

Optimization of Coil Design for Helical Magneto-Cumulative Generators

鞠 晟 鉉* · 李 興 浩**

(Jeong-Hyeon Kuk · Heung-Ho Lee)

Abstract - Helical magneto-cumulative generators(MCGs) are devices which convert explosive energy into electromagnetic energy. The electromagnetic energy supplied from an external circuit is amplified by an explosively driven metal conductor mounted at the center of a helical coil compressing magnetic flux between the conductor and the coil. To optimize the coil design, output properties of small-size helical MCGs were measured while varying design parameters; the number of coil sections, length of the sections, pitch in the sections, and type of copper wire. Dimensions of the coil were kept constant, 50 mm in diameter and 200 mm in length. The coil was fabricated by using enamel-coated copper wire of 1 mm in diameter. The highest energy amplification ratio and figure of merit were 52.5 and 0.81, respectively, from an helical MCG with initial inductance of 63.7 μ H at initial energy of 0.152 kJ. Based on the experimental and calculated results, empirical formulas capable of optimizing coil designs were derived. By using these formulas, pitch in each coil section can be obtained at an arbitrary inductive load for high energy amplification ratio and figure of merit.

Key Words : Helical Magneto-Cumulative Generator(MCG), Magnetic Flux, Explosive, Inductive Compression Ratio

1. 서 론

자장압축발전기는 화약의 폭발에너지를 이용하여 초기에 공급된 자기에너지를 증폭시키는 일종의 발전기이다. 자장압축발전기에 대한 연구는 1950년대에 제안되어 미국과 구소련에서 활발히 연구되었다[1-3]. 자장압축발전기는 미국과 러시아에서 각각 FCG (Flux Compression Generator)와 MCG (Magneto-Cumulative Generator)라고 부르며, 근래에는 러시아의 연구가 더욱 활발하여 MCG라는 이름이 주로 사용되고 있다. 자장압축발전기는 기하학적 형상에 따라 동축형, 반도체형, 평판형, 디스크형, 구형, 그리고 나선형 등으로 분류되며, 그 중에서 외부 부하와의 연계사용이 편리하고 설계가 용이한 나선형이 가장 보편적으로 사용된다[4-5]. 자장압축발전기는 물질의 압축을 위한 초고압 발생장치, 금속박막 기폭, 플라즈마 발생분야, 고출력 설파 X-선 장치, 고속 충격시험을 위한 레일건, 마이크로파 또는 전자빔 발생장치에 응용할 수 있다[5].

여러 응용분야에서 자장압축발전기의 장점은 첫째로 화약을 에너지원으로 사용함으로써 축전기와 인덕터에 비하여 순간적으로 높은 에너지를 출력하며, 둘째로 동일한 용량의 에너지원을 가정할 때 다른 시스템에 비하여 이동이 용이하다. 마지막으로 동일한 용량의 에너지원을 가정하고, 사용의

빈도수를 고려할 때에 자장압축발전기를 사용하는 비용이 다른 시스템을 갖추는 비용과 비교하여 저렴하다는 것이다. 반면에 자장압축발전기의 단점은 첫째로 대전류를 출력하지만 상대적으로 낮은 전압을 출력하는 특성이 있어 대부분의 응용분야에서 개방스위치와 변압기 등으로 구성된 전력조절장치가 필요하며, 둘째로 화약을 사용함으로써 반복적 사용이 어렵고, 화약폭발에 의한 위험요소의 방지가 필요하다. 자장압축발전기는 특성상 낮은 임피던스를 갖는 부하에 대전류를 공급하는 응용분야에 유용하게 사용할 수 있으며, 유도성 부하에 전자기에너지를 저장하기 위해 매우 이상적이다.

본 연구에 사용한 자장압축발전기는 나선형 자장압축발전기로 화약을 충전한 원통형 금속도체(전기자라고 부름)와 금속도체를 일정한 공간을 두고 둘러싼 절연도선으로 만든 코일(고정자라고도 부름), 그리고 유도성 부하로 구성된다. 자장압축발전기의 출력은 화약의 폭발특성, 금속도체와 코일의 설계 및 제작조건, 그리고 초기 입력에너지와 부하의 특성에 따라 달라진다.

나선형 자장압축발전기는 기본적으로 화약의 폭발력을 이용함으로써 실험의 위험성 때문에 설계 및 제작조건을 다양하게 변화시키면서 출력특성을 체계적으로 측정하고, 분석한 시험결과를 찾기란 어렵다. 자장압축발전기에 대한 최근의 연구로 코일직경과 코일제작에 사용한 도선의 굵기와 절연물 및 절연두께를 변경한 실험결과[6]와 자장압축발전기의 코일과 전기자의 형상을 변화시킨 실험결과[7]가 발표된 바 있다.

본 논문에서는 코일의 설계조건에 따른 출력특성의 변화에 대한 이해의 폭을 넓히고, 자장압축발전기의 실제 응용분야에

* 正 會 員 : 國方科學研究所 先任研究員

** 正 會 員 : 忠南大學交 電氣工學科 教授

接受日字 : 2004年 5月 13日

最終完了 : 2004年 6月 24日

적합하도록 에너지 증폭률과 효율지수가 높은 나선형 자장압축발전기의 설계기법을 제시하기 위하여 나선형 코일의 직경과 길이를 일정하게 유지하면서 코일의 구획수, 구획길이, 피치 그리고 도선의 직경과 가닥수 등을 변경한 자장압축발전기를 제작한 후 출력특성을 측정하고 분석하였다.

2. 자장압축발전기의 회로해석

나선형 자장압축발전기에 전류를 흘려주면 코일과 코일의 중앙에 설치된 전기자 사이의 공간에 자장이 형성되며, 전기자 내에 충전된 화약을 폭발시키면 원통형 금속도체인 전기자가 외부로 팽창하여 코일과 전기자 사이에 형성된 자속을 순간적으로 변화시켜 유도성 부하에 증폭된 전기에너지를 공급한다. 자장압축발전기의 구조와 등가회로도를 그림 1에 나타내었다. 그림 1에서 점선으로 표시한 부분은 축전기로 구성된 초기전원 공급 장치이며, 자장압축발전기가 동작을 시작한 후에는 회로에서 분리된다.

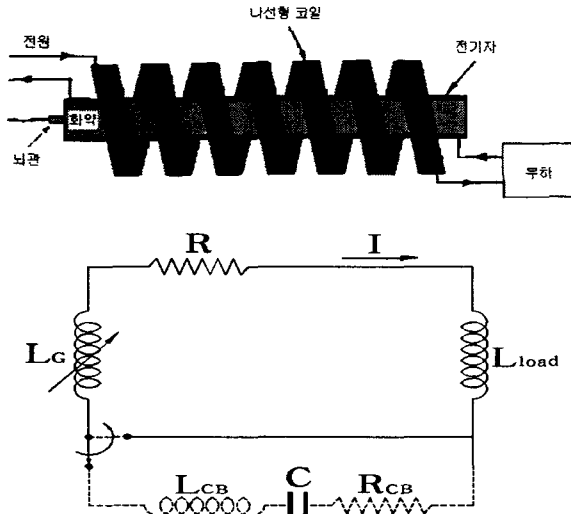


그림 1 나선형 자장압축발전기의 구성도와 등가회로도[8]
Fig. 1 Schematic and equivalent circuit diagram for helical MCG[8]

그림 1에서 자장압축발전기의 인덕턴스를 L_G , 회로의 저항을 R , 그리고 부하의 인덕턴스를 L_{Load} 로 표기하면 등가회로는 다음 식으로 표현할 수 있다.

$$L \frac{dI}{dt} + I \frac{dL}{dt} + IR = 0 \quad (1)$$

여기서, $L=L_G + L_{Load}$ 이다. 식 (1)의 해는

$$I(t) = I_0 \frac{L(t)_{t=0}}{L(t)} \exp \left[- \int_0^t \frac{R}{L(t)} dt \right] \quad (2)$$

로 쓸 수 있다. 식 (2)에서 자속계수(flux coefficient)를

$$\eta(t) = \exp \left[- \int_0^t \frac{R}{L(t)} dt \right] \quad (3)$$

라 하고, 유도압축비율(inductive compression ratio)을

$$\gamma_L(t) = \frac{L(t)_{t=0}}{L(t)} \quad (4)$$

로 표기하면

$$\frac{I(t)}{I_0} = \gamma_L(t) \eta(t) \quad (5)$$

을 얻는다. 식 (5)에서 자장압축발전기의 출력전류를 증가시키기 위해서는 유도압축비율을 크게 하고, 자속계수를 1에 가깝게 유지하여야 하며, 회로의 저항을 최소화하고, 동작시간을 짧게 해야 함을 알 수 있다.

