

Analysis of Dielectric Recovery Characteristics for SF₆ Gas-Blast Arc

宋基東* · 李秉潤** · 朴敬燁*** · 朴正后§

(Ki-Dong Song · Byeong-Yoon Lee · Kyong-Yop Park · Jung-Hoo Park)

Abstract - In this paper, computer simulations of the physical phenomena occurring in the arc region before and after current zero were carried out to evaluate the dielectric recovery characteristics of two types of double-flow nozzles. A commercial CFD program "PHOENICS" is used for the simulation and the user-coded subroutines to consider the arcing phenomena were added to this program by the authors. The computed results were verified by the comparison with the test results presented by the research group of BBC.

In order to investigate the state of the arc region after current zero, the simulation was carried out with four steps. They are cold gas flow analysis, steady state arc simulation, transient arc simulation before current zero, transient hot gas flow simulation after current zero. The semi-experimental arc radiation model is adapted to consider the radiation energy transport and Prandtl's mixing length model is employed as the turbulence model. The electric field and the magnetic field were calculated with the same grid structure used for the simulation of the flow field. The streamer criterion was introduced to evaluate the dielectric recovery characteristics after current zero. Compared with the results obtained by assuming the current zero state in the former studies, it has been found that the results obtained by considering the state before current zero were more accurate.

Key Words : 가스차단기(gas circuit breakers), 절연회복(dielectric recovery), 열적회복(thermal recovery), 전류영점(current zero), 아크채널(arc channel), 스트리머 기준(streamer criterion)

1. 서 론

차단기가 고장전류를 성공적으로 차단하기 위해서는 전류영점에서 아크가 소호된 후 인가되는 과도회복전압(TRV; Transient Recovery Voltage)에 대해 두 가지의 회복능력 즉, 열적회복(thermal recovery) 능력과 절연회복(dielectric recovery) 능력을 갖추고 있어야 한다.

과도회복전압 때문에 전류영점 후라도 아크 영역에는 몇 [A]정도의 아크-후 전류(post-arc current)가 흐른다. 이 전류에 의한 주열(Joule) 에너지는 아크 영역을 가열시키는 반면에, 아크 영역 주위의 고압, 고속의 냉-가스는 아크 영역을 냉각시킨다. 차단성공 여부의 첫 번째 고비는 이러한 아크 영역의 가열과 냉각의 속도에 따라 결정된다. 만약 냉각속도가 가열속도보다 빠를 경우 아크는 소호되어 열적회복에 성공할 것이다. 그러나 아크-후 전류에 의한 에너지의 유입이 냉각속도보다 클 경우, 점점 사이에는 아크가 다시 생성되어 전류가 흐르게 되어 열적 재발호(thermal reignition)가 일어날 것이다. 이러한 열적회복은 보통 전류영점 후 몇 [μ s] 이내

에서 결정된다[1].

열적회복에 성공한 아크 영역에서는 전기적 에너지의 유입이 없기 때문에 냉-가스에 의한 냉각과 함께 전자와 하전입자들의 재결합으로 자유전자 수가 급격히 감소한다. 하지만, 전류영점 후라도 몇 백 [μ s] 동안은 음이온과 양이온이 여전히 존재하게 된다[2]. 이러한 이온의 존재는 과도회복전압이 최고 치에 도달하는 몇 십 [μ s]에서 몇 [ms]동안 절연파괴를 일으키는 요인으로 작용할 수 있고, 절연파괴가 일어나는 경우를 절연회복에 실패했다고 한다. 일반적으로 열적회복 능력은 과도회복전압의 초기 상승률이 큰 근거리 선로고장(SLF; Short Line Fault) 전류 차단시에, 절연회복 능력은 과도회복전압의 최고 값이 큰 단자단락고장(BTF; Bus Terminal Fault) 차단시에 문제가 된다.

현재, 차단기의 개발시간과 비용을 절감하기 위해 설계단계에서 차단기의 차단성능을 평가할 수 있는 전산해석(computer simulation)은 필수적인 과정이 되었으며, 전산해석 기술수준은 차단기의 설계수준을 평가하는 척도로 사용되고 있다. 일반적으로 차단기의 차단성능 평가는 소전류 차단성능과 대전류 차단성능으로 나누어 실시한다. 소전류 차단성능의 평가는 냉-가스 유동해석과 전계해석으로 큰 어려움 없이 예측이 가능하며, 실제 차단부에 적용하여 매우 정확한 결과를 얻고있다[3,4,5]. 하지만, 대전류 차단성능을 평가하기 위해서는 아크 채널에서 일어나는 전도, 대류, 방사에너지 전달뿐만 아니라 아크 전류에 의한 전자기력(Lorentz's force), 난

* 正 會 員 : 韓國電氣研究院 新電力機器그룹 前任研究員

** 正 會 員 : 韓國電氣研究院 新電力機器그룹 前任研究員

*** 正 會 員 : 韓國電氣研究所 新電力機器그룹 그룹장

§ 正 會 員 : 釜山大學校 工大 電子電氣通信工學部 教授

接受日字 : 2002年 3月 12日

最終完了 : 2002年 4月 18日

류효과(turbulence effect), 노즐 용삭(nozzle ablation), 아크 접점의 금속 증기(metal vapour of contacts), SF₆ 가스의 화학작용 등과 같은 복잡한 물리적인 현상을 엄밀히 고려해야 하는 어려움이 있다. 또한, 현재까지 차단기 제작업체에서 수많은 시험결과가 축적되어 있다 하더라도, 시험조건, 차단부 형상, 동작조건 등이 상세히 설명된 시험결과는 극히 드문 실정이라서 해석결과와 시험결과를 정량적으로 비교하는 데도 어려움이 있다. 특히, 절연회복 능력을 평가하기 위해서는 전류영점 전·후의 상태를 정확히 파악해야 하므로 대부분의 절연회복특성에 관한 연구는 제한된 조건에서 실험적으로만 이루어져 왔다. 대전류 차단성능의 평가는 열적회복 평가와 절연회복 평가로 분리하여 수행하며, 일반적으로 열적회복 능력은 전류영점 후의 아크-후 전류를 계산하여 평가하고 있고[7,8], 절연회복 능력은 실험식 또는 스트리머 기준(streamer criterion)을 적용하여 평가하고 있다[9,10].

이와 같이 대전류 차단성능의 평가기술이 중요하고 어려운 만큼, 해외 선진국들은 그 중요성을 인식하여 이미 오래 전부터 적극적으로 개발하고 있으며, 극비 기술로 분류하여 기술 이전을 기피하고 있다. 따라서, 국내에서는 선택의 여지없이 독자적인 개발이 불가피한 실정이었으며, 저자들은 90년대 말부터 차단부내 유동해석 및 차단성능 해석기술을 개발하기 시작하여, 실제 가스차단부에 대한 대전류 차단성능 평가에 적용할 수 있는 해석기술을 확보하고자 노력해 왔다. 본 논문에서는 그 일환으로 대전류 차단성능 평가의 최종 단계에서 요구되는 절연회복 평가기법에 관한 것으로, 전류영점 전·후 아크에 대한 전 과정의 결과를 제시한 것이다. 해석결과는 상용 CFD 프로그램(computational fluid dynamics package) "PHOENICS"에 직접 작성한 프로그램을 접목시켜 얻었으며, 해석결과에 대한 검증은 위해 BBC(Brown Boveri Research Center) 연구그룹의 시험결과[11]와 비교하였다.

2. 절연회복의 예측

2.1 절연파괴의 평가기준

균등한 전계내의 가스 중에서 전자가 단위길이 만큼 전진할 때 이온화되는 수를 α 라하고, 그 α 를 일반화시킨 α/N 은 E/N에 대해 단순증가(monotonically increasing)함수라는 것이 밝혀졌다. 또 전자가 단위길이 만큼 전진할 때 부착(attachment)하는 수를 η 라고 하면, η 를 일반화시킨 η/N 은 E/N에 대해 단순감소(monotonically decreasing)함수라는 것이 밝혀졌다[12]. 따라서, α/N 과 η/N 이 같아지는 E/N이 존재하게 된다. 만약 부착보다 이온화가 활발할 경우, 전자 충돌에 의한 이온화의 연쇄반응으로 "전자사태(electron avalanche)"가 발생하여 절연파괴를 일으키는 "스트리머(streamer)"가 형성된다. 여기서 $\alpha/N = \eta/N$ 의 조건, 더 나아가 간단히 $\alpha = \eta$ 인 조건을 종종 "스트리머 기준(streamer criterion)"이라고 부르고, 이 때의 E/N의 값을 "임계(critical) E/N" 또는 "한계(limiting) E/N"이라 부르고 보통 $(E/N)^*$ 으로 표시한다. 실제로 SF₆가스를 포함하여 많은 가스들에 대해 $(E/N)^*$ 이 존재한다는 것이 실험적으로 밝혀졌고, 이 $(E/N)^*$ 값이 SF₆와 같은 부착 가스에서 가스 절연파괴를 예측하는 기

준이 되는 것이다[12]. 이 기준은 실제 전기기기의 절연파괴를 예측하는 데 있어서 극히 드문 경우인 균등한 전계와 가스 밀도를 가정한 경우에만 적용할 수 있으며, 또한 공간전하의 영향을 포함하지 않은 것이라는 것에 주의해야 한다. 그럼에도 불구하고, 이 기준은 실험적 요소를 고려하여 균등한 전계와 가스밀도가 형성되기 어려운 좀 더 일반적인 상황 즉, 비균등 전계 및 가스밀도가 형성되는 상황에서도 사용되어져 왔고, 실제로 차단기의 소전류 차단성능은 실험적 요소를 고려하여 이 기준을 가지고 평가하여 양호한 결과를 얻고 있다[4,6].

