

# Couette 흐름現象을 이용한 超高壓 變壓器의 流動帶電 機構 研究

(A Study on the Electrification Mechanism in UHV Transformer  
by Couette Flow)

郭熙魯\* · 鄭龍基\*\* · 權東震\*\*\*

(Hee-Ro Kwak · Young-Ki Chung · Dong-Jin Kweon)

## 요 약

본 논문은 초고압 전력용 변압기에서 발생하는 유동대전 현상을 분석하기 위하여 Couette Charger내에서 발생하는 유동대전 현상을 유체역학적 및 전기자기학적으로 해석하고, 누설전류( $i_{sc}$ )와 표면전위( $v_{oc}$ )를 측정하여 난류중심전하밀도( $\rho_b$ )를 이론적으로 추정하였다. 또한 유동대전을 억제하기 위하여 유동대전방지제(BTA)를 첨가한 후 누설전류( $i_{sc}$ ), 표면전위( $v_{oc}$ ), 난류중심전하밀도( $\rho_b$ ) 및 도전율( $\sigma$ )의 변화에 관하여 연구하였으며, 유동대전방지제(BTA)의 첨가에 따라 절연유의 도전율이 증가하고, 난류중심전하밀도( $\rho_b$ )가 감소함을 확인하였다.

## Abstract

The purpose of this paper is to analyze the streaming electrification mechanism(SEM) generated in UHV transformer. This experiment used Couette Charger and interpreted the mechanism hydromechanically and electromagnetically. This work estimated the turbulent core density( $\rho_b$ ) by measuring the short circuit current( $i_{sc}$ ) and the open circuit voltage( $v_{oc}$ ) generated in Couette Charger and also studied the changes of the short circuit( $i_{sc}$ ), the open circuit voltage( $v_{oc}$ ), the turbulent core density( $\rho_b$ ) and the conductivity( $\sigma$ ) with adding BTA to restrain streaming electrification. As a result adding BTA increased the conductivity of oil and decreased the turbulent core density( $\rho_b$ ).

\*正會員: 崇實大 工大 電氣工學科 教授, 工博

\*\*正會員: 崇實大 大學院 電氣工學科 博士課程 / 電氣·消防技術士

\*\*\*正會員: 崇實大 大學院 電氣工學科 博士課程 / 韓電 電力研究院

接受日字: 1995年 5月 17日

**Key Words** : Streaming Electrification, BTA, Couette Charger, Turbulent core charge density( $\rho_c$ ), Short circuit current( $i_{sc}$ ), Open circuit voltage( $v_{oc}$ )

## 1. 서론

송전선로의 초고압화는 전력설비 중 특히 변압기 내부에 큰 전기적 스트레스(stress)를 증가시키고 작은 정전기 발생에도 대형 폭발 사고로 이어지고 있다.<sup>1)</sup> 특히 변압기 내부에서 발생하는 열을 효과적으로 냉각시키지 않을 경우 변압기 절연유의 열화와 내부 절연물의 열화를 가속시키며, 결국에는 부하에 공급하는 전력량을 제한해야 하는 문제점이 발생한다.<sup>2)</sup>

이미 1980년대초 일본에서 유동대전에 의한 사고가 500[kV]급 주 변압기에서 발생하였다.<sup>3)</sup>

외국의 예에서 보는 바와 같이 유동대전에 의한 사고는 500[kV]급 이상의 주 변압기에서 주로 발생하고 있으므로 우리나라의 송전계통망이 765[kV]급으로 격상되면 유동대전에 의한 사고가 예견된다. 따라서 UHV 대용량 변압기에서의 유동대전을 방지하기 위한 뚜렷한 대책 수립이 필요하게 되었다.

초고압 변압기 내에서의 유동대전 현상에 대한 유체역학적인 분석이나 이론적인 규명은 여러 복합적인 요인 등으로 정확한 이론적인 규명이 어려워 지금까지의 유동대전에 대한 연구는 실험적 방법 및 정성적인 연구만 기초적으로 시행되어 왔으며, 유동대전의 기구(mechanism)를 규명하기 위한 이론적 해석이 활발히 연구되고 있지 않다.<sup>4)~6)</sup>

그러나 유동대전 현상을 억제하기 위한 대책 수립의 근본적인 접근은 변압기 내에서 발생, 진행되고 있는 난류중심전하밀도( $\rho_c$ )를 파악하여 유동대전에 의한 변압기 내부의 전계분포를 확인하는 것이 요구된다.

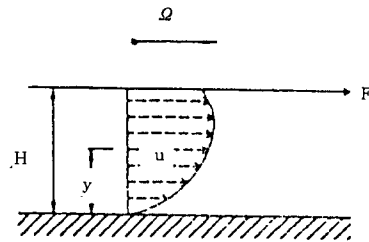
변압기 내에서는 유동절연유와 절연체 경계면에서 전하가 분리되어 전하누적율(電荷累積率)과 전하누설율(電荷漏泄率)이 같을 때까지 계속 강한 전계를 야기하고, 실제 변압기에서 전압이 인가되면 전하분리가 증가하므로 절연을 증가시켜야 한다.

본 연구에서는 초고압 변압기에서의 유동대전 현상을 근본적으로 방지하기 위한 대책을 수립하기 위하여 Couette Charger(이후 CC로 부름)내에서의 유체 흐름을 유체역학적으로 분석하고, 누설전류( $i_{sc}$ ), 표면전위( $v_{oc}$ )를 측정하여 변압기 난류중심전하밀도( $\rho_c$ )와의 관계를 규명하여, 유동대전현상을 유체역학적, 정전기 및 전자기학적으로 해석하였다. 따라서 CC를 이용하여 변압기에 전압을 인가하지 않은 상태를 모의하고 회전수의 변화와 유동대전방지제(이후 BTA(Benzotriazole)로 부름)농도를 변화시켜 전하의 발생과정을 이론적으로 고찰하고, 실험결과와 비교, 분석하였다.

