

고온 초전도한류기 개발 및 특성해석에 관한 연구

The study on the development & characteristic analysis
of High-Tc Superconducting Fault Current Limiter

주관연구기관
한국 표준 과학 연구원

협동연구기관
연세대학교

과 학 기 술 처

제 출 문

과 학 기 술 처 장 관 귀하

본 보고서를 “ 고온초전도한류기 개발 및 특성해석에 관한 연구”에 관한 연구과제의 최종보고서를 제출합니다.

1997. 5

주관 연구 기관 : 한국표준과학연구원

총괄연구책임자 : 박 종 철

협동 연구 기관 : 연세대학교

협동연구책임자 : 고 태 국

연 구 원 : 주 민 석

추 용

송 명 곤

최 규 돈

지 창 섭

홍 중 배

이 찬 주

김 호 민

요 약 문

I. 제목

고온초전도한류기 개발 및 특성해석에 관한 연구

II. 연구개발의 목적 및 중요성

앞으로 계통의 용량 증가로 사고전류의 크기도 상당히 증가할 것으로 예상되는데 사고전류를 줄이는 고온초전도한류기의 개발을 통해 전력회로의 보호를 보다 효과적으로 할수 있으며, 용량이 큰 회로차단기를 이용하는 것보다 경제적인 효과를 볼수도 있다. 그리고, 고온초전도한류기를 통해 전력을 안정적으로 공급할수 있다.

현재 스위스의 ABB사에서는 직접 수력발전소에 연계시켜 고온초전도한류기를 실용화 입증 실험중에 있다. 또한, 미국의 록히드 사에서는 97년 실용화 입증실험에 들어갈 예정이다.

현재 우리나라에서는 한류기의 설계에 대한 기술은 확보되어 있으며 소규모의 한류기에 대한 실험은 성공적으로 진행되었다. 지금까지의 연구가 상용화급의 대용량 고온초전도한류기의 개발에도 많은 도움이 될것으로 생각된다.

III. 연구개발의 내용 및 범위

본 연구과제에서 수행한 연구개발의 범위는 아래와 같다.

- (1) 환형 고온초전도체의 제작
- (2) 환형 고온초전도체의 무접촉법에 의한 임계전류 측정
- (3) 고온초전도한류기의 설계요소 도출 및 동작특성해석

(4) 환형 고온초전도체의 상전이 해석

(5) 실험회로에서 고온초전도한류기의 제작 및 실험

높은 임계전류밀도를 얻기 위해서는 효과적인 피닝센터의 도입이 필요하고, 약결합을 줄이기 위해 MPMG기법으로 고온초전도링을 제작하였다. 또, 제작한 고온초전도링을 무접촉법에 의한 임계전류측정을 실행하였다. 무접촉에 의한 임계전류측정은 픽업코일을 이용하여 측정하였다.

고온초전도한류기의 동작특성해석은 FDM에 의한 수치해석으로 수행하였으며 시뮬레이션으로 모의실험을 하여 실제 실험시 도움이 될 수 있도록 하였다. 그리고, 임피던스 조건, 코어의 포화조건, 질소의 증발조건 등을 이용하여 고온초전도한류기를 설계하였고, 그 설계치를 이용하여 직접 제작하였다.

고온초전도체의 특성을 이론적으로 파악하기 위해 상전이 해석을 하였으며, 상전이 해석을 통해 좀더 확실한 동작원리를 파악할수 있으며, 정확한 설계를 할수 있게되었다.

고온초전도한류기 설계시 독특한 모델을 고안하여 작은 규모로도 큰 용량의 한류기 개발의 가능성을 알아보았다. 또한, 용량을 계속 키워가며 실험을 하여 제작 및 실험에 관한 여러 기술을 습득하였다.

IV. 연구개발의 결과

(1) 가운데 레그에 공극을 도입한 독특한 고온초전도한류기 모델을 설계하고, 직접 제작 및 실험하였다.

(2) 200V-20A급의 고온초전도한류기의 실험에 성공하였으며 현재 400V급의 실험이 진행중에 있다.

SUMMARY

I . Preject title

The study on the development & characteristic analysis of High-Tc Superconductoing Fault Current Limiter

II . Objective and significance of the project

As the capacity of the power system increases, the fault current is also expected to increase in the near future. Thus, with the development of the SFCL to limit fault currents, electrical systems can be better protected. Also, this proves to be more economical than the conventional circuit breakers with a large capacity. And through SFCL, stable power can be provided.

At the present, the ABB company of Switzerland is in the process of proving the validity of the SFCL, directly applying it to the hydroelectric power plant. Also the Lockheed of America is planning to go into experiments within the year 1997.

The technique for the design of the SFCL has already been obtained in our country, with experiments of small-scale SFCL successfully finished. The knowledge of the past experiments is sure to be of help in the development of the SFCL at the commercial level.

III . Contents and Scopes of the research

The present research activity covers following areas:

- (1) to make High-Tc superconductors used in High-Tc SFCL
- (2) Measurement of transport critical current in the shorted-circuited YBCO ring.
- (3) Introduction of design parameter and a characteristic analysis in High-Tc SFCL
- (4) Analysis of transition from superconductor to normal conductor in YBCO ring
- (5) Development and Experiment of High-Tc SFCL in test circuit

To make a good quality sample, the MPMG process is introduced. Using the MPMG process, which has overcome weak-link problem and enhanced effective pinning centers, YBCO ring with high J_c values are obtained. The critical current of the short-circuited YBCO ring was measured using an inductive, contactless method. The design parameter of High-Tc SFCL which was considered by the limiting impedance condition, the core saturation condition and the LN2 dewar size condition, was obtained. The characteristic analysis of High-Tc SFCL was performed by numerical computation using a FDM, and it anticipated actual experiment.

In order to find the characteristics of High-Tc superconductors, we analyzed the transition of superconductors from superconducting state to normal state. Through the analysis, the exact operating characteristics and design were possible.

In the prospect of design, a unique model was considered for a increased capacity with decrease in size.

IV. Results

(1) The unique SFCL model which is introduced the air gap in the center leg has been designed, manufactured, and experimented.

(2) A 200V-20A class High-Tc SFCL has been constructed, and experimented successfully. Also at the present, the 400V class SFCL is under experiment.

Contents

Chaper. 1 Preface	1
section. 1 Types of High-Tc Superconducting Fault Current Limiter and operating characteristics	3
Chaper. 2 The manufacture and the eledctromagnetic analysis of the ring type superconductor	7
Section. 1 The manufacture of High-Tc supercnductor	7
Section. 2 The measurement of critical currnet of superconductor	13
Chaper. 3 The study on the transition of High-Tc Superconductor and the design of High-Tc SFCL	20
Section. 1 The analysis of transition of superconductor	20
Section. 2 Design of SFCL	32
Chaper. 4 Experiments and contemplation	37
Section. 1 The analysis of fault current	36
Section. 2 The air-gap type SFCL	50
Section. 3 The application to power system	63
Chaper. 5 Conclusion	72
Reference	74

목 차

제 1 장 서 론	1
제 1 절 고온초전도한류기의 종류 및 동작특성	3
제 2 장 환형 고온초전도체의 제작 및 전자기해석	7
제 1 절 고온초전도체 제작	7
제 2 절 임계전류 측정법 개발	13
제 3 장 고온초전도체의 저항변화 연구 및 고온초전도한류기의 설계 ..	20
제 1 절 저항변화해석	20
제 2 절 설계	32
제 4 장 실험 및 결과고찰	36
제 1 절 사고전류해석	36
제 2 절 공극형 고온초전도한류기	50
제 3 절 전력계통적용	63
제 5 장 결 론	72
참고문헌	74

제 1 장 서 론

1986년에 MRI나 고자장 마그넷에 쓰이는 기존의 저온초전도체보다 10배정도 임계온도가 높은 새로운 계열의 초전도체의 발견은 노벨상의 영광뿐만 아니라 기존의 전력계통이나 전력기기의 개념을 새롭게 조명하고 있다. 좀 더 효율이 좋고 크기가 작은 모터, 발전기, 전력전송 케이블, 변압기 그리고 고품질의 전력을 공급하기 위한 초전도 에너지 저장장치(SMES)는 고온초전도체의 발견으로 부각되는 분야이다. 특히, 고온초전도한류기는 전력계통의 용량증가로 인한 기존의 차단기의 업그레이드시 발생하는 추가비용을 피할 수 있고 고가의 전력기기를 효과적으로 보호할 수 있으므로 세계각국의 연구팀들은 1998년에서 2000년대 초 사이에 상용화를 목표로 연구를 진행중이며 더욱이 저온초전도한류기가 송전계통(500 kV이상)에서만 경제성이 있는 반면 고온초전도한류기는 전기절연 및 냉각비용 측면에서 수에서 수십배 유리한 것으로 보고되어 있다. 최근 고온초전도체의 제조공정의 발전으로 고임계전류밀도, 기계적 유연성 그리고 전력선으로 사용할 수 있는 충분한 길이확보등 재료적 특성개발이 이루어짐에 따라 고온초전도 연구분야를 기초재료 연구분야에서 여러 프로토타입을 설계와 제작을 하는 단계로 변화시켰다. 위에서 언급한 전력기기에서 다양한 프로토타입이 수 년 이내에 선보이게 될 것이다. 그 동안 소규모의 프로토타입이 성공적으로 개발된 데 힘입어 제작사와 산업계에 큰 반향을 일으키고 있다.

고온초전도체의 제조공정의 발달로 부서지기 쉬운 세라믹 특성을 극복하고 대규모 전력응용기기에 요구되는 전기적 특성과 기계적 특성을 만족시키게 되었다. 일반적으로 고온초전도선은 금속모재(matrix)에 매우 가는 고온초전도 필라멘트가 박혀 구성된다. Glass fiber의 응용 예에서 보듯이 가는 필라멘트는 상대적으로 연성이 없는 물질에 연성을 제공한다. 현재 이렇게 만들어진 BSCCO선은 임계전류밀도가

77K에서 $50,000 \text{ A/cm}^2$ 나 된다. 이 값은 기존의 구리 busbar에서 흘릴 수 있는 전류밀도보다 무려 300배 이상이나 된다. 이를 송전케이블에 응용할 경우 기존의 케이블보다 적게는 3배에서 많게는 5배까지 전력수송용량을 증가시킬 수 있다. 고온초전도 모터나 발전기에 적용할 경우 동손과 철손을 감소시킴으로써 각각 1,000 hp 급과 100 MVA급 이상에서 기존의 기기보다 경제성이 있다.

고온초전도 전력기기 중 가장 상용화가 빠를 것으로 예상되는 고온초전도한류기는 송전단이나 배전단에서 모두 적용되어 사고전류를 감소시킴으로써 한류기 이하에 설치되어 있는 전력기기의 보호 및 차단기의 용량증가 없이 계통의 용량을 배가시킴으로써 새로운 형태의 차단기 역할을 할 것으로 기대되고 있다. 고온초전도한류기의 상용화에 주력하고 있는 각국의 제작사는 주로 bulk형과 테이프 선재형을 프로토타입으로 설정하고 있으며 전자의 경우는 송전단과 배전단 모두에 적용될 수 있는 반면 후자의 경우는 배전단 적용을 위한 모델이다. ABB(Area Brown Boveri), Martin Marietta, ASC(American Superconductor Co.), Siemens 그리고 Hydro-Quebec 등 세계 각국의 중전기 업체가 한류기의 상용화를 위해 박차를 가하고 있고 특히 1996년 11월 ABB사에서 고온초전도한류기를 기존의 5.5 MVA급 수력발전기와 차단기 사이에 설치하여 테스트하고 있다.

본 연구에서는 적용범위가 폭 넓고 길고 균일한 고온초전도테이프가 필요로 하지 않는 bulk형을 기본 모델로 설정하여 제작 실험하였으며 기존의 bulk형 한류기의 구조를 개선하여 동작전압의 폭을 넓히는 모델을 개발하고 실험으로 특성을 파악하는데 목적이 있다. 이를 위하여 고 임계전류를 가지는 bulk 링을 MPMG법으로 제작하여 임계전류를 측정하고 이를 근거로 실험용 고온초전도한류기를 설계·제작하였다. 이 모델의 동작특성을 해석하고 문제점을 제시한 후 이를 해결할 수 있는 모델을 재 설계·제작하여 개선된 결과를 얻었다. 고온초전도한류기의 스위칭 특성해석을 위해 열전달 방정식을 이용하여 저항변화곡선을 구하여 실제 설계시에 이용할 수 있도록 하였다.

제 1 절 개발현황 및 동작특성

고온초전도한류기는 고온초전도 전력응용 중 가장 빠른 시간에 상용화가 될 수 있는 기기로 각광받고 있다. 고온초전도체를 이용하는 독창적인 방법에 따라 한류기는 여러 형태로 분류된다. 한류기는 회로차단기 바로 앞에 설치되어 감소된 사고전류로 회로차단기를 동작시킬 수 있도록 하여 계통의 용량과 안정도를 향상시킬 수 있도록 한다. 기본적으로 고온초전도한류기는 초전도상태에서 상전도 상태로 전이시 초전도체에 발생하게 되는 저항을 이용하여 사고전류를 제한하는 방법을 택하고 있다. 따라서 사고전류를 제한하는 방법과 재료의 형태에 따라서 분류될 수 있다. 고온초전도한류기를 사고전류를 제한하는 방법으로 분류하면 저항형과 유도형 한류기로 나눌 수 있는데, 저항형 한류기는 켄치발생시 초전도체에 발생하게 되는 저항을 직접적으로 이용하는 것이고, 유도형 한류기는 초전도체의 저항이 아닌 리액턴스로 사고전류를 제한하는 한류기이다. 고온초전도체의 형태로 나눈다면 박막형, bulk형 그리고 권선형 한류기로 분류된다. 현재 실용화 연구로 추진되고 있는 고온초전도한류기는 크게 자기차폐형(자기결합형), saturable reactor형과 bridge 회로형이 있다.

1. 자기차폐형(자기결합형) 한류기

이 모델은 스위스 ABB사가 제안한 한류기로 그림 3.1에서 처럼 철심에 단락된 실린더형이나 환형 고온초전도 bulk를 위치시키고, 그 위에 동선으로 권선을 하여 1차권선을 만든다. 고온초전도체와 1차권선의 위치에 따라 자기 결합형, 자기 차폐형으로 분류되지만 그 동작원리의 차이는 없다. 정상상태 시에는 권선에 흐르는 전류에 의해 발생된 자장이 초전도체의 차폐전류로 서로 상쇄가 되어 임피던스가 거의 없이 전류는 흐르게 된다. 이 때 발생하는 임피던스는 구리권선의 저항과 누설인덕턴스에 의한 것이다. 시스템에 사고가 발생하면, 사고전류가 급격하게 흐르고 고온

초전도체 유도된 전류가 켄치 시킬 만큼 커지게 되고 더 이상 자장 차폐효과가 없으므로 1차측 권선에 임피던스가 발생되어 그 임피던스로 전류가 제한된다.

2. Saturable Reactor형 한류기

이 모델은 호주의 Wollongong 대학에서 제안된 한류기이다. 그림 2는 철심의 포화를 이용한 형태의 Saturable Reactor형 한류기로 초전도권선에 직류전원을 도입하여 철심에 포화를 일으키는 형태이다. 그림에서처럼 1차측은 시스템에서 도입되는 전력선으로 권선을 하고, 2차측은 고온초전도테이프를 권선한다. 2차측의 초전도 권선에는 직류 전원이 연결되어 있다.

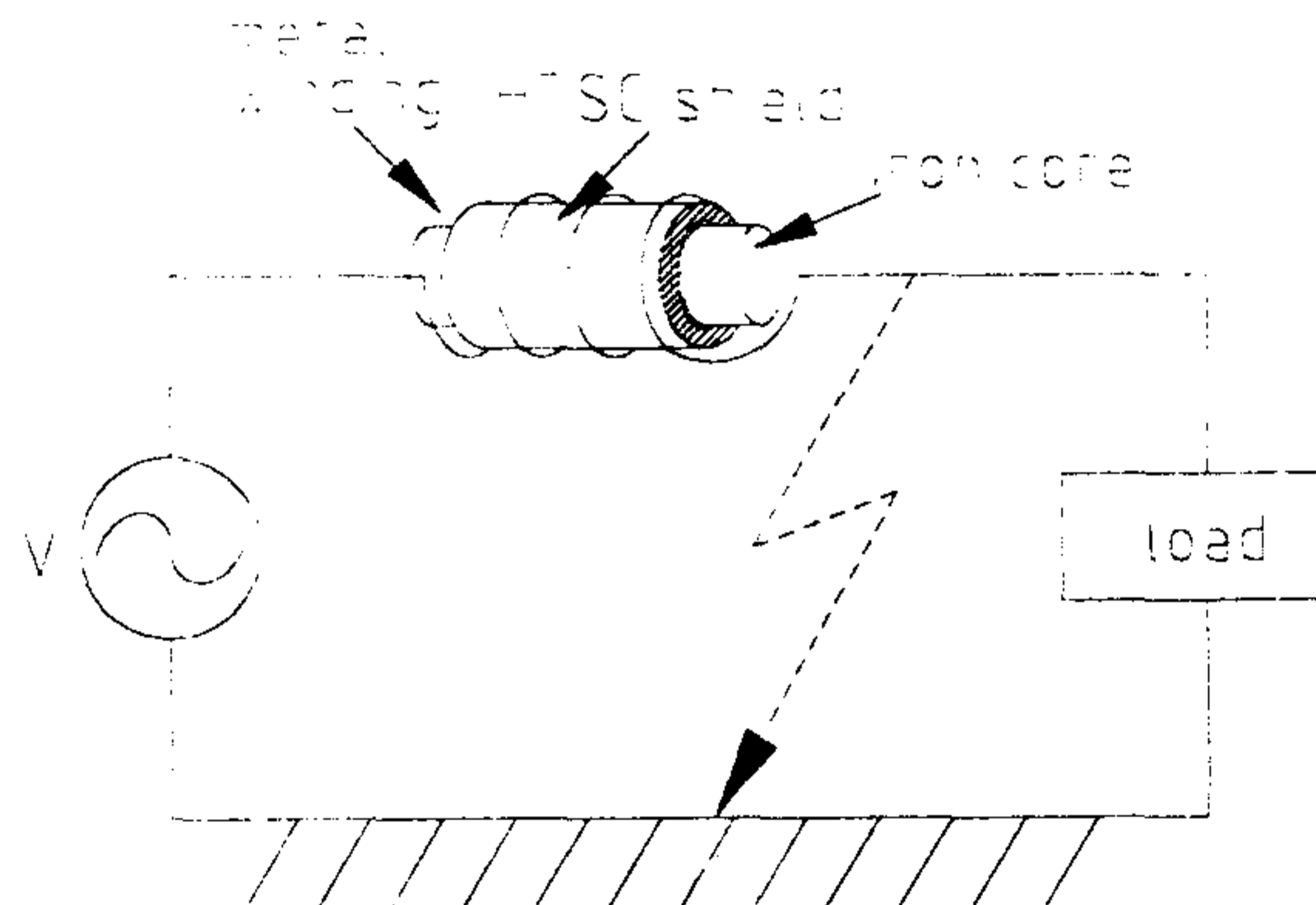


그림 1.1 Screen Core형 한류기

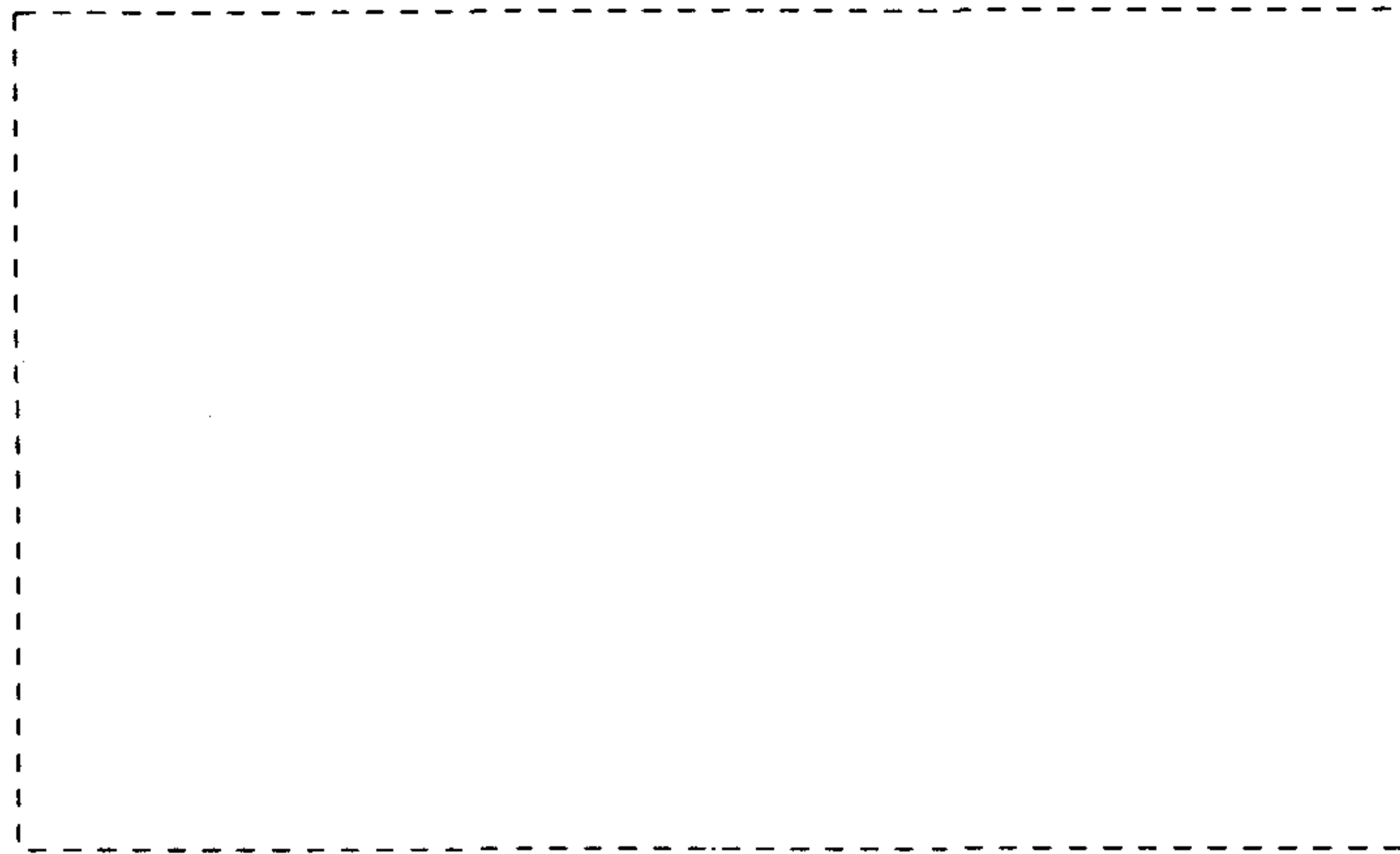


그림 1.2 Saturable Reactor형 한류기

직류전원에서 발생하는 Ampere turn은 철심을 포화시킬 만한 크기이어야 하고 정상상태 시 철심은 포화가 되므로 낮은 투자율을 갖게 되어 낮은 임피던스를 나타낸다. 하지만, 사고 시에는 역으로 철심의 포화점 이하에서 동작하게 되어 높은 투자율을 갖게 되고 임피던스도 높아지게 된다. 이 임피던스로 사고전류를 제한한다.

3. 브리지 회로를 이용한 한류기

이 모델은 미국의 Westinghouse와 LANL연구소가 이전에 개념화한 것을 바탕으로 하고 있다. 그림 3.3의 한류기는 초전도코일(L), 직류전원장치(V_b) 그리고 다이오드 브리지 회로로 구성된다. 직류전압은 정상상태 시 다이오드 회로가 항상 도통할 수 있도록 조절되어 인덕턴스 L을 bypass하도록 한다. 브리지회로상의 낮은 전압을 제외하고 이 회로는 낮은 임피던스를 나타낸다. 사고 시는 양의 반주기 동안은 두 개의 다이오드가 전류의 흐름을 방해하고 음의 반주기 동안은 나머지 두 개의 다이오드가 전류의 흐름을 막는다. 그러므로 인덕턴스 L은 고온초전도테이프로 감은 코

일로 사고 시 전류를 제한하는 임피던스로 작용한다.

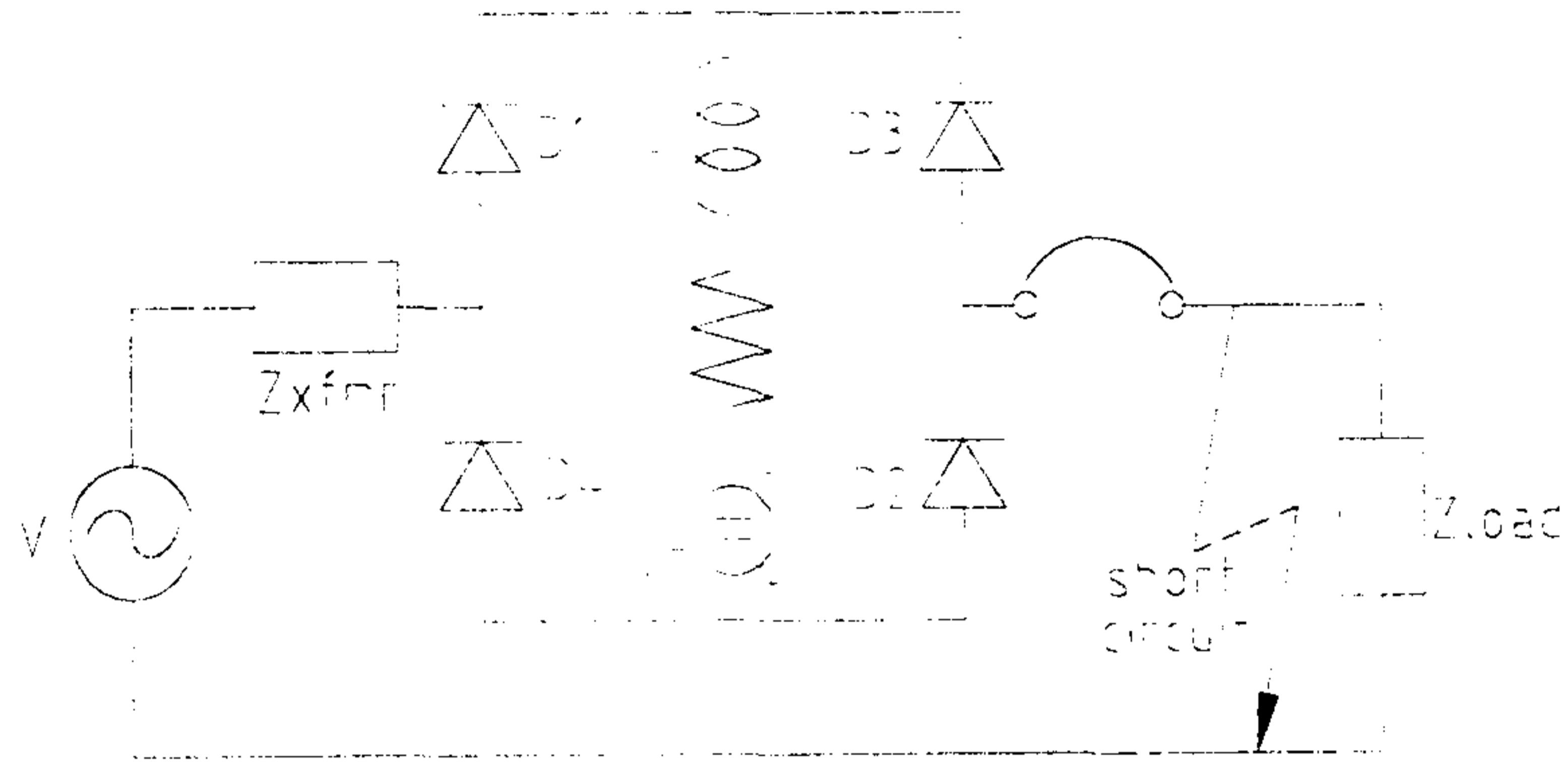


그림 1.3 Modified Bridge형 한류기

제 2 장 환형 고온초전도체의 제작 및 전자기해석

제 1 절 고온초전도체 제작

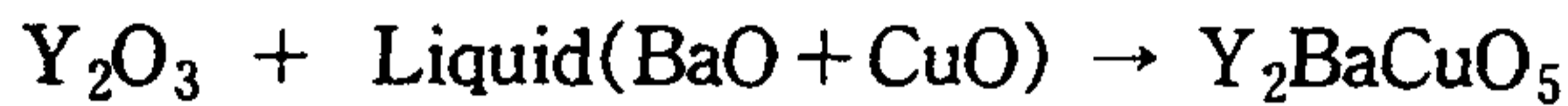
세라믹 초전도체는 액체질소의 온도에서 초전도성을 지니므로 실제적인 응용에 상당한 매력을 지니고 있다. 그러나 대부분의 응용에 있어서 $10^4 \sim 10^5$ A/cm²의 큰 임계전류밀도가 필요한 데 큰 자장 하에서도 이 정도 값이 요구된다. 임계전류밀도는 초전도체의 본래특성만이 아니고 그것의 미세조직에 크게 영향을 받는다. 그래서 실제적인 응용에 있어 미세조직의 제어는 매우 중요하다. 산화물 초전도체에서는 조직의 제어가 매우 어려운 것으로 알려져 있으나 최근의 연구에서는 이러한 재료에서 높은 J_c 를 얻고 있다. bulk 고온초전도체의 합성을 위하여 여러 가지 공정이 응용되고 있다. 소결은 일반적인 세라믹 공정에서 많이 이용되고 있으며 선재의 제작에 많은 잇점이 있다. 그러나 소결에 의한 높은 J_c 를 가지는 재료의 제작에는 성공하지 못하고 있다. 소결된 벌크 시료의 결정입계(grain boundary)에서 약결합(weak-link)이 낮은 J_c 을 가지는 원인이라고 믿고 있다.

용융공정은 결정입자의 배열을 통하여 효과적으로 weak-link의 감소를 가져오며 YBaCuO에서 77K의 온도에서 높은 J_c 를 얻었다. 그러나, 초기에는 pinning center의 부족으로 용융공정 시료에 큰자장이 인가되었을 경우 J_c 는 낮은 수준이었다. bulk YBaCuO에서 flux line의 이동을 억제하는 피닝센터의 도입이 이루어져 J_c 값이 크게 향상하였으며 77K, 수 Tesla의 자장하에서 $10^4 \sim 10^5$ A/cm²에 도달하였다.

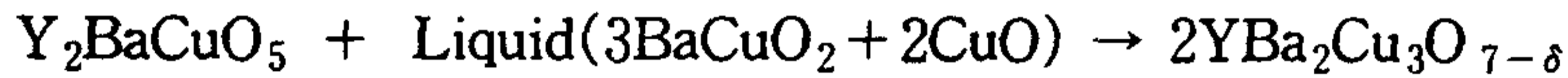
YBa₂Cu₃O_{7- δ} 의 초기분말은 고순도의 Y₂O₃, BaCO₃, CuO를 사용한다. Fe, Ni, Co같은 불순물은 T_c의 감소를 가져오므로 가능한 한 적게 들어 있어야 한다. 분말

은 혼합하여 하소과정을 거친 후 분쇄한다. 이 과정은 분말의 품질을 향상시키기 위해서 보통 2회 실시한다.

Y-Ba-Cu-O계에서는 2개의 포정반응이 있다. 첫째 1200°C 이상의 온도에서 Y_2O_3 와 액상(BaO와 CuO의 혼합)이 안정상이다. 냉각에서 이 둘 두 상은 포정반응에 의해 Y_2BaCuO_5 상을 형성한다.

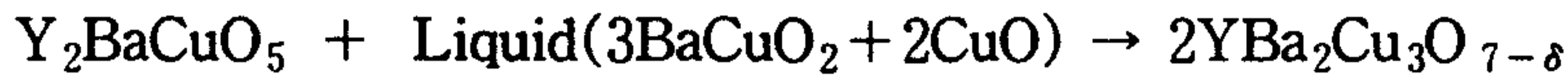


둘째 1000°C 근처에서 Y_2BaCuO_5 (211상)은 액상과 반응하여 $YBa_2Cu_3O_{7-\delta}$ (123상)를 만든다.



211 + Liquid의 영역에 도달하는 데는 두가지 방법이 있다. 하나는 123상의 분해 방법이며 다른 한가지는 Y_2O_3 의 반응이다. 먼저 소결한 시료 또는 하소한 분말을 $Y_2O_3 + \text{Liquid}$ 영역까지 가열하여 구리판을 이용하여 납작하게 급랭시킨다. 급랭된 시료를 211 + Liquid 영역까지 재가열 시키는데 이 영역에 Y_2O_3 가 액상과 반응하여 211상을 생성한다. 211이 Y_2O_3 로 부터 핵생성하기 때문에 만약에 Y_2O_3 의 분포를 제어한다면 211상의 분포를 제어하는 것이 가능하다. MPMG 공정에서는 급랭한 시료를 분쇄에 의해 미세입자들이 잘 혼합된 상태를 만드므로 이를 성취시키고 있다. 이 과정에 의해 크기가 큰 Y_2O_3 는 미세화되고 분포는 균일하게 된다. 그 후 이 분말을 원하는 형태로 성형한 다음 211 + Liquid 영역으로 가열한다. 여기에서 시료를 장기간 유지하면 안되는데 그 이유는 211상이 너무 큰 입자로 성장하기 때문이다. 그러나 유지시간이 너무 짧으면 최후의 조직에 잔존하는 기공이 너무 많아지게 된다. 이 영역에서 적절한 시간동안 유지한 다음 시료를 포정반응의 온도 바로 아래까지 급랭시킨 후 서냉을 한다. MPMG공정에서는 211 rich영역으로 초기의 조성을 변화시키게 되면 211 입자의 도입은 이루어지게 된다. Y-Ba-Cu-O계에서

123상은 다음의 반응에 따라 성장한다.



여기에서 211은 고상이고 $3BaCuO_2 + 2CuO$ 은 액상이다. 그리고 반응은 포정반응이나 일반적인 포정반응과는 차이가 나는데 냉각속도가 충분히 느리면 생성되어 있는 123상의 결정성장을 촉진시킨다. 이 사실은 211상이 분해되고 성장면에서 액상과 반응하여 새로운 123결정이 생성되는 핵생성보다는 성장을 계속하려는 반응이 우선하기 때문이다. 그래서 원하는 크기의 큰 결정을 얻을 수 있었다. 그러나 냉각속도가 커서 고상-액상 계면에서 211상의 분해와 확산을 위한 충분한 시간이 주어지지 않게되면 연속적인 성장은 억제되고 많은 작은 입자를 생성하는 결과를 가져온다. 그래서 211의 밀도가 클 때, 211-rich 영역에서 성장면에서 인접한 211사이의 확산간격이 작기 때문에 결정성장은 촉진된다. 연속적인 결정성장을 위하여 가능하면 211입자의 미세화와 균일화를 만드는 것이 바람직하다. 액상의 균질화 또한 결정성장을 유지하는데 결정적인 역할을 한다. 123상을 성장시키기 위해서 211상과 액상이 반드시 공급되어야 하는데 여기에서 액상의 조성은 $BaCuO : CuO = 3 : 2$ 가 지켜져야 한다. MPMG공정에서는 분쇄와 혼합과정 이후에 매우 높은 온도에서 용융된 시료이기 때문에 액상의 조성은 여러가지 크기를 가진 분말들이 기계적으로 혼합된 초기분말에 비해 매우 균일하다.

$YBa_2Cu_3O_{7-\delta}$ 의 임계온도는 산소함량에 크게 의존하는 데 산소부족이 증가할수록 감소한다. 그리고 치밀한 시편에서 산소의 확산속도는 매우 느려 시료내부까지 산소가 확산되지 못하므로 산소함량이 낮아 J_c 가 낮아진다. 높은 산소밀도를 가진 시료의 제작을 위하여 산소분위기에서 오랜시간 동안 후열처리가 필수적이다.

Y계 초전도체를 MPMG법으로 제조하기 위해 먼저 초전도체의 조성을 $Y : Ba : Cu = 1.6 : 2.3 : 3.3$ 으로 하였다. 사용한 시작분말은 Y_2O_3 , $BaCO_3$, CuO 로서 순도는 99.9% 이상이었다. 그림 2.1에 MPMG법으로 제작한 시료의 제조공정을 나타

냈다. 혼합된 분말은 900℃, 공기 중에서 24시간씩 2회 하소처리 하였으며, 이를 분쇄하여 백금도가니에 넣고 1410℃에서 30분 가열한 후 급랭시켰다. 용융하여 급랭시킨 납작한 시료를 다시 자동유발기를 이용하여 6시간 동안 분쇄하여 분말로 만들었다. 임계전류를 상이하게 하기 위해 분쇄한 분말을 20g, 10g로 측량하여 bulk 형태의 링을 제작하였고 이때 링의 외경은 40mm, 내경은 25mm이었다. 링형태의 초전도체 제작을 위한 몰드가 그림 2.2에 나타나있다. 이 링을 백금 판에 놓고 1110℃까지 온도를 증가시킨 후 1110℃에서 20분을 유지시킨 후 1000℃까지 5분에 걸쳐 냉각한 다음 930℃까지 70시간에 걸쳐 서냉시켰다. 930℃까지 냉각이 된 시료는 상온까지 6시간에 걸쳐서 노랭시켰다. 이렇게 MPMG공정을 거친 시료를 산소분위기, 520℃에서 각각 120시간, 48시간동안 열처리하였다. 그림 2.3과 그림 2.4는 제작된 고온초전도링의 사진이다. 20g의 bulk 링은 높이가 5.5mm이고, 10g는 2.8mm였다.