식 (1)의 양변에 I 를 곱하여 정리하면

$$-\frac{1}{2} I^2 \frac{dL}{dt} = RI^2 + \frac{d}{dt} \left(\frac{1}{2} LI^2 \right) \quad (6)$$

을 얻는다. 식 (6)의 왼쪽 항은 시간에 따른 인덕턴스의 변화에 의해 생성되는 에너지를 나타내며, 오른쪽 첫째 항은 회로의 저항에 의하여 소모되는 에너지, 그리고 두 번째 항은 인덕턴스의 변화에 의해 생성된 에너지 중에서 회로의 저항에 의해 열로 소모되는 에너지를 제외한 회로에 저장되는 자기에너지의 시간변화율을 나타낸다. 식 (6)으로부터 자장압축발전기는 초기에 공급된 전기에너지에 의하여 코일과 전기자 사이에 자장이 형성되고, 화약의 폭발에 의해 금속도체인 전기자가 팽창함에 따라 자장압축발전기의 인덕턴스가 감소하여 자기에너지가 시간에 따라 증가하며, 일부분의 에너지는 저항성분에 의해 열로 소모되고, 나머지는 회로의 자기에너지로 저장됨을 알 수 있다. 저항과 인덕턴스의 상호관계를 알아보기 위하여 식 (6)을 다시 정리하여 쓰면

$$\frac{d}{dt} \left(\frac{1}{2} LI^2 \right) = - \left(R + \frac{1}{2} \frac{dL}{dt} \right) I^2 \quad (7)$$

을 얻는다. 식 (7)에서 회로의 자기에너지를 증가시키기 위해서는 다음과 같은 저항과 인덕턴스의 관계가 성립되어야 함을 알 수 있다.

$$-\frac{dL}{dt} > 2R \quad (8)$$

자장압축발전기를 사용하여 자기에너지를 증가시키기 위해서는 자장압축발전기의 시간에 따른 인덕턴스의 변화율을 크게 하고 회로의 저항을 작게 만들어야 한다.

자장압축발전기의 초기 입력에너지에 대한 부하로의 출력 에너지 비율은 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\frac{E_f}{E_0} = \frac{L_{Load} I_f^2}{L(t)_{t=0} I_0^2} = \gamma_L(t) \eta(t)^2 \quad (9)$$

앞에서 살펴보았듯이 화약의 폭발에너지를 이용하는 자장압축발전기는 시간에 따른 인덕턴스의 변화율을 크게 할 수 있고, 회로의 저항을 작게 유지하며, 전기자의 변형시간을 즉, 자장압축발전기의 동작시간을 최소화하여 초기에 공급된 자기에너지를 효율적으로 증폭할 수 있는 일종의 자기에너지 증폭장치이다.

마지막으로 자장압축발전기의 출력성능을 평가하기 위한 효율지수(figure of merit)의 정의에 대하여 살펴보자. 자속이 보존되는 이상적인 경우, 초기 전류와 초기 인덕턴스 그리고 최종 전류와 최종 인덕턴스 사이에 $I_0 \cdot L_0 = I_f \cdot L_f$ 의 관계가 성립한다. 이와 같은 이상적인 경우의 식에 자장압축발전기의 성능을 평가하기 위한 효율지수 β 를 도입하면

$$\frac{I_f}{I_0} = \left(\frac{L_0}{L_f} \right)^\beta \quad (10)$$

와 같은 식으로부터 효율지수 β 는 다음과 같이 정의한다.

$$\beta = \frac{\ln \left(\frac{I_f}{I_0} \right)}{\ln \left(\frac{L_0}{L_f} \right)} \quad (11)$$

식 (11)에서 손실이 없는 이상적인 성능을 나타내는 자장압

축발전기의 효율지수는 $\beta=1.0$ 이다[3]. 자장압축발전기의 직경과 폭 그리고 코일의 피치와 가다수 그리고 사용한 절연도선의 특성에 따라 자장압축발전기의 효율지수는 0.6에서부터 0.95까지 변화한다[6].

효율지수는 자장압축발전기가 효과적으로 잘 동작하였는지는 판단하는데 유용한 정보를 제공한다. 자장압축발전기의 에너지증폭률은 부하에서의 초기 공급에너지에 대한 출력에너지의 비율로 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$A_E = \frac{E_f}{E_0} = \frac{L_f \cdot I_f^2}{L_0 \cdot I_0^2} \quad (12)$$

식 (10)을 사용하여 식 (12)에 효율지수를 적용하면

$$A_E = \left(\frac{L_0}{L_f}\right)^{2\beta-1} \quad (13)$$

을 얻는다. 식 (13)에서 $\beta=0.5$ 이면 자장압축발전기의 에너지는 보존됨을 알 수 있다. 전형적으로 효율지수 β 가 0.75나 그 보다 높은 값일 때 성능이 좋다고 평가한다[4].

3. 실험방법

본 연구에 사용한 나선형 자장압축발전기는 코일의 내경이 50 mm이고 코일의 길이가 200 mm이며, 화약이 충전된 전기자는 외경이 25 mm, 내경이 20 mm인 원통형 알루미늄이다. 코일의 제작에 사용한 선은 도체직경이 1.0 mm인 에나멜 피복 동선이다. 나선형 자장압축발전기의 설계도와 실물사진을 그림 2와 3에 나타내었다. 그림 3에서 자장압축발전기 하단부의 신호선과 연결된 것은 출력특성을 측정하기 위한 로고우스키(Rogowski) 센서이고, 원형 고리는 유도성 부하(inductive load)이다. 나선형 자장압축발전기의 코일설계변수 중에서 코일의 구획수를 변경한 자장압축발전기와 코일의 피치와 길이 그리고 도선의 종류를 변경한 자장압축발전기의 설계변수를 표 1과 2에 정리하였다.

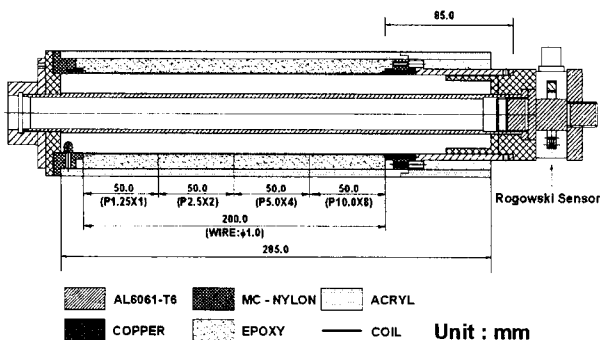


그림 2 나선형 자장압축발전기의 설계도(모델-IV)
Fig. 2 Cross section diagram of helical MCG(model-IV)

코일의 설계조건에 따른 자장압축발전기의 출력특성을 분석하고 서로 비교하기 위하여 로고우스키 센서로 출력전류의 시간변화율을 측정하였고, 코일의 구획별 전기자의 도달시간과 자장압축발전기의 동작시간을 측정하기 위하여 코일의 각 구획사이에 광섬유로 제작한 광학판을 설치하였다.

자장압축발전기의 초기 전류는 25 kV, 25 μ F인 축전기 2개를 병렬로 결합하여 공급하였고, 축전기에서 공급되는 초기 전류의 최대치에서 자장압축발전기를 동작시키기 위해 시간 지연장치를 사용하여 화약의 기폭시간과 장비의 작동시간을 조절하였다. 자장압축발전기의 하단에 설치한 로고우스키 센서는 자체적으로 제작하였고, 5 kV, 8 μ F의 축전기로 구성된 전류공급장치와 인덕터, 그리고 Ion Physics Corporation 사의 전류센서로 구성된 시스템을 사용하여

표 1 코일의 구획수를 변경한 나선형 자장압축발전기의 설계변수
Table 1 Design parameters of helical MCGs with varying the number of coil sections

구분 모델	코일 내경 (mm)	선경 (mm)	코일의 규격					
			구획번호	1	2	3	4	5
I	50	1.0	피치(mm)	1.25				
			길이(mm)	200				
			선수	1				
II	50	1.0	피치(mm)	1.25	2.5			
			길이(mm)	100	100			
			선수	1	2			
III	50	1.0	피치(mm)	1.25	2.5	5		
			길이(mm)	70	70	60		
			선수	1	2	4		
IV	50	1.0	피치(mm)	1.25	2.5	5	10	
			길이(mm)	50	50	50	50	
			선수	1	2	4	8	
V	50	1.0	피치(mm)	1.25	2.5	5	10	20
			길이(mm)	40	40	40	40	40
			선수	1	2	4	8	16

표 2 코일의 피치와 구획길이 및 도선의 종류를 변경한 나선형 자장압축발전기의 설계변수
Table 2 Design parameters of helical MCGs with varying pitch in the sections, length of the sections, and the type of wire

구분 모델	코일 내경 (mm)	선경 (mm)	코일의 규격			
			구획번호	1	2	3
VI	50	1.0	피치(mm)	2	3	4
			길이(mm)	88	60	52
			선수	1	1	2
VII	50	1.0	피치(mm)	1.25	3	8
			길이(mm)	30	60	104
			선수	1	2	4
VIII	50	1.0	피치(mm)	1.5	3	4
			길이(mm)	63	93	44
			선경(mm)	1	2	2×3
			선수	1	1	1
IX	50	1.0	피치(mm)	1.5	3	6
			길이(mm)	122	48	30
			선수	1	2	4
X	50	1.0	피치(mm)	1.25	3	8
			길이(mm)	81	63	56
			선수	1	2	4

출력 값의 보정계수를 결정하였다. 자장압축발전에 설치한 광학핀은 Thorlabs DET 110 광다이오드와 연결되고, 전기가 광학핀에 충돌하면 빛이 발생하고, 그 빛에 의하여 증폭된 광다이오드의 출력전압이 오실로스코프에 기록된다. 실험장치의 구성도를 그림 4에 도시하였다.