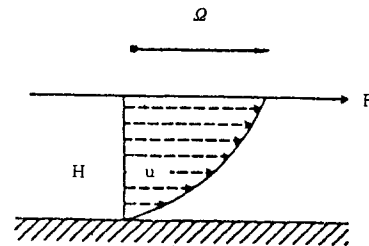
## 2. 이론적 고찰<sup>7), 8)</sup>

### 2.1 Couette Charger내의 유체역학

CC를 본 연구에 적용하는 근거는 Couette흐름으로부터 출발한다. 두 평판중 고정된 평판과 이



(a) 유속보다 평판이 느린 경우



(b) 유속보다 평판이 빠른 경우

그림 1. Couette 흐름  
Fig. 1. Couette Flow

동하는 평판이 있는 경우에 유체의 흐름을 M.F. A Couette(1858~1943)가 처음으로 정립한 이론이 Couette 흐름이다.

그림 1과 같이 좁은 H간격의 두 평판 사이에 유체가 들어 있고 아래 평판이 고정되어 있으며, 위 평판이 F로 힘을 받아 Ω속도로 움직이면 유체 내부에서는 전단변형을 일으키고, 유체점성저항이 나타나 유체의 속도가 평판의 속도보다 빠를 경우에는 (a)와 같은 흐름 형태를 나타내고, 그 반대인 경우(b)와 같은 흐름 형태를 나타낸다.

이러한 유동현상은 변압기 내에서 절연유를 강제 순환시킬 경우와 같은 상황으로 모의될 수 있어 이 Couette 흐름을 이용한 기구가 CC이다.

CC는 실험 절연유를 적게 사용하면서 쉽게 교환할 수 있고, 원통의 표면을 원하는 재질로 쉽게 둘러쌀 수 있으며, 원하는 회전수를 단계적으로 얻을 수 있는 특징이 있다.

여기에서, Ω: 상부평판의 속도

u: 유체의 속도

y: 수직 방향

H: 두평판의 거리

F: 평판이 움직이는 힘

## 2.2 Couette Charger 내의 유동대전현상

Couette Charge내의 전하밀도분포는 그림 2와 같다.

여기에서, R<sub>1</sub>: 내부원통의 반경[cm]

R<sub>2</sub>: 외부원통의 반경[cm]

ε: 절연유의 유전율(2.2ε<sub>0</sub>)

σ: 절연유 도전율[s/m]

ρ: 전하밀도(ρ<sub>0</sub>, ρ<sub>w1</sub>, ρ<sub>w2</sub>포함)  
[μc/m<sup>3</sup>]

ρ<sub>0</sub>: 난류중심전하밀도[μc/m<sup>3</sup>]

ρ<sub>w1</sub>: 내부원통의 벽전하밀도[μc/m<sup>3</sup>]

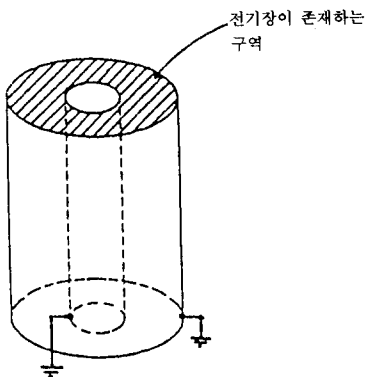
ρ<sub>w2</sub>: 외부원통의 벽전하밀도[μc/m<sup>3</sup>]

S: 내외부 원통의 표면적[m<sup>2</sup>]

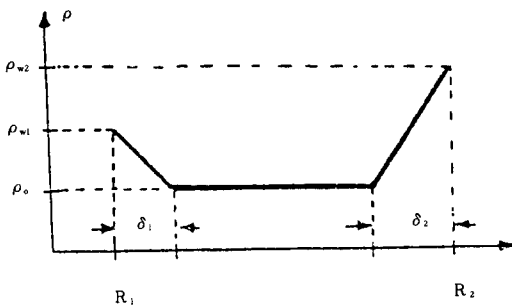
V: 입체적 π(R<sub>2</sub><sup>2</sup>-R<sub>1</sub><sup>2</sup>)[cm<sup>3</sup>]

J̄: CC내의 전류밀도[nA]

n̄: 법선 벡터



(a) Gauss 표면



(b) 전하밀도 분포상태

### 2.2.1 정상상태에서 난류중심전하밀도(ρ<sub>0</sub>)와 벽전하밀도(ρ<sub>w</sub>)의 관계

CC 내부에서 Gauss곡면 S에 유입되는 전류량은 S내부의 총 전하량의 변화량과 같다.

$$\int_s \bar{J} \cdot \bar{n} ds = - \frac{d}{dt} \int_v \rho dv \dots\dots\dots(1)$$

$$\text{단 } \bar{J} = \bar{J}_d + \sigma \bar{E} = -D \nabla \rho + \sigma \bar{E} = \dots\dots\dots(2)$$

식 (1)의 좌변에서 Gauss표면 S는 원통의 외벽, 내벽, 上環, 下環으로 구성되는데 전류의 유입은 외벽, 내벽에서만 이루어지므로 Gauss의 법칙에 따라 다음과 같이 된다.

$$\int_s \sigma \bar{E} \cdot \bar{n} ds = \sigma \int_v \frac{\rho_0}{\epsilon} dv = \frac{\sigma}{\epsilon} \rho_0 V \dots\dots\dots(3)$$

식 (1)의 우변에서 S내부 전하밀도는 ρ<sub>0</sub>로 균일하므로 식 (1)은 다음과 같이 정리된다.

$$V \frac{d\rho_0}{dt} = 2\pi l (J_{d1} R_1 + J_{d2} R_2) - V \rho_0 \frac{\sigma}{\epsilon} \dots\dots\dots(4)$$

내외벽의 재료가 동일하므로 ρ<sub>w1</sub>=ρ<sub>w2</sub>=ρ<sub>w3</sub>이

그림 2. Gauss 표면 및 전하밀도 분포상태  
Fig. 2. Gauss surface and charge density distribution

고, 유체역학에서  $R_1/R_2 = \delta_1/\delta_2$ 이므로  $\tau_{d1} = \tau_{d2} = \tau_d$ 이다. 따라서 식 (4)는 다음과 같이 정리된다.

$$\frac{d\rho_o}{dt} + \left( \frac{2}{\tau_d} + \frac{1}{\tau_e} \right) \rho_o = \frac{2\rho_w}{\tau_d} \quad \dots\dots\dots(5)$$

그리고 정상상태에서 ( $\frac{d\rho_o}{dt} = 0$ ) 전하밀도는 다음과 같다.

$$\rho_o = \frac{\rho_w}{1 + \frac{\tau_d}{2\tau_e}} \quad \dots\dots\dots(6)$$

회전수가 증가하면 분자확산시간( $\tau_d$ )이 감소하고, 식 (6)에서 정상상태의 난류중심전하밀도( $\rho_o$ )가 증가함을 알 수 있다.