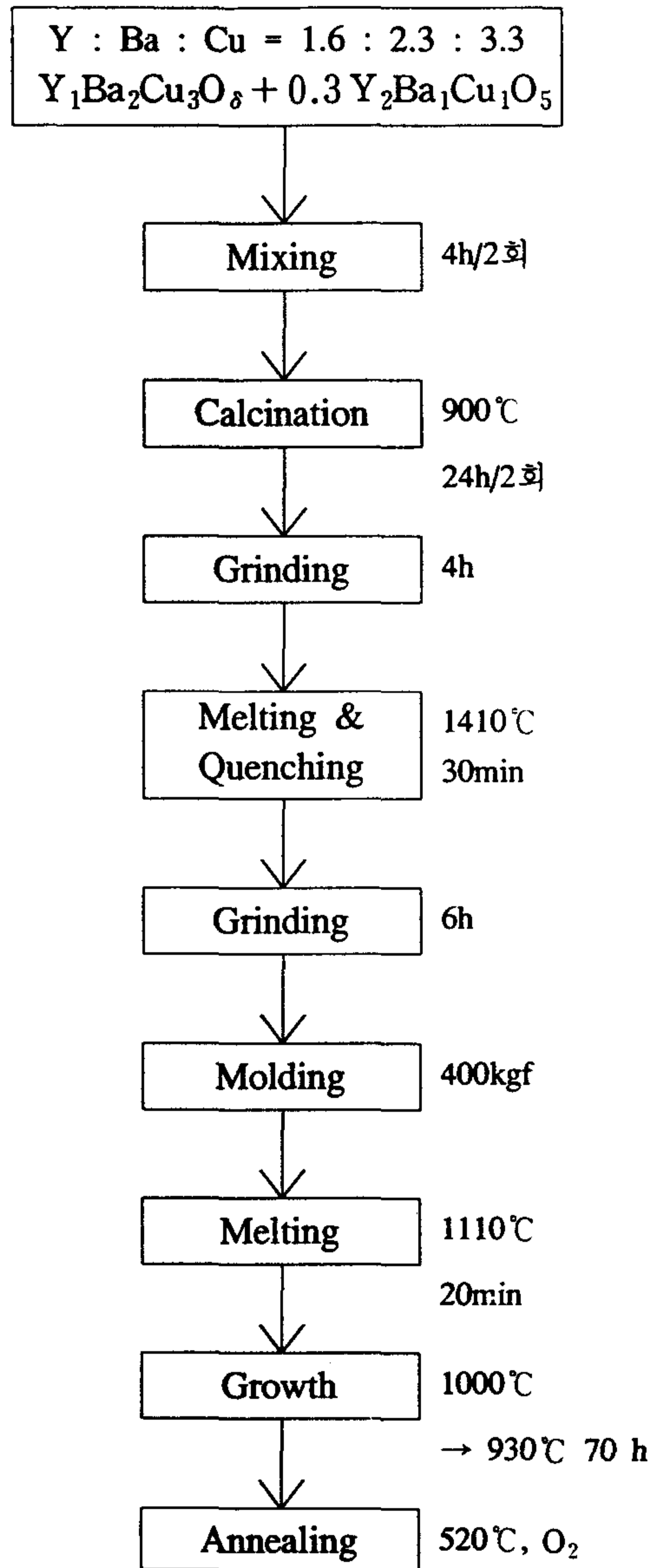


그림 2.1 Y계 고온초전도체의 MPMG 공정도

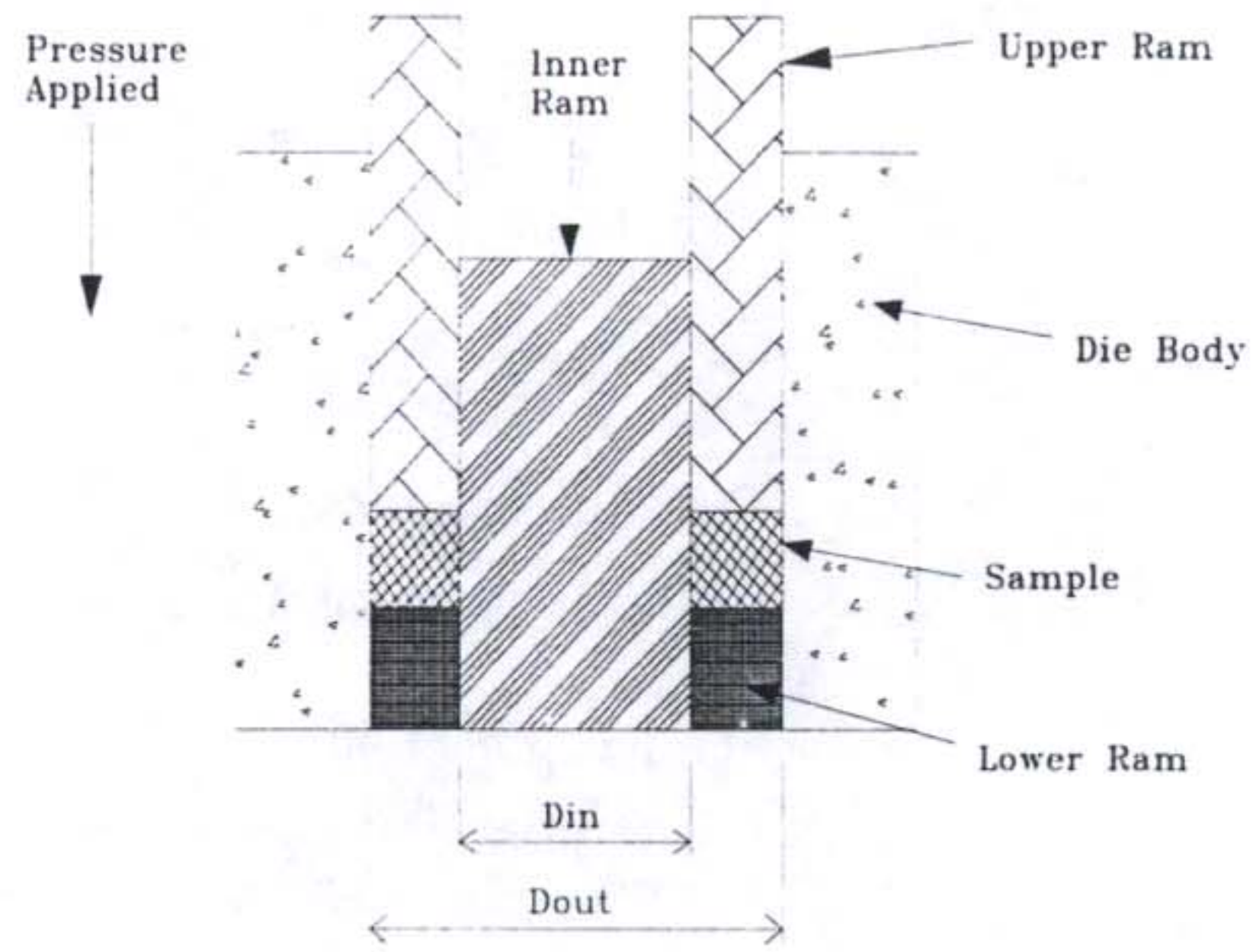


그림 2.2 고온초전도링을 제작을 위한 주물

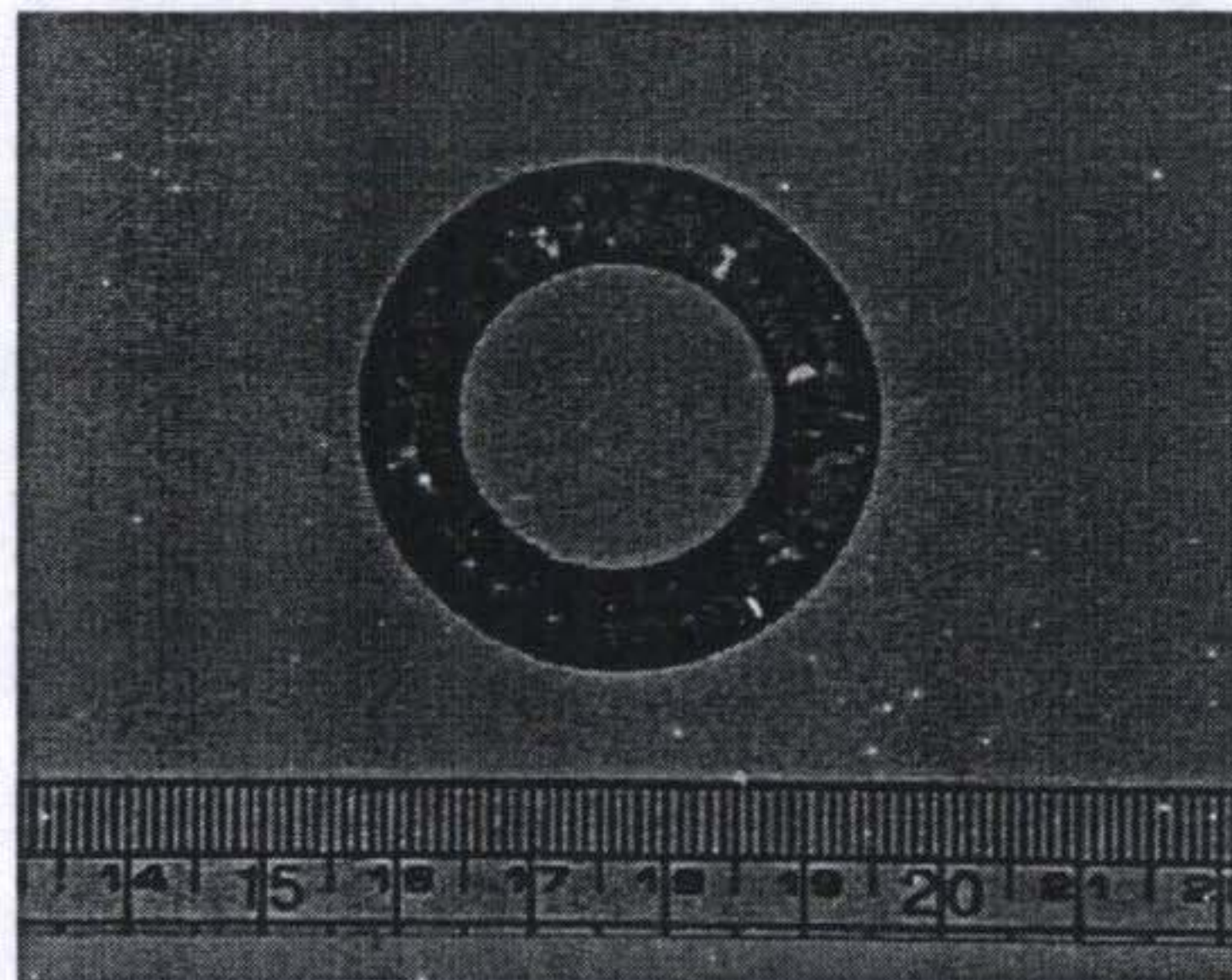


그림 2.3(a) 고온초전도링

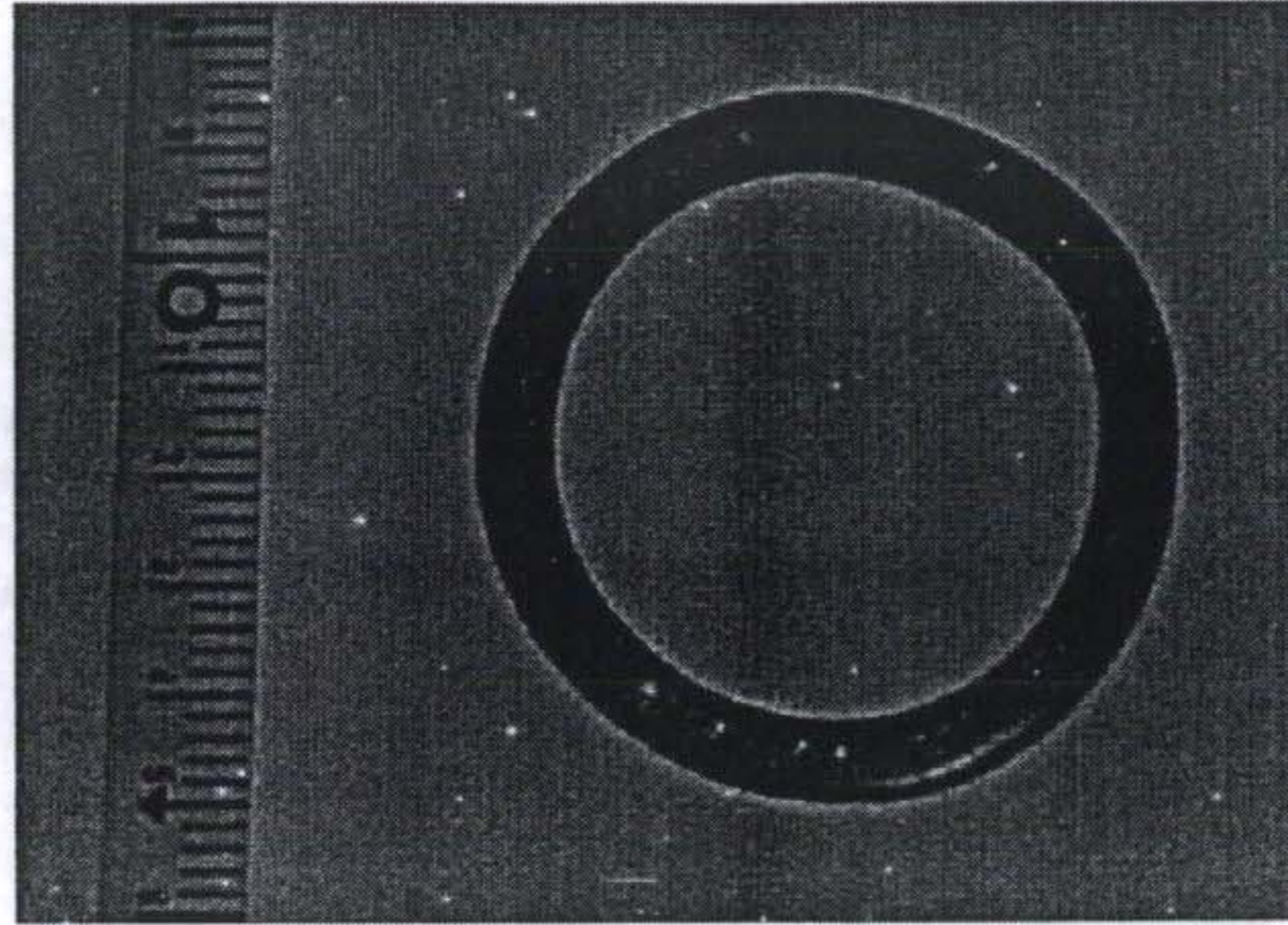


그림 2.3(b) 고온초전도링

제 2 절 임계전류 측정법 개발

고온초전도체를 실용화하기 위해서는 높은 임계전류를 얻는 것이 중요하며 이것을 성공적으로 달성하기 위해서는 정확한 J_c 의 측정이 필수적이다. 저온 초전도체(LTSC)의 경우에는 일정한 측정 과정이 규정되어 있지만 이것을 고온 초전도체(HTSC)에 적용하는데는 몇 가지 문제가 따른다. 이것은 LTSC가 HTSC보다 전류-전압 곡선에서도 급격한 점을 갖기 때문에 완만한 곡선을 그리는 HTSC에 비해 좋은 특성을 가질 수 있기 때문이다. 임계전류를 측정하기 위한 기존의 방법은 크게 두가지로 나눌 수 있다. Bean critical state model을 이용한 자화 측정법(magnetization method)은 자기 투자율을 J_c 와 연계하는 빈 공식(Been formula : $J_c = H/D$)을 이용하여 구하는 것으로 주로 NbTi나 Nb₃Sn과 같이 저온 선재에 주로 이용되며 높은 테스트전류를 필요로 하지 않는 장점이 있다. 하지만 고온 초전도체에서는 그것의 제작 특성상 많은 불일치를 이룬다. 두 번째 방법은 transport current로

알려진, 도입 선을 통해 흘러가는 실질적인 전류를 측정하는 것이다. 샘플의 양끝을 통해 전류를 흘리고 일정하게 떨어진 두점에서의 전압이 측정된다. $J = J_c$ 인 순간에 상전도 전이가 일어나고 전압이 갑자기 증가한다. 따라서 전압의 갑작스런 상승이 있기까지 전류를 계속해서 증가시키면 된다. 하지만 접촉부분에서의 열 손실이 무척 커서 샘플이 타버리는 경우도 있으며 샘플의 온도가 변함에 따라 J_c 의 값도 변화될 수 있는 단점이 있다. 이와 같은 이유로 0.1초 동안의 순간 전류 유입이 종종 사용된다. 이밖에 열기전력 및 spurious currents의 많은 문제점이 접촉점을 통해 발생하게 된다.

이와 같은 여러 문제를 해결하기 위해 초전도체에 직접적인 리드 선을 연결하지 않고 변압기를 통한 자기적 결합을 통해 초전도 링에 전류를 유도하여 임계전류밀도를 측정하는 방법이 개발되어 왔으며, 여기서는 앞절의 두 가지 다른 방법을 통해 제작된 고온 초전도 링의 임계전류밀도를 측정하는 방법을 다루고 있다. 변압기의 1차측에 코일을 적당한 권선수로 감은 후 가변교류전압을 입력으로 연결하고 2차측은 초전도링을 끼워 유도되는 전류를 점차 높여 임계전류를 측정하게 된다.

1. 임계 전류 측정 시스템

리드선의 접촉이 없고 유도된 전류로 링 형태의 bulk형 Y-Ba-Cu-O계 시편의 교류임계전류를 측정할 시스템의 대략적인 구성은 그림 2.4와 같다. 기존의 sintering 한 시편과 용융법으로 제작한 시편 모두 측정할 수 있고 리드선의 접촉이 없으므로 비교적 정확한 교류임계전류측정이 가능하다.

가. 예비 실험

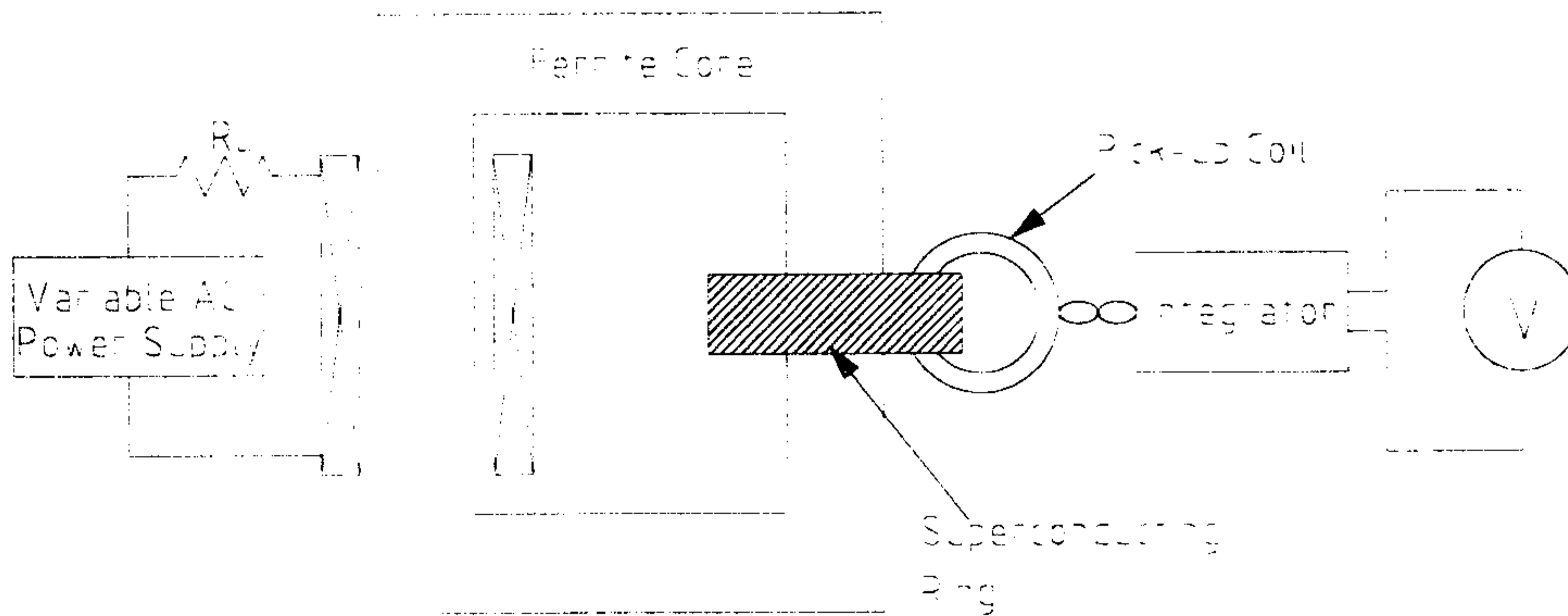


그림 2.4 교류 임계전류 측정 시스템

2차측의 초전도링과 부하저항 R_L 을 제거한 후 1차측 양단에 걸리는 전압을 V_{OC} , 이때 회로에 흐르는 전류를 I_{OC} 라 하고 전력계에서 측정된 전력을 P_{OC} 라 하면,

역률 $p.f = \cos \theta = \frac{P_{OC}}{V_{OC}I_{OC}}$ 이고, 어드미턴스 Y_{OC} 는,

$$\begin{aligned}
 Y_{OC} &= \frac{I_{OC}}{V_{OC}} \angle -\theta \\
 &= \frac{I_{OC}}{V_{OC}} \cos \theta - j \frac{I_{OC}}{V_{OC}} \sin \theta \text{ 이다.} \\
 &= \frac{1}{R_C} + j \frac{1}{X_m}
 \end{aligned}$$

특히 2차측에 흐르는 전류를 감지하기 위해 Pick-up Coil을 링에 끼웠으며 누설임

피더스는 초전도 링을 연결한 채 트리거 전류이하에서 무부하 특성실험과 같이 하

면 역률 $p.f = \cos \theta = \frac{P_{SC}}{V_{SC}I_{SC}}$ 이고, 이때의 임피던스 Z 는 다음과 같다.

$$Z = \frac{V_{SC}}{I_{SC}} \angle \theta = r_1 + j\omega(L_P + a^2L_S)$$

따라서 누설 자속에 의한 인덕턴스를 구할 수 있다.

위에서 구한 회로상수를 바탕으로 2차측에 유도되는 전류의 측정을 위해 픽업코일(Pick-up Coil)의 예비 실험이 필요하다. 픽업코일은 로고스키코일의 한 형태이며 초전도 링에 흐르는 교류 전류의 크기에 비례하는 전압이 인가된다. 먼저 임의의 회로를 구성한 후 실제 전류를 측정할 수 있는 도선에 이 픽업코일을 설치한다. 입력 전압을 일정하게 증가시키면서 실제 전류와 픽업코일의 유도 전압을 측정하여 테이블을 만들고 이것의 특성 그래프를 그린다. 이 그래프는 공심코일을 사용하였으므로 선형적인 특성을 가지며 이 그래프를 이용하여 유도되는 전압에 비례하는 링의 전류를 측정할 수 있다. 픽업코일 특성 그래프를 그림 2.5에 나타내었다.

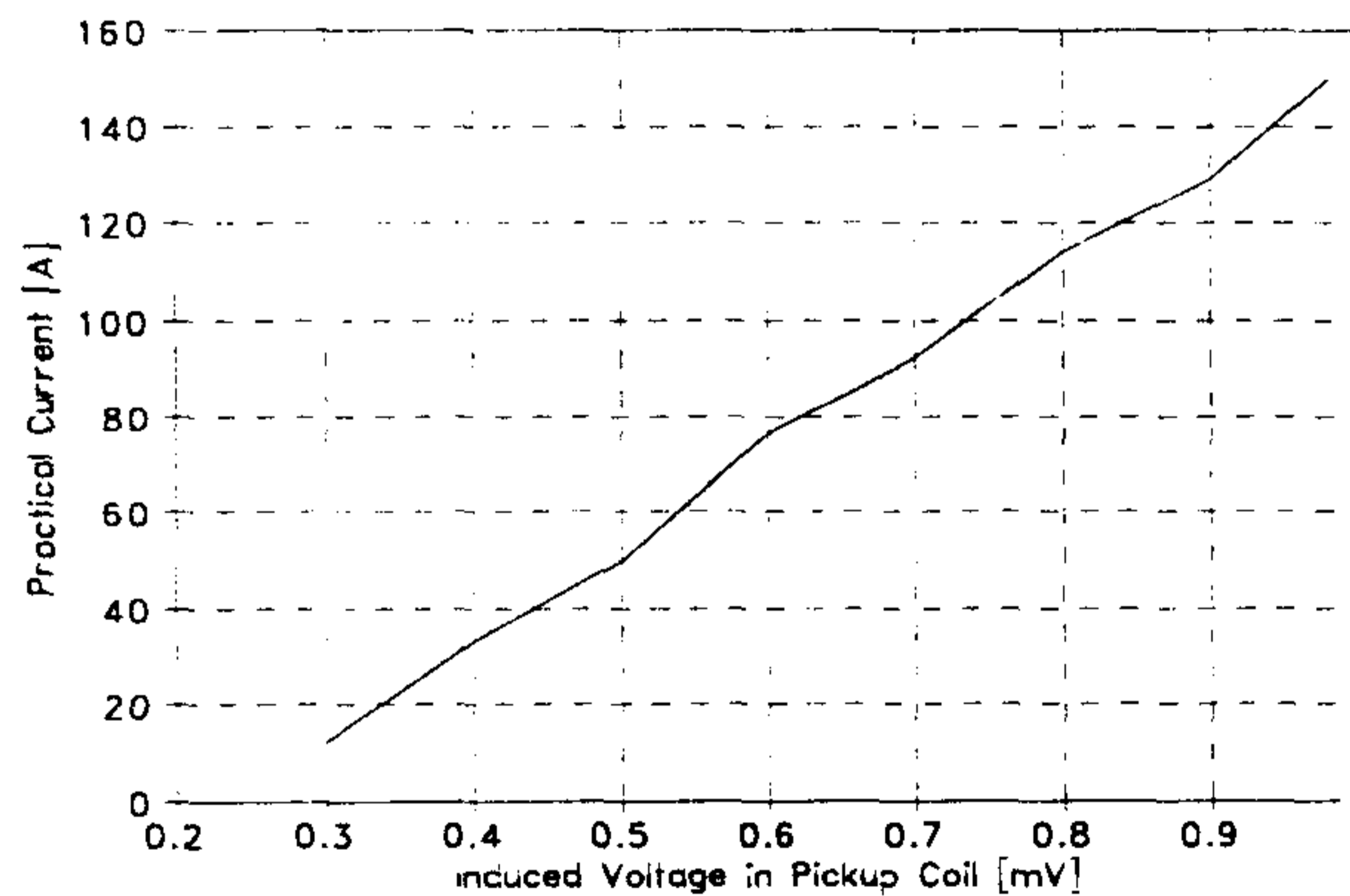


그림 2.5 픽업코일특성 그래프

나. 임계전류밀도 측정 방법 및 원리

1차측의 권선수는 100이고 2차측에 초전도 링을 끼워 넣고 2차측의 전류와 1차측의 전압, 전압을 모니터링 했다. 슬라이다스를 1차측에 연결하여 서서히 전압을 증가시킨다. 전압이 증가됨에 따라 시스템 전체에 흐르는 전류와 1차측 전압, 2차측의 링의 전류는 증가할 것이고 매 단계마다 그 값이 기록된다. 이론적으로는 1차측의 전압은 0이어야 하지만 1차, 2차의 누설 임피던스에 의한 전압강하가 나타났다. 하지만 2차측에 흐르는 전류의 값으로 링의 초전도상태 여부를 확인할 수 있었다. 1차측에 자속이 변하면 그의 변화율에 맞추어 2차측에 전류가 유도된다. 만약 누설 임피던스가 없다면 서로의 자속은 완전히 상쇄되어 1차측의 전압은 0이어야 한다. 만약 유기된 전류가 초전도 링의 임계전류를 넘게되면 초전도상태가 상전도상태로 전이하면서 더 이상 차폐전류에 의해서 자속이 상쇄되지 않는다. 그러므로 1차측에는 높은 전압이 유도되며 2차측도 권선 비에 의해서 유도되던 전류가 상전도 저항 때문에 현저히 감소하게 된다. 이런 현상이 발생하면 결과를 산출하여 그래프로 나타내어 임계 전류와 임계전류밀도를 계산한다.

다. 임계 전류 측정 결과

고온초전도한류기용으로 제작된 두 가지 시편의 교류 임계전류를 측정하였다. 두 시편 모두 MPMG법으로 제작되었으며 시편의 크기는 내경이 23mm 외경이 36mm 였고 높이는 각각 2.8mm, 5.5mm였다. 그러므로 결과적인 시편의 단면적은 시편 1은 19.6 mm^2 이고 시편2는 38.5 mm^2 이다. 그림 2.6에서 시편 1의 교류 임계전류는 $240 \text{ A}_{\text{rms}}$ 정도였고 이를 임계전류밀도로 환산하면 1700 A/cm^2 였다. 시편 2의 경우는 마찬가지로 측정하여 $1600 \text{ A}_{\text{rms}}$ 정도가 되었으며 그림 2.7에 나타나있다. 이를 임계전류밀도로 환산하면 5870 A/cm^2 정도였다.

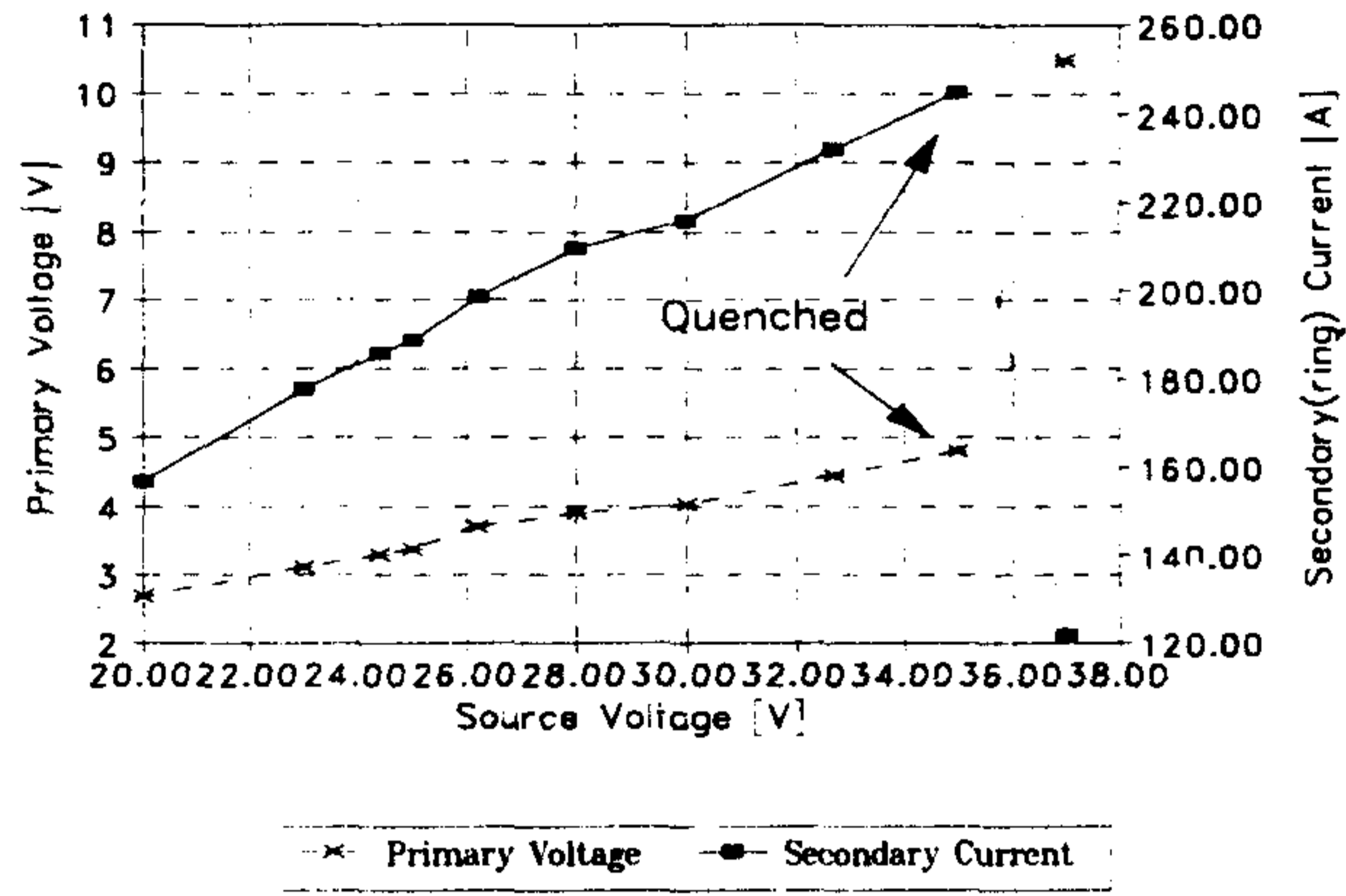


그림 2.6 임계전류 측정 결과 (10g ring)

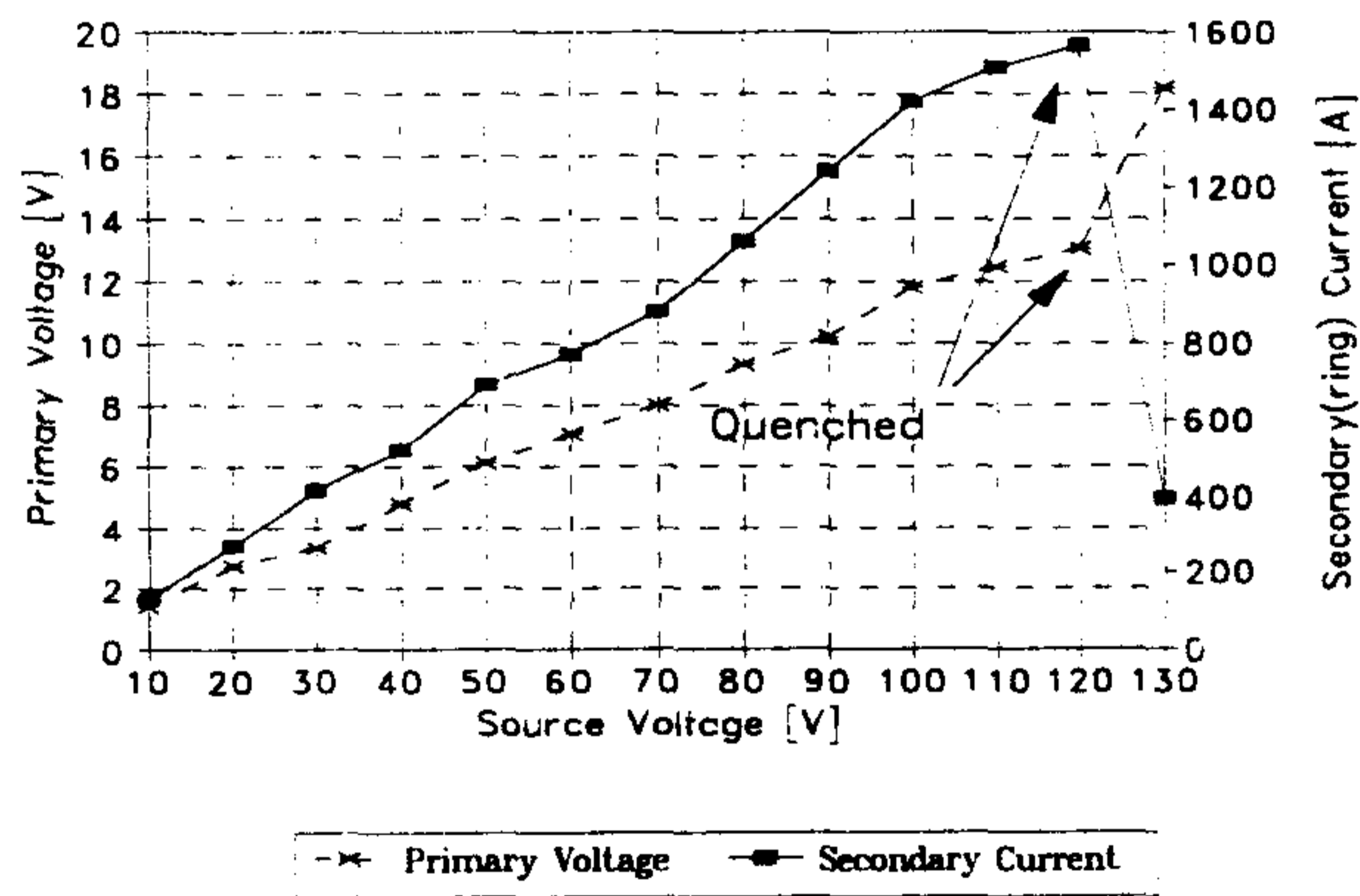


그림 2.7 임계전류 측정 결과 (20g ring)

이것의 차이는 산소중의 열처리시간 차이에서 오는 것으로 사료되며 시편 1의 경우는 520℃, 48시간 열처리하였으며 시편 2의 경우는 510℃, 120시간 열처리를 하였다. 산소 중 열처리 시간에 따라 임계전류밀도가 큰 차이를 보이고 있음을 알 수 있다.

제 3 장 고온초전도체의 저항변화 연구 및 고온초전도한류기의 설계

제 1 절 저항변화해석

1. 교류손실해석

초전도체에서 일반적으로 직류전류를 가하면 저항 없이 흐르지만, 교류전류나 시변 자계는 손실을 초래한다. 고온초전도체에서 손실의 원인은 히스테리시스 현상이다. 자계가 인가될 때 자속은 표면부터 침투되기 시작하고 전류가 흐르는 영역은 마치 상전도체에서의 skin-effect에 유추시킬 수 있다. 큰 차이는 고정된 온도에서 초전도체에 자계에 의해 유도되는 전류밀도는 임계전류밀도값을 항상 가진다는 것과 인가된 자계의 함수라는 것이다. 1963년에 이를 수학적으로 체계화한 사람은 Carles Bean이었다. 강한 pinning을 가지는 Type II 초전도체를 모델로 하여 시변자계시 히스테리시스현상을 보이는 자화를 잘 설명하였다. 고온초전도체도 Type II 초전도체이므로 Bean Critical State Model을 적용시킬 수 있다.