2.2 아크 영역의 온도변화에 의한 절연파괴의 평가

SF₆ 가스 차단기와 같이 전류 차단 후에 고온의 열-가스(hot gas channel)가 존재하는 경우, 차단기의 차단성능을 예측하기 위해서는 절연회복을 예측해야 하는 데, 위에서 언급한 스트리머 기준을 적용하는 데는 다음과 같은 한계가 있다. 첫째, 스트리머 기준은 온도에 따라 절연성이 변하지 않는 냉-가스인 경우에만 적용할 수 있지만, 전류영점 후 얼마 동안은 아크 영역의 온도가 높아서 가스 구성이 매우 복잡하게 되어 절연성을 평가하기가 어렵다. SF₆ 가스의 경우 스트리머 기준이 적용될 수 있는 온도는 2000[K] 이하이다[13]. 둘째, 스트리머 기준은 전계분포가 일정한 경우에 적용할 수 있지만, 전류 영점 후의 아크 영역에는 공간전하들이 잔류하고 있고, 이러한 공간전하는 전계분포를 변화시킬 수 있다. 따라서, 전류차단 후 아크 영역의 절연회복 평가는 가스온도가 2000[K] 이하 인 경우에만 가능하다. 또한, 가스 온도가 2000[K] 이하라 하더라도 절연회복을 평가하기 위해서는 아크 온도와 절연파괴 전압과의 관계를 유도해야 한다.

음이온($n_{(-)}$)에 대한 전자 수밀도(n_e)의 비 $n_e/n_{(-)}$ 를 볼츠만 팩터(Boltzmann factor)[14]를 사용하여 나타내는 경우, 전자밀도는 식(1)과 같다.

$$n_e = N f_i \exp(-E_d/kT) \quad (1)$$

여기서, kT 는 전자볼트[eV]이고, N은 총 수밀도(total number density), f_i 는 이온화 분(fractional ionization), E_d 는 탈착 에너지(detachment energy)이다. SF₆에서 탈착 에너지가 0.1 [eV]로 대단히 작지만 온도가 500~2000 [K]정도인 아크 영역에서 음이온을 떼어내기에는 충분하다. 약 2000 [K] 이하에서 가스 수밀도는 식(2)로 계산된다.

$$N = p N_o (T_o / T) \quad (2)$$

여기서, p는 정체압력(stagnation pressure) [bar], $T_o=300$ [K], N_o 는 1 [bar], 300 [K]에서 가스 수밀도 $N_o=2.45 \times 10^{19}$ [개/cm³]이다.

아크 영역의 최고 온도부분(hottest part)에서 절연파괴가 초기화되는 경우에, 절연파괴 전압과 온도의 관계를 구한다. 인가된 전압 U에 대한 전계의 값이 주어질 경우, 가스 수밀도(gas number density)의 함수로서 절연파괴 전압(breakdown voltage) U_b 는 식(3)과 같다[15].

$$U_b = \frac{(E/N)^*}{(E/N)} U \tag{3}$$

$$= (E/N)^* (U/E) N$$

식(3)과 식(2)를 조합하면 U_b 는

$$U_b = (E/N)^* (U/E) p N_0 (T_0/T) \tag{4}$$

로 쓸 수 있다.

3. 시험조건

BBC의 연구그룹은 SF₆ 아크의 절연회복에 대해 상세한 시험과 이론을 제시하였다[16,17,18]. 시험은 그림 1에 나타난 것과 같이 1200 [A]의 정상적인 아크를 발생시킨 후, 전류 영점까지 전류를 선형적(di/dt=27.0 [A/μs])으로 감소시켰으며, 전류영점 후에는 시간에 따라 냉각되고 있는 아크의 절연 강도를 측정하는 것으로 되어 있다.

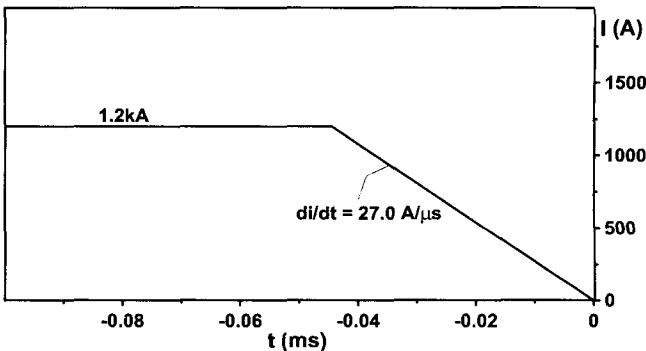
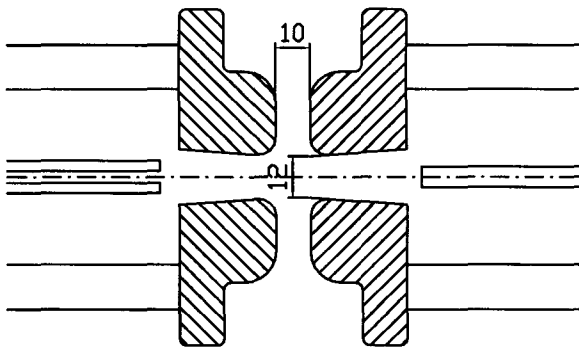
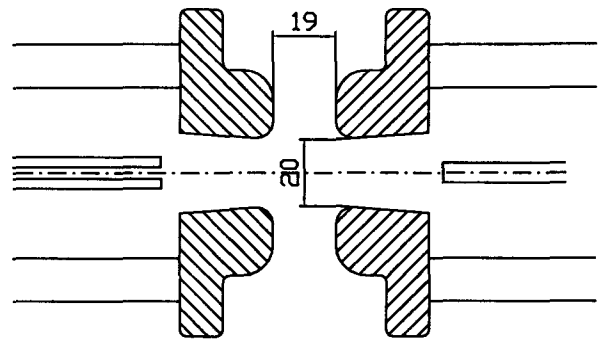


그림 1. 시험에서 사용된 전류파형.
Fig. 1. Current wave shape used in the experiments.

절연회복 시험에서 사용된 노즐은 그림 2와 같이 각각 "기준노즐 형상(reference geometry)"과 "확대노즐 형상(enlarged geometry)"으로 불리어진 두 개의 금속 노즐이 사용되었다. 상류장의 SF₆ 가스 정체 압력은 3.2 [bar], 하류장의 압력은 1.2 [bar]로 조정되어 있다[15].



(a) 기준형상 노즐(reference geometry)



(b) 확대형상 노즐(enlarged geometry)

그림 2. 노즐형상의 단면도.

Fig. 2. Cross section of nozzle geometry

4. 아크해석

4.1 기본 방정식

차단부내에서의 유동은 축 방향으로의 흐름이 지배적이므로 원주방향의 유동 흐름을 무시할 수 있다. 또한 회전축에 대하여 대칭으로 근사할 수 있기 때문에, 원통좌표 계 (r, θ, z)를 이용하여 아크를 해석하기 위한 지배방정식을 표현하면 다음과 같이 된다.[24]

1) 연속방정식

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} [r\rho v] + \frac{\partial}{\partial z} [\rho w] = 0 \tag{5}$$

여기서 ρ는 SF₆ 가스밀도, v는 반경(r)방향 속도, w는 축(z)방향 속도성분을 각각 나타낸다.

2) r 방향 운동량 보존 방정식

$$\begin{aligned} & \frac{\partial \rho v}{\partial t} + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} [r\rho v^2 - r\Gamma_1 \frac{\partial v}{\partial r}] + \frac{\partial}{\partial z} [\rho w v - \Gamma_1 \frac{\partial v}{\partial z}] \\ &= - \frac{\partial P}{\partial r} + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} [r\Gamma_1 \frac{\partial v}{\partial r}] + \frac{\partial}{\partial z} [\Gamma_1 \frac{\partial w}{\partial r}] \\ & \quad - \frac{2\mu v}{r^2} + (\vec{J} \times \vec{B})_r \end{aligned} \tag{6}$$

3) z 방향 운동량 보존 방정식

$$\begin{aligned} & \frac{\partial \rho w}{\partial t} + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} [r\rho v w - r\Gamma_1 \frac{\partial w}{\partial r}] + \frac{\partial}{\partial z} [\rho w^2 - \Gamma_1 \frac{\partial w}{\partial z}] \\ &= - \frac{\partial P}{\partial z} + (\vec{J} \times \vec{B})_z \end{aligned} \tag{7}$$

운동량 보존 방정식에서 $\Gamma_1 = \mu + \mu_t$ 로 점성항(viscous term)으로 μ 와 μ_t 는 각각 층류(laminar)와 난류점성도(turbulent

viscosity)이고, \vec{J} 는 전류밀도벡터, \vec{B} 는 자속밀도를 나타내는 벡터 량이다. 특히 $\vec{J} \times \vec{B}$ 는 아크 자신이 발생한 자장에 의해 받는 힘(Lorentz's force)을 모의한 것이다.

