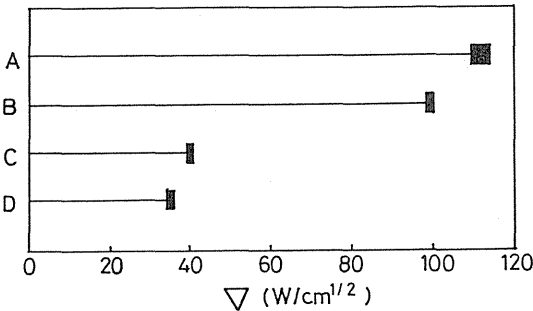


Fig. 4 Thermal shock fracture toughness of carbon brush specimens.

### 7.2 ブラシの摩耗量

Fig. 5はTable 2の条件における4種類のブラシ材の摩耗量の実験結果を縦軸に限界電流密度 $\bar{i}_{lmax}$ を横軸に示したものである。図によると、試料Aはブラシ摩耗量が最小である。試料Bはそれに次いで摩耗量が少なく、限界電流密度が大きな値を示す。しかし、試料C及びDは摩耗量が共に大きい。

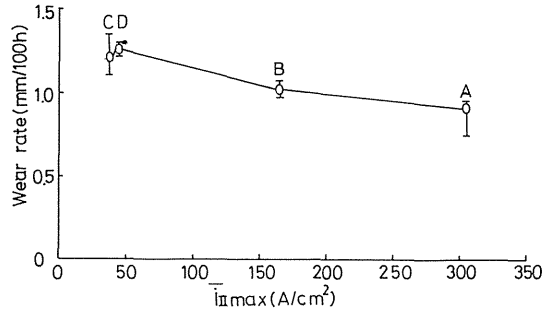


Fig. 5 Wear rate as a function of critical current density.

### 7.3 限界電流密度

Table 3の $\Delta$ 及び $\nabla$ の平均値を用い、4種類のブラシ材の限界電流密度を計算して見る。計算式に含まれる定数はTable 4のように仮定する。同表において $\bar{\tau}_s$ 及び $\bar{\sigma}_{\theta\theta}$ はFig. 2に示した最大値より求め、 $p\bar{v}$ はTable 2の試験条件に対応した値とした。また、コイン状亀裂の半長Cは各ブラシ材の相当き裂長さ $C_e$ で代用した。Table 5及び6は電流-電圧特性を式(2)及び(3)とした場合の $\Delta$ 及び $\nabla$ より算出された限界電流密度を示す。一例としてTable 6の $\bar{i}'_{lmax}$ 及び $\bar{i}''_{lmax}$ について考えて見る。

Table 4 Constants used in calculation.

$\xi_1$	Concentration factor of h-spot area	0.1
$\xi_2$	Concentration factor of a-spot area	0.1
$\xi_3$	Stress intensity factor	0.707
$\xi_4$	Ratio of fracture toughness	$k_{uc}/k_{lc}$
$\bar{\tau}_s$	Non-dimensional max shearing stress	0.0285
$\bar{\sigma}_{\theta\theta}$	Non-dimensional max hoop stress	0.016
$\nu$	Poisson's ratio	0.2
$f$	Coefficient of friction	0.2
$p\bar{v}$	Multiplication of pressure p and Velocity $\bar{v}$ (kgf·m/cm <sup>2</sup> ·sec)	15.2
b	Width of carbon brush (cm)	1.0
C	Half crack length (cm)	$C_e$
j	Heat equivalent of work(kgf·m/w·sec)	0.102

$\bar{i}_{lmax}$ 及び $\bar{i}'_{lmax}$ は電流の流れる方向により変わり、正ブラシの場合が負ブラシより平均でおよそ1.36倍程度大きな限界電流密度を示している。これは正ブラシの場合の方が摩耗量が少なくなることを示している。また、 $\bar{i}_{lmax}$ は $\bar{i}'_{lmax}$ よりもAの試料を除いておよそ1.04倍程度大きな値を示している。Table 5及び6の限界電流密度 $\bar{i}_{lmax}$ 及び $\bar{i}'_{lmax}$ の値は別に行った摩耗

試験の結果の大小関係とまったく同様であり、それらの限界電流密度の絶対値はブラシ設計上の許容電流密度<sup>(17)</sup>ならびに実用上の経験値ともよい対応が認められる。このような対応は仮定した定数値の選択によるものであり、偶然のものと言うべきであろうが、本研

少ない材料であり、試料C及びDはそれに比較し摩耗が多い。ここで、耐摩耗性と前項の $\Delta$ 及び $\nabla$ の値との対応を考察すると、ブラシ材の摩耗量の大小関係は $\nabla$ と特によい対応があることが認められる。したがって、この対応はブラシのa-スポット及びh-スポット中心

Table 5 Calculated result of the critical current densities for the relation:  $V_1 = v_1 \cdot i^{1/n_1}$

Specimen	Constant				Thermal shock parameters		Critical current density			
	$v_1$		$n_1$		$\Delta$ (W/cm)	$\nabla$ (W/cm <sup>1/2</sup> )	$\bar{i}_{I_{max}}$ (A/cm <sup>2</sup> )		$\bar{i}'_{I_{max}}$ (A/cm <sup>2</sup> )	
	+	(*)	-	(*)			+	-	+	-
A	0.61	5.90	0.480	3.17	342	112	243	159	222	146
B	0.10	1.26	0.125	1.29	1085	99.50	172	161	178	165
C	0.59	3.11	0.370	1.87	80.1	40.50	39	31	40	32
D	0.35	2.47	0.300	1.84	79.6	35.10	44	34	46	36