고온초전도한류기에 사용되는 도체는 단락된 링의 모양이고 인가되는 자계는 축방향이다. 전류밀도 J 는 r 에 따라서 $\pm j_c$ 나 0을 가진다. 고온초전도체가 1차원선 안쪽에 있는 자기결합형과 바깥쪽에 있는 자기차폐형은 경계조건이 다르지만 유도하는 방식은 같다. 여기서는 자기결합형을 모델로 하여 유도한다.

링모양의 고온초전도체에서 자계를 구하면,

$$\nabla \times \mathbf{H} = -\frac{\partial H_z}{\partial r} \mathbf{a}_\phi = j \mathbf{a}_\phi \quad (3.1)$$

이를 적분하면 아래와 같다.

$$H_z(r) = C_1 - jr_{in} \quad (3.2)$$

단, C_1 은 식 (3.2)의 적분상수이다.

$$\nabla \times \mathbf{E} = -\mu_0 \dot{\mathbf{H}} = -\mu_0 \dot{C}_1 \mathbf{a}_z \quad (3.3)$$

E 는 ϕ 성분만 가지고 r 에 따른 변화만 존재한다. 따라서 식 (3.3)을 정리하면,

$$\mathbf{E} = \left(-\frac{1}{2} \mu_0 \dot{C}_1 r + \frac{C_2}{r} \right) \mathbf{a}_\phi \quad (3.4)$$

경계조건을 적용하면 경계안쪽에서 $E=0$, 그러므로 $E = \dot{H} = 0$

$$H_z(r_{in}) = C_1 - j_c r_{in} = H_a \quad (r_{in} < r < r_{out}) \quad (3.5)$$

식 (3.5)에서 $C_1 = H_a + j_c r_{in}$ 이다.

$$E_\phi(r_1) = -\frac{1}{2} \mu_0 \dot{H}_a r_1 + \frac{C_2}{r_1} = 0 \quad (r_{in} < r < r_{out}) \quad (3.6)$$

식 (3.6)에서 $C_2 = \frac{1}{2} \mu_0 \dot{H}_a r_1^2$ 이다.

그러므로 적분상수를 C_1, C_2 를 대입하면 E 와 H 가 결정된다.

완전히 침투하려면 $r_1 = r_{out}$ 일 경우이고 인가된 자계의 세기 H_p 는

$$H_p = j_c (r_{out} - r_{in}) \quad (3.7)$$

가. 순간소비전력

순간소비전력 P 는 $P = \int_v \mathbf{E} \cdot \mathbf{J} dv$ 이다.

단위체적당 손실은

$$\begin{aligned}
\frac{P}{V} &= \frac{1}{\pi(r_{out}^2 - r_{in}^2)} \int_{r_{in}}^{r_{out}} \mathbf{E} \cdot \frac{j_c}{|\mathbf{E}|} \cdot \mathbf{E} dr \\
&= \frac{j_c}{\pi(r_{out}^2 - r_{in}^2)} \int_{r_{in}}^{r_{out}} |\mathbf{E}_\phi| dr \\
&= \frac{j_c}{\pi(r_{out}^2 - r_{in}^2)} \left| \frac{1}{2} \mu_0 \dot{H}_a \int_{r_{in}}^{r_{out}} \left| \frac{r_1^2}{r} - r \right| dr \right.
\end{aligned} \tag{3.8}$$

나. Cyclic state에서 부분침투 시 손실

인가 field가 최대치에 이르렀을 때 완전 침투하기 못하고 부분침투가 되어 있을 때 새로운 변화는 surface로 부터 발생하고, 새로운 이동경계가 형성된다. 두개의 이동경계 사이에선 $E = \dot{H} = 0$ 가 항상 성립된다.

이동경계의 속도 \dot{r}_1 는 경계에 미소 path를 취하고, 미소 path를 따라 field를 적분하여 계산할 수 있다.

$$H_z^+ - H_z^- = j^+ \Delta r^+ + j^- \Delta r^- \tag{3.9}$$

Δr^- 의 시간에 대한 미분은 $-\dot{r}_1$ 와 같으며, Δr^+ 의 미분은 \dot{r}_1 와 같다. 이동경계 내에서 $E = \dot{H} = 0$ 이므로,

$$\dot{H}_z^+ = -(j^+ - j^-) \dot{r}_1 \tag{3.10}$$

이동경계내의 +쪽에서 \dot{H} 는 일정하고 \dot{H}_a 와 같다.

따라서 \dot{r}_1 은 항상 안쪽으로 이동하므로

$$\dot{r}_1 = \left| \frac{\dot{H}_a}{j^+ - j^-} \right| \tag{3.11}$$

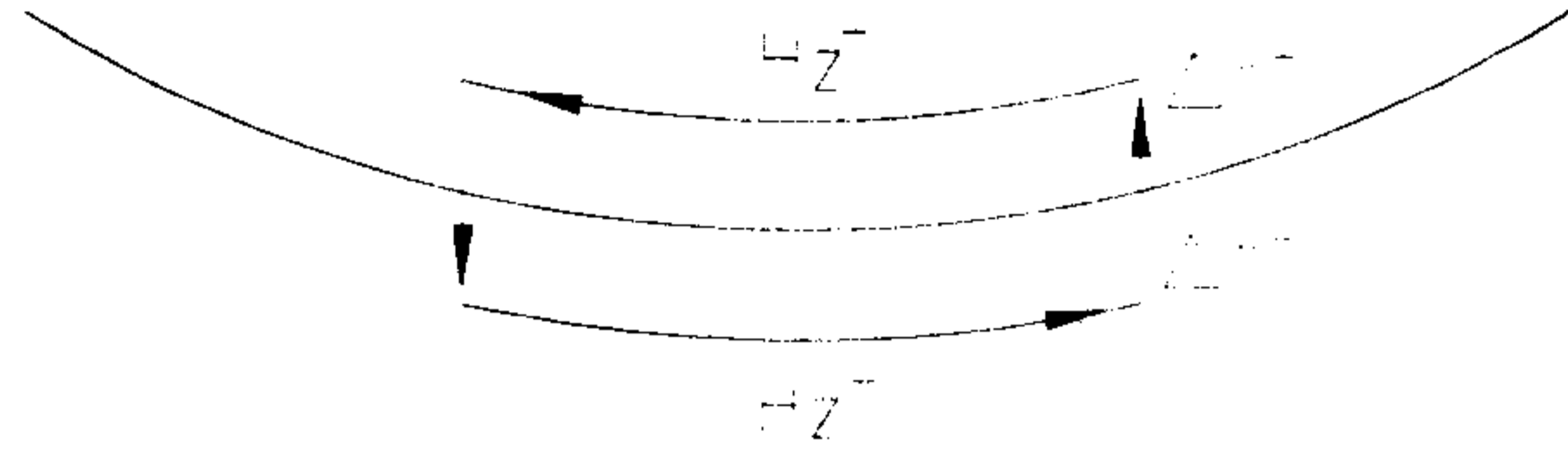


그림 3.1 이동경계조건

$t = t_1$ 일 때 $r_1 = r_0$ 라면 위 식의 시간적분은

$$r_1 = r_0 + \frac{1}{j^+ - j^-} |H_a(t) - H_a(t_1)| \quad (3.12)$$

항상 $r_1 \leq r_0$ 이므로,

$$r_1 = r_0 - \frac{1}{|j^+ - j^-|} |H_a(t) - H_a(t_1)| \quad (3.13)$$

$$|j^+ - j^-| = 2j_c \quad (3.14)$$

이므로 Cyclic State에서 식 (3.13)을 식 (3.14)에 대입하면

$$r_1 = r_0 - \frac{1}{2j_c} |H_a(t) - H_a(t_1)| \quad (3.15)$$

따라서 단위 체적당 손실 $\frac{P}{V}$ 는 식 (3.8) 식 (3.15)의 경계를 대입하여 적분하면 된다.

2. Onset of Resistance

최근에 고온초전도체의 빠른 상전도전이 과정을 응용한 기기에 대한 관심이 매우 높아지고 있다. 켄치 메카니즘의 해석은 여러 가지 스위칭 소자를 설계와 적절한 켄치 보호 시스템을 구성하는데 매우 유용하게 사용된다. 고온초전도체의 저항변화 곡선 해석을 하는 일반적인 방법은 상전도 영역 전파속도를 계산하는 것이다. 이러한 고온초전도체의 켄치를 해석한 몇몇 이론 및 실험 논문은 방향을 제시하는데는 유용하지만 고온초전도체의 특성인 weak-link 분포를 무시하고 있어 이를 고려한 모델의 제안이 시급한 실정이다. 본 연구의 목적은 실제 교류에서 사용되고 있는 고온초전도체의 전자기적 특성을 고려한 열 발생 모델을 설정하고 weak-link 구조를 확률적 분포곡선으로 근사하여 실제 실험 데이터와 비교 분석하였다. 이러한 연구는 고온초전도한류기의 스위칭 특성을 해석하는 데 매우 유용할 뿐 아니라 다른 종류의 스위치를 설계하는 데 매우 도움이 될 것이다.

가. 수치해석 모델

(1) Weak-Link 모델

고온초전도체의 grain boundary에 발생하는 weak-link문제를 완화하고 flux-pinning을 개선시키고 임계전류밀도를 증가시키기 위해 용융법이 제작공정으로 많이 채택되고 있다. 초전도체에서 grain boundary는 초전도상태의 전류의 흐름을 방해하는 장벽으로 작용하고 그 장벽의 두께는 인가되는 자계의 세기에 비례하며 장벽을 통과한 전류는 지수함수 적으로 감소한다. weak-link는 네트워크 이론에 의해서 셉트 저항의 역할을 하는 것으로 모델화된다. 근사된 weak-link 모델은 다양한 전류흐름을 평균적으로 반영하게 된다.

비록 임계전류밀도가 초전도체의 특성을 나타내는 주요지표로 사용되지만 실제로 국부적인 flux-pinning이나 weak-link 문제로 샘플에서 모두 동일하지는 않다. 따라

서 초전도체의 평균 임계전류를 가지고 확률밀도함수로 weak-link 분포를 가정하는 것이 타당하다. 확률밀도분포 곡선은 gaussian 분포로 가정하여 임계전류의 평균값이나 표준편차를 조정하여 실제 실험 데이터와 일치시킬 수 있다. 이러한 함수가 평균주기 λ 을 가진다는 가정 하에 그림 3.5에 나타나있다. weak-link의 수치 해석적 모델에서 절점의 갯수는 ϕ 방향으로 1,000이고 평균주기 λ 는 20개의 절점으로 설정하였다. 최대값은 $\phi = (n \pm 0.5)\lambda$ ($n = 1, 2, \dots$)에서 최소값은 $\phi = n\lambda$ ($n = 0, 1, \dots$)에서 나타난다. 임계전류밀도와 weak-link의 평균주기 λ 는 시편의 균질성과 평균 grain의 크기에 의존하게 된다.

(2) 열전달방정식의 수치해석

수치해석 모델은 FDM으로 수행하였으며 열전달 방정식은 환형 고온초전도체의 기하학적 구조와 일치되게 3차원 원통좌표계로 설정하였다.

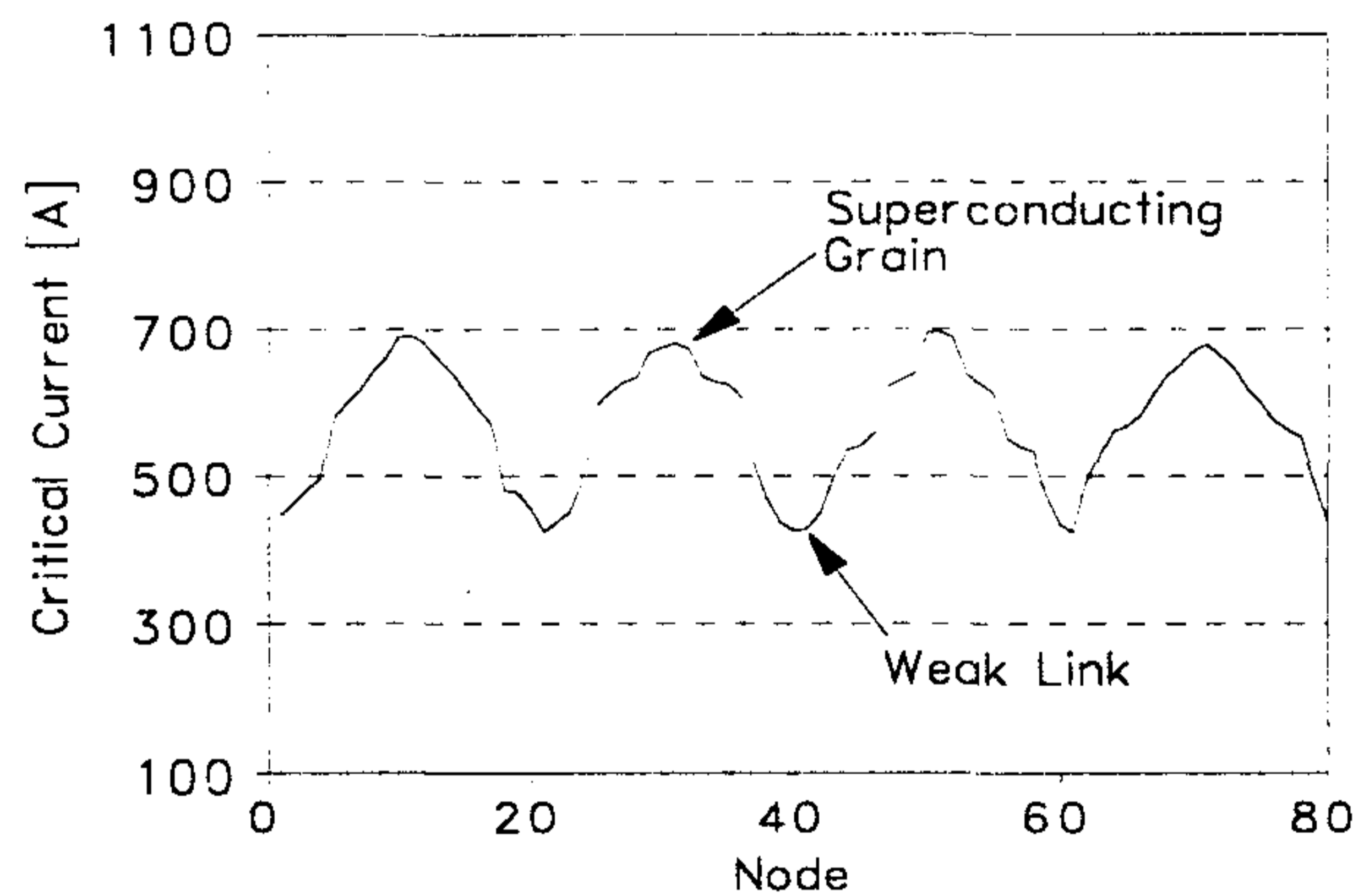


그림 3.2 임계전류의 공간적 분포

고온초전도체의 3차원 열전달방정식은 다음과 같다.

$$\frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial r} \left(kr \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{1}{r^2} \frac{\partial}{\partial \phi} \left(k \frac{\partial T}{\partial \phi} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \dot{q}(r, \phi, z) = \gamma C_p \frac{\partial T}{\partial t} \quad (3.15)$$

단 r, ϕ, z 는 원통좌표계, T 는 도체의 온도, $\dot{q} (= \dot{q}_g - \dot{q}_c)$ 는 도체에서 발생되는 열량, \dot{q}_c 는 액체 질소와 도체사이에서 발생하는 열전달 대류계수이며 표면이외에서는 0이고, k 는 도체의 열전도도 그리고 γC_p 는 정적비열이다.

식 (3.15)의 편미분방정식은 차분화시키면 그림 3.6에서 보여지는 경계조건을 만족하게 된다. 열발생 \dot{q}_g 는 온도와 전류밀도에 따라 다음과 같이 세영역으로 구분된다.

$$\dot{q}_g = \begin{cases} \dot{q}_s & T < T_c, J < J_c(T) \\ \rho_s(J, T) J^2 & T < T_c, J \geq J_c(T) \\ \rho_n(T) J^2 & T > T_c \end{cases} \quad (3.16)$$

단, \dot{q}_s 는 아래의 식 (3.17)에서 보여지는 초전도상태에서의 열손실이고, $\rho_s(J, T)$ 는 저항특성발생에 따르는 비저항이고, $\rho_n(T)$ 는 온도에 의존하는 상전도 저항이며, $J_c(T) = J_{\infty} \left(\frac{T_c - T}{T_c - T_0} \right)$ 는 온도에 선형적으로 의존하는 임계전류밀도이고, J_{∞} 는 77.3K에서의 Gaussian 분포곡선에 의존하는 임계전류밀도이며, T_c 는 초전도체의 임계온도, T_0 는 액체질소의 온도이다.

교류에서 동작하는 초전도체의 퀴치현상은 유도되는 전계 때문에 몇 가지 특이성을 보인다. 이러한 교란은 초전도체의 안정도를 감소시킬 뿐만 아니라 자계의

sweeping에 강하게 의존하며 신속한 저항발생을 피한다.

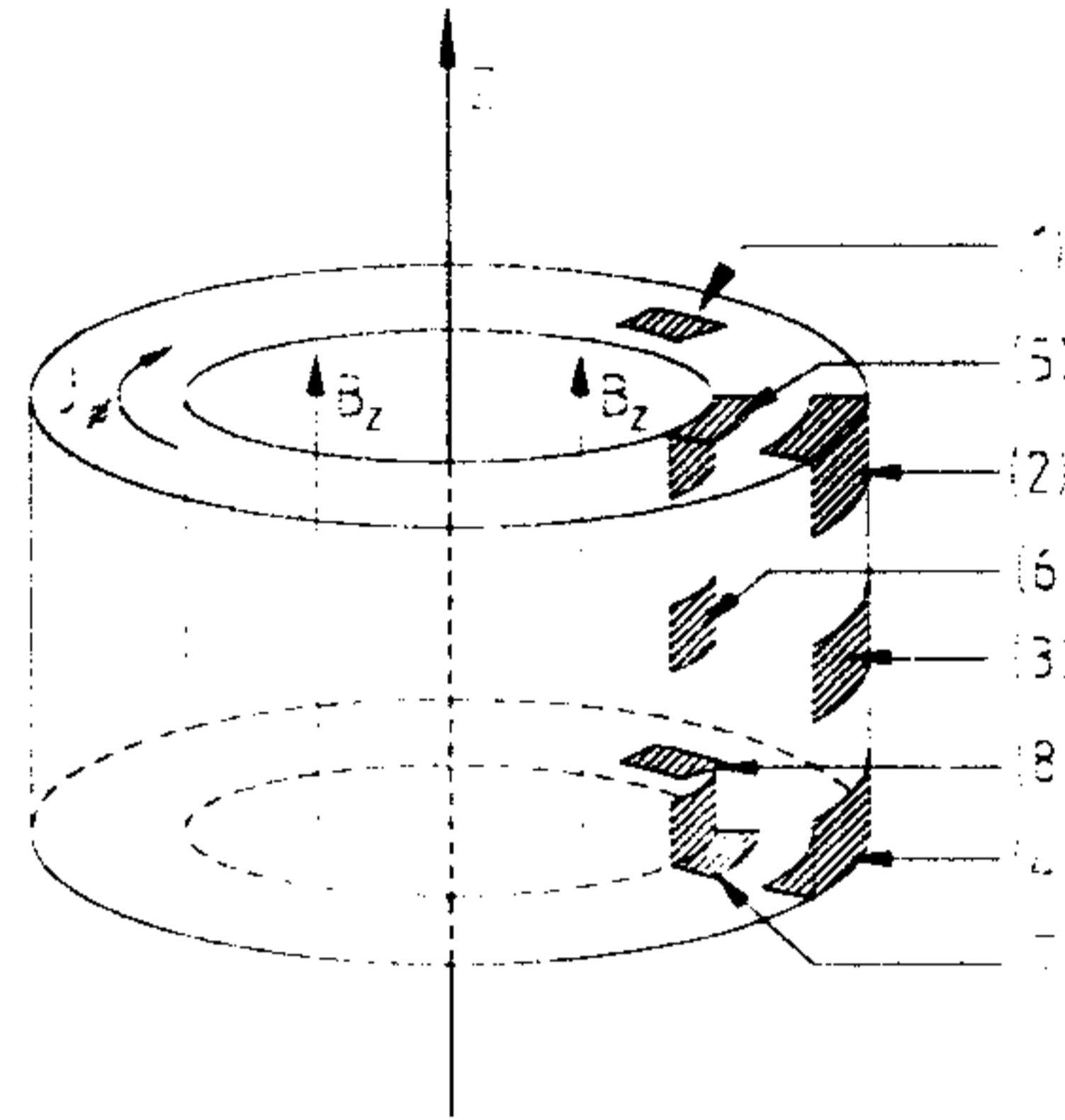


그림 3.3 환형 초전도체와 경계조건

전계와 자계는 앞절에서 구한 교류손실해석을 하는데 이용된 Critical State Model에서 유도된다. 초전도 상태에서의 열손실은 근사적으로 다음과 같다.

$$\dot{q}_s = \frac{1}{2} \mu_0 \frac{dH_a}{dt} \left(\frac{r_1^2}{r} - r \right) \cdot J_c(T), \text{ for } r_{in} < r < r_1 \quad (3.17)$$

단, H_a 는 인가된 자계, r_1 은 critical state model에서 $E_\phi(r_1)=0$ 인 움직이는 경계, r_{in} 은 환형 초전도체의 내경이다.

수치해석에서 열전달방정식은 각각의 절점에서 온도를 구하는 데 이용되고 등가 회로를 이용해 전류를 구하게 된다. J_∞ 의 공간적 분포는 Box-Muller법을 이용해 발생하는 난수를 재배열하고 이를 절점방향으로 주기적으로 반복하여 구하였다. 평균주기 λ 마다 새롭게 난수는 발생된다. 그림 3.7은 YBCO 링의 S/N의 전이를 알고

리즘으로 표현하는 블록선도이다.

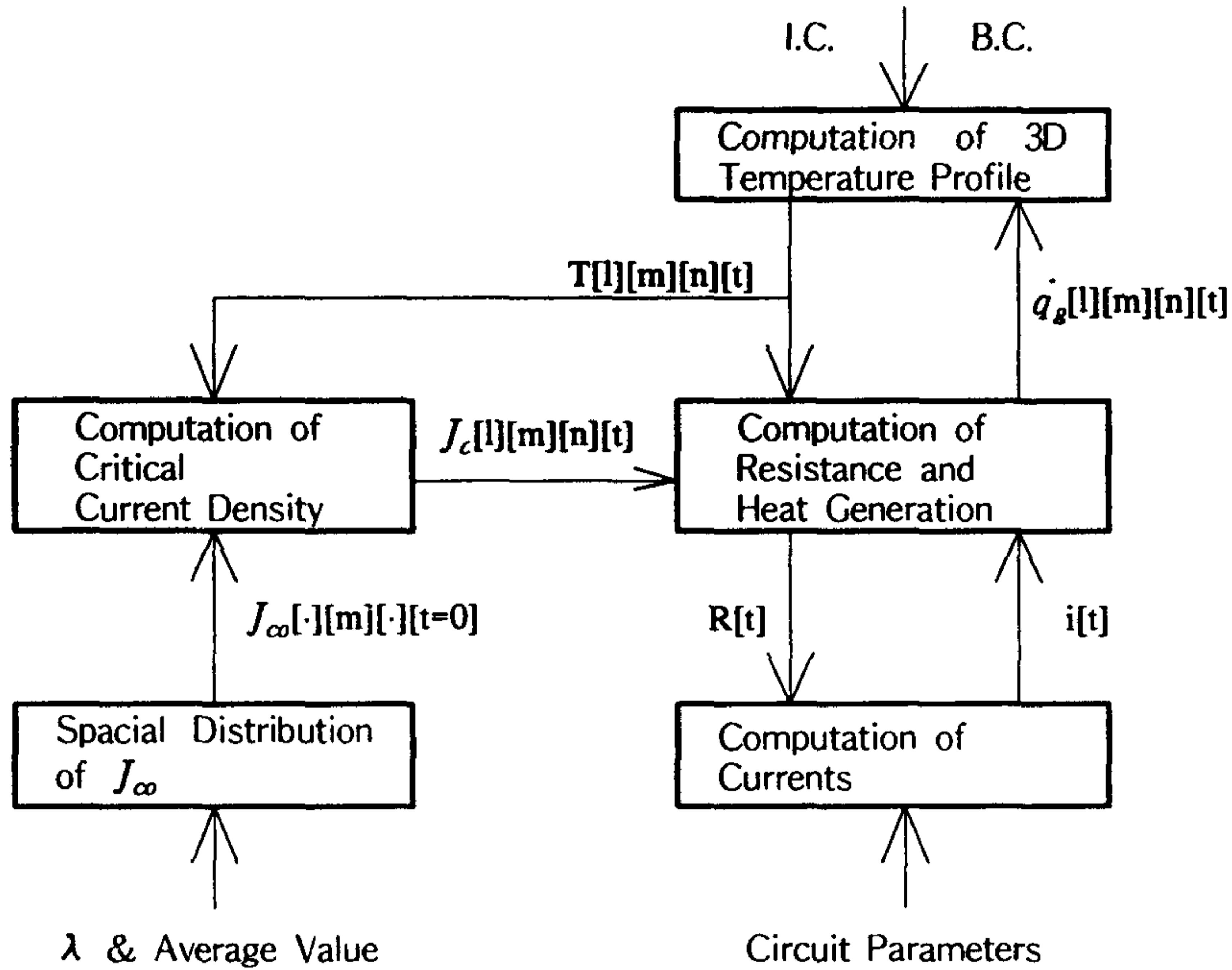


그림 3.4 블록선도로 표시된 초전도 링의 S/N 전이의 시뮬레이션

나. 실험

그림 3.8에서 실험의 체계적 도표를 나타낸다. 실험회로는 60Hz의 교류전원장치, 18Ω의 부하저항과 철심으로 구성된다. 철심의 단면적은 35×35 mm² 이고 평균길이는 860 mm이다. 1차권선과 단락된 고온초전도링의 2차권선 그리고 pick-up 코일이 철심에 위치하게 된다. 사고를 내기 위해 트라이악으로 구성된 사고각 제어기가 부하저항에 병렬로 연결된다. Rogowski 코일은 초전도체에 유도된 전류를 측정한다.

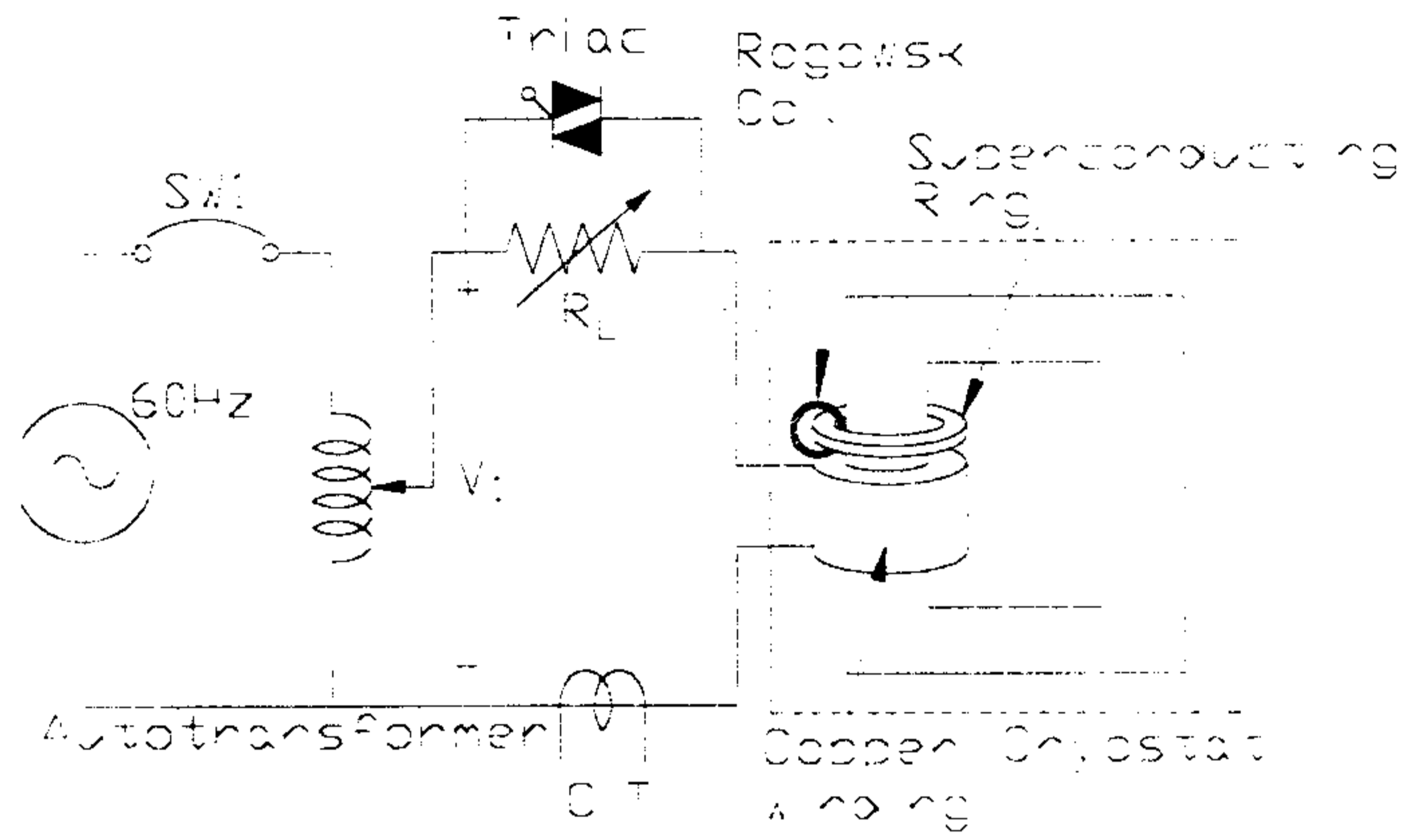


그림 3.5 저항변화를 측정하기 위한 실험회로도

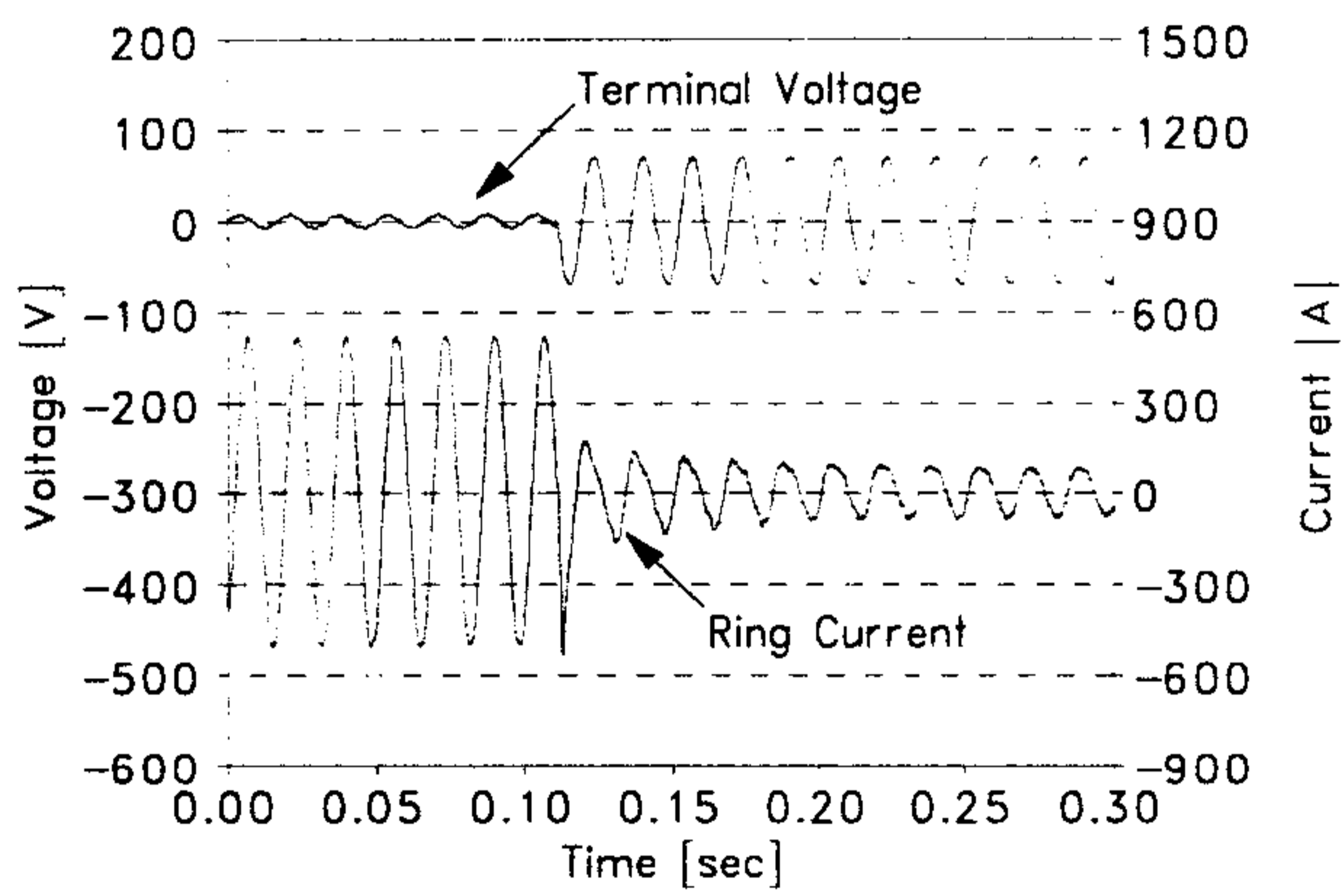


그림 3.6 단락사고파형($V_1 = 50V$, $\varphi = 180^\circ$)

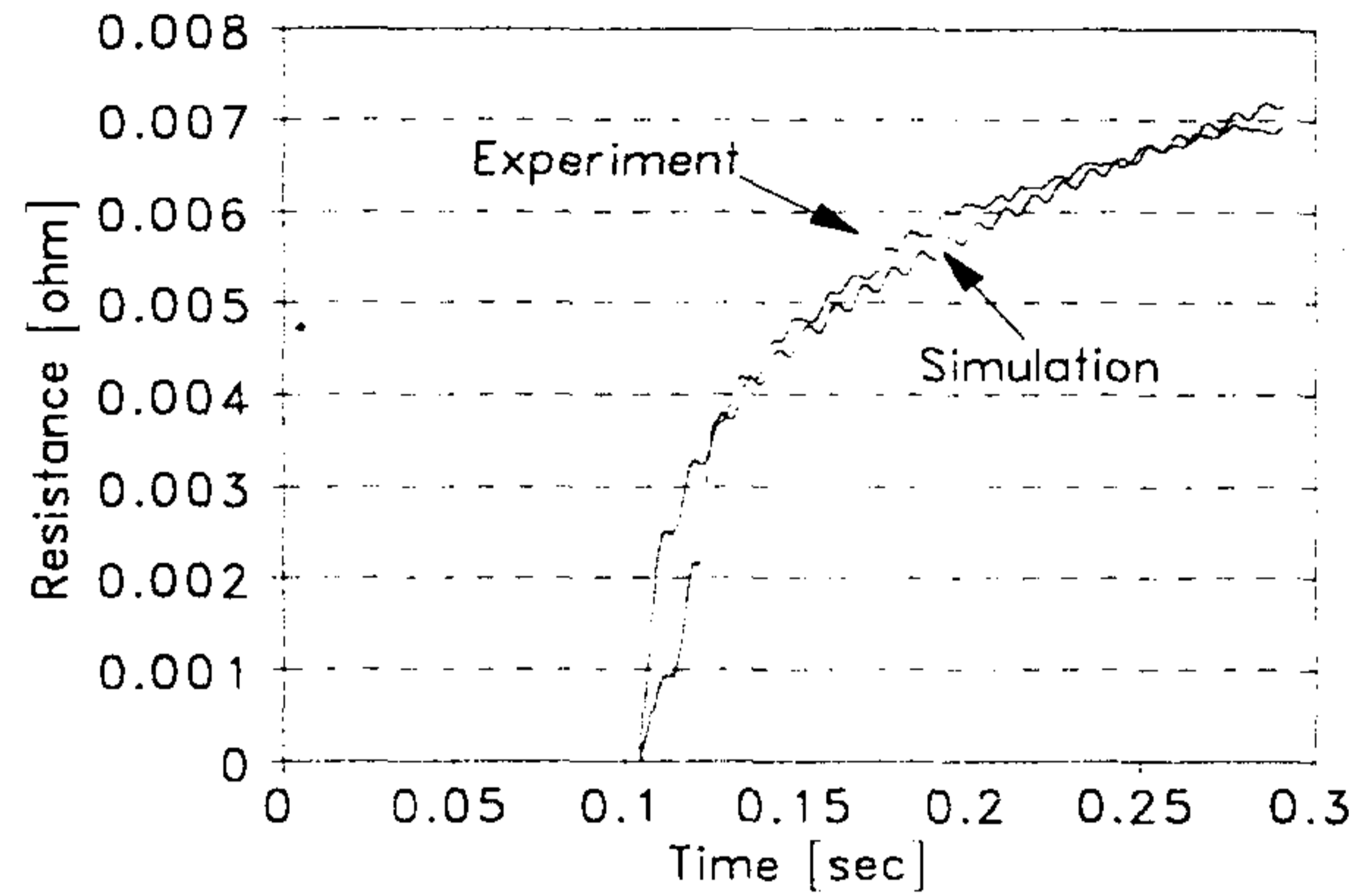


그림 3.7 저항변화곡선 ($V_1 = 50V$, $\varphi = 180^\circ$)

YBCO 링은 MPMG법으로 제작되고 초기조성은 30 mass%의 Y_2BaCuO_5 와 70 mass%의 $YBa_2Cu_3O_7$ 이다. YBCO 링은 외경이 64mm, 내경이 51mm 그리고 높이가 5mm이다.

