

Investigation of Small Current Interruption Performance for New Type of Interrupting Chamber in SF₆ Gas Circuit Breaker

宋元杓[†] · 權奇永^{*} · 李載醒^{**} · 宋基東^{***} · 金孟顯[§] · 高義石^{§§}

(Won-Pyo Song · Ki-Yeoung Kweon · Jae-Sung Lee · Ki-Dong Song · Maeng-Hyun Kim · Hee-Seok Ko)

Abstract - This paper presents computer simulation results for developing new type of SF₆ Circuit Breaker in terms of cold gas flow after small current interruption. This cold gas flows down a nozzle into the chamber of a circuit breaker. There are many difficult problems in analyzing the gas flow due to complex geometry, moving boundary, shock wave and so on. When predicting the dielectric capability of a gas circuit breaker after interruption, the gas pressure and density distributions due to the cold gas must be considered in addition to the electrical field imposed across the gas. A self-coded computational fluid dynamics (CFD) program is used for the simulation of cold gas flow in order to evaluate the electrical field characteristic across open contacts and transient characteristics of insulations after small current interruption.

Key Words : SF₆ Gas, GCB(Gas Circuit Breakers), Nozzle, Small Capacitive Current, Parallel-hybrid, Puffer Cylinder, Cold Gas Flow, Thermal-expansion Chamber, Current Zero, Dielectric Recovery, Supersonic Flow, Breakdown Voltage, Stroke, MDDM(Motor Direct Drive Mechanism), TRV(Transient Recovery Voltage)

1. 서 론

차단기는 정상 운전시 정격전압, 정격전류를 안전하게 송·수신하고 전력계통에 이상이 발생하였을 때 고장 전류를 무리 없이 신속하고 정확하게 차단하여 전력계통과 다른 전력시스템을 보호하는 매우 중요한 구성요소 중의 하나이다. 차단기는 전류 차단시 발생하는 아크 소호(消弧) 방법에 따라 유입(油入) 차단기(Oil circuit breaker), 진공 차단기(Vacuum circuit breaker), 가스 차단기(Gas circuit Breaker) 등이 있으며 각 차단기의 차단 성능, 설치면적, 보수의 난이도에 따라 적합한 차단기를 사용하고 있다. 일반적으로 초고압급 전력설비에는 절연 성능과 소호력이 우수한 SF₆ 가스를 이용하여 조작기의 구동력을 이용한 파퍼식 가스 차단기(Puffer type gas circuit breaker)가 주로 사용되고 있다[1].

가스 차단기의 경우 고장 전류를 차단하기 위해 극간 거리를 이격시켜주는 과정에서 전극 간에 순간적으로 아크가 발생하게 된다. 이 상태는 극간의 거리가 떨어져있는 상태이지만 아직 전류가 흐르고 있어 전류를 차단하였다고 할 수 없고, 이와 같이 매우 짧은 시간 내에 순간적으로 발생하는 이

상 전류는 허용 전류 이상의 전류를 흘려보내므로 전체 전력계통에 매우 심각한 영향을 줄 수 있다. 이처럼 차단기는 차단해야 할 고장전류에 대해 작게는 수십 암페어[A]에서부터 크게는 수만 암페어까지 그 범위가 매우 넓으며 이러한 전류에 대해 크기에 상관없이 차단해야하는 책무를 지니고 있다.

현재 초고압 전력계통에는 주로 SF₆ 가스 차단기를 사용하고 있으며 대부분의 경우 파퍼형(puffer type) 소호방식을 이용한 차단기를 사용하고 있다. 파퍼형 소호방식의 가스 차단기는 차단 동작시 조작기에 매우 큰 힘을 필요로 하므로 유압(hydraulic) 또는 공압(pneumatic)방식의 조작기를 사용하고 있다. 하지만 이러한 방식의 조작기는 누유 및 누기에 의한 유지보수 및 환경문제, 작동에 의한 큰 소음 발생 및 큰 조작력을 얻기 위한 대형화 문제 등이 제기되고 있다. 따라서 근본적인 문제 해결을 위한 새로운 방식의 조작기가 요구되고 있는 현실이다[2]. 이에 일부 선진 업체에서는 기존 조작기의 문제점을 보완한 모터 구동방식의 조작기(Motor direct drive mechanism, MDDM)에 대한 개발이 활발히 진행되고 있다. 그러나 모터 구동형 조작기의 경우 기존 방식에 비해 개극 속도와 조작력이 훨씬 떨어져 적용에 상당한 어려움이 있다. 따라서 작은 조작력으로도 동일한 차단 성능을 확보할 수 있도록 기존 차단부에 대한 설계 변경이 필요하며, 대부분의 경우 개발 시간과 비용을 절감하기 위해 설계 단계에서 차단기의 차단 성능을 예측할 수 있도록 해석적 접근 방법을 통해 판단하고 있다.

차단 성능 평가의 해석적 접근 방법 중 소전류해석의 경우 전류의 크기가 매우 작아 차단부 내 아크에 의한 열가스를 고려하지 않아도 되므로 일반적으로 냉가스 유동해석만을 실시하여 차단 성능을 평가하고 있으며, 대전류해석의 경우 차

[†] 교신저자, 正會員 : (주)曉星 電力PU 任員

E-mail : wpsong@hyosung.com

^{*} 正會員 : (주)曉星 重工業研究所 首席研究員

^{**} 正會員 : (주)曉星 重工業研究所 研究員

^{***} 正會員 : 韓國電氣研究員 責任研究員

[§] 正會員 : 韓國電氣研究員 大電力試驗室長

^{§§} 正會員 : 慶南大學校 電氣電子工學部 教授

接受日字 : 2005年 7月 27日

最終完了 : 2005年 10月 5日

단부 내 점점 사이에서 발생하는 아크 플라즈마(arc plasma)에 의한 전도, 대류, 복사뿐만 아니라 아크 전류에 의한 로렌츠 힘(Lorentz's force), 용삭(ablation)에 의한 화학적 작용 등과 같은 매우 복잡한 물리적인 현상을 고려하여 열가스 유동해석을 수행해야만 한다[3]. 해석에 의한 차단 성능 평가는 소전류와 대전류 차단 성능을 동시에 만족시켜야하므로 설계에 많은 어려움이 뒤따르고 있다.