그림 3 나선형 자장압축발전기의 실험전 사진(모델-IV)
Fig. 3 Photograph of helical MCG(model-IV)

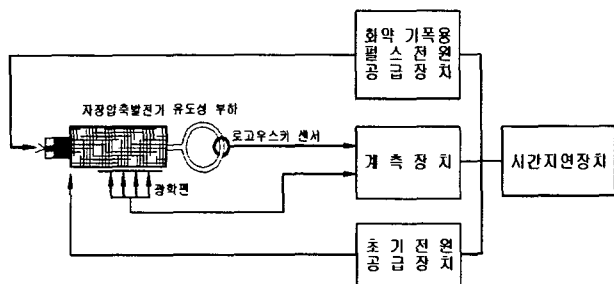


그림 4 실험장치의 구성도
Fig. 4 Schematic diagram of the experimental set-up

4 실험결과 및 고찰

4.1 코일의 구획수를 변경한 자장압축발전기

코일의 설계변수 중에서 코일의 구획수를 변경한 나선형 자장압축발전기의 출력특성 실험결과를 표 3에 정리하였고, 대표적인 di/dt 와 전류 출력파형을 그림 5에 도시하였다.

표 3에서 부하의 인덕턴스가 큰 모델 I 과 II의 출력특성을 살펴보면 모델 I의 에너지증폭률과 효율지수가 II에 비하여 상당히 낮고, 또한 모델 II의 효율지수가 높지 않음을 알 수 있다. 이러한 원인은 그림 6에 나타난 바와 같이 자속변화에 의하여 유도된 전압이 코일의 절연내압보다 높아 자장압축발전기의 내부에서 전압강하가 발생하였기 때문이다. 자장압축발전기의 출력특성을 전산해석하기 위하여 자체적으로 개발한 MCG-II 코드[9]로 자장압축발전기 내부의 유도전압을 계산하고, 계산결과를 그림 7에 도시하였다.

MCG-II 코드는 본 실험에 사용한 소형 나선형 자장압축발전기의 경우에 5% 이내의 오차 범위에서 전류의 출력특성을 전산해석 하였다. 그림 7에서 자장압축발전기의 동작 시작시점을 시간 0으로 설정하였으며, 이 시간은 그림 5의 crowbar switching 시간과 동일하다. 그림 7을 살펴보면, 모델 I 과 II의 내부 유도전압이 다른 모델에 비하여 상당히 높으며, 모델 I은 내부 유도전압이 점진적으로 증가하고, 모델 II는 전반부에서 높다가 후반부에서는 낮아짐을 볼 수 있다. 그림 7의 전산해석과 그림 6의 실험결과를 비교해 보면 모델 I은 내부 유도전압이 점진적으로 높아짐으로 전압강하가 점차 심하게 발생하여 출력특성이 매우 감소하였고, 모델 II는 전반부에서 높은 유도전압에 의해 전압강하가 발생하였으나 후반부에서는 큰 전압강하가 발생하지 않아 모델 I보다 좋은 출력특성을 나타냈음을 알 수 있다.

표 3 코일의 구획수를 변경한 나선형 자장압축발전기의 실험결과

Table 3 Experimental results of helical MCGs with varying the number of coil sections

구분 모델	인덕턴스(μH)		전류(kA)		에너지(kJ)		에너지 증폭률	효율 지수
	MCG	부하	입력	출력	입력	출력		
I	280.0	11.25	2.06	10.4	0.618	0.606	0.98	0.50
II	144.2	10.20	2.76	20.7	0.588	2.71	3.70	0.74
III	96.0	0.103	1.92	169.0	0.177	1.47	8.31	0.65
IV	63.7	0.105	2.18	389.9	0.152	7.98	52.5	0.81
V	45.8	0.104	2.71	379.8	0.169	7.50	44.4	0.81

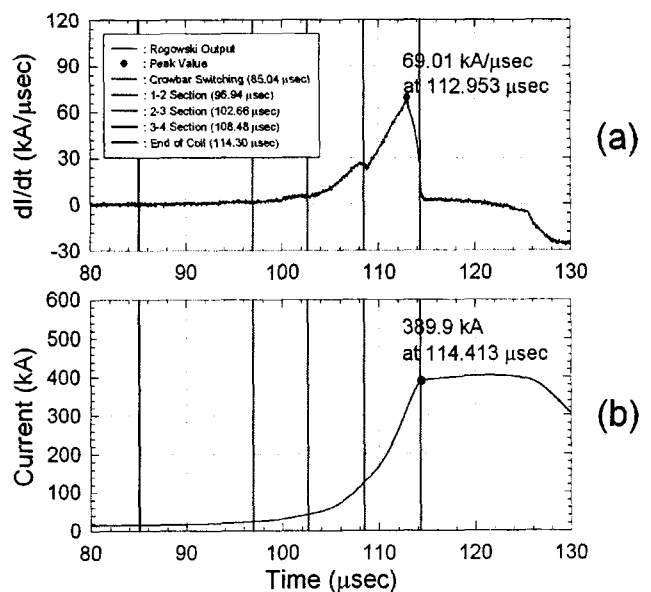


그림 5 나선형 자장압축발전기 모델 IV의 출력파형. (a) di/dt 출력파형, (b) 전류 출력파형
Fig. 5 Output waveforms of model IV: (a) di/dt waveform, (b) current waveform

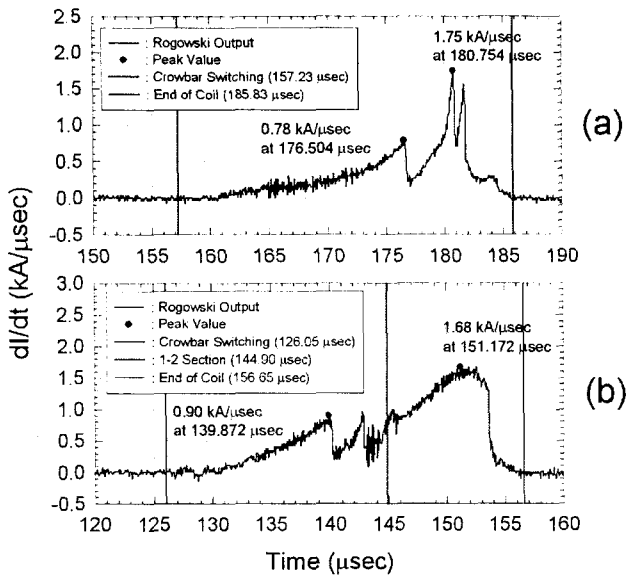


그림 6 나선형 자장압축발전기의 dI/dt 출력파형. (a) 모델 I, (b) 모델 II
 Fig. 6 dI/dt waveforms of (a) model I and (b) model II

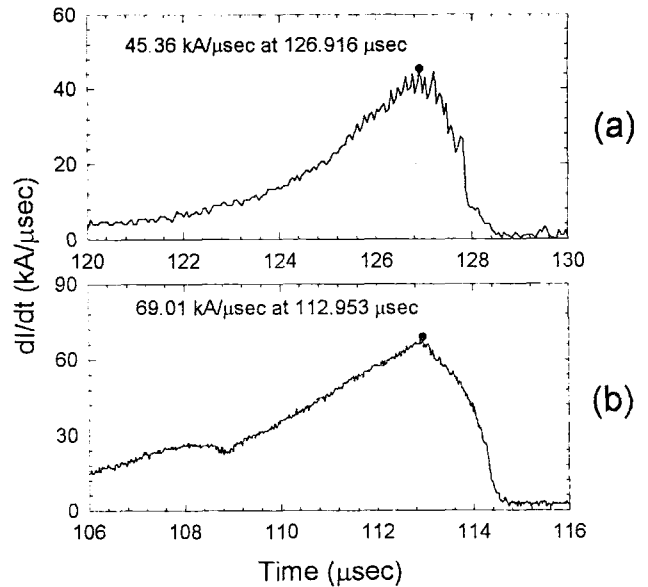


그림 8 나선형 자장압축발전기의 dI/dt 출력파형. (a) 모델 III, (b) 모델 IV
 Fig. 8 dI/dt waveforms of (a) model III and (b) model IV

