

Evaluation Method II of the Small Current Breaking Performance for SF₆-Blown High-Voltage Gas Circuit Breakers

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 - The insulation strength between contacts after current interruption to the transient recovery voltage i.e., the dielectric recovery strength should be estimated for the evaluation of the small capacitive current interruption capability. Many authors have used theoretical and semi-experimental approaches to evaluate the transient breakdown voltage after the current interruption. Moreover, an empirical equation, which is obtained from a series of tests, has been used to estimate the dielectric recovery strength.

In this paper, the theoretical method which is generated from the streamer theory has been applied to real circuit breakers in order to evaluate the interruption capability. The results of analysis have been compared with the test results and the reliability has been investigated.

Key Words : GCB(Gas Circuit Breakers), TRV(transient recovery voltage), small capacitive current, cold gas flow field, streamer theory, dielectric recovery, shock wave

1. 서 론

차단기(Circuit Breakers)는 전력계통에서 고장이 발생할 경우, 고장전류를 신속히 차단하여 전력계통과 각종 주요 전력기기를 보호하는 의무를 가지고 있다. 차단기는 소호매질에 따라 크게 진공차단기(Vacuum Circuit Breaker), 유차단기(Oil Circuit Breaker), 가스차단기(Gas Circuit Breaker)로 나누어지며, 일반적으로 현재, 초고압급 계통에서는 파퍼형 가스차단기(puffer type gas circuit breakers)가 주로 사용되고 있다.

차단기가 차단해야 할 고장전류의 크기는 수십 암페어(Ampere)에서 수만 암페어[A]로, 차단기가 제 의무를 다하기 위해서는 전류의 크기에 관계없이 무조건 고장전류를 차단하여 고장 부분을 건전상으로부터 분리해야 한다. 따라서, 차단기를 설계할 때, 소전류 차단성능과 대전류 차단성능을 동시에 만족시켜야 한다는 것이 어려운 문제가 된다. 일반적으로 대전류 차단성능만을 고려하여 아크소호를 강력하게 하는 경우 소전류 차단성능에 문제가 있을 수 있으며, 반대로 소전류 차단성능만을 고려하는 경우 대전류 차단은 불가능하기 때문이다.

일반적으로 차단기를 설계하는 데 있어서 소전류 차단성능과 대전류 차단성능을 별도로 분리하여 고려한다. 왜냐하면, 소전류를 차단하는 경우와 대전류를 차단하는 경우에 소호부에서 일어나는 물리적 현상이 전혀 다르기 때문이다. 대전류 차단성능을 평가하기 위해서는 전도(conduction), 대류(convective), 아크 방사 열전달(arc radiation heat transfer), 노즐 용삭(nozzle ablation), 고온의 아크에 의한 SF₆가스의 이온화, 아크전류에 의한 전자력, 아크점점의 용융(melting) 등과 같은 복잡한 물리적 현상을 고려하여 열가스 유동해석을 수행해야만 한다. 하지만, 소전류 차단성능을 평가하는 데는 전류의 크기가 대단히 작기 때문에 냉가스 유동해석만으로도 충분하다. 이와 같이 소전류 및 대전류 차단성능을 별도로 고려한 후, 최종적으로는 두 가지의 차단성능을 동시에 만족하는 적절한 설계변수를 찾아야 한다.

소전류 차단성능을 평가하기 위해서는 전류차단 후, 차단기에 인가되는 과도회복전압에 대한 절연강도 즉, 절연회복(dielectric recovery) 특성을 파악해야 한다. 현재까지 이러한 절연회복 특성을 파악하기 위해 많은 연구자들이 이론적인 방법 또는 이론과 실험결과를 혼합한 반-실험적(semi-experimental)인 접근방법을 모색하였고[1,2,3,4], 한편으로는 일련의 실험에서 얻어진 완전한 경험식을 적용하는 방법을 사용하여 왔다[5].

저자들은 가스차단기의 소전류 차단성능을 예측하는 데 있어서, 이론식을 적용한 평가방법뿐만 아니라 경험식을 적용한 평가방법을 동시에 병행하여 사용하여 왔다. 본 논문은 그 중에서 이론적인 평가방법에 초점을 맞추어 실제의 차단부에 적용하였고 시험결과와 비교하였으며, 최종적으로 그 평가방법의 유용성에 대해서 검토하였다.

* 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 工大 電子電氣通信工學部 教授

接受日字 : 2001年 6月 19日

最終完了 : 2001年 7月 10日

2. 소전류 차단성능해석

2.1 파퍼형 가스차단기의 소전류 차단현상

차단기가 고장전류를 차단하는 경우에, 근거리선로고장(SLF; short line fault)과 단자단락고장(BTF: bus terminal fault)과 같이 수만 암페어에 이르는 대전류뿐만 아니라 수십~수백 암페어의 소전류도 동시에 차단할 수 있어야 한다.

차단기가 소전류를 차단하는 경우에는 크게 두 가지 경우가 있다. 즉, 션트 리액터(shunt reactor)에 흐르는 전류 또는 변압기의 무부하 또는 여자전류와 같은 지상 소전류를 차단하는 경우와 개로된 장거리 송전선로나 콘덴서 뱅크를 개로할 때 흐르는 진상 소전류를 차단하는 경우이다.

차단기가 유도(inductance)성 회로에 흐르는 전류를 차단할 때, 전류가 영이 되기 전에 전류를 차단하는 전류재단현상(current chopping phenomena)이 발생할 수 있다. 즉, 일반적으로 차단기는 전류영점에서 전류를 차단하게 되어 있지만, 차단기의 소호력은 대전류를 고려하여 매우 강력하기 때문에, 지상 소전류와 같이 매우 작은(보통 6A~20A 정도) 전류는 전류가 영점이 되기 전후에 아크를 소호하는 경우가 발생한다. 이러한 전류재단에 의해 써지(surge)가 발생하고, 이 써지는 차단기의 절연뿐만 아니라 다른 전력기기에 해를 끼칠 수 있다. 하지만, 가스차단기의 경우는 재단전류치가 작을 뿐만 아니라, 수직적으로 재단하기보다는 어느 정도의 기울기를 가지고 재단하므로 써지의 크기가 현저히 줄어들며 또한, 새롭게 개발된 저써지용 접점재질에 의해 전류재단에 의한 써지의 발생이 작으므로 특수용도의 차단기를 제외하고는 초고압급 가스차단기에서는 특별히 고려하지 않는다[6]. 따라서 소전류 차단에 대한 가스차단기의 설계는 주로 진상 소전류에 대한 차단설계만을 고려하고 있다.