그림 1은 현재 개발 중에 있는 신차단 방식의 병렬-복합 소호형 가스 차단기로 기존 단일 파퍼식 가스 차단부의 형상과 달리 병렬형태의 열팽창실 구조를 갖고 있다. 파퍼식 가스 차단기는 파퍼 실린더 내 SF₆ 가스의 압축을 통한 압력 상승을 유도하여 고장 전류를 차단하는 방식을 취하고 있다. 따라서 파퍼식 가스 차단기는 SF₆ 가스의 압력 상승에 따라 차단 성능이 결정되어진다. 그러므로 파퍼식 가스 차단기의 기계적인 차단성능을 높이기 위해서는 조작력이 크고 속도가 빠른 조작기가 필요하다.

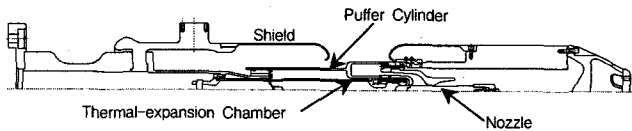


그림 1 신차단부 형상에 대한 개략도
Fig. 1 Schematic diagram of the new type interrupter

기존 단일 가스 차단기에서 차단성능 확보를 위해 큰 조작력과 함께 빠른 속도로 조작기를 가동할 경우 차단에 필요한 압력 상승을 유도할 수 있지만, 파퍼 실린더의 압축 과정에서 발생하는 반발력으로 인하여 조작기가 제 성능을 발휘하지 못하게 될 수 있다. 뿐만 아니라 차단시 아크 에너지를 클 경우 노즐 상류장에서 팽창된 열가스가 파퍼 실린더로 역류하여 차단기가 역으로 진행할 수 있어 차단성능에 악영향을 미칠 수 있다[4]. 따라서 기존의 차단방식에서는 위와 같은 문제를 해결하기 위해 더 큰 조작력을 확보할 수 있는 형태의 조작기가 필요하고 이러한 조작기를 차단부에 적용하게 되면 전체 크기와 무게가 증가하여 제품 원가의 상승과 제품 설치를 위한 부지 확보 문제가 발생할 수 있다.

최근 위와 같은 이유로 기존 단일 파퍼식 가스차단 방식의 문제점 보완과 함께 새로운 방식의 조작기가 요구되고 있어 신차단 방식의 병렬-복합형 소호부와 MDDM 방식의 조작기 개발을 통해 작은 조작력에서도 충분한 차단성능을 확보할 수 있도록 하였으며, 차단부 축소로 인한 경량화와 환경문제에 대응할 수 있도록 하였다.

본 논문에서는 현재 신차단 방식으로 개발 중인 MDDM 방식의 조작기를 적용한 병렬-복합 소호형 SF₆ 가스 차단기에 대해 소전류 차단 성능을 예측하였고, 차단부 개극 속도와 파퍼 실린더의 체적, 고정 아크점점 선단 반경 등의 주요 형상 변수를 변경하여 소전류 차단 성능에 미치는 영향을 검토하였다.

2. 소전류 차단 성능

차단기는 전력계통과 시스템 기기들을 보호하기 위한 필수

적인 장치이다. 단락 및 지락 등의 고장 사고 발생시 계통 안전을 위해 고장 전류를 신속하게 제거해야 하며, 정상 운전 시에는 정격전압과 전류를 전력계통에 안전하게 송·수신할 수 있어야 한다.

차단기의 동작특성은 다음과 같은 고장 항목에 대해 평가할 수 있다. 대전류 차단 시의 경우 단자단락고장(bus terminal fault, BTF)과 근거리선로고장(short line fault, SLF) 있는데, BTF는 차단기의 부하 단자에서 일어난 단자단락 고장을 말하며 계통의 단락 고장 중 가장 가혹한 조건이 되며 큰 고장 전류로 인한 차단부내 절연성능의 회복여부가 차단 성공여부와 관련된다. SLF의 경우 차단기로부터 비교적 근거리(2~3km 이내)에서 발생한 고장으로 고장전류 차단 후 차단기와 고장점 사이에 왕복 전위 진동이 발생하고 급준 과도회복전압의 발생으로 차단기 극간 아크소호가 매우 어려운 고장 형태로 아크 소호시의 절연성능회복 성능과 관계되는 단자단락고장(BTF)과 비교하여 아크내 열적 회복성능과 관계된다. 소전류 차단 시의 경우 장거리 송전선로, 케이블, 콘덴서 뱅크 등을 개로할 때 일어날 수 있는 진상소전류 차단이 있는데 차단기는 소전류 차단 성능과 대전류 차단 성능을 동시에 지녀야만 한다[3].

파퍼식 가스 차단기에서 실제로 차단과정이 이루어지는 곳은 소호부(arc chamber)로 실린더 내 SF₆ 가스의 압축에 의해 압력이 증가되고, 증가된 압력을 유효하게 이용하여 아크를 소호시키는 원리로 동작되는데 기존 단일 파퍼 차단방식의 경우 내부 구조의 특성상 소전류 차단성능과 대전류 차단 성능 두 가지 모두를 동시에 확보하기가 쉽지 않다. 그러나 신차단 방식의 병렬-복합소호형 가스 차단기는 소전류와 대전류의 차단 과정을 분리하여 소전류의 차단은 파퍼 실린더의 압력 상승을 이용하고 대전류의 차단은 아크 에너지에 의해 팽창된 열가스를 이용해 두 가지 차단성능을 동시에 확보할 수 있도록 하였다. 이로써 기존 단일 파퍼식 가스 차단 방식의 문제점을 보완함은 물론이며 MDDM 방식의 조작기를 적용하여 차단부 경량화와 유지보수 및 환경문제 등에 대응하도록 하였다.

2.1 소전류 및 대전류 차단 성능 해석

가스 차단기의 경우 소호 가스를 어떻게 효율적으로 이용하는가에 따라 차단기의 차단 성능이 결정되므로, 차단 과정에 있어서 파퍼 실린더 내 아크 소호 후 점점 간의 가스를 어떻게 냉각시키고, 또한 아크에 의해 가열된 열가스를 어떻게 신속히 배출시킬 것인가를 해석하여 차단기 노즐 형상, 아크 점점의 형상, 개극 속도 등을 결정하게 된다.