### 2.2.2 정상상태에서 난류중심전하밀도( $\rho_o$ )와 누설전류( $i_s$ ), 표면전위( $v_o$ )의 관계

그림 3에서와 같이 CC내에서의 전계는  $R_1$ 과  $R_2$ 사이에서만 존재한다.

가우스법칙에 따라 원통 사이의 전계의 세기는 다음과 같다.

$$E(r) = \frac{\rho_o(r^2 - R_1^2)}{2\epsilon}, \quad R_1 \leq r \leq R_2 \quad \dots\dots\dots(7)$$

대전으로 인한 양벽간의 전위 차는

$$v = \int_{R_1}^{R_2} E dr = \frac{\rho_o(R_2^2 - R_1^2)}{4\epsilon} - \frac{\rho_o R_1^2}{2\epsilon} \ln(R_2/R_1) \quad \dots\dots\dots(8)$$

식 (7)에서  $E = \rho_o \frac{r}{2\epsilon} - \frac{\rho_o R_1^2}{2\epsilon} \cdot \frac{1}{r}$

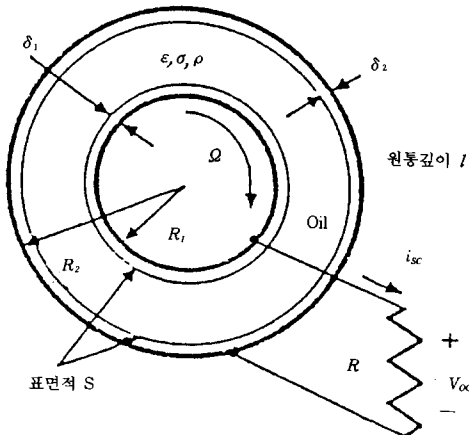


그림 3. Couette Charger의 단면도 및 저항 R 연결도  
Fig. 3. Cross section of Couette Charger with load resistance R connected to the terminal

식 (8)에서  $-\frac{\rho_o R_1^2}{2\epsilon} = \left\{ \left( v - \frac{\rho_o(R_2^2 - R_1^2)}{4\epsilon} \right) / \ln(R_2/R_1) \right\}$

두 식을 정리하면

$$E = \frac{\rho_o r}{2\epsilon} + \frac{v - \rho_o(R_2^2 - R_1^2)/4\epsilon}{\ln(R_2/R_1)} \frac{1}{r}, \quad R_1 \leq r \leq R_2 \quad \dots\dots\dots(9)$$

내벽( $r=R_1$ )에서의 전기장 세기  $E_1$ 은

$$E_1 = \frac{\rho_o R_1}{2\epsilon} + \frac{v}{R_1 \ln(R_2/R_1)} - \frac{(R_2^2 - R_1^2)\rho_o}{4\epsilon R_1 \ln(R_2/R_1)} \quad \dots\dots\dots(10)$$

원통내(inner cylinder)에서 전류의 크기는

$$i = -\left[ \sigma E_1 + \frac{D}{\delta_1} (\rho_{w1} - \rho_o) + \epsilon \frac{dE_1}{dt} \right] 2\pi R_1 l \quad \dots\dots(11)$$

식 (11)에서 제1항은 ohmic항이며, 제2항은 diffusion, 제3항은 displacement항이다.

$$-i = \sigma E_1 2\pi R_1 l + \frac{D}{\delta_1} (\rho_{w1} - \rho_o) 2\pi R_1 l + \epsilon \frac{dE_1}{dt} 2\pi R_1 l \quad \dots\dots\dots(12)$$

식 (12)에서 제1항인  $\sigma 2\pi R_1 l E_1$ 를 정리하면

$$\sigma 2\pi R_1 l E_1 = 2\pi R_1 l \left( \frac{\rho_o R_1}{2\epsilon} + \frac{v}{R_1 \ln(R_2/R_1)} - \frac{(R_2^2 - R_1^2)\rho_o}{4\epsilon R_1 \ln(R_2/R_1)} \right) = \frac{\sigma 2\pi R_1^2 l}{2\epsilon} \rho_o + \frac{2\pi \rho_w \omega}{\ln(R_2/R_1)} - \frac{\sigma \pi l (R_2^2 - R_1^2)\rho_o}{2\epsilon \ln(R_2/R_1)} \quad \dots\dots(13)$$

또한 식 (12)에서 2항과 3항을 풀어 1항과 같이 정리하면

$$C \frac{dv}{dt} + \left[ \frac{1}{R} + \frac{1}{R_{int}} \right] v = -\frac{(\rho_w - \rho_o) V}{\tau_d} \left[ \frac{R_2^2 + R_1^2}{R_2^2 - R_1^2} - \frac{1}{\ln(R_2/R_1)} \right] \quad \dots\dots\dots(14)$$

식 (14)에서  $\frac{C}{\epsilon} = \frac{1}{\sigma R_{int}} = \frac{2\pi l}{\ln(R_2/R_1)}$  이다

정상상태에서 누설전류( $i_s$ )와 난류중심전하밀도( $\rho_o$ )의 관계를 보면  $i_s$ (Short Circuit Current)의 조건으로

Steady State :  $\frac{d\rho_o}{dt} \rightarrow 0, \rho_w = \rho_o \left( 1 + \frac{\tau_d}{2\tau_e} \right)$

Short Circuit :  $R \rightarrow 0 (v = iR, v \rightarrow 0)$

식 (14)로부터  $C \frac{dv}{dt} = 0, \frac{v}{R_{int}} = 0$ 이므로,

$$i_s = \frac{-\rho_o \pi l}{2\epsilon \ln(R_2/R_1)} \left\{ (R_2^2 + R_1^2) \ln(R_2/R_1) - (R_2^2 - R_1^2) \right\} \quad \dots\dots\dots(15)$$

즉 누설전류( $i_w$ )를 측정하여 난류중심전하밀도( $\rho_0$ )를 추정할 수 있다.