다. 실험결과 및 토론

그림 3.9에서 보여지는 실험결과는 전압이 50V, 사고각이 180° , 1차측의 권선수는 120에서 수행되었다. 정상상태시 전압은 자속상쇄 때문에 매우 낮으며 누설 임피던스와 구리권선에 의한 저항에 의해 결정되고 초전도체에 유도된 전류는 440A이다. 사고시 전압은 공급전압의 크기가 줄고 초전도체에 유도된 전류는 110A로 급격히 감소한다. 그림 3.10는 실험 데이터와 수치해석으로 구한 저항곡선을 나타낸다. 켄치가 발생한 후 0.02초후에 발생하는 비저항은 90K에서의 비저항에 1.32%정도이다. 시간에 따른 초전도체의 저항변화는 두 단계로 관측된다. 초기에는 급격한 저항

이 발생하는 상태이고 다음 단계는 발생한 저항에 의해 열전달이 진행되는 상태이다.

초기의 onset 상태에서는 제일 낮은 임계전류밀도를 가지는 weak-link에서 켄치가 처음 발생하고 전류가 증가함에 따라 다른 weak-link에서 차례로 켄치가 발생하게 된다. weak-link에서 임계전류는 약 450A 정도이다. weak-link와 같은 불균일한 부분은 급격히 열이 발생하는 저항상태로 만드므로 빠른 저항이 발생한다.

발생된 저항에 의해 열전달이 이루어지는 단계에서는 뜨거운 weak-link에서 발생한 열이 이웃하는 차가운 초전도영역으로 전파하게 되는데 이 상태에서의 저항증가는 초기단계보다는 매우 작게 된다.

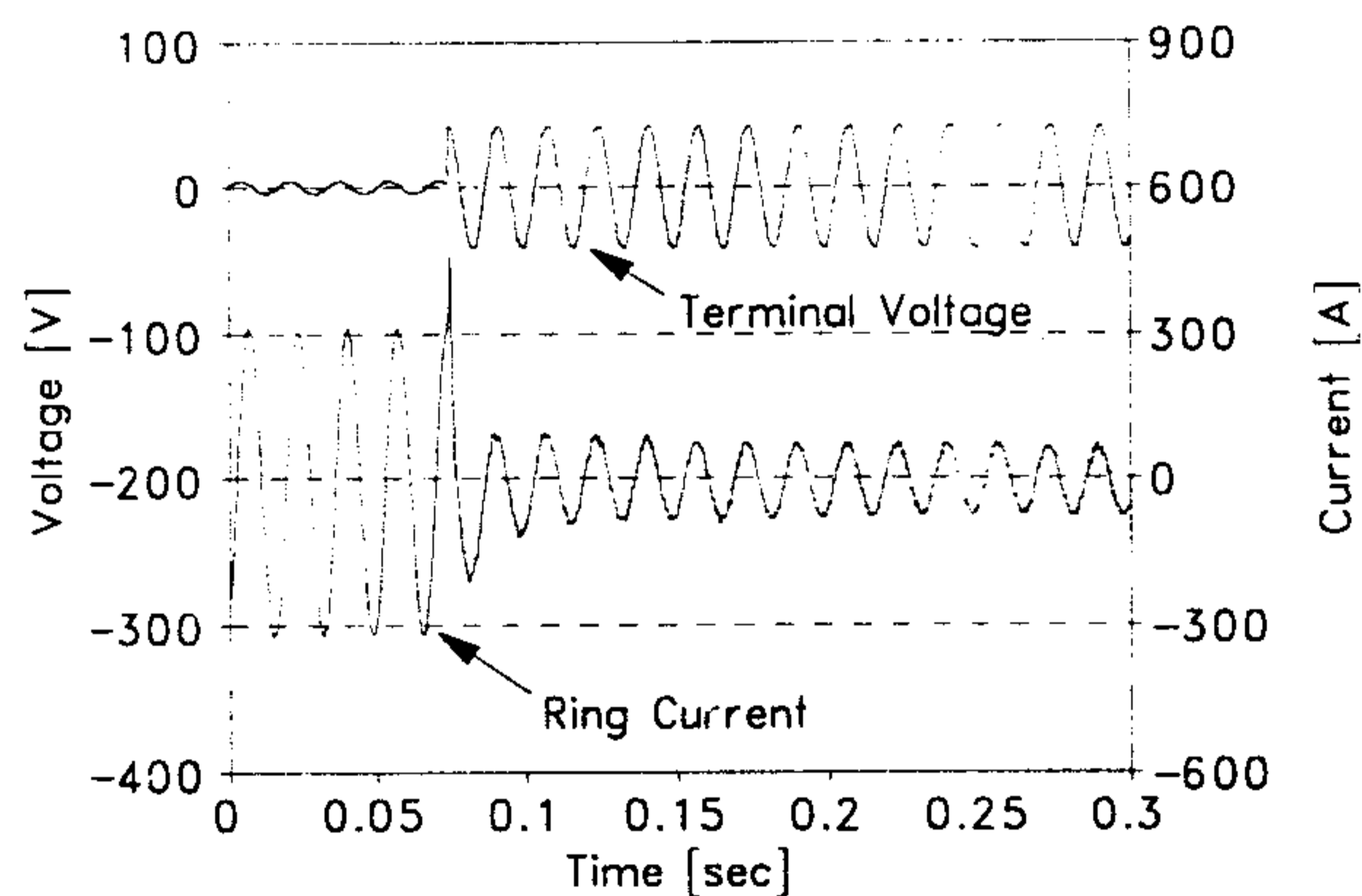


그림 3.8 단락사고파형 ($V_1 = 30V$, $\varphi = 90^\circ$)

그림 3.11~그림 3.12서는 전압이 30V, 사고각이 90° 일 때 링의 저항, 전류, 양단 전압변화를 나타낸다. 켄치가 되는 동안 0.2초 후에 저항은 그림 3.10의 데이터에 비해 70%정도이다. 공급전압에 비례하여 저항변화가 발생한다는 사실을 입증한다.

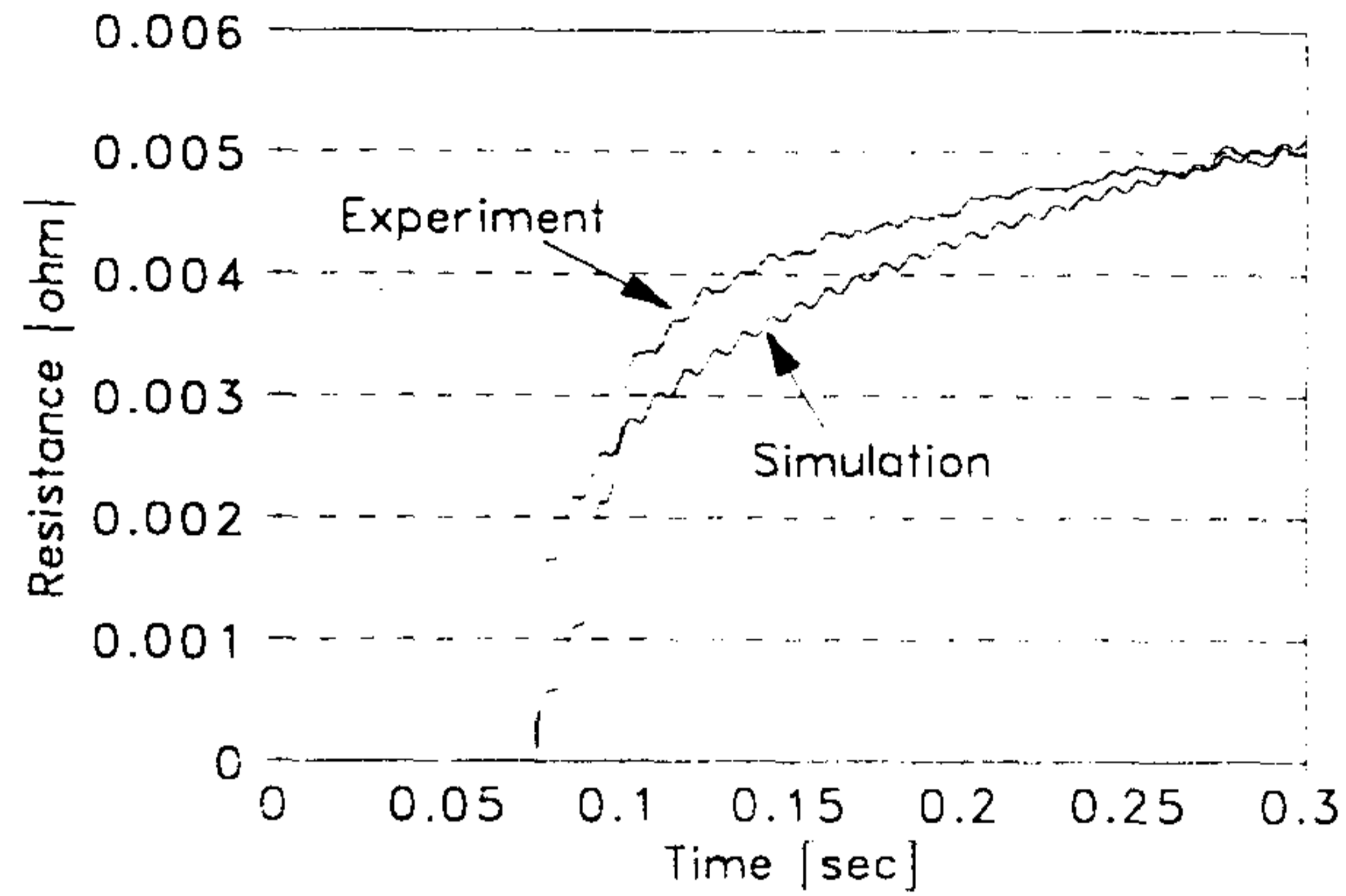


그림 3.9 저항변화곡선 ($V_1 = 30V$, $\varphi = 90^\circ$)

제 2 절 설계

전기기기가 다른 동력기기와 다른 점은 전기에너지가 기계 주요부분의 재료까지 에너지 변환이 되어 전달되는 사실이다. 전기기기는 회전기나 정지기를 막론하고 전기회로와 자기회로의 조합으로 구성되어 있으며 에너지 변환시 재료의 성질을 변화시키므로 이에 대한 연구가 동시에 필요하다. 설계는 소기의 목적에 따라 우수한 기계구조를 경제적으로 단기간에 제작할 수 있도록 제시하는 기술이다. 이 기술은 전자기 이론과 다수의 경험 및 재료의 발전에 따라 진보하는 것이다. 고온초전도한류기도 전기기기의 범주에 속하나 설계경험이나 제작경험이 미비하므로 기본적인 방정식으로 설계·제작한 후 설계기준을 재정립해 최적의 설계요소를 도출하는 과정이 필요하다. 본 연구에서 설계·제작한 고온초전도한류기의 모델은 크게 철심의 구조에 따라 Core형과 공극형으로 나눌 수 있으며 이를 제작하기 위해서는 모델의

설정과 함께 다양한 동작 조건을 만족하는 설계요소를 도출하여야 한다. 고온초전도한류기의 설계요소는 독립적으로 계통에 영향을 주는 것이 아니라 서로 밀접하게 연관되어 있기 때문에 전반적인 시스템 특성해석과 함께 설계요소를 도출하여야 한다.

1. Core형 고온초전도한류기

코어형의 고온초전도한류기에 대한 모델은 그림 3.13와 같다. 1차측은 동선의 코일로 구성되어 양단이 계통에 직렬로 연결되며 2차측은 단락된 고온 초전도링(YBCO)으로 구성된다. 이 모델에 대한 설계요소는 다음과 같다.

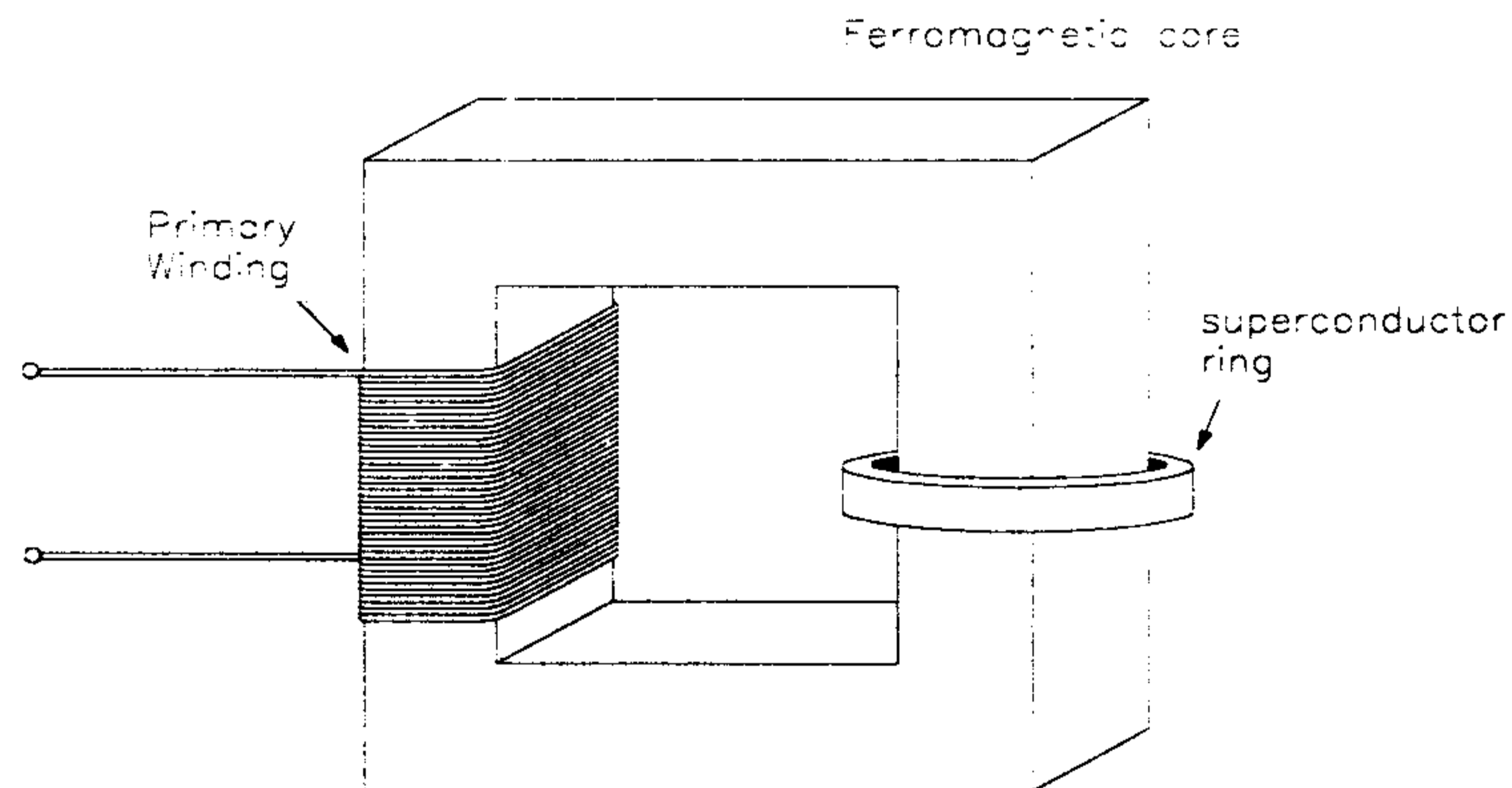


그림 3.10 코어형 고온초전도한류기의 기본 모델

가. 고온초전도체의 크기

초전도링에 흐를 수 있는 최대전류 I_c 는 다음과 같다.

$$I_c = J_c \cdot S_{sc} \text{ [A]} \quad (3.18)$$

단, J_c 는 임계전류밀도, 그리고 S_{sc} 는 초전도링의 단면적이며 원하는 상전도저항 R_n 을 얻기 위해 필요한 초전도체의 길이 l_{sc} 는

$$l_{sc} = S_{sc} \cdot R_n / \rho_n = (I_c \cdot R_n) / (\rho_n \cdot J_c) \text{ [\Omega]} \quad (3.19)$$

ρ_n 은 상전도 비저항이며 초전도링의 직경은 제작되는 몰드에 의해 결정된다.

나. 제한 임피던스 조건

등가회로의 분석에서 제한 전류 I_{lim} 의 표현은 다음과 같다.

$$I_{lim} = V_s \times \sqrt{\left(\frac{1}{N^2 R_n}\right)^2 + \left(\frac{1}{\omega L_m}\right)^2} \text{ [A]} \quad (3.20)$$

$$L_m = k \mu_r \mu_0 N^2 S_{core} / l_{core} \text{ [H]} \quad (3.21)$$

V_s 는 한류기의 양단전압(실효치), L_m 은 인덕턴스, k 는 결합계수이고, S_{core} 는 코어의 단면적, 그리고 l_{core} 은 코어의 평균길이이다.

다. 질소 증발량 조건

초전도링의 발열량 Q 는

$$Q = \frac{\int_{t_f}^t \rho_n i^2 dt}{S_{sc}^2} = \int_{t_f}^t i^2 R_n dt \text{ [J]} \quad (3.22)$$

단, t_f 는 사고가 발생한 시간이고 t 는 한류기가 제한임피던스로 전류를 제한하

는 데 경과한 시간이다. 질소의 기화열은 199 [kJ/kg]이고 액체질소의 밀도는 0.806 [g/l]이므로 시간에 따른 액체질소의 증발량을 결정할 수 있다.

라. 코어 포화 조건

주어진 코어에서 최대 쇄교자속은 다음과 같다.

$$\lambda = \sqrt{2} L_m I = N_1 \hat{B} k_i S_{core} \text{ [Wb]} \quad (3.23)$$

\hat{B} 는 최대 자속밀도이며 N_1 은 권선수, k_i 는 lamination된 코어의 점유율이고 S_{core} 는 코어의 단면적이다. 또한 극저온 용기의 지름을 고려한 코어의 제원을 결정하는데 드와의 크기를 고려하여 코어의 밀변이 최대반경을 넘지 않도록 한다.

제 4 장 실험 및 결과고찰

제 1 절 사고전류해석

전력계통에서 전력 이 용량의 증가는 사고전류수준을 증가시킨다. 계통에서 연속적인 사고를 제공하는 원인 중 하나는 회로의 단락이고 이것은 간헐적으로나 순간적으로 과도변화를 발생시킨다. 이러한 높은 사고전류의 불안한 영향을 제거하기 위해서 새로운 전류제한기가 개발되었다. 초전도상태에서 상전도 상태로의 비선형 전이특성을 이용한 초전도사고전류제한기는 전력계통에서 회로를 보호하는 소자로서 중요한 역할을 할 수 있다. 최근에 냉각비용의 절감과 안정도가 뛰어난 고온초전도체를 이용한 다양한 모델들이 소개, 제안되었다. 고온초전도체를 이용한 유도형 한류기는 2가지 종류가 있다. 그중 하나는 intergranular 차폐전류에 의존하며 약결합의 영향을 적게 받는 자기차폐형이고 다른 하나는 변압기의 원리를 이용한 grain 간을 통과하는 수송전류에 의존하는 자기 결합형이다. 유도형의 한류기는 전류도입선이 없기 때문에 접촉저항에 의한 손실과 열전도손실이 없다. SFCL은 회로소자를 보호하기 위해서 공급전원과 전력선 사이에 직접 직렬 연결한다. 사고 전에는 그것의 임피던스는 전력손실을 줄이기 위해서 가능한 한 작아야하고 사고 후에는 사고 전보다 임피던스가 크게 증가하여야 한다. 적절한 초전도전류제한기는 어떠한 제어 장치 없이 매우 빠르게 자동적으로 스위칭 작용을 하여야하고 과도전류가 너무 커지는 것을 방지하여야 한다. 사고 후에 시스템에 흐르는 전류와 전압의 값을 결정하는 것은 매우 중요한 문제이며 SFCL은 사고의 치명적인 영향을 최소화하고 감지하여야 하는데 초점이 맞춰져야한다. 만약 그것의(SFCL) 임피던스가 사고전류를 제한할 수 있을 정도로 크지 않다면 전력계통에서 파괴적인 손상이 일어날 수 있다. 임피던스가 감소하는 원인 중 하나는 마그네틱 철심에서의 포화이며 또다른 하나는 초전도 링에서의 느린 켄치이다. 빠른 시간 안에 사고를 없애는 것은 안정도와 그

밖의 다른 원인으로 매우 중요하기 때문에, 과도사고전류를 감소시키는 것은 중요하다. 사고를 없애는 시간이 빠르면 빠를수록 좀더 많은 부하를 견딜 수 있도록 해주며 전력계통에서 끊김 없이 주어진 두 지점 사이에 전력을 안정적으로 공급할 수 있도록 해준다.

1. 유도형 한류기

유도형 고온초전도한류기는 1차측의 동선과 2차측의 단락된 고온초전도링으로 구성되어있으며 이는 서로 자기적으로 결합되어있다. SFCL이 정상상태에서 동작하고 있을 때, 초전도 링에 유도된 전류는 철심에서 자속상쇄를 일으키므로 SFCL의 임피던스는 매우 작다. 이것은 누설 인덕턴스와 1차측의 동선저항과 근사적으로 같다. 사고 중에는 YBCO 링에 유도된 전류가 임계전류를 초과하면서 철심에서의 자속은 증가하게 된다. 이것은 SFCL의 임피던스의 급격한 증가를 초래한다.

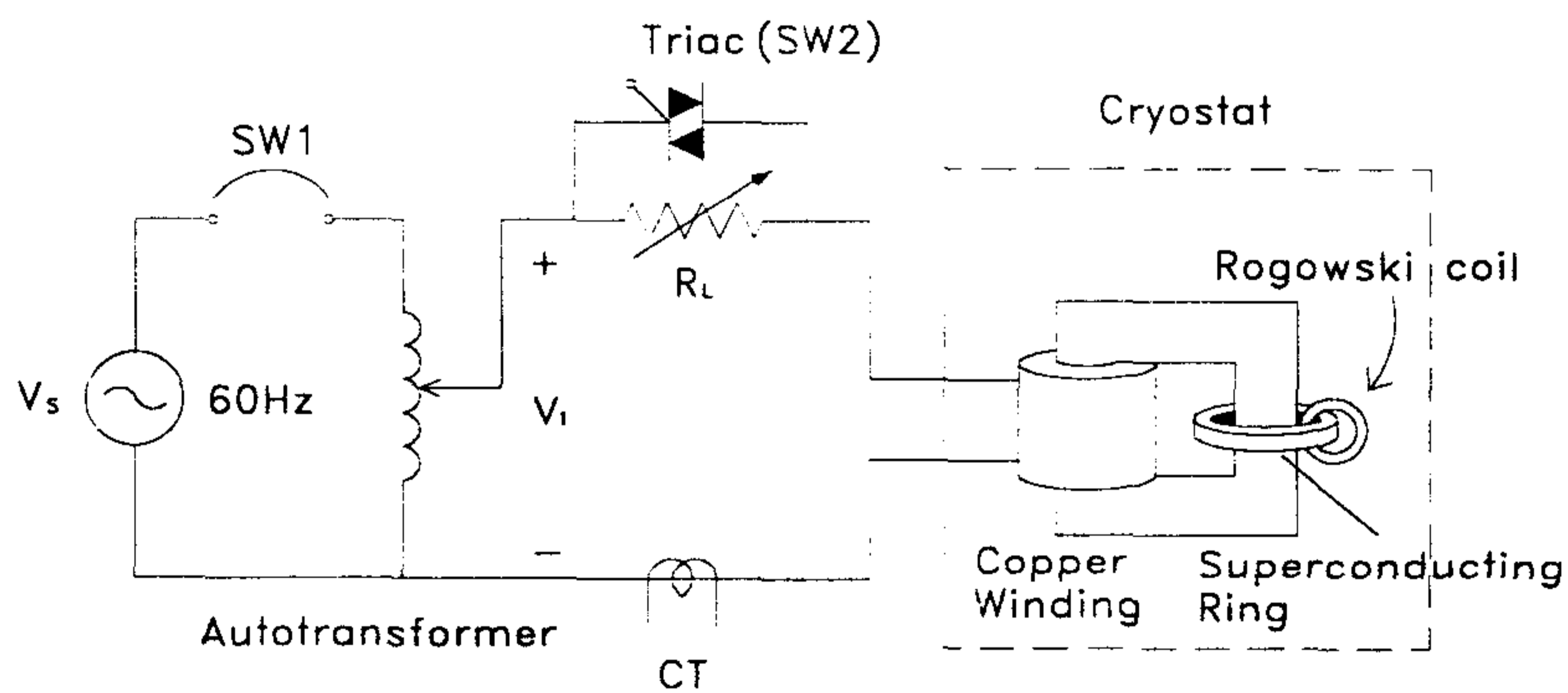


그림 4.1 과도사고전류해석을 위한 실험회로

SFCL에서의 전류를 계산하기 위해서 몇 가지 기본적인 방정식이 세워졌다. 제한되어진 사고전류는 다음과 같다.

$$I_{lim} = \frac{V_1}{\sqrt{(1/j\omega aM)^2 + (1/a^2 R_n)^2}}, \quad r_1 \ll Z_{eq}(= j\omega aM // a^2 R_n) \quad (4.1)$$

단, ω 는 각주파수, V_1 는 전원전압, R_n 는 초전도링의 상전도 저항, M 은 상호인덕턴스 a 는 권선비이다.

여자 인덕턴스 aM 은 자계에 대해서 비선형 함수이며 실제로 그것은 재료의 B-H 특성곡선에 의해 얻어진다. SFCL이 불포화 영역에서 동작하고 있다면 여자 인덕턴스의 변화는 무시할 수 있고 종종 생략된다.

2. 과도사고전류

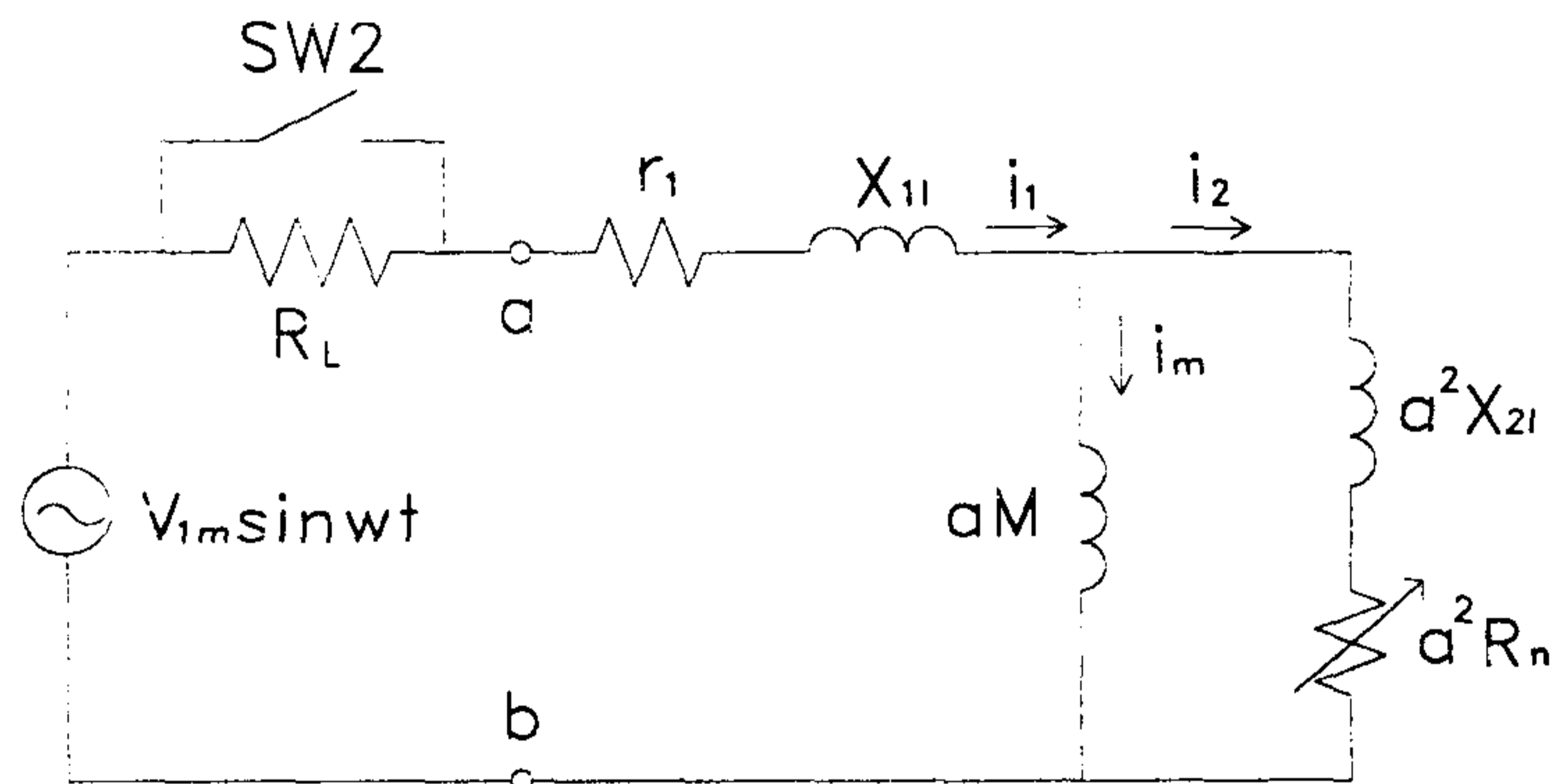


그림 4.2(a) 과도사고전류를 해석하기 위한 등가회로

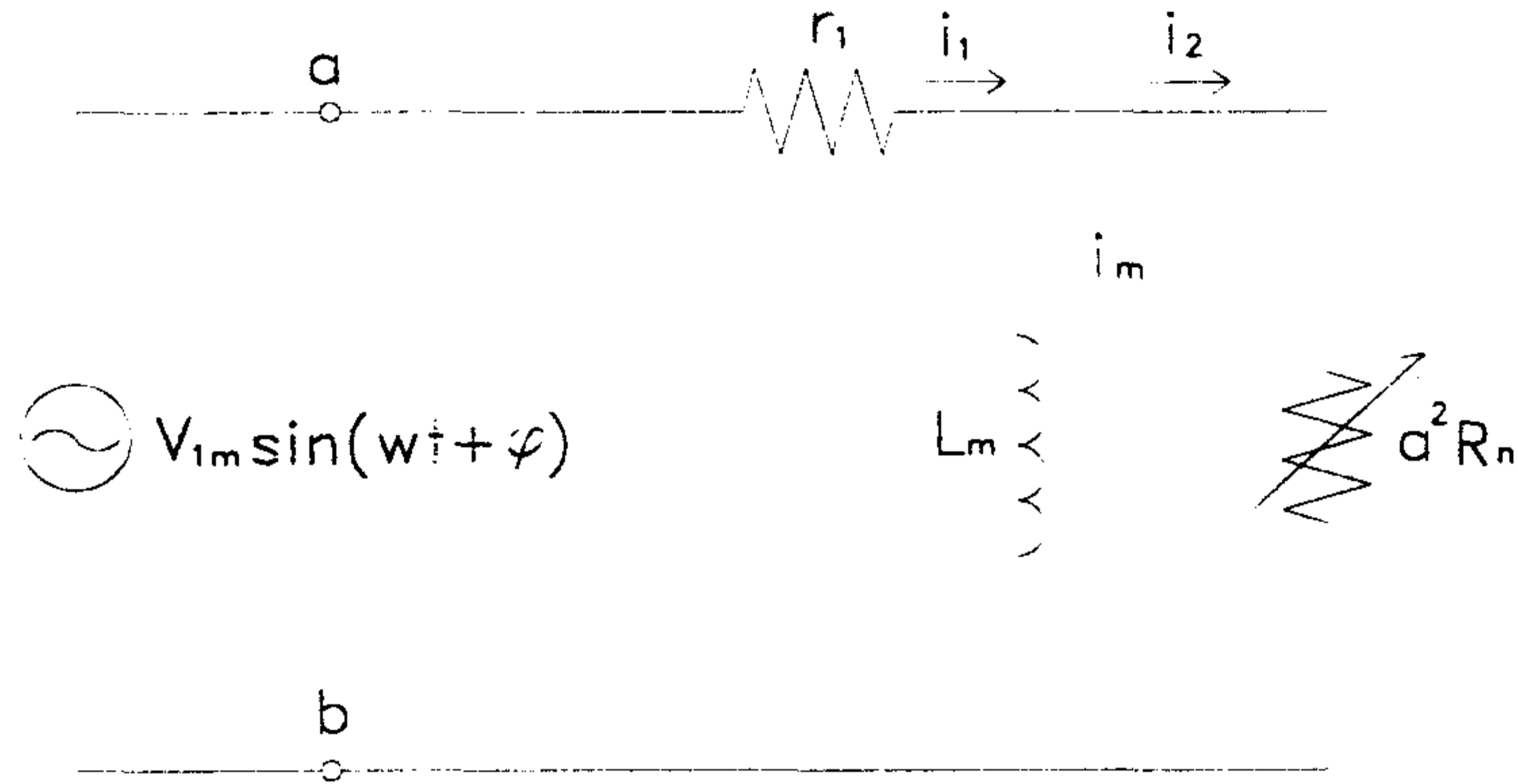


그림 4.2(b) 사고후 과도사고전류를 해석하기 위한 등가회로

과도사고전류는 코어에서의 포화, 사고각 그리고 고온초전도링에서의 느린 켄치 현상 등 몇몇 복잡한 요인이 결합되어있다. 정상상태시 여자 전류는 고온초전도링에서 유도된 전류의 자속 상쇄 때문에 정상전류의 무시될 정도의 양이다. 그러나 과도기간에는 여자전류가 매우 크게 증가할 가능성이 있다. 과도돌발사고전류는 전력시스템에서 커다란 손상을 끼칠 수 있으므로 가능한 과도돌발사고전류의 최대치를 아는 것은 중요하고 이에 따라 SFCL와 회로소자의 최대정격을 결정할 수 있다. 회로를 간단히 하기 위해서 누설 인덕턴스는 무시할 수 있고 개다가 자화전류가 core-loss 전류보다 매우 작을 때, 즉 포화시는 core-loss 저항도 무시할 수 있다. SFCL의 근사등가모델은 그림 4.2(a)에서 보여진다. 스위치 SW2가 닫히는 순간 SFCL의 a-b 단에 걸리는 전압은 전원전압과 같게 된다. 그림 4.2(b)에서 사고각에 따른 변화를 해석하기 위해서 공급전압은 $V_{1m} \sin(\omega t + \varphi)$ [V]으로 대체된다.

$$v_1 = r_1 i_1 + N_1 \frac{d\phi}{dt} \tag{4.2}$$

$$i_1 = i_m + i_2 \quad (4.3)$$

단, i_2 는 상전도 전파속도에 영향을 받는 초전도 링에 유도된 전류이고, i_m 은 철심에서 흐르는 자화전류이다.

자속 ϕ 와 전류 i 는 철심이 포화되었을 때 선형적인 대응이 되지 않으며 식 (4.1)은 비선형 방정식이 된다. 이를 선형화하기 위해 전류 i 를 자속 ϕ 에 대해서 바꾸어주어야 한다. 식 (4.2)과 식 (4.3)을 결합하여 Laplace transform theory를 적용하면,

자속은 아래와 같다.

$$\phi(t) = \Phi_m \cdot [\sin(\beta - \varphi)e^{-(r_1/L_m Z)t} + \sin(\omega t + \varphi - \beta)] \quad (4.4)$$

단, $\beta = \tan^{-1}(\omega L_m Z / r_1)$, $Z = (r_1 + a^2 R_n) / a^2 R_n$,

$$\Phi_m = \frac{V_{1m} \cdot L_m}{N_1 \sqrt{r_1^2 + (\omega L_m Z)^2}},$$

R_n 은 상전도 영역 전파속도에 의존하는 상전도 저항이다.

$\omega L_m Z \gg r_1$ 에 대하여 $\beta = 90^\circ$ 이고 식 (4.4)은 아래와 같이 된다.

$$\phi(t) = \Phi_m \cdot \cos \varphi e^{-(r_1/L_m Z)t} + \Phi_m \cdot \sin(\omega t + \varphi - 90^\circ) \quad (4.5)$$

위의 식의 해의 제 1항은 직류자속이며, 과도기간에만 존재하고 그 값은 스위치 투입위상에 의해 크게 좌우된다. 제 2항은 과도현상 완료 후에도 존재하는 교번자속이다.

비록 전류제한기로서 saturable reactor가 마그네틱 코어의 포화특성을 이용하지만 대부분의 응용에서는 포화는 피해야한다. 그 이유는 다음과 같다. ; 1)일시적인 투자율의 감소로 인한 magnetizing 인덕턴스가 크거나 일정하지 않게 된다. 2) 소위 순간 과도 사고전류라는 전류의 순간적인 변화가 발생한다. 3) 누설자로에 대한 자기저항보다 코어의 자기저항이 더 이상 작지 않게 됨으로써 권선 간의 결합계수가

감소된다.

$\Phi_m + \Phi_r$ 의 자속에 대하여 $\Phi_m + \Phi_r - B_s S$ [Wb]가 포화치 이상의 자속이 된다. 이와 같은 잉여의 자속에 대해서는 철심이 포화되고 L_m 은 급격히 감소한다. 이때 순간돌입전류의 최대치는 다음과 같다.

$$i_{\max} = N_1(\Phi_m + \Phi_r - B_s S)/L_0 \quad [\text{A}] \quad (4.6)$$

단, B_s 는 포화 자속밀도, S 는 코어의 단면적, L_0 은 공심 리액터의 인덕턴스, Φ_r 은 코어 내에 존재하는 잔류자속이다. 교번(sinusoidal) 공급전압이 크기가 0인 순간의 투입 그리고 잔류자속이 양(+)의 최대크기일 때 가장 최악의 경우가 된다.

3. 실험 결과 및 토의

과도시 사고전류는 실험회로에서 어떤 값으로 제한된다. 과도사고전류는 그림 4.4(a)~(d)에서 보여지며 부하저항 18Ω이고 권선수가 80이고, 사고각이 각각 0°, 135°, 240°일 때 전류 피크치는 70A이다. 270°에서는 과도전류의 피크치는 13A로 줄어들었으며 이는 사고각에 따른 DC 자속량의 차이와 상전도 영역 전파속도의 차이에 기인한다. 식 (4.4)과 식 (4.5)에서 피크전류의 크기는 사고각이 2, 3사분면에 있을 때 음의 값을 가진다. 1주기후 두 번째 피크는 위상각이 증가할 수록 감소하며 이는 상전도 상태로의 빠른 전환에 의한 저항 값의 변화에 기인한다. 2주기 후, SFCL은 리액터처럼 사고전류를 여자 인덕턴스에 의해 결정되는 전류 값으로 제한된다. 그림 4.4(d)에서 사고전류피크가 생기기전에 만족할 만한 제한이 이뤄졌고 저항형이기 보다는 유도형이다.