차단부 유동 해석은 크게 냉가스 유동해석과 열가스 유동해석으로 구분되는데, 소전류 차단 성능 평가시에는 아크의 영향을 고려하지 않고 무부하시의 냉가스 유동만을 해석하여 차단 특성을 평가하고, 대전류 차단 성능은 아크를 포함한 열가스 해석을 실시하여 평가한다.

2.2 소전류 차단시 극간 절연회복 능력

대부분의 차단기는 큰 고장 전류에 대해 첫 번째 전류 영점에서 차단을 성공하지 못하고 점점이 충분히 이격된 상태

에서 차단에 성공한다. 반면 진상 소전류와 같이 고장 전류가 작은 경우 접점이 분리된 후 첫 번째 전류 영점에서 곧바로 차단될 수 있다. 그러나 극간 거리가 충분히 확보되지 않은 상태에서 전류가 차단될 경우 계통에는 전압 최대치의 약 2 배에 가까운 전압(차단 후 0.5 사이클이 경과한 시점에서)이 식 (1) 과 같이 극간에 인가되어 재점화가 일어날 가능성이 증가하게 된다[5].

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

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

재점화가 일어난 후 전류를 차단하게 되면, 이론적으로 전압이 점차 상승하여 외부에서 섬락이 일어나거나 콘덴서가 파괴되는 일이 발생한다. 따라서 소전류 차단 성능은 극간의 절연회복능력과 밀접한 관계가 있으며, 극간 절연파괴에 대한 전계강도 분포는 SF₆ 가스 압력에 대한 함수인 식 (2) 와 같이 나타낼 수 있다.

$$E_f = AP^n \quad (2)$$

여기서, A 는 상수, P 는 정지된 SF₆ 가스내의 국부압력, n 은 전극의 불평등 전계정도에 관계되는 상수다. 위 관계식을 소전류 차단 성능 평가에 적용하기 위해서는 접점의 면적효과를 고려해야 하는데, 차단기의 고정 접점과 이동 접점은 평상시에 강하게 맞물려 있다가 차단 신호에 의해 가동부가 이동되므로 접점 표면은 항상 다른 조건을 갖게 된다. 결국 접점 표면에서의 전계강도는 차단 동작시마다 다르게 되므로 절연 파괴 전압을 구하기 위해서는 매번 접점 표면 조건을 측정하여 계산해야만 한다. 따라서 차단 동작시의 절연 파괴 전압은 새 접점의 절연 파괴에 대한 확률로부터 예측하게 된다. 이때 접점 사이의 절연 파괴 전압 V_{bd} 는 다음 식으로 주어진다.

$$V_{bd} = 100 \frac{E_f}{E_0} = 100 \frac{AP^n}{E_0} \quad (3)$$

E_0 는 극간의 전위차가 100[Volt]인 경우의 국부 전계 값을 나타내며 식 (2)의 E_f 관계식을 조합하면 식 (3)과 같다. 식 (3)에서 SF₆ 가스에 대한 압력과 밀도의 관계식으로부터 압력 P 대신 밀도 ρ 를 사용하여 절연파괴 전압을 계산하게 된다[6].

$$V_{bd} = a \frac{\rho^b}{E_0} \quad (4)$$

여기서, a, b 는 실험상수, ρ 는 가스밀도[kg/m³], E_0 는 전계강도 [Volt/mm]를 나타내며, 실험 상수 a, b 는 수많은 실험을 통해 얻을 수 있는 값이다.

3. 해석 모델 가정 및 조건

3.1 소전류 차단 성능 해석

소전류 차단 성능 해석은 아크를 고려하지 않고 냉가스 유동 해석만 실시하여 성능을 예측하게 된다. 일반적으로 차단부 내 가동부 이동에 의한 가스 밀도 해석과 함께 전계해석을 실시하여 극간의 전계 강도를 구한 후, 내전압 특성을 계산하여 소전류 차단 성능에 대해 예측할 수 있다. 이때, 소전류 차단 성능을 판단할 수 있는 내전압 특성은 극간 전계 강도와 SF₆ 가스의 밀도에 의해 결정되어지므로 정확한 예측을 위해 유동장과 밀도분포 파악이 우선시 된다.

극간 절연회복특성을 검토하기 위해 가동부 이동에 의한 위치별 전계분포 해석과 함께 냉가스 유동해석을 통한 주요부의 유동특성 즉, 밀도, 온도, 압력, 속도 등을 파악해야 한다. 이렇게 구한 전계강도와 유동특성 변화를 통해 차단부 각 부분의 절연회복특성을 예측할 수 있다. 식 (4)에서 절연회복특성을 파악하기 위해 차단부 각 부분의 밀도와 전계 값이 필요하다는 것을 알 수 있다.

3.2 유동해석시 문제점 및 가정

가스 차단은 차단 신호에 의해 가동부가 이동하면서 파괴실린더의 압력 변화와 함께 아크가 발생되므로 수치해석으로 모사하기가 쉽지 않다. 차단부 내의 유동을 수치적으로 모사하기 위해서는 기본적으로 노즐, 전극 쉘드 및 유동 경로 등에 대한 복잡한 형상과 함께 가동부 이동에 의한 경계 조건 및 이동 격자에 대해 고려하여야 한다. 뿐만 아니라 내부 구조 특성으로 인한 노즐과 전극 사이의 아주 작은 공극에서 발생하는 아음속(subsonic flow) 및 초음속 유동(supersonic flow)과 그로 인한 충격파(shock wave)의 영향 등에 대해 함께 고려해야 한다. 또한 파괴식 가스 차단기의 경우 상대적으로 간단한 구조의 피스톤은 고정되어 있고 복잡한 구조의 실린더가 이동을 하여 가스의 압축을 유도하는 구조로 되어 있어 해석에 그대로 반영할 경우 격자 생성을 위한 전처리 과정(pre-processor) 및 해석(solving)에 상당히 많은 시간이 필요하다. 따라서 가동부가 정지해 있고, 고정부가 이동하는 것으로 가정하여 해석에 적용하는 것이 편리하다.