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

Table 6 Calculated result of the critical current densities for the relation:  $V_2 = v_2 \cdot i^{n_2} \cdot \exp \{m_2 (\text{Log}_{10} i)^2\}$

Specimen	Constant						Thermal shock parameters		Critical current density			
	$v_2$		$n_2$		$m_2$		$\Delta$ (W/cm)	$\nabla$ (W/cm <sup>1/2</sup> )	$\bar{i}_{I_{max}}$ (A/cm <sup>2</sup> )		$\bar{i}'_{I_{max}}$ (A/cm <sup>2</sup> )	
	+	(*)	-	(*)	+	-			+	-		
A	0.18	1.00	-0.62	0.25	0.79	-0.39	342	112	306	176	263	158
B	0.08	0.82	-0.02	0.08	0.94	-0.09	1085	99.5	180	162	187	168
C	0.22	0.99	-0.58	0.16	0.83	-0.14	80.08	40.5	40	31	41	32
D	0.17	1.05	-0.66	0.19	0.93	-0.37	79.62	35.1	46	34	49	36

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

究の手法によるブラシ材の性能評価の一つの妥当性を示すものと言えよう。また、Table 5の $\bar{i}_{I_{max}}$ 及び $\bar{i}'_{I_{max}}$ の値とTable 6の $\bar{i}_{I_{max}}$ 及び $\bar{i}'_{I_{max}}$ の値を比較すると、接触電圧降下を高次近似した後の方が数%程度大きい値を与える。

#### 7.4 ブラシの限界電流密度と摩耗量の比較

Fig. 5によると、試料Aはブラシ摩耗量が最小で、限界電流密度が最大である。試料Bはそれに次いで摩耗量が少なく、限界電流密度が大きな値を示す。しかし、試料CおよびDは摩耗量が共に大きく限界電流密度が小さい。したがって、試料Aに次いで試料Bが摩耗の

における大きな二軸の圧縮熱応力場におけるせん断破壊によって摩耗が起るとする本研究の理論の妥当性を示す一つの根拠を与える。今後、ブラシの耐摩耗性は $\nabla$ の試験により簡単かつ定量的に評価できる可能性がある。

## 8. 結 論

以上、本研究においてはブラシと整流子面との間の電氣的接触が局所的な縮流接触であることに注目し、摺動面のa-スポット及びh-スポットの局部発熱による熱応力破壊が摩耗の原因として、一連の熱応力破壊を生ずる限界電流密度の検討を行なった。ここに得ら

れた限界電流密度の式にはブラシの接触電圧降下特性, 圧力速度, 摩擦係数及び熱衝撃抵抗 $\Delta$ 及び熱衝撃破壊靱性 $\nabla$ などの物性を含む。ここに含まれる物性を個々にみても従来経験的に知られたブラシの性能に対する静的ならびに動的な諸要求<sup>1-4)</sup>をよく満足するように思われる。4種類のブラシ材についてなされた整流耐力加速試験装置による摩耗量の実験結果はa-スポット中心の限界電流密度と比較されよい対応が得られた。これからブラシ材料のアーク放電熱衝撃試験がブラシの耐摩耗性のよい尺度になり得ることを示すもののように思われる。

### 参 考 文 献

- 1) R. Holm; Electric contacts, Springer Verlag (1967)
- 2) E.I. Shobert; Carbon Brushes, Chemical Publishing Co., New York (1965) P. 23
- 3) 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
- 4) 一木利信; 電気用ブラシの理論と実際, コロナ社(1978)P. 37
- 5) S. Sato, K. Sato, Y. Imamura and J. Kon; Carbon, Vol.13 (1975) P.309
- 6) S. Sato, H. Awaji and H. Akuzawa; Carbon, Vol. 16 (1978) P. 103
- 7) H. Hertz, J.f. Math (Crelle), Bd.92 (1881) or Ges. Werke, Bd. 1, Leipzig, (1985) P. 155
- 8) 大久保勝弘, 片山滋友, 青木 収, 土肥達弥; 学振, 117-D-45(1988, 3)
- 9) 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. 747-757
- 10) H. Awaji; J. Eng. Mater. and Tech., ASME, Vol. 102 (1980) P.257
- 11) S. Sato, H. Awaji, K.Kawamata, A. Kurumada, T. Oku; Nucl. Eng. and Design, Vol. 103 (1987) P. 297
- 12) H. Tada; The stress Analysis of Cracks Handbook, Del. Research. Corp., (1973) 24-7
- 13) 佐藤, 飛田, 倉田; 茨城大学工学部研究集報, Vol. 33(1985)P. 31
- 14) H. Awaji, S. Sato; J. Eng. Mater. and Tech., ASME, Vol. 101 (1979) P. 139
- 15) H. Awaji, S. Sato; J. Eng. Mater. and Tech., ASME, Vol. 100 (1978) P. 175
- 16) 庄 靖彦, 茂木正二; 学振117, D32-2(1983, 10)
- 17) 日立化成工業(株); 日立電刷子ハンドブック(1982)