4) 에너지 보존 방정식

$$\begin{aligned} & \frac{\partial \rho h}{\partial t} + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} [r \rho v h - r \Gamma_2 \frac{\partial h}{\partial r}] + \frac{\partial}{\partial z} [\rho w h - \Gamma_2 \frac{\partial h}{\partial z}] \\ & = \frac{dP}{dt} + \sigma E^2 - q + \phi \end{aligned} \quad (8)$$

여기서, q 는 방사에너지 손실, $\Gamma_2 = (k + k_t)/c_p$ 로 k , k_t , c_p 는 각각 층류(laminar flow), 난류의 운동에너지, 정압 비열(specific heat at constant pressure)을 나타낸다. σE^2 은 아크 전류로 인해 발생하는 주열(Ohmic Heating)로 σ 는 가스의 전기전도도, E 는 전기장의 세기이다. 또한 ϕ 는 층류와 난류 점성도에 의한 에너지 소산 량으로 다음과 같이 주어진다.

$$\phi = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} [r(\mu + \mu_t)w \frac{\partial w}{\partial r}] \quad (9)$$

SF₆가스 내에서 발생한 아크를 해석하기 위해서는, 위에서 기술한 연속방정식, 운동량 보존 방정식 및 에너지 보존 방정식에 더하여 SF₆가스에 대한 상태방정식이 필요하다. 하지만, 아크에 의해 가열된 SF₆가스의 온도가 수백에서 수만 도까지 광범위하게 변화하기 때문에 이상기체 상태방정식을 적용할 수 없다. 따라서, Frost와 Libermann[25]에 의해 제시된 값들을 이용하였으며, 그 밖의 SF₆가스의 압력에 따라 주어진 물질특성을 데이터 베이스화하여 계산에 활용하였다.

4.2 방사 및 난류모델과 전·자기 해석

1) 방사전달 모델

식(8)에서 q 는 단위 시간 및 체적당 방사손실(net radiation loss per unit volume and time)을 나타낸다. q 값을 계산하기 위해 반-실험적인 방사전달 모델[26]을 사용하였다. 이 모델은 중심 축으로부터 아크 주위의 냉-가스까지 가스온도가 일정하게 감소하는 온도분포를 가지는 것으로 가정한 것이며, q 는 온도, 압력, 아크반경의 함수로, 각 변수의 관계를 정의하기 위해 Liebermann and Lowke[27]의 연구결과를 활용하였다.

2) 난류 모델

식(5)~(8)를 풀기 위해서는 난류모델이 도입되어야 한다. 아크 해석에 적용되고 있는 대표적인 난류모델로는 k - ϵ 모델과 Prandtl의 혼합거리모델을 들 수 있다. 난류 모델을 검토, 비교한 기존의 자료들에 따르면, Prandtl의 혼합거리모델이 k - ϵ 모델에 비하여 SF₆가스 차단부내에서의 아크 해석에 계산시간과 정확도 측면에서 유리한 것으로 밝혀졌다[28]. 따라서, 본 연구에서도 다음과 같이 난류모델로 Prandtl의 혼합거리모델을 사용하였다.

$$\mu_t = \rho(c_1 \delta)^2 \left| \frac{\partial w}{\partial r} + \frac{\partial v}{\partial z} \right| \quad (10)$$

여기에서, C_1 은 상수이고 δ 는 다음과 같이 표현되는 아크의 열-반경(thermal radius)을 나타낸다.

$$\delta = \sqrt{\int_0^{R_{2K}} \left(1 - \frac{\rho}{\rho_{2K}}\right) 2\pi r dr} \quad (11)$$

여기서, R_{2K} 는 반경방향으로 온도가 2000 [K]되는 지점까지의 거리이고, ρ_{2K} 는 반경방향으로 온도가 2000 [K]되는 지점에서의 밀도 값을 나타낸다.

3) 전·자기 해석

전류의 차단과정 중에 가스를 통해 흐르는 전류에 의해 가스공간에 열이 발생한다. 이 열원은 주열의 법칙에 따라 주열 열로 표현되어 에너지 보존방정식 (8)에 포함되어 있으며 따라서, 이 식을 풀기 위해서는 전기분포를 구해야 한다.

아크가 존재하지 않는 냉-가스인 경우, 두 전극에 인가된 전위 차를 이용하여

$$\nabla^2 \epsilon \phi = 0 \quad (12)$$

에서

$$D = \epsilon E \quad (13)$$

를 풀어 전계를 구했다. 여기서, ϵ 는 유전율(permittivity)을 나타낸다.

아크전류가 흐르고 있는 공간에서의 전기분포는 크게 두 가지 경우로 나누어 계산하고 있다. 첫 번째 경우는, 아크의 직경이 아크의 길이보다 훨씬 작아서 아크 호심부(arc core) 내부에서의 등전위선이 서로 평행하게 분포한 경우로 이 때의 전기장 E 는 식(14)와 같이 일반화된 오옴(Ohm)의 법칙을 이용하여 간단하게 구할 수 있다.

$$E = \frac{I}{\int_0^\infty \rho 2\pi r dr} \quad (14)$$

그러나 만약, 아크 호심부가 아크의 길이에 비해 비대한 경우 전극주변을 비롯한 아크 호심부 내부에서의 등전위선은 왜곡되어 식(14)를 이용하여 전계를 구할 수 없게 된다. 이 경우는 다음과 같이 전기분포를 구했다.

먼저 차단부내에서의 전류의 연속방정식은 다음과 같이 주어진다.

$$\nabla \cdot \vec{J} = 0 \quad (15)$$

여기에서 전류밀도 \vec{J} 는 오옴의 법칙에 따라 도전매질 내에서 다음의 관계가 성립한다.

$$\vec{J} = \sigma \vec{E} \quad (16)$$

또한, 전계의 세기는 스칼라 함수에 의해 다음과 같이 표현된다.

$$\vec{E} = -\nabla \phi \quad (17)$$

따라서, 위의 두 식(16)과 (17)을 식(15)에 대입하여 가스 내에서의 전류분포를 나타내면 다음과 같다.

$$\nabla \cdot (\sigma \nabla \phi) = 0 \quad (18)$$

경계조건으로는 양극과 음극부분에는 Dirichlet 조건을 그 외는 Neuman 조건을 설정하며, 위의 미분방정식과 경계조건을 이용하여 전위분포를 구하고 이로부터 전계분포를 계산할 수 있다.

또한 아크전류에 의해 발생한 자계는 아크 자체에 Lorentz 힘을 작용시켜 유동의 흐름에 영향을 미치게 되는데 이것은 운동량 보존식 (6)과 (7)에 $(\vec{J} \times \vec{B})_r$ 와 $(\vec{J} \times \vec{B})_z$ 항으로 포함되어 있다. 아크 전류에 의해 유도된 자계는 아크의 축대칭 특성으로 인해 원주방향의 성분만을 갖게 된다. 따라서 아크의 투자율이 μ_0 로 일정하다고 가정하면 자계는 식(19)를 이용하여 계산할 수 있다.

$$B = \frac{\mu_0 \int_0^r J_z 2\pi \zeta d\zeta}{2\pi r} \quad (19)$$

여기서 J_z 는 전류밀도의 축방향 성분이며 $\vec{J} = \sigma \vec{E}$ 관계로부터 구해진다.

4.3 아크해석을 위한 상용 CFD 프로그램의 이용

1928년 slepian을 필두로 차단부내에서 일어나는 아크 현상에 대한 이론적, 수치적인 연구가 진행되어 왔고 현재도 계속되고 있다. 특히 최근 들어 해석기술의 고도화와 컴퓨터의 계산속도가 급격히 상승하면서 유한 요소법[19], FLIC법[20], 유한 체적법[21] 등의 수치해석기법과 아크 모델을 결합하여 차단기의 차단성능을 사전에 평가하는 컴퓨터 시뮬레이션이 적극적으로 활용되고 있다. 아크가 존재하는 컴퓨터 시뮬레이션은 고온 상태에서 소호매체로 이용되는 SF₆ 가스의 온도, 압력, 밀도, 속도 등의 물리적 특성들을 계산하기 때문에 일반적으로 열-가스 유동해석이라고 부른다.

차단부내 열-가스 유동해석은 직접 프로그램을 작성하거나 또는 상용 CFD 프로그램을 이용하여 수행될 수 있다. 본 연구에서는 프로그램을 직접 작성하는 경우, 일반 기업체의 차단기 설계자를 위해서는 강력한 전처리 및 후처리 프로그램이 필요하고, 그렇게 하기 위해서는 전·후처리 프로그램을 작성하는 데 대부분의 시간과 노력을 투자해야 하기 때문에 상용 CFD 프로그램을 사용하기로 하였다. 또한, 사용자가 작성한 프로그램을 처리장치(solver)와 접목시켜 다시 컴파일(recompile)하여 프로그램을 구동시킬 수 있다는 강력한 기능

때문에 "PHOENICS"라는 상용 CFD 프로그램을 선택하였다. 실제로 1992년 처음 차단기 아크의 시뮬레이션을 위해 상용 CFD 프로그램을 사용한 결과[22]가 보고된 이래, 현재까지 차단기의 차단성능을 평가를 위해 활발히 적용되고 있다[23].