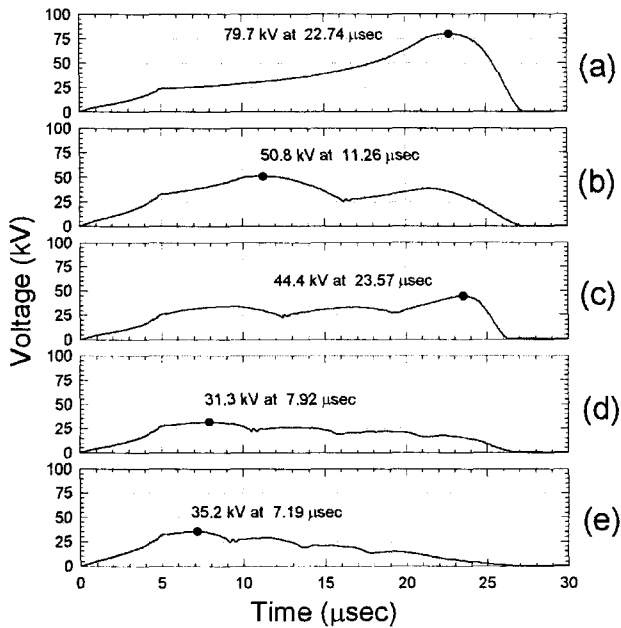


그림 7 MCG-II 코드로 계산한 나선형 자장압축발전기의 유도전압파형($I \cdot dI/dt$): (a) 모델 I, (b) 모델 II, (c) 모델 III, (d) 모델 IV, (e) 모델 V
 Fig. 7 Induced voltage waveforms of helical MCGs calculated by using MCG-II code: (a) model I, (b) model II, (c) model III, (d) model IV, and (e) model V

표 3의 출력특성에서 부하의 인덕턴스가 작은 모델 III~V를 비교해 보면, 모델 III의 에너지 증폭률과 효율지수가 상당히 낮다. 이러한 원인은 모델 III과 IV의 dI/dt 출력파형을 비교한 그림 8을 보면 모델 IV에서는 나타나지 않은 작은 폭의 전압강하가 자장압축발전기의 후반부에서 계속적으로

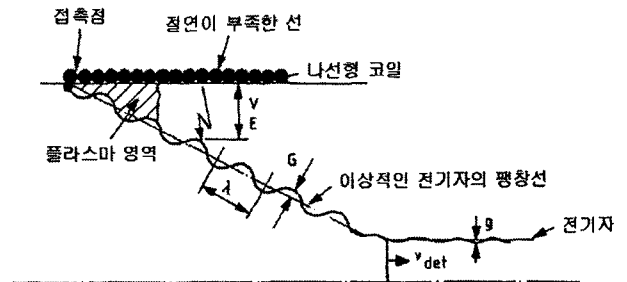


그림 9 전기자와 코일사이의 전압강하 발생구조[10]
 Fig. 9 Mechanism for voltage breakdown between armature and coil[10]

발생하였기 때문으로 판단된다. 그림 7의 (c)를 보면 모델 III의 내부 유도전압이 점차 증가됨으로 그림 8의 (a)에서 작은 폭의 전압강하가 점차 심해지는 것은 당연한 것으로 여겨진다.

그림 6과 그림 8 (a)의 자장압축발전기 내부에서 발생하는 전압강하를 이해하기 위하여 그림 9에 전기자와 코일사이의 전압강하 발생구조를 도시하였다. 그림 9에서 코일의 절연이 충분하지 않거나, 코일에 부분적으로 절연결함이 발생하면 전기자와 코일 사이에 전압강하가 발생한다. 전압강하가 발생하면 전압강하가 발생한 지점의 앞부분에 저장된 자기에너지는 부하로 전달되지 못하여 순간적인 dI/dt 출력파형의 감쇠현상이 나타난다. dI/dt 출력파형의 감쇠크기는 전압강하가 발생한 위치에 따라 달라진다. 자장압축발전기 내부에서 발생하는 전압강하는 코일의 절연성뿐만 아니라 그림 9에서 볼 수 있듯이 전기자 표면의 불균일성에 의하여 가중된다. 그림 6의 모델 I과 II에서 발생한 전압강하는 유도전압이 높아 전기자와 코일이 접촉을 이루는 지점으로

부터 먼 위치에서 전기자와 코일사이의 절연이 취약한 부분에서 임의적으로 발생한 것으로 부하에 전달되는 에너지를 크게 감소시켰다. 그림 8 (a)의 모델 III에서 전압강하가 발생한 원인은 전기자와 코일이 동축으로 정렬되지 않아 접촉의 건너뛰 현상이 발생하였기 때문이다. 접촉의 건너뛰 현상은 전기자의 표면결합과 코일내경의 불균일성, 그리고 내부 유도전압이 높을수록 더욱 심화되며, 부하에 전달되는 에너지를 주기적으로 감소시킨다.

접촉의 건너뛰 현상을 방지하기 위한 전기자와 코일의 동축정렬의 허용오차는 다음 식으로 주어진다[11].

$$\xi \approx \frac{P \times \tan(\theta)}{2\pi} \quad (14)$$

여기서, P는 코일의 피치이고, θ 는 전기자의 편측 팽창각도를 나타낸다. 실험에 사용한 나선형 자장압축발전기의 전기자 팽창각도는 12° 로, 모델 III과 IV의 마지막 코일구획에서 동축정렬의 허용오차는 0.17과 0.34 mm가 된다. 따라서 모델 IV보다 모델 III의 경우, 전기자와 코일의 동축정렬의 오차에 의해 접촉의 건너뛰 현상이 발생할 가능성이 높다. 자장압축발전기의 설계 시, 전기자와 코일 사이의 접촉의 건너뛰에 의한 출력에너지의 감소를 방지하기 위해서는 코일의 피치에 따라 동축정렬의 오차를 최대한 줄이고, 전기자 표면의 가공정밀도와 코일 내경의 균일성을 높여야 한다.

표 3의 실험결과에서 모델 IV와 V를 비교해 보면 효율지수는 같으나 에너지증폭률은 모델 IV가 높다. 식(13)를 보면 자장압축발전기의 성능을 평가하는 효율지수가 같을 경우 부하에 대한 자장압축발전기의 인덕턴스 비율이 높으면 에너지증폭률이 커짐을 알 수 있다. 앞의 실험결과에서 보았듯이 에너지증폭률을 높이기 위하여 자장압축발전기의 인덕턴스를 무조건 높일 수는 없으며, 자장압축발전기의 저항성분과 인덕턴스의 시간변화에 의해 유도되는 내부전압 등을 포괄적으로 고려하여야 한다. 모델 V의 에너지증폭률이 낮은 원인을 살펴보기 위하여 그림 10과 11에 초기 입력에너지에 대한 에너지증폭률과 코일의 구획별 전류밀도 변화를 도시하였다. 그림 10과 11을 보면 모델 V의 마지막 코일구간에서 에너지증폭률과 전류밀도가 낮음을 알 수 있다. 결과적으로 모델 V는 부하 인덕턴스의 크기에 비하여 코일의 구획수를 너무 많게 나누고, 코일의 선수를 많게 제작함으로써 자장압축발전기의 유도압축비율이 작게 되어 모델 IV보다 에너지증폭률이 감소하였다. MCG-II 코드의 인덕턴스 계산결과와 자장압축발전기의 출력특성을 고려할 때 에너지증폭률을 높게 하기 위해서는 코일의 마지막 구간에서 부하에 대한 자장압축발전기의 인덕턴스 비율을 2배 이상이 되게 하고, 자장압축발전기 내부의 유도전압을 코일의 절연내압 이내에서 일정하게 유지되도록 코일을 설계하여야 한다.

그림 6에서 전압강하가 처음 발생한 시점에서의 전류는 모델 I과 II에 대해 각각 5.7과 6.8 kA이고, 두 모델의 전압강하가 발생한 시점에서 MCG-II 코드를 사용하여 계산한 dI/dt 는 각각 -10.3과 -5.3 H/sec이다. 따라서 전압강하가 발생한 시점에서 모델 I과 II의 내부 유도전압은 각각 58.8와 35.4 kV임을 알 수 있다. 실험에 사용한 에나멜 피복 동선의 절연전압은 제품의 결합과 자장압축발전기의 제작과정 중의 손상여부에 따라 달라진다. 이와 같은 결과로부터 실험에 사

용한 직경 1 mm의 에나멜 피복 동선은 실험과 계산결과를 고려할 때 에나멜 동선에 결합이 없을 경우 최대 50 kV, 안전성을 고려할 때 30 kV 이내의 유도전압 범위에서 사용하는 것이 바람직할 것으로 판단된다.

