

제 3 차년도  
최종 보고서

차세대 반도체 패키지의 신뢰성확보를 위한 연구

A study on the Reliability of a Semiconductor Package

연구기관

한국과학기술원

과 학 기 술 처

# 제 출 문

과 학 기 술 처 장 관 귀 하

본 보고서를 “차세대 반도체 패키지의 신뢰성확보를 위한 연구” 과제의 최종보고서로 제출합니다.

1996. 12. 31.

주관연구기관명 : 한국과학기술원

총괄연구책임자 : 이 순 복

연 구 원 : 엄 윤 용

연 구 원 : 임 세 영

연 구 원 : 이 정 주

연 구 원 : 송 태 호

# 요 약 문

## I. 제목

차세대 반도체 패키지의 신뢰성 확보를 위한 연구

## II. 연구개발의 목적 및 중요성

정보통신기술의 급격한 발달은 첨단전자장비의 수요를 날로 증가시키고 있으며 정보화사회의 도래와 더불어 그 역할의 중요성 또한 사회 각 분야로 넓게 확산 되어가고 있다. 이 과정에서 필수적으로 요구되는 것중에 하나가 고성능, 고기능의 반도체 부품이다. 날로 확대되는 사회 전반적인 수요에 부응하기 위하여 반도체 기술은 매년 급속히 발전되어 왔으며 현재는 초 미세가공기술을 이용한 고밀도 배선과 하나의 전자부품내에 여러 개의 칩회로들을 복합적으로 연결하는 다중칩모듈이 등장하여 신호처리의 고속화, 기능의 다양화, 제품의 소형화를 꾀하는 방향으로 기술개발이 추진되고 있다. 그러나 다른 한편으로 제품개발 및 사용과정에서 발생하는 기술적인 문제점들은 전기적인 측면 뿐 만 아니라 재료학적인 측면, 기계역학적인 측면에 이르기까지 광범위한 영역에 걸쳐 있고 이러한 기술적인 장애를 극복하기 위해서는 하나의 유기적인 복합기술을 요하므로 전기공학자의 힘 만으로 이러한 문제점들을 극복하기는 힘든 시점에 이르게 되었다. 짧은 시간으로 경쟁력을 다투는 반도체 제품의 특성을 고려할 때 전자소자의 제조시와 동작시 발생하는 문제점을 바로 해결하여 생산공정에 연결시키고 선진국의 기술보호장벽에 근원적으로 대처하기 위해서는 반도체 패키지 전반에 관한 지속적이고

도 집약적인 연구가 매우 중요하다.

본 연구의 목적은 반도체 패키지에서 발생할 수 있는 제반의 기계역학적인 장애요인들을 제거하는 데 있으며 나아가 관련기술과의 유기적인 연결을 꾀하여 패키지 개발에 있어서 조직적인 설계기법을 정립하는 데 있다.

### III. 연구개발의 내용 및 범위

반도체 패키징에서 야기될 수 있는 가장 큰 기계역학적인 문제점은 패키지의 파손 및 손상이다. 기계역학적인 관점에서 문제시 되는 패키지의 손상으로는 차세대 패키징방식으로 부각되고 있는 다층 칩모듈의 경우, 열응력에 의한 다층배선망의 파손과 재료접착면에서의 층간분리, 칩과 모재의 미소접합부에서 발생하는 열피로파손등이 있으며 단일칩 모듈의 경우는 칩과 EMC사이의 층간 박리(delamination) 및 팝콘 균열(pop corn crack)현상등이 현 시점에서 조속한 해결을 요하는 문제로 부각되어 있다. 본 연구에서는 이러한 문제를 해결하기 위하여 효과적인 열 방산 방법 모색에 관한 것과 패키지의 파손방지를 위한 것의 두 가지로 나누고 이들을 6개의 구체적인 문제로 세분화하여 연구를 수행하였다. 세분화된 연구과제들은 열방산 시스템의 개발, 리드프레임/EMC의 접착력 향상, 접합강도의 파괴역학적인 해석, 땀납의 피로파손 방지, EMC의 열응력 저하에 관한 연구 등이며 각각의 연구내용은 최종적으로 패키지의 신뢰성을 극대화 시키는 구체적인 설계기준 제시에 그 초점을 맞추어 연구가 진행되었다.



#### IV. 연구개발결과

본 연구의 최종년도에서 얻은 연구개발결과를 간략하게 설명하면 다음과 같다. BGA나 플립칩형태의 패키징 방식에서 소더범프의 피로수명예측 및 파손방지기준 개발을 위한 체계적인 해석기법을 정립하였다. 열하중이 작용하는 경우, 패키지내에 존재하는 다종재료의 접합점에 대한 응력장 및 변형장을 수식화 하고 파손의 평가척도로 이용할 수 있는 파괴인자의 계산방법을 개발하였다. 패키지 파손의 신뢰성 평가를 위한 수치해석 및 파괴인성실험 기법을 정립하고 리드프레임/EMC계면의 파괴인성치를 정량화 하였다. EMC재료의 배합과정과 열응력해석을 연계하는 해석방법을 개발하고 EMC배합 최적화를 통한 패키지의 열응력 저하 방안을 제시하였다. 패키지의 효과적인 열 방산을 위하여 핀을 이용한 냉각방법을 선택하여 자연대류와 강제대류시 핀의 위치, 형상비 등 여러 인자들을 변화시켜가며 열전달 현상을 연구하였다. 리드프레임의 산화가 리드프레임/EMC의 계면 접착력에 미치는 영향을 조사하고 최적의 산화조건을 제시하였다.

#### V. 연구개발결과 및 활용에 관한 건의

본 연구의 결과는 패키지 설계시 기계역학적인 관점에서 고려해야 할 기반 지식을 제공하며 패키지의 파손방지 및 신뢰성향상을 위한 해석기법을 제시한다. 이와 같은 본 연구의 목적에 부합하고 또한 본 연구에서 제시하는 결과의 효용성을 극대화하기 위해서는 관련 반도체 제조업체와의 긴밀한 연계가 요구되며 이를 통한 문제제기, 개선의 지속적인 노력이 필요하다.

## SUMMARY

It is known that the high performance and reliability of electronic devices play a very important role in advanced information management and telecommunication systems. With the increasing demands of higher performance semiconductor devices over variety of industry fields, development of those devices at higher level is becoming quite necessary.

Today's technologies in electronics provide us abilities to make those semiconductor devices required faster, smaller, denser and lighter. However, it is nearly a paradox that the complexity of systems is always accompanied with less reliability. For instance, in our case, chip power dissipation and heat removal from chip assembly are critical factors in enhancing the reliability of the system. And others, such as mismatch due to thermal expansion between chips, molding compound, lead frame, solder joint materials, are also very important, which usually causes large thermal stresses under operating conditions and results in mechanical failure in systems.

The purpose of this study is to eliminate these mechanical problems occurred during chip fabrication or operating processes. In doing it, six relevant topics are carried out independently. They include analyses of package cracking, stress concentration at the triple junction, fatigue of solder joint, epoxy molding compound for reducing thermal stress, effective heat dissipation and oxidation of lead frame.

As the main content of the research work, attentions are focused to the development of design methodology which can enhance the package reliability. The important results obtained include :

- (1) Numerical analysis of solder joint closely related to the stress and strain behavior of solder material and the fatigue life influenced by the design parameters
- 2) A FEM analysis for calculating stress singularity at the triple

conjunction of multilayers; 3) Numerical and experimental analysis to find interlaminar fracture toughness and the moisture effect; 4) Calculations to the variation of material properties of EMC according to different filler volume fractions and FEM analysis to find the thermal stress of EMC package with the various material properties of EMC; 5) Design of the convection cooling fin as a chip cooling system; and the experiment to its validity 6) Experiment to find the adhesive strength of Cu/EMC interface and the oxidation effect.

# CONTENTS

Chapter 1. Introduction.....	16
Chapter 2. Current state of R&D .....	19
Chapter 3. Details of Investigation .....	20
Section 1. Development of life estimation technique for solder joint.....	20
1. Outline .....	20
2. Prediction of solder bump shape .....	22
A. Mathematical model .....	22
B. Numerical analysis.....	26
C. Verification.....	27
3. Finite element analysis .....	35
A. Modeling.....	35
B. Result.....	40
4. Fatigue failure of solder.....	50
5. The influence of solder bump shape on the fatigue failure ....	53
6. The influence of temperature cycle on the fatigue failure .....	55
7. Conclusions .....	63
Section 2. Research on physical character near the vertex of material conjunction included in electronic packaging ...	66
1. Outline .....	66
2. Two-state M-integral under thermal loading.....	68
3. The application of the two-state M-integral to an isotropic material conjunction .....	72

4. Numerical result .....	73
5. Conclusions .....	84

### Section 3. Analysis on joint of dissimilar materials using fracture

mechanics .....	91
1. Outline .....	91
2. Interface fracture mechanics.....	92
A. J integral and phase angle .....	92
B. Modified J integral.....	95
C. Mutual integral.....	95
3. Measurement of fracture toughness of EMC under different temperature and moisture condition .....	97
A. Experiment .....	97
B. Result and discussion.....	100
4. Numerical analysis .....	103
A. Measurement of material properties of EMC .....	103
B. Numerical calculation.....	111
5. Estimation of package crack and delamination .....	120
A. Numerical analysis for package crack .....	120
B. Numerical analysis for delamination .....	122
6. Conclusions .....	125

### Section 4. A Study of EMC to Reduce the Thermal Stress

in Electronic Packages.....	127
1. Outline .....	127
2. Analysis of material properties of EMC .....	130
A. Bulk, shear, and elastic Modulus.....	130
B. Coefficient of thermal expansion.....	135

C. Thermal conductivity .....	136
D. Analysis of material constant.....	137
3. Experiment and discussion.....	141
A. Specimen preparation .....	141
B. Experiment.....	141
C. Result and discussion.....	142
4. FEM analysis of thermal stress.....	150
5. Conclusion.....	166
Section 5. Study on cooling method using fins in packaging .....	174
1. Outline .....	174
2. Investigation method and theoretical background.....	176
A. Governing equation and numerical study .....	177
B. Experimental study .....	184
3. Result and discussion .....	191
A. Natural convection from vertical fins .....	191
B. Natural convection from horizontal upward facing groove fins.....	200
C. Natural convection from horizontal downward facing grooved fins.....	204
D. Forced convection from vertical fins.....	209
4. Conclusions .....	222
Section 6. Study on Cooling Method Using Fins in Packaging .....	225
1. Outline.....	225
2. Electronic packaging process .....	228
A. Wafer separation.....	229
B. Die-attach.....	229
C. Wire bonding .....	229
D. Molding & post mold curing .....	230
E. Code marking.....	230



F. Trimming and forming .....	230
G. Solder dipping/solder plating .....	230
H. Burn-in & test.....	231
3. Methodology .....	231
A. Material .....	231
B. Coulometric reduction technique.....	232
C. X-ray photoelectron spectrometer.....	235
D. Contact angle measurement.....	236
E. Pull strength test.....	236
4. The influence of oxide on the adhesive force of Cu/EMC interface .....	238
A. Pull strength test .....	238
B. Failure analysis .....	240
5. The influence of corrosion inhibitor on the adhesive force of Cu/EMC interface and lead frame oxidation.....	248
A. Spectroscope analysis of corrosion inhibitor.....	249
B. Determination of pre processing condition of lead frame surface.....	251
C. The influence of corrosion inhibitor on oxidation.....	253
D. The influence of corrosion inhibitor processing on the adhesive force of Cu/EMC interface .....	254
E. The influence of surface cleaning on the adhesive force of Cu/EMC interface.....	256
6. Conclusions .....	258
 Chapter 4. Accomplishment & contribution .....	 273
 Chapter 5. Application .....	 280
 Chapter 6. Reference .....	 283



# 목 차

제 1 장 서론.....	16
제 2 장 국내외 기술개발 현황.....	19
제 3 장 연구개발수행 내용 및 결과.....	20
제 1 절 납땜접합부의 피로현상 및 신뢰성 향상을 위한 수명 예측기법에 관한 연구 .....	20
1. 개요.....	20
2. 소더범프의 형상예측.....	22
가. 소더범프 형상의 수학적 모델.....	22
나. 소더형상의 수치해.....	26
다. 수치해석 프로그램의 검증.....	27
3. 유한요소 해석.....	35
가. 유한요소 모델링.....	35
나. 유한요소 해석결과.....	40
4. 온도사이클을 받는 소더범프의 열피로 과정.....	50
5. 소더범프형상이 피로수명에 미치는 영향.....	53
6. 온도사이클이 피로수명에 미치는 영향.....	55
7. 결론.....	63

제 2 절 다중 적층(Multi-layered)패키징의 재료접합부에서의 물리적 특성에 관한 연구.....	66
1. 개요.....	66
2. 열 하중하의 두상태 보존 적분.....	68
3. 등방성 재료로 구성된 재료 접합점에 대한 두상태 M-적분의 적용.....	72
4. 수치해석의 예제.....	73
5. 결론.....	84
제 3 절 서로 다른 재료의 접합부분에서의 파괴역학적 연구.....	91
1. 개요.....	91
2. 계면파괴역학.....	92
가. J적분과 위상각.....	92
나. 수정 J적분.....	95
다. 상호매개적분.....	95
3. 온도와 습기조건에 따른 계면파괴 인성치의 측정.....	97
가. 실험방법.....	97
나. 실험결과 및 고찰.....	100
4. 패키지 해석을 위한 수치해석 시스템.....	103
가. EMC의 물성치 측정.....	103
나. 수치해석 시스템.....	111
5. 패키지 균열 및 층간박리에 대한 평가.....	120
가. 패키지균열에 대한 수치해석.....	120
나. 층간박리에 대한 수치해석.....	122
6. 결론.....	125

제 4 절 반도체 패키지에 EMC의 열응력 저하를 위한 연구	127
1. 개요	127
2. EMC의 재료상수해석	130
가. 체적탄성계수, 전단계수, 탄성계수	130
나. 열팽창계수	135
다. 열전도계수	136
라. 충전재의 형상효과를 고려한 재료상수의 해석	137
3. 실험 및 고찰	141
가. 시편제작	141
나. 실험	141
다. 실험결과 및 고찰	142
4. 패키지 열응력의 유한요소해석	150
가. 열응력해석	150
나. 모델링 및 재료상수 설정	151
다. FEM 해석결과 및 고찰	153
5. 결론	166
제 5 절 패키지에서의 핀을 이용한 냉각 방법의 연구	174
1. 개요	174
2. 연구방법 및 이론	176
가. 지배방정식 및 수치적 접근 방법	177
나. 실험적 접근 방법	184
3. 연구 수행 내용 및 결과	191
가. 수직핀의 자연대류	191
나. 상향 수평핀의 자연대류	200

다. 상향 수평핀의 자연대류.....	204
라. 수직핀의 강제대류.....	209
4. 결론.....	222
제 6 절 리드프레임의 산화가 구리/EMC 계면접착력에	
미치는 영향.....	225
1. 개요.....	225
2. 전자패키징 방법.....	228
가. Wafer separation.....	229
나. Die-attach .....	229
다. Wire bonding.....	229
라. Molding & post molding curing .....	230
마. Code marking .....	230
바. Trimming and forming .....	230
사. Solder dipping/solder plating .....	230
아. Burn-in & test.....	231
3. 연구수행방법.....	231
가. 재료.....	231
나. Coulometric reduction technique .....	232
다. X-ray photoelectron spectrometer .....	235
라. 접촉각 측정.....	236
마. Pull strength test.....	236
4. Cu/EMC 계면접착력에 미치는 산화물의 영향 .....	238
가. Pull strength test.....	238
나. 파괴분석.....	240

5. Corrosion inhibitor 처리가 리드프레임의 산화 및	
면접착력에 영향.....	248
가. Corrosion inhibitor에 의한 적외선 분광분석 .....	249
나. 리드프레임 표면 전처리 조건의 결정.....	251
다. Corrosion inhibitor가 산화에 미치는 영향.....	253
라. Corrosion inhibitor처리가 리드프레임/EMC 계면	
접착력에 미치는 영향.....	254
마. 세척용액을 이용한 리드프레임의 표면처리가	
리드프레임/EMC 계면접착력에 미치는 영향.....	256
6. 결론.....	258
제 4 장 연구개발목표 달성도 및 대외기여도.....	273
제 5 장 연구개발결과의 활용계획.....	230
제 6 장 참고문헌.....	283

## 제 1 장 서 론

정보통신기술의 급격한 발달은 첨단전자장비의 수요를 날로 증가시키고 있으며 정보화사회의 도래와 더불어 그 역할의 중요성 또한 사회 각 분야로 넓게 확산 되어가고 있다. 이 과정에서 필수적으로 요구되는 것중에 하나가 고성능, 고기능의 반도체부품이다. 날로 확대되는 사회전반적인 수요에 부응하기 위하여 반도체 기술은 매년 급속히 발전되어 왔으며 현재는 초 미세가공기술을 이용한 고밀도 배선과 하나의 전자부품내에 여러 개의 칩회로들을 복합적으로 연결하는 다중칩모듈(multichip module)이 등장하여 신호처리의 고속화, 기능의 다양화, 제품의 소형화를 꾀하는 방향으로 기술개발이 추진되고 있다. 그러나 다른 한편으로 제품개발 및 사용과정에서 발생하는 기술적인 문제점들은 전기적인 측면 뿐 만 아니라 재료학적인 측면, 기계공학적인 측면에 이르기 까지 광범위한 영역에 걸쳐 있고 이러한 기술적인 장애를 극복하기 위해서는 하나의 유기적인 복합기술을 요구하므로 전기공학자의 힘만으로는 이러한 문제점들을 극복하기 힘든 시점에 이르렀다. 본 연구의 목적은 반도체 패키지에 발생할 수 있는 제반의 기계공학적인 장애요인들을 제거하는 데 있으며 나아가 관련기술과의 유기적인 연결을 꾀하여 패키지개발에 있어서 조직적인 설계기법을 정립하는 데 그 궁극적인 목적이 있다.

기계역학적인 관점에서 문제시 되는 패키지의 손상으로는 차세대 패키징방식으로 부각되고 있는 다중칩모듈의 경우, 열응력에 의한 다층배선망의 파손과 재료접착면에서의 층간분리, 칩과 모재의 미소접합부에서 발생하는 열피로파손 등이 있으며 단일칩 모듈의 경우는 칩과 EMC사이의 층간 박리(delamination) 및 팝콘 균열(pop



corn crack)현상등이 현 시점에서 조속한 해결을 요하는 문제로 부각되어 있다. 아울러 모든 패키지 파손의 주요한 원인은 칩에서 발

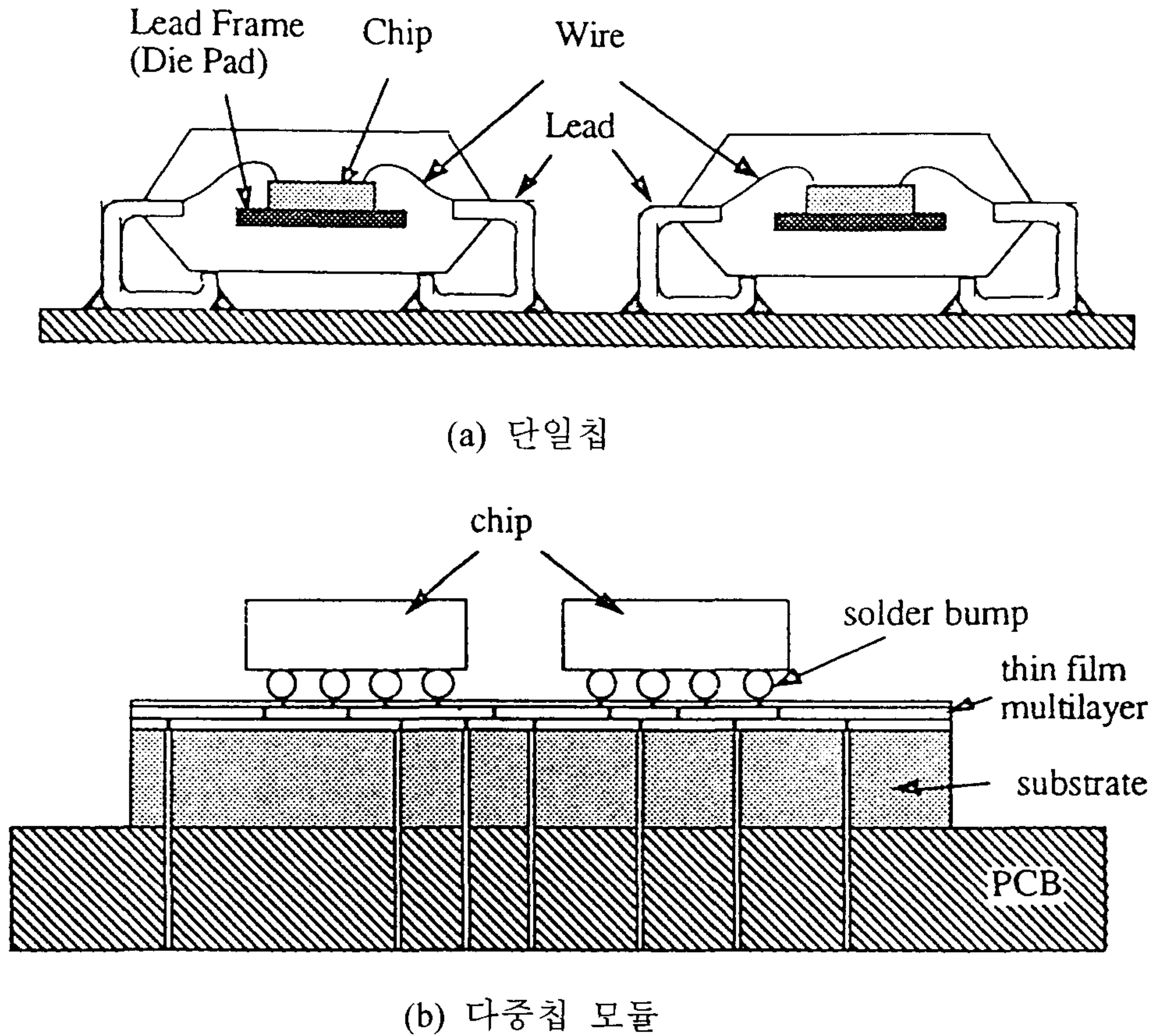


그림 1. 패키지의 형상

생하는 과도한 열이므로 이를 줄이기 위한 효과적인 열방산 방법의 개발이 매우 중요하며 높은 온도에서도 열변형에 강한 패키징 재료 선정등도 패키지 신뢰성의 확보를 위해서는 반드시 고려해야되는 사항으로 제안되고 있다.



본 연구에서는 파손방지를 통한 반도체 패키지의 신뢰성 확보 및 패키지의 조직적설계를 위한 기법정립을 최종목표로 하고 연구과정을 총 6개의 세부과제로 나누어 진행하였다. 본 연구과제는 총 2년 4개월 동안 수행하는 것으로 하여 1차년도에는 연구를 수행할 미래지향적인 패키지 모델선정과 이에 대한 기초연구, 기반 S/W개발 및 실험방법을 확립, 2차년도에는 실험, 수치해석을 통한 선정모델의 특성 및 파손현상의 파악, 적합한 설계기준 제시, 3차년도에는 설계인자 검토를 통한 기존 패키지설계의 타당성 검토, 패키지의 조직적설계를 위한 방법정립의 단계로 추진되었으며 세분화한 6개의 과제는 다음과 같다.

- 제 1 세부과제 : 납땜접합부의 피로현상 및 신뢰성향상을 위한 수명예측기법에 관한 연구.
- 제 2 세부과제 : 다중 적층(Multi-Layered) 패키징의 재료 접합부에서의 물리적특성에 관한 연구.
- 제 3 세부과제 : 서로 다른 재료의 접합부분에서의 파괴역학적 연구
- 제 4 세부과제 : 반도체 패키지용 EMC의 열응력저하를 위한 연구.
- 제 5 세부과제 : 패키지에서의 핀을 이용한 냉각방법의 연구.
- 제 6 세부과제 : 리드프레임의 산화가 구리/EMC 계면 접착력에 미치는 영향

## 제 2 장 국내외 기술개발 현황

다중칩 모듈을 생산하고 있는 선진국에서는 이미 다중칩모듈 설계용 컴퓨터 원용 설계도구를 개발, 설계에 적용하여 다중칩 모듈을 전기적, 기계적 측면에서 조직적으로 설계하고 있다. 국내의 현황은 사업 신청 시와 비교해 볼 때 패키징 기술에 대한 인지 및 관심이 크게 늘어나고 있고 종래의 기억소자 위주 사업에서 멀티미디어 사업 및 통신사업으로 관심이 전환되고 있으나 이러한 과정에서 패키지의 신뢰성을 평가할 수 있는 기술 및 기술을 보유한 전문가의 수적인 제약으로 관련 기업체의 개발 의지를 충분히 뒷받침하지 못하고 있는 실정이다. 패키징 기술에 관한 연구는 한국 전자 통신 연구소, 서울대 반도체 연구소, KAIST 등에서 꾸준히 연구되고 있으며 기술수준도 점차로 향상되고 있다. KAIST는 그간의 연구경험을 토대로 관련 산업체와 긴밀한 상호 협력체제를 이루어 놓고 있으며 체계적인 설계기법 개발을 목적으로 기계, 재료, 전자 분야를 접목하는 종합기술로의 단계로 나아가고 있다.

## 제 3 장 연구개발수행 내용 및 결과

### 제 1 절 납땜접합부의 피로현상 및 신뢰성향상을 위한 수명예측기법에 관한 연구

#### 1. 개요

반도체 실장기술의 발달과 더불어 칩(chip)과 모재를 연결하는 납땜 접합부도 전기적인 전달의 우수성과 연결밀도의 조밀화를 추구하면서 미세한 소더범프(solder bump)를 칩과 모재에 직접 연결하는 C-4(flip chip) 형태의 연결방식으로 바뀌어 가고 있다. 그러나 이러한 접합방식은 전자부품 사용시에 발생하는 열응력이나 열변형에 대단히 취약한 구조를 가지므로 이에 의한 접합부의 파손이 전자부품의 신뢰성을 결정하는 중요한 요소로 대두되었다.

소더범프의 파손은 국부적으로 변형이 집중적으로 일어나는 영역에서 발생하는 균열이 접합부위를 가로질러 진전하면서 일어나며 위치상으로는 온도와 응력이 크게 작용하는 칩과 소더범프의 접합경계면상에서 빈번하게 발생한다. 소더범프의 저주기 열피로 파손의 경우 수명은 가해지는 열하중의 크기 및 형상등에 크게 의존하며 시간이 경과함에 따라 재료내부에 발생하는 미시구조 변화에 의존한다. 이러한 효과를 고려하여 개발된 피로 수명식으로는 Coffin-Manson의 변형률폭 수정식이 있으며 파괴역학에서 사용하는 파라미터를 도입, 소더범프 재료에 알맞도록 수정한 균열진전식들이 있고 그외에 변형에너지를 이용한 방법등이 있다[1~7]. 이러한 식에서 수명은 매 사이클마다 작용하는 응력 및 변형률로부터 계산된다.

플립칩(flip chip) 연결방식에서 소더범프는 2 차원 배열의 형태로 칩과 모재에 연결된다. 소더 재료의 경우는 용점이 낮고 항복점이 낮은 연성재료가 대부분이기 때문에 열하중이 가해질 때 탄성변형 뿐만 아니라 소성 변형 및 크리이프 변형을 함께 수반한다. 이러한 재료의 비탄성 거동은 소더범프의 피로수명을 결정하는 중요한 요인이므로 소더범프의 변형해석시 정확하게 반영되어야 한다. 한편 소더범프의 형상은 소더범프의 부피, 소더범프의 높이, 소더범프의 재질 및 패드(pad)의 크기등에 따라 다양하게 변화하며 소더범프의 응력 변형률 분포에 영향을 미치므로 소더범프의 변형 해석시 소더범프의 형상이 정확하게 반영되어야 한다. 소더범프의 응력 변형률 해석은 소더범프의 피로수명 평가시 반드시 선행되어야 필수요건으로 소더의 형상에 측과 함께 중요한 연구과제로 많은 노력이 시도되어 왔다[8~11].

본 연구에서는 위의 조건들을 충족시키면서 소더범프의 수명을 예측할 수 있는 체계적인 방법을 제시하기 위하여 다음의 연구를 수행하였다. 첫째로 소더범프의 형상을 주어진 조건으로 부터 구할 수 있는 수치해석 프로그램을 작성하고 다양한 조건하에서 소더범프의 형상을 예측하였다. 둘째로 탄소성 크리이프 변형을 고려한 유한요소 해석을 수행하여 소더범프에 걸리는 응력 및 변형률을 구하였다. 이로부터 소더범프의 파손위험 위치를 검출하였으며 이 위치에서 온도사이클에 대한 응력 및 변형률의 변화를 고찰하였다. 셋째로 소더범프의 형상이 소더범프의 변형에 미치는 영향을 살펴보고 피로파손의 관점에서 바람직한 소더범프의 형상에 대하여 논의하였다. 다음으로 온도사이클이 소더범프의 변형에 미치는 영향성을 검토, 피로수명 향상을 위한 작동조건에 대해 논의하였으며 끝으로 소더범프의 수명예측을 위한 체계적인 방법을 제시하고 그 활용방안에 대해서 논의하였다.

본 연구에서는 10×10×0.525mm 크기의 실리콘 칩과 18×18×2mm 크기의 모재 사이에 폭이 0.125mm 이고 높이가 0.075mm 인 소더범프들이 38×38 개의 정방형 배열의 형태로 연결되어 있는 MCNC 다중칩 모델을 해석대상으로 선정하였다(그림 1).

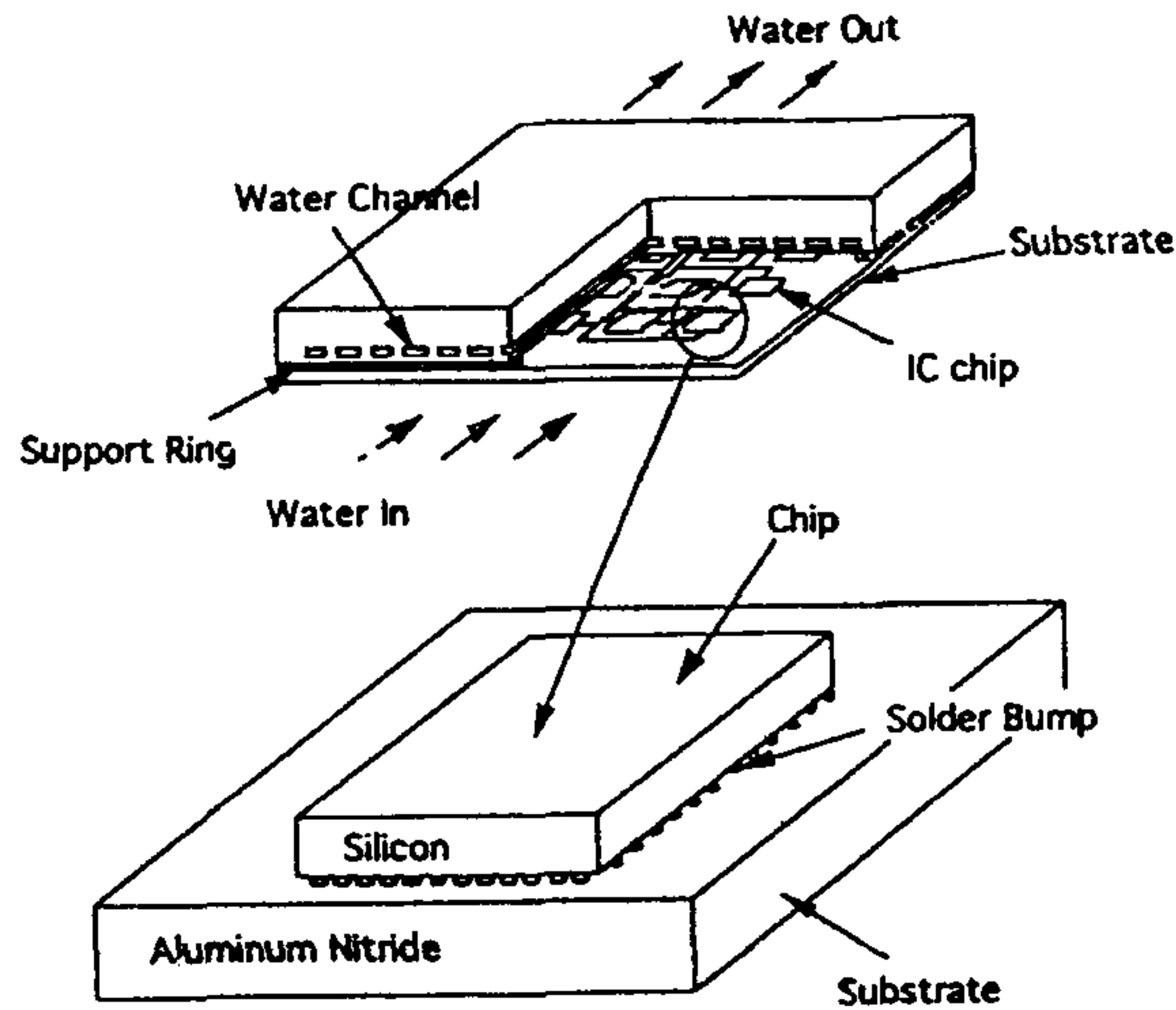


그림 1-1. MCNC 다중칩 모델의 형상과 플립칩의 형상

## 2. 소더범프의 형상예측

### 가. 소더범프 형상의 수학적 모델

소더범프의 형상은 액체상태로 리플로우(reflow) 과정중에 형성된다. 소더범프의 형상예측은 수명예측 및 파손방지 관점에서 중요하게 다루어져야 한다. 왜냐하면 소더의 형상은 소더범프에 작용하는 응력 및 변형을 분포에 영향을 미치며 칩과 모재 접합면에서의 형상변화는 이 부분에서 응력집중현상을 야기시켜 균열발생의 기점으로 작용할 수 있기 때문이다. 소더범프의 형상을 실제 소더링이 끝난 부품



으로부터 직접 관찰하여 해석에 이용하는 것도 한 방법이 될 수 있겠으나 이 경우 많은 수의 소더형상을 일일이 관찰하는 일이 번거롭고 각각의 소더 형상도 조금씩 차이를 나타내므로 같은 공정 조건하에서 형성된 소더의 형상을 일관성 있게 나타내기 위해서는 이에 알맞은 방법을 고안해야 한다.

본 연구에서는 소더가 액체상태에서 형상이 결정된다는 가정하에 유체역학에서 제시하는 몇가지 기본법칙을 이용하여 소더범프의 형상을 수치적으로 구하였다. 그림 2에 평형상태에서 소더범프의 수평부분 절단면에 걸리는 힘을 도시하였다. 소더범프에 걸리는 힘은 부분 절단면의 상면에서 칩의 자중  $F_0$  와 소더범프의 자중에 의한 힘  $F_G$  가 작용하고 하면에서는 압력의 의한 힘  $F(z)$  가 작용하며 표면에서는 원주면에서 면의 접선방향으로 표면장력  $\sigma$  가 작용한다.

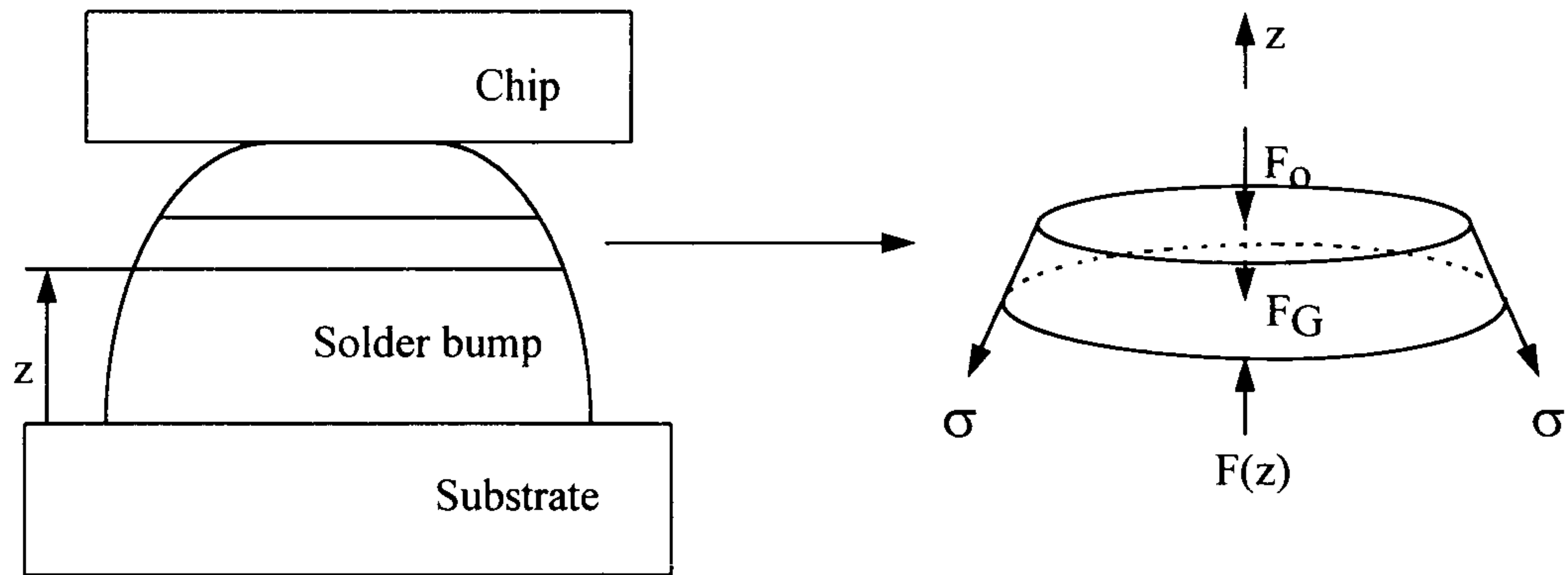


그림 1-2. 액체상태에 있는 소더범프의 힘평형도

Laplace의 모세관 방정식을 이용하면 하면에 작용하는 압력을 다음 식과 같이 나타낼 수 있다.

$$p = \sigma \left\{ \frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \right\} = K\sigma \quad (1-1)$$

이 식에서  $p$  는 압력,  $R_1, R_2$  는 곡률반경이며  $\sigma$  는 표면장력이다. Bernouli 의 압력식을 이용하면 액체내의 압력을 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$p = p_0 + \rho g(z_T - z) \quad (1-2)$$

이 식에서  $\rho$  는 소더재료의 밀도,  $g$  는 중력가속도이며  $z_T$  는 소더범프의 총 높이이고  $z$  는 소더범프의 바닥에서 잰 높이이다. 소더범프에 작용하는 힘 평형을 고려하면 다음의 식을 구할 수 있다.

$$F_1(z) = \pi K \sigma r^2 - 2 \pi r \sigma \cos \theta \quad (1-3)$$

$$F_2(z) = F_0 + \pi \rho g \int_z^{z_T} r^2 dz \quad (1-4)$$

이 식에서  $F_1, F_2$  는 소더범프 단면에서 각각 상향과 하향으로 작용하는 힘 성분이며 힘 평형관계로부터  $F_1 = F_2$  의 관계가 성립한다.  $F_0$  는 소더범프의 상면에 작용하는 힘으로서 소더범프 한개가 지탱하는 칩의 자중으로 생각할 수 있다. (3), (4)식을 길이  $a_0$  로 nomalize 하면 다음의 식을 구할 수 있다.

$$f = v^2 k - 2 v \cos \theta = f_0 + B_0 \int_u^{u_T} v^2 du \quad (1-5)$$

이식에서  $v=r/a_0, u=z/a_0, k=Ka_0, f=F/(\rho\sigma a_0), B_0=\rho g a_0/\sigma$  이다. (5)식을  $u$  에 대해서 미분하면 다음의 식을 구할 수 있다.



$$k = \cos\theta \left[ \frac{1}{v} - \frac{d^2v}{du^2} \cos^2\theta \right] \quad (1-6)$$

$$\cos\theta = \frac{1}{\sqrt{1 + (dv/du)^2}} \quad (1-7)$$

결국 소더범프의 형상을 결정하는 문제는 (6)식으로 나타나는 2계 미분방정식의 해  $v(z)$ 를 구하는 문제로 귀결된다. 일반적으로 2계 미분방정식의 경우는 경계값  $v(0)$ 와 경계에서의 기울기  $(dv/du)_{u=0}$  을 알면 Runge-Kutta 방법을 이용하여 해를 구할 수 있다. 그러나 (6) 식의 경우는 경계에서  $v(0)$ 만 알 수 있을 뿐 기울기값  $(dv/du)_{u=0}$  는 알 수가 없으므로 Runge-Kutta 방법을 적용하려면 경계에서의  $(dv/du)_{u=0}$  값을 구해야 한다. 또한 칩의 자중, 혹은 소더범프의 상면에 작용하는 하중에 의해서 소더의 형상이 결정되는 경우에는 소더범프의 높이를 알 수 없기 때문에 Runge-Kutta 방법을 사용할 때 수치적분구간 또한 알 수 없게 된다. 단 소더범프의 체적이 일정한 값으로 주어지는 경우 소더범프의 높이  $z_T$  는 다음의 체적구속조건을 만족해야 한다.

$$V = \int_0^{z_T} r(z) dz \quad (1-8)$$

Katyl 등은 위의 문제를 variational method 와 최적화 기법을 사용하여 해결하였다[8]. Katyl 등은 소더범프에 작용하는 힘을 표면장력과 중력 그리고 칩의 자중에 의한 힘으로 나누어 생각하고 각각의 힘들에 의한 에너지  $E_s, E_G, E_w$  를 다음식과 같이 계산하였다.

$$E_S = \left( \pi \sigma z_T^2 / 2 \right) \int_{-1}^1 v \left[ 1 + (dv/du)^2 \right]^{1/2} du \quad (1-9)$$

$$E_G = \left( \pi \rho g z_T^4 / 16 \right) \int_{-1}^1 (1+u)v^2 du \quad (1-10)$$

$$E_W = F_0 z_T \quad (1-11)$$

이식에서  $u, v$  는 normalize 된 값으로 다음과 같다.

$$u = \left( \frac{2z}{z_T} \right) - 1 \quad v = \left( \frac{2r}{z_T} \right) \quad (1-12)$$

전체 에너지는 (9),(10),(11) 식으로 나타나는 에너지항을 모두 더한 값이며 소더범프의 형상을 변화시켜 갈때 이 값이 최소로 되는 시점에서 소더범프의 형상이 결정된다. Katyl 등은 소더범프의 형상을 다음의 식으로 가정하였으며 최적화 기법을 이용하여 전체에너지가 최소로 되는 시점에서 상수  $A_m, B_m, C, D, k_m$  를 결정하였다.

$$w(u) = v^2(u) = F(u) + P(u) \quad (1-13)$$

$$F(u) = \left( \frac{v_0^2}{2} \right) (1-u) + \left( \frac{v_1^2}{2} \right) (1+u) + C [\cos(\pi u/2)]^N + Du [\cos(\pi u/2)]^N \quad (1-14)$$

$$p(u) = \sum_{m=1}^{N_c} A_m \{ \cos(k_m u) - \cos k_m \} + \sum_{m=1}^{N_s} B_m \sin(m\pi u) \quad (1-15)$$

#### 나. 소더형상의 수치해

본 연구에서는 경계값 예측을 위한 shooting 기법과 Runge-Kutta 방법을 이용하여 (6)식의 수치해를 구하였다. 해를 구하기 위해서는

우선 소더범프의 밀도( $\rho$ ) 및 표면장력( $\sigma$ )값이 필요하며 소더범프가 접촉되는 곳의 패드(pad)크기( $r_1, r_2$ ), 소더범프의 체적값( $V$ )이 필요하다. Runge-Kutta 수치적분의 적분구간이 될 소더범프의 높이는 미정이므로 일단 적당한 값으로 가정하였다. 변수  $v(u)$ 의 초기값  $v(0)$ 는 소더범프 아랫면의 반경이 normalize 된 값  $r_1/a_0$ 를 가지며  $u=0$ 에서의 미분값  $(dv/du)_{u=0}$ 도 주어지지 않으므로 적당한 값으로 가정하였다. 이와 같이 하면 경계에서의  $v(0)$ 와  $(dv/du)_{u=0}$ 이 주어지므로 Runge-Kutta 방법으로 (6)식을 풀 수 있게 된다. 따라서 문제는 소더범프의 상면에서  $v(u_T)=r_2/a_0$ 의 경계조건과 (8)식의 체적구속조건을 만족하는  $u_T=(z_T/a_0)$  그리고  $(dv/du)_{u=0}$ 를 구하는 것으로 귀결된다. 본 연구에서는  $u_T$  값을 초기치로부터 조금씩 증가시켜 가면서 각  $u_T$  값에서  $v(u_T)=r_2/a_0$ 를 만족하도록 하는 기울기값  $(dv/du)_{u=0}$ 을 bisection 방법으로 구했다. 이러한 방법으로 구해진 소더의 형상이 체적구속조건을 만족하면 이를 최종적인 해로 채택하였다. 전체적인 수치해석 방법은 그림 3과 같다.

#### 다 수치해석 프로그램의 검증

다양한 하중조건에 대해서 소더범프의 형상을 예측하였다. 수치해석에 사용된 재료상수 및 패드크기 소더의 체적은 Katyl[8]이 사용한 값과 동일하며 표 1에 나타내었다. 수치해석 결과는 Katyl 등이 variational method를 사용해서 구한 결과와 완전히 일치하였다.

수치해석시 하중은 19.45, 12.97, 0, -8.84, -10.55, -9.72, -7.16 (단위 dyne)으로 다양하게 변화되었으며 소더범프의 부피는 일정하게 유지되었다( $V=1.214E-3 \text{ mm}^3$ ). 그림 4에 수치해석으로부터 구해진 소더범프의 형상을 나타내었다. 하중이 소더범프의 상면을 내리 누르는 방향(양의 부호)으로 작용하는 경우( $F=19.45, 12.97, 0 \text{ dyne}$ ) barrel 형의 소더범

프 형상이 구해졌으며 소더범프의 상면을 끌어 당기는 방향(음의 부호)으로 힘이 작용한 경우( $F=-10.55, -9.72, -7.16$ ), hourglass 형태의 소더범프 형상이 구해졌다.

표 1-1. 수치해석에 사용된 상수값.

Constant	Value
Density ( $\rho$ )	11.4 gm/cm <sup>3</sup>
Surface tension ( $\sigma$ )	430 dynes/cm
Gravity ( $g$ )	981 cm/sec <sup>2</sup>
Solder volume ( $V$ )	$1.214 \times 10^{-6}$ cm <sup>3</sup>
Bottom pad radius ( $r_1$ )	0.0072 cm
Top pad radius ( $r_2$ )	0.0060 cm

그림 5에 소더범프의 상면에 작용한 힘과 소더범프 높이와의 관계를 나타내었다. 그림 5에서 보면  $F=-10.55$ 인 경우와  $F=-7.16$ 의 경우, 소더범프에 가해지는 하중은 크기가 서로 비슷함에도 불구하고 소더범프의 높이가 서로 다르게 나타나는 데 이러한 결과로부터 소더범프의 형상이 hourglass 형태인 경우에는 (6)식으로 계산되는 소더범프의 형상이 가해지는 힘에 의해 유일하게 결정되지 않음을 알 수 있었다.

그림 1의 MCNC 다중칩모델의 경우, 소더범프의 형상을 예측하였다. 우선 소더범프의 상면에 작용하는 힘을 계산하기 위해서 칩의 무게를 계산하였다. 칩의 무게는 칩의 부피  $V$ 에 칩의 밀도  $\rho$ 와 중력 가속도  $g$ 를 곱하여 구하였으며 소더범프의 갯수  $n$ 으로 나누어 개개의 소더범프에 작용하는 힘을 구하였다.

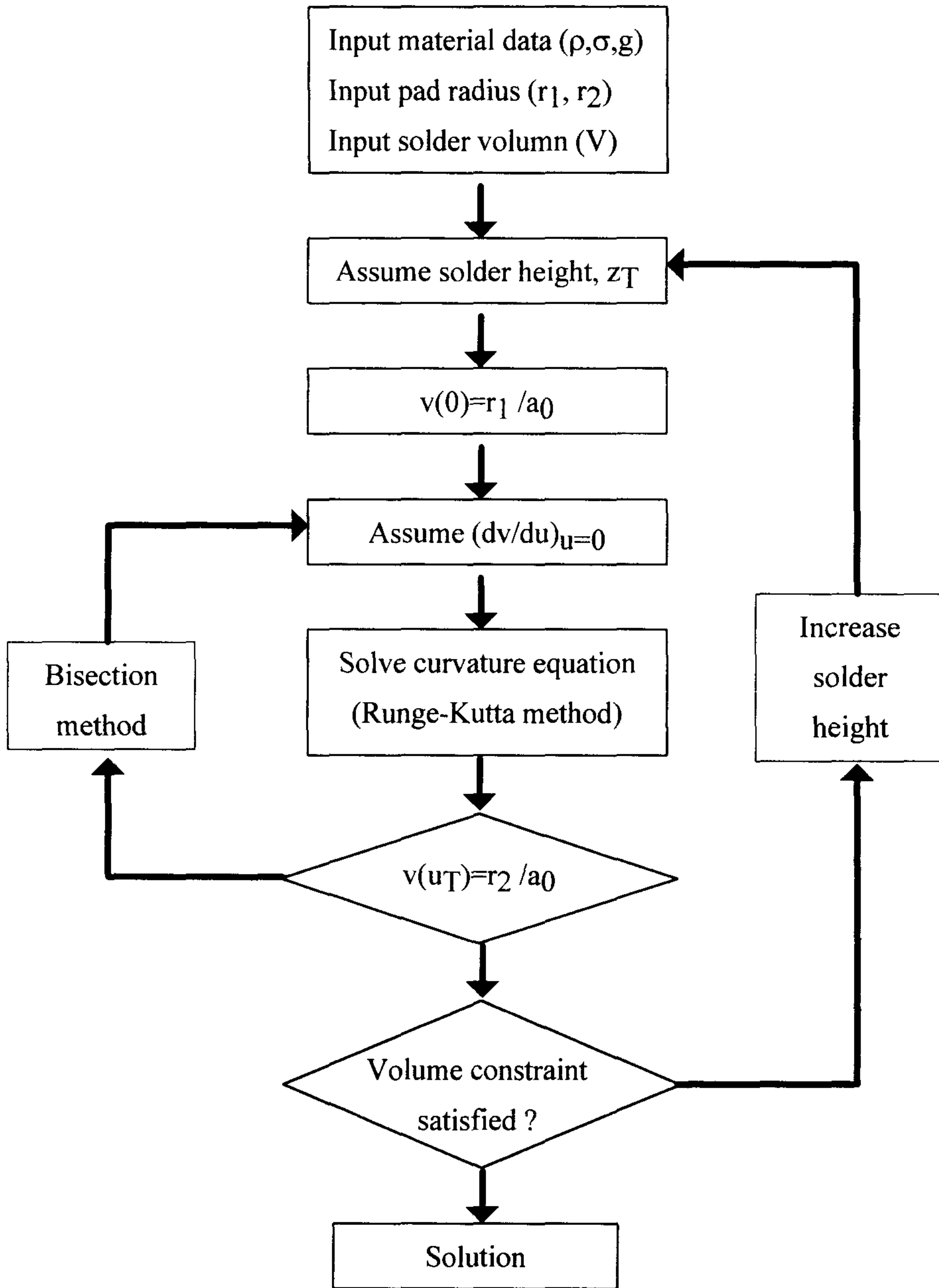


그림 1-3. 수치해석 방법의 개략도

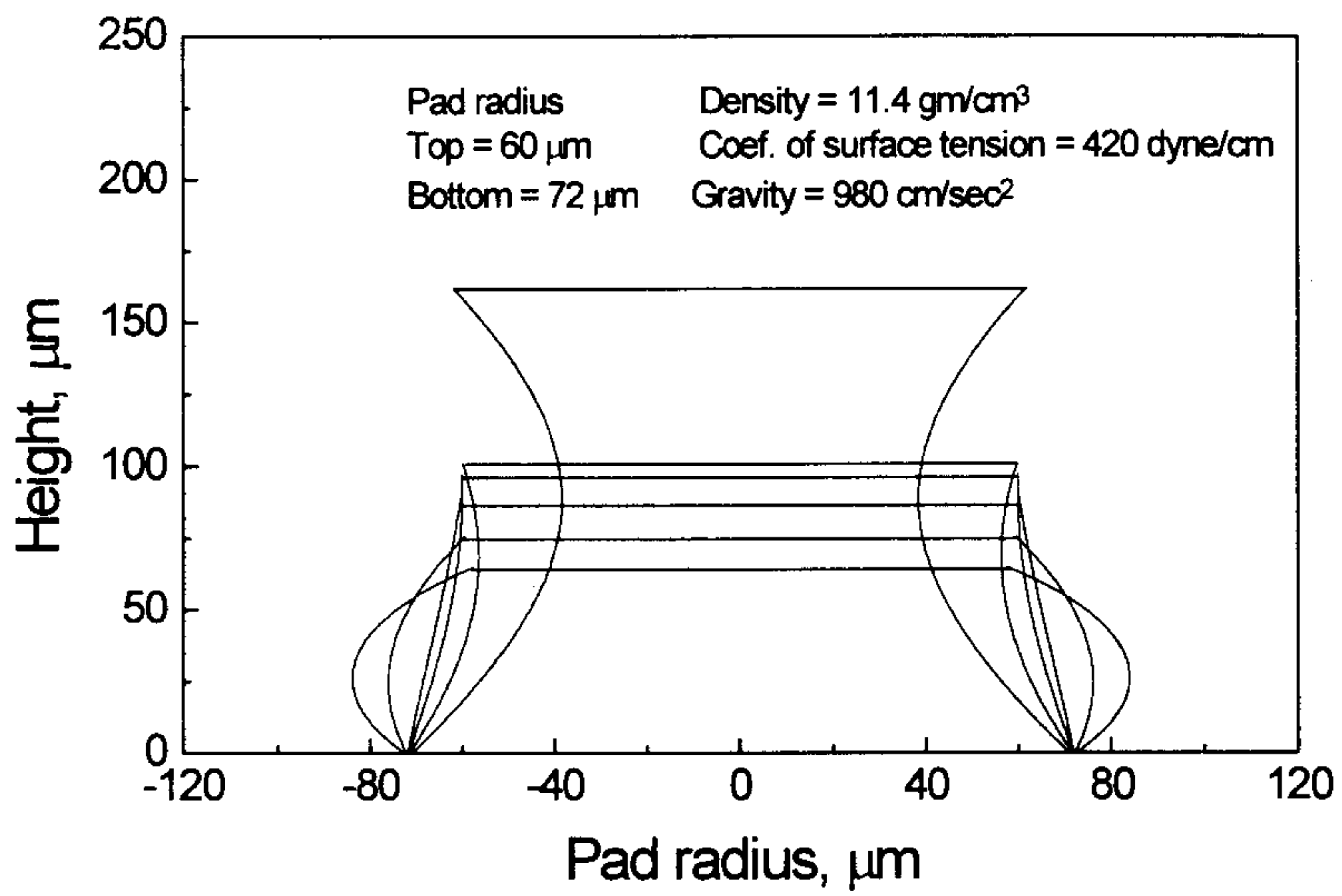


그림 1-4. 하중변화에 따른 소더범프의 형상변화(부피일정)

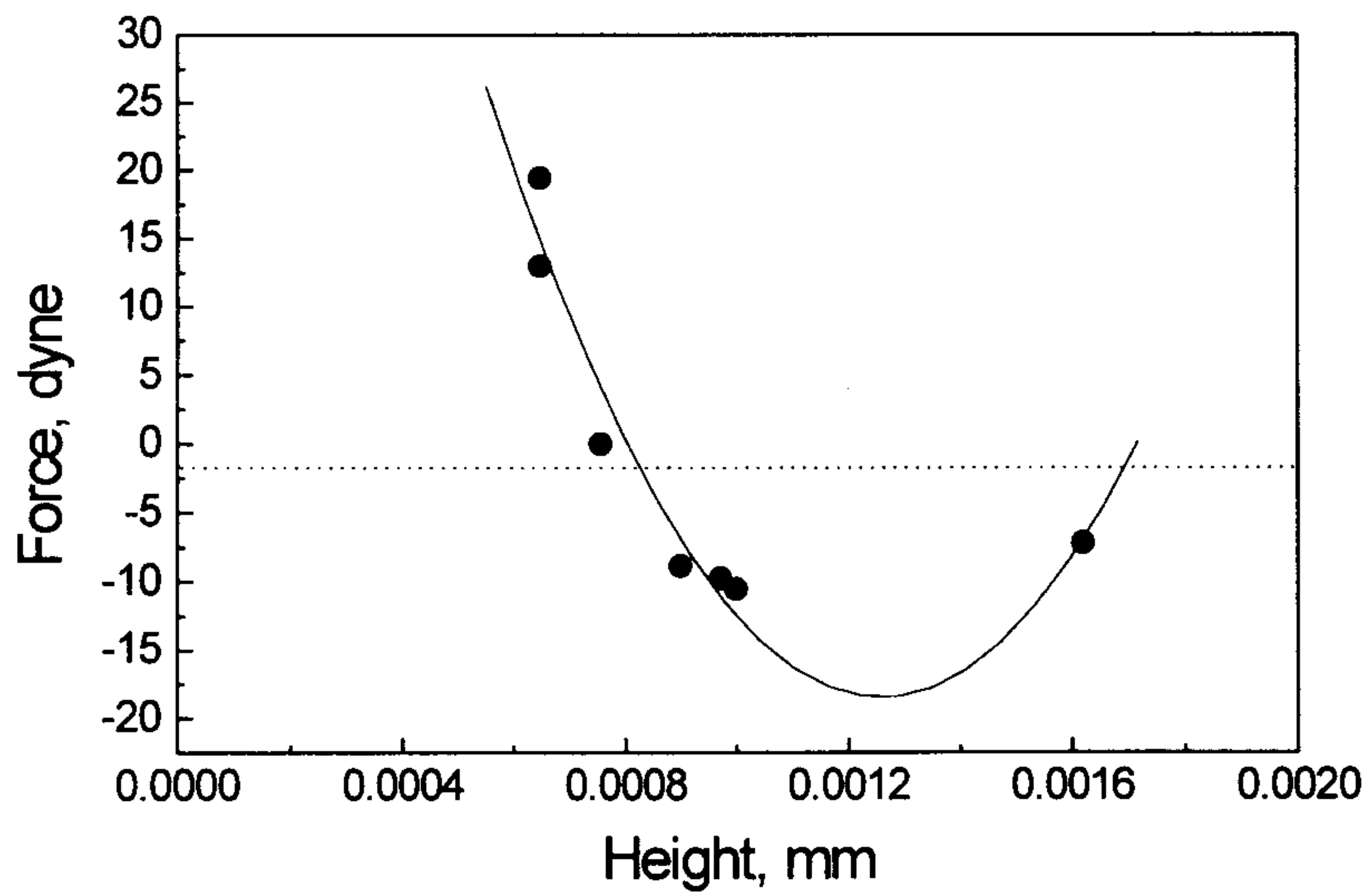


그림 1-5. 하중변화에 따른 소더범프 높이의 변화(부피일정)



$$F_w = \frac{\rho \cdot g \cdot V}{n} \quad (1-16)$$

Silicon 칩의 경우, 밀도는  $2230\text{kg/m}^3$  이고 부피가  $10\text{mm} \times 10\text{mm} \times 0.525\text{mm}$  이며 소더의 갯수가 1444 개이므로 (16)식에 대입하면 소더범프 한 개에 작용하는 힘은  $0.0795\text{ dyne}$  으로 계산된다. 표 2의 상수값과 계산된 하중값을 이용하여 수치해석을 수행한 결과 소더의 부피가  $1.176 \times 10^{-3}\text{ mm}^3$  인 경우, 수치해석으로 부터 구한 소더범프의 높이는  $0.0756\text{mm}$  로서 실제 높이인  $0.075\text{mm}$  와 비교하여 근소한 차이를 나타내었다. 이때 소더범프의 형상은 그림 6의 형상 2와 같이 구해졌다

표 1-2. 소더범프 형상예측에 사용된 상수값.

Constant	Value
Density ( $\rho$ )	$11.4\text{ gm/cm}^3$
Surface tension ( $\sigma$ )	$430\text{ dynes/cm}$
Gravity ( $g$ )	$981\text{ cm/sec}^2$
Bottom pad radius ( $r_1$ )	$0.00625\text{cm}$
Top pad radius ( $r_2$ )	$0.00625\text{ cm}$

소더의 부피가  $1.176 \times 10^{-3}\text{ mm}^3$ 로 일정할 때 작용하는 하중에 따른 소더범프의 형상변화를 그림 6에 나타내었다. 소더의 형상은 대략 원통형의 모양이 되는 4번 점( $h=0.097\text{mm}$ ,  $F=-7.0\text{dyne}$ )을 기점으로



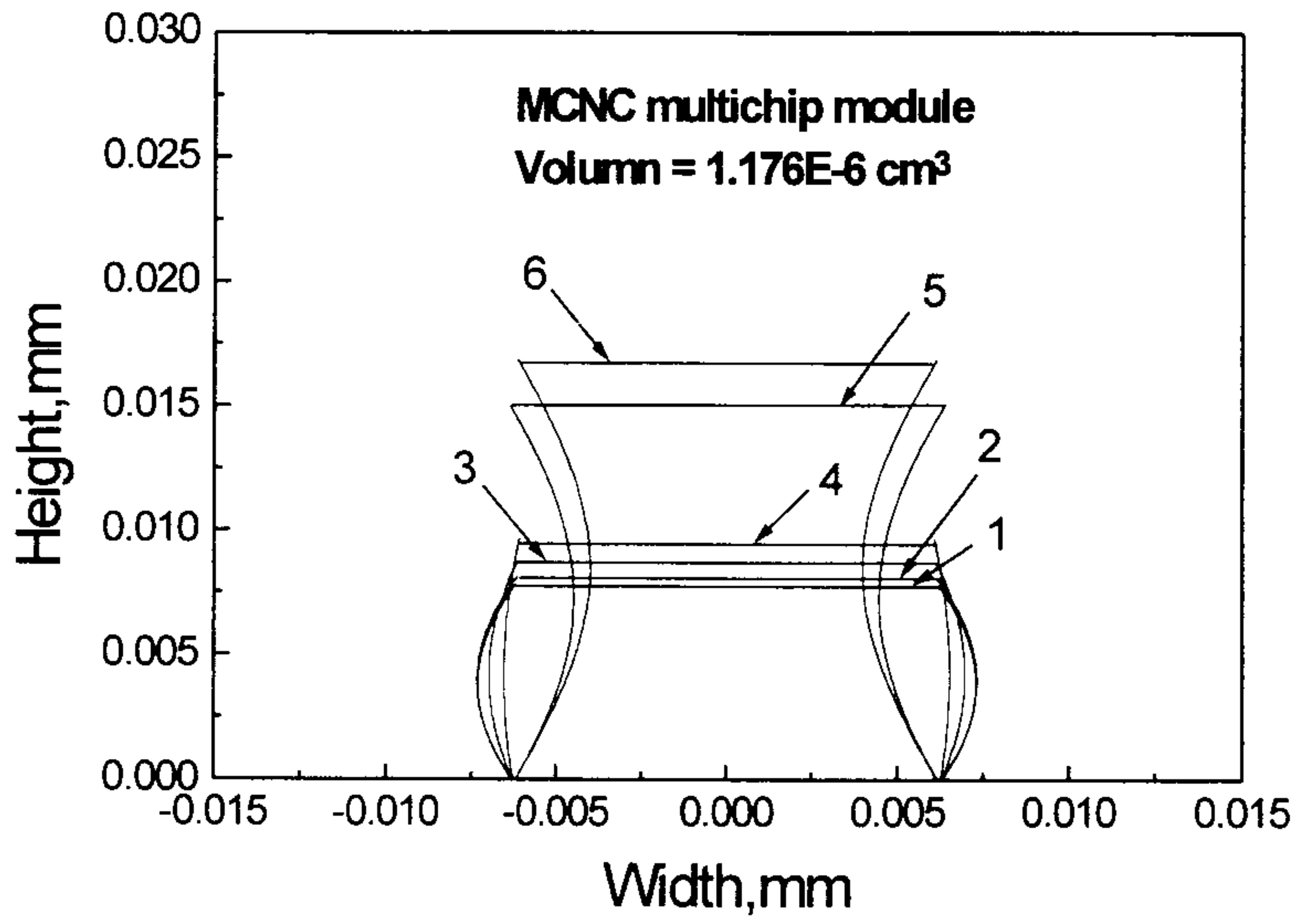


그림 1-6. 하중변화에 따른 소더범프 형상의 변화(부피일정)

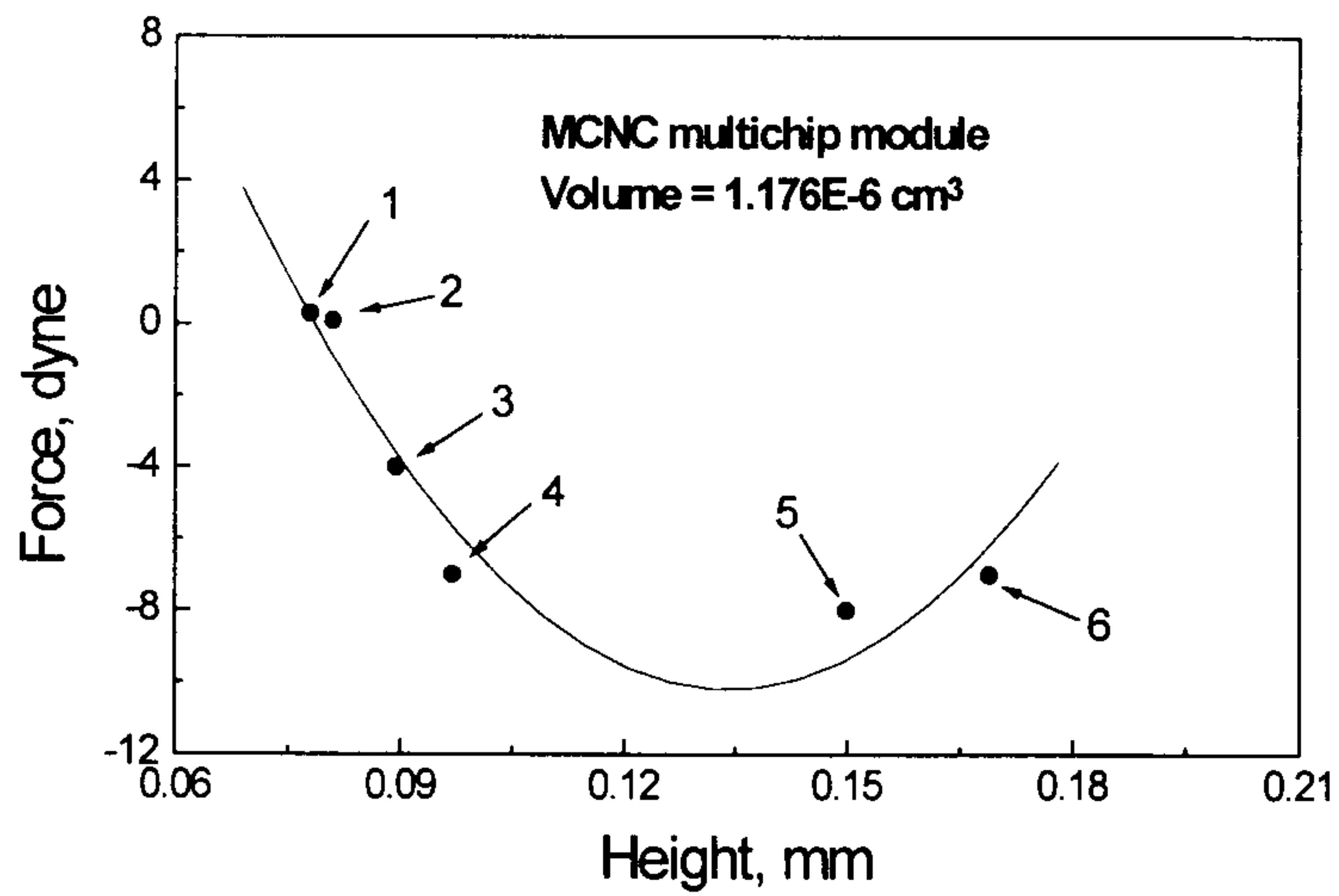


그림 1-7. 하중변화에 따른 소더범프 높이의 변화(부피일정)

barrel 형태에서 hourglass 형태로 바뀌었으며 가해지는 하중이 거의 없을 경우에는 barrel 형상의 소더범프가 만들어졌다. barrel 형상의 소더범프인 경우에는 가해지는 하중이 0 이 되는 형상을 기준으로 높이를 낮추려면 양의 방향(내리 누르는 방향)으로, 높이를 높이려면 경우에는 음의 방향(끌어 당기는 방향)으로 큰 힘을 필요로하여 작은 하중변동에 대해 높이 변화가 용이하지 않음을 알 수 있었으나 hourglass 형상의 경우에는 작은 하중으로도 높이의 변화가 커서 barrel 형상보다는 하중변동에 의한 높이변화가 용이함을 알 수 있었다(그림 7).

소더범프의 높이를 0.075mm 로 일정하게 할 때 소더범프의 부피 변화에 따른 소더범프 형상의 변화를 살펴보았다(그림 9). 소더범프의 형상은 부피가  $0.920 \times 10^{-3} \text{ mm}^3$  인 원통형의 형태를 기점으로 소더범프의 부피가 감소해 감에 따라 barrel 형태에서 hourglass 형태로 바뀌었다. 이때 소더범프에 작용하는 하중은 하중이 0 에 가까운 ( $F=0.083 \text{ dyne}$   $V=1.169 \times 10^{-3}$ ) (c) 형상을 기점으로 부피가 감소할 경우에는 음의 방향으로 증가할 경우에는 양의 방향으로 증가하였다(그림 8).

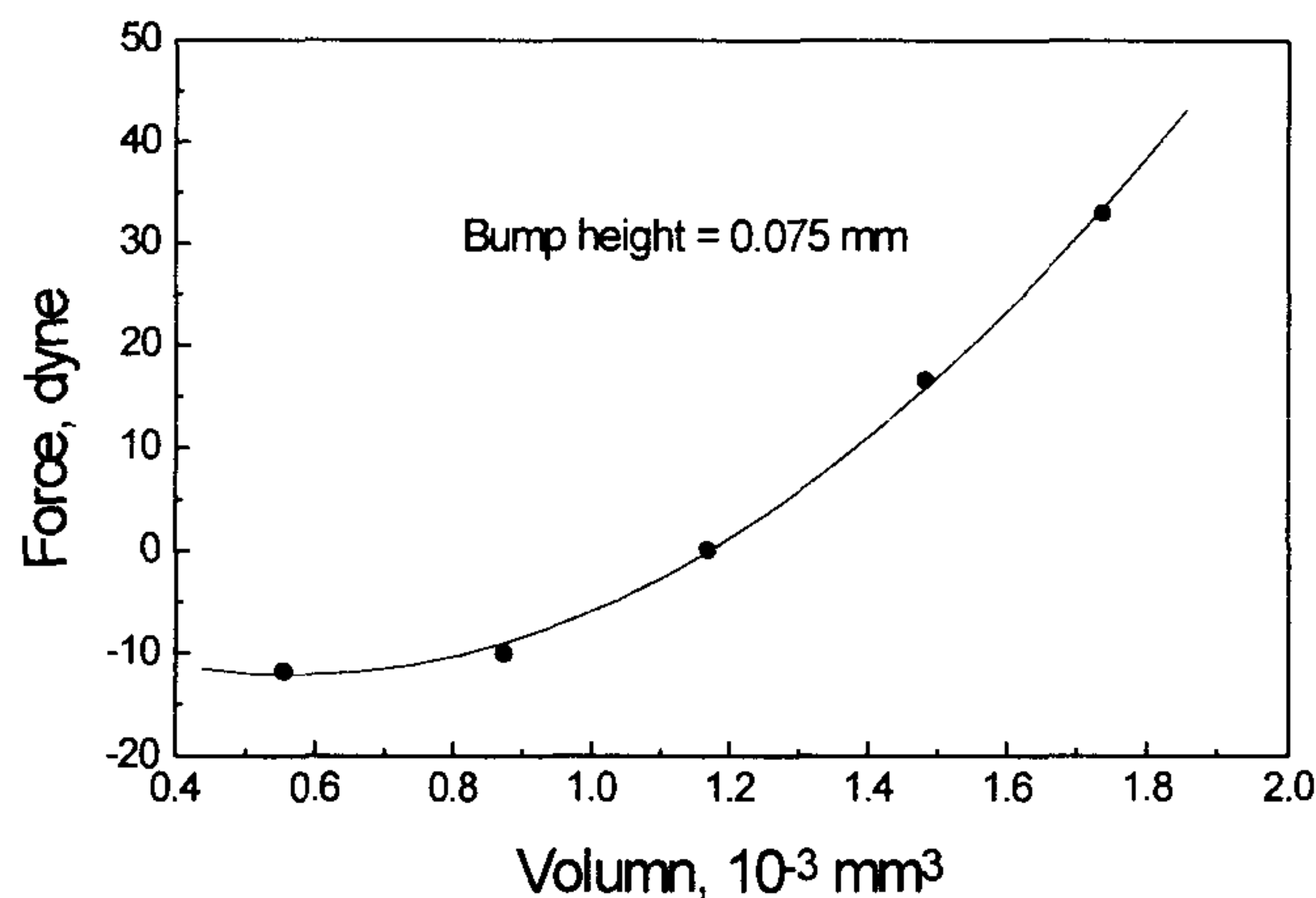
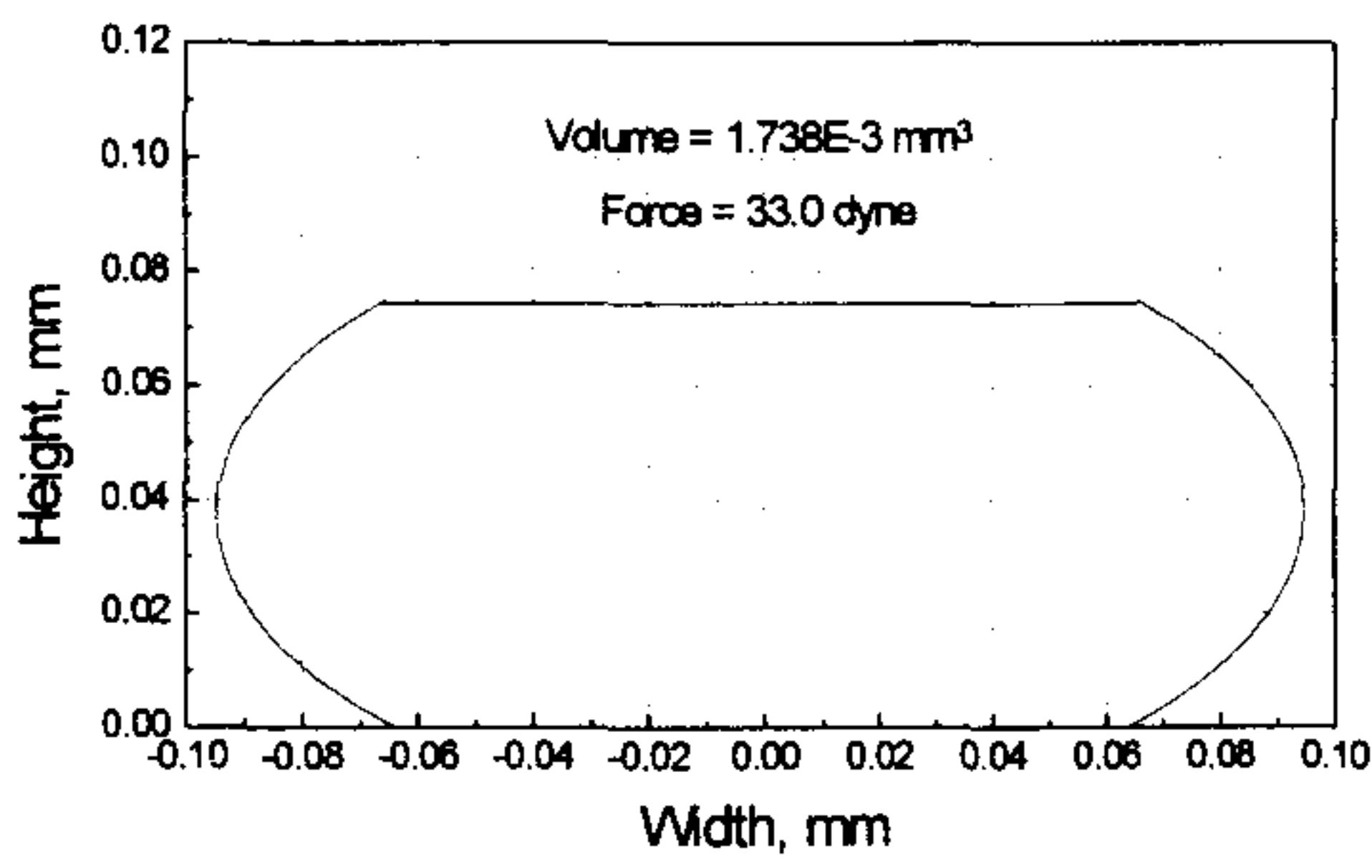
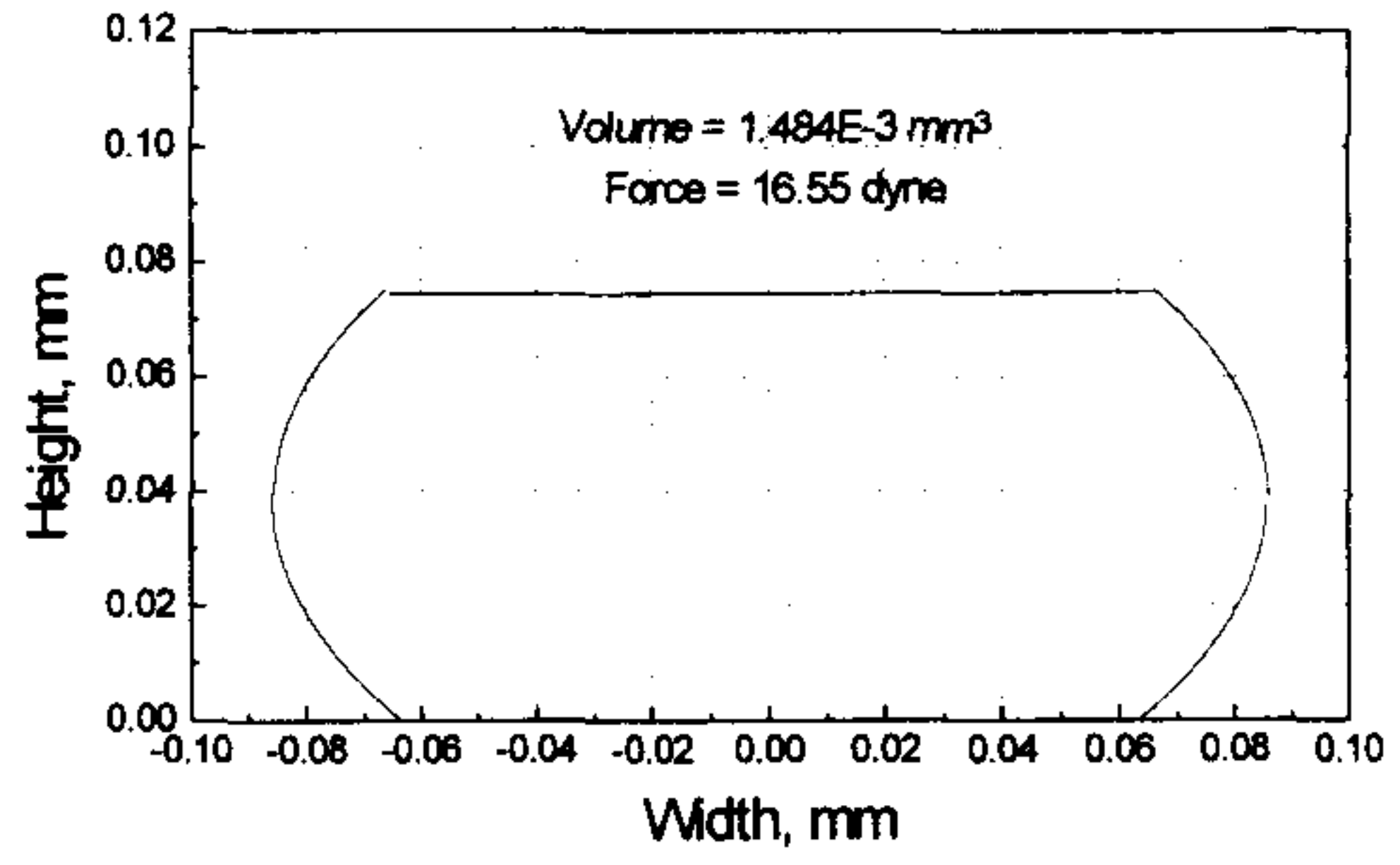


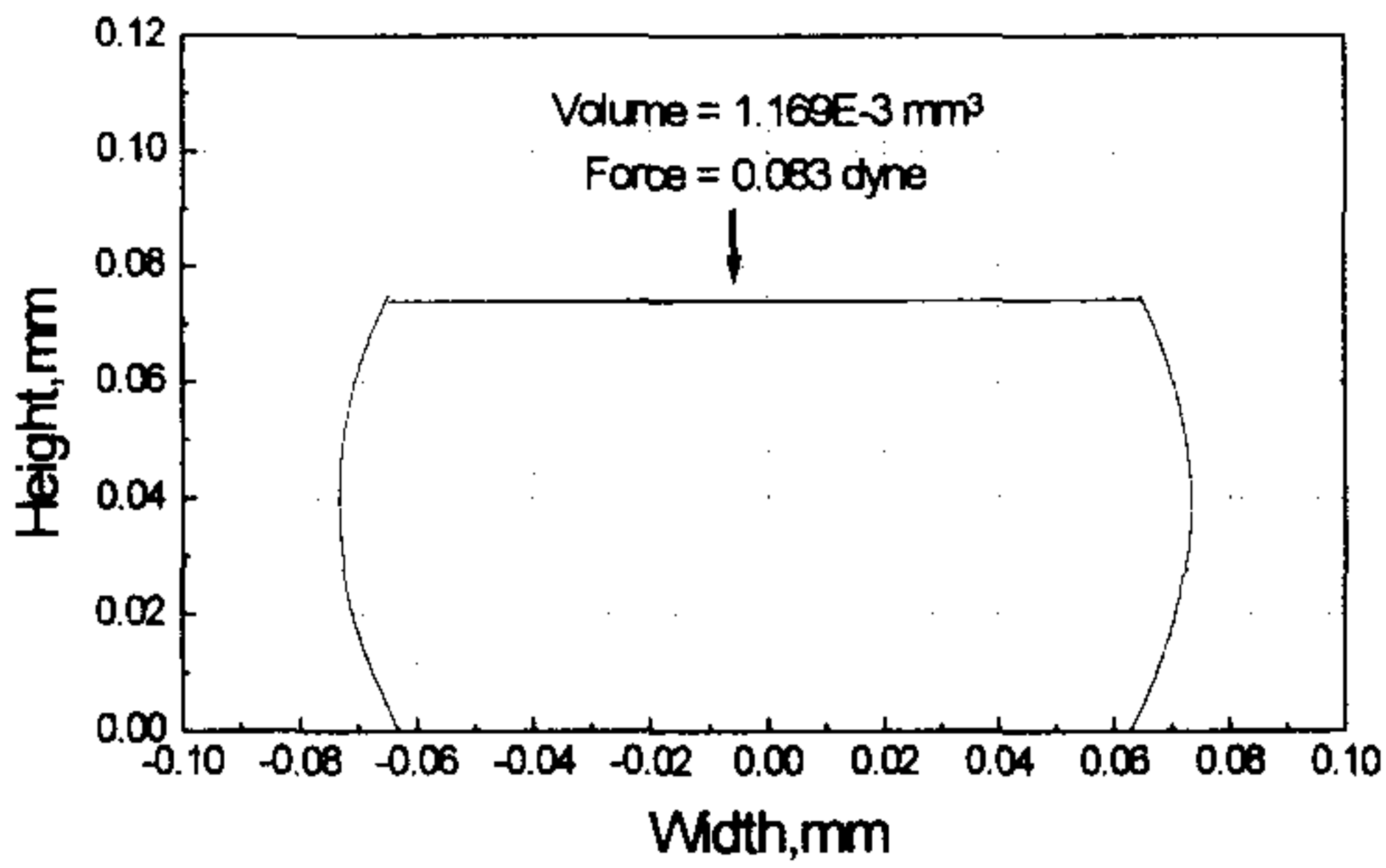
그림 1-8. 소더범프의 부피변화에 따른 하중의 변화(높이일정)



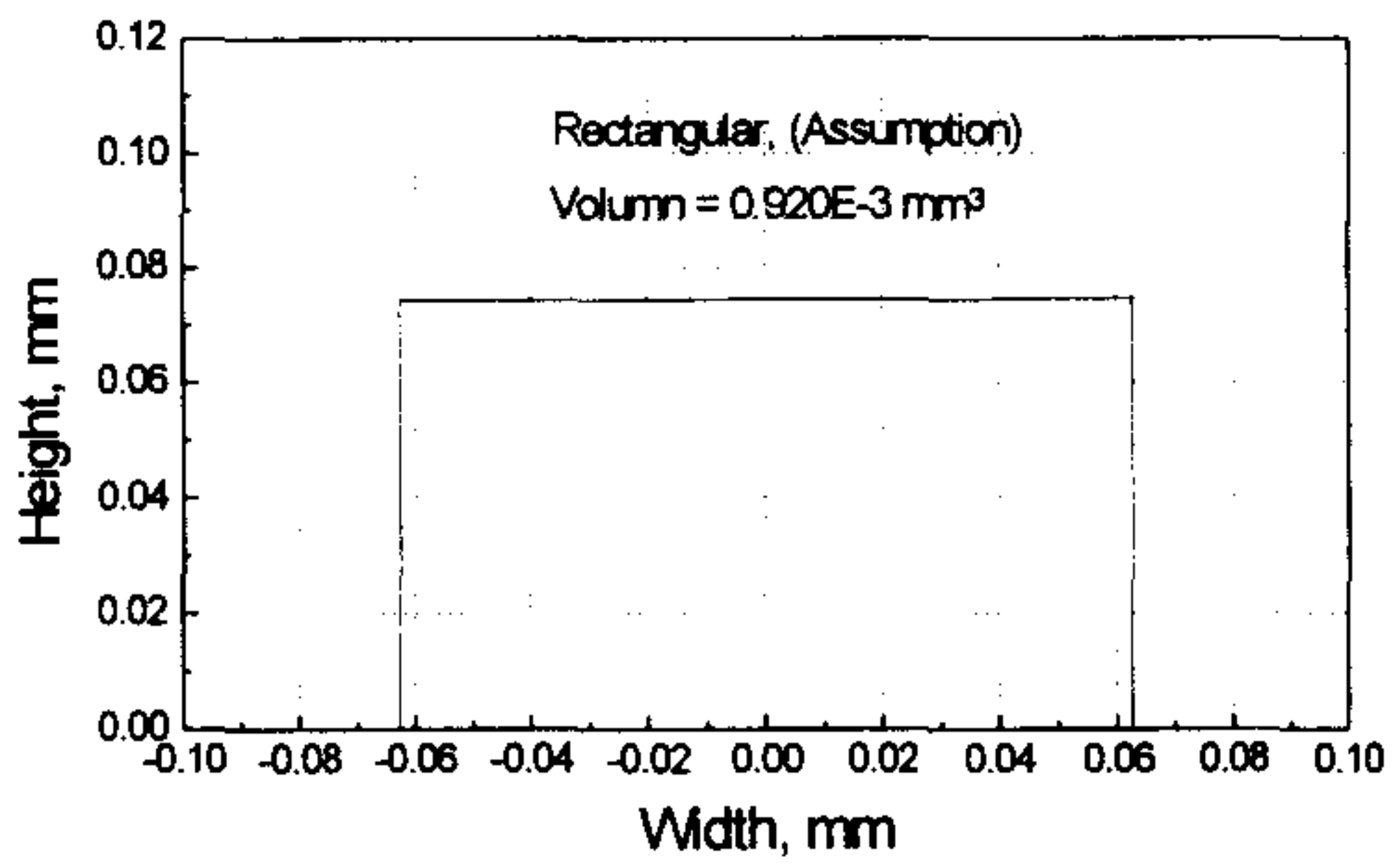
(a)  $V = 1.738E-3 \text{ mm}^3$



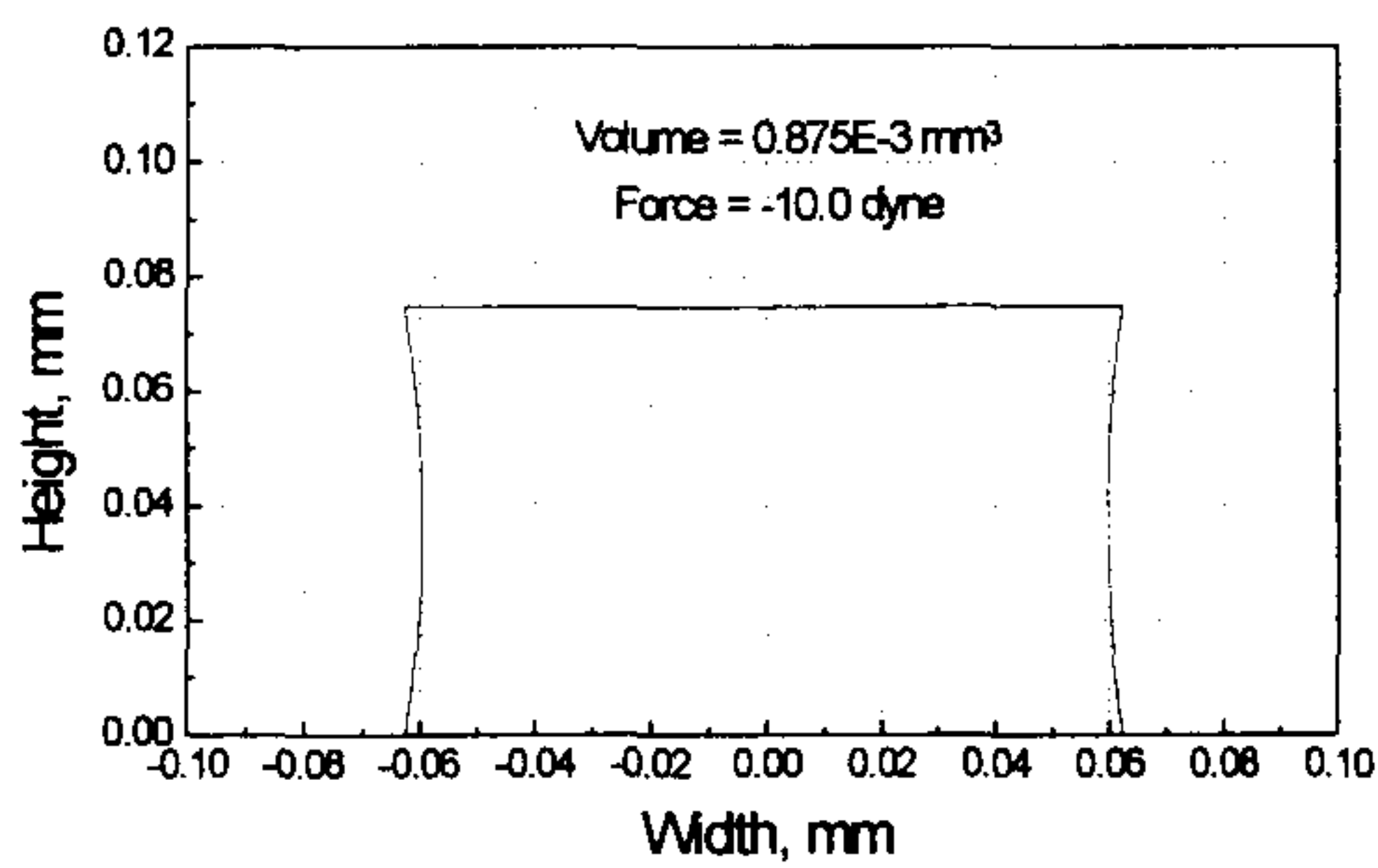
(b)  $V = 1.484E-3 \text{ mm}^3$



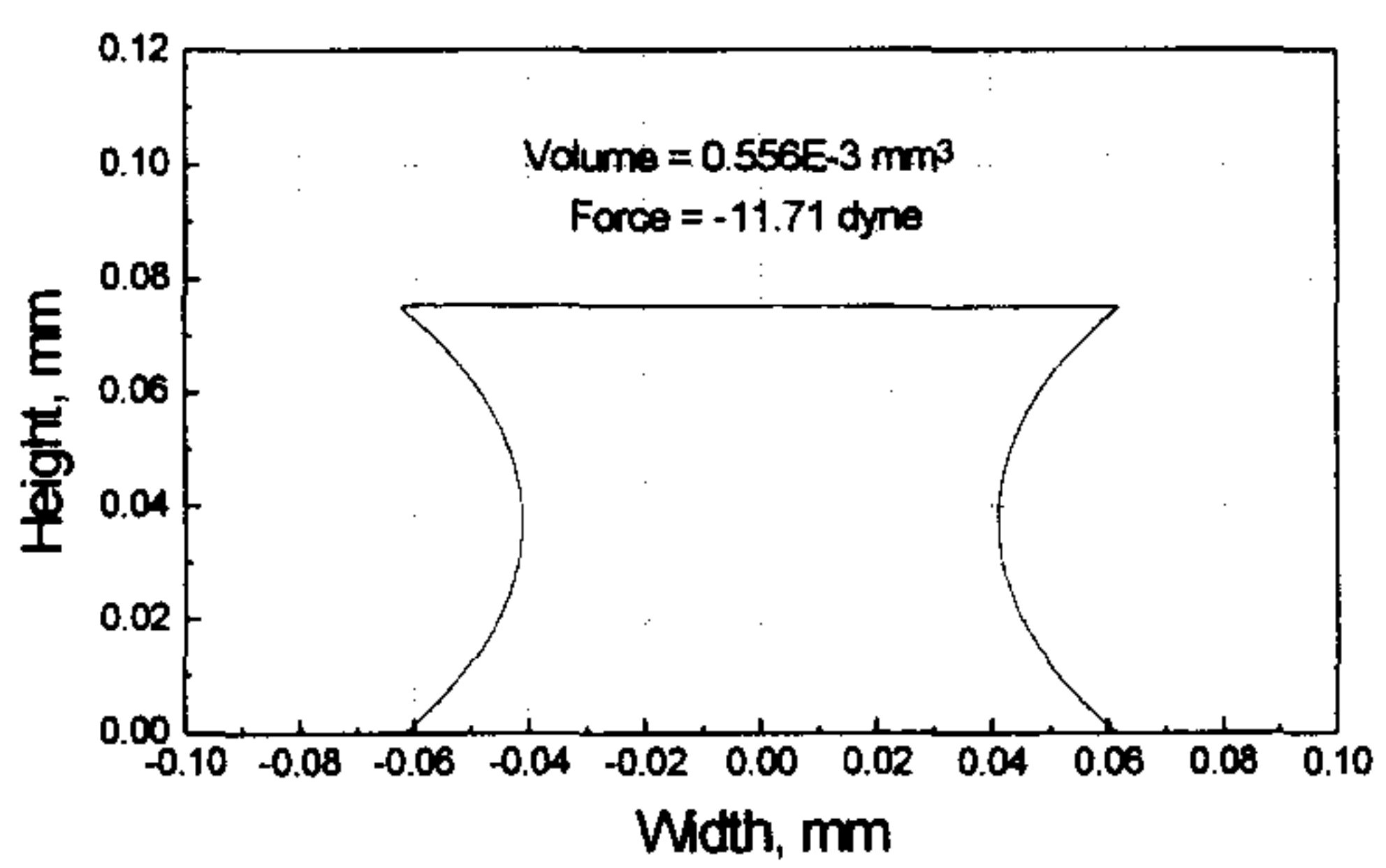
(c)  $V = 1.169E-3 \text{ mm}^3$



(d)  $V = 0.920E-3 \text{ mm}^3$



(e)  $V = 0.875E-3 \text{ mm}^3$



(f)  $V = 0.556E-3 \text{ mm}^3$

그림 1-9. 소더범프의 부피에 따른 형상의 변화(높이 일정)

앞서와 마찬가지로 barrel 형상의 경우는 부피변동에 대해 큰 힘이 필요하여 부피변화가 용이하지 않음을 알 수 있었으나 hourglass 형상의 경우는 부피변동에 대해 작은 하중이 필요하여 barrel 형상보다 상대적으로 부피변화가 용이함을 알 수 있었다(그림 8).

소더범프에 작용하는 하중이 일정할 경우 소더범프의 부피변화에 따른 형상의 변화를 살펴보았다(그림 10). 소더범프의 형상은 부피가 증가함에 따라 곡률이 크고 높이가 큰 볼록한 형태로 형성되었으며. 소더범프의 높이는 소더범프의 형상과는 무관하게 소더범프의 부피가 증가해 감에 따라 거의 선형적으로 증가하였다(그림 11).

### 3. 유한요소 해석

소더범프의 피로수명을 예측하기 위해서는 소더범프에 작용하는 응력 및 변형율을 알아내는 것이 필수적이다. 온도 사이클을 받는 소더범프의 응력과 변형율을 알아보기 위하여 유한요소 해석 방법을 이용하였다.

#### 가. 유한요소모델링

그림 1의 MCNC 다중칩 모델 형상에 대해 유한요소모델링을 수행하였다. 유한요소 해석시에는 Global-Sub 모델링 기법을 도입하여 소더범프의 변형 문제를 해석하였다. Global-Sub 모델링 기법은 전체 모델을 하나로 모델링 하는 데서 오는 유한요소 수의 과다함과 해석시간을 줄이기 위한 기법으로 전체모델을 Global 모델과 Sub 모델로 나눈다. Global 모델은 비교적 유한요소의 크기가 큰(coarse) 전체 모델링이며

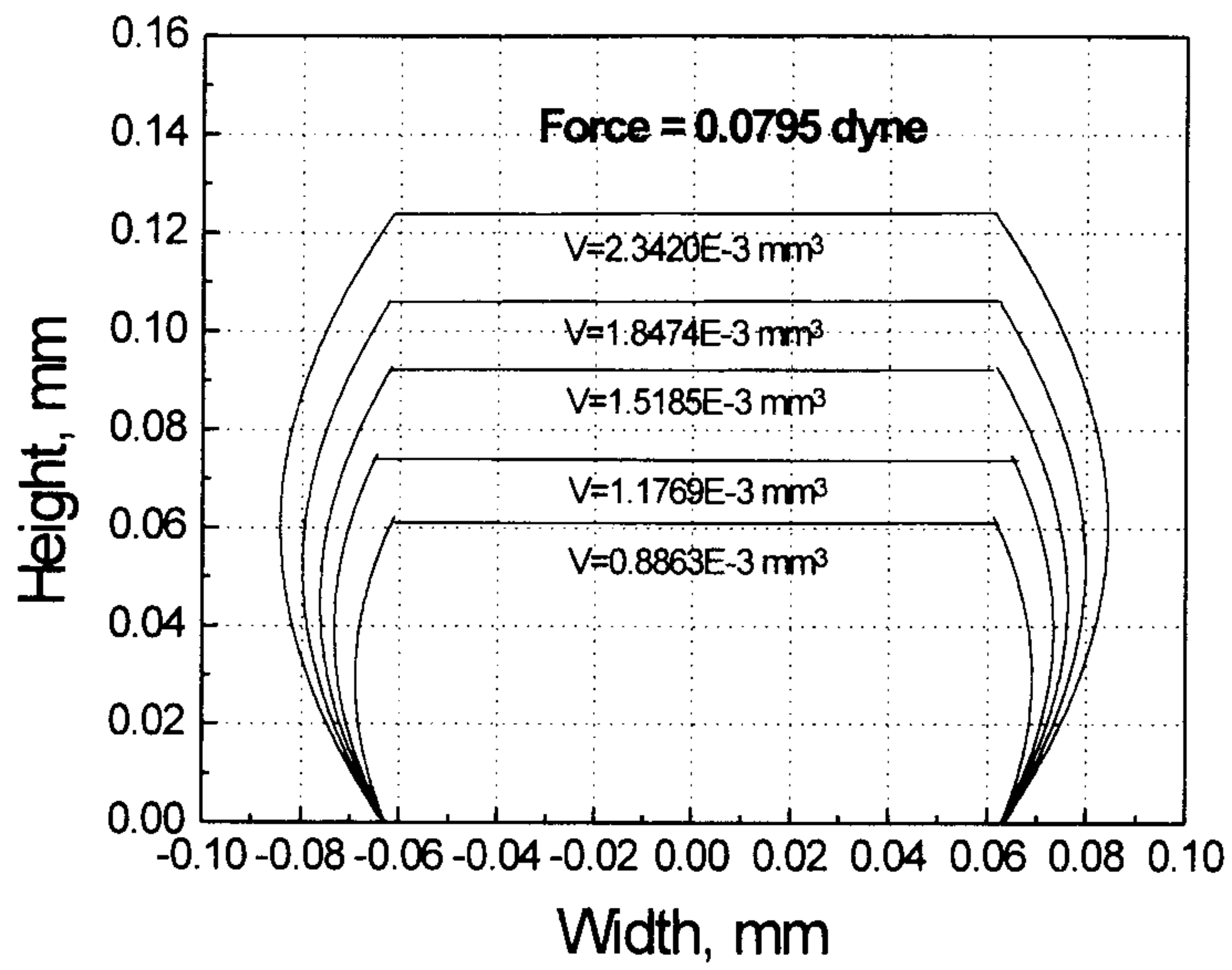


그림 1-10. 소더범프의 부피에 따른 소더범프 형상의 변화(하중일정)

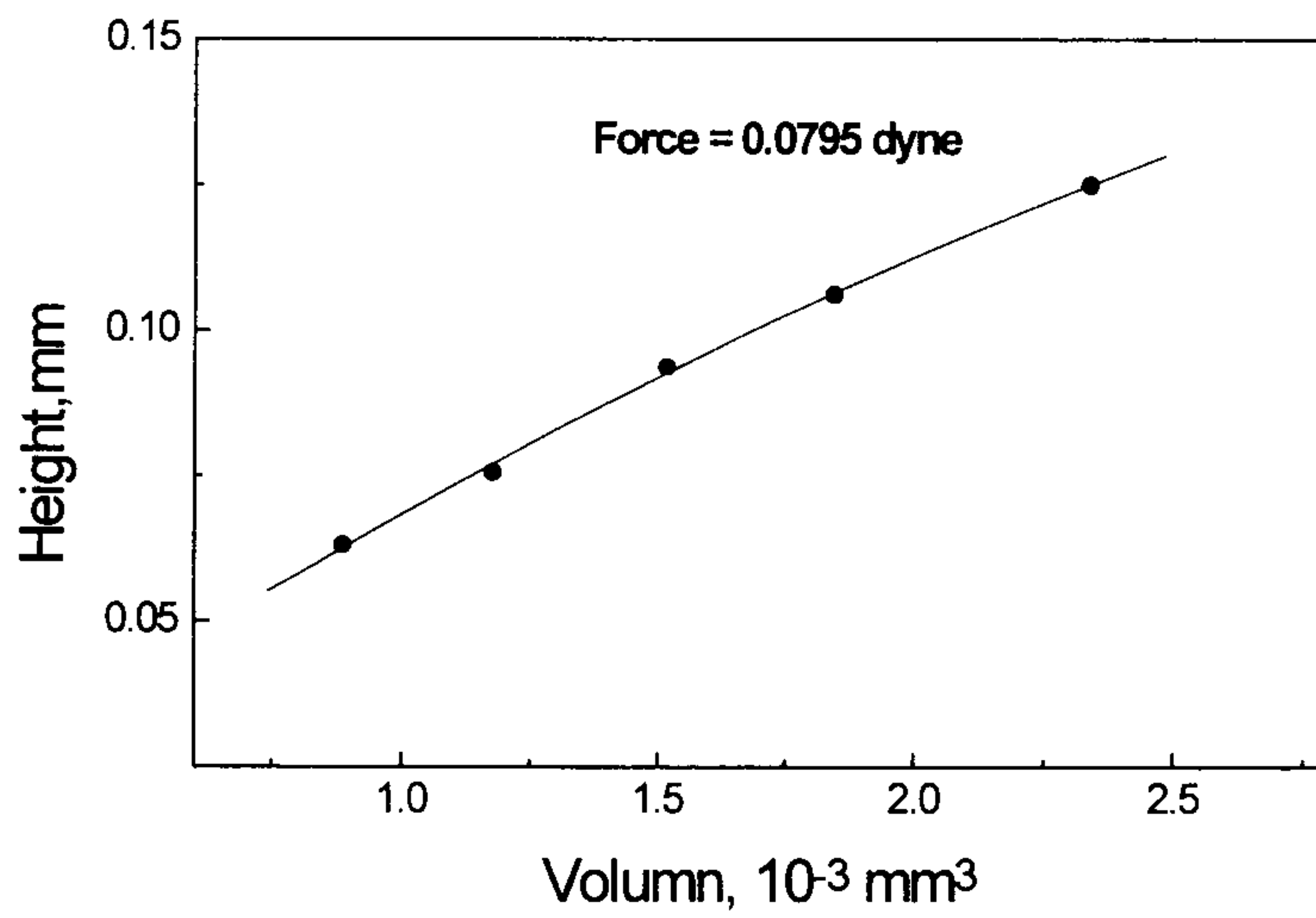


그림 1-11. 소더범프의 부피변화에 따른 높이의 변화(하중일정)

Sub 모델은 유한요소의 크기가 정밀한(fine)모델로서 관심의 대상이 되고 있는 부분에만 적용되는 부분모델이다.