4.4 경계조건 및 해석조건

그림 3은 계산영역(computational domain)을 나타낸 것으로, 경계조건과 점선으로 표시한 각 세부영역에서의 셀(cell) 수를 나타내고 있다. 기준노즐과 확대노즐(그림 2 참조) 사이의 셀 수에는 약간의 차이가 있으나 대략 총 56,870 여개 정도였으며, 유입구(inlet)와 유출구(outlet)의 경계조건은 압력 경계조건(pressure boundary condition)을 사용하여 각각 실험치와 동일한 3.6 [bar], 2.1 [bar]로 고정시켰다. 전계계산을 위한 유전율 값은 절연체인 경우(엑폭시 기준) 2.1, 가스 영역은 1.0을 사용하였으며, 전위 값은 왼쪽금속 노즐에 500 [V], 오른쪽 금속노즐에 0 [V]로 설정하였다. 노즐 내의 전위 분포에 영향을 주지 않기 위해, 계산영역 상단의 외부경계는 반경방향으로 충분히 크게 확대하여 위치시켰다.

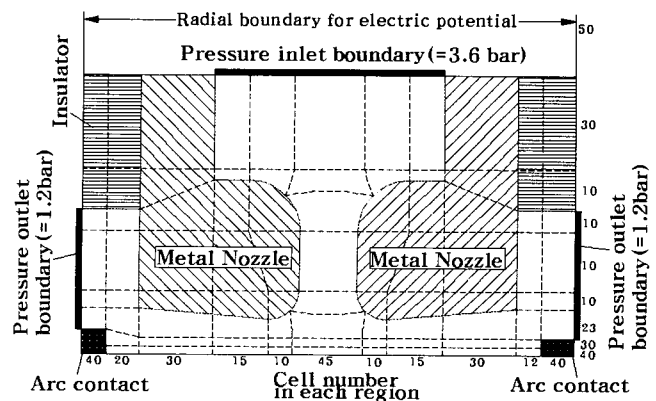


그림 3. 경계조건과 각 영역의 셀 수.

Fig. 3. Boundary conditions and cell number of the calculation domain.

각각의 노즐형상에 대한 해석은 총 4단계로 나누어 실시하였다. 즉,

단계 I 냉-가스 유동해석: 식(4)에서 온도 외에 절연회복에 크게 영향을 미치는 파라미터로는 압력과 전계가 될 것이다. 노즐 형상에 따른 압력분포와 전계분포의 변화를 관측하고 계산에서 설정된 경계조건을 확인하기 위해 아크가 존재하지 않는 냉-가스에서의 유동해석과 전계해석을 동시에 수행하였다. 이 결과는 아크 영역의 변화를 사정하는 데 사용될 것이다.

단계 II 정상상태 아크해석: 실험조건과 맞추기 위해 또한 아크 해석을 위한 초기조건을 설정하기 위해 실험조건과 동일한 전류 1200 [A]인 경우의 열-가스 유동해석을 정상상태(steady state)로 수행하였다. 1회의 계산에서 계산영역을 400 번 섭렵(sweep)하였고 총 6000번의 반복계산이 이루어졌다.

처리속도(C.P.U.) 800MHz 퍼스날 컴퓨터(personal computer) 로 약 8시간의 계산시간이 소요되었다.

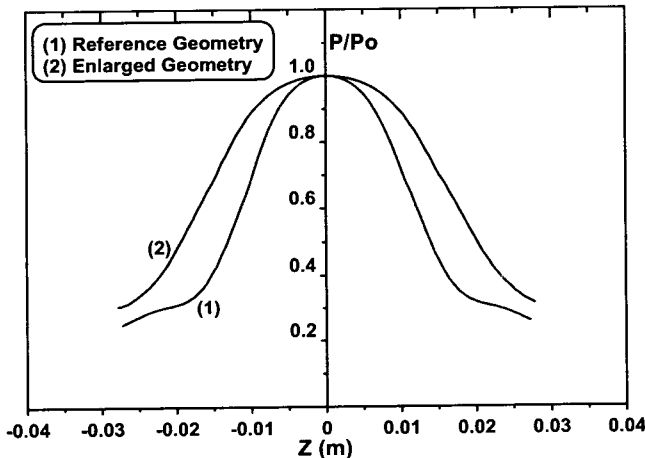
단계 III 전류영점 전 아크해석 : 정상상태의 계산결과를 입력조건으로 하여 전류영점까지 과도상태(transient)로 전류 크기 변화에 대한 아크 영역의 변화를 계산하였다. 전류영점에서의 온도는 전류영점 후 절연회복에 큰 영향을 미칠 것이라는 판단으로 기준형상에 대해서는 전류의 기울기를 실험값 27.0 [A/μs] 외에 16.8 [A/μs], 33.6 [A/μs]에 대해서도 절연회복 특성을 평가하였다. 계산시간 간격(time step)은 약 0.1 [μs]로 조정하였으며 계산시간은 약 28시간이 소요되었다.

단계 IV 전류영점 후 열-가스 유동해석 : 노즐형상에 대해 전류영점에서의 계산결과를 가지고 시간에 대해 생각되어 가는 아크 영역의 변화를 계산하였다. 정체 점에서의 압력, 온도 값은 별도로 저장하여 식(4)에 대입한 후, 각각의 경우에 대한 절연회복 특성을 구하였다. 계산시간 간격은 약 0.12 [μs]로 조정되었으며 계산시간은 약 35시간이 소요되었다.

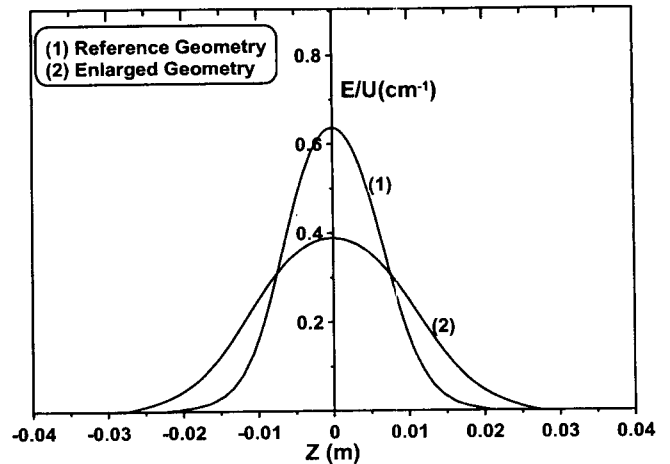
5. 해석결과 및 검토

5.1 냉-가스 유동 및 전계해석

그림 4에는 두 개의 노즐형상(그림 2(a), (b))에 대해 냉-가스 유동해석과 전계해석을 동시에 수행하여 구한 축-상에서의 압력분포와 전계분포를 보여주고 있다. 압력은 정체 점에서 가장 높은 값으로 유입구의 압력과 같다는 것을 보여주고 있으며, 축 상으로의 압력분포는 노즐 목 직경 크기와 간격에 따라 차이가 나고 있다. 전계 값도 정체 점에서 가장 높은 값을 보이고 있지만, 그 값에서는 두 노즐 사이에 큰 차를 보여주고 있다. 식(4)에서 사용되는 전계 값은 이 결과에서 얻어졌다.



(a) 축-상의 압력분포
(a) Axial pressure distribution



(b) 축-상의 전계분포
(b) Electric field distribution

그림 4. 각 노즐형상에 대한 축-상에서의 압력 및 전계분포.
Fig. 4. Axial pressure and electric field distributions for the two geometric variants of Fig. 2.

5.2 정상상태 아크(1.2kA)

그림 5는 확대노즐에 대한 정체 영역(stagnation region)에서의 압력분포와 온도분포를 동시에 나타낸 것이고, 그림 6은 축-상에서의 온도분포와 정체 점에서의 반경방향으로의 온도분포를 나타낸 것이다. 그림 6(a)에서 노즐 상류장의 압력에 의해 아크 영역에 대해 집중효과(concentration effect)가 나타나고 이것에 의해 정체 점의 온도는 약 16,000 [K]로 주위 온도보다 약 3,000 [K] 낮게 나타나고 있다. 그림 6(b)에서 형상에 따른 온도 값은 큰 차이를 보이지 않고 있으며, 열-가스와 냉-가스의 밀도가 거의 같아지는 온도 4000[K]를 아크 영역 또는 열-층(thermal layer)으로 가정했을 때 아크 반경은 대략 3.8 [mm] 정도이다. 이 값은 BBC의 간섭계(interferograms)의 측정결과[16]에서 산출한 3.0 [mm]와 거의 같은 값이다.