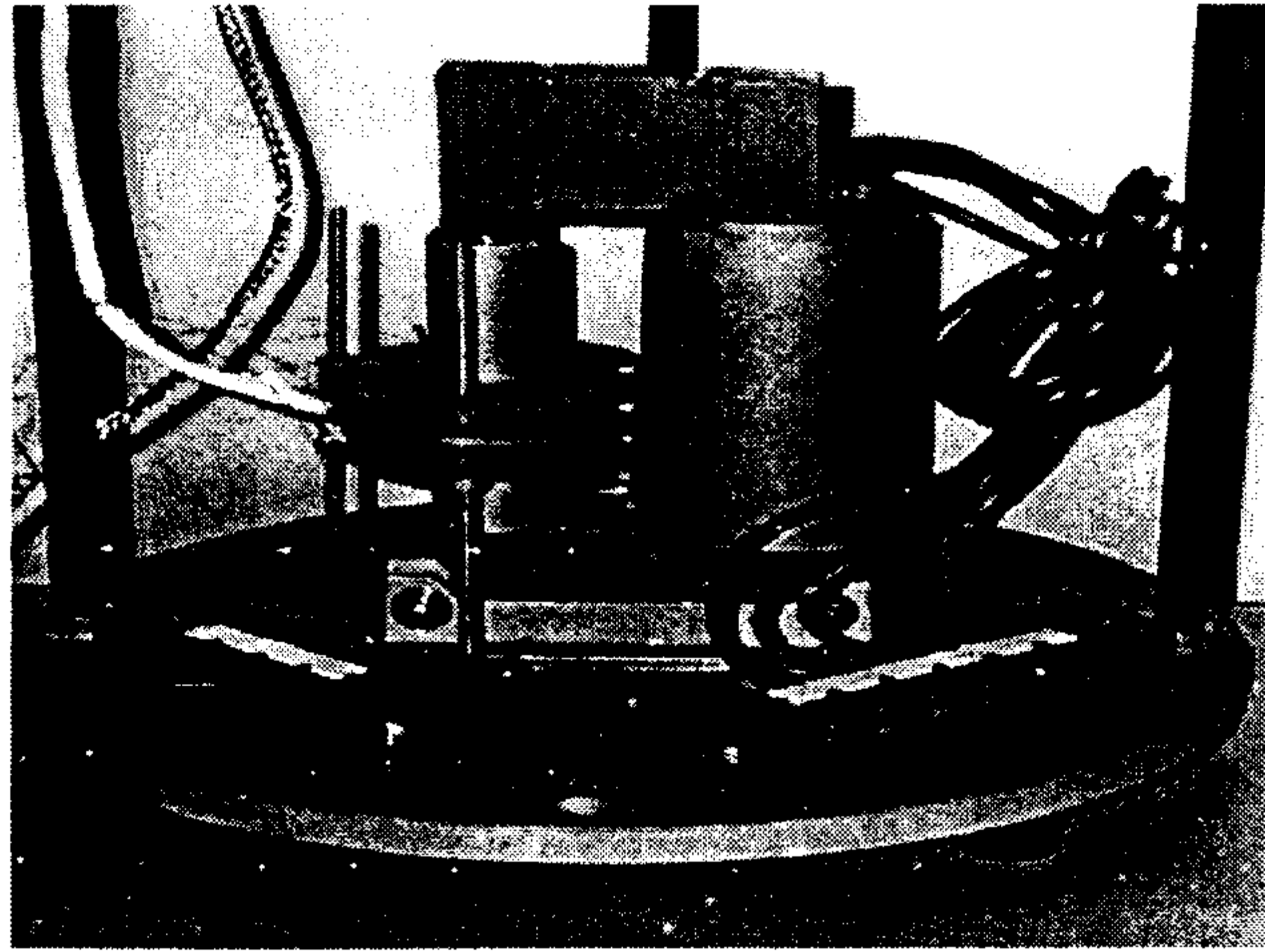


그림 4.3 코어형 고온초전도한류기

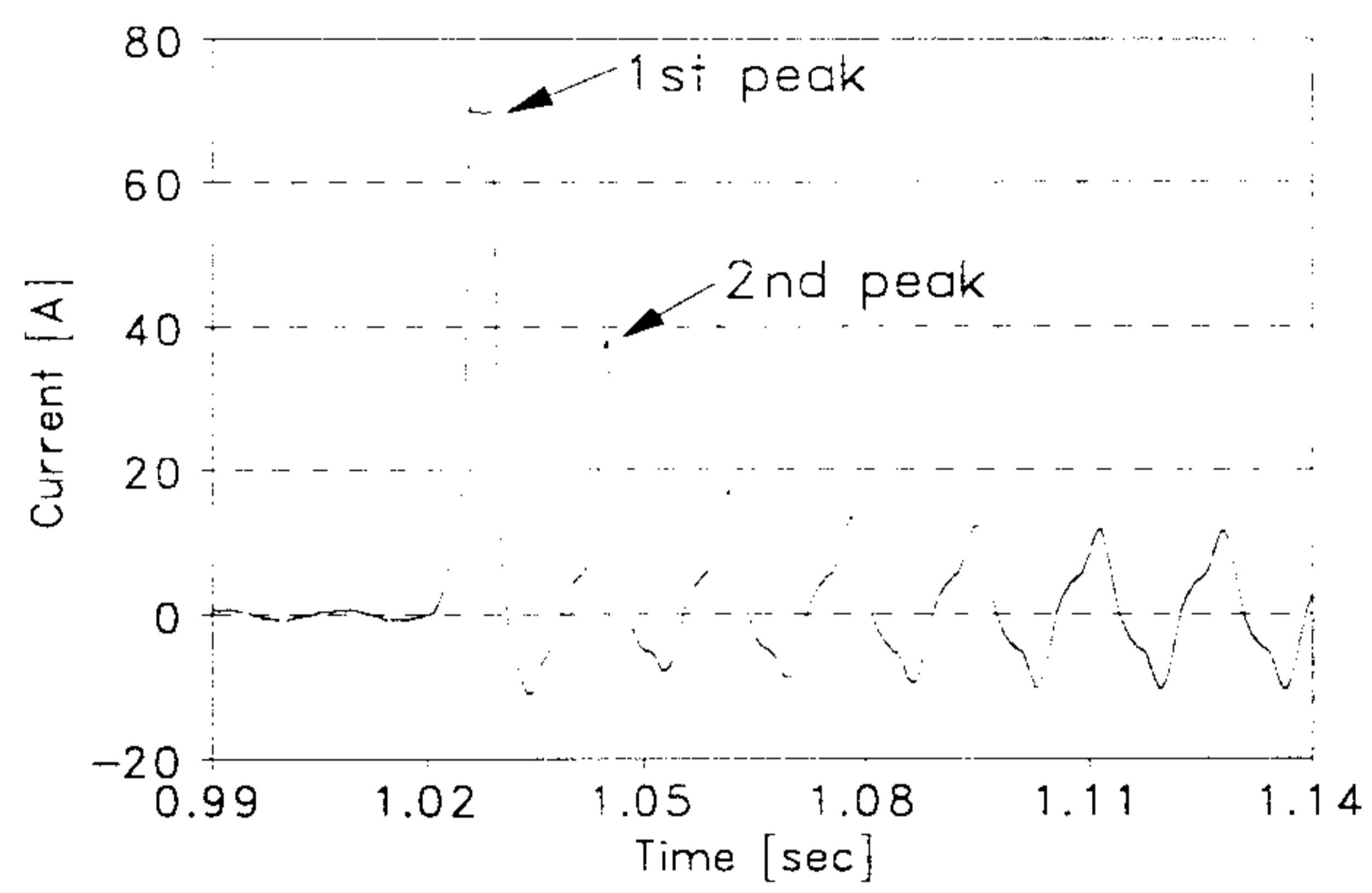


그림 4.4(a) 사고후 단락파형($Z_L = 18\Omega$, 80 turns, $\varphi = 0^\circ$)

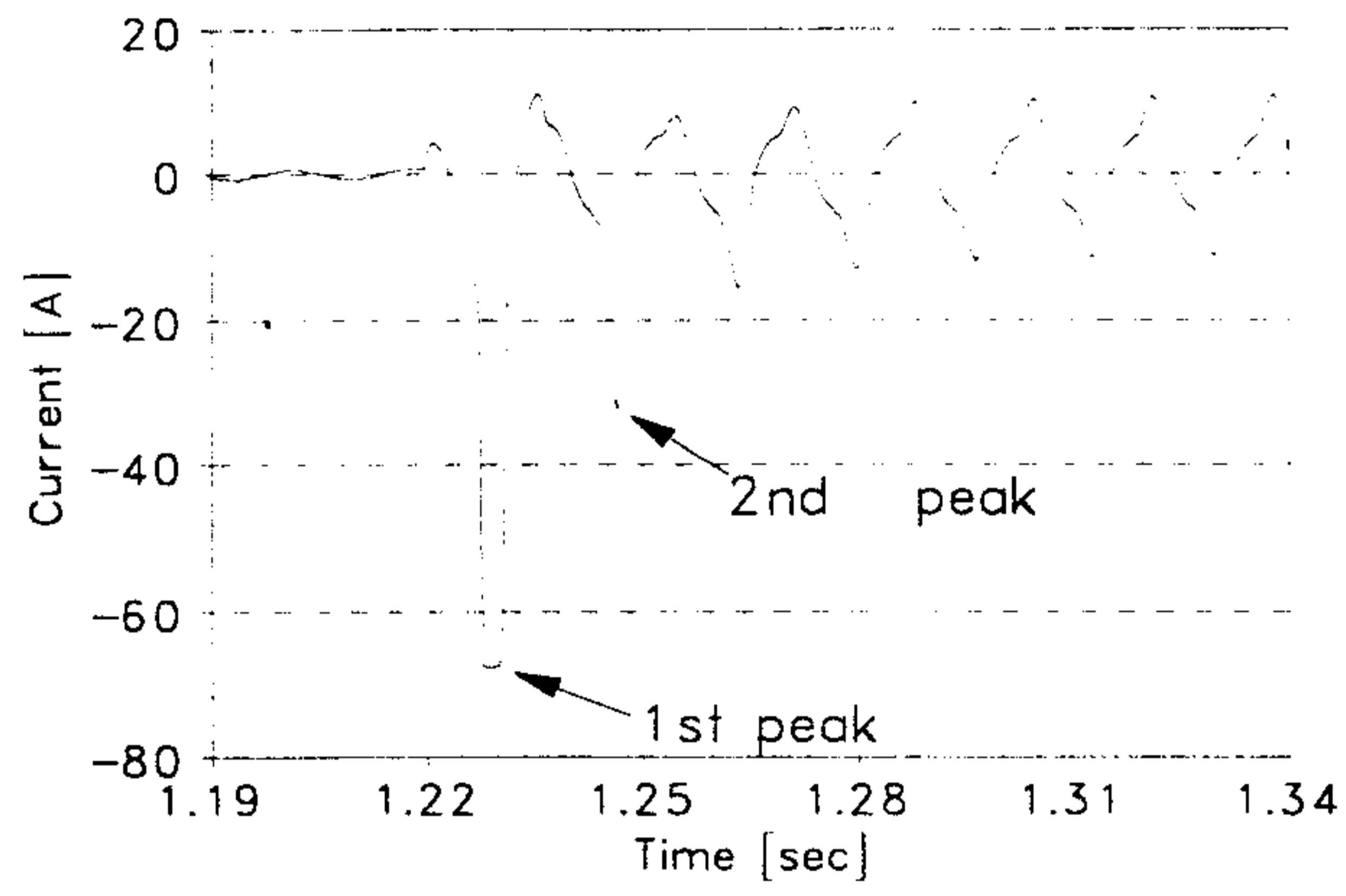


그림 4.4(b) 사고후 단락파형($Z_L = 18\Omega$, 80 turns, $\phi = 135^\circ$)

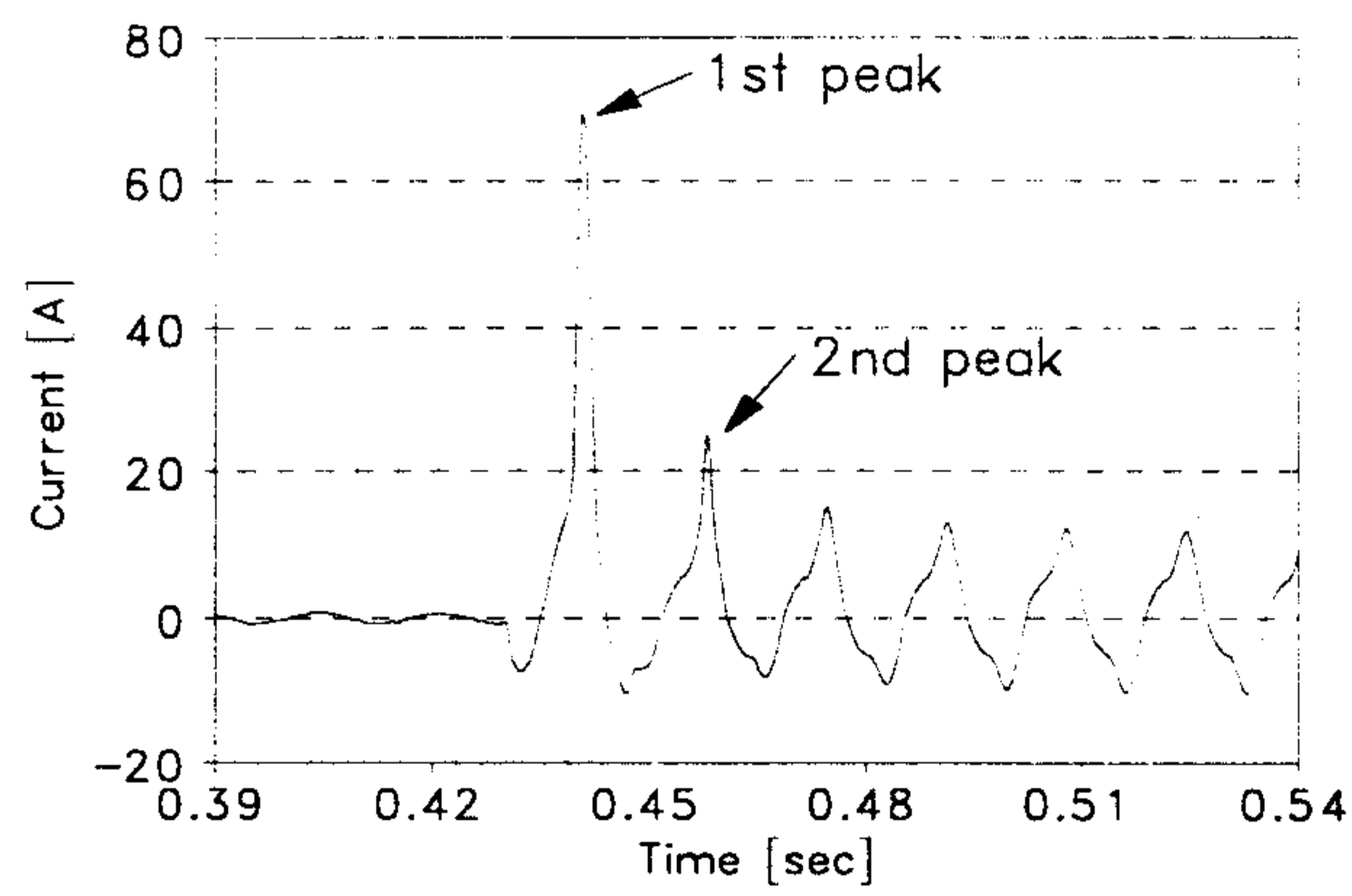


그림 4.4(c) 사고후 단락파형($Z_L = 18\Omega$, 80 turns, $\phi = 240^\circ$)

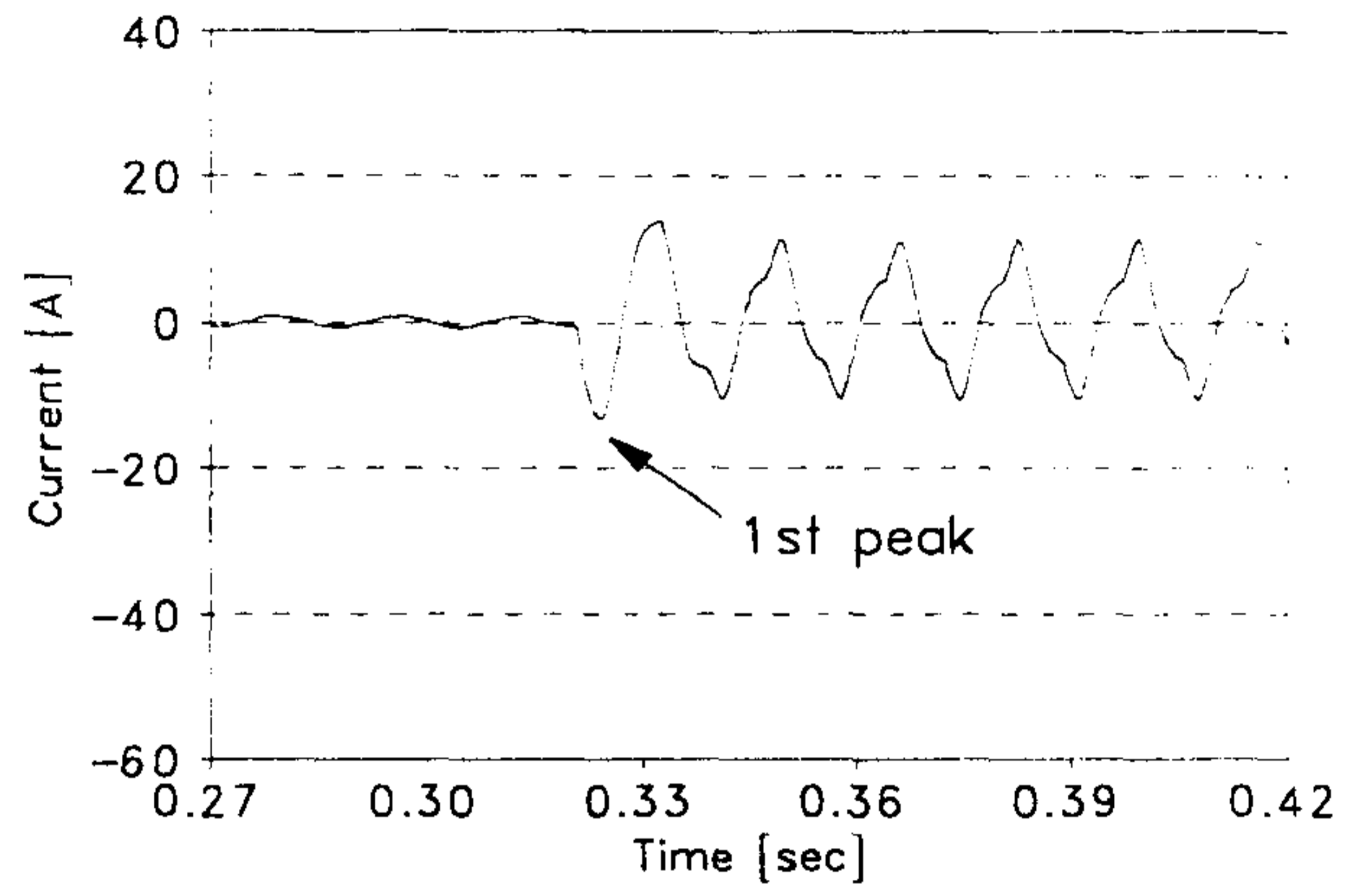


그림 4.4(d) 사고후 단락파형($Z_L = 18\Omega$, 80 turns, $\phi = 270^\circ$)

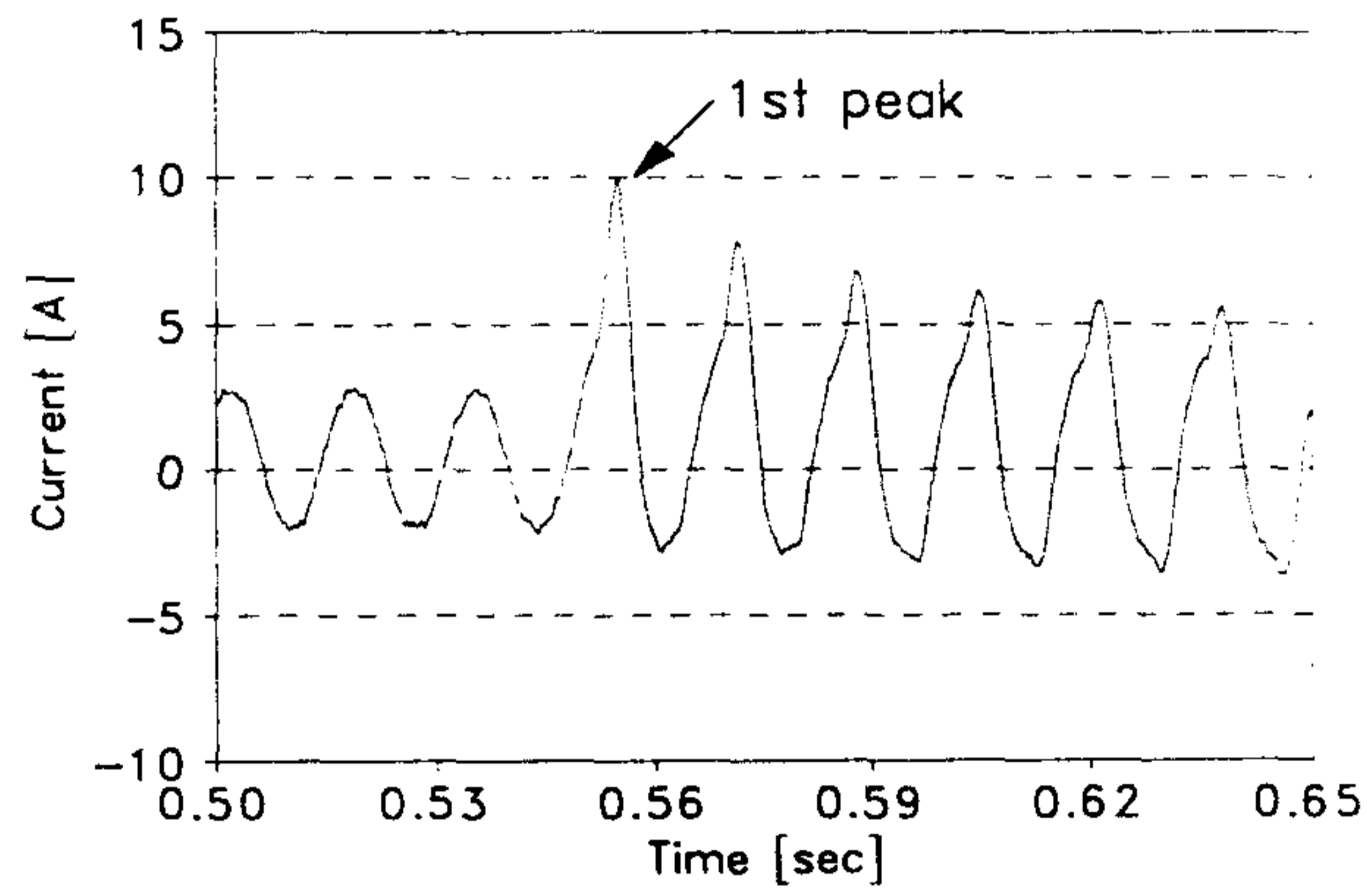


그림 4.5(a) 사고후 단락파형($Z_L = 2.2\Omega$, 100 turns, $\phi = 0^\circ$)

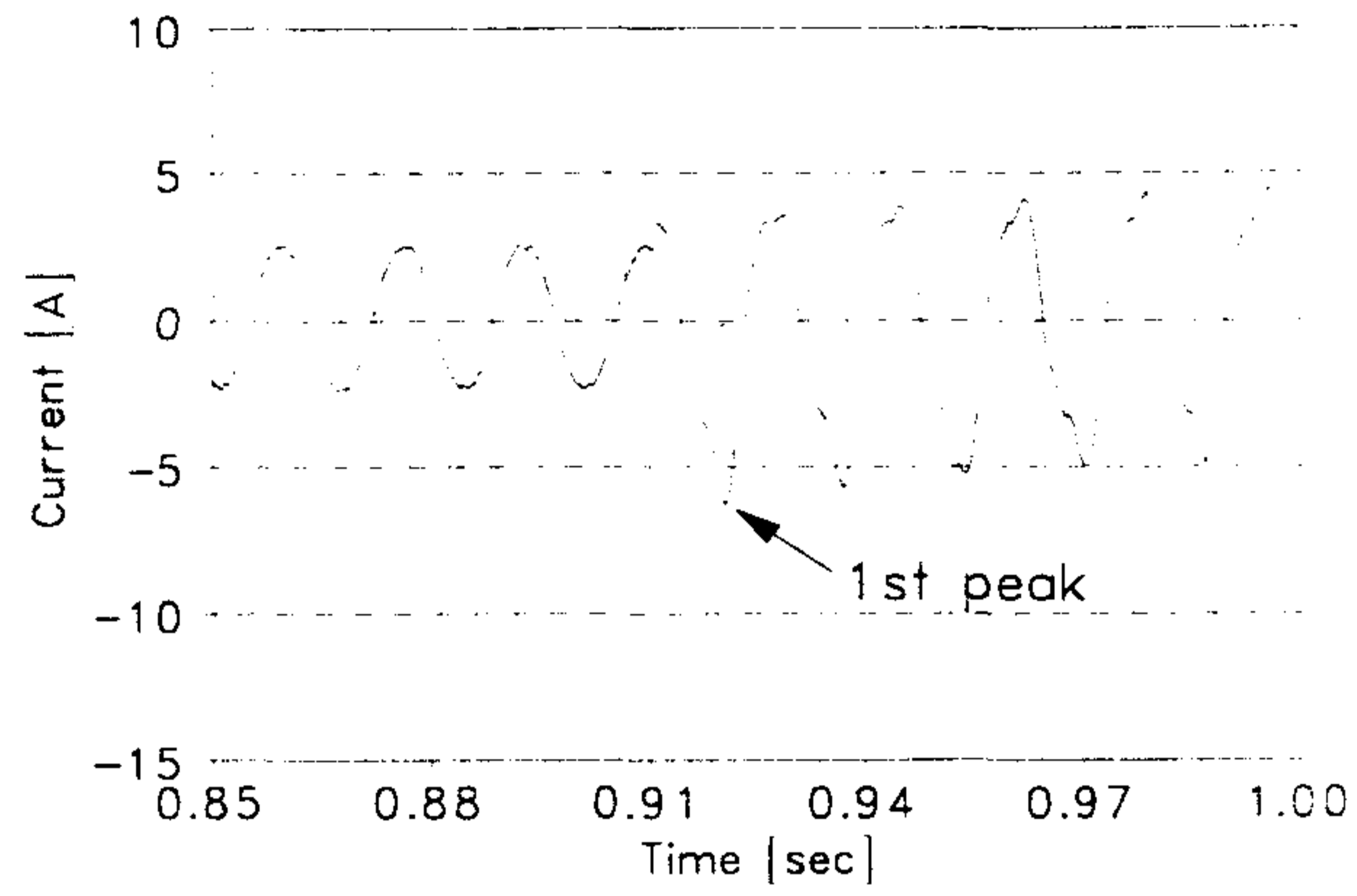


그림 4.5(b) 사고후 단락파형($Z_L = 2.2\Omega$, 100 turns, $\phi = 135^\circ$)

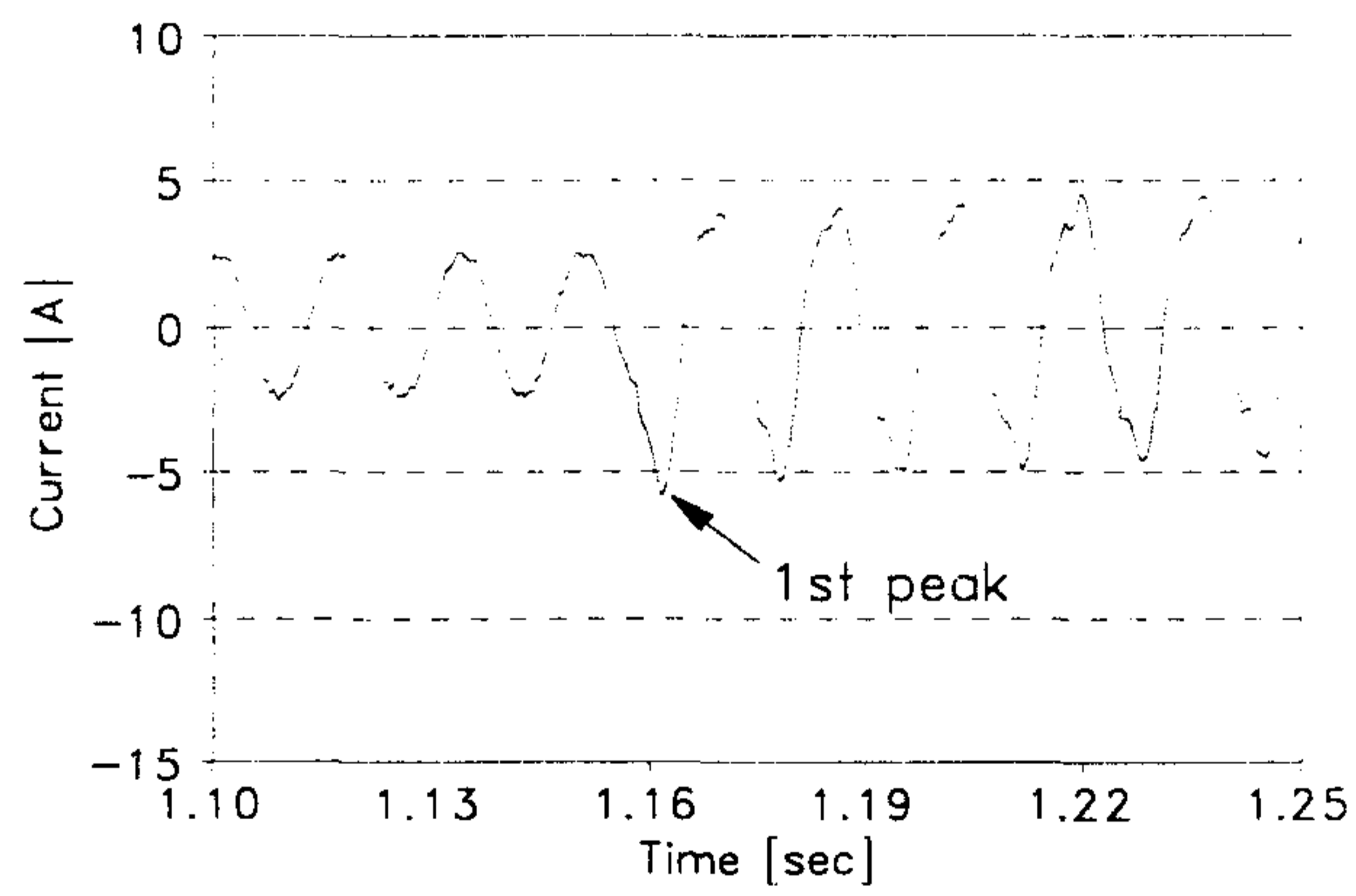


그림 4.5(c) 사고후 단락파형($Z_L = 2.2\Omega$, 100 turns, $\phi = 270^\circ$)

내용누락

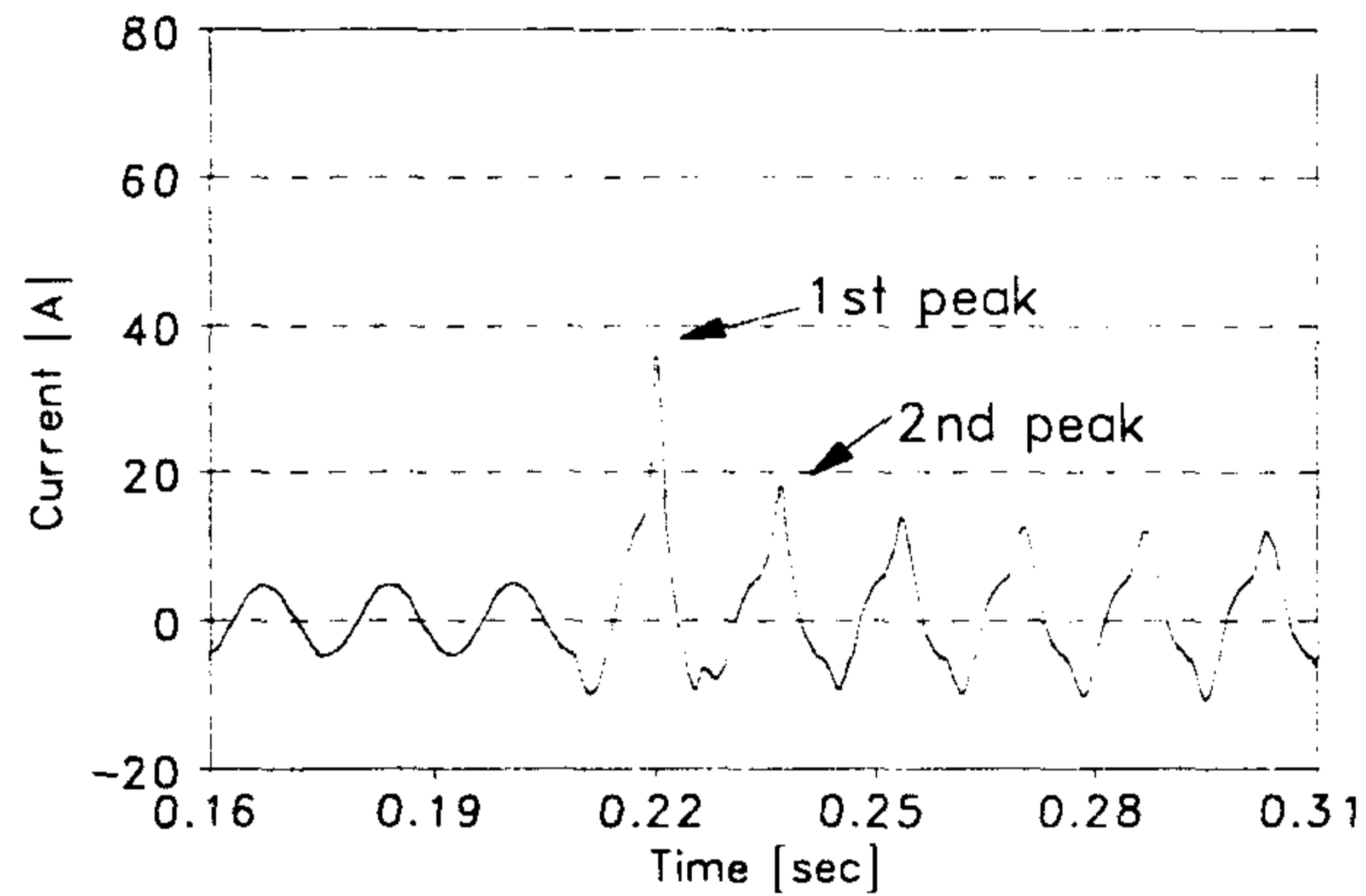


그림4.6(b) 사고후 단락파형($\varphi = 150^\circ$, 80 turns, $Z_L = 2.2\Omega$)

저온초전도체와 비교하여 고온초전도체에서는 상전도 전파속도가 초당 수미터의 단위로 매우 느리다. 초전도 링이 최대전류로 동작하고 있을 때 상전도로의 전이는 매우 빠르게 일어난다. 이 결과는 동작전류에 따라 최소퀵치에너지가 감소하기 때문이다. 77K에서의 고온초전도체의 비열은 저온초전도체보다 수백 배 더 크다. 그러므로 고온초전도체는 좀 더 안정하다.

상전도전파속도는 $\nabla \times \nabla \times \mathbf{E} = -\mu_0 \frac{d\mathbf{j}}{dt}$ 에 의해서 di/dt 는 발열량 $E \cdot J$ 에 영향을 미치므로 di/dt 에 의존한다. 사고 각이 0도일 때, di_2/dt 는 최소가 되지만 $d\phi/dt$ 는 최대가 된다. 사고 각이 90°일 때 di_2/dt 은 최대가 되지만 $d\phi/dt$ 은 최소이다. 결과적으로 본 실험에서는 과도돌발사고전류는 상전도 전파 속도와 코어포화 와 사고각에 의존한다는 것을 확인하였다.

표 4.1 Core형 한류기의 제원

Parameter		Unit
Superconducting Ring		
ϕ_e	(outer diameter)	36 mm
ϕ_i	(inner diameter)	23 mm
l_{sc}	(total length)	92.67 mm
S_{sc}	(cross section)	19.6 mm ²
Iron Core Reator		
d_{core}	(total length)	356 mm
S_{core}	(cross section)	256 mm ²
N_1	(total turns)	80, 100 turns
r_1	(resistance)	0.25 Ω , 0.32 Ω
L_m	(magnetizing inductance)	1.32 H (no saturation)

4. 고조성분 해석

일반적으로 철심에는 자기포화 및 자기 히스테리시스 현상이 있기 때문에 실제 자기저항은 일정하다고 볼 수 없고 권선에 공급된 전압이 정현파일 지라도 여기에 흐르는 전류는 위에서 설명한 것과 같이 고조파를 포함한 왜형파가 된다. 정현파에서 일그러짐이 적을 때는 근사적으로 정현파로서 취급하나, 일그러짐이 현저할 때는 정현파로 취급할 수 없다. 시간에 대한 전류의 변화는 철심이 포화에 접근하면 할 수록 더 충두가 되는 비정현파라는 것을 알 수 있다. 전류의 곡선은 중심에서 대칭이고 Fourier 정리에 의해서 정현파를 만드는 급수로 분석할 수 있다. 이 급수 중 기본 정현파 곡선과 제 3고조파 곡선, 5고조파 곡선 순으로 주파수가 증가할 수록 그 크기가 줄어든다. 전류파형이 자속파형보다 일정한 위상만큼 앞서는데 이것은 유효전력인 철 손실 때문이고 실제 교류전원을 공급하면 히스테리시스 손실이외에 와류손실도 철손실에 포함된다.

