UDC 621.3.014.31: 621.3.064.45: 546.226.166-1

論 文

53-B 46

SF₆ ガス吹付けアークの回復特性

正 員 西 川 尚 男 (東 芝)

正 員 小 林 昭 夫 (東 芝)

正 員 岡 崎 恒 吉 (東 芝)

正 員 山 下 正 二 (東 芝)

1. ま え が き

系統容量の増加と共に、しゃ断器に要求される試験責務はかこくとなり、特にしゃ断後急しゅんな電圧が印加される近距離線路故障試験(以下 SLF と呼ぶ)が最も厳しいとされている。この SLF しゃ断現象については古くから理論的検討がなされてきたが^{(1)~(3)}、近年になって Swanson 氏ら⁽⁴⁾が、再起電圧上昇率(RRRV)、しゃ断電流(i)およびガス吹付け圧力(p)との間の定量的関係、(1)式について検討を行ってきた。

$$RRRV = K \frac{p^\alpha}{i^\beta} \dots\dots\dots (1)$$

この式は α, β および K が実験的あるいは理論的に求められれば、将来要求される大電流しゃ断器の設計に必要なガス吹付け圧力(p)の推定が可能であることを意味する。

Swanson 氏ら⁽⁴⁾が、(1)式で示される α および β について始めて理論的検討を行ない、 $\alpha=1.0\sim1.25$, $\beta=1.0\sim1.5$ であることを見いだした。その後 Frind 氏ら⁽⁵⁾が小形モデルチェンバによる実験を実施し、 $\alpha=1.4$, $\beta=2.0$, $K=50\sim65$ (実験結果から推定)であることを見いだした。

しかし、Swanson 氏らは K について具体的数値を求めている。また Frind 氏らの実験は、ノズル径(12φ)が小さく、また 1.2kHz の高周波電流しゃ断時の結果であり、大電流しゃ断の影響を考慮していない。従って、いずれも実用しゃ断器の設計に直ちに適

用はできない。

本論文では、以上の背景のもとに次の事柄を検討した。

(1) 将来要求される大容量しゃ断器の設計に必要なガス吹付け圧力値の推定のため、実規模相当のモデルチェンバを用い(1)式の α, β および K を実験的に求めた。

(2) Swanson 氏らおよび Frind 氏らが求めた α および β と筆者らの実験結果とを比較し、その相違の要因について考察した。特に前者との比較ではアーク時定数が相違の主要因であることを想定し、(a)アーク時定数およびアーク損失の測定を行ない、(b)その結果をもとに中西氏ら⁽²⁾が実施したしゃ断性能を推定する計算手法を適用し、 α, β および K を計算で求め、併せて、(c)アーク時定数のしゃ断性能への影響を検討した。また後者については、フロー方式およびノズル断面積のしゃ断性能への影響につき考察した。

(3) 筆者らの実験結果は、単圧式への適用も可能であることを検討した。

2. 試験の目的と方法

〈2・1〉 試験の目的

(1) しゃ断性能の検証にあたり、下記予備実験を実施する。大電流しゃ断時には、電極消耗により再現性のある試験が難しい。その対策として、(a)合成試験時の電流源電流を小さくする方法と、(b)電極を頻繁に交換する方法があるが、後者は試験頻度が低下するためここでは前者を採用する。但し、前者を採用したとき、電流源電流のしゃ断性能への影響が懸念されるため、影響のないことを実験的に確める。

(2) 大電流化に対するガス吹付け圧力値の推定のため、実規模相当のモデルチェンバを用い、(1)式の α, β および K を実験的に求める。

(3) Swanson 氏らの結果と対比するため、電流

Recovery Speed of SF₆ Gas Blast Arc. By Hisao Nishikawa, Member, Akio Kobayashi, Member, Tsunekichi Okazaki, Member & Shoji Yamashita, Member (Toshiba Electric Co., Ltd.).