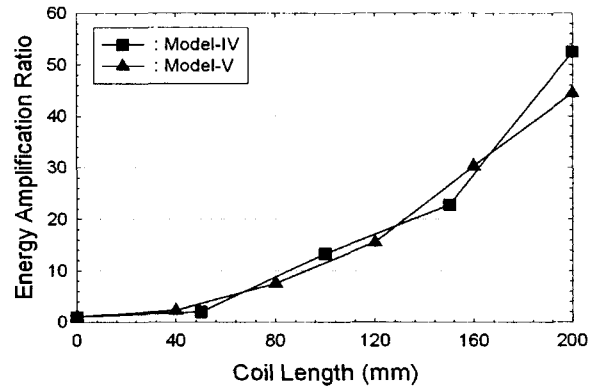


그림 10 나선형 자장압축발전기 모델 IV와 V에 대한 에너지 증폭률의 비교

Fig. 10 Comparison of model IV and V on energy amplification ratio

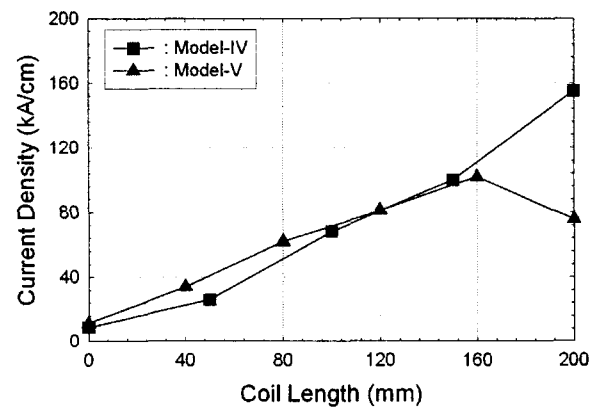


그림 11 나선형 자장압축발전기 모델 IV와 V에 대한 전류밀도의 비교

Fig. 11 Comparison of model IV and V on current density

4.2 코일의 피치와 구획길이를 변경한 자장압축발전기

코일의 설계변수 중에서 코일의 피치와 구획길이, 그리고 에나멜 피복 동선의 종류를 변경한 자장압축발전기의 출력 특성 측정결과를 표 4에 정리하였고, 자장압축발전기의 대표적인 dI/dt 와 전류 출력파형을 그림 12에 도시하였다.

표 4을 살펴보면 모델 VII과 IX, 그리고 X의 에너지증폭률은 비슷하지만 모델 VI와 VIII의 에너지 증폭률이 상대적으로 낮음을 알 수 있다. 이러한 원인을 분석하기 위하여 자장압축발전기의 dI/dt 출력파형을 그림 13에 비교하였고, MCG-II 코드를 사용하여 계산한 자장압축발전기 내부의 유도전압파형과 코일의 구획별 에너지증폭률을 그림 14와 15에 도시하였다. 그림 13에서 시간 축은 상호비교를 위해 자장압축발전기의 동작시작시점이 일치하도록 조정하였다.

표 4 코일의 피치와 구획길이 및 도선의 종류를 변경한 나선형 자장압축발전기의 실험결과

Table 4 Experimental results of helical MCGs with varying pitch in the sections, length of the sections, and the type of wire

구분 모델	인덕턴스(μH)		전류(kA)		에너지(kJ)		에너지 증폭률	효율 지수
	MCG	부하	입력	출력	입력	출력		
VI	55.3	0.075	1.64	153.0	0.074	0.884	11.9	0.69
VII	38.2	0.078	2.96	340.0	0.168	4.54	27.1	0.77
VIII	66.6	0.078	2.69	267.0	0.240	2.76	11.5	0.68
IX	112.1	0.078	1.91	385.0	0.205	5.78	28.1	0.73
X	106.9	0.077	1.98	369.0	0.209	5.23	25.0	0.72

모델 VI은 그림 14에서 내부 유도전압이 다른 모델과 비교하여 상당히 낮음에도 에너지증폭률과 효율지수가 상대적으로 낮다. 그림 13 (a)를 살펴보면 자장압축발전기 내부에서 전압강하와 접촉의 건너뛰 현상이 심하게 발생하지 않았음에도 다른 모델과 비교하여 전류의 증가율이 낮다. 또한 그림 15를 보면 코일 1, 2구획에서 모델 VI의 에너지증폭률이 다른 모델보다 작음을 알 수 있다. 이러한 원인은 표 2에 기술한 것처럼 코일의 피치를 다른 모델보다 넓게 하여 인덕턴스의 시간변화율이 낮고, 코일의 1, 2구획에서 코일을 한 가닥의 동선으로 제작함으로써 코일의 저항성분이 커 다른 모델보다 dI/dt 출력파형의 증가율과 에너지증폭률이 감소한 것으로 판단된다. 모델 VIII은 코일의 피치가 다른 모델과 비슷하고, 에나멜 피복 동선의 선경을 크게 하여 코일의 저항도 비슷할 것으로 판단되지만 출력특성은 상당히 감소하였다. 이러한 결과는 그림 13 (c)에서 알 수 있듯이 자장압축발전기 내부에서 큰 폭의 전압강하는 발생하지 않았지만 앞 절에서 언급한 것처럼 코일 내경의 불균일성으로 접촉의 건너뛰 현상이 발생하였기 때문이다.

모델 VIII의 코일은 직경 2 mm와 2x3 mm 사각 동선을 사용하여 제작함에 따라, 코일의 내경을 50 mm로 일정하게 유지하기가 매우 어렵다. 그림 15에서 모델 VIII의 마지막 구획에서 에너지증폭률이 특히 낮음을 볼 수 있으며, 이러한 현상은 코일의 마지막 구획에서 굵은 동선을 사용함에 따라 코일 내경의 불균일성이 증가하였기 때문이다. 이와 같은 제작상의 문제점 때문에 코일과 전기자의 접촉이 건너뛰는 현상이 발생하였고, 유도전압이 점차 증가함에 따라 접촉의 건너뛰에 의한 에너지 손실이 커져서 모델 VIII의 출력특성이 크게 감소하였다.

코일의 설계변수 중에서 코일의 피치와 구획길이, 에나멜 피복 동선의 직경을 변경한 자장압축발전기의 출력특성에서 코일의 가닥수를 점차 증가시키면서, 내부 유도전압을 일정하게 유지한 모델의 출력특성이 좋았으나 코일의 구획수를 변경하고 내부 유도전압을 일정하게 유지한 자장압축발전기의 출력특성보다는 낮았다. 다음 절에서 부가적인 설명을 하겠지만, 이러한 원인은 코일구획 사이의 인덕턴스 비율이 낮고 코일의 구획길이가 길어 인덕턴스는 증가하지만 상대적으로 코일의 저항이 크게 증가하였기 때문이다. 실험결과로부터 에너지증폭률과 효율지수가 높은 자장압축발전기를

설계하고, 제작하기 위해서는 코일의 내경과 전기자의 표면을 균일하게 하여 접촉의 건너뛰 현상을 없애야 하며, 코일의 구획별 인덕턴스의 비율을 내부 유도전압에 의해 전압강하가 발생하지 않는 범위 내에서 코일의 전 구간에 걸쳐 가능한 일정하게 유지하여야 한다. 또한 코일의 제작에 사용하는 동선의 수를 점차 증가시켜 급격한 상승전류에 의한 저항의 증가를 감소시켜야 한다.