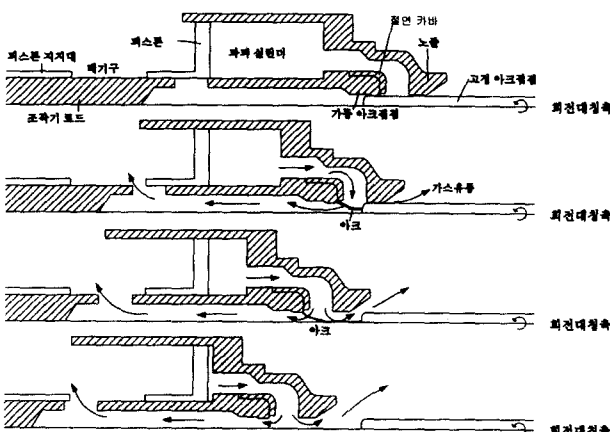
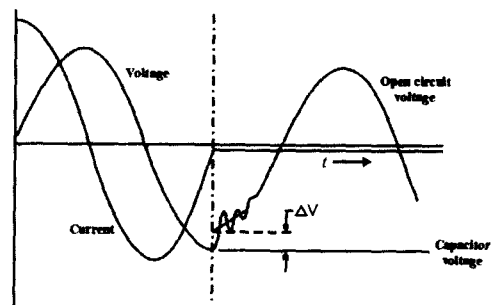
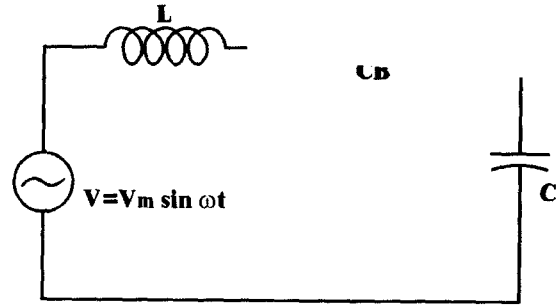


그림 1 파퍼형 가스 차단기의 차단원리.

Fig. 1 Breaking mechanism of puffer type GCB.

전력계통에 고장이 발생하면 정격전류의 수십배에 달하는 고장전류가 흐른다. 이 고장전류는 차단부 조작기의 트립 코일(trip coil)을 여자시키고 여자된 트립 코일에 의해 조작기의 개극(opening) 동작스위치가 작동한다. 조작기는 조작로드를 통해 그림 1의 빗금친 가동부를 이동시킨다. 가동부가 이동함에 따라 파퍼 실린더(puffer cylinder)내의 SF₆가스는 피

스톤에 의해 압축되고, 아크점점은 분리되며, 분리된 아크점점사이에는 아크(arc)가 발생하여 전기적 이완이 발생된 아크는 노즐을 통해 파퍼 실린더에서 전류는 흐르지 않게 된다. 이때에는 과도회복전압(TRV: transient recovery voltage)이 발생되며, 이 전압에 견디기 위해 차단기 및 고정아크점점이 동시에 위크를 신속히 배출시키고 냉각시킴으로써 차단성공에 이르기 위해 재발호(restrike)라고 함)없이 이



L: 전원측 리액턴스, C: 부하측 리액턴스(콘덴서), CB: 차단기
ΔV: 페란티(Ferranti) 효과에 의한 전압상승분, t: 시간

그림 2 진상소전류 차단시의 과전압 발생현상.

Fig. 2 Transient recovery voltage during the small capacitive current interruption.

소전류 차단에서 문제가 되는 것은, 대부분의 차단기는 고장전류를 차단할 때 첫 전류영점에서 차단하지 못하고 점점 간격이 충분히 확보된 후에야 성공적으로 아크를 소호한다. 하지만, 진상 소전류와 같이 전류크기(수십 A~수백 A)가 작은 경우는 접점이 개리한 뒤 곧 차단될 수 있으므로 대략 2V_m(V_m: 계통의 최고전압)의 전압이 점점개리(separated distance of contacts)가 적을 때 접점사이에서 인가되어 재발호가 일어날 가능성이 증가한다는 것이다. 즉, 그림 2에서처럼 전류가 차단될 때 콘덴서에 충전된 전압은 대략 최대 전압으로 되고, 콘덴서는 전원으로 부터 분리되었으므로 이 전하를 유지하게 된다.

전류영점에서 차단된 후 전원측 전압은 계속하여 상용주파수 전압파형으로 진행해 감으로 0.5 사이클 후에는 계통전압 최대치의 거의 2배에 해당하는 전압, 즉 다음 식(1)과 같은 전압이 차단기 극간에 걸리게 되어 위험한 상황이 일어날 수 있다[6].

$$V_c(t) = V_m(1 - \cos \omega t) \quad (1)$$

여기서, V_m 은 계통 최대전압[V], ω 는 $\omega = 2\pi f$ 로 f 는 주파수[Hz]를 나타낸다.

따라서, 차단기의 소전류 차단성능은 극간의 절연회복능력과 밀접한 관계가 있다. 특히, 진상 소전류차단에서 제일 문제가 되는 것은 재발호이므로 차단후 0.5 사이클 시점에서 인가되는 회복전압의 파고치에 대하여 극간거리가 가장 작은 아크시간이 영인 경우에도 충분히 견딜 수 있어야 한다. 또한, 대전류 차단 후에 소전류 차단을 하는 경우도 있으므로, 대전류에 의해 절연노즐 및 아크접점이 손상 또는 오손될 수 있으므로 충분한 여유를 가져야만 한다.