西川尚男: 正員, 東京芝浦電気(株)重電技術研究所
小林昭夫: 正員, 東京芝浦電気(株)重電技術研究所
岡崎恒吉: 正員, 東京芝浦電気(株)重電技術研究所
山下正二: 正員, 東京芝浦電気(株)重電技術研究所

およびガス吹付け圧力を変えたときのアーク時定数とアーク損失を実験的に求める。そのため、筆者らが試作した残留電流測定装置⁽⁶⁾を用い、電流零近傍の電圧、電流を測定する。

(4) Frind 氏らの結果と対比するため、ノズル径を変化させたときのしゃ断性能への影響を実験的に求める。

〈2.2〉 試験方法

(1) 供試器 試験に用いたモデルチェンバを第1図に示す。ノズル径が 40ϕ であるダブルフロー形ガス吹付け方式を採用した。高压タンク圧力は $10\sim 20\text{ kg/cm}^2$ 、低压タンク圧力は $2\sim 5\text{ kg/cm}^2$ で、空気操作で電極および排気弁を駆動している。今回の試験は、ガス吹付け圧力をパラメータにデータを取る関係上、圧力値の設定が容易なブラスト形モデルチェンバを採用した。またガスの液化防止のため、高压タンクにヒータを取付け、併せて電流しゃ断時のガス吹付け圧力低下防止のため高压タンクの容積を 300 l に選定した。

なお、ノズル断面積のしゃ断性能への影響を検討するために用いたモデルチェンバは、径の異なるノズルの交換が可能なアダプタが接続され、高压タンクの容積が 100 l であるシングルフロー形のものである。

(2) 予備試験 試験の目的(1)に示したようにしゃ断性能が合成試験時の電流源電流によってどう変化するかを調べるため、電圧が 168 kV 、しゃ断電流が 40 kA の 90% SLF 試験条件で試験を実施した⁽⁷⁾。合成試験回路を第2図に示す。ここで回路定数は $C_V = 25.8\mu\text{F}$ 、 $L_V = 3.5\text{ mH}$ 、 $C_F = 2.7\mu\text{F}$ 、 $R_F = 15\Omega$ 、 $Z_S = 260\Omega$ である。また、電圧源回路の充電電圧が 97 kV のとき、再起電圧上昇率 (RRRV) が $9.8\text{ kV}/\mu\text{s}$ 、電流零時の電流傾斜 (di/dt) が $19.2\text{ A}/\mu\text{s}$ [これは 60 Hz ベースで 36 kA (rms)] に相当する。試験は電流源電流を 8 kA から 45 kA まで変化させた。

(3) しゃ断性能を求めるための試験条件、予備試験でしゃ断の成否は、電流零前の電流傾斜と電流零後の再起電圧の初期部で決まることを別途確認⁽⁷⁾しているので、以下の試験では SLF 再起電圧の初期部を忠実に出せる回路に設定した。回路構成は第2図に示す構成で、回路定数は $C_V = 64\mu\text{F}$ 、 $L_V = 0.35\text{ mH}$ 、 $C_F = 0.7\mu\text{F}$ 、 $R_F = 50\Omega$ である。まず(1)式の β を求めるときは、ガス吹付け圧力を 15 kg/cm^2 と一定にし、第2図の模擬線路 (L_a) のサージインピーダンスを、接続コンデンサの容量を変えて $30\sim 620\text{ nF}$ (平等分割6段の模擬線路) の間で変化させ、電圧源回路の充電電圧の変化により再起電圧上昇率を $2.5\sim 15.0\text{ kV}/\mu\text{s}$ 、電

第1図 モデルチェンバ

Fig. 1. Scheme of model interrupter.

m.b: 保護しゃ断器, m.s: 投入器, Sh: 補助しゃ断器, Sp: 供試器, La: 模擬線路 (Z_S : サージインピーダンス), L_V : 電圧源インダクタンス, C_V : 主コンデンサ, R_F, C_F : 再起電圧調整用抵抗とコンデンサ, $R_1\sim R_3$: R_1 =電流零近傍測定用シャント, R_2 =オシロスコープトリガ用, S : スパークギャップ, T : ギャップスタータ, E : 充電電圧

第2図 近距離線路故障の合成試験回路

Fig. 2. Synthetic test circuit for short line fault.