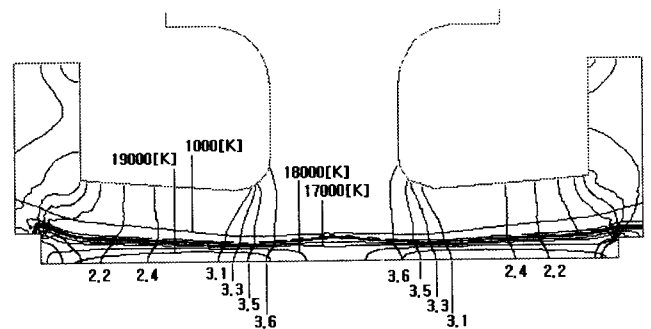
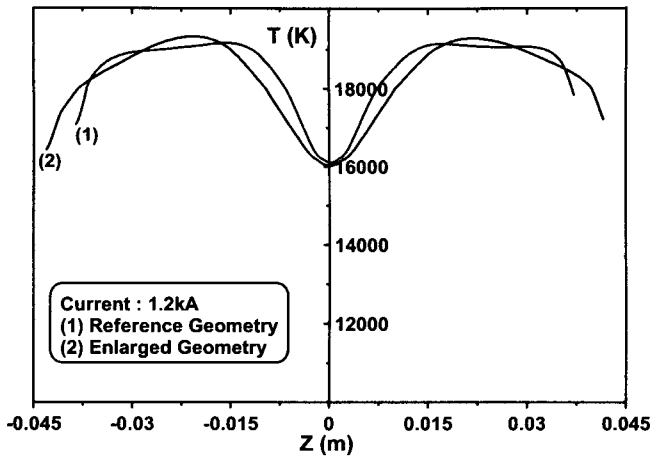
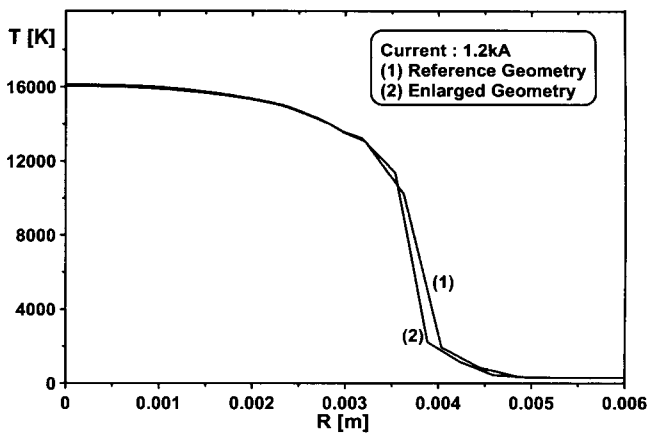


그림 5. 확대노즐에 대한 정체 영역에서의 압력 및 온도분포.
Fig. 5. Pressure and temperature distribution in stagnation region for the enlarged geometry.



(a) 축-상의 온도분포.
(a) Axial temperature distribution.



(b) 정체 점에서 반경방향으로의 온도분포.
(b) Radial temperature distribution at the stagnation point.

그림 6 축-상의 온도분포와 정체 점에서 반경방향으로의 온도분포.
Fig. 6. Axial temperature distribution and radial temperature distribution at stagnation point.

5.3 전류영점 전

정상상태의 계산결과를 입력조건으로 하여 전류영점까지 과도상태로 전류 크기 변화에 대한 아크 영역의 변화를 계산하였다.

그림 7은 각 노즐형상과 전류의 기울기 di/dt 의 변화에 대해 정체 점에서의 온도감소를 나타낸 것이다. 노즐형상과 전류의 기울기에 대해 온도 값의 크기만 차이가 날뿐 거의 같은 비율로 냉각되고 있음을 알 수 있다.

그림 8은 전류영점에서 축-상에서의 온도분포와 정체 점에서의 반경방향으로의 온도분포를 나타낸 것이다. 그림 8(a)의 축-상의 온도분포에서 전류의 기울기가 작아질수록 정체 점의 온도는 주위온도보다 높아짐을 알 수 있다. 그림 8(b)의 경우, 전류영점에서 정체 점의 중심온도는 노즐형상과 전류의 기울기에 관계없이 대략 12,000 [K]를 나타내고 있다.

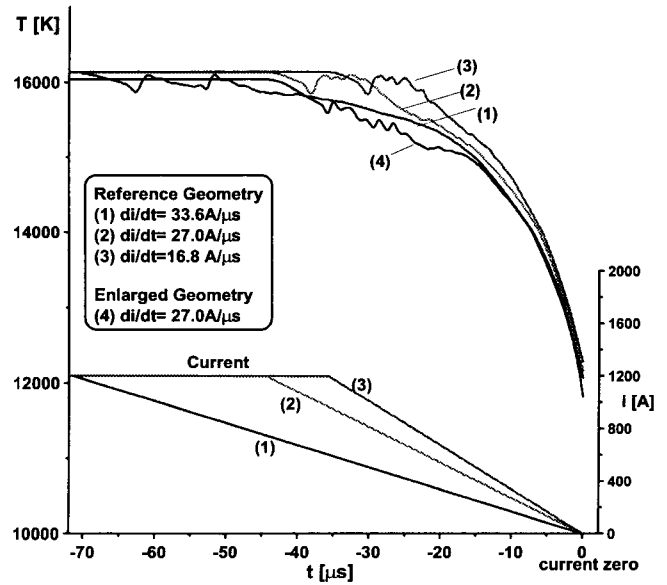
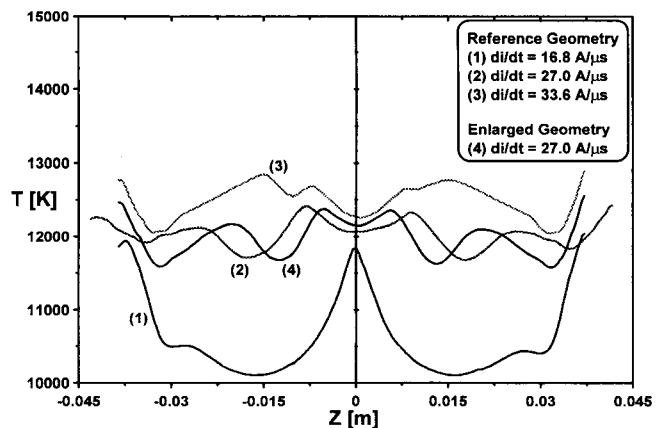


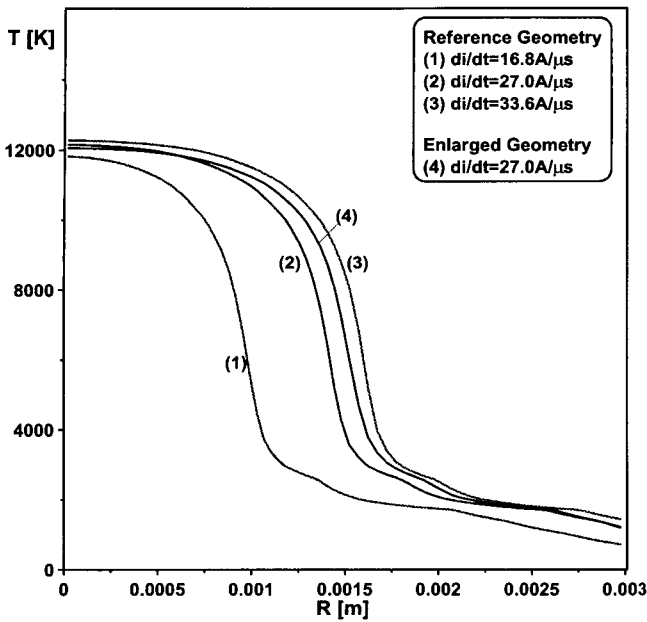
그림 7. 노즐 형상과 전류의 기울기에 대한 정체 점에서의 온도변화.

Fig. 7. Variance of temperature value at stagnation point for the nozzle geometries and the current slopes.

이것은 BBC가 7,500 [K]라고 가정한 값[16]보다 4,500 [K]의 온도차를 나타낸 것이다. 또한, 그림 7에 나타낸 것과 같이 전류영점에서 뿐만 아니라 전류영점 전에도 정체 점에서의 온도 값은 확대 노즐의 경우가 기준노즐보다 낮다. 따라서 아크 영역으로부터 외부로의 에너지 전달이 확대노즐에서 활발하다는 것을 예측할 수 있고 열-층의 두께는 확대노즐의 경우가 작을 것이라고 예상하기 쉽다. 하지만, 전류영점에서 열-층의 반경은 오히려 확대 노즐에서 크게 나타나고 있다. 이것은 그림 4(a)에 나타낸 것과 같이 노즐 목의 직경이 커서 축-상으로의 압력구배가 완만하기 때문에 일어나는 것으로, 열-층의 두께는 외부 주위의 냉-가스 압력분포에 크게 영향을 받는다는 것을 알 수 있으며, 이러한 현상은 실험적으로도 증명되었다[15].



(a) 축-상에서의 온도분포.
(a) Axial temperature distribution.