2.2 스트리머 이론에 의한 소전류 차단성능의 예측

가스 중의 절연파괴에 대한 이해와 모델링은 반드시 타운젠트(Townsend)와 스트리머(streamer) 이론으로 나타낸다.

타운젠트 이론은 준평등 전계(quasi-uniform electric field)인 경우에 매우 정확한 기준을 제시하지만 차단기의 경우는 적용할 수 없다. 왜냐하면, 타운젠트 이론에서 제2차 타운젠트 계수(second Townsend coefficient) γ 는 점점의 상태와 가스의 오염정도에 매우 민감하기 때문에 실험실의 일정한 조건에서만 유용하다. 또한 γ 의 측정은 오직 25mmHg의 이하에서만 측정이 가능하므로, 대부분의 전력기기에서 기술적으로 중요한 대기압 또는 고기압인 경우에는 직접 적용할 수 없다[7]. 반면에 스트리머 이론은 불평등 전계에서 도전로의 성장과정을 잘 표현해 준다.

스트리머 이론은 한 개의 초기전자에 의해 유발된 전자사태의 성장이 불안정하게 되어 절연파괴를 초래한다고 가정한다. Meek[8]는 전자사태의 불안정을 일으키는 주요 요인은 전자사태(electron avalanche)의 앞 부분에 위치한 공간전하에 의해 형성된 전계때문이라는 가설을 제시하였다. 즉, 절연파괴의 임계조건을 판단하는 기준으로서 맨 앞의 전하에 의해 형성된 전계가 외부전계와 같은 정도가 되어야한다고 주장하였다. 가스방전의 일시적인 성장을 정밀하게 예측하는 것은 대단히 어렵고 복잡하며 또한, 전하의 연속방정식에 대한 해가 필요하다. 이러한 복잡성 때문에 스트리머 성장에 대한 이론의 완전한 정립이 어려웠고, 이러한 문제점을 해결하기 위해 경험적인 값들이 절연파괴의 특성을 나타내기 위해 채용되었다. Pedersen은 전자사태의 지수 함수적인 성장을 고려하여 전기적인 절연파괴에 대하여 다음과 같은 조건을 제시하였다[9].

$$\int_0^x (\alpha - \eta) dx \geq K \quad (2)$$

여기서, α 는 이온화 계수(ionisation coefficient), η 는 전자부착계수(electron attachment coefficient), k 는 실험 값으로 $k \approx 18$ 이며, 적분은 계산영역의 전기력선을 따라 취한다.

절연파괴를 예측하는 데 있어서, SF₆ 가스를 절연매질로 사용하는 경우에는 더욱 간단해 질 수 있다. 식(2)에서 $(\alpha - \eta)$ 를 유효 이온화 계수(effective ionization coefficient) ξ 라 할 때, ξ 는 전자사태의 성장에서 중요한 역할을 한다. 계수

α 와 η 는 가스 중에서 입자의 수에 대한 전계 비(E/N)로 나타낼 수 있다. Morrow는 SF₆에 대한 계수의 값 즉, ξ 에 대한 E/N 함수의 일반적인 형태는 그림 3과 관계를 가지며, α 와 η 가 같아질 때 E/N은 대략 3.56E-15 Vcm² 값을 갖는다는 것을 알았다[10]. 이것을 우리는 임계(critical) E/N이라 하고 (E/N)* 로 표시하도록 한다. 그러면, 절연파괴를 예측하기 위한 기준은

$$E/N > (E/N)^* \quad (3)$$

과 같이 된다.

SF₆가스를 절연매질로 채용한 경우, 가스 분자의 수는 다음과 같이 된다.

$$N = \frac{\rho}{W_{SF_6}} N_A \quad (4)$$

여기서 W_{SF_6} 는 SF₆ 가스의 분자무게(molecular weight=146.07), N_A 는 아보가드로 수(Avogadro's number= 6.02 x 10²³). 따라서, 임계 절연파괴 전압 즉, 차단기가 견딜 수 있는 전압은

$$V_{bd} = \frac{(E/N)^*}{E/N} \times V_{ac} [V] \quad (5)$$

으로 나타낼 수 있다. 여기서, V_{ac} 는 극간의 전위차[V] 즉, 차단기 정격에 따라 시험에서 인가되는 전압이다.

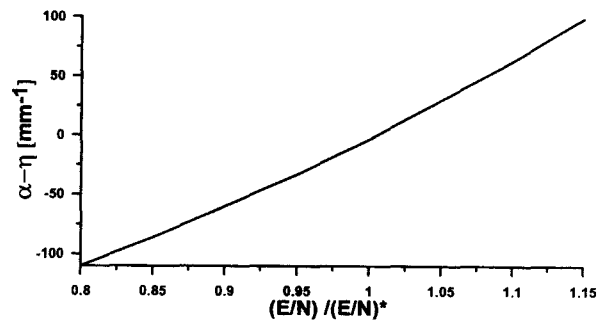


그림 3 ξ 와 E/N의 관계.

Fig. 3 relation between ξ and E/N.

3. 소전류 차단시험

소전류 차단성능의 평가방법을 검증하기 위해 정격전압 362kV급 파퍼형 가스차단기 2대가 사용되었다.

차단기의 소전류 차단성능은 가스 유로를 조정하는 노즐형상에 따라 크게 달라진다. 또한, 차단부내에서 전계강도가 가장 크고, 충격파가 발생하는 지점인 고정아크점점 선단(tip)의 형상에 따라 결정된다고 해도 과언이 아니다.