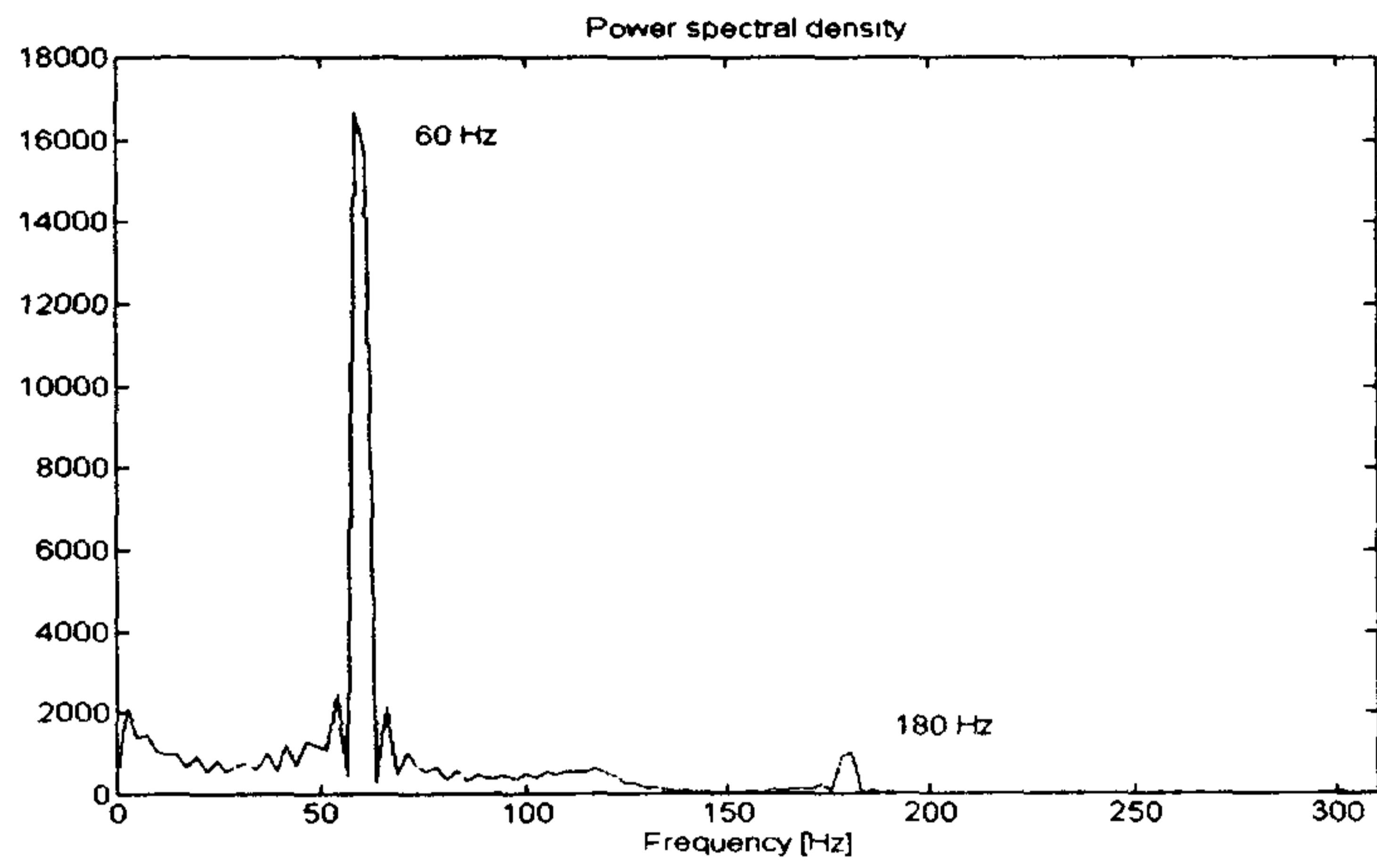


그림 4.7 한류기의 실제파형의 FFT

내용누락

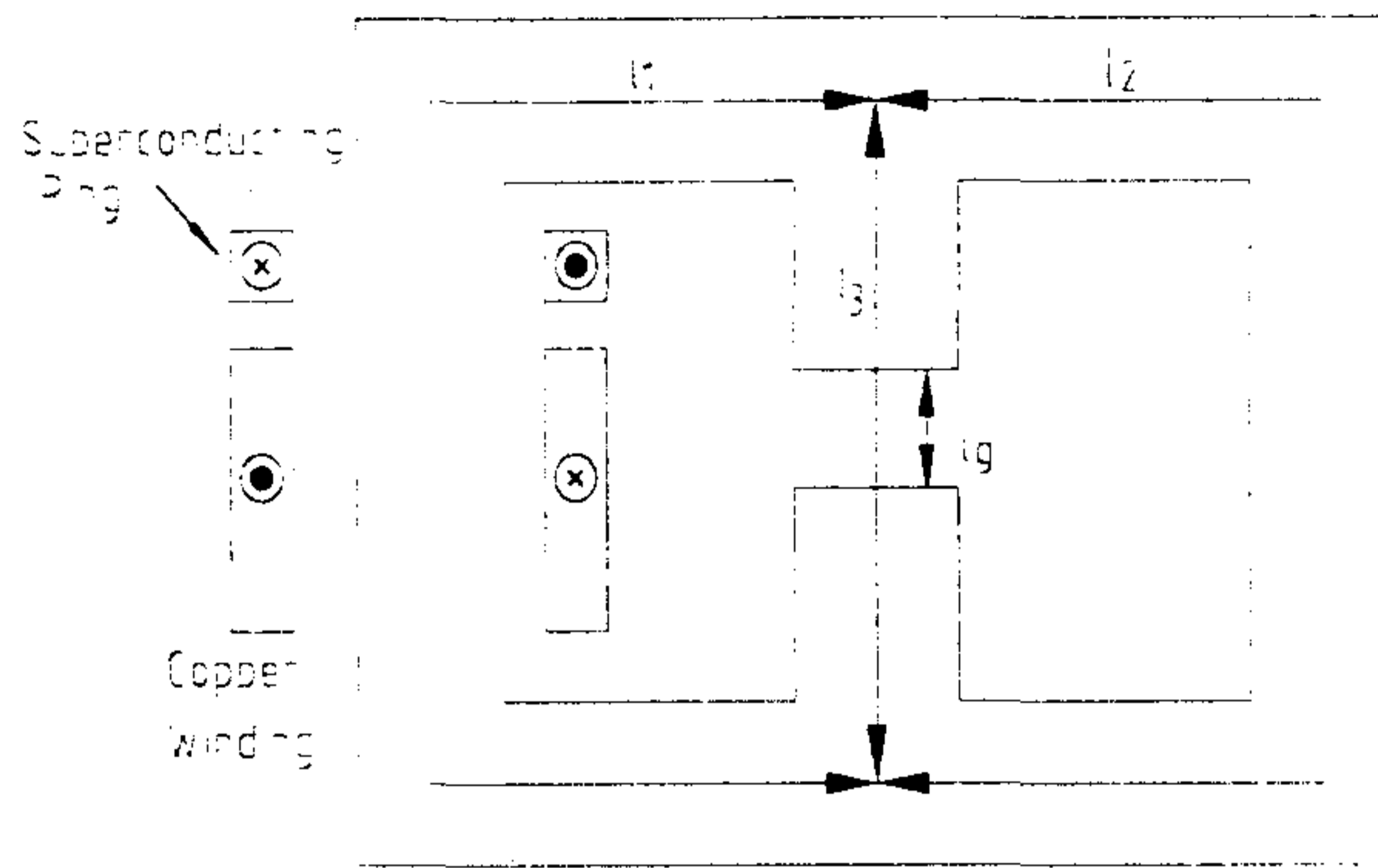


그림 4.8 한류기의 자기시스템

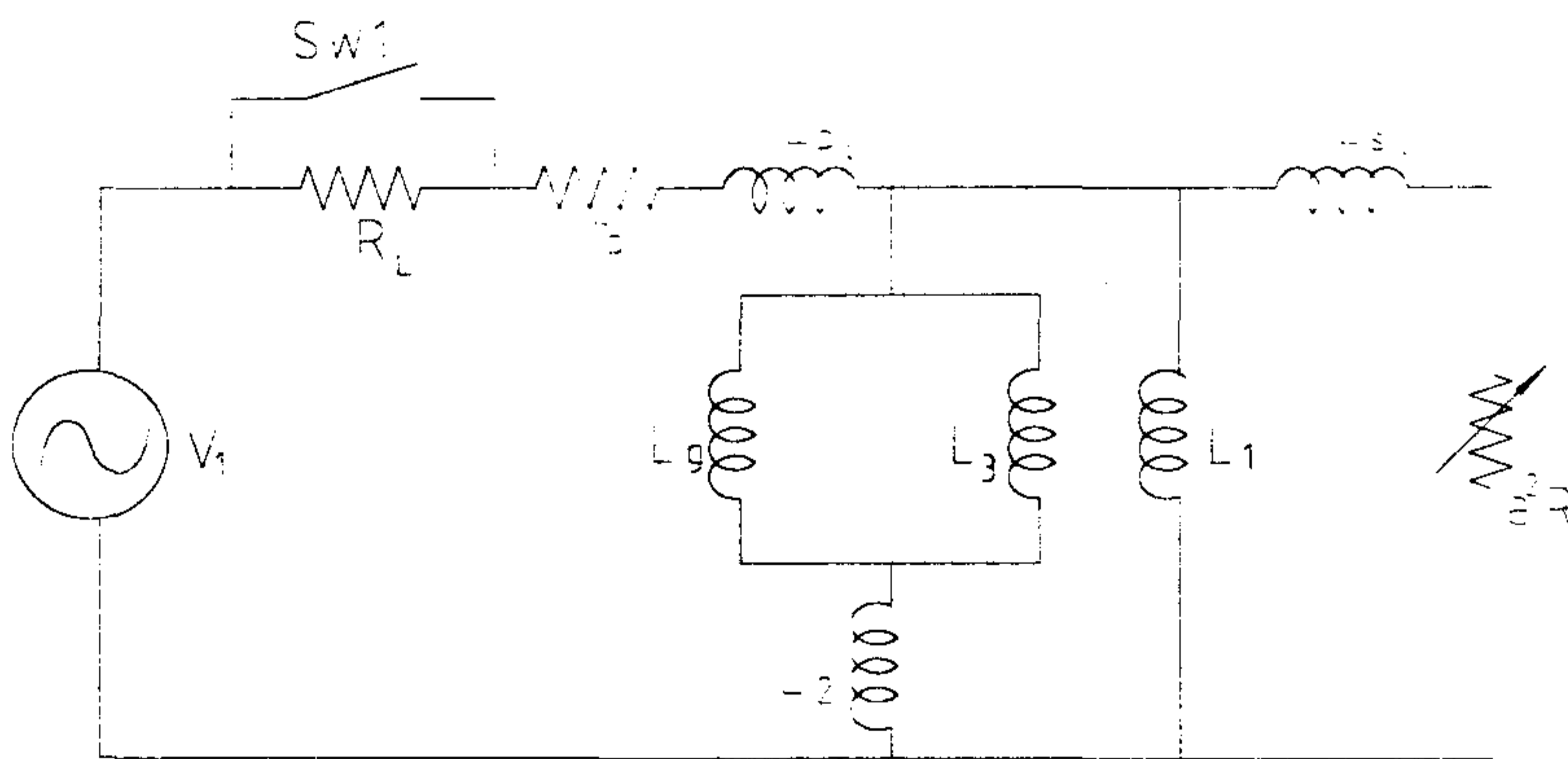


그림 4.9 한류기의 등가회로

하나의 레그는 권선이 위치하는 레그이고 가운데 레그는 공극이 도입되어 있다.

회로소자를 보호하기 위해, 1차 구리권선이 전력선에 직렬로 연결되어 있다. 정상 상태 시는 초전도체에 유도된 전류에 의해 자속상쇄가 발생해 임피던스가 매우 낮으며 1차측 권선 저항과 누설 인덕턴스에 의존한다. 사고시 초전도체가 임계전류를 초과되면 초전도체가 flux-flow 저항이 발생하여 철심 내 자속이 급격히 증가하게 된다. 만약 자기포화가 발생한다면 공극이 포함되지 않은 자로의 자기저항보다 공극이 포함된 자로의 자기저항이 커지므로 자로가 전자에서 후자로 변화하게 된다. 자로에 공극이 있을 경우 대부분의 mmf는 공극에 집중되고 단지 몇 %만이 나머지 철심에 배당된다. 그러므로 가운데 레그의 공극은 제한 임피던스의 급격한 감소를 피할 수 있다.

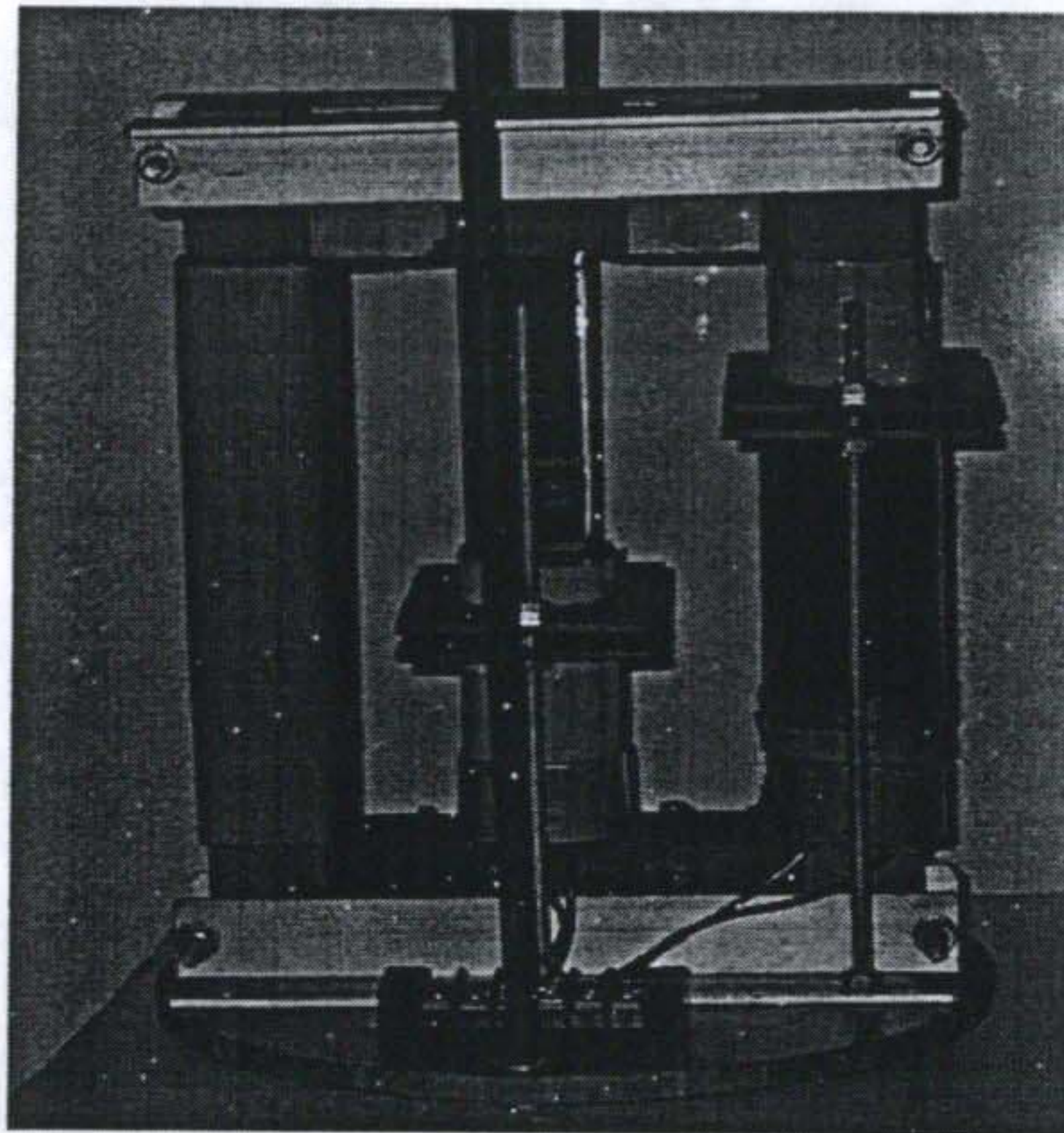


그림 4.10 공극형 고온초전도한류기

2. 공극형 고온초전도한류기의 등가회로

그림 4.8의 철심구조는 3개의 레그를 가지고 있고 왼쪽 레그에는 1차권선과 2차 권선이 있고 가운데 레그에는 공극이 도입되어 있다. 일반적으로 3차원 자계문제를 정확하게 해석해야 하지만 소정의 목적을 달성하기 위해서는 자계문제를 자기회로의 집중 자기저항(lumped reluctance)으로 등가 화시키면 편리하다. 자기회로의 쌍대성 원리를 이용하면 그림 4.9와 같은 등가의 전기회로가 유도된다. 식을 간단히 하기 위해 누설 인덕턴스와 권선 저항을 무시하면 SW1 닫히는 경우 제한된 사고전류는 식 (4.7)과 같이 된다.

$$I_{lim} = V_1 \cdot \sqrt{(1/a^2 R_s)^2 + (1/\omega L_t)^2} \quad (4.7)$$

$$\text{단, } L_1 = N_1^2 \mu_0 \mu_c S_{core} / l_1, \quad L_2 = N_1^2 \mu_0 \mu_c S_{core} / l_2, \quad L_g = N_1^2 \mu_0 \mu_c S_{air} / l_g,$$

$L_3 = N_1^2 \mu_0 \mu_c S_{air} / (l_3 - l_g), \quad L_t = ((L_g // L_3) + L_2) // L_1, \quad L_{pl}, L_{sl}$ 는 각각 1차 축과 2차축의 누설 인덕턴스, l_1, l_2, l_3, l_g 는 각각 철심의 자로와 공극의 길이, S_{core}, S_{air} 는 각각 철심과 공극의 단면적. V_1 은 공급전압, ω 는 정격주파수, a 는 권선비, N_1 는 1차축의 권선수, μ_0 는 공기의 투자율, μ_c 는 철심의 상대 투자율 그리고 R_s 는 초전도체의 저항이다.

3. 결과 분석

그림 4.11~4.15은 공극형 고온초전도한류기의 단락특성 실험 데이터이다. 그림 4.9은 사고각이 135°일 때 한류기 양단의 전압과 전류이며 각각 70V, 18A이다. 사고전류의 크기는 공극을 포함하고 있지 않은 자로의 자기포화가 회복되고 초전도링의 저항이 증가하면서 점차 감소한다. 그림 4.12과 그림 4.13은 각각 가운데 레그의 pick-up 코일의 전압과 오른쪽 레그의 pick-up 코일의 전압이다.

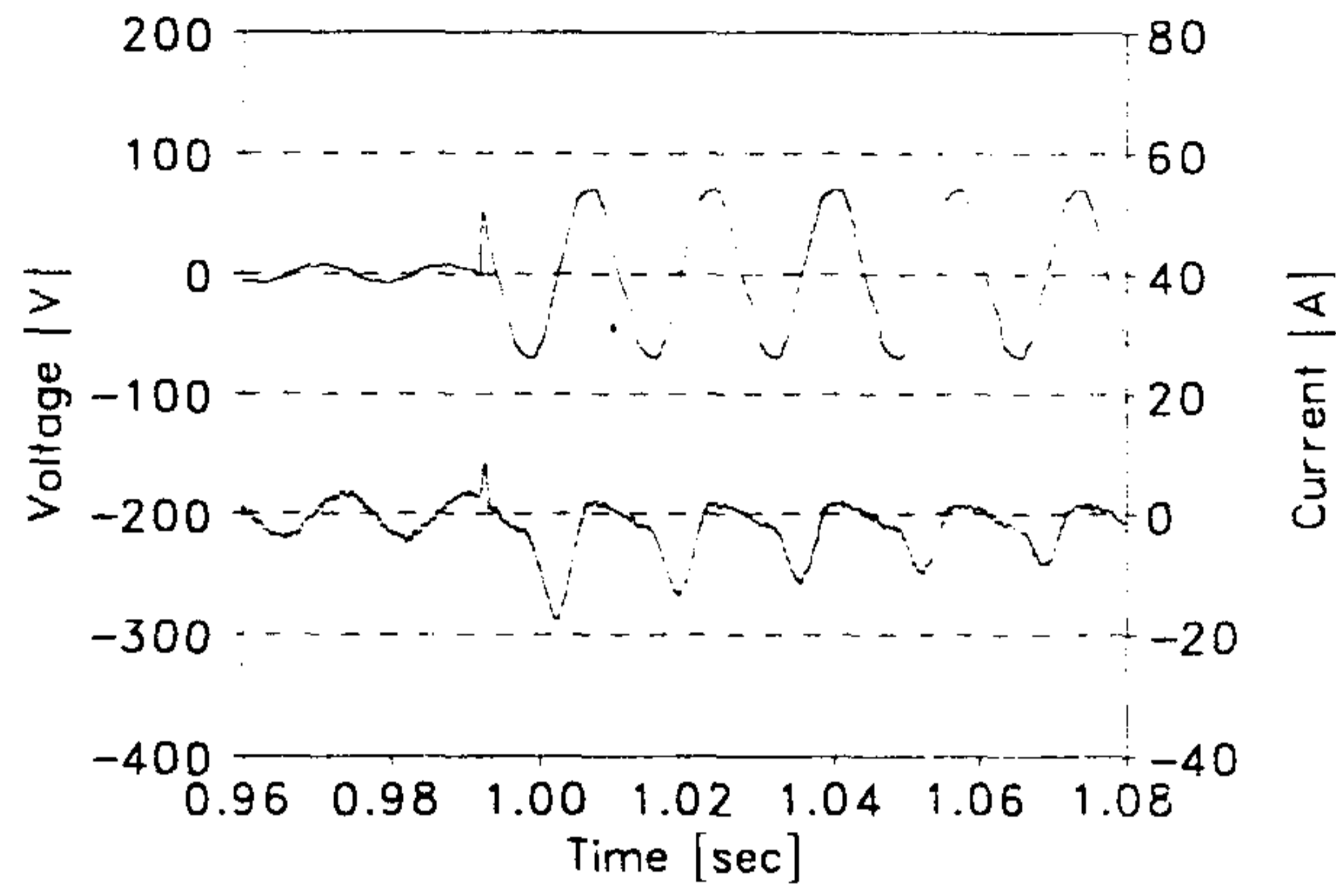


그림 4.11 단락 사고전류 파형 ($V_1 = 70V$, $\phi = 135^\circ$)

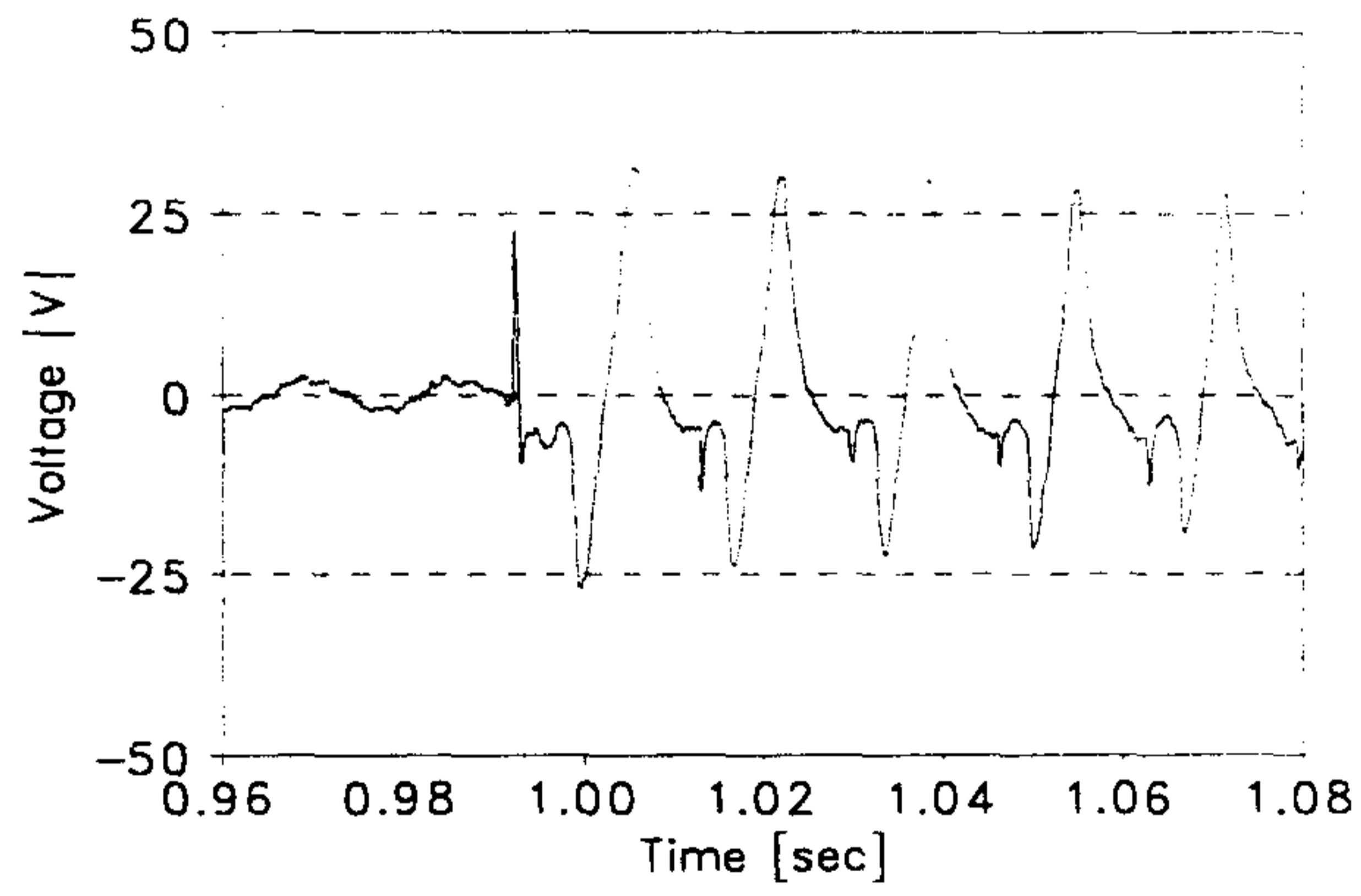


그림 4.12 가운데 레그의 Pick-up coil의 전압

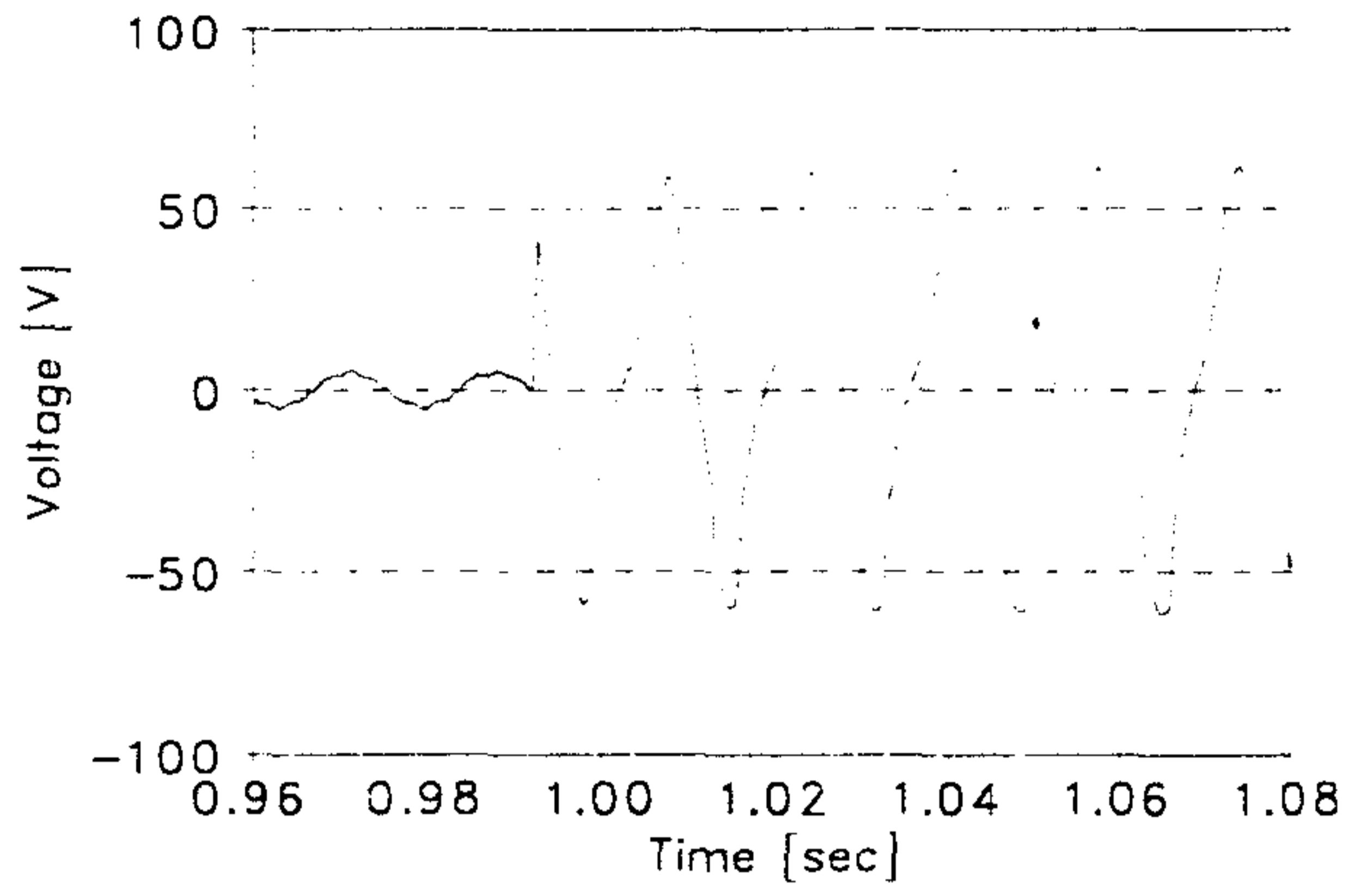


그림 4.13 오른쪽 레그의 pick-up coil의 전압

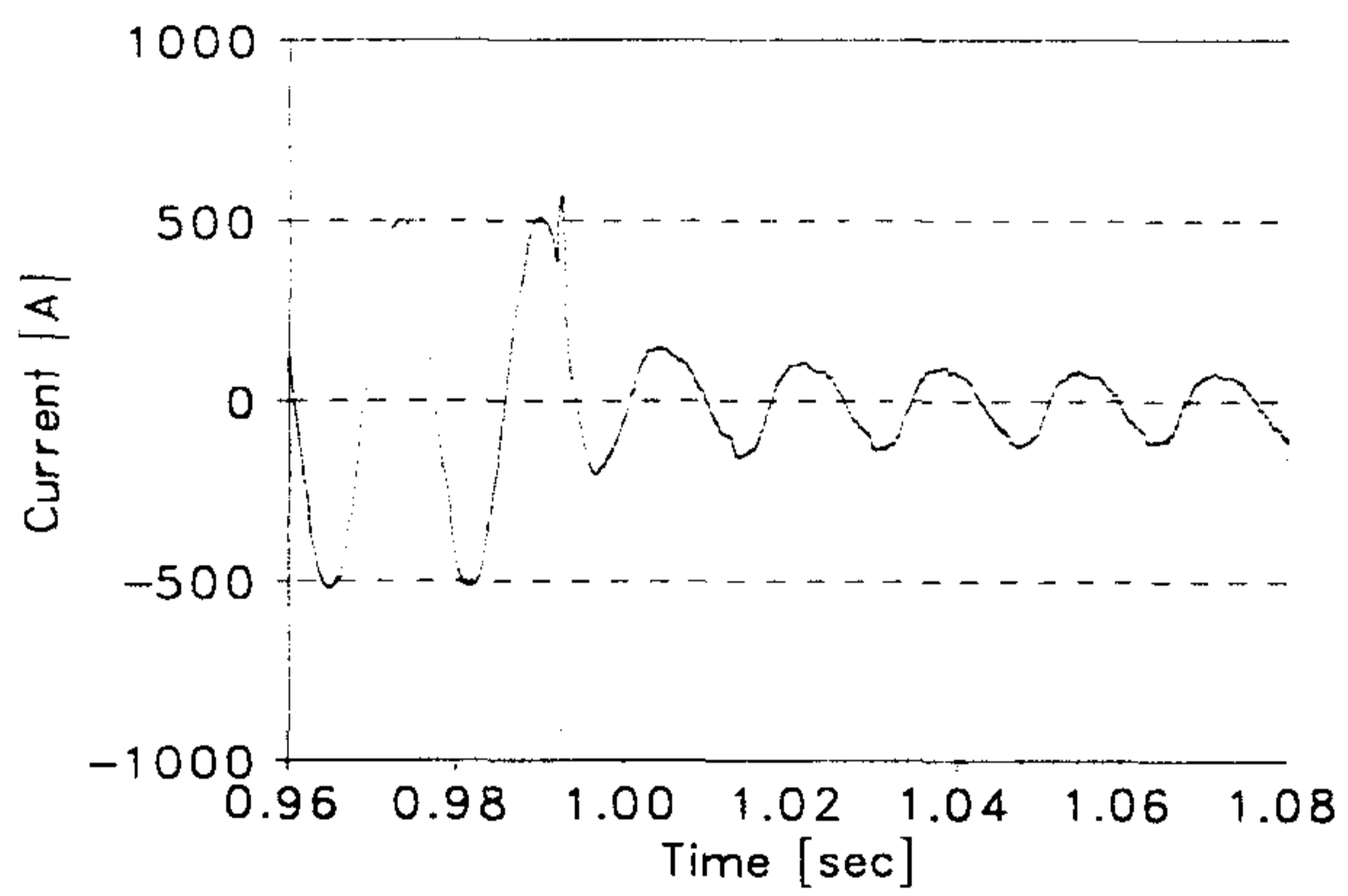


그림 4.14 초전도링에 유도된 전류

가운데 pick-up 코일의 전압 크기는 공극이 없는 자로의 자기포화가 감소면서 줄어들고 오른쪽 레그의 pick-up 코일의 전압은 증가한다. 단락시험시 전압과 전류 모두 작은 피크가 나타나는데 이것은 2개의 자기회로를 가진 공극형 고온초전도한류기의 특징이다. 공극이 없는 자로의 자속이 포화 점에 다다르면 두 자로의 자기저항의 상대적 크기가 변하므로 자로가 갑자기 변하게 된다. 그러므로 가운데 pick-up 코일의 전압에 작은 피크가 나타나게 된다.

그림 4.14에서 초전도링의 켄치는 500A에서 시작되고 flux-flow저항이 발생하면서 링의 전류는 급격히 감소한다. 초전도링의 전류의 2차적 감소는 flux-flow저항에 의해 발생된 열에 의한 저항의 증가 때문이다. 초전도링의 저항변화는 2단계로 요약될 수 있다. 1단계는 빠른 flux-flow 상태로의 전이이며 2단계는 flux-flow 저항에 의한 열 발생이다.

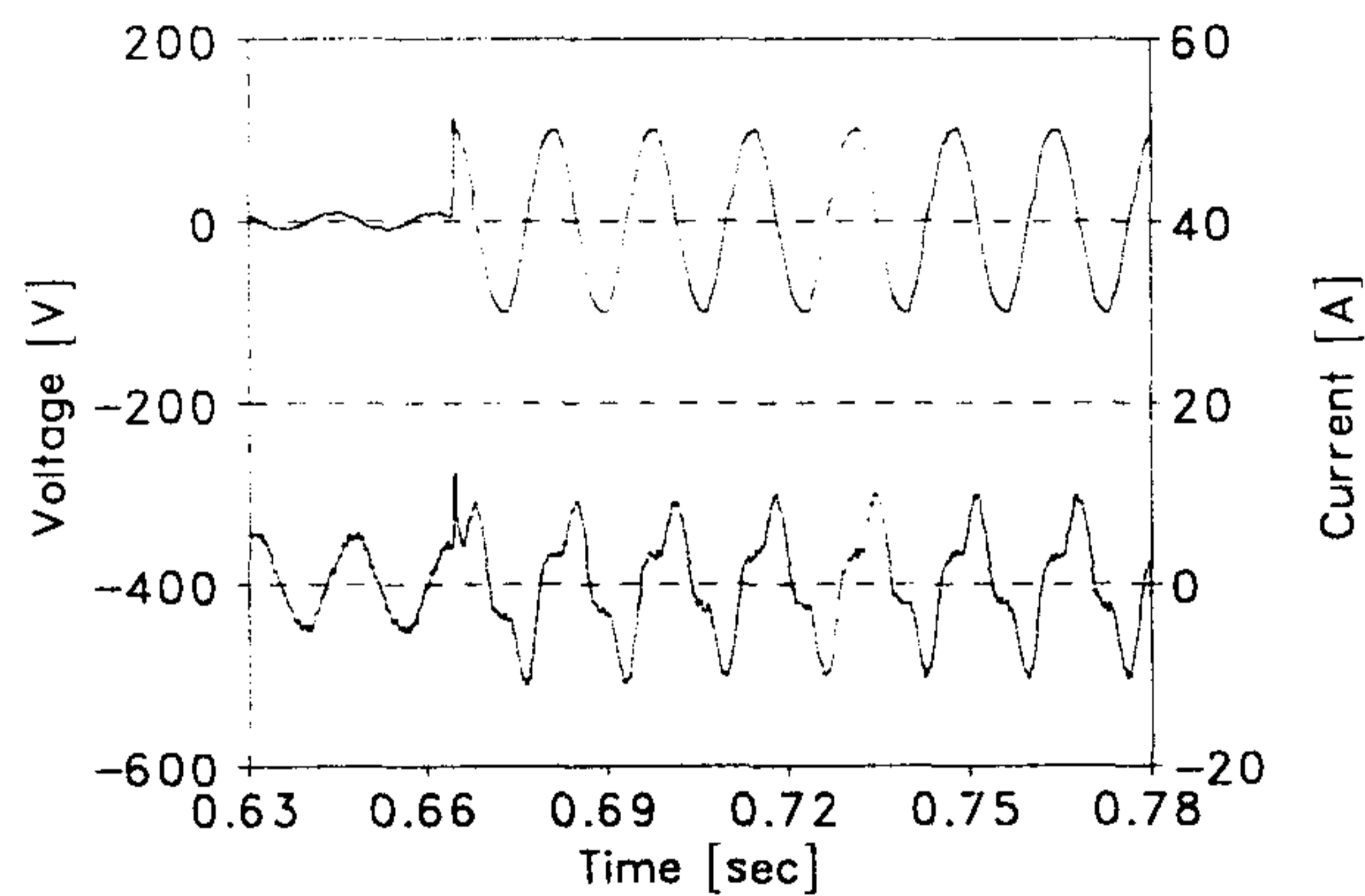


그림 4.15 단락전류 파형($V_1 = 100 V$, $\varphi = 90^\circ$)

그림 4.15은 공급전압 100V, 사고각 90°이고 권선수 130일 경우 고온초전도한류기의 양단전압이다. 사고전류는 정상전류의 약 2배로 신속하게 제한된다. 만약 회로에 한류기가 없다면 line임피던스에 의해 사고전류는 1100 A_{peak} 정도로 증가할 것이다. 고온초전도한류기는 1/4 주기만에 사고전류를 15 A_{peak} 로 신속하게 제한된다.