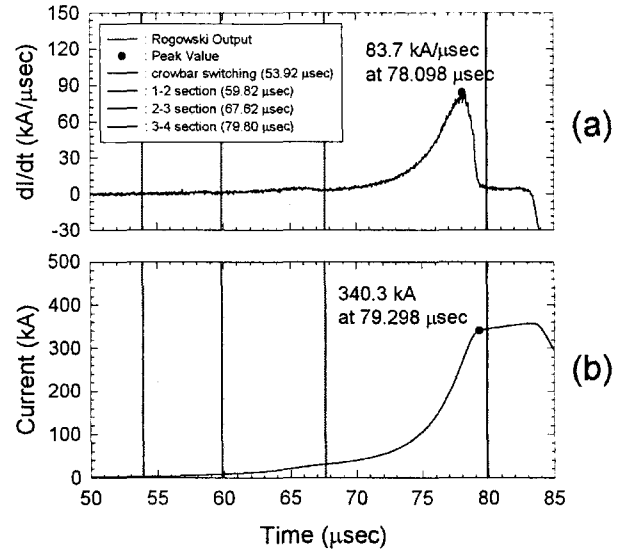


그림 12 나선형 자장압축발전기 모델 VII의 출력파형. (a) dI/dt 출력파형, (b) 전류 출력파형

Fig. 12 Output waveforms of model VII: (a) dI/dt waveform, (b) current waveform

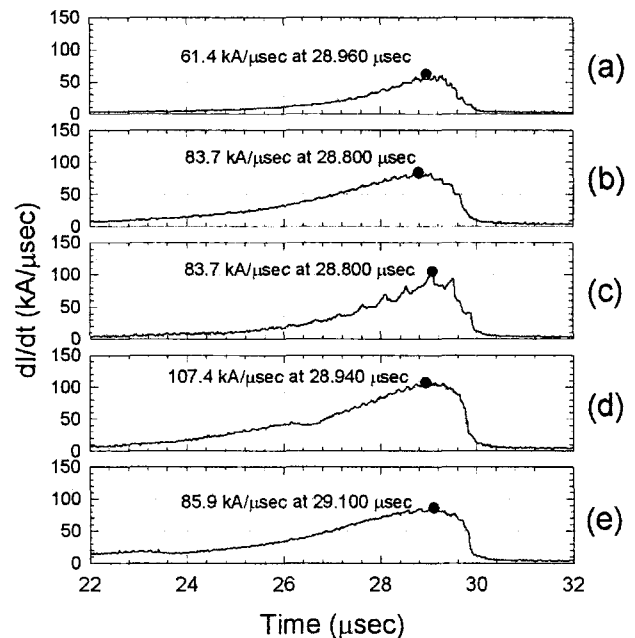


그림 13 나선형 자장압축발전기의 dI/dt 출력파형. (a)모델 VI, (b)모델 VII, (c)모델 VIII, (d)모델 IX, (e)모델 X

Fig. 13 dI/dt waveforms of helical MCGs: (a) model VI, (b) model VII, (c) model VIII, (d) model IX, and (e) model X

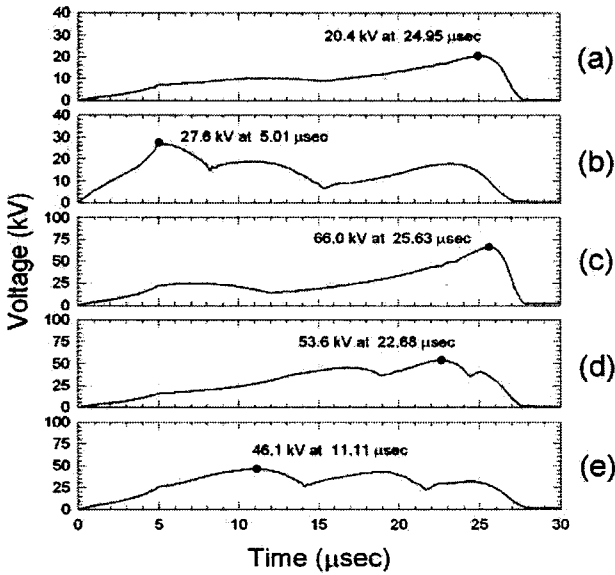


그림 14 MCG-II 코드로 계산한 나선형 자장압축발전기의 유도전압파형(1 · dL/dt). (a)모델 VI, (b)모델 VII, (c) 모델 VIII, (d)모델 IX, (e)모델 X

Fig. 14 Induced voltage waveforms of helical MCGs calculated by using MCG-II code: (a) model VI, (b) model VII, (c) model VIII, (d) model IX, and (e) model X

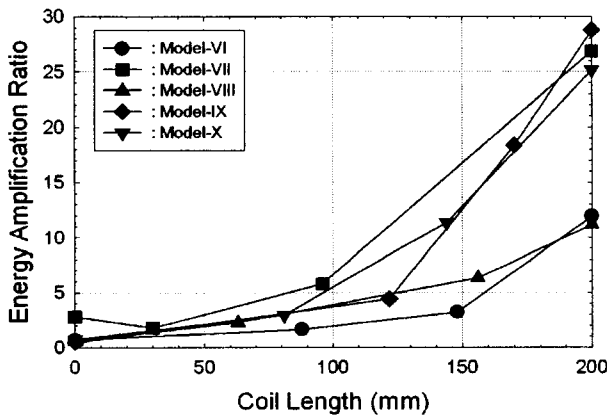


그림 15 코일의 피치와 구획길이 및 도선의 종류를 변경한 나선형 자장압축발전기의 에너지 증폭률

Fig. 15 Energy amplification ratios of helical MCGs with varying pitch in the sections, length of the sections, and the type of wire

4.3 실험결과 및 전산해석을 기초로 한 코일의 설계기법 제시 및 논의

본 절에서는 자장압축발전기의 실험분석결과와 전산해석을 기초로 하여 코일의 직경과 길이가 50과 200 mm일 때에 부하 인덕턴스의 크기에 따라 코일을 설계하는 간단한 기법을 제시하였다.

동일한 자장압축발전기의 경우, 초기 입력에너지와 부하 인덕턴스의 크기가 달라지면 자장압축발전기의 인덕턴스 변

화율은 같으나, 저항과 내부 유도전압의 분포가 변함으로 출력특성이 달라진다. 따라서 높은 에너지증폭률과 효율지수를 갖는 자장압축발전기의 코일설계는 부하 인덕턴스의 크기에 따라 달라져야 하며, 초기 입력에너지를 고려하여야 한다. 코일의 설계변수 중, 코일의 구획수를 변경한 실험결과에서 부하의 크기가 10.2 μH인 모델 II의 유도전압은 그림 7에서 일정하게 유지됨을 알 수 있고, 초기 입력에너지를 작게 하면 유도전압이 감소하여 자장압축발전기 내부에서 전압강하가 발생하지 않을 것임으로 효율지수는 표 3에 나타난 0.74보다 좋아질 것이다. 모델 III에서 부하 인덕턴스를 크게 하면 유도전압은 감소하고, 특히 코일의 마지막 구획에서 유도전압이 감소하여 자장압축발전기에서 전압강하가 발생하지 않으므로 효율지수가 높아질 것이다. 모델 V에서 부하 인덕턴스의 크기를 작게 하면 코일의 하단부에서 유도전압이 증가하고, 유도압축비율이 증가하여 에너지증폭률이 높아질 것이다.

위에 내용을 기초로 출력특성이 가장 좋은 모델 IV와 유사한 유도전압파형을 갖는 임의의 부하 인덕턴스에 대한 코일의 설계조건을 결정하였다. 우선 코일의 설계조건과 부하 인덕턴스의 관계를 알아보기 위하여 모델 II ~ V와 동일한 코일의 설계조건에서 부하 인덕턴스의 크기를 변경하면서 유도전압파형을 계산하고 모델 IV의 유도전압파형과 유사하게 되는 부하 인덕턴스의 크기를 결정하였다. MCG-II 코드를 사용하고, 초기 입력에너지를 200 J로 하여 계산한 유도전압파형과 부하 인덕턴스의 크기를 그림 16에 나타내었다.

자장압축발전기의 인덕턴스는 코일의 피치와 관계되고, 인덕턴스의 시간변화율은 나선형 코일과 전기자가 접촉해 가는 진행속도와 관계된다. 나선형 코일과 전기자가 접촉하는 속도는 전기자의 팽창진행속도 즉 화약의 폭발속도, 코일의 피치, 그리고 코일의 직경에 따라 달라진다. 자장압축발전기의 구조로부터 나선형 코일과 전기자가 접촉하는 접촉속도 V_{cont} 는 다음과 같은 식으로 표현된다.

$$V_{cont} = \sqrt{P^2 + (\pi D)^2} / (P / V_{det}) \quad (15)$$

식(15)에서 P와 D는 코일의 피치와 직경, V_{det} 는 화약의 폭발속도를 나타낸다. 일반적으로 화약의 폭발속도는 수 mm/μsec이므로 접촉속도는 수백에서 수천 mm/μsec의 크기를 갖는다. 접촉속도가 클수록 코일과 전기자의 불균일한 접촉에 의해 에너지 손실이 증가할 가능성이 높으므로 자장압축발전기는 더욱 정밀하게 제작되어야 한다. 그림 16에 나타난 모델들의 코일의 구획별 접촉속도와 부하 인덕턴스를 표 5에 정리하였다. 표 5에서 x는 구획된 코일의 중간위치를 나타내며 mm의 단위이고, V_{cont} 는 mm/μsec 단위이다.