정상상태에서 표면전위( $v_w$ )와 난류중심전하밀도( $\rho_0$ )의 관계를 보면  $v_w$ (Open Circuit Voltage)의 조건으로

$$\text{Steady State : } \frac{d\rho_0}{dt} \rightarrow 0 \left[ i_w e \rho_0 = \frac{\rho_w}{1 + \frac{\tau_d}{2\tau_e}} \right]$$

$$\frac{C}{\epsilon} = \frac{1}{\sigma R_{st}} = \frac{2\pi d}{\ln(R_2/R_1)} \text{ 이므로}$$

Open Circuit :  $R \rightarrow \infty$

$$C \frac{dv}{dt} + \frac{v}{R} + \frac{v}{R_{st}} = \frac{\rho_0}{2\tau_e} \frac{C}{2\epsilon} [(R_2^2 + R_1^2) \ln(R_2/R_1) - (R_2^2 - R_1^2)]$$

$$\frac{dv}{dt} + \frac{v}{C\tau_e} = - \frac{\rho_0}{4\epsilon\tau_e} [(R_2^2 + R_1^2) \ln(R_2/R_1) - (R_2^2 - R_1^2)] \dots \dots \dots (16)$$

식 (16)에서 다음 식이 얻어진다.

$$v_w = \Omega [1 - \exp(-t/\tau_e)] \dots \dots \dots (17)$$

여기서

$$\omega = - \frac{\rho_0}{4\epsilon} [(R_2^2 + R_1^2) \ln(R_2/R_1) - (R_2^2 - R_1^2)]$$

즉 측정된 표면전위( $v_w$ )로 난류중심전하밀도( $\rho_0$ )를 추정할 수 있다.

### 3. 실험장치 및 실험방법

#### 3.1 실험의 개관

CC내에서 전하밀도를 고르게 하기 위해서는 가능한 한 높은 회전수로 내부원통을 회전시켜야 한다. 내부원통의 하단 중앙 축이 없는 상태에서는 내부원통을 높은 회전수로 회전시키는데 어려움이 있어 하단에 중앙 축을 만들어 1,000[rpm]까지 회전시켰고 접지하여 영향이 없는 것을 확인하였다. 내부원통에 전압을 인가하지 않은 상태에서 회전에 따른 누설전류( $i_w$ )와 표면전위( $v_w$ )를 측정하였으며, BTA의 첨가는 15[ppm]이상은 자연 용해되지 않으므로 5[ppm]과 15[ppm] 두 종류를 첨가시키고, 이를 국립과학수사연구소에 시험 의뢰하여 분석한 결과, BTA의 첨가에 따라 동점도는 40[°C]에서 7.772에서 7.759, 7.752로 감소하였으며, 도전율은 2

[ps/m]에서 4~13[ps/m]으로 증가함을 알 수 있었다. 그리고 BTA농도에 따른 누설전류( $i_w$ )와 표면전위( $v_w$ )를 측정하였으며, 이것으로 유층의 난류중심전하밀도( $\rho_0$ )를 추정하였다.

#### 3.2 실험장치 및 실험방법

표 1에서와 같이 실험설계는 제어변수와 측정변수로 나누어 적용하였다. 제어변수에서 적용범위를 0~1,000[rpm]으로 정한 이유는 CC 내에서 완전난류가 되어 전하밀도를 고르게 분포시키기 위하여 최대속도를 1,000[rpm]으로 정하고 낮은 회전수에 서부터 단계적으로 증가시켜 누설전류( $i_w$ )와 표면전위( $v_w$ )를 측정하였다. BTA 첨가는 열화학적 용해가 아닌 자연용해로 원액, 5[ppm], 15[ppm]의 3단계로, 총 실험갯수는 회전수 10단계와 BTA농도 3단계를 적용하여 30가지로 실험 설계하였다.

변압기에서의 유동대전현상은 액체, 고체의 양계면이 절연을 목적으로 하고 있으며, 수량, 가스량 등이 제어된 밀폐된 순환계내의 현상으로, 온도의 변화범위가 넓은 특징을 갖고 있다. 여기에 복잡한 냉각구조와 변압기 운전상태, 과전압상태 등 변압기 고유의 조건을 많이 함유하고 있다.

본 논문에서 사용한 CC는 실제 변압기에서 나타나는 것과 같은 조건하에서 대전강도를 측정하기 위하여 강제 순환 유냉각 대용량 변압기의 권선 및 철심사이의 냉각덕트나 라디에이터를 모의한 원통 사이에 변압기 절연유를 채울 수 있도록 제작한 CC 실험장치이다. 따라서, 본 논문에서는 CC를 이용하여 내부현상을 이론적으로 분석함으로써 유동대전 현상을 보다 효과적으로 해석할 수 있도록 하였다.

그림 4는 본 연구에서 사용한 CC의 개략도를 나타낸 것이다.