표 4.2 공극형 한류기의 제원

Parameter		Unit
Superconducting Ring		
ϕ_e	(outer diameter)	64mm
ϕ_i	(inner diameter)	51mm
l_{sc}	(total length)	256.3mm
A_{sc}	(cross section)	32.5mm ²
Iron Core Reator		
d_{core}	(mean length)	860 mm
l_g	(airgap length)	6 mm
A_{core}	(cross section)	1225 mm ²
N_1	(total turns)	120, 130 turns
r_t	(resistance)	0.08Ω, 0.09Ω (@ R.T)
L_m	(magnetizing inductance)	38.2 mH (@ 5A)

또한, 대용량의 고온초전도한류기에 대한 가능성의 타진을 위해 기존의 실험실에서 제작된 고온초전도한류기보다 큰 한류기를 제작하여 실험중에 있다. 지금 실험 중인 고온초전도한류기도 공극형으로 제작된 코어를 사용하고 있다. 약 400V급으로 설계된 이 고온초전도한류기의 제원은 아래와 같다.

표 4.3 지금 실험중인 공극형 한류기의 제원

Parameter		Unit
Superconducting Ring		
ϕ_e	(outer diameter)	115mm
ϕ_i	(inner diameter)	105mm
h_x	(height)	100mm, 50mm
A_{sc}	(cross section)	500mm ²
Iron Core Reator		
d_{core}	(mean length)	mm
l_g	(airgap length)	2.5 mm
A_{core}	(cross section)	4,900 mm ²
N_1	(total turns)	110 turns

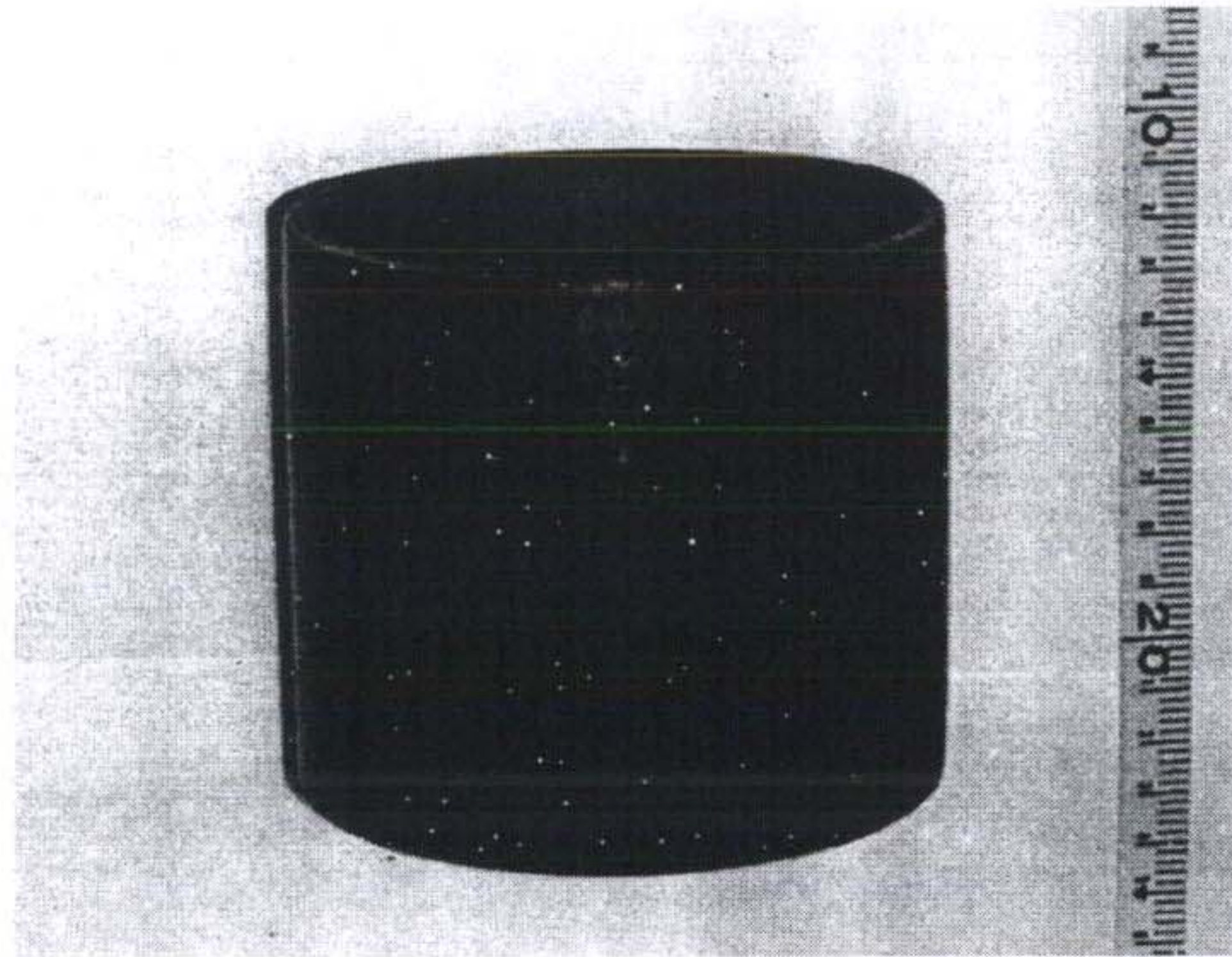


그림 4.16 3차년도 고온초전도한류기에 사용된 BSCCO 초전도tube

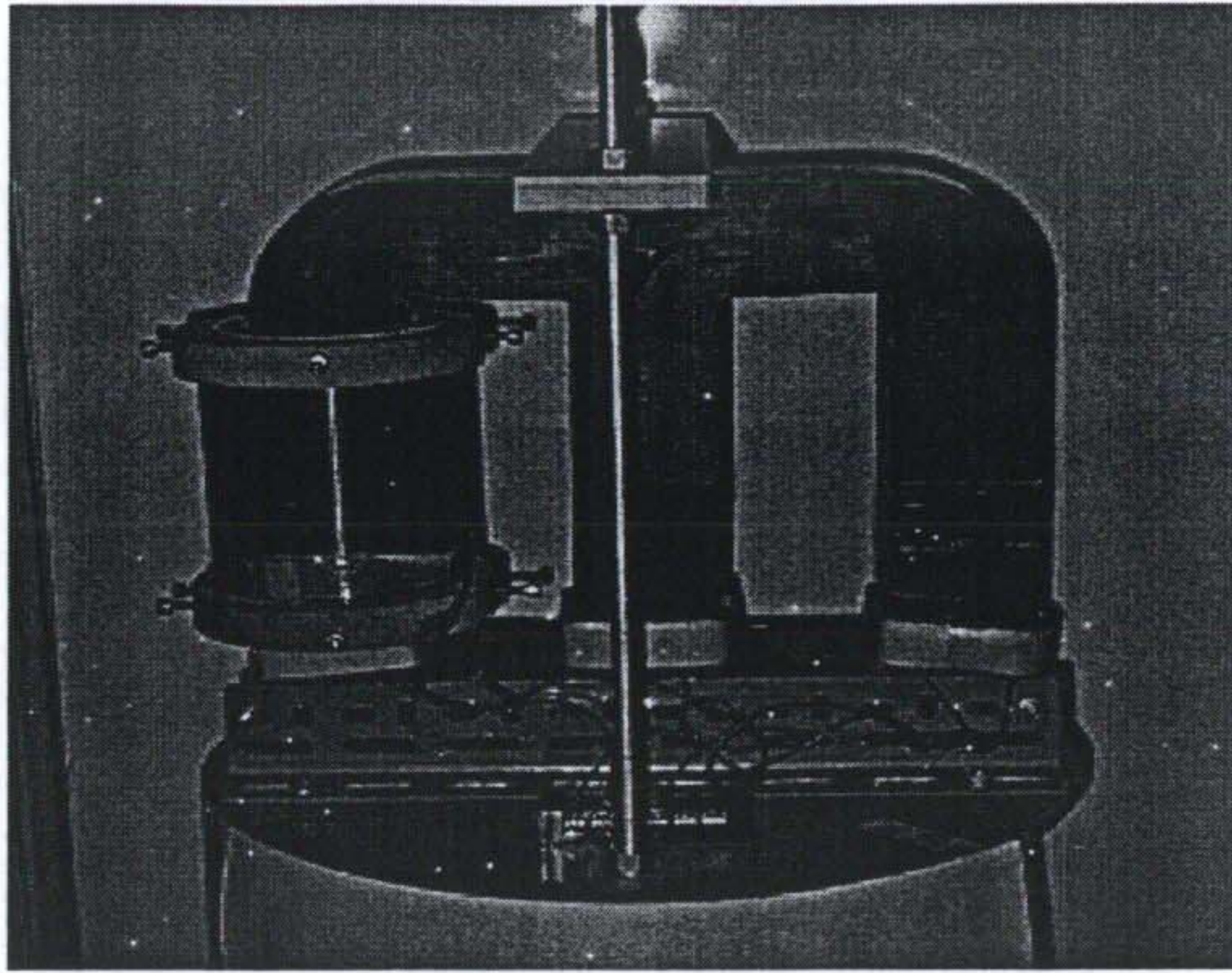


그림 4.17 현재 실험중에 있는 공극이 도입된 고온초전도한류기

또한, 초전도체의 위치변화에 의한 등가회로의 변화가 생기는데, 일차측 권선과 같은 축에 초전도tube를 설치하였을때의 등가회로는 아래와 같은 식으로 나타난다.

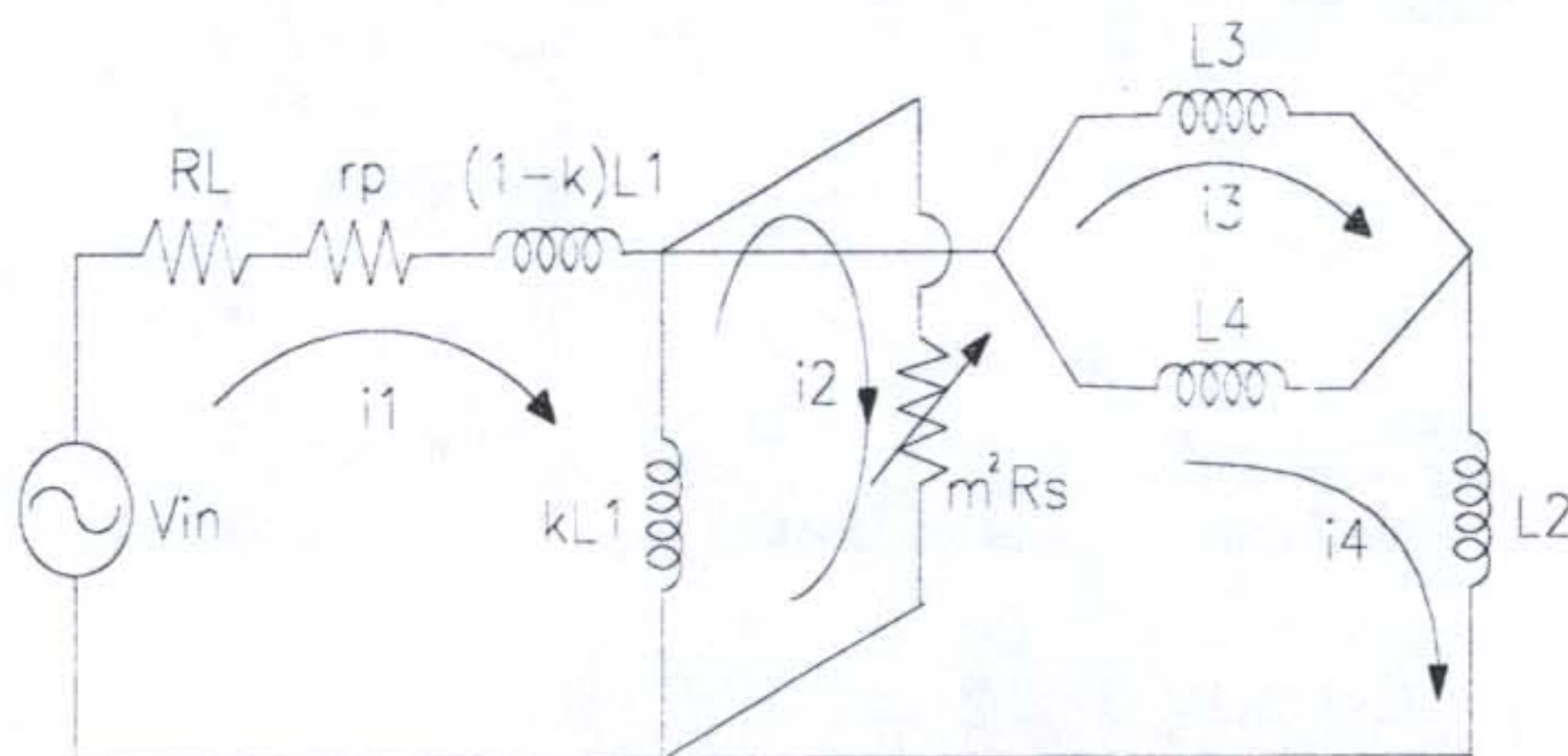


그림 4.18 현재 실험중인 고온초전도한류기의 등가회로

현재 실험중인 모델은 기존의 초전도링이 아닌 초전도tube를 사용하였으며, 초전도tube를 일차측 권선과 동일한 축에 위치시켜 누설자속을 거의 없애는 방향으로 설계가 되었다. 따라서, 정상상태시에는 고온초전도한류기의 양단전압이 거의 존재하지 않다가 사고발생시 거의 모든 입력전압이 고온초전도한류기의 양단에 걸리게 되는데 이는 정상상태시에는 고온초전도한류기를 설치함으로써 나타나는 부가적인 임피던스가 거의 존재하지 않는다는 것을 의미한다. 따라서, 전력의 효율적인 사용이 가능하며, 안정적으로 전력을 공급할수 있다는 것을 알 수 있다.

현재 이 모델은 입력전압이 $250 V_{rms}$ 까지 성공했으며 앞으로도 계속 실험할 예정으로 입력전압이 약 $400 V_{rms}$ 정도까지 성공할 것으로 예측하고 있다.

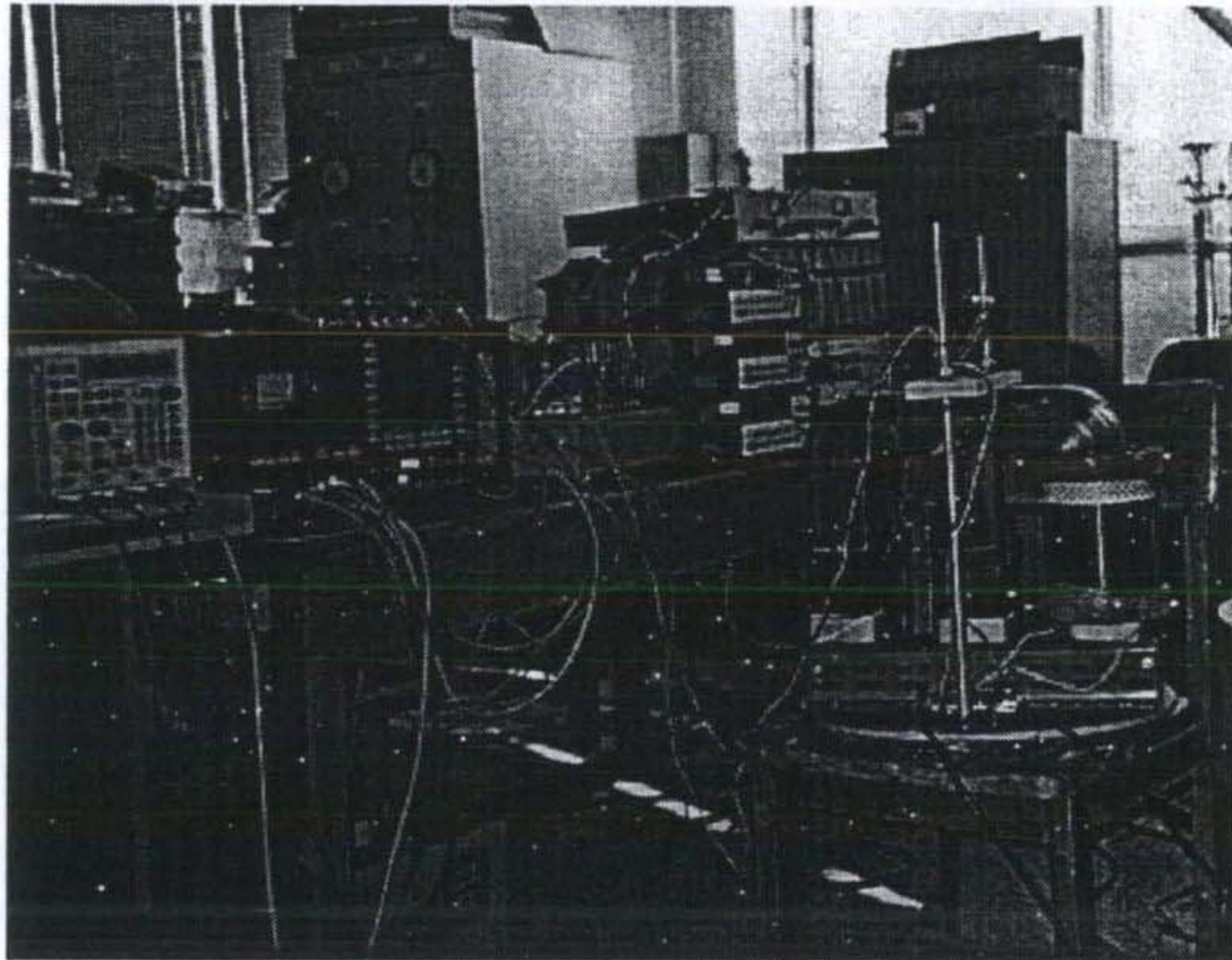


그림 4.19 공극형 고온초전도전류제한기의 실험 전경

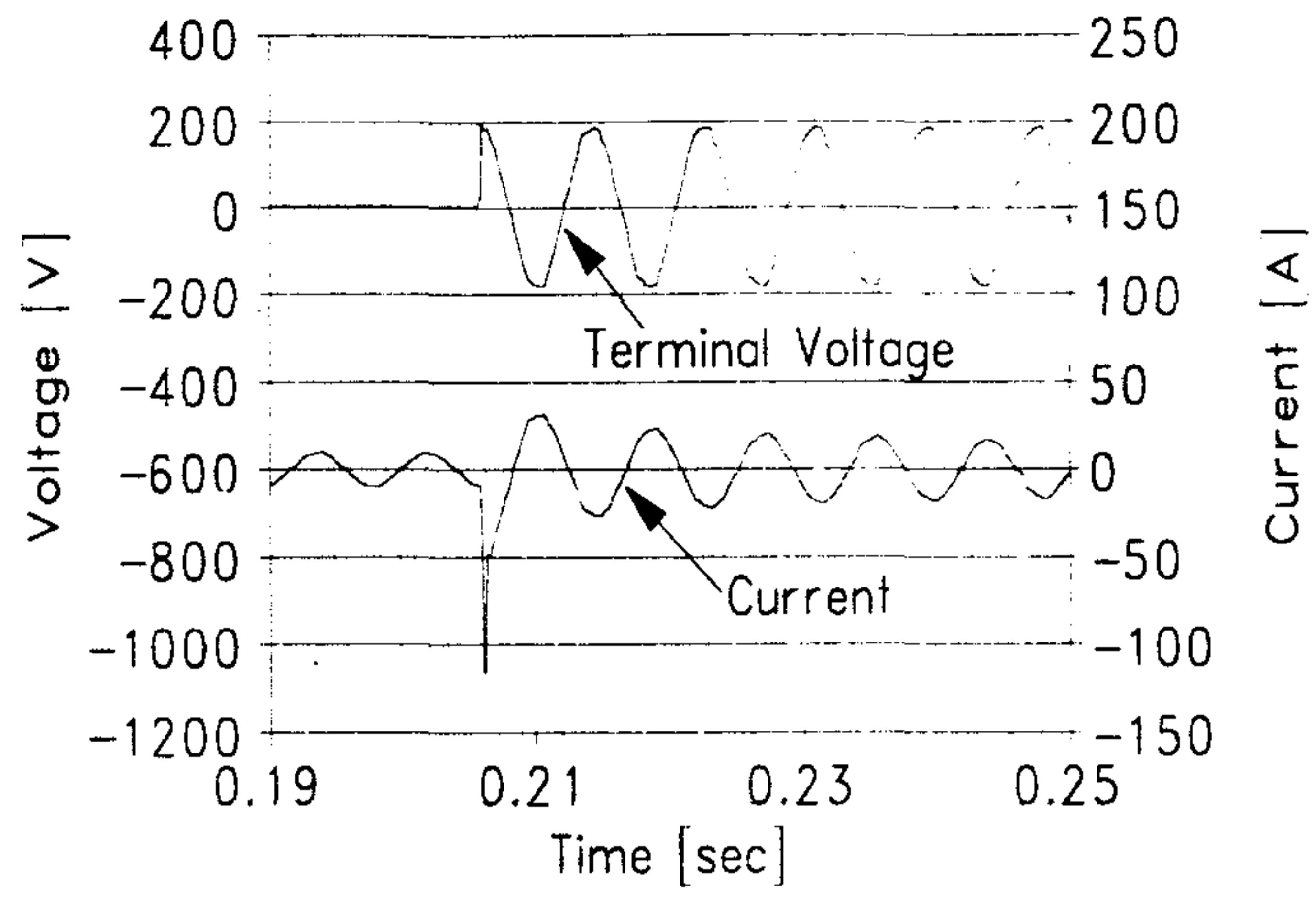


그림 4.20 현재 실험중인 모델의 전체전류와 양단전압 ($V_1 = 150V$, $\varphi = 90^\circ$)

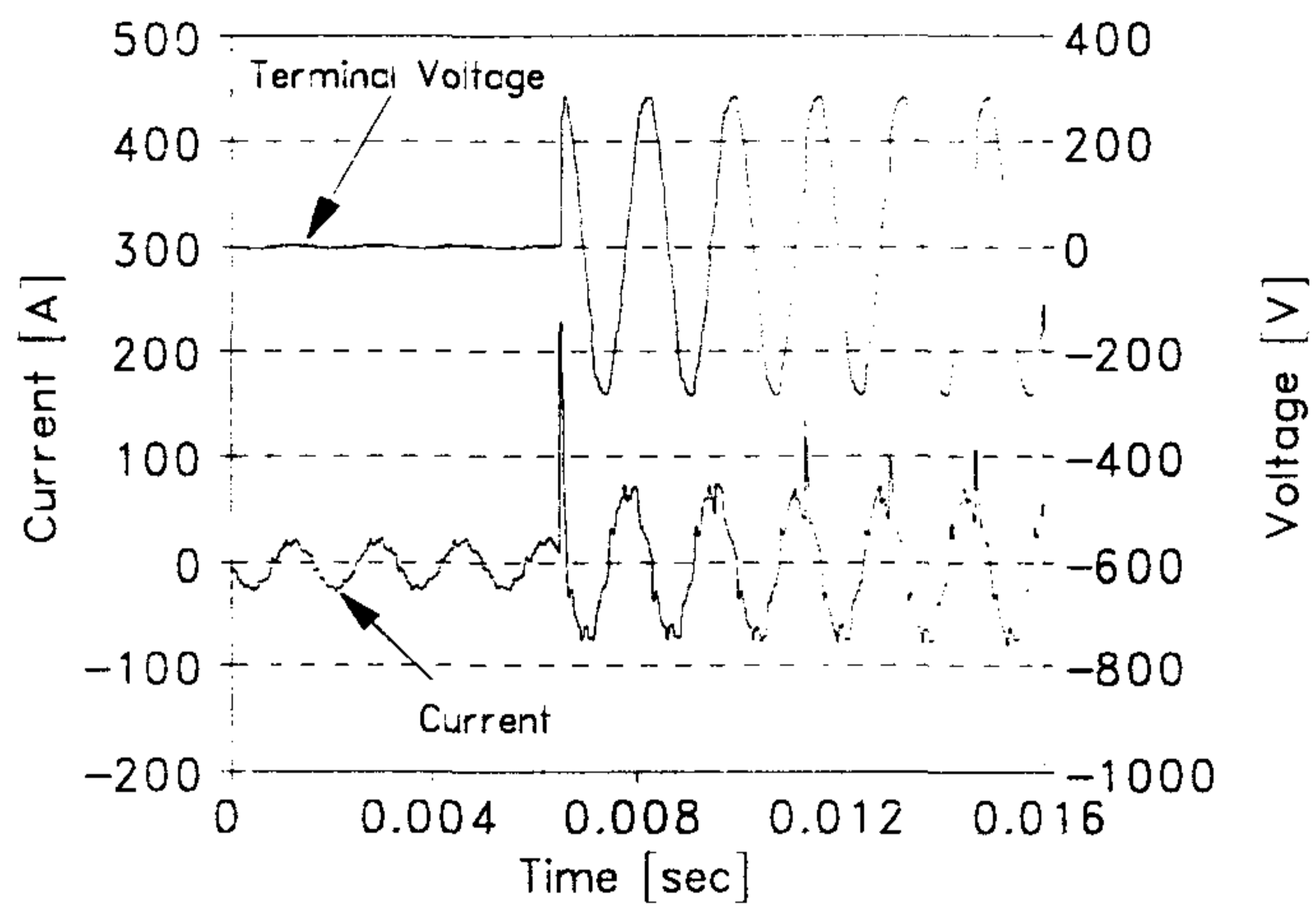


그림 4.21 현재 실험중인 모델의 전체전류와 양단전압 ($V_1 = 200V$, $\varphi = 90^\circ$)

그림에서도 볼 수 있듯이 양단전압의 거의 나타나지 않으므로 부가적인 임피던스는 없는 것으로 볼수 있으며 사고전류도 고온초전도한류기가 설치되지 않았을 경우에 비해 약 20% 수준으로 제한되는 것을 알수 있다. 따라서, 차단용량이 작은 차단기를 한류기에 병행하여 설치함으로써 사고시 회로차단효과를 볼수 있게 된다. 계통의 용량이 증가하면 사고전류의 크기도 같이 증가하게 되는데 차단기만을 설치할 경우 상당히 큰 사고전류가 전력회로에 약 3주기동안 흘러들어가 시스템에 문제를 초래할수도 있지만, 고온초전도한류기와 병행하여 설치하면 낮은 용량의 차단기를 사용하여 전류를 차단할수 있을 뿐 아니라 사고전류도 대폭 감소하므로 회로보호측면에서도 상당한 효과를 거둘수 있을 것이다.

제 3 절 전력계통적용

최근의 전력수요에 따라 전력계통은 송전전압의 고전압 화와 송전선의 다중화 관점에서 기술개발이 되어왔다. 그 결과, 단락사고시의 과전류에 대한 대처가 중요한 문제가 되었다. 일반적으로 전력계통에서 사고전류 또는 단락전류는 보호시스템이 동작할 만큼 높아야하며 그 기준이 잘 정의 되어야한다. 또한 보호시스템이 사고전류를 차단하기 전까지 Bus line이나 회로소자에 사고전류가 흐르므로 전력계통의 보호차원에서 가능한 한 낮아야한다. 전력계통에서 사고전류의 악영향은 주로 높은 사고전류가 회로에 흐름으로써 발생하는 열적, 기계적 스트레인이다. 따라서 초전도한류기를 전력계통에 도입한다면 사고전류를 차단기의 용량 이내로 제한해 주므로 기존의 계통의 교체 없이 계통간을 적극적으로 연계하는 것이 가능하여지고 계통의 용량을 증가시킬 수 있어 전력수요의 증가에 손쉽게 대처가 가능하다.

초전도한류기는 외부의 어떠한 제어장치 없이 스스로 사고전류를 감지하여 작동하는 것이 특징이다. 이러한 감지는 초전도체의 동작상태가 정해진 임계 곡면 내에 있다가 그 곡면을 이탈함으로써 이루어진다. 지금까지 개발된 초전도한류기는 저온 초전도선재를 이용한 모델과 고온초전도선재를 이용한 모델 그리고 고온초전도 벌크를 이용한 모델이 있다. 저온초전도선재를 이용한 모델은 유도형과 저항형 모두 긴 선재가 필요하므로 선재의 가격이 비용에 커다란 영향을 미친다. 저온초전도선재는 일반적으로 매우 고가이고 또한 냉각비용 역시 고온초전도체를 사용하는 모델보다 5~10배정도 더 소비되므로 아주 높은 전압에서만 경제적 타당성이 있다. 고온초전도선재를 이용한 모델은 주로 saturable reactor 형태이다. 이 모델은 코어의 부피가 전류제한에 중요한 역할을 하므로 코어의 비용이 중요한 경제적 평가요소이다. 또한 긴 길이의 고온초전도선재를 이용하므로 고온초전도선재의 가격도 매우 중요한 요소가 된다. 일반적인 평가는 높은 정격의 새로운 변압기의 제작비용과의 비교가 경제성 평가기준이 된다. 고온초전도 벌크를 이용한 모델은 큰 지름의 벌크

를 사용하므로 냉각용기의 지름이 따라서 커지는 단점과 역시 코어를 사용하므로 코어의 비용이 경제적 평가의 중요한 요소가 될 수 있다. 그러나 코어의 비용은 saturable reactor만큼 들지 않고 냉각 비용도 액체질소를 사용한다는 장점 때문에 현재까지의 모델 중에서 중간전압에서도 가장 경제성이 있다고 평가되어 2000년 전 후에 실용화가 예측되는 모델이다.

1. 공극형 고온초전도한류기

고온초전도 벌크를 사용하는 모델은 크게 자기결합형과 자기차폐형이 있다. 이 두 모델의 차이점은 초전도체와 상전도 권선 간의 구조적 차이이나 동작원리는 그다지 차이가 없다. 이러한 모델에서 6~22.9kV의 배전계통에 적용시키려면 요구되는 초전도체의 지름은 50~90cm정도이다. 그 정도의 고온초전도체의 벌크는 이미 제작가능성이 이미 타진되었으며 여러 회사에서 고 임계전류를 가지는 큰 지름의 고온초전도체를 생산중이다. 그러나 중간전압에서 동작하는 프로토타입에서 조차도 코어의 포화로 인해 한류효과가 감소하는 문제점이 발생하고 있다. 이러한 문제점은 코어의 단면적을 늘이거나 1차권선의 권선수를 증가시킴으로써 해결할 수 있다. 하지만 두 가지 방법 모두 고온초전도체의 지름의 증가나 임계전류밀도의 증가와 같은 보다 좋은 고온초전도체를 요구한다. 따라서 이러한 고온초전도체의 크기의 증가나 임계전류밀도의 향상 없이 한류효과를 증가시킬 수 있는 모델의 개발이 필요하게 되었다. 효과적인 공극을 코어의 구조에 도입함으로써 과도상태시 한류효과 감소를 방지할 수 있다. 이러한 공극형 고온초전도한류기는 구리권선으로 이루어진 1차권선과 단락된 고온초전도체인 2차권선 그리고 공극이 도입된 코어로 구성된다. 동작원리는 정상상태시 고온초전도체의 자기차폐효과에 의해 철심에 자속은 침입할 수 없게 된다. 따라서 그때의 임피던스는 단지 누설 임피던스와 구리권선에 의한 저항뿐이다. 사고시는 전류가 증가하여 고온초전도체의 임계전류를 초과하게 되면

자기차폐 효과가 없어지므로 자속이 철심을 통과하게 된다. 따라서 임피던스는 크게 증가하게 된다. 만약 자속이 코어의 최대 자속밀도에 도달한다면 공극은 고온초전도한류기의 급격한 임피던스의 감소를 방지한다.

2. 고온초전도한류기의 계통응용

기존의 계통 보호시스템은 154kV아래의 전압에서만 동작하며 특히 외부의 제어 장치에 의해 동작하므로 안정성이 감소한다. 고온초전도한류기는 제어장치가 필요 없고 빠른 한류시간으로 계통의 안정성을 높여주며 154kV이상의 전압에서도 설치할 수 있고 기존의 차단기의 차단용량을 배가시킬 수도 있다. 이러한 장점으로 인해 계통에 적용 방법이 다양하게 제시되고 있다. 그림 4.16~4.17에서 그러한 방법을 예시하고 있다. 고온초전도한류기의 계통적용은 아래와 같다.

가. 다양한 전력수요의 대처

아크 전기로 및 용접기와 같은 대용량의 전력기기는 높은 단락전력을 확보할 수 있는 계통이 필요하다. 이러한 이유로 현재는 기기의 전력소비보다 높은 전압의 계통에 연결할 수밖에 없다. 보다 높은 단락전력을 얻기 위해 중간전압이나 154kV 배전계통의 두 busbar의 결합은 차단기의 차단용량을 초과함으로써 일반적으로 허용되지 않는다. 고온초전도한류기를 이용한 busbar간의 결합은 그러한 문제점을 해결할 수 있다. 그림 4.16가 이러한 방법을 예시하고 있다. 개다가 busbar에 설치된 고온초전도한류기는 부하변동이 심한 경우도 안정성을 확보할 수 있게 한다. 변동이 심한 부하는 한류기를 통해 일반적인 부하와 분리를 시킴으로써 사고가 발생하였을 때 계통교란을 최소화시켜준다. 그림 4.17는 새로운 전력수요의 창출로 인해 높은 전압의 계통이 필요할 경우 기존의 계통을 그대로 이용해 차단기의 차단용량 이내로 사고전류를 제한함으로써 기존의 계통의 전력용량을 배가시켜주는 방법을 예시

하고 있다.

나. 고전압용 모터와 발전기간의 연계

500kW급의 높은 정격을 가지는 모터나 발전기는 일반적으로 높은 전압(6~10kV)에 설치된다. 이러한 기기가 중간에 변압기 없이 그대로 계통에 연결된다면 높은 단락전류를 수반하게 된다. 이러한 단락전류의 증가에 어떠한 교란이 첨가되어 사용하는 계통의 정격보다 높게 된다면 고용량의 모터나 발전기의 사용자는 높은 단락전류를 적정한 값 이내로 감소시켜야 하는데 한류기가 이러한 용도로 사용될 수 있다.

다. 계통 기기의 보호

계통에 사용되는 모든 기기는 적정의 단락전류 레벨을 가지고 있음에도 불구하고 배전반근처 즉, 변압기 근처에서 자주 사고가 발생하면 사고횟수에 따른 노화로 기기가 견딜 수 있는 단락전류 레벨이 차츰 낮아지게 된다. 노화된 변압기 근처에서 사고가 발생한다면 연속적인 사고의 원인이 될 수 있다. 한류기의 사용으로 이러한 악영향의 원인을 감소시킬 수 있다.

라. 초전도 기기와의 연계

초전도변압기나 초전도 송전선의 경우 초전도상태에서 상전도 상태의 전이현상인 퀵치로 부터 보호될 필요성을 가지고 있다. 그러한 기기나 송전선에서 퀵치가 발생하면 연속적인 온도상승으로 장시간의 초전도상태 회복시간이 필요하게 된다. 이러한 퀵치의 발생을 방지할 목적으로 한류기가 필요하게 된다.

3. 고온초전도한류기의 장점

가. 동작속도가 대단히 빠르다.

초전도한류기의 동작속도는 수백 암페어 정도의 소규모인 경우 100 μ sec 정도이고 수천 암페어 이상의 대규모인 경우에는 수 msec 정도로 알려지고 있는데, 소규모인 경우에는 전력퓨우즈의 동작 속도에 비교할 수 있고, 대규모인 경우에는 현재 1~2 사이클이 소요되는 가스차단기에 비해 월등히 빠르다. 동작속도는 기기 들의 보호에 있어 매우 중요한 요소이다.

나. 연속적인 사용이 가능하다.

저전압에서 동작할 때는 반도체소자를 이용해서 전류를 차단하는 것이 가능하나 고압인 경우에는 반도체소자를 이용하는 것이 불가능하므로 전력퓨우즈를 이용한다. 하지만, 이것도 약 30kV 정도까지이고, 또 전력퓨우즈를 이용하는 경우에는 1회 사용 후 교체하여 재투입을 시켜야 한다. 이에 반해 고온초전도한류기는 동작후 일정시간이 지나면 다시 초전도상태를 회복하므로 계속적인 사용이 가능하다.

다. 재투입 소요시간이 대단히 짧다.

고온초전도한류기는 정상상태시에는 저항이 없다가 사고발생시 켄치가 일어나 저항이 발생하여 스위칭 특성을 나타내는 성질을 이용한 것인데, 사고를 복구하게 되면 다시 초전도상태를 회복하게 된다. 이에 소요되는 시간은 대략 동작시간의 수십 배 정도로서 재투입에 수분이 소요되는 기존의 차단기에 비해 훨씬 빠르다.