그림 4는 시험에 이용된 두 대의 모델차단기의 소호부(노즐과 아크점점이 있는 부분 즉, 아크가 소호되는 부분)를 비교한 것이다. 차이가 나는 부분은 모델B 차단기의 노즐 목

직경이 모델A 차단기의 노즐목 직경보다 약 13.5%정도 크다는 것이다. 이처럼 두개의 소호부에서 차이나는 부분을 제외하고는 파파 실린더 체적용량, 노즐형상, 아크접점 선단의 형상, 개극속도 및 시험조건 등은 모두 동일하다.

차단기가 진상 소전류를 차단한 후에, 차단기의 극간에는

$$V(t) = \frac{\sqrt{2}}{\sqrt{3}} \times V_n \times (1 - \cos(\omega t)) \times F_k \times F_p \quad (6)$$

의 전압이 걸리게 된다. 여기서, V_n 는 차단기 정격전압, F_k 는 전압계수(=1.2), F_p 는 차단기 전절 수(1점절 차단기인 경우=1.0, 2점절 차단기인 경우=0.55)를 나타낸다.

국제시험규격(IEC)에 의하면 차단기는 진상소전류 차단시험에서 시험책무(test duty) 1번부터 4번까지 모두 통과해야 하며, 각각의 시험책무마다 최소 12번 총48번의 차단시험을 성공해야만 한다[11].

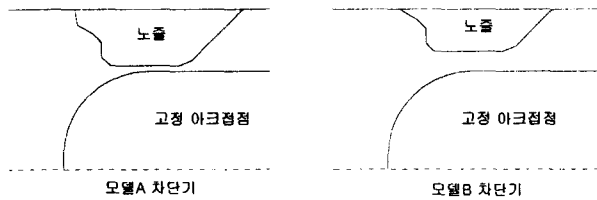


그림 4 두 모델차단기의 형상비교.

Fig. 4 Comparison of interrupter shape.

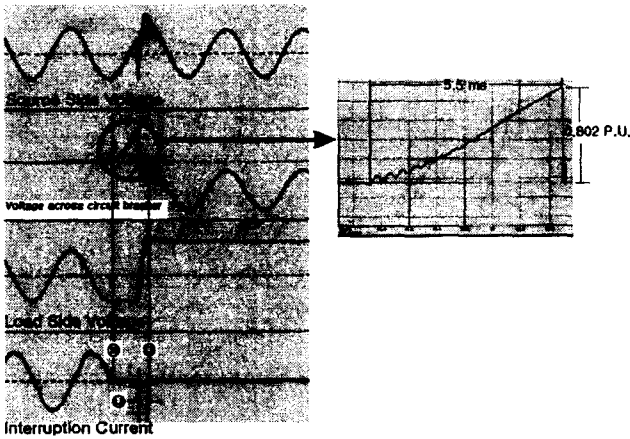


그림 5 소전류 차단시험에서 차단실패한 경우의 파형.

Fig. 5 An example of the failed test case of the small capacitive current interruption.

그림 5는 소전류 차단시험에서 전형적인 차단실패를 나타낸 것이다. 차단기는 ㉞시점에서 일단 전류를 차단한다. 하지만, 전류 차단 후 5.5ms에서 재발호가 일어난다. 이때의 전압 크기는 최대전압의 약 80%정도이다. 재발호가 발생하자 피스톤 차단기에는 다시 전류가 ㉞기간 동안 흐르고, ㉞시점에서 접점거리가 더욱 벌어짐에 따라 전류를 차단하고 전압이 인가된 것이다. 각각의 모델차단기에 대한 시험결과를 표 1에 정리하였다.

표 1. 모델차단기의 진상소전류 차단시험 결과

Table 1 Test results of small capacitive current interruption.

모델명	시험 횟수	차단 실패	아크시간 [ms]	절연파괴전압 [kV]	차단시험전류 [A]
모델A 차단기	15회	6회	2.0	569.1	315 (진상소전류 차단시험 Test duty #4)
			3.0	521.0	
			1.5	631.0	
			1.5	579.0	
			2.0	615.0	
모델B 차단기	28회	2회	1.0	572.4	" "
			1.0	595.4	

본 연구시험에서는 차단기에 가장 가혹한 시험책무 #4번만 실시하였고, 그 결과는 표 1에 보여진 것처럼 모델A 차단기 경우 15회의 시험에서 6번의 절연파괴가 일어난 반면, 모델B 차단기는 28회의 시험에서 2번의 재발호가 발생하였다.

4. 평가방법의 적용

식(5)에서 가스 차단기의 절연회복특성을 파악하기 위해서는 차단부내 각 부분의 밀도 값과 전계 값이 필요하다는 것을 알 수 있다. 차단기가 차단동작을 할 때, 필요한 각 부분에 대한 밀도 값뿐만 아니라 전계강도를 직접 측정하는 것은 불가능하다. 따라서, 차단부의 이동에 따른 유동해석과 전계해석이 컴퓨터 시뮬레이션을 통해 세밀히 이루어져야 한다.

차단기의 소전류 차단성능을 평가하는 데 있어서, 그림 6과 같이 고정아크 접점의 선단부분을 집중적으로 검토한다. 왜냐하면, 이 부분이 차단기 전체에 걸쳐 전계강도가 가장 크며, 초음속 유동(supersonic flow)에 의해 충격파가 발생하여 가스밀도가 급격히 감소하기 때문이다. 따라서, 차단기의 이동에 따라 고정아크 접점의 곡률표면을 따라 전계 값과 밀도 값을 추적해 간다.

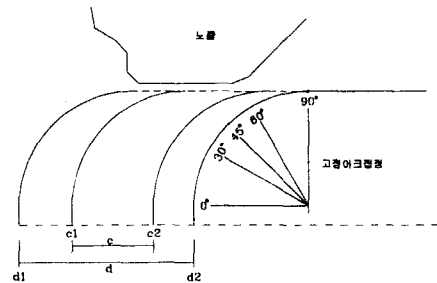


그림 6 고정 아크접점 선단부의 관측지점.

Fig. 6 Investigate region of the fixed arcing contact.