액체를 강제 유동시키는 기존의 실험장치에서는

표 1. 제어변수와 측정변수

Table 1. Variable of control and measurement

변수종류	내 용	적용범위	적용단계
제어변수	내부원통회전수(rpm)	0~1,000(rpm)	10단계
	대전방지제농도(ppm)	0~15(ppm)	3단계
측정변수	누설전류( $i_w$ )(nA)	각 회전수 및 대전방지제농도에서 측정	
	표면전위( $v_w$ )(V)	각 회전수 및 대전방지제농도에서 측정	

액체를 유동시키기 위하여 펌프나 가스를 필요로 하는 반면, 본 논문에서의 CC 시스템에서는 내부원통을 회전시키기 위하여 전동기가 필요하다. 본 논문에서는 전압 조절기로 회전속도를 제어할 수 있는 직류전동기를 사용하였다. 그림 4에서와 같이 전동기와 내부원통은 전기적으로 접속하여 원통 하부 중심 축과 지지대를 접지시키고, 절연유를 채우지 않은 상태에서 1,000[rpm]까지 회전시켜 전동기에 의한 유입전하의 영향이 없음을 확인하였다. 이때의 내부원통과 외부원통의 재질은 모두 스테인레스이다.

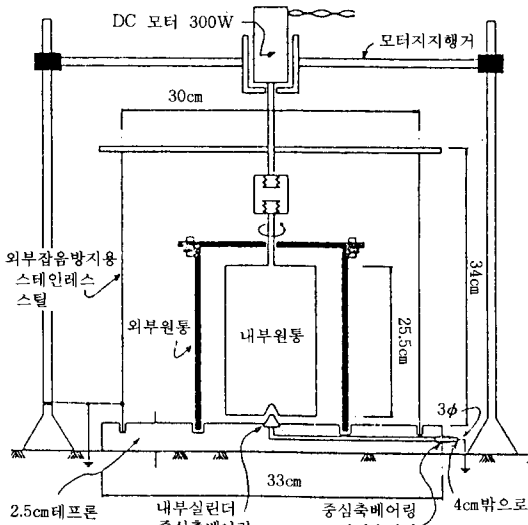


그림 4. Couette Charger  
Fig. 4. Couette Charger

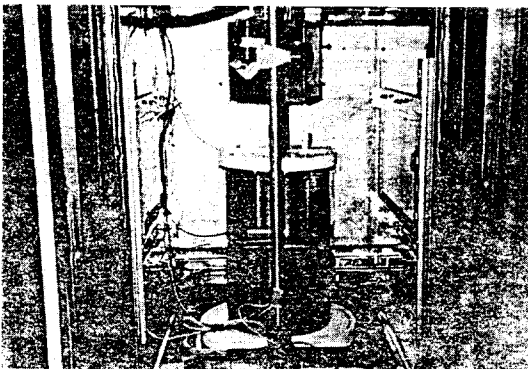


그림 5. Couette Charger의 설치  
Fig. 5. Installation of Couette Charger

그림 5는 실험시의 온도 및 습도를 일정하게 유지하기 위하여 제작된 CC 장치를 항온항습기에 설치한 것이다.

## 4. 실험결과

### 4.1 회전속도에 따른 누설전류( $i_x$ )

그림 6은 CC 시스템의 원통사이에서 절연유를 채우고, 내부원통의 회전속도를 0~1,000[rpm]까지 단계적으로 증가시킬 경우의 누설전류( $i_x$ )를 측정하는 것이다. 절연유는 내·외부원통 사이의 벽전하밀도 차이를 최소화시키기 위하여 원통 사이에 절연유를 가득 채운 상태(5[l])이며, 항온항습기를 이용하여 측정시의 주위온도는 25(°C), 습도 50[%]로 일정하

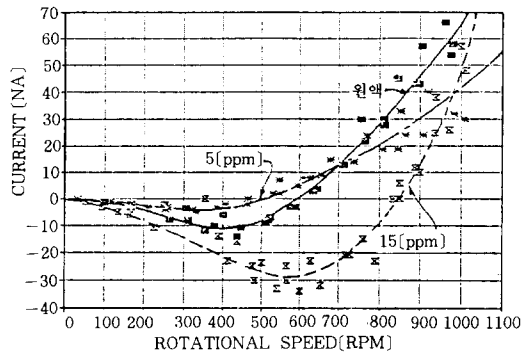


그림 6. 측정된  $i_x$  (원액, 5(ppm) 첨가유, 15(ppm) 첨가유)의 비교

Fig. 6. Comparison with the data of measured  $i_x$  in fresh, 5(ppm) and 15(ppm) additional oil

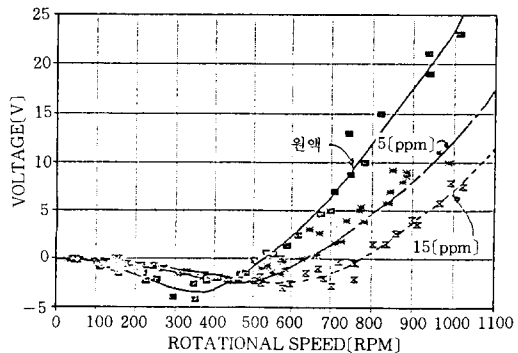


그림 7. 측정된  $v_∞$  (원액, 5(ppm) 첨가유, 15(ppm) 첨가유)의 비교

Fig. 7. Comparison with the data of measured  $v_∞$  in fresh, 5(ppm) and 15(ppm) additional oil

게 유지하였다.

내부원통의 회전속도를 증가시키에 따라 외부원통에서 측정된 누설전류( $i_{\infty}$ )는 저속도 영역에서는 음극성을 나타내다가, 약 500[rpm]부근에서 반전되어, 약 600[rpm]에서 0을 나타낸 후, 그 이상의 회전속도에서는 양극성의 누설전류( $i_{\infty}$ )가 크게 증가하는 경향을 보였다.

일반적으로 외부원통에서 측정된 누설전류( $i_{\infty}$ )는 벽에서의 발생전하와 절연유에서의 완화전하의 평형에 의해 결정된다. 따라서 내부원통의 회전속도를 증가시키에 따라 외부원통에서 측정된 누설전류( $v_{\infty}$ )가 음극성에서 양극성으로 반전되는 것은 다음과 같이 해석된다.