해석은 먼저 Global 모델을 이용하여 수행되며 그 결과로서 Sub 모델의 경계에 해당하는 위치에서 각 절점의 변위가 추출된다. 다음으로 추출된 변위 값은 Sub 모델의 해당위치에 변위하중 조건으로 입력되어 Sub 모델의 해석을 수행한다. 플립칩의 경우는 고려해야 할 소더 범프의 수가 많고 소더 자체도 비선형적인 거동을 보이므로 해석을 수행할 경우 상당히 많은 시간이 소요된다. 이 경우에 해석시간을 줄이기 위해서는 요소수를 줄여야 하는 데 요소수가 적으면 부정확한 결과를 얻게 될 가능성이 크므로 요소수를 줄이는 데는 한계가 있다. 한편 해석의 주된 관심은 변형이 가장 크게 일어날 것으로 예상되는 최외곽 범프이므로 이 영역에서 정확한 결과를 얻기 위해서는 정밀한 유한요소를 사용해야 하는 데 관심밖의 영역에서 과도한 유한요소수를 소비해 버리면 관심영역에서 충분한 요소수를 마련하기가 어려워진다. 이러한 경우에 Global-Sub 모델링 기법을 이용하면 앞서의 문제점을 해결하면서 해석을 보다 경제적으로 수행할 수 있다.

해석에 사용된 유한요소의 Global 모델과 Sub 모델을 그림 12,13에 나타내었다. 유한요소 모델은 실제 플립칩형상의 대칭성을 이용하여 대칭면의 절반만을 선택하였으며 대각선 방향의 2차원 구조로 생각하였다. 실제 플립칩모델에서 접합면에 형성되어 있는 크롬(chromium), 구리(copper), 금(gold) 등의 금속층이나 리플로우(reflow)시 정확한 접합을 위하여 설치되는 BLM(ball limiting metal) 등은 해석 대상에 포함시키지 않았다. 경계조건으로는 대칭축인 y 축을 따라서 축 대칭조건( $u_x=0, \theta_x=0$ )을 부가하였으며 좌측 최하단 모서리에 위치한 절점을 구속하였다. 유한요소는 8 절점 평면 변형율 요소를 이용하였으



며 하중조건은 모든 절점에 대하여 일정한 온도를 부가하는 방식을 선택하였다. 유한요소해석에는 ABAQUS 상용 프로그램을 이용하였다.

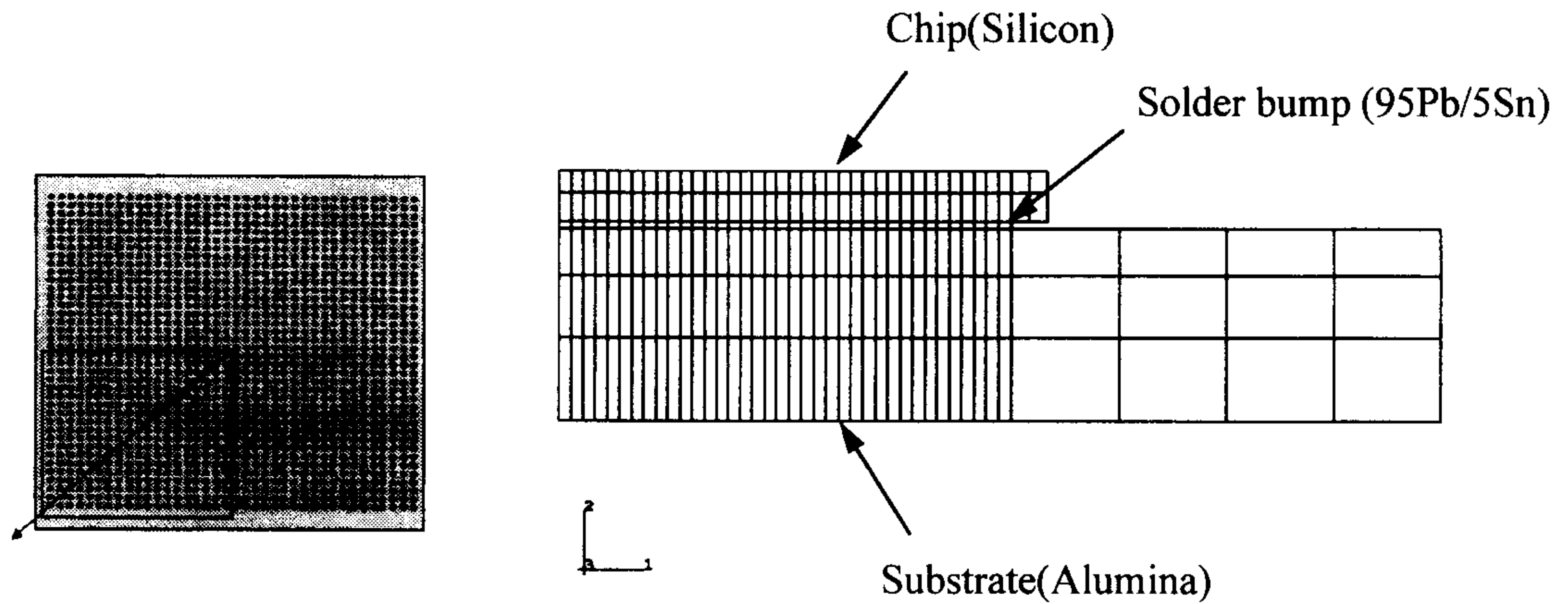


그림 1-12. Grobal 모델

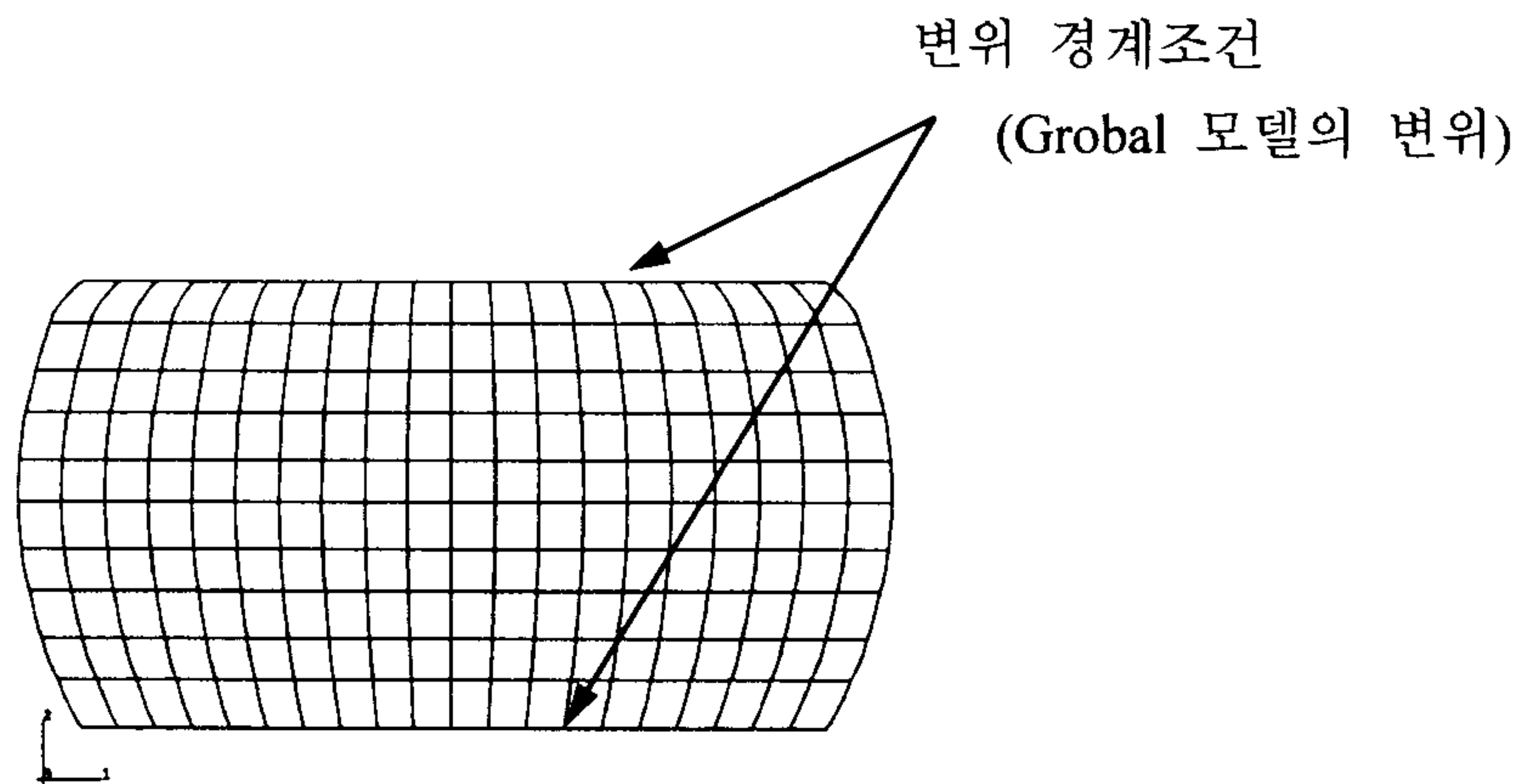


그림 1-13. Sub 모델

칩과 모재의 재료로는 실리콘(Si)과 알루미나 ( $Al_2O_3$ )이며 선형탄성재료로 가정하였다(표 1-3). 소더범프의 재료로는 95Pb/5Sn 재료를 선택하였다. 95Pb/5Sn 재료는 연성이 크고 용점온도가 낮아 상온에서도

크리이프 변형을 일으키므로 탄소성 뿐 만 아니라 크리이프 변형까지도 해석에 고려해야 한다. 탄성변형의 경우, 탄성계수는 온도의존성을 반영하여 식 (1-16) 과 같이 나타낼 수 있으며 포와송비는 0.35 이고 열팽창계수는 28.9 ppm/K 이다.

$$E=0.02345(10^6) - 28.276(T-300) \text{ Mpa} \quad (1-16)$$

표 1-3. 칩과 모재의 재료물성치

Material	Elastic modulus(Gpa)	Poisson's ratio	CTE (ppm/°C)
S <sub>i</sub>	162.1	0.278	2.5
Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	275.9	0.22	5.3

소성변형은 Satho[7]의 인장실험 결과를 인용하였다(그림 14).

95Pb/5Sn 재료의 크리이프 변형은 Garofalo 식을 이용하여 (17) 식과 같이 나타낼 수 있다[12].

$$\frac{d\epsilon}{dt} = A_1 E/T [\sinh(\beta\sigma/E)]^n \exp(-Q/\kappa T) \quad (1-17)$$

이 식에서  $d\epsilon/dt$  는 정상상태에서의 크리이프 변형율 속도이고  $\sigma$  는 응력,  $E$  는 탄성계수,  $Q$  는 활성화에너지  $T$  는 절대온도를 나타내며  $k$  는 Boltzmann 상수,  $n$  은 응력지수이다(표 4). 크리이프 변형율 식은 ABAQUS[13]의 사용자정의 함수기능을 이용하여 유한요소해석에 반영하였다.

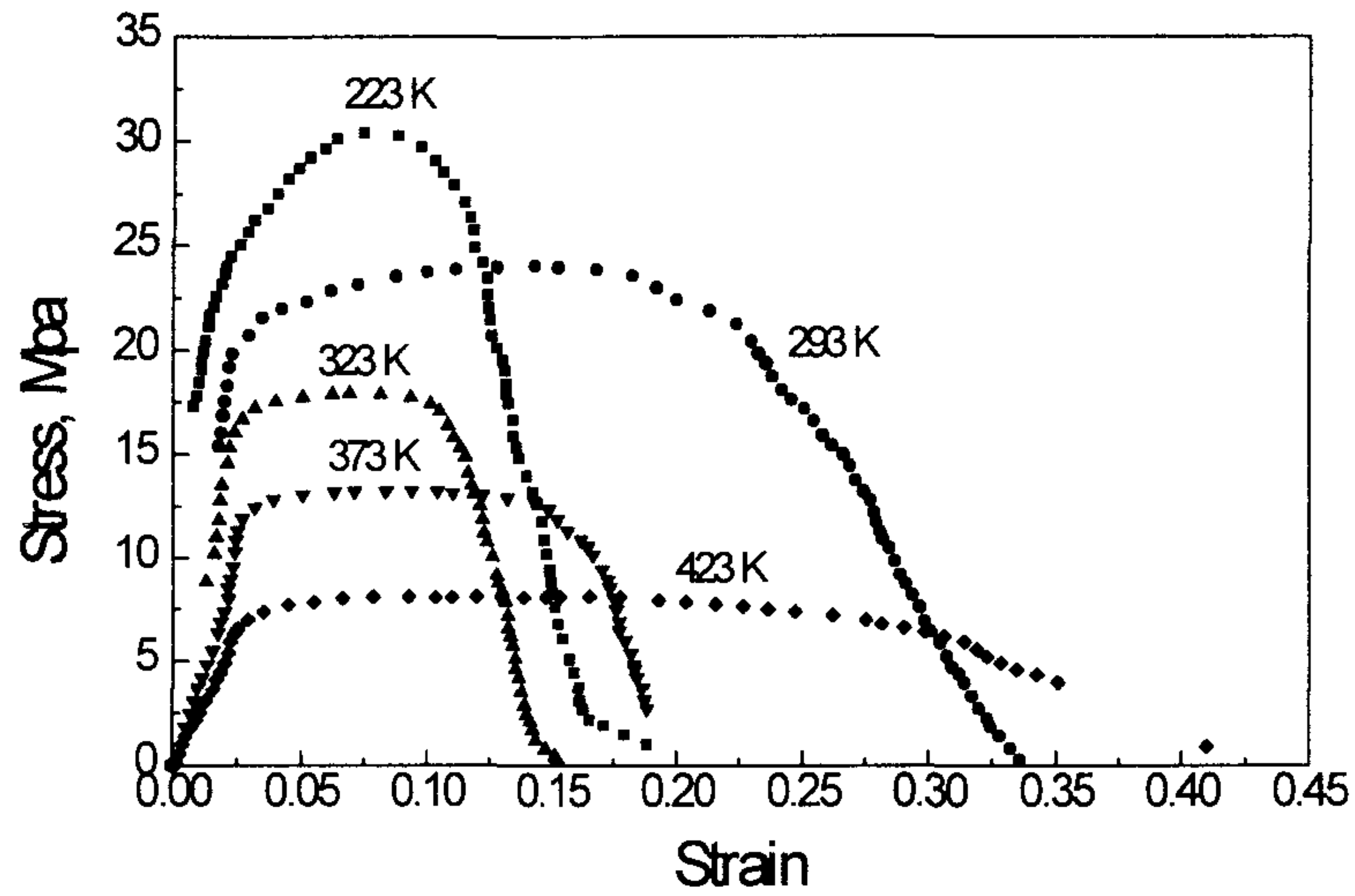


그림 1-14. 95Pb/5Sn 재료의 응력 변형을 선도.

표 1-4. 95Pb/5Sn 재료의 크리이프 변형상수

$A_1$ ( $Ks^{-1} Mpa^{-1}$ )	b	Q(eV)	n
$527.8(10^{-6})$	2240	0.3	3.8

#### 나. 유한요소해석결과

그림 1-15의 온도 사이클이 가해질 때 유한요소해석을 수행하였다. 온도 사이클은 일반적인 작동상황을 모사하기 위해서 한계값으로 최저 온도  $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$  와 최고온도  $140\text{ }^{\circ}\text{C}$  를 가정하였으며 온도상승율을  $0.032\text{ K/sec}$  로 하여 상온에서 최고 온도까지의 도달시간이 대략 1시간이 되도록 하였다. 그 후 최고점과 최하점 온도에서 8시간의 유지기를 두어 정상상태에서의 작동시간을 반영하였다.

### (1) 파손 위험부위의 검출

피로 파손의 관점에서 유한요소 해석을 수행하는 주 목적은 파손위험 부위의 응력과 변형율을 조사하여 피로수명과 연관을 짓는 것이다. 따라서 파손 부위의 검출이 유한요소 해석시 가장 먼저 선행되어야 하며 이 부위에서 응력 및 변형율을 하중이력에 따라 검출해내는 것이 그 다음으로 필요하다.

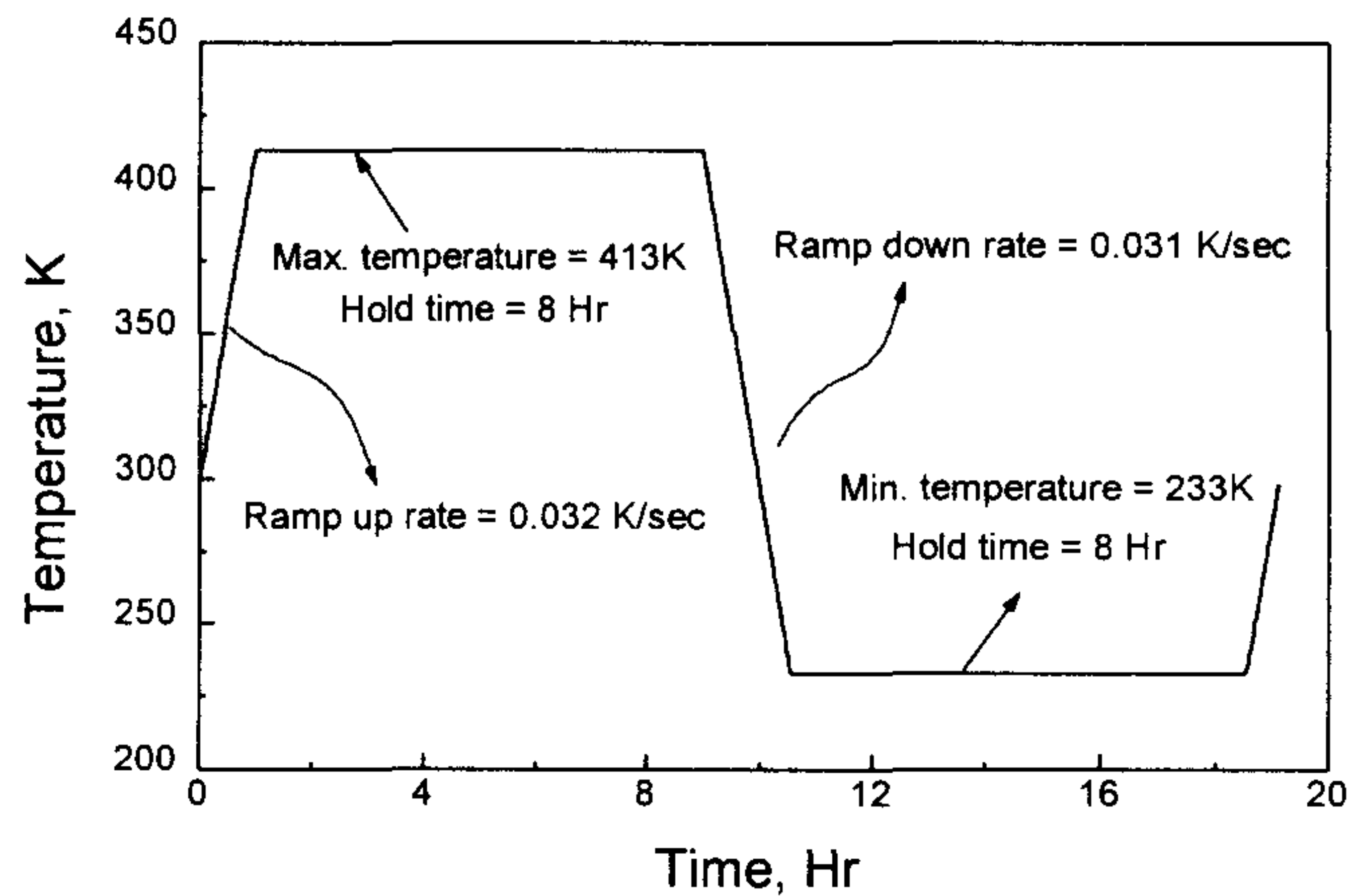


그림 1-15 유한요소해석에 이용한 온도사이클의 모양

한편 소더범프의 형상은 소더범프에 작용하는 하중 및 소더범프의 부피변화에 의해서 다양하게 바뀔수 있으므로 소더범프의 형상이 소더범프의 응력 변형율에 미치는 영향을 고찰할 필요가 있다. 예로 그림 16(a)의 좌측 그림에서와 같은 barrel 형태의 소더범프 ( $V=1.176 \times 10^{-3} \text{ mm}^3$ )는 높이를 0.075mm로 일정하게 유지하면서 부피를 감소시킨 경우( $V=0.8863 \times 10^{-3} \text{ mm}^3$ ) 그림 16(a)의 우측 그림에서와 같이 hourglass 형태로 바뀐다. 본 연구에서는 소더범프의 두가지 특징적인

형태(barrel type, hourglass type)에 대해서 유한요소 해석을 수행하고 각각의 경우에 대해 변형양상 및 응력, 변형율분포를 살펴보았다. 그 결과로 그림 16에 변형양상을 나타내고 등가응력과 등가변형율의 분포 상황을 그림 17에 나타내었다. 등가응력 및 등가변형율은 다음의 식으로 계산되었다.

$$\sigma_{eq} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2} \quad (1-18)$$

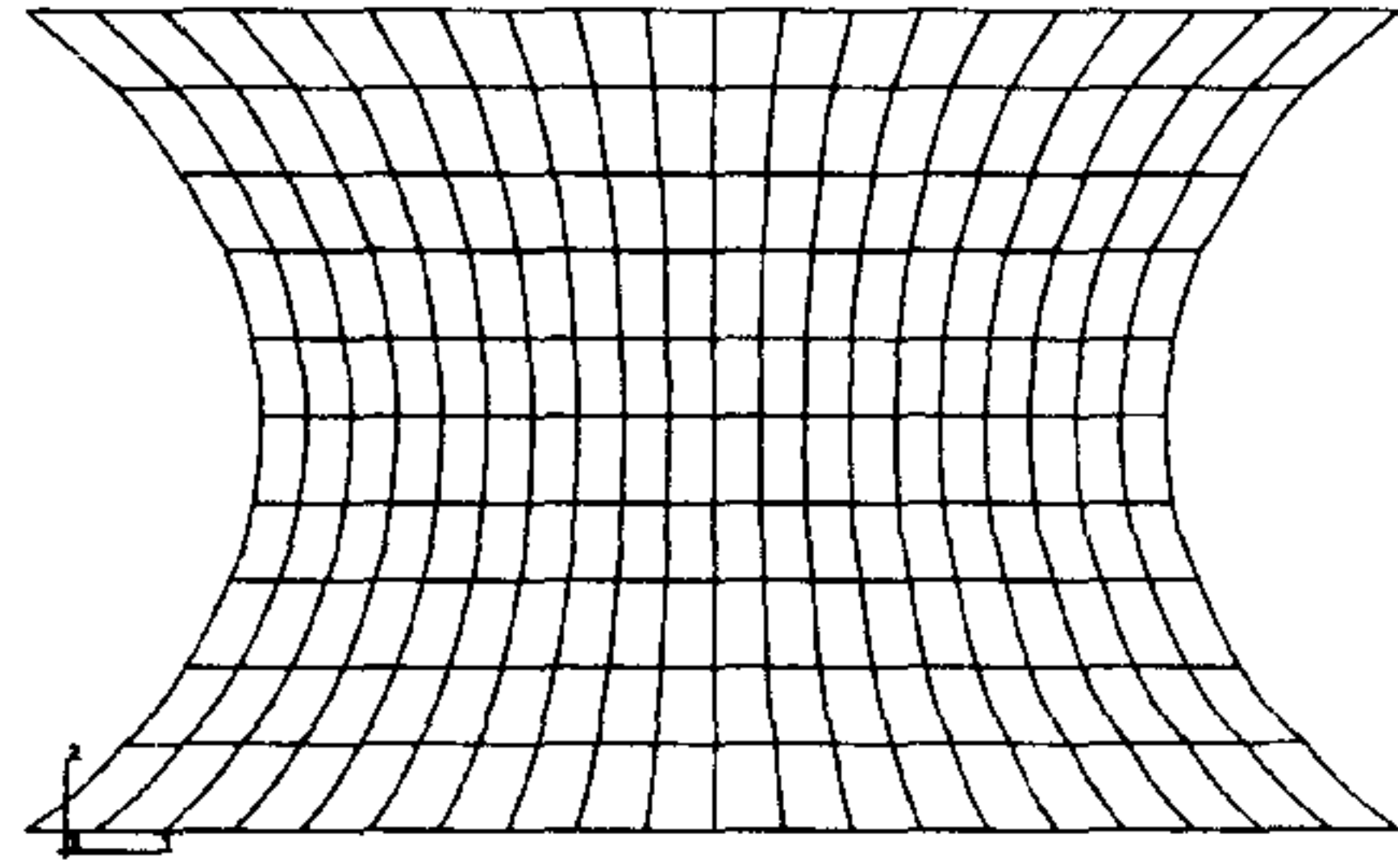
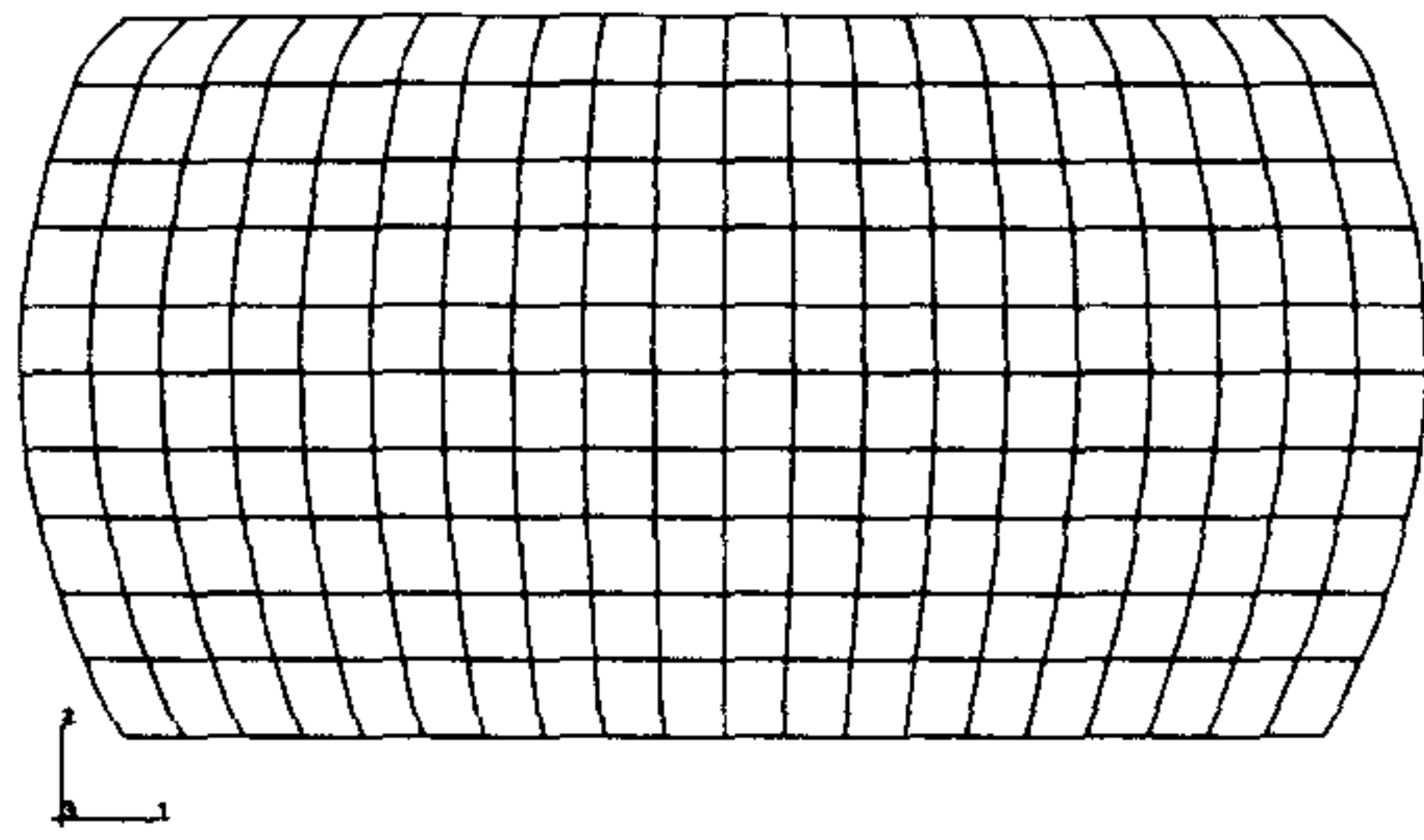
$$\varepsilon_{eq} = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)^2 + (\varepsilon_2 - \varepsilon_3)^2 + (\varepsilon_1 - \varepsilon_3)^2} \quad (1-19)$$

그림 17의 결과로부터 소더범프에 작용하는 등가응력은 barrel 형태의 경우 소더범프와 칩, 소더범프와 모재가 접합된 층의 모서리에서 가장 큼을 알 수 있었으며 소성변형율과 크리이프변형율이 이 위치에서 집중적으로 발생함을 알 수 있었다. 반면에 hourglass 형상을 갖는 소더범프의 경우는 등가응력이 소더범프의 중앙부위에서 크게 작용하는 것으로 나타났으며 등가소성변형율과 등가 크리이프 변형율은 소더범프의 접합면에서 다소 거리가 있는 외곽 경계의 네 곳에서 크게 나타남을 알 수 있었다.

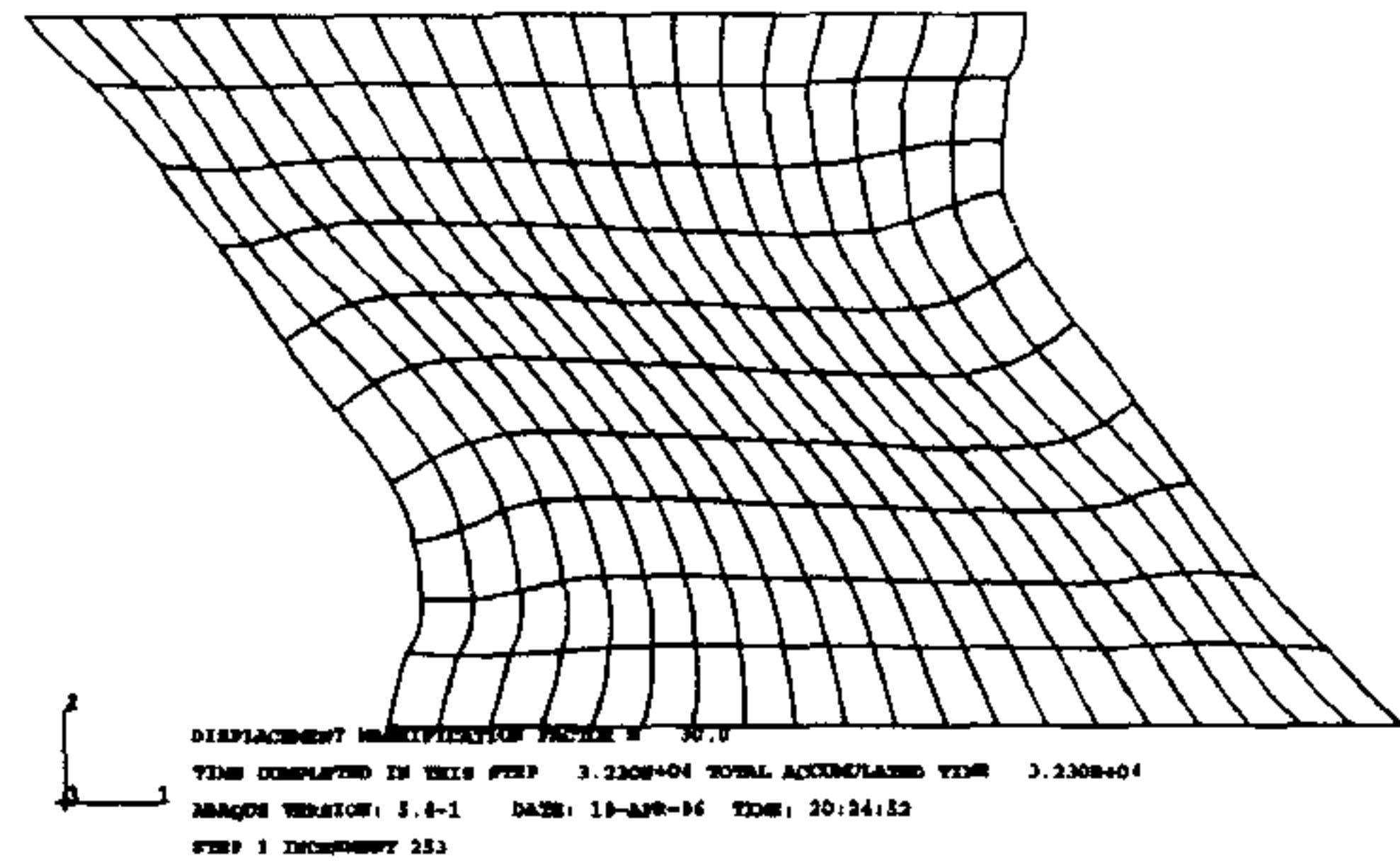
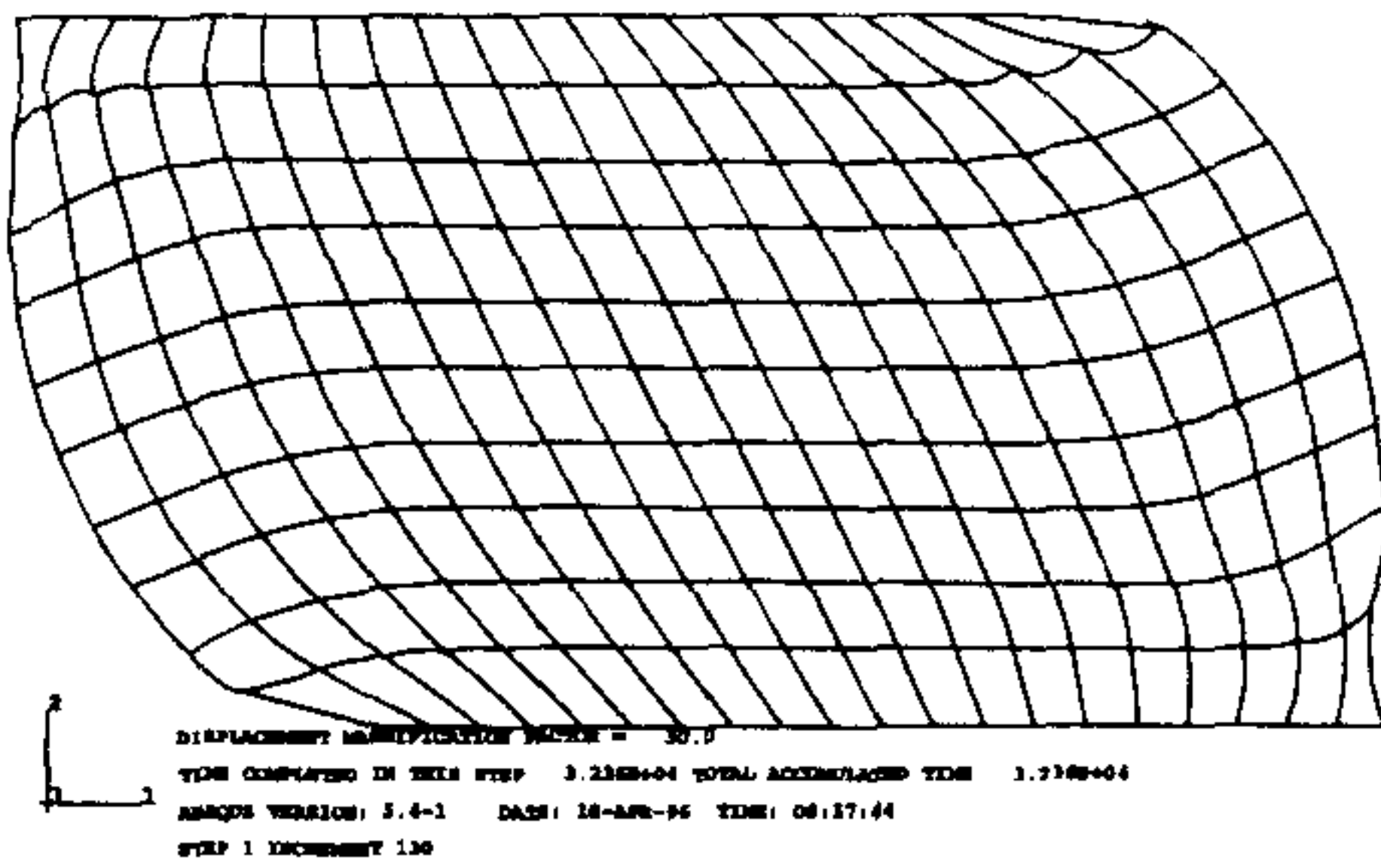
## (2) 파손 위험 부위에서의 응력 변형율 선도

온도사이클이 가해지는 동안 등가응력이 변화하는 양상을 그림 18에 나타내었다. 등가응력은 barrel 형 소더범프의 경우 좌측하단 모서리에서 추출되었으며 hourglass 형의 경우 외곽 경계의 변형율 집중부위에서 추출되었다. 등가응력은 두 형태의 경우 모두 온도상승시 초기의

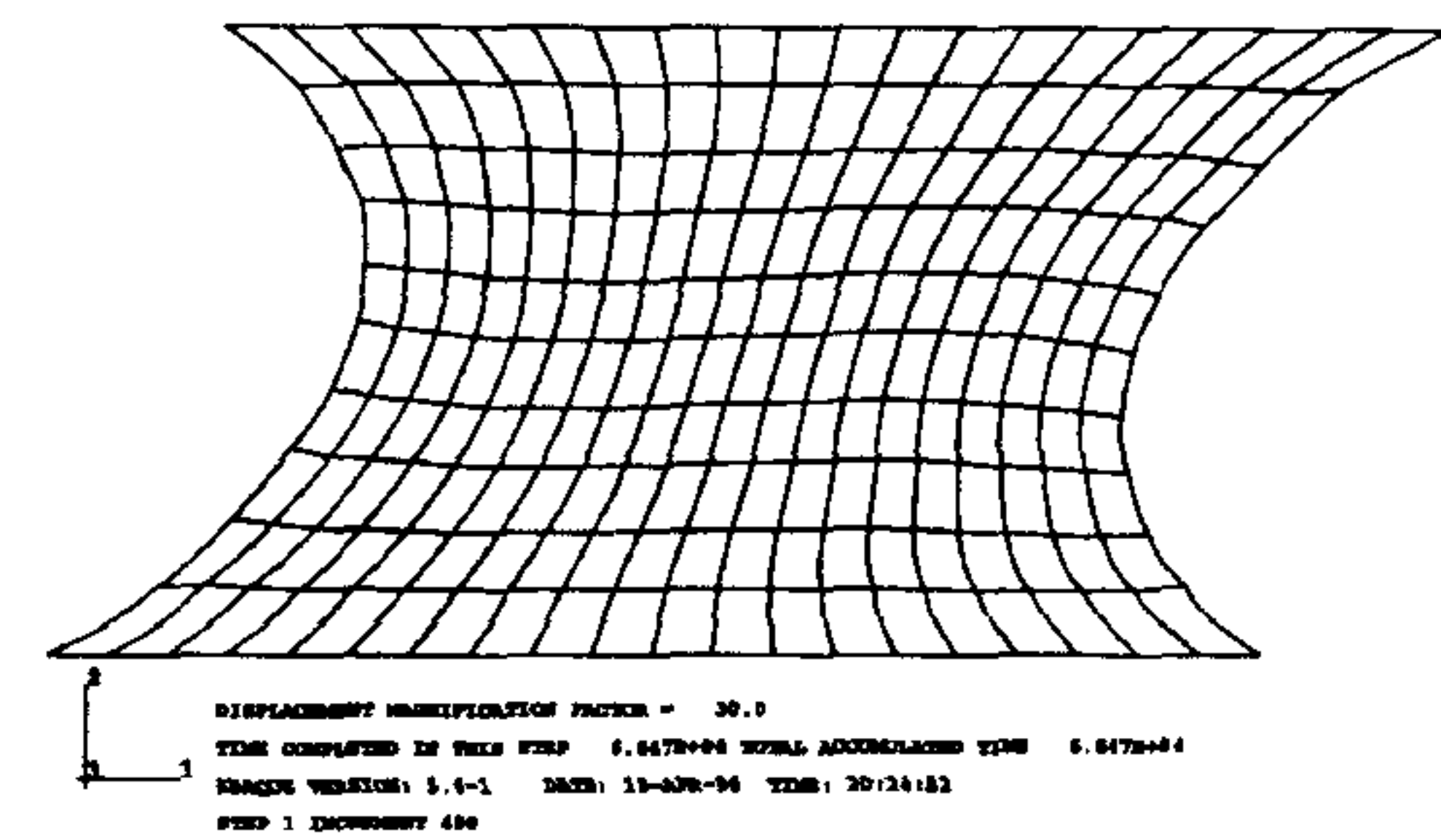
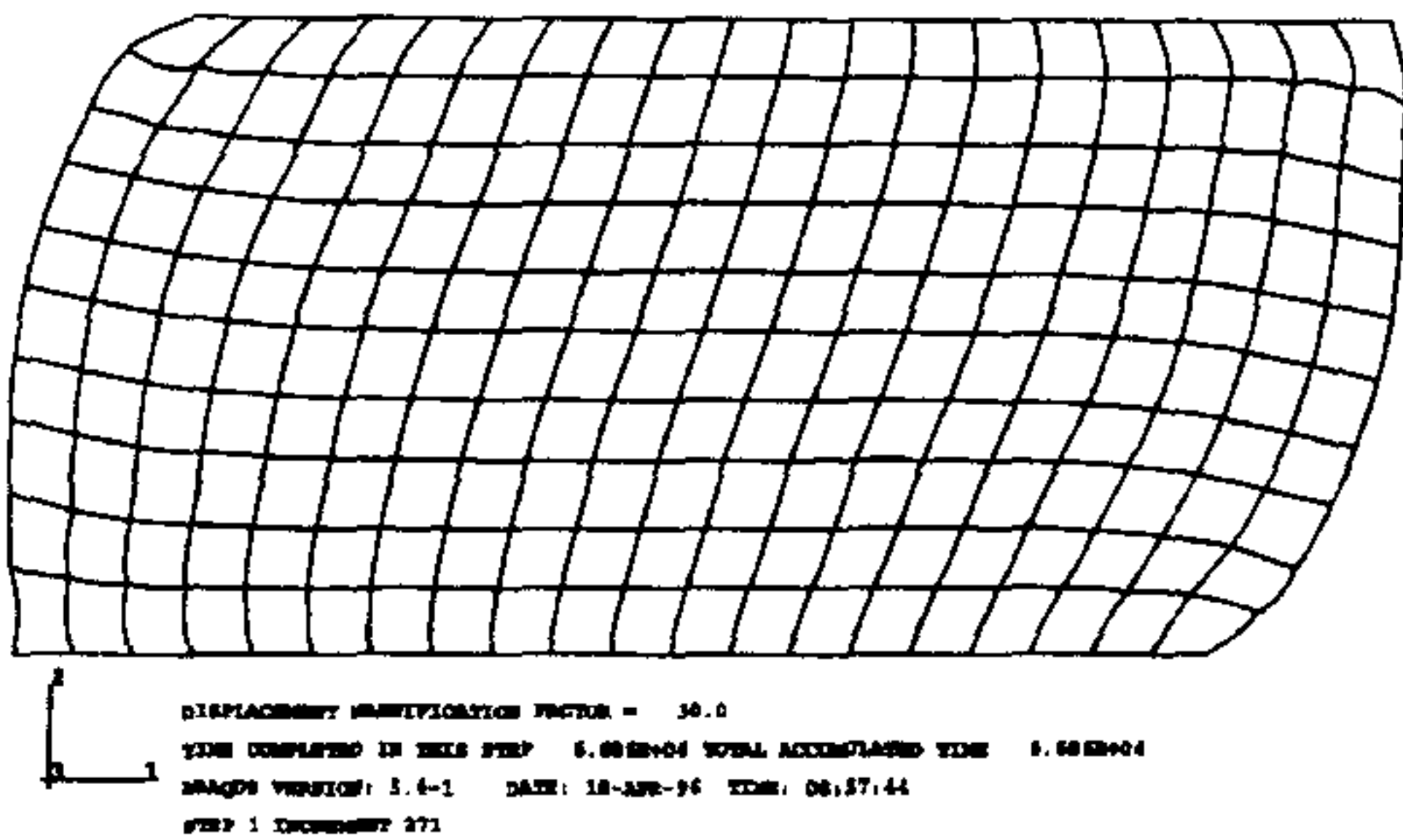




(a) 변형전의 형상



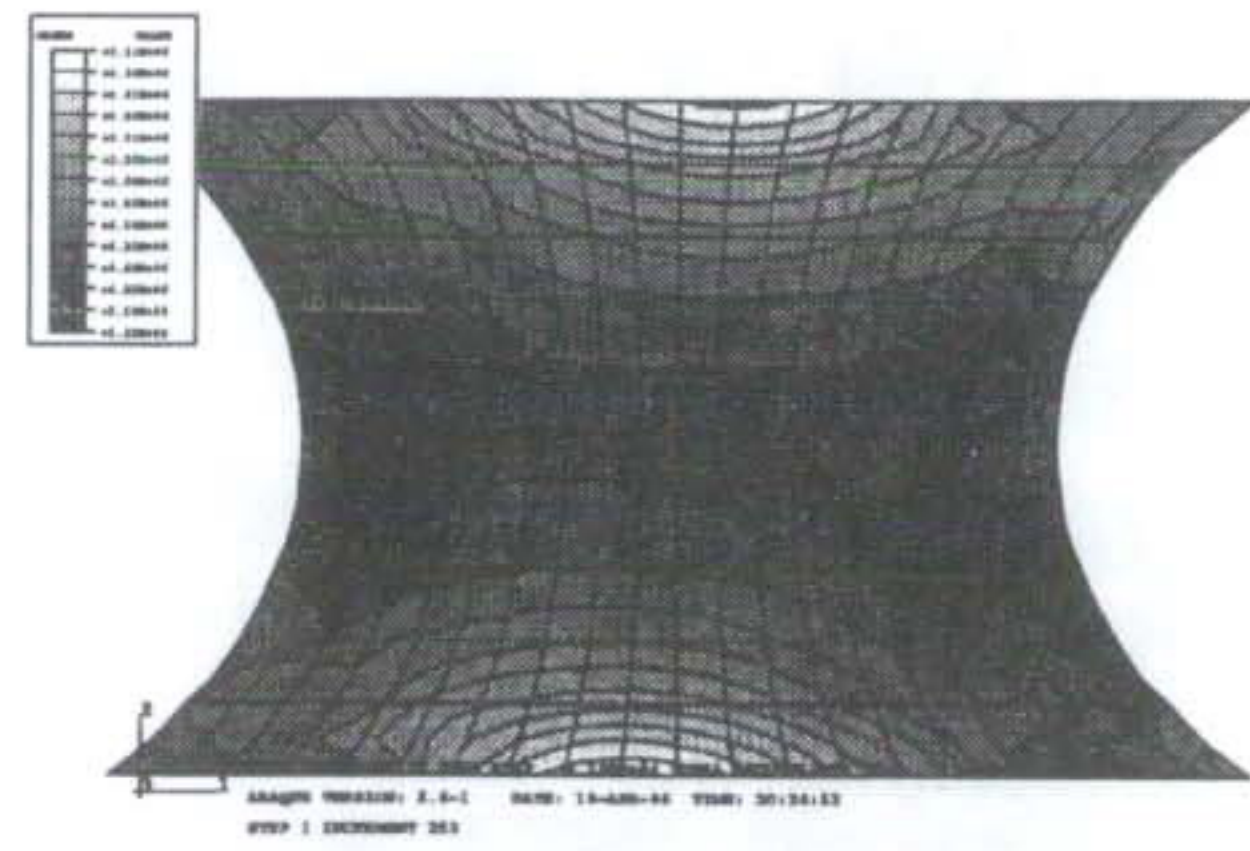
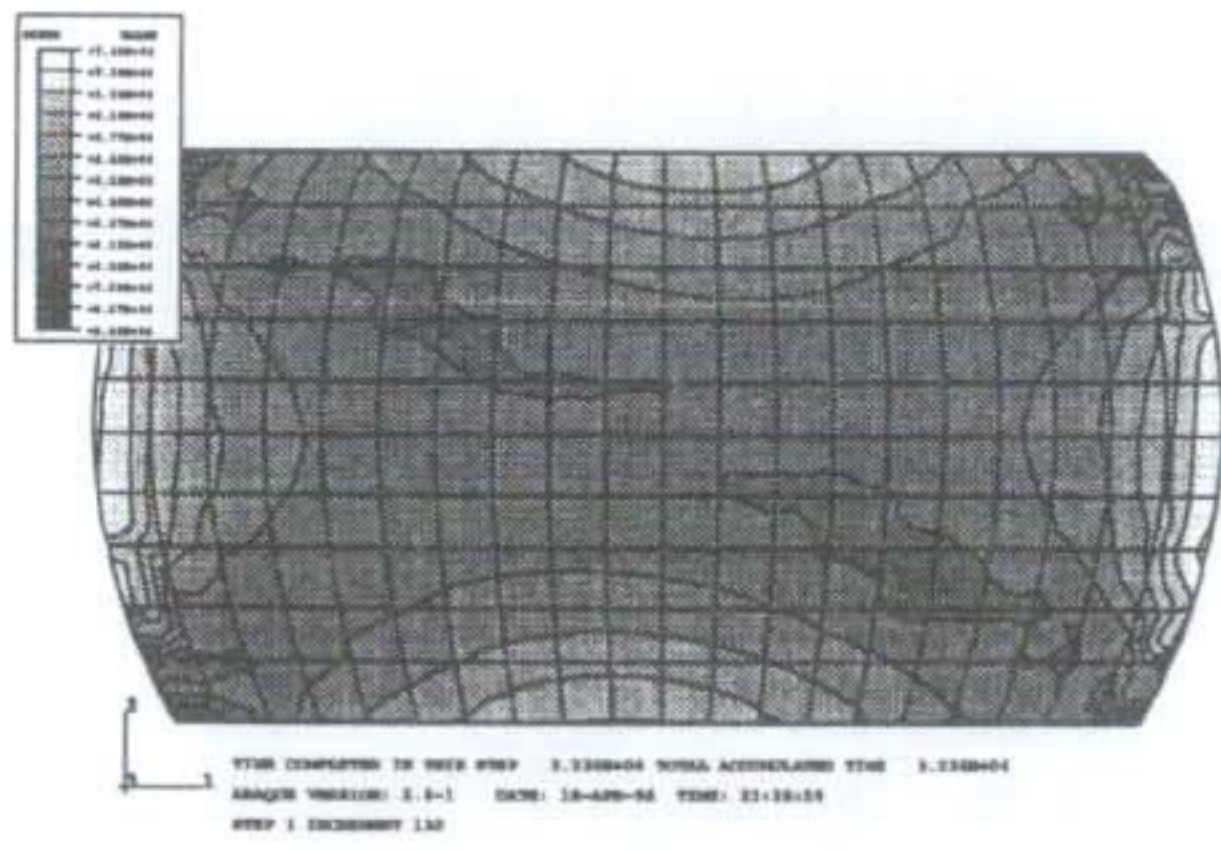
(b) 9 시간 후의 형상



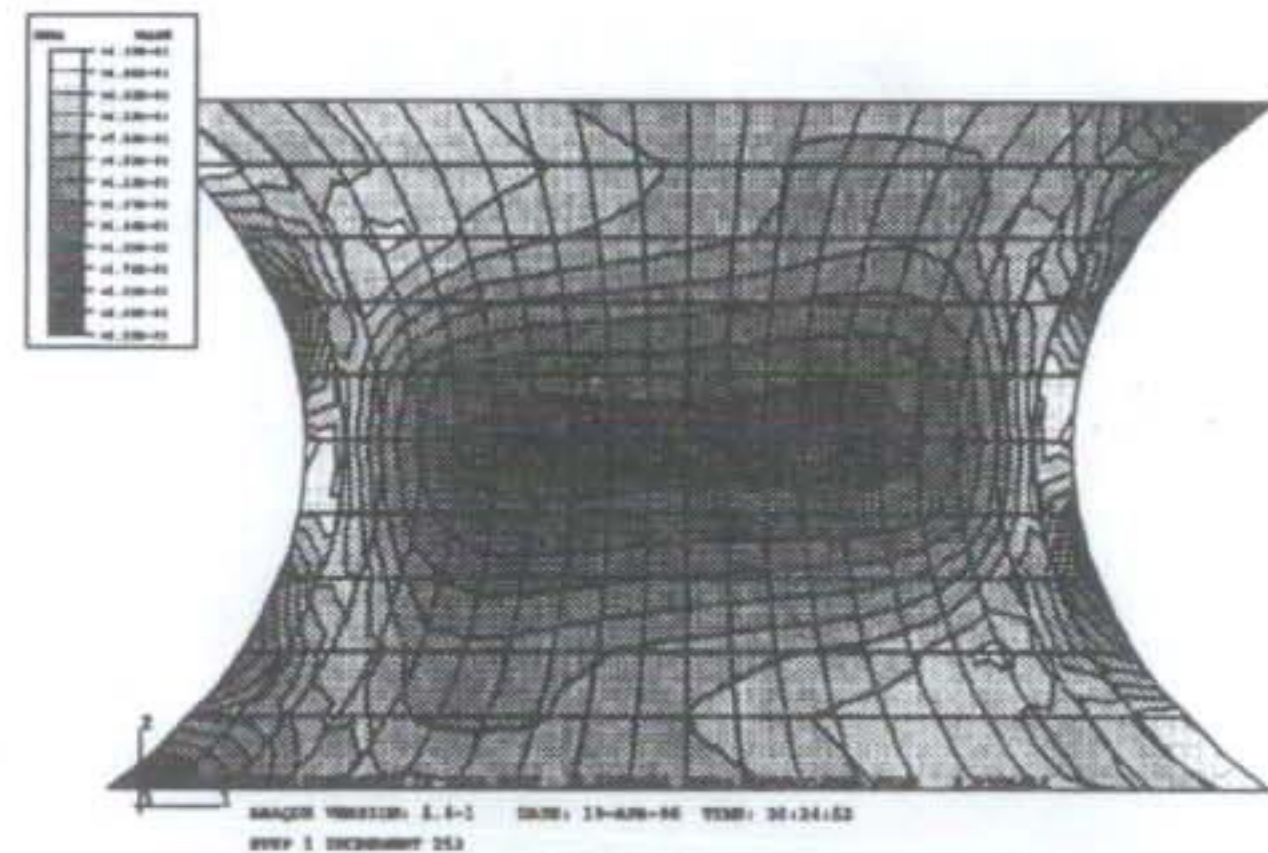
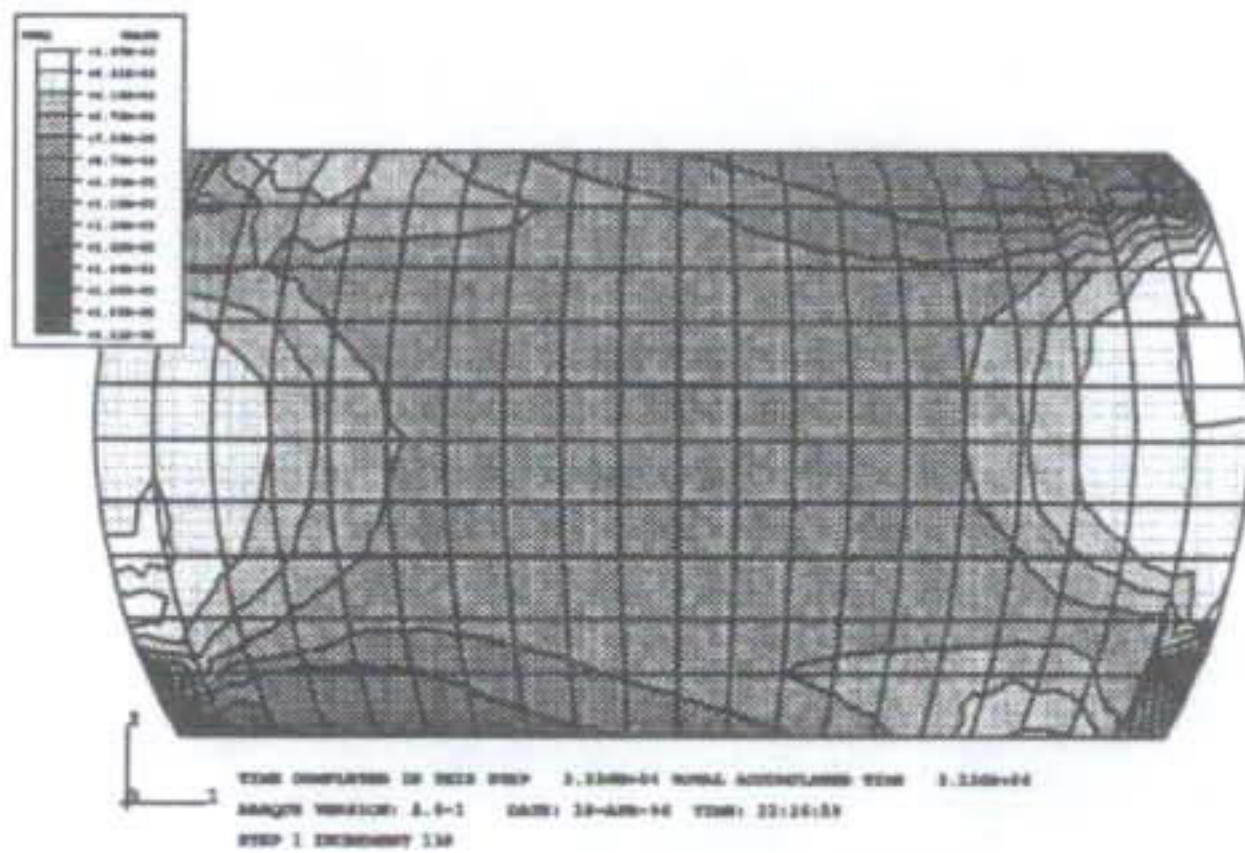
(c) 18 시간 후의 형상

그림 1-16 소더범프 형상의 변화

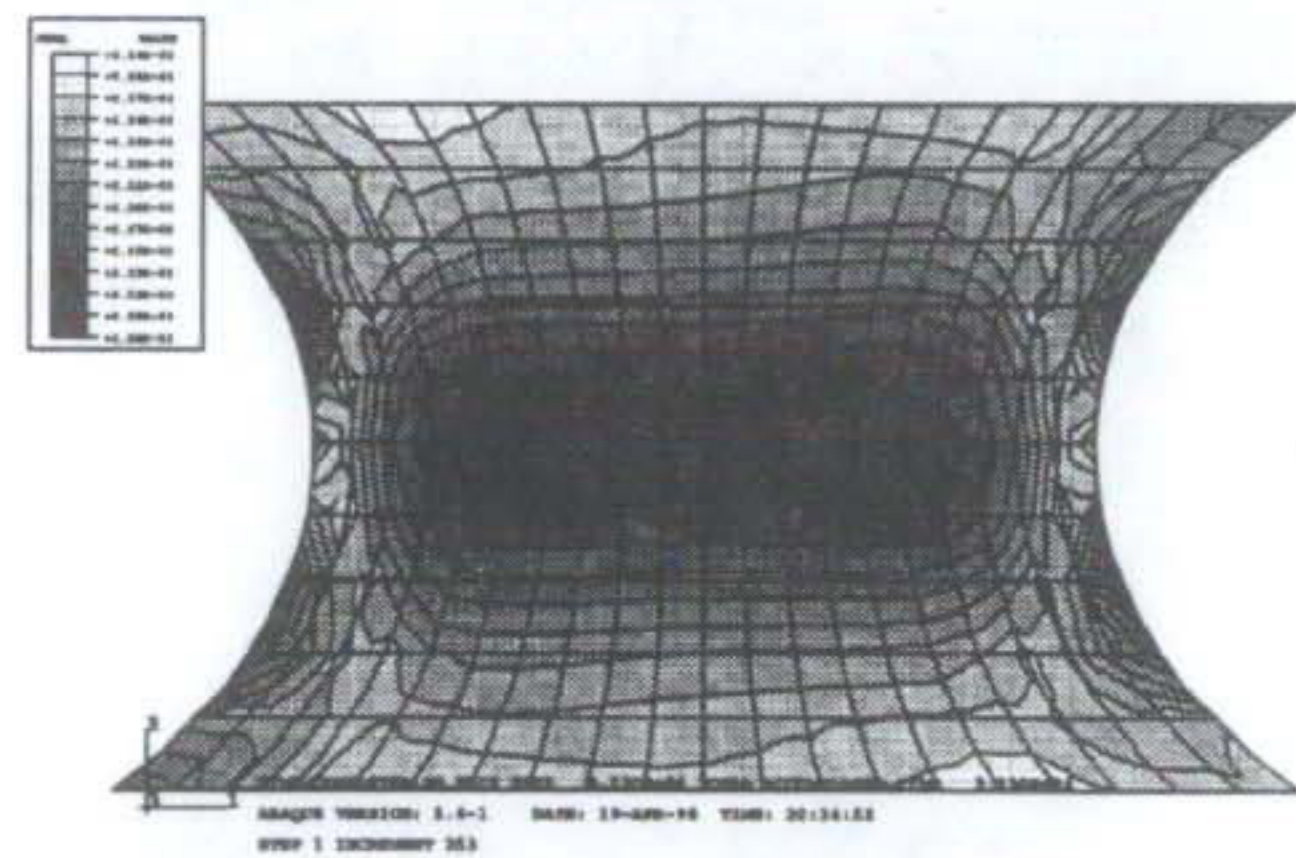
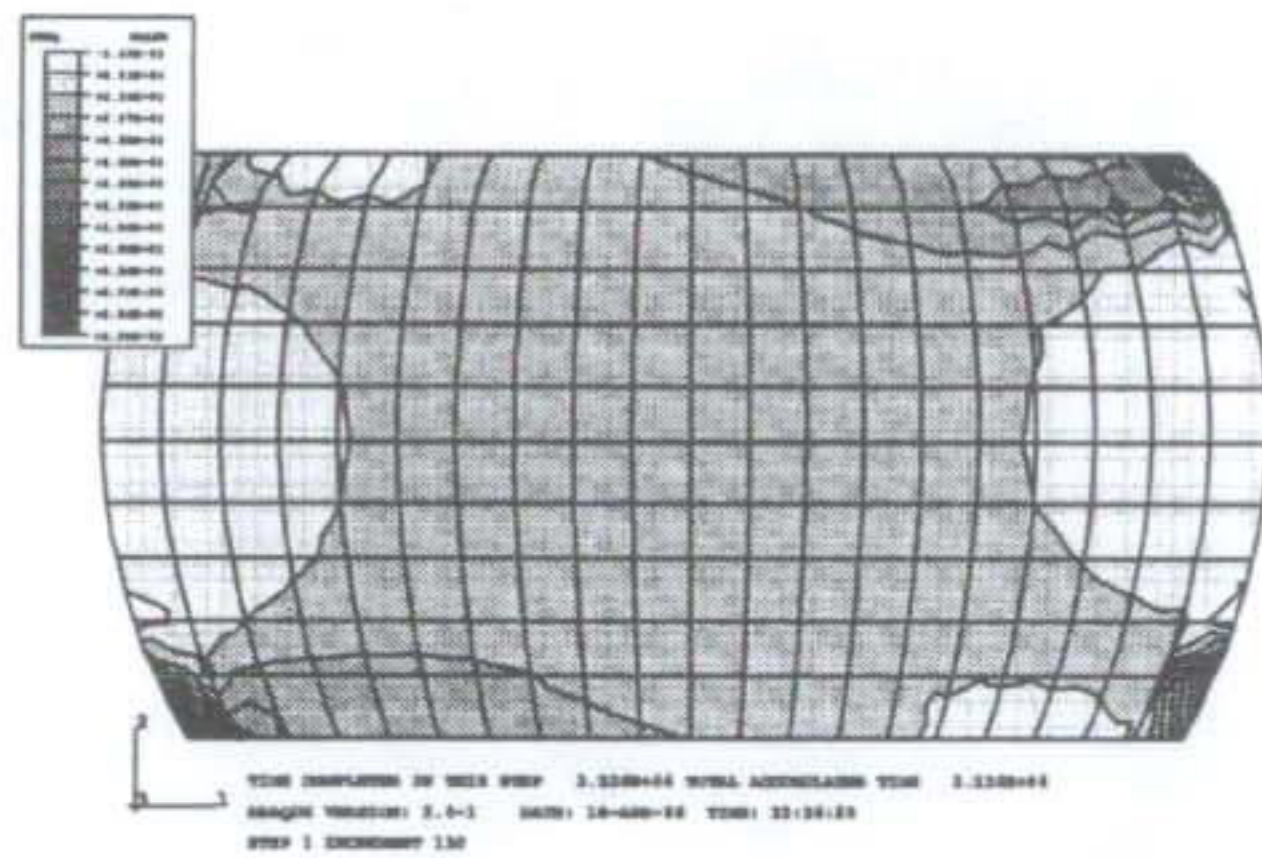




(a)  $\sigma_{eq}$ 의 분포



(b) Plastic  $\epsilon_{eq}$ 의 분포

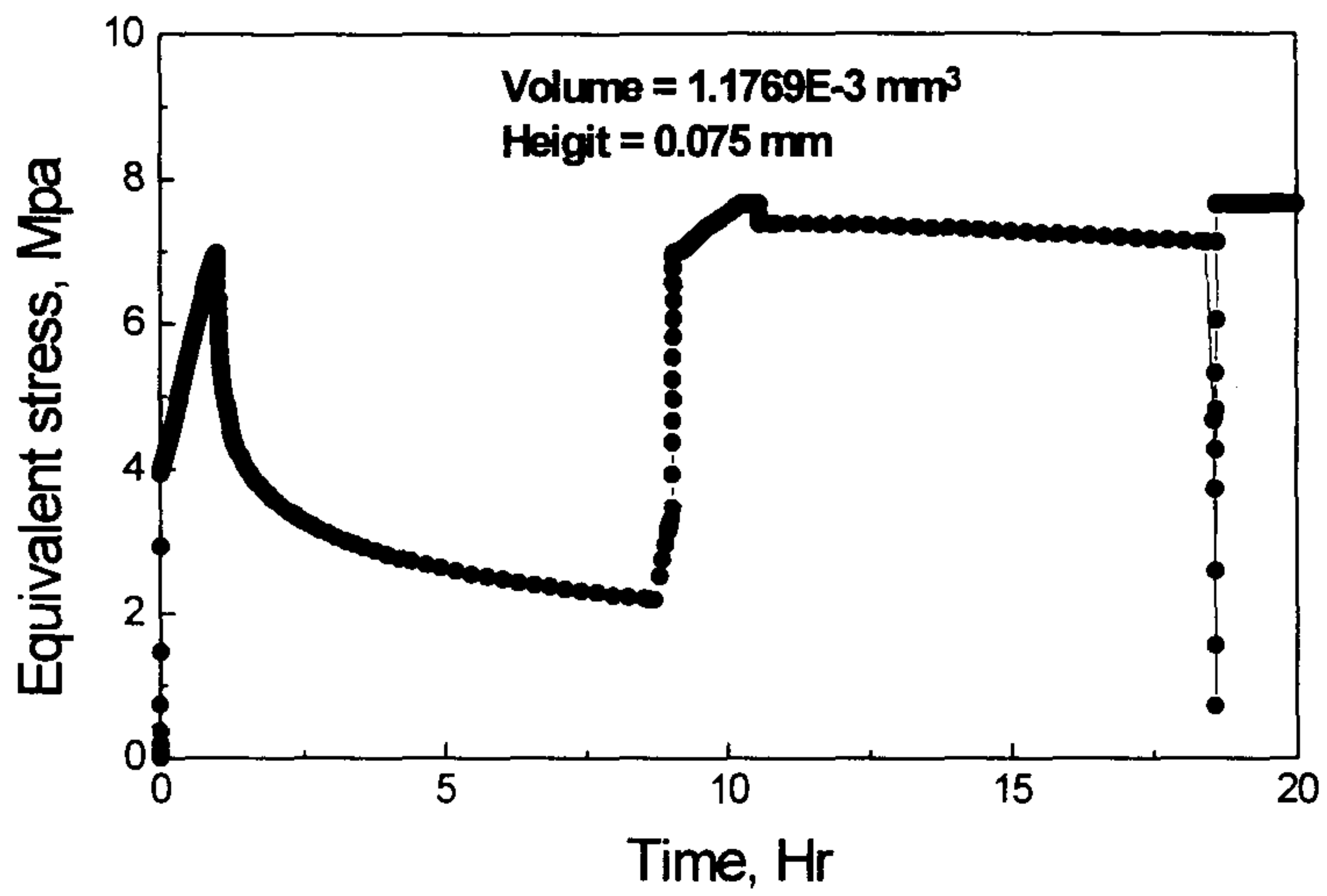


(c) Creep  $\epsilon_{eq}$ 의 분포

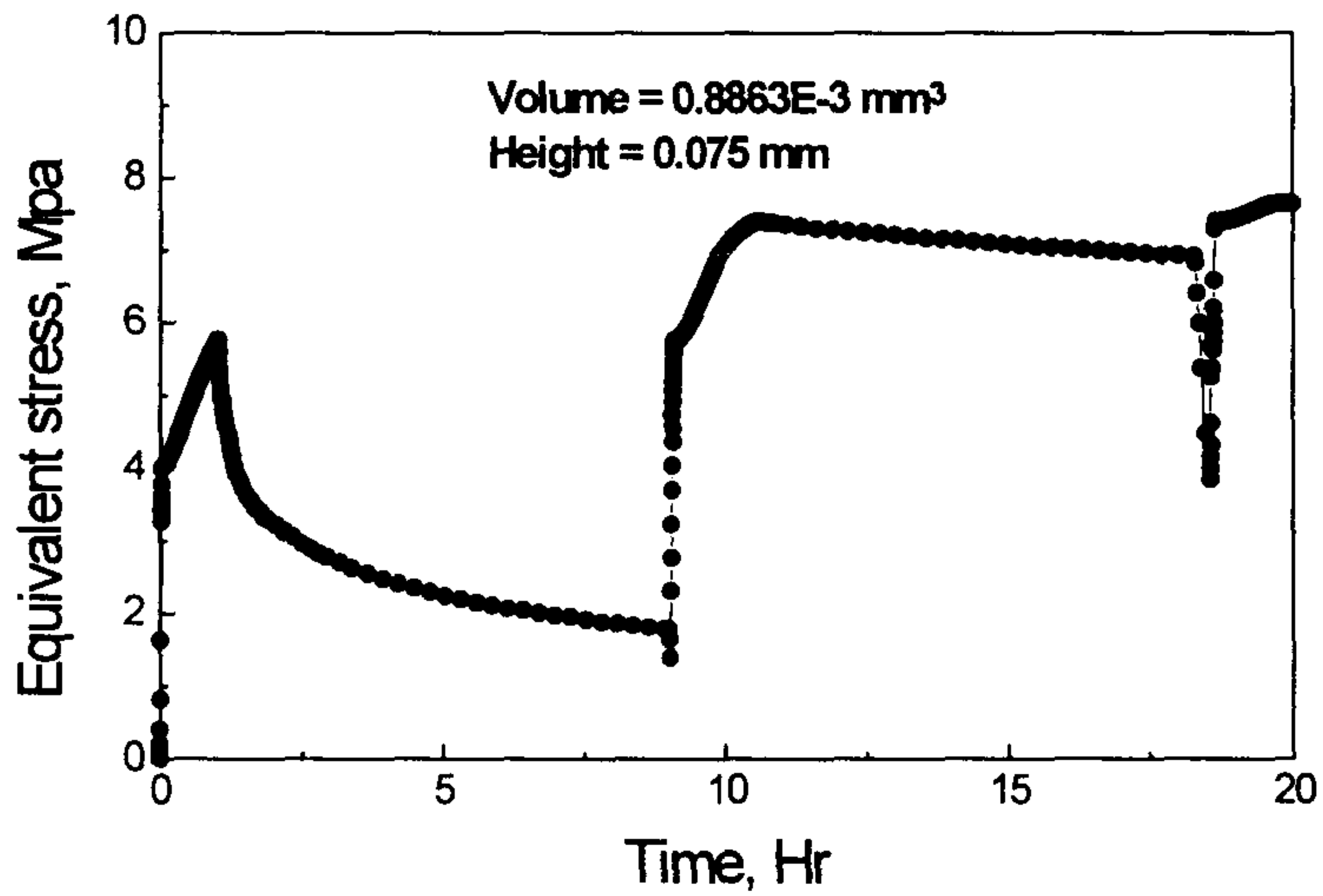
그림 1-17.  $\sigma_{eq}$  및  $\epsilon_{eq}$ 의 분포 (9 시간 후의 형상)



탄성변형 이후로 일시적인 강화 현상을 나타내다가 고온 유지기 동안 응력이 이완되었으며 온도하강시 유발된 큰 응력이 다시 온도 유지기 간 동안 이완되는 경향을 나타내었다. 응력이완 현상은 온도가 최고점에 도달하는 140°C 에서 현저하게 나타났으며 온도가 최저점에 도달하는 -40°C 에서는 이완 정도가 크지 않았다. 응력을 각 성분별로 살펴보면 barrel 형의 경우  $\sigma_{xx}$ 와  $\sigma_{yy}$  성분이 서로 비슷한 정도로  $\sigma_{xy}$ 에 비해 큰 값을 가졌으며 각 응력성분의 파형이 모두 동위상으로 진행됨을 알 수 있었다. hourglass 형의 경우에는  $\sigma_{yy}$  성분과  $\sigma_{xy}$  성분이 거의 비슷한 크기를 나타내었으나 180도의 위상차를 가지고 진행됨을 알 수 있었다(그림 20). 각 응력성분의 크기는 barrel 형의 소더범프가 hourglass 형의 소더범프보다 전반적으로 큰 값을 나타내었다. 등가 변형율의 경우는 두 형태 모두에서 소성변형율이 크리이프 변형률에 비해 큰 값을 나타내었으며 barrel 형이 hourglass 형의 소더범프 보다 큰 값을 나타내었다(그림 19). 각 성분별로 살펴보면 barrel 형의 경우 전단변형 성분  $\epsilon_{xy}$ 가 다른 변형율성분 보다 상대적으로 큰 값을 나타내었으며  $\epsilon_{yy}$ 와  $\epsilon_{xy}$  성분이 동위상을  $\epsilon_{xx}$  성분이 180도의 위상차로 진행됨을 알 수 있었다. hourglass 형태의 경우는  $\epsilon_{yy}$ 와  $\epsilon_{xy}$  성분이 서로 비슷한 크기를 가지며  $\epsilon_{xx}$ 와  $\epsilon_{xy}$  성분이 동위상으로 진행하고  $\epsilon_{yy}$ 가 180도의 위상차로 진행됨을 알 수 있었다(그림 21). 저주기 피로파손의 관점에서 보면 피로파손의 주요 요인은 매 사이클 동안 누적되는 비탄성변형율(소성변형율+크리이프 변형율)이므로 위의 해석결과를 적용하면 barrel 형의 경우 파손은 소더범프의 모서리 부근에서 시작될 것으로 예측할 수 있으며 변형율 성분 중에서 상대적으로 크기가 큰 전단변형율  $\epsilon_{xy}$  성분이 파손을 일으키는 주된 요인으로 작용할 것임을 예측할 수 있다. 반면에 hourglass 형의 경우는 외곽 경계의 변형율집중부위

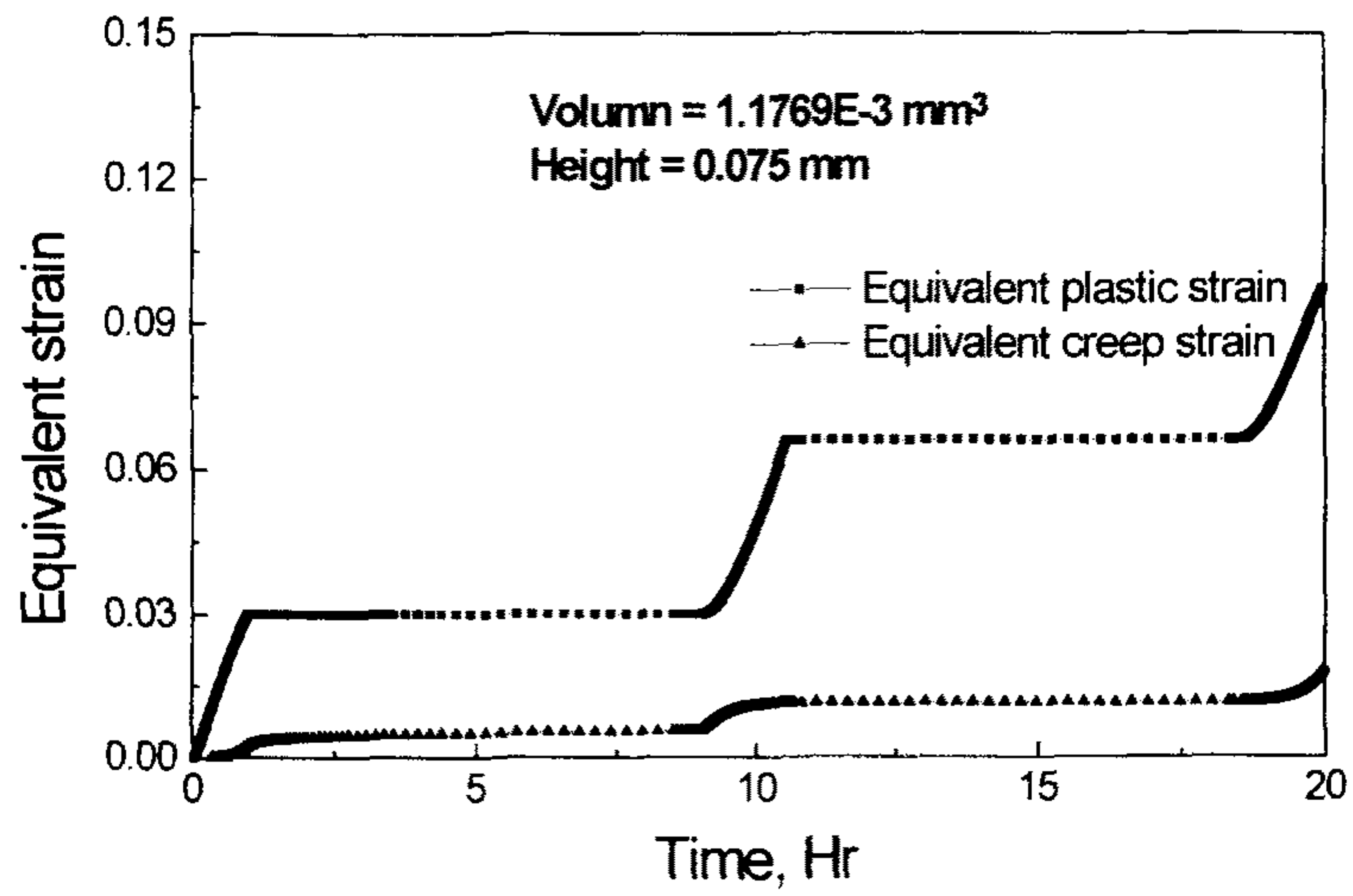


(a) Barrel 형태 (Volume=1.1769E-3 mm<sup>3</sup>)

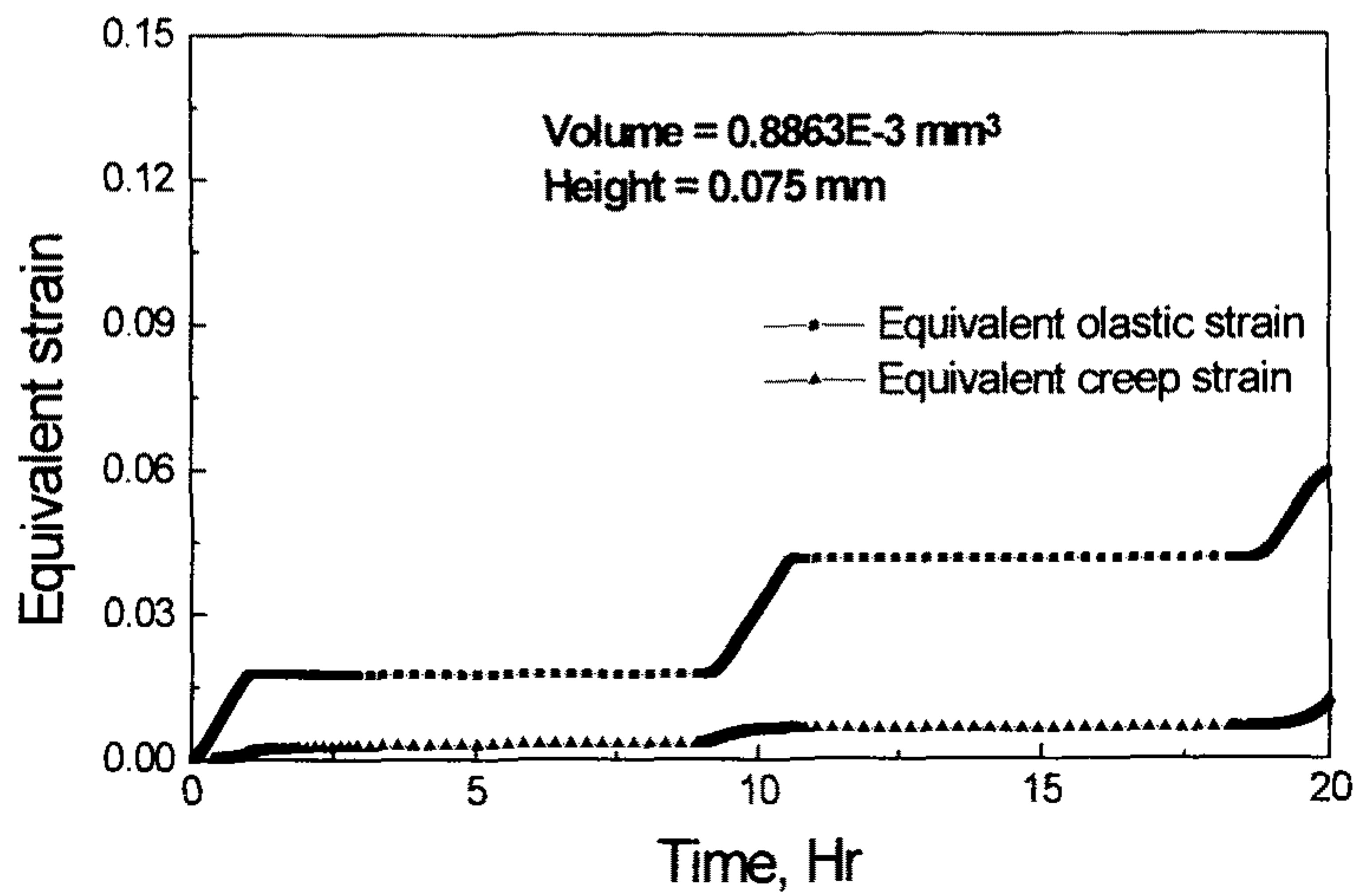


(b) Hourglass 형태 (Volume=0.8863E-3 mm<sup>3</sup>)

그림 1-18. 한 온도사이클 동안 최외곽 소더범프에 작용하는 등가응력

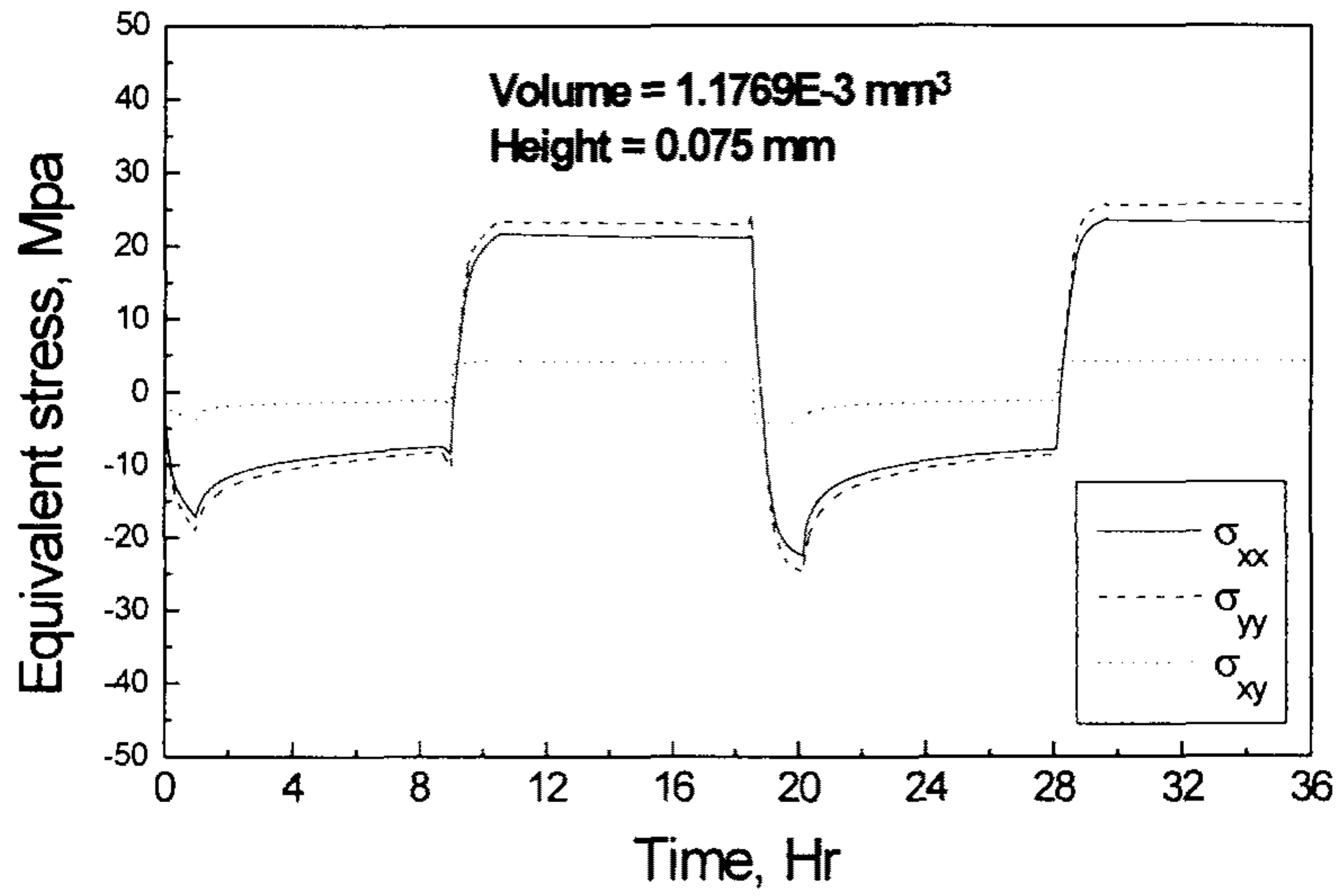


(a) Barrel 형태 (Volume=1.1769E-3 mm<sup>3</sup>)

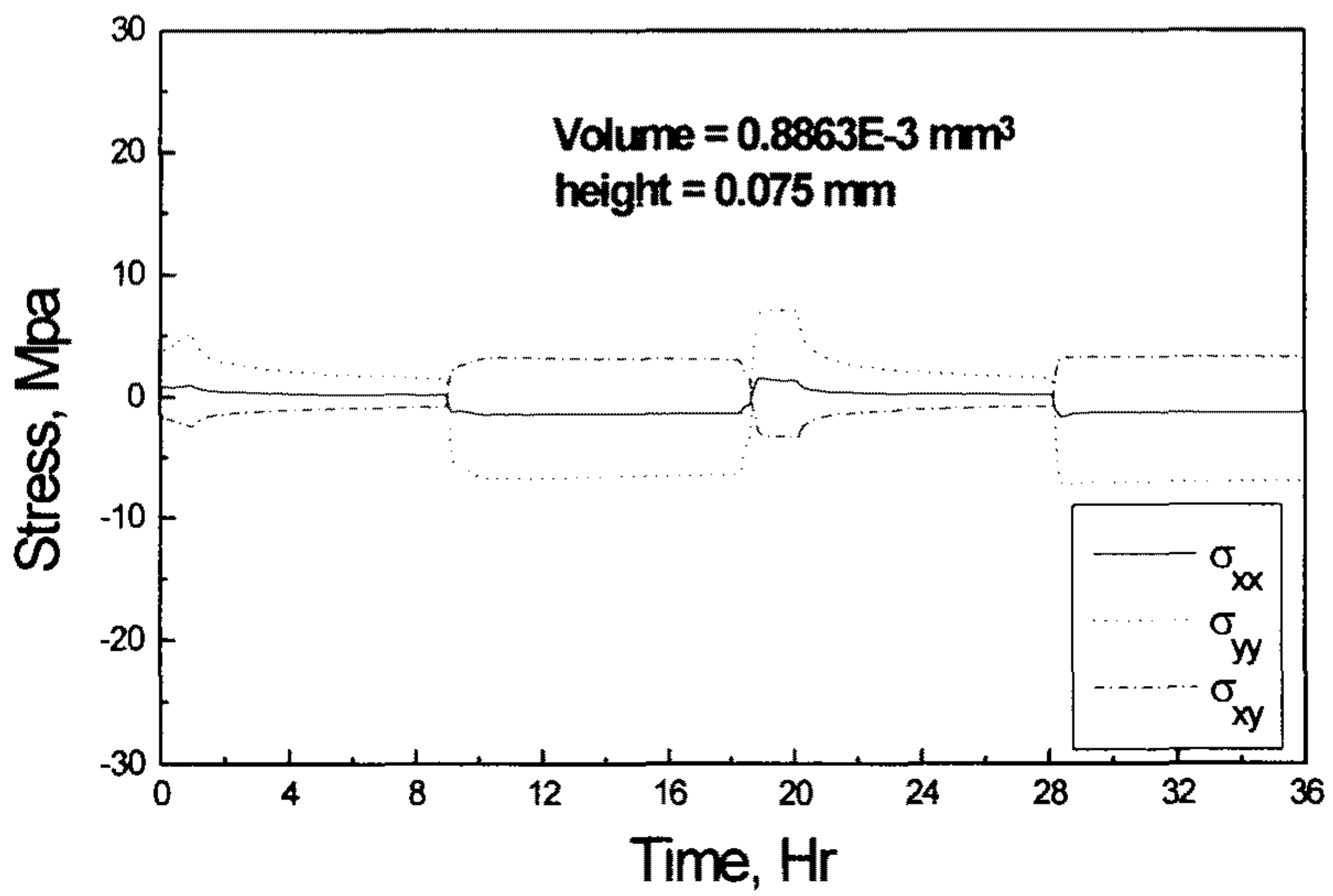


(b) Hourglass 형태 (Volume=0.8863E-3 mm<sup>3</sup>)

그림 1-19. 한 온도사이클동안 최외곽 소더범프에 누적되는  
등가 변형율

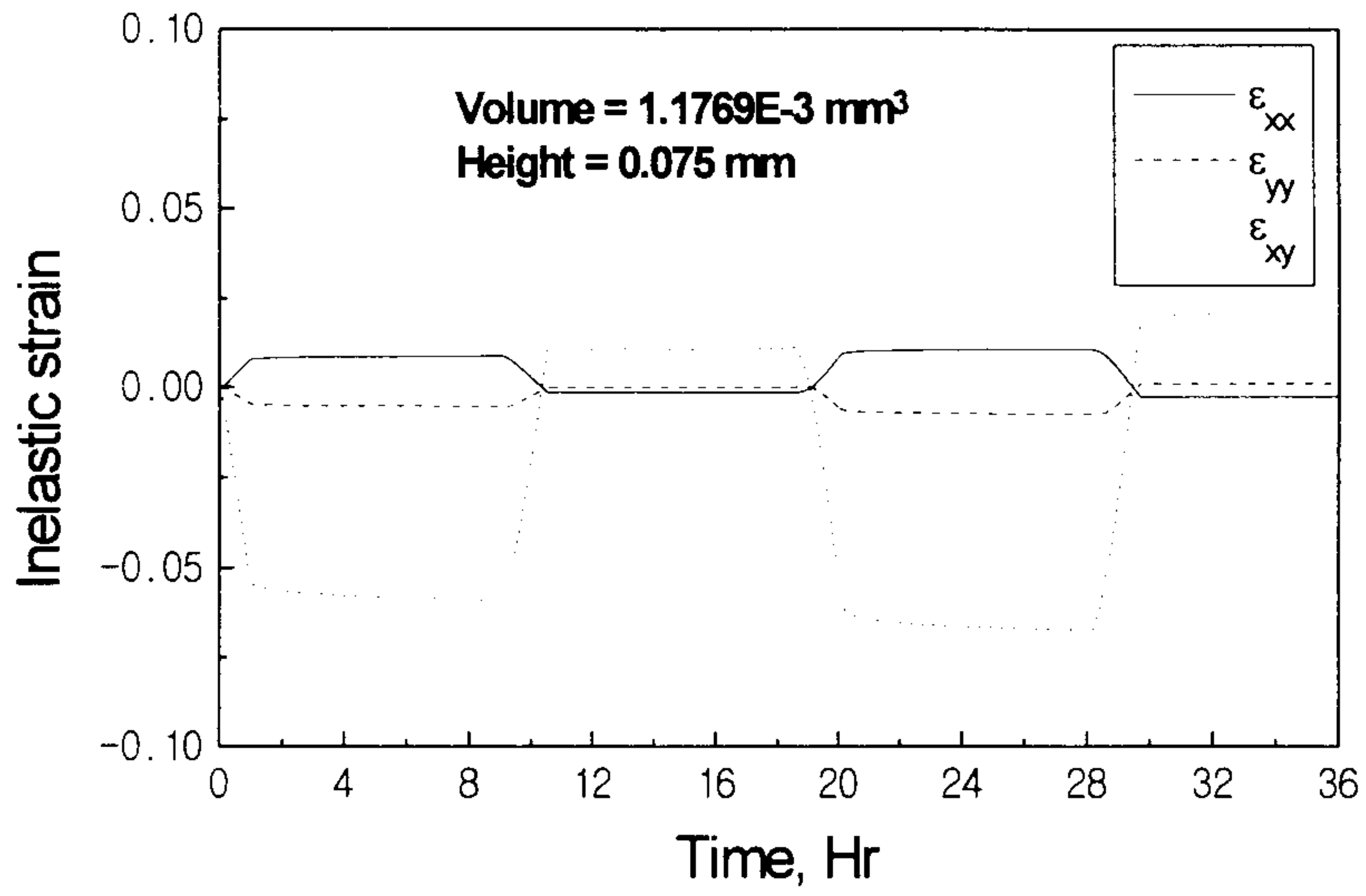


(a) Barrel 형태 (Volume=1.1769E-3 mm<sup>3</sup>)

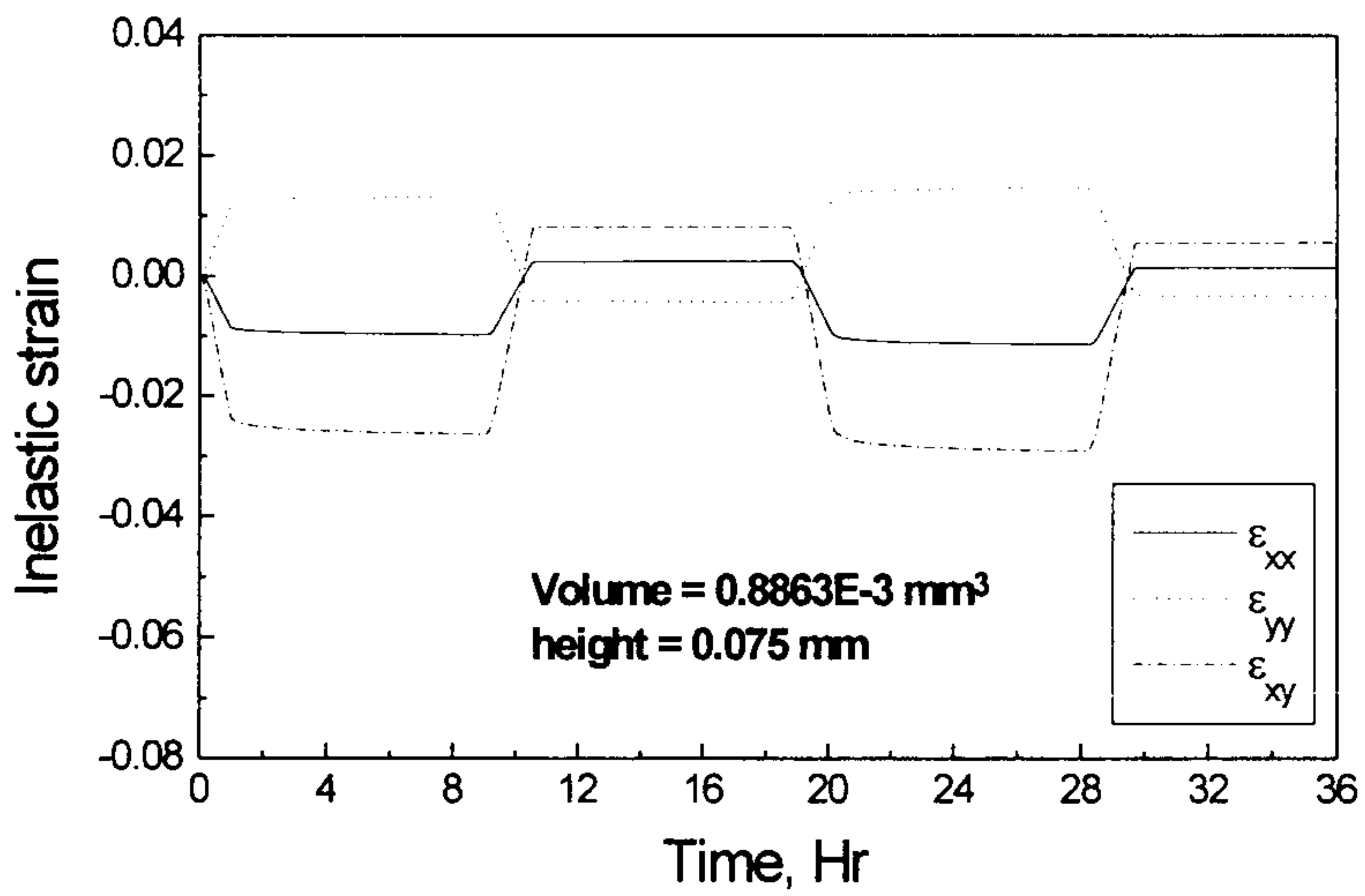


(b) Hourglass 형태 (Volume=0.8863E-3 mm<sup>3</sup>)

그림 1-20. 소더범프에 작용하는 응력성분의 변화양상



(a) Barrel 형태 (Volume =  $1.1769 \times 10^{-3} \text{ mm}^3$ )



(b) Hourglass 형태 (Volume =  $0.8863 \times 10^{-3} \text{ mm}^3$ )

그림 1-21. 소더범프에 작용하는 비탄성 변형율성분의 변화양상



에서 파손이 시작되며 서로 크기가 비슷한  $\epsilon_{yy}$  와  $\epsilon_{xy}$  성분의 복합적인 작용이 파손의 주요원인으로 작용할 것임을 예측할 수 있다.

#### 4. 온도사이클을 받는 소더범프의 열피로 과정

반복적으로 가해지는 온도변화는 서로 다른 열팽창계수를 갖는 칩과 모재에 열변형을 발생시키며 소더범프에 피로현상을 유발한다. 이와 같은 열 피로 상황에서 소더범프를 파손시키는 주요원인은 소더범프에 발생하는 반복적인 소성변형의 누적과 온도변화에 따른 재료의 열화현상이다. 실제 소더범프는 크기가 미세하고 복합적인 하중 하에 놓여 있으므로 실험으로부터 수명을 결정하기가 쉽지 않다. 또한 소더범프에는 시간 독립적인 소성변형과 시간 의존적인 크리이프변형이 동시에 발생하므로 소더범프의 피로수명은 가해지는 열하중의 크기뿐만 아니라 하중의 형상에도 의존하는 크리이프-피로 파손양상을 나타낸다. 소더범프의 피로 수명을 예측하고자 시도한 초기의 연구들은 주로 미세한 소더범프의 형상 대신 일반적인 크기의 피로시험편을 제작하여 연구를 수행하였으며 다양한 형태의 피로수명예측식이 제안되었다. 이들을 유형별로 살펴보면 Coffin-Manson의 변형율폭 방법 [1,2], 변형율폭 분할법[3], 변형에너지법[5], 손상누적법[6,10] 등이 있으며 균열진전의 관점에서 파괴역학에서 사용하는 파라미터를 도입, 소더범프 재료에 알맞도록 수정한 균열진전식들[14]이 있다. 이러한 식들은 기존에 널리 사용되는 수명예측식을 소더재료에 적용, 실험적인 검증을 거쳐 제안된 것으로서 소더재료의 특성에 맞추어 조금씩 수정된 형태를 갖는 것이 대부분이다.

R.Satoh[7]등은 소더범프를 실제 칩에 부착되어 있는 상태로 열피로 실험을 수행하여 (20)식과 같은 변형율폭 방법으로 피로수명을 정리하였다.

$$N_f = C(\Delta\varepsilon_{eq})^n \quad (1-20)$$

이때 소더범프에 발생하는 변형율은 실험적으로 측정하기가 매우 곤란하므로 R.Satoh 등은 유한요소해석 결과로부터 구한 소성변형율 폭을 실험에서 측정한 피로수명과 연관지어 피로수명식을 결정했다(그림 22). R.Satoh의 실험은 실제 소더범프를 이용, 열피로 상황에서 장시간 피로실험을 수행했다는 점에서 주목할 만하나 하중의 형상이 한 종류로 고정되어 온도나 주파수의 영향등은 수명예측식에 고려되지 못했다. 한편 [15]의 결과에 의하면 균열발생시 소더재료의 균열진전 속도는 (21)식과 같이 나타낼 수 있다. 실험은 일반적인 피로 시험편을 이용하였으며 가해진 하중의 주파수 및 온도등에 영향을 고려할 수 있도록 다양한 온도와 주파수 조건하에서 변형율제어 방식으로 실험이 수행되었다. 이러한 실험결과로부터 균열진전속도는 가해진 변형율 폭과 지수함수적인 관계에 있으며 균열길이에 비례하고 온도는 활성화 에너지 항으로 반영됨을 알 수 있었다. 이 실험에서 주파수 효과는 피로수명에 큰 영향을 미치지 않는 것으로 나타났다.