4.1 냉가스 유동해석

차단기의 차단성능을 파악하기 위해서는 유동해석이 필요하다. 즉, 소전류 차단성능을 파악하기 위해서는 냉가스 유동해석이 필요하고, 대전류 차단성능을 파악하기 위해서는 아크

를 포함한 열가스 유동해석이 필요하다.

소전류 차단성능을 파악하는 데 있어서, 소전류에 의해 아크가 발생하는 데도 불구하고, 아크를 고려하지 않고 냉가스 유동해석만으로 소전류 차단성능 해석이 가능한 이유는 다음과 같다. 일반적으로 소전류는 크기가 대전류에 비해 대단히 작다. 또, 차단기의 아크 소호력은 대전류 차단시 발생하는 아크를 기준으로 설계한다. 따라서, 소전류 차단시에는 차단기의 아크접점이 떨어지자마자 아크소호가 이루어져, 보통 아크시간은 1 ms 이내로 대단히 짧다. 이 짧은 시간동안과 대단히 작은 아크 에너지에 의해 SF₆가스가 열적으로 이온화되는 것은 극히 미미하다[12]. 따라서, 소전류 차단성능을 평가하는 데 있어서 차단부내의 유동은 일반적으로 냉가스로 취급한다.

참고문헌 [13]에 설명하고 있는 것처럼, 차단부내의 냉가스 유동해석을 위해 상용 CFD(computational fluid dynamics) 프로그램 "PHOENICS"가 사용되었다. 이 프로그램에 사용자가 직접 작성한 차단부의 형상, 계산격자, 스트로크에 따른 차단부의 이동, 경계조건 등이 추가되었다.

그림 7은 모델A 차단기의 파퍼실린더와 고정아크 접점 선단에서의 압력상승을 계산결과와 측정결과를 비교한 것이다. 계산된 결과 값은 전반적으로 측정값과 잘 일치하고 있지만, 파퍼 실린더의 최대 값에서 계산결과가 측정결과보다 약 8% 높게 나타나고 있다. 이것은 계산과정에서 실제 일어날 수 있는 누설 량을 고려하지 않았기 때문인 것으로 판단된다.

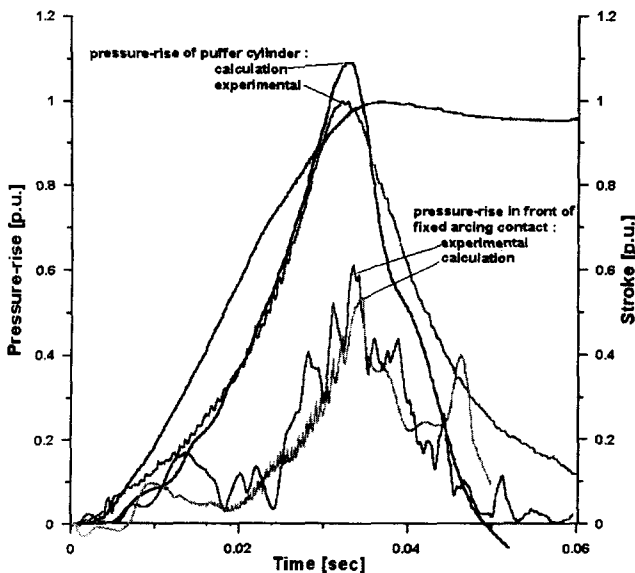


그림 7 모델A 차단기의 압력상승의 비교.
Fig. 7 Comparison of pressure-rise in model A GCB.

4.2 전계해석

본 연구에서는 유동해석 프로그램에 전계해석 프로그램을 작성, 삽입하여 동일한 계산격자를 가지고 유동해석과 전계해석을 동시에 수행하였다. 또한, 프로그램으로 작성된 전계해석 결과를 검증하기 위해 전계해석의 일반적 상용 프로그램인 "Flux2D"를 사용하였다. 그 결과에서 전계 값은 큰 차이를 나타내지는 않지만, 유동해석과 전계해석을 동시에 수행하

기 위해서는 차단부의 이동에 따른 전계 값의 정확성을 위해 계산격자의 수와 계산시간도 크게 소요된다.

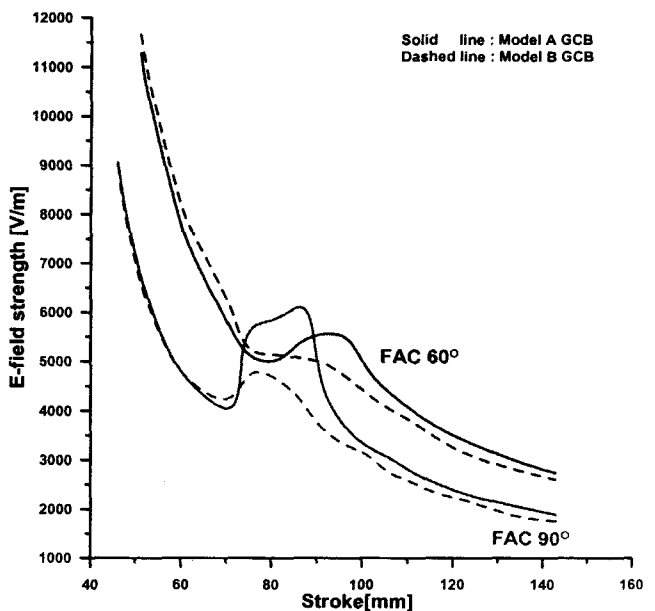
처음에, 전위 값(potential value) ϕ_1, ϕ_2 가 각각 가동아크접점과 고정아크접점에 주어진다. 이 후에, 차단부내의 전위는 다음의 라플라스 방정식(Laplace's equation)을 풀어서 얻어진다.

$$\nabla^2 \phi = 0 \tag{7}$$

그리고, 고정아크접점 선단을 포함한 차단부내의 전계 E 값은 다음 식으로부터 얻어진다.

$$E = -\nabla \phi \tag{8}$$

그림 8은 모델 차단기들의 스트로크에 따른 고정아크접점 선단에서의 전계강도의 변화를 나타낸 것이다. 극간의 거리가 증가함에 따라 전계강도는 급격히 감소하고 있으나, 고정아크접점의 선단이 노즐 목에 진입하면서 급격히 증가하고 노즐 하류장 시작점을 빠져 나오면서 서서히 감소한다. 이것은 고정 아크접점의 관측점 주위가 SF₆ 가스영역(유전율 $\epsilon = 1.0$)으로 둘러싸여 있다가 유전체인 노즐(유전율 $\epsilon = 2.1$)이 존재하여 전위분포가 변화하면서 전계강도가 증가한 것이다.