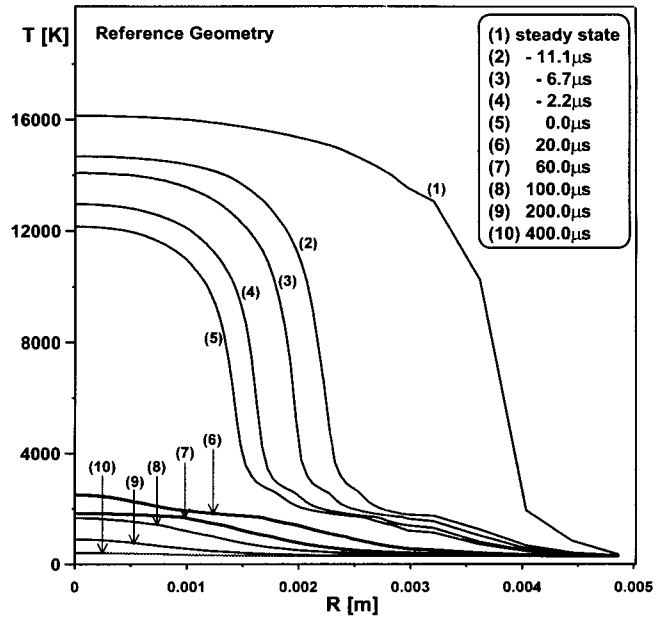
(b) 정체점에서 반경방향으로의 온도분포.
(b) Radial temperature distribution at the stagnation point.

그림 8 전류영점에서 축 및 반경 방향으로의 온도분포.
Fig. 8 Axial and radial temperature distributions at current zero.

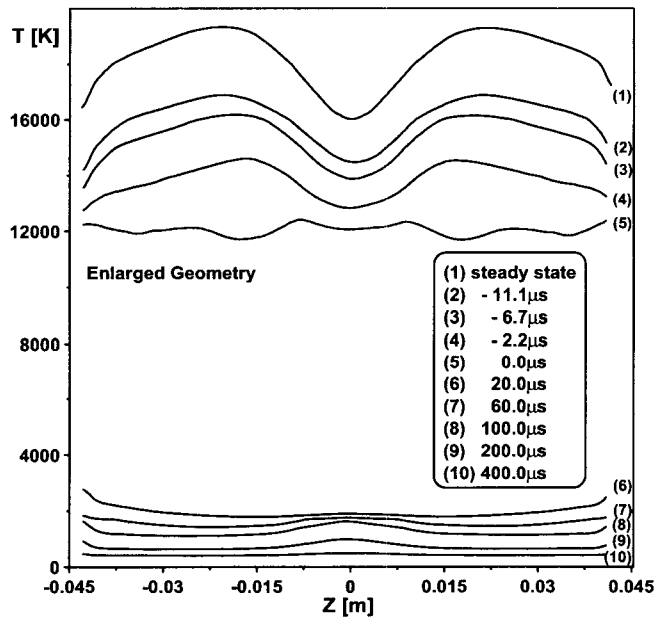
5.4 전류영점 후

전류차단 후 냉각되어 가는 SF₆ 아크 영역의 변화를 살펴 보았다. 그림 9는 전류영점 전·후의 온도 및 전계변화를 나타낸 것이다. 그림 9(a)는 정체 점에서 반경방향으로의 온도변화를 시간에 대해 나타낸 것으로, 이 결과에서 아크 반경을 얻을 수 있다. 그림 9(b)는 시간에 따른 축-상에서의 온도변화를 나타낸 것으로 전류영점 전에는 정체 점의 온도가 주위 온도보다 낮지만, 전류영점 후부터는 주위 온도보다 점차 높아지는 것을 볼 수 있다. 이것은 아크가 존재할 때에는, 아크 내부로부터 주위 냉-가스로의 에너지 전달에서 축-방향으로의 에너지 전달은 무시되며 반경방향으로의 에너지 전달이 지배적일 것이다. 따라서, 유입구에서 들어오는 gas와 맞 부딪치는 정체 점에서는 압축효과에 의해 아크 영역이 줄어들고 에너지 전달이 가장 활발하기 때문에 아크가 존재하는 전류영점 전에는 정체 점의 온도가 주위보다 낮아진다. 하지만, 아크가 소호된 후에는 축-방향으로의 에너지 전달이 지배적이므로 가스의 속도가 거의 영(0)인 정체 점에서의 온도는 주위보다 높아지기 때문이다. (그림 9(c)는 전류영점 전 축-상에서의 전계분포 변화를 나타낸 것이다. 전류가 흐르지 않는 전류영점 후의 전계 값은 식(12)로 계산된다. 따라서, 각 매질에 대한 유전율 값이 필요하지만 온도에 따른 gas와 절연물의 유전율의 변화를 구할 수 없었기 때문에 전류영점 후 시간에 대한 전계변화는 계산할 수 없었다. 하지만, 정체 점에서의 전계 값은 전류영점 전에는 주위보다 작지만, 전류영점 후에는 점점 증가하여 곡선(1)과 같이 될 것이라는 것을 예측할 수 있다. 그림 9(b)와 (c)의 결과로부터 전류영점 후

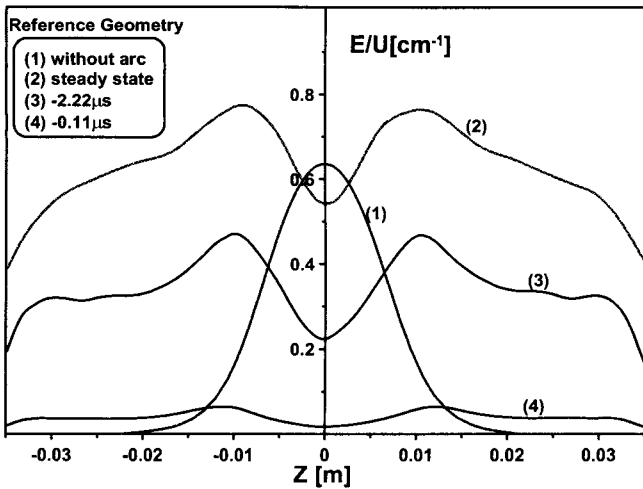
정체 점에서의 전계 값과 온도 값이 상승하므로, 절연파괴를 일으키는 스트리머는 이 지점에서 초기화될 것이라는 것을 예측할 수 있고, 절연파괴 전압을 계산하는 식(4)의 변수 값들에 대해 정체 점의 값을 사용하는 이유가 될 것이다.



(a) 시간경과에 대한 기준노즐의 정체 점에서 반경방향으로의 온도변화.
(a) Radial temperature profiles at the stagnation point for the reference geometry at different times.



(b) 시간경과에 대한 확대노즐의 축-상의 온도변화.
(b) Axial temperature distribution for the enlarged geometry at different times.



(c) 전류영점 전 시간경과에 대한 기준노즐의 축-상에서의 전계분포의 변화.
 (c) Axial electric field distribution for the reference geometry at different times.

그림 9 전류영점 전·후의 온도 및 전계변화.
 Fig. 9 Temperature and electric field distribution before and after current zero.

그림 10은 두 노즐에 대해 정체 점에서의 온도회복곡선을 보여준다. 그림 10에서 절연회복온도 2000 [K]까지 기준 노즐에서의 냉각속도가 확대 노즐의 경우보다 느리지만, 시간이 지남에 따라 냉각속도가 더 빨라진다는 것을 알 수 있다.

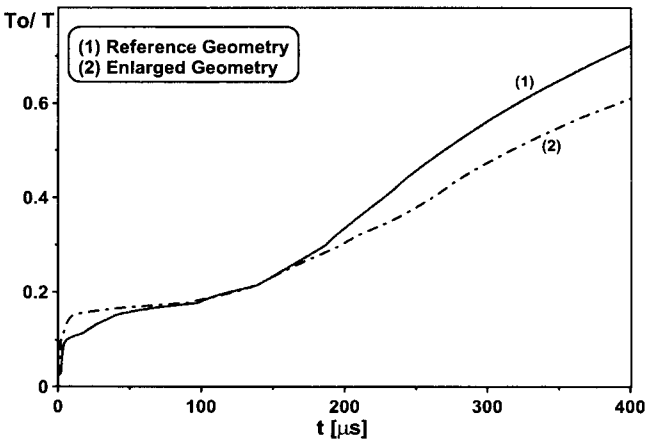


그림 10 정체 점에서의 온도회복곡선.
 Fig. 10 Temperature recovery curve at the stagnation point.

그림 11은 기준 노즐에 대한 절연회복특성을 BBC의 실험치 및 계산결과와 비교한 것이다. 본 연구에서 계산된 결과는 온도 2000 [K]까지 회복한 이후에는 실험치의 최소값 영역을 지나가고 있으며, BBC의 계산결과보다 훨씬 정확하게 예측하고 있다는 것을 알 수 있다. 두 개의 계산결과에서 이러한 차이를 보이는 것은, BBC의 경우 전류영점 이전 아크 영역의 상태를 고려할 수 없었기 때문에 전류영점에서 정체 점의 중심 온도를 7500 [K]로 가정하여 계산했기 때문이다.

즉, 그들은 그림 12에서 보여주는 것과 같이, 전류영점에서 아크 영역의 온도를 직접 측정할 수 없었기 때문에, 간섭계(interferometry)로 촬영한 아크 영역의 결과(interferogram)로부터 외부 층의 온도를 1500 [K]까지 추정된 후, 중심온도가 7500 [K]가 될 것이라고 가정하였다.