라. 전 초전도 전력시스템 구성에 있어서 필수요소이다.

앞으로는 전력 응용에 있어서 모든 기기 들이 초전도를 이용하여 만들어지는 시대가 곧 다가올 것이다. 이것을 전 초전도전력시스템이라고 하는데, 전초전도전력시

시스템은 초전도발전기, 초전도변압기 및 초전도케이블, 초전도에너지 저장장치 등으로 이루어져 있고, 이들 초전도전력기기의 단락용량은 기존의 전력기기에 비해서 상당히 낮은 수준이므로 사고전류를 신속히 제한하여야 한다. 변압기의 경우를 예를 들면 기존의 변압기가 정격전류의 15배까지 견딜 수 있었던데 비해 프랑스의 알스톰사에서 개발한 220 kV 초전도변압기의 경우에는 그의 1/10인 1.5배에 머무르고 있다. 이와 같은 이유로 해서 전초전도전력시스템에서 초전도 전력기기를 보호하기 위해서는 고온초전도한류기가 필수적인 요소이다.

마. 회로차단기의 비용을 줄일 수 있다.

고온초전도한류기와 기존의 차단기를 같이 연결하여 사용할 경우 고온초전도한류기를 이용하면 사고전류를 대략 40% 정도까지 줄일 수 있는데, 이로 인해 낮은 용량의 회로차단기나 퓨즈를 사용하여서도 전기 기기를 보호할 수 있다. 따라서, 퓨즈나 회로차단기는 용량이 증가하면 가격이 급상승하기 때문에 고용량의 회로차단기나 퓨즈를 사용하였을 때의 비용을 대폭 절감하여 경제적인 효과를 볼 수 있다. 그리고, 현재 전력 계통의 용량이 꾸준히 늘고 있어서 계통 용량 증가시 현재 사용하고 있는 차단기를 계속 이용할 수 있다는 장점이 있다.

바. 발전기가 안정적으로 동작할 수 있게 한다.

기존의 방법처럼 사고전류를 제한하기 위해 큰 저항이나 직렬로 reactor를 연결할 경우 자체의 저항로 인한 전체 임피던스의 증가를 가져와 시스템에 불안정을 초래할 수 있다. 따라서, 발전기가 설계된 용량이하에서 동작할 수 있게 하기 위해 또 다른 장치가 필요하게 된다. 그러나, 초전도체를 이용하면 사고전의 정상상태에서는 저항이 발생하지 않으므로 전체 임피던스에는 영향을 미치지 않게 된다. 따라서, 발전기가 안정적인 특성을 가지고 동작할 수 있게 한다. 또, 초전도체를 이용하면 초전도체의 특성상 정상상태에서는 부가적인 임피던스의 증가가 없을 뿐 아니라 그에

따른 손실도 없게 된다.

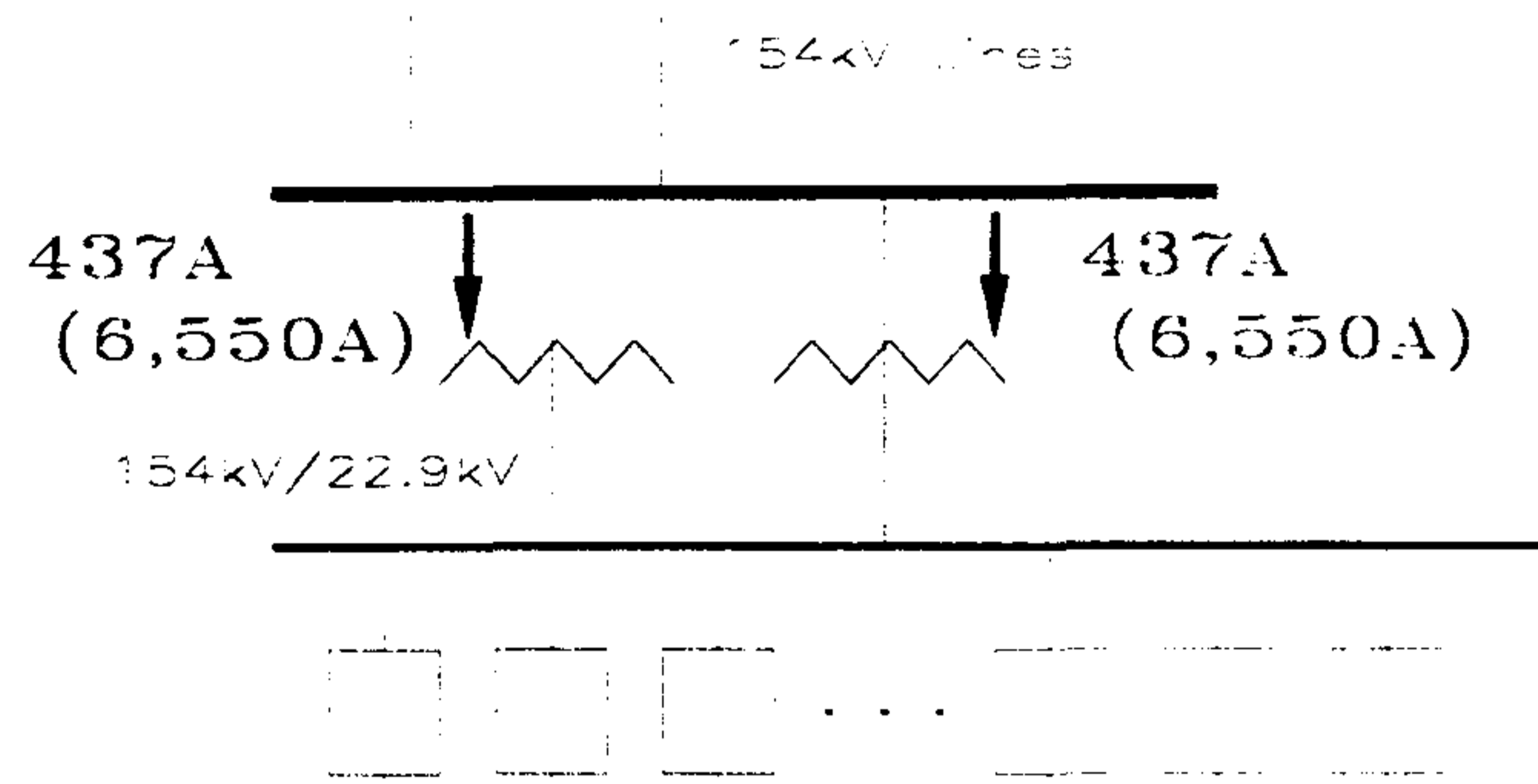


그림 4.16(a) 기존의 계통 (괄호안은 사고전류)

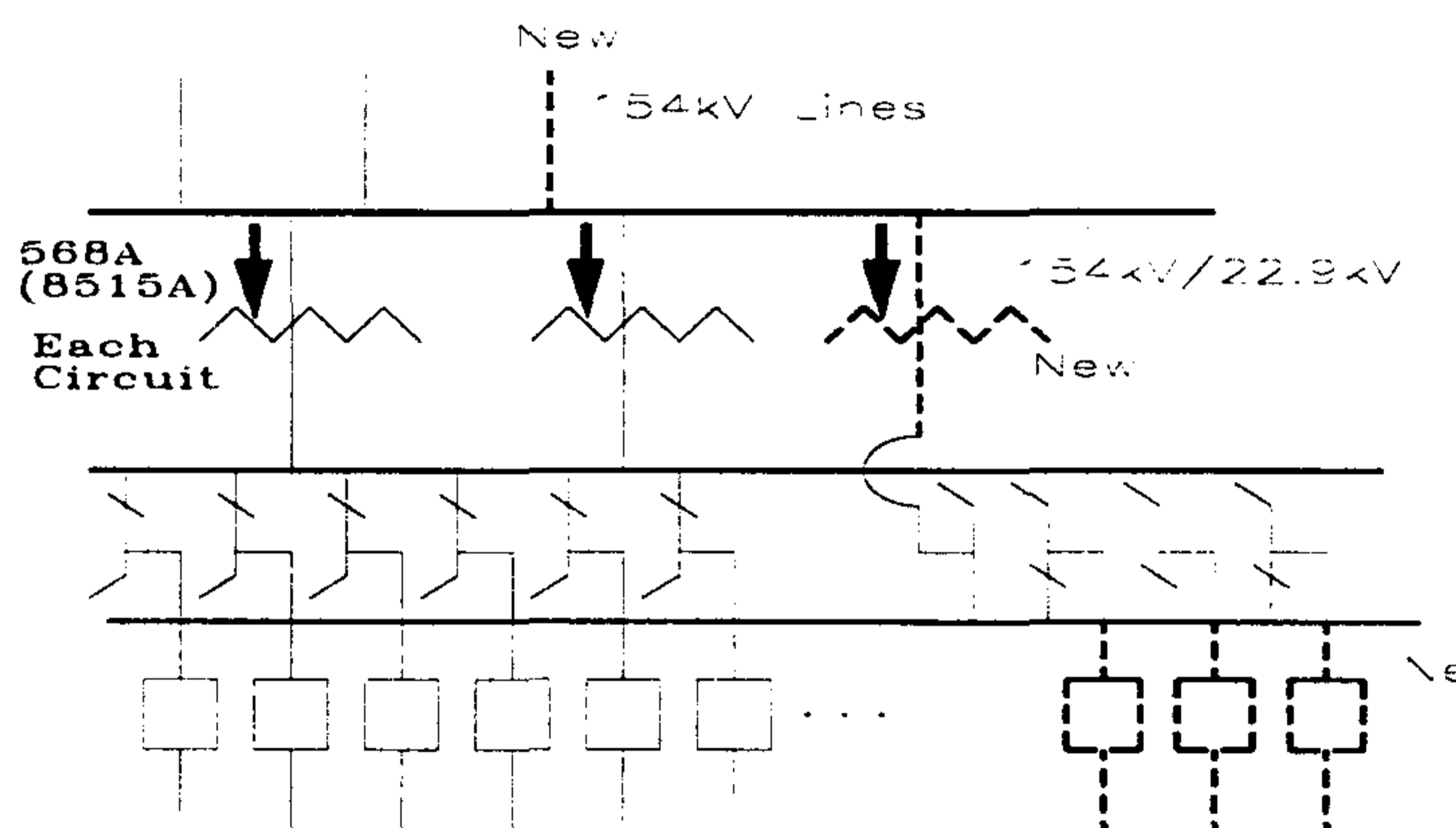


그림 4.16(b) 새로운 변압기와 이중 bus의 필요성

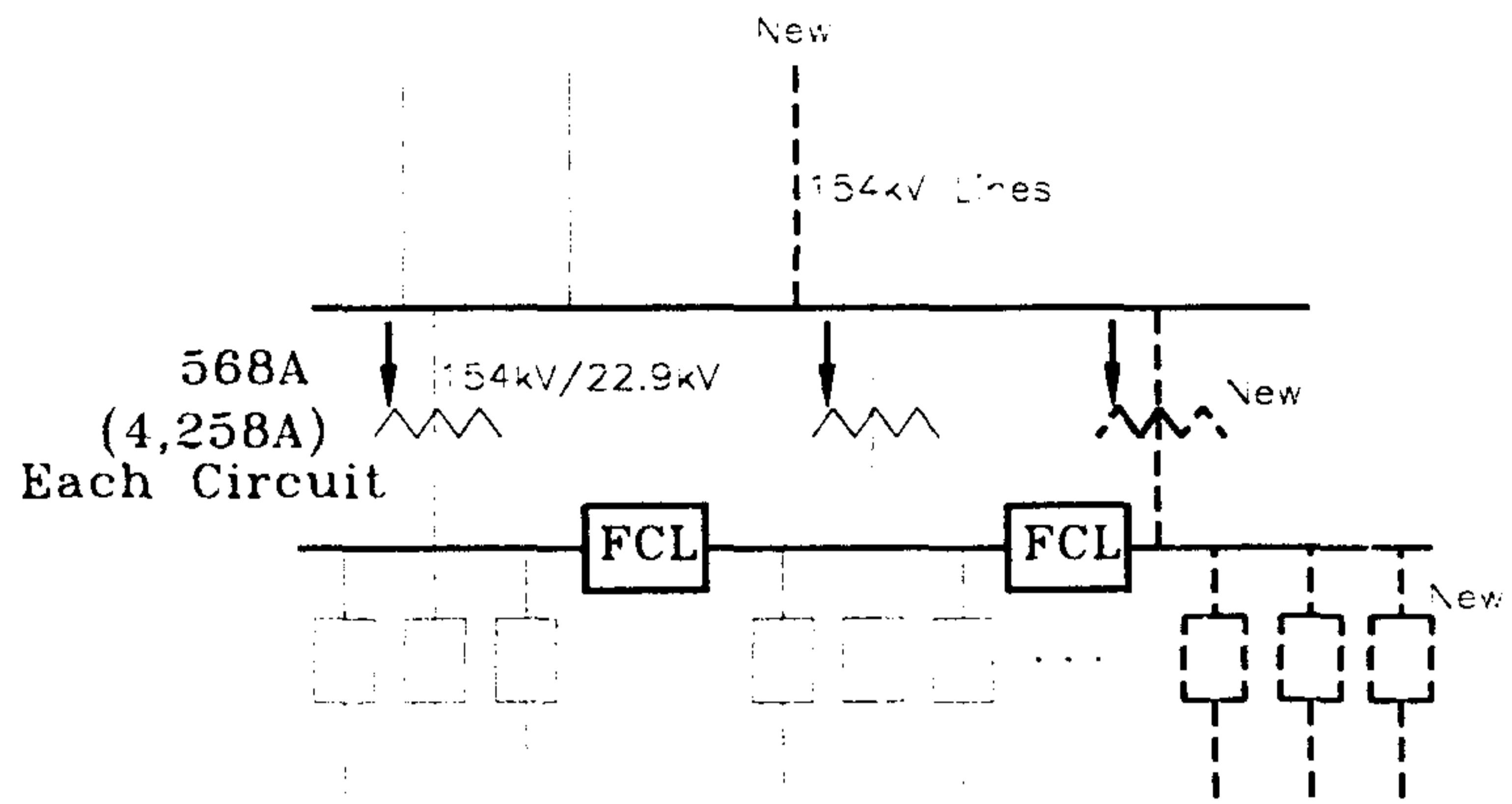


그림 4.16(c) 한류기의 설치로 인한 새로운 bus의 필요성 제거

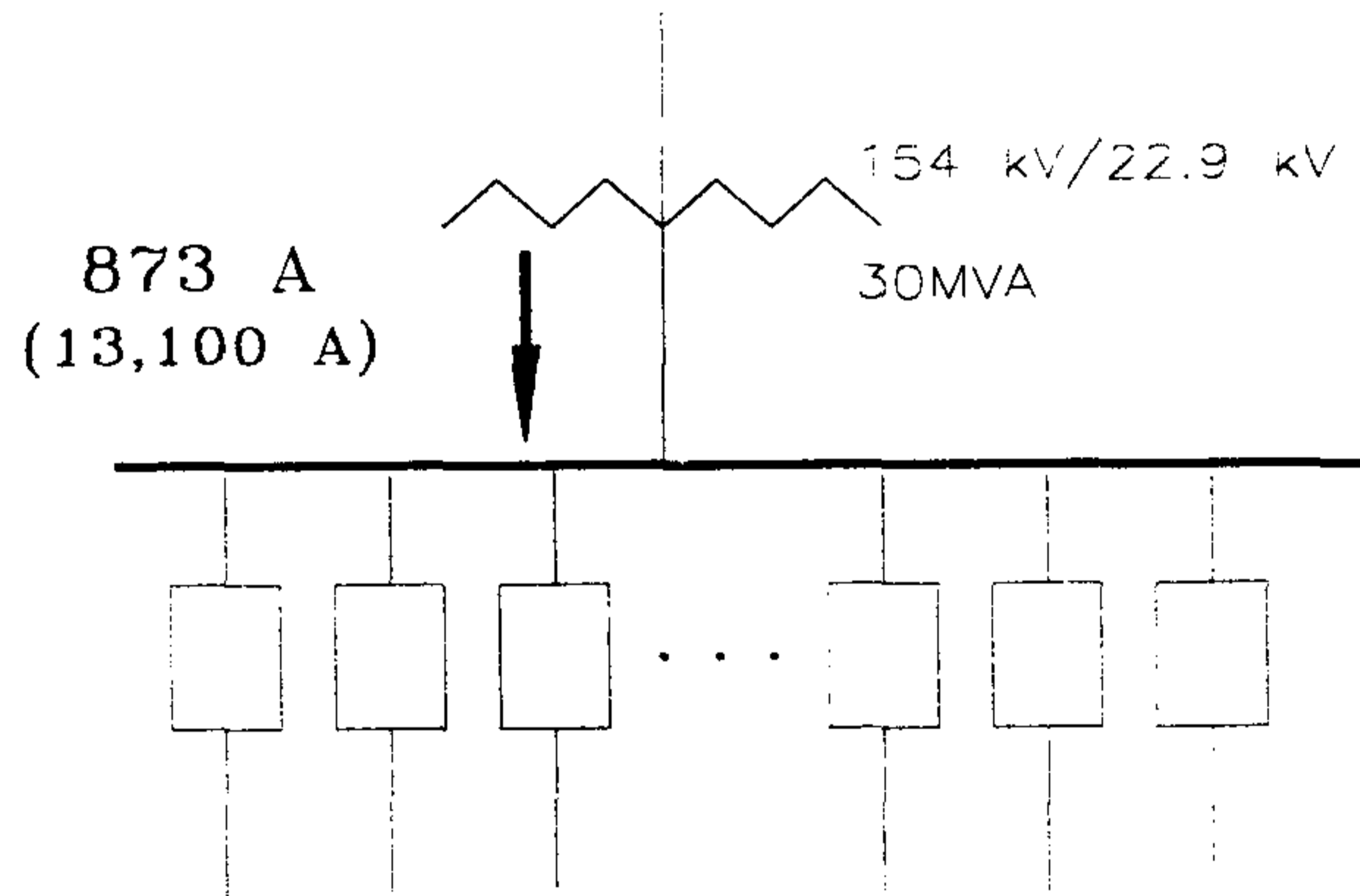


그림 4.17(a) 기존의 전력계통 (괄호안은 사고전류)

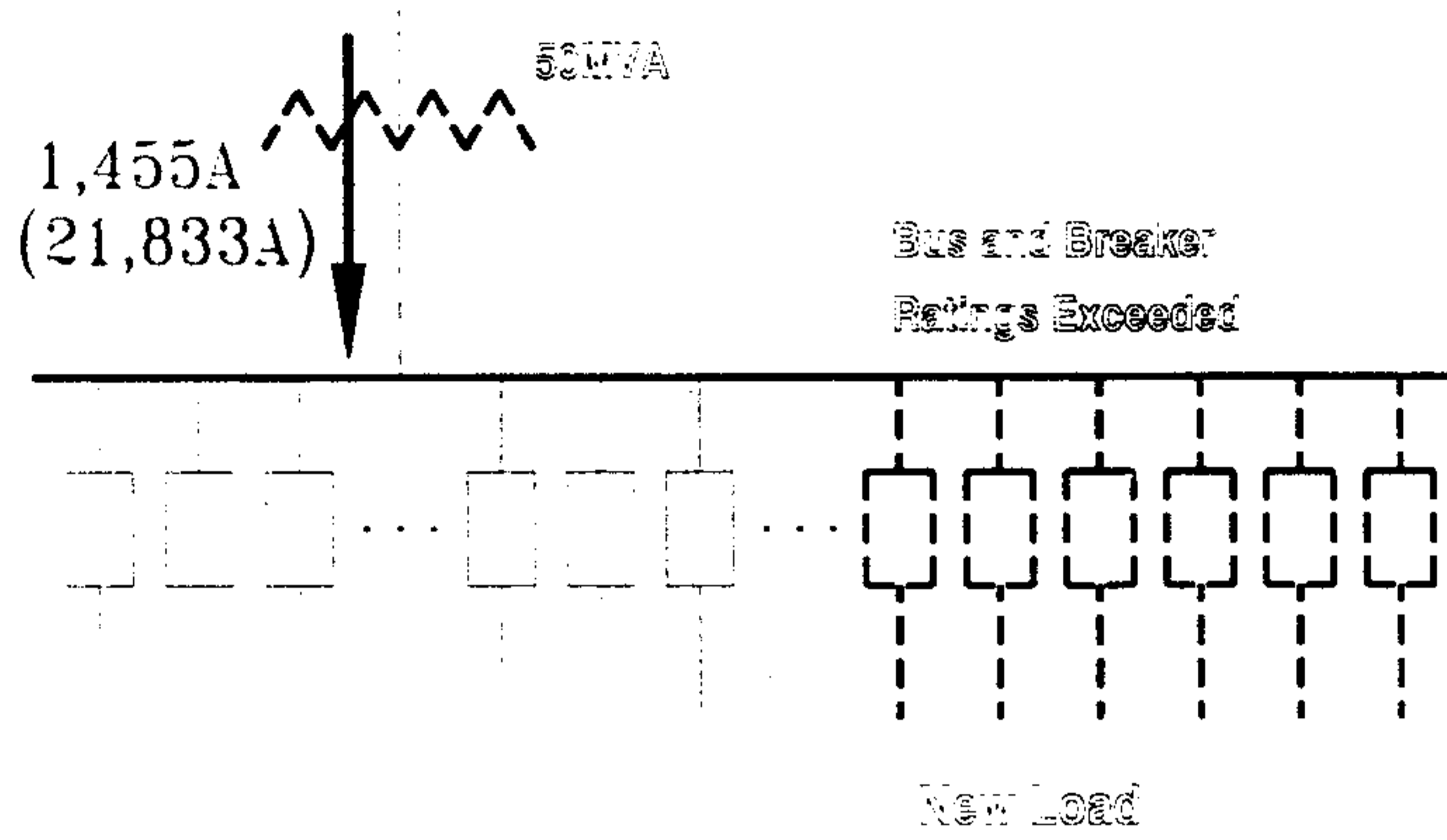


그림 4.17(b) 새로운 수요의 증가로 인한 정격 초과문제

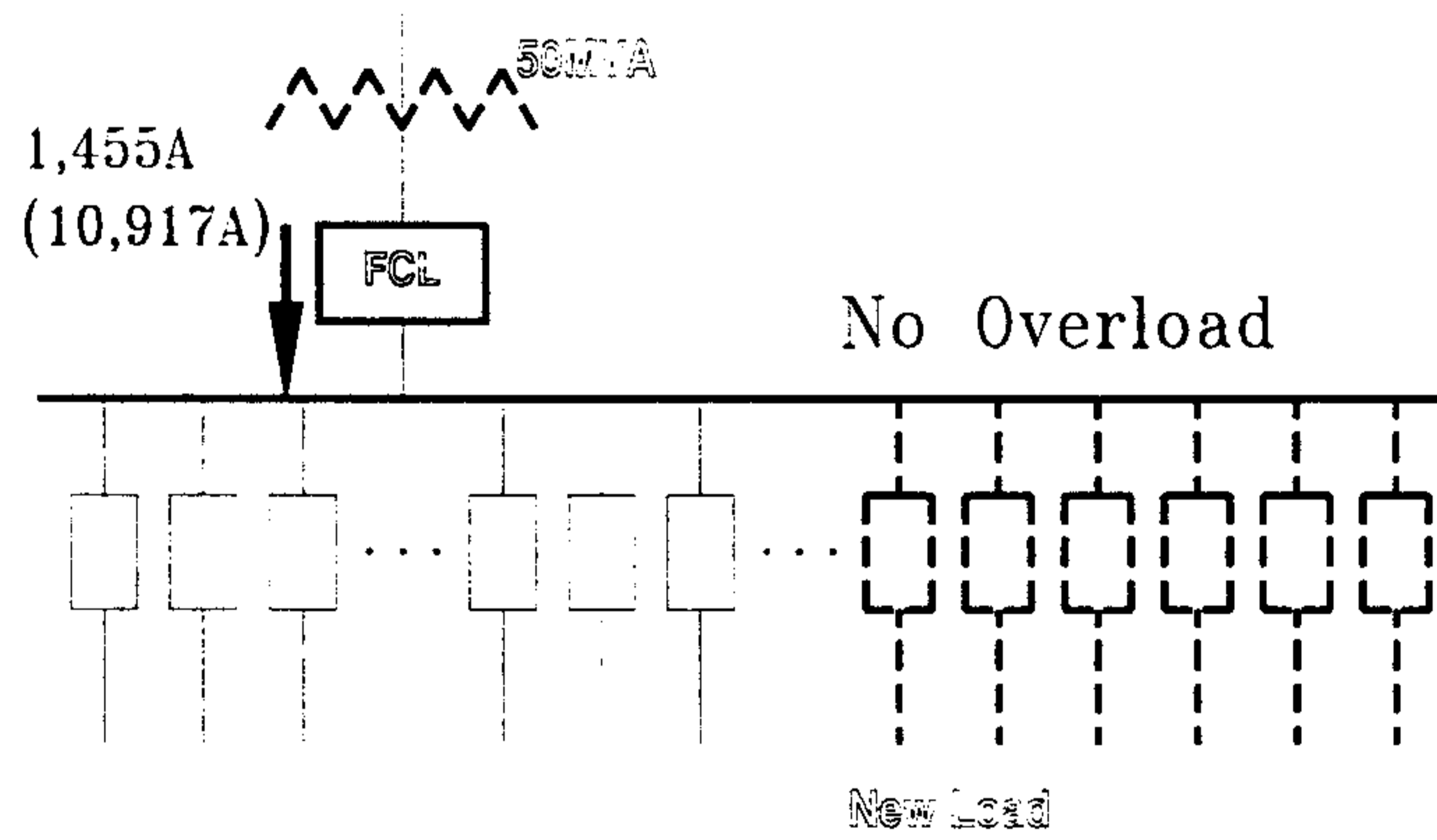


그림 4.17(c) 사고전류감소로 기존계통의 용량증가 방법

제 5 장 결 론

전기 시스템에서 사고 전류의 증가는 소자의 전기적 문제점과 열적 안정도에 큰 영향을 미친다. 정상 상태시는 낮은 임피던스를 가지고 반대로 사고시는 높은 임피던스를 가지는 비선형 특성을 이용하여 빠른 속도로 사고전류를 제한하는 것이 전기 시스템에서 사고전류를 제한하는 방법중 하나이며 초전도 상태에서 상전도 상태로의 전환에 기인한 임피던스의 변화를 기초로 한 소자가 초전도 한류기이다.

고온초전도체에서 임계전류밀도의 향상을 위해 MPMG법에 의해 YBCO 고온초전도링을 제작한 후 무접촉법으로 임계전류를 측정하여 전기적 특성을 실험하였다.

유도형 고온초전도한류기를 제작·실험하기 위해 코어형과 공극형의 두 모델이 설정되었고 각 모델에 대한 다양한 설계 조건이 고려되었다. 정격을 입력 변수로하여 설계 파라미터가 도출되었고 그 파라미터를 기준으로하여 고온초전도한류기를 포함한 계통에서의 다양한 사고각에서 단락시험이 수행되었다. 또한 고온초전도한류기의 스위칭 특성을 실험과 수치해석으로 고찰하였다. 고온초전도체의 켄치프로세스는 weak-link에서 유도된 전류가 그 부분의 임계전류를 넘으면서 시작된다. 보통 켄치해석모델의 경우 하나의 weak-link에서 켄치가 시작된다고 가정하나, 이 연구에서는 weak-link가 gaussian 공간적 분포로 존재한다고 가정했기 때문에 실제적으로 고온초전도체의 저항발생을 부드럽게 구현하였고 실제 실험 결과와 매우 흡사하였다. 한편, 고온초전도한류기가 정상상태시 발생하는 교류손실을 켄치프로세스에 적용하여 직류에서 발생하는 켄치와 상이하게 교류의 영향을 반영하였다.

고온초전도한류기의 기본기능과 과도 사고전류가 회로 상에서 흐르는 전류에 어떠한 영향을 미치는 가를 보였다. 과도 사고전류를 감소시키기 위해서 몇 가지 방법이 제안될 수 있다. 그 중 하나는 코어의 잔류자속을 감소시키는 것이며 다른 하나는 고온초전도한류기에서의 2차측 동작전류가 임계전류값 근처에서 동작하게 함으로써 켄치가 빠르게 발생하도록 하는 것이다. 또 다른 하나는 air-gap의 길이를

증가함으로써 보다 높은 전류에서 자기포화가 이루어지게 하는 것이다. 잔류자속의 감소는 interleaved lamination된 코어를 사용하고 코어에 air-gap을 도입함으로써 얻어진다. 고온초전도한류기의 2차측전류가 임계전류에 보다 가깝게 설계해야 퀘치가 빠르게 나타나며 이것은 권선수의 증가, 부하저항의 감소 등이 있으나, 초전도체의 임계전류의 조정이 제일 효과적이다. 현재까지 공정상 임계전류를 마음대로 조정하기는 어려우며 초전도체의 단면적감소 또는 산소열처리시간의 조정으로 어느 정도 얻어질 수 있다.

코어형과는 달리 효과적으로 공극을 도입해 고온초전도한류기의 새로운 모델을 설정하여 기본적 동작특성을 고찰하였다. 새로운 형태의 한류기는 1/4주기 안에 자기포화없이 신속하게 사고전류를 제한한다. 초전도링의 퀘치발생과정은 한류기의 특성에 영향을 미치므로 설계시 고려해 주어야 할 요소가 된다. 한류기의 정격을 높이려면 고온초전도체의 임계전류 향상이 절실하다.

참고문헌

- [1] Yu. A. Bashkirov, L. S. Fleishman, T. Yu. Patsayeva, A. N. Soboler, and A. B. Vdovin, "Current-limiting reactor based on High-Tc superconductors," *IEEE Trans. Mag.* Vol. 27, pp.1089-1092 Mar. 1991.
- [2] L. S. Fleishman, Y. Brissette, and J. R. Cave, "Design considerations for an inductive High Tc superconducting fault current limiter," *IEEE Trans. Appl. Supercond.* Vol. 3, pp.570-573 Mar. 1993.
- [3] V. M. Vladimir, Vladimir L. Sokolovsky, M. slomin, Gennady E. Shter, and Gideon S. Grader, "Testing of an inductive current-limiting device based on High-Tc superconductors," *IEEE Trans. Appl. Supercond.* Vol. 3, pp.3033-3036 Sep. 1993.
- [4] L. Salasoo, A. F. Imece, R. W. Delmerico and R. D. Wyatt, "Comparison of Superconducting Fault Current Limiter Concepts in Electric Utility Applications", *IEEE Trans. Appl. Supercond.* Vol. 5, pp.1079-1082, June. 1995
- [5] W. Paul, T. Baumann, J. Rhyner and F. Platter, "Tests of 100kW High Tc Superconducting Fault Current Limiter", *IEEE Trans. Appl. Supercond.* Vol. 5, pp.1059-1062, June. 1995
- [6] J. X. Jin, C. Grantham, H. K. Liu and S. X. Dou, "Prototype Fault Current Limiter with a High Tc Superconducting Coil", *IEEE Trans. Appl. Supercond.* Vol. 5, pp.1051-1054, June. 1995
- [7] T. Ikeami, Yukihiro Yamagata, Kenji Ebihara, "Application of High-Tc superconductor to current limiting devices," *IEEE Trans. Appl. Supercond.* Vol. 3, pp.566-569 Mar. 1993.
- [8] M. Lindmayer, Micheal Schubert, "Resistive fault current limiters with

- HTSC-measurements and simulation," IEEE Trans. Appl. Supercond. Vol. 3, pp.884-888 Mar. 1993.
- [9] T. Verhaege, C. Cotteville, W. Weber, P. Thomas, P.G.Therond, Y.Laumond, M. Bethaled, V. D. Pham, "Progress on Superconducting Current Limitation Project for French Electrical Grid", IEEE Trans. on Mag. , Vol. 30, No. 4, pp.1907-1910, July. 1994
- [10] H. Boenig and D. Paice, "Fault Current Limiter using a Superconducting Coil", IEEE Trans. on Mag. Vol. 19, No.3, pp.1051-1053, May, 1983.
- [11] M. Murakami, "Processing of bulk YBaCuO," Superconduct. Sci. Technol. 5 pp.411-429 1992.
- [12] R. Spyker, G. Kozolowski, and C. E. Oberly, "Measurement of transport critical current of Y-Ba-Cu-O using an inductive method," IEEE Trans. Mag. Vol. 27, pp.1093-1096 Mar. 1991.
- [13] M. K. Chyu and C. E. Oberly, "Effects of transverse heat transfer on normal zone propagation in metal-clad high temperature superconductor coil tape," Cryogenics, Vol. 31, pp.680-686, July, 1991.
- [14] V. S. Vystsky, V. N. Tsikhon, "Normal zone origination and propagation in superconducting wire and fast changing current," IEEE Trans. Mag. Vol. 30, pp.1998-2001 July. 1991.
- [15] J. Schwartz, J. P. Freiberg, and J. E. C Willams, "Dynamic stability of edge-cooled superconducting tapes," Cryogenics Vol 21, pp.21-32 Jan. 1991.
- [16] G. B. J. Mulder, H. J. G. Krooshoop, L. J. M, and V. S. Vystsky, "Quench characteristics of a two-strand superconducting cable and its influence of its length," IEEE Trans. Mag. Vol. 28, pp.743-750 Jan. 1992.
- [17] K. E. Gray, D. E. Fowler, "Superconducting Fault Current Limiter", EPRI

EL-329, 1976

- [18] D. Ito et al, "6.6kV/1.5kA-Class Superconducting Fault Current Limiter Development", IEEE Trans. on Magn., vol. 28, pp. 438-441, Jan. 1992
- [19] G. P. Meisner, "Critical Current Measurements of High-Tc Superconductors Using a Transformer Technique", J.Appl. Phys. Vol. 66, No.11, 1 pp. 5518-5522 December 1989
- [20] Masato Murakami, "Novel Application of High Tc Bulk Superconductors", Applied Superconductivity Vol. 1, Nos 7-9, pp. 1157-1173, 1993
- [21] W. Paul, T. Baumann, J. Rhyner and F. Platter, "Tests of 100kW High Tc Superconducting Fault Current Limiter", IEEE Trans. on Appl. Supercond., Vol. 5, pp.1059-1062, June 1995.
- [22] D. W. A. Willen and J. R. Cave, "Short Circuit Test Performance of Inductive High Tc Superconducting Fault Current Limiters", IEEE Trans. on Appl. Supercond., Vol. 5, pp.1047-1050, June 1995.
- [23] Minseok Joo and Tae Kuk Ko, "The analysis of the Fault Currents According to Core-Saturation and Fault Angles in an Inductive High-Tc Superconducting Fault Current Limiter", IEEE Trans. on Appl. Supercond., Vol. 6, pp.62-67, June 1996.
- [24] Victor Meerovich, Vladimir Sokolovsky, and Joachim Bock, "Quenching in a High-Tc Superconducting Ring", IEEE Trans. on Appl. Supercond., Vol. 5, pp.22-25, Mar. 1995.
- [25] G. Ries, B. Gromoll, H. W. Neumuller, W. Schmidt, H. P. Krramer, and S. Fischer, "Development of Resistive HTSC Fault Current Limiters", Applied Superconductivity at Edinburgh, Vol.1, pp.635-638, July, 1995.
- [26] R. Spyker, G. Kozolowski, and C. E. Oberly, "Measurement of transport critical

- current of Y-Ba-Cu-O using an inductive method," IEEE Trans. on Magn., Vol. 27, pp.1093-1096, Mar. 1991.
- [27] W. H. Warnes and D. C. Larbalestier, "Determination of the Average Critical Current from Measurements of the Extended Resistivity Transition", IEEE Trans. on Magn. Vol. 23, pp.1183-1187, Mar. 1987.
- [28] W. J. Carr, Jr., AC Loss and Macroscopic Theory of Superconductors, Gordon and Breach, 1983
- [29] Martin N. Wilson, Superconducting magnets, Oxford: Clarendon, 1983.
- [30] A. C. Rose-Innes and E. H. Rhoderick, Introduction to superconductivity, 2ed., Pergamon Press, Oxford, England, 1978, pp183
- [31] Thomas P. Sheahen, Introduction to High-Temperature Superconductivity, Plenum Press, pp 555-561, 1994
- [32] J. R. Cave, D. W. Willen, Y. Brissette, C. Richter and V. A. Arestenu, "Test Results for Laboratory Scale Inductive High Tc Superconducting Fault Current Limiter", MT-93, p 1448 Sep. 1993
- [33] R. F. Giese, M. Runde, "Assessment Study of Superconducting Fault Current Limiters Operating at 77K", IEEE Trans on Power Delivery, Vol. 8, No. 3, pp. 1138-1147, July 1993
- [34] V. Sokolovsky, V. Meerovich, G. Grader, and G. Shter, "Experimental investigations of a current limiting device based on high-Tc superconductors", Physica C, vol. 209, pp. 277-280, 1993
- [35] J. Azero, L. Garcia-Tabares, M. Bajko and J. Calero, "Current Limiter Based on Melt Processed YBCO Bulk Superconductors," IEEE Trans. on Applied Superconductivity, Vol. 5, No.2, JUNE 1995
- [36] Gordon R. Slemon, Electric Machines and Drives, Addison Wesley, 1992

- [37] 주민석, "컴퓨터 시뮬레이션에 의한 초전도한류기의 특성해석", 연세 대학교 전기공학과 석사학위논문, 1993년
- [38] Terry P. Orlando, Kevin A. Delin, Foundations of Applied Superconductivity, Addison Wesley, 1991
- [39] Masato Murakami, "Novel Application of High Tc Bulk Superconductors", Applied Superconductivity Vol. 1, Nos 7-9, pp. 1157-1173, 1993
- [40] C. A. Falcone, J. E. Beehler, W. E. Mekolites and J. Grazen, "Current Limiting Device - A Utility's Need", IEEE Trans. on PAS, Vol. 93, Nov./Dec. 1974, pp.1768-1775
- [41] Gear, C. W., Numerical Initial Value Problems in Ordinary Differential Equations, NJ: Prentice-Hall, 1971