- FAC60 : 고정아크접점 선단의 곡률 60도 지점(그림 6참조)
- FAC90 : 고정아크접점 선단의 곡률 90도 지점(그림 6참조)

그림 8 모델 차단기 고정아크접점 선단에서의 전계강도.
Fig. 8 Electric field strength on the fixed arcing contact.

5. 해석결과 및 검토

그림 9는 모델A 차단기의 절연회복특성을 나타낸 것이다. 15회의 시험결과 중에서 절연회복은 아크접점이 분리된 후 5.45 ~ 6.54 ms사이에서 집중적으로 발생하고 있다. 이 시간영역에서는 그림 6에 보여진 것처럼 고정아크접점의 선단이

노즐 목(c1=스트로크 80.0mm)과 노즐 하류장의 시작부분(c2=스트로크 90.7mm)에 위치한다. 고정아크접점의 선단이 이 영역에 위치하고 있는 경우, 가스 유동은 이미 천음속 유동(subsonic flow)을 거쳐 초음속(supersonic flow, Mach No. > 1)으로 발달해 있으며, 초음속 유동은 노즐 벽과 고정아크접점 사이에 충격파(그림 10 (a))를 형성시킨다. 이 충격파는 그림 10 (b)처럼 고정아크접점 표면의 밀도를 급격히 감소시키고 극간에 절연파괴를 일으키는 원인으로 작용하게 된다.

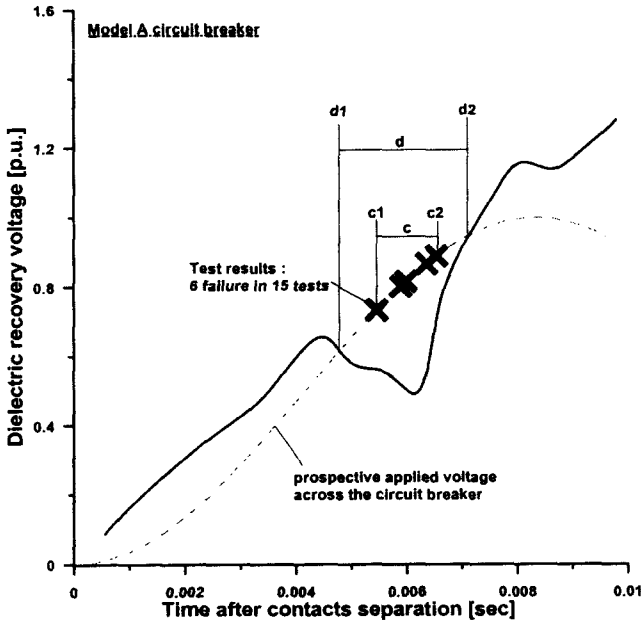
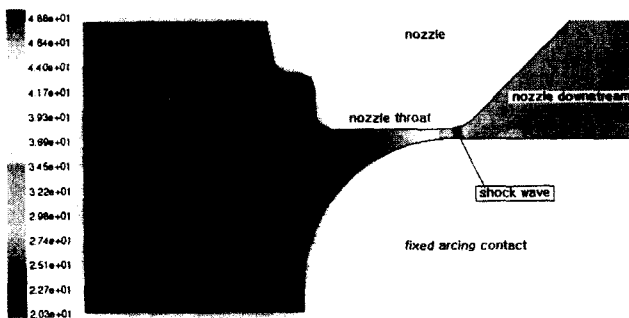


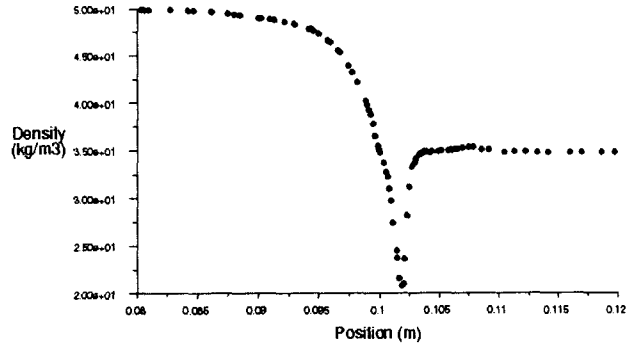
그림 9 모델A 차단기의 절연회복특성.
Fig. 9 Dielectric recovery of Model A GCB.

특히, 고정 아크접점 선단의 90° 지점은 그림 8에서 알 수 있듯이 c1~c2 영역에서 전계가 갑자기 상승하며, 그림 13에서 밀도가 급격히 떨어지고 있다. 따라서, 식(5)의 관계를 고려할 때, 이 영역이 가장 취약하여 절연파괴가 집중적으로 발생한 것으로 판단된다. 이러한 관점에서 모델A 차단기는 이 부분에서의 전계완화와 충격파의 형성 위치를 조절하는 방향으로 설계변수를 결정해야 할 것이다.

