

Analysis of Thermal Recovery Characteristics for SF₆ Gas-Blast Arc within Laval Nozzle

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 thermal recovery characteristics of a Laval nozzle. 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 GE Co.(General Electric Company).

In order to investigate the state of the arc region after current zero, the simulation was carried out with three steps. They are steady state arc simulation, transient arc simulation before current zero, and 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 post-arc current was calculated to evaluate the thermal recovery characteristics after current zero. Compared with the results obtained by GE Co., it has been found that the critical RRRV(ratio of rise of recovery voltage) will be determined previously by this study.

Key Words : 가스차단기(gas circuit breakers), 열적회복(thermal recovery), 전류영점(current zero), 아크-후 전류(post-arc current), 회복전압상승률(ratio of rise of recovery voltage)

1. 서 론

차단기가 SF₆ 가스차단기의 차단설계기술은 절연설계기술, 통전설계기술 등과 더불어 차단기의 핵심설계기술이다. 차단설계기술을 이용하여 차단부 형상에 대해 전산 해석적으로 차단성능을 평가하고, 그 결과를 토대로 차단성능이 우수한 형상을 설계함으로써 차단기 개발에 소요되는 기간과 비용을 크게 감소시킬 수 있다.

차단기의 차단성능은 소전류 차단성능과 대전류 차단성능으로 분류된다. 소전류 차단성능 평가에는 차단부에 대한 전계해석과 냉가스 유동해석 기술이 요구되며 저자들은 이미 신뢰성이 높은 소전류 차단성능 평가기술을 개발하여 차단기의 설계에 이용하고 있다[1,2,3]. 한편, 대전류 차단성능 평가기술의 경우, 전계해석, 자계해석 및 열가스 유동해석 기술이 요구된다. 열가스 유동해석에서는 냉가스 유동해석기술과 아크모델을 결합하여 차단 전 과정에 걸쳐 차단부내의 가스 온도, 압력, 밀도, 유속 등의 분포를 구하게 된다. 그 결과를 이용하여 전류영점 이후에 극간에 걸리는 과도회복전압상승

률(RRRV: Rate of Rise of Recovery Voltage)에 따른 열적회복(thermal recovery)과 절연(또는 유전)회복(dielectric recovery) 특성을 해석하여 각각 차단기의 대전류 차단성능인 근거리 선로고장(SLF; Short Line Fault)전류 차단성능과 단자단락고장(BTF; Bus Terminal Fault)전류 차단성능을 평가하고 있다[4].

소전류 차단성능 평가기술은 차단부의 이동모의와 냉가스 유동해석[5] 및 전계해석으로 쉽게 평가할 수 있지만, 대전류 차단성능 평가기술은 복잡한 아크 현상과 과도적인 열가스 유동의 변화를 모의해야 하기 때문에 대단히 어려운 작업이다. 차단부내에서 일어나는 아크 현상과 열가스 유동해석 기술은 차단설계기술을 모두 포함하고 있기 때문에 한 국가의 차단설계기술을 판단하는 척도로 활용되고 있다. 따라서, 해외 선진국들은 그 중요성을 인식하여 오래 전부터 이미 적극적으로 개발하고 있으며, 극비 기술로 분류하여 기술이전을 기피하고 있는 실정이다. 저자들은 90년대 말부터 열가스 유동해석 기술을 개발하기 시작하여 실제 가스차단부에 대한 대전류 차단성능 평가에 적용할 수 있는 해석 기술을 확보하고자 노력해 왔다. 본 논문에서는 그 일환으로 SLF차단성능을 평가하는 해석기술을 확립하고자 모델 소호부(interrupter)에서의 열적회복특성을 해석한 결과를 제시한다. 해석결과에 대한 검증을 위해 GE(General Electric)사의 시험결과[6]가 사용되었다. 또한, 열가스 유동의 특성 값들은 상용 CFD (Computational Fluid Dynamics) 프로그램인 "PHOENICS"와 아크 모델을 결합하여 구해졌다.

* 正 會 員 : 韓國電氣研究院 新電力機器그룹 先任研究員

** 正 會 員 : 韓國電氣研究院 新電力機器그룹 先任研究員

*** 正 會 員 : 韓國電氣研究所 新電力機器그룹 그룹長

[§] 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 5月 21日

最終完了 : 2002年 6月 14日

2. 열적회복

초고압 전력계통에서 발생하는 대전류 사고는 단자단락오장 BTF와 근거리 선로고장 SLF로 대별된다. 전류영점 직후 극간에 걸리는 과도회복전압 측면에서 이들 사고 형식을 비교하면 다음과 같다. RRRV의 경우, SLF쪽이 BTF보다도 크며, 반대로 과도회복전압의 최대치는 BTF쪽이 SLF보다도 크다[7].