流を $21\sim 51\text{ kA}$ と変化させ、5種類のサージインピーダンスにつき各7~10回の試験を実施した〔後述のように電流源電流は 8.0 kA と一定にし、注入電流周波数は 580 Hz で、電流零前の電流傾斜 (di/dt) を電圧源回路の充電電圧変化により $11\sim 27\text{ A}/\mu\text{s}$ の間に設定した。これは 60 Hz ベースで $21\sim 51\text{ kA (rms)}$ に相当し、以下では電流傾斜という表示の代りに 60 Hz ベースのしゃ断電流という表現を使う〕。

次に、(1)式の α および K を求めるときはサージインピーダンスを 230Ω と一定にし、充電電圧の変化により再起電圧上昇率およびしゃ断電流を変化させた。試験時の再起電圧上昇率は $2.9\sim 7.2\text{ kV}/\mu\text{s}$ 、しゃ断電流は $21\sim 52\text{ kA}$ で、一例として、しゃ断電流が 41 kA のとき、再起電圧上昇率は $5.7\text{ kV}/\mu\text{s}$ に相当した。ガス吹付け圧力を $12.5, 15, 18$ および 20 kg/cm^2 とし各ガス吹付け圧力値に対し各7~10回の試験を実施した。

なお、ノズル径の影響を調べる実験はサージインピーダンスが 260 および 640Ω で、ガス吹付け圧力が 15 kg/cm^2 の条件である。

(4) アーク時定数およびアーク損失を求めるため

の試験条件 合成試験回路は第2図のようであり、回路定数は $C_V=64\mu\text{F}$, $L_V=0.35\text{mH}$, $C_F=0.7\mu\text{F}$, $R_F=50\Omega$, $Z_S=230\Omega$ でしゃ断電流を $21\sim 51\text{kA(rms)}$ に、ガス吹付け圧力を $10, 15$ および 18kg/cm^2 に設定した。

(5) 測定 再起電圧の測定には、応答特性が 50ns の CR 分圧器を、また電流測定には筆者らが試作した残留電流測定装置を用いた。使用した同軸シャントの抵抗値は $50\text{m}\Omega$ で、計算上の時定数は 9ns である。なお、電圧、電流測定用のオシロスコープとしてテクトロニクス 556 を採用した。

3. 試験結果

〈3.1〉 予備試験結果 試験結果を第3図に示す。電流源電流が 25kA 以下では電流源電流の影響が見られず、 36kA で約 4% しゃ断性能が低下した。従って今回のモデルチェンバを用いて試験する限り、電流源電流を 8kA に設定しても基本的には大電流しゃ断試験条件と同じと判断し、再現性のある試験実施のため、電流源電流を 8kA に設定した。

〈3.2〉 しゃ断性能について 電流零近傍の電圧、電流波形例を第4図に示す。(a)図はしゃ断に成功した例で、(b)図は電流増加によりしゃ断に失敗した例である。この電圧、電流波形から、しゃ断成否の判定並びに後述するアーク抵抗、およびアーク入力求めた。

(1)式の α, β および K を求めるにあたって、まず β を求め、次いで α および K を求めた。

(1) β の決定 ガス吹付け圧力を 15kg/cm^2 とし、模擬線路のサージインピーダンス 5 種類につき、それぞれのしゃ断限界を示す、臨界再起電圧上昇率 (RRRV_c) としゃ断電流 (i) の関係性を求め、結果を第5図に示す。これから β を求めると $\beta=2.4$ となった。

第3図 電流源電流のしゃ断性能へ及ぼす影響
Fig. 3. Effect of power source current on interrupting capability (experiment).