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta\varepsilon_p)^n a \exp\left(-\frac{Q}{\kappa T}\right) \quad (1-21)$$

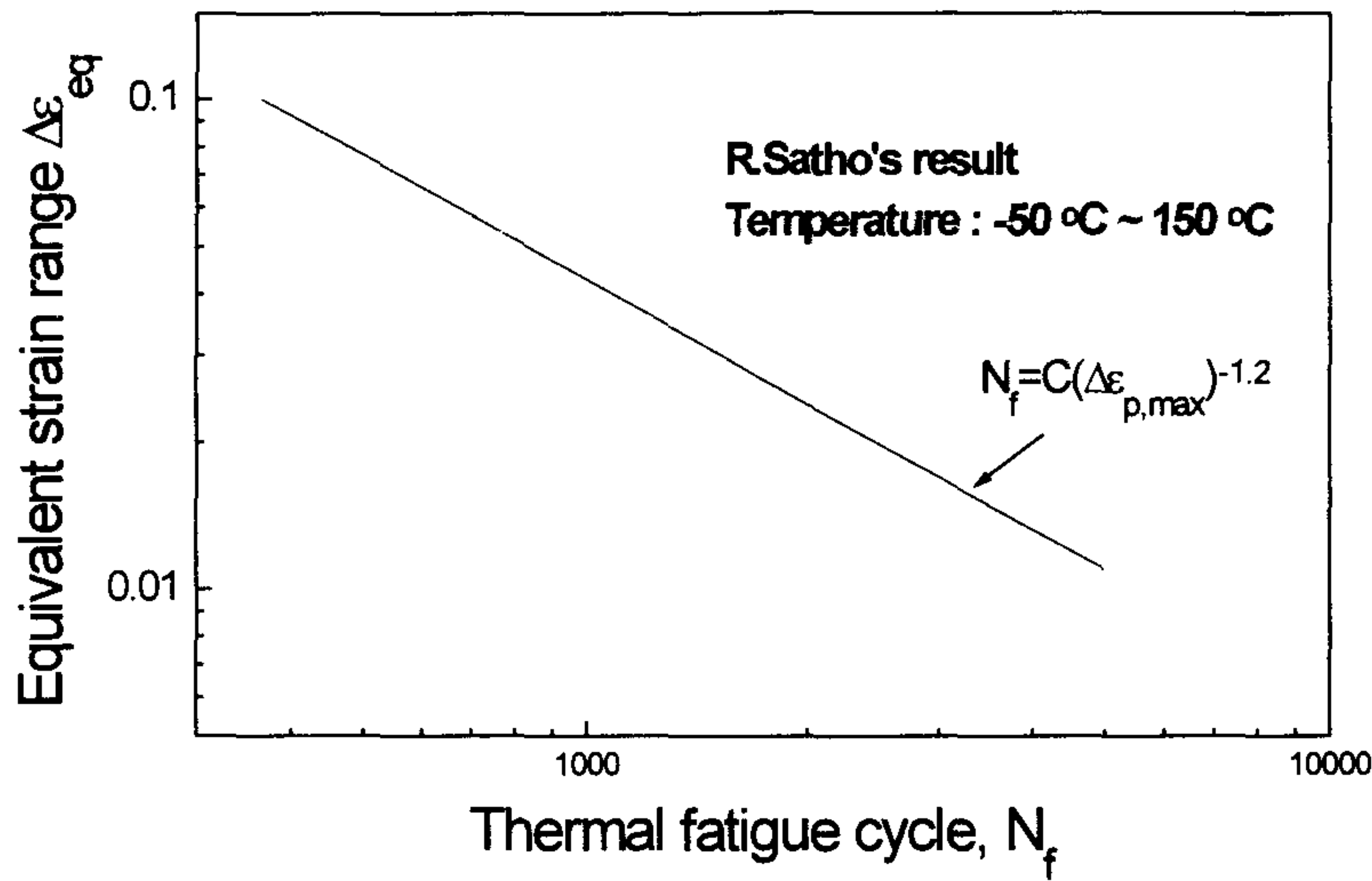


그림 1-22. R.Satho 의 피로실험 결과

다른 한편으로 소더범프에 파손을 가져오는 주된 요인 중의 하나는 소더범프 재료의 열화 현상이다[16]. 주석의 함유량이 19%이하인 소더재료들은 반복적인 온도변화가 가해지는 동안 상변화가 반복적으로 일어난다. 온도가 소더재료의 용해 곡선치 이상으로 상승하면 Sn 상이 Pb 상으로 용해되기 시작하며 장시간 후에 재료내에는 Pb 상만이 존재하게 된다. 온도가 하강하여 용해 곡선치 이하로 내려가면 Pb 상 속에 녹아있던 Sn 상이 다시 석출되기 시작하며 Pb 와 Sn 의 두 상으로 분리된다. 이러한 침전, 용해 과정이 반복되는 동안 재료내부에서 일어나는 결정립(grain)의 재결정(recrystallization) 및 성장은 결정립을 조대화(coarsening) 시키며 상의 경계면에 균열등을 발생, 결과적으로 재료의 수명을 단축시킨다. 이와 같은 이유로 장시간의 사용을 요하는 소더범프의 경우는 온도사이클에 의한 하중의 영향 뿐만 아니라 재료 자체의 열화에서 비롯되는 영향도 피로수명예측에 고려되어야 한다.

## 5. 소더범프의 형상이 피로 수명에 미치는 영향

그림 19에서와 같이 매 사이클 동안 누적되는 소성변형율은 소더범프의 형상에 따라 서로 다르게 나타난다. 따라서 소더범프의 피로 수명은 소더범프의 형상에 의존하게 된다. 앞에서 살펴본 바와 같이 소더범프의 형상은 소더범프의 부피, 소더범프의 높이 접촉되는 패드의 크기 등 여러 인자에 의해서 결정된다. 이중 소더의 형상을 제조과정에서 가장 용이하게 변화 시킬 수 있는 것은 소더량(소더범프의 부피)에 변화를 주는 것이다. 소더범프의 높이를 변화시키려면 높이를 일정하게 유지시키기 위한 추가적인 장착물이 필요하며 리플로우(reflow) 공정시 정확한 위치에 소더링하기가 어려운 단점이 있다. 패드의 크기 또한 칩과 모재 설계시 제약성이 있으므로 패드의 크기변화로 소더범프 형상에 큰 변화를 기대하기는 어렵다. 따라서 소더량을 조절하는 것이 가장 경제적으로 소더범프의 형상을 조절하는 방법으로 생각된다.

부피변화에 따른 소더범프의 형상을 그림 10에 나타내었다. 이러한 형상은 소더범프에 추가적으로 가해지는 힘이나 높이를 일정하게 만들기 위한 장착물이 없이 칩의 자중에 의한 힘 만이 작용할 때 구해지는 것으로 정상적인 리플로우 공정에 의해 나타날 수 있는 소더범프의 형상을 나타낸다. 소더범프는 모두 barrel 형태를 가지며 부피가 커짐에 따라 소더범프의 높이가 거의 선형적으로 증가하고 외곽선의 곡률이 증가함을 알 수 있었다. 그림 10의 형상들에 대해 유한요소해석을 수행하여 매 사이클 동안 소더범프의 모서리에 누적되는 등가의 비탄성 변형율(소성변형율+크리이프 변형율)을 계산하였다. 온도사이클은 그림 15와 동일한 것을 사용하였다. 그림 23에서 보는 바와 같이 등가의 비탄성변형율은 부피의 증가와 더불어 그 크기가 감



소되었다. 피로파손의 관점에서는 매 사이클 동안 누적되는 변형율의 증분이 중요하므로 한 사이클 동안 비탄성 변형량의 최소값과 최대값을 추출하여 두 값의 차이로 변형율 증분( $\Delta\varepsilon_p + \Delta\varepsilon_c$ )을 계산하였다. 계산 결과에 의하면 한 사이클 동안 누적되는 비탄성 변형율의 증분은 부피의 증가와 더불어 감소하였다(그림 24). (20), (21)식에서 보듯이 비탄성 변형율의 증분은 피로수명과 지수함수적인 비례관계에 있으므로 이 값의 감소는 곧 수명의 증가를 의미한다.

그림 24에 Satoh의 실험결과로 예측한 피로수명을 괄호안에 함께 표시하였다. 부피가  $1.176 \times 10^{-3} \text{ mm}^3$  이고 높이가 0.075 mm 인 MCNC 다중칩 모델 소더범프의 수명을 기준으로( $N_f=421$  cycle) 소더범프의 부피가 20%, 50%, 100% 증가한 경우 수명은 9%, 17%, 32% 증가 하였다. 반면에 소더범프의 부피가 30% 감소한 경우에는 수명이 12% 감소하였다. 따라서 피로수명 향상의 관점에서는 부피가 큰 소더범프가 유리함을 알 수 있다. 높이를 0.075mm 로 고정시키고 부피를 감소시킨 경우 ( $V=0.556 \times 10^{-3} \text{ mm}^3$ ) 소더범프의 형상은 그림 9의 (f) 와 같이 hourglass 형태를 갖는다. 이 경우 최대변형이 나타나는 외곽경계면에서의 비탄성 변형율은 앞서의 barrel 형태보다 훨씬 작게 나타났으며 부피가 52% 가량 감소함에도 불구하고 수명은 89% ( $N_f=795$  cycle)의 증가를 나타내었다. 따라서 소더범프의 높이를 일정하게 둔 경우에는 hourglass 형이 barrel 형보다 바람직함을 알 수 있었다. 그러나 hourglass 형태의 경우는 형상을 만들기 위해 -11.71dyne의 추가적인 힘(상방향 힘)이 필요하고 리플로우 공정시 이를 지탱해 줄 수 있는 구속장치가 필요하므로 제작상 barrel 형태의 소더범프보다 어렵다는 문제점이 있다.

이상의 결과를 피로설계의 관점에서 살펴보면 설계단계에서 소더범프의 형상은 우선 부피가 큰 barrel 형태로 가정하는 것이 경제적

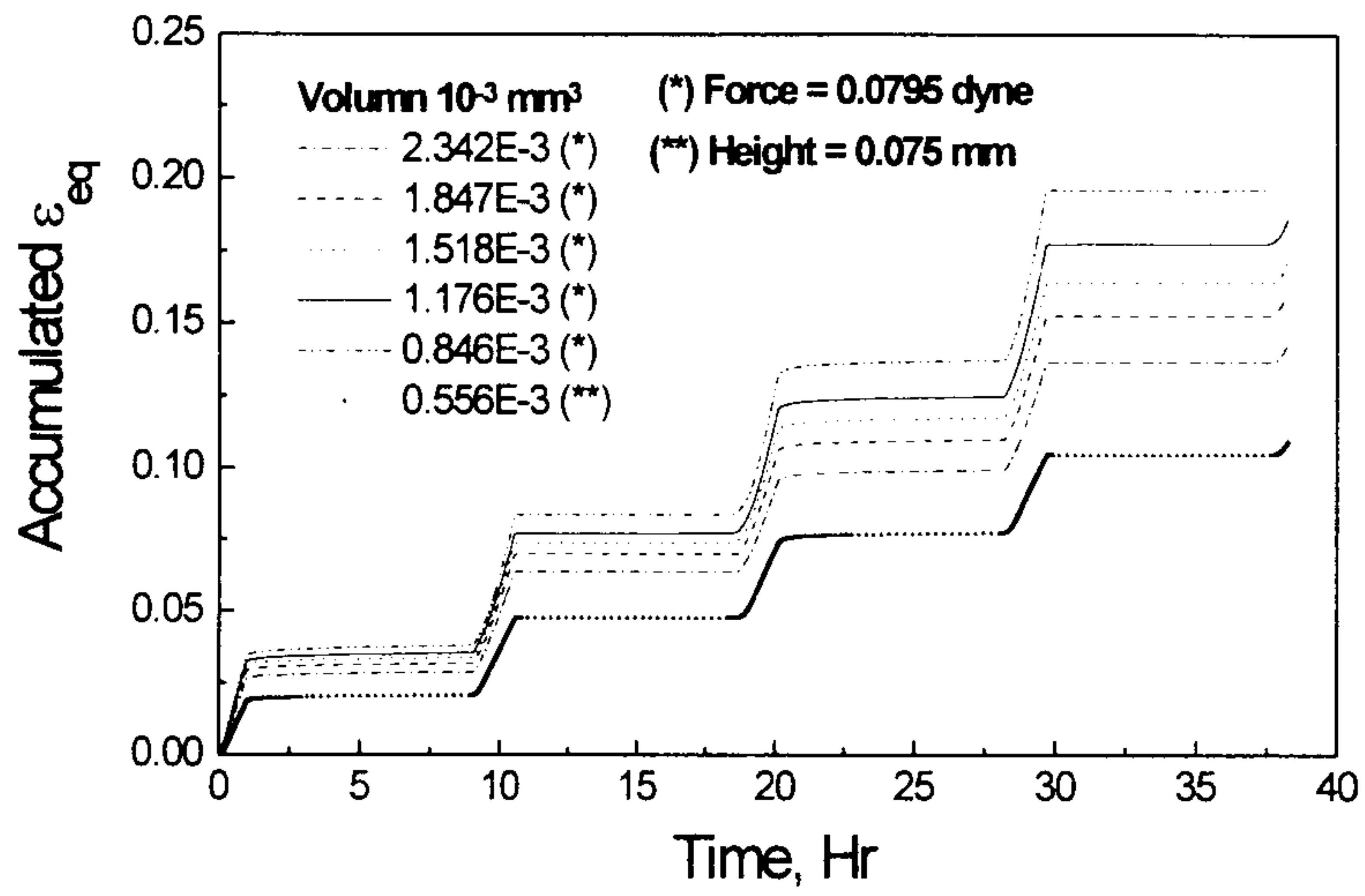


그림 1-23. 매 사이클 동안 누적되는 비탄성 변형을 증분

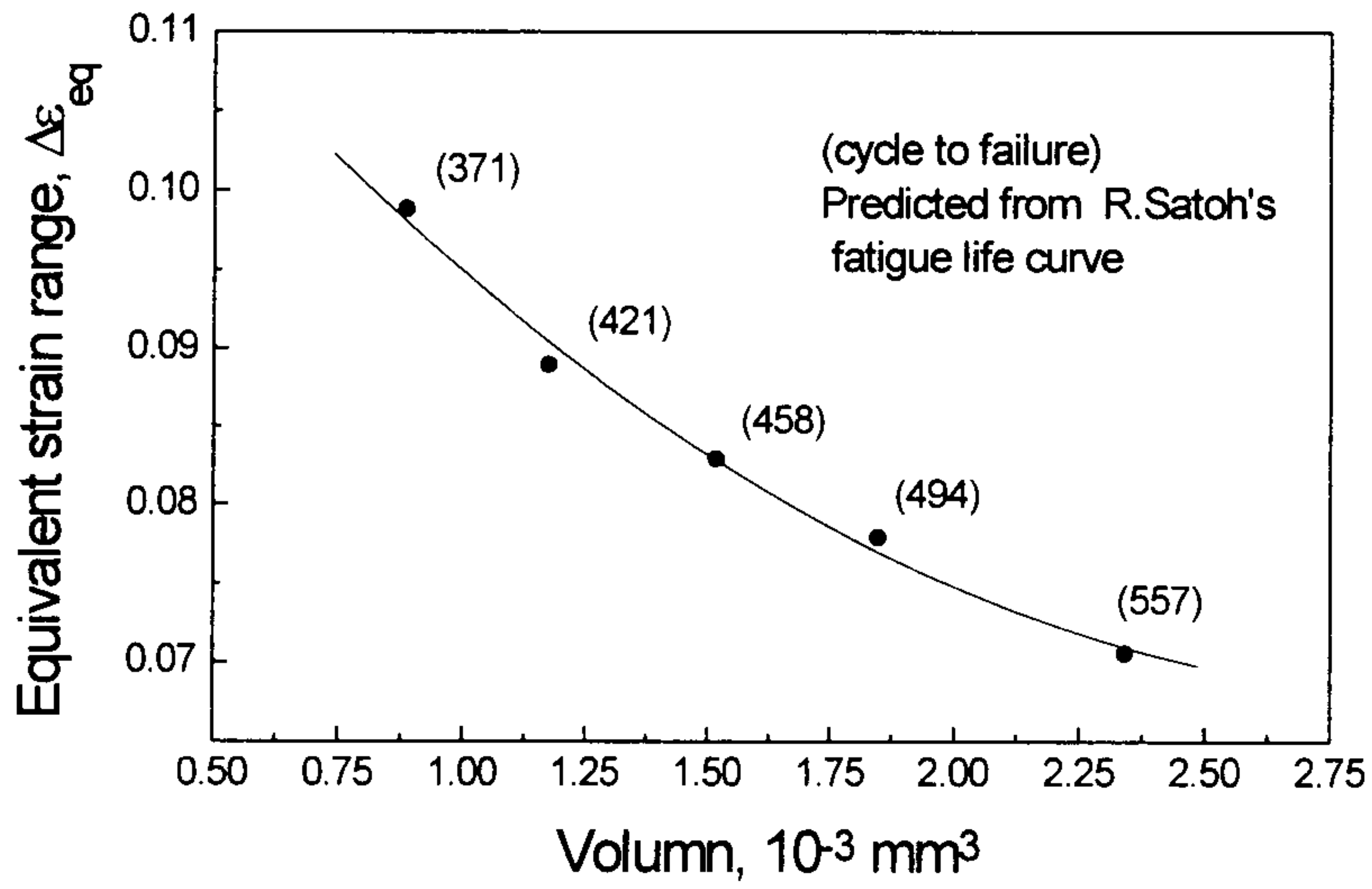


그림 1-24. 부피변화에 따른 비탄성 변형을 증분의 변화



이며 부피에 제약이 있는 미소 부품(크기고정)이나 장시간의 수명을 요하는 고신뢰성 부품의 경우에 한해서 hourglass 형의 소더범프를 고려하는 것이 바람직함을 알 수 있다. 예로 본 연구의 해석모델로 사용된 MCNC 다중칩 모델의 경우는 현재의 소더범프형상에서 부피를 100% 가량 증가시키면 약 30%정도의 수명증가를 기대할 수 있으며 소더 높이가 0.075mm 로 고정되어 있는 경우에는 hourglass 형태의 소더범프를 가정하여 약 90%의 수명증가를 기대할 수 있다.

## 6. 온도사이클이 피로수명에 미치는 영향

소더범프의 피로수명은 형상 뿐 만 아니라 가해지는 온도사이클에 의해서도 영향을 받는다. 이 경우 소더범프의 피로수명은 비탄성변형율의 증분량에 의해서 결정되므로 온도사이클이 비탄성변형량에 미치는 영향을 조사하면 간접적으로 온도사이클이 피로수명에 미치는 영향을 평가할 수 있다. 본 연구에서는 온도사이클을 몇가지 특징적인 인자로 구분하고 이 인자들이 비탄성 변형율의 각 성분 즉, 소성변형율과 크리이프 변형율에 미치는 영향을 검토하였다. 그림 1-25 와 같은 온도사이클이 가해지는 경우, 비탄성변형량  $\Delta\epsilon_{in}$  는 온도상승속도와 하강속도, 유지시간, 최고온도와 최저온도 등의 파라미터들에 복합적인 영향을 받을 것으로 예상된다. 본 연구에서는 다꾸찌(Taguchi) 방법을 이용하여 온도사이클의 각 파라미터들이 비탄성변형량에 미치는 영향을 검토하였다. 다꾸찌 방법은 기존의 방법들이 통계적 지식에 근거하여 해석을 수행하는 것과는 달리 통계학적인 실험계획에 수반되는 이론과 노력을 상당히 간소화 시키는 대신 부분조합 실험(Fractional Factorial Experiment)에 근거한 직교배열을 이용하여 최소한의 실험으로 전조합 실시법(Full Factorial Experiment)의 효과를 낼 수 있다

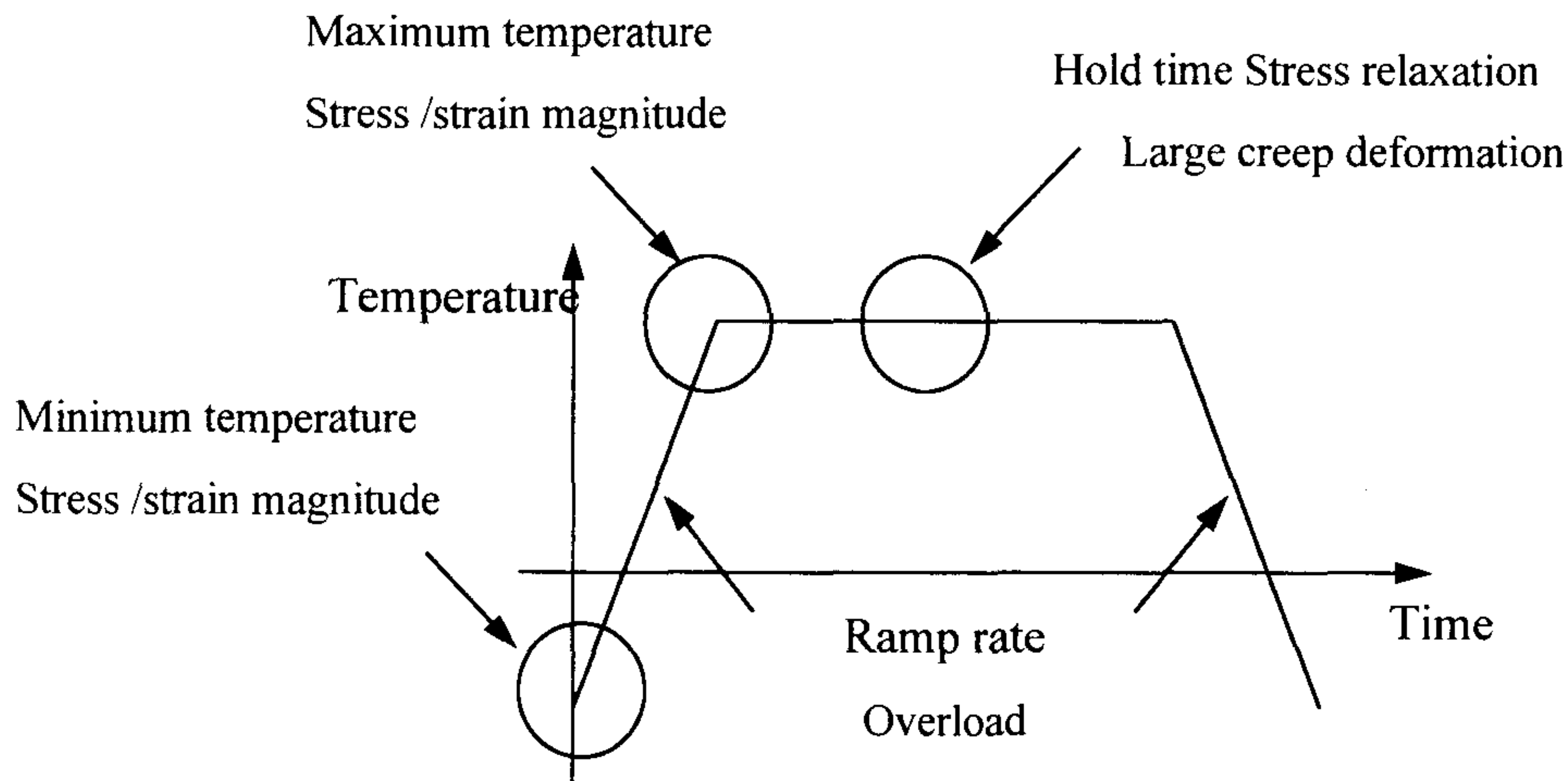


그림 1-25. 온도사이클의 영향

록 고안된 실험계획법의 일종이다.

다구찌 방법을 간략히 설명하면 다음과 같다[17]. 우선 실험 결과 값에 해당하는 특성치(Characteristic value)와 특성치에 영향을 주는 인자(Factor) 그리고 개별적인 인자들에 대한 각각의 실험조건인 레벨(Level)을 선정한다. 일단 설계자에 의해서 특성값과 인자,레벨이 결정되면 인자의 가짓수와 레벨수,교호작용조건으로부터 적절한 직교배열을 선정할 수 있다. 직교배열은 고려해야 하는 인자의 수가 많은 경우에 주효과와 기술적으로 보아 있을 것 같은 두 인자의 교호작용을 검출하고 기술적으로는 없으리라고 생각되는 두 인자의 교호작용 및 고차의 교호작용을 희생시켜서 실험횟수를 줄일 수 있도록 만들어 놓은 표이다. 직교배열의 각 행에는 모든 수준이 나타나며 각 수준의 빈도수가 모두 동일하면서도 각 열의 실험계획이 모두 다른 특성을 갖는다. 다구찌 직교배열의 형식은 표 6 과 같으며  $L_N(s^k)$ 와 같이 표시하는데, 여기서 L 은 직교배열을 나타내는 기호이고 N 은 총실험횟수, s 는

레벨수,  $k$  는 인자수를 나타낸다. 직교배열에서 제시하는 실험조건에 따라 실험을 수행하면 최종적으로 다구찌방법에 제시되어 있는 ANOVA(Analysis of Variance) 해석에 의해 인자들의 평균효과 및 영향도 등을 산출할 수 있으며 특성치에 대한 각 인자들의 최적조건을 예측할 수 있다.

본 연구에서는 특성치로 각각 최대등가응력  $\sigma_{eq}^{max}$  과 최대등가소성변형율  $\epsilon_{eq}^{p, max}$  최대등가크리이프변형율  $\epsilon_{eq}^{c, max}$  을 선정하고 이에 대한 온도사이클 인자로는 최대온도, 최저온도, 온도상승속도, 온도하강속도, 최고온도에서의 지연시간, 최저온도에서의 지연시간을 선정하였다. 모든 인자는 두가지 실험조건 즉 2 레벨로 가정하였으며 각각의 인자들 간에는 상호 작용이 없는 것으로 가정하였다(표 5).

인자의 가짓수가 6 개이고 인자간의 교호작용이 없이 2 레벨을 가정할 경우 전 조합실험(Full Factorial Experiment)에 의하면 모두  $2^6(=64$  회)의 실험이 필요하나 다구찌방법의  $L(2^8)$  직교배열을 이용하면 8 회의 실험으로 전조합실험의 효과를 나타낼 수 있다. 본 연구에서는 6 개의 인자를 선정하였으므로  $L(2^8)$  직교배열의 8 개 칼럼중에서 6 개의 칼럼을 선택하여 실험계획을 세웠다(표 6).

각 인자들이 최대등가응력, 최대등가소성변형율, 최대등가크리이프변형율에 작용하는 평균적인 효과 및 기여도를 조사하였다(그림 26~31). 직교배열에 주어진 실험은 유한요소해석을 이용하여 수행하였으며 각각의 특성값은 소더범프의 파손위험 부위인 칩과 범프의 바깥쪽 최외곽 모서리 유한요소에서 취하였다. 계산결과에 의하면 최대등가응력의 경우 최고온도가 낮고 최저온도과 높으며 온도상승 및 하강속도가 느리고 최고온도 및 최저온도에서 유지시간이 큰 값을 가질수록 작은값을 가지는 것으로 나타났다. 기여도에 있어서는 최저온도가

가장 크게 나타났으며 다음으로 최고온도의 기여도가 크고 온도상승 속도 및 하강속도, 유지시간등은 최대등가응력에 크게 영향을 미치지 않는 것으로 나타났다.

표 1-5 인자와 수준

Factor	Level 1	Level 2
Max. Temp (K)	413	368
Min. Temp (K)	233	278
Ramp up rate (K/min)	0.03	0.06
Ramp down rate (K/min)	0.03	0.06
Hold time at Max. Temp. (hour)	8	4
Hold time at Min. Temp. (hour)	8	4

최대소성변형율의 경우는, 최고온도가 낮고, 최저온도가 높으며 온도상승 및 하강속도가 느리고 최고온도 및 최저온도에서 유지시간이 길수록 작은값을 가지는 것으로 나타났다. 상대적인 기여도는 최저온도와 최대온도가 서로 비슷한 정도의 값을 가지면서 크게 기여하는 것으로 나타났으며 그 다음으로 온도하강속도의 기여도가 큰 것으로 나타났다. 등가크리이프변형율의 경우는 최고온도가 낮고, 최저온도가 높으며 온도상승 및 하강속도가 빠르고 최고온도 및 최저온도에서 유지시간이 짧은 값을 가질수록 작은값을 가지는 것으로 나타났다. 기여도에 있어서는 최고온도의 기여도가 가장 크게 나타났으며 다음으로 최저온도가 크게 영향을 미치는 것으로 나타났다. 온도 하강속도 및 온도상승속도, 유지시간등은 최대등가크리이프변형율에 크게 영향을

표 1-6 직교배열(Orthogonal Array)

Trial	Parameter					
	H.T.	L.T.	R <sub>up</sub>	R <sub>down</sub>	Hold <sub>H.T.</sub>	Hold <sub>L.T.</sub>
1	1	1	1	1	1	1
2	1	1	1	2	2	2
3	1	2	2	1	1	2
4	1	2	2	2	2	1
5	2	1	2	2	1	2
6	2	2	1	1	2	2
7	2	2	1	2	1	1

미치지 않는 것으로 나타났다.

소더범프파손의 관점에서 보면 높은 응력은 소더범프에 갑작스런 파단을 초래할 수 있다. 위의 결과에 의하면 최대등가응력은 최저온도에 의해 크게 좌우되므로 파손을 방지하기 위해서는 작동 온도사이클에서 최저온도가 소더범프의 파괴인성치를 넘지 않도록 설계해야 한다. 그러나 비록 응력값이 파괴인성치를 넘어서지는 않는다고 하더라도 매 사이클마다 누적되는 비탄성 변형율은 소더범프에 피로현상을 유발하여 소더범프를 파손시킨다. 또한 누적되는 소성율도 시간독립적인 소성변형과 시간의존적인 크리이프 변형중에 어느 것이 더 많은 부분을 차지하고 있는가에 따라서 피로파손과 크리이프파손으로 파손양상이 달라지게 된다. 크리이프변형은 최대온도와 최소온도의 값



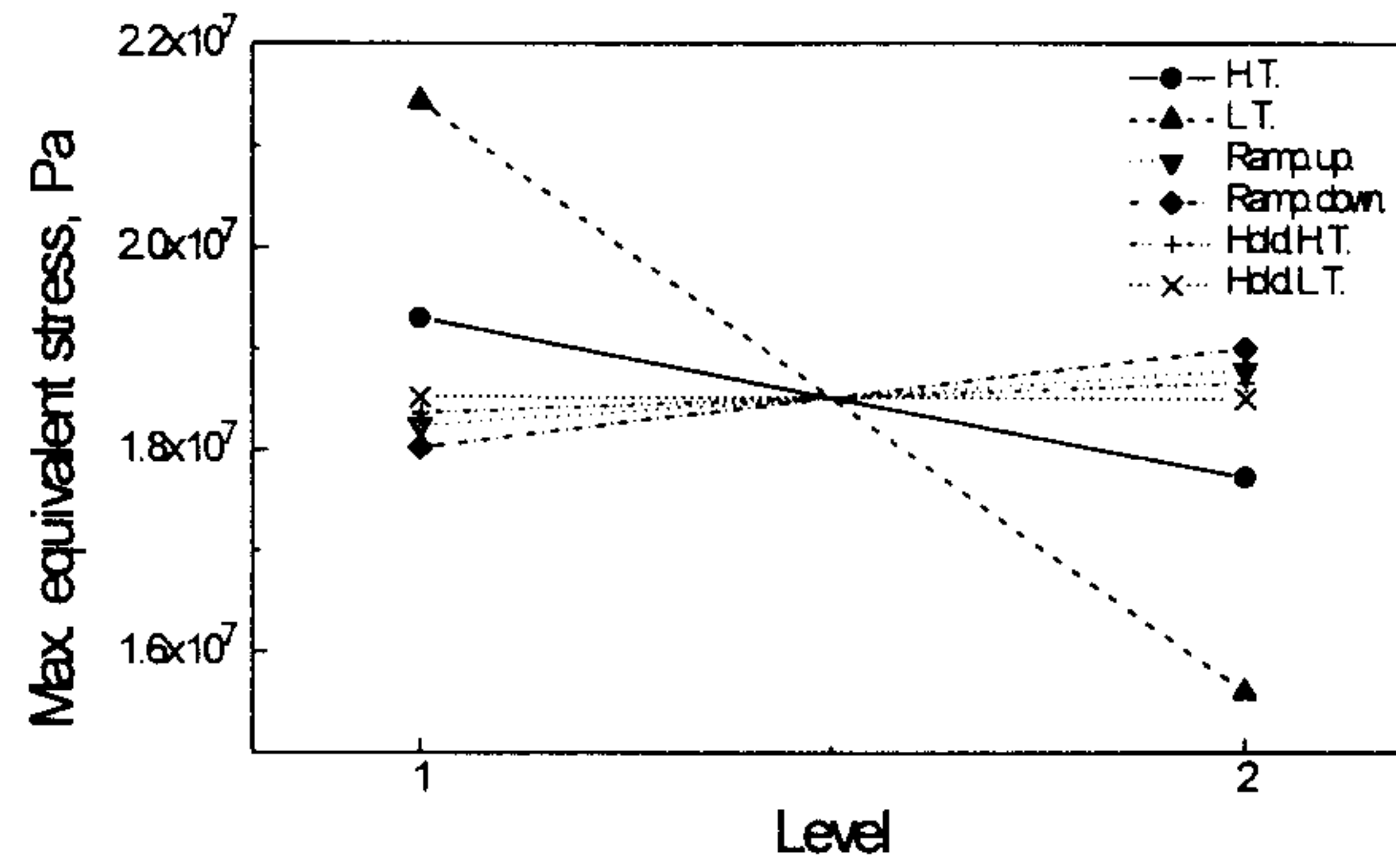


그림 1-26. 최대등가응력에 대한 각 인자들의 평균효과

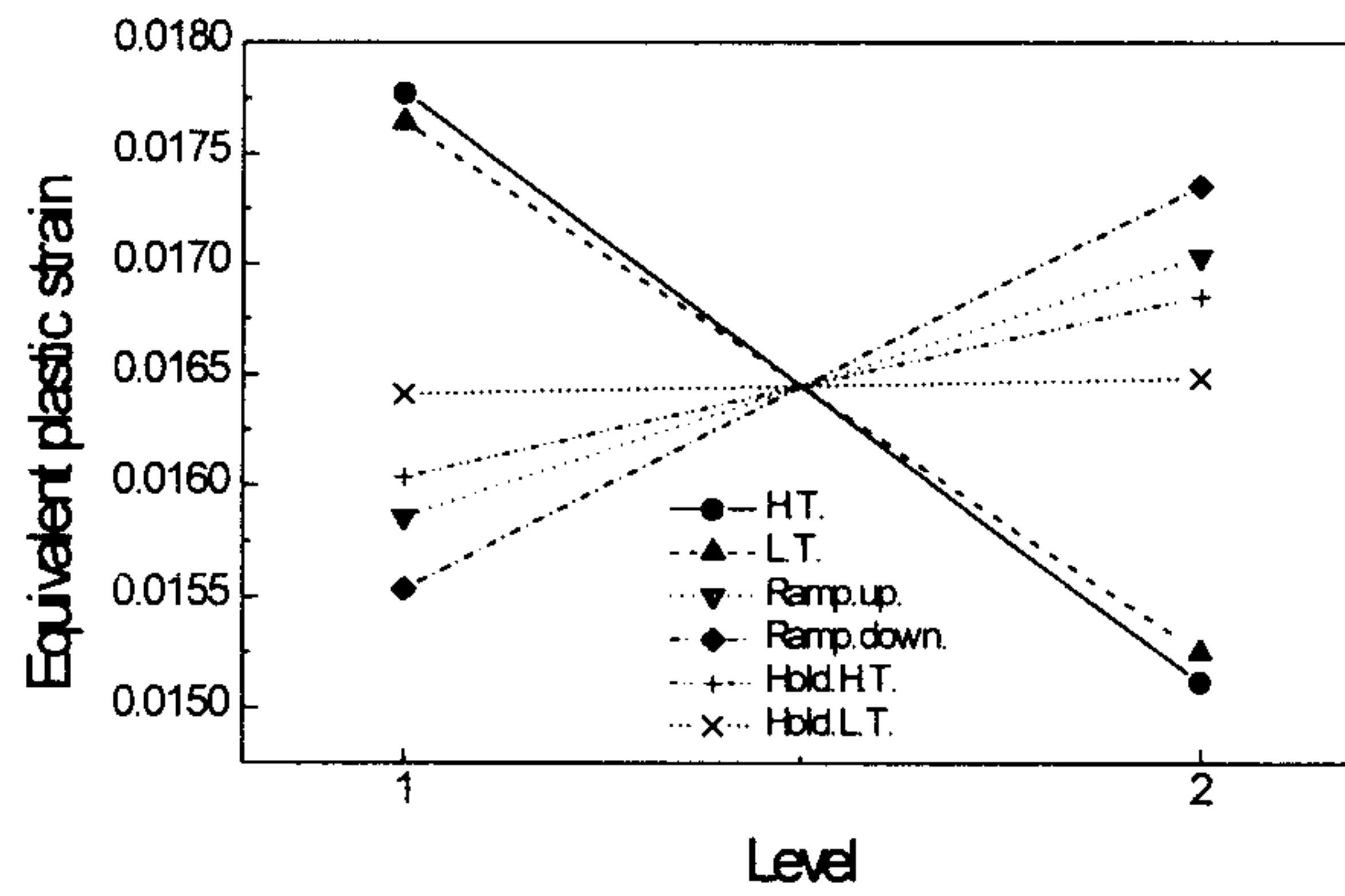


그림 1-27. 최대등가소성변형률에 대한 각 인자들의 평균효과

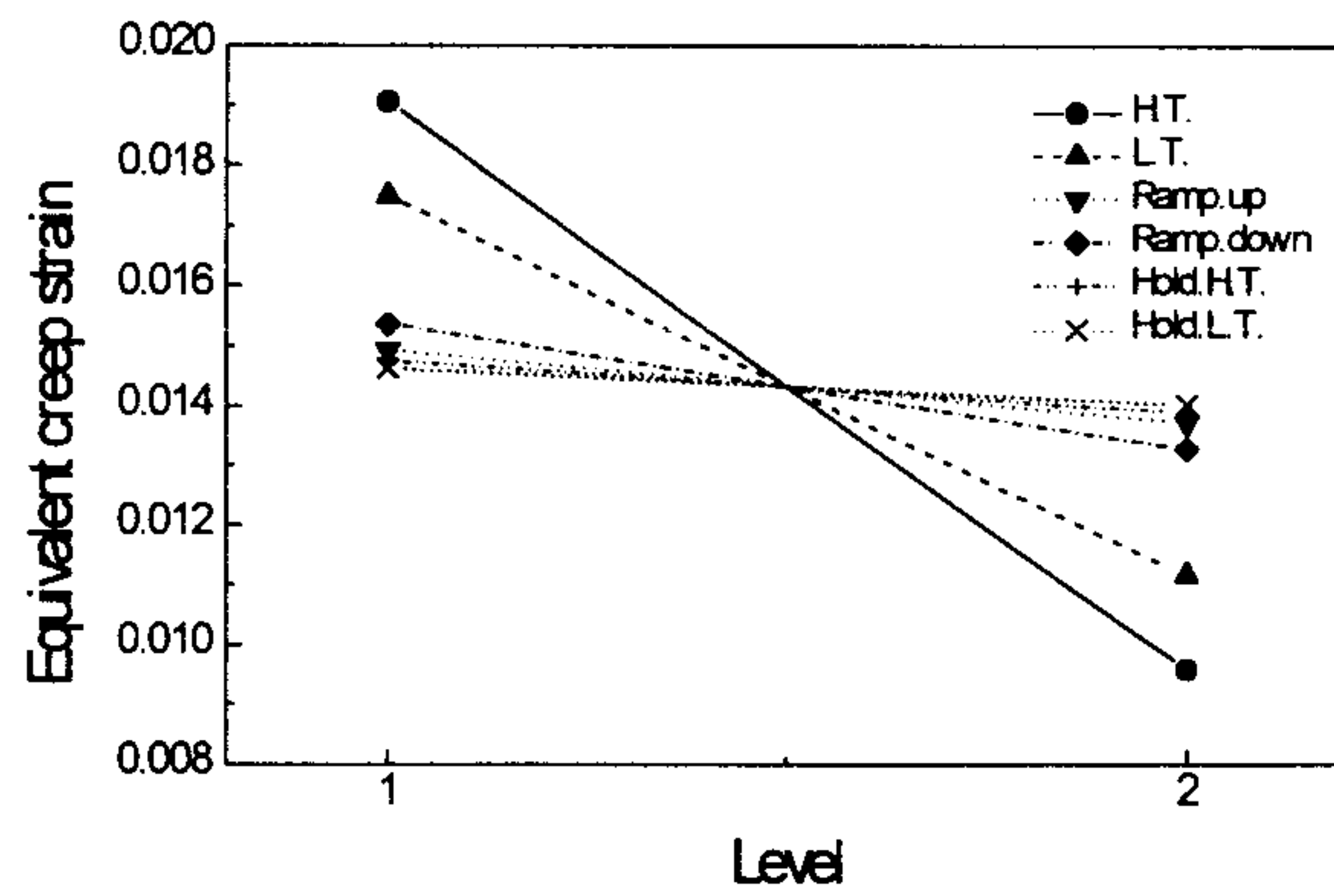


그림 1-28. 최대등가크리이프 변형률에 대한 각 인자들의 평균효과

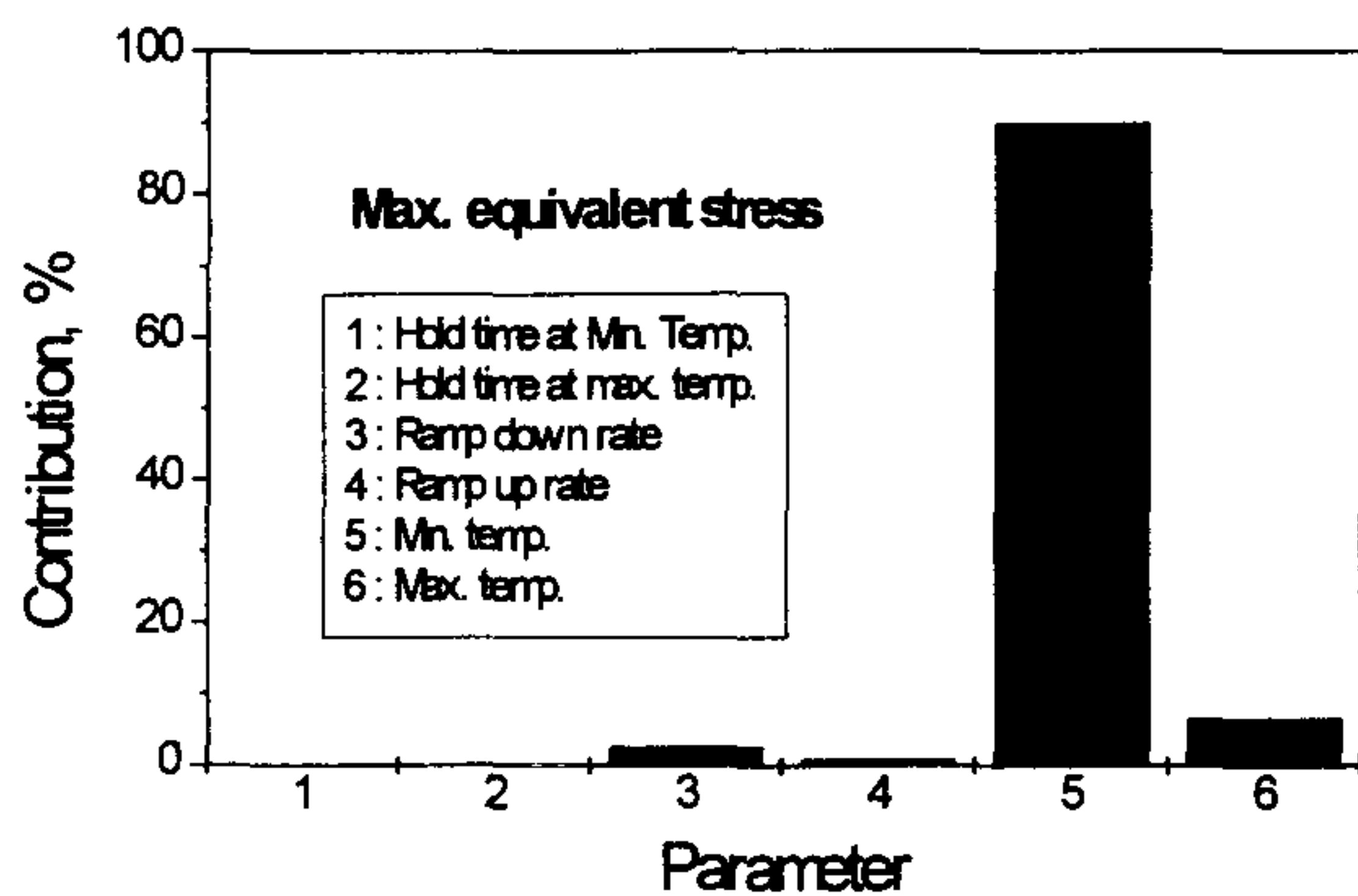


그림 1-29. 최대등가응력에 대한 각 인자들의 기여도

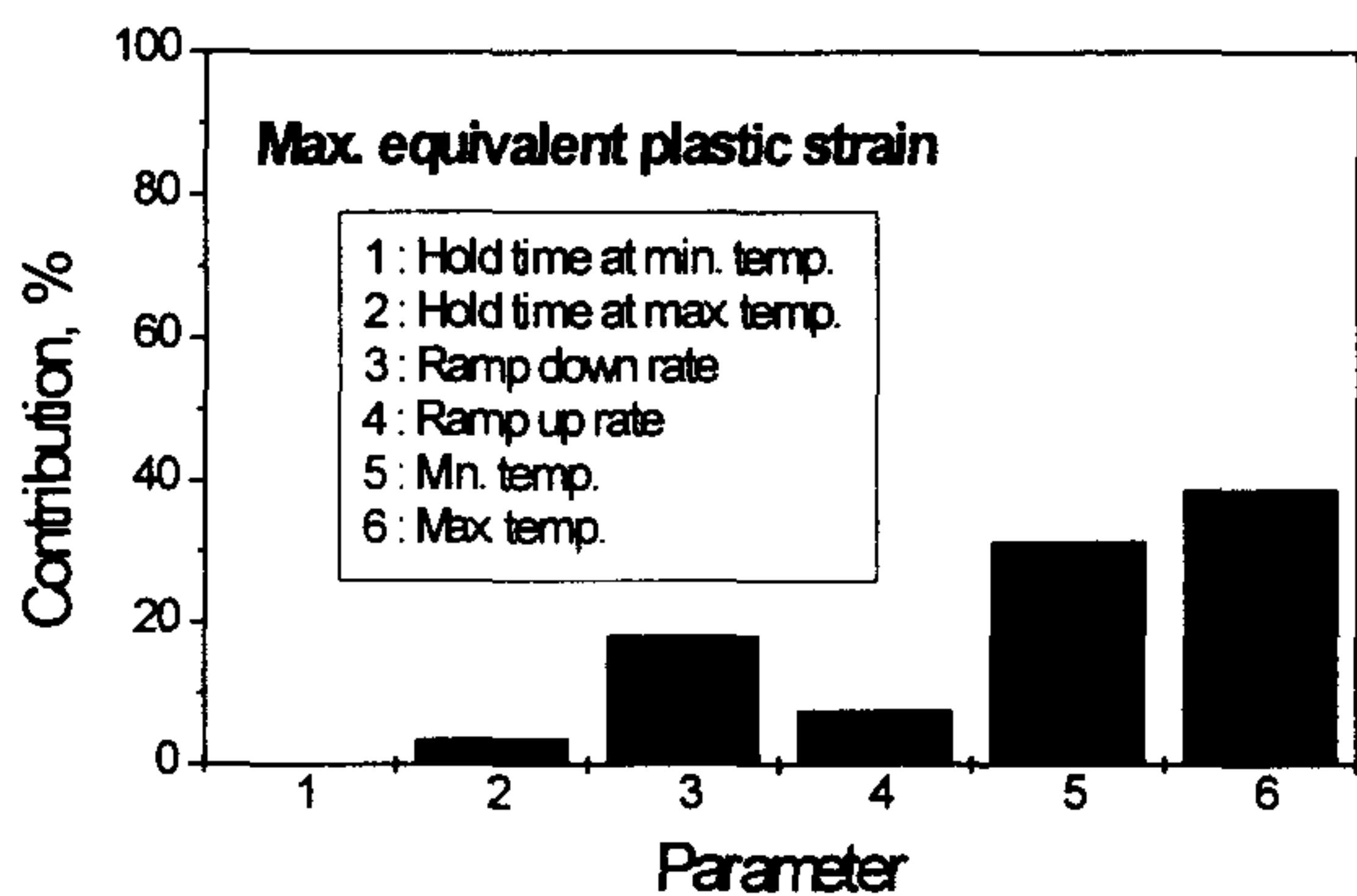


그림 1-30. 최대등가소성변형율에 대한 각 인자들의 기여도

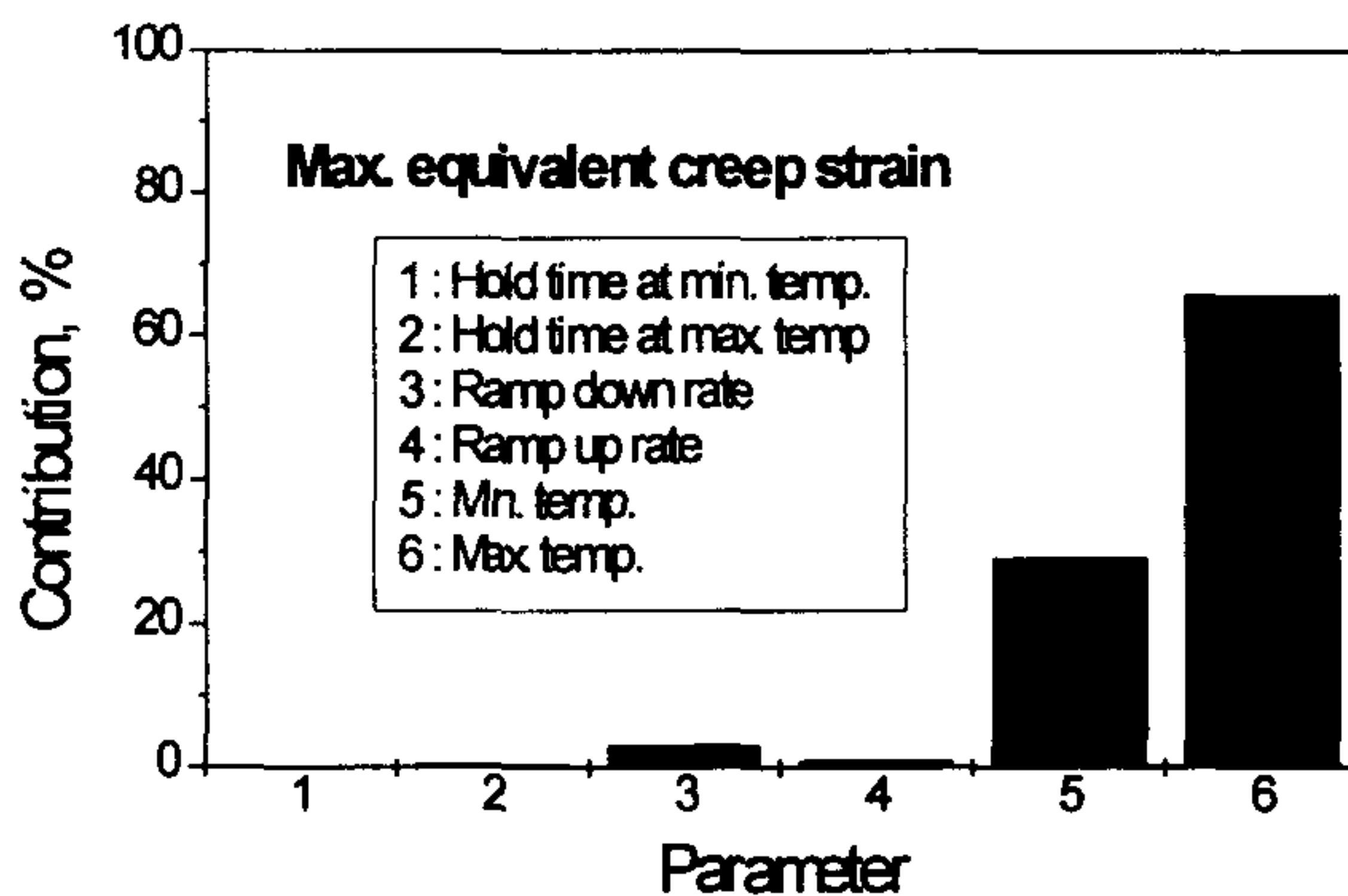


그림 1-31. 최대등가크리이프 변형율에 대한 각 인자들의 기여도

에 크게 의존하므로 크리이프파손을 방지하기 위해서는 칩 냉각장치의 설치등으로 최대온도를 낮추는 것이 가장 효율적인 방법임을 알 수 있다. 한편 시간독립적인 소성변형의 경우는 최고온도뿐 만 아니라 최저온도값이나 온도하강속도등에도 민감하므로 소더범프의 피로파손을 방지하기 위해서는 이들이 너무 낮거나 빠르지 않도록 설계하는 것이 바람직함을 알 수 있다. 최고온도와 최저온도에서의 유지시간이 통상적인 고온 크리이프파손의 경우 크게 수명을 단축시키는 기존의 경향과는 달리 본 연구의 결과에서는 크게 영향이 없는 것으로 나타나는 데 이러한 현상은 당초에 2 레벨로 설정한 유지시간이 4시간과 8시간의 비교적 긴 시간으로 응력이완 거동에 큰 차이를 주지 못했기 때문인 것으로 생각된다. 그러므로 장시간 사용하는 칩의 정상상태시 작동시간은 소더범프의 파손에 큰 영향이 없음을 알 수 있었다.

## 7. 결 론

본 연구는 납땜접합부의 피로현상 및 신뢰성 확보를 위한 연구의 최종년도 연구로서 납땜접합부의 수명예측 및 신뢰성 평가를 위한 체계적인 기준 마련을 목적으로 소더범프의 형상예측 및 유한요소 해석을 수행, 소더범프의 형상과 온도사이클이 소더범프의 피로수명에 미치는 영향에 대해 연구하였다. 그 결과를 정리 하면 다음과 같다.

첫째, 소더범프의 재질, 소더범프의 부피, 패드의 크기에 따라 소더범프의 형상을 예측할 수 있는 수치해석 프로그램을 작성하였다.

둘째, 소더범프에 대한 탄소성크리이프 유한요소해석을 수행하여 소더범프에 작용하는 응력 및 변형율의 변화 양상과 파손위치를

검출하였다. 그 결과로 barrel 형상의 소더범프에서는 소더범프의 모서리가 파손위험 부위로 검출 되었으며 전단변형율( $\epsilon_{xy}$ )이 파손의 주원인으로 나타났다. hourglass 형상의 소더범프에서는 접합면에서 다소 떨어진 소더범프의 외곽면이 파손위험부위로 검출되었으며 전단변형율( $\epsilon_{xy}$ )과 인장변형율( $\epsilon_{yy}$ )의 복합적인 작용이 파손의 주원인으로 나타났다.

셋째, 소더범프의 형상이 수명에 미치는 영향을 조사하였다. 그 결과로 설계단계에서 소더범프의 형상은 우선 부피가 큰 barrel 형태로 가정하는 것이 경제적이며 부피에 제약이 있는 미소 부품(치수고정)이나 장시간의 수명을 요하는 고신뢰성 부품의 경우에 한해서 hourglass 형의 소더범프를 고려하는 것이 바람직함을 알 수 있었다.

다섯째, 온도 사이클이 소더범프의 피로수명에 미치는 영향에 대해서 조사하였다. 그 결과로 소더범프의 피로 파손은 최고온도와 최저온도, 온도하강속도 등의 순으로 큰 영향을 받으며 최고온도 또는 최저온도에서의 유지시간은 소더범프의 파손에 큰 영향을 미치지 않았다. 그러므로 소더범프의 수명향상을 위해서는 작동시 최고온도와 최저온도를 제한하는 것이 가장 효과가 큼을 알 수 있었다.

여섯째 MCNC 다중칩 모델의 소더범프인 경우에 본 연구의 해석 방법을 적용하였다. 그결과로 MCNC 다중칩모델의 경우, 소더범프는 barrel 형상을 가지며 모서리에서 전단변형에 의해 파손됨을 알 수 있었다. 이를 보완하기 위해서 소더범프의 부피를 약 100% 가량 증가시킨 경우 30%정도의 수명향상을 꾀할 수 있으며 같은 높이의 hourglass 형으로 소더범프의 형상을 바꾸면 약 90%의 수명향상을 꾀할 수 있음을 알 수있었다.

일곱째 소더범프의 수명예측 및 신뢰성확보를 위한 해석기준을 마련하였다.

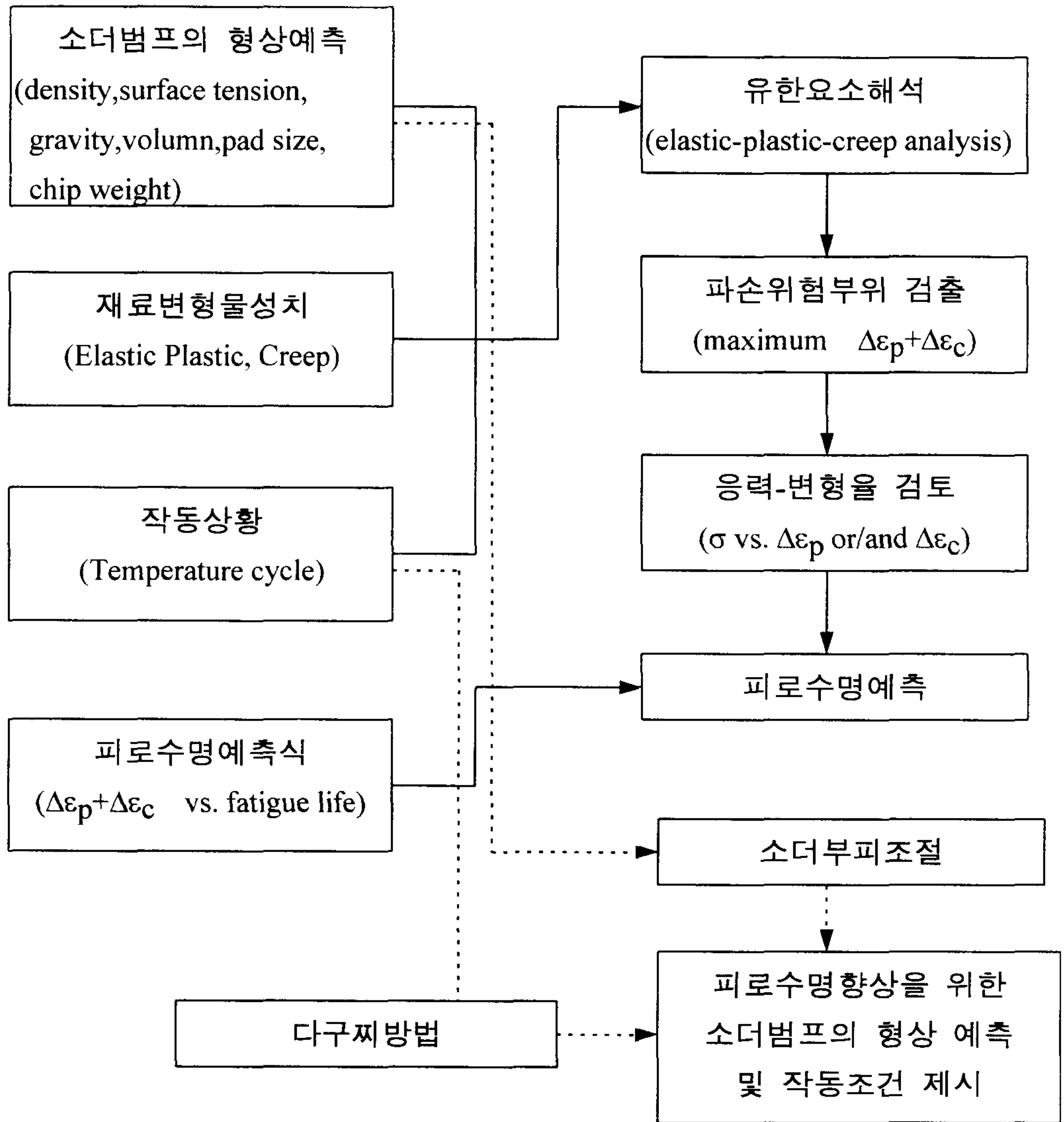


그림 1-32. 소더범프의 수명예측 및 신뢰성확보를 위한 해석기준



## 제 2 절 다중적층(Multi-layered) 패키징의 재료접합부에서의 물리적 특성에 관한 연구

### 1. 개 요

MCM의 경우 그 사용 목적을 보다 신속한 정보의 전달과 확장된 저장 능력을 갖춘 모듈(module)의 구성에 두고 있으므로 전기적 신호의 전달 능력과 많은 양의 칩을 동시에 집적할 수 있는 능력이 뛰어난 다중 적층(Multi-layered) 패키징을 주로 이용한다. 이러한 다중 적층(Multi-layered) 패키징에 대한 설계의 중요한 요소로서 칩의 집적도 증가와 배선 길이의 저하 그리고 낮은 부 전도성(dielectric) 재료의 사용을 들 수 있으나 이러한 요소만을 고려한 제작은 패키지에서의 많은 문제점을 일으킬 수 있다. 그러한 문제점들 중의 가장 큰 부분이 바로 열적인 처리이며, 현재 수 많은 연구가들이 MCM의 작동시 발생하는 발열을 처리할 수 있는 방법을 연구 하고 있다. 그러나 열 발생 장소인 칩의 발열을 모두 처리하기는 불가능하므로 처리되지 않은 나머지의 열량은 패키지 내에 있는 서로 다른 재료의 접합 부위에 열 하중으로 작용하게 된다. 이와 같은 열 하중을 받는 여러 가지 재료의 접합 점 부근에서는 각 재료에 대한 재료 상수의 차이로 인한 급격한 응력의 변화가 존재하게 되며, 이러한 응력은 접합된 재료의 파손을 유발하고 나아가서 칩의 성능 저하에 주요한 원인이 될 수 있다.

이와 같은 특이 응력에 관한 연구의 한 분야로서 열 하중을 받는 서로 다른 재료의 접합 점 근방의 균열에 대한 변위 및 응력 장의 유도에 관한 G. Yan 과 T. C. T. Ting [1], Chyanbin Hwu[2] 그리고 C. Atkinson 과 D. L. Clements[3]의 연구가 있고 이러한 변위 및 응력장을 이용하여 자유단 및 균열의 근방에 대한 응력 특이성의 연구를 Ryoji Yuuki 등[4] 그리고 Stephane S. Page 등[5] 이 했으며 또한 열 하중하에서 J-적분의 보존을 위한

수정 J-적분의 유도를 W. K. Wilson 과 I. W. Yu[6]가 그리고 동일한 조건에서 M-적분의 보존을 위한 수정 M-적분의 유도를 반응운[7]이 했다. 박상선 등[8] 은 이와 같은 수정 J-적분을 이용하여 열 하중하의 응력 강도계수 (stress intensity factor)의 계산을 하였다.

최근의 연구 중에서 Im 과 Kim[9]은 일반적인 썬기 문제에 대한 고유 함수(eigen function)의 해에 있어 모든 고유함수들이 M-적분의 의미로서 공액 고유함수(conjugate eigen function)들이 존재함을 밝힌 바 있다. 이러한 연구는 연구의 대상이 되는 탄성장과 중첩이 가능한 보조장의 형태로서 공액 고유함수의 사용이 가능하다는 것을 의미하며, 결과적으로 연구의 대상이 되는 탄성장에 대하여 두상태 M-적분을 적용하여 복합 썬기에 존재하는 특이 근접장의 강도를 계산하는데 사용할 수 있게 하였다.

본 연구에서는 이러한 서로 다른 재료의 접합 형태 가운데 박막(thin film)과 모재(substrate)간의 결합 부위인 자유단(free edge), 소더와 박막의 결합 부위인 썬기(wedge), 그리고 박막 내의 구리배선, 모재 및 폴리이미이드 (polyimide)가 동시에 접합하는 삼중점(triple junction point)의 근방에 Im 과 Kim[9]에 의해 유용성이 입증된 두 상태 M-적분법을 적용하여 각 재료의 재료 상수의 차이로 인한 급격한 응력의 변화에 대한 응력 강도 계수를 정상 상태(steady state)와 천이 상태(transient state) 온도 변화가 존재 할 경우에 대하여 계산하였다.

본 연구에서 다루고 있는 해석의 목적은 지난 수 십년간 지속 되어온 균열 근방의 특이 응력과 응력강도계수에 대한 연구와는 그 의미를 달리 한다. 그 이유로는 반도체 패키징내의 자유단, 썬기 및 삼중점 내부에 존재하는 균열은 이미 그 자체로서 구조물의 신뢰도 저하와 직접적으로 연결될 수 있기 때문이다. 그러므로 본 연구에서는 균열 발생 이전에 재료가 완전히 결합되어 있는 상태에 대하여 고려하며, 그러한 상태에 열 하중이 작용할 경우 파괴 및 파손을 예측 할 수 있는 파괴인자인 응력강도계수를 계산한다.

## 2. 열 하중하의 두상태 보존 적분

먼저 서로 다른 탄성 재료가 접합되어 있는 평면 변형률 하의 일반적인 형상을 고려하자(그림 1 참고). 우리는 각 재료들이 상호간의 경계면에서 서로 완전히 결합 되어 있으며 각각 등방성 재료라고 가정한다. 그리고 모델에 대해 수평한 방향을  $x_1$  방향으로,  $x_1$  방향에 대해 수직인 방향을  $x_2$  방향으로 설정한다.

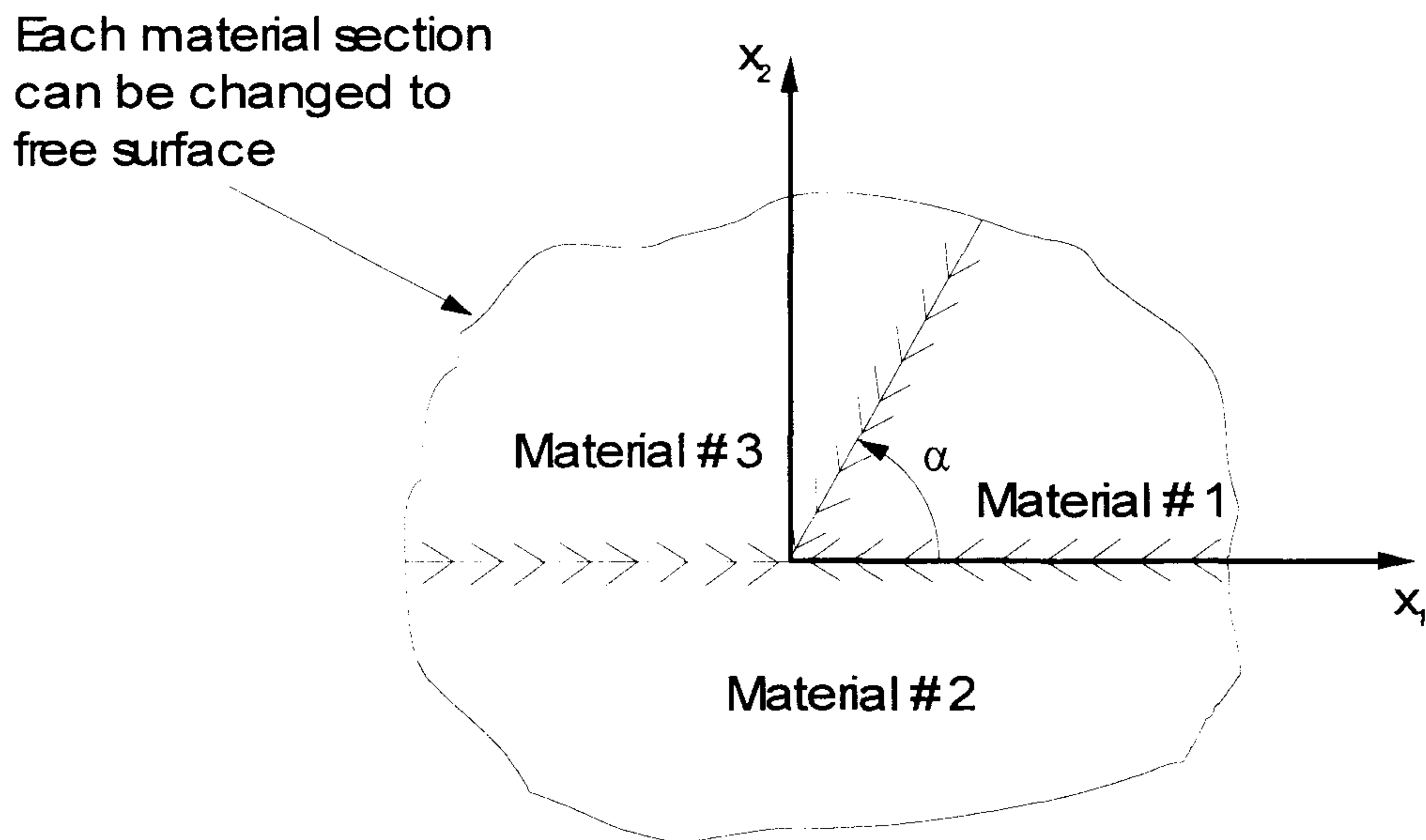


그림 2-1 Generic composite wedge

Chen 과 Shield [10]에 의해 유도된 두상태 보존 적분을 현재 우리가 고려하고 있는 평면 변형률 상태 하의 등방성 재료에 대해 적용하기 위해  $\sigma_{ij}$ ,  $\varepsilon_{ij}$  를 각각 직교 좌표계의 응력 및 변형률 텐서의 요소라고 두고 평면 변형률 상태를 가정 한다면, 열 하중이 존재할때의 지배 방정식은 다음과 같다.

$$T_{,ii} = 0 \quad (2-1.a)$$

$$\sigma_{ij,j} = 0 \quad (i, j = 1, 2) \quad (2-1.b)$$

$$\varepsilon_{ij} = (u_{i,j} + u_{j,i}) / 2 \quad (2-1.c)$$

$$\sigma_{ij} = C_{ijkl} \varepsilon_{kl} - \beta_{ij} T, \quad \beta_{ij} = \delta_{ij} E \alpha / (1 - 2\nu) \quad (2-1.d)$$

$$\text{where } C_{ijkl} = \mu \delta_{ik} \delta_{jl} + \mu \delta_{il} \delta_{jk} + 2\nu \mu \delta_{ij} \delta_{kl} / (1 - 2\nu)$$

여기서  $\mu$  와  $\nu$ 는 각각 횡 탄성계수(shear modulus) 및 프와송 비 (Poisson's ratio) 이다.  $\alpha$ 는 열 팽창계수,  $T$ 는 온도 그리고 기호 “ $_{,i}$ ”는 직교 좌표계  $x_i$ 에 대한 편미분을 의미한다.

만일 지배방정식 식(1.a)~식(1.d)에서 온도의 영향을 제외한다면 M-적분(Sternberg 와 Knowles [11])은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$M = \int_{\Gamma} (W n_j - t_i u_{i,j}) x_j ds \quad (2-2)$$

여기서  $n_j$ 는 경로  $\Gamma$ 의 바깥 방향을 향하는 단위 수직 벡터를  $W$ 와  $t_i$ 는 각각 변형률 에너지 밀도와 트랙션의 요소를 나타내며 그 형태는  $W = \frac{1}{2} \sigma_{pq} \varepsilon_{pq}$ 와  $t_i = \sigma_{ij} n_j$ 이다. 이러한 M-적분은 재료내에 포함되어 있는 균열 또는 동공 부위의 팽창에 대한 에너지 방출률의 의미를 갖게 되며 적분 경로(그림 2 참고)에 따라 독립적인 일정한 값을 갖게된다.

그러나 열 하중이 작용할 경우 식(2)는 모든 적분 경로에 대해서 에너지 방출률의 의미를 갖지 못하며 적분 경로에 따라 그 값이 보존되지 않는다. 그러므로 다음과 같이 그 수식이 수정 되어야 한다.

$$M = \int_{\Gamma_e} (W^e x_i n_i - t_i u_{i,j} x_j) ds \quad (2-3)$$

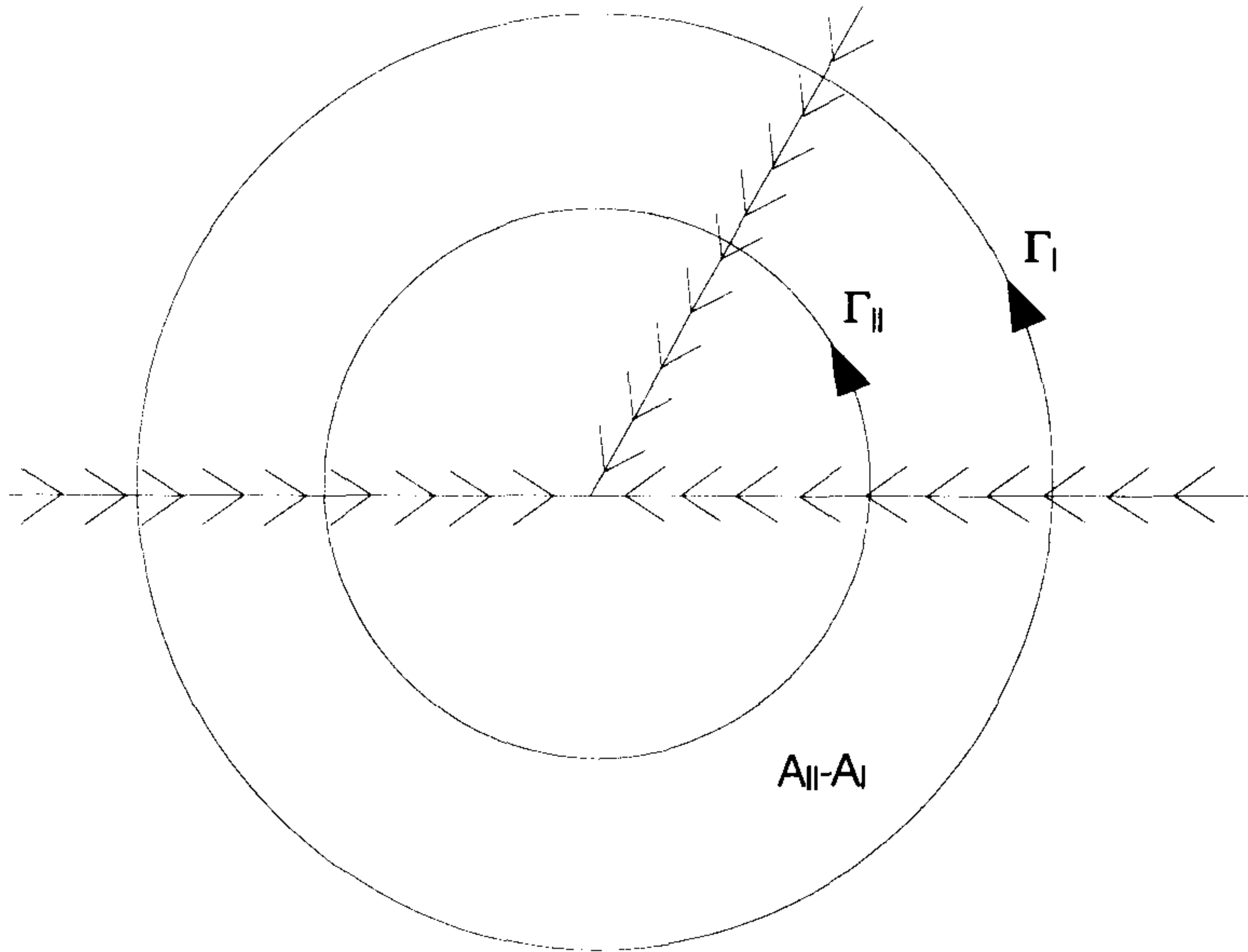


그림 2-2 M-integral path

여기서  $\Gamma_\varepsilon$  은 접합점 근방의 미소 경로(그림 3 참고)를 의미하며,  $W^e = \frac{1}{2} \sigma_{pq} \varepsilon_{pq}^m$ ,  $\varepsilon_{pq}^m$  는 변형률중 온도에 의한 변형률이 제외된 기계적 변형률을 의미한다. 이 표현식은 동공의 균일한 팽창에 대한 에너지 균형 (energy balance)으로부터 얻어낼 수 있다.

이제 식(3)에 대한 면적 적분 형태를 열 하중이 작용할 경우를 고려하여 유도해보면 다음과 같다.

$$M = \int_{A-A_\varepsilon} (\sigma_{li} u_{i,j} - W^e \delta_{jl}) x_j q_{,l} dA + \int_{A-A_\varepsilon} \alpha [(1+\nu)\sigma_{kk} - E\alpha T] (T_{,j} x_j + T) q dA \quad (i, j, k = 1, 2) \quad (2-4)$$



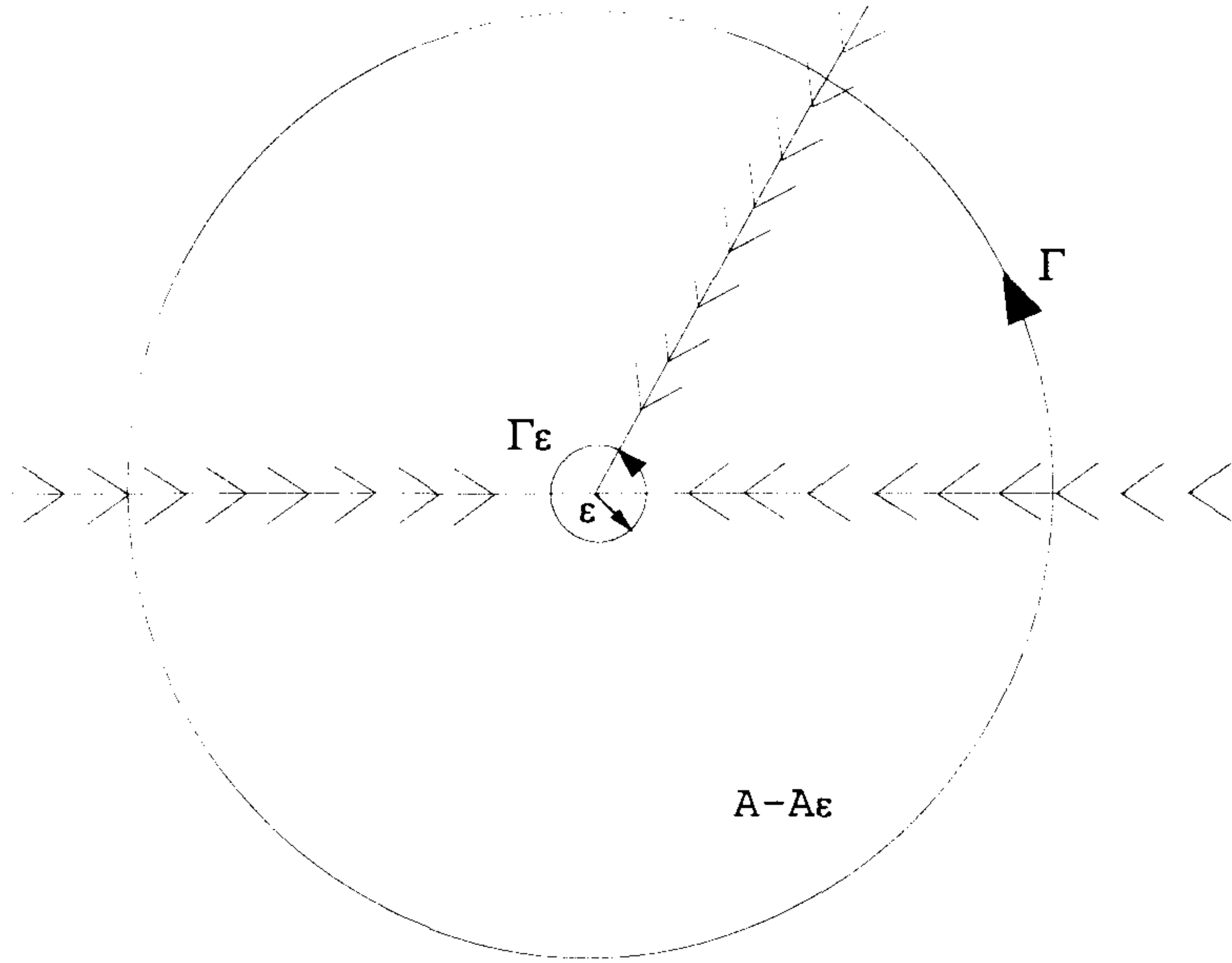


그림 2-3 Integral path under therm loading

여기서  $A-A_\epsilon$ 는 경로  $\Gamma_\epsilon$ 와 임의의 경로  $\Gamma$ 가 이루는 원환의 면적이다  $q$ 는 가중 함수이며  $\Gamma$ 에서 그 값은 0 이고 선형적으로 변화하여  $\Gamma_\epsilon$ 에서 그 값이 1 이다(그림 3 참고). 이와 같이 유도된 면적 적분 형태의 열 하중하의 M-적분 식(4)는 임의의 적분 면적에 대해 독립적인 값을 갖게된다.

이제 두개의 독립적인 탄성 상태 A 와 B 를 가정하면, 우리는 이러한 두 개의 평형 상태를 중첩시킴으로서 또 다른 탄성 상태인 C 를 얻을 수 있으며 이때 M-적분은 다음과 같이 나타낼수 있다.

$$M^C = M^A + M^B + M^{(A,B)} \quad (2-5)$$

여기서 윗첨자 A, B 와 C 는 각각의 탄성상태를 의미하며 열하중하에서 수정된 두상태 M-적분  $M^{(A,B)}$ 의 형태는 다음과 같다.

$$M^{(A,B)} = \int_{A-A_\varepsilon} [\sigma_{li}^A u_{i,j}^B + \sigma_{li}^B u_{i,j}^A - \sigma_{pq}^A \varepsilon_{pq}^B] x_j q_l dA$$

$$+ \int_{A-A_\varepsilon} \alpha(1+\nu) \sigma_{kk}^B (T_j^A x_j + T^A) q dA \quad (i, j, k = 1, 2) \quad (2-6)$$

유도된 식(6) 역시 적분 영역에 독립적인 값을 갖게 된다. 이러한 M-적분에 대한 두상태 M-적분  $M^{(A,B)}$ 는 탄성 A 상태와 탄성 B 상태의 상호 작용으로 인해 계산될 수 있다.

### 3. 등방성 재료로 구성된 재료 접합점에 대한 두상태 M-적분의 적용

응력강도계수의 계산을 위한 두상태 M-적분을 적용하기 위해 Im 과 Kim[9]이 유도한 췌기에서의 변위장 및 응력장(부록 A 참고)과 두가지 탄성상태의 중첩을 얻어내기 위한 보조장을 도입하면(부록 B 참고), 식(6)은 최종적으로 다음과 같은 식으로 표현될 수 있다.

$$M^{(A,B)} = a_s I_a(\Psi, \delta_s) + b_s I_b(\Psi, \delta_s) \quad (2-7)$$

여기서

$$I_a(\Psi, \delta_s) = \int_0^{2\pi} \text{Re}[e^{i\Psi} F(\delta_s, \delta_s^c, \theta) + e^{-i\Psi} G(\delta_s, \delta_s^c, \theta)] d\theta$$

$$I_b(\Psi, \delta_s) = \int_0^{2\pi} \text{Im}[e^{i\Psi} F(\delta_s, \delta_s^c, \theta) + e^{-i\Psi} G(\delta_s, \delta_s^c, \theta)] d\theta$$

여기서 적분식  $I_a(\Psi, \delta_s)$ 와  $I_b(\Psi, \delta_s)$ 의 값은 설정된  $\Psi$ 의 값에 대하여 수치적분 공식인 심프슨 공식(Simpson's rule)으로 계산해 낼수 있다  $\Psi$  값은 두 가지로 설정할 수 있으며  $I_a$ 와  $I_b$ 의 계산시 편의를 위해서

$\Psi = 0$  과  $\Psi = \frac{\pi}{2}$  로 설정한다. 이를 통하여 복소수 고유치의 경우 두개의 미지수  $a_s$  와  $b_s$  를 갖는 두개의 선형 방정식을 식(5)와 식(7)으로 부터 유도할 수 있으며 그 미지수들은 하중인자  $\beta_s = a_s - ib_s$  를 구성한다. 여기서 만일 실수 고유치가 계산될 경우  $\Psi = 0$  만을 이용하여 미지수  $a_s$  를 계산해 낼 수 있고 이때의 하중인자는  $\beta_s = a_s$  이며  $b_s = 0$  이다. 식(7)의  $M^{(A,B)}$  에 대한 정확한 계산은 면적적분으로 구성된 식(5)에 포함된 탄성 A 상태의 변위 및 응력장을 일반적인 유한요소법의 해석결과를 이용하고 탄성 B 상태의 변위 및 응력장을 식(B-2)의(부록 B 참고) 보조장을 이용 함으로서 이루어질 수 있다. 본 논문에서는 이러한 일반적인 유한요소법을 이용한 해석을 위하여 상용 코드인 ABAQUS 를 사용하고 있다. 식 (7)에서  $I_a$  와  $I_b$  의 계산시 온도의 영향은 고려해줄 필요는 없다. 그 이유는 온도는 원점장(far-field)에서 적용되는 조건으로서 우리가 계산하고자 하는  $\beta_s$ ,  $a_s$  와  $b_s$  에만 영향을 미치기 때문이다. 이러한 이유로 인해 우리는 온도장에 대한 해를 직접적으로 유도하지는 않았다.

#### 4. 수치해석의 예제

사용된 모델의 형태와 경계 조건 그리고 메쉬의 형태는 그림 4 와 그림 5 에 나타내었다. 이와같은 문제의 경우 M-적분법을 적용하기 위한 영역은 열 응력 해석을 위한 전체 모델에 비해 매우 작으며, 전체 모델에 존재하는 박막(thin film) 내부의 구리 배선에 대한 모델링을 직접 구성하기는 불가능 하다. 그러므로 전체 모델에 직접적으로 M-적분 적용 영역을 삽입하여 계산하기 보다는 ABAQUS 의 전체-국부(global-local) 모델 해석법을 이용하여 먼저 전체 패키지의 형상을 해석하고 그 해석을 통하여 얻어낸 온도 및 변위값들을 경계조건으로 이용하여 두상태 M-적분법을 적용할 영역을 포함한 국부모델 (local model)을 해석한다. 이러한 해석을 마친 후 두

상태 M-적분법을 적용할 영역에 대한 ABAQUS의 결과를 직접 도입하여 두상태 M-적분법을 적용하게 된다.

전체 모델의 해석시 초기 온도는 20°C로 설정하였고 열 발생 장소로서 칩은 1 W/m<sup>2</sup>의 열량을 발생 한다고 가정 하였으며 공기 강제 대류 상태에 대한 가정으로서 열 대류 계수를  $h=1.0 \times 10^3$ 로 설정하였다. 발생한 열량은 일부는 칩의 표면으로 대류가 이루어지며 그 나머지 부분은 소더와 구리배선을 통하여 전도가 이루어져 각각의 서로 다른 재료의 접점에 열 특이 응력을 발생시킨다.

자유단의 경우 두상태 M-적분법의 적용영역의 크기를 50 $\mu$ m x 50 $\mu$ m로 설정하였고 서로 다른 세가지 재료의 접합점인 삼중점의 경우 두상태 M-적분의 적용영역의 크기를 10 $\mu$ m x 10 $\mu$ m로 그리고 소더와 박막이 접하는 썬치의 경우 50 $\mu$ m x 50 $\mu$ m로 설정 하였다(그림 4 참고). 소더와 폴리이미드의 접합 각도와 폴리이미드와 모재의 접합각도를 각각 90°로 설정하여 응력 강도계수를 계산 하였다. 삼중점의 경우에는 다양한 접합 형상에 대해 본 연구의 방법이 적용 가능함을 보이기 위해 구리배선의 접합 각도를 45°, 90°, 135°의 세가지 경우에 대해 응력강도계수를 각각 계산 하였다.

사용된 재료 상수는 표 1에 나타내었다. 표 2와 표 3에서는 세가지의 서로 다른 재료가 접합된 삼중점과 소더와 박막이 접촉된 썬치 그리고 자유단에 대한 고유치  $\delta_n$ 의 계산 결과를 나타내었다. 이 결과에서 모든 응력 특이성이 실수임을 확인할 수 있었으며 각각의 고유치에 대해 식(B-1)을 만족하는 공액 고유치의 존재 역시 확인할 수 있었다.

그림 6에서 그림 8까지는 열 하중하의 두상태 M-적분식인 식(5)의 자유단 썬치 그리고 삼중점의 구리배선이 90°로 결합되어 있는 경우에 대한 계산의 결과를 나타 내었다. 수평축은 원주방향의 요소 띠들의 적분 반경방향에 대한 수를 의미한다. 각각의 요소띠들에 대해 두 상태 M-적분 값이 독립적임을 알 수 있다.

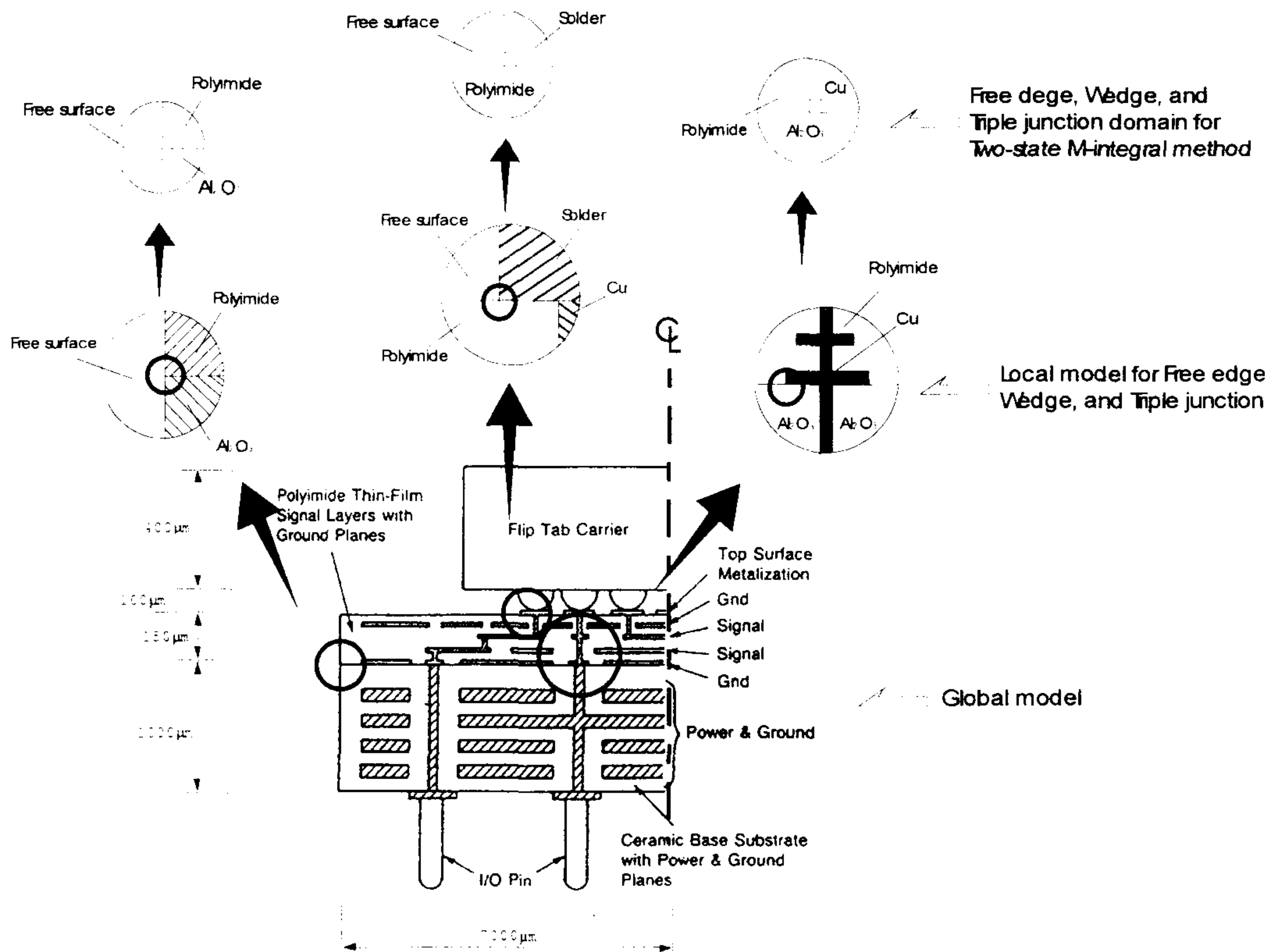


그림 2-4 Example of free edge, triple junction and wedge in electronic packaging



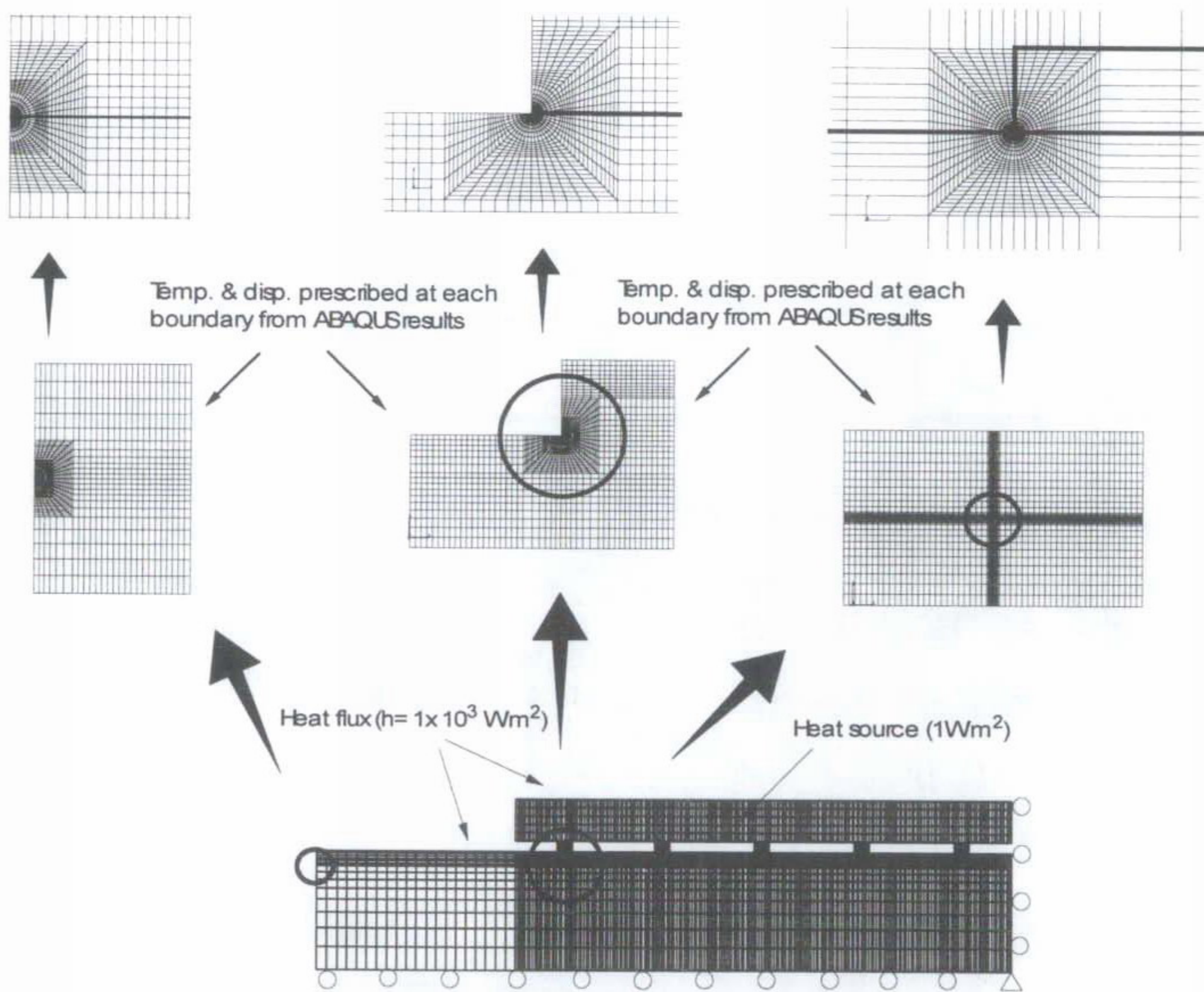


그림 2-5 Boundary condition and mesh shape of electronic packaging

표 2-1 Material properties for numerical examples

	Substrate	Polyimide	Solder	Chip	Cu
Young's Modulus(Gpa)	300.0	100.0	30.0	188.0	118.0
Poison's Ratio	0.25	0.35	0.3	0.26	0.34
C.T.E (ppm/°C)	6.0	20.0	28.0	2.6	16.6
Conductivity (W/m°C)	25.0	5.0	36.0	150.0	401.0

이제 무차원화된 응력강도계수는 두상태 M-적분을 이용한 해석의 결과로서 계산된  $\beta_s$  값을 이용하여 다음의 수식을 이용하여 계산해낼 수 있다. (Im 과 Kim [12])

$$K^* = \frac{\sqrt{2\pi\beta_s}h^{\delta_s}}{E^*} \quad (2-8)$$

여기서  $E^*$  는 각각의 모델에 있어 접합된 재료중 가장 큰 종 탄성계수 (Young's modulus)를 그리고  $h$ 는 두상태 M-적분법이 적용되는 영역의 폭을 사용한다.

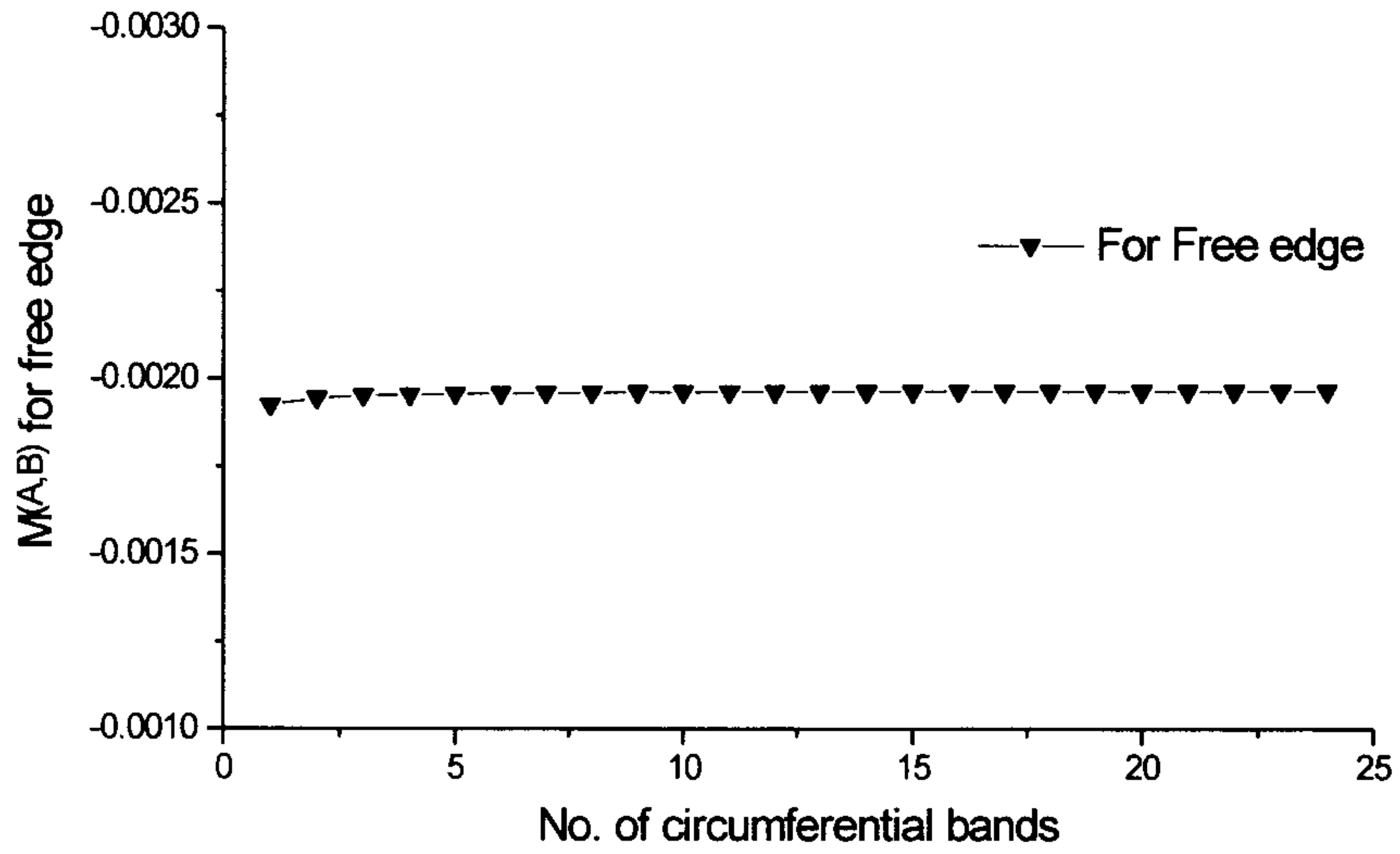


그림 2-6 Path independence of two-state M-integral for free edge

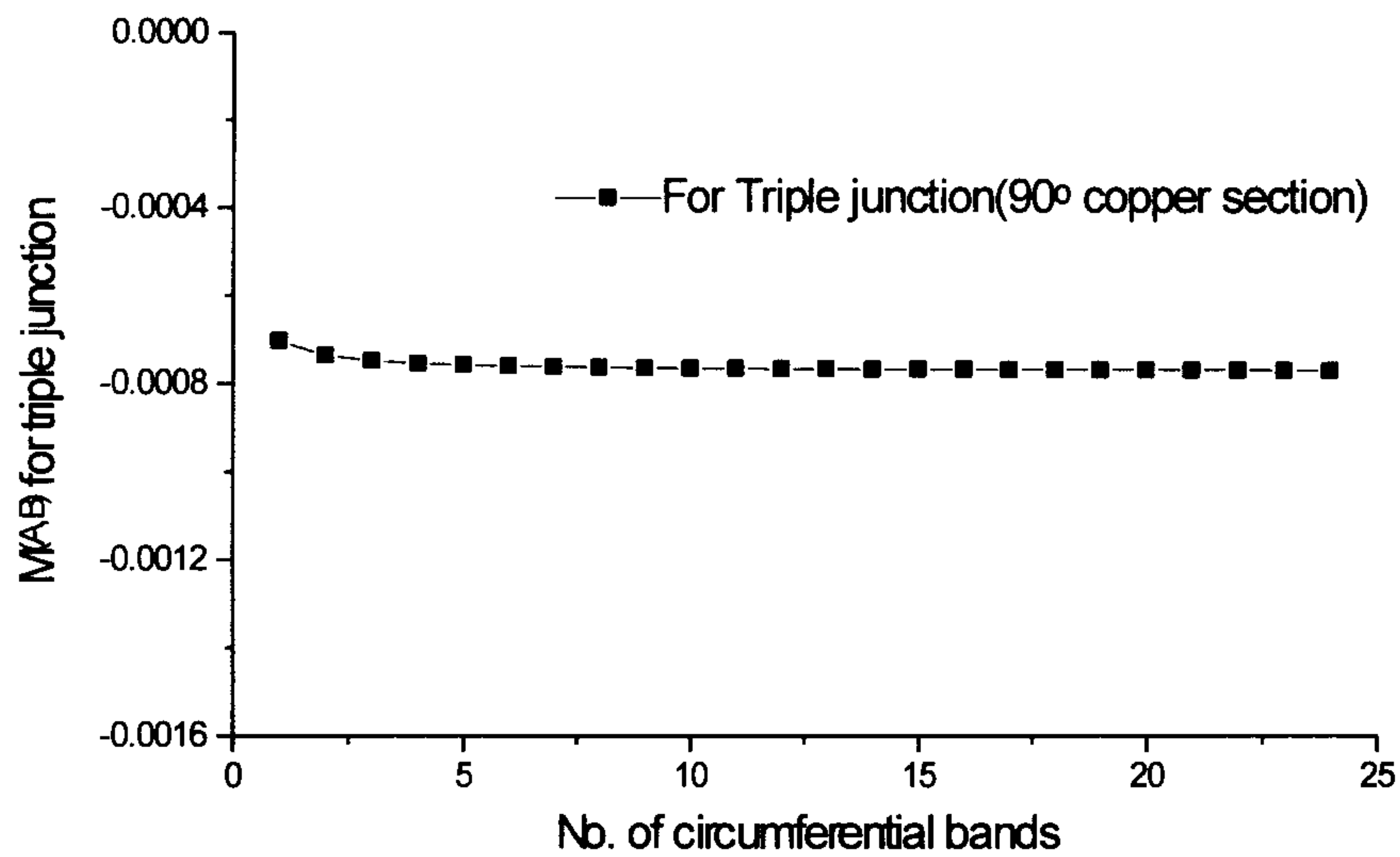


그림 2-7 Path independence of two-state M-integral for triple junction



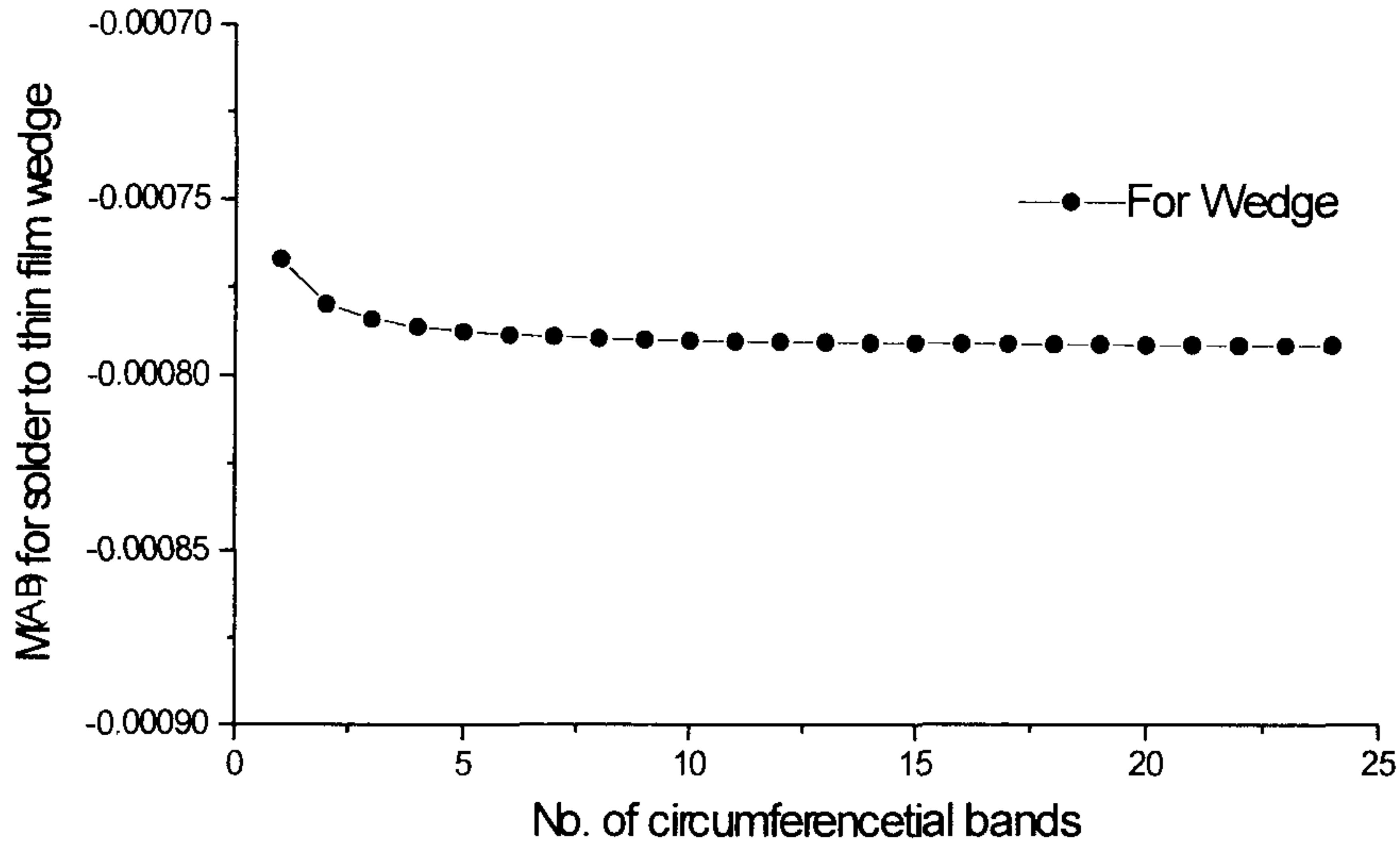


그림 2-8 Path independence of two-state M-integral for wedge

표 4에 각각의 모델의 경우에 대한 정상상태 온도 변화에 계산되어진 무차원 응력강도계수를 나타내었다. 본 연구에서는 자유단, 삼중점 그리고 썬기의 형태에 대해서만 응력강도 계수를 계산 하였지만 본 연구에서는 다루지 않고 있는 패키징 내에서 발생할 수 있는 다른 다양한 재료간의 접합과 다양한 형상의 결합 형태에 관해서도 본 연구의 내용을 적용한다면 쉽게 계산해 낼 수 있다.