일반적인 유동해석에는 대표적으로 FVM(Finite volume method), FDM(Finite difference method) 등의 해석 기법이 사용되고 있다. 하지만 차단부와 같이 이동 경계와 초음속 유동에 의한 충격파 등의 영향을 고려할 경우에는 위 해석 기법을 그대로 적용하는데 무리가 있다. 따라서 복잡한 임의 형상에 대해서도 격자 사용이 가능하고 아음속 및 초음속 영역이 함께 공존하는 경우에도 정확한 해를 얻을 수 있는 것으로 알려져 있는 FVFLIC(Finite volume fluid in cell)법[7], [8]을 적용하였으며, 가동부는 실험을 통해 얻어진 스트로크 곡선을 가속과 등속 그리고 감속 구간에 대해 나누어 다항 함수로 근사화하여 10⁻⁴sec의 시간구간(time step, Δt)으로 이동을 모의하였다. 이때, 가동부 이동은 모의의 편의를 위해 가동부를 정지하고 고정부를 이동시키는 방법을 적용하였다.

3.3 전계해석

차단부 내 냉가스 유동해석을 통한 절연회복 특성의 파악을 위해 차단부의 전계해석은 유동해석과 동일한 시간구간에 의해 수행되어야 한다. 따라서 유동해석 프로그램에 전계해석 프로그램을 직접 작성하여 해석을 실시하였으며, 프로그램의 신뢰성을 확보하기 위해 상용코드인 Maxwell 2D를 사용하여 전계해석을 실시한 결과 주요부에 대한 전계 값이 큰 차이를 보이지 않았다.

차단부의 전계해석은 가동 아크 접점과 고정 아크 접점에 전위 값을 부여하여 식 (5)의 라플라스 방정식(Laplace's Equation)을 풀어 전위를 구한 후 식 (6)으로부터 전계값을 계산하였다.

$$\nabla^2\phi = 0 \tag{5}$$

$$E = -\nabla\phi \tag{6}$$

3.4 지배방정식 및 해석

다음은 해석에 사용된 비정상상태(unsteady state)의 유동 문제에 대한 지배방정식을 기술하고 있으며, 각 항은 연속방정식, 운동량보존 방정식, 에너지보존 방정식, 상태 방정식을 나타내고 있다[9].

· 연속 방정식:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \text{div}(\rho \vec{u}) = 0 \tag{7}$$

· 운동량보존 방정식

$$\rho \frac{\partial \vec{u}}{\partial t} + \rho(\vec{u} \text{ grad})\vec{u} = -\text{grad} P \tag{8}$$

· 에너지보존 방정식

$$\rho \frac{\partial h}{\partial t} + \vec{u} \text{ grad}(ph) + \text{div}(P \vec{u}) = S_{\text{source}} \tag{9}$$

· 상태 방정식

$$P = (\gamma - 1) \rho C_v T \tag{10}$$

여기서, ρ : 가스밀도 [kg/m^3], \vec{u} : (u_x, u_r)는 속도벡터 [m/sec], h : 엔탈피 [J/kg], γ : 비열비 [ratio of specific heat], C_v : 정적비열 [Specific heat at constant volume], P : 압력 [atm], T : 온도 [K], S_{source} : 에너지원 [W] (무부하시 = 0, 부하시 = 아크에너지), t : 시간 [sec]를 나타낸다.

3.5 해석 모델 및 조건

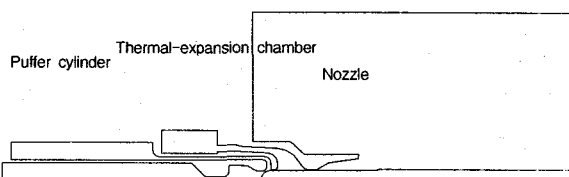


그림 2 해석을 위한 신차단부 형상
Fig. 2 Schematic diagram of the new type interrupter for simulation

그림 2는 신차단부에 대해 해석을 위한 모델링 나타내고 있다. 해석 수행시 불필요한 부분에 대해 최대한 단순화하여 모델 작업에 소요되는 시간과 해석에 필요한 시간을 단축할 수 있도록 하였다. 차단부 형상은 중심축을 기준으로 대칭이므로 2차원 축대칭 모델(Axis-symmetry) 기법을 사용하여 해석하였다.

표 1 해석 조건

Table. 1 Analysis conditions

개극속도	파퍼 실린더 체적비율			고정아크접점 선단 반경(Radius)		
	80%	100%	120%	60% (3mm)	100% (5mm)	140% (7mm)
5 m/s	Case 4 ●	Case 1 ●	Case 5 ●	Case 6 ●	Case 1 ●	Case 7 ●
6 m/s		Case 2 ●			Case 2 ●	
7 m/s		Case 3 ●			Case 3 ●	

(※ 소전류 해석 실시 : ●)

차단부 개극 속도 및 형상 변화에 의한 소전류 차단성능을 평가하기 위해 표 1과 같이 조건을 달리하여 해석을 수행하였다. 우선 첫째로 기본 해석 모델에 대해 개극 속도를 달리 (5~7m/s)하여 속도 변화에 의한 소전류 차단성능의 영향을 확인하였고(Case 1~3), 둘째로 5m/s의 개극 속도에서 파퍼 실린더의 체적을 감소 또는 증가시켰을 때의 소전류 차단성능을 확인하였으며(Case 1, 4, 5), 끝으로 5m/s의 개극 속도에서 고정아크 접점 선단의 반경을 변화시켰을 때(Case 1, 6, 7)의 차단성능의 영향을 해석/검토하였다. 그림 3은 해석 결과 비교를 위해 해당 모델 형상의 수정을 가한 위치에 대해 표시하고 있다.