(a) しゃ断成功 $i=33.2\text{kA}$, 60Hz
スケール 電流: 43.5A/div , 電圧: 5.45kV/div
時間: $2\mu\text{s/div}$

(b) しゃ断失敗 $i=51.0\text{kA}$, 60Hz
スケール 電流: 43.5A/div , 電圧: 5.45kV/div
時間: $2\mu\text{s/div}$

(c) しゃ断成功 $i=39.3\text{kA}$, 60Hz
スケール 電流: 80A/div , 電圧: 5.45kV/div
時間: $2\mu\text{s/div}$

(a), (b), (c) 共通 圧力: $p=15\text{kg/cm}^2$

第4図 電流零近傍の電圧、電流波形例
Fig. 4. Oscillograms around current zero.

(2) α および K の決定 模擬線路のサージインピーダンスを一定とし、ガス吹付け圧力を変えてそれぞれのしゃ断限界を調査した。データの整理上(1)式の変形である $\text{RRRV} \cdot i^\beta = K p^\alpha$ から、縦軸を $\text{RRRV} \cdot i^\beta$ (しゃ断性能のかこく度と定義する)、横軸をガス吹付け圧力 (p) とし、各圧力値に対ししゃ断性能の限界をプロットした結果を第6図に示す。但し第6図の β として、試験結果 $\beta=2.4$ を採用した。これから α および K を求めると、 $\alpha=1.6$, $K=600$ となった。

なお、後述するシングルフロー方式のノズル径のしゃ断性能への影響を調査するため、ノズル径が $30, 40, 50\phi$ の条件の臨界再起電圧上昇率を求め、結果を第5図に示した。

第 5 図 臨界再起電圧上昇率としゃ断電流(実測)

Fig. 5. Critical rate of rise of recovery voltage versus interrupting current (experiment).

第 6 図 しゃ断性能のかこく度とガス吹付け圧(実測)

Fig. 6. Interrupting capability and gas pressure (experiment).

〈3.3〉 アーク時定数およびアーク損失について

(1) アーク時定数およびアーク損失の求め方

アーク時定数は Mayr 氏⁽⁸⁾の式(2)式から求められる。

$$\theta = \frac{1}{\left(\frac{d \ln R}{dt}\right)} \left(\frac{N_0 - e \cdot i}{N_0} \right) \quad (2)$$

ここで, θ : アーク時定数(μs), R : アーク抵抗(Ω), N_0 : アーク損失(kW), e : アーク電圧(kV), i : しゃ断電流瞬時値(A)

そのため, 実験的に電流零近傍のアーク抵抗, アーク入力およびアーク損失を求めた。但し, アーク損失に比べアーク入力小さいときは, 近似的に(2')式で

求められる。

$$\theta \doteq \frac{1}{\left(\frac{d \ln R}{dt}\right)} \quad (2')$$

アーク損失(N_0)の求め方は, 潮氏⁽⁹⁾の算式に従った。すなわち, しゃ断失敗時のオシログラムから, 電流零通過後のアーク電圧がピーク電圧がピークとなる時刻における電圧 e_L , 電流値 i_L および電流変化率 di/dt を求め, (3)式により N_0 を求めた。

$$N_0 = \frac{e_L i_L}{\frac{\theta di}{i_L dt} + 1} \quad (3)$$

本論文では, アーク損失に対しアーク入力小さいことを確かめ, (2')式からアーク時定数(θ)を, それを使って(3)式からアーク損失を求めた。

(2) アーク抵抗およびアーク入力の測定結果

アーク抵抗の時間的変化を第7図に示す。電流値によってアーク抵抗は異なり, 24~51 kA(rms)のしゃ断電流に対し, 電流零 1 μs 前のアーク抵抗は 70~450 Ω であった。

次にアーク入力の時間的変化を第8図に示す。圧力が大きいほどアーク入力は大きい。そして電流零 1 μs

第 7 図 アーク抵抗の時間的変化(実測)

Fig. 7. Time variation of the arc resistance (experiment).