천이 온도 상태에 대한 해석은, 칩이 발열을 시작한 후 정상 상태에 도달하기 까지 존재할 수 있는 급격한 온도의 변화에 대한 평가를 목적으로 한다. 만일 이러한 급격한 온도의 변화가 존재 할 경우에는 그 온도로 인한 응력강도 계수 역시 급격한 크기의 변화를 갖게되므로 이와같은 상태에 대해서 우리가 고려해야할 응력강도계수는 정상상태의 응력 강도계수가 아니라 급격한 온도 변화에 대한 응력 강도계수여야만 한다. 그림 9

㉟ 2-2 Eigen values for triple junction

45° junction case	90° junction case	135° junction case
$1.9917 \pm i0.0203$	$1.9999 \pm i0.0207$	$2.0081 \pm i0.0198$
0.99989	$1.9895 \pm i0.1258$	1.94364
0.99917	$1.0261 \pm i0.0269$	$0.9999 \pm i0.0119$
0.02088	$0.9723 \pm i0.0256$	$0.9990 \pm i0.0083$
0.00856	0.02390	0.02247
0.0	0.0	0.0
-0.02239	-0.00039	-0.00941
-1.97761	-0.02470	-0.02106
-2.0	-1.97530	-1.97893
-2.00856	-1.99960	-1.99059
-2.02088	-2.0	-2.02247
-2.99917	-2.20390	$2.9990 \pm i0.0083$
-2.99989	$-2.9723 \pm i0.0256$	$2.9999 \pm i0.0119$
$3.9917 \pm i0.0203$	$-3.0261 \pm i0.0269$	-3.94364



⌘ 2-3 Eigen values for free edge and wedge

Free edge	Wedge
$1.9992 \pm i0.1126$	$3.8436 \pm i1.1873$
$1.0336 \pm i0.1905$	$2.8337 \pm i0.9815$
$0.7604 \pm i0.3693$	$1.8042 \pm i0.8368$
0.0	$0.8114 \pm i 0.4607$
-0.01978	0.0
-0.37599	-0.01004
-1.0	-1.0
-1.0	-1.0
-1.62401	-1.89959
-1.98022	-2.0
-2.0	$-2.8114 \pm i0.4607$
$-2.7604 \pm i0.3693$	$-3.8042 \pm i0.8368$
$-3.0338 \pm i0.1905$	$-4.8337 \pm i0.9815$
$-3.9992 \pm i0.1126$	$-5.8436 \pm i1.1873$

표 2-4 Results for dimensionless fracture parameter  $K^*$

		Leading stress singularity	Normalized fracture parameter
free edge		-0.100409	-.1858447e-05
Triple junction	45°	-0.022387	-.4650029e-04
	90°	-0.024696	.51533942e-05
	135°	-0.021058	.1339989e-03
Solder joint wedge		-0.375990	-.2804073e-04

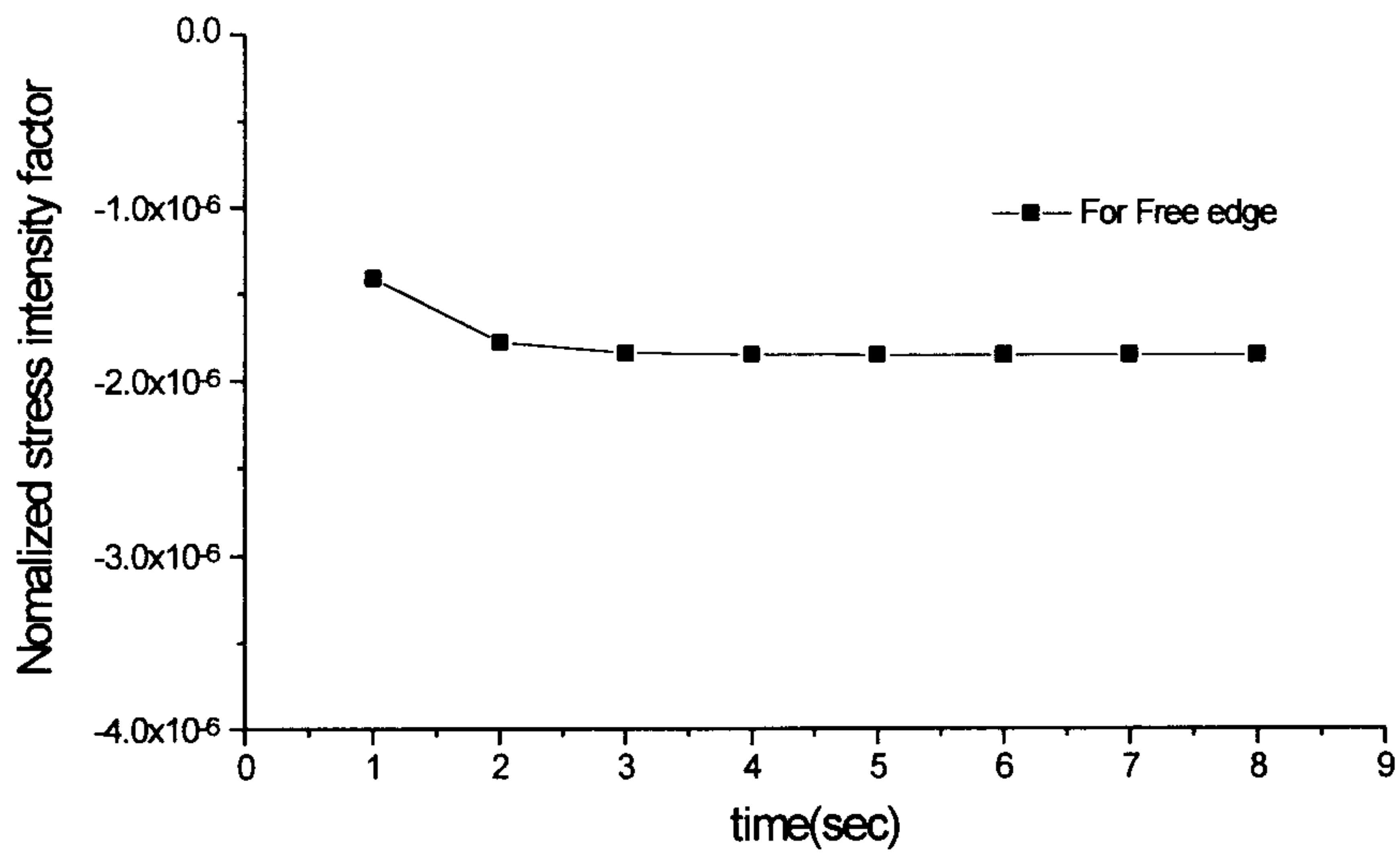


그림 2-9 Change of normalized stress intensity factor according to time for free edge

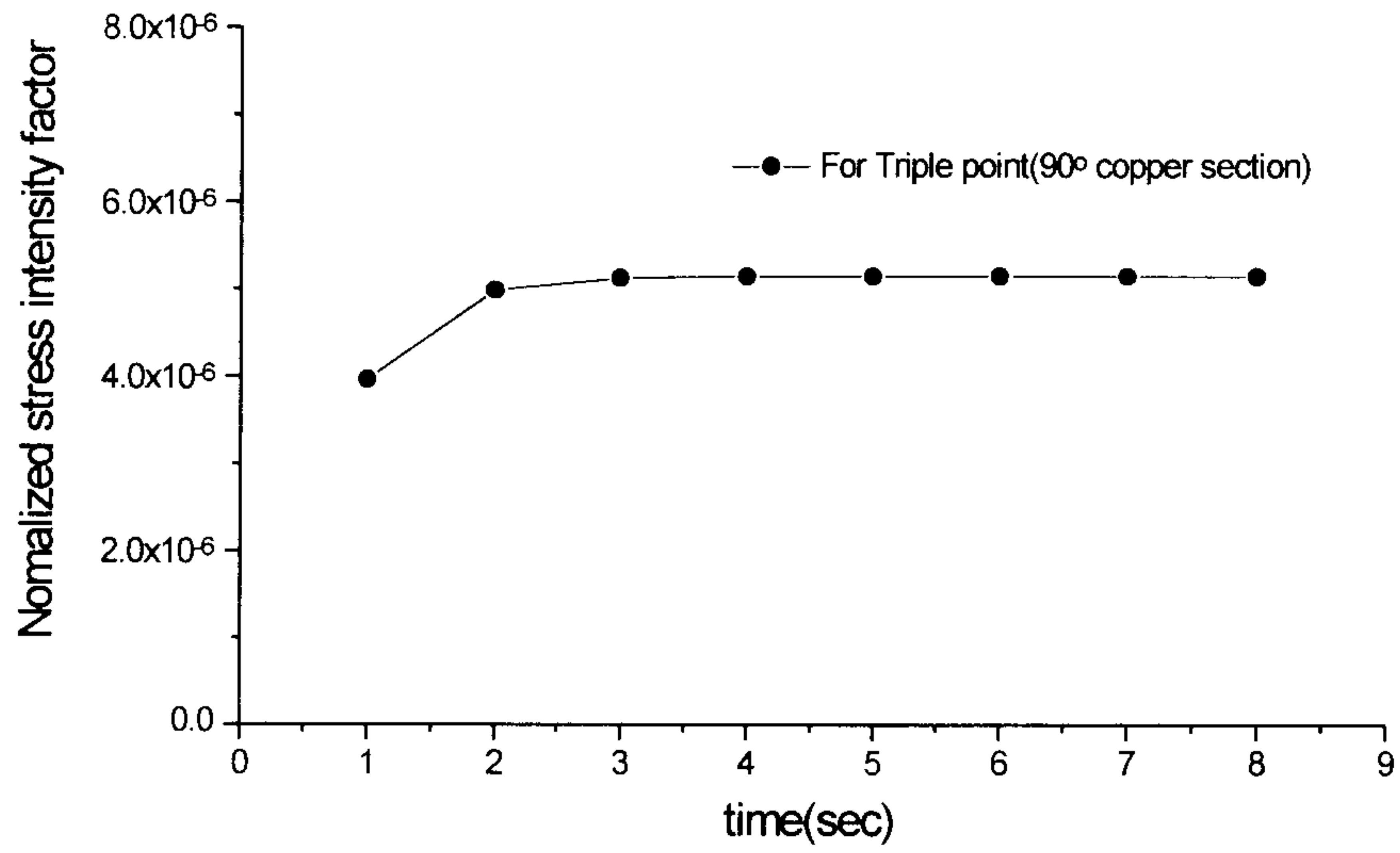


그림 2-10 Change of normalized stress intensity factor according to time for triple point

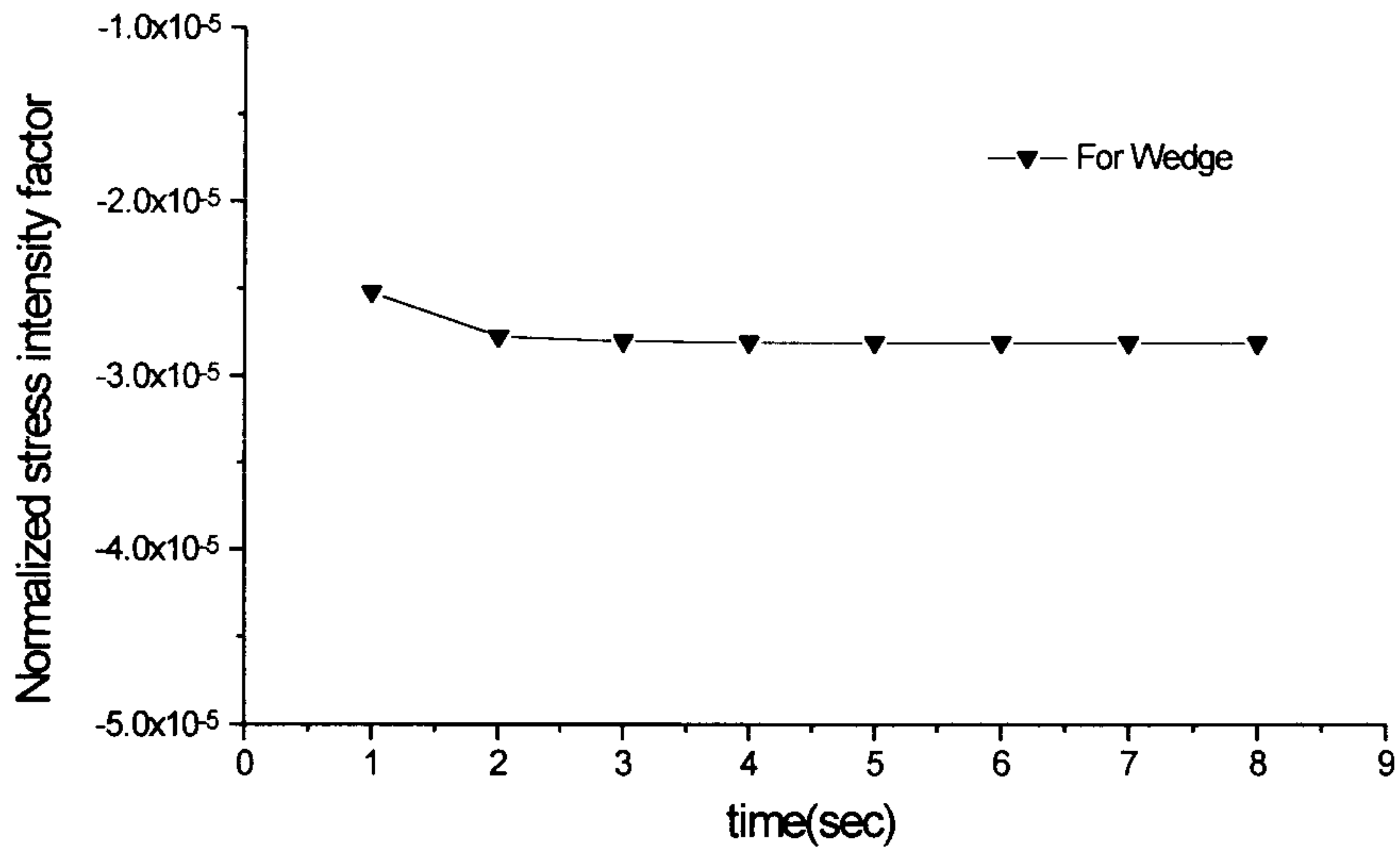


그림 2-11 Change of normalized stress intensity factor according to time for wedge

에서 그림 11까지는 천이 온도 상태에 있어 시간에 대한 응력강도계수의 변화를 자유단, 썬기 그리고 구리배선이 90°로 접합된 3 중점에 대하여 나타내었다. 모든 모델의 경우에 대하여 시간의 변화후 정상상태에 도달하기 까지 급격한 응력강도계수의 변화는 없음을 알 수 있다.

## 5. 결론

두상태 M-적분법을 열 하중이 작용하는 반도체 패키징 내의 자유단과 썬기 그리고 삼중점에 대한 응력강도계수의 계산에 적용하였다. 이와 같은 방법은 기존의 특이 응력이 존재하는 문제의 해석을 위한 hybrid FEM, boundary collocation method 또는 enriched FEM 과 같은 복잡한 해석 방법을 사용하지 않고도 일반적인 유한 요소법(regular FEM)을 이용하여 응력강도계수를 계산해낼 수 있으므로 보다 간단하며 효율적인 계산 방법이라는 결론을 내릴 수 있다. 또한 그 적용 대상의 다양성으로 인해 수많은 형태의 썬기와 다양한 하중 조건에 대한 썬기 모델의 파괴 역학적 설계시 유용한 자료를 제공할 수 있다.

부록 A

평면 변형률 상태 하의 등방성 탄성체에 대한 에어리 응력함수(Airy stress function)는  $F(x, y) = Re \sum_{k=1}^2 [\chi_k(z_k) + \bar{z}_k \varphi_k(z_k)]$ 로 나타낼수 있으며 여기서  $z_1 = x + iy = z, z_2 = x - iy = \bar{z}$  (Im[2-13] 참고)이다.  $\chi_k(z_k)$ 와  $\varphi_k(z_k)$ 에 대하여 적당한 윌리엄 형태(William type)의 고유함수를 도입하면 함수  $F(x, y)$ 를 다음과 같이 나타낼수 있다.

$$F(x, y) = Re \sum_{\delta_n} \beta_n \left[ C_{1n} \frac{z^{\delta_n+2}}{(\delta_n+1)(\delta_n+2)} + C_{2n} \frac{\bar{z} z^{\delta_n+1}}{\delta_n+1} + C_{3n} \frac{\bar{z}^{\delta_n+2}}{(\delta_n+1)(\delta_n+2)} + C_{4n} \frac{z \bar{z}^{\delta_n+1}}{\delta_n+1} \right] \quad (A-1)$$

여기서  $C_{kn} (k=1 \sim 4)$ 은 고유치  $\delta_n$ 에 대한 고유벡터이다. 실수 고유치  $\delta_n$ 에 대한  $C_{kn}$ 의 정규화를 위하여  $C_{(k+2)n} = \bar{C}_{kn}$ 의 관계를 유지하게 되며 이러한 이유로 실수 고유치  $\delta_n$ 에 대한 하중인자  $\beta_n$ 은 실수가 된다. 위의 관계식을 다음과 같은 관계식과

$$\sigma_{11} = \frac{\partial^2 F}{\partial y^2} \quad \sigma_{12} = -\frac{\partial^2 F}{\partial x \partial y} \quad \sigma_{22} = \frac{\partial^2 F}{\partial x^2} \quad (A-2)$$

지배방정식 (1-a)~(1-d)에 대입하면 고유함수의 급수형태로 응력 요소와 변위 요소들을 구할 수 있다.



$$\begin{aligned}
\sigma_{\alpha\beta}^{(m)} &= \text{Re} \left[ \sum_{\delta_n} \beta_n \sum_{k=1}^2 [C_{kn}^{(m)} (\Lambda_{\alpha\beta k} g'_n(z) + \Gamma_{\alpha\beta k} \bar{z} g''_n(z)) + \right. \\
&\quad \left. C_{(k+2)n}^{(m)} (\bar{\Lambda}_{\alpha\beta k} g'_n(\bar{z}) + \bar{\Gamma}_{\alpha\beta k} z g''_n(\bar{z})) \right] \\
u_{\alpha}^{(m)} &= \frac{1}{2\mu^{(m)}} \text{Re} \left[ \sum_{\delta_n} \beta_n \sum_{k=1}^2 [C_{kn}^{(m)} (p_{\alpha k}^{(m)} g_n(z) + q_{\alpha k} \bar{z} g'_n(z)) + \right. \\
&\quad \left. C_{(k+2)n}^{(m)} (\bar{p}_{\alpha k}^{(m)} g_n(\bar{z}) + \bar{q}_{\alpha k} z g'_n(\bar{z})) \right] \\
&\text{with } g'_n(z) = z^{\delta_n}, \text{ and the nonzero components of } \Lambda_{\alpha\beta k}, \Gamma_{\alpha\beta k}, p_{\alpha k}^{(m)}, q_{\alpha k} : \\
&- \Lambda_{111} = \Lambda_{221} = i\Lambda_{121} = 1, -\Lambda_{112} = \Lambda_{222} = 2, \Gamma_{112} = -\Gamma_{222} = -i\Gamma_{122} = -1 \\
&p_{11}^{(m)} = -ip_{21}^{(m)} = -1, p_{12}^{(m)} = ip_{22}^{(m)} = 3 - 4\nu^{(m)}, q_{12} = -iq_{22} = -1
\end{aligned} \tag{A-3}$$

여기서  $\delta_n$ 은 고유치(eigen value) 그리고  $C_{kn}$ 은 고유치  $\delta_n$ 에 대한 고유벡터(eigen vector)이며 본 논문에서는 간략하게  $C_k(\delta_n)$ 으로도 표기하였다. 또한  $\beta_n = \beta(\delta_n)$ 은 결과적으로 계산 되어야할 미지수이며 고유치  $\delta_n$ 에 대한 탄성장의 강도(intensity) 또는 하중인자라고도 할수 있고 계산되어질 응력강도계수와 식(8)과 같은 관계를 갖고 있다. 위첨자 “(m)”은 썩기의 m 번째 재료 구간을 의미한다. 연구 대상인 모델의 경우 변형률 에너지의 유한성으로 인해 고유치  $\delta_n$  값은 그 크기가  $Re(\delta_n) > -1$  영역으로서 제한 되어야 하며 썩기의 접점근방에서 특이 응력을 유발시키는 고유치인 응력 특이성  $\delta_s$ 의 크기의 범위는  $-1 < Re(\delta_n) < 0$  로서 제한된다.

식(A-3)의 고유치  $\delta_n$ 과 고유벡터  $C_{kn}$ 의 결정을 위한 근접장조건들은 각각의 재료구간의 경계면을 따라 다음과 같이 나타난다.

$$\begin{aligned}
\sigma_{\theta\theta}^{(k)} &= \sigma_{\theta\theta}^{(k+1)}, \sigma_{r\theta}^{(k)} = \sigma_{r\theta}^{(k+1)} \text{ along } \theta = \alpha^{(k)} \\
u_r^{(k)} &= u_r^{(k+1)}, u_{\theta}^{(k)} = u_{\theta+1}^{(k+1)} \text{ along } \theta = \alpha^{(k)}
\end{aligned} \tag{A-4}$$

여기서  $k=1\sim N$  그리고  $N$  은  $k=N$  의 경우  $k+1$  즉 최종의 구간을 의미한다. 만일 임의의 썩기형태가  $N$  개의 재료구간으로 구성이 되어 있다면 전체적으로  $4N$  개의 근접장 조건들이 구성되고 이러한 조건들은 고유치  $\delta_n$  과 적당한 정규화를 통하여  $4N$  개의 고유벡터  $C_{kn}^{(m)}$  ( $k=1\sim 4$  그리고  $m=1\sim N$ ) 을 계산하기위한 충분한 조건이 된다.

## 부록 B

두가지 탄성상태의 중첩을 얻어내기위한 보조장을 유도하기위해 Im 과 Kim[2-9]은 하나의 고유치  $\delta_l$  에대하여 다음과 같은 관계를 만족하는 고유함수의 쉐레 고유함수의 형태를 갖는 보조장이 존재함을 보였다.

$$\delta_l^c + \delta_l = -2 \quad (\text{B-1})$$

응력특이성  $\delta_s$  에 대해서는 쉐레 고유함수  $\delta_s^c = -2 - \delta_s$  가 정의되며 이러한 고유치를 갖는 탄성 상태의 고유함수를 보조장으로 정의 하였다. 즉

$$\begin{aligned} \sigma_{\alpha\beta}(\delta_s^c) = & \text{Re}[\beta_s^c \sum_{k=1}^2 [C_{ks}(\Lambda_{\alpha\beta k} g'_s(z) + \Gamma_{\alpha\beta k} \bar{z} g''_s(z)) + \\ & C_{(k+2)s}(\bar{\Lambda}_{\alpha\beta k} g'_s(\bar{z}) + \bar{\Gamma}_{\alpha\beta k} z g''_s(\bar{z}))]] \\ u_{\alpha}(\delta_s^c) = & \frac{1}{2\mu} \text{Re}[\beta_s^c \sum_{k=1}^2 [C_{ks}(p_{\alpha k} g_s(z) + q_{\alpha k} \bar{z} g'_s(z)) + \\ & C_{(k+2)s}(\bar{p}_{\alpha k} g_s(\bar{z}) + \bar{q}_{\alpha k} z g'_s(\bar{z}))]] \end{aligned} \quad (\text{B-2})$$

with  $s$  being the index indicating the eigenvalue  $\delta_s^c$ , so that

$$g_s(z) = z^{\delta_s^c} \quad \text{and} \quad C_{ks} = C(\delta_s^c)$$

여기서  $\beta_s^c$  는 켈레 고유함수에 대한 하중 인자이다

### 부록 C

이제 식(A-3)에서 구한 탄성장을 탄성상태 A 로 그리고 보조장인 식 (B-2)를 탄성상태 B 로 각각 식(5)에 대입한 후 매우 임의 반경  $r$  을 갖는 적분 경로를 선택할 경우 우리는 두상태 M-적분의 선적분 형태인 식(5)를 다음과 같이 유도할수 있다.

$$M^{(A,B)} = \sum_{n=1}^{\infty} \int_{\Gamma} \text{Re} [r^{\delta_n + \delta_s^c + 2} \beta_n \beta_s^c F(\delta_n, \delta_s^c, \theta) + r^{\delta_n + \bar{\delta}_s^c + 2} \beta_n \bar{\beta}_s^c G(\delta_n, \delta_s^c, \theta)] d\theta \quad (\text{C-1})$$

여기서  $F(\delta_n, \delta_s^c, \theta)$  와  $G(\delta_n, \delta_s^c, \theta)$  는 각각의 재료구간에 대하여 정의 되며 그 형태는 다음과 같다.

$$\begin{aligned}
F(\delta_n, \delta_s^c, \theta) &= \frac{2}{\mu} \operatorname{Re} \left[ \begin{aligned} &\Delta(\delta_n, \delta_s^c, \theta) + \Delta(\delta_s^c, \delta_n, \theta) + \{2 - 4\nu - (1 - \nu)(\delta_n + \delta_s^c)\} \times \\ &\{C_2(\delta_n)C_2(\delta_s^c)e^{i(\delta_n + \delta_s^c)\theta} \\ &+ C_4(\delta_n)C_4(\delta_s^c)e^{-i(\delta_n + \delta_s^c)\theta}\} - (1 - \nu)\{C_1(\delta_n)C_2(\delta_s^c) + \\ &C_2(\delta_n)C_1(\delta_s^c)\}e^{i(\delta_n + \delta_s^c + 2)\theta} - \\ &(1 - \nu)\{C_3(\delta_n)C_4(\delta_s^c) + C_4(\delta_n)C_3(\delta_s^c)\}e^{-i(\delta_n + \delta_s^c + 2)\theta} \end{aligned} \right] \\
G(\delta_n, \delta_s^c, \theta) &= \frac{2}{\mu} \operatorname{Re} \left[ \begin{aligned} &\Omega(\delta_n, \delta_s^c, \theta) + \bar{\Omega}(\bar{\delta}_s^c, \bar{\delta}_n, \theta) + (2 - 4\nu - \delta_n \bar{\delta}_s^c) \times \\ &\{C_2(\delta_n)\bar{C}_2(\bar{\delta}_s^c)e^{i(\delta_n - \bar{\delta}_s^c)\theta} \\ &+ C_4(\delta_n)\bar{C}_4(\bar{\delta}_s^c)e^{-i(\delta_n - \bar{\delta}_s^c)\theta}\} - C_1(\delta_n)\bar{C}_1(\bar{\delta}_s^c)e^{i(\delta_n - \bar{\delta}_s^c)\theta} + \\ &C_3(\delta_n)\bar{C}_3(\bar{\delta}_s^c)e^{-i(\delta_n - \bar{\delta}_s^c)\theta} \\ &+ \delta_j\{C_2(\delta_n)\bar{C}_1(\bar{\delta}_s^c)e^{i(\delta_n - \bar{\delta}_s^c - 2)\theta} + \\ &C_4(\delta_n)\bar{C}_3(\bar{\delta}_s^c)e^{-i(\delta_n - \bar{\delta}_s^c - 2)\theta}\} \\ &+ \bar{\delta}_k\{C_1(\delta_n)\bar{C}_2(\bar{\delta}_s^c)e^{i(\delta_n - \bar{\delta}_s^c + 2)\theta} + \\ &C_3(\delta_n)\bar{C}_4(\bar{\delta}_s^c)e^{-i(\delta_n - \bar{\delta}_s^c + 2)\theta}\} \end{aligned} \right]
\end{aligned}
\tag{B-2}$$

그리고

$$\begin{aligned}
\Delta(\delta_n, \delta_s^c, \theta) &= e^{-i(\delta_n - \delta_s^c)\theta} \left[ \begin{aligned} &C_3(\delta_n)C_1(\delta_s^c) + C_4(\delta_n)C_2(\delta_s^c)(\delta_n \delta_s^c + 2 - 4\nu) + \\ &\delta_k C_3(\delta_n)C_2(\delta_s^c)e^{-2i\theta} + \delta_j C_4(\delta_n)C_1(\delta_s^c)e^{2i\theta} \end{aligned} \right] \\
\Omega(\delta_n, \delta_s^c, \theta) &= e^{i(\delta_n + \bar{\delta}_s^c)\theta} \left[ \begin{aligned} &C_2(\delta_n)\bar{C}_4(\bar{\delta}_s^c)\{2 - 4\nu - (1 - \nu)(\delta_n + \bar{\delta}_s^c)\} - \\ &(1 - \nu)\{C_1(\delta_n)\bar{C}_4(\bar{\delta}_s^c) + C_2(\delta_n)\bar{C}_3(\bar{\delta}_s^c)\}e^{2i\theta} \end{aligned} \right]
\end{aligned}$$

여기서 “ $\bar{\quad}$ ” 는 복소 공액(conjugate)값을 의미하며,  $C_{mn} = C_m(\delta_n)$  와  $\bar{C}_{mn} = \overline{C_m(\delta_n)}$  은 수식의 간결한 표현을 위하여 사용하였다.

식 (C-1)의 경우  $\delta_n = -2 - \delta_s^c = \delta_s$  일 경우를 제외한 모든  $\delta_n$ 의 값은  $M^{(A,B)}$ 의 값에 그 영향을 미치지 못함을 알 수 있다. 즉 만일  $r$ 의 지수인  $Re(\delta_n + \delta_s^c + 2)$  값이 0보다 클 경우 적분 경로  $\Gamma$ 를 매우 작게 취함으로서 그리고  $Re(\delta_n + \delta_s^c + 2)$  값이 0보다 작을 경우 경로를 매우 크게 취함으로서  $Re(\delta_n + \delta_s^c + 2)$  값이 0이 성립되는  $\delta_n = \delta_s$ 를 제외한 모든  $\delta_n$ 의 영향을 소거할수 있다.



### 제 3 절 서로 다른 재료의 접합부분에서의 파괴역학적 연구

#### 1. 개요

반도체패키지는 단일칩 플라스틱 패키지의 경우, 칩, 리드프레임과 EMC(epoxy molding compound)로 이루어져 있으며, 응력이 집중되는 여러 모서리를 포함하고 있다. 이렇게 서로 다른 재료가 접합되어 이루어진 구조물에 기계적하중이나 열하중등의 외부하중이 가해지면 서로 다른 물성치 차이로 인해 미소균열이나 공동(cavity)과 같은 결함이 발생, 진전하게되어 전체구조물의 신뢰성을 약화시킬 수 있다. 따라서 이러한 결함부위에서의 특이성을 파악하고 거동을 예측하는 것은, 반도체패키지와 같이 여러 재료로 이루어진 다층구조물의 신뢰성 평가에 매우 중요하다.

특히 플라스틱 패키지는 EMC라는 소재의 특성상 습도, 온도 등의 요인으로부터 완전히 칩을 보호하기가 어렵다. 이러한 단점에도 불구하고 EMC를 봉지재로 사용하는 패키지가 널리 이용되는 것은 가격이 저렴하고 제작이 용이하다는데 있다. 그러나 EMC는 습기침투율이 금속이나 세라믹에 비해 매우 커서 EMC와 인접한 재료와의 계면 특성을 저하시키며, 또한 유리전이온도를 경계로 물성치가 크게 변화되어 여러가지 파손형태에 대해 직접적인 영향을 주고 있다. 전형적인 파손양상으로는 몰딩(molding), 후경화(post-cure)와 보관시에 침투한 수분이 실장(soldering)시에 수증기로 변해 팽창함으로써 리드프레임(lead frame)과 EMC사이에서 층간박리(delamination)를 일으키고, 패키지균열로 발전하는 형태가 지적되고 있다[1,2,3]. 층간

박리나 패키지균열등을 정량적으로 해석하기 위해서는 이러한 균열 선단에서의 응력특이성을 고려해야 하며, 또한 온도, 습기의 침투등과 같은 외부환경을 고려해야 한다.

본 연구에서는 단일칩패키지에서 가장 잘 발생하는 리드프레임과 EMC 사이의 층간박리 및 리드프레임의 모서리에서 EMC로 진전되는, 이른바 팝콘균열(popcorn crack)을 해석하기 위해 리드프레임/EMC의 계면파괴인성치와 EMC의 파괴인성치를 측정하였으며, 온도와 습기의 영향을 살펴보았다. 또한 습기의 침투에 의한 수증기압을 정량화하기 위하여 EMC의 여러가지 물성치를 측정하고, 유한차분법(finite difference method)에 의한 계산을 수행하였다. 마지막으로, 응력특이성을 고려한 패키지의 응력해석결과와 측정된 파괴인성치를 비교, 검토하여 패키지의 건전성을 평가하였다.

## 2. 계면파괴역학(interface fracture mechanics)

### 가. J 적분과 위상각

Rice[4]에 의해 제안된 J 적분은 보존적분이라는 성질을 가지고 있으며, 선형 탄성 문제에서 물리적으로 에너지방출률에 해당되는데, 균열 아랫면에서 시작하여 균열 윗면에서 끝나는 임의의 적분 경로  $\Gamma$ 에 대해 다음과 같이 정의된다.

$$J = \int_{\Gamma} \left( Wn_i - t_i \frac{\partial u_i}{\partial x_1} \right) ds \quad (3-1)$$

이와 같은 J 적분을 이용하면 적분경로에 무관하게 그 값이 보존된다는 성질 때문에, 특히 수치해석을 이용하여 에너지 방출률을 계산하고, 응력 강도 계수를 구할 때 매우 유용하다. 이러한 J 적분은 계면균열인 경우에도 경로에 관계없이 그 값이 보존되므로[5], 계면에서 균열이 진전할 때의 J 적분 값, 즉 임계하중에서의 J 적분은 임계 에너지방출률인 계면의 파괴인성치와 같다.

Dundurs[6]는 두 재료가 서로 접합되어 있는 경우에 재료의 응력장을 나타내기 위해서 단지 2개의 Parameter  $\alpha$ ,  $\beta$ 로 표현이 가능함을 보였으며, Dundurs에 의해서 정의된 Dundurs' Parameter  $\alpha$ ,  $\beta$ 는 다음과 같다.

$$\alpha = \frac{\mu_1(\kappa_2 + 1) - \mu_2(\kappa_1 + 1)}{\mu_1(\kappa_2 + 1) + \mu_2(\kappa_1 + 1)} \quad (3-2)$$

$$\beta = \frac{\mu_1(\kappa_2 - 1) - \mu_2(\kappa_1 - 1)}{\mu_1(\kappa_2 + 1) + \mu_2(\kappa_1 + 1)} \quad (3-3)$$

여기서  $\kappa$ 는 평면응력상태에는  $(3-\nu)/(1+\nu)$ 이며, 평면변형률의 경우에는  $3-4\nu$ 이다.  $\nu$ 는 포와송비(Poisson's ratio),  $\mu$ 는 전단계수(shear modulus)이다.

Dundurs' Parameter를 사용하면 균열이 계면을 따라서 존재하고 있는 상태에서 계면균열선단의 응력 분포는 다음의 식으로 나타내어진다[7].

$$\sigma_{22} + i\sigma_{12} \Big|_{\theta=0} = \frac{K_I i \epsilon}{\sqrt{2\pi r}} \quad (3-4)$$

여기에서,

$$K = K_1 + iK_2 \quad (3-5)$$

$$\varepsilon = \frac{1}{2\pi} \ln \left( \frac{1-\beta}{1+\beta} \right) \quad (3-6)$$

이다.  $K$ 는 복소응력강도계수이며,  $i = \sqrt{-1}$ 이다.

식(4)에서 보듯이 계면균열인 경우에는 복소응력강도계수  $K$ 의 단위가 (응력)×(길이)<sup>-1/2+iε</sup>가 되어, 균질 재료의 경우와는 다르게 단위에 복소수가 포함된다. 이러한 문제점을 해결하기 위해, Rice[8]는 특성 길이(characteristic length)  $\hat{r}$ 을 도입하여 다음과 같은 응력 강도식을 제시하였다.

$$K_I + iK_{II} = (K_1 + iK_2) \hat{r}^{i\varepsilon} \quad (3-7)$$

위의 식(7)의 관계식을 적용하게 되면 응력강도계수는 균질재료의 경우인 (응력)×(길이)<sup>-1/2</sup>과 같아지게되며 기존의 실험결과들과 비교가 용이하게 된다. 결국 Rice의 특성길이를 도입하였을 때의 위상각(phase angle)  $\Psi$ 는 아래의 식으로 쓸 수 있다.

$$\Psi = \tan^{-1} \left( \frac{\text{Re}(K\hat{r}^{i\varepsilon})}{\text{Im}(K\hat{r}^{i\varepsilon})} \right) = \tan^{-1} \left( \frac{K_{II}}{K_I} \right) \quad (3-8)$$

이 때, 특성길이  $\hat{r}$ 의 값에 따라서 균열선단의 위상각(phase angle)이 틀려지게 되는데, 대부분의 경우 특성길이는 균열길이나 시편의

형상에 기초한 값으로 택하거나 소성역의 크기 혹은 파괴 진전영역의 크기와 같은 재료의 미시적인 거동에 관계된 값으로 정의하게 된다[9]. 본 연구에서는 실험에 사용된 리드프레임의 두께로  $\hat{r}$ 을 택하였다.

$\varepsilon = 0$  이 아니면  $\varepsilon \ln r$  항은 없어지지 않게 된다. 따라서 외부에서 하중각이 0으로 주어지더라도 계면균열선단의 위상각은 0이 되지 않는다. 다시 말하면 외부에서 하중이 단순히 인장으로만 주어지더라도 계면을 이루는 재료의 물성치 차이때문에, 계면균열선단에서는 인장뿐만 아니라 전단응력 성분도 함께 나타나게 된다. 따라서 올바른 해석을 위해서는 위상각에 대한 고려가 필수적이다.

#### 나. 수정 J 적분

위에 주어진 식은 기계적하중의 경우에 대한 에너지방출률이며, 온도구배가 존재하는 경우에 대한 에너지방출률은 다음과 같이 수정할 수 있다[10].

$$J = \int_{\Gamma} (Wn_1 - t_i u_{i,1}) ds + \int_A \alpha \sigma_{kk} \theta_{,1} dA \quad (3-9)$$

여기서  $\alpha$ 는 열팽창계수이며,  $\theta$ 는 온도차이다. 박상선등[10]은 식(9)와 같은 수정 J 적분을 적용하여 패키지에서의 응력을 계산한 바가 있는데, 본 연구에서도 이와 같은 방법을 사용하였다.

#### 다. 상호매개적분(mutual integral)



계면균열의 거동을 평가하기 위해서는 균열선단에서의 위상각을 알아야 하므로, J 적분으로 계산한 에너지 방출률에서 정확한  $K_1$  과  $K_2$  값을 추출하는 모드분리(mode separation) 작업이 필요하다. 본 연구에서는 상호매개적분(mutual integral) 방법[11]과 보조해를 이용하여 균열선단에서의  $K_1$  과  $K_2$  값을 분리하였다. 먼저, 계면균열의 에너지방출률, J 적분과 응력강도계수의 관계는 다음과 같다.

$$G = J = \frac{c_1 + c_2}{16 \cosh^2 \pi \varepsilon} |K|^2 \quad (3-10)$$

여기서,  $c_1$  과  $c_2$  는 다음과 같이 정의되는 상수이다

$$c_1 = \frac{1 + \kappa_1}{\mu_1}, \quad c_2 = \frac{1 + \kappa_2}{\mu_2} \quad (3-11)$$

균열이 존재하는 서로 독립적인 평형상태인 두개의 균열문제를 각각 상첨자 A와 B로 표시하면 두개의 평형상태를 중첩함으로써 얻어지는 평형상태 C에 대한 J 적분은 다음과 같이 주어진다

$$J^{(C)} = J^{(A)} + J^{(B)} + M^{(A,B)} \quad (3-12)$$

여기서  $M^{(A,B)}$ 는 상호매개적분이며, 응력강도계수를 이용하여 나타내면 다음과 같다[10]

$$M^{(A,B)} = \frac{c_1 + c_2}{8 \cosh^2 \pi \varepsilon} (K_1^{(A)} K_1^{(B)} + K_2^{(A)} K_2^{(B)}) \quad (3-13)$$

식(13)의 상호매개적분을 이용하면 우리가 얻고자 하는 상태 A의 응력강도계수는, 이미 알고 있는 상태 B의 응력강도계수로 부터 알아 낼 수 있다. 평형상태 B에서 이미 응력강도계수를 알고있는 두개의 서로 다른 계면균열문제를 상첨자 B<sub>1</sub> 과 B<sub>2</sub> 로 표시하면, 결국 우리가 계산하고자 하는 응력강도계수 K<sub>1</sub><sup>(A)</sup>, K<sub>2</sub><sup>(A)</sup> 는 다음의 식으로 얻어 지게 되며,

$$K_1^{(A)} = \frac{(8 \cosh^2 \pi \varepsilon) (M_1^{(A,B_1)} K_2^{(B_2)} - M_1^{(A,B_2)} K_2^{(B_1)})}{(c_1 + c_2) (K_1^{(B_1)} K_2^{(B_2)} - K_1^{(B_2)} K_2^{(B_1)})} \quad , \quad (3-14a)$$

$$K_2^{(A)} = \frac{(8 \cosh^2 \pi \varepsilon) (M_1^{(A,B_2)} K_1^{(B_1)} - M_1^{(A,B_1)} K_1^{(B_2)})}{(c_1 + c_2) (K_1^{(B_1)} K_2^{(B_2)} - K_1^{(B_2)} K_2^{(B_1)})} \quad (3-14b)$$

식(14)를 식(7)과 식(8)에 차례로 적용시키게 되면 복소응력강도계수와 위상각을 알 수 있다. 이러한 상호매개적분 방법에 의한 모드 분리 결과는, 이미 그 안정성이 확인되었으므로[10], 본 연구에서도 같은 방법을 사용하였다.

### 3. 온도와 습기조건에 따른 계면파괴인성치의 측정

#### 가. 실험방법

계면파괴인성치 측정에 사용된 시편은, 1차년도와 2차년도의 시편과 형상

및 제작방법이 동일하므로, 구체적인 설명은 생략하도록 하겠다. 리드프레임의 재질은 구리합금계열의 C7025, EMC는 4M 와 16M DRAM용의 봉지재로 쓰이는 바이페닐(biphenyl)형의 제품을 사용하였다.

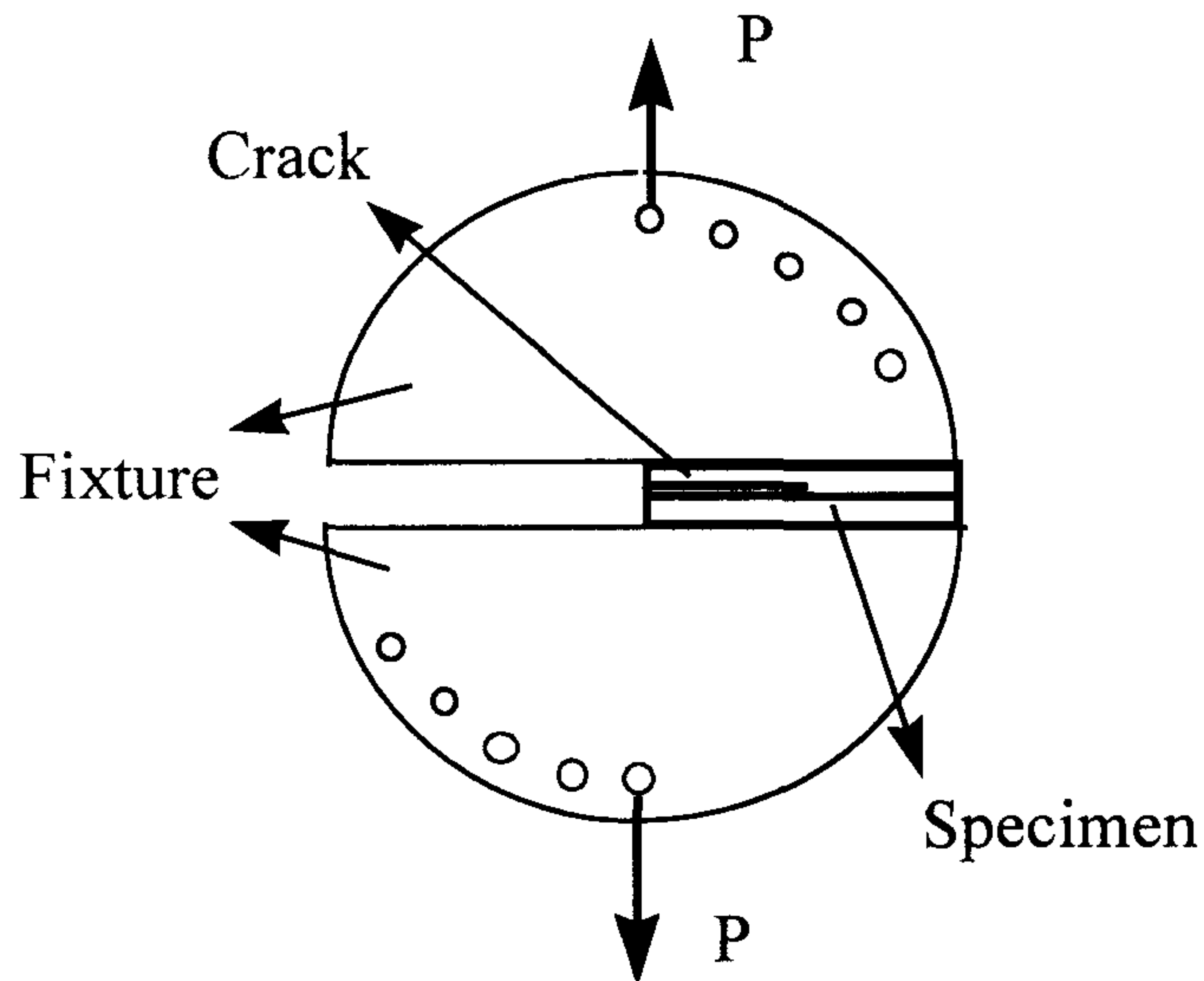


그림 3-1. 시편 및 시편고정대의 형상

EMC와 리드프레임 사이의 계면파괴인성치가 주위환경에 따라 어떻게 변화되는지를 관찰하기 위하여 사용한 실험방법은 고정대(fixture)를 이용한 실험방법이다[11]. 온도와 습기조건의 영향만을 관찰하기 위하여 위상각은 고정하였는데, 고정대에서 하중각을  $0^\circ$ 로 할 경우 위상각은 약  $6^\circ$ 이며, 이때  $K_I$ 은  $K_{II}$ 의 10배로서 모드 I이 지배적인 실험영역이다. 실험에 이용한 고정대와 실험장치는 그림 1과 그림 2에 각각 나타내었다.

습기조건을 시편에 가하기 위하여 항온항습기를 사용하였다. 항온항습기의 온도와 습도조건은  $85^\circ\text{C}$ 와 85% 상대습도로 정하였는데,



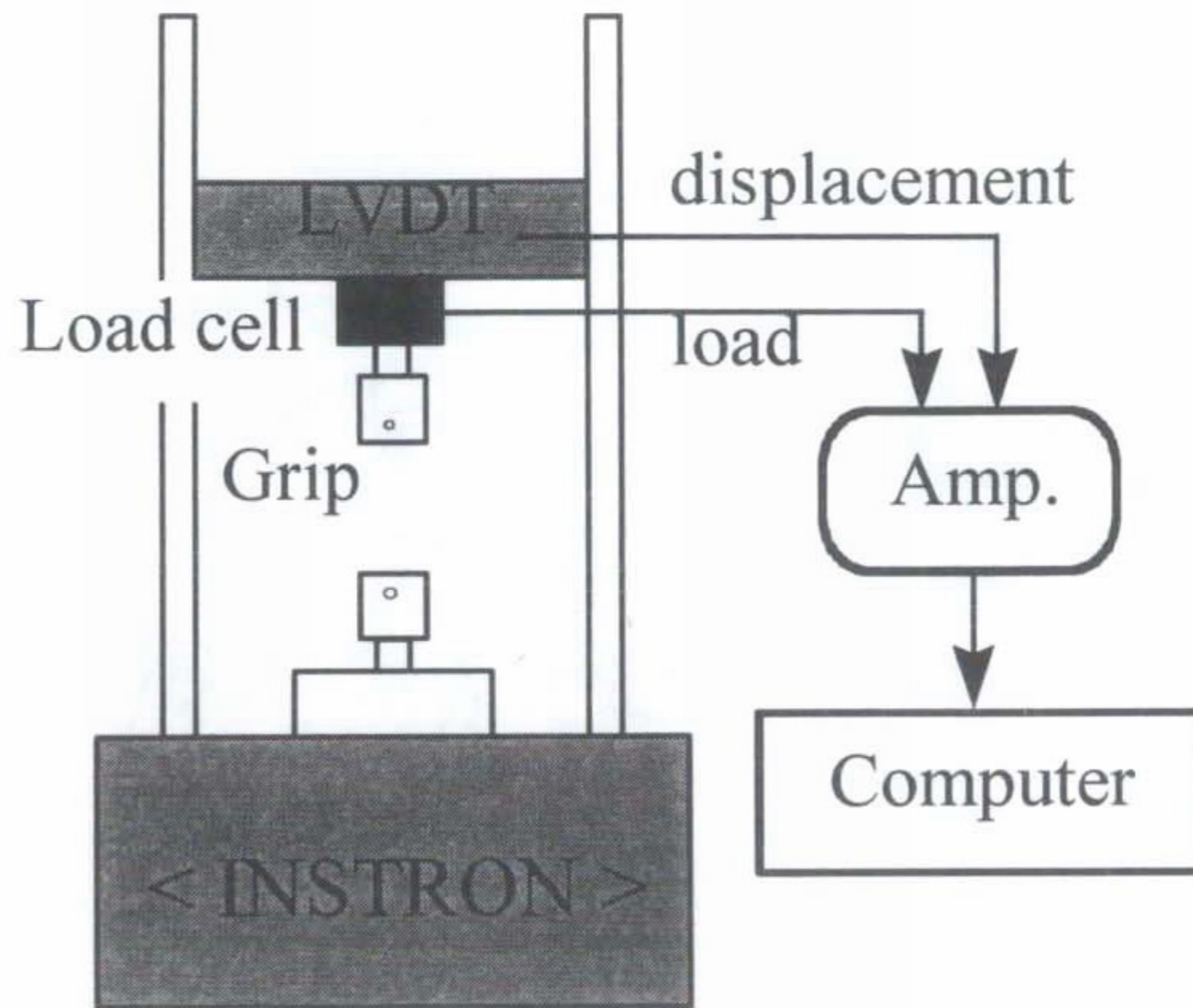


그림 3-2. 인장시험기

이 조건은 플라스틱 패키지의 습기와 관련한 신뢰성 시험에 사용되도록 정해진 규격이다. 시편을 항온항습기에 보관한 후에 보관시간에 따라 상온에서 실험하였다. 시편의 습기함유율은 정밀저울로 측정하였으며, 모든 시편을 각각 측정하지 않고, 2개의 시편을 표본으로 시간경과에 따른 습기함유율 그래프를 얻었다(그림 3). 실험데이터는 정량화된 습기함유율로서 정리하였다. 온도조건은 인장시험기에 연결된 고온용 노(furnace)를 이용하였으며, 상온에서 패키지의 실장온도 부근인 250°C까지 변화시켰다. 하중속도는 0.001mm/sec로 일정하게 유지하였으며, 시편의 온도가 노 내부의 온도와 같아지도록 하기 위하여 그립에 시편을 장착하고 25분동안 기다린 후에 실험하였다. 25분이라는 시간은 시편의 팽창으로 생기는 응력이 일정하

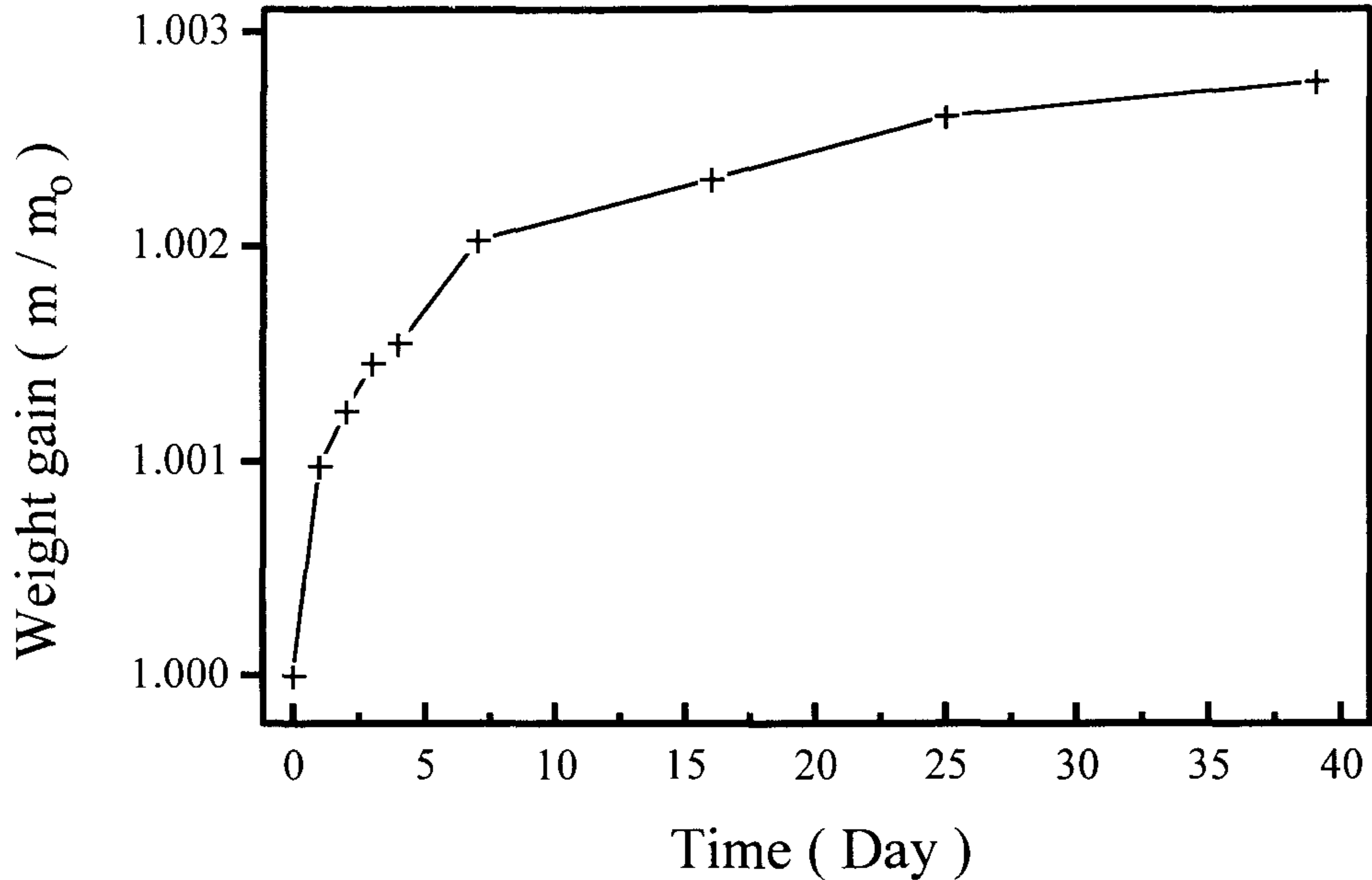


그림 3-3. 흡습시간에 따른 시편의 습기함유량

게 되는 시점을 기준으로 하였다. 시편이 박리되는 순간의 최대하중, 파단면을 관찰하여 얻은 균열길이를 이용하여 수치해석을 통해 계면 파괴인성치를 계산하였다. 시편의 유한요소해석에는 상용 FEM 프로그램인 ABAQUS를 사용하였다. 계면균열의 거동을 평가하기 위한 균열선단에서의 위상각을 구하기 위하여, 앞서 언급한 바와 같이 상호매개적분(mutual integral) 방법과 보조해를 이용하여 균열선단에서의  $K_I$  과  $K_{II}$  값을 분리하였다.

#### 나. 실험결과 및 고찰

그림 4는 습기의 함유율에 따라 파단시의  $K_I$ 값을 나타낸 것이다. 결과에서 보는바와 같이 EMC/리드프레임의 계면파괴인성치는 습



기에 의해 큰 변화가 없었다. 이러한 결과는 Tay 등[12]의 연구나 에폭시를 기지(matrix)로 하는 복합재료의 연구결과와는 다르다. Tay 등이 실험한 결과가 순수한 모드 II이며, 이번 실험에 사용된 EMC가 최근에 사용되는 종류이므로 단순히 서로의 결과를 비교할 수는 없다. 하지만, Lee와 Earmme[13]이 지적한 바와 같이 EMC와 리드 프레임 계면에는 모드 I 성분이 지배적이므로, 이번 실험결과는 EMC를 통해 침투한 습기가 계면의 접합강도를 변화시키지는 않으며, 단순히 수증기압만을 발생시킨다고 결론지을 수 있다. 즉, 높은 습기함유율은 계면에 작용하는 수증기압을 높여서 파괴를 유도한다고 볼 수 있다. Yip[14]에 의해 연구된 바와 같이 85°C/85% R.H. 조건에 노출된 시간이 길어질수록 파괴되는 확률이 커지는 것은 바로 이 같은 이유인 것으로 짐작된다.

온도조건에 따른  $K_I$ 값의 변화는 그림 5에 표시하였다. 습기의 경우와는 달리 온도에 의해서는 많은 변화가 관찰되었다. 상온에 비해서 실장온도 부근에서는  $K_I$ 값이 약 10분의 1로 감소하였으며, 사용된 EMC의 유리전이온도(glass transition temperature)인 120°C 근처에서도 변화가 있었다. 이같은 결과는 고온에서 계면파괴인성치를 측정해야 하는 이유의 타당성을 보여주고 있다. 상온에서의 값만을 가지고 수치해석을 할 경우, 신뢰성이 높다는 잘못된 결론을 얻을 수 있는 가능성이 있다.

습기함유율이 고온에서는 어떠한 영향을 미치는지 알아보기 위하여, 250°C에서 습기함유율에 따라서 임계  $K_I$ 값을 측정하였다. 상온에서의 습기영향과 마찬가지로 거의 변화가 없었다. 단지, 습기함유율의 오차와 온도의 오차가 복합적으로 작용하게 되므로, 데이터의 분산성이 커지는 경향을 보였다.

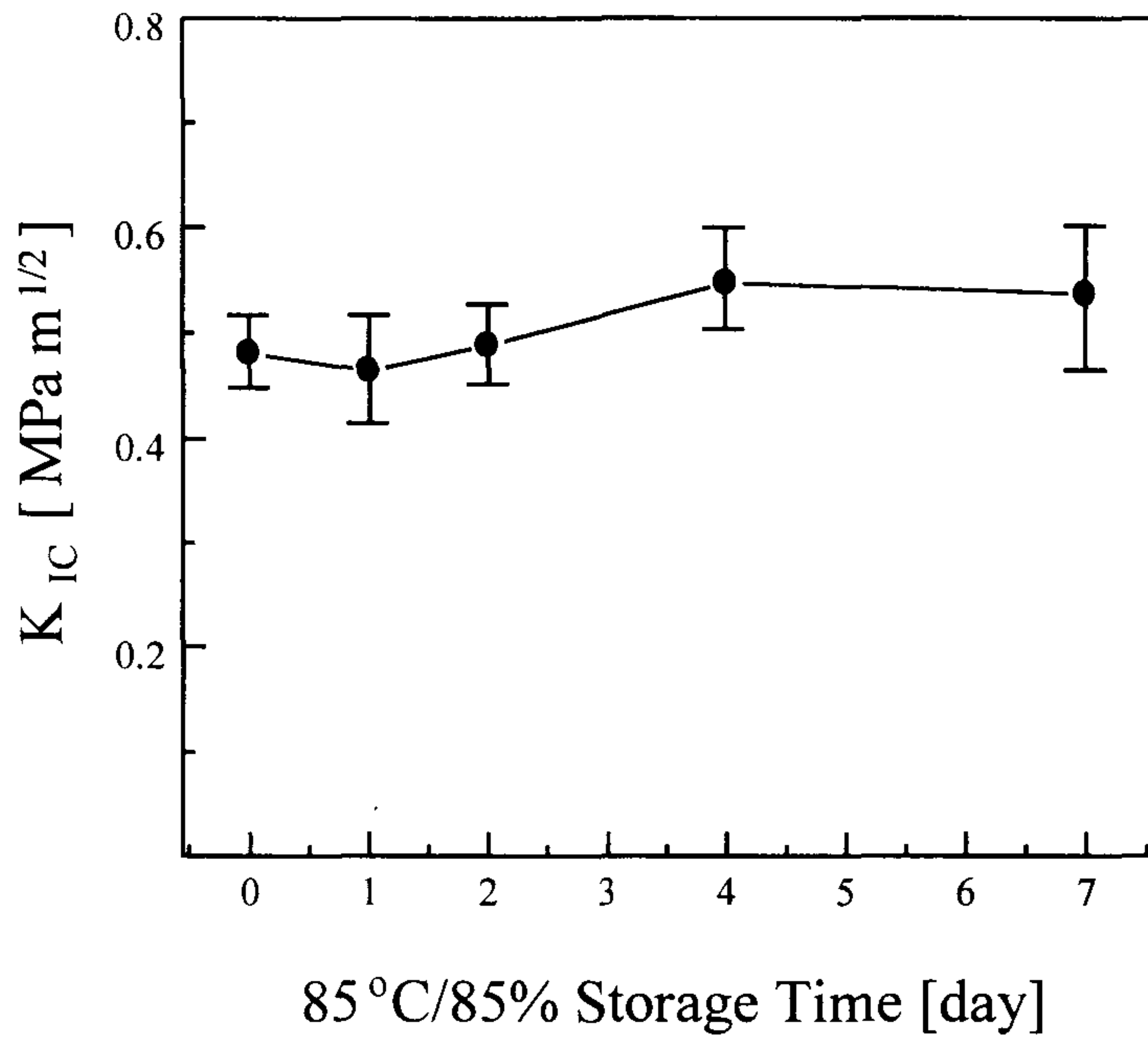


그림 3-4. 습기함유율에 따른 계면파괴인성의 변화

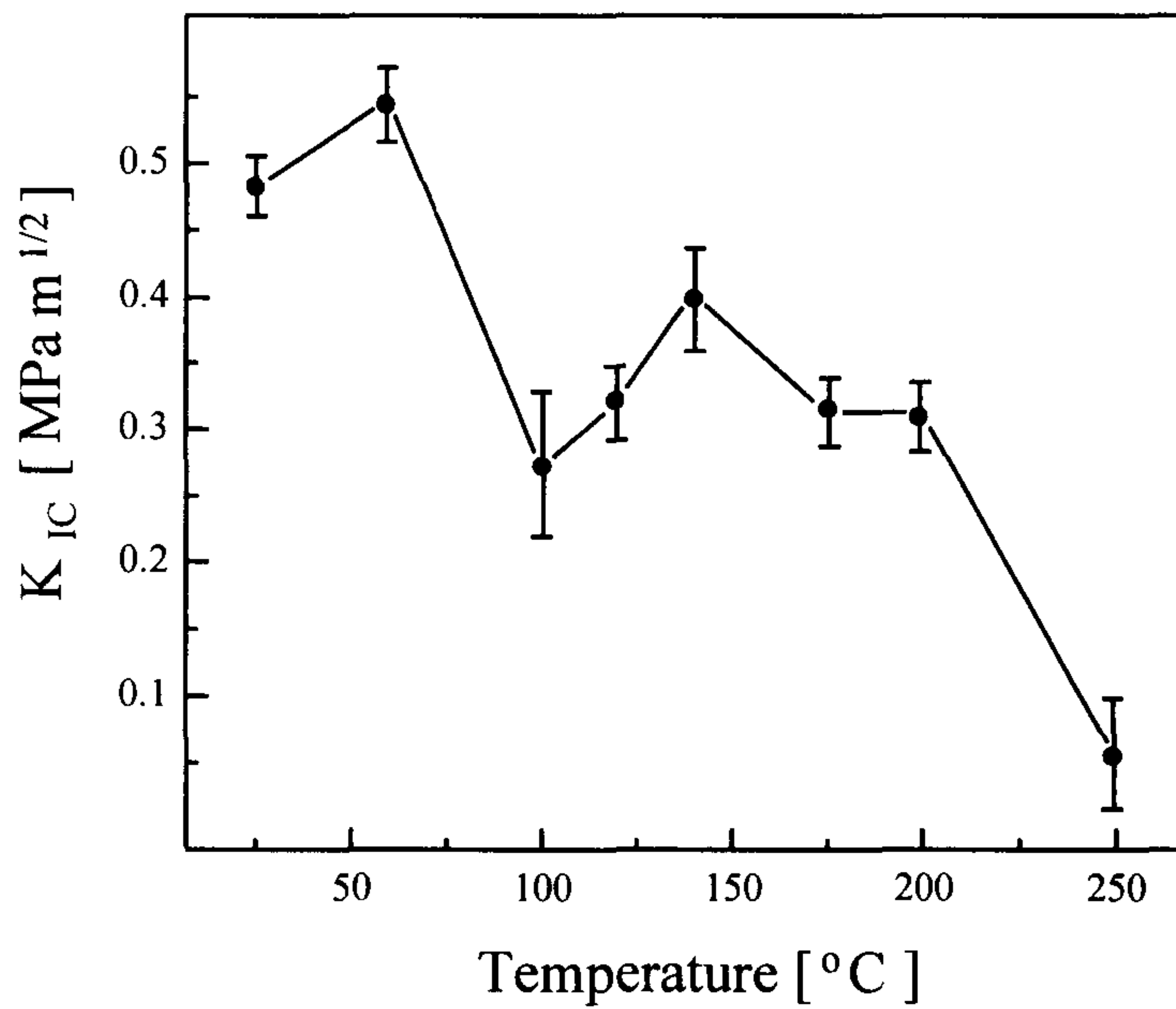


그림 3-5. 온도에 따른 계면파괴인성의 변화

이상의 실험결과를 종합하면, EMC/리드프레임의 계면파괴인성치는 습기에 의해서는 큰 변화가 없으며 온도에 의해서는 매우 민감하게 변화하였다. 앞서 언급한 바와 같이, 계면의 접합강도가 습기에 의해 변화하지 않는다는 결과는 유사한 다른 연구의 결과와는 매우 다르다. 한 종류의 EMC를 실험한 결과로부터 얻은 결론이므로 일반화시키는 것은 무리가 있으나, EMC의 여러가지 구성성분중에서 습기에 의한 약화를 방지하는 역할을 하는 물질이 있다는 추측을 가능하게 한다. 10여가지로 크게 나눌수 있는 구성물질중에서 어떤 성분이 그러한 기능을 하는지에 대한 연구가 필요하며, 그 결과는 신뢰성 확보를 위한 새로운 EMC의 개발에 직접적인 도움이 될 것으로 기대된다.

#### 4. 패키지해석을 위한 수치해석 시스템

##### 가. EMC의 물성치 측정

수치해석을 통해 현상을 시뮬레이션하기 위해서는 정확한 물성치의 확보가 필수적이다. 이번 연구에서 파악하고자 하는 소더링시의 수증기압과 그에 따른 신뢰성문제는 지금까지 통상적으로 측정되는 EMC의 물성이외에 습기확산과 변형에 의한 응력(stress)에 관련된 물성치의 측정을 필요로 한다. 해석을 위해 측정된 봉지재의 기계적물성치는 다음과 같이 4종류이며, 계면파괴인성치 측정에 사용된 EMC와 같은 종류에 대하여 측정하였다.

- Diffusion coefficient

- Solution coefficient
- Relaxation modulus
- Fracture toughness

(1) Diffusion coefficient

확산계수는 봉지재내에 수분의 확산속도로 다음과 같이 정의된다.

$$J = -D \frac{\partial c}{\partial x} \quad (3-15)$$

여기서  $c$ 는 습기의 농도이고  $J$ 는 단위시간당 흡수되는 습기의 양을 의미한다. 확산계수를 측정하기 위한 방법으로는 두께가 매우 얇은 시편에 대해 다음과 같은 흡습시간과 흡습량의 초기관계로부터 추출할 수 있다.

$$m = \frac{4(m_{\infty} - m_i)}{h} \sqrt{\frac{D}{\pi}} \sqrt{t} \quad (3-16)$$

여기서  $m_{\infty}$ 은 최종 봉지재내의 흡습량,  $m_i$ 는 초기 봉지재내의 흡습량이며,  $h$ 는 시편의 두께이다. 시간에 따른 흡습량을 측정하고 가로축을 (시간)<sup>1/2</sup>, 세로축을 흡습량으로 하여 그래프를 그려보면 그림 6과 같은 전형적인 곡선을 얻게 된다. 초기의 기울기를 최소자승법으로 측정하여 위의 식으로부터 확산계수를 측정할 수 있다. absorption이 아닌 desorption에서도 마찬가지로의 방법이 적용된다.





일반적으로 확산계수는 온도, 농도 및 응력의 함수이나 가장 지배적인 인자는 온도로 알려져 있으며 본 연구에서도 다음과 같이 Henry의 법칙을 적용하였다.

$$D = D_0 \text{Exp}\left(-\frac{E_D}{RT}\right) \quad (3-17)$$

여기서  $E_D$ 는 활성화에너지,  $R$ 은 기체상수이며  $T$ 는 온도이다. 따라서 여러온도에 대한 확산계수를 식(16)을 이용하여 측정하고, 이를 식(17)로부터 최소자승법에 의해  $D_0$ 와  $E_D$ 를 구하는 방식을 이용하였다.

본 연구에서는 60, 85, 120, 175, 215°C에서 확산계수를 측정하였다. 확산계수를 측정하기 위한 실험방법으로는 absorption과 desorption 두가지를 모두 사용할 수 있으나, 실험장비의 구성상 여러 가지 온도에서 absorption 실험을 하기가 용이하지 않아 desorption 방법으로 측정하였다. 25×27.5×3.3mm 크기의 EMC시편을 준비하여, 120°C/2기압에서 72시간동안 PCT하고 Moisture Analyzer안에서 baking하면서 흡습량을 기록하였다. 데이터의 정확성을 기하고 실험시간을 줄이기 위하여 컴퓨터와 A/D 보드를 이용하여 실험하였다. 구성된 시스템을 이용하면 매우 정확한 시간간격으로 흡습량을 기록할 수 있어서, 확산계수의 정확도를 높일 수 있다. 식(17)의 양변에 로그를 취하면

$$\ln(D) = \ln(D_0) - \frac{E_D}{RT} \quad (3-18)$$

가 되므로 기울기와 y절편으로부터  $D_0$ 와  $E_D$ 를 추출할 수 있다. 그림 7에 그 결과를 그래프로 나타내었는데, 구체적인 확산계수의 값은 특정업체의 특정 EMC에 대한 자료공개의 문제때문에 도시하지 않았다.

## (2) Solution coefficient

Solution coefficient는 봉지재내에 흡수될 수 있는 최대의 흡습량을 의미하는 것으로 상대습도, 포화수증기압과 다음과 같은 관계가 있다.

$$c_{\infty} = \phi \cdot p_s \cdot S \quad (3-19)$$

여기서  $c_{\infty}$ 는 평형상태에서의 농도,  $p_s$ 는 상응하는 온도에서의 포화수증기압이며  $\phi$ 는 상대습도이다. 확산계수에서와 마찬가지로 온도에 대한 영향은 Henry의 법칙을 적용하여 다음과 같이 나타내었다.

$$S = S_0 \text{Exp}\left(-\frac{E_s}{RT}\right) \quad (3-20)$$

여기서  $E_s$ 는 활성화에너지, R은 기체상수이며 T는 온도이다. 확산계수에서와 마찬가지로 여러 온도/상대습도 조건에서 solubility를 구하였는데, 패키지 전처리과정에서 사용되는 85°C/85% R.H., 85°C/60% R.H., 85°C/30% R.H., 30°C/60% R.H. 조건에서 흡습실험을 수행하여  $S_0$ 와  $E_s$ 를 측정하였다.

### (3) 점탄성계수(Relaxation modulus)

반도체패키지용 봉지재는 일반 금속의 경우와는 달리 유리전이 온도(glass transition temperature)를 기점으로 물성치가 크게 저하되며 또한 시간에 따라 강성(modulus)이 저하되는 점탄성거동을 하게된다. 본 연구에서는 동탄성계수(dynamic modulus)를 3점굽힘시험을 이용하여 측정하고 이를 다시 변환하여 시간에 따른 relaxation modulus를 구하였으며, 최종적으로 master relaxation curve와 shift factor를 얻었다. 본 연구에 사용된 시편의 크기는 6x3x50mm이며, Dynamic Mechanical Thermal Analyser를 이용하여 측정하였다. 그림 8과 그림 9는 EMC의 dynamic modulus(storage)와 loss tangent 이다.

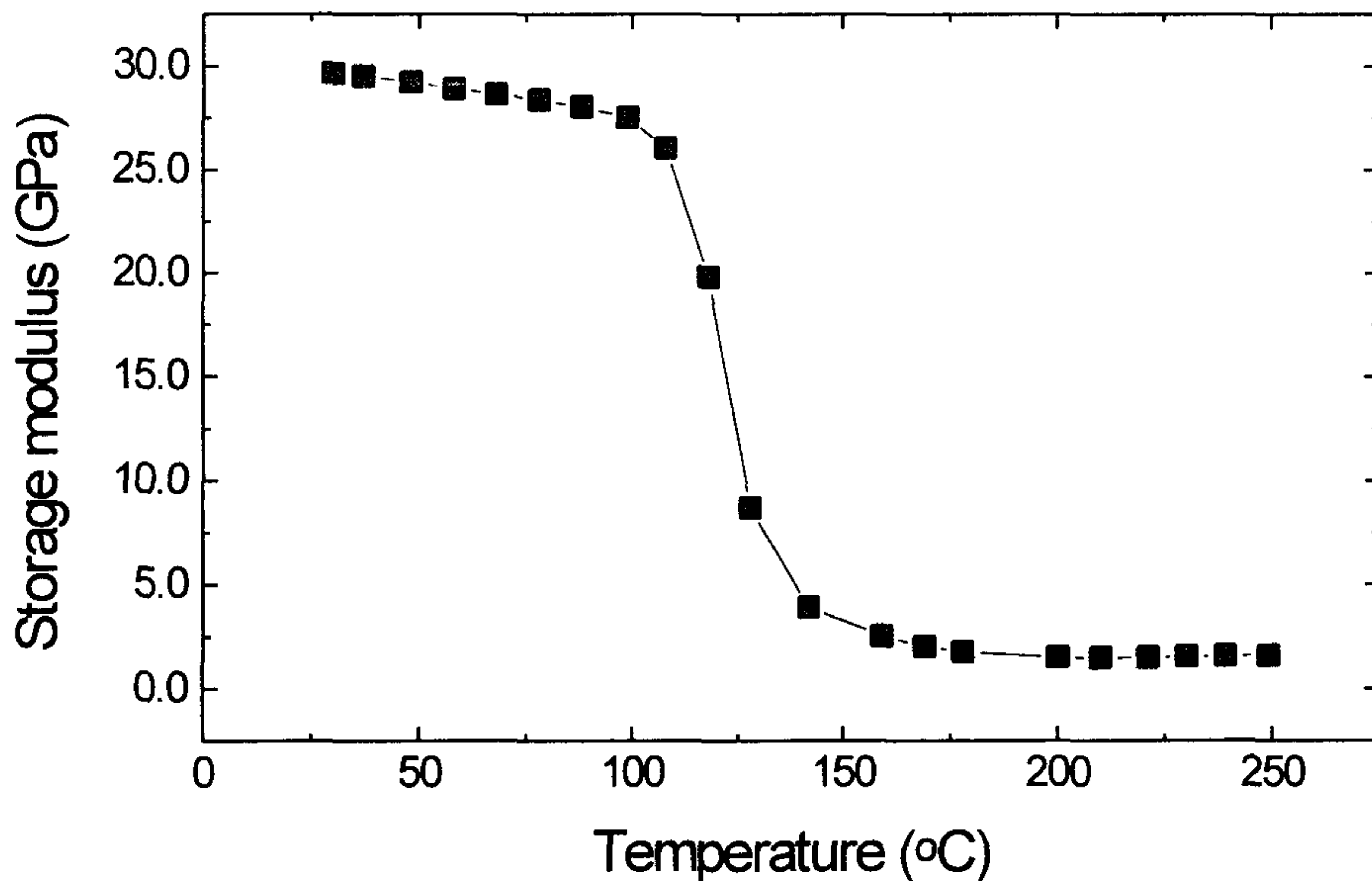


그림 3-8. EMC의 storage modulus

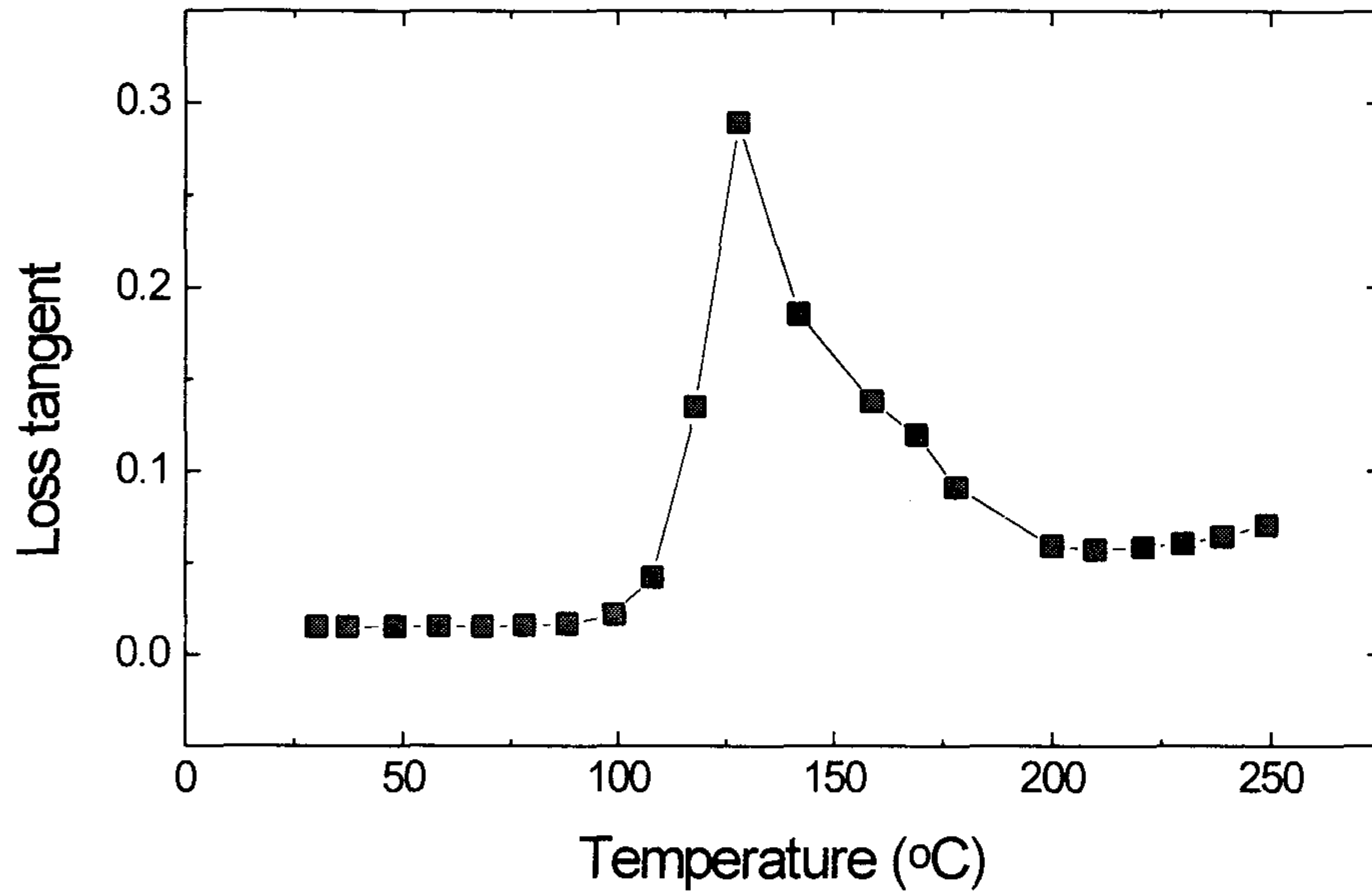


그림 3-9. EMC의 loss tangent

#### (4) 파괴인성치(Fracture toughness)

봉지재의 강도를 측정하는 방법으로 기존에는 단순히 인장강도를 측정하였으나 반도체내의 패키지균열과 같은 문제에서는 균열선단에서의 응력특이성을 고려하는 파괴역학 파라미터가 널리 사용되고 있다. 본 연구에서는 측정된 EMC의 파괴인성치로부터 구해진 임계 에너지방출률을 패키지의 응력해석으로 계산한 에너지방출률과 비교하여 패키지균열의 진전여부를 판단하게 된다.

ASTM D5045[15]에 규정된 CT(compact tension) 시편을 제작하여 파괴인성치(균열진전저항력)를 측정하였다. 봉지재는 습기와 온도에 매우 민감한 재료로 본 연구에서는 상온에서부터 반도체 실장 온도인 235°C 까지 온도에 대해서 파괴인성치를 측정하였으며, 습기

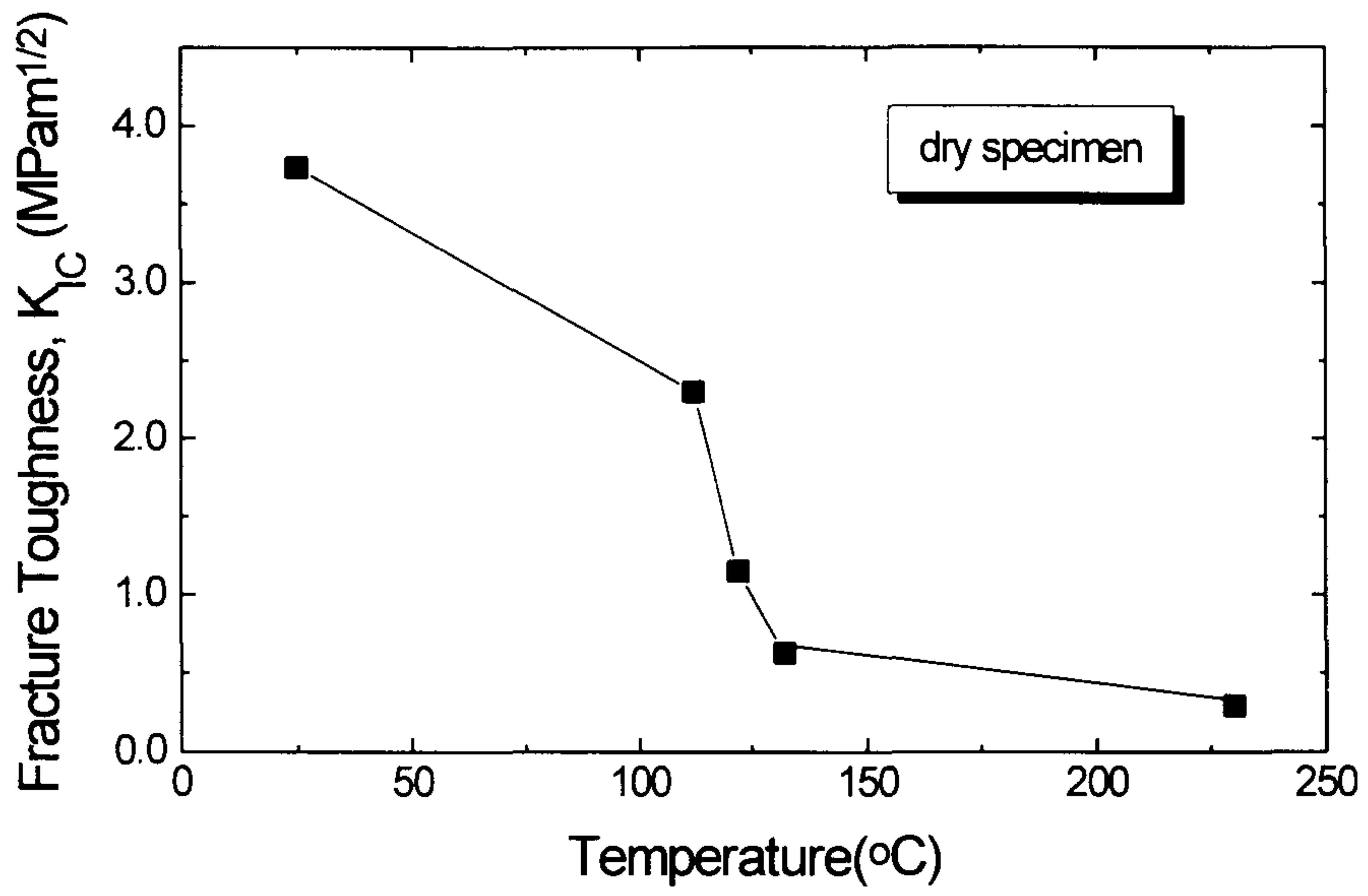


그림 3-10. 온도조건에 따른 EMC의 파괴인성치

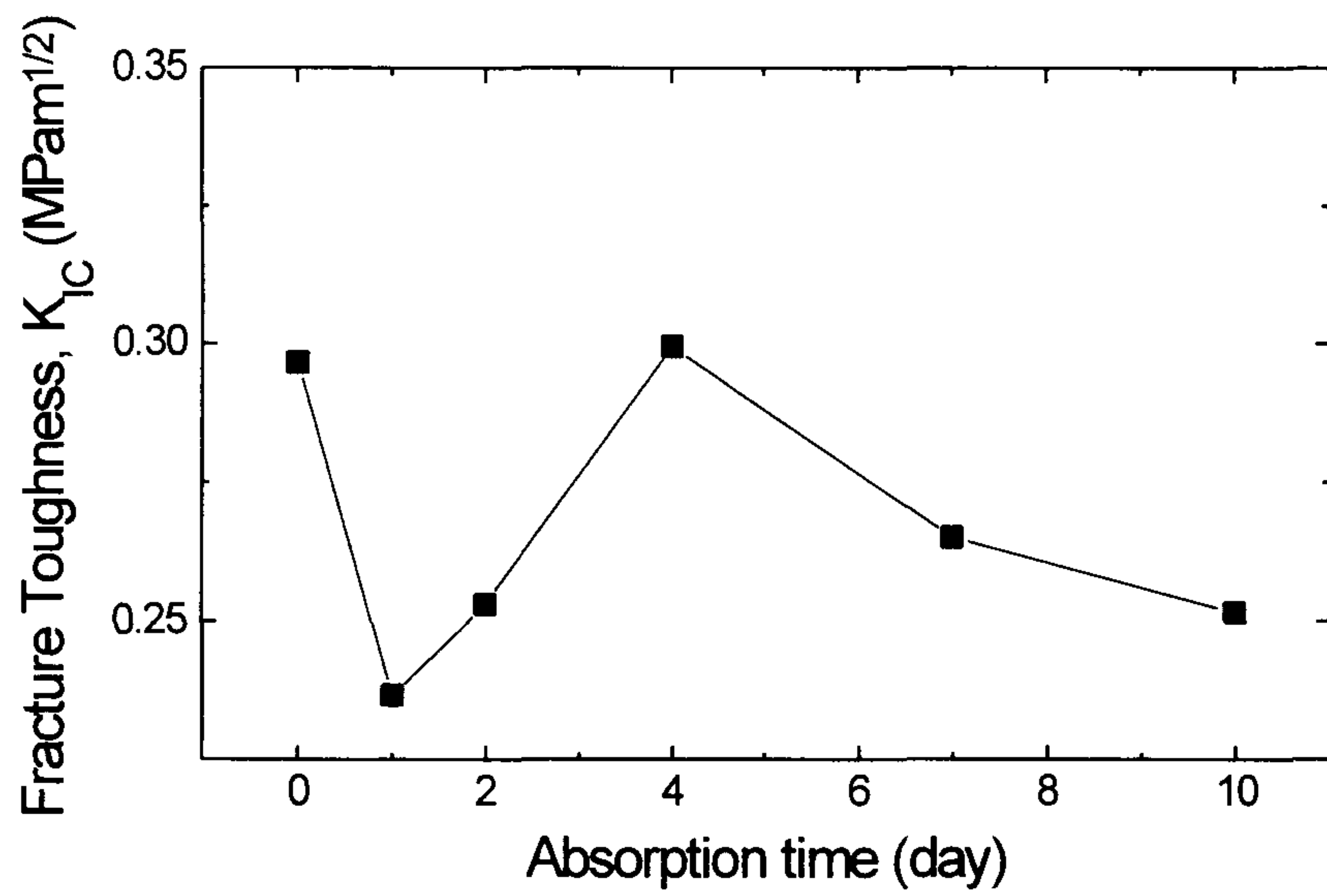


그림 3-11. 습기조건에 따른 EMC의 파괴인성치



조건으로는 85°C/85% R.H. 조건에서 흡습시간에 따른 파괴인성치를 측정하였다. 그림 10은 온도에 따른 파괴인성치의 변화를 보여주고 있다. 온도가 높아질수록 파괴인성치 즉, 균열에 대한 저항력이 약해짐을 알 수 있다. 그림 11의 습기조건에 따른 변화와 비교했을 때 그 변화량이 훨씬 크며, 따라서 파괴인성치의 지배적인 인자는 온도이다. 소더링시에 파괴가 일어나는 온도를 고려하고 습기에 의한 변화가 그다지 크지않음을 생각할 때, 현재 측정된 파괴인성치중에서 고온에서의 최소값을 택하여 나중에 계산하게 되는 에너지방출률과 비교해야 한다고 결론지을 수 있다.

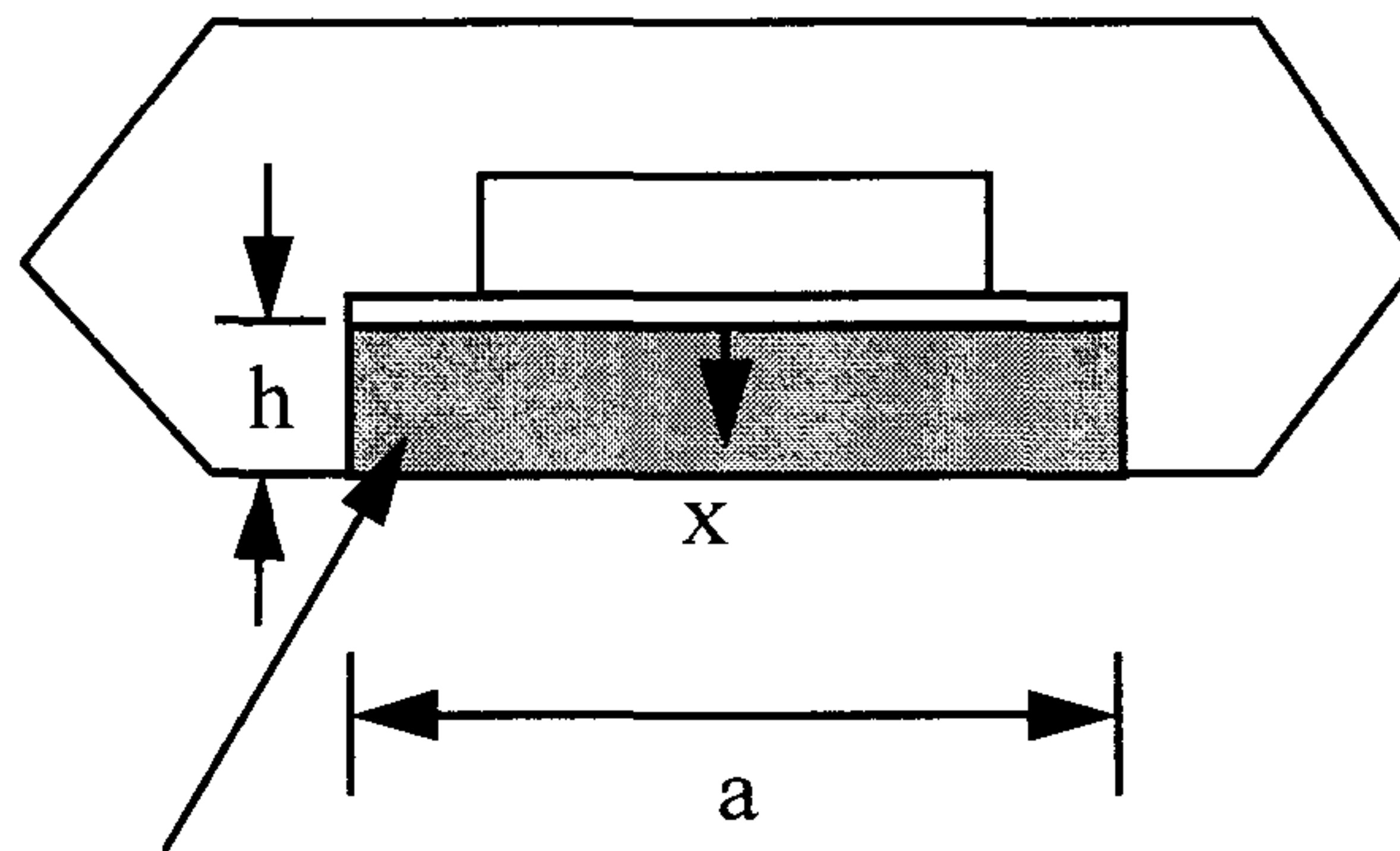
#### 나. 수치해석 시스템

반도체 패키지에 발생하는 균열을 예측하기 위한 수치해석 시스템은 크게 전처리 과정(pre-conditioning)과 소더링 과정(reflow soldering)으로 나누어져있다. 전처리과정에서는 85°C/85% R.H. 조건에서 흡습시간에 따른 패키지내부의 습기농도분포를 구하게 되며, 소더링과정에서는 온도분포, 소더링온도에 의한 습기의 재분포 및 칩패드/봉지재 사이에 축적되는 습기량을 계산하였으며, 이로인해 발생하는 수증기압과 패키지균열을 진전시키는 힘(에너지방출률) 등을 계산하였다. 이로부터 봉지재의 파괴인성치와 비교하여 균열의 진전여부를 평가하였다.

계산결과는 실제의 패키지를 고려하여 수행하기 위하여 TSOP(thin small outline package)와, SO(small outline) 타입의 패키지를 선택하였다. 이 두가지 타입은 메모리용 플라스틱 패키지에서 널리 이용되는 구조로서, 각각의 칩(chip) 크기는 200×200mil,

다이패드의 크기는  $5.5 \times 5.5\text{mm}$  으로 설정하였다. 두가지 타입의 큰 형상의 차이는 두께로서, SO의 경우에는 다이패드의 아래쪽 EMC의 두께가  $1.0875\text{mm}$  이고, TSOP는  $0.2875\text{mm}$  이다.

(1) 전처리과정



Area of analysis

그림 3-12. 습기확산의 해석모델

전처리과정은  $85^\circ\text{C}/85\% \text{ R.H.}$  조건에서 패키지내에 흡습되는 과정으로 지배방정식, 초기조건 및 경계조건은 다음과 같다.

$$\text{지배방정식 : } \frac{\partial c}{\partial t} = D_H \frac{\partial^2 c}{\partial x^2} \quad (3-21)$$

$$\text{초기조건 : } c = 0 \quad \text{at } t=0$$

$$\text{경계조건 : } \frac{\partial c}{\partial x} = 0 \quad \text{at die pad}$$

$$c = \phi \cdot p_s \cdot S \quad \text{at package surface}$$

여기서  $c$ 는 습기의 농도,  $D_H$ 는 습기확산계수(moisture diffusion coefficient),  $\phi$ 는 상대습도,  $p_s$ 는 상응하는 온도에서의 포화수증기압이다. 식 (21)의 지배방정식은 그림 12에서 보는바와 같이 습기가 패키지의 아랫면에서 리드프레임과 EMC의 계면까지 1차원적으로 확산되는 것을 가정한 것이다. 실제로 리드프레임은 EMC에 비하여 확산계수가 아주 낮아서 거의 습기가 침투할 수 없으므로, 패키지 위로부터의 습기확산은 무시할 수가 있다. 또한 패키지의 두께가 길이에 비해 매우 작으므로 길이방향으로의 습기의 확산도 두께방향에 비해 그 영향이 미미하다. 이러한 사실을 바탕으로 본 연구에서는 1차원 확산만을 고려하여 모든 습기분포를 계산하였다. 그러나 제시된 가정의 타당성은 conventional type의 패키지에는 인정되나, LOC(lead on chip) type에는 2차원 확산과 계면으로의 확산까지 고려해야 하는 문제가 있다.

1차원적으로 확산을 모델링하여 계산하면 수식이 간략화되는 장점이 있다. 확산방정식을 수치적으로 해결하기 위한 방법으로는 FEM(finite element method), FDM(finite difference method)등이 있는데, 본 연구에서는 FDM을 수식화하여 컴퓨터 프로그래밍하였다. 1차원적 확산모델이므로 EMC의 두께가 같고 물성치가 동일하면 같은 결과를 나타낸다. 흡습시간에 따른 패키지내의 농도분포중에서 SO 타입의 패키지에 대한 해석결과를 전형적인 분포로서 그림 13에 나타내었다. 시간이 지남에 따라 농도분포가 포화되어가나 SO(small outline) type의 패키지는 7일후에도 완전히 포화되지 않음을 알 수 있다.