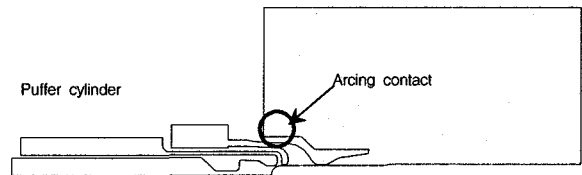


그림 3 해석 모델의 변경 위치
Fig. 3 Location modified of simulation model

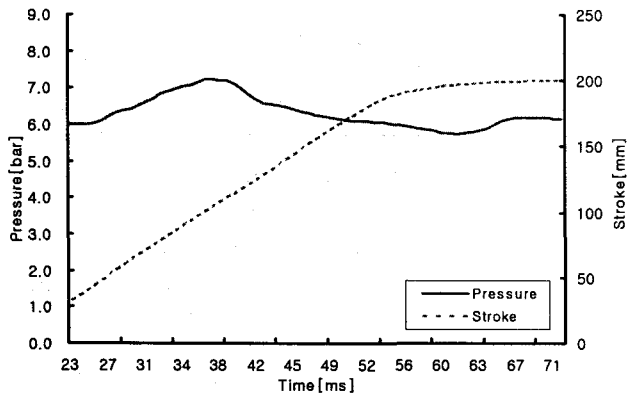
4. 소전류 차단 성능 해석 결과

4.1 기본 모델 해석 결과

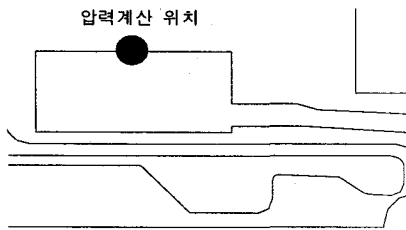
245kV MDDM 모델에 대해 초기 조건은 온도 290K, 절대압 6bar, 스트로크 200mm, 파퍼 실린더 체적 100%, 고정아크접점 선단의 반경 100%인 경우를 기본 모델로 하여 차단부가 5m/s의 평균속도로 이동했을 때 해석을 수행하였으며 그 결과는 다음과 같다.

그림 4(a) 압력상승 그래프와 같이 초기압력 6 bar에서 스트로크가 진행됨에 따라 최고 7.2 bar까지 약 1.2 bar의 압력

상승이 발생하였다. 차단부가 이동하면서 고정아크 접점 선단이 노즐 목을 빠져나가는 시점인 약 103.9mm의 스트로크 위치에서 압력이 가장 높게 상승되었으며 고정아크 접점이 노즐 목을 빠져나가면서 압력이 하강되는 모습을 확인할 수 있다.



(a) 열팽창실 압력상승 해석 결과 (평균 개극속도 : 5m/s)



(b) 열팽창실 압력 계산 위치

그림 4 시간에 따른 압력 해석 결과

Fig. 4 Simulation result of pressure rise with time

소전류 차단시 전계강도가 가장 크며, 초음속 유동에 의한 충격파가 발생하여 가스 밀도가 급격히 감소하기 쉬운 고정아크 접점 선단 부분에 대해 밀도 및 내전압 특성을 스트로크 진행에 따라 추적하여 확인하였다. 그림 5는 고정아크 접점 선단 30°~90° 위치에 대해 15°의 등 간격으로 나누어 계산한 위치를 보여주고 있다.

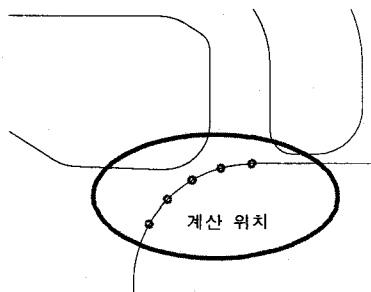
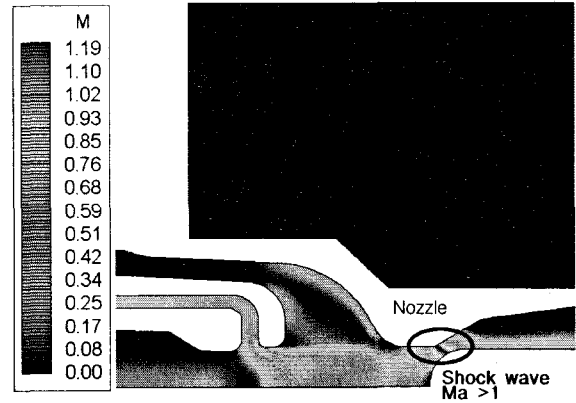


그림 5 밀도 및 내전압 계산 위치

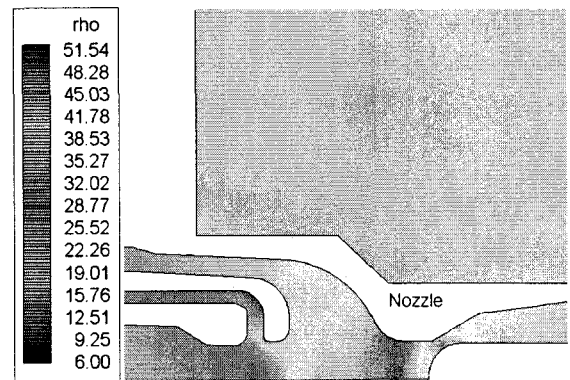
Fig. 5 Calculate position of density and withstand voltage

일반적으로 소전류 차단시 절연파괴는 아크접점이 분리된 후 고정아크 접점 선단이 노즐목과 노즐 하류장의 시작부분을 통과할 때 발생하게 된다. 그림 6은 아크접점이 노즐목을 통과하는 영역에서의 마하수와 SF₆ 가스 밀도 분포를 나타

낸 것으로 고정아크접점의 선단이 이 영역에 위치하고 있는 경우, 가스 유동은 이미 아음속 유동(subsonic flow)을 거쳐 초음속(supersonic flow, Ma >1)으로 발달하게 되어 노즐 벽과 고정아크 접점 사이에 충격파를 형성시키게 된다. 이러한 충격파는 고정아크접점 표면의 밀도를 급격히 감소시키고 극간에 절연파괴를 일으키는 원인으로 작용하게 된다.



(a) 마하 수 (Mach Number)



(b) 가스 밀도 (Gas density in kg/m³)

그림 6 노즐 하류장의 충격파 (평균 개극속도 : 5m/s)

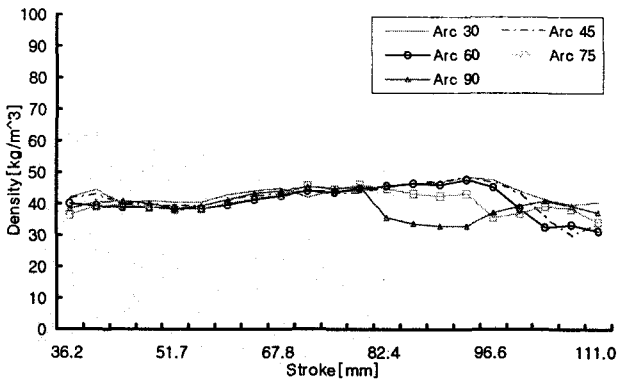
Fig. 6 Subsonic & supersonic flow of nozzle downstream

그림 7은 스트로크 진행에 따른 밀도 및 내전압 특성 결과를 나타낸 것으로 (a) 밀도의 경우 고정아크가 노즐 목에 진입하는 순간 급격하게 떨어지는 것을 확인할 수 있다. 또한 (b) 내전압 특성의 경우 이동아크 접점이 스트로크 진행에 따라 움직이면서 고정아크 접점을 빠져나가는 구간에서 취약함을 알 수 있으며 이동아크 접점이 고정아크 접점을 지나는 순간인 스트로크 약 57mm 이후에서는 내전압 특성이 향상되는 것을 확인할 수 있다.