圧力 ① $p=18 \text{ kg/cm}^2$, ② $p=15 \text{ kg/cm}^2$, ③ $p=10 \text{ kg/cm}^2$
 $p=15 \text{ kg/cm}^2$ のとき, シャ断電流 (rms)
 ○: 24.4 kA, ●: 33.2 kA, ○: 37.0 kA
 ×: 43.4 kA, △: 48.9 kA, □: 51.0 kA
 (60 Hz ベース)
 $p=18 \text{ kg/cm}^2$ のとき $i=25.0 \sim 45.0 \text{ kA}$
 $p=10 \text{ kg/cm}^2$ のとき $i=21.0 \sim 47.0 \text{ kA}$

第 8 図 アーク入力の変化的変化(実測)

Fig. 8. Time variation of arc energy (experiment).

前のアーク入力はガス吹付け圧力によって異なり、15～30 kW であった。

(3) アーク時定数およびアーク損失の決定 別途試験⁽⁷⁾でシャ断の成否は電流零後約 1 μs で決まることを確認しているの、ここでは電流零前 1 μs にお

第 9 図 アーク時定数とシャ断電流(実測)

Fig. 9. Arc time constant and interrupting current (experiment).

圧力 ×: $p=18 \text{ kg/cm}^2$, ○: $p=15 \text{ kg/cm}^2$, ●: $p=10 \text{ kg/cm}^2$

第 10 図 アーク損失とシャ断電流(実測)

Fig. 10. Arc power loss versus interrupting current (experiment).

るアーク時定数を求めることとした。(2')式より電流および圧力を変えたときのアーク時定数を求め、結果を第 9 図に示す。電流の増加並びに圧力の低下と共にアーク時定数は増大している。そして、今回の試験条件の範囲では、アーク時定数は約 1.0～2.0 μs であった。

次に(3)式をもとに求めたアーク損失を第 10 図に示す。シャ断電流の変化に対しては、あるパラツキの範囲内にあり圧力の増加と共に大きい値を示した。

4. 考 察

〈4・1〉 Swanson 氏らの理論的解析結果との比較

Swanson 氏らの理論的解析結果において、(1)式の α および β はそれぞれ $\alpha=1.0 \sim 1.25$, および $\beta=1.0 \sim 1.5$ であったのに対し、筆者らの結果はそれぞれ $\alpha=1.6$, および $\beta=2.4$ であった。この相違をアーク時定数 (アーク時定数が電流のどんな関係で表示されるか) によるものと考え、以下の検討を行なった。

検討の進め方として、(1)実験的にアーク時定数およびアーク損失を求め、特に Swanson 氏らが採用したアーク時定数の電流依存度と比較し、(2)中西氏らが実施した計算手法を筆者らの試験回路に適用し、計算で α, β および K を求め、Swanson 氏らの α および β と比較し、併せて、(3)アーク時定数の電流依存度がシャ断性能へどう影響を及ぼすかを求めた。

(1) アーク時定数の相違 アーク時定数は(4)式で表示される。

$$\theta \propto \frac{I^{\gamma}}{p^{\delta}} \quad (4)$$

ここで、 I : シャ断電流, p : ガス吹付け圧力

Swanson 氏らは、 $\gamma=1.0$ および $\delta=0.5$ と仮定し理論的解析を行なった。一方、筆者らの測定結果は第 9 図のとおりであり、これから γ および δ を求めると $\gamma=0.7$ および $\delta=0.5$ となった。すなわち、アーク