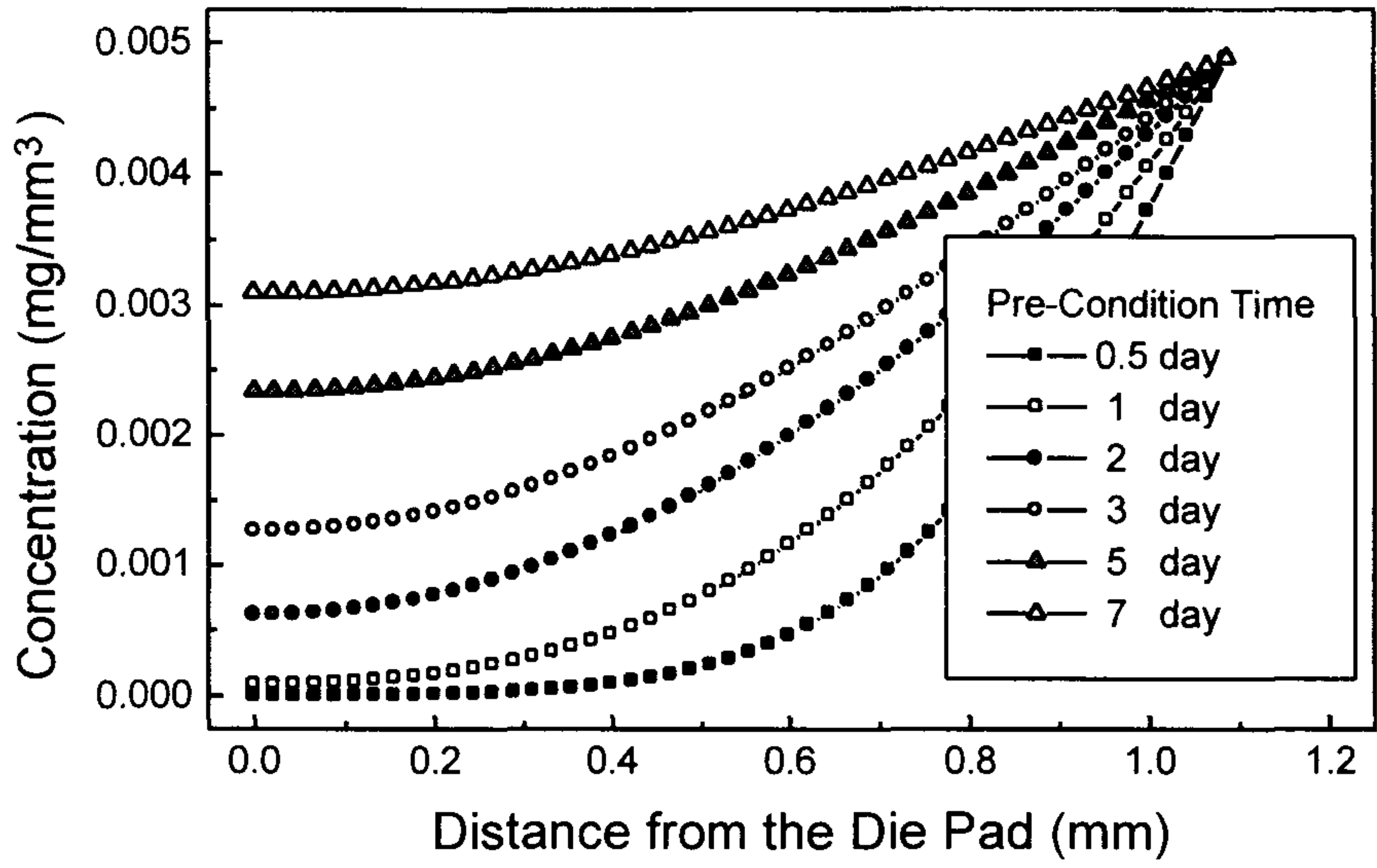


그림 3-13. 전처리시간에 따른 SO 패키지내의 습기분포

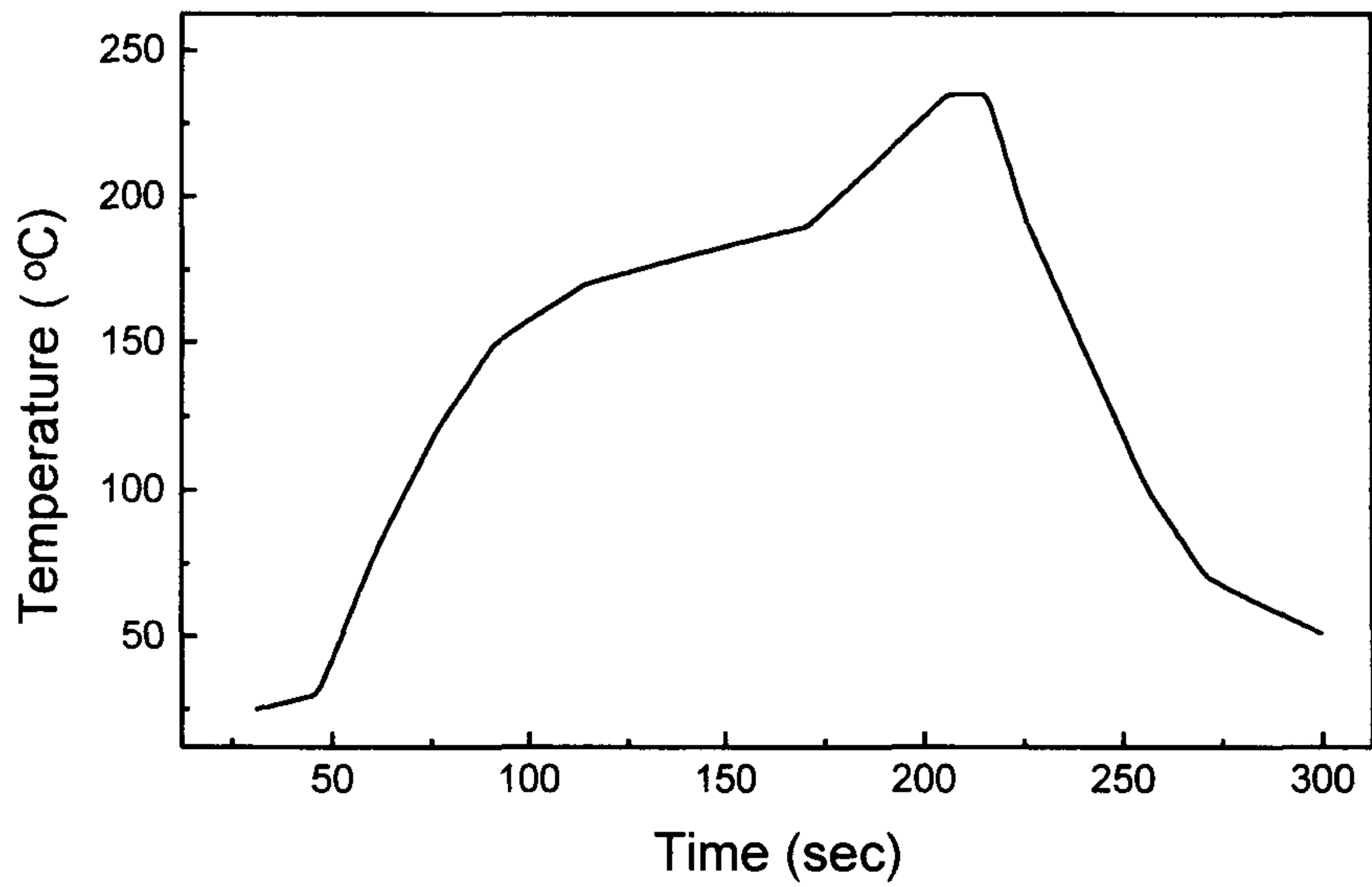


그림 3-14. 소더링과정중의 온도조건

## (2) 소더링과정

### (가) 온도분포 및 습기함유량 계산

소더링과정중 패키지 표면에서의 전형적인 온도분포는 그림 14와 같은데 이때 습기분포 해석과 마찬가지로 FDM에 의해 패키지내의 온도분포를 구할 수 있으며, 습기분포와는 달리 열확산계수가 매우 커서 패키지내의 온도와 표면의 온도가 거의 같았다. 그림 15는 TSOP 타입의 패키지의 온도분포를 FDM으로 구한 결과를 나타낸 것인데, SO 패키지도 경향은 같았다. 내부와 표면의 온도가 거의 차이가 없으므로 응력해석시에 전 패키지를 같은 온도로 설정하고 정상상태(steady state)로 해석할 수 있다. 에너지방출률의 계산시 이러한 사실을 이용하였다.

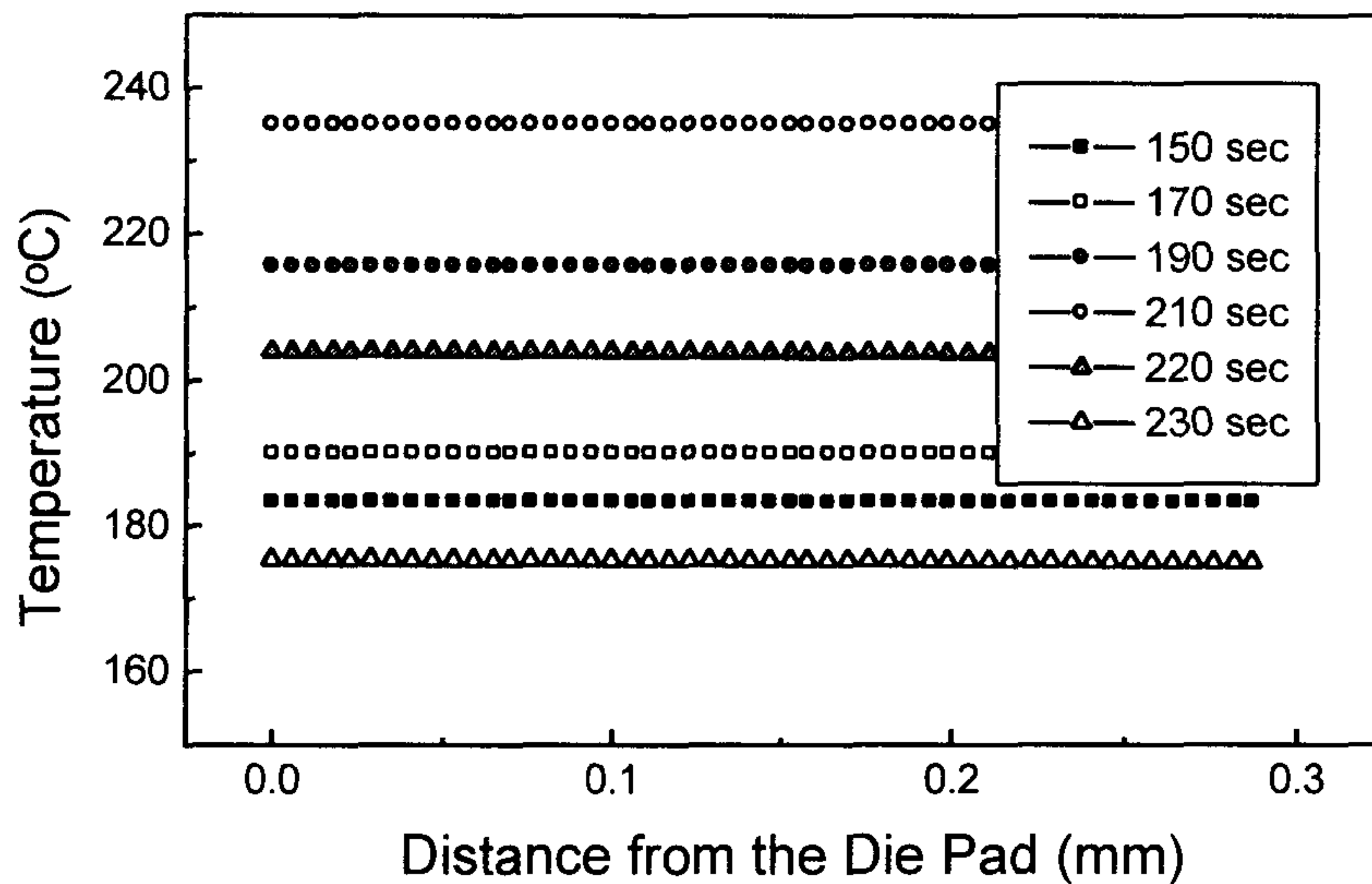


그림 3-15. 소더링과정중의 패키지내부의 온도분포



전처리과정중에 흡수된 습기분포는 소더링과정중에 변하게 되며, 이로 인하여 칩패드/봉지재 사이에 모이는 습기의 양도 변화한다. 그림 16은 소더링과정중에 나타나는 전형적인 습기분포로서, TSOP 타입의 패키지에 대한 계산결과를 나타낸 것이다. 그림에서 알 수 있듯이 소더링중의 최대온도까지는 습기가 칩패드/봉지재 사이에 축적되며 이후에는 축적된 습기가 다시 봉지재내로 빠져나옴을 알 수 있다.

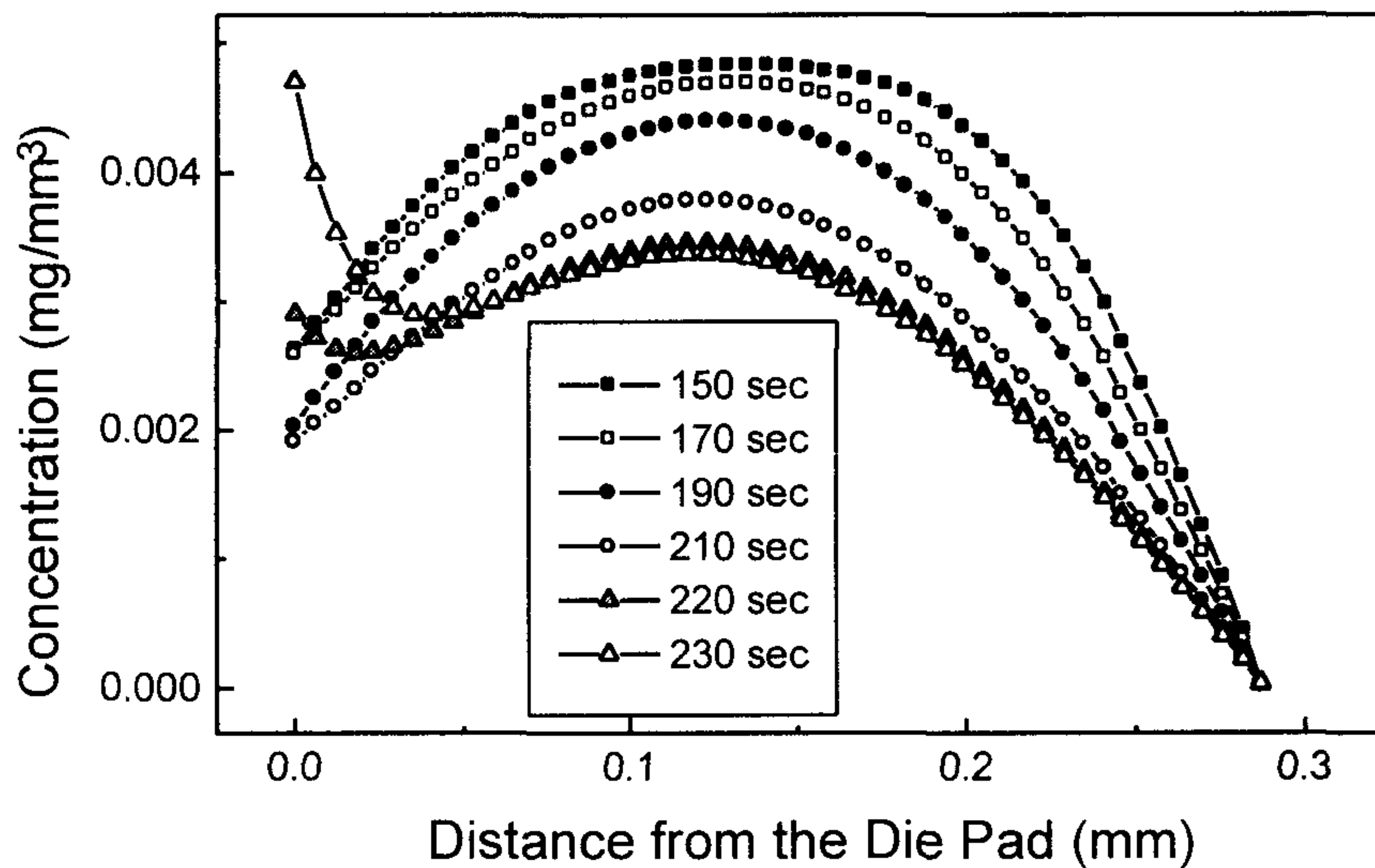


그림 3-16. 소더링과정중의 습기농도분포의 변화

#### (나) 수증기압의 계산

칩패드와 봉지재 사이에 모이게 되는 습기의 양, 온도, 기하학적형상 및 이로인해 발생하는 수증기압 사이의 관계는 이상기체방정식, 판이론(plate theory)등으로 부터 다음과 같이 구하게 된다.

$$p = C_1 \sqrt{\frac{m}{A}} ET \quad (3-22)$$

where

$$C_1 = \sqrt{\frac{\pi^2 R h^3}{4 C_2 a^4}}, \quad C_2 = \frac{48(1-\nu^2)}{\pi^6} \frac{4}{(1-a^2/b^2)^2}$$

여기서 E는 영계수, T는 온도, h는 패키지두께, a, b는 각각 패드의 가로, 세로길이를 나타낸다. 위의 해석결과로부터 칩패드/봉지재 사이에 축적되는 습기량으로 인해 발생하는 수증기압을 그림 17에 나타내었다. 그림은 SO 타입의 패키지에 대한 계산결과이다. 수증기압은 소더링과정 동안의 온도분포와 유사하며, 수증기압은 포화수증기압의 약 25%이내 임을 알 수 있었다.

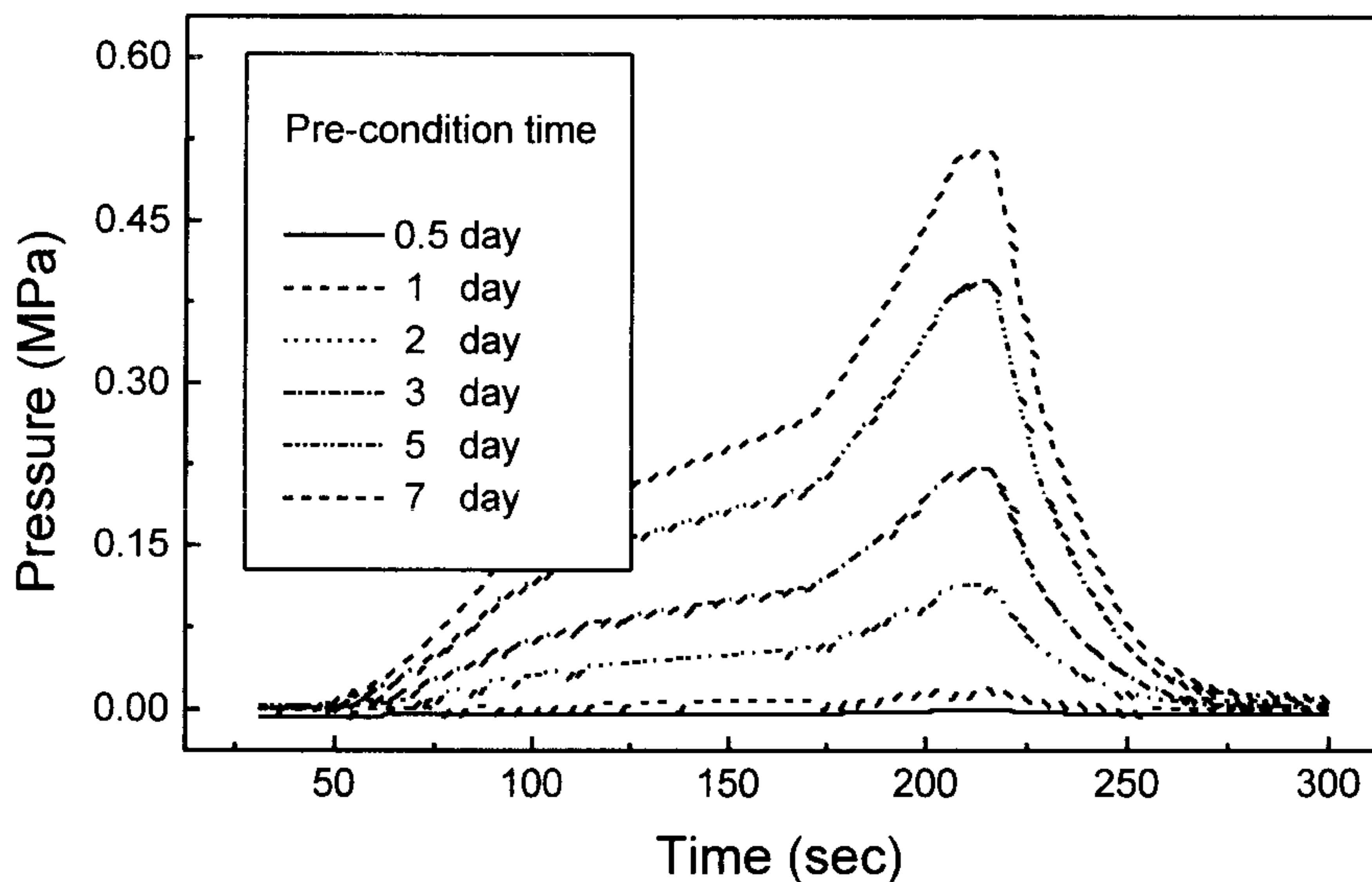


그림 3-17. 소더링과정시에 발생하는 수증기압

지금까지 계산된 결과들은 초기 상온에서 소터링온도로 가열되는 정상상태임을 가정하였고, 패키지내부에 존재하는 균열의 상하면에는 패키지에 흡수된 습기가 고온에서 팽창기화하여 수증기압이 등분포 압력으로 작용한다고 가정하고 얻은 것이다. 습기 포화된 패키지에 대한 수증기압은 Sawada등[16]의 결과로 계산하면 약 0.5MPa이며 본 연구에서 구한값과 비슷하였다.

이상과 같은 습기 및 온도분포, 수증기압의 계산은 1차원 FDM 코드로서 프로그램되었다. EMC의 물성치와 환경조건, 전처리조건, 온도에 따른 포화수증기압, 그리고 EMC의 탄성계수를 입력하면 지금까지 설명된 습기 및 온도분포, 수증기압 데이터를 출력하도록 설계되었다. 계산되는 수증기압은 그 온도에서의 포화수증기압을 넘지 않도록 하고, 만약 축적된 습기가 과다하여 포화수증기압을 넘을 경우에는 수증기압을 포화수증기압으로 보았다. 최종적으로 응력해석에 사용되는 수증기압은 소터링온도가 최고온도에서 낮아지기 직전의 값으로 택하였다.

### (3) 에너지방출률의 계산

본 연구에서는 패키지균열선단 부근에서 J적분을 계산하여 에너지방출률로 사용하였다. J적분은 응력해석을 통해 얻어진 응력분포를 이용하여 수치적으로 계산하였다.

응력해석은 상용 FEM 코드인 ABAQUS를 사용하여 해석하였으며, 그림 18은 모델링된 패키지의 mesh를 나타낸 것이다. 대칭적이므로 패키지의 반쪽만을 모델링하여 사용하였고, 3차원 패키지해석과 결과가 가장 유사하다고 알려진 2차원 평면변형률(plane strain) 요소로 분할하였다. 변형된 모양으로 알 수 있듯이, 수증기압이 가해지

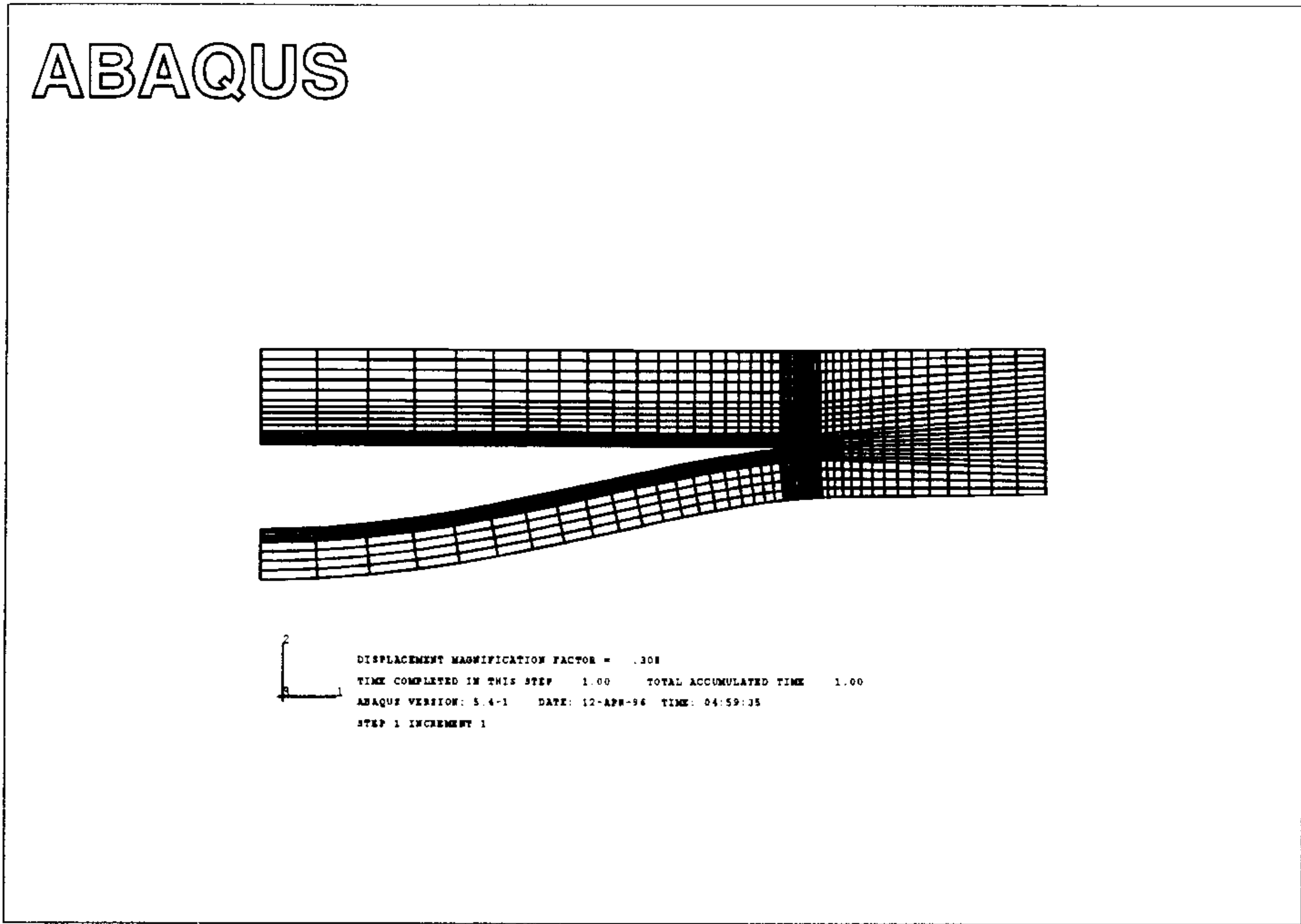


그림 3-18. 패키지의 FEM 모델링 및 변형모양

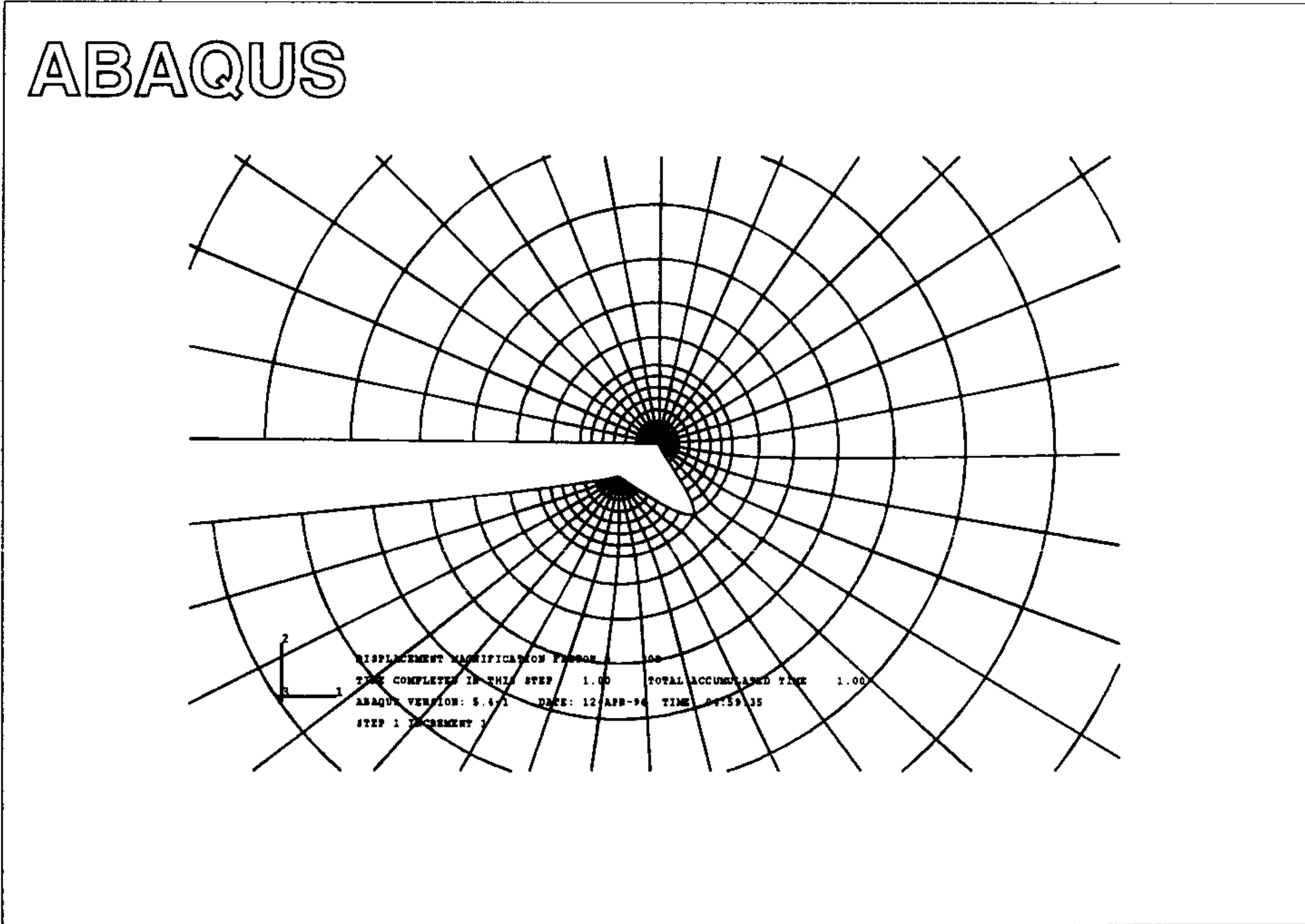


그림 3-19. 패키지 균열선단의 FEM 요소분할

기 전에 계면이 완전박리되어 있으므로 벌어지는 모양을 확인할 수 있다. 그림 19는 균열선단에서의 FEM mesh를 나타내는데, 완전박리된 후 패키지균열이 진전하는 각도는  $45^\circ$ , 진전여부를 판단하는 초기 균열의 길이는  $10\mu\text{m}$  로 가정하였다.

앞서 계산된 수증기압과 온도조건에서 계산된 응력분포로부터 J적분값, 즉 에너지방출률을 얻게 된다. 실제로 계산해본 결과에 의하면 열응력에 의한 효과는 수증기압에 비해 아주 작았다. 다시 말해 온도조건으로 가해진 응력은 균열선단의 에너지방출률에 미치는 영향이 거의 없었다. 따라서 최초의 해석이후에는 수증기압만을 하중으로 가하여 응력분포를 해석하였다.

측정된 봉지재의 파괴인성치와 수증기압으로 인한 에너지방출률을 서로 비교하여, 에너지방출률이 파괴인성치보다 큰 경우 패키지균열이 진전하게 된다.

## 5. 패키지균열 및 층간박리에 대한 평가

### 가. 패키지균열에 대한 수치해석

패키지균열이 진전할 것인지를 판단하기 위하여, 즉 패키지의 신뢰성을 평가하기 위하여 앞서의 과정을 SO와 TSOP 두가지 타입의 패키지에 모두 적용하여 해석하여 보았다. 결과를 더욱 자세히 관찰해보기 위하여 칩의 크기를 변화시키면서, 그 영향을 살펴보았다. 그림 20은 그 결과를 종합하여 그래프로 나타낸 것인데 파괴인성치 이상의 에너지방출률을 보이는 패키지는 패키지균열이 발생하여 파



손될 것으로 예상된다. 하지만 계산된 결과들은 완전히 박리되었다는 가정하에 예측된 것이므로 실제로 박리가 진행되지 않은 패키지는 파손되지 않는다.

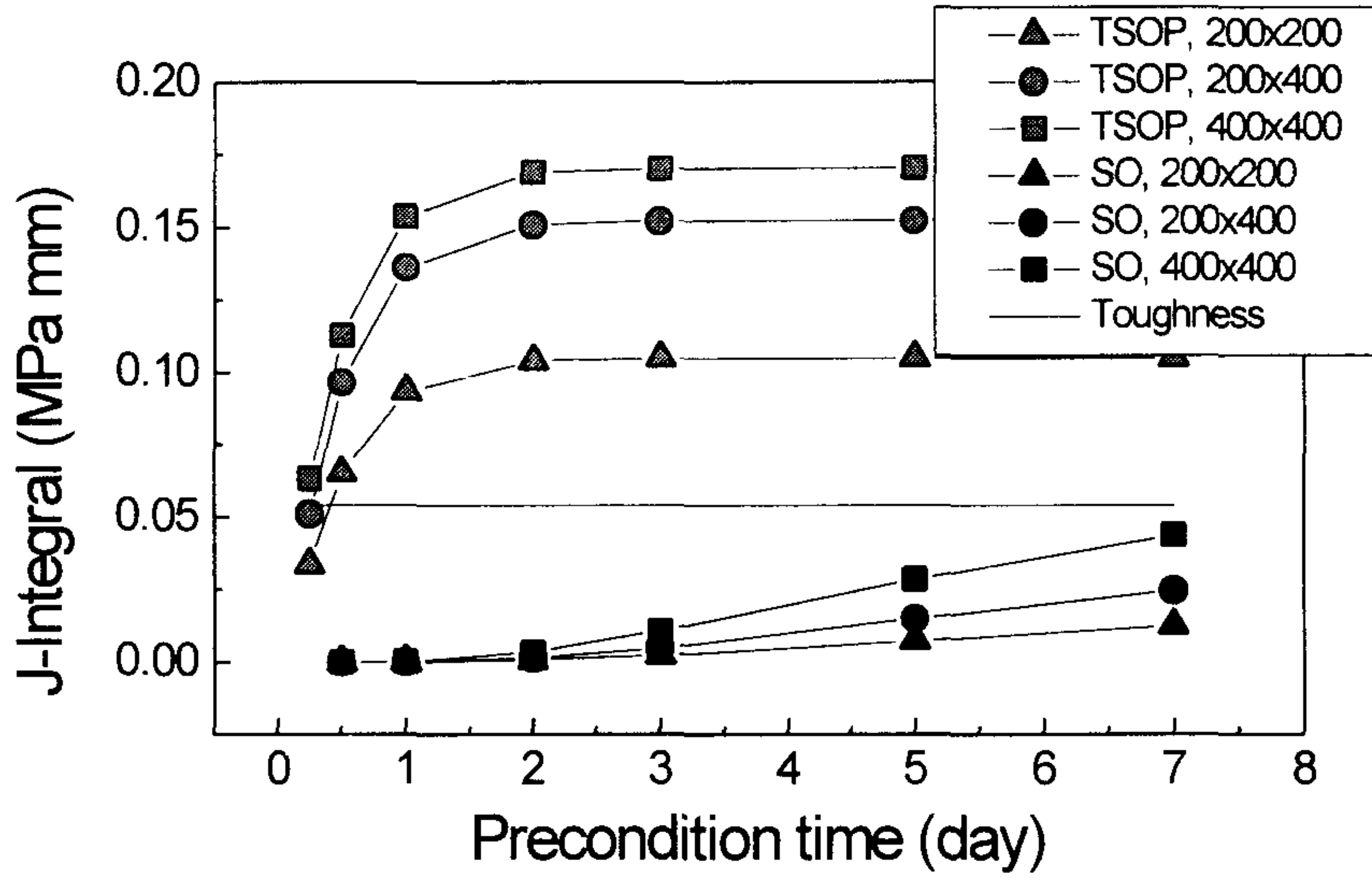


그림 3-20. 전처리시간에 따른 패키지의 에너지방출률

봉지재의 두께가 얇을수록, 칩크기가 커질수록 패키지균열이 발생할 가능성이 커지고 있다. 두께가 얇으면 습기의 확산이 용이하여 짧은 전처리시간동안에도 계면에 많은 습기가 쌓이게 되므로 그에 따라 수증기압도 커지게 된다. 또한 칩크기가 커지게 되면 같은 크기의 수증기압에도 균열선단에 더 큰 에너지방출률이 유발되게 되어 패키지균열이 발생할 가능성이 커진다. 두께가 큰 SO 타입의 경우 모든 경우에 대해 에너지방출률이 파괴인성치 보다 낮기 때문에 패키지균열이 발생되지 않으며 이것은 실제패키지의 결과와 일치하고 있으며, 두께가 얇은 TSOP의 경우 흡습에 매우 민감하며 아주 작

은 흡습에도 패키지균열이 발생할 수 있음을 알 수 있다.

#### 나. 층간박리에 대한 수치해석

##### (1) 박리면적의 영향평가

앞에서 평가한 패키지균열의 거동은 칩패드와 봉지재사이의 계면이 완전히 박리되었다고 가정하고 균열이 발생하는 현상을 평가해 본 것이다. 이러한 가정은 계면의 접착력이 봉지재의 균열에 대한 저항치보다 낮기 때문에 성립하는 것이며, 접착력이 강화될수록 박리(delamination)의 효과를 고려한 해석시스템의 개발이 필요하다.

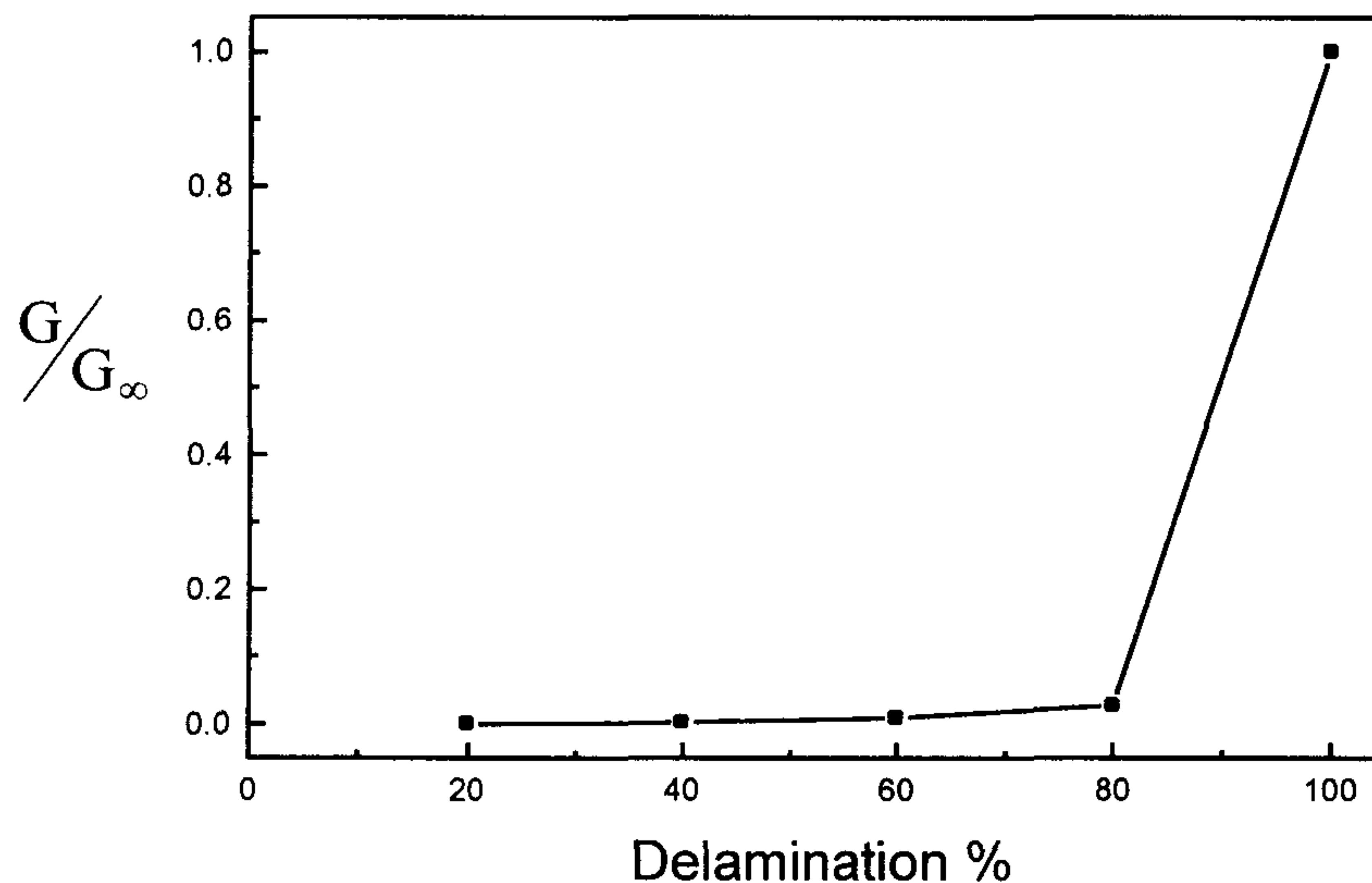


그림 3-21. 박리면적에 따른 패키지균열선단의 에너지방출률

박리의 영향을 알아보기 위하여, 20%에서 100%까지 박리면적을 변화시키면서 패키지균열의 에너지방출률을 계산하였다. 그림 21은

각각의 에너지방출률을 완전박리된 후의 에너지방출률( $G_{\infty}$ )로 나눈 상대적인 값을 표시한것인데 그림에서 보는바와 같이 완전히 박리되기 전까지는 에너지방출률의 값이 매우 작다. 이로서 알 수 있는 것은 박리가 완전히 진행되기 전까지는 패키지균열이 진전하기가 어렵다는 사실이다. 즉, 층간박리되고 EMC쪽으로 킁크된 균열이 존재할 때, 두가지의 균열진전방향중에서 박리가 진행되는 방향이 패키지균열쪽보다 훨씬 진전하기 쉽다는 사실을 나타낸다. 그러므로 작은 결함에 의해서 진행되기 시작한 부분박리는 패키지균열보다는 완전박리로 발전할 가능성이 크다.

(2) 박리의 진전여부에 대한 평가

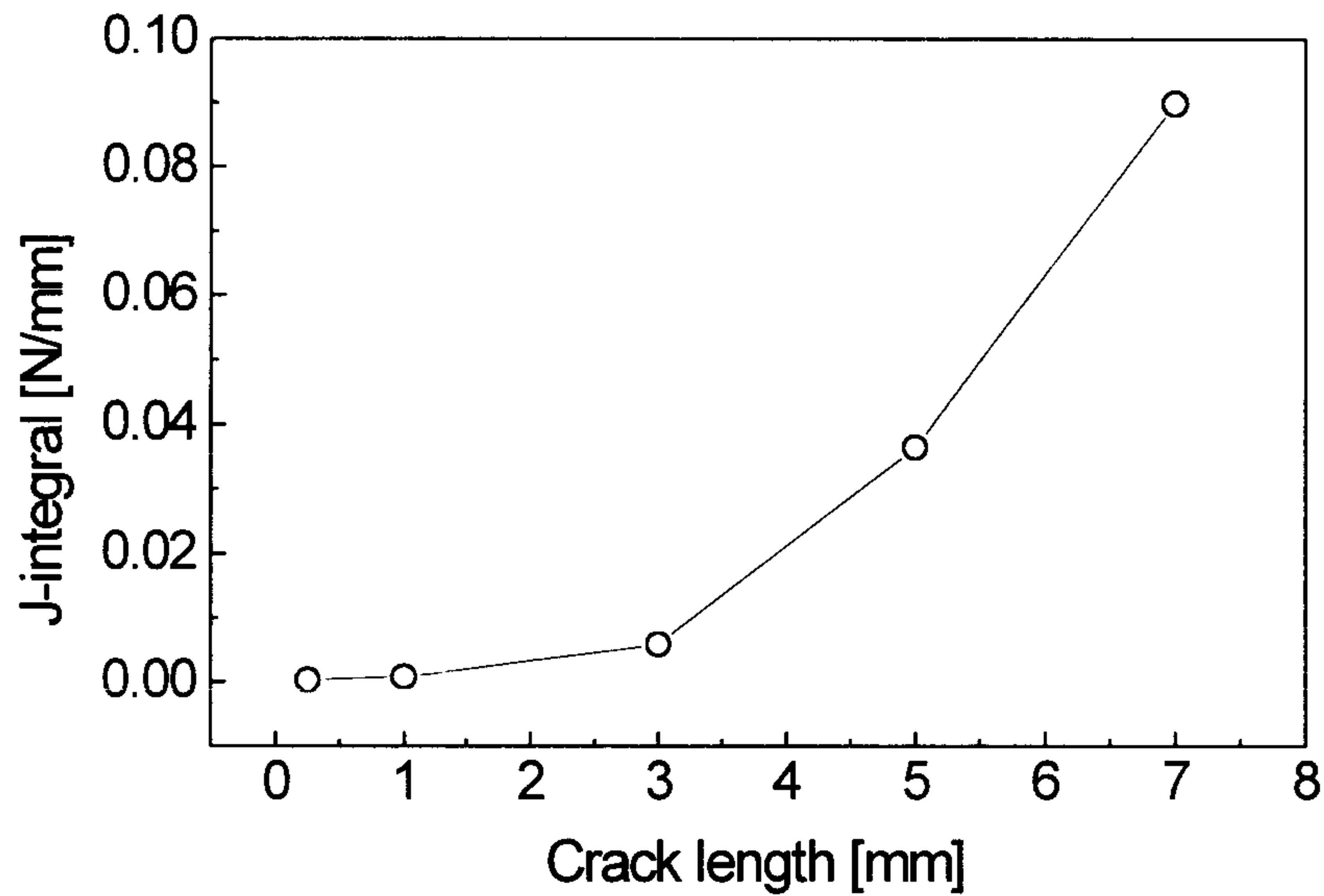


그림 3-22a. 균열길이에 따른 계면균열선단의 에너지방출률 (SO 타입 패키지)

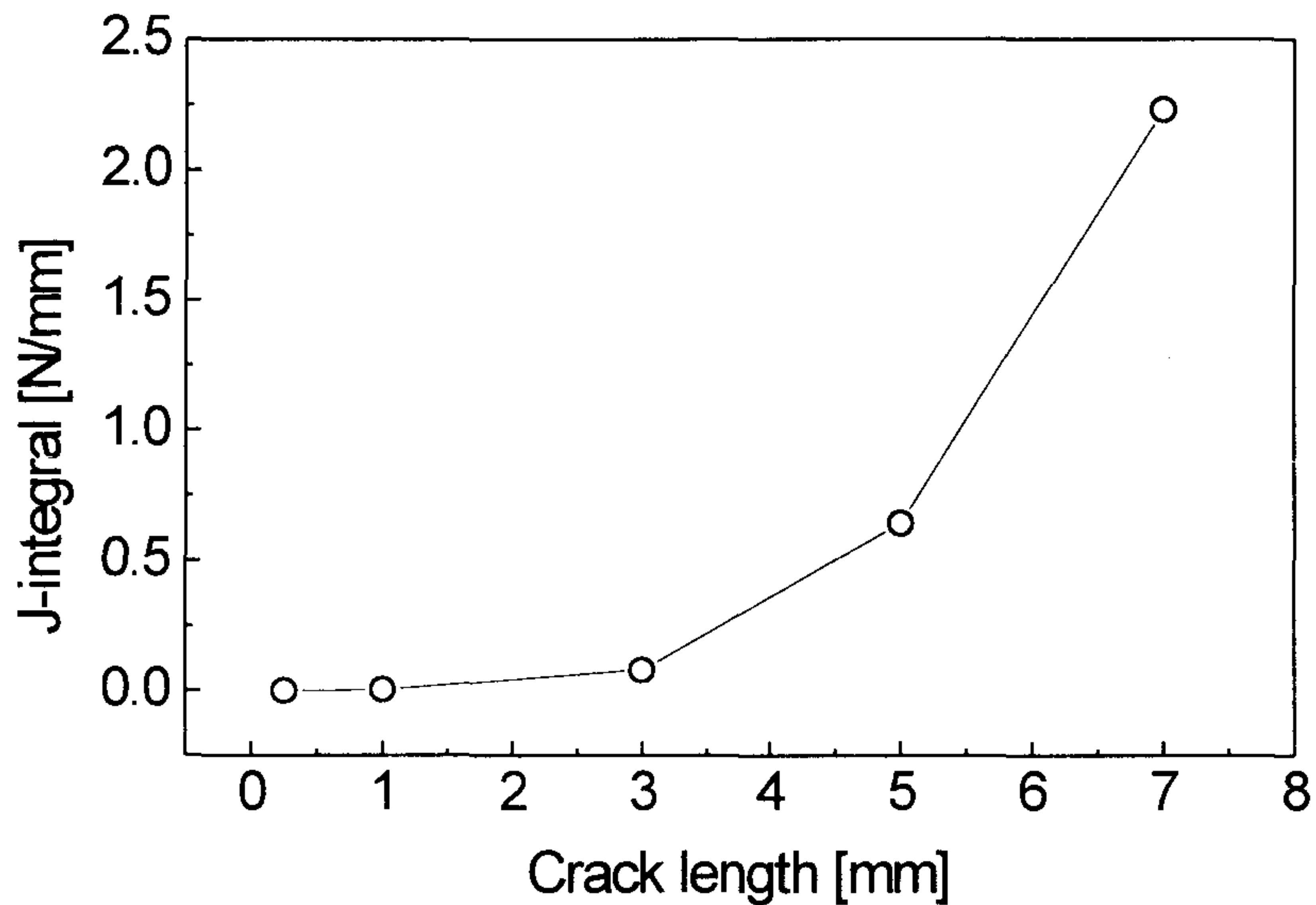


그림 3-22b. 균열길이에 따른 계면균열선단의 에너지방출률  
(TSOP 타입 패키지)

그림 22는 패키지 타입에 따라 계면균열선단의 에너지방출률을 계산한 결과이다. 일정한 수증기압을 가하고(0.5MPa), 모서리로부터 균열길이를 증가시키면서 에너지방출률을 구하면 점점 증가하는 값을 나타낸다. 앞에서 구한 계면파괴인성치를 적용시키려면 같은 위상각이어야 하나, 패키지 해석결과에 의하면 약 30°의 위상각을 보이므로 직접적으로 균열의 진전여부를 비교하기는 불가능하다. 하지만 대략적인 크기를 가늠해볼 수 있는데, 많은 연구자들에 의해 받아들여지는 외삽법을 이용하면, 위 그래프의 조건에 해당하는 계면파괴인성치는 약 0.1에서 0.5 N/mm 이다. 따라서, 패키지의 타입에 따라 결정되는 EMC의 두께에 따라 패키지의 신뢰성이 지배될 수 있음을 알 수 있다. 정확한 해석과 균열진전여부의 판단을 위해서는

고온에서 위상각을 고려한 계면파괴인성치를 측정하는 것이 중요하다.

## 6. 결론 및 토의

본 연구에서는 리드프레임과 EMC의 접합강도를 정량화하기 위하여 계면파괴인성치를 측정하였고, 실제의 전처리 및 소더링과정을 고려하여 온도와 습기의 영향을 평가하였다. 계면에 모인 습기가 소더링과정에서 팽창하면서 층간박리 및 패키지균열로 발전하는 문제를 해석하기 위하여 수치해석적 기법을 도입하였다. 그 결과를 정리하면 다음과 같다.

첫째, EMC/리드프레임의 계면파괴인성치는 온도가 증가함에 따라 대체적으로 감소하였으며, 유리전이온도 부근에서도 많은 변화를 나타내었다.

둘째, EMC/리드프레임의 계면파괴인성치는 습기함유에 의해서는 별다른 변화가 없었으며, EMC의 구성성분중에서 습기에 의한 계면의 약화를 억제하는 역할을 하는 성분이 있을 것으로 추측되었다.

셋째, EMC의 습기확산, 점탄성, 균열에 대한 저항치를 나타내는 물성치를 측정하였다.

넷째, 습기확산에 대한 1차원 모델링과 FDM을 이용하여 습기농도의 분포를 수치적으로 계산하였고, 열역학과 판이론의 가정에 의해 수증기압을 정량화하였다.

다섯째, 열하중과 수증기압으로부터 소더링과정중에 균열선단에 작용하는 에너지방출률을 구하고, 파괴인성치와 비교하여 진전여부를 판단하였다.



여섯째, 서로 다른 패키지의 해석을 통하여 EMC의 두께가 중요한 인자임을 확인하였고, 패키지균열과 층간박리의 상호거동을 파악하였다.

## 제 4 절 반도체 패키지용 EMC의 열응력 저하를 위한 연구

### 1. 개요

전자시스템의 고도화로 반도체 칩의 집적도가 높아지고 칩의 크기가 커지는 반면 전자소자의 크기를 줄이기 위해 반도체 패키지의 두께는 점차 얇아지고 있으며, 이에 따라 패키징 조건이 점점 가혹해지고 있다. 여러 패키징 방법들 중 현재 광범위하게 사용되고 있는 입자강화에폭시수지(epoxy molding compound, EMC)는 대량생산이 가능하고 가격이 저렴한 장점을 가지고 있는 반면, 칩 내에서 서로 접촉되는 이종 재료간의 상이한 열팽창률로 인한 열응력이 문제점으로 지적되고 있다[1]. 이러한 열응력은 EMC-칩, EMC- 칩패드, EMC-리드프레임 사이에 초기균열을 발생시키기도 하며 전선을 단락시키는 등 패키지의 신뢰도를 저하시킨다.

최근에는 플라스틱 패키지는 기존의 삽입형 실장방식에서, 기판의 양면에 실장할 수 있고 패키지 전체를 기판에 동시 실장하는 것이 가능한 표면실장방식으로 바뀌고 있다[2]. 이때 삽입형 패키지는 리드만 가열되어 패키지 전체의 온도가 150°C 이상은 올라가지 않지만, 표면실장방식에서는 패키지 전체가 뿔납의 용융온도인 210°C~60°C의 고온에 약 2분 정도 노출되는 소더 리플로우(solder reflow)조건에서 실장이 이루어진다. 그러므로 패키지의 신뢰성을 검사하기 위하여 150°C~ -65°C 또는 150°C~ -40°C의 온도 구간에서 반복적으로 온도싸이클을 가하거나, 패키지를 가습시킨후 210°C 이상의 표면실장온도에서 일정시간 유지시키는 등의 실험을 실시한다. 따

라서 패키지 신뢰도 향상을 위하여는 넓은 온도범위에서 일정 수준 이상의 기계적 성질이 요구된다.

열응력은 접촉하고 있는 두 재료 사이의 열팽창률 차이에 의하여 유발되고, 탄성계수와 온도차이에 비례하게 된다[3]. EMC의 열팽창계수가 다른 패키지 재료보다 상당히 큰것을 감안하면 열응력은 EMC의 열팽창계수와 탄성계수에 가장 큰 영향을 받는다. 그런데 일반적으로 EMC를 제외한 다른 재료들은 패키지 성형, 테스트, 사용 온도 범위에서 온도와 시간에 관계없이 거의 일정한 재료상수를 가지는 반면, EMC는 온도와 시간에 따라 다른 재료상수를 가진다. 또한 에폭시에 첨가되는 경화제(hardner), 촉매(catalyst), 충전제(filler), 접착제(coupling agent), 난연제(flame retardant), 응력완화제(stress-relief additives), 착색제(colorant), 이형제(mold release agent)등은 EMC의 재료상수를 변화시키고, 패키지의 신뢰도에 직접적인 영향을 미친다[1]. 이때 각 첨가재에 의한 재료상수 변화를 정확히 측정한다는 것은 변수가 너무나 많으며, 이러한 모든 변수를 동시에 고려하여 열응력과 패키지의 신뢰성을 검증하는 것은 현실적으로 복잡하고 어려운 문제이다. 특히 충전제는 그 사용량에 비례하여 열팽창계수(coefficient of thermal expansion, CTE), 열수축(thermal shrinkage), 시스템가격(cost of package), 흡습률(moisture absorption)등을 감소시키며, 탄성계수(elastic modulus), 열전도계수(thermal conductivity), 점성계수(viscosity) 등을 증가시킨다. 특히 열팽창계수, 탄성계수, 열전도계수는 열응력에 직접 영향을 미치므로 이러한 재료상수들이 충전제의 종류, 모양, 부피비에 의해서 받는 영향을 파악하는 것은 대단히 중요하다.

EMC는 미시적 관점으로는 기지재료인 에폭시에 여러 종류의 첨가재들이 불규칙하게 분포되어 있는 복합재료로 생각할 수 있다.

이 복합재는 실제로는 불균질하지만, 거시적 관점으로는 균질하다고 할 수 있으므로 유효재료상수(effective material property)의 정의가 가능하다[4]. 그러므로 미시역학(micromechanics)을 이용하여 복합재료 각각의 재료특성만으로 전체 복합재료의 성질을 예측하고자 하는 노력들이 Voigt 와 Reuss 이후 계속되어왔다[5]. Eshelby[8]는 등가침가재 방법(equivalent inclusion method)을 이용하여 재료상수들을 예측하였으며 이외에도 근사적인 방법으로 널리 알려진 자기일치성방법(self consistent method, SCM), Mori-Tanaka 법, Hashin-Shtrikman 의 최소포텐셜에너지와 최소공액에너지의 원리로 부터 탄성계수에 관한 유계해(bound solution)를 얻어내는 방법 등이 있다[9-16]. 열팽창계수를 예측하기 위한 방법으로는 에너지법을 이용한 Shapery 의 방법, 열팽창계수에 적용한 자기일치성방법 등이 있다[17-19]. 열전도계수를 위한 식으로는 Nielsen 의 모델, Hashin-Shtrikman 의 유계해, 자기일치성 방법 등이 있다[19-22]

그러나 이러한 식들을 이용하여 충전제에 따른 EMC 의 기계적 성질을 예측하고자 하는 시도는 거의 없었으며, 이러한 방법들이 EMC 에 적합한지 여부는 명확히 밝혀지지 않는 않았다. 그러므로 본 연구에서는 EMC 의 배합과정에서부터 패키지의 열응력 평가에 이르기까지 신뢰성 평가를 체계적으로 수행할 수 있는 통합프로그램 연구개발의 일부 과정으로써, 첫째 실험을 통하여 확보한 EMC 의 실험치와 기존 이론식들에 의한 예측치들을 상호 비교 검토하였다. 실험재료로는 평균직경  $13\mu\text{m}$  인 비결정성실리카(amorphous silica)를 충전제로 선택하여 동일한 조건에서 충전제의 부피비만 바꾸어 가면서 시편을 제작하였다. 열팽창계수, 탄성계수, 열전도계수를 측정하였으며 측정값들과 이론적인 예측값들을 비교하였다. 둘째 이러한

자료들을 토대로 상용유한요소해석 프로그램인 ABAQUS[6]를 이용하여 Quad Flat Package(QFP)를 모델링하고 해석하였다. 칩과 리드프레임의 재료상수들은 고정시키고, EMC의 재료상수들만 실험에서 구한 결과, 예측값, 문헌에서 인용한 값들로 변화시키면서 앞서 기술한 온도 구간에 대하여 패키지 내부의 열응력을 계산하였다.

## 2. EMC의 재료상수 해석

EMC는 에폭시에 여러 종류의 첨가재들이 불규칙하게 분포되어 있어 실제로는 불균질하지만, 이들 첨가재들이 골고루 퍼져있다면 통계적으로(statistically) 균질하다고 할 수 있으므로 유효재료상수(effective material property)의 정의가 가능하다[4]. 그림 1.에 EMC 단면의 대표적인 형상을 나타내었다. 이러한 경우 재료상수들이 대표값으로 표현되며, 이는 해석 및 수치 모사에 반드시 필요한 사항이다. 따라서 본 장에서는 충전제에 따른 전체 복합재료의 유효재료상수를 예측해 보고자 했던 기존의 연구결과들을 요약해 보았다.

### 가. 체적탄성계수, 전단계수, 탄성계수

체적탄성계수와 전단계수의 해석 방법은 기본적으로 같다고 볼 수 있으므로 이 둘을 동시에 고려해 보았다. 만일 EMC의 유효체적탄성계수와 유효전단계수를 알고 있다면, EMC를 이 두 상수를 가진 동방성재료라는 가정하에 탄성계수 및 포와송비를  $E=9KG/(3K+G)$  및  $\nu=(3K-2G)/(6K+2G)$ 로 나타낼 수 있다[7]. 그러므로 유효체적탄성계수와 유효전단계수를 이용하여 탄성계수를 구하기 위한 여러 방법들



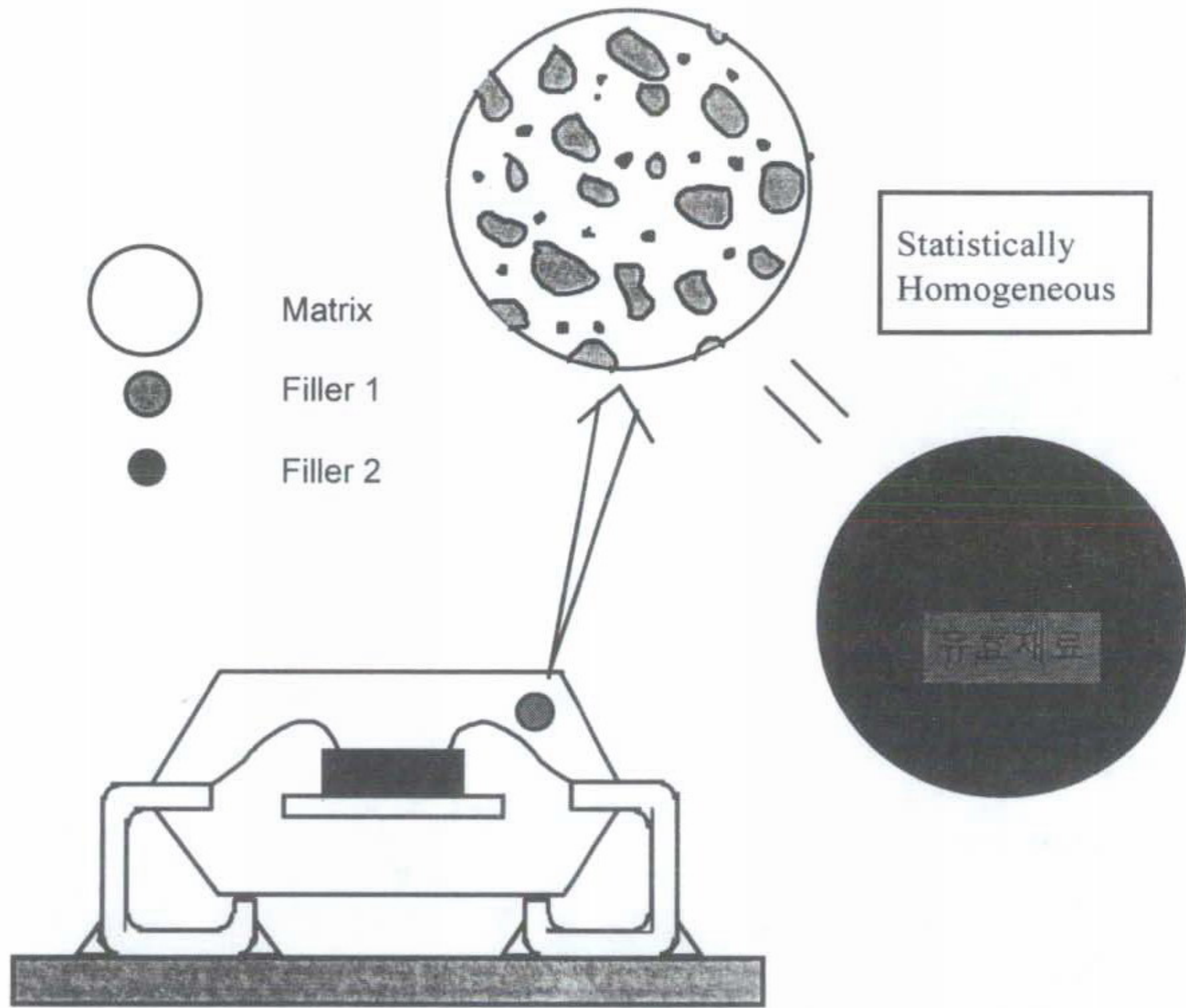


그림 4-1. 반도체 패키지용 EMC의 미시적 및 거시적 단면 형상

이 시도되어 왔는데 대표적인 것들을 정리하면 다음과 같다.

(1) Dilute suspension 방법[8,9]

동방성 기지재료에 동방성 충전제가 한가지 있는 경우 유효재료상수는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\frac{K^* - K}{K_2 - K_1} = c_2 \frac{T_{iikk}}{3} \quad (4-1)$$

$$\frac{G^* - G}{G_2 - G_1} = \frac{1}{15} (3T_{ijjj} - T_{ijij}) \quad (4-2)$$

여기서 T는 4차 오더 텐서이며, 특별한 형상을 가지는 충전제에

Eshelby 텐서 [S]를 적용하여, 구형인 경우와 판형인 경우에 대하여 Boucher[9]가 발표하였다. 즉,

$$T_{ijj} = \frac{1}{2(1 + 2AS_{ijj})} \quad (4-3)$$

$$T = \begin{bmatrix} T_{1111} & T_{1122} & T_{1133} \\ T_{2211} & T_{2222} & T_{2233} \\ T_{3311} & T_{3322} & T_{3333} \end{bmatrix} \quad (4-4)$$

$$= \begin{bmatrix} 1 + AS_{1111} + BS_1 & AS_{1122} + BS_1 & AS_{1133} + BS_1 \\ AS_{2211} + BS_2 & 1 + AS_{2222} + BS_2 & AS_{1133} + BS_2 \\ AS_{3311} + BS_3 & AS_{3322} + BS_3 & 1 + AS_{3333} + BS_3 \end{bmatrix}^{-1}$$

여기서

$$A = \frac{G^2}{G^*} - 1 \quad (4-5)$$

$$B = \frac{1}{3} \left( \frac{K_2}{K^*} - \frac{G_2}{G^*} \right) \quad (4-6)$$

$$S_i = S_{i11} + S_{i22} + S_{i33} \quad (4-7)$$

## (2) 미분방법(Differential Scheme)

이 방법은 dilute suspension 방법을 체적분율  $c$ 에 대한 미소증분으로 적용한 것이다. 구형 충전제인 경우는 다음과 같은 연립방정식으로 나타낼 수 있다.

$$\frac{dK}{dc} + \frac{K - K_2}{(1-c) \left[ 1 + \frac{K_2 - K}{K + 4G/3} \right]} = 0 \quad (4-8)$$

$$\frac{dG}{dc} + \frac{15(1-\nu)(G - G_2)}{(1-c) \left[ 7 - 5\nu + 2(2 - 5\nu) \frac{G_2}{G} \right]} = 0 \quad (4-9)$$

## (3) 자기일치성방법(SCM)[11]

유효재료가 충전제를 포함하고 있는 경우 경계조건을 적용하면 충전제에는 일정변형률이 작용하며, 이러한 평균입자변형률을 에너지 평형식에 적용할 경우  $K^*$ 와  $G^*$ 를 포함하는 연립방정식을 얻게 된다. 구형충전제가 있는 경우는 다음과 같다.

$$\frac{1}{G^*} = \frac{1}{G_1} + \sum_{i=2}^N \left(1 - \frac{G_i}{G_1}\right) \frac{c_i}{G^* + b^*(G_i - G^*)} \quad (4-10)$$

$$\frac{1}{K^*} = \frac{1}{K_1} + \sum_{i=2}^N \left(1 - \frac{K_i}{K_1}\right) \frac{c_i}{K^* + a^*(K_i - K^*)} \quad (4-11)$$

여기서

$$b^* = \frac{2(4 - 5\nu^*)}{15(1 - \nu^*)}, a^* = \frac{(1 + \nu^*)}{3(1 - \nu^*)} \quad (4-12)$$

이다. 바늘형과, 판형은 Wu(12)에 의하여 정리되어 있다.

#### (4) 일반화된 자기일치법(GSCM)

구형 및 원통형 충전제에 대하여 충전제 주위를 기지재료가 감싸고, 기지재료 주위를 다시 유효재료가 감싸고 있는 모델에 대하여 경계치문제를 해석하여 충전제의 변형률을 계산하였다. 구형 충전제인 경우 아래와 같이 나타낼 수 있다.

$$\left(\frac{G^*}{G_1}\right)^2 A + \left(\frac{G^*}{G_1}\right) B + D = 0 \quad (4-13)$$

여기서

$$A = 8(G_i / G_m - 1)(4 - 5\nu_m)\eta_1 c^{10/3} - 2[63(G_i / G_m - 1)\eta_2 + 2\eta_1\eta_3]c^{7/3} \\ + 252[G_i / G_m - 1]\eta_2 c^{5/3} - 25[G_i / G_m - 1](7 - 12\nu_m + 8\nu_m^2)\eta_2 c + 4(7 - 10\nu_m)\eta_2\eta_3$$

$$B = -4(G_i / G_m - 1)(1 - 5\nu_m)\eta_1 c^{10/3} + 4[63(G_i / G_m - 1)\eta_2 + 2\eta_1\eta_3]c^{7/3} \\ - 504[G_i / G_m - 1]\eta_2 c^{5/3} + 150[G_i / G_m - 1](3 - \nu_m)\nu_m\eta_2 c + 3(15\nu_m - 7)\eta_2\eta_3$$

$$D = 4(G_i / G_m - 1)(5\nu_m - 7)\eta_1 c^{10/3} - 2[63(G_i / G_m - 1)\eta_2 + 2\eta_1\eta_3]c^{7/3} \\ + 252[G_i / G_m - 1]\eta_2 c^{5/3} + 25[G_i / G_m - 1](\nu_m^2 - 7)\eta_2 c - (7 + 5\nu_m)\eta_2\eta_3$$

$$\eta_1 = (G_i / G_m - 1)(49 - 50\nu_i\nu_m) + 35(G_i / G_m)(\nu_i - 2\nu_m) + 35(2\nu_i - \nu_m)$$

$$\eta_2 = 5\nu_i(G_i / G_m - 8) + 7(G_i + G_m + 4)$$

$$\eta_3 = (G_i / G_m)(8 - 10\nu_m) + (7 - 5\nu_m)$$

(4-14)

(5) Mori-Tanaka 의 방법[14]

임의의 방향으로 배열된 타원형 충전체가 기지재료에 분포하고 있는 경우 Mori-Tanaka 의 개념에 따르면 유효전단계수, 유효체적탄성계수는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\frac{K^* - K_1}{K_2 - K_1} = \frac{c_2 A}{(1 - c_2) + c_2 A} \quad (4-15)$$

$$\frac{G^* - G_1}{G_2 - G_1} = \frac{c_2 B}{(1 - c_2) + c_2 B} \quad (4-16)$$

여기서

$$A = \frac{T_{rrpp}}{3}, B = \frac{1}{5}(T_{rrpp} - T_{rrpp}) \quad (4-17)$$

이며, T 는 Boucher(9)에 의하여 발표된 4 차 텐서이다.

(6) Hashin-Shtrikaman 의 유계해[15,16]

임의의 모양을 가진 상들로 이루어진 다상재료에 대하여, 선형 탄성이론에 변분법을 적용하여 유효계수에 대한 상계해(+)와 하계해(-)를 다음과 같이 예측하였다.

$$K^- = K_1 + \frac{A_1}{1 + a_1 A_1} \quad K^+ = K_N + \frac{A_N}{1 + a_N A_N} \quad (4-18)$$

$$G^- = G_1 + \frac{B_1}{2(1 + b_1 B_1)} \quad G^+ = G_N + \frac{B_N}{2(1 + b_N B_N)} \quad (4-19)$$

여기서

$$a_1 = -\frac{3}{3K_1 + 4G_1}, \quad a_N = -\frac{3}{3K_N + 4G_N}$$



$$\begin{aligned}
A_1 &= \sum_{r=2}^{r=N} \frac{c_r}{\frac{1}{K_r - K_1} - a_1}, & A_N &= \sum_{r=1}^{r=N-1} \frac{c_r}{\frac{1}{K_r - K_N} - a_N} \\
b_1 &= -\frac{3(K_1 + 2G_1)}{5G_1(3K_1 + 4G_1)}, & b_N &= -\frac{3(K_N + 2G_N)}{5G_N(3K_N + 4G_N)} \\
B_1 &= \sum_{r=2}^{r=N} \frac{c_r}{\frac{1}{G_r - G_1} - b_1}, & B_N &= \sum_{r=1}^{r=N-1} \frac{v_r}{\frac{1}{G_r - G_N} - b_N}
\end{aligned}
\tag{4-20}$$

이며, 1 은 최소 체적탄성계수 및 전단계수를 가지는 재료, N 은 최대 체적탄성계수 및 전단계수를 가지는 재료를 나타낸다.

#### 나. 열팽창계수

##### (1) Shapery 의 모델[17,18]

유효열팽창계수를 계산하기 위하여도 여러 방법들이 시도되었다. 그 중 Shapery 의 방정식은 포텐셜에너지(potential energy)와 공액 에너지(complementary energy)에 대하여, 근사해와 이론해 사이의 부동식 관계를 이용하여 열팽창계수에 대한 상계해와 하계해를 구하였다. 이 때 상계해는 Kerner 의 식과 동일하며, 하계해는 Takahashi 의 식과 동일하다. 많은 실험결과들이 Shapery 의 유계해에 포함되므로 본 연구에서도 Shapery 의 식을 고찰하였다. 두 가지 상으로 복합재에서 Shapery 의 식은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\alpha^* = (c_1\alpha_1 + c_2\alpha_2) - (\alpha_1 - \alpha_2) \frac{\frac{c_1}{K_1} + \frac{c_2}{K_2} - \frac{1}{K^*}}{\frac{1}{K_1} - \frac{1}{K_2}}
\tag{4-21}$$



여기서  $K^*$ 는 Hashin-Shtrikman 의 상계해 또는 하계해이다.

(2) 자기일치성방법[19]

자기일치성방법에 의한 열팽창계수는 다음과 같이 나타난다.

$$\alpha^* = \sum c_i \left( \frac{K_i}{K^*} \right) \alpha_i \left[ 1 - a^* + a^* \frac{K_i}{K^*} \right]^{-1} \quad (4-22)$$

여기서  $K^*$ 와  $a^*$ 는 탄성계수를 구할 때의 자기일치성방법에 의하여 정하여진다.

다. 열전도계수

열전도계수는 열응력에 직접적으로 영향을 미치지 않지만 열전도율이 낮을 경우 칩의 온도가 상승하여 패키지의 파괴, 시스템의 오동작 등을 유발할 수 있다. EMC의 에폭시는 열전도율이 낮으므로 (약 1.5W/m°C) 많은 열방산이 필요한 칩인 경우 열전도율이 높은 알루미나(alumina) 또는 산화마그네슘(magnesium oxide)등을 충전제로 첨가하기도 한다[20]. 이때 각 충전제에 따른 열전도계수의 예측은 시스템 해석 및 설계시에 많은 도움을 주므로 열전도계수의 계산을 위하여는 Nielsen 모델[21], Hashin-Shtrikman의 유계해[22], 자기일치성방법[19]등을 고찰하였다. 각 모델들은 다음과 같다.

(1) Nielsen 모델

$$\frac{k^*}{k_1} = \frac{1 + ABc_2}{1 - B\psi c_2} \quad (4-23)$$

여기서

$$A = k_E - 1 \quad (4-24)$$

$$B = \frac{k_2 / k_1 - 1}{k_2 / k_1 + A} \quad (4-25)$$

$$\Psi = 1 + \frac{1 - c_m}{c_m^2} c_2 \quad (4-26)$$

이고,  $k$  는 열전도계수,  $k_E$  는 Einstein coefficient 이며 포아송비가 0.5 이고 강체 구형 충전제인 경우 2.5 이다.  $c_m$  은 충전제가 가질 수 있는 최대 충전율이다.

(2) Hashin-Shtrikman 의 유계해

$$k_m \frac{1 + 2Q(k_m)}{1 - Q(k_m)} \leq k^* \leq k_M \frac{1 + 2Q(k_M)}{1 - Q(k_M)} \quad (4-27)$$

여기서

$$Q(k) = \sum_{i=1}^{i=N} c_i \frac{k_i - k}{k_i - 2k} \quad (4-28)$$

$m$  은 최소 열전도율을 가지는 재료,  $M$  은 최대 열전도율을 가지는 재료이다.

(3) 자기일치성방법

$$\sum_{i=1}^N c_i \left( \frac{2}{3} + \frac{1}{3} \frac{k_i}{k} \right)^{-1} = 1 \quad (4-29)$$

라. 충전제의 형상효과를 고려한 재료상수의 해석

실제 EMC 에 사용되는 충전제는 구형이 가장 많이 쓰이고 일부 다른 형상의 충전제들이 사용되고 있다. 그런데 구형 충전제라 하더라도 제조과정상 순수한 원형은 아니며, 지름의 크기가 1~100 $\mu$ m 로 다양한 크기를 가지고 분포되어있다. 또한 성형시 작은 충전제 알갱이들이 충분히 퍼지지 못하고 서로 뭉친다거나 한쪽으로 치우치

는 경우도 있다. 그러므로 이론적으로 충전제의 형상고려가 가능한 방법들을 표 1에 나타내었다. 미분방법, 자기일치성 방법, Mori-Tanaka, 열팽창계수를 예측하기위한 자기일치성방법등이 형상을 고려할 수 있으며, EMC에 적용이 어려운 미분방법을 제외한 방법들에 대한 결과를 그림 3~5에 실었다.

그림 3과, 그림 4에서는 그림 2의 충전제의 축방향 길이비 a:b:c에서 c의 비가 커질수록 탄성계수가 조금씩 올라감을 보여주고 있다. 이는 축방향 길이비를 변화시킴으로써 좀 더 정확한 해석을 수행할 수 있는 가능성을 제시해주고 있다. 그림 5에는 c의 비가 커질수록 열팽창계수가 낮아지는 것을 예측하고 있다.

표 4-1. 충전제의 형상효과를 고려할 수 있는 해석 방법

	종류	특징	충전제의 형상고려
탄성계수	Dilute Suspension Method	EMC에는 적용이 어려움	가능
	Self Consistent Method		가능
	Mori-Tanaka		가능
	GSCM		
	Hashin-Shtrikman's bounds	상,하한계	
열팽창 계수	Shapery's bounds	상,하한계	
	SCM		가능

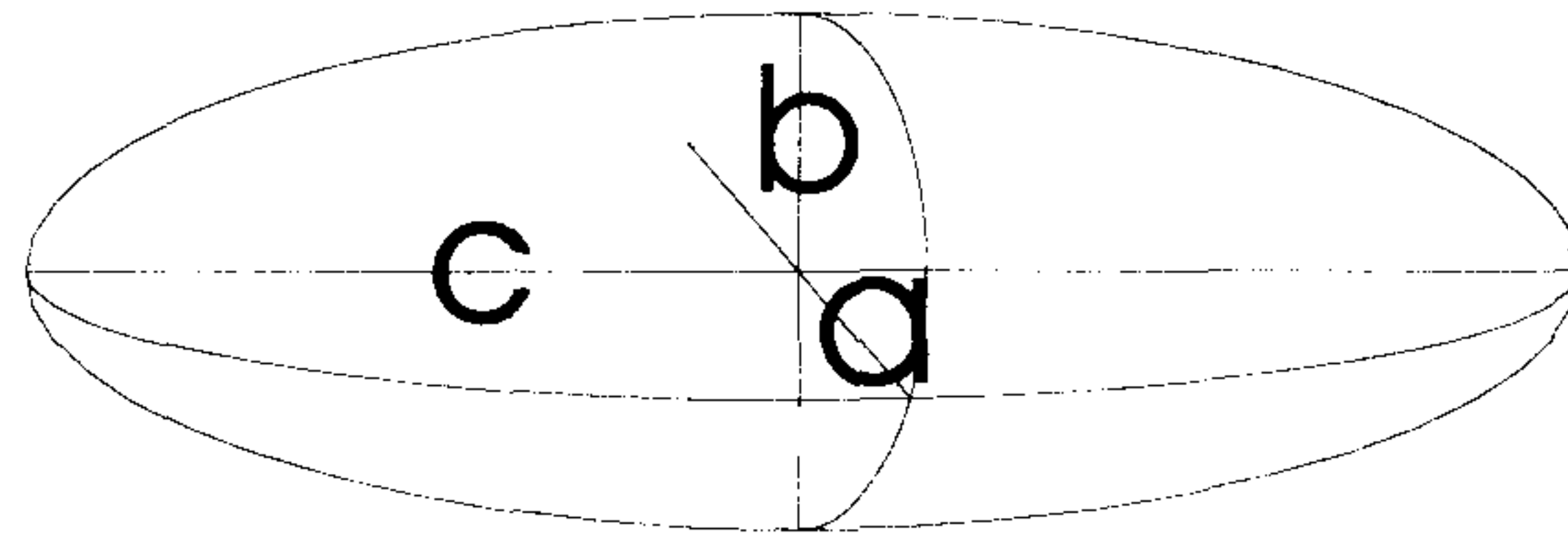


그림 4-2. 해석에 사용된 타원형 충전제의 형상비

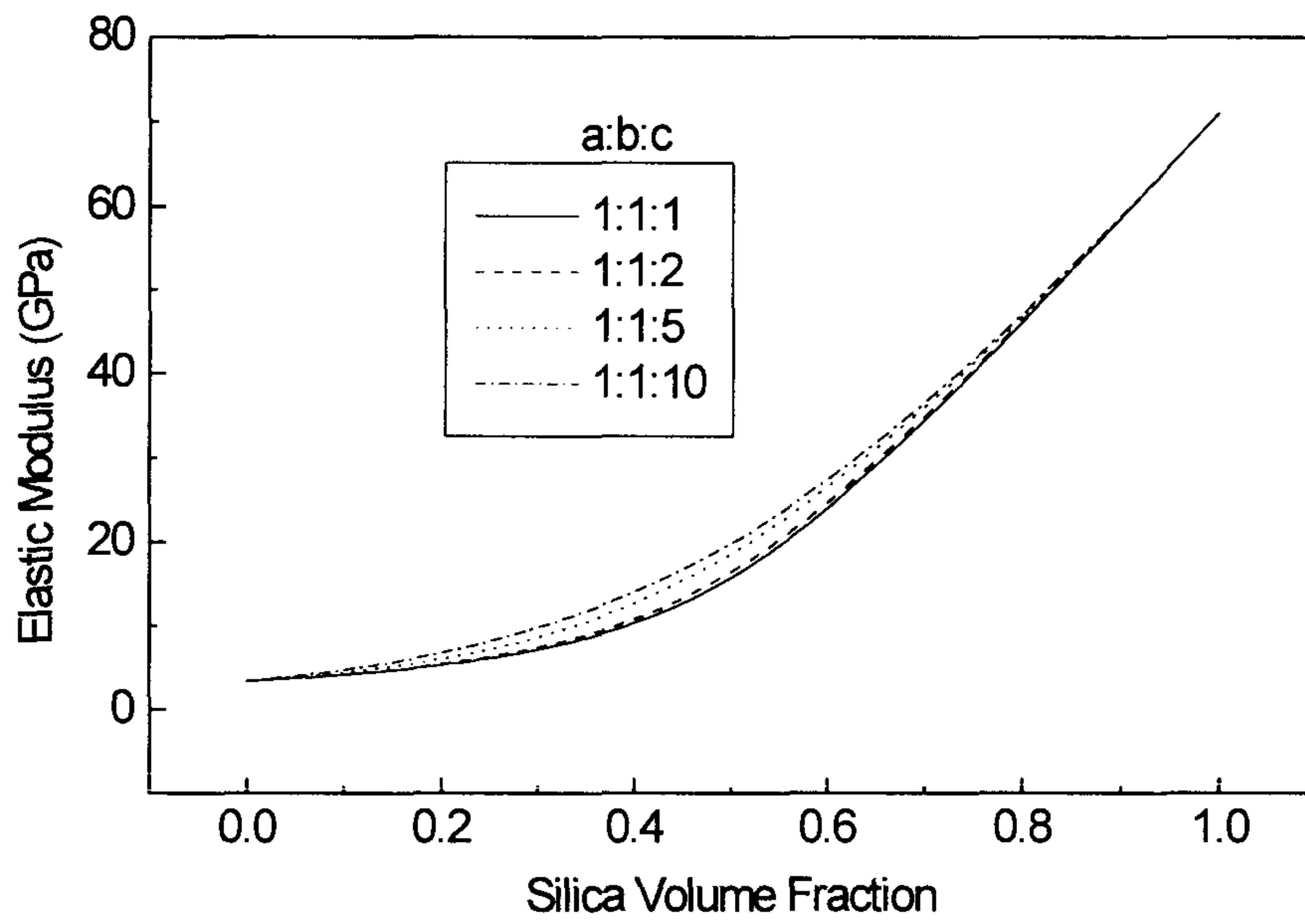


그림 4-3. 충전제의 형상을 고려한 자기일치성방법 탄성계수 예측법

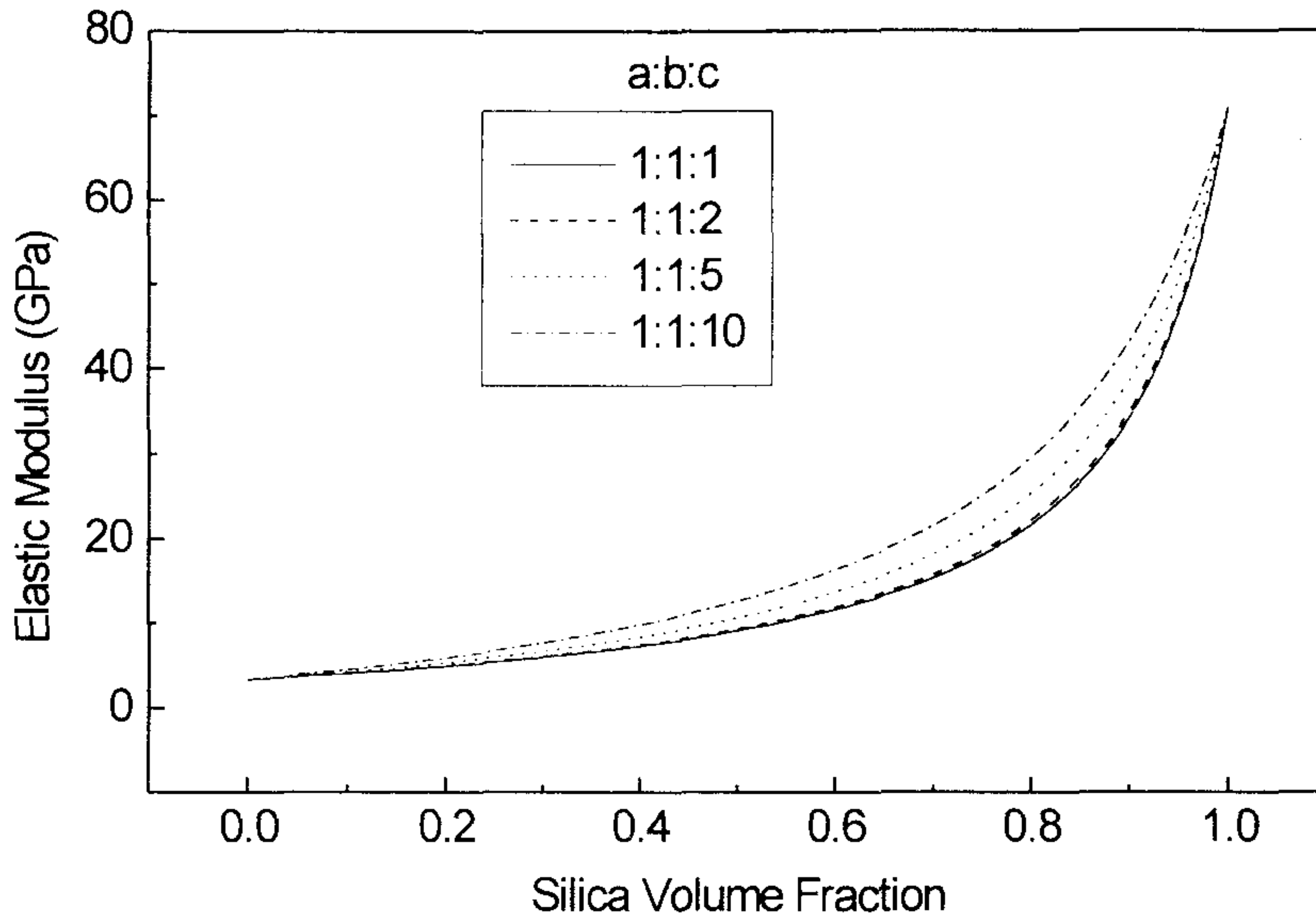


그림 4-4. 충전제의 형상을 고려한 Mori-Tanaka 탄성계수 예측법

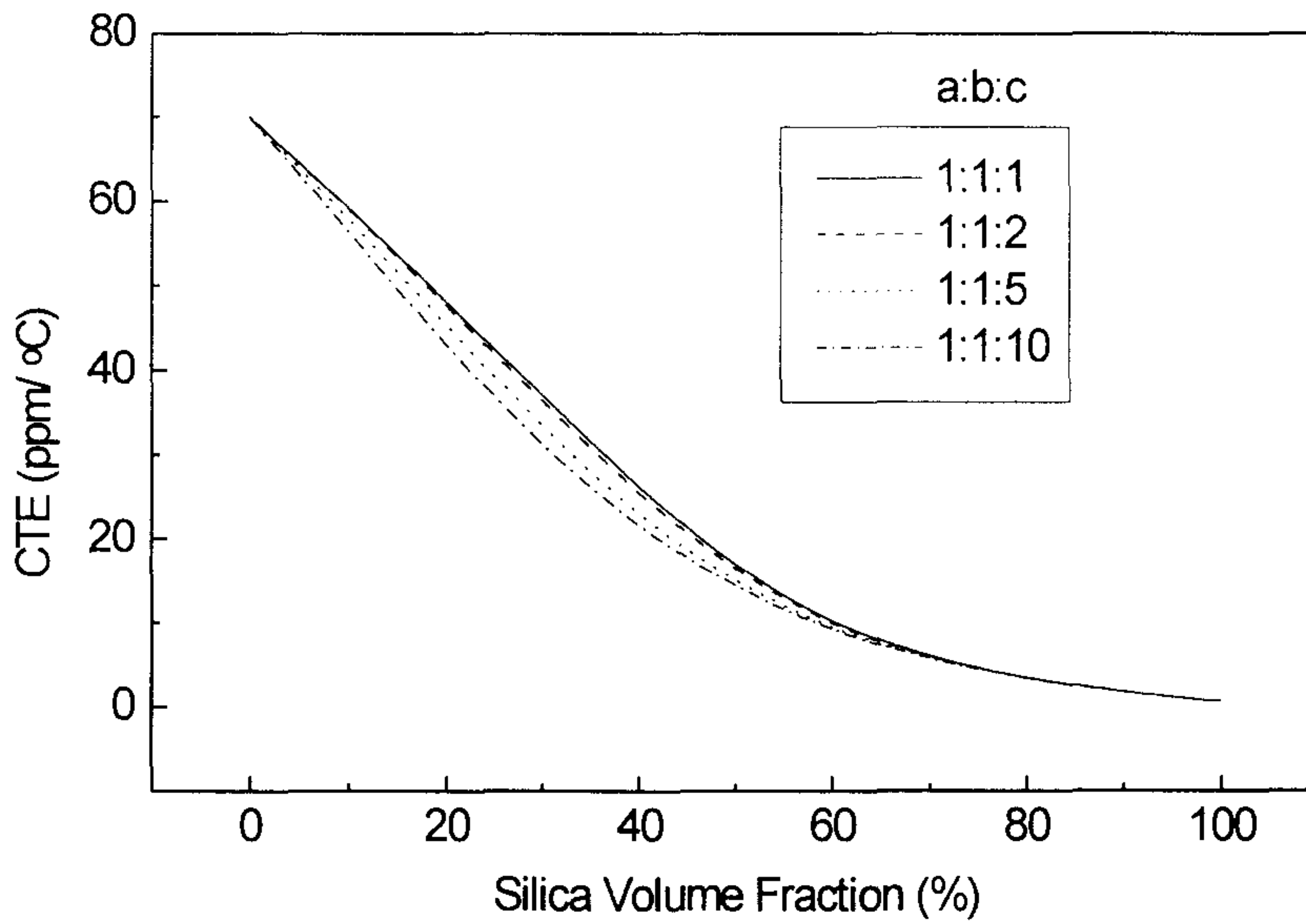


그림 4-5. 충전제의 형상을 고려한 자기일치성방법  
열팽창계수 예측법



### 3. 실험 및 고찰

#### 가. 시편제작

충전제의 부피비에 따른 EMC의 기계적 성질을 알아보기 위하여 충전제의 질량비가 50%, 65%, 70%, 80%(부피비로 환산한 경우 각 32%, 47%, 58%, 65%)로 되는 쿠폰형태의 시편을 제작하였다. 이하 백분율로 표시된 충전율은 충전제의 질량분율(weight fraction)을 가리킨다. EMC의 기지재료로는 EQCN(Epoxy Ortho-Cresole Novolac)을 사용하였고 촉매는 수지에 비례하게 사용하였으며, 왁스 및 착색제도 사용하였다. 충전제는 평균 직경  $13\mu\text{m}$ 의 구형 또는 각형 비결정성 실리카( $\text{SiO}_2$ )를 첨가하였고, 충전제의 질량에 비례하여 경화제와 접착제를 사용하였다. 그림 6에 본 실험에 사용한 충전제와 같은 종류의 SEM 사진을 실었다. 시편은  $175^\circ\text{C}$  600psi에서 120초 동안 이송성형(transfer molding)하여 제작하였고,  $120^\circ\text{C}$ 에서 4시간동안 후경화시켰다. 그림 7.에 몰드 및 시편을 나타내었다.

#### 나. 실험

일반적으로 EMC는 유리전이온도(glass transition temperature,  $T_g$ , 약  $150^\circ\text{C}$ )를 전후해서 탄성계수가 큰 차이를 보인다. 그러므로 본 연구에서는 ASTM D638에 따라  $20^\circ\text{C}$ (상온) 및  $180^\circ\text{C}$ (고온)에서 EMC의 탄성계수를 인장시험을 통하여 측정하였다. 시편은 쿠폰형 식이고  $12 \times 3 \times 50\text{mm}$ 의 계측구간을 가진다. 시험기는 INSTRON 5ton을 사용하였으며 변형률을 측정하기 위하여 상온에서는 50mm 계측구간을 갖는 신장강도계(extensometer)를 사용하였고 고온에서는 스트레인게이지(KYOWA KFRP)를 이용하였다. 또한 INSTRON 시험기와

는 별도로, 스트레인게이지를 시편에 정착한 후 상온에서 MTS 10ton 시험기로 측정하여 INSTRON에서의 실험결과와 비교하였다. 고온에서는 시편과 그림을 180°C 까지 가열한 후 180°C 를 유지한 상태에서 0.3mm/min의 속력으로 변위제어를 하면서 하중을 가하였고 상온에서는 0.5mm/min의 속력으로 제어하였다. 그림 8에 실험에 사용한 INSTRON 시험기를 나타내었다.

열팽창률은 ASTM D696에 의거하여 5x5x3mm의 시편을 사용하고 Dupont 9900 측정기를 이용하여 측정하였다. 온도는 상온에서부터 300°C 까지 5°C/min의 비율로 승온시켰다. 30°C ~240°C 구간을 두개의 직선으로 선형근사하였으며 두 직선이 만나는 온도를  $T_g$ 로 선택하였다. 그림 9에 측정한 결과들을 부피비 32%, 47%, 65%로 하나씩 나타내보았다.

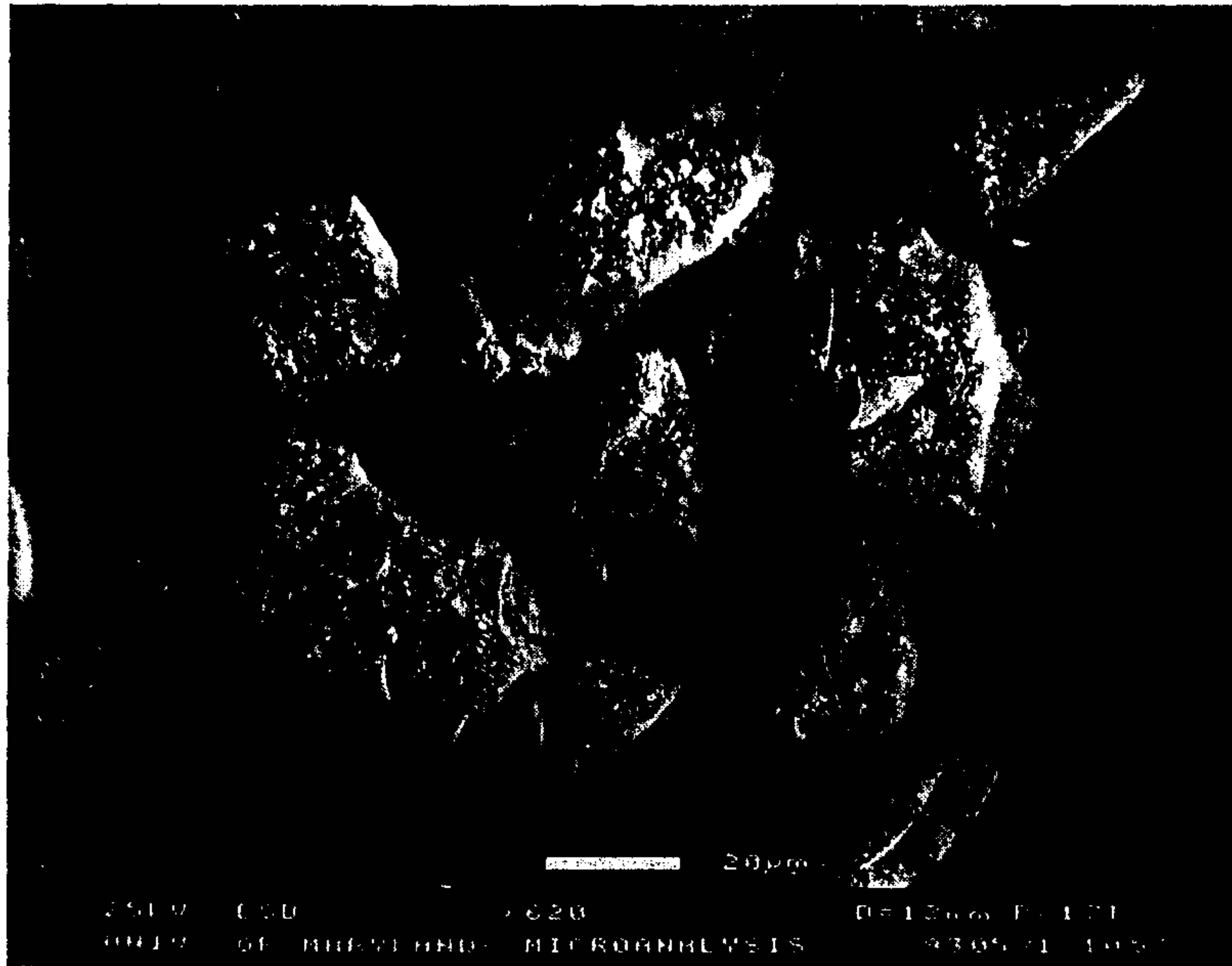
열전도율은 판형 시험(12x3x50)을 사용하고, SHOWA DENKO K.K. 측정기를 사용하여 측정하였다.

#### 다. 실험결과 및 고찰

실험결과와 이론적 예측값들을 그림 11. ~ 그림 14.에 나타내었으며 이론적 해석에 사용된 재료상수는 표 2와 같다.