유동대전으로 인하여 발생하는 전하의 극성에 관한 지금까지의 연구결과는 절연유와 절연지의 관계

에서는 절연유가 양으로 대전되고 절연지가 음으로 대전되는 것에 관하여 절연지의 분자구조를 이용하여 해석한 것을 볼 수 있다.<sup>9,10</sup> 그러나 절연유와 금속의 관계에 관한 연구결과는 실험자에 따라 실험적 결과의 상이함을 볼 수 있다.<sup>11</sup> 이와 같은 현상은 계면에서의 전하분리에는 관의 재질과 그 표면상태, 유체의 성질과 이온의 종류 및 온도 등이 영향을 미치기 때문으로 사료된다. 그러나 본 연구에서의 실험결과를 종합하면 CC를 벤젠으로 깨끗이 세척하여 건조시키고, 신유를 사용하여 저속도로 회전시킬 경우의 누설전류( $i_{\infty}$ )는 절연유로 양극성의 전하가 분리되고, 금속으로 음극성의 전하가 분리되는 것으로 볼 수 있었다.

따라서 내부 원통이 회전함에 따라 절연유와 스테인레스 계면에서의 전하분리는 스테인레스로 음

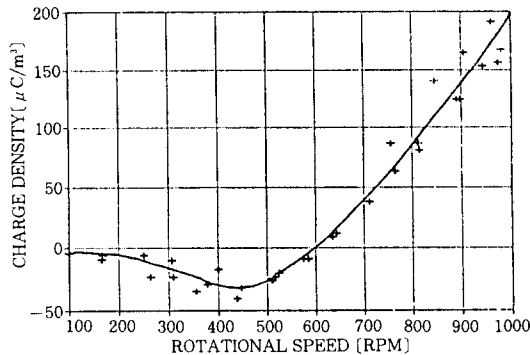


그림 8. 시료유 원액에서 측정된  $i_{\infty}$ 로 구한 난류중심전하밀도 ( $\rho_d$ )

Fig. 8. The turbulent core charge density ( $\rho_d$ ) estimated from measured  $i_{\infty}$  in fresh oil

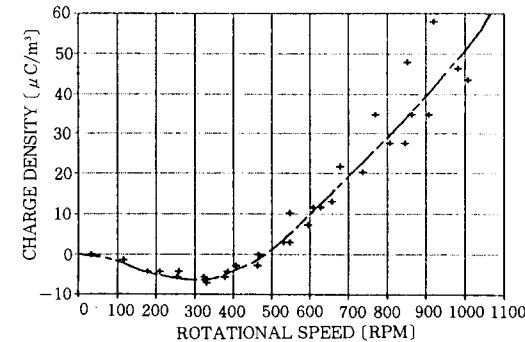


그림 9. 유동대전방지제 (BTA) 5(ppm)첨가유로부터 측정된  $i_{\infty}$ 로 구한 난류중심전하밀도 ( $\rho_d$ )

Fig. 9. An estimated turbulent core charge density ( $\rho_d$ ) from measured  $i_{\infty}$  of BTA 5(ppm) additional oil

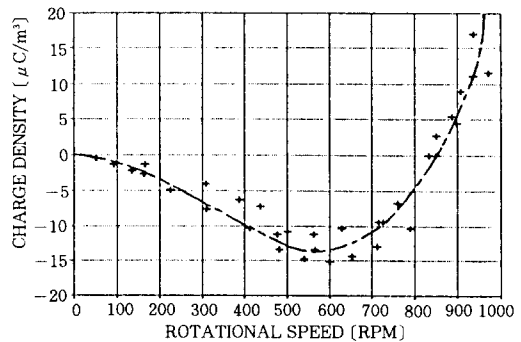


그림 10. 유동대전방지제 (BTA) 15(ppm)첨가유로부터 측정된  $i_{\infty}$ 로 구한 난류중심전하밀도 ( $\rho_d$ )

Fig. 10. An estimated turbulent core charge density ( $\rho_d$ ) from measured  $i_{\infty}$  of BTA 15(ppm) additional oil

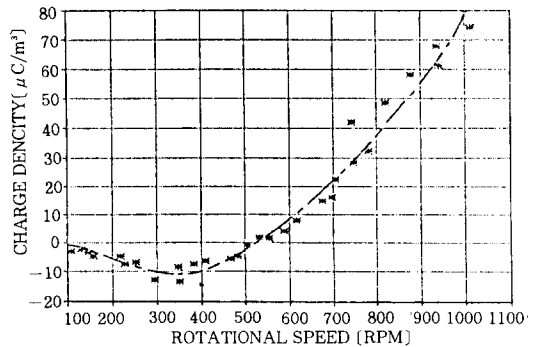


그림 11. 시료유 원액에서 측정된  $v_{\infty}$ 로 구한 난류중심전하밀도 ( $\rho_d$ )

Fig. 11. The turbulent core charge density ( $\rho_d$ ) estimated from measured  $v_{\infty}$  in fresh oil

극성의 전하가 분리되고, 절연유로 양극성의 전하가 분리된다. 따라서 저속도 영역에서는 음극성의 누설전류( $i_w$ )가 측정된다. 그러나 고속도 영역에서는 절연유로 분리된 양극성의 전하에 의한 완화전류가 스테이레스로 분리되는 음극성의 전하를 압도하여 극성이 반전되고, 회전속도가 증가할수록 양극성의 누설전류( $i_w$ )가 증가한 것으로 해석된다.

#### 4.2 회전속도에 따른 표면전위( $v_w$ )

일반적으로 자유공간 중에는 여러 가지 원인에 의해 전하가 축적된다. 축적된 전하는 시간의 경과에 따라 자기확산, 전계에 의한 드리프트(drift), 반대부호의 전하에 의한 재결합 등의 과정을 거쳐 감쇄된다.

기체, 액체에 비하여 고체 유전체에서는 일반적으로 전하이동이 적고, 전하 감쇄를 적게 일으키므로 전하 보유능력이 크다. 변압기 절연유의 순환으로 발생한 대전전하는 절연유와 고체물질에 축적됨으로써 높은 전계를 야기하여 변압기 사고의 원인이 되므로 축적 전하의 감쇄 상황을 파악하는 것은 아주 중요하다.