第 1 表 $RRRV=K(p^{\alpha}/i^{\beta})$ の α, β
および K の値

Table 1. α, β and K for $RRRV=K(p^{\alpha}/i^{\beta})$

著 者	α, β および K	備 考
Swanson 氏らの 理論的解析結果	$\alpha=1.0\sim 1.25$ $\beta=1.0\sim 1.5$ K =具体的数値 なし	物理定数を基に解析する
Frind 氏らの実 験結果	$\alpha=1.4$ $\beta=2.0$ $K=50\sim 65$	供試器 シングルフロー形 ノズル径: 12φ ガス圧力: 6.8~41 atm 回路条件 $di/dt=5\sim 30$ A/ μ s 1.2 kHz の高周波電流し ゃ断
筆者らの実験結 果	$\alpha=1.6$ $\beta=2.4$ $K=600$	供試器 ダブルフロー形 ノズル径: 40φ ガス圧力: 10~20 kg/cm ² 回路条件 $di/dt: 11\sim 27$ A/div 電流源電流: 8.0 kA の 合成試験
筆者らの解析結 果	$\alpha=1.6$ $\beta=2.4$ $K=600$	アーク時定数およびアーク 損失として実測値を採用

●: 計算 ○: 実測 $p=15$ kg/cm²

第 11 図 臨界再起電圧上昇率としゃ断
電流(計算と実測との比較)

Fig. 11. Critical rate of rise of recovery voltage versus interrupting current (calculation and experiment).

時定数の圧力の依存度は両者同じであったのに対し、電流の依存度は筆者らの結果が幾分か小さかった。

(2) α, β および K の推定 次に Swanson 氏らの α および β と比較するため、第 9 図のアーク時定数および第 10 図のアーク損失(電流の依存度はないものと考え、後述の取扱い上ガス吹付け圧力 10, 15 および 18 kg/cm² に対し、アーク損失は平均値としてそれぞれ 360, 440 および 540 kW と考えた)を

第 12 図 しゃ断性能のかこく度とガス
吹付け圧力(計算と実測との比較)

Fig. 12. Interrupting capability and gas pressure (calculation and experiment).

但し、 γ は $\theta \propto I^{\gamma}$ で定義される。
 θ : アーク時定数 I : しゃ断電流

第 13 図 γ と β との関係(計算)

Fig. 13. Relation between γ and β (calculation).

用い、計算によりしゃ断性能の推定を行なった〔計算方法は文献(7)と同じである〕。

解析結果として、臨界再起電圧上昇率としゃ断電流の関係を第 11 図に、{(再起電圧上昇率)×(しゃ断電流)^{2.4}} とガス吹付け圧力の関係を第 12 図に示す。

これから α, β および K を求めると、 $\alpha=1.6, \beta=2.4, K=830$ となる。これは Swanson 氏らの結果、 $\alpha=1.0\sim 1.25, \beta=1.0\sim 1.5$ よりいずれも大きい。しかし筆者らの実測値 $\alpha=1.6, \beta=2.4, K=600$ と比較すると、 α および β は極度良く一致し、 K が幾分か大きかった。

(3) γ を変化させたときの β の値 (4) 式の γ の違いにより、結果として α および β が相違した。ここでは Swanson 氏らの結果と比較するため、(4) 式の γ を変えたとき、(1) 式の β がどう変化するか

を調べ、結果を第 13 図に示す。筆者らの解析では $\gamma=1.0$ のとき $\beta=3.1$ となった。一方、Swanson 氏らの結果は $\gamma=1.0$ で $\beta=1.0\sim 1.5$ となり、両者の相違が大きい。この相違については今後の課題としたい。

(4・2) Frind 氏らの実験結果との比較 Frind 氏らの実験結果では、(1)式の α, β および K はそれぞれ $\alpha=1.4, \beta=2.0, K=50\sim 65$ であったのに対し、筆者らの実測結果はそれぞれ $\alpha=1.6, \beta=2.4, K=600$ であった。 α および β は良く一致しているのに対し、 K が大きく異なった。