상온에서 충전율 80%, 65%, 50%인 시편에 대하여 5회 실험한 후 변형률-응력선도를 각각 세 가지씩 그림 10에 나타내었다. 그림 10에 의하면 하중이 증가함에 따라 변형도 선형적으로 증가하다가 갑자기 파단되는 것을 알 수 있다. 이는 고온에서도 비슷하며 상온 실험과 고온실험 모두 뚜렷한 항복응력을 찾을 수는 없었다. 탄성계수는 초기 10% 하중점과 50% 하중점 사이를 선형근사하여서 정하

(a)



(b)

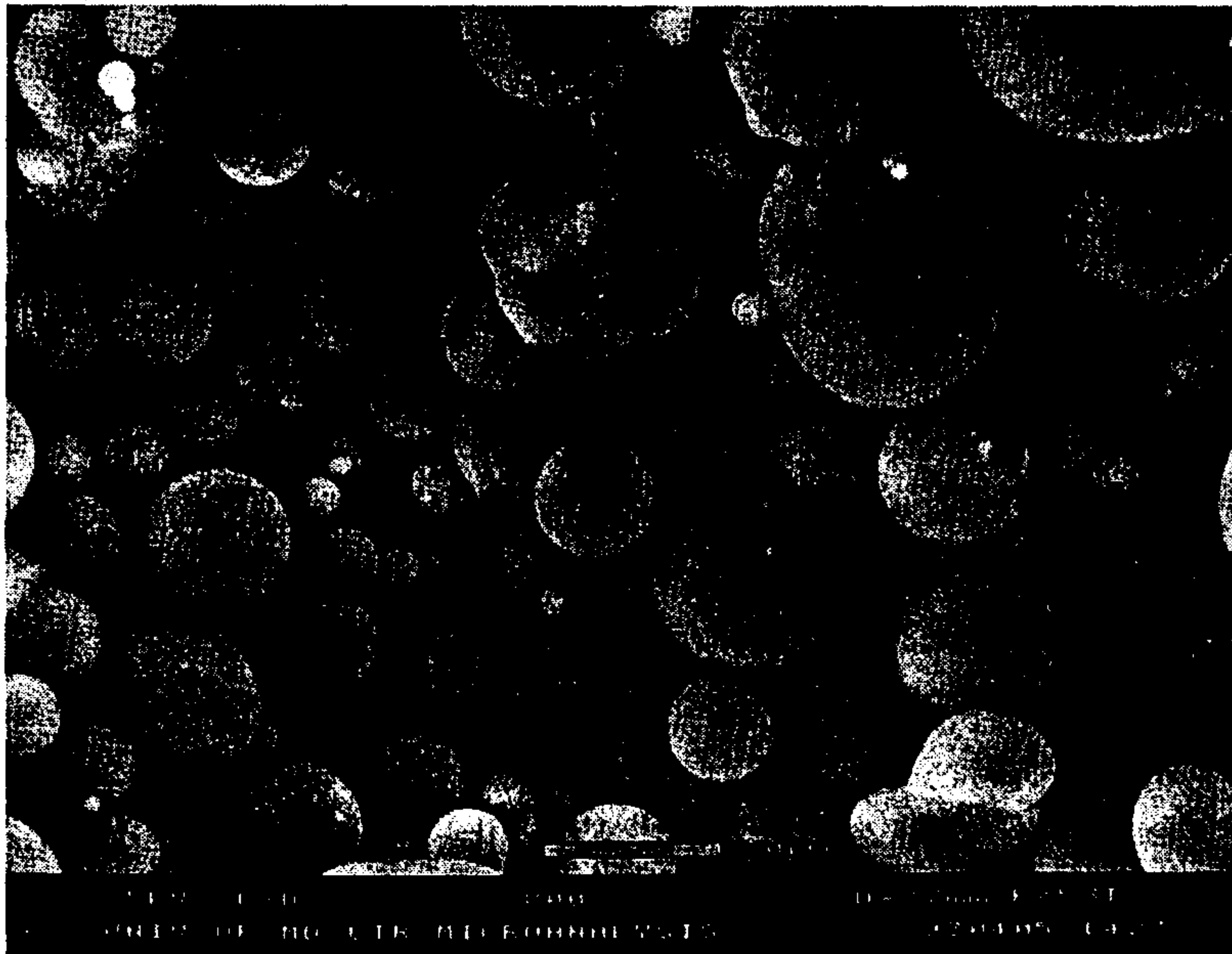


그림 4-6. 실험에 사용된 원형 또는 각형 충전제

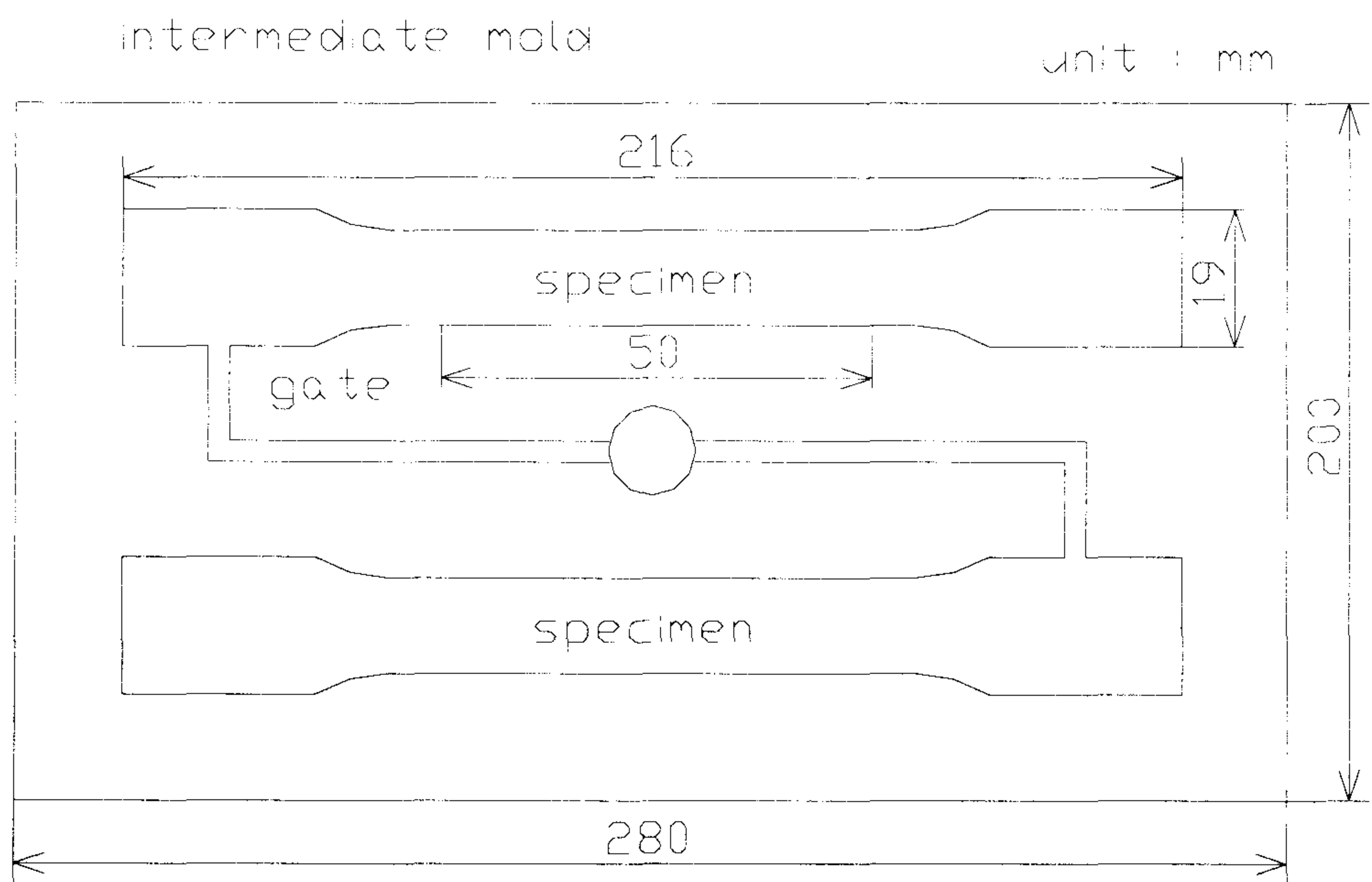


그림 4-7. 몰드 및 시편

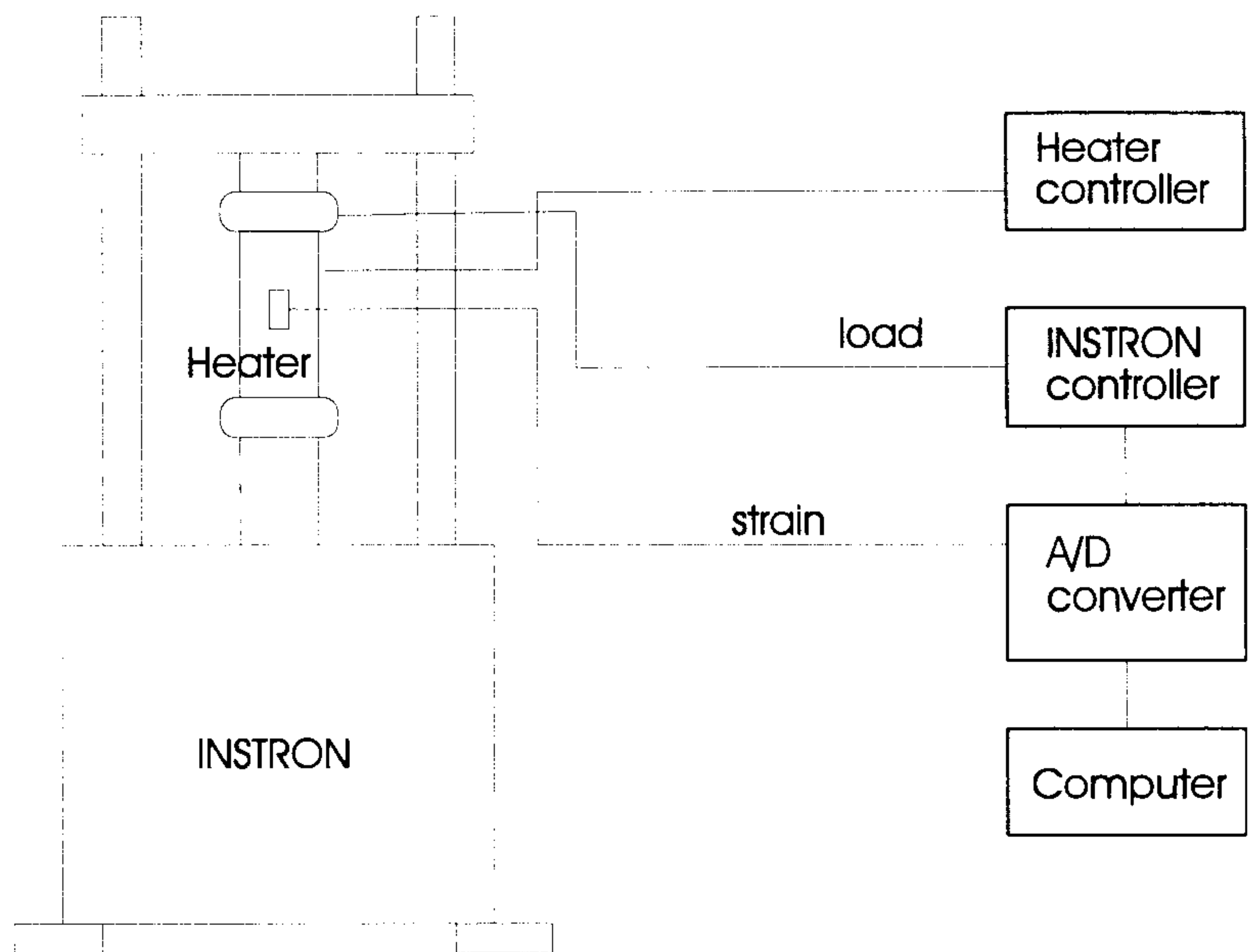


그림 4-8. INSTRON 시험기

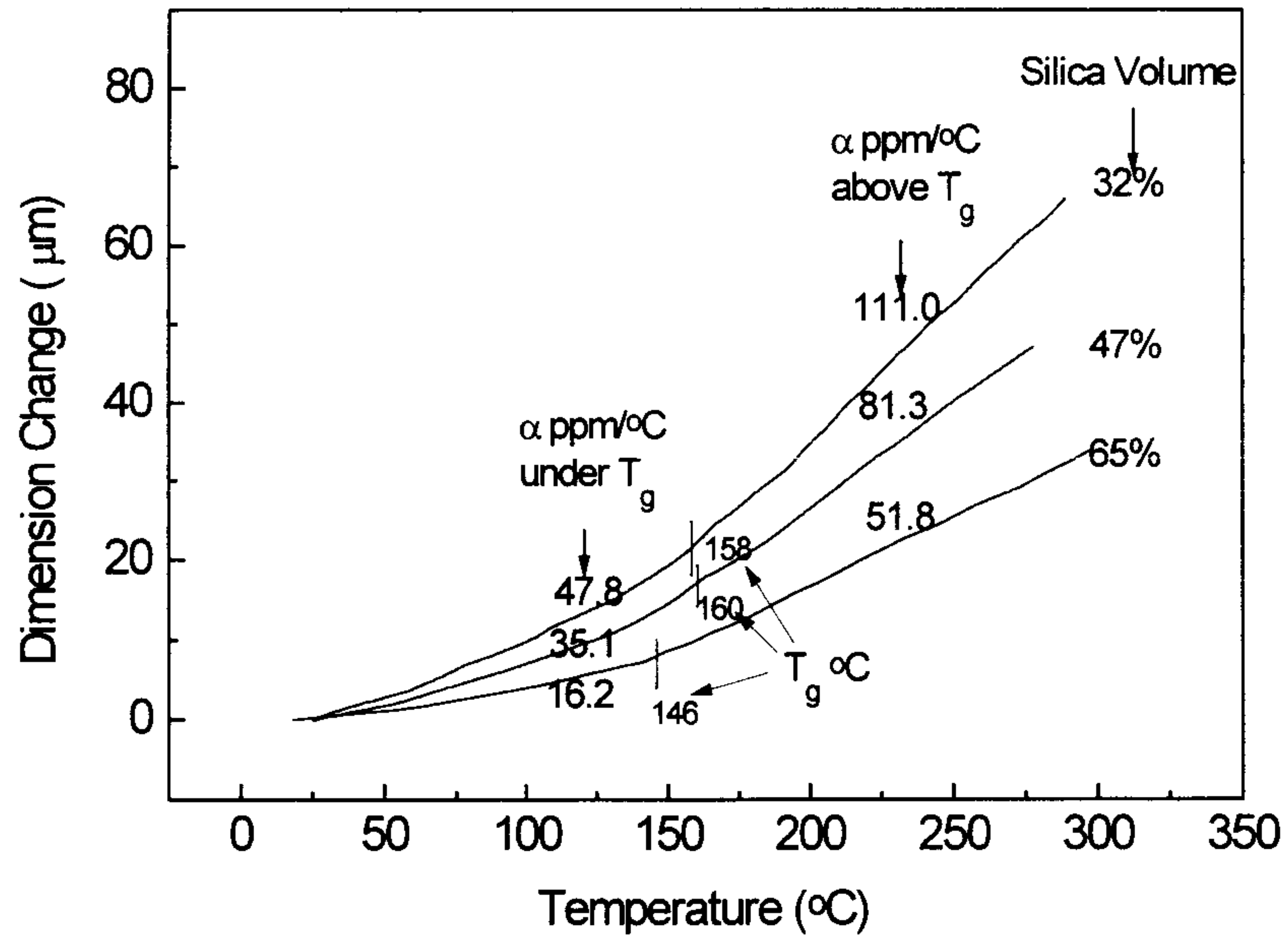


그림 4-9. 열팽창계수 측정에



였다. 충전율 65%와 50%를 갖는 다른 시편도 탄성계수와 파단응력만 다를 뿐 변형률-응력 관계는 비슷하였다. 파단응력은 충전율 80%, 65%, 50%에 대하여 상온에서는 76, 75, 42MPa 이었고, 고온에서는 11, 6, 1 MPa 정도였다. 파단은 제작과정 중에 발생한 기공이 있었던 위치 또는 그립이 물리는 부분과 측정영역 사이의 경사진 곳에서 주로 발생하였다. 따라서 실제 파단응력은 이보다는 높을 것으로 판단된다.

그림 11 과 그림 12 에서 INSTRON 의 고온, 상온 및 MTS 의 상온에서 각각 5 개의 시편을 사용하여 탄성계수를 측정한 결과들과 예측값들을 비교하였다. 충전율이 높아짐에 따라 탄성계수가 증가하였지만, 상온에서의 탄성계수는 Hashin-Shtrikman 의 하계해 보다는 크고 자기일치법 보다는 작게 나타났다. 이는 충전제의 부피비가 65%에 이르게 되면 인접하고 있는 충전제 사이의 거리가 짧아지게 되어 상호작용이 크게 작용하기 때문으로 사료된다. 또한 에폭시의 접착력이 불완전할 수 있으며, EMC 가 성형되어 냉각되면서 내부에 발생하는 잔류응력이 영향을 미치는 것으로 생각된다[23]. 고온에서의 탄성계수는 상온에 비하여 1/10 정도 줄어든 것을 알 수 있었다. 충전제의 형태상으로는 각형 충전제가 첨가된 EMC 의 탄성계수가 구형충전제가 첨가된 EMC 에 비하여 다소 크게 나타났다.

상온 및 고온에서의 열팽창계수는 그림 13 과 같으며  $T_g$  이상 및 이하에서 큰 차이를 보였다. 각 온도에서는 거의 선형적으로 증감하며,  $T_g$  이하에서는 Shapery 의 상계해에 근접하고 있다. 고온에서의 열팽창률은 충전율이 줄어들수록 급격히 증가하며, 상온에 비하여 2~3 배 정도 크게 나타났다. 열팽창계수의 경우는 충전제의 모양에 큰 영향을 받지 않는 것으로 나타났다.

열전도율을 5 회 측정 한 후의 평균값들을 그림 14 에 나타내었다. 충전율이 증가함에 따라 열전도율은 다소 증가하였으나 그 변화량이 크지는 않았으며 실험오차를 포함한다 하더라도 충전제를 증가시킴으로 인한 열전도율의 향상은 용이하지 않은 것으로 사료된다

표 4-2 이론해에 사용된 재료상수

	Epoxy	Silica
bulk modulus K(GPa)	3.01	34.8
shear modulus G(GPa)	1.38	30.6
elastic modulus E (GPa)	3.40	71.0
CTE $\alpha$ (ppm/ $^{\circ}$ C)	70 .0	0.6
density (g/mm <sup>2</sup> )	1.02	2.2
Poisson's ratio $\nu$	0.3	0.2

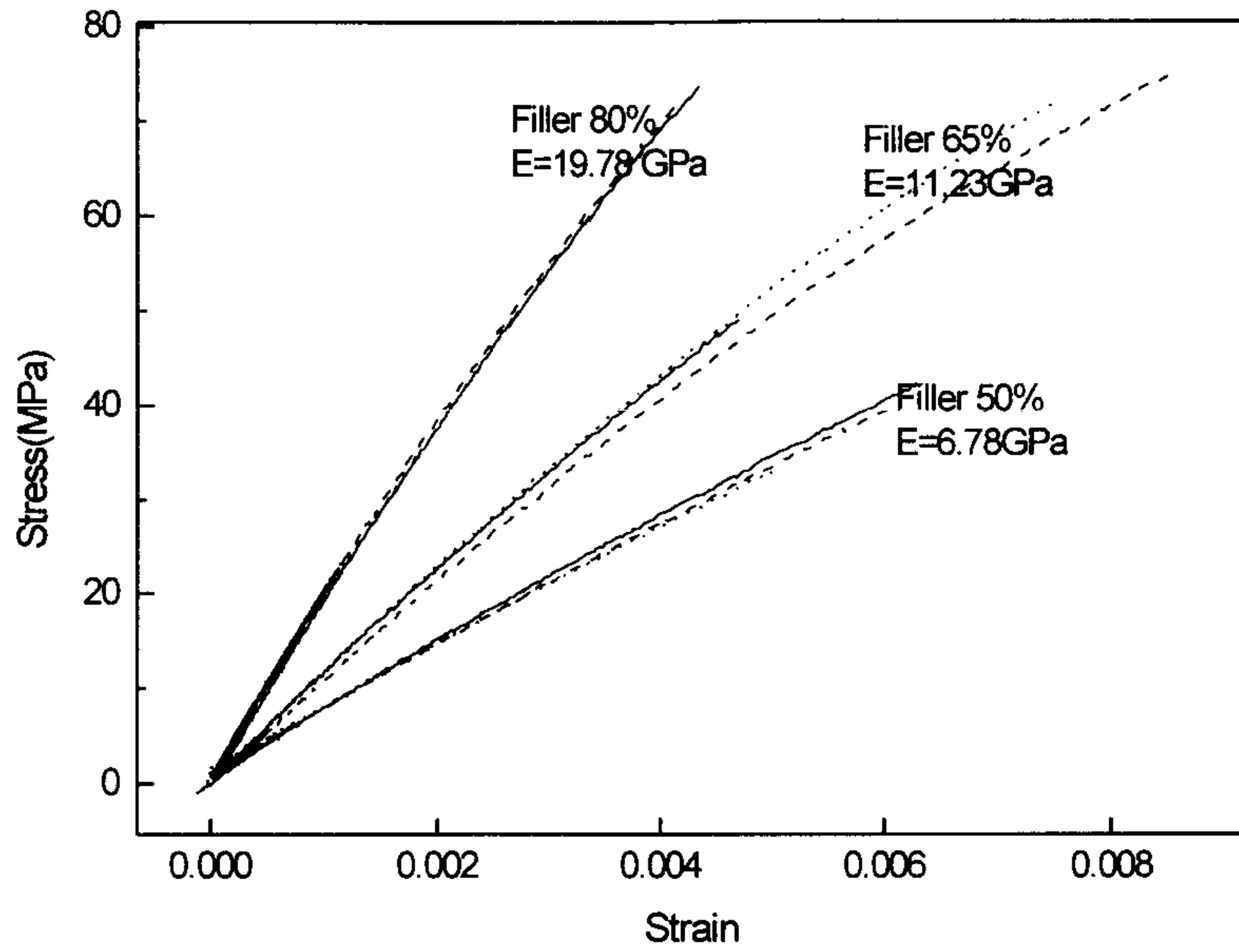


그림 4-10. 상온에서의 변형률-응력 관계

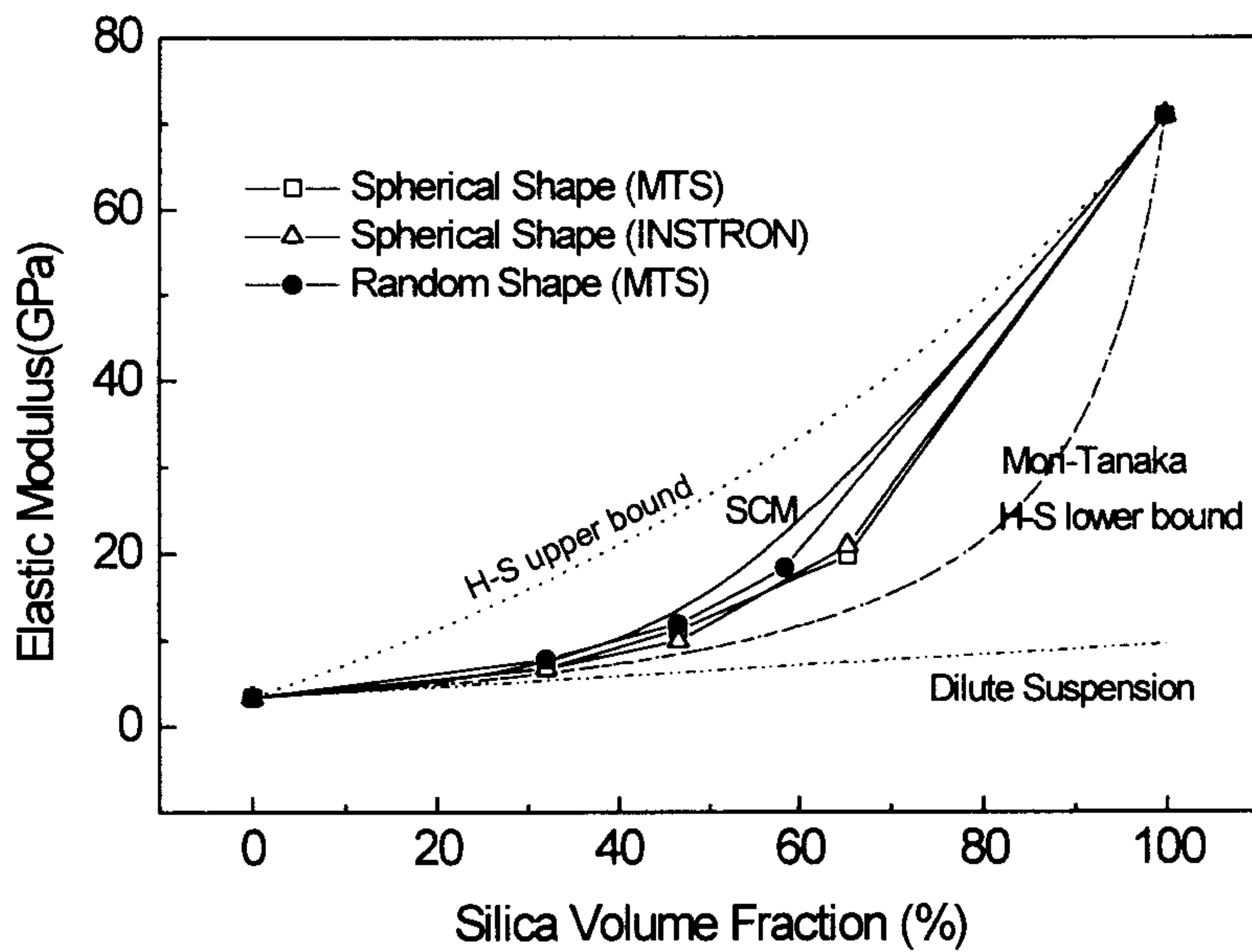


그림 4-11. 상온에서의 탄성계수(인장시험)

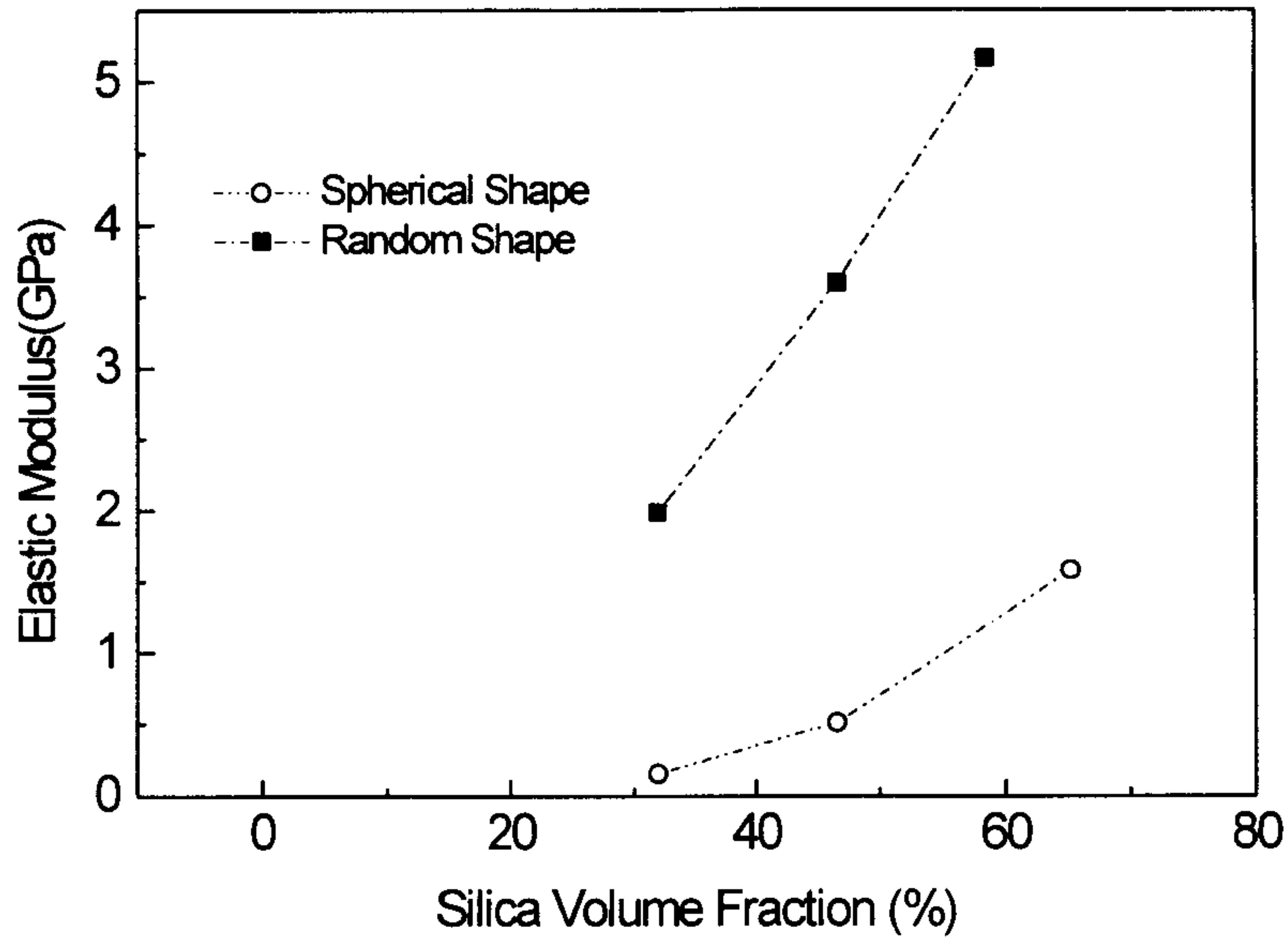


그림 4-12. 고온(180°C)에서의 탄성계수(3 점굽힘시험)

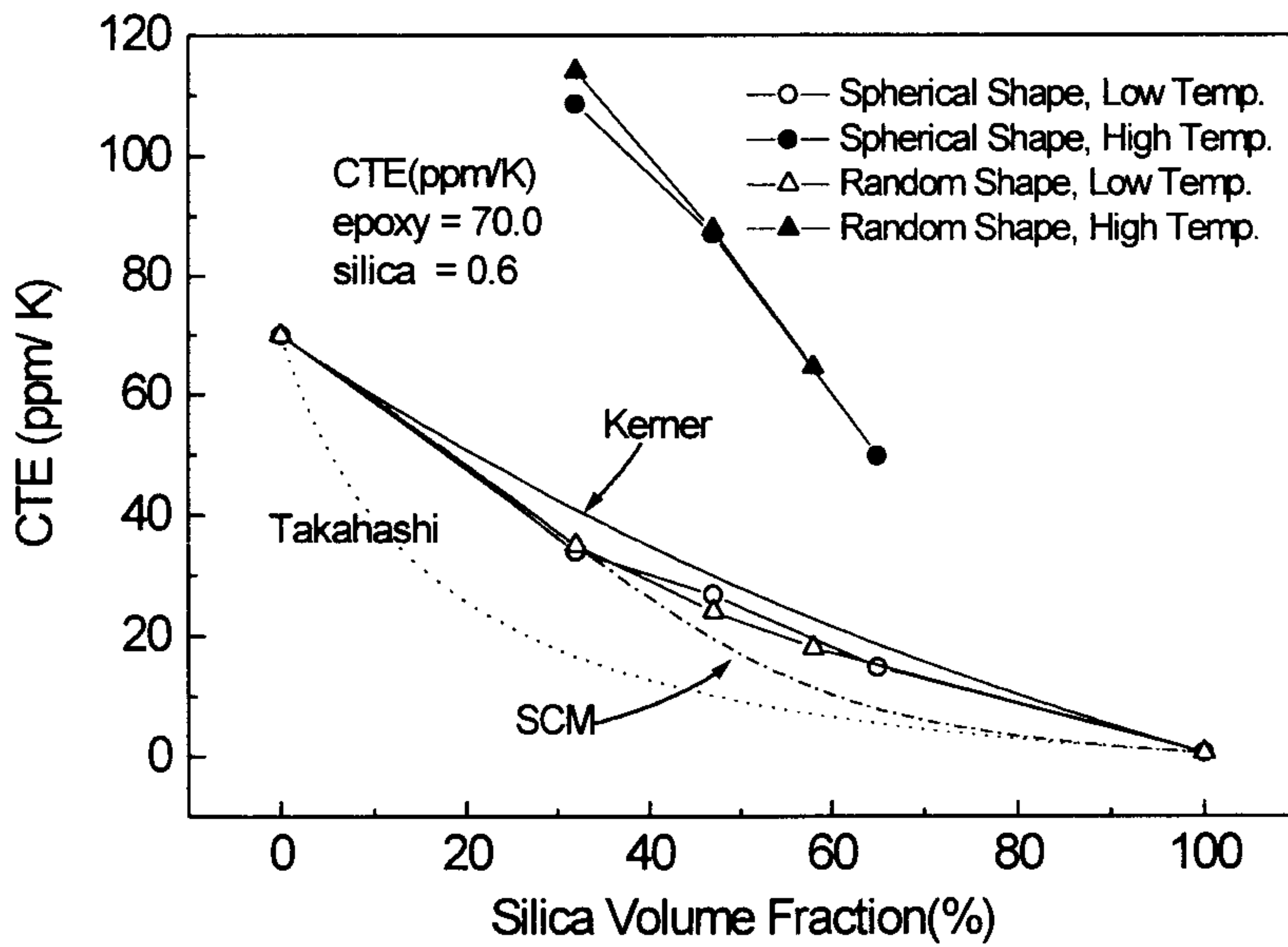


그림 4-13. 유리천이온도 이상 및 이하에서의 열팽창계수

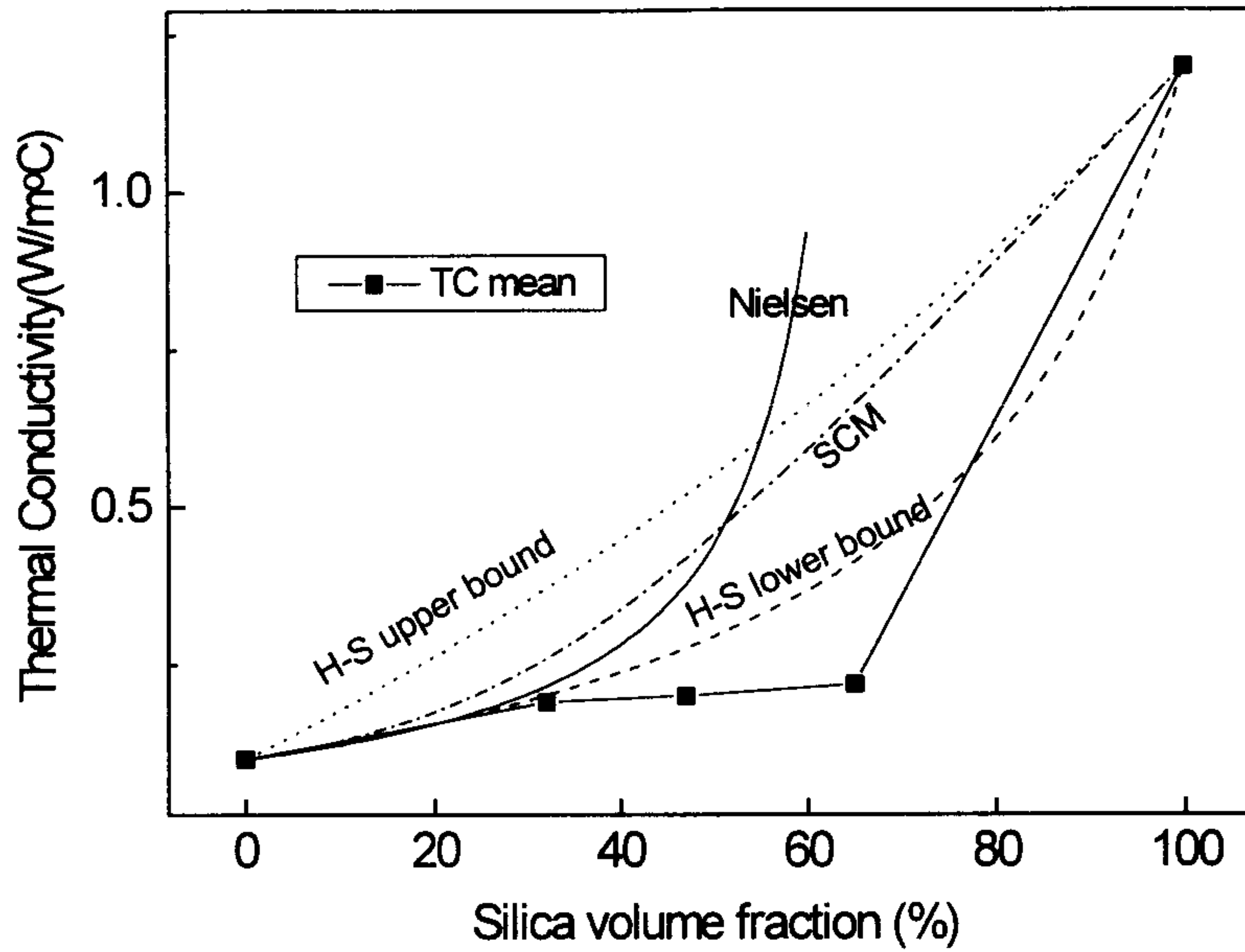


그림 4-14. 실리카의 부피비에 따른 열전도계수

#### 4 패키지 열응력의 유한요소해석

##### 가. 열응력 해석

에폭시의 탄성계수, 열팽창계수, 열전도계수 등은 다른 패키지 재료들에 비하여 많은 차이가 난다. 이러한 열팽창계수의 차이는 EMC 와 접촉하고 있는 재료 사이에 열응력을 유발시키고, 이때 발생하는 열응력은 다음과 같이 나타낼 수 있다[3].

$$\sigma(T, t) = \int_{T_{mold}}^{T_o} \frac{(\alpha_p - \alpha_s)}{(1/E_p + 1/E_s)} dT \quad (4-30)$$



여기서  $t$ 는 시간,  $T$ 는 온도,  $T_{\text{mold}}$ 는 몰딩온도,  $T_0$ 는 특정온도, 하첨자  $p$ 는 EMC, 하첨자  $s$ 는 EMC와 접촉하는 재료를 나타낸다.

패키지의 성형온도인  $175^{\circ}\text{C}$ 에서 에폭시 수지에 작용하는 열응력이 영(zero)이라고 가정하면[24] 패키지가 온도 싸이클 구간에서 냉각되는 경우와, 소더 리플로우(solder reflow)시 표면실장온도로 가열되는 각각의 경우에 패키지 각 부분에 작용하는 열응력은 그 분포가 다르게 나타날 것이다.

#### 나. 모델링 및 재료상수 설정

본 연구에서 해석 모델은 표면실장형 플라스틱 패키지의 일종인 Quad Flat Package[25]를 택하여 평면변형률(plain strain)상태를 가정한 2차원 및 3차원 해석을 수행하였으며, 해석시 응력분포의 계산은 상용유한 요소 프로그램인 ABAQUS를 이용하였다.

2차원 해석의 경우 요소(element)는 8점 사각형 정규요소를 사용하였고 해석에 사용된 절점과 요소의 수는 각각 2400개와 760개 정도이며 패키지의 기하학적 대칭성을 고려하여  $y$ 축을 기준으로 1/2만 해석하였다. 해석 모델에서 칩을 칩 패드에 접촉시키는 접촉제는 고려하지 않았다. 계산은 HP730 workstation을 이용하였으며, 계산 시간은 약 120초가 소요되었다.

3차원 해석의 경우 PATRAN ver 5.0을 이용하여 모델링을 하였으며 20점 육면체 정규요소를 사용하였고, 절점과 요소의 수는 각각 10150개와 2080개 정도이며 패키지의 기하학적 대칭성을 고려하여 1/4만 해석하였다. 계산은 CRAY Y-MP를 이용하였으며, 계산 시간은 약 700초가 소요되었다.

그림 15에는 2차원 해석 모델 및 변형후의 모습을 나타내었다. 그림 15(a)에 해석 모델을 나타내었으며 그림 15(b)에는 충전율 80%인 EMC의 열수축에 의한 변형을 나타내었다. 그림 16과 그림 17에는 3차원 해석 모델을 나타내었다. 그림 16(a)는 시점 [-1, -1, 1]의 위치에서 바라본 1/4 모델 전체를 나타내고, 그림 16(b)는 패키지를 3각도법으로 나타내었다. 그림 17은 패키지 요소들을 각각 분리하여 나타내었다. 3차원 모델의 경우 요소의 수가 많아지지 않도록 하기 위하여 2차원에 비하여 성기계(coarse) 요소를 잘랐으며, 모델의 크기는 2차원 해석결과와 비교하기 위하여 동일하게 하였다. 그림 18에는 그림 15(b)와 마찬가지로 패키지가 열수축될 경우의 변형형상을 보였다. 위에서 보았을 때 패키지는 골고루 수축되고 있음을 알 수 있다. 정면에서 바라보았을 때 정면의 변형은 2차원 해석의 경우와 비슷하지만, 뒷부분의 처짐으로 인하여 패키지 밑면이 보이고 있으며, 측면도 마찬가지로 패키지 처짐으로 인하여 상면이 보이고 있음을 알 수 있다. 이로 인하여 3차원 해석의 경우 2차원 해석과는 차별화된 결과를 보일 것으로 생각된다.

패키지의 온도싸이클이 가해질 때 최고 온도인 220°C로 가열되는 경우와 최저온도인 -65°C로 냉각되는 경우를 해석하였으며, 패키지가 175°C에서 성형되는 것을 고려하여 175°C에서의 열응력을 영(zero)라고 가정하였다. 내부가 정상상태(steady state)에 도달했을 때 패키지의 구성재료의 열팽창계수 차이에 의해 발생하는 열응력을 계산하였으며, 열응력 해석시 패키지 내의 온도와 응력은 따로 계산하였다.

해석시 필요한 재료상수들은 표 3과 같다. 칩과 리드프레임의 재료상수는 기존문헌[25]에서 인용하였으며, 가해지는 온도싸이클 구

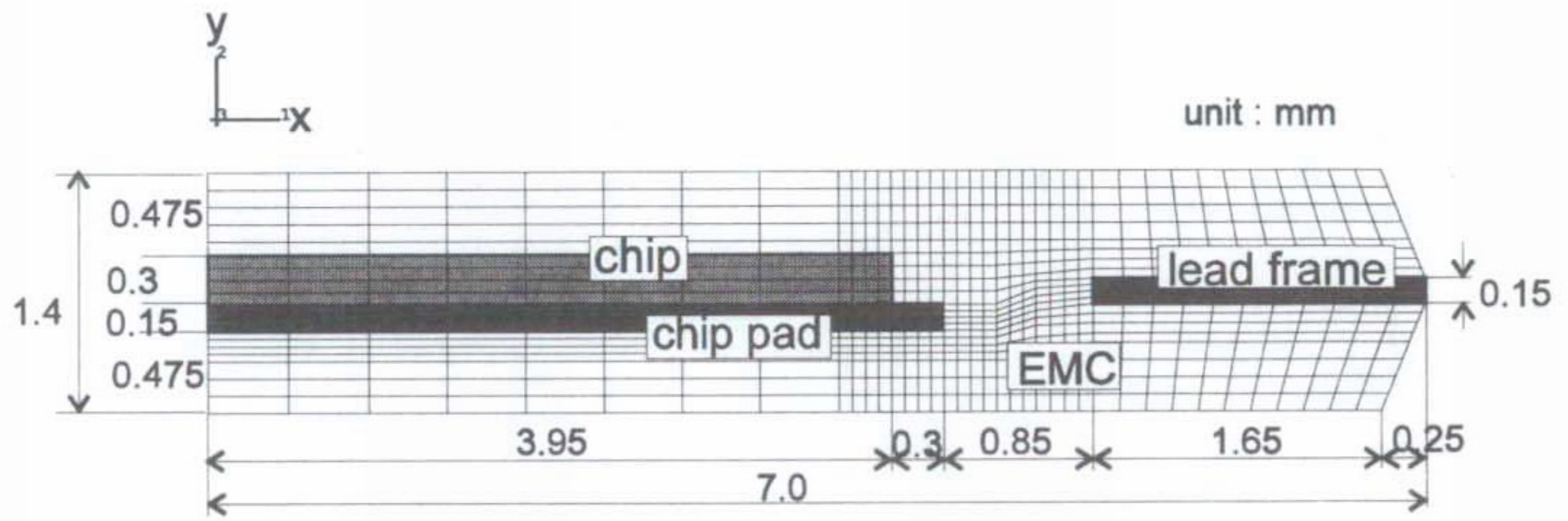
간에서는 변하지 않는다고 가정하였다. 그러나 EMC의 경우 유리천이온도( $T_g$ )를 전후로하여 재료상수가 민감하게 변하므로 각 온도구간에 대하여 다른 재료상수를 사용하였다. 충전제는 구형 실리카에 대한 경우를 고려하였으며, 충전을 80%, 65%, 50%인 EMC의 열팽창계수, 탄성계수는 실험치를 사용하였고, 충전을 0%(순수에폭시) 및 100%(순수충전제)의 경우는 기존문헌[23]에서 인용하였다. 충전을 35%과 20%에서의 재료상수는 실험치가 자기일치방법의 결과와 비슷한 경향을 보이는 것으로 보아 자기일치방법에서의 예측값들을 사용하였다. 포와송비는 모든 조건의 EMC에 대하여 자기일치법의 예측값을 사용하였다.  $T_g$ 는 충전을 80%, 65%, 50%인 경우는 실험값을, 다른 EMC는 충전을 50%에서의 값과 동일한 값을 이용하였다.

#### 다. FEM 해석 결과 및 고찰

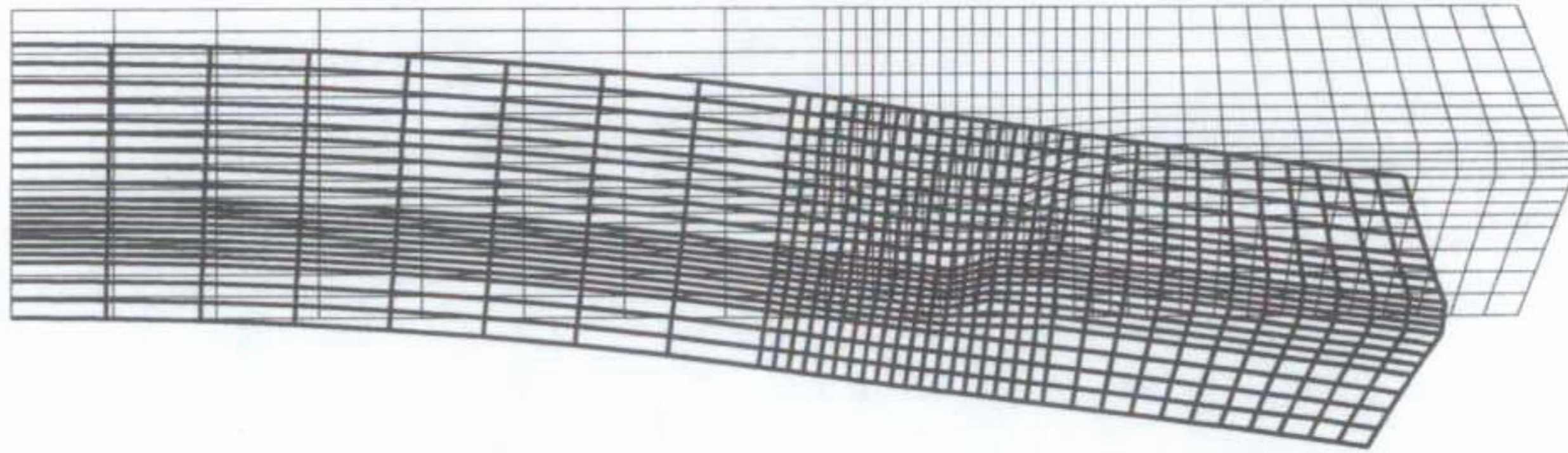
##### (1) 2 차원 해석의 결과

그림 19와 그림 20은 패키지 온도가  $-65\text{ }^\circ\text{C}$ 로 냉각되는 경우 응력 상태이며, EMC에 작용하는 응력을 자세히 보기 위하여 충전을 80%인 EMC 부분만 따로 분리하여 나타내었다. 칩은 상대적으로 열팽창률이 큰 칩 패드에 의하여 압축응력을 받게 되고, 또한 칩패드는 칩에 의하여 인장응력을 받게 된다. 주위를 감싸고 있는 EMC는 칩과 칩패드에 의하여 상대적으로 인장응력을 받게 되며, 모서리 부분에 응력이 집중되고 있다. 먼저 그림 19.에는  $\sigma_{xx}$ ,  $\sigma_{yy}$ ,  $\sigma_{xy}$ 를 나타내었다. 패키지 재료들이 주로 x 방향으로 접촉하고 있으므로  $\sigma_{xx}$ 가 크게 걸리고 있다. 좌상단 부분에서 응력이 커지는 것은 칩과 칩패드 사이의 열팽창률 차이로 인하여 패키지가 전반적으로 위로





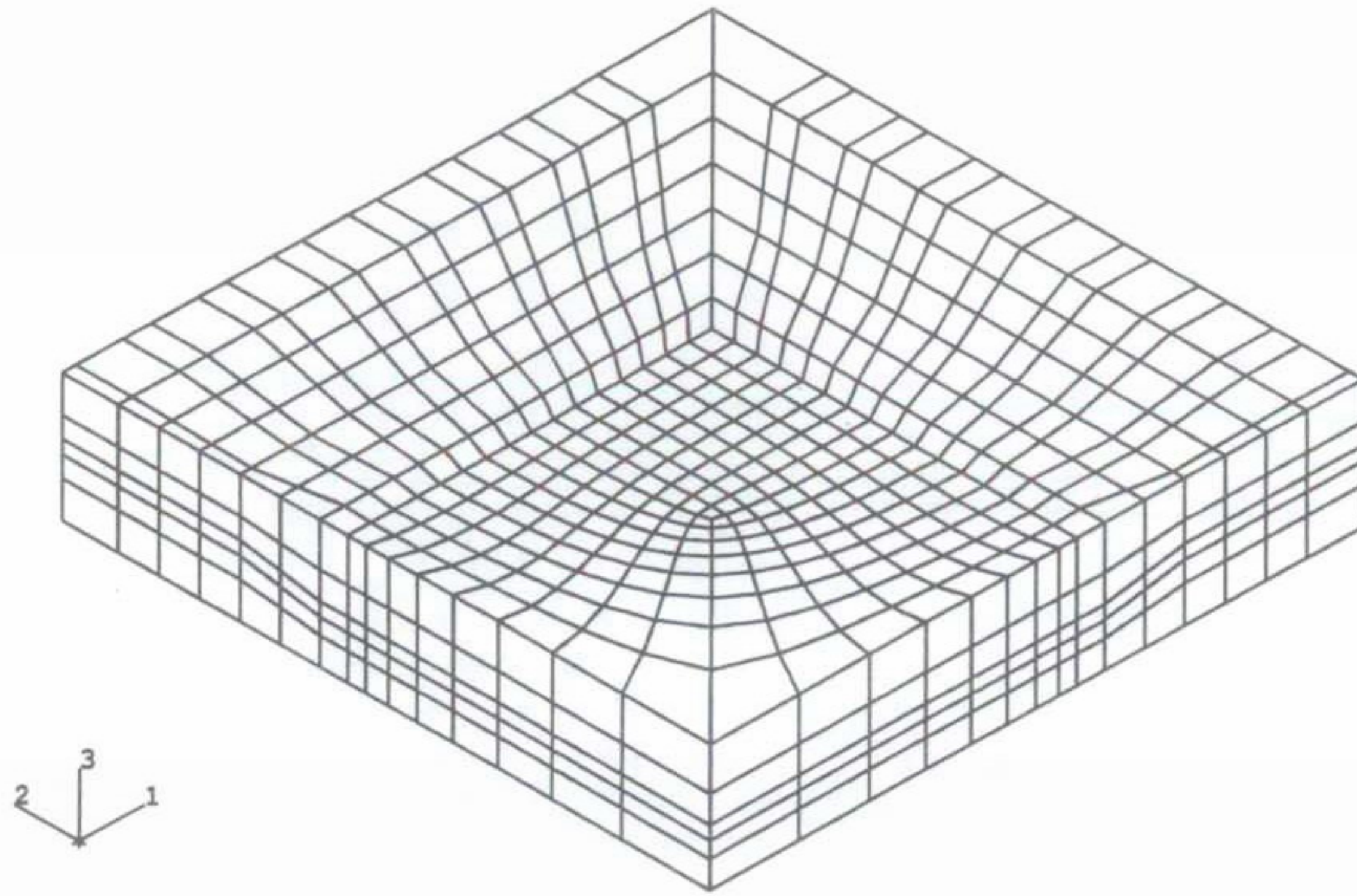
(a) FEM model



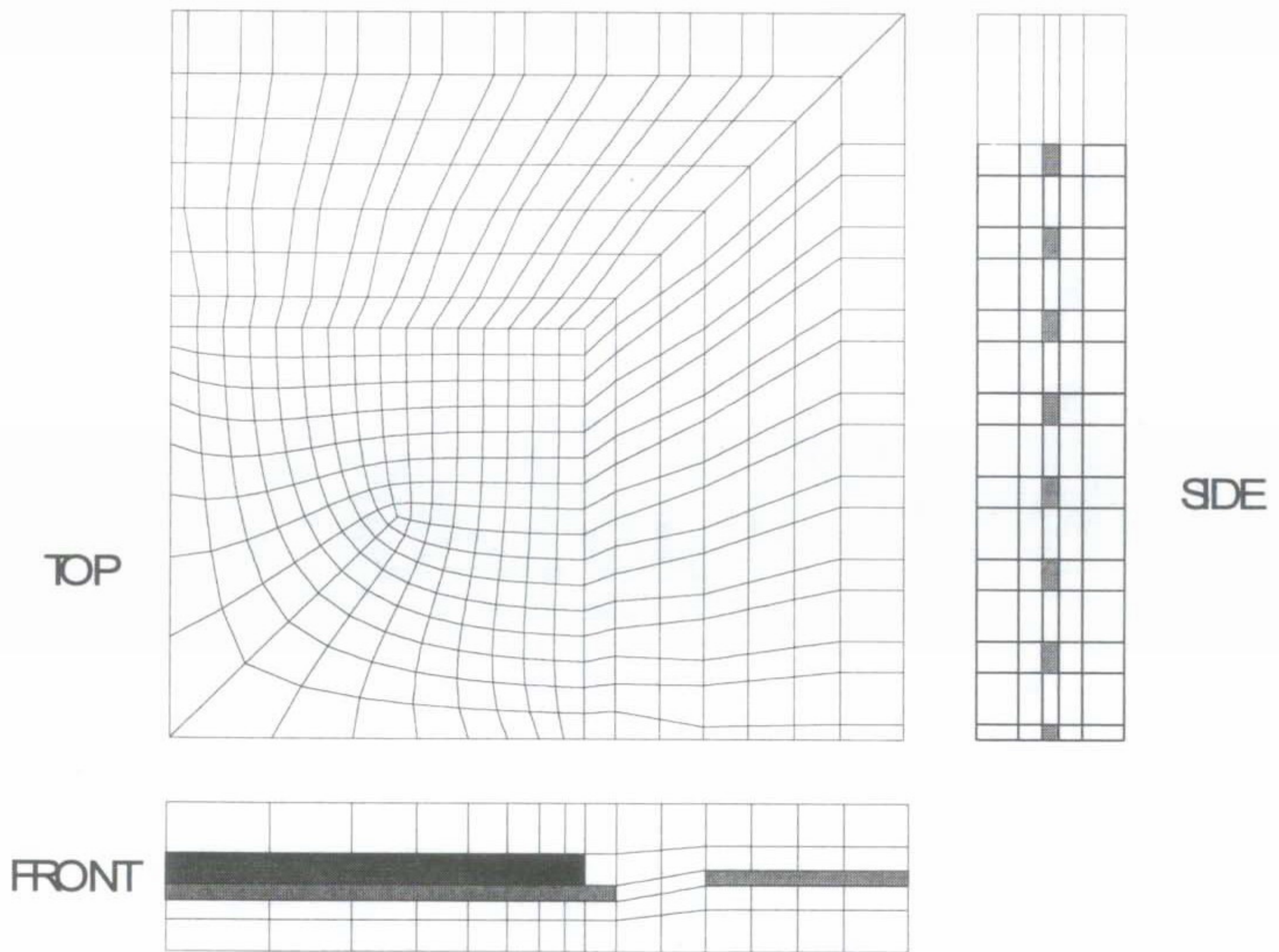
(b) Deformed shape

그림 4-15. 이차원 모델 및 변형 형상





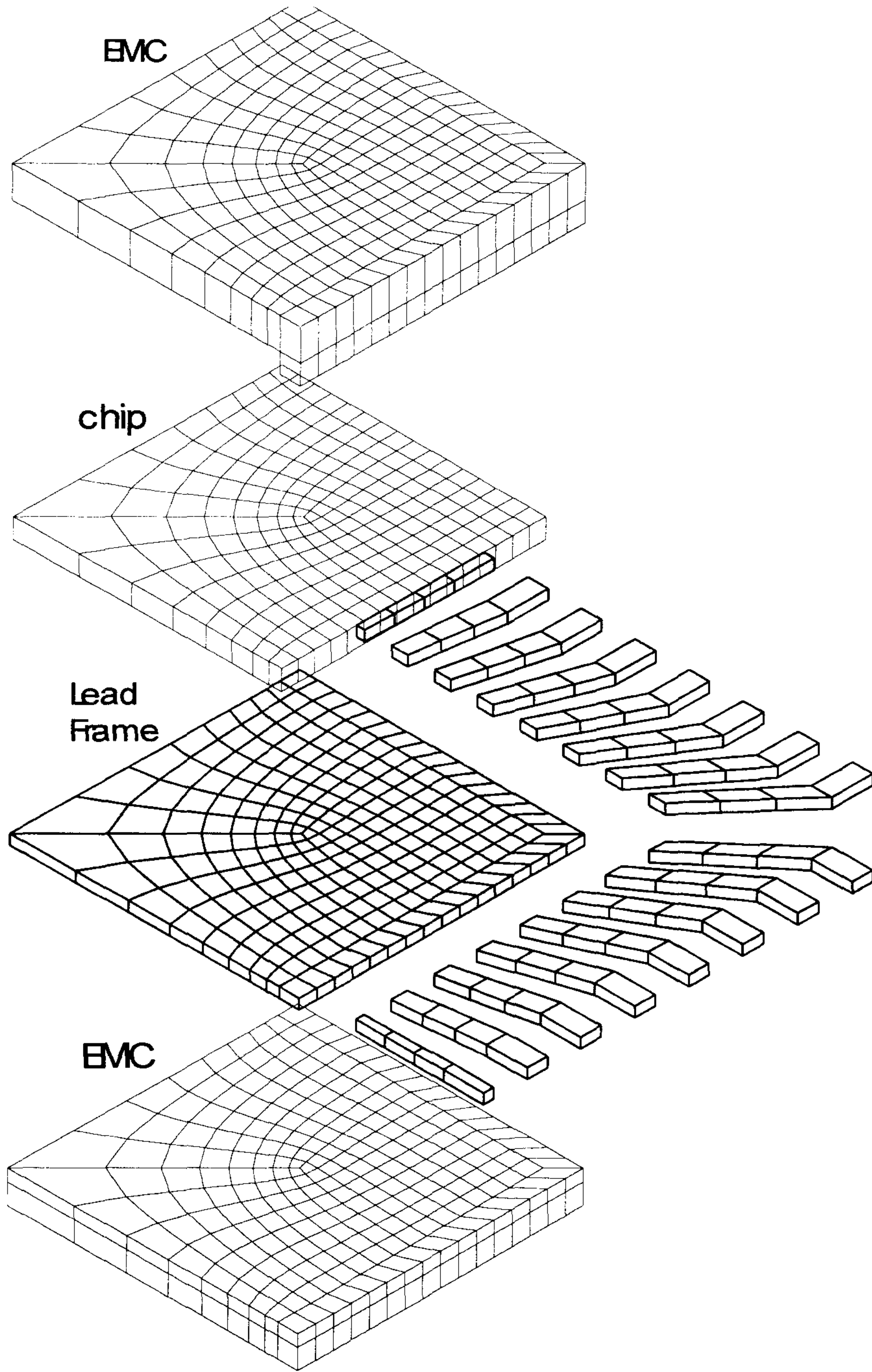
(a)



(b)

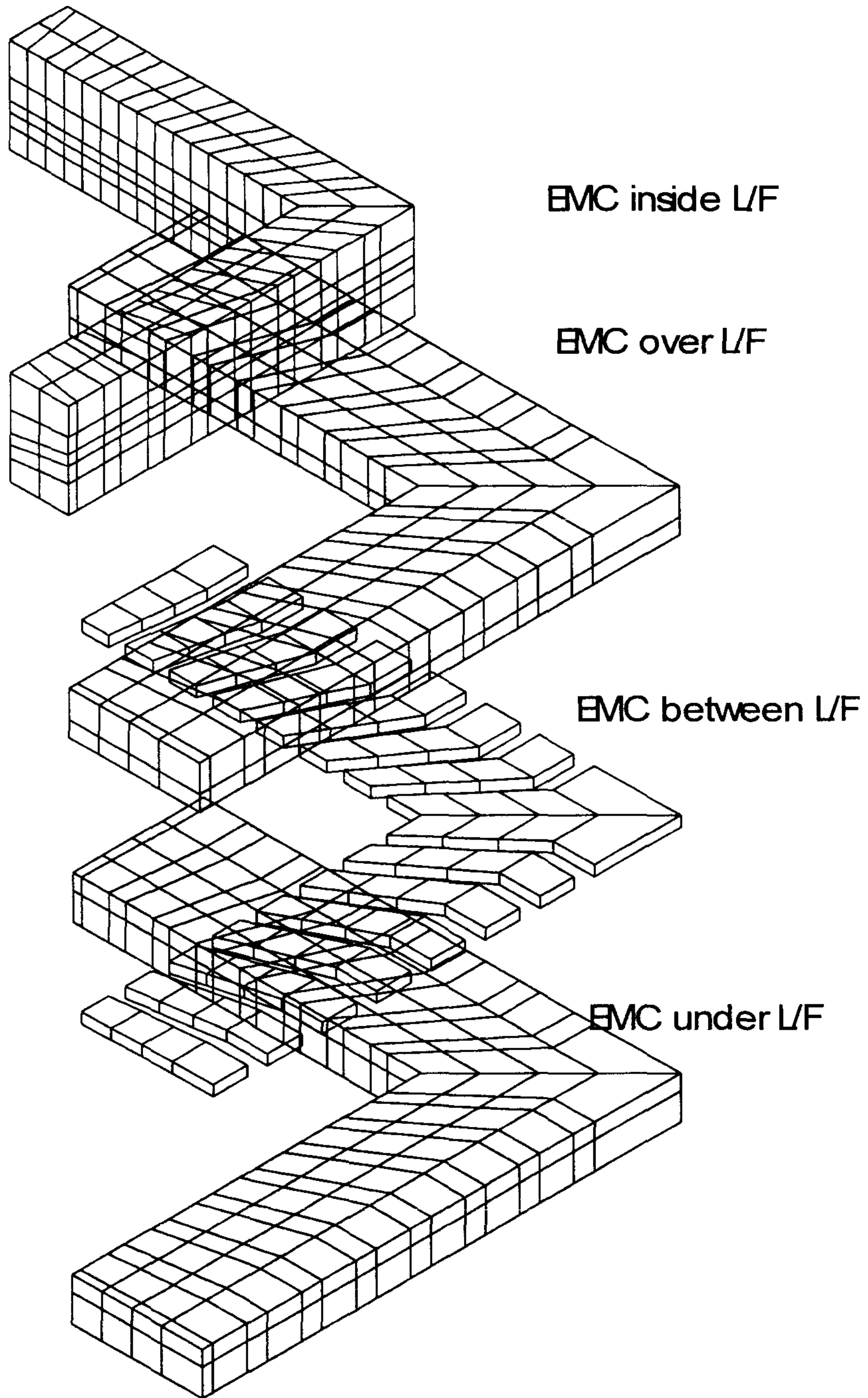
그림 4-16. Quad Flat Package 의 3 차원 모델





(a)

그림 4-17. Quad Flat Packag 의 각 부품별 모델



(b)

그림 4-17. Quad Flat Packag 의 각 부품별 모델

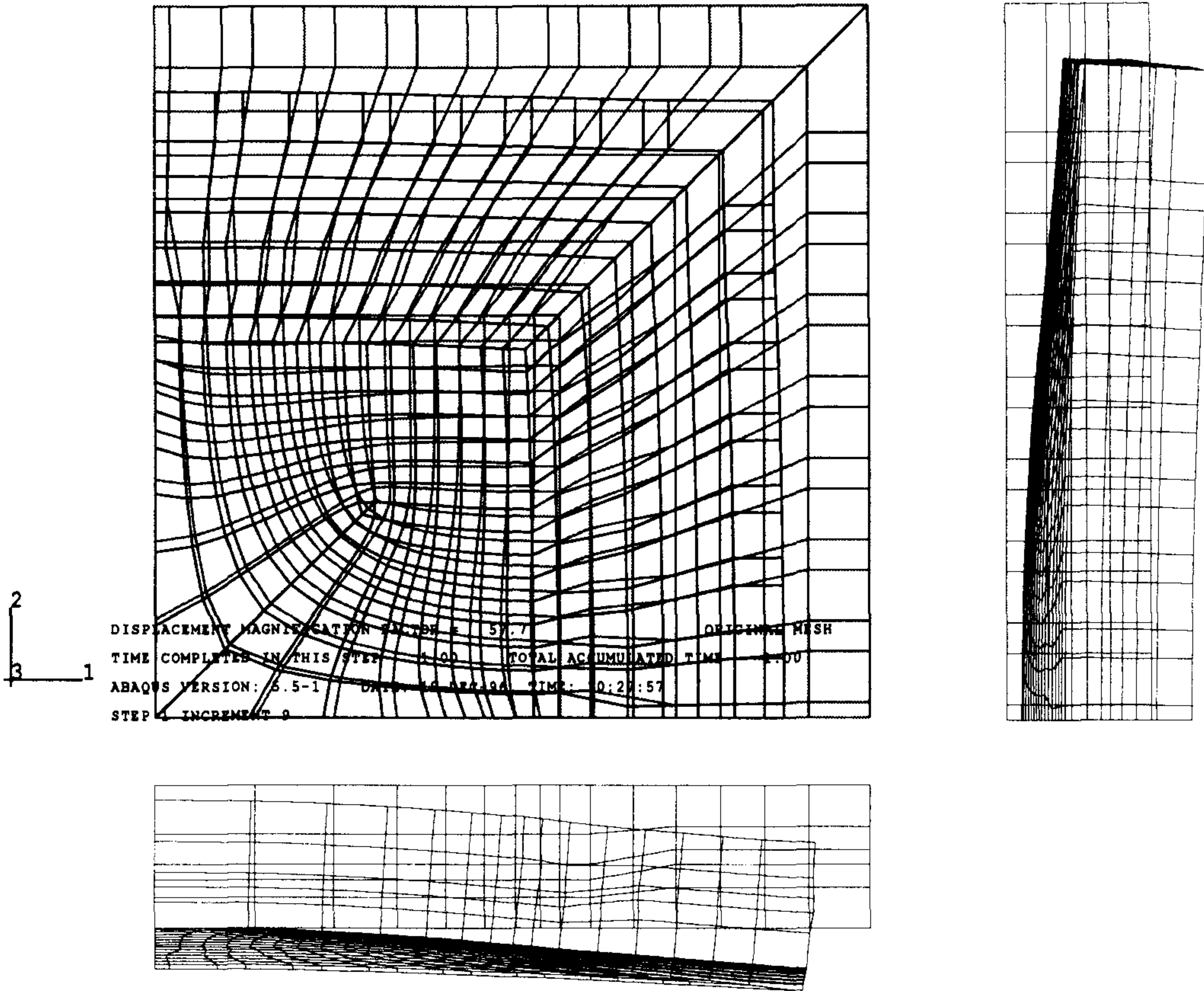


그림 4-18. Quad Flat Package 의 변형후의 모습

표 4-3. FEM 해석에 사용된 재료상수

	$\alpha(\text{ppm}/^{\circ}\text{C})$	E(GPa)	$\nu$
Chip	2.3	170	0.25
Lead Frame	7.0	145	0.3

Temperature Dependent Properties of EMC						
	under $T_g$		$T_g$	over $T_g$		$\nu$
silica	$\alpha(\text{ppm}/^{\circ}\text{C})$	E(GPa)	$^{\circ}\text{C}$	$\alpha(\text{ppm}/^{\circ}\text{C})$	E(GPa)	
80%	14	20	138	50	2.2	0.2
65%	27	10	140	87	0.7	0.23
50%	35	7	145	110	0.3	0.26
35%	48	5.3	145	150	0.22	0.28
20%	59	4.2	145	177	0.18	0.29
0%	70	3.4	145	240	0.15	0.30



볼록하게 휘는 현상이 발생하게 되는데 이에 영향을 받은 것으로 생각 된다.  $\sigma_{yy}$ 는 접촉 면적이 넓고 열팽창계수 차이가 큰 칩과 EMC 사이에 큰 응력이 작용함을 알 수 있다.  $\sigma_{xy}$ 는 모서리 부분에 집중되어 있는데 이 모서리들은 전단파괴에 취약하리라고 생각된다. 그림 20.(a)는 EMC의 Tresca 유효응력( $\sigma_1 - \sigma_3$ )이며, 모서리들이 많이 모여있는 부분을 확대하여 그림 20.(b)에 나타내었다. EMC에 작용하는 응력들은 다른 패키지 재료들에 비하여 상대적으로 크기가 작지만 모서리 부분에 응력이 집중되고 이러한 응력집중은 EMC와 다른 패키지 재료들간의 계면박리 또는 EMC 자체의 균열 등의 시초가 될 수 있다.[24].

그런데 패키지의 칩과 칩패드 또는 칩과 EMC 같이 서로 다른 재료의 계면이 일정 각을 이루고 있는 모서리 부분에는 특이응력( $\sigma \sim r^{-\lambda}$ )이 발생하게 되므로[26] 유한요소법을 이용해 계산한 모서리부분의 응력은 사용한 요소의 크기에 따라 달라지게 된다. 본 모델의 경우 특이응력차수( $\lambda$ )는 그림 20.(a)의 B, C, D 점에서 각각 0.2124, 0.3233, 0.2056으로 계산되어진다[27]. 따라서 본 응력계산결과는 패키지의 응력상태를 정성적으로 평가하는 것이 타당하다.

충전율 80%이외의 EMC를 사용했을 경우 발생하는 열응력도 충전율 80%인 EMC와 비슷한 경향을 나타내었다. 각 EMC에 따른 응력상태를 비교해 보기 위하여 그림 20(b)의 A-B-C-D-E-F 구간에서의 유효 Tresca 응력들을 그림 21에 나타내었다. 모서리 부분인 B, D, E 점에서 응력이 다른 점들에 비하여 높았으며, D점에서의 응력은 B, E점에 비하여 상대적으로 작았다. 응력이 집중되는 점에서의 Tresca 응력은 충전율 80%인 EMC가 타 EMC에 비하여 상당히 낮았으며, 다른 EMC 재료들 사이에서는 큰 차이를 보이지는 않았다.



그러므로 본 실험에서 사용한 EMC의 경우 충전율이 높을수록 열응력이 저하되며, 파단응력 또한 증가하므로 안정도 면에서 우수할 것으로 생각된다.

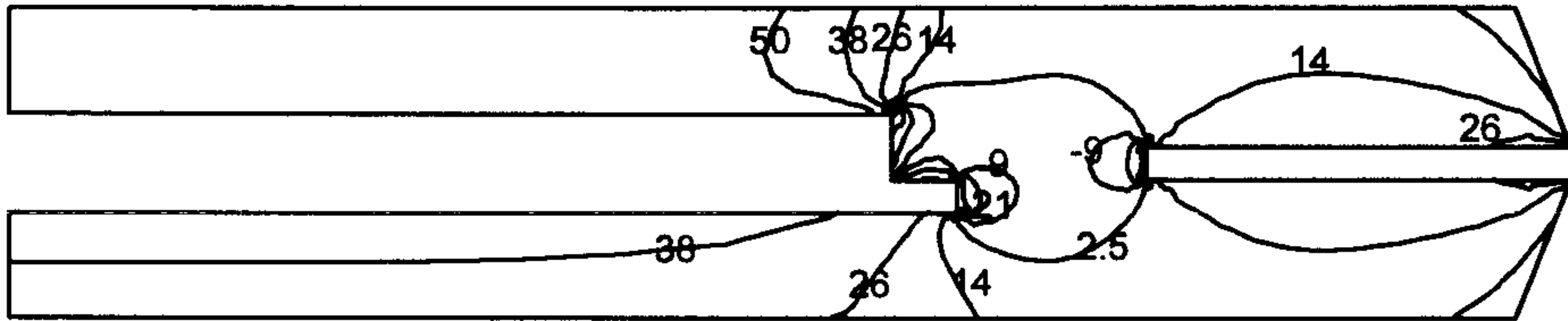
그림 22에는 패키지가 220°C로 가열되는 경우 그림 21과 같이 각 절점에서의 응력을 나타내었다. 냉각과정과는 달리 거의 모든 절점에서 충전제의 양이 많을수록 응력이 높았으며, 50%이하의 충전율에서는 응력의 크기가 거의 비슷하였다. 열응력은 식[30]에서 보는 바와 같이 주로 탄성계수와 열팽창계수에 의하여 결정되는데, 고온에서는 열팽창계수는 증가하고 탄성계수는 감소하지만 열팽창계수가 커짐에 따른 열응력 증가량이 탄성계수가 낮아짐에 따른 열응력 감소량보다 크기 때문이라 생각된다. 그런데 충전율에 따라 파단응력도 변화하므로 충전율이 높다고 하여 고온에서 취약하다고 보기는 어렵다. 그러나 고온에서의 파단응력은 상온에 비하여 현저하게 저하되므로 응력이 집중되는 부위에서 파괴가 일어날 가능성은 높으며 이에 대한 대비가 요구된다.

## (2) 삼차원 해석의 결과

3차원 해석시의 Tresca 응력을 그림 23에 나타내었다. 모델의 특성상 요소들이 많지 않아서 각 부분별로 자세한 응력상태를 알아볼 수는 없었지만 z면 상에서의 응력분포 및 리드 주위에서의 응력분포를 좀 더 정확히 파악할 수 있었다.

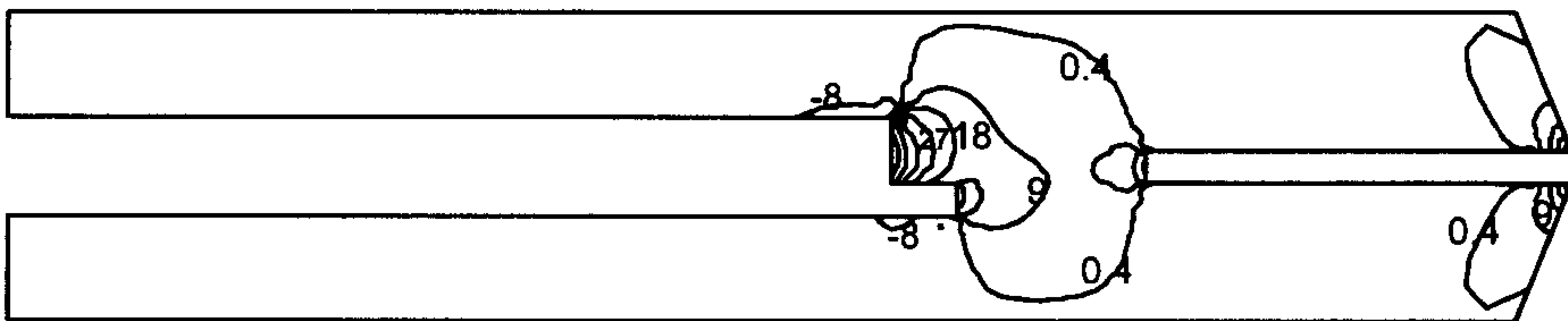
EMC가 받고 있는 응력 상태를 파악하기 위하여 EMC부분만 따로 떼어내어 각 방향에서의 Tresca 응력을 그림 24에 나타내었다. 그림 24(a)의 평면에서는 변두리 부분이 응력이 낮았으며, 실제 내부에서는 반도체 칩의 모서리부분에 응력이 집중되고 있는데 이것이 영향을 미쳐 표면에서도 큰 응력이 그 주위에 분포함을 알 수 있다.

stress sequence  
 -33 -21 -9 2.5 14 26 38 50 MPa



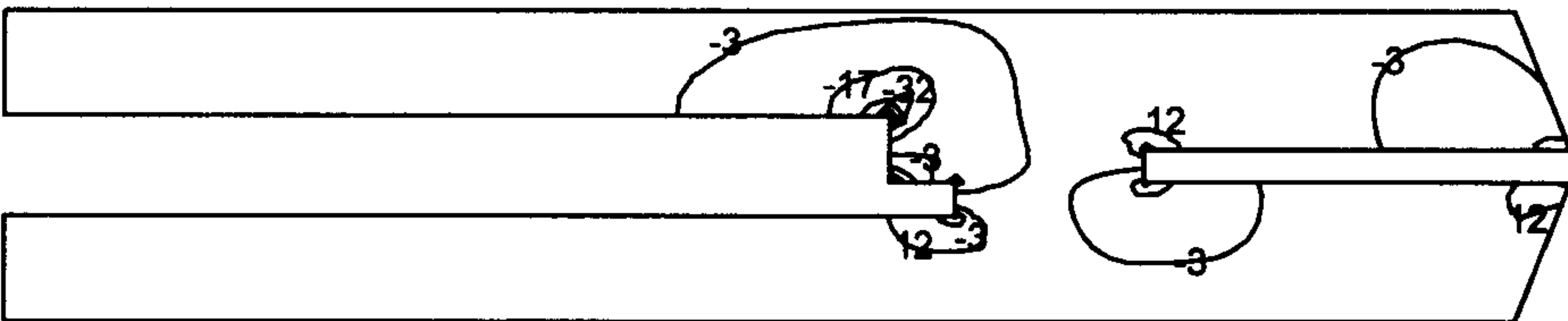
(a)  $\sigma_{xx}$

stress sequence  
 -8 0.4 9 18 27 36 45 54 MPa



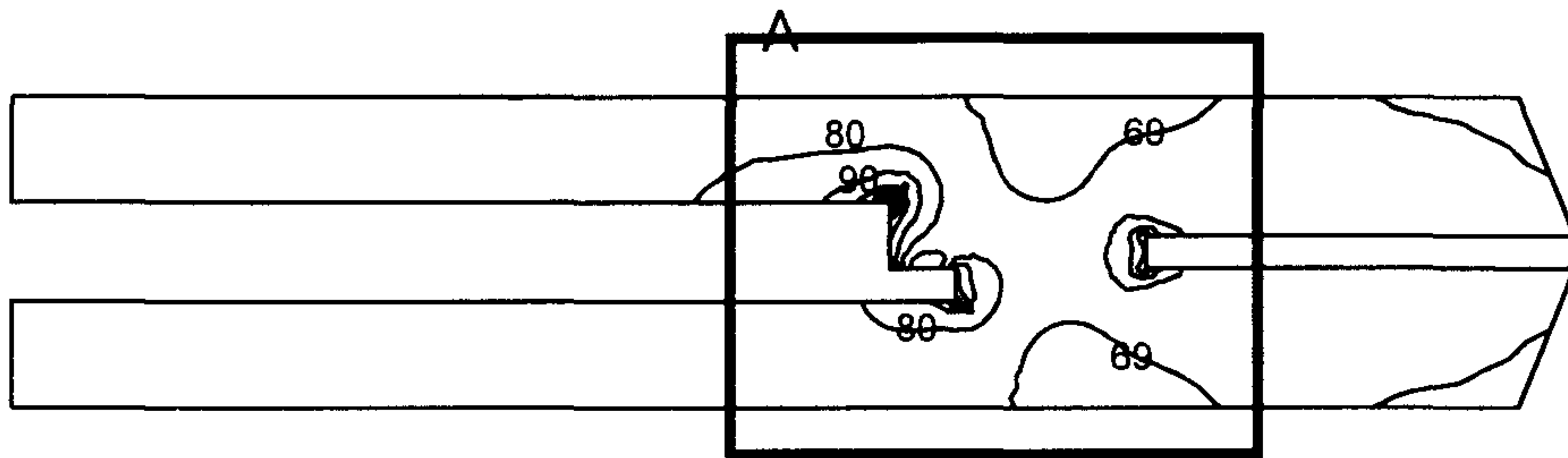
(a)  $\sigma_{yy}$

stress sequence  
 -62 -47 -32 -17 -3 12 27 42 MPa



(a)  $\sigma_{xy}$

그림 4-19. 이차원 해석시 EMC 부분의 응력분포

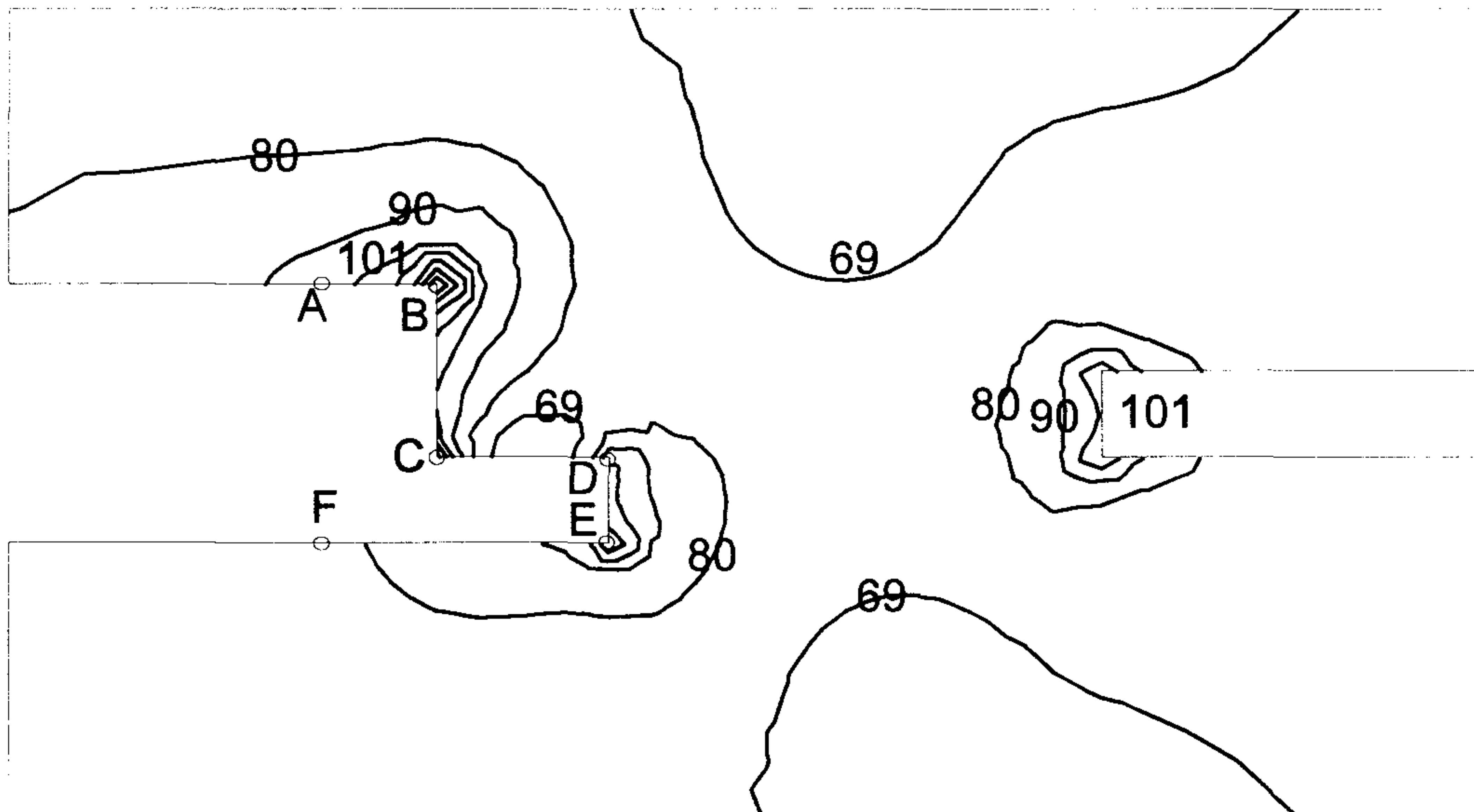


(a)

stress sequence

69 80 90 101 112 123 134 144 155 MPa

unit : MPa



(b)

그림 4-20. 이차원 해석시 EMC 부분의 Tresca 응력분포

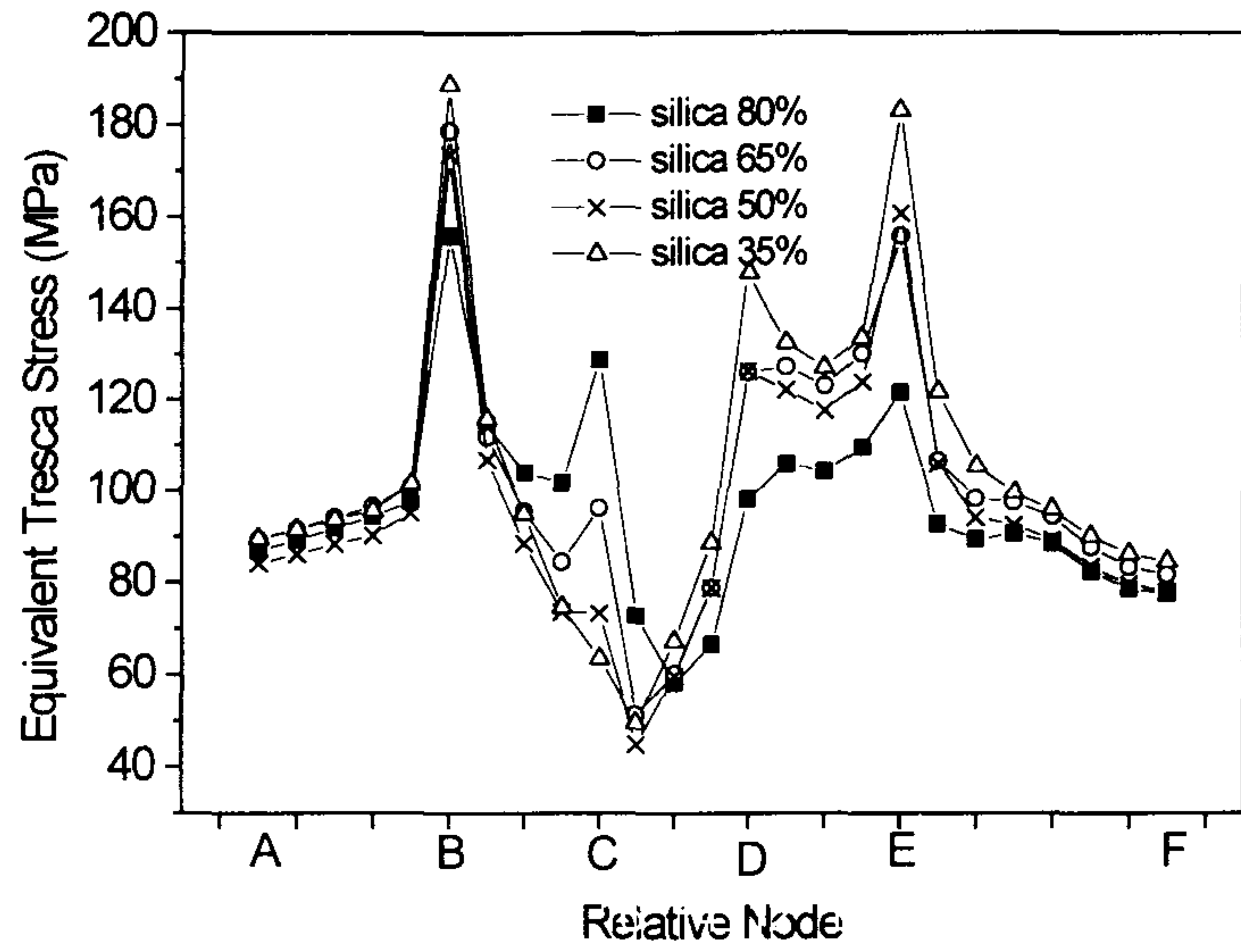


그림 4-21. 패키지가 175°C 에서 -65°C 로 냉각될 경우  
선택한 경로에서의 Tresca 응력

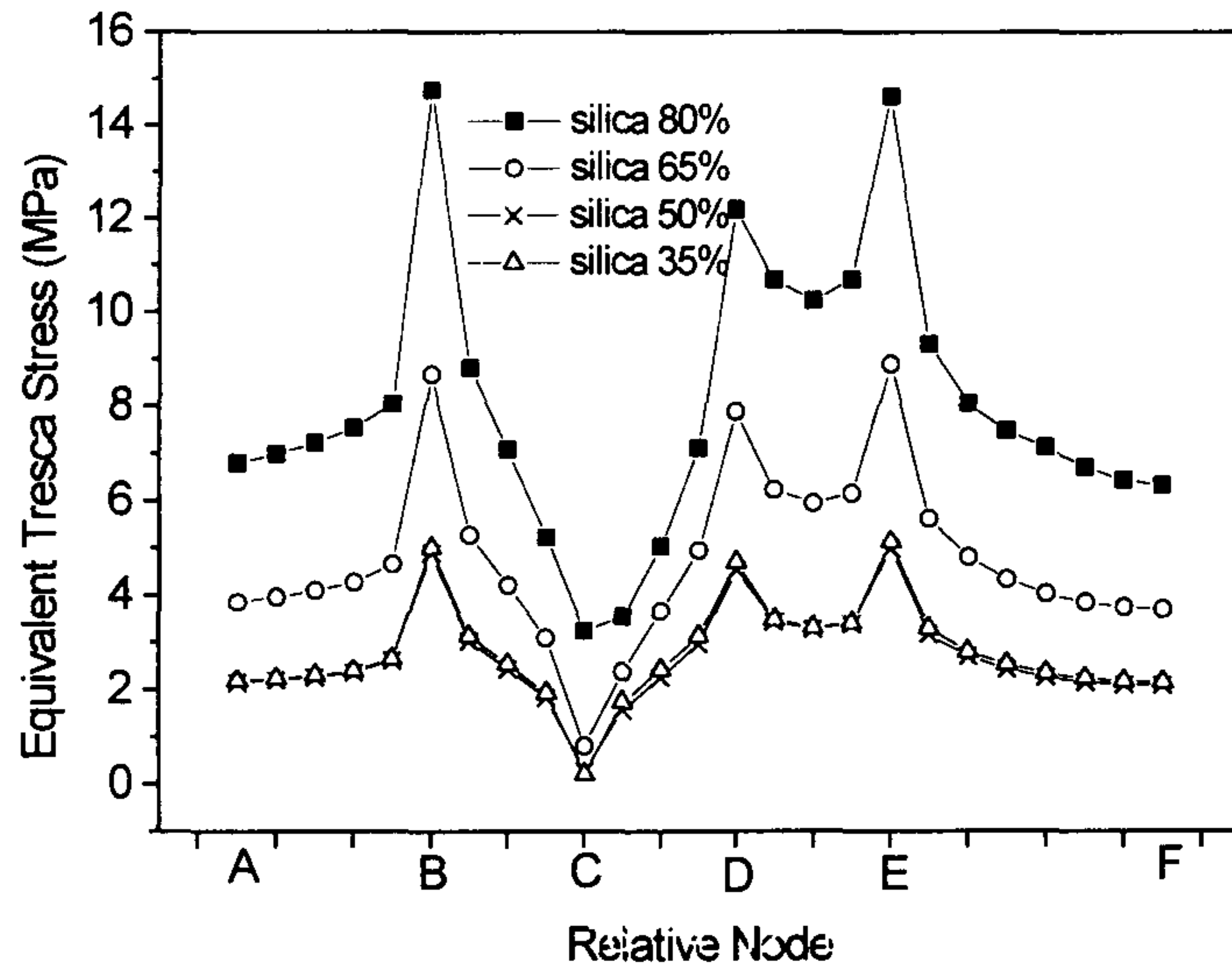


그림 4-22. 패키지가 175°C 에서 220°C 로 가열될 경우  
선택한 경로에서의 Tresca 응력

그림 24(b)는 정면에서의 응력 상태를 나타내고 있다. 전체적으로 2차원 해석인 그림 20(a)와 비슷한 경향을 보여준다. 그러나 2차원에서 고려할 수 없었던 칩의 모서리 부분, 즉 그림 20(a)의 점 B의 안쪽 모서리에 해당하는 부분은 2차원 해석 결과에 비하여 1.4배 이상의 응력 집중을 보여주고 있다. 이는 단순 2차원 해석결과로는 모서리 부분의 정확한 해석이 어려우며, 응력 집중을 과소평가할 우려가 있음을 나타내준다. 그리고 그림 24(c)에는 측면에서의 응력 상태를 나타내었다. 리드의 모서리 부분에 2차원 해석값보다 높은 응력이 작용하고 있음을 알 수 있다.

그림 25에는 EMC에 작용하는 응력 상태를 자세히 비교해보기 위하여 3가지 경로를 정의하였다. 먼저 경로 I은 해석모델 정면부분의 칩-칩패드-EMC로 이루어진 부분이며, 2차원 모델의 경로와 동일하다. 경로 II는 3차원 해석결과 응력이 집중되고 있다고 판단되는 칩의 안쪽 모서리 부분이며, 경로 III은 중앙부의 두 리드 사이의 응력 상태를 나타낼 수 있는 경로이다.

EMC가  $-65^{\circ}\text{C}$ 로 냉각되는 경우와  $220^{\circ}\text{C}$ 로 가열되는 경우, 구형충전제가 각각 50%, 65%, 80%(중량비) 충전된 EMC에 대한 각 경로에서의 응력 상태를 그림 26~그림 28에 나타내었다.

그림 26은 경로 I에서의 응력분포이다. 2차원 해석의 경우와 같이 냉각시는 충전율이 높을수록 작용응력이 낮았으며, 가열시는 높았다. 응력의 절대적인 크기는 3차원 해석이 다소 낮게 예측하였으며, 2차원 냉각 해석시 A점과 F점 사이의 응력크기가 거의 차이가 없었지만 3차원 해석인 경우 큰 차이를 보이고 있다.

그림 27은 경로 II에서의 응력분포를 나타내고 있다. 그림 21, 그림 22의 경로와 유사한 경향을 보이고 있다. 그러나 칩의 모서리



에 해당하는 점 B에서는 경로 1보다 약 1.4 배 이상의 응력 상태를 보여주고 있다. 그러므로 2 차원 모델로 점 B를 해석할 때에는 주의가 요구된다.

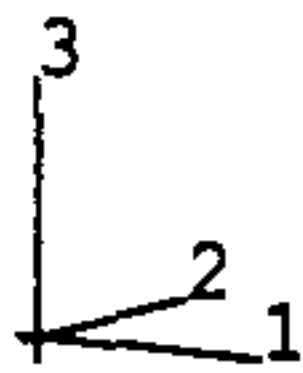
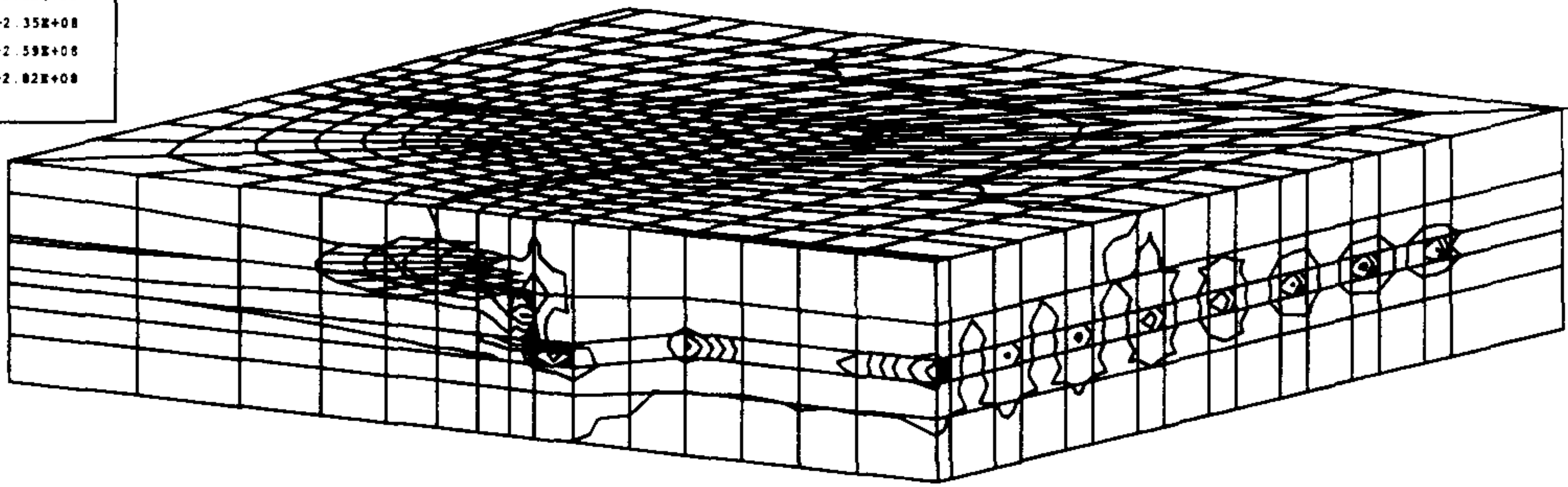
그림 28.에는 경로 III에서의 응력분포를 나타내었다. 경로 I과 같이 생각시는 충전율이 높을수록 작용응력이 낮았으며, 가열시는 반대로 높았다.

## 5. 결론

충전제의 종류에 따른 EMC의 재료상수를 이론 및 실험적으로 고찰하였고 유한요소 해석을 통한 열응력 해석을 수행하였으며 이를 통하여 EMC의 배합과정부터 열응력 해석에 이르기까지 패키지의 신뢰도 평가를 체계적으로 수행할 수 있는 총괄적 프로그램 개발의 근거를 확보하였다.