한편, 전류영점 후에 발생하는 절연파괴 형식은 열적파괴(thermal reignition)와 유전적 파괴(dielectric restrike)로 분류할 수 있다. SLF차단의 경우, 아크 소멸 후 전극간에 잔류하는 하전입자 및 고온가스가 냉각되어 도전성을 잃기 전에 상승률이 높은 과도회복전압이 가해지기 때문에 전류 영점 후에도 계속하여 미소한 전류가 흐르게 되는데 이것을 아크-후 전류(post-arc current)라고 한다. 이 전류에 의해 전극간의 아크 영역(channel)에는 주울(Joule) 열에 의한 에너지가 주입되게 된다. 반대로 전극간의 아크영역에는 하전입자의 재결합, 고온가스의 확산 그리고 냉가스의 주입으로 인해 냉각작용이 일어난다. 이와 같이 전류 영점 후 전극간에는 가열과 냉각의 두 가지 현상이 동시에 발생하게 되며, 둘 사이의 속도우열에 의해 SLF차단의 성공과 실패가 결정된다. 만일 차단이 실패한 경우, 이것을 열적 절연파괴라고 한다. BTF의 경우는, 전류 영점 후 극간에 가해지는 전압의 상승률이 완만하기 때문에 전극간에 잔류하는 하전입자나 고온가스는 수 $[\mu s]$ 이내에 냉각되어 급속히 도전성을 잃게 된다. 그 결과 전류영점 직후에는 전류가 흐르지 않는다. 그 동안 과도회복전압은 계속 상승하며 회로조건으로 정해지는 최대치까지 상승한다. 전극간의 가스가 냉각됨에 따라 전극간의 절연내력은 서서히 회복되는데, 절연회복의 크기가 과도회복전압을 넘어서면 차단에 성공하게 되나 반대의 경우는 유전적 절연파괴가 발생하게 된다.

이와 같이 대전류 차단성능 평가에서는 SLF와 BTF 각각에 대하여 그 방법이 상이하다.

3. 열적회복 특성해석

3.1 아크-후 전류

전류영점 후 잔류전하의 도전성 때문에 전극간에는 아크-후 전류가 흐른다. 이 전류 때문에 극간에는 주울 열에 의한 에너지가 다시 주입되고 반대로 냉가스와 복사에 의해 에너지 손실이 발생한다. 열적회복의 성공여부는 이 아크-후 전류의 크기를 계산하여 판단한다. 즉, 전류영점 후 수 $[\mu s]$ 이내에 아크-후 전류의 크기가 0으로 감소해 가는 지를 파악해야 한다.

아크-후 전류를 계산하기 위해서는 먼저, 전류영점 이전의 과도상태에 대하여 전계해석, 자계해석 및 열가스 유동해석을 실시하고 최종적으로 전류영점에서의 극간의 상태를 구한다. 이 상태를 초기조건으로 하여 극간의 전기전도도를 구하고, 이로부터 극간의 저항 R을 계산한다. 전류영점 직후에 과도회복전압의 상승률 dV/dt 가 일정한 값으로 주어진다면, 시간에 대한 아크-후 전류의 변화는 다음의 식(1)을 이용하여 계

산할 수 있다[8].

$$I_{\text{post-arc}} = -\frac{\left(\frac{dV}{dt}\right)}{R} t \quad (1)$$

3.2 아크해석

고장전류 차단 시 발생하는 아크 현상을 해석하기 위해서는 아크 채널에서 일어나는 전도, 대류, 방사에너지 전달뿐만 아니라 아크 전류에 의한 전자력(Lorentz's force), 난류효과(turbulence effect), 노즐 용삭(nozzle ablation), 아크 접점의 금속증기(metal vapour of contacts)의 영향, SF₆ 가스의 화학작용 등과 같은 복잡한 물리적인 현상을 엄밀히 고려해야 하는 어려움이 있다. 각각의 물리적 현상에 대한 해석 방법에 대해서는 이미 참고문헌 [9]에서 상세히 다루고 있기 때문에 여기서는 간단히 설명한다.

1) 지배방정식

차단부내에서의 유동은 축방향으로의 흐름이 지배적이므로 원주방향의 유동 흐름을 무시할 수 있다. 또한 회전축에 대하여 대칭으로 근사할 수 있기 때문에, 원통좌표계 (r, θ, z) 를 이용하여 아크를 해석하기 위한 지배방정식을 표현하면 다음과 같다.

- 연속방정식

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} [r\rho v] + \frac{\partial}{\partial z} [\rho w] = 0 \quad (2)$$

- r 방향 운동량 보존 방정식

$$\begin{aligned} & \frac{\partial \rho v}{\partial t} + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} [r\rho v^2 - r\Gamma_1 \frac{\partial v}{\partial r}] + \frac{\partial}{\partial z} [\rho w v - \Gamma_1 \frac{\partial v}{\partial z}] \\ & = -\frac{\partial P}{\partial r} + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} [r\Gamma_1 \frac{\partial v}{\partial r}] + \frac{\partial}{\partial z} [\Gamma_1 \frac{\partial w}{\partial r}] \\ & - \frac{2\mu v}{r^2} + (\vec{J} \times \vec{B})_r \end{aligned} \quad (3)$$