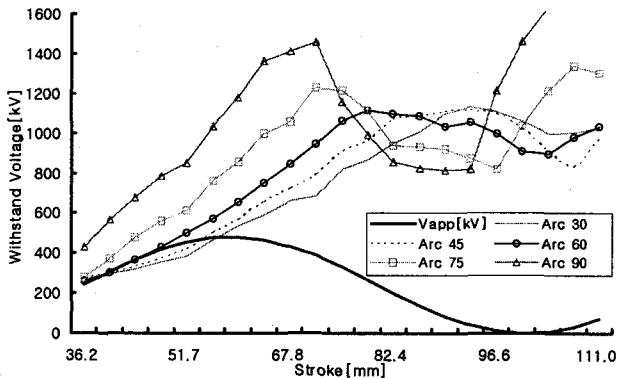
이 영역에서는 그림 6 (a)에서와 같이 노즐 하류장에 순간적으로 초음속 유동에 의한 충격파가 발생하여 가스 밀도가 급격히 감소하게 되므로 극간 절연회복 특성에 좋지 않은 영향을 미치게 된다.

결국 위 기본 모델의 경우 5m/s의 평균 이동속도가 차단부가 이동할 때 그림 6, 7과 같이 이동아크 접점이 고정아크 접점을 빠져나가는 구간의 아크 접점 선단 약 30°~60° 부근에서 내전압 특성이 가장 취약함을 알 수 있었으며, 이 구간

에서 극간 절연내력을 견디지 못해 소전류 차단성을 확보하기 어려울 것으로 판단된다.



(a) 밀도 계산 결과 (평균 개극속도 : 5m/s)

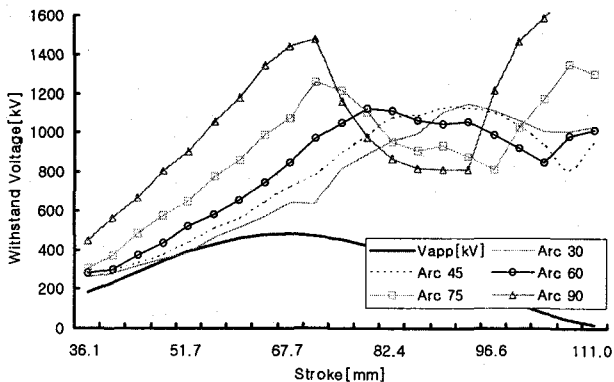


(b) 내전압 계산 결과 (평균 개극속도 : 5m/s)

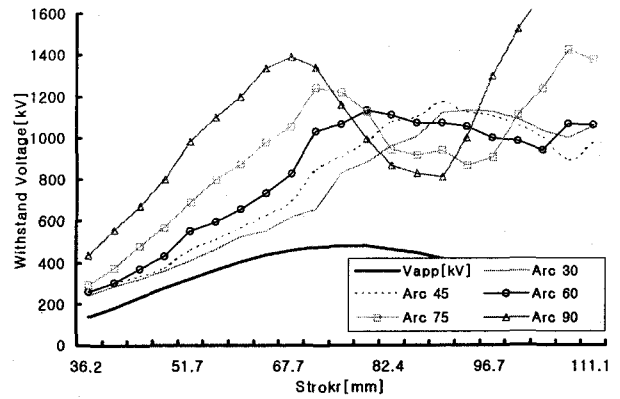
그림 7 스트로크 진행에 의한 밀도 및 내전압 해석 결과
Fig. 7 Simulation result of density and withstand voltage with stroke

4.2 개극 속도 증가에 의한 소전류 차단성능 해석 결과

기본 모델 해석 결과를 바탕으로 동일한 조건에서 평균 개극 속도를 1m/s 씩 증가시켜 7m/s 까지 2가지 조건에 대해 추가 해석을 실시하여 내전압 특성을 확인하였다.



(a) 차단부 평균 개극속도 : 6m/s



(b) 차단부 평균 개극속도 : 7m/s

그림 8 평균 이동 속도 변화에 의한 내전압 특성 비교
Fig. 8 Comparison of withstand voltage with stroke speed change

그림 8은 차단부의 평균 이동속도가 6m/s, 7m/s 인 경우의 내전압 특성을 나타낸 그래프이다. 그림 7 (b)의 5m/s의 내전압 특성과 비교했을 때 차단부의 평균 이동속도가 증가할수록 내전압 특성이 전반적으로 향상되는 모습을 확인할 수 있다. 이러한 결과는 차단부의 운동속도가 증가할수록 전류차단 후 최고 과도회복 전압이 걸리는 시점까지의 이동거리가 증가하게 되므로 극간 절연회복 성능에 유리할 것으로 판단된다.

4.3 파퍼 실린더 체적 변화에 의한 소전류 차단성능 해석 결과

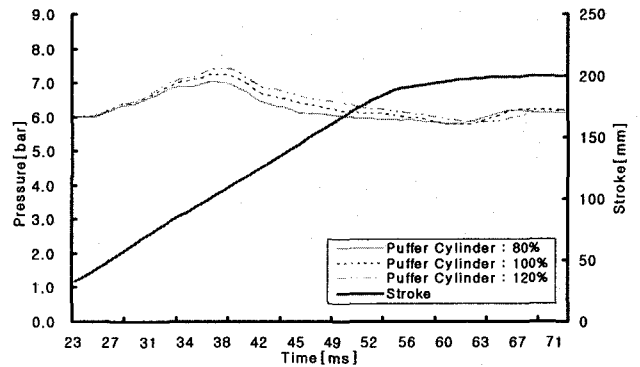


그림 9 파퍼 실린더 체적 변화에 의한 압력상승 비교 (평균 개극속도 : 5m/s)

Fig. 9 Comparison of pressure rise with puffer cylinder volume change

소전류 차단의 경우 스트로크 진행에 의한 파퍼 실린더내 압력 상승을 유도하여 실린더내 압축된 SF₆ 가스를 차단부에 강하게 불어주어 차단하는 구조로 작동된다. 따라서 차단기 설계시 파퍼 실린더의 압력 상승 또한 고려해야할 요소 중 한가지이다. 파퍼 실린더 체적변화에 따른 차단부 절연회복 성능의 영향을 확인하기 위해 기본 모델의 파퍼 실린더 체적에 대해 100%로 가정하여 체적이 80%인 경우와 120%인 경우에 대해 소전류 차단성능 해석을 실시하여 압력과 내전압 특성을 비교하였다. 이때 평균이동속도는 5m/s로 설정하였다.