표 5에서 구획된 코일의 중간위치 x를 상수 a와 x'로 표현하면 $x=x'/a$ 의 선형관계로 쓸 수 있다. 그리고 부하 인덕턴스에 상용대수를 취한 값과 상수 a는 선형관계를 가지며,

$$a = 2[3 - \log(L_{load})] \quad (16)$$

로 표현할 수 있다. 표 5를 보면 모든 모델들에 대하여 x'과 V_{cont} 사이의 일정한 수학적 관계가 있음을 알 수 있으며, 모델 V-1에 대한 x'과 V_{cont} 의 기위 맞춤식이 다른 모델에도 적용됨을 알 수 있다. 일반적으로 나선형 자장압축발전기의

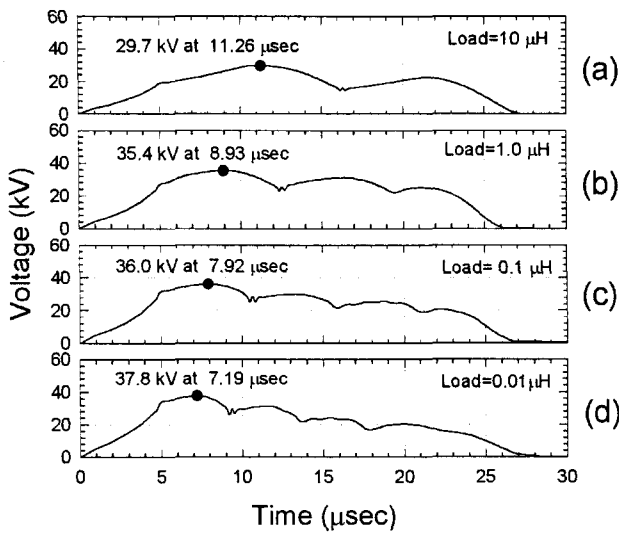


그림 16 다양한 부하에 대해 MCG-II 코드로 계산한 자장 압축발전기의 유도전압파형($i \cdot dL/dt$). (a)모델 II-1, (b)모델 III-1, (c)모델 IV-1, (d)모델 V-1

Fig. 16 Induced voltage waveforms of helical MCGs calculated by using MCG-II code at various load inductances: (a) model II-1, (b) model III-1, (c) model IV-1, and (d) model V-1

표 5 코일의 구획수를 변경한 자장압축발전기의 구획별 전기자와 코일의 접촉속도

Table 5 Contact velocities of the coil and the armature in each section of helical MCGs with varying the number of sections

모델	구분	코일의 구획번호					부하 (μH)	상수 (a)
		1	2	3	4	5		
II-1	x	50	150				10.0	4
	x'	200	600					
	V _{cont}	1080.7	540.4					
III-1	x	33.3	100	166.7			1.0	6
	x'	200	600	1000				
	V _{cont}	1080.7	540.4	270.3				
IV-1	x	25	75	125	175		0.1	8
	x'	200	600	1000	1400			
	V _{cont}	1080.7	540.4	270.3	135.4			
V-1	x	20	60	100	140	180	0.01	10
	x'	200	600	1000	1400	1800		
	V _{con}	1080.7	540.4	270.3	135.4	68.1		

인덕턴스는 지수함수로 감소하므로 모델 V-1에서 x'과 V_{cont}의 관계를 지수함수로 끼워 맞추면

$$V_{cont}(x') = 1527.8 \exp(-0.00173x') \quad (17)$$

을 얻는다. $x'=ax$ 의 관계식을 식 (17)에 대입하면

$$V_{cont}(L_{load}, x) = 1527.8 \exp(-0.00346[3 - \log(L_{load})]x) \quad (18)$$

을 얻을 수 있다. 식 (18)은 정해진 부하에 대하여 코일의 거리에 따른 접촉속도의 변화를 나타낸다. 표 5에서 부하

인덕턴스가 0.01 μH인 모델 V-1의 접촉속도와 식 (18)로 계산한 결과를 그림 17에 비교하였다. 그림 17을 보면 끼워 맞추식이 접촉속도를 잘 계산하고 있음을 알 수 있다.

식 (15)와 (18)를 사용하면 임의의 정해진 부하에 대한 코일의 위치별 피치를 다음 식을 사용하여 결정할 수 있다.

$$P = \pi D / \sqrt{\left(\frac{V_{cont}(L_{load}, x)}{V_{det}}\right)^2 - 1} \quad (19)$$

예로 부하가 0.5 μH이고, 코일의 직경과 길이가 50 mm와 200 mm이며, 코일의 구획수를 3개로 나눈 자장압축발전기를 설계해 보자. 식 (18)과 (19)을 사용하여 계산한 코일의 피치와 구획별 평균 피치를 그림 18에 도시하였다. 또한 코일의 선수를 구획별로 1, 2, 4 가닥으로 하고, 초기 입력에너지를 200 J로 하여 계산한 자장압축발전기의 유도전압과 출력전류파형을 그림 19에 나타내었다.

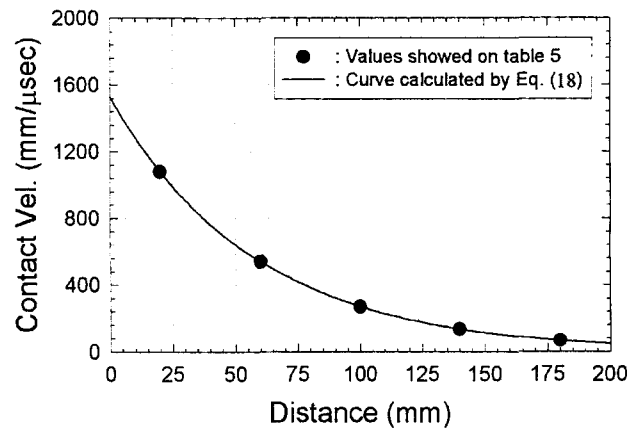


그림 17 부하가 0.01 μH일 때 식 (18)로 계산한 접촉속도와 표 5에 기술한 접촉속도의 비교

Fig. 17 Comparison of contact velocities from table 5 and those calculated by equation (18) at the load inductance of 0.01 μH

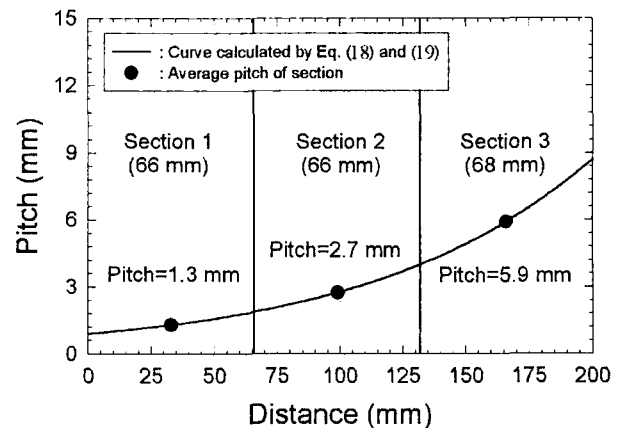


그림 18 부하가 0.5 μH일 때 식 (18)과 (19)로 계산한 피치 곡선과 구획별 평균피치

Fig. 18 Pitch curve calculated by equations (18) and (19) and the average pitch in each section at the load inductance of 0.5 μH

그림 19의 계산결과에서 자장압축발전기의 인덕턴스는 83.42 μH 이고 효율지수는 0.82 이다. 식 (18)과 (19)를 사용하면 코일의 길이와 직경이 각각 200 mm와 50 mm일 때, 임의의 부하에 대해 코일의 피치를 결정할 수 있고 모델 IV 처럼 일정한 내부 유도전압을 갖는 자장압축발전기를 설계할 수 있다. 코일의 구획수와 코일의 선수는 코일에 흐르는 전류밀도와 인덕턴스 분포를 고려하여 결정해야 하며[12], 코일 사이의 빈 공간은 가능한 작게 하여 자속의 압축률을 높게 하여야 한다.

마지막으로, 코일의 구획길이를 변경한 자장압축발전기의 출력특성이 구획수를 변경한 결과보다 낮은 원인을 분석하기 위해 모델 VI~X의 구획별 접촉속도와 이 모델들에 사용한 동일한 부하에 대해 식 (18)로 계산한 접촉속도를 그림 20에 비교하였다.