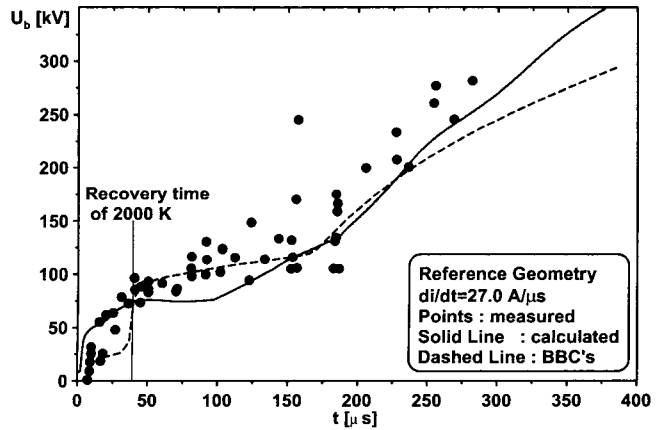


그림 11 기준 노즐에 대한 절연회복특성 비교.
 Fig. 11 Comparison of calculated and measured dielectric-recovery characteristic for the reference geometry.

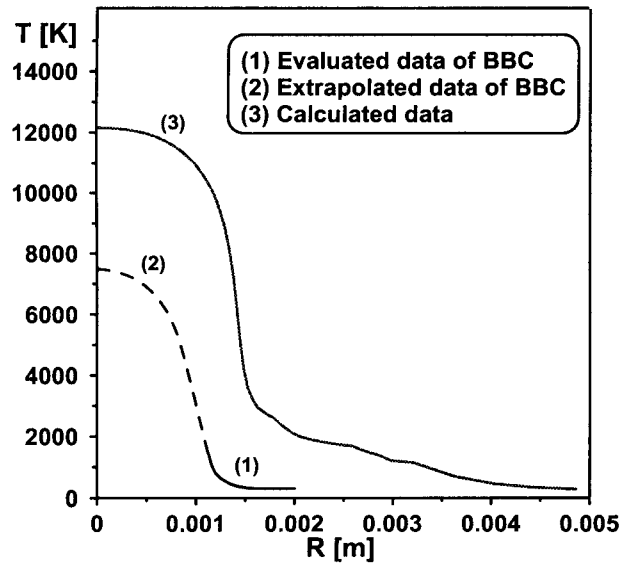


그림 12 전류영점에서 기준 노즐의 정체 점에서 반경 방향으로의 온도분포.
 Fig. 12 Comparison of BBC's data and calculated radial temperature profiles for the reference geometry at the stagnation point of current zero.

그 후, 추정된 외부온도 1500 [K]와 가정된 중심온도 7500 [K]사이를 Gaussian 분포를 이루도록 근사화(extrapolating)하였고, 그렇게 근사화한 온도분포로 절연회복을 계산하였다 [17]. 하지만, 전류영점에서 아크 영역의 중심온도와 온도분포는 향후 SF₆ 아크의 절연회복에 매우 큰 영향을 미치게 된다. 따라서, 전류영점에서의 상태를 파악하기 위해서는 전류

영점 이전의 조건을 고려해야 하며, 전류영점 이전의 상황을 고려하여 계산한 전류영점에서의 온도분포 결과는 BBC가 산정한 온도분포와 큰 차이를 보이고 있다. 전류영점에서의 상태가 향후 절연회복에 어떠한 영향을 미치는가를 확인하기 위해, 전류영점 이전에 전류의 기울기를 변화시켰고, 그렇게 해서 구한 절연회복특성은 그림 13에 나타낸 것과 같이 큰 차이를 보이고 있다는 것을 알 수 있다. 그림 13에서 전류의 기울기가 작을수록 절연회복에 걸리는 시간은 빨라진다는 것을 알 수 있다.

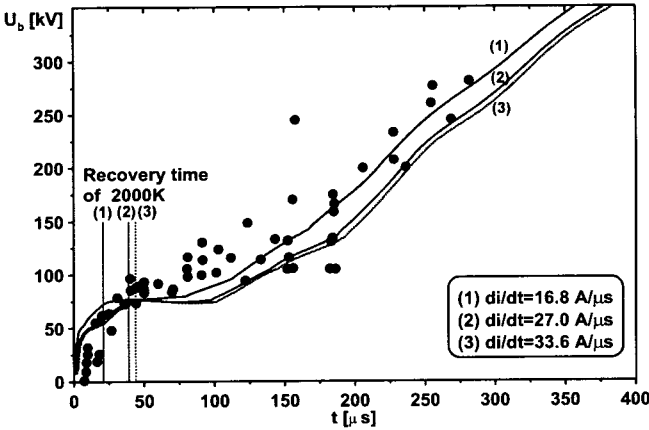


그림 13 전류의 기울기에 따른 기준노즐의 절연회복특성.
Fig. 13 Dielectric-recovery characteristic of the reference geometry for the different di/dt.

그림 14는 확대노즐에 대한 절연회복특성의 계산결과를 실험치 및 기준노즐의 결과들과 비교한 것이다. 확대노즐에 대한 계산결과도 시험결과와 잘 일치하고 있으며, BBC는 확대노즐에 대한 계산결과를 공개하지 않아 비교할 수 없었다. 또한 그림 14에서 노즐형상에 따라 전류영점 후부터 2000 [K]까지의 회복시간 사이에서 큰 차이를 보이고 있는데, 노즐 하류장으로서의 열-가스 배출이 보다 용이한 확대 노즐에서의 절연회복이 보다 급격히 상승하고 있음을 알 수 있다.

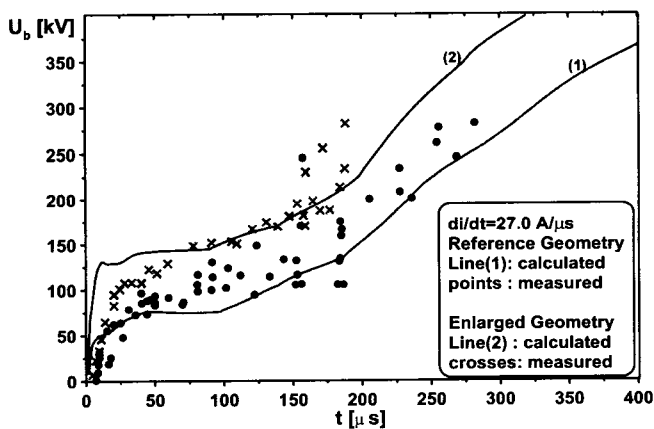


그림 14 계산 및 실험결과의 절연회복특성 비교.
Fig. 14 Comparison of calculated and measured dielectric-recovery characteristics.

각각의 경우에 대해 절연회복특성을 나타낸 그림 11, 13과 14에서, 엄밀히 가스의 온도가 2000 [K]까지 회복되는 시점까지는 스트리머 기준을 적용할 수 없기 때문에 식(4)를 사용할 수 없다. 그럼에도 불구하고 전류영점부터 2000 [K]회복시간 영역에도 식(4)를 적용하여 보았는데, 해석결과에 비해 절연회복에 걸리는 시간이 훨씬 더 소요되며 절연내력도 실험치가 훨씬 낮은 값을 나타내고 있다. 따라서, 전류영점 직후 잔류하고 있는 이온과 전하들에 의해 전계가 왜곡되고 에너지의 전달이 원활하지 않아 절연회복측면에서 불리한 조건이라는 것을 계산결과로 확인할 수 있었다.

6. 결 론

SF₆ 아크의 절연회복을 예측하기 위해서는, 전류영점에서 뿐만 아니라 전류영점 이전의 아크 상태의 변화를 시간에 대해 놓치지 않고 연속적으로 추적해야 한다. 하지만, 수치해석을 하기에는 아크 플라즈마 내에서 일어나는 물리적인 현상이 너무 복잡하여 추정되어서는 안될 부분조차도 일정하게 가정된 조건하에서 아크 해석이 이루어져 왔다. 사실 차단부에서 일어나는 아크현상을 해석하기 위해서는 기본적인 전도, 대류 외에, 상온에서 25000 [K]까지 변하는 물질특성, 난류효과, 방사에너지 전달, 전계, 자계를 고려해야 하는 데, 어느 것 하나 쉬운 작업이 아니다. 또한, 상온과 고온의 가스가 동시에 존재하는 계산영역에서의 완화계수(relaxation factor)의 조정과 초음속 유동(supersonic flow)이 존재할 때의 충격파의 포획(shock capturing)은 겉으로 드러나지 않는 또 다른 어려운 문제이다. 특히, 아크의 과도상태를 해석할 때 수렴성은 많은 경험, 노력 그리고 시간을 요구한다. 본 연구의 주요 결과는, 차단부내에서 일어나는 아크 현상을 해석하는 데 고려해야 할 여러 요소 중에서, 아크의 특성에 미치는 영향이 다른 요소에 비해 비중이 떨어지는 아크 점점의 금속증기(metal vapour)와 외피 효과(sheath effect)[29]를 제외할 거의 모든 사항을 고려하였고, BBC의 시험결과와 비교하여

- 1) 회복속도가 시험결과와 동일한 빠름-느림-빠름(fast-slow-fast)의 절연회복 특성곡선을 얻었고,
- 2) 2000 [K]온도 회복시간 이후에는 시험결과의 최소영역을 정확하게 예측하였고,
- 3) 전류영점 전 전류의 기울기를 변화시켜 전류영점에서의 조건이 절연회복에 미치는 영향을 정량적으로 확인하였으며,
- 4) 열-층의 두께는 아크 영역에서 주위 냉-가스로서의 에너지 전달보다는 아크 외부의 압력분포에 의해 결정된다는 것을 확인하였다.