실험을 위하여 평균직경 13 $\mu$ m 구형 또는 각형 비결정성 실리카 충전제의 질량비가 각각 50%, 65%, 75%, 80% 인 EMC 시편을 제작하였으며, 탄성계수, 열팽창계수, 열전도계수를 측정하였고, 실측값들을 Dilute suspension, 자기일치성방법, 일반화된 자기일치성방법, Mori-Tanaka 법, Hashin-Shtrikman의 유계해, Shapery의 유계해 등 이론해와 비교 검토하였다. 각각 상계해와 하계해 사이에 실험값이 존재하였으며 탄성계수는 자기일치법, 열팽창계수는 Shapery의 상계해에 비교적 근사하였다. 그러나 열전도계수는 충전제에 따른 영향을 거의 찾을 수 없었다. 탄성계수는 각형 충전제가 구형 충전제에 비하여 컷으며, 열팽창계수는 충전제의 모양에 크게 상관하지 않았다. 대체로 충전제의 양에 따른 재료상수 변화정도는 예상보다 작았으며 이는 EMC 내의 기공, 충전제와 에폭시 사이의 접착력, 국부적인 응

TRESC	VALUE
	+2.47E+07
	+4.02E+07
	+7.16E+07
	+9.50E+07
	+1.18E+08
	+1.41E+08
	+1.65E+08
	+1.88E+08
	+2.12E+08
	+2.35E+08
	+2.59E+08
	+2.82E+08

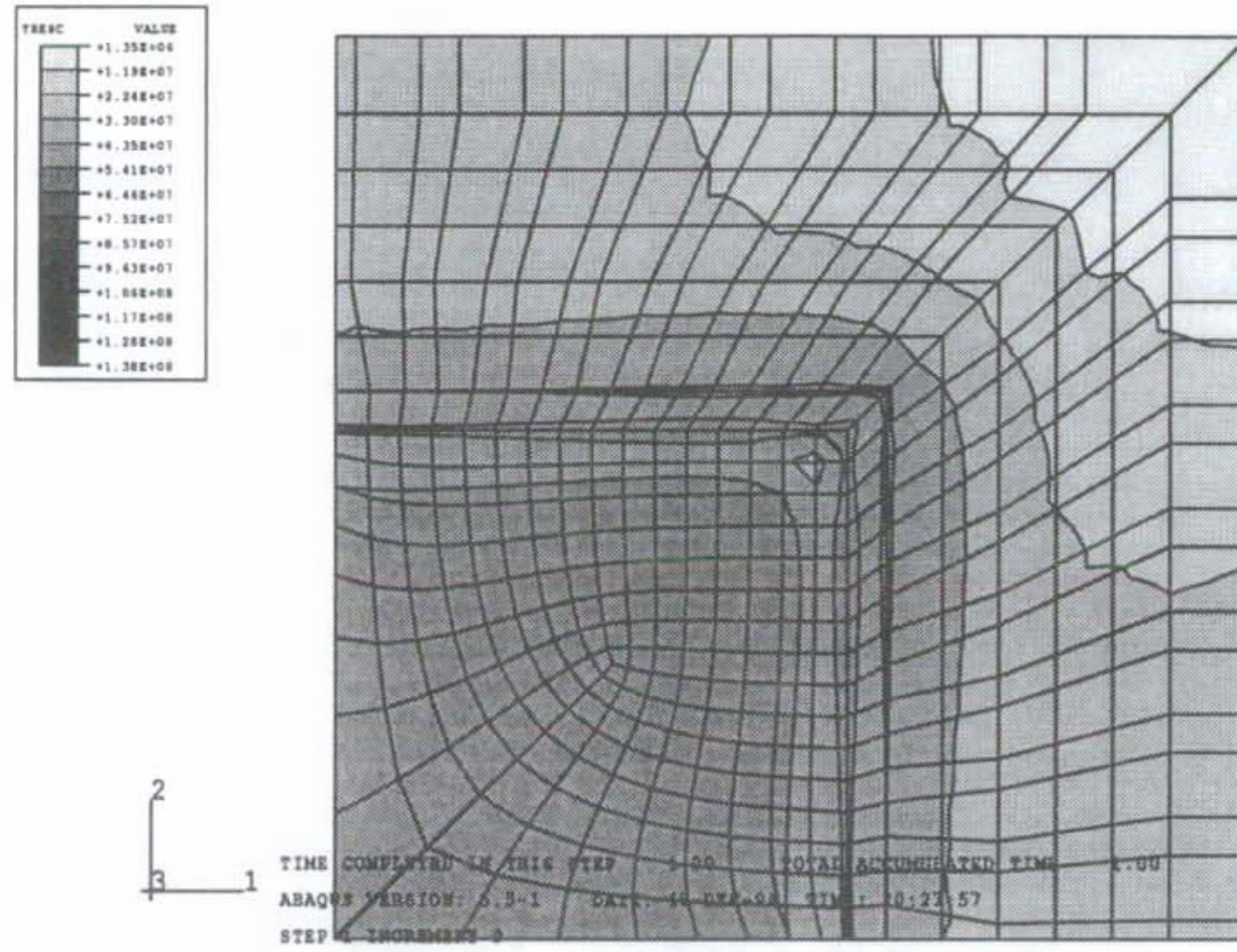


TIME COMPLETED IN THIS STEP 1.00    TOTAL ACCUMULATED TIME 1.00  
 ABAQUS VERSION: 5.5-1    DATE: 18-DEC-96    TIME: 20:27:57  
 STEP 1 INCREMENT 9

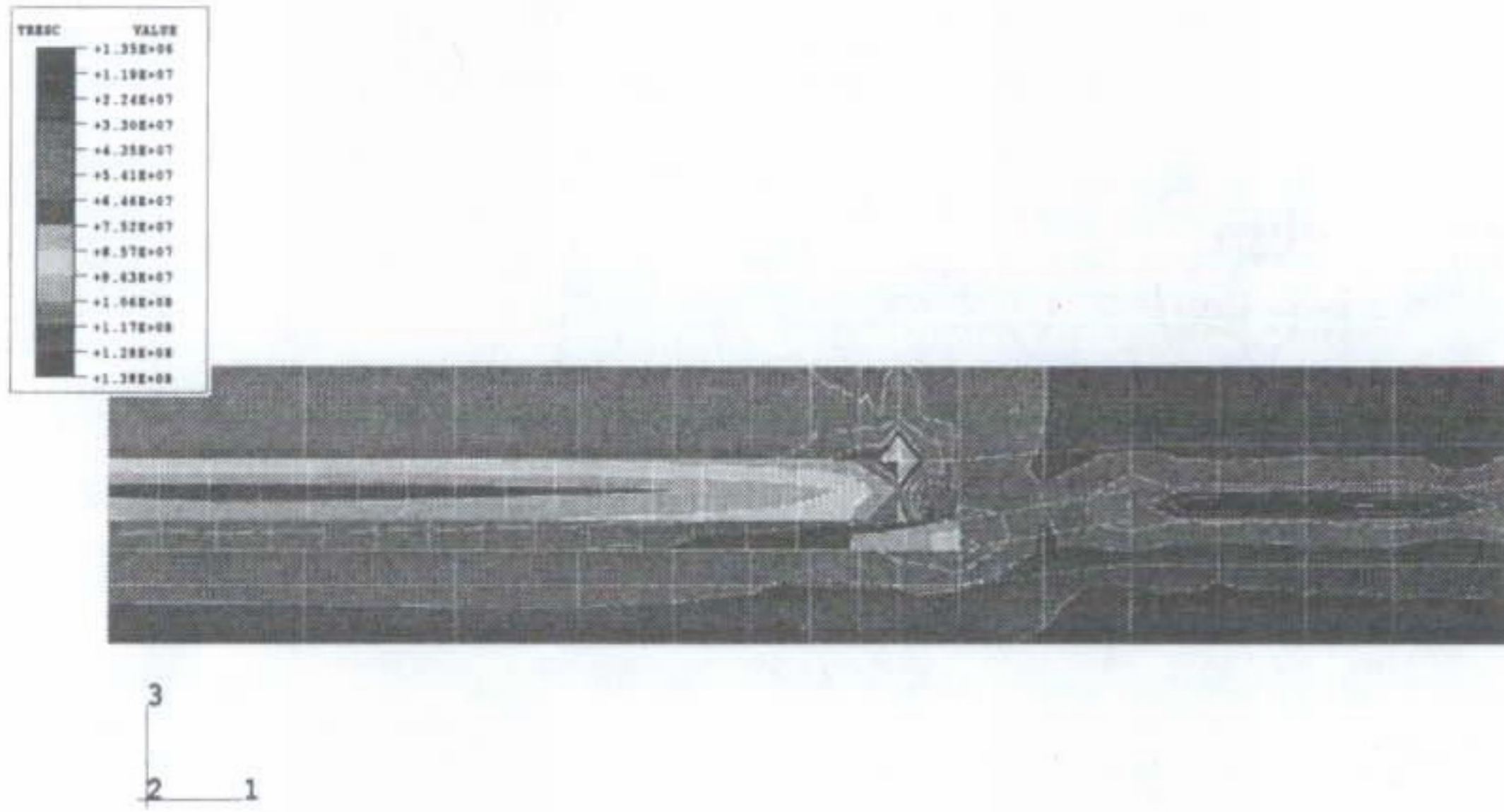
그림 4-23. 삼차원 해석시 Tresca 응력



(a)



(b)



(c)

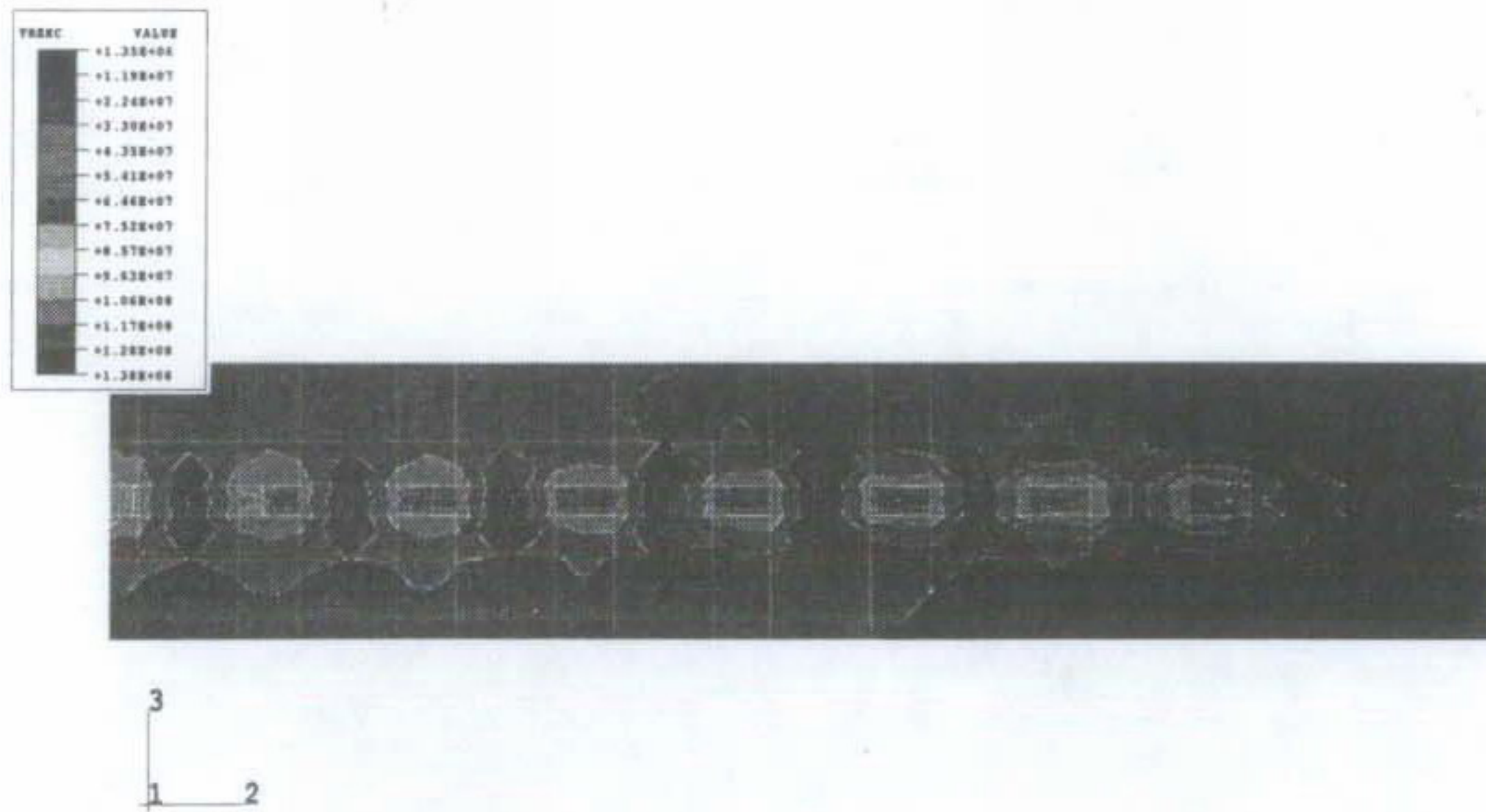


그림 4-24. 삼차원 해석시 EMC 만의 Tresca 응력상태

(a)평면, (b)정면, (c)측면



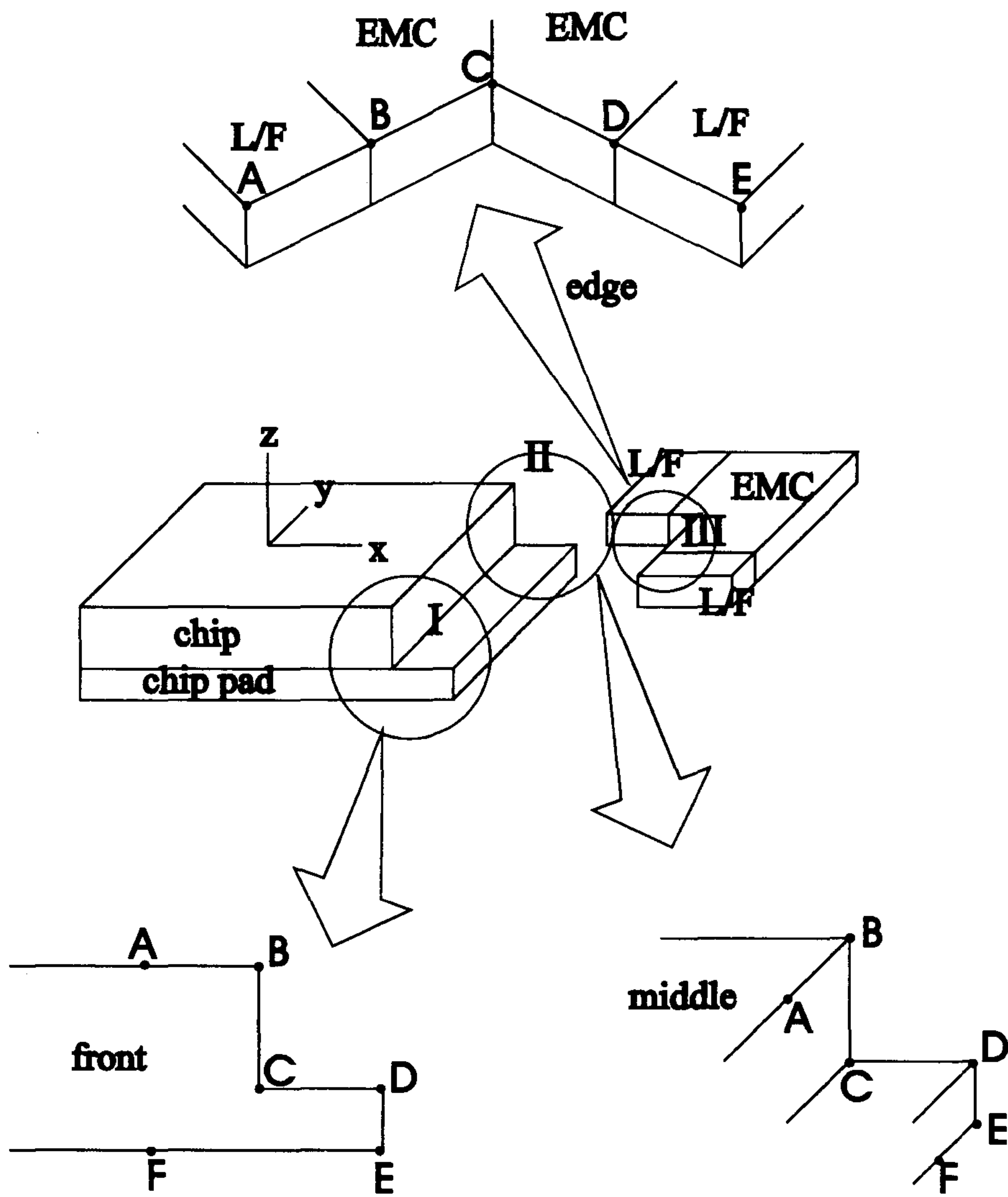


그림 4-25. 상세 관찰 영역

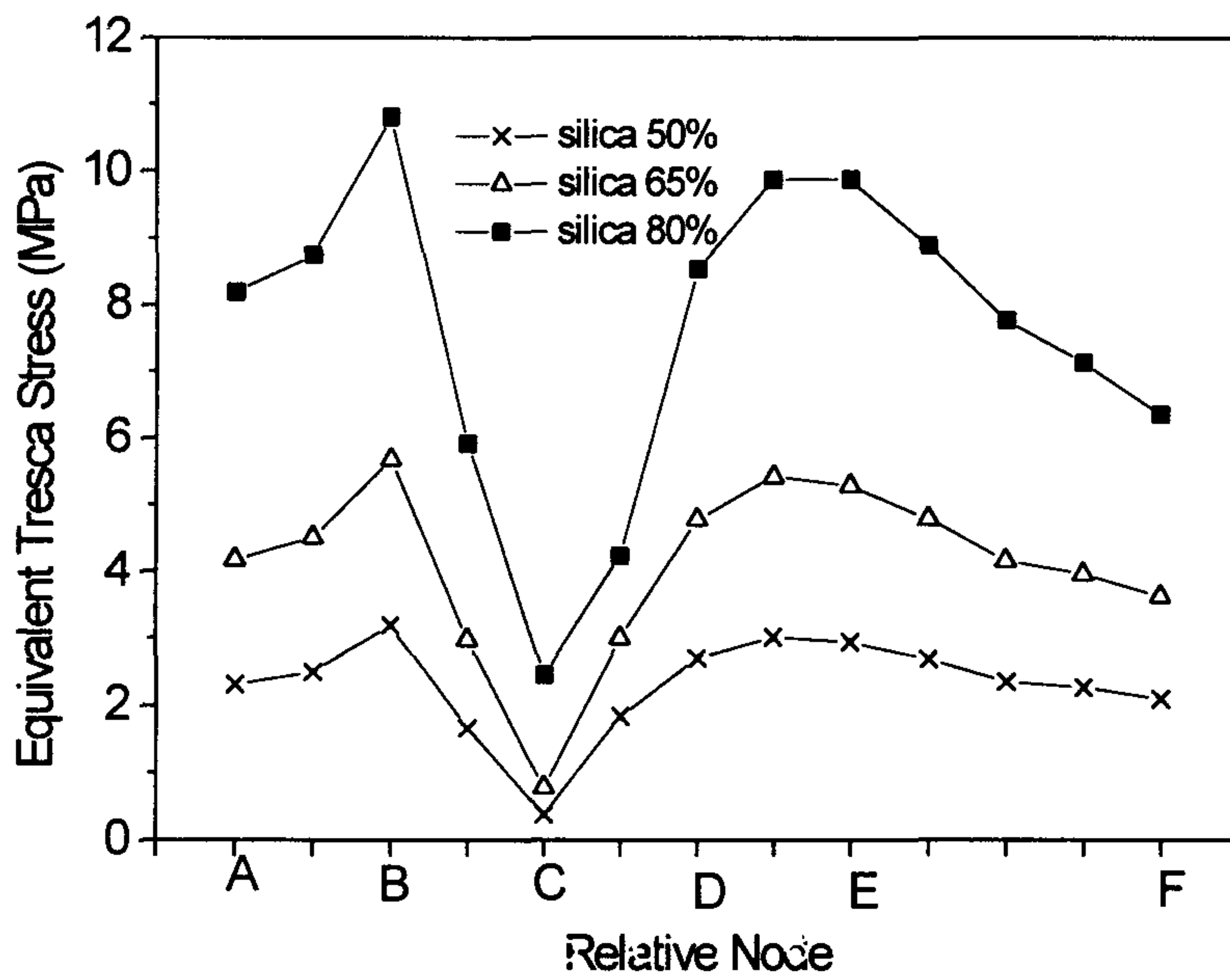
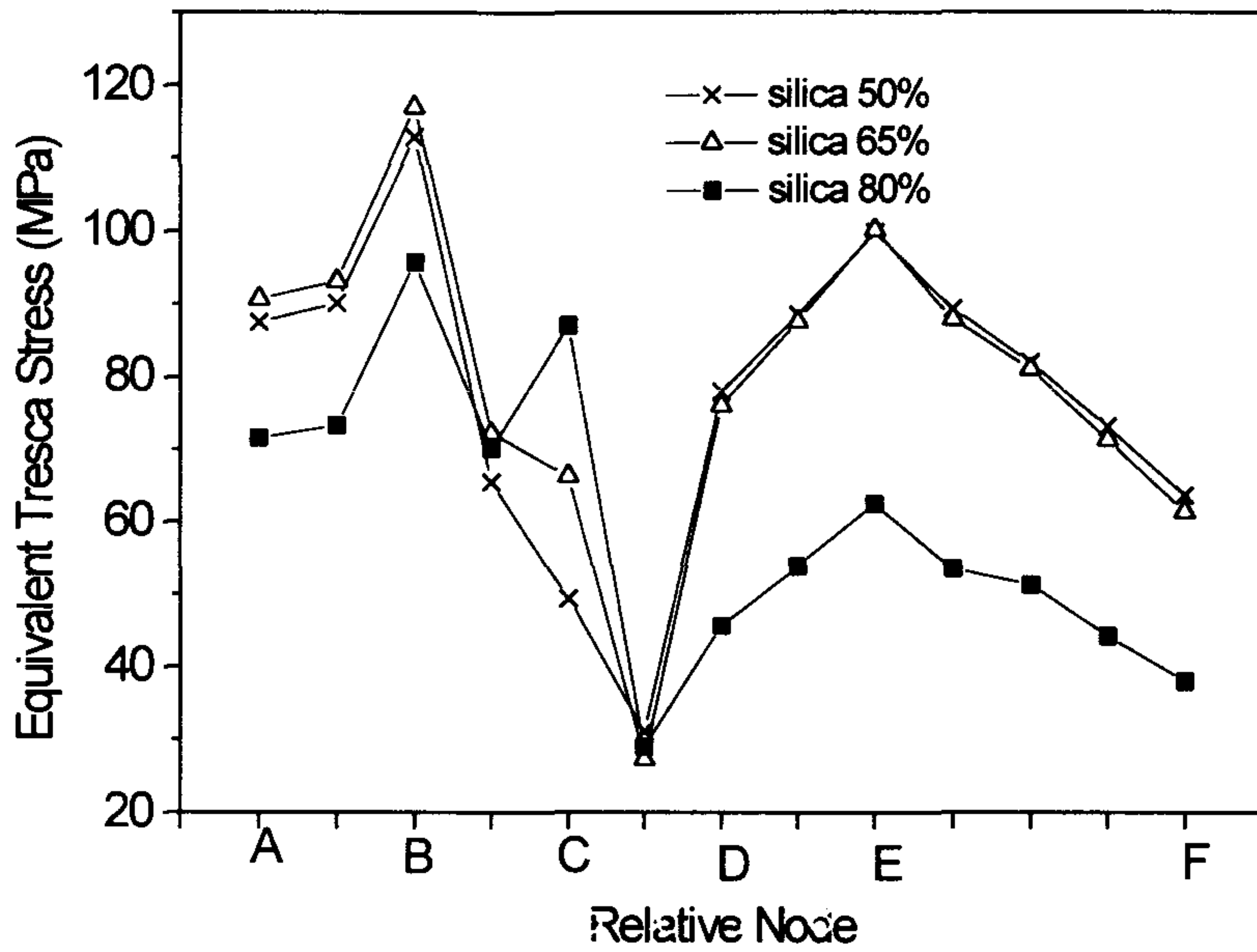


그림 4-26. 가열(a) 및 냉각(b)시 경로 I에서의 Tresca 응력



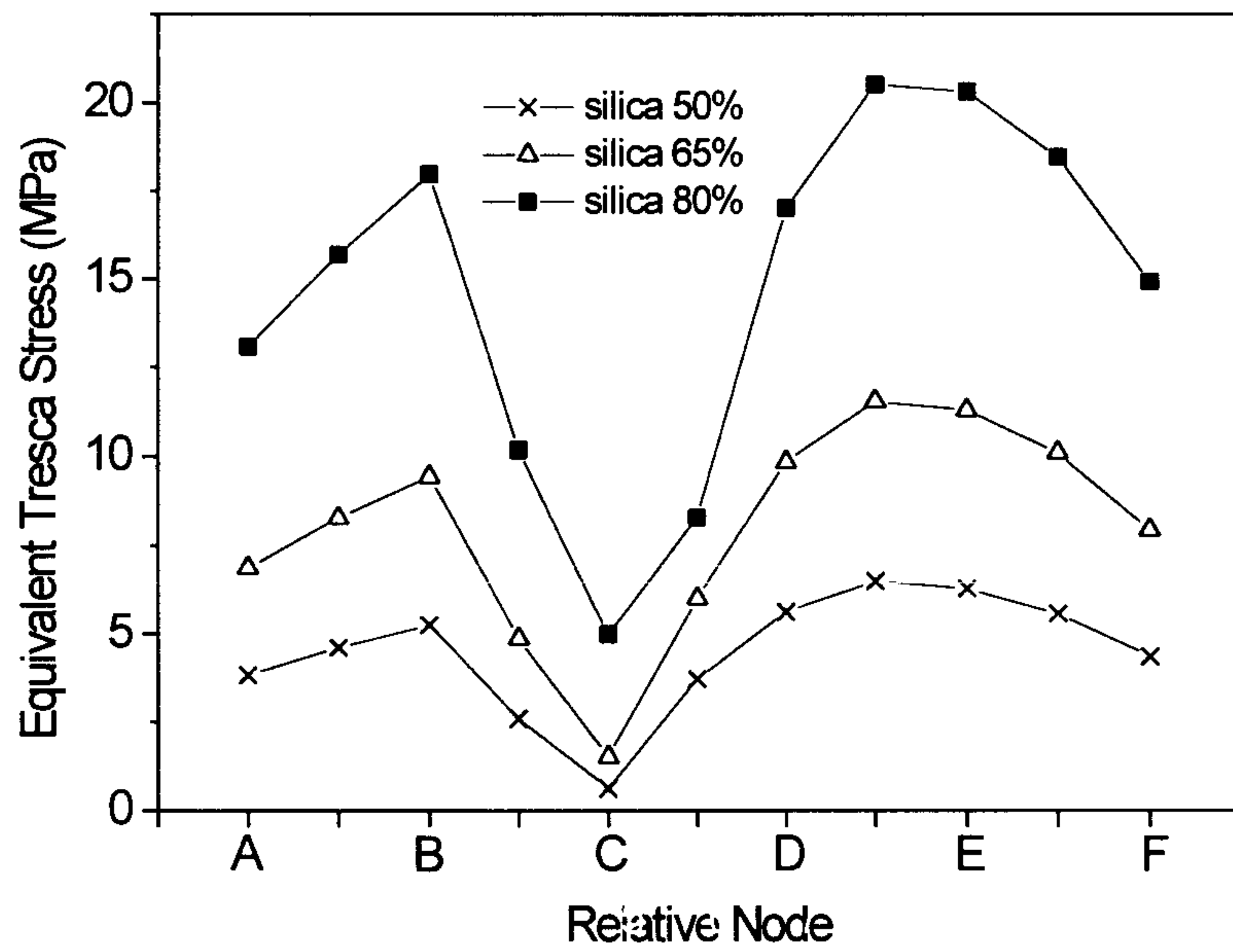
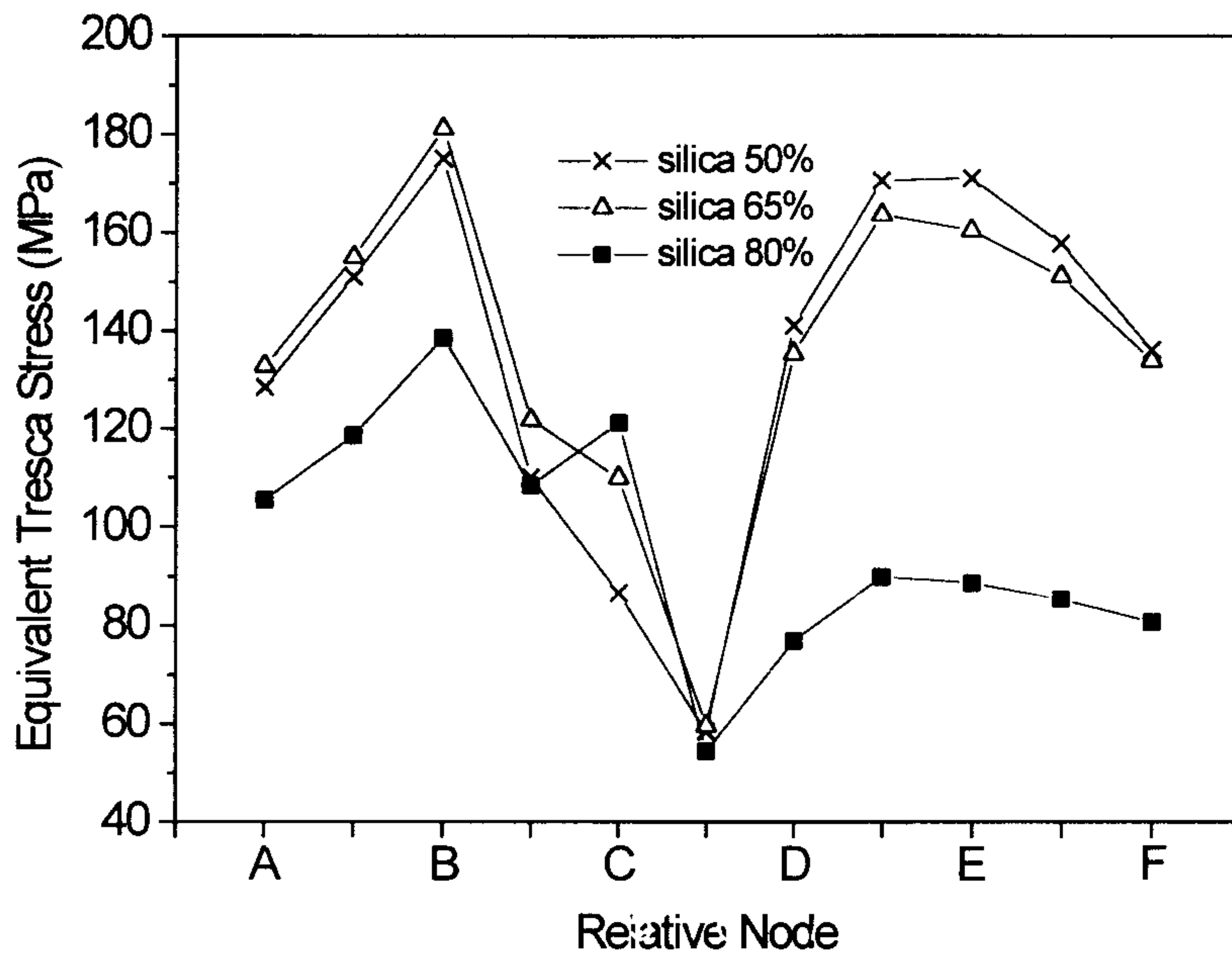


그림 4-27. 가열(a) 및 냉각(b)시 경로 II에서의 Tresca 응력

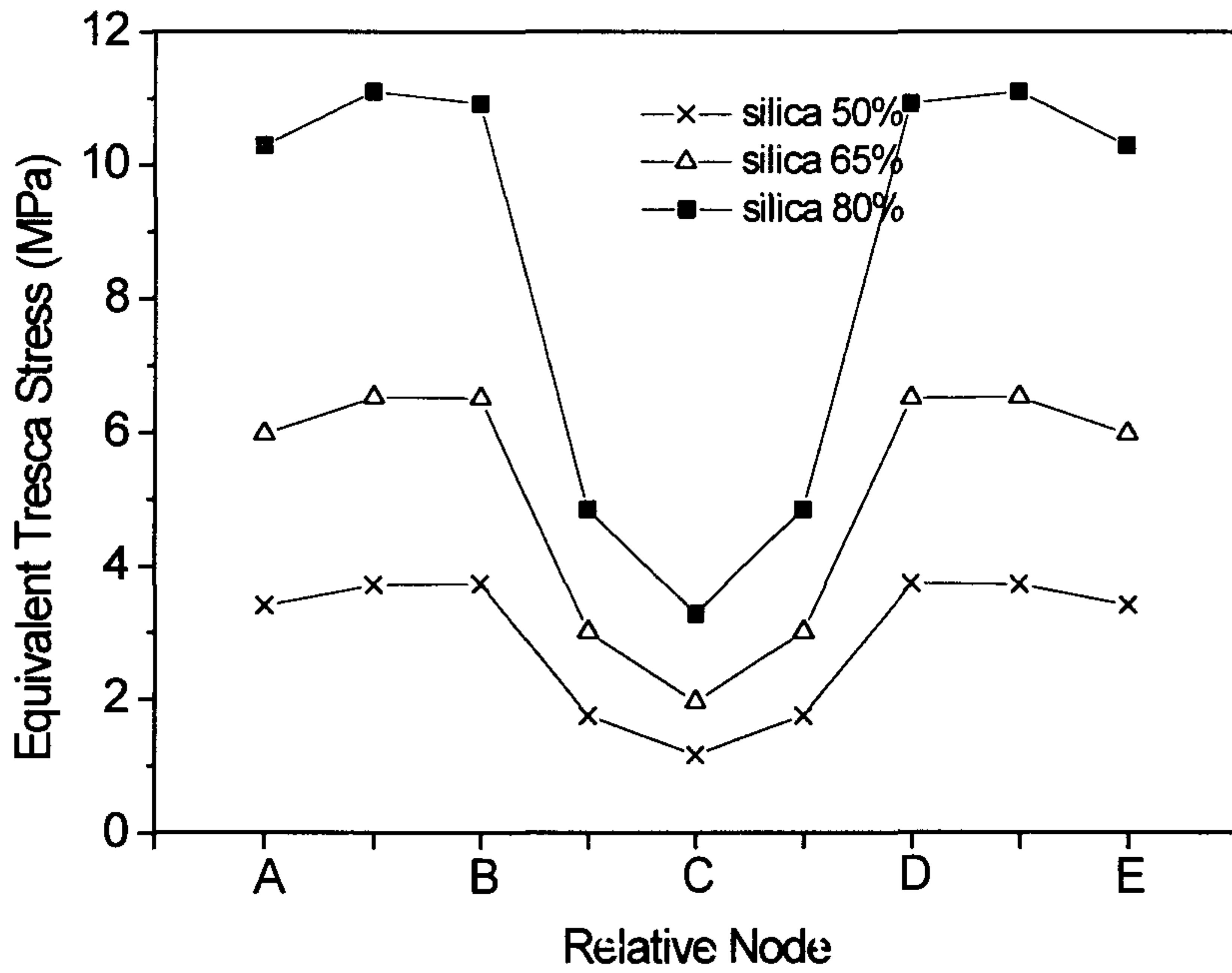
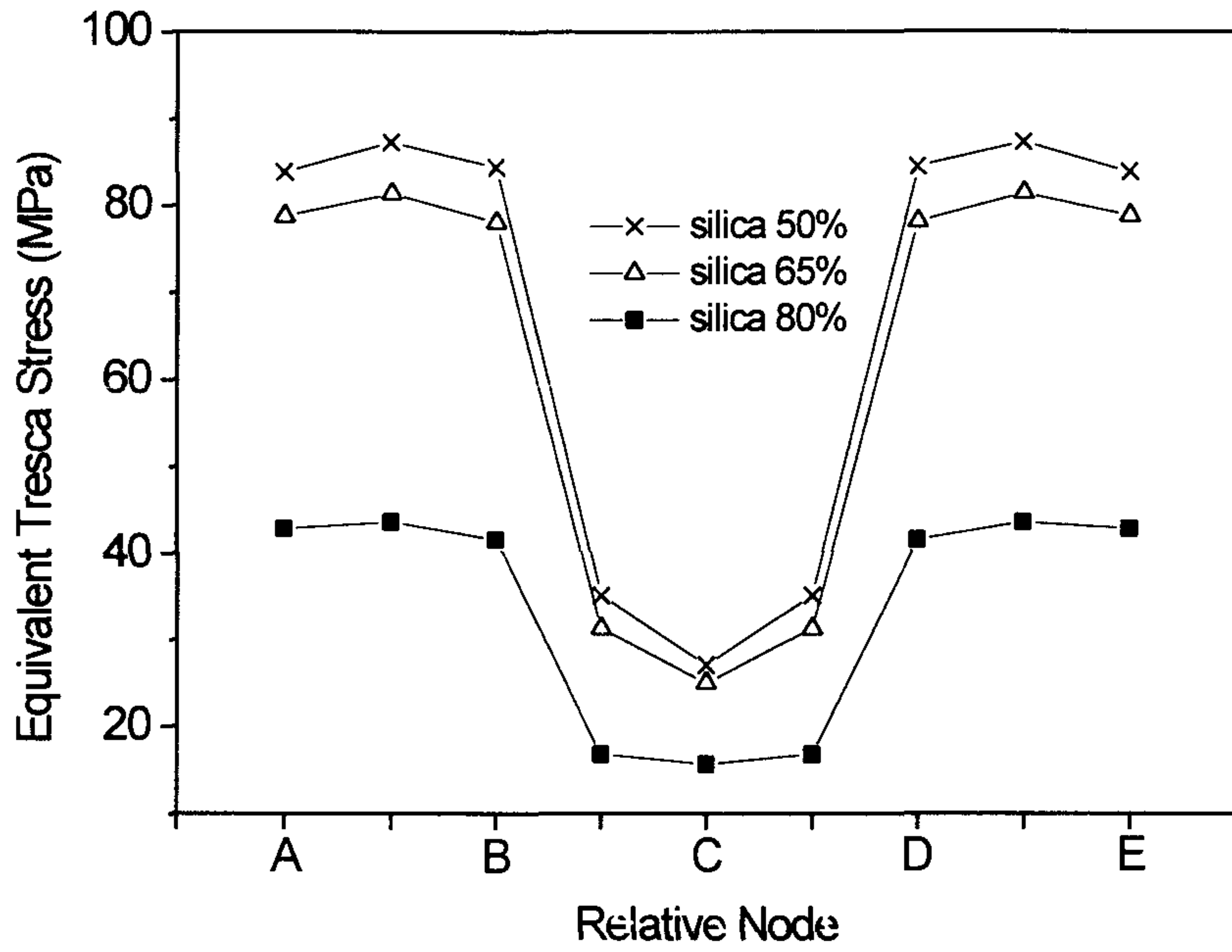


그림 4-28. 가열(a) 및 냉각(b)시 경로 II에서의 Tresca 응력

력집중 등이 영향을 주기 때문이라고 생각되어진다. 또한 재료상수 해석시 상계해와 하계해를 제외한 식들은 동일한 크기의 충전제들이 골고루 분포하고 있다고 가정했었는데 실제로는 실리카의 직경은 약 1~ 100 $\mu$ m 사이에 넓게 분포하므로 이에 대한 계산상의 오차들도 있는 것으로 생각된다.

EMC 에 따른 응력상태를 고찰하기 위하여 표면실장형 패키지의 일종인 QFP 를 모델링하여 2 차원 및 3 차원 FEM 해석을 수행하였다. 재료상수들은 충전제의 양에 따라 실험에서 얻어진 측정값, 자기일치법에 의한 예측값 그리고 기존문헌에서 인용한 재료상수 등을 이용하였다. 해석결과 모서리 부분에 응력이 집중됨을 알 수 있었으며, 패키지를 냉각하는 경우 충전제 질량분율 80% EMC 가 응력이 비교적 작았으며, 가열하는 경우는 오히려 80%EMC 의 응력이 상대적으로 컸다. 2 차원 해석과 3 차원 해석은 전체적으로는 비슷한 경향을 보였지만, 2 차원 해석의 경우 모서리 부분에서의 응력 집중을 과소평가할 수 있으므로 주의가 요구된다.

## 제 5 절 패키지에서의 핀을 이용한 냉각방법의 연구

### 1. 개 요

최근 전자부품들과 전자 장비들은 더 높은 속도와 작은 크기에 대한 요구에 부응하여 처리 용량과 처리 속도는 높아지는 반면 크기는 급격히 줄어들고 있으며 그 변화 속도가 매우 빠르다. 이 목적을 위하여 반도체 칩(chip) 간의 거리는 짧아지고 부품들의 집적도(integration)는 더욱 높아져야 한다. 그리고 이 결과로 인하여 단위면적당 많은 열이 발생하게 된다[1]. 이 과정에서 전자 부품의 온도가 높아지고 온도의 상승은 전자부품의 파손과 회로의 이상 작동과 직결되므로 전자부품의 온도 증가가 전자부품의 고용량화, 고집적화의 중요한 제한인자중의 하나가 되었다. 이로 인하여 온도 증가를 막기 위한 전자부품의 냉각이 중요하게 되었으며, 반도체와 전자 장비 개발을 위하여 꼭 필요한 연구대상이 되었다.

전자부품의 냉각은 두 가지로 나눌 수 있다. 전자부품내의 열원에서 전자 부품의 덮개나 바깥으로의 열전달과 전자부품 표면에서 외부로의 열전달로 나눌 수 있다. 전자는 전도열전달 현상이고, 열전도율이 높은 구성 물질을 사용하거나 접촉을 좋게 하여 열원에서 바깥 덮개까지의 열저항(thermal resistance)을 작게 만들어 열발산을 높인다. 전자는 전도의 해석에 의하여 연구할 수 있고 후자는 유체유동을 동반한 보다 복잡한 메커니즘, 즉 대류를 수반한다. 여기서는 후자인 외부로의 열발산을 연구한다.

외부 유체와의 열전달에 의한 냉각 방법은 외부유체의 종류, 이용하는 열전달 현상, 유동의 종류 등에 따라 여러 가지가 있으며 보통 다음과 같이 나눈다. 외부유체 혹은 작동유체에 따라

공기냉각(air cooling), 공기-액체 혼합냉각(air-liquid hybrid cooling), 간접 액체 냉각(indirect liquid cooling), 직접 액체 냉각(direct liquid cooling) 등이 있으며 냉각에 이용하는 물리적 현상에 따라 자연 대류(natural convection)냉각, 강제대류 냉각, 상(phase)변화를 이용하는 냉각 방식(pool boiling 혹은 force convection boiling), 분사 충돌 냉각 방식(jet impingement cooling) 등이 있다[2]. 각각은 각기 장단점이 있으며 이 중 가장 일반적인 냉각 방식은 전자부품 표면에 외부유체와의 접촉표면적을 증대시키는 핀을 달아 대류열전달 현상을 이용 냉각시키는 것이다. 이것은 다른 방법보다 제작하기 쉽고 적용하기가 편리하다.

반도체나 전자부품에 핀을 달아 냉각시키는 방법은 자연 대류를 이용하느냐 강제대류를 이용하느냐에 따라 나눌 수 있다. 낮은 출력의 전자 부품에서는 자연대류를 이용하고 많은 열이 발생하는 고출력의 전자부품에는 팬(fan)을 달아 강제적으로 송풍시키는 강제대류를 이용한다. 자연대류는 높은 열이 발생하는 곳에 사용되지 못하는 단점에도 불구하고 그것이 가진 장점 때문에 널리 사용된다. 자연대류 냉각장치는 설치가 용이하고 부가 장치가 거의 없어 전자부품의 부피를 작게 할 수 있고 소음도 없기에 노트북 컴퓨터 등에 널리 쓰인다.

전자 부품의 냉각 방법들, 그리고 구체적인 적용사례 등이 Incropera[3]의 보고서에 나타나 있고, 각 냉각 방법에 관하여 비교적 자세하게 요약해 놓았다. 그루브가 형성된 핀을 이용한 자연대류 냉각이나 이와 자연현상이 비슷한 돌출된 발열물에서의 자연대류에 관한 이전 연구자료들을 살펴보면, 핀의 배열에서 핀 사이의 거리 등에 따른 열전달량의 변화량을 연구하거나[4,5,6] 혹은 엇갈리게



배열된 핀 등에 관한 상당수 논문들이 있다.[7,8,9] 또한 Sparrow[10] 등은 바늘핀 배열을 갖는 전자부품의 냉각에 관하여 연구하였다 [11,12]. 그러나 그루브가 진 핀 자체에서의 그루브 형상비에 따른 열전달량의 변화에 관한 논문은 별로 없다. 또한 주로 채널(channel) 내에서의 발열 돌출물(block)을 갖는 경우의 자연대류[13] 또는 밀폐된 공간(enclosure 혹은 cavity)안에서의 사각 돌출물의 자연대류현상[14]에 대해서는 많은 연구가 이루어졌으나 외부가 유출된 핀에 대해서는 오히려 수행된 연구가 적었으며 또한 있더라도 돌출물 한 두개 주위에서의 열전달 현상을 관찰한 것들이 대부분이었다[15].

이 연구에서는 자연대류와 강제대류시 사각 그루브의 형상비(그루브의 폭과 돌출물의 폭의 비 혹은 그루브의 폭과 돌출물의 높이의 비)에 따라 열전달량이 어떻게 달라지는지 특히, 그루브와 돌출부위 각 면에서의 열전달량의 분포 및 그루브 주위에서의 유동의 형태(pattern) 등을 연구하였다. 또한 핀의 크기나 핀과 주위의 온도차에 따라 열전달량이 어떻게 달라지는가에 대하여도 알아보았다. 이를 위해 간섭계(Mach-Zehnder Interferometer)를 이용한 실험과 전산해석 코드(SIMPLER code)를 이용한 수치해석을 수행하였다.

## 2. 연구방법 및 이론

연구모델은 전자부품에 사각 그루브가 형성된 작은 핀을 달아 유체와의 접촉표면적을 증가시켜 반도체를 냉각시키는 방법을 생각하였다. 그림 1과 같이 열원 위에 작은 바늘 핀을 여러 개 장치하여 열발산을 증가시키는 경우, 그림 2와 같이 열원 위에

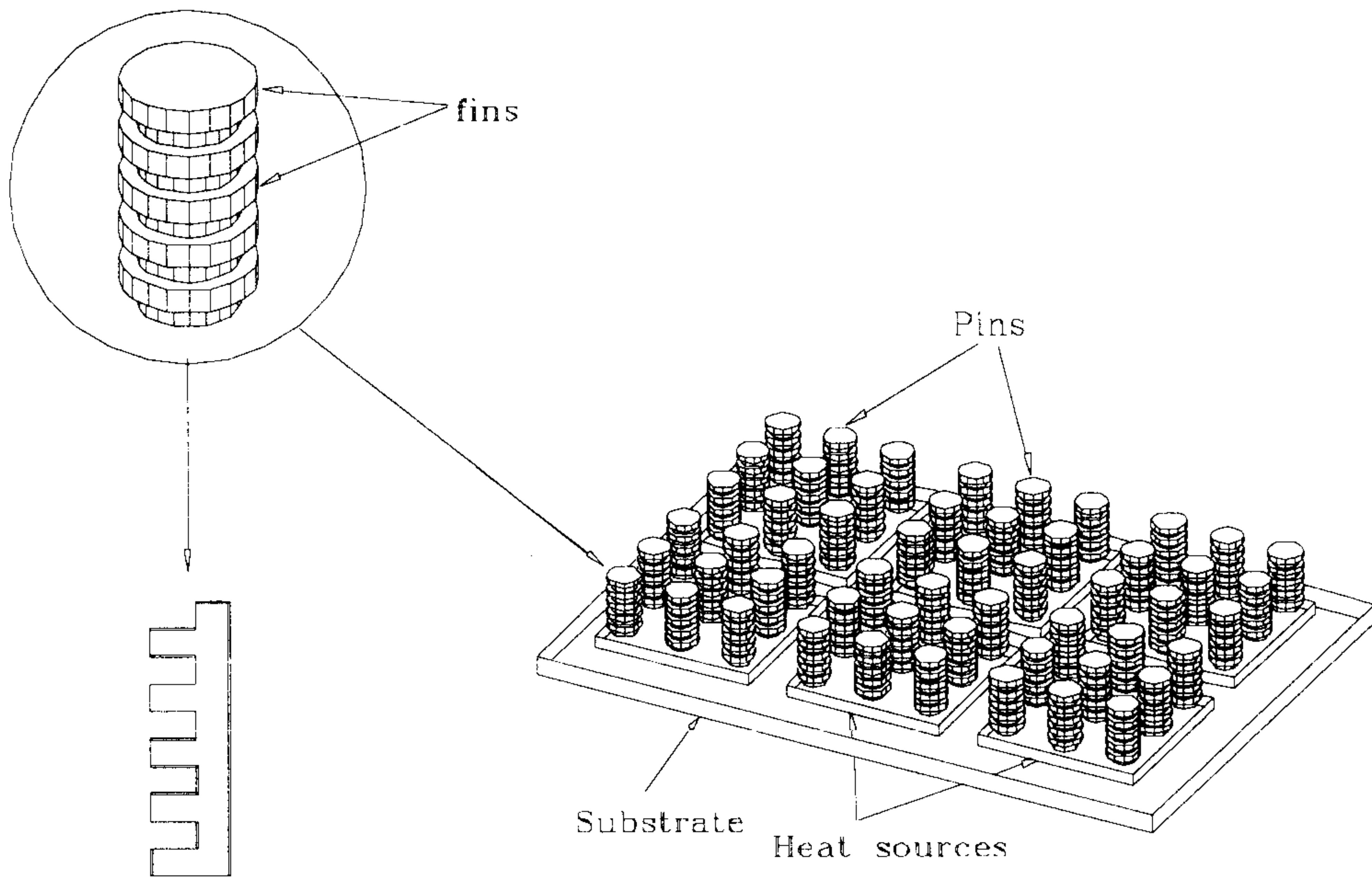


그림 5-1 수직그루브핀을 이용한 냉각방법의 예

길이가 긴 수평한 사각 그루브 핀을 부착시켰을 경우 그리고 그림 3과 같은 열원 밑에 수평한 사각 그루브 핀을 단 경우 등을 연구하였다. 각 경우를 단순화 시켜 사각 그루브의 수직핀, 상향수평핀 그리고 하향 수평핀의 열전달현상을 연구하였다. 그림 4는 그림 1의 바늘 핀 1개를 단순화 시킨 수직 그루브핀의 연구 모델이다. 이 그림에서  $H$ 는 그루브의 깊이,  $W_1$ 은 그루브의 폭,  $W_2$ 는 돌출부위의 폭 그리고  $W$ 는 한 피치의 길이( $W_1+W_2$ )이다.

#### 가. 지배방정식 및 수치적 접근 방법

##### (1) 자연대류

여러 물성치들(유체의 밀도, 유체의 점성, 열팽창계수, 열전도 계수 등)이 일정하다고 가정하면 자연대류의 무차원 방정식은 다음과 같이 된다.

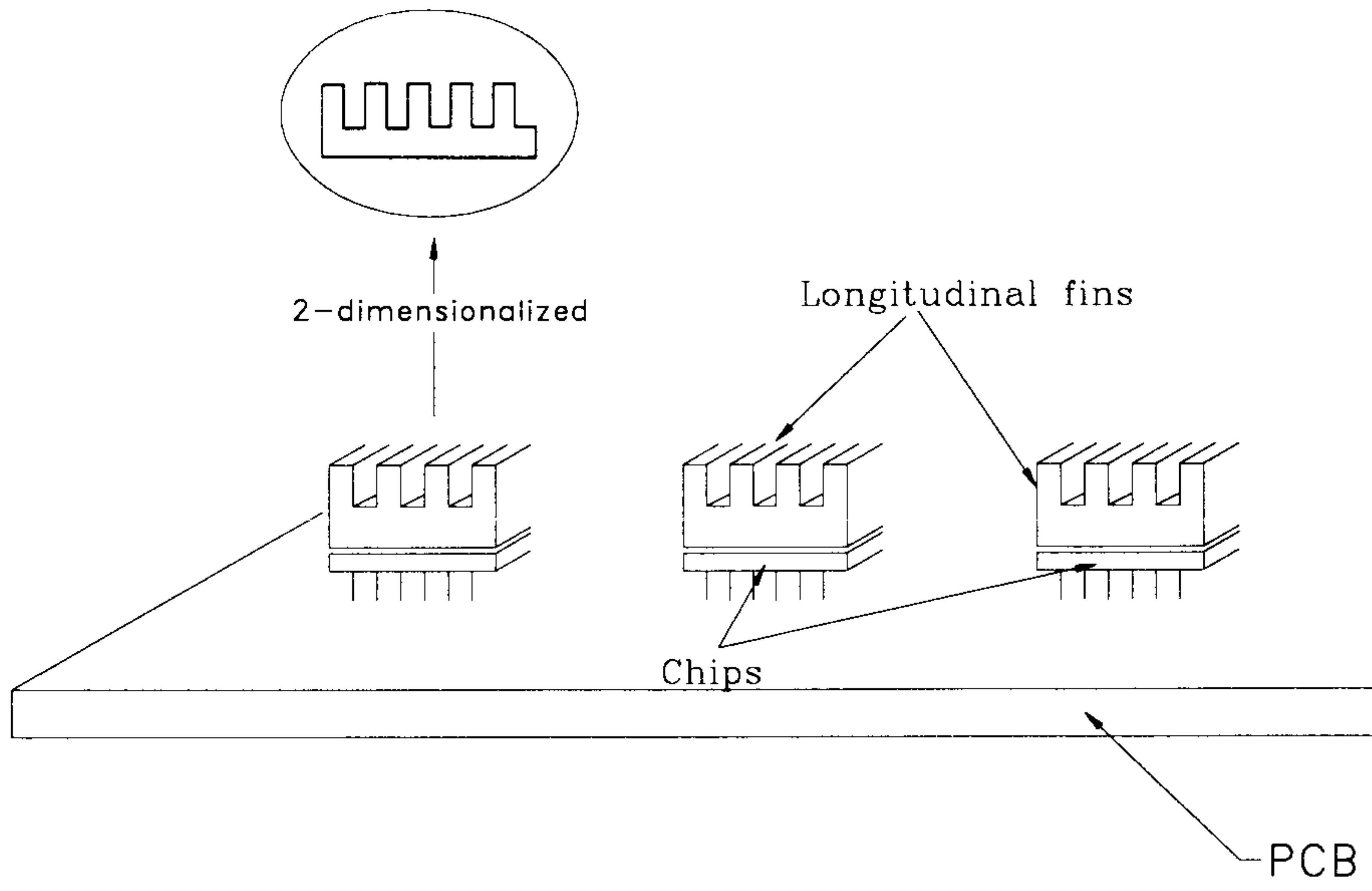


그림 5-2 수평사각 그루브핀을 열원 위에 부착시킨 경우

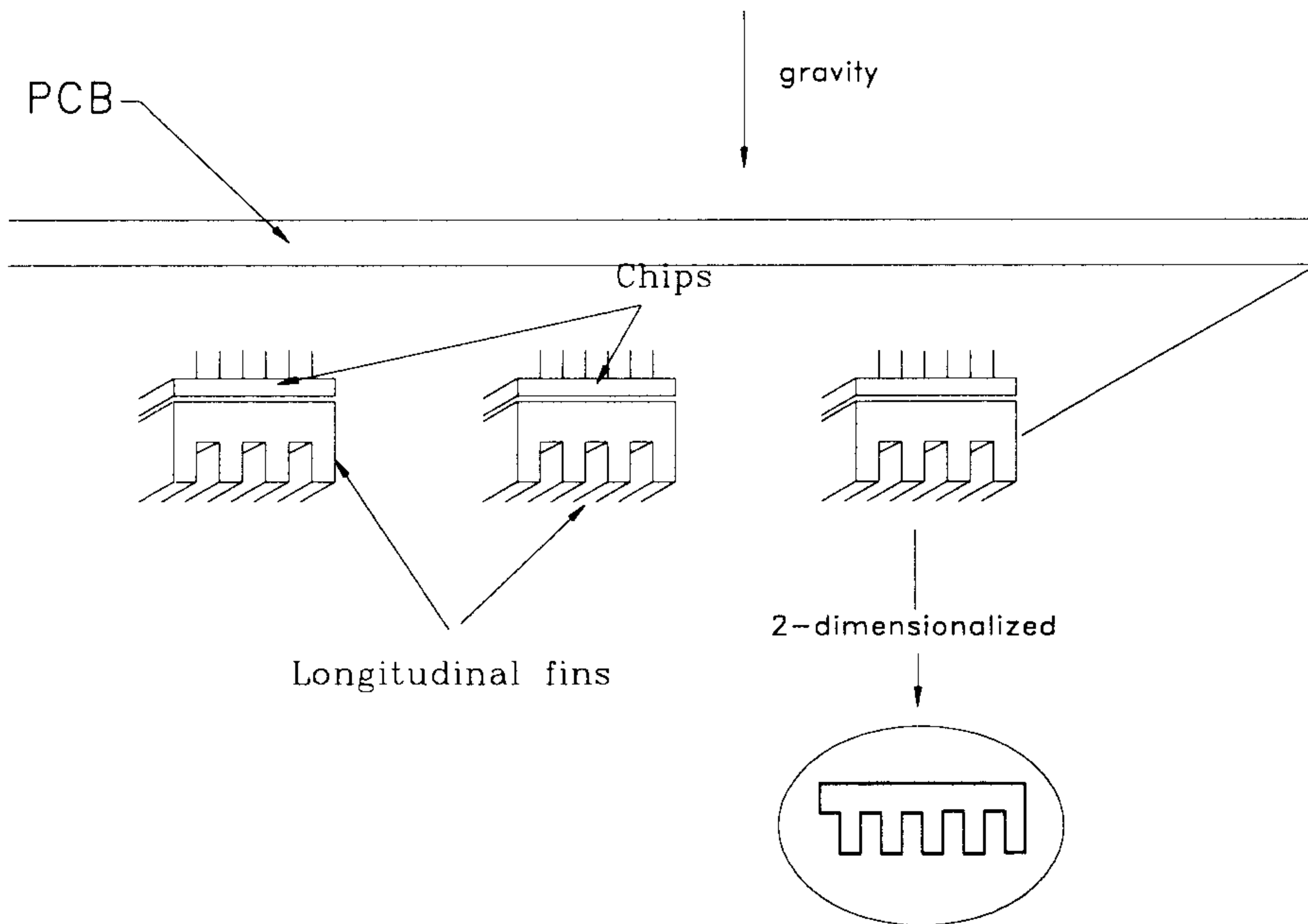


그림 5-3 열원 밑에 수평사각 그루브 핀을 부착시킨 경우

연속방정식:

$$\frac{\partial u^*}{\partial x^*} + \frac{\partial v^*}{\partial y^*} = 0 \quad (5-1)$$

x-방향 운동량 보존 방정식:

$$u^* \frac{\partial u^*}{\partial x^*} + v^* \frac{\partial u^*}{\partial y^*} = \frac{\partial^2 u^*}{\partial x^{*2}} + \frac{\partial^2 u^*}{\partial y^{*2}} - \frac{\partial P^*}{\partial x^*} \quad (5-2)$$

y-방향 운동량 보존 방정식:

$$u^* \frac{\partial v^*}{\partial x^*} + v^* \frac{\partial v^*}{\partial y^*} = \frac{\partial^2 v^*}{\partial x^{*2}} + \frac{\partial^2 v^*}{\partial y^{*2}} - \frac{\partial P^*}{\partial y^*} + Gr_w \theta \quad (5-3)$$

에너지 보존 방정식:

$$u^* \frac{\partial \theta}{\partial x^*} + v^* \frac{\partial \theta}{\partial y^*} = \frac{1}{Pr} \left( \frac{\partial^2 \theta}{\partial x^{*2}} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial y^{*2}} \right) \quad (5-4)$$

위의 y-방향 운동량 보존 방정식에서 부력항은  $P = P^* \rho_\infty \left( \frac{v^2}{W^2} \right) - \rho_\infty g y$

의 Boussinesq 의 근사식을 사용하였다. 무차원수들의 정의는 다음과 같다(그림 4 참조).

$$x^* = \frac{x}{W}, \quad y^* = \frac{y}{W}, \quad u^* = \frac{uW}{v}, \quad v^* = \frac{vW}{v}, \quad \theta = \frac{T - T_\infty}{T_w - T_\infty},$$

$$Gr_w = \frac{g\beta(T_w - T_\infty)W^3}{v^2} \text{ and } Pr = \frac{v}{\alpha}, \quad (5-5)$$

여기서,  $W$ 는 한 피치의 길이(그루브의 폭과 돌출부의 폭의 합)이고,  $u$ 와  $v$ 는 각각 x, y-방향의 속도  $T_w$ 는 벽면의 온도,  $T_\infty$ 는 주위의 온도,

$\nu$ 는 동점성계수,  $g$ 는 중력가속도,  $\beta$ 는 열팽창계수,  $\alpha$ 는 열확산계수,  $Gr_w$ 는 Grashof 수로 부력과 점성력의 비 그리고  $Pr$ 은 Prandtl 수이다.

열전달량에 관련된 무차원수 누셀수(Nusselt number)를 다음과 같이 정의하면,

$$Nu_w = \frac{hW}{k}$$

$$q'' = h(T_w - T_\infty) \quad (5-6)$$

여기에서,  $W$ 는 한 피치의 길이,  $h$ 는 대류열전달 계수,  $k$ 는 열전도계수,  $q''$ 는 단위 표면적당 열전달량이다.

무차원 누셀수(열전달률)는 위의 지배방정식에서 무차원수  $Gr_w$ ,  $Pr$  그리고 중력과 이루는 각도의 함수이고 또한 경계조건에서 형상비( $H/W$ ,  $W_2/W$ )등의 함수이다. 그러므로 만약 중력과 이루는 각도가 일정하게 주어진 경우에는 다음과 같이 표시될 수 있다.

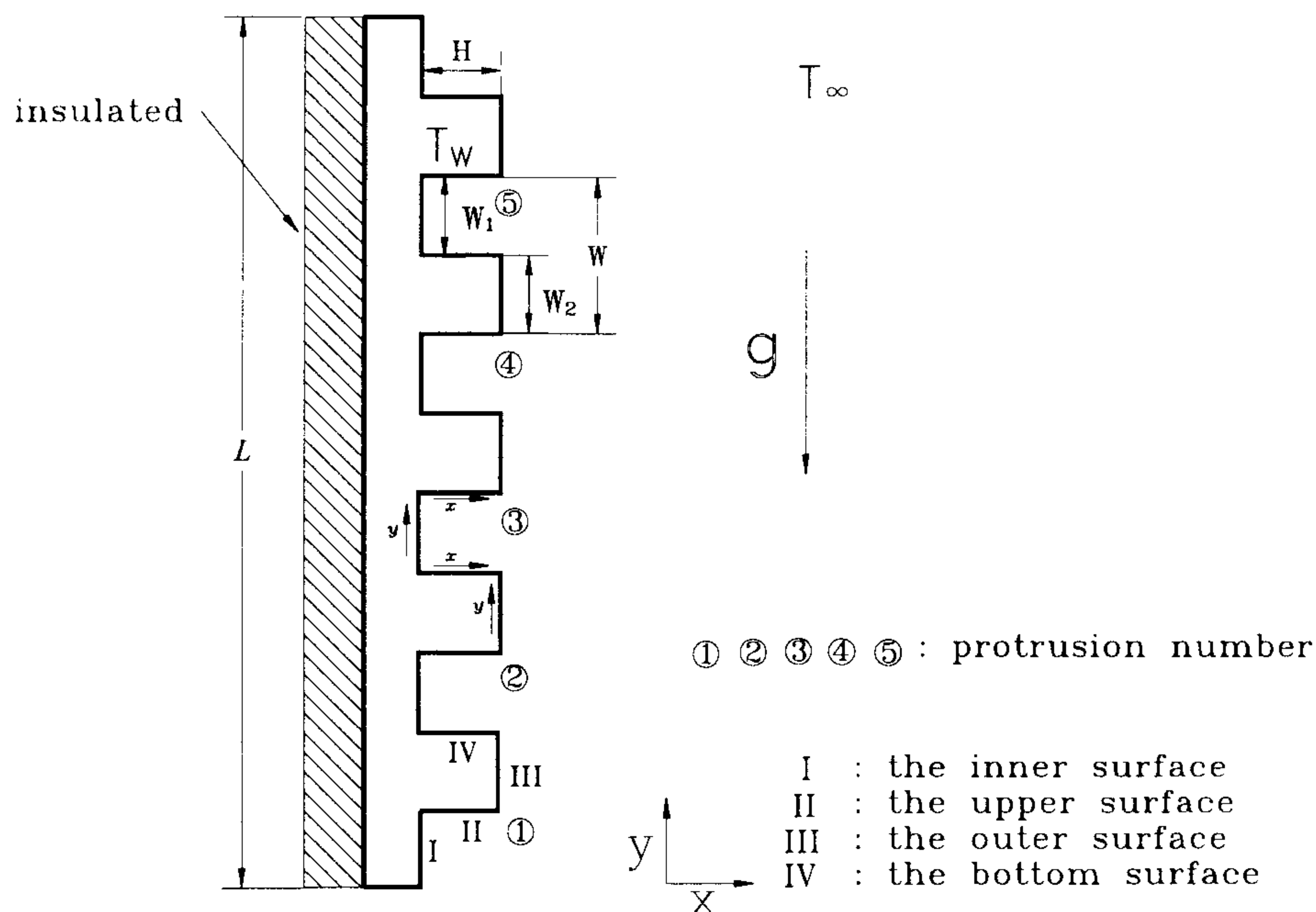


그림 5-4 수직 사각 그루브 핀의 연구모델



$$Nu_w = f (Gr_w, Pr, H/W, W_2/W, \dots) \quad (5-7)$$

이 되고, 여기에서 Pr이 일정하다면 다음과 같이 된다.

$$Nu_w = f (Ra_w, H/W, W_2/W, \dots) \quad (5-8)$$

여기에서  $Ra_w$ 는 레일리(Rayleigh) 수로  $Gr_w \cdot Pr$ 이다. 열전달량은 레일리수와 형상비의 함수가 된다. 본 연구에서는 레일리수와 형상비에 따른 열전달량의 변화를 알아보는 것이다. 레일리수를 변화시키는 것은 열원에 온도와 핀의 크기를 변화시키는 것이다.

계산에는 자연대류를 위한 압력경계조건을 사용할 수 있도록 수정된 SIMPLER code[16]를 사용하였으며 계산 격자는 벽면에서의 물리적 양들의 변화량이 크므로 벽면에서 격자를 더욱 조밀하게 생성시켰다. 수평핀에서는 경계조건과 격자가 수직핀에서 x축과 y축이 서로 뒤바뀐 형태로 나타나며 계산 격자도 마찬가지로 바꾸어 주면 된다.

수치적 계산 결과를 검증하기 위하여 우선 격자의 의존성을 조사하였다. 수직핀에서는 38x81의 격자에서 계산한 결과와 104x233의 격자에서 계산한 결과를 비교하였으며 이때의 오차는 약 2% 정도였다. 다음으로 실험결과와 비교하였다. 각 면의 열전달량 분포를 비교해 본 결과 실험과 잘 일치하였다. 격자 의존성 등 계산의 오차를 검증한 결과 계산치가 오히려 실험보다 오차가 적은 것으로 판단되었으므로 향후의 논의는 수치계산 결과를 토대로 작성하였다.

## (2) 강제 대류(혼합 대류)

열원 위에 수직 그루브 핀을 장치하고 팬을 달아 바람을 불어 주는 강제대류의 경우를 연구하였다. 바람은 중력방향으로 위에서

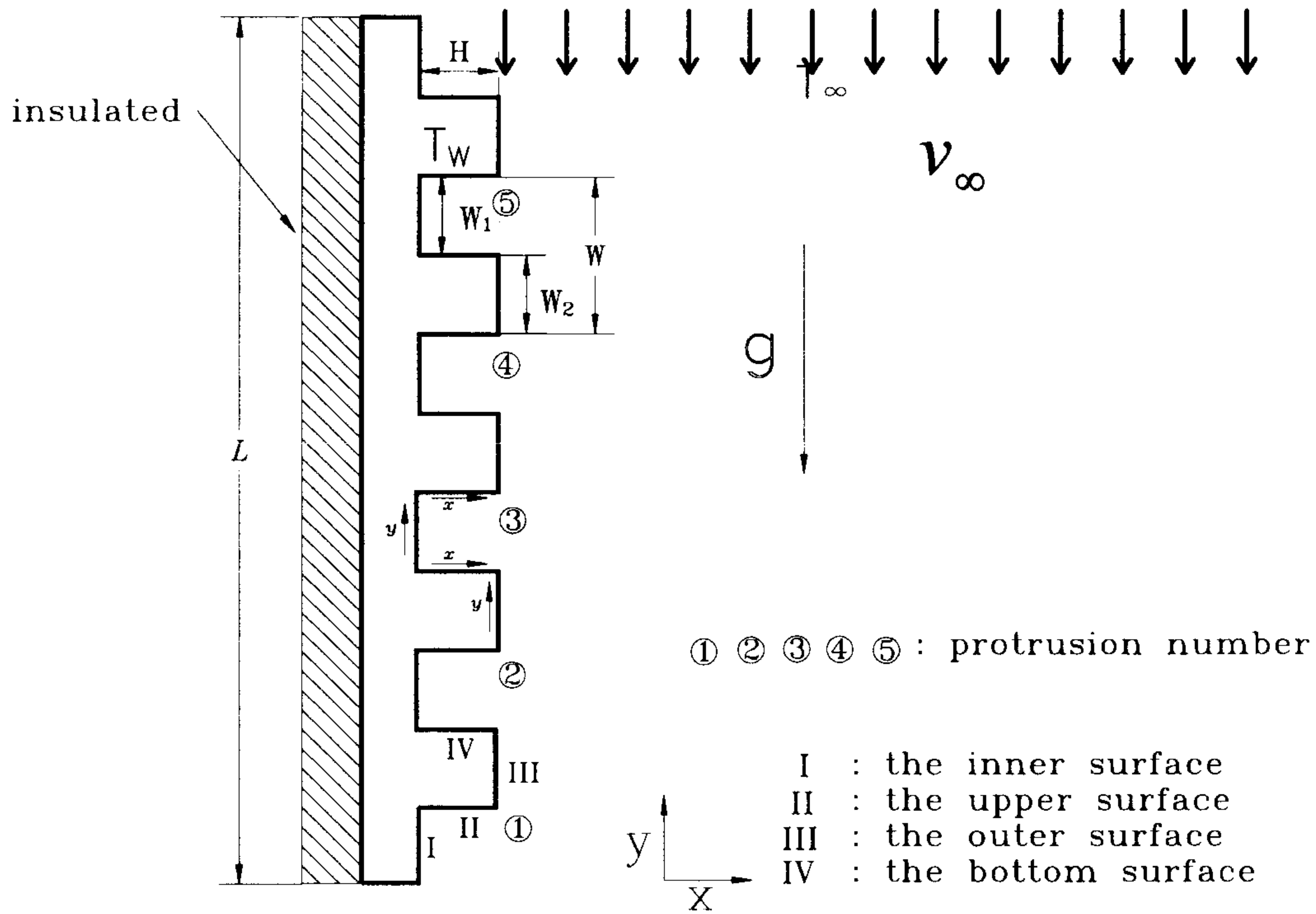


그림 5-5 강제대류에서의 수직 그루브 핀의 모델

아래로 붙어 주는 경우를 생각하였다(그림5 참조).

여러 물성치들(유체의 밀도, 유체의 점성, 열팽창계수, 열전도 계수 등)이 일정하다고 가정하면 강제대류의 무차원 방정식은 다음과 같이 된다.

연속방정식:

$$\frac{\partial u^*}{\partial x^*} + \frac{\partial v^*}{\partial y^*} = 0 \quad (5-9)$$

x-방향 운동량 보존 방정식:

$$u^* \frac{\partial u^*}{\partial x^*} + v^* \frac{\partial u^*}{\partial y^*} = \frac{1}{\text{Re}_w} \left( \frac{\partial^2 u^*}{\partial x^{*2}} + \frac{\partial^2 u^*}{\partial y^{*2}} \right) - \frac{\partial P^*}{\partial x^*} \quad (5-10)$$

y-방향 운동량 보존 방정식:

$$u^* \frac{\partial v^*}{\partial x^*} + v^* \frac{\partial v^*}{\partial y^*} = \frac{1}{\text{Re}_w} \left( \frac{\partial^2 v^*}{\partial x^{*2}} + \frac{\partial^2 v^*}{\partial y^{*2}} \right) - \frac{\partial P^*}{\partial y^*} + \frac{\text{Gr}_w}{\text{Re}_w^2} \theta \quad (5-11)$$

에너지 보존 방정식:

$$u^* \frac{\partial \theta}{\partial x^*} + v^* \frac{\partial \theta}{\partial y^*} = \frac{1}{\text{Re}_w \cdot \text{Pr}} \left( \frac{\partial^2 \theta}{\partial x^{*2}} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial y^{*2}} \right) \quad (5-12)$$

위의 y-방향 운동량 보존 방정식에서 부력항은  $P = P^* \rho_\infty v_\infty^2 - \rho_\infty g y$  의 Boussinesq 의 근사식을 사용하였다. 무차원수들의 정의는 다음과 같다(그림 5 참조).

$$x^* = \frac{x}{W}, \quad y^* = \frac{y}{W}, \quad u^* = \frac{u}{v_\infty}, \quad v^* = \frac{v}{v_\infty}, \quad \theta = \frac{T - T_\infty}{T_w - T_\infty},$$

$$\text{Gr}_w = \frac{g\beta(T_w - T_\infty)W^3}{\nu^2}, \quad \text{Re}_w = \frac{v_\infty W}{\nu} \quad \text{and} \quad \text{Pr} = \frac{\nu}{\alpha}, \quad (5-13)$$

여기서,  $W$ 는 한 피치의 길이(그루브의 폭과 돌출부의 폭의 합)이고,  $u$ 와  $v$ 는 각각 x, y-방향의 속도,  $v_\infty$ 는 일정하게 불어주는 송풍속도,  $T_w$ 는 벽면의 온도,  $T_\infty$ 는 주위의 온도,  $\text{Gr}_w$ 는 Grashof 수로 부력과 점성력의 비,  $\text{Re}_w$ 는 Reynolds 수 그리고  $\text{Pr}$ 은 Prandtl 수이다. 이것은 엄밀하게는 자연대류와 강제대류가 혼합된 대류방정식이다. y-방향 운동방정식에서  $\frac{\text{Gr}_w}{\text{Re}_w^2}$ 의 값은 부력과 관성력의 비로서 혼합대류에서

강제대류에 의한 열전달량에 비해 자연대류에 의한 열전달량이 얼마나 차지하는지를 알 수 있다. 의한 이 값이 크면 자연대류에

의한 열전달량이 큰 것이며 이 값이 작으면 대부분 강제대류에 의해 열전달이 이루어진다.

무차원 누셀수(열전달률)는 위의 지배방정식에서 무차원수  $Gr_w$ ,  $Re_w$ ,  $Pr$  그리고 중력과 이루는 각도에 함수이고 또한 경계조건에서 형상비( $H/W$ ,  $W_2/W$ )등의 함수이다. 그러므로 만약 중력과 이루는 각도가 일정하게 주어진 경우에는 다음과 같이 표시될 수 있다.

$$Nu_w = f (Gr_w, Re_w, Pr, H/W, W_2/W, \dots) \quad (5-14)$$

이 되고, 여기에서  $Pr$ 이 일정하다면 다음과 같이 된다.

$$Nu_w = f (Gr_w, Re_w, H/W, W_2/W, \dots) \quad (5-15)$$

열전달량은 그라쇼프수, 레이놀즈수와 형상비의 함수가 된다. 본 연구에서는 송풍속도, 열원의 온도, 핀의 크기 그리고 형상비에 따른 열전달량의 변화를 알아보는 것이다. 레이놀즈수를 변화시키는 것은 송풍속도를, 그라쇼프수를 변화시키는 것은 열원의 온도와 핀의 크기를 변화시키는 것이다.

#### 나. 실험적 접근 방법

실험을 수행하기 위하여 먼저 시편제작을 하였다. 시편은 열전도도가 높은 알루미늄 재질로 핀을 제작한 후 핀의 뒷면에 열선(heating wire)을 고르게 감았다. 이 열선을 전력 공급장치(power supply)에 연결 시편의 온도를 높여 주었다. 그리고 시편에 열전대(thermocouple)를 심어 시편의 온도를 측정할 수 있게 하였다. 시편은 표 1과 같이 4 가지 형상비에 대하여 열전달을 연구할 수 있게 4 개를 만들었다. 표 1에서  $W_1$ 은 그루브(groove)의 폭,  $W_2$ 는 돌출부(protrusion)의 폭,  $W$ 는  $W_1$ 과  $W_2$ 의 합(한 pitch의 길이), 그리고

$H$ 는 돌출부의 높이이다(그림 4 혹은 그림 5 참조).

실험장치로는 마하-젠더 간섭계(Mach-Zehnder interferometer)가 사용되었다. 간섭계의 원리는 한 광원에서 출발한 빛을 평행광으로 만든 후 2 개의 경로로 나누어, 각 경로를 지나온 두 빛의 광학적 경로가 같게 만든 후 한 경로에 실험 물체를 두어 그 물체를 통과한 빛과 다른 빛과의 광학적 경로 차이에 의한 간섭무늬를 이용하는 것이다(그림 6 참조). 빛의 한 경로에 시험물을 올려 놓으면 시험물 주변의 온도 분포에 따라 굴절률(index of refraction)이 달라지며 이로 인해 이 경로의 빛이 겪는 광학적 경로는 그 경로상의 온도 분포에 따라 달라진다. 이 빛은 아무런 변화가 없는 기준광(reference beam)과 만나 두 빛의 광학적 경로차에 의해 간섭무늬를 만든다. 이 간섭무늬를 이용하여 온도 분포를 해석할 수 있다. 즉 두 빛의 경로차가 빛의 파장의 정수 배이면 가장 밝은 무늬가 나타나고, 반 파장의 홀수 배이면 가장 어두운 무늬가 나타난다. 온도차가 큰 곳일수록 큰 경로차가 일어나 주위부터 그 부분까지 많은 무늬가 나타난다. 실험에서 간섭무늬를 사진으로 촬영, 그 사진(interferogram)을 분석하여 열전달을 해석하였다. 이 방법은 정성적인 등온선

표 5-1 시편의 크기 및 형상비(그림 4 참조)

각 경우(case)	$W = W_1 + W_2$ (mm)	$H/W$	$W_2/W$
1(square groove)	14	0.5	0.5
2	14	0.25	0.5
3	14	1	0.5
4	15	7/15	0.2



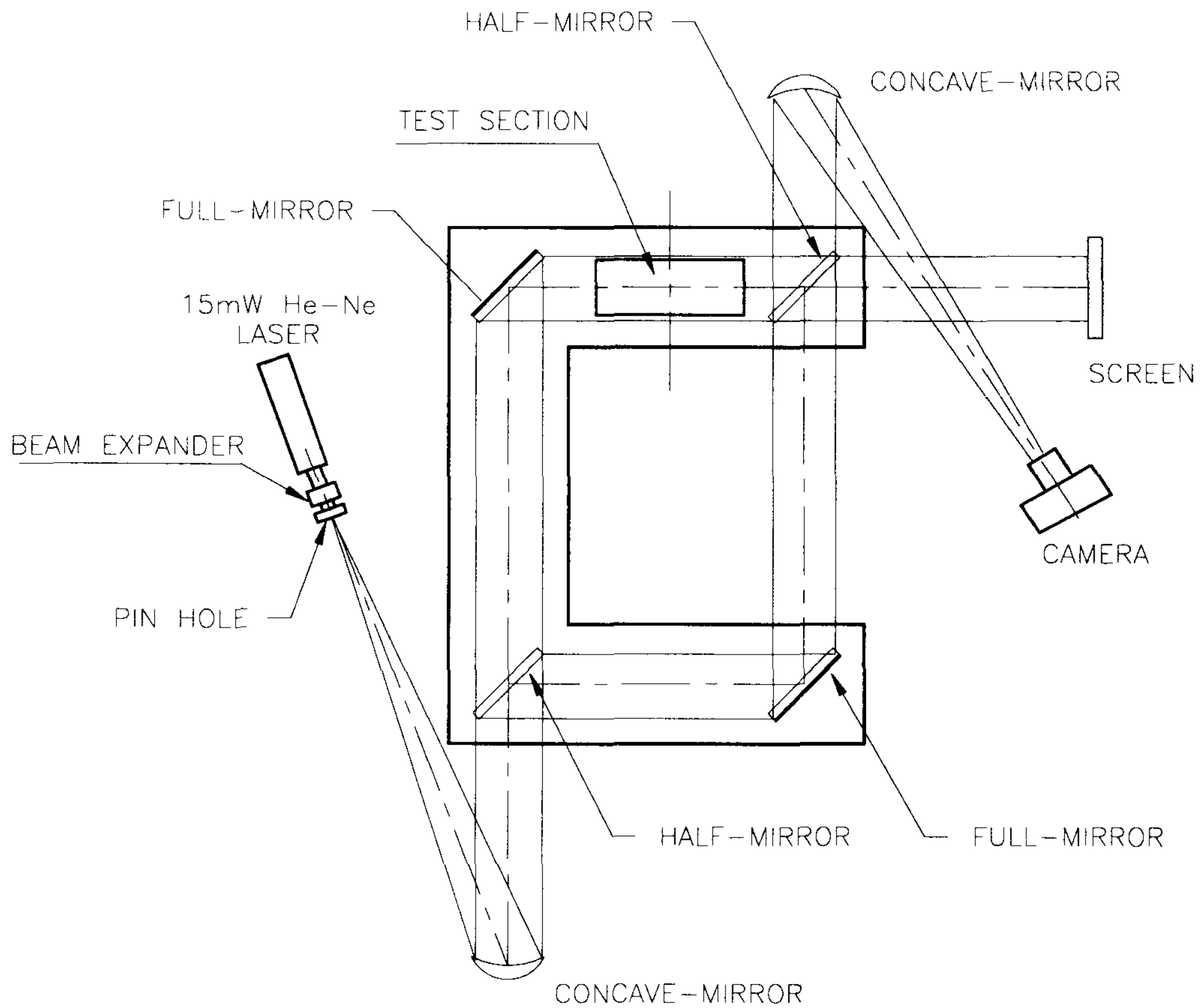


그림 5-6 실험에 사용된 Mach-Zehnder 간섭계

을 나타낼 수도 있지만 각 부분의 온도 분포를 알 수 있는 정량적인 해석도 가능하다.

간섭사진을 분석하기 위하여 다음과 같은 식을 사용했다. 시편 안에서 빛의 진행 방향으로의 굴절률  $n$ 의 변화가 없다면  $dn/dz=0$ ( $z$ 는 빛의 방향으로의 좌표), 즉,  $n$ 은 진행방향에 수직인 평면상의 두 좌표  $x$ 와  $y$ 만의 함수  $n(x,y)$ 이 된다. 이때, 시편을 지나온 광학적 경로의 차이는 다음과 같이

$$n_{ref}l - \int n(x,y)ds = S \cdot \lambda \quad (5-16)$$

이 된다[20]. 여기에서,  $n_{ref}$ 은 기준광의 굴절률이고  $n(x,y)$ 은 시험물의 어떤 위치에서의 굴절률이다. 또한 1과 2는 시편의 z 방향 양끝을 의미한다.  $\lambda$ 는 그 빛의 파장이므로 위 식의 우변에서  $S$ 는 광로차를 파장으로 나누어 정규화한 값이다. 바로 이  $S$ 가 우리가 구하고자 하는 값으로 간섭차수(interference order)라고 한다. 이 수가 클수록 온도차가 큰 것이다. 실험에서 사용한 헬륨-네온 레이저 파장은 632.8nm이다.  $l$ 은 시험물의 빛의 방향(z축 방향)으로의 길이로서 이 길이가 길수록 많은 간섭무늬가 나타난다. 굴절률은 빛의 방향으로 변하지 않는다는 앞의 가정을 사용하면 (16)식은

$$S \cdot \lambda = n_{ref}l - \int n(x,y)ds = \Delta nl \quad (5-17)$$

이 되며, 온도  $T$ 에 대해 (17)식의 양변을 미분하면

$$\frac{dS}{dT} = \frac{dn}{dT} \cdot \frac{l}{\lambda} \quad (5-18)$$

이 된다. 여기에서,  $dn/dT$ 는 일정하다고 가정(이 값은 실제로 온도와 압력에 민감하게 변하지 않음)하면 (18)식은 다음과 같이 된다.

$$S_i - S_\infty = \frac{dn}{dT} \frac{l}{\lambda} \int_{T_\infty}^{T_i} dT \quad (S_\infty = 0) \quad (5-19)$$

여기에서,  $S_i$ 는 어떤 점에서의 간섭차수이고  $S_\infty$ 는 시험부위에서 충분히 떨어진 곳에서의 간섭차수이다. 위의 (19)식은 결국 다음과 같은 식이 된다.

$$S_i = \frac{dn}{dT} \frac{l}{\lambda} (T_i - T_\infty) \quad (5-20)$$

이 식에서  $dn/dT$ 는  $S_i$ 대신 벽면의 간섭차수  $S_w$ 를 사용하고  $T_i$ 대신  $T_w$ 를 사용하면 구할 수 있다.

$$\frac{dn}{dT} = \frac{S_w}{(T_w - T_\infty)} \cdot \frac{\lambda}{l} \quad (5-21)$$

여기서, 주위의 온도  $T_\infty$ 와 벽면의 온도  $T_w$ 는 열전대(thermocouple)를 사용하여 측정하고 벽면의 간섭차수  $S_w$ 는 간섭사진을 분석하여 구한다. 결국 어떤 위치의 온도  $T_i$ 는 다음의 식으로 구할 수 있다.

$$T_w = \frac{S_i}{dn/dT} \cdot \frac{\lambda}{l} + T_\infty \quad (5-22)$$

그러나 실제의 빛은 시험물 부근을 지나면서 직선을 유지하지 않고 굴절률이 큰 방향으로 굽어지므로 위의 빛이 직진한다고 가정하고 유도한 식을 보정해 주어야 한다. 먼저 빛이 휘기 때문에 올바른 위치에 초점을 맞추지 않으면 상에서 변위오차가 일어난다. 그러므로 올바른 위치에 초점을 맞추는 것이 중요하다. 만약 벽의 수직 방향으로의 굴절률의 변화율( $dn/dy$ )이 일정하다면 빛은 쌍곡선(parabola)형태의 굽어지고 이때에는 시편중앙에 초점을 맞추면 상의 변위 오차가 최소화 된다(실제로는 굴절률의 변화율이 일정하지 않고 벽근처에서 많이 휘고 벽에서 멀어질수록 덜 휘다. 그러므로 엄밀한 초점 위치는 중앙이 아니어야 하나 이로 인한 오차는 무시할만하다). 다음에 생각할 것은 시편을 지난 광학적 경로의 길이가 직선이 아니고 곡선이기 때문에 더 커지게 된다. 그러므로 그 커진 만큼 보정해 주어야 한다. 이 연구에서는 그 값을

보정하여 주었지만 그 내용은 상당히 복잡한 반면 그 보정치는 본 실험의 경우 무시할 만하므로 자세한 사항은 여기에서 생략한다. 한편, 여기에서  $S_i$ 를 실험적으로 구하는 방법에도 두 가지가 있다. 무한무늬(infinite fringe field) 사진에서 분석하는 방법과 유한무늬(finite fringe field) 사진에서 분석하는 방법이 그것이다. 무한무늬 방식은 시편이 없을 때 거울들의 정확한 미세조정으로 2 개의 빛의 광학적 경로가 같게 하여 무늬가 나타나지 않게 만든 것이다. 이 방식은 등온선(isotherms)을 쉽게 볼 수 있는 장점이 있으나 어두운 무늬 사이의 간격이 넓어 어떤 위치의 간섭차수  $S$ 의 값이 얼마인지 정확히 알기가 쉽지 않고 주위 진동에 민감하다는 단점이 있다. 반면에 유한무늬 방식은 미리 무늬를 등간격으로 여러 개 만들어 놓고 실험하는 것으로 간섭차수  $S$ 의 값을 알기 쉬운 장점이 있다(그림 7 참조). 이 방식에서 간섭차수는 다음 방법으로 쉽게 알 수 있다.

만약, 무늬(fringe)가  $y$ 축에 평행하다면 간섭차수  $S_i$ 는

$$S_i = \Delta x / b \quad (5-23)$$

이다. 여기서  $\Delta x$ 는 간섭차수를 알려는 위치와 그 위치의 무늬 선이 평행하게 되는 위치까지의  $x$ 축 변위(deflection)이고  $b$ 는 무늬 사이의 거리이다(그림 7참조). 이 방법은 등온선을 빨리 파악하는 데에는 불리하나 진동에 영향을 별로 받지 않고 벽면 근처에서의 온도구배를 구하는 데에 적절하다. 본 연구에서는 벽면 온도구배를 정량적으로 구하기 위하여 유한 무늬 분석을 사용하였고 각 면에서 온도 기울기를 계산하여 최종적으로 열전달량을 정량적으로 분석하였다.

간섭계 실험의 오차는 전술한 것 등의 여러 가지가 있으나 제일 큰 오차는 사진 분석시의 간섭 무늬 두께 때문에 생기는 오차이다.

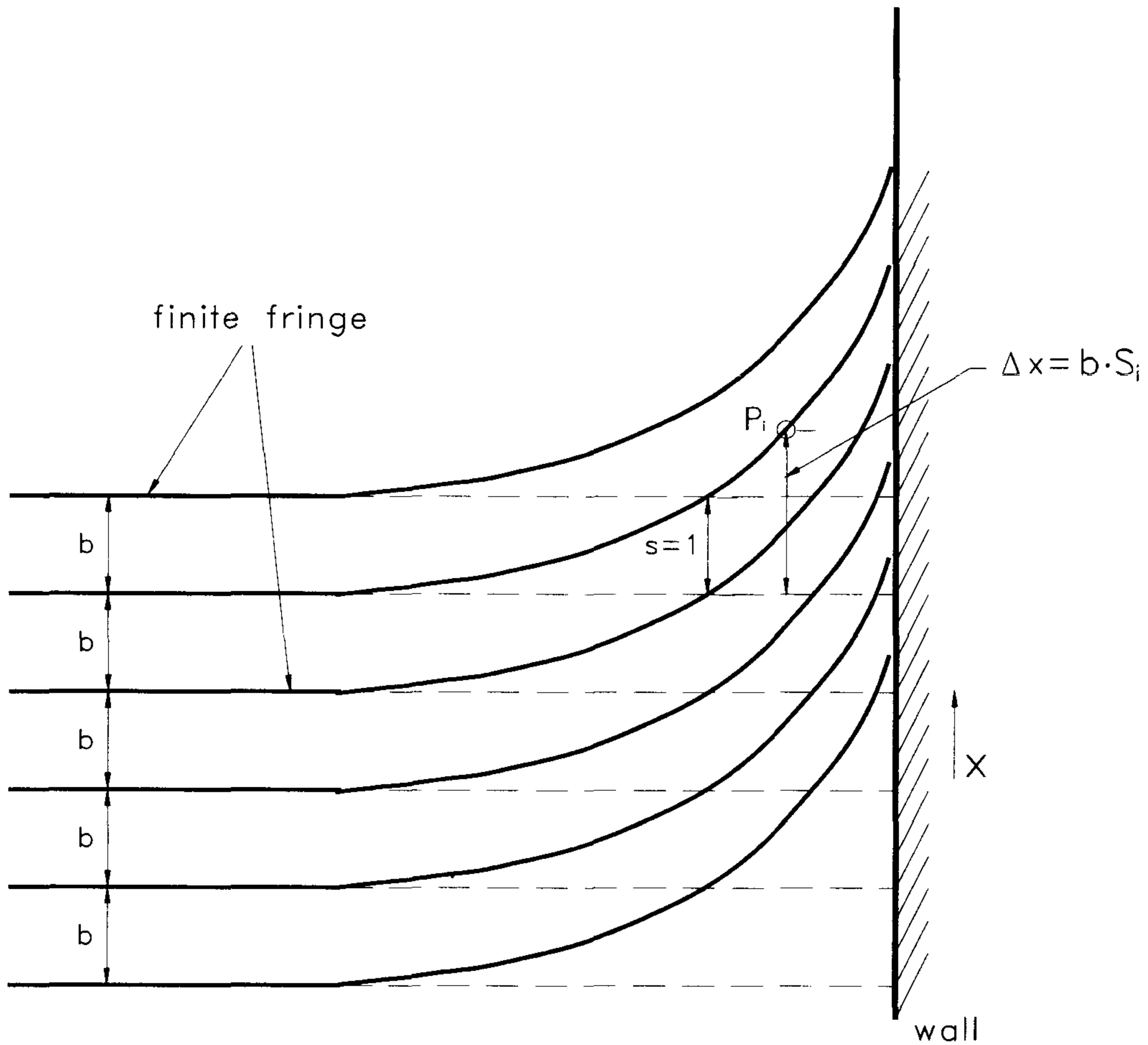


그림 5-7 무한 무늬 사진에서 어떤 점  $P_i$ 에서의 간섭차수  $S_i$

또한 빛의 방향으로 무한히 길지 않기 때문에 3차원 효과에 의한 오차도 있으나 이 오차는 앞의 오차에 비하면 그리 크지 않으며 수직편에서 보다는 수평편에서 그 값은 크다. 오차의 실험적 검증을 위하여 평판(flat plate)에 대한 결과를 이전 연구결과들과 비교했을 경우 약 6%의 오차가 있었다.



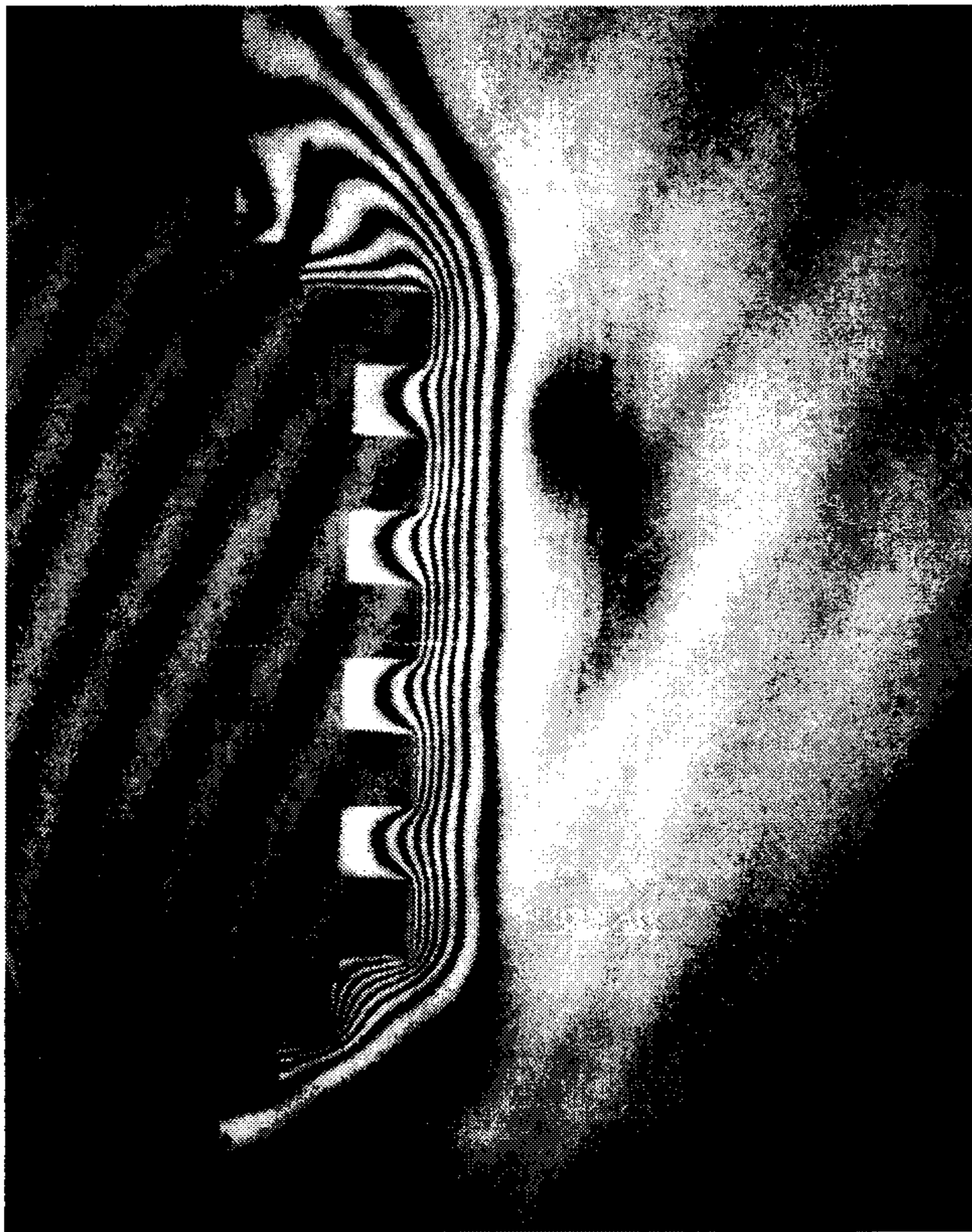
실험은 분석시의 오차와 3차원 효과에 의한 오차에 의해 전체 오차가 수치계산 오차보다 크다. 두 오차에 의한 실험 결과 오차들은 약 8% 이내이다. 이것은 수직편과 수평편 모두 평판에 대한 열전달량을 계산해 문헌의 값과 비교한 결과이다. 즉, 수직편의 경우는 Churchill과 Chu[17]의 관계식을 수평상향편과 수평하향편은 Fuji와 Imura[18], 그리고 수평편의 3차원 효과는 Gebhart[19]의 결과와 비교하였다.

### 3. 연구 수행 내용 및 결과

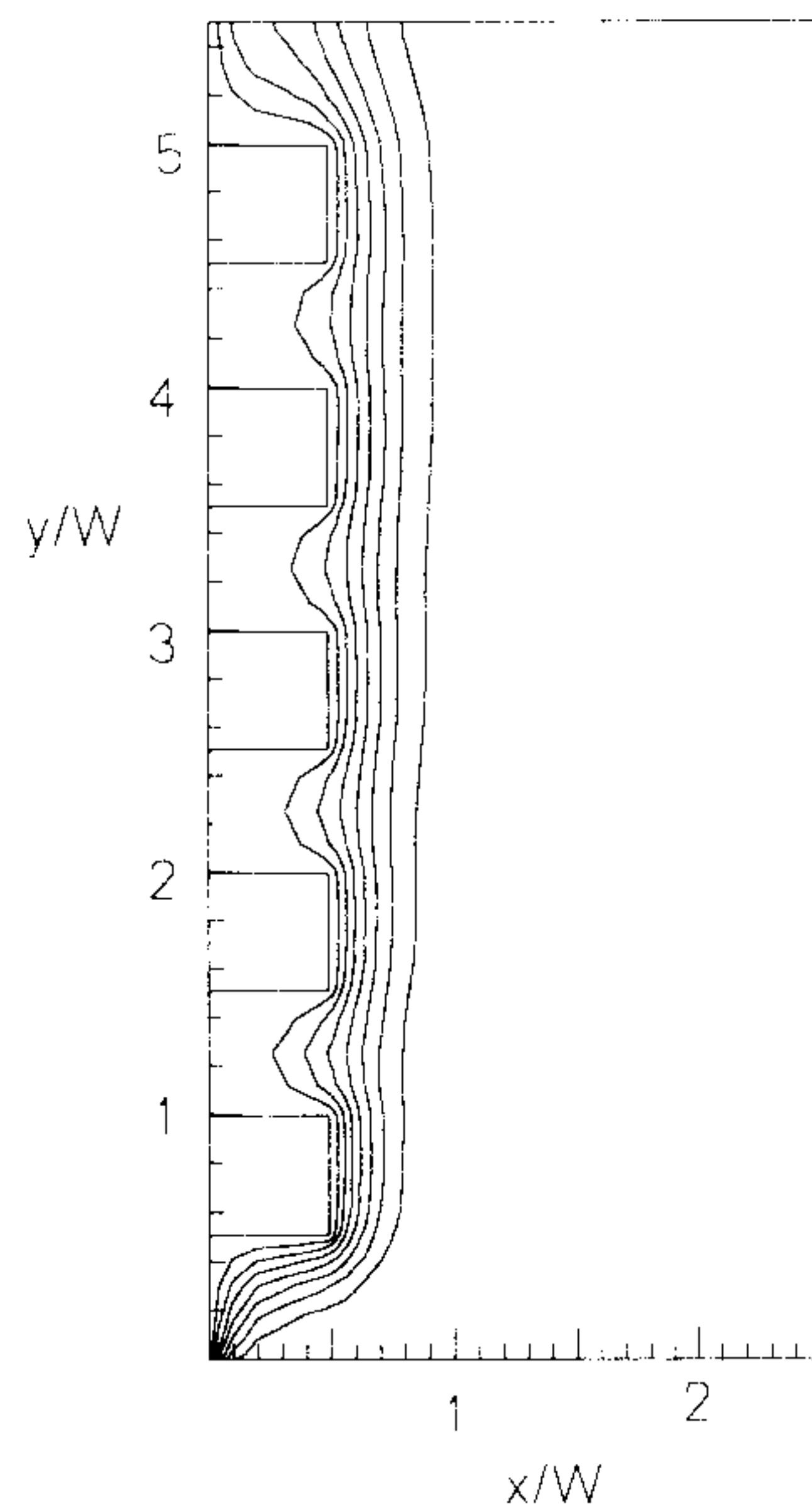
#### 가. 수직편의 자연대류

간접계 실험과 수치해석에 의한 등온선을 레일레이수  $Ra_w=1.14 \times 10^4$ 에 대하여 그림 8에 나타내었다. 이 결과들은 표 1에서 case 1의 형상비를 갖고 있는 수직 사각 그루브편의 등온선들이다. 이 비교로부터 두 경우의 등온선분포가 매우 잘 일치하고 있음을 알 수 있다. 전체적으로는 부력에 의해 상승하는 수직평면과 유사한 온도분포를 보이고 있으며 그루브내의 온도 구배가 다소 작은 것을 알 수 있다. 이때의 그루브 각 면에서의 열전달 분포가 어떻게 되는지를 알기 위하여 그루브내의 각 면들에서의 누셀수를 계산하여 그림 9에 나타내었다. 각 면들의 기호와 위치 그리고 아래에서부터 위로 가는 위치에 따른 각 피치(그루브와 돌출물의 합으로 그림에서는 pitch number 혹은 protrusion number로 매김)의 번호는 그림 4에 나타내었다. 이 그림을 보면 바깥면(III 면)에서의 열전달량이 가장 크다는 것을 알 수가 있고, 안쪽면(I 면)에서는 중앙이 가장 크고 구석으로 갈수록 작아진다. 또한 밑면(IV 면)과 윗면(II 면)에서는 구석에서 바깥으로 갈수록 열전달량이 커지는 것을 알 수 있다. 그리고

윗면이 아랫면보다 열전달량이 더 크다. 이것은 유동장의 형태와 깊은 관계가 있다. 또한 전체적으로 위로 올라갈수록(그림 4에서 protrusion number 가 증가한다.) 모든 면에서 열전달량이 줄어든다. 특히 protrusion 1의 안쪽면은 다른 protrusion 들의 안쪽면보다 열전달량이 아주 많은데 이것은 처음 열경계층이 자라기 시작하고 그루브에 둘러 쌓이지 않아 유동이 자유스럽기 때문이다. 다른 형상비의

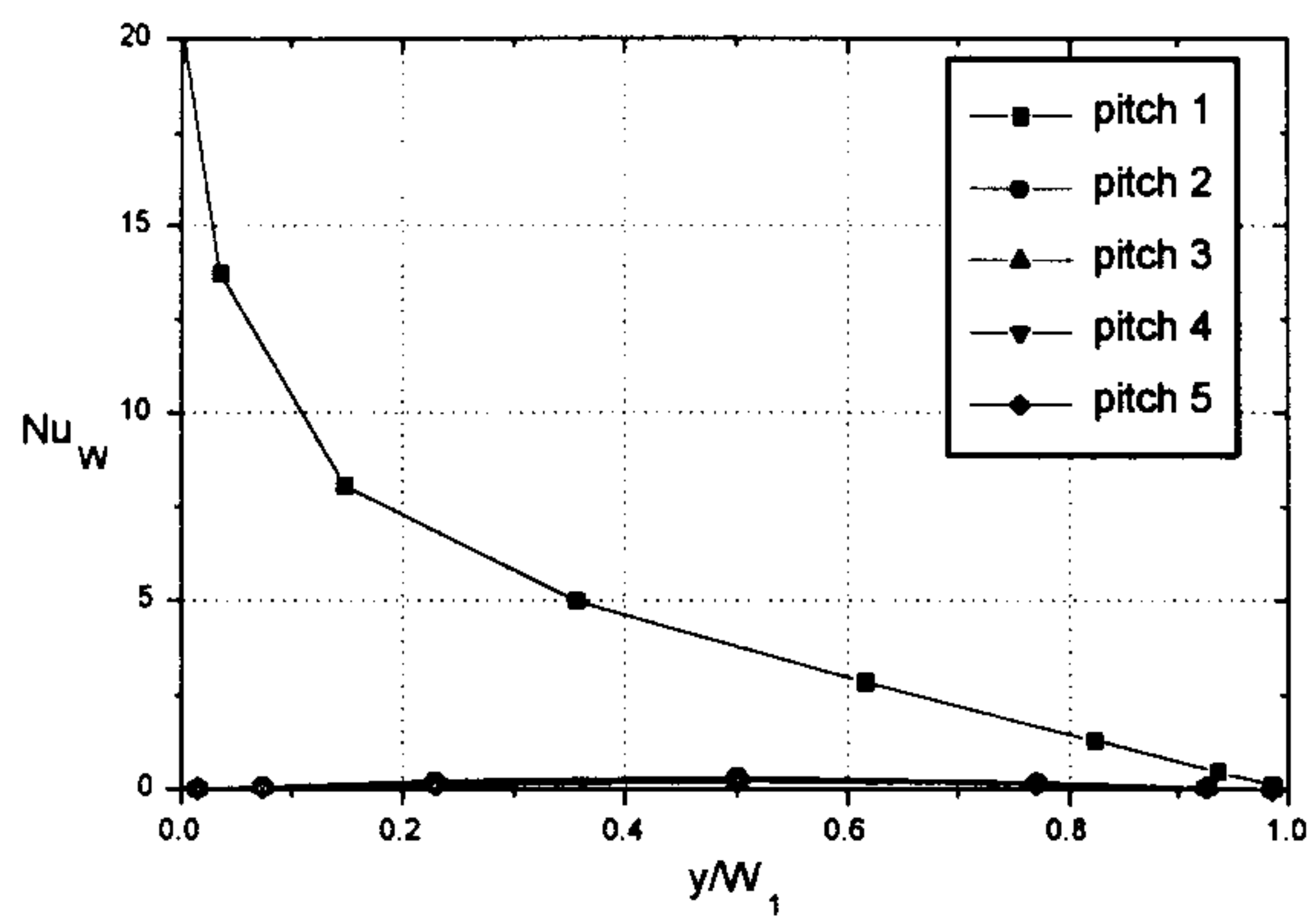


(a) 실험결과

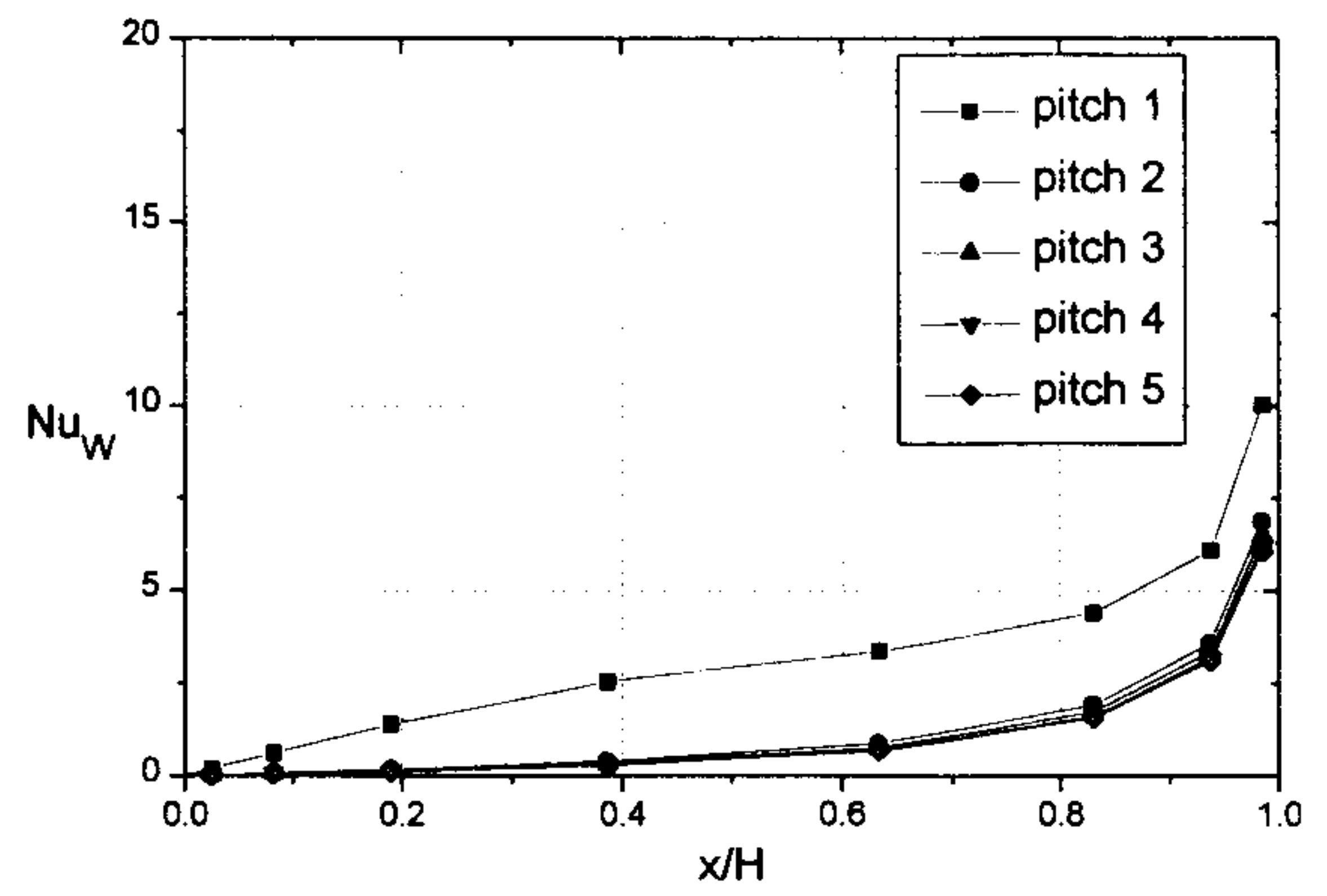


(b) 수치해석결과

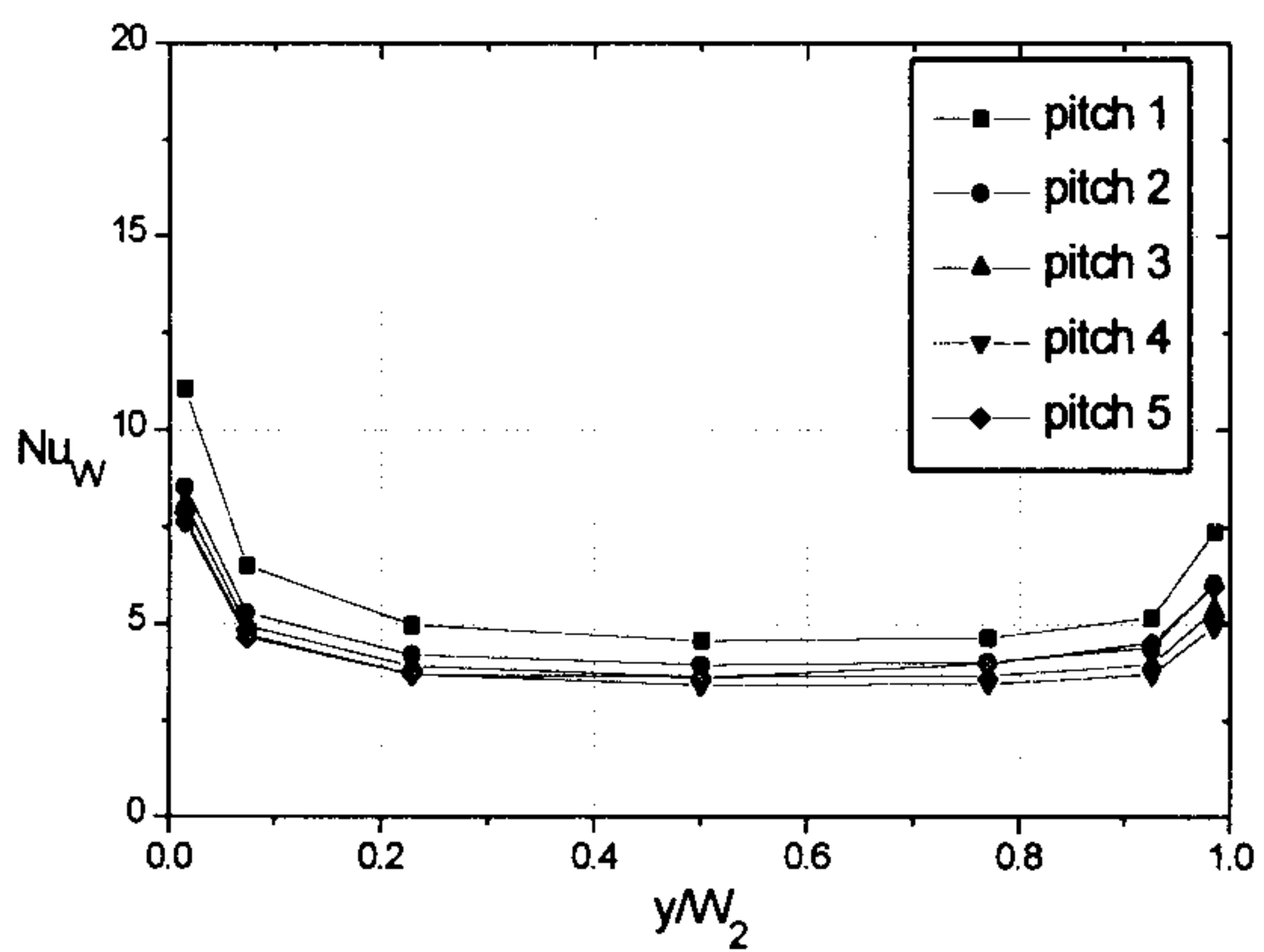
그림 5-8 수직그루브핀 주위의 등온선(case1,  $Ra_w = 1.14 \times 10^4$ )



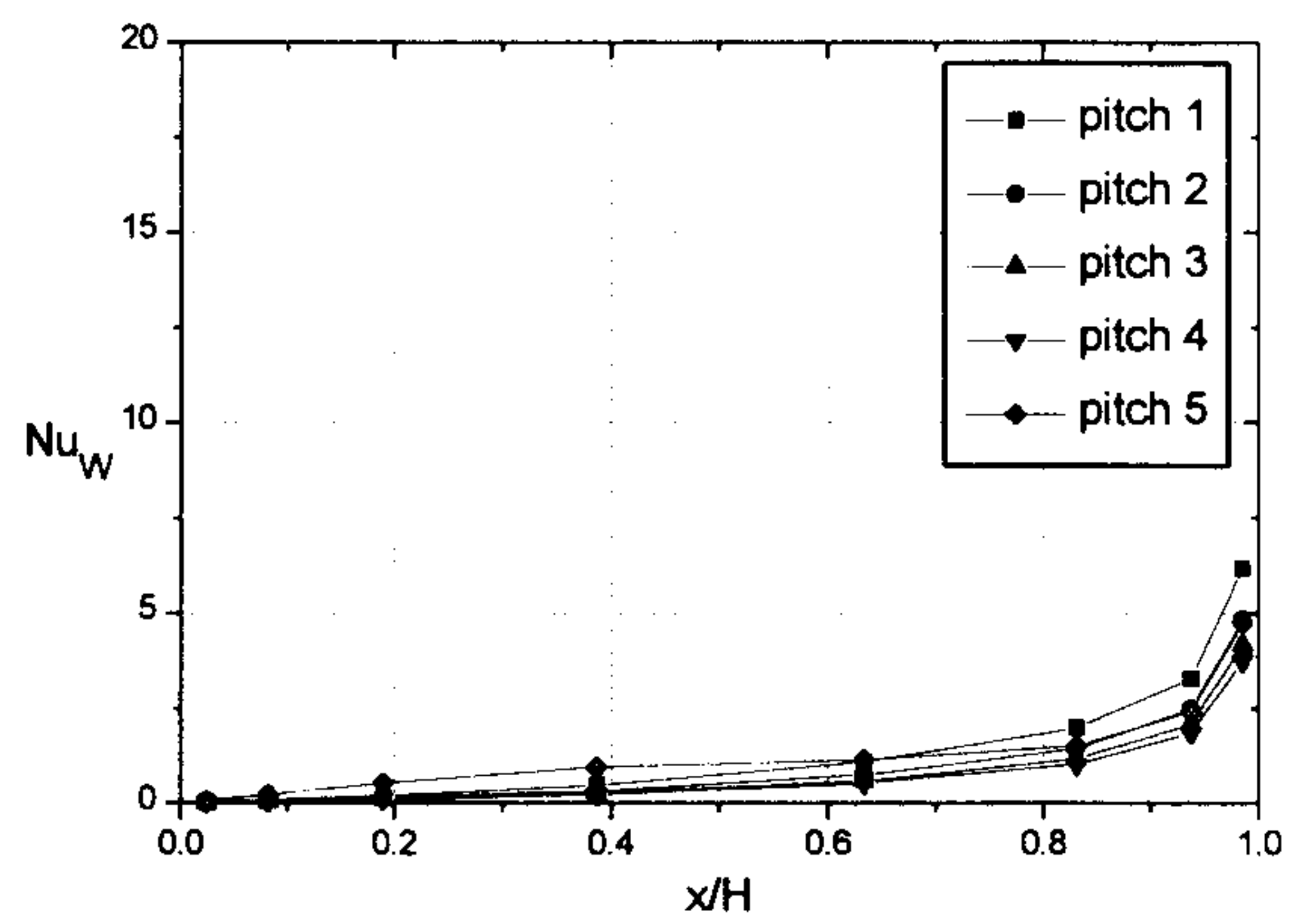
(a) the inner surfaces(I)



(b) the upper surfaces(II)



(c) the outer surfaces(III)

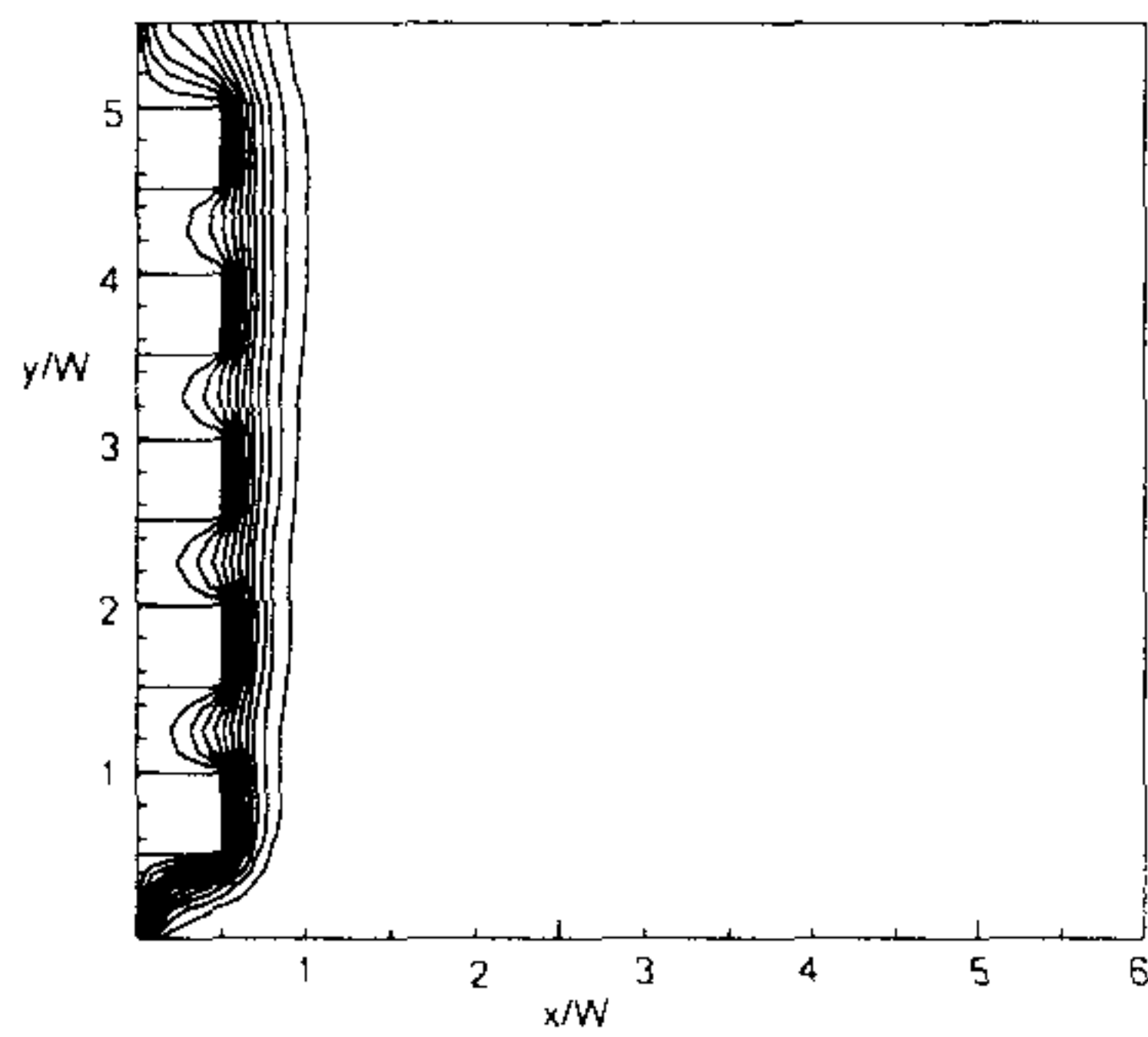


(d) the bottom surfaces(IV)

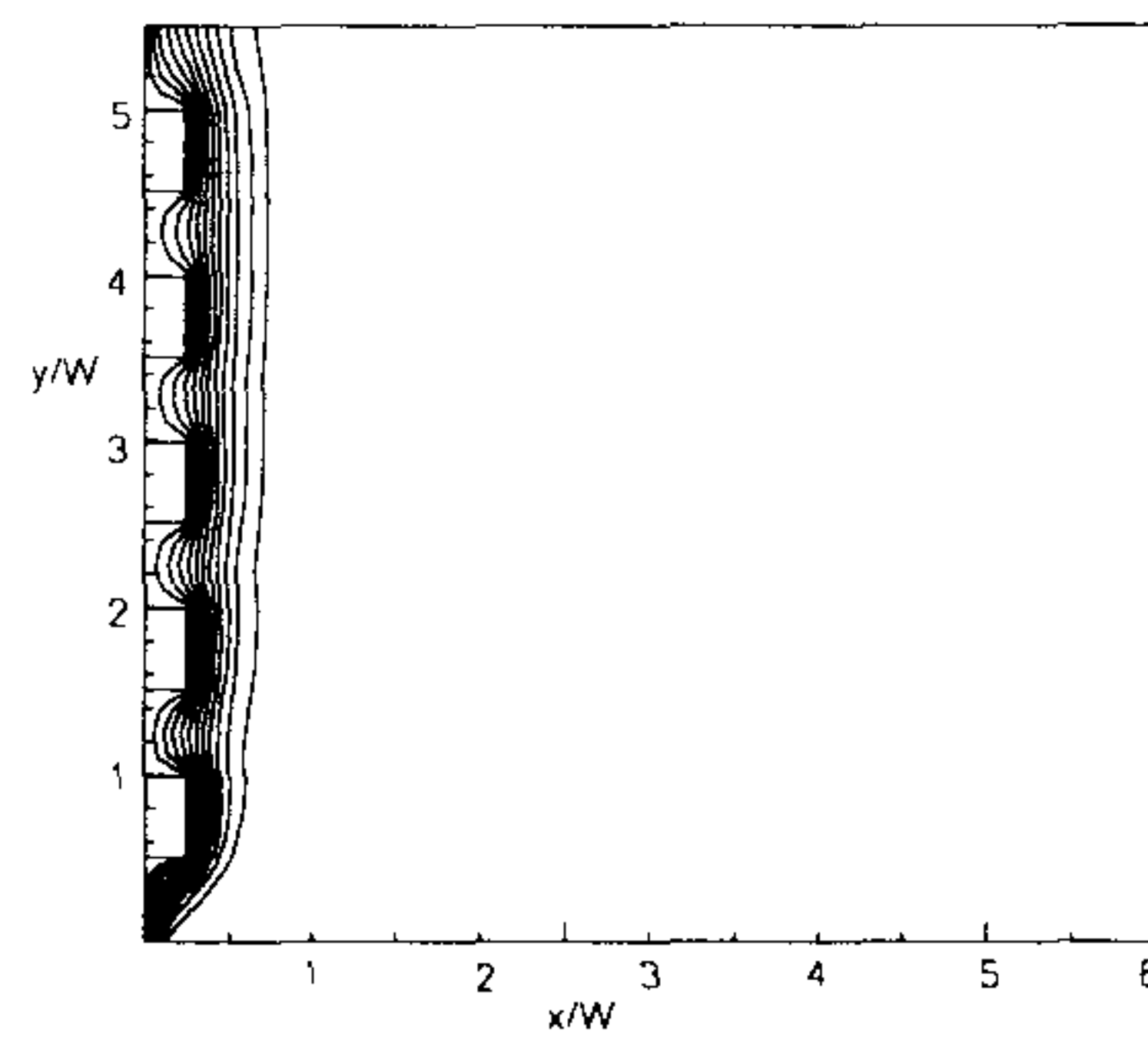
그림 5-9  $Ra_w = 1.14 \times 10^4$  에서 각 면의  $Nu_w$  의 분포 (case 1)

(see 그림 5-4 for the pitch and surface numbering.)