그림 9는 파퍼 실린더의 체적 변화에 의한 열팽창실의 압력상승을 비교한 것이다. 파퍼 실린더의 체적이 80%인 경우 약 1 bar, 체적이 100%인 경우 약 1.2 bar, 체적이 120%인 경우 약 1.4bar의 압력이 상승하였으며 극간 절연 회복 성능에 대한 내전압 특성 결과는 아래 그림 10 과 같다. 내전압 특성 그래프의 경우 결과 판독의 편의를 위해 절연회복 특성이 가장 취약한 고정아크 접점 선단 30° 부근의 값만 표시하였다.

파퍼 실린더 체적 변화에 의한 소전류 차단성능 해석을 실시한 결과 그림 9, 10 과 같이 파퍼 실린더의 체적이 증가할수록 파퍼 실린더의 압력은 다소 증가하나 차단부의 내전압 특성은 거의 변화가 없음을 확인할 수 있다. 소전류 차단 시 성공하게 되므로 파퍼 실린더 체적 증가에 의한 소전류 차단 성능 향상은 크게 기대하기 어려우며 그림 10의 결과와 같이 실제 소전류 차단 성능에 영향을 미치는 구간인 표시 영역에서의 절연회복 특성은 큰 차이를 보이고 있지 않다. 위 해석 모델의 경우 파퍼 실린더의 체적을 증가하여도 극간 절연내력을 회복하지 못해 소전류 차단에 실패할 것으로 예측된다.

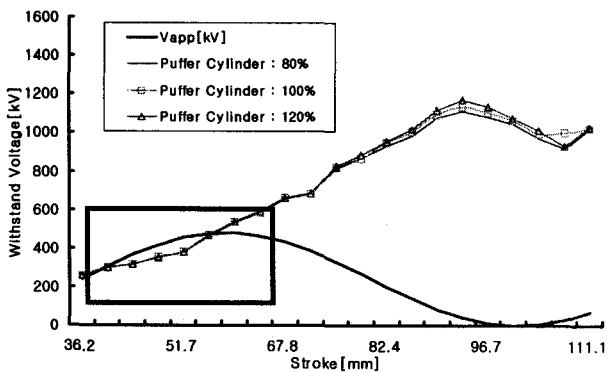


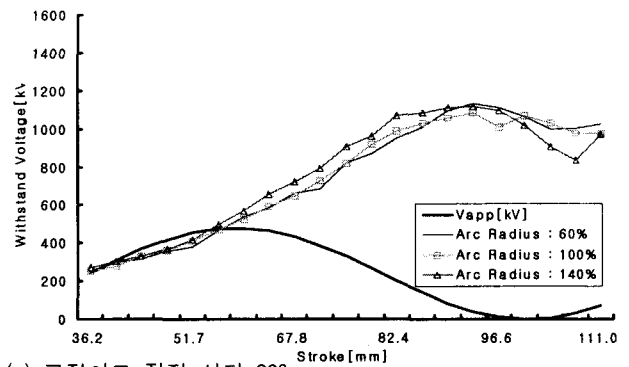
그림 10 파퍼 실린더 체적 변화에 의한 내전압 결과 비교 (평균 개극속도: 5m/s)

Fig. 10 Comparison of withstand voltage with puffer cylinder volume change

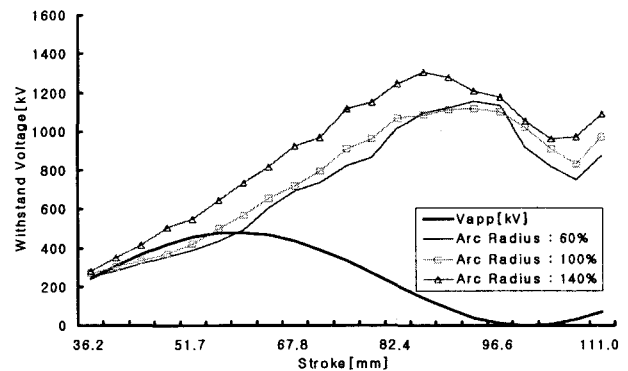
4.4 고정아크 접점 선단의 반경 변경에 의한 소전류 차단성능 해석 결과

차단부가 이동하면서 전계값과 내전압 특성이 가장 취약한 부위로는 고정아크 접점 선단 부근을 예로 들 수 있다. 이러한 고정아크 접점 선단에 대해 반경을 달리하여 반경 변화에 의한 절연회복 특성을 확인하였다. 그림 11의 경우 절연회복 특성이 가장 취약한 부위인 고정아크 접점 선단 30°와 45° 부근의 내전압 결과를 표시하였다.

그림 11은 고정아크 접점 선단의 반경 변화에 의한 내전압 결과를 비교한 것으로 아크 반경이 증가할수록 절연회복 특성이 전반적으로 향상되는 것을 확인할 수 있었다. 이러한 결과는 고정아크 접점 선단의 반경이 증가하면서 선단 취약부의 전계값이 감소하며 유로내 SF₆ 가스의 흐름이 원활해지면서 밀도의 감소가 줄어들어 나타나는 현상으로 파악할 수 있다.