이와 같이 전류차단 후 SF₆ 아크 영역에 대한 절연회복특성을 보다 정밀하게 예측할 수 있게 됨으로써, 소전류 차단성능 해석기술[6], 열적회복특성 해석기술[8]과 함께 차단성능을 사전에 예측할 수 있는 해석기술을 모두 확보하게 되었다.

참 고 문 헌

- [1] Klaus Ragaller, Current Interruption in High-Voltage Networks, Plenum Press, pp14-22, 1978.
- [2] Thomas E. Browne, Circuit Interruption theory and techniques, Marcel Dekker, Inc., pp241-257, 1984.
- [3] F. Endo, M. Sato, et al., "Analytical Prediction of Transient Breakdown Characteristics of SF₆ Gas Circuit Breakers", IEEE Transactions on Power Delivery, 89 WM 075-3, pp1731~1737, 1989.
- [4] 송기동, 이병윤, 박경엽, 박정후, "초고압 SF₆ 가스차단기의 소전류 차단성능 해석기술 I", 대한전기학회 논문지 50권 7호, pp331~337, 2001년 7월.
- [5] 송기동, 이병윤, 박경엽, 박정후, "초고압 SF₆ 가스차단기의 소전류 차단성능 해석기술 II", 대한전기학회 논문지 50권 8호, pp384~391, 2001년 8월.
- [6] K.D Song, B.Y Lee, K.Y Park, J.H Park, "Comparison of Evaluation Methods of the Small Current Breaking Performance for SF₆ Gas Circuit Breakers", KIEE International Transactions on EMECS, 11B-4, pp129~136, 2001.
- [7] M.T.C Fang, Q. Zhuang and X.J.Guo, "Current-zero behaviour of an SF₆ gas-blast arc. Part II: turbulent flow", J. Phys. D: Phys. 27, pp74~83, 1994.
- [8] 이병윤, 송기동, 박경엽, "SF₆ 가스차단부 노즐에 대한 Post-arc 전류 계산", 대한전기학회 부산.경남.울산지부 합동 추계 학술대회 논문집, pp41~44, 2001년 11월.
- [9] T. Onchi, S. Sugiyama et al., "An Estimation of Current Breaking Performance of GCBs Using a Gas Flow Analysis", Proceedings of the XIII International Conference on Gas Discharges and Their Applications GD 2000, Vol. 1, pp42~45, Sept. 2000.
- [10] J. M. Zhang, et al., "Numerical Simulation of Dielectric Recovery Strength for an SF₆ Auto-expansion Circuit Breaker", Proceedings of the XIII International Conference on Gas Discharges and Their Applications GD 2000, Vol. 1, pp74~77, Sept. 2000.
- [11] E. Schade, K. Ragaller, "Dielectric Recovery of an Axially Blown SF₆-Arc after Current Zero : Part I -Experimental Investigations", IEEE Transactions on Plasma Science, Vol. PS-10, No. 3, pp141~153, Sept. 1982.
- [12] A. Pedersen, "Criteria for spark breakdown in sulfur hexafluoride", IEEE Trans., PAS-89(8):pp2043-2048, Nov. 1970.
- [13] B.Eliasson and E.Schade, "Electrical Breakdown of SF₆ at High Temperatures", Thirteenth International Conference on Phenomena in Ionized Gases, pp409, 1977.
- [14] J.M. Meek and J.D.Craggs, Electrical Breakdown of Gases, John Wiley & Sons, pp110~117, 1978.
- [15] J.Y. Trepanier, et al., "Analysis of the dielectric strength of an SF₆ circuit breaker", IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 6, No. 2, pp809~815, April 1991.
- [16] E. Schade, K. Ragaller, "Dielectric Recovery of an Axially Blown SF₆-Arc After current zero: Part I -Experimental Investigations", IEEE Transactions on Plasma Science, Vol. PS-10, No. 3, pp141~153, 1982.
- [17] K. Ragaller, W. Egli, K. P. Brand, "Dielectric Recovery of an Axially Blown SF₆-Arc After current zero: Part II -Theoretical Investigations", IEEE Transactions on Plasma Science, Vol. PS-10, No. 3, pp154~162, 1982.
- [18] K. P. Brand, W. Egli et al., "Dielectric Recovery of an Axially Blown SF₆-Arc After current zero: Part III-Comparison of Experiment and Theory", IEEE Transactions on Plasma Science, Vol. PS-10, No. 3, pp162~172, 1982.
- [19] J.W.Mu, K.Y.Park, J.K.Chong, K.D.Song, B.Y.Lee, "Computer Simulation of Arc Interruption Using FEM For SF₆ Gas Circuit Breakers", XIII International Conference on Gas Discharges and their Applications, pp. 46-49, 2000
- [20] 김홍규, "FVFLIC법을 이용한 파피식 가스 차단기 내의 유동 해석", 박사학위논문, 서울대학교, 2001
- [21] J.D. Yan, J.L.Zhang, A B Murphy, W.B.Hall, M.T.C. Fang, "Arc Behaviour in the Mixture of SF₆ and PTFE Vapour in an Auto-Expansion Circuit Breaker", XIII International Conference on Gas Discharges and their Applications, pp. 58-61, 2000.
- [22] U.Rutten, "Simulation of switching arc-gas interaction in SF₆ circuit breakers", Proc. of 10th Int. Conference on Gas Discharge and Their Applications, Swansea, UK, 1992, pp. 140-143.
- [23] J.D. Yan, M.T.C. Fang, W.Hall, "The Development of PC Based Tools for Auto-Expansion Circuit Breaker Design", IEEE Trans. on Power Delivery, Vol.14, No.1, January 1999, pp.176-181.
- [24] Jiu Dun Yan, Michale T.C. Fang and Chris Jones, "Electrical and Aerodynamic Behavior of Arcs Under Shock Conditions", IEEE Trans. on Plasma Science, Vol. 25, No. 5, October, pp.840-845, 1997
- [25] L.S. Frost and R.W. Liebermann, "Composition and Transport Properties of SF₆ and Their Use in a Simplified Enthalpy Flow Arc Model", Proceedings of IEEE, Vol.59, No.4, April, 1971, pp.474-485.
- [26] J.F. Zhang, M.T.C. Fang, et. al., "Theoretical investigation of a 2kA arc in a supersonic nozzle", J.Phys. D, Appl. Phys., Vol. 20, pp.368-379,1987.
- [27] R.W. Liebermann, J.J. Lowke, "Radiation Emission Coefficients for Sulfur Hexafluoride Arc Plasmas", JQSRT,16, pp.253-264
- [28] J. D. Yan, K. I. Nuttall and M.T.C. Fang "A comparative study of turbulence models for SF₆ Arcs in a supersonic nozzle", J. Phys. D: Appl. Phys. 21, 1988.
- [29] P.Maruzeski, J.Y. Trepanier et al., "The Influence of Sheath modelling on the Numerical Simulation Results of 2D SF₆ Arcs in Circuit-Breakers", Proc. 13th International Conf. Gas Discharge and their applications, Vol. 1, pp.34~37, Sept. 2000.

저 자 소 개



송기동 (宋基東)

1963년 7월 5일생. 1988년 인하대 전기공학과 졸업. 1990년 동 대학원 전기공학과 졸업(석사). 1990년 3월~현재 한국전기연구원 산업전기연구단 신전력기기연구그룹 선임연구원.

전화 : 055-280-1563

E-mail : kdsong@keri.re.kr



박경엽 (朴敬燁)

1957년 1월 3일생. 1979년 서울대 공대 전기공학과 졸업. 1993년 영국 Liverpool 대학 전기공학과 졸업(공학박). 1978년 12월~1981년 5월 효성중공업(주) 전장설계부. 1981년 6월~현재 한국전기연구소 산업전기연구단 신전력기기연구그룹 그룹장(책임연구원).

전화 : 055-280-1561.

E-mail : kypark@keri.re.kr



이병윤 (李秉潤)

1967년 11월 9일생. 1990년 서울대 공대 전기공학과 졸업(학사). 1992년 동대학원 졸업(석사). 1997년 동대학원 졸업(공학박). 1996년 2월~현재 한국전기연구원 산업전기연구단 신전력기기연구그룹 선임연구원.

전화 : 055-280-1565

E-mail : bylee@keri.re.kr



박정후 (朴正后)

1945년 4월 8일생. 1975년 부산대 공대 전기공학과 졸업. 1974년 동 대학원 전기공학과 졸업(석사). 1980년~1983년 일본 구주 대학 대학원 졸업(공학박). 현재 부산대 공대 전자전기통신공학부 교수

Tel : 051-510-2369

Fax : 051-513-0212

E-mail : Parkch@hyowon.cc.pusan.ac.kr