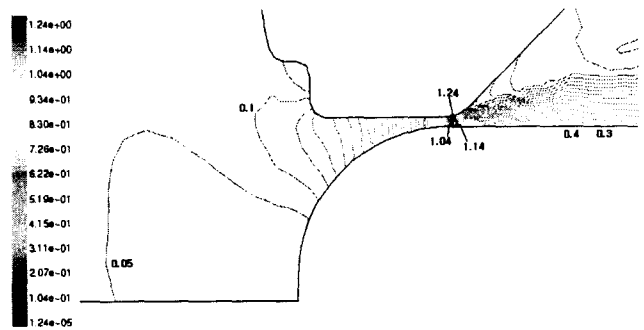
스트리머 이론에 의한 예측결과는 d1(=스트로크 73.0mm)~d2(=스트로크 96mm)의 약 20mm간격에서 취약한 것으로 나타내고 있어 시험결과에서 나타난 취약부분 c1~c2의 간격을 포함하고 있다. 여기서, 해석방법에 대한 정확성을 따



(a) 가스밀도(gas density in kg/m³)



(b) 충격파 발생지점에서의 밀도분포(distribution of gas density at the point of shock wave)



(c) 마하 수(Mach number)

그림 10 노즐 목에서의 초음속 가스유동(모델 A)
Fig. 10 Supersonic flow at the nozzle throat(Model A).

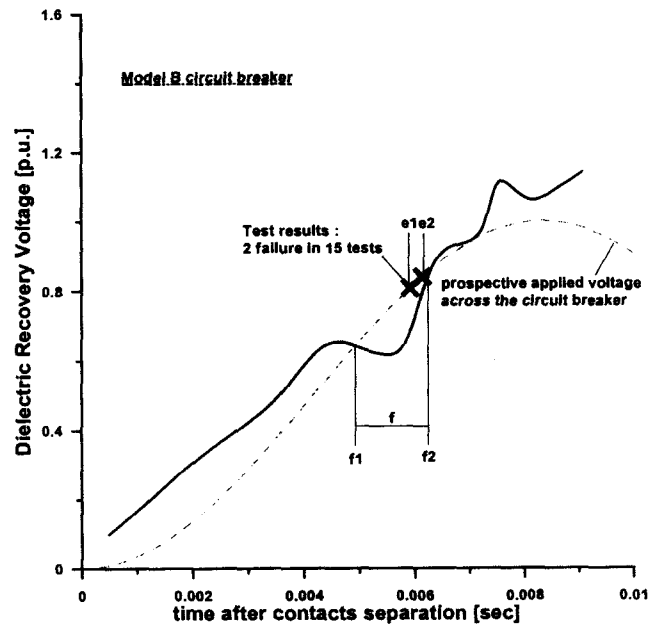
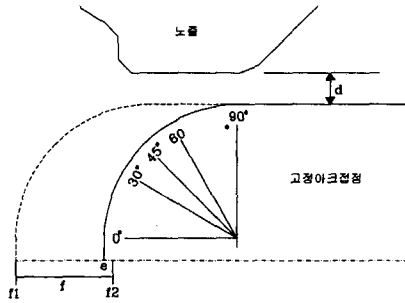


그림 11 모델B 차단기의 절연회복특성
Fig. 11 Dielectric recovery of Model B GCB.

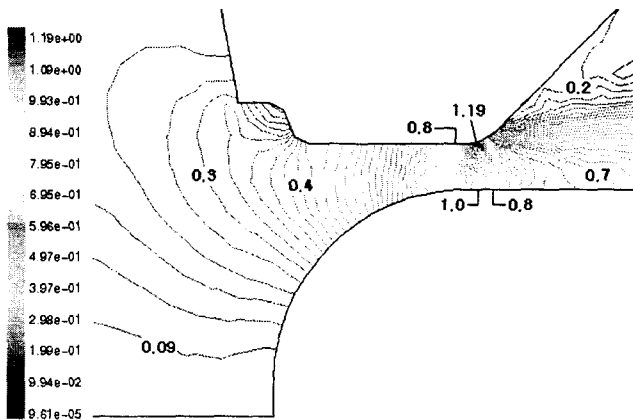
나, 실제 일어날 수 있는 여러 가지 상황을 고려하여 차단성능은 충분한 여유를 가져야 한다는 관점에서 이 방법은 매우 유용하다고 하겠다.

그림 11은 모델B 차단기의 절연회복특성을 나타낸 것이다.

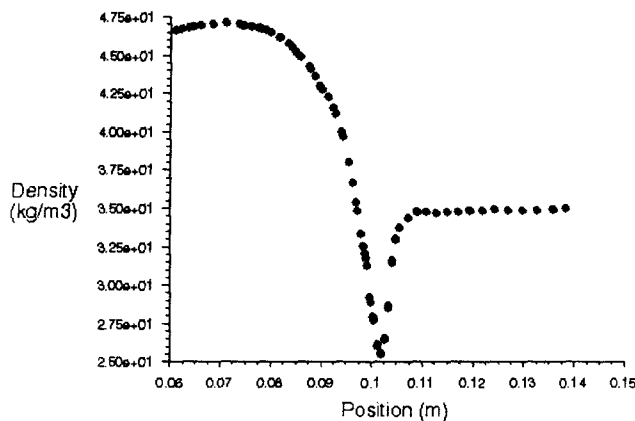
시험결과는 그림 12(a)의 "e"지점 주위 (스트로크 85±1mm)에서 차단실패가 발생했다. 고정아크접점이 이 지점에 위치해 있을 때 역시 충격파가 형성되고 있고, 접점표면에서의 밀도 값이 크게 떨어지는 것을 볼 수 있다. 모델B 차단기에서 취약 부분을 그림 11의 "f1(=스트로크 74.0mm)~f2(=스트로크 86.0mm)"로 표시한 예측결과는 시험결과에서 나타난 취약부분을 포함하고 있다.



(a) 모델B 차단기의 취약지점(weak points of model B GCB)



(b) 마하 수(Mach number)



(c) 충격파 발생지점에서의 밀도분포(distribution of gas density at the point of shock wave)

그림 12 노즐 목 영역에서의 초음속 가스유동(모델 B)
Fig. 12 Supersonic flow at the nozzle throat(Model B).