Frind 氏らは供試器として、ノズル径が 12φ のシングルフロー形モデルチェンバを使用したのに対し、筆者らはノズル径が 40φ のダブルフロー形モデルチェンバを使用した。

そこで K の違いは、(1)シングルフローとダブルフローといったフロー方式の違いに基づき、更に(2)ノズル断面積の相違が加算されたものと考え、以下の考察を行なった。

(1) フロー方式による相違 以前、筆者ら⁽¹⁰⁾はシングルフロー方式における大電流アークを観測し、電流閉そく現象が生じていないときは、アークは固定電極とノズル内のアークキャッチャー間に発生していることを見出している一方 Hermann 氏ら⁽¹¹⁾は、電流零近傍のアーク形態の観測とノズル内のアーク電位傾度を測定し、結果としてアークは固定電極とアークキャッチャー間に発生し、ノズルスロート部よりやや下流側で乱流作用により特に冷却され、従ってこの部分の回復特性が他部より優れているとの結論を導いている。

第 14 図 アーク電圧としゃ断電流(実測)

Fig. 14. Arc voltage versus interrupting current (experiment).

第 15 図 ノズル断面積と K の関係(実測)

Fig. 15. Relation between nozzle area and K (experiment).

以上の結果から、シングルフロー方式と同じ形状のノズルを対称に配置したダブルフロー方式では、アークは両ノズルのアークキャッチャー間に発生し、ノズルスロートの下流側でそれぞれ一番冷却されることから、あたかもシングルフロー方式を 2 点直列に接続したアーク現象と同じようすを示すものと推定される。その結果として、ダブルフロー方式ではシングルフロー方式と比べ、同一電流および圧力条件下では、(a)電流零近くのアーク電圧、(b)臨界再起電圧上昇率が共に 2.0 倍になることが予想される。

ダブルフロー方式とシングルフロー方式の実測値を比較すると、アーク電圧は第 14 図のように、また臨界再起電圧上昇率は第 5 図のようになり、近似的ではあるがダブルフロー方式の方がシングルフロー方式の約 2.0 倍であることが観測される。

(2) ノズル断面積の影響 これまで紹介されている実験データ⁽¹²⁾、並びに筆者らが実施した結果を基に(1)式の K とノズル断面積との関係付けを行なった結果を第 15 図に示す。ノズル断面積を $A(\text{cm}^2)$ とすると

シングルフロー方式の K は

$$K_S = 65 A^{0.53} \dots\dots\dots (5)$$

で与えられる。ダブルフロー方式の実測値は第 15 図のようであり、(1)で示した仮定が成立するものとして実測値を代入すると、 K_D (ダブルフロー方式の K) は、

$$K_D = 154 A^{0.53} \dots\dots\dots (5')$$

となる。ノズル断面積が大きいほど新鮮なガス流量の供給が多く、従って大電流領域の影響が早く除去され

第 16 図 パッファシリンダ内圧力上昇例

Fig. 16. Pressure rise in the puffer cylinder.

るため、結果として回復特性が向上するものと推定される。

Frind 氏らの結果と筆者らの結果との相違は、フロー方式およびノズル断面積の相違に基づくもので、上記の補正により相互に利用可能である。

Swanson 氏ら、Frind 氏らおよび筆者らの結果をまとめ、第 1 表に示した。

〈4.3〉 単圧式形への適用 SF₆ ガスしゃ断器は価格の面から、複圧式から単圧式へ移行しつつあり、今回の結果は単圧式形への適用も可能であることを述べる。ここで単圧式とは、開極時に自力でパッファシリンダ内に圧力を上昇させ、そのガスをアークに吹付け消弧する方式で、電流しゃ断時にアークがあると高温のアークで吹付けノズルの一部が閉そくされ、その結果、アークがないときに比べパッファシリンダ内圧力は増加する。このようすを示す実測例を第 16 図に示す。