- z 방향 운동량 보존 방정식

$$\begin{aligned} & \frac{\partial \rho w}{\partial t} + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} [r\rho v w - r\Gamma_1 \frac{\partial w}{\partial r}] \\ & + \frac{\partial}{\partial z} [\rho w^2 - \Gamma_1 \frac{\partial w}{\partial z}] \\ & = -\frac{\partial P}{\partial z} + (\vec{J} \times \vec{B})_z \end{aligned} \quad (4)$$

운동량 보존 방정식에서 $\Gamma_1 = \mu + \mu_t$ 로 점성항(viscous term)으로 μ 와 μ_t 는 각각 층류(laminar)와 난류의 점성도(turbulent viscosity)이고, \vec{J} 는 전류밀도벡터, \vec{B} 는 자속밀도를 나타내는 벡터량이다. 특히 $\vec{J} \times \vec{B}$ 는 아크 자신이 발생한 자장에 의해 받는 힘(Lorentz's force)을 모의한 것이다.

- 에너지 보존 방정식

$$\frac{\partial \rho h}{\partial t} + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left[r \rho v h - r \Gamma_2 \frac{\partial h}{\partial r} \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[\rho w h - \Gamma_2 \frac{\partial h}{\partial z} \right] = \frac{dP}{dt} + \sigma E^2 - q + \phi \quad (5)$$

여기서, ρ 는 SF₆ 가스 밀도, v 는 반경(r)방향 속도, w 는 축(z)방향 속도 성분, q 는 방사에너지 손실, $\Gamma_2 = (k + k_t)/c_p$ 로 k , k_t , c_p 는 각각 층류, 난류의 운동에너지, 정압비열 (specific heat at constant pressure), σE^2 은 아크 전류로 인해 발생하는 주열 열, σ 는 가스의 전기전도도, E 는 전계의 세기이다. 또한 ϕ 는 층류와 난류 점성도에 의한 에너지 소산량으로 다음과 같이 주어진다.

$$\phi = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left[r(\mu + \mu_t) w \frac{\partial w}{\partial r} \right] \quad (6)$$

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[10]에 의해 제시된 값들을 이용하였으며, 그 밖의 SF₆가스의 압력에 따라 주어진 물질특성을 데이터 베이스화하여 계산에 활용하였다.

2) 방사전달 모델

식(5)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[11]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 Liebermann과 Lowke의 연구결과[12]를 활용하였다.

3) 난류 모델

식(2)~(5)를 풀기 위해서는 난류모델이 도입되어야 한다. 아크 해석에 적용되고 있는 대표적인 난류모델로는 $k-\epsilon$ 모델과 Prandtl의 혼합거리모델을 들 수 있다. 난류 모델을 검토, 비교한 기존의 자료들에 따르면, Prandtl의 혼합거리모델이 $k-\epsilon$ 모델에 비하여 SF₆가스 차단부내에서의 아크 해석에 계산시간과 정확도 측면에서 유리한 것으로 밝혀졌다[13]. 따라서, 본 연구에서도 난류모델로 Prandtl의 혼합거리모델을 사용하였다.

4) 전·자기 해석

- 전계해석

먼저 차단부내에서의 전류의 연속방정식은 다음과 같이 주어진다.

$$\nabla \cdot \vec{J} = 0 \quad (7)$$

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

$$\vec{J} = \sigma \vec{E} \quad (8)$$

또한, 전계의 세기는 스칼라 함수에 의해 다음과 같이 표현된다.

$$\vec{E} = -\nabla \phi \quad (9)$$

따라서, 위의 두 식(8)과 (9)를 식(7)에 대입하여 가스 내에서의 전류분포를 나타내면 다음과 같다.

$$\nabla \cdot (\sigma \nabla \phi) = 0 \quad (10)$$

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

- 자기해석

아크전류에 의해 발생한 자계는 아크 자체에 Lorentz 힘을 작용시켜 유동의 흐름에 영향을 미치게 되는데 이것은 운동량 보존식 (3)과 (4)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(11)을 이용하여 계산할 수 있다.

$$B = \frac{\mu_0 \int_0^r J_z 2\pi \zeta d\zeta}{2\pi r} \quad (11)$$

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

3.3 상용 CFD 프로그램의 활용

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 재컴파일(recompile)하여 프로그램을 구동시킬 수 있다는 강력한 기능 때문에 "PHOENICS"라는 상용 CFD 프로그램을 선택하였다.

3.4 시험조건 및 해석조건

그림 1은 시험에서 사용된 노즐형상을 회전 대칭축을 기준으로 나타낸 것이며, 계산영역을 각각의 경계조건과 세부영역에서의 셀(cell) 수로 나타내고 있다. 노즐의 길이는 68.75×10^{-3} [m], 유입부(inlet)의 직경은 25×10^{-3} [m], 유출부(outlet)의 직경은 38.4×10^{-3} [m], 노즐 목의 직경은 12.5×10^{-3} [m](노즐 목의 위치 15.625×10^{-3} [m])이다. 상류장 전극의 직경은 $4.1E-3$ [m]이고 하류장 쪽의 유출부를 전류 수집점(current collector)으로 설정하여 전류가 이곳을 통해 흘러나가는 것으로 가정하였다. 유입부와 유출부의 경계조건은 압력경계조건(pressure boundary condition)을 사용하였으며, 유입부의 압력조건은 실험과 동일하게 100 ~ 600[psi]로 변화시켰으며 유출부의 압력은 44[psi]로 고정시켰다. 전계계산을 위한 도전을 값은 절연체(PTFE 테플론 기준)와 가스영역 모두 1.0×10^6 을 사용하였으며, 전위 값은 상류장 전극에 500[V], 하류장 집전기에 0[V]로 설정하였다. 노즐 내의 전위분포에 영향을 주지 않기 위해, 계산영역 상단의 외부경계는 반경방향으로 충분히 크게 확대하여 위치시켰다.

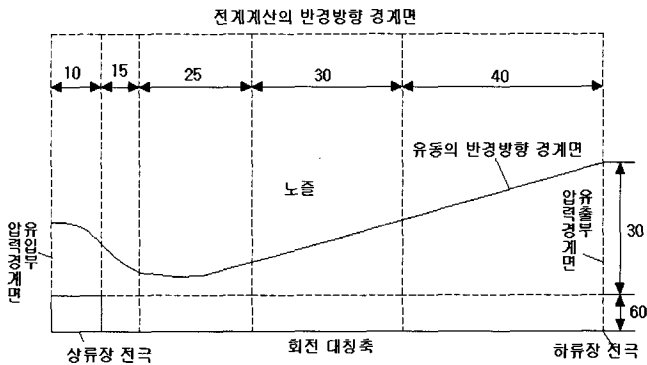


그림 1 노즐형상 및 계산영역
Fig. 1 Nozzle shape and Computational domain.

각각의 가스압력에 대한 해석은 총 3단계로 나누어 실시하였다. 즉,

단계 I 정상상태 아크해석: 실험조건과 맞추기 위해 또한 아크 해석을 위한 초기조건을 설정하기 위해 실험조건과 동일한 전류 1000[A]인 경우의 열-가스 유동해석을 정상상태(steady state)로 수행하였다. 1회의 계산에서 계산영역을 400번 섭렵(sweep)하였고 총 6000번의 반복계산이 이루어졌다. 처리속도(C.P.U.) 800[MHz] 퍼스날 컴퓨터로 약 8시간의 계산시간이 소요되었다.

단계 II 전류영점 전 아크해석: 정상상태의 계산결과를 입력조건으로 하여 전류영점까지 과도상태(transient)로 전류 크기 변화에 대한 아크 영역의 변화를 계산하였다. 전류영점의 조건에 따라 열적회복 특성이 변하므로 전류의 기울기를 $di/dt = 27.0$ [A/ μ s]로 고정시켜 놓고 상이한 전류영점 조건을

조성하기 위해 가스 압력을 변화시켰다. 계산시간 간격(time step)은 약 0.15 [μ s]로 조정하였다.

단계 III 전류영점 후 열-가스 유동해석: 전류영점에서의 계산결과를 가지고 시간에 대해 아크 영역의 변화를 계산하였다. 시간에 대한 아크-후 전류를 계산하여 각각의 경우에 대한 열적회복 특성을 구하였다. 계산시간 간격은 약 0.01 [μ s]로 조정되었으며 계산시간은 약 12시간이 소요되었다.

4. 결과 및 검토

4.1 정상상태 아크

그림 2는 상류장 가스압력 550 [psi], 전류가 1000[A]인 정상상태 아크의 전위분포도이며, 이로부터 아크전압이 약 956 [V]임을 알 수 있다. 이 때의 온도분포를 그림 3에 나타내었으며 최대온도는 약 22000 [K]이다. 그림 4는 상류장의 가스압력에 따라 1000[A]의 정상상태 아크의 노즐 목에서 반경방향으로의 온도분포를 나타낸 것이다. 압력이 높아질수록 압축효과에 의해 아크 영역의 두께는 감소하고 있으며, 아크 중심부의 온도도 낮아지는 경향을 보이고 있다. 이러한 반경방향의 온도분포로부터 그림 6에 나타낸 열-층(thermal layer)의 크기를 추정할 수 있다.

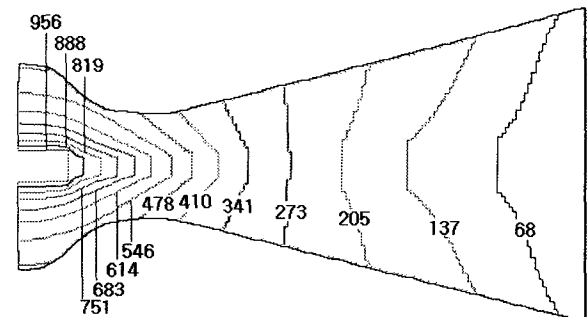
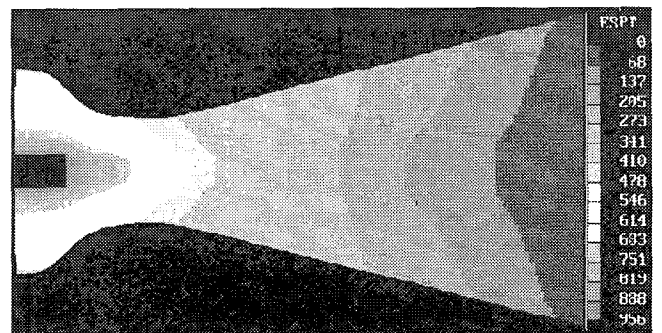


그림 2 전위분포도 (상류장 가스압력 550 [psi], 전류1000 [A]의 정상상태 아크).

Fig. 2 Potential line (upstream gas pressure 550[psi], current 1000[A] steady state arc).

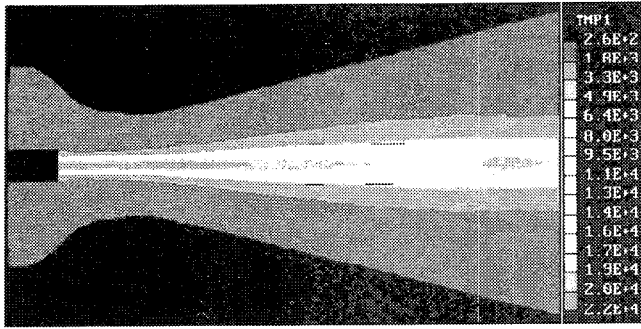


그림 3 온도분포도 (상류장 압력 550 [psi], 전류 1000 [A]의 정상상태 아크).

Fig. 3 Temperature distribution (upstream gas pressure 550[psi], current 1000[A] steady state arc).

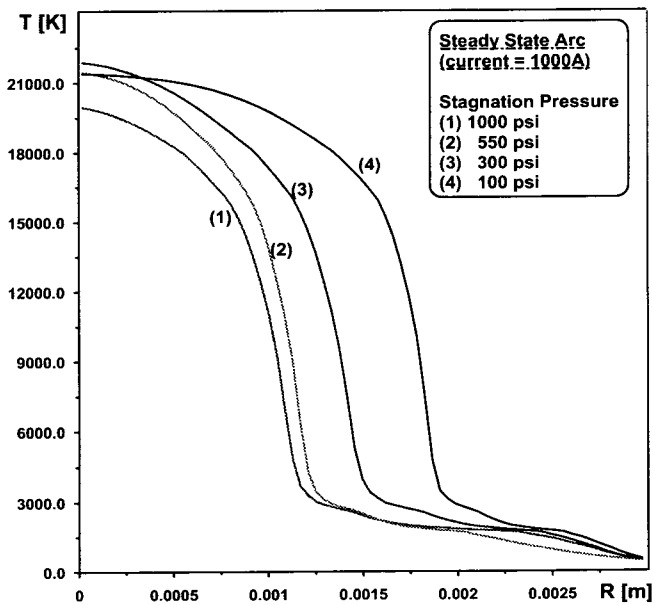


그림 4 가스 압력에 따른 노즐목에서의 1000[A] 정상상태 아크의 반경방향 온도분포.

Fig. 4 Radial temperature distribution of the 1000[A] steady state arc at nozzle throat according to the upstream gas pressure.

4.2 전류영점 전 아크해석

그림 5는 상류장 가스압력 550[psi]인 경우, 전류영점에서 온도분포를 보인 것으로 아크전류의 감소와 냉각에 의해 최대온도가 약 12300[K]로 감소하였다.

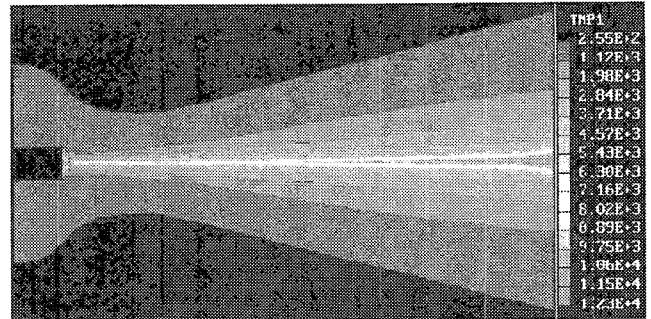


그림 5 전류영점에 온도분포도(상류장 압력 550[psi]).

Fig. 5 Temperature distribution at current zero (upstream gas pressure 550[psi]).

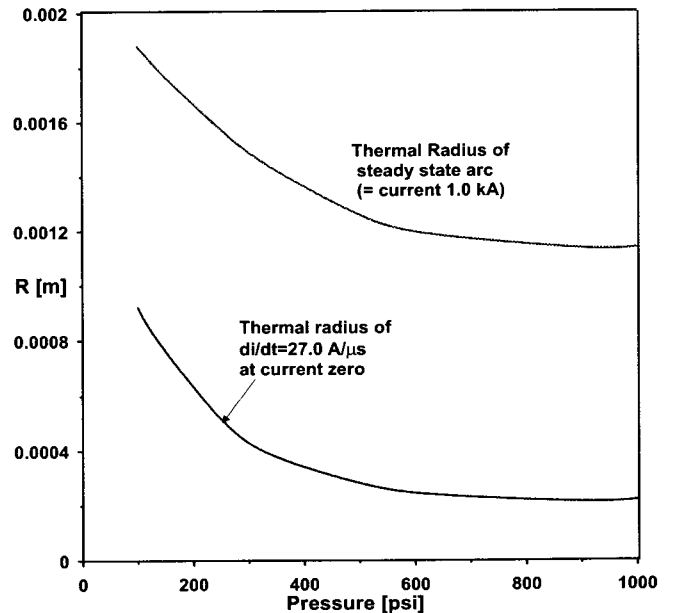


그림 6 상류장 가스압력에 따른 노즐 목에서 열-층의 반경.

Fig. 6 Radius of thermal-layer at nozzle throat to the upstream gas pressure.

그림 6은 열-가스와 냉-가스의 밀도가 거의 같아지는 온도 4000[K]를 아크 영역 또는 열-층(thermal layer)으로 가정했을 때, 가스 압력에 따른 노즐 목에서의 열-층 크기의 변화를 나타낸 것이다. 이 그림에서 열-층은 가스압력에 대해 지수 함수적으로 감소하여 포화되는 것을 알 수 있다. 정상 상태 아크에서 일정한 전류의 기울기로 감소하는 경우, 전류 영점에서 열-층의 크기는 가스압력에 대해 거의 균등하게 감소한다.

4.3 전류영점 후 열-가스 유동해석

그림 7은 상류장 가스압력이 550[psi]인 경우, 과도회복전압 상승률(RRRV)의 변화에 따른 아크-후 전류를 계산한 것으로 이로부터 임계 과도회복전압 상승률이 약 3.0 [kV/μs] 부근의 값을 알 수 있다.

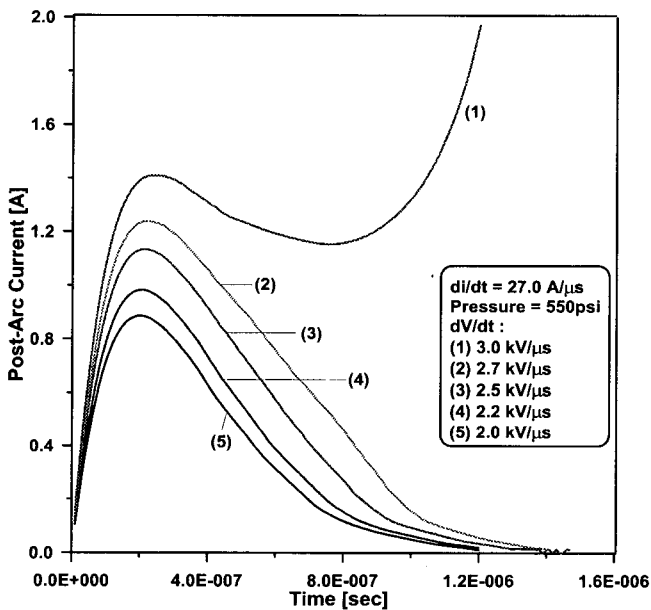


그림 7 상류장 가스압력 550[psi]에서 RRRV에 따른 아크-후 전류.
 Fig. 7 Post-arc current according to the RRRV in upstream gas pressure 550[psi].

그림 8은 그림 7의 (5)번 곡선인 회복전압 상승률 dV/dt가 2.0 [kV/μs]일 때, 시간에 따른 축상에서의 온도분포를 나타낸 것으로 시간이 경과함에 따라 노즐 목 부분에서 아크의 온도가 급속히 냉각되어 전류가 성공적으로 차단되고 있음을 알 수 있다. 그림 9에는 이 때의 축상에서의 전기분포를 도시한 것으로 노즐목 부분에서 전계가 최대치가 되는데 이것은 이 부분에서 아크가 냉각되면서 전기전도도가 감소하기 때문이다. 그림 10에는 그림 7의 (1)번 곡선인 dV/dt가 3.0 [kV/μs]일 때의 전류영점 이후 축상에서의 온도분포를 나타낸 것으로, 과도회복전압이 급격하게 상승함에 따라 아크-후 전류가 크게 흘러 노즐 목 부분에서의 온도가 점차 상승함을

알 수 있다. 따라서 복사 및 난류에 의한 아크의 냉각 속도보다 주울 열에 의한 에너지의 주입속도가 커져 결국에는 열적 절연과피에 도달한다.

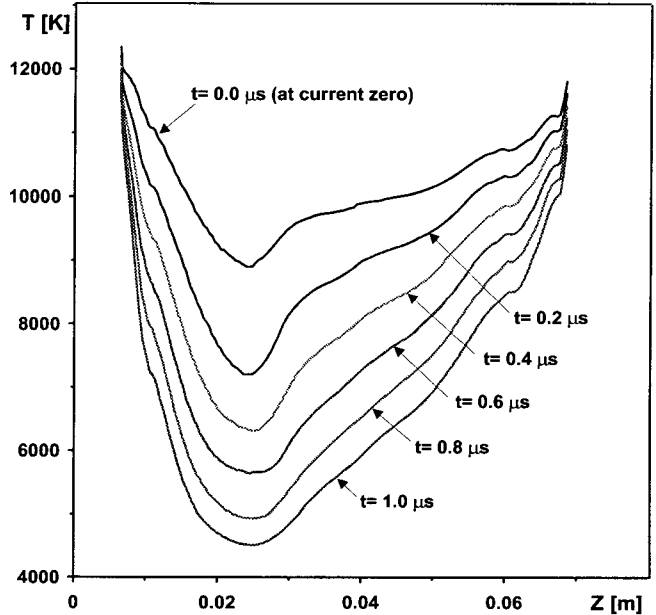


그림 8 시간에 대한 축상의 온도분포 변화(상류장 가스압력 550[psi], dV/dt=2.0 [kV/μs]).
 Fig. 8 Axial temperature distribution at various times (upstream gas pressure 550[psi], dV/dt=2.0 [kV/μs]).

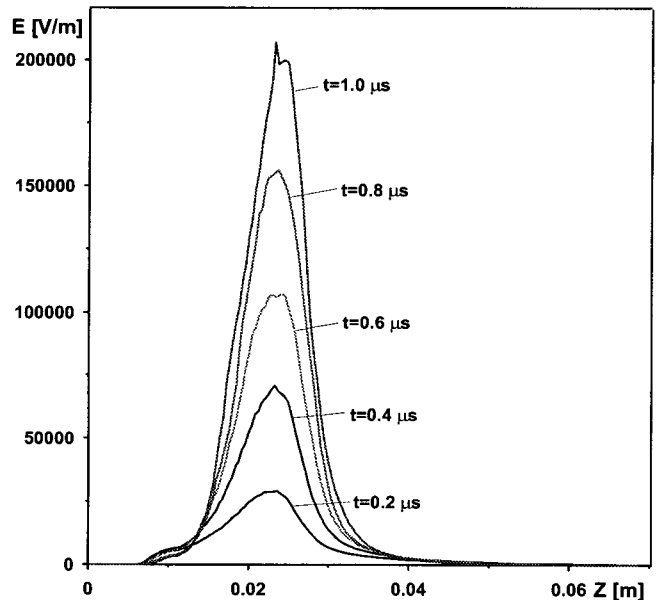


그림 9 시간에 대한 축상의 전기분포도 (상류장 가스압력 550 [psi], dV/dt=2.0 [kV/μs])
 Fig. 9 Axial electric field at various times (upstream gas pressure 550[psi], dV/dt=2.0 [kV/μs]).

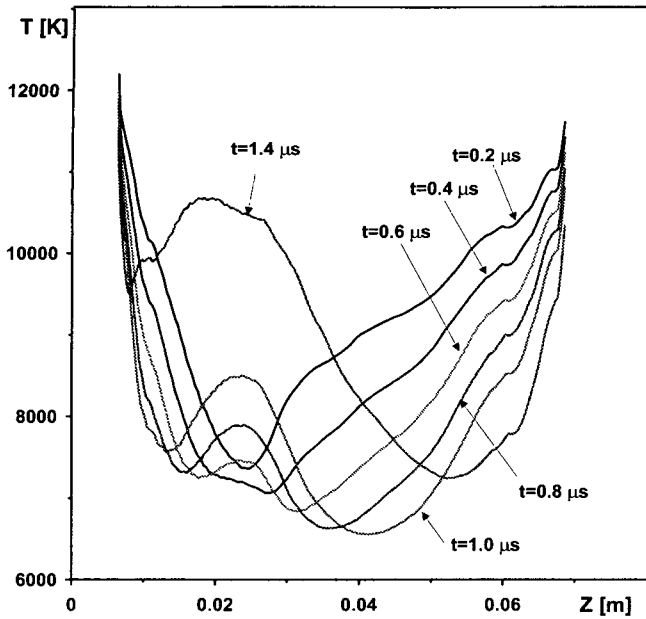


그림 10 시간에 대한 축상의 온도분포도 (상류장 가스압력 550[psi], $dV/dt=3.0$ [kV/ μ s]).

Fig. 10 Axial temperature distribution at various times (upstream gas pressure 550[psi], $dV/dt=3.0$ [kV/ μ s]).

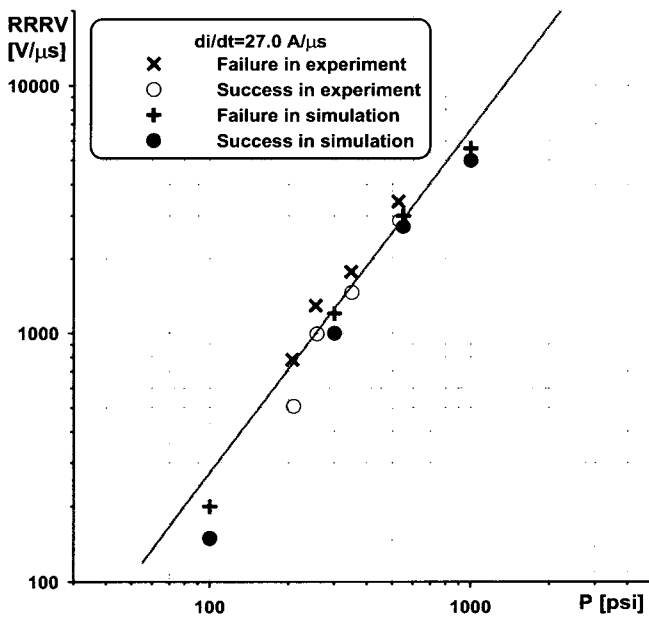


그림 11 Laval 노즐에서 가스압력에 대한 열적회복 특성의 비교[6].

Fig. 11 Comparison of calculated and measured thermal recovery characteristics in a Laval nozzle[6].

그림 11은 해석결과를 실험결과와 비교한 것으로, 해석결과와 실험결과에서 구한 직선에 거의 접근하고 있음을 알 수 있다. 하지만, 전반적으로 실험 값보다 낮은 값을 나타내고 있고, 가스압력이 낮은 경우는 오차범위는 무시할 수 없을 정도이다. 이것은 아크영역에서 냉가스의 에너지 전달을 묘사한 식(5)에서 q 와 I_2 값이 작게 책정되었기 때문이다. 따라서, 복사 모델에서의 복사 팩터(radiation factor)[11]와 난류 모델에서 난류 파라미터[13]에 대한 추가연구가 요구된다.

하지만, 임계 과도회복전압 상승율을 어느 정도 결정할 수 있게 됨으로써 차단기의 대전류 차단성능을 평가할 수 있는 기술을 확보하게 되었다.

5. 결 론

본 논문에서는 SF₆ 가스차단기의 SLF사고에 대한 대전류 차단성능 평가에 요구되는 열적회복 특성해석에 대하여 기술하였다. 그리고 제안된 방법을 가스차단부의 노즐구조에 적용하여 전류 차단과정에서 변화하는 온도, 압력, 밀도, 속도 등 유동의 주요 특성치들을 구하고, 전류영점에서의 결과로부터 전류영점이후 회복전압상승율의 변화에 따른 아크-후 전류를 계산할 수 있게 됨으로써 사전에 임계회복전압 상승율의 크기를 알 수 있게 되었으며, 이를 차단기의 차단설계에 효과적으로 이용하여 차단기 개발에 소요되는 시간과 비용을 크게 줄일 수 있을 것이다.

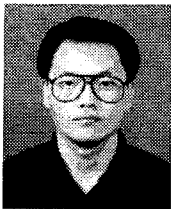
그러나 향후 개선 및 보완해야할 점들이 여전히 남아있다. 예를 들면, 아크에 의한 전극의 용융효과, 노즐용삭으로 인해 SF₆ 가스중에 혼입된 PTFE에 의한 물질의 특성변화 등을 종합적으로 고려한 열가스 유동해석 기술의 개발이 필요하며, 특히 경험적인 요소가 필요한 방사모델과 난류모델에 대해서는 보다 세밀한 연구가 요구된다.

참 고 문 헌

[01] 송기동, 이병운, 박경엽, 박정후 "초고압 가스차단기의 소전류 차단성능 해석기술 I", 대한전기학회 논문지 Vol. 50B, No.7, pp.331-337, 2001.
 [02] 송기동, 이병운, 박경엽, 박정후 "초고압 가스차단기의 소전류 차단성능 해석기술 II", 대한전기학회 논문지 Vol. 50B, No.8, pp.384-391, 2001.
 [03] 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.
 [04] Klaus Ragaller, Current Interruption in High-Voltage Networks, Plenum Press, 1978.
 [05] 송기동, 박경엽, 송원표, "초고압 가스차단부의 냉가스 유동해석", 대한전기학회 논문지 Vol. 49B, No. 6, pp. 387-394, Jun 2000.

- [06] Frind G. and Rich J. A., "Recovery speed of axial flow gas-blast interrupter: dependence on pressure and \dot{q}/dt for air and SF₆", IEEE Trans. Power Appar. Syst. 93, pp1675~1682, 1974.
- [07] Lou van der Sluis, Transients in Power Systems, John Wiley & Sons, LTD, 2001.
- [08] Kunio Nakanishi, Switching Phenomena in High-Voltage Circuit Breakers, Marcel Dekker, INC., 1991.
- [09] 송기동, 이병윤, 박경엽, 박정후, "SF₆ 아크의 열적회복특성 해석", 대한전기학회 논문지 Vol. 51B, No. 6, 2002.
- [10] 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.
- [11] 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.
- [12] R.W. Liebermann, J.J. Lowke, "Radiation Emission Coefficients for Sulfur Hexafluoride Arc Plasmas", JQSRT,16, pp.253-264.
- [13] 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.

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 공대전기공학과 졸업. 1993년 영국 Liverpool 대학 전기공학과 졸업(공학박사). 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(공학박사). 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(공학박사). 현재 부산대 공대 전자전기통신공학부 교수

Tel : 051-510-2369, Fax : 051-513-0212
E-mail : Parkch@hyowon.cc.pusan.ac.kr