미소전류계에 의한 측정법은 발생된 전하가 미소전류계를 통하여 누설되는 전류를 측정하는 것이기 때문에 고체나 절연유에 축적되는 전하를 측정할 수 없는 단점을 갖고 있다. 일반적으로, 대전전하의 측정은 대전된 시료에 전위 프로우브(probe)를 사용하여 표면전위( $v_w$ )를 측정할 수 있다. 이 방식은 주로 고체시료에 적용되지만, 액체시료에 대해서는

액체 내에 전위 프로우브를 삽입하는 경우도 있다.

외부원통에 축적되는 전하의 양을 측정하기 위하여 미소전류계를 제거한 후 정전전압계로 외부원통에 축적되는 표면전위( $v_w$ )를 측정하였다. 이때 내부원통의 회전속도는 누설전류( $i_w$ )측정시와 같이 0~1,000[rpm]까지 단계적으로 증가시키면서 측정하였으며, 측정된 표면전위( $v_w$ )의 값은 그림 7에 나타내었다.

정전전압계의 프로우브는 외부원통과의 간격이 멀어지면 측정되는 표면전위( $v_w$ )의 크기가 급격히 줄어들고, 노이즈(noise)의 영향을 받을 수 있으므로 외부원통에 3[mm]의 간격을 두고 설치하였다. 외부원통에 이미 전하의 축적이 있을 수 있으므로 접지상태에서 영점조정을 하고 접지선을 제거하였는데, 이때 접지선 제거시의 접촉으로 인하여 대전이 되지 않도록 주의하였다.

내부원통의 회전속도에 따라 표면전위( $v_w$ )는 -5[V]에서 25[V]까지 변화하였으며, 회전속도에 따른 극성은 누설전류( $i_w$ )에서와 같은 경향을 보였으나, 극성이 반전되는 속도가 350[rpm]으로 저속도영역으로 이동하여 나타남을 볼 수 있다. 또한 회전속도의 증가에 따라 500[rpm]에서 0을 나타낸 후 500[rpm]이상의 고속도에서는 양극성의 전위가 크게 증가하는 경향을 보였다.

#### 4.3 난류중심전하밀도( $\rho_w$ ) 추정

4.3.1 누설전류( $i_w$ )에서 난류중심전하밀도( $\rho_w$ ) 추정  
난류중심전하밀도( $\rho_w$ )는 그림 6의 누설전류( $i_w$ )측

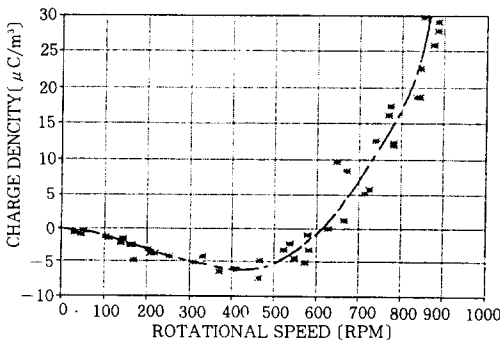


그림 12. 유동대전방지제 (BTA) 5(ppm) 첨가유로부터 측정된  $v_w$  구한 난류중심전하밀도 ( $\rho_w$ )

Fig. 12. An estimated the turbulent core charge density ( $\rho_w$ ) from measured  $v_w$  BTA 5(ppm) additional oil

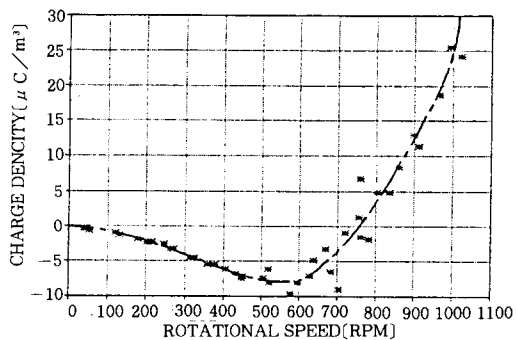


그림 13. 유동대전방지제 (BTA) 15(ppm) 첨가유로부터 측정된  $v_w$  구한 난류중심전하밀도 ( $\rho_w$ )

Fig. 13. An estimated the turbulent core charge density ( $\rho_w$ ) from measured  $v_w$  BTA 15(ppm) additional oil



정 데이터로부터 추정할 수 있다. 누설전류( $i_s$ )의 함수로 나타내어지는 난류중심전하밀도( $\rho_0$ )는 식 (15)로부터 다음과 같이 유도된다.

$$\rho_0 = -i_s \frac{2r \ln(R_2/R_1)}{\pi[(R_2^2+R_1^2)\ln(R_2/R_1)-(R_2^2-R_1^2)]} \quad (18)$$

여기에서  $\tau_e = \frac{\epsilon}{\sigma}$

식 (18)에 다음과 같이 각 상수값을 대입하고 그림 6의 누설전류( $i_s$ ) 측정 데이터로부터 난류중심전하밀도( $\rho_0$ )를 구하여 나타내면 그림 8, 9 및 10과 같다.

$$R_1 = 0.0762[\text{m}]$$

$$R_2 = 0.1016[\text{m}]$$

$$l = 0.2550[\text{m}]$$

$$\epsilon = 2.2\epsilon_0[\text{C/m}]$$

$$\sigma_1 = (\text{원액의 경우}) = 2[\text{ps/m}]$$

$$\sigma = \{ \sigma_2 = (\text{BTA 5ppm 첨가의 경우}) = 4[\text{ps/m}]$$

$$\sigma_3 = (\text{BTA 15ppm 첨가의 경우}) = 13[\text{ps/m}]$$

그림 8, 9 및 10에 나타난 바와 같이 BTA의 첨가량이 증가함에 따라 난류중심전하밀도( $\rho_0$ )가 감소하였다. 그 이유는 BTA 첨가량이 증가함에 따라 도전도가 증가하여 유전완화시간( $\tau_e = \frac{\epsilon}{\sigma}$ )이 감소함으로 식 (18)에서 난류중심전하밀도( $\rho_0$ )가 감소하기 때문이다.