그림 20에서 계산곡선에 제일 근접하는 자장압축발전기는 모델 VII로 다른 모델보다 에너지 증폭률과 효율지수가 가장 좋다. 표 4를 보면 모델 VII 이외에 모델 IX와 X의 출력특성이 모델 VI과 VIII에 비하여 좋음을 알 수 있다. 이와 같은 이유는 그림 20에서 알 수 있듯이 모델 IX과 X의 시간에 따른 인덕턴스의 감소율이 모델 VI과 VIII보다 크기 때문이다. 자장압축발전기의 출력특성을 좋게 하기 위해서는 자장압축발전기의 인덕턴스 변화율을 크게 해야 함을 알 수 있다. 즉, 부하의 인덕턴스가 클수록 자장압축발전기의 인덕턴스는 커져야하고 각 구획별 인덕턴스의 시간변화율은 코일의 절연내압 범위 내에서 자장압축발전기의 유도전압을 일정하게 유지하면서 가능한 큰 값을 갖도록 해야 한다. 그림 20의 분석결과, 코일의 구획길이와 피치, 그리고 도선의 종류를 변경한 자장압축발전기의 출력특성이 코일의 구획수를 변경한 것보다 낮은 원인은 접촉속도가 높으므로 자장압축

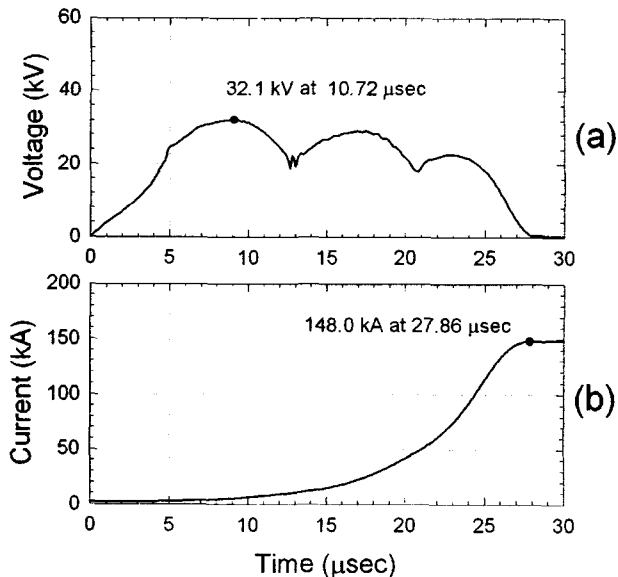


그림 19 MCG-II 코드로 계산한 부하가 0.5 μH 이고, 코일의 구획수가 3인 나선형 자장압축발전기의 유도전압과 출력전류의 파형

Fig. 19 Induced voltage and current waveforms of helical MCG with 3 coil sections calculated by MCG-II code at the load inductance of 0.5 μH

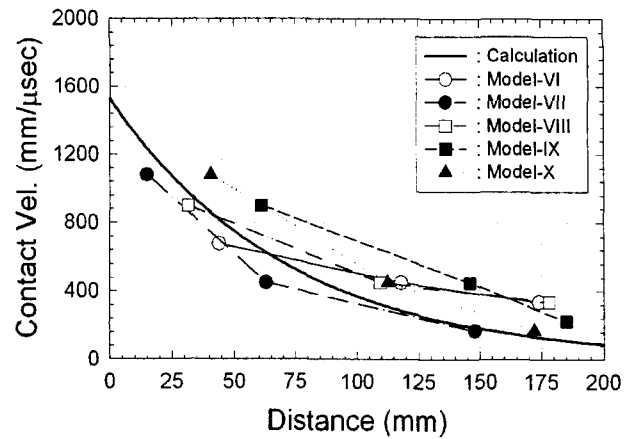


그림 20 부하의 크기가 0.08 μH 일 때 식 (18)에 의해 계산한 접촉속도와 코일의 피치와 구획길이 및 도선의 종류를 변경한 나선형 자장압축발전기 대한 접촉속도의 비교

Fig. 20 Comparison of contact velocities calculated by equation (18) at the load inductance of 0.08 μH and those of helical MCGs with varying pitch in the sections, length of the sections, and the type of wire

발전기 내부의 유도전압이 높고, 구획별 인덕턴스의 시간변화율이 낮기 때문임을 알 수 있다.

그림 20에서 계산곡선보다 높은 접촉속도와 인덕턴스의 시간변화율을 갖는 자장압축발전기를 설계할 수도 있으나, 이러한 경우에는 설계변수의 변화에 따른 유도전압의 분포, 코일과 전기자의 접촉이 건너뛰는 현상, 코일에 흐르는 전류밀도, 코일의 절연내압 및 절연두께 등의 새로운 변수를 고려하여야 함으로 또 다른 많은 계산과 실험이 수행되어야 한다.

5. 결 론

코일의 설계변수 중에서 코일의 구획수와 피치, 구획길이 및 도선의 직경을 변경한 자장압축발전기를 제작하여 출력특성을 측정하였다. 측정된 실험결과로부터 자장압축발전기의 설계조건에 따라 나타나는 다양한 출력특성의 변화를 분석하였고, 에너지 증폭률과 효율지수가 높은 자장압축발전기를 설계할 수 있는 기법들에 대하여 논의하였다. 또한 코일의 직경과 길이가 각각 50 mm와 200 mm일 때 임의의 부하에 대하여 에너지 증폭률과 효율지수가 높은 자장압축발전기를 설계할 수 있는 경험식을 제시하고, 자장압축발전기의 설계방법에 대하여 기술하였다. 향후에는 자장압축발전기의 일반화된 설계기법과 자장압축발전기의 출력을 높이기 위하여 자장압축발전기를 다양하게 결합하는 기법들에 대하여 연구하고자 한다.

참 고 문 헌

- [1] C.M. Fowler, W.B. Garn and R.S. Caird, "Production of Very High Magnetic Fields by Implosion," J. App. Phys., Vol. 31, No. 3, pp. 588-594, March 1960.
- [2] A.D. Sakharov, "Magnetoinpulsive Generators," Sov. Phys. Uspekhi(English Translation), Vol. 9, pp.294-299, 1966.
- [3] J.W. Shearer, F.F. Abraham, C.M. Aplin, B.P. Benham, J.E. Faulkner, F.C. Ford, M.M. Hill, C.A. McDonald, W.H. Stephens, D.J. Steinberg and J.R. Wilson, "Explosive Driven Magnetic Field Compression Generators," J. App. Phys., Vol. 39, pp.2102-2116, 1968.
- [4] C. Fowler, R. Caird and W. Garn, "An Introduction to Explosive Magnetic Flux Compression Generators," Los Alamos Report LA-5890-MS, 1975.
- [5] L. Altgilbers, M. Brown, I. Grishnaev, B. Novac, I. Smith, I. Tkach and Y. Tkach, Magnetocumulative Generators, New York: Springer-Verlag New York Inc., 2000.
- [6] T. Holt, A. Neuber, J. Dickens, and M. Kristiansen, "Impact of Helix Geometry on MCG Flux Losses," The 13th IEEE International Pulsed Power Conference, pp.905-908, Las Vegas NV, 2001.
- [7] Andreas A. Neuber, Thomas A. Holt, Juan-Carlos Hernandez, James C. Dickens, and Magne Kristiansen, "Geometry Impact on Flux Losses in MCGs", Preprints of the Ninth International Conference on Megagauss Magnetic Field Generation and Related Topics, Moscow, Russia, 2002.
- [8] Heinz Knoepfel, Pulsed High Magnetic Fields, American Elsevier Publishing Company, New York, NY, 1970.
- [9] 이재민, 국정현, 최진수, 김호철, "자장압축변환장치 출력특성 계산을 위한 MCG II 코드의 개발," 국방과학연구소 보고서 TEDC-419-011493, 대전, 대한민국, 2001.
- [10] B.M. Novac, I.R. Smith, H.R. Stewardson, P. Senior, V.V. Vadher and M.C. Enache, "Design, Construction and Testing of Explosive-driven Helical Generators," J. Phys. D: Appl. Phys., Vol. 28, pp.807-823, 1995.
- [11] V. Chernyshev, E. Zharinov, S. Kazakov, V. Busin, V. Vaneev, and M. Krotkov, "Magnetic Flux Cutoffs in Helical Explosive Magnetic Generators," 4th International Conference on Megagauss Magnetic Field Generation and Related Topics, pp.205-218, Washington D.C., 1986.
- [12] 국정현, 안재운, 이흥호, "코일에 흐르는 전류밀도를 변화시킨 자장압축발전기의 출력특성," 2002년도 대한전기학회 EMECS학회 추계학술대회 논문집, pp.21-23, 2002.

저 자 소 개



국 정 현 (鞠 景 鉉)

1963년 8월 19일생. 1986년 한양대학교 물리학과 졸업. 1988년 동 대학원 물리학과 졸업(석사). 1988~현재 국방과학연구소 선임연구원.

Tel : 042-821-3713

Fax : 042-821-2390

E-mail : jhkuk@hanafos.com



이 흥 호 (李 興 浩)

1950년 10월 28일생. 1973년 서울대학교 공업교육과(전기전공) 졸업. 1977년 동 대학원 공업교육과 졸업(석사). 1994년 동 대학원 컴퓨터공학과 졸업(박사). 현재 충남대학교 전기공학과 교수.

Tel : 042-821-5656

E-mail : leehh@cnu.ac.kr