(a) 고정아크 접점 선단 30°



(b) 고정아크 접점 선단 45°

그림 11 고정아크 접점 선단의 반경 변화에 의한 내전압 결과 비교 (평균 개극속도: 5m/s)

Fig. 11 Comparison of withstand voltage with fixed arc contact radius change

5. 결 론

본 논문에서는 신차단방식의 가스 차단기에 대해 주요 설계 변수의 변경을 통한 소전류 해석을 실시하여 차단성능에 미치는 영향을 살펴봄으로써 보다 효과적인 차단 특성을 가질 수 있는 차단부 설계에 반영될 수 있을 것으로 예상된다. 소전류 차단성능에 미치는 여러 변수 중 개극 속도의 경우 속도가 증가할수록 전류 차단 후 최고 과도회복 전압이 걸리는 시점까지의 이동거리가 증가하게 되어 극간 절연회복 성능 향상에 유리하게 작용되는 것을 알 수 있었고, 고정아크 접점 선단 반경의 경우 반경이 커질수록 선단의 전계값이 감소하여 유로의 흐름이 원활해지면서 내전압특성이 향상되는 것을 알 수 있었다. 그러나 파퍼 실린더의 경우 체적 증가에 의해 성능에 미치는 영향이 그리 크지 않은 것으로 예측되어 개극 속도와 고정아크 접점 선단 반경 증가에 의한 영향이 가장 큰 것으로 나타났다. 위 결과는 소전류 차단 성능에만 국한된 것이므로 대전류 차단 성능에 미치는 영향에 대해서는 향후 아크를 고려한 열가스 해석 기법 개발을 통해 검증해야 할 과제로 남아있다.

끝으로, 소전류 차단성능 해석의 압력 결과는 차단부에서 일어날 수 있는 가스의 누설 량을 고려하고 있지 않기 때문에 실제 차단부의 압력 값보다 높게 계산될 수 있으며 높게 계산된 압력 값은 차단부 내 SF₆ 가스 밀도 계산에 영향을 미쳐 절연회복 특성에도 영향을 미치게 될 수 있다. 따라서

보다 정확한 예측을 위해 차단부의 실제 누설량을 고려하여 소전류 차단성능을 평가해야할 것으로 판단된다.

참 고 문 헌

[1] W.Hermann and K.Ragaller, "Theoretical description of the current interruption in HV gas Blast breaker", IEEE Trans. Vol. PAS-96, No. 5, pp.1546~1550, 1997.

[2] K.D.Song, J.K.Chong and K.Y.Park, "Comparison of Thermal Recovery Characteristics of Hybrid Type Model Gas Interrupters According to the Arrangement of Thermal Expansion Chamber and Puffer Cylinder", KIEE Trans. Vol. 53B, No. 12, pp.725~731, Dec. 2004.

[3] K.D.Song, B.Y.Lee, K.Y.Park and J.H.Park, "Evaluation Method II of the Small Current Breaking Performance for SF6-Blown High-Voltage Gas Circuit Breakers", KIEE Trans. Vol. 50B, No. 8, pp.384~391, Aug 2001.

[4] K.D.Song, J.K.Chong and K.Y.Park, "Estimation of interruption Capability of a Serial-Hybrid Type Model Gas Circuit Breaker", KIEE Trans. Vol. 53B, No. 9, pp.538~544, Sep. 2004.

[5] Allan Greenwood, Electrical Transients in Power Systems, John & Sons, Inc., pp.92~122, 1991

[6] M. Hosokawa and K.Hirasawa, "Breaking ability and interrupting phenomena of a circuit breaker equipped with a parallel resistor or capacitor", IEEE Tras. on Power Delivery, Vol. PWRD-2, No. 2, pp.384~392, April. 1987.

[7] Zhao, Y., Winterbone and D. E., "The Finite Volume FLIC Method and its Stability Analysis", Int. J. Mech. Sci. Vol. 37, No. 11, pp.1147~1160, 1995.

[8] Kim, H. G., "Gas Flow Analysis of Puffer Circuit Breaker Using FVLIC Method," Seoul National University, Doctor Thesis., 2001.

[9] Klaus A. Hoffmann, "Computational Fluid Dynamics for Engineers", Vol. II, A Publication of Engineering Education System, pp.88~118, 1993.

저 자 소 개



송원표 (宋元杓)

1958년 9월 23일 생. 1981년 서울대 원자핵 공학과 졸업. 1991년 경남대 전기공학과 졸업(석사). 1985년~현재 (주)효성 전력PU 임원.

Tel : 055-268-9007
 Fax : 055-268-9488
 E-mail : wpsong@hyosung.com



권기영 (權奇永)

1965년 11월 14일생. 1989년 서울대 기계설계학과 졸업. 2004년 영국 Liverpool 대학 전기공학과 졸업(공학박사). 1989년 2월 ~ 현재 (주)효성 중공업연구소 열유동팀 팀장 (수석연구원).

Tel : 055-268-9934
 Fax : 055-268-9928
 E-mail : kykweon@hyosung.com



이재성 (李載醒)

1976년 12월 15일생. 2002년 건국대 기계공학과 졸업. 2004년 연세대 대학원 기계공학과 졸업(석사). 2004년 1월 ~ 현재 (주)효성 중공업연구소 열유동팀 연구원.

Tel : 055-268-9936
 Fax : 055-268-9928
 E-mail : jaesung@hyosung.com



송기동 (宋基東)

1963년 7월 5일생. 1988년 인하대 전기공학과 졸업. 1990년 동 대학원 전기공학과 졸업(석사). 2003년 부산대 대학원 전기공학과 졸업(박사). 1990년 3월~현재 한국전기연구원 전력연구단 신전력기기연구그룹 책임연구원.

Tel : 055-280-1563
 Fax : 055-280-1569
 E-mail : kdsong@keri.re.kr



김맹현 (金孟顯)

1961년 6월 14일생. 1989년 경남대 전기공학과 졸업. 1996년 동 대학원 전기공학과 졸업(석사). 2002년 동 대학원 전기공학과 박사 졸업(박사). 현재 한국전기연구원 대 전력시험실장.

Tel : (055) 280-1525
 Fax : (055) 280-1596
 E-mail : parksj@keri.re.kr



고희석 (高羲石)

1942년 8월 21일생. 1966년 부산대 전기공학과 졸업. 1979년 동아대 대학원 전기공학과 졸업(석사). 1985년 중앙대 대학원 전기공학과(박사). 현재 경남대 전기전자공학부 교수.

Tel : (055) 249-2628
 E-mail : powersys@kyungnam.ac.kr