### 4.3.2 표면전위( $v_w$ )에서의 난류중심전하밀도( $\rho_0$ ) 추정

난류중심전하밀도( $\rho_0$ )는 그림 7의 표면전위( $v_w$ ) 측정 데이터로부터 추정할 수 있다.

즉, 식 (17)에 각 상수의 값들과 정상상태시 표면전위( $v_w$ )의 측정값들을 대입하여 난류중심전하밀도( $\rho_0$ )를 구할 수 있다.

그림 11, 12 및 13은 절연유 원액과 BTA를 5[ppm], 15[ppm] 첨가한 시료유에서 측정한 표면전위( $v_w$ )로부터 난류중심전하밀도( $\rho_0$ )를 추정한 것으로서 추정한 난류중심전하밀도( $\rho_0$ )는 원액에서의 범위가  $-10[\mu\text{C}/\text{m}^3] \sim 80[\mu\text{C}/\text{m}^3]$  나타났다.

여기에서도 BTA의 첨가량이 증가함에 따라 난류중심전하밀도( $\rho_0$ )도 감소한 이유는 그림 8, 9 및 10의 결과와 같다.

## 5. 결론

초고압 전력용 변압기에서 발생하는 유동대전현상에 대하여 Couette Charger 내에서의 유체흐름을 유체역학적으로 분석하고, 유동대전현상을 정전기 및 전기자기학적으로 해석하여 다음과 같은 결론을 얻을 수 있다.

(1) 측정된 누설전류( $i_s$ )와 표면전위( $v_w$ )는 모두 400~800[rpm]에서 반전현상이 발생됨을 확인하였다.

(2) 원통내부에서 발생하는 누설전류( $i_s$ )와 표면전위( $v_w$ )를 측정하여 난류중심전하밀도( $\rho_0$ )를 추정하였다.

(3) BTA를 첨가한 경우의 누설전류( $i_s$ )와 표면전위( $v_w$ )는 BTA 첨가량이 증가함에 따라 도전도가 증가하여 유전완화시간이 단축하기 때문에 난류중심전하밀도( $\rho_0$ )가 감소됨을 알 수 있었다.

(4) 유동대전현상을 억제하기 위하여 절연유에 BTA를 첨가한 경우에 누설전류( $i_s$ ) 및 표면전위( $v_w$ )를 측정하여, 난류중심전하밀도( $\rho_0$ )를 추정하였다.

(5) 절연유의 원액과 BTA를 첨가한 절연유의 도전율을 측정한 결과 원액의 도전율 보다 BTA를 15[ppm] 첨가한 절연유의 도전율은 6.5배로 증가됨을 알 수 있었다.

## 참 고 문 헌

- 1) 花岡良一 등, "變壓器油中の傳導特性と絶緣破壊電壓に及ぼす強制流動の影響," 電氣學會論文誌, Vol. 114, No. 1, 1991, pp.71~78.
- 2) S. Shimizu, H. Murata, and M. Honda, "Electrostatics in Power Transformers," IEEE Trans. Power App., and Sys., Vol. 98, No. 4, July/August, 1979, pp. 1244~1250.
- 3) 村崎憲雄, "精電氣障害對策 핸드ブック," マグロウル好學社, 1990, pp.5~13, pp.131~223.
- 4) 김두석·권동진·곽희로·김재철, "材質이 變壓器 絶緣油의 流動帶電에 미치는 영향," 한국조명·전기설비학회지, Vol. 5, No. 3, 1991, pp.72~77.
- 5) 김두석·권동진·강창규, "수분 및 먼지의 첨가에 따른 絶緣油의 帶電傾向," 한국조명·전기설비학회지, Vol. 6, No. 5, 1992, pp.50~56.
- 6) 家田正之 등, "界面活性劑を添加した絶緣液體の流動帶電現象," 學會論文誌, Vol. 107, No.2, 1987, pp.29~38.
- 7) 노병준·박종호, "流體力學," 東明社, 1993, pp.276~281.
- 8) A. J. Morin II, M. Zahn, and J. R. Melcher, "Fluid Electrification Measurements of Transformer Pressboard/Oil Insulation in a

Couette Charger", IEEE Trans. Electrical Insulation, Vol. 26, No. 5, Oct. 1991, pp.879~881.

- 9) M. Yasuda et al, "Suppression of Static Electrification of Insulating Oil for Large Power Transformers", IEEE Trans. Power Apparatus and Systems, Vol. PAS-101, No.11 November. 1982, pp. 4272~4280.
- 10) H. Okudo et al, "Electric Field Analysis by Combination Method,"

IEEE Trans. PAS, Vol. 101, No. 10, 1982, pp.4039~4048.

- 11) M. Higaki et al, "Static Electrification and Partial Discharges caused by Oil Flow in Forced Oil Cooled Core Type Transformers," IEEE Trans., PAS, Vol. 98, No. 4, 1979, pp.1259~1267.

이 논문은 1994년도 한국학술진흥재단의 공모과제 연구비에 의하여 연구되었음.

## ◇ 著者紹介 ◇



곽 희 로(郭熙魯)

1942年 3月 1日生. 1967年 서울대工大 電氣工學科 卒. 1978年 호주 New South Wales 大 大學院 電氣工學科 卒(博士). 1986年 中央大 大學院 電氣工學科 卒(碩士). 1967年 韓電 勤務. 1986年 美國 M.I.T. Visiting Scientist. 現在 崇實大 教授, 當學會 副會長.



정 용 기(鄭龍基)

1952年 3月 5日生. 1976~1978年 美國 R.M PARSON ENGINEERING CO.(L.P.L)1995年 崇實大 大學院 電氣工學科 卒(碩士), 現在 崇實大 大學院 電氣工學科 博士課程, 義濟電氣設備研究院 代表, 美國 NFPA 正會員, 電氣/消防技術士



권 동 진(權東震)

1963年 1月 20日生. 1986年 서울産業大 電氣工學科 卒. 1992年 崇實大 大學院 電氣工學科(碩士). 1995年 崇實大 大學院 電氣工學科 卒(博士). 現在 韓電 電力研究院 電力研究室.