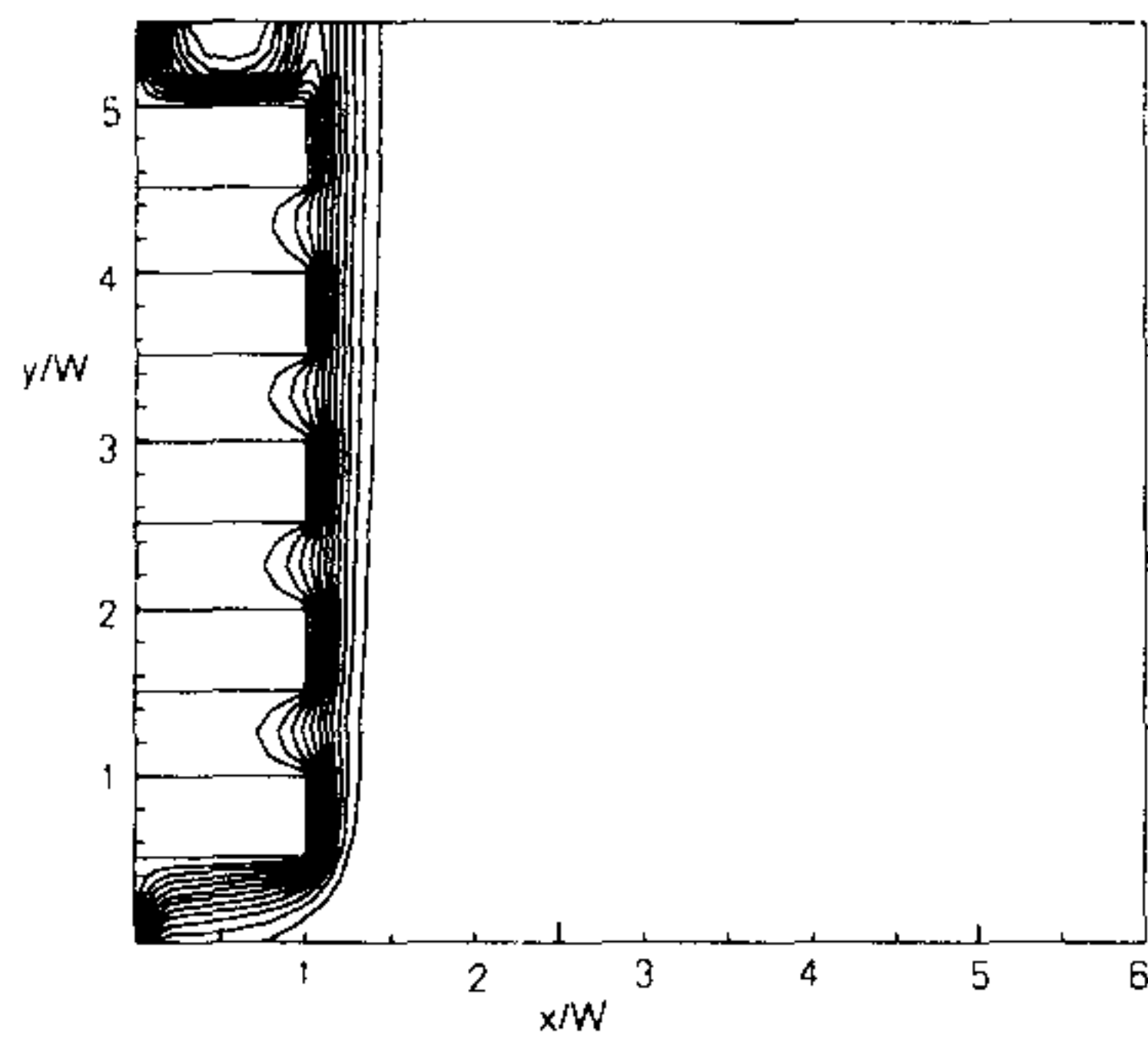
case 들에서도 비슷한 양상을 보이며, 특히 case 3에서는 윗면과 아랫면(II, IV 면)의 크기( $H$ )가 커서 열전달량이 크며, case 2와 case 4에서는 유동이 안쪽면까지 침투해 안쪽면의 열전달량이 커진다는 것을 알 수 있었다.



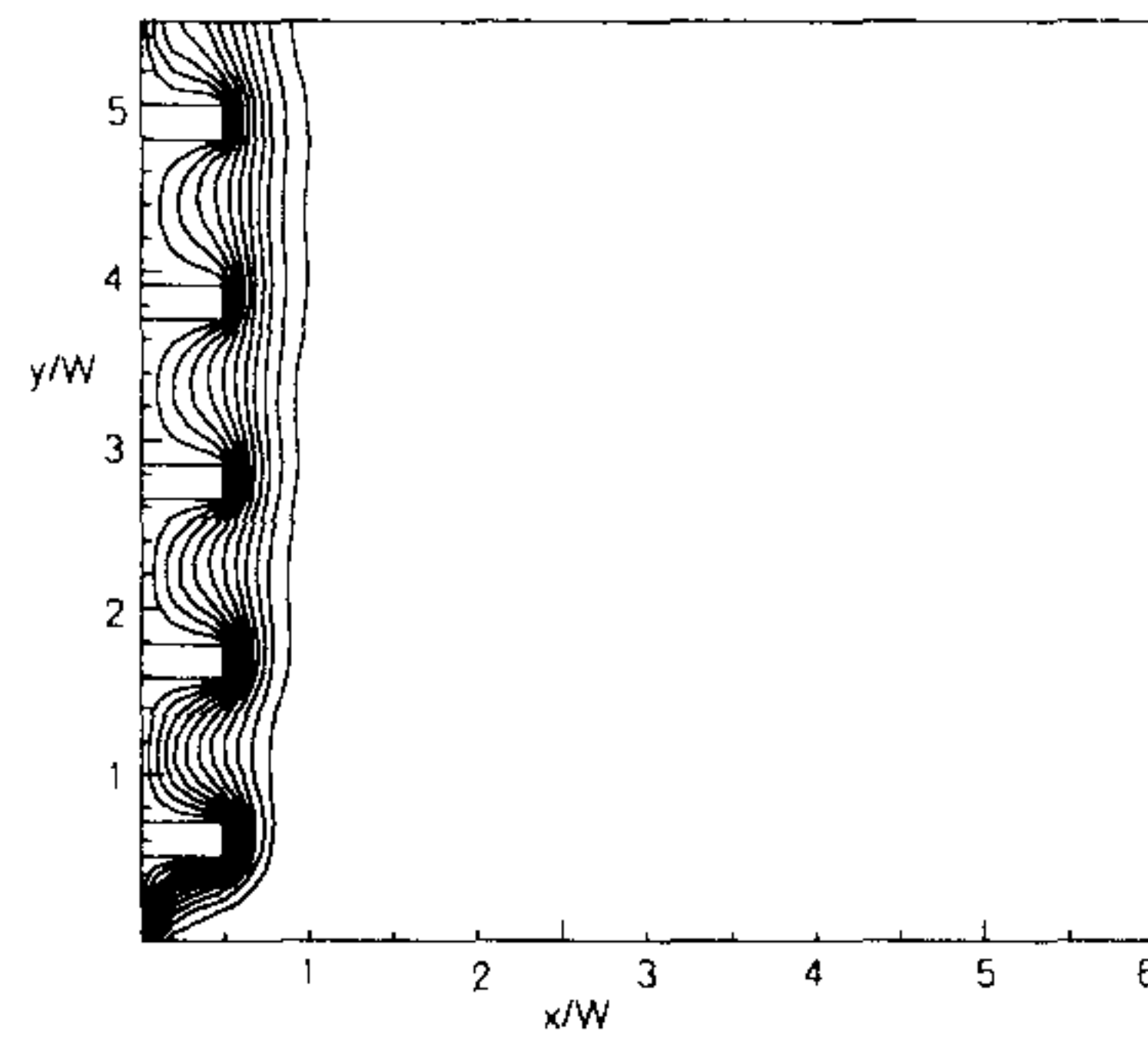
(a) case 1



(b) case 2

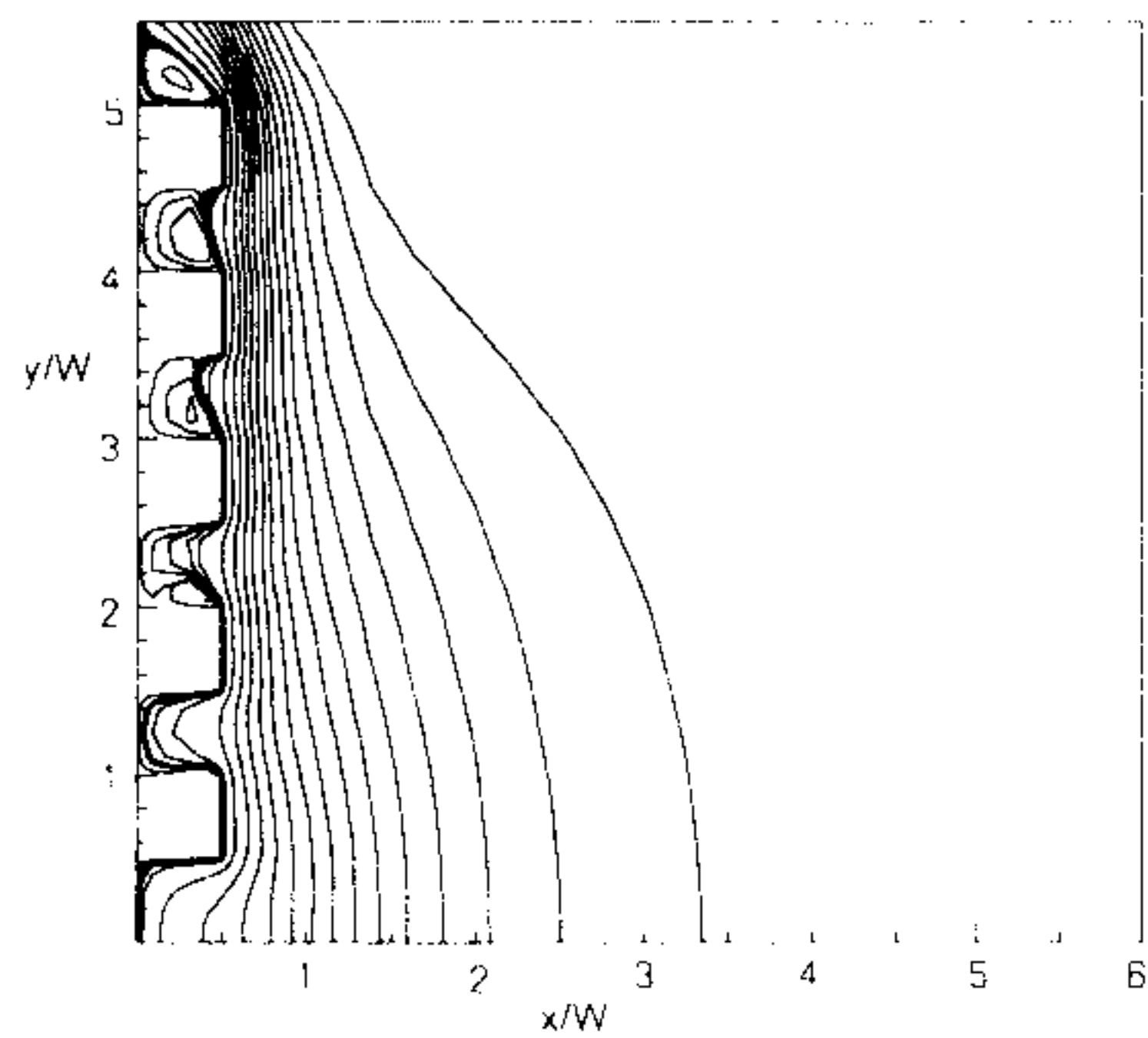


(c) case 3

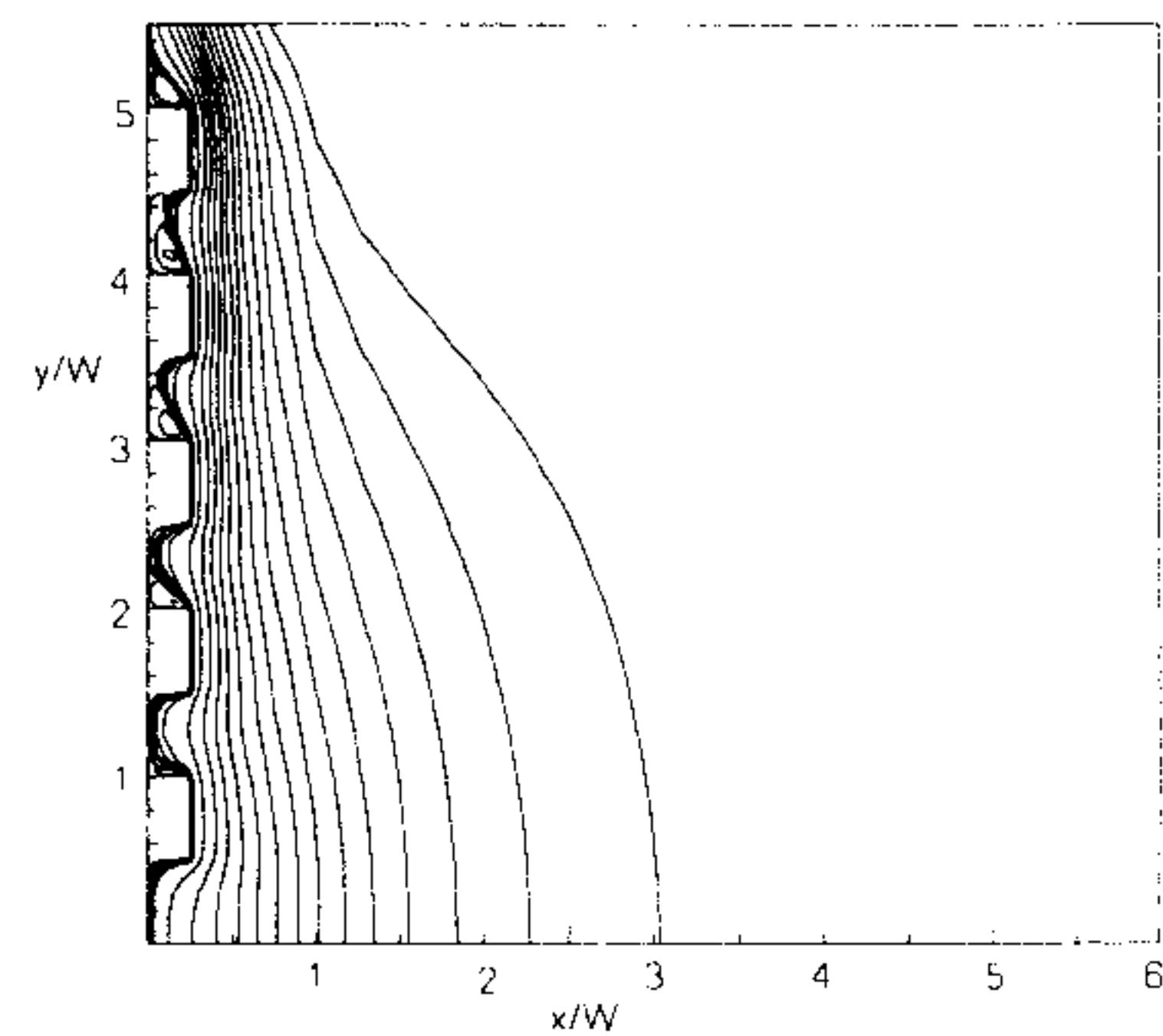


(d) case 4

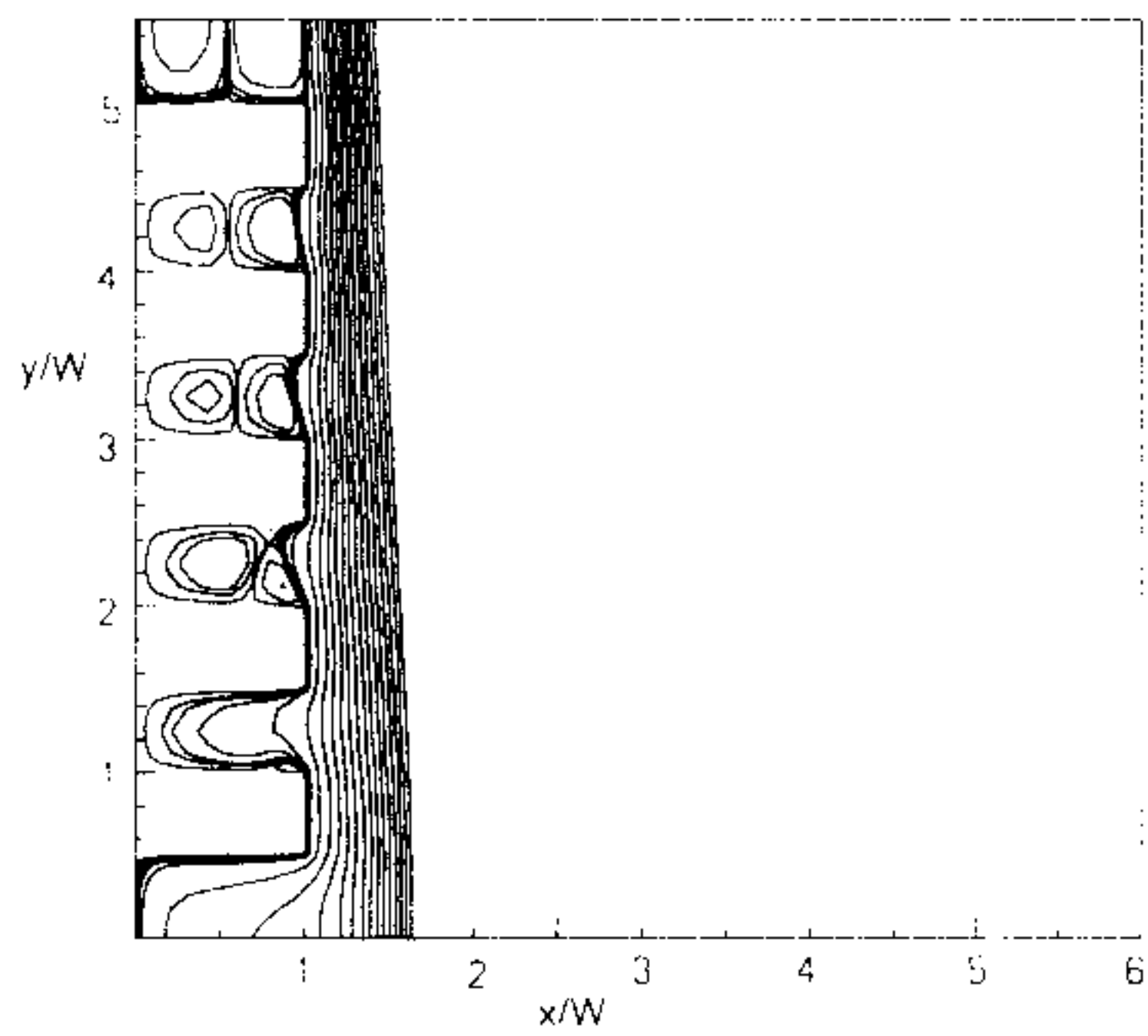
그림 5-10 네 가지 형상비의 등온선 ( $Ra_w = 1.14 \times 10^4$ )



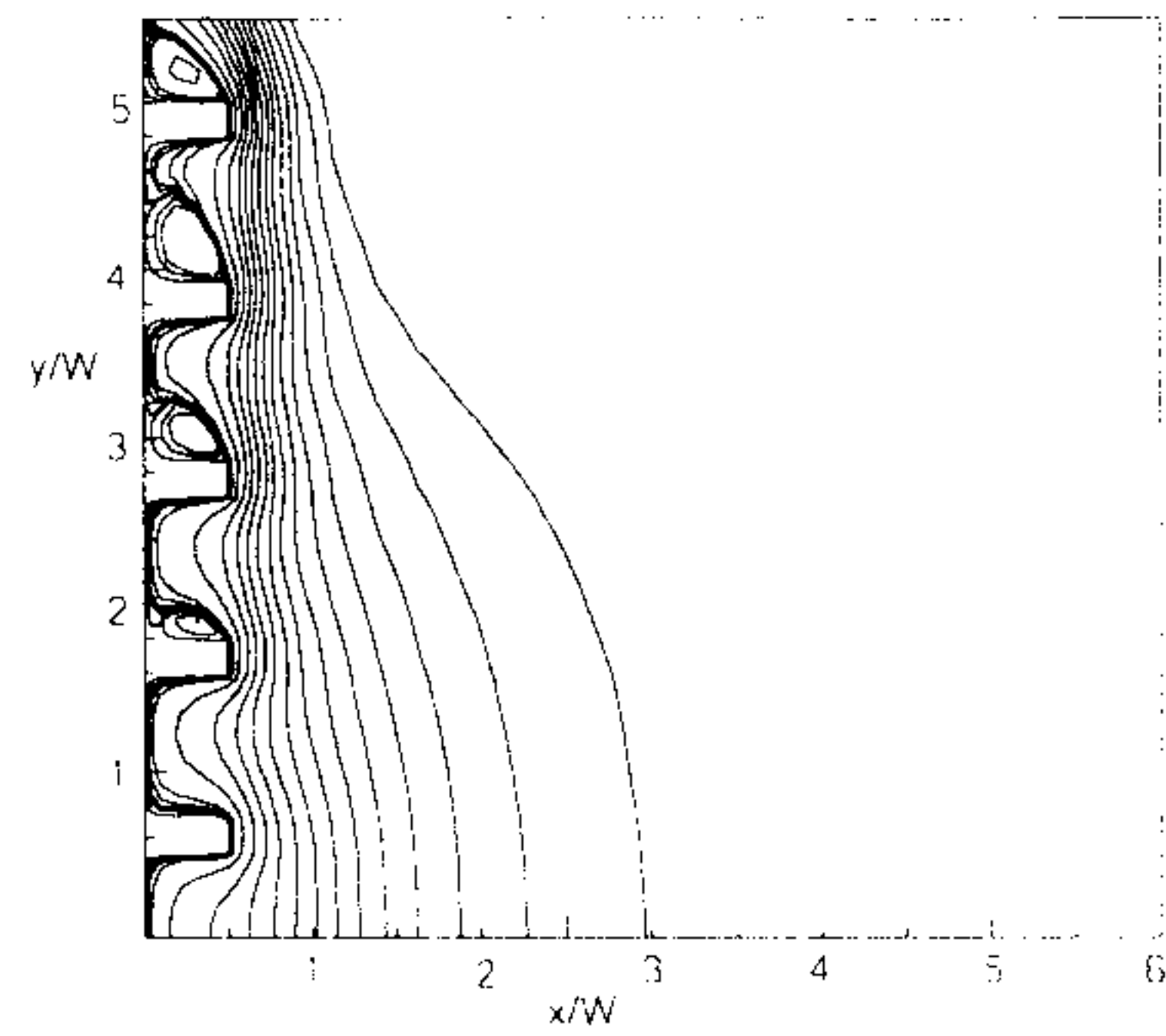
(a) case 1



(b) case 2



(c) case 3



(d) case 4

그림 5-11 네 가지 형상비의 유선(Streamlines)  
( $Ra_w = 1.14 \times 10^4$ )

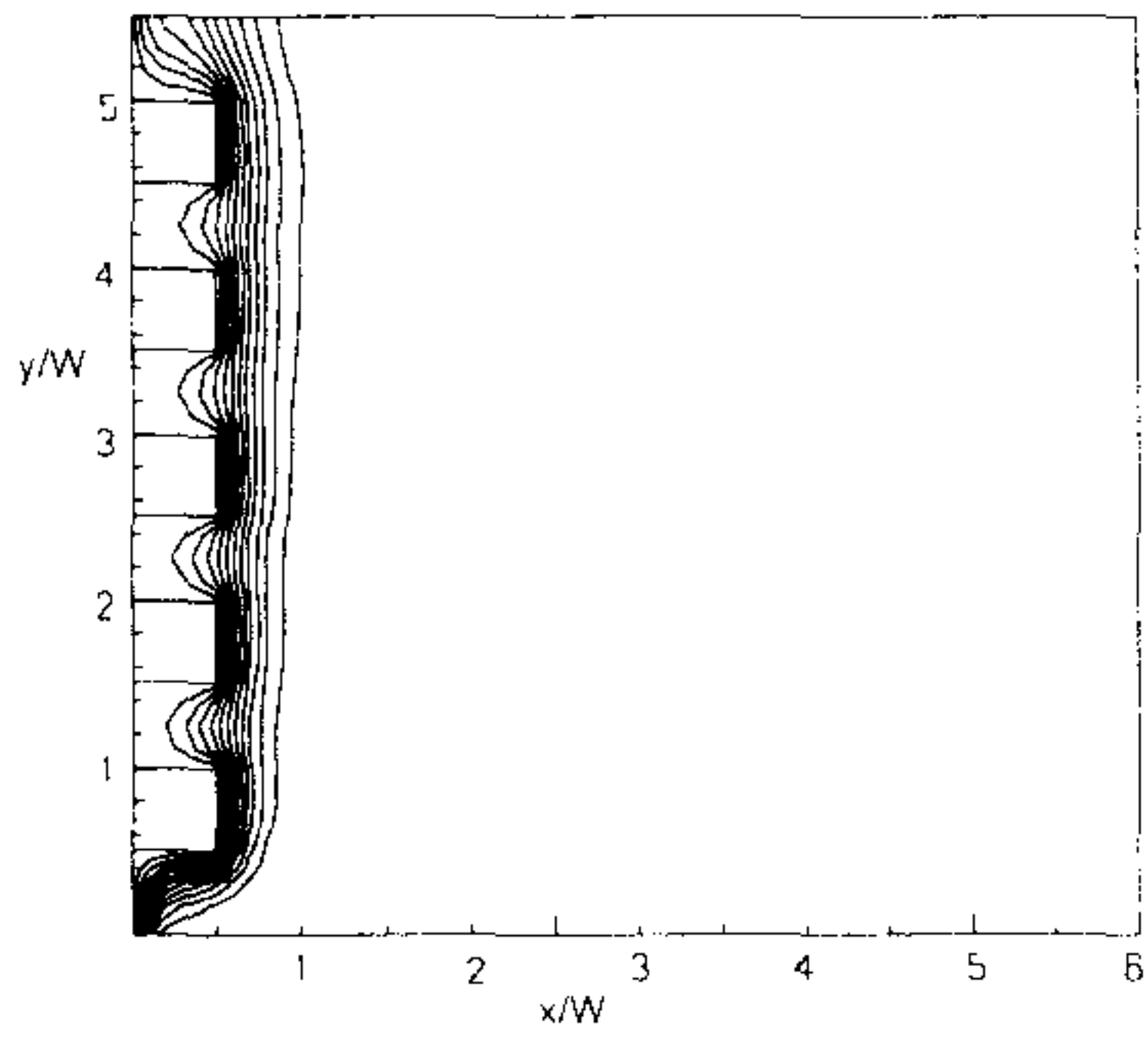
각 경우의 등온선들은 그림 10에 그리고 유동장의 형태는 그림 11에 나타나 있다. 전술한 바와 같이 돌출부 표면에서 열전달이 활발하고 그루브내부에서는 온도구배가 작은데, 특히 case 3의 경우가 두드러진 것을 알 수 있다. 그림 11의 유동장을 보면 그루브 안에서 회전 유동이 존재한다는 것을 알 수 있으며, 이 회전 유동이



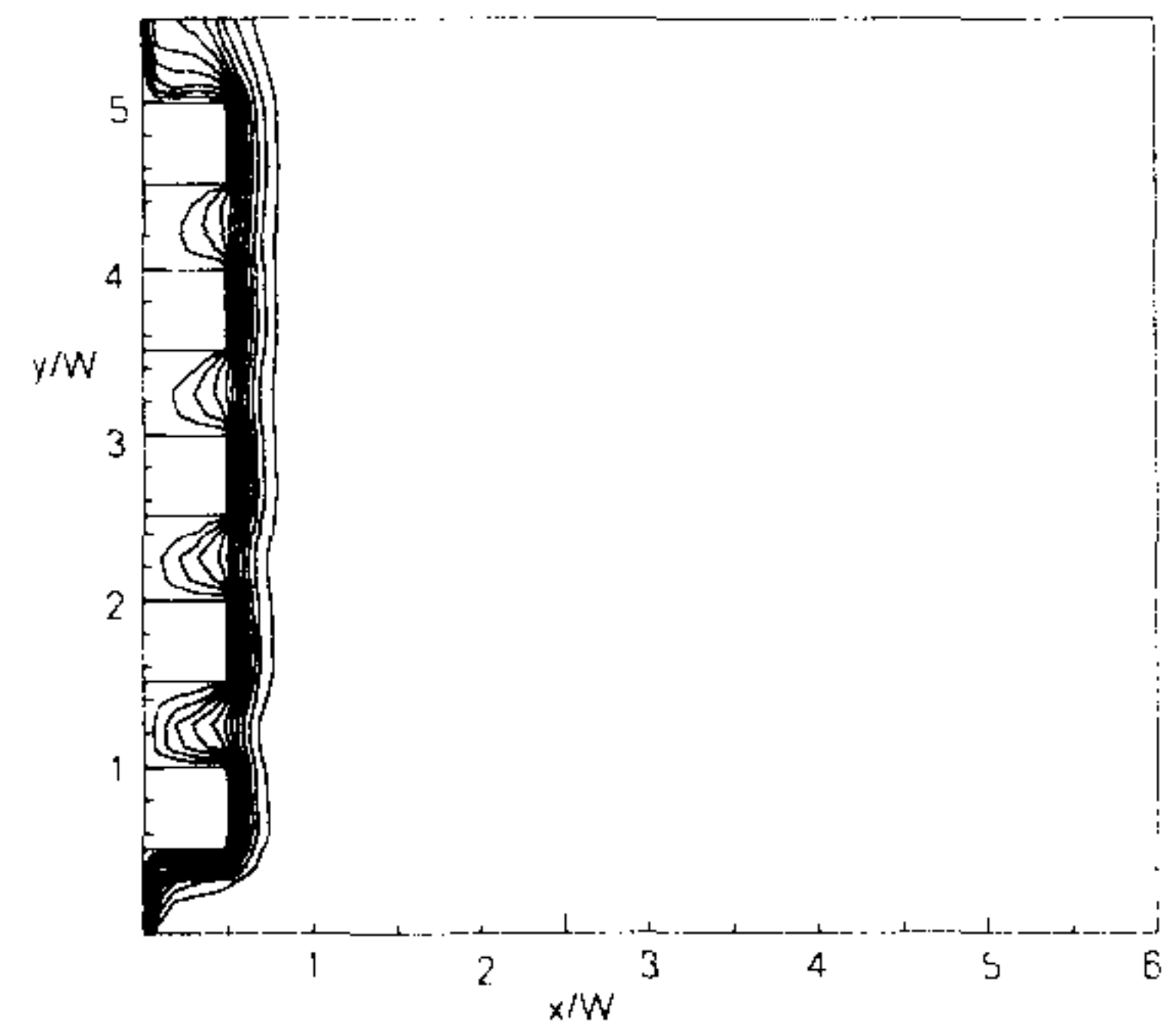
주유동을 방해하여 그루브 안쪽면들의 열전달을 방해한다는 것을 알 수 있다. 또한 case 3와 같이 깊이가 깊어지면 회전유동이 더 많이 생기게 되며, 밑면(IV)이 윗면(II)보다 열전달량이 조금 작은 이유는 주유동이 윗면으로는 약간 들어갔다 나오는 반면 밑면에서는 회전유동이 생성되기 시작함에 기인한다. 지금까지의 결과는 Rayleigh 수가  $1.14 \times 10^4$ 일 경우의 결과이며 이 경우 어떤 형상비(case 4)에서는 평판보다도 낮은 열전달량을 갖는다. 이것은 열전달이 많은 바깥면(III)의 크기가 작기 때문이다. 이 레일레이 수에서 열전달량의 순서는 case 3  $\rightarrow$  case 1  $\rightarrow$  case 2  $\rightarrow$  평판  $\rightarrow$  case 4 이나 그 차이는 아주 작다. 레일레이수가 낮을 경우 접촉표면적 증가의 효과가 크지 않으며 이것은 밀폐공간에서 돌출물이 있는 자연대류 실험[21]의 결과와 유사하다.

다음으로  $Ra_w$ 의 변화에 따른 열전달량의 변화를 알아보기 위하여  $Ra_w = 1.14 \times 10^4$ ,  $1.14 \times 10^5$ ,  $1.14 \times 10^6$  and  $1.14 \times 10^7$  일 경우에 수치해석을 수행하였다. 그림 12는 case 1의 수직편의 등온선이  $Ra_w$ 에 따라 어떻게 달라지는 가를 보여준다. 레일레이수가 변화한다는 것은 시편과 주위의 온도차와 핀의 크기가 변한다는 의미이다. 레일레이수가 커질수록 열경계층(thermal boundary layer)은 작아지며 경계층내의 유동속도는 커진다.

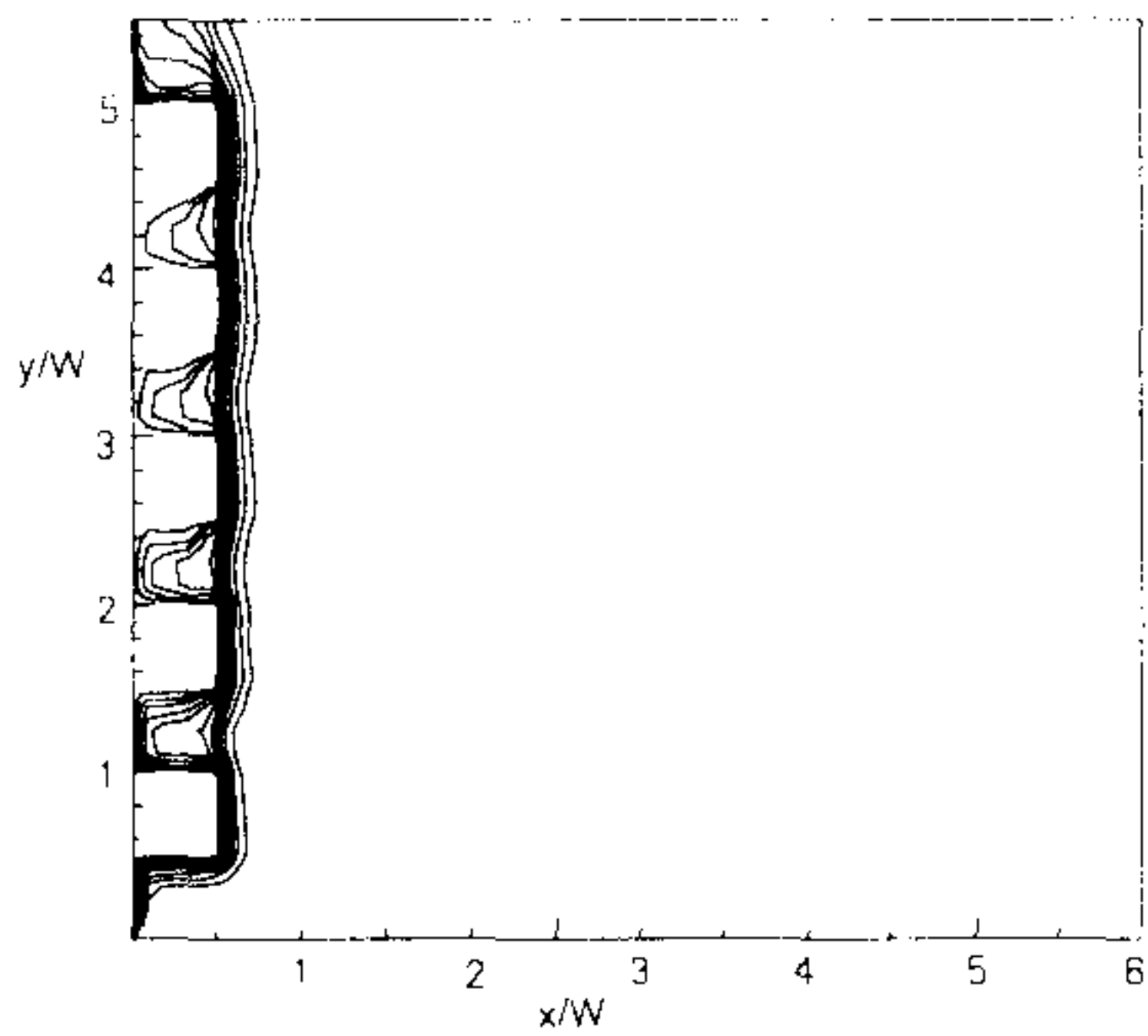
정량적인 결과로써  $Ra_w$ 의 변화와 그루브의 위치(그림 4의 protrusion number: 밑에서부터  $i=1, 2, 3, 4$ )에 따른 누셀수의 변화를 근사화 하였다. 먼저  $Ra_w$ 에 따른 돌출부위(피치) 1 번의 누셀수  $\overline{Nu}_1$  은(맨 밑의 위치한 I, II, III, IV면의 단위길이당 총 열전달량을  $k(T_w - T_\infty)$ 로 나눈 값) 다음과 같다.



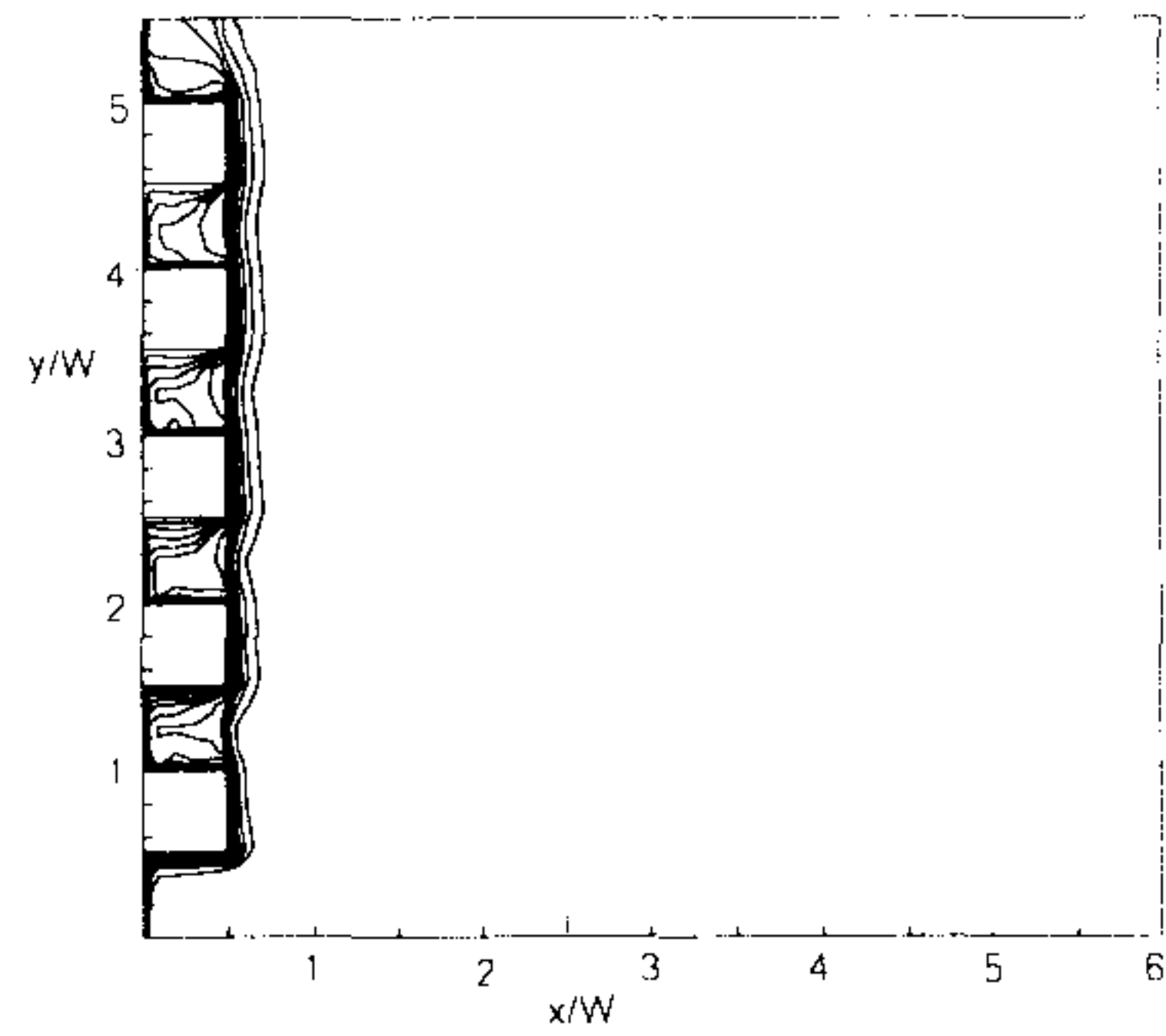
(a) Rayleigh number= $1.14 \times 10^4$



(b) Rayleigh number= $1.14 \times 10^5$



(c) Rayleigh number= $1.14 \times 10^6$



(d) Rayleigh number= $1.14 \times 10^7$

그림 5-12  $Ra_w$  수 변화에 따르는 등온선의 변화(case 1)

$$\overline{Nu}_1 = 0.45 Ra_w^{0.29} \quad \text{for case 1}$$

$$\overline{Nu}_1 = 0.46 Ra_w^{0.28} \quad \text{for case 2} \quad (5-24)$$

$$\overline{Nu}_1 = 0.45 Ra_w^{0.3} \quad \text{for case 3}$$

$$\overline{Nu}_1 = 0.4 Ra_w^{0.3} \quad \text{for case 4}$$

여기에서 첫번째 돌출부 단위 길이당 I, II, III, IV 면을 통한 총열전달량이  $q_1$ 라 하면

$$\overline{Nu}_1 = \frac{q_1}{k(T_w - T_\infty)}. \quad (5-25)$$

$$q_1 = \bar{h}_1 W (T_w - T_\infty). \quad (5-26)$$

이다. 그리고 각  $Ra_w$ 에 따른 첫 번째 돌출물의 평균 너셀수  $\overline{Nu}_1$ 와  $i$ -번째 너셀수  $\overline{Nu}_i$ 의 관계를 다음과 같이 표현할 때  $x_1$ 과  $n$ 은 표 2와 같이 최적화 된다.

$$\frac{\overline{Nu}_i}{\overline{Nu}_1} = \left[ 1 + \frac{(i-1)}{x_1} \right]^{-n} \quad (5-27)$$

위의 (24)과 (27)식에 의해  $1.14 \times 10^4 \leq Ra_w \leq 1.14 \times 10^7$ 의 범위에서 수직 사각그루브 핀의 각 돌출부당 총열전달량을 계산할 수 있다. 또 각 돌출부마다의 열전달량을 더하면 전체 핀에서의 총 열전달량이 산출될 수 있다. 이 식을 쓸 경우 평균 오차는 6% 인데,  $i$ 가 5보다 지나치게 크지 않을 경우 까지만 적용할 것을 권고한다.

위의 결과식들을 평판의 결과와 비교하여 보면, 평판[17]에서는 너셀수가 레일리수의 약 0.25승에 비례하므로 모든 핀의 열전달량은 레일리수가 커질수록 평판보다 크게 늘어난다.

표 5-2 방정식 (5-27)에서의 변수들의 값

	$Ra_w = 1.14 \times 10^4$		$Ra_w = 1.14 \times 10^5$		$Ra_w = 1.14 \times 10^6$		$Ra_w = 1.14 \times 10^7$	
	$x_1$	$n$	$x_1$	$n$	$x_1$	$n$	$x_1$	$n$
case 1	0.0109	0.171	0.0205	0.21	0.106	0.299	0.342	0.365
case 2	0.0281	0.197	0.0448	0.224	0.122	0.279	0.177	0.274
case 3	0.00267	0.144	0.0053	0.188	0.0585	0.302	0.346	0.447
case 4	0.15	0.29	0.985	0.596	0.506	0.376	0.51	0.161

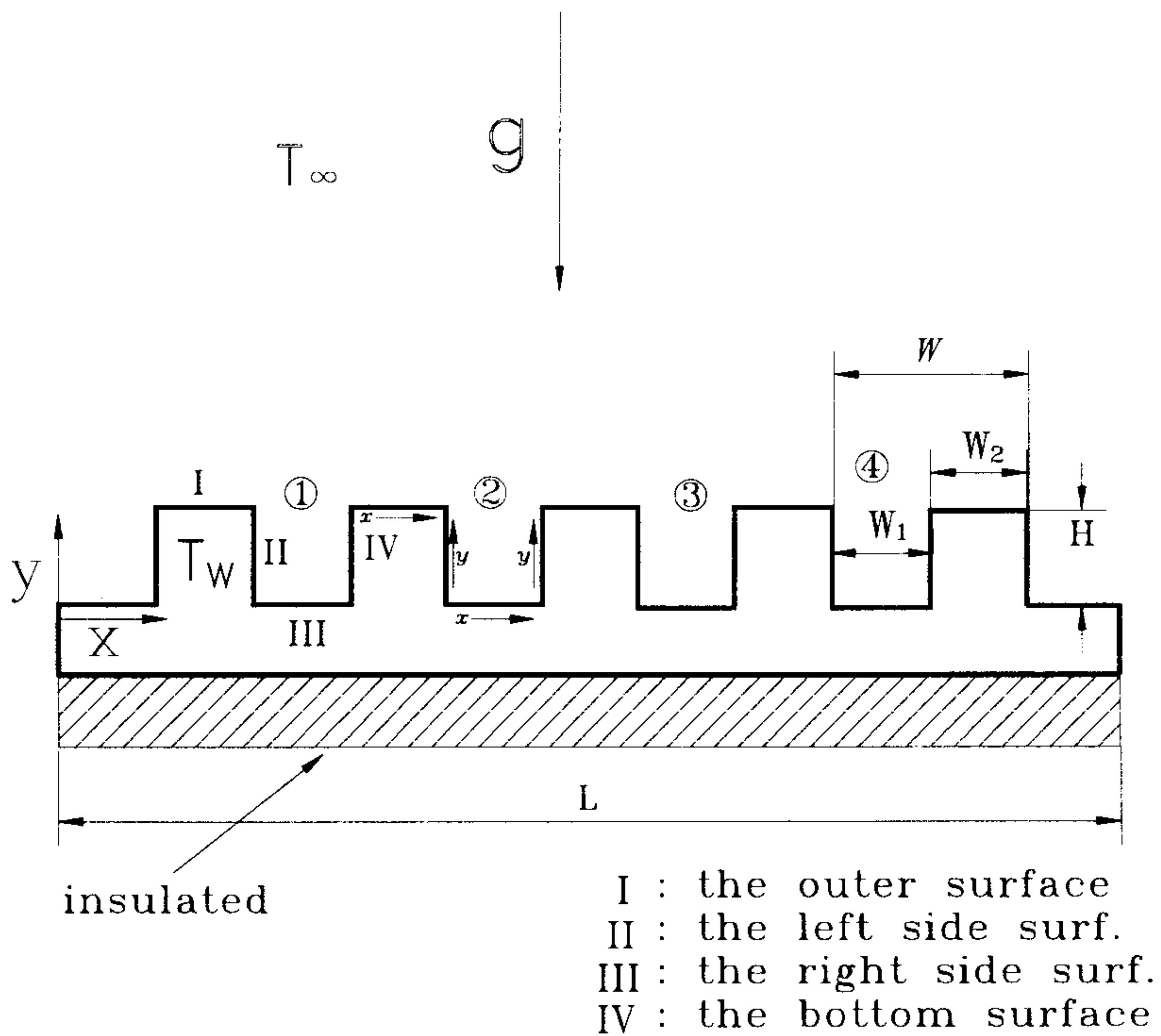


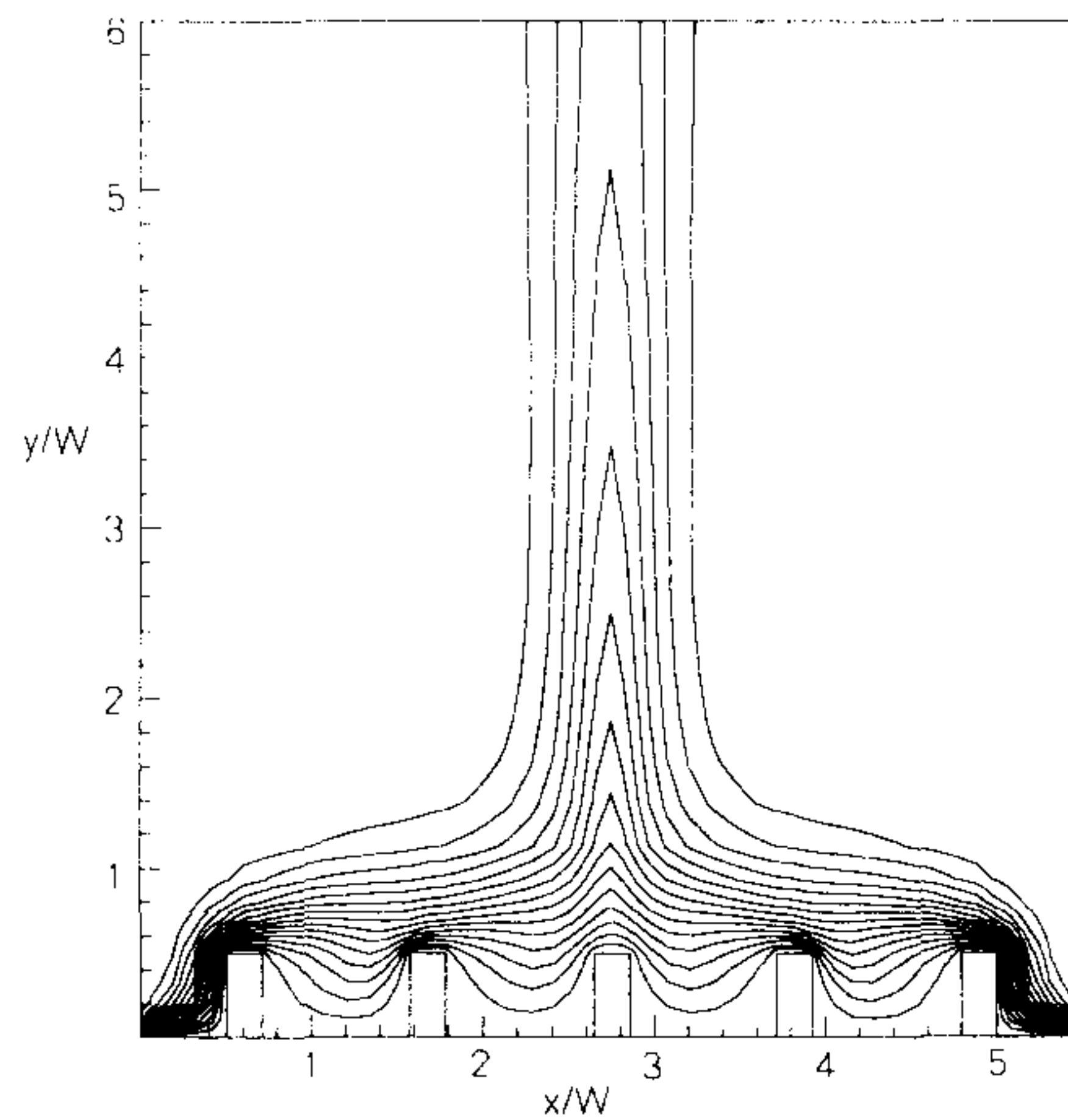
그림 5-13 위를 바라보는 수평상향핀의 모델

#### 나. 상향 수평핀의 자연대류

수평상향 그루브핀의 연구모델은 그림 13에 잘 나타나 있다(각 면의 위치 주지). 먼저 실험결과인 간섭무늬 사진의 등온선과 계산에 의하여 구해진 등온선의 비교를 위하여 그림 14에 이 두 결과를 나란히 나타내었다. 실험 결과와 계산 결과가 정성적으로 잘 일치하나 경계층이 이탈하는 위치(plume)가 다소 다르다는 것을 알 수 있다. 계산 결과에서는 정 중앙에 위치하지만 실험 사진에서는 약간 왼쪽으로 치우쳐 있다. 이것은 실험에서는 그 위치가 시간에 따라 좌우로 조금씩 흔들리며 약간 정 중앙을 벗어났을 때 사진이 찍혀진 것이다. 각 면의 누셀수의 분포를 알아 보면 수직핀과 경향 과 유사하다.



(a) 실험 결과



(b) 수치해석 결과

그림 5-14 수평 상향핀 주위의 등온선(case 4,  $Ra_w=1.14 \times 10^4$ )



바깥면(I 면)에서 열전달량이 제일 크고 밀면(III 면)에서는 중앙에서 양 구석으로 갈수록 작아지며 양 옆면(II와 IV 면)은 구석에서 바깥으로 갈수록 열전달량이 늘어난다. 다른 경우들(표 1 참조)에서도 유사한 양상을 보이나 case 2와 case 4에서는 유동의 영향에 의해 밀면의 열전달량이 늘어나고 case 3에서는 양 옆면의 길이가 2배로 늘어나 옆면의 열전달량이 늘어난다.

그림 15는 상향 수평핀 주위의 유동장을 나타내고 있다. 이 경우에도 수직핀과 같이 그루브 내에서 2차적인 회전유동이 생기며, 이 유동이 주유동을 방해하여 계산된 결과와 같은 열전달 분포를 야기시킨다.  $Ra_w=1.14 \times 10^4$ 에서는 수직핀과 마찬가지로 유동이 발달하지 못하여 접촉 표면적이 늘어났음에도 불구하고 수평핀의 열전달량보다 작아지는 형상비의 핀이 존재한다. 여기에서는 case 4와 case 2가 수평 핀판보다 열전달량이 작게 나타났다. 그러나 그 열전달량의 차이는 작으며 제일 많이 열전달량이 일어나는 case와 제일 적은 case의 총 열전달량의 차이는 10%이내이다. 즉, 이와 같이 낮은 레일리수에서는 사실상 접촉표면적을 늘여도 열전달에 많은 이익을 보지 못한다. 그러나  $Ra_w$  값이 어느정도 이상 커지면 모든 경우의 형상비의 수평핀이 평판보다 열전달량이 많아지게 된다. 이 연구에서는 값이  $1.14 \times 10^5$ 이 넘어 가면 모든 경우의 핀이 평판보다 열전달량이 커지며  $Ra_w$ 가 커질수록 그 격차는 더욱 벌어지게 된다. 수평상향핀의 주유동은 양 끝에서부터 시작하여 중앙으로 다가오며 점점 위로 올라가게 되며 결국에는 중앙에서 경계층 이탈이 일어나게 된다. 그러므로 양 끝 쪽이 열전달량이 많으며 가운데로 올수록 대체적으로 작아진다.

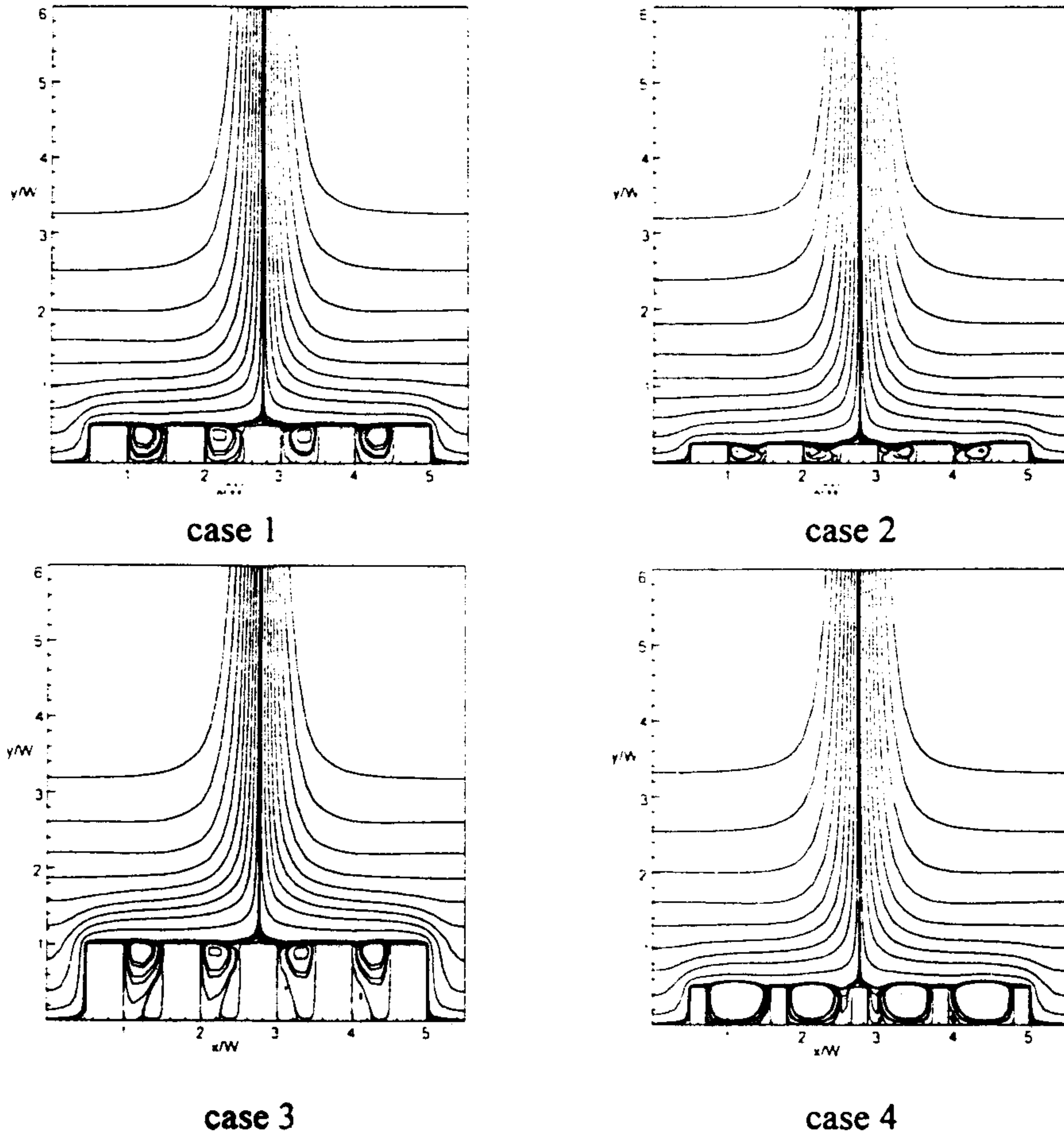
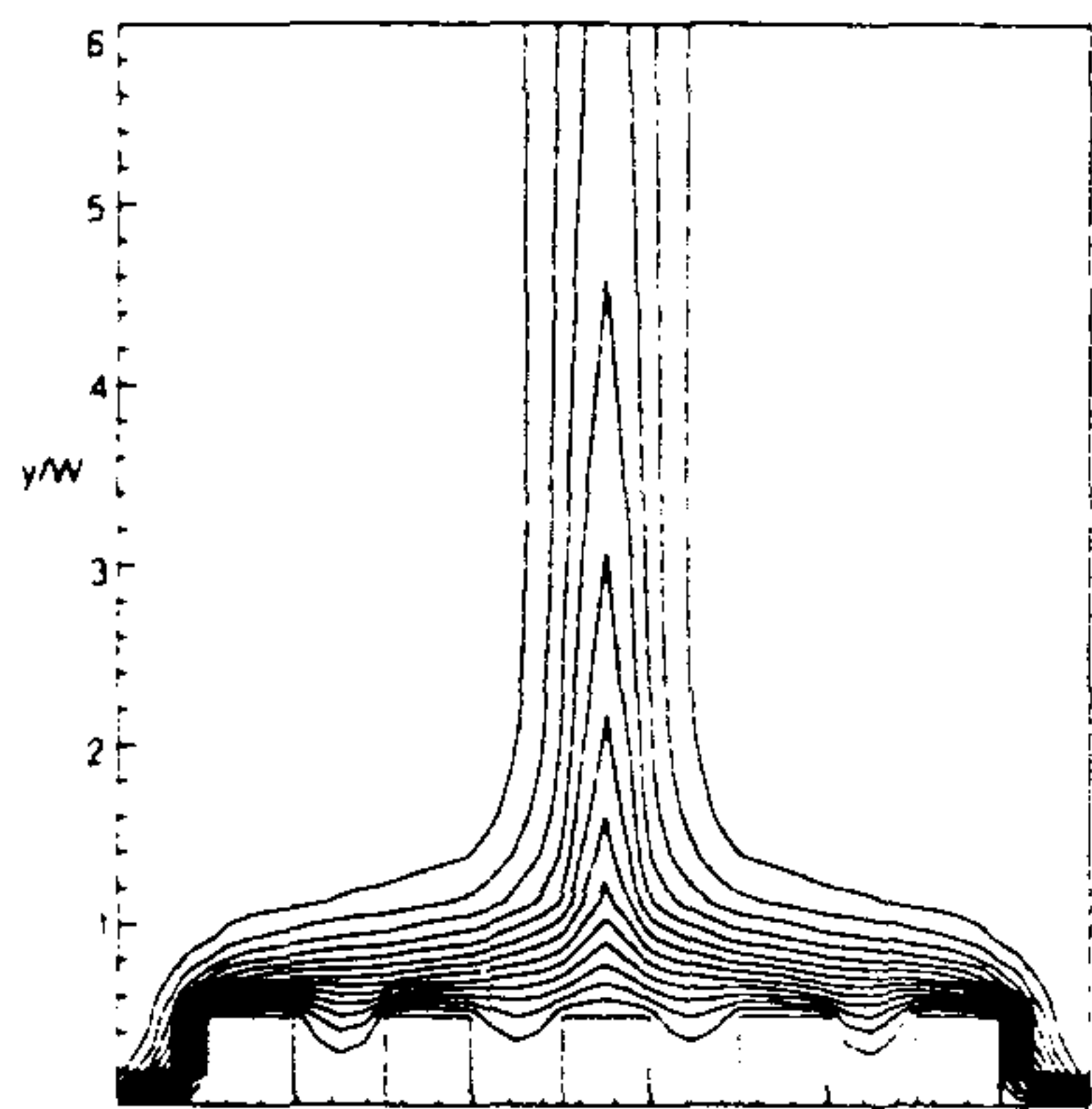
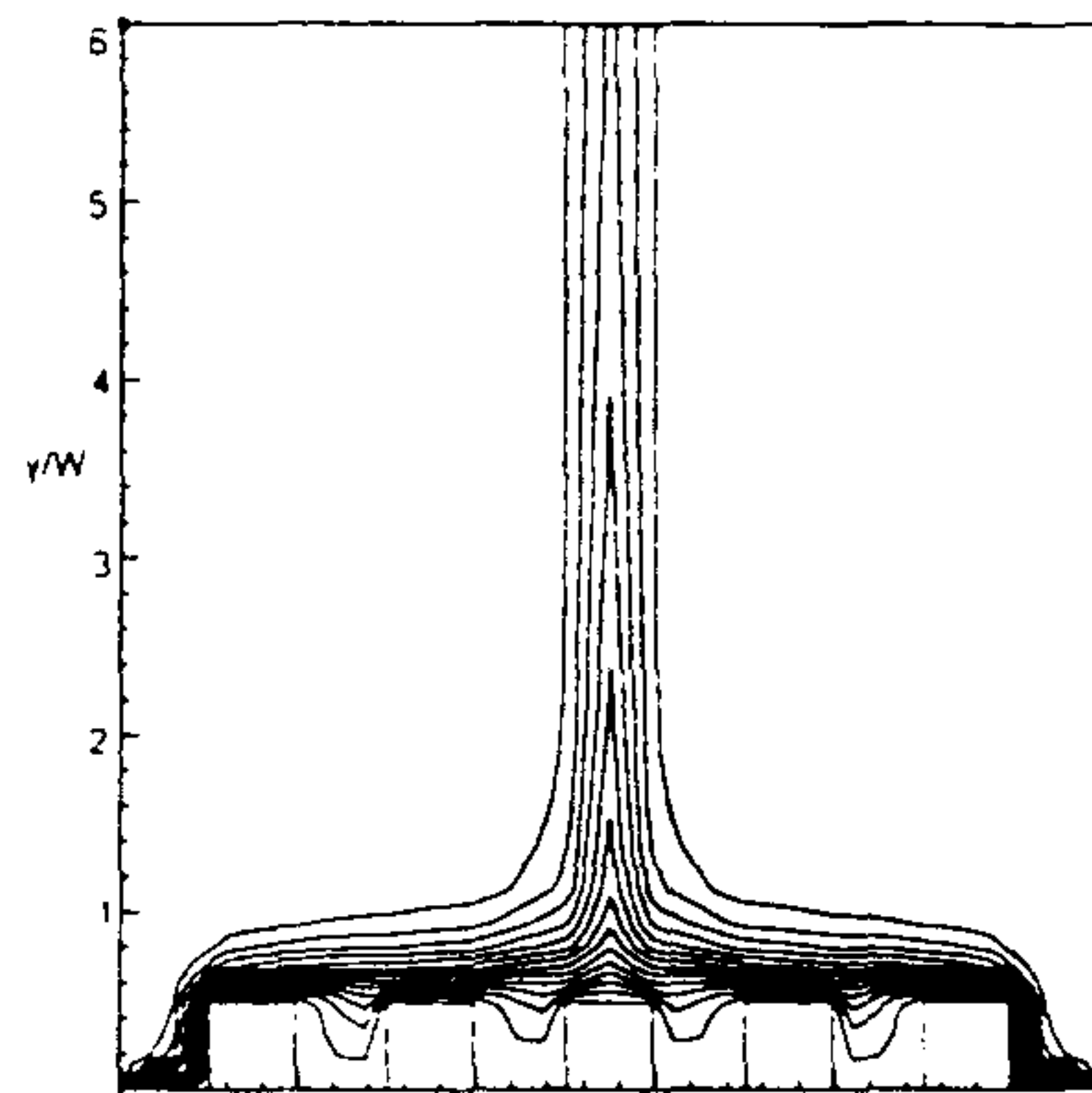


그림 5-15 각 경우의 유선의 형태( $Ra_w=1.14 \times 10^4$ )

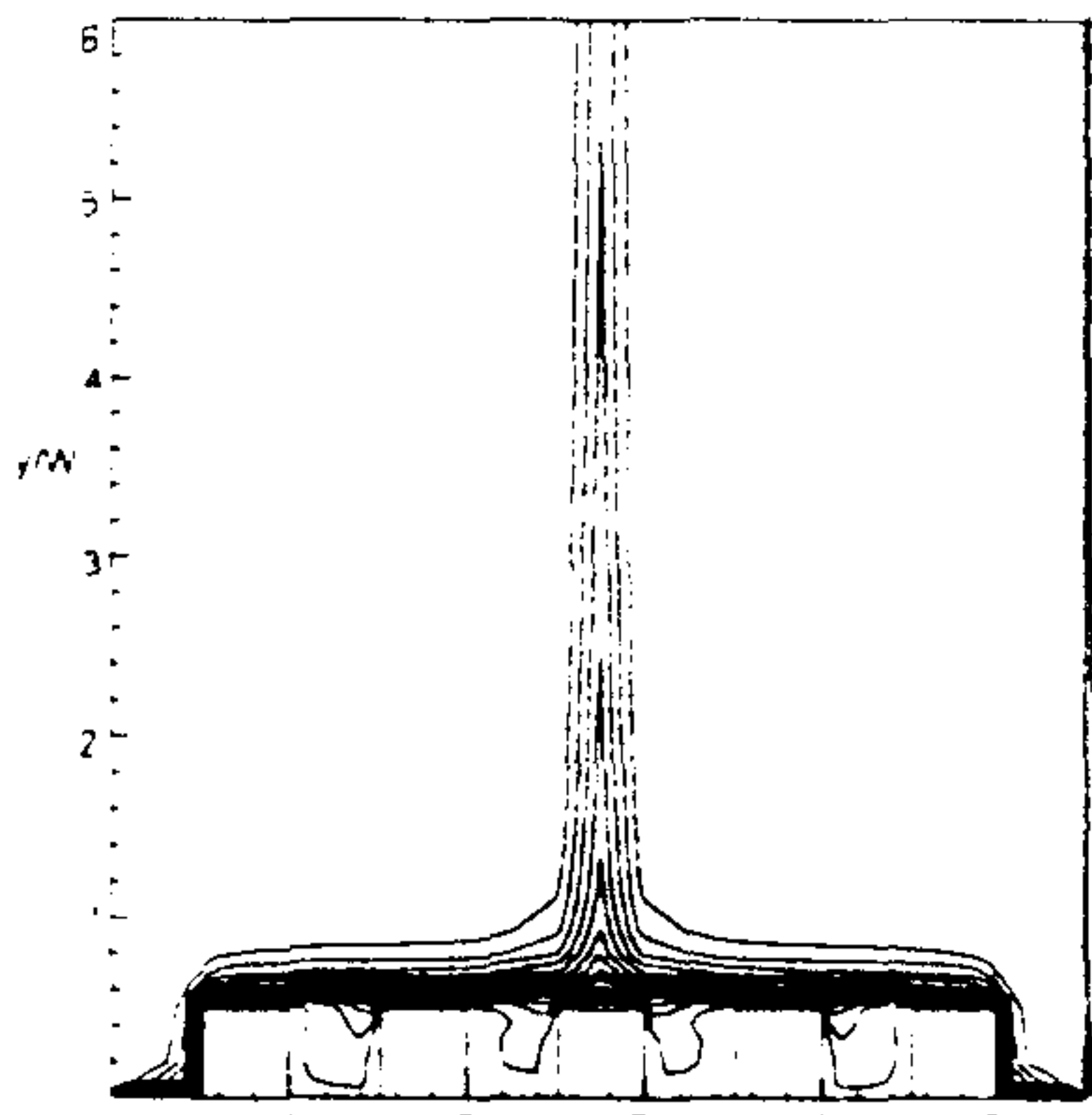
$Ra_w$  변화에 의한 영향을 알아보기 위하여  $Ra_w$ 를 변화시켜 가면서 열전달에 미치는 영향을 조사하였으며 그 등온선의 변화를 그림 16에 나타내었다. 사각 그루브가 진 수평 상향편에서 레일레이 수 변화에 따르는 닷셀수는 다음과 같이 된다.



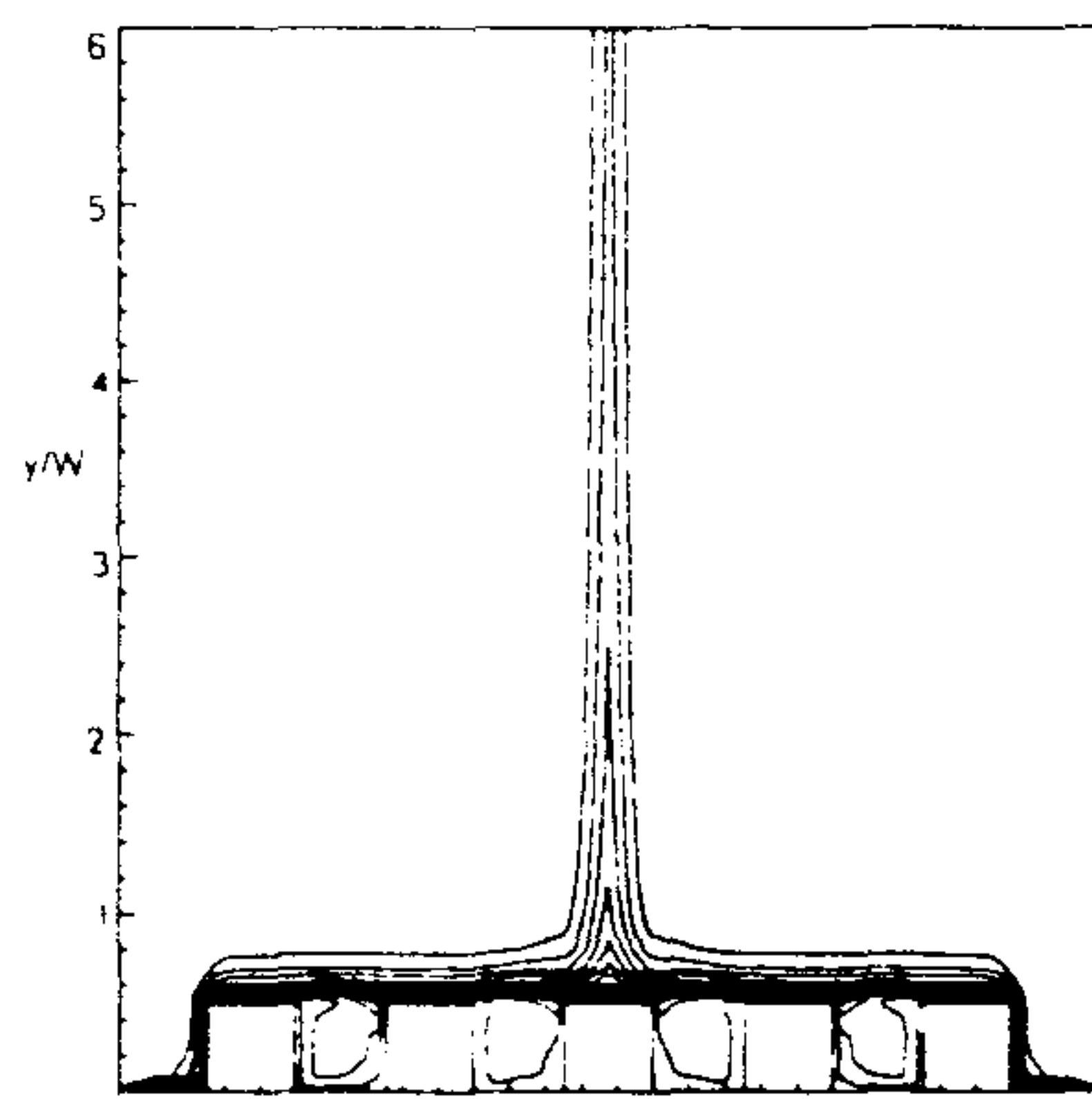
(a) Rayleigh number =  $1.14 \times 10^4$



(b) Rayleigh number =  $1.14 \times 10^5$



(c) Rayleigh number =  $1.14 \times 10^6$



(d) Rayleigh number =  $1.14 \times 10^7$

그림 5-16  $Ra_w$  변화에 따른 등온선(case 1)

$5,680 \leq Ra_w \leq 1.14 \times 10^7$ 에서 평균 Nusselt number  $\overline{Nu_w}$  는 다음과 같다

$$\overline{Nu_w} = 0.332 Ra_w^{0.242} \quad \text{for case 1}$$

$$\overline{Nu_w} = 0.34 Ra_w^{0.233} \quad \text{for case 2} \quad (5-28)$$

$$\overline{Nu_w} = 0.343 Ra_w^{0.252} \quad \text{for case 3}$$

$$\overline{Nu}_w = 0.31 Ra_w^{0.25} \quad \text{for case 4}$$

여기서, 열전달량  $q'' = \bar{h}L(T_w - T_\infty)$ 이고,  $\bar{h}$ 는 평균 대류열전달 계수, 그리고  $L$ 은 핀의 좌우의 전장이 된다. 이때에  $\overline{Nu}_w = \bar{h}L/k$ 로 정의되었다.

#### 다. 하향 수평핀의 자연대류

하향 수평핀의 상세한 모델은 그림 17에 나타나 있으며 그림 18에 실험에서 얻어진 등온선과 계산에서 얻어진 등온선이 함께 나타나 있다. 실험과 계산결과가 잘 일치하고 있음을 알 수 있다. 국부적인 열전달량은 국부 닷셀수(Nusselt Number)로 표현하였는데, 각 면의 열전달량의 분포 경향은 상향 수평핀과 유사하다. 다만 이 경우는 유동이 안정적이어서 위로 빠져나가지 못하므로 윗면(그림 17에서 III면)의 열전달량이 수평상향핀(upward rectangular grooved fin)의 경우보다 작다. 수평하향핀의 경우 뜨거운 유체가 위로 올라가는데 핀이 막고 있으므로 더 이상 올라가지 못하고 양 끝쪽으로 이동하게 된다. 그림 19는 각 형상비에 대한 온도분포(등온선)를 나타내고 있다. 그림 20은 각 형상비에 대한 유동장을 나타내고 있다. 이때의 Rayleigh number( $Ra_w$ )는  $1.14 \times 10^4$ 이다. 유동장을 살펴보면 수평상향핀은 양 끝에서부터 주 유동이 시작하여 가운데에서 위로 올라가는 경계층 이탈을 보이는 반면 하향 수평핀은 가운데에서 위로 올라가 그루브 핀에 닿은 후 데워진 유체는 더 이상 올라가지 못하고 양 끝으로 몰리게 된다. 두 경우 다 그루브 안에서는 회전유동이 생성되는 것을 볼 수 있다.

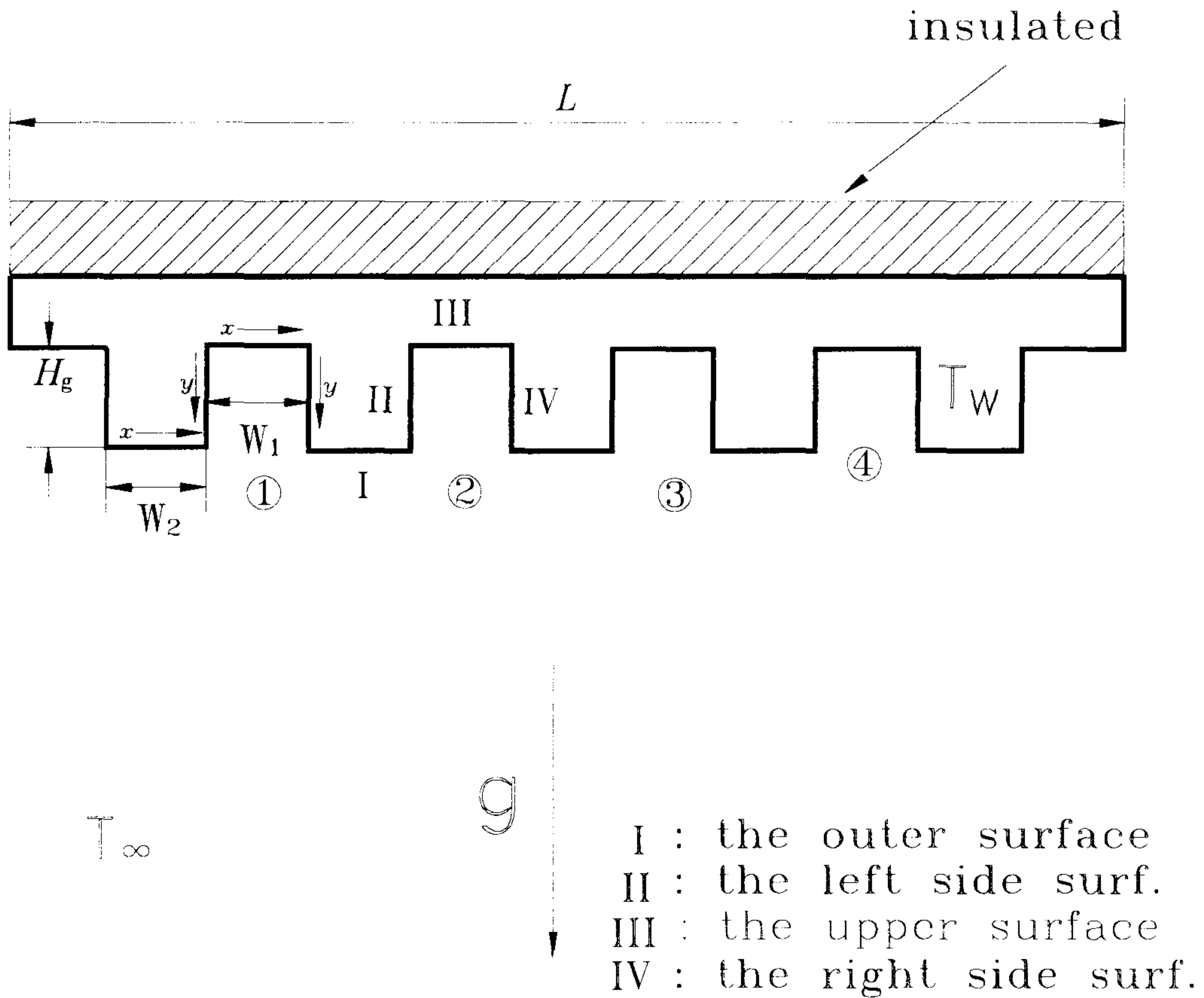
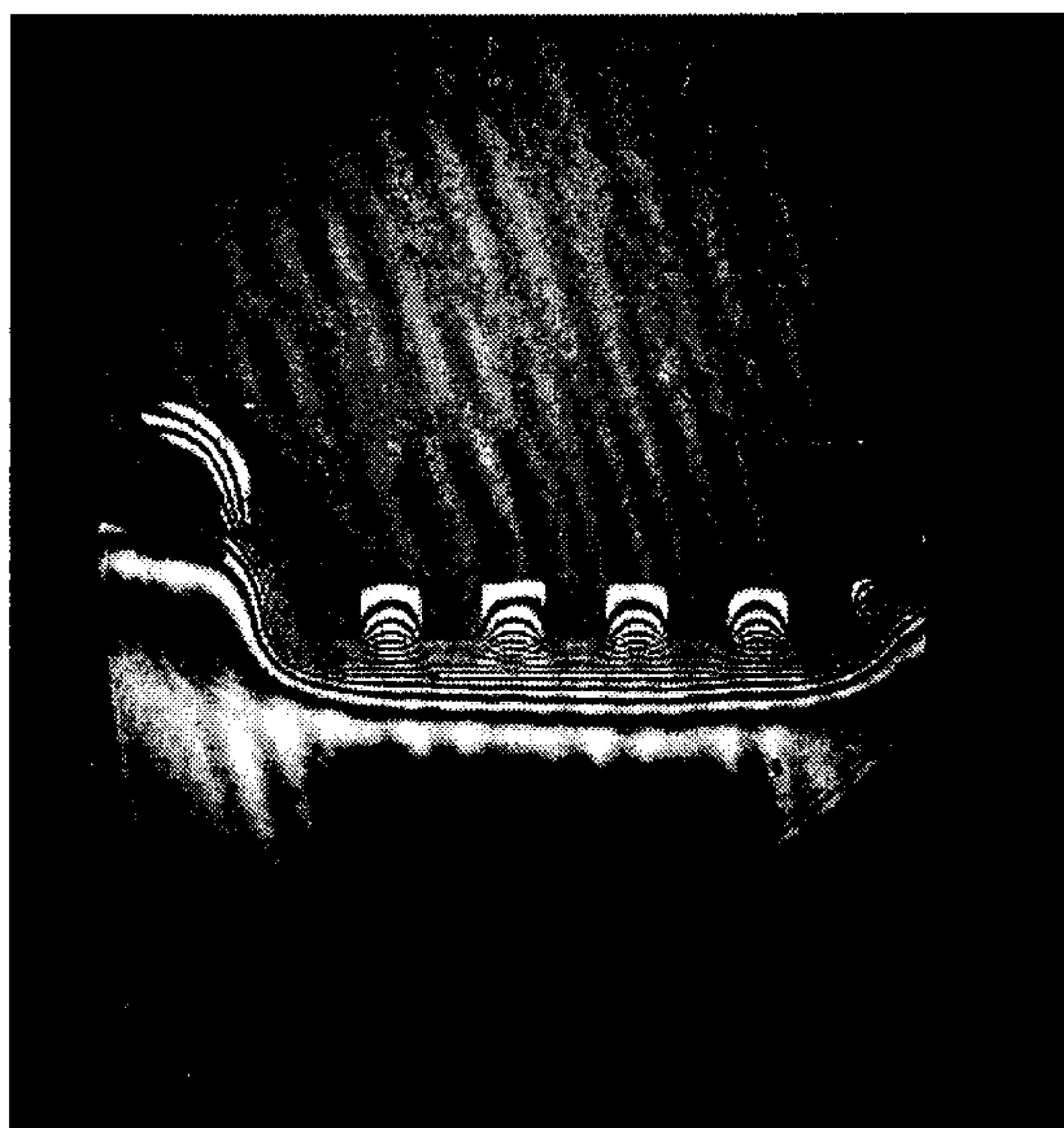


그림 5-17 수평하향 사각 그루브 핀의 모델

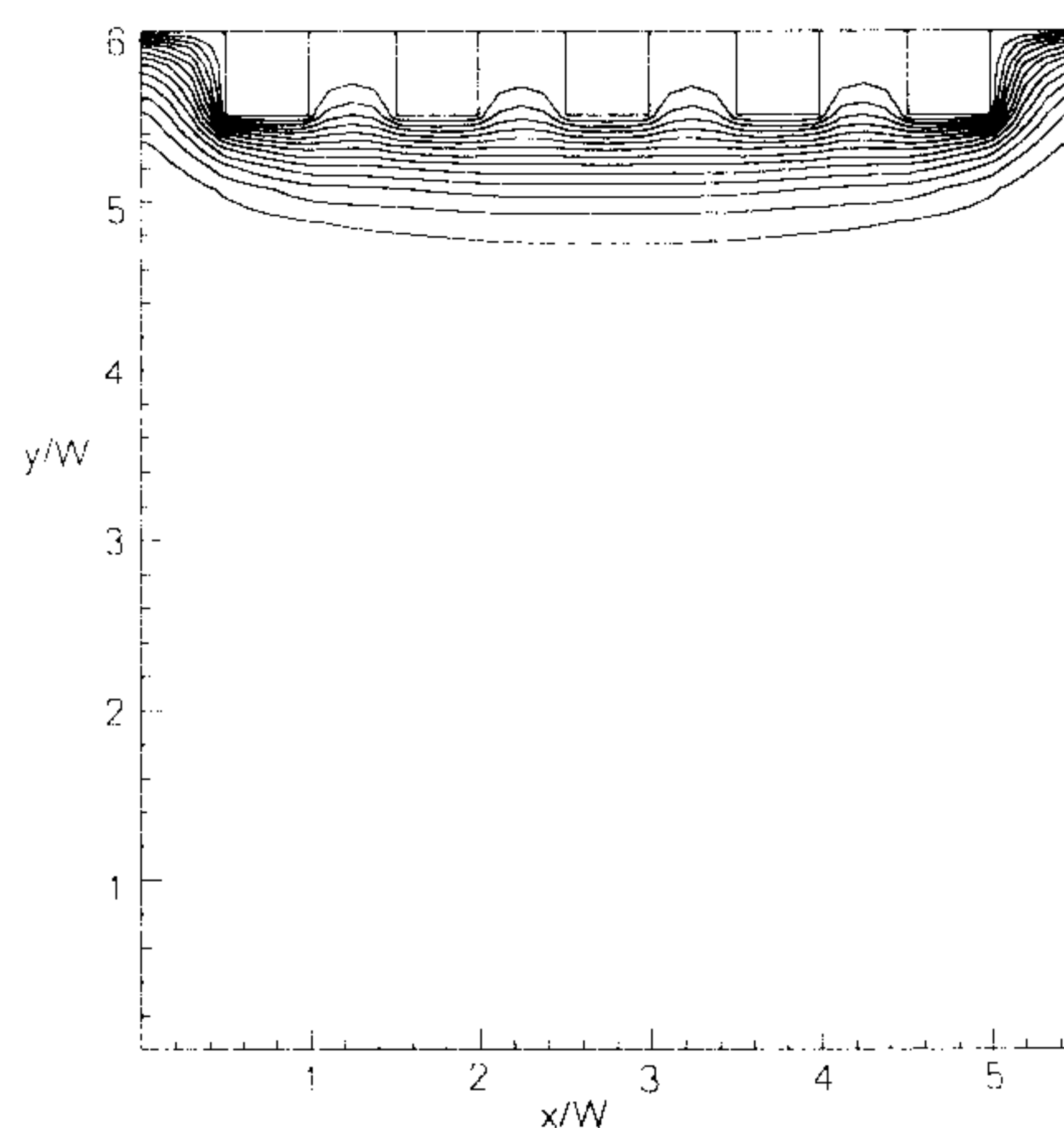
총 열전달량을 살펴보면 수평상향핀과 마찬가지로 레일레이 수가 작을 경우( $Ra_w=1.14 \times 10^4$ ) 오히려 평판의 수평하향핀 보다 열전달이 크지 않은 형상비의 사각 그루브 핀이 있을 수 있다는 것을 알 수 있다. 이 연구에서는 case 4가 평판의 하향핀 보다 열전달이 떨어지는 것으로 밝혀졌다. 수평 상향핀에서는 case 2와 case 4가 평판보다 열전달량이 떨어지는 것으로 나왔으므로 수평 상향핀과는 양상이 조금 다르다. 물론 레일레이수가 커지면 모든 그루브 핀이 평판보다 열전달량이 많아진다. 수직핀과 상향수평핀에



비해 작은 레일레이수에서도 어떤 형상비(case 3)의 그루브편은 평판보다 약 60% 이상 열전달이 증가한다. 그루브 혹은 돌출물 위치에 따른 열전달량을 살펴보면 양 끝에 있는 면들은 외부로 노출되어 유동이 빠르게 지나가므로(그림 20 참조) 열전달량이 중간에 있는 그루브 안에 있는 면들보다 아주 많다. 또한 가운데 있는 그루브가 가장 열전달량이 적고 끝으로 갈수록 대칭적으로 열전달이 증가한다.

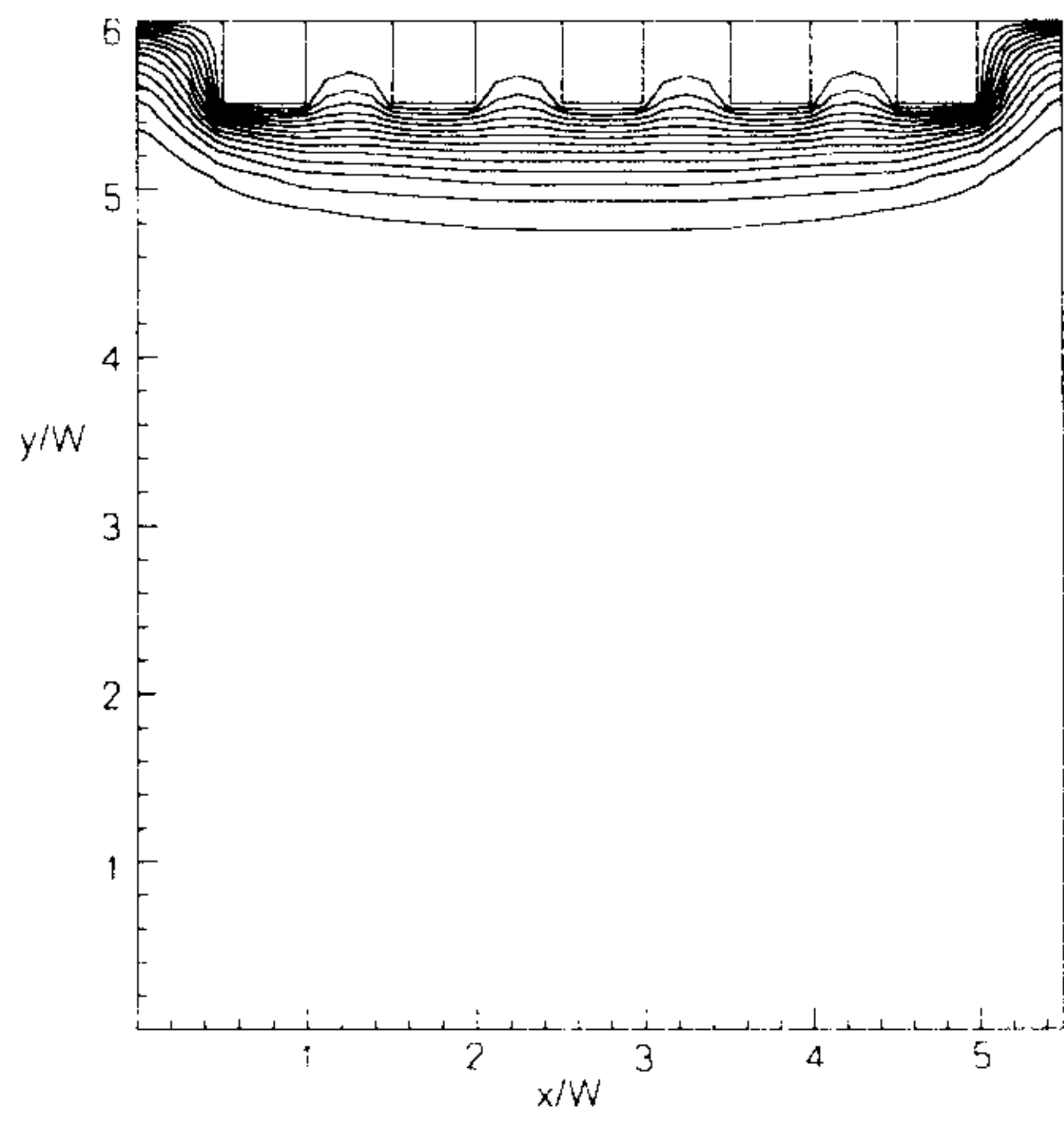


(a) 실험 결과

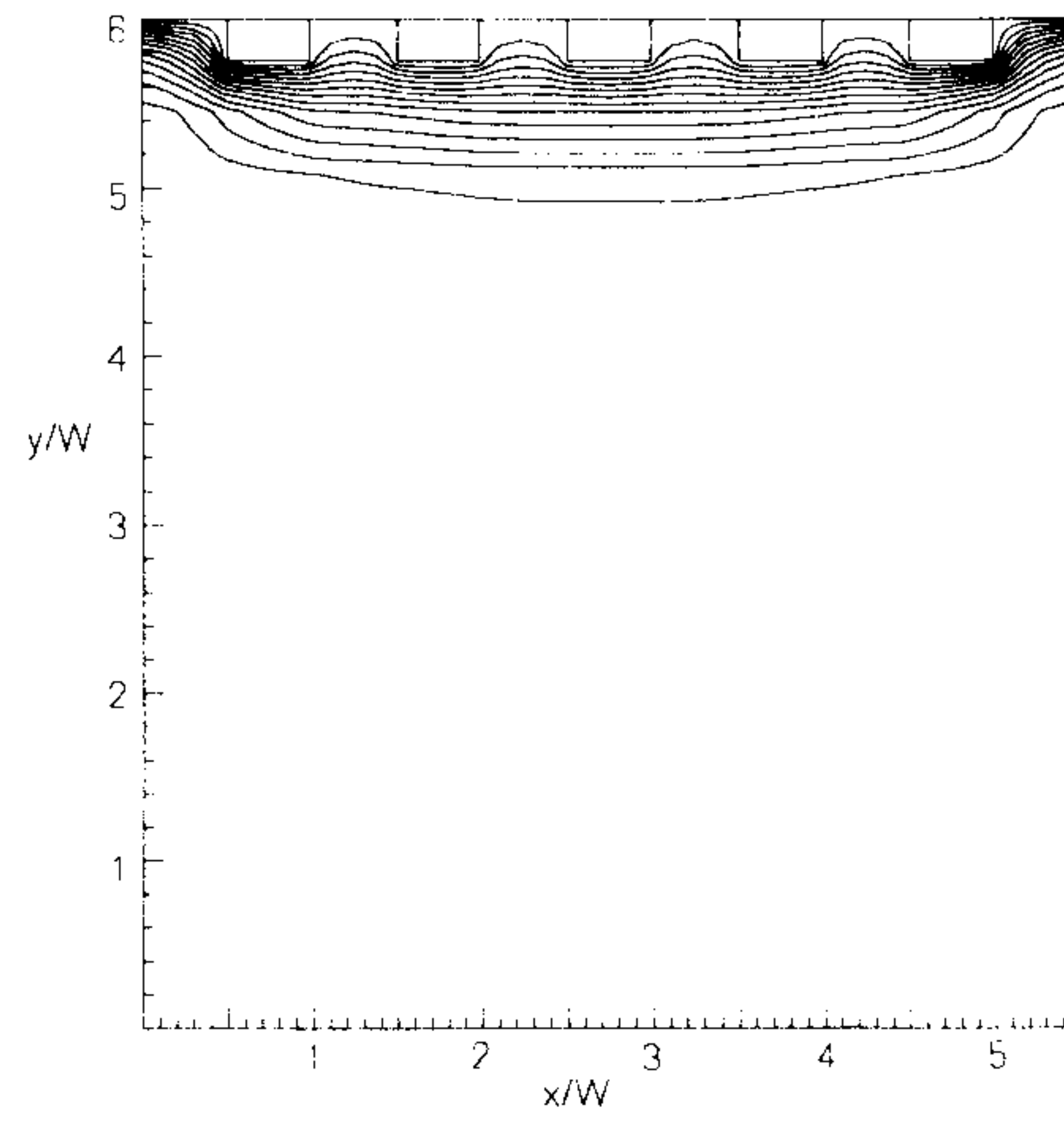


(b) 수치해석 결과