別途電流しゃ断時のパッファシリンダ内の圧力を実測し、そのときのしゃ断性能を調査した結果、筆者らのモデルによる結果とほぼ一致することを見いだした。単圧式と複圧式とは、圧力の発生機構が異なるだけでガスをアークに吹付け消弧させるメカニズムは両者ほぼ同じであることから、筆者らの結果を単圧式形へ適用することが可能である。

5. ま と め

実規模相当のダブルフローモデルチェンバを使った実験から次のことが得られた。

(1) しゃ断電流が 21~51kA で、ガス吹付け圧力が 10~20 kg/cm² の範囲でしゃ断性能の限界を求めたところ、(1) 式の α, β および K はそれぞれ $\alpha=1.6$, $\beta=2.4$, $K=600$ となった。

(2) Swanson 氏らの理論的解析結果との相違を

アーク時定数に基づくものと考え、アーク時定数およびアーク損失を実測し、併せて中西氏らが実施した計算方法を適用し、両者の対比を行なった。その結果、

(a) アーク時定数の電流依存度〔(4) 式〕について Swanson 氏らが採用した値は $\gamma=1.0$ および $\delta=0.5$ であるのに対し、実測結果は $\gamma=0.7$ および $\delta=0.5$ であった。

(b) アーク時定数、およびアーク損失の実測値を使って α, β および K を計算した結果は、 $\alpha=1.6$, $\beta=2.4$, $K=830$ となり、Swanson 氏らの結果 $\alpha=1.0\sim 1.25$, $\beta=1.0\sim 1.5$ と比べいずれも大きかった。一方筆者らの実測値 $\alpha=1.6$, $\beta=2.4$, $K=600$ と比べると K を除き良く一致した。

(c) Swanson 氏らが採用した $\gamma=1.0$ を筆者らの計算に適用すると $\beta=3.1$ となり、Swanson 氏らの結果 $\beta=1.0\sim 1.5$ より大きい。この相違については今後の課題とする。

(3) Frind 氏らの実験結果は $\alpha=1.4$, $\beta=2.0$, $K=50\sim 65$ となり、筆者らの実測値と比べ、 α および β は良く一致し K が大きく異なった。この相違は、(a) フロー方式と、(b) ノズル断面積の違いに基づくことを明確にした。特に K とノズル断面積との関係付けを行ない、(5) 式および (5') 式が成立することを導いた。

(4) ガス吹付けによる、アーク消弧のメカニズムは、複圧式および単圧式とも同じであることから、今回の結果は単圧式へも適用可能である。

最後に、有益なご意見を賜った横浜国立大学 中西邦雄教授、並びに元東芝重電技術研究所 築地所長（現在 東芝機械 KK 取締役）および東芝重本 村野副技師長に感謝致します。

（昭和 52 年 3 月 24 日受付、同 52 年 9 月 5 日再受付）

文 献

- (1) 等々力：電気試験所研究報告 651 (昭 37)
- (2) 大野・中西：電学誌 88, 211 (昭 47-11)
- (3) Swanson, Roidt & Browne: Elektrotech. Z. 92, 7, 375 (1972)
- (4) *ibid.*: IEEE Power Apparatus Syst. PAS-90, 1094 (1971)
- (5) Frind & Rich: *ibid.* PAS-93, 1675 (1974)
- (6) Murano, et al.: *ibid.* PAS-94, 6, 1890 (1975)
- (7) Nishikawa, et al.: *ibid.* PAS-95, 6, 1834 (1976)
- (8) O. Mayr: Arch. Electrotech. 37, 12 (1943)
- (9) 潮：A Model Building Approach to the Arc Interrupting phenomena.
- (10) Murano, et al.: IEEE Comput. 74, 185-5 (1974)
- (11) W. Hermann, et al.: IEEE Trans. Power Apparatus Syst. PAS-95, 4, 1165 (1976)
- (12) Garzon: *ibid.* PAS-95, 5, 1681 (1976)