또한, 모델B 차단기의 절연회복특성은 모델A 차단기에 비

해 다소 양호한 것을 알 수 있다. 이것은 시험조건과 차단동작조건이 모두 동일하다는 것을 고려하면 노즐과 고정아크접점사이의 거리(그림 12(a)에서 "d"로 표시)의 증가에 의한 절연거리의 증가 때문인 것으로 판단된다. 이것은 그림 8에서 노즐 목 영역에서 전계강도의 상승이 모델A 차단기보다 작다는 것으로부터도 알 수 있다. 또한, 고정아크접점 90도 지점에서의 스트로크에 대한 밀도변화를 나타내고 있는 그림 13에서 볼 수 있듯이, 노즐 목 직경의 증가와 더불어 충격파의 형성기간이 짧아지고 있음을 알 수 있다. 그러나 노즐 목 직경의 증가는 차단에 필요한 파퍼 실린더의 압력상승에 크게 영향을 미치므로 세심한 주의가 필요하다.

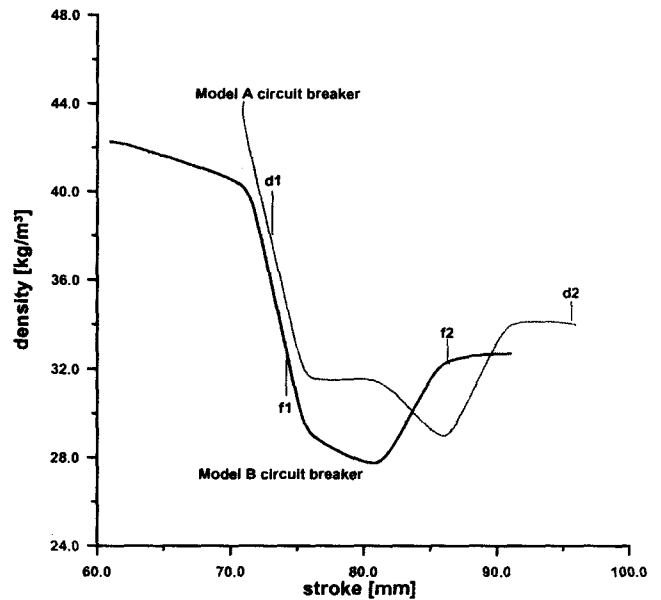


그림 13 충격파에 의한 밀도변화(고정 아크접점 90도)
Fig. 13 Variation of gas density by the shock wave.

6. 결 론

본 연구에서 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

- 1) 소전류 차단성능의 평가방법을 검증하기 위해, 362kV급 파퍼형 가스차단기 2대가 사용되었으며, 단지 노즐형상의 변경만으로도 차단성능이 크게 달라진다는 것을 실제 시험으로 확인하였다.
- 2) 가스 차단기의 소전류 차단성능을 평가하기 위해 냉가스 유동해석과 전계해석이 스트로크에 따라 수행되었으며, 그 해석결과들을 스트리머 이론에서 유도된 식에 대입하여 실제 차단기의 소전류 차단성능을 예측하였다. 또한, 차단기의 소전류 차단성능은 고정아크 접점이 노즐 목과 하류장 시작점 사이에 위치해 있을 때의 전계의 세기와 충격파의 형성에 따라 결정된다는 사실을 시험과 해석결과로부터 확인할 수 있었다.
- 3) 컴퓨터 시뮬레이션에 의해 예측된 결과는 시험에서 나타난 취약지점을 포함하고 있으나 다소 과도하게 평가된 결과를 보이고 있어 향후 신뢰성에 대한 연구가 필요한 것으로 나타났다. 하지만, 여러 가지 변수의 실제상황을 고려할 때 다소 과도하게 평가되는 것이 오히려 충분한 여유를 확보하

는 데 유리한 것으로 판단된다.
 이상과 같이 본 연구의 결과로 차단기의 소전류 차단성능을 설계단계에서 사전에 미리 평가할 수 있게 되었다.

참 고 문 헌

[1] Michel Landry, Robert Jeanjean, "Dielectric withstand and breaking capacity of SF6 circuit breakers at low temperatures", IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 3, No. 3, pp1029~1035, 1988.

[2] 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.

[3] 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.

[4] 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.

[5] 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.

[6] Allan Greenwood, Electrical Transients in Power Systems, John & Sons, Inc., pp92-122, 1991

[7] A. Pedersen, "Criteria for Spark Breakdown in Sulfur Hexa-fluoride", pp2043~2048, IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems, 1970.

[8] J.M. Meek and J.D. Craggs, Electrical breakdown of gases. Wiley, 1978.

[9] A. Pedersen, "On the electrical breakdown of gaseous dielectrics", pp721~739, IEEE Trans. on Electrical Insulation, 24(5), 1989.

[10] R. Morrow, "A survey of the electron and ion transport properties of SF6", pp234~239, IEEE, Plasma Science, PS-14(3), 1986.

[11] International Electrotechnical Commission, International Standard IEC 56 pp191~203, 1998.

[12] Kunio Nakanishi, Switching Phenomena in High-Voltage Circuit Breakers, Marcel Dekker, Inc., pp15~21, 1991.

[13] 송기동, 박경엽, 송원표, "초고압 가스차단부내의 냉가스 유동해석", 대한전기학회 논문지 49권 6호, pp387~394, 2000년.

감사의 글

본 연구가 완성될 수 있도록 시험결과를 기꺼이 제공해주신 (주)LG산전 초고압 개발부에 깊이 감사 드립니다.

저 자 소 개



송기동 (宋基東)

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

Tel : 055-280-1563
 E-mail : kdsong@keri.re.kr



이병운 (李秉潤)

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

Tel : 055-280-1565
 E-mail : bylee@keri.re.kr



박경엽 (朴敬燁)

1957년 1월 3일 생. 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).

Tel : 055-280-1561.
 E-mail : kypark@keri.re.kr



박정후 (朴正后)

1945년 4월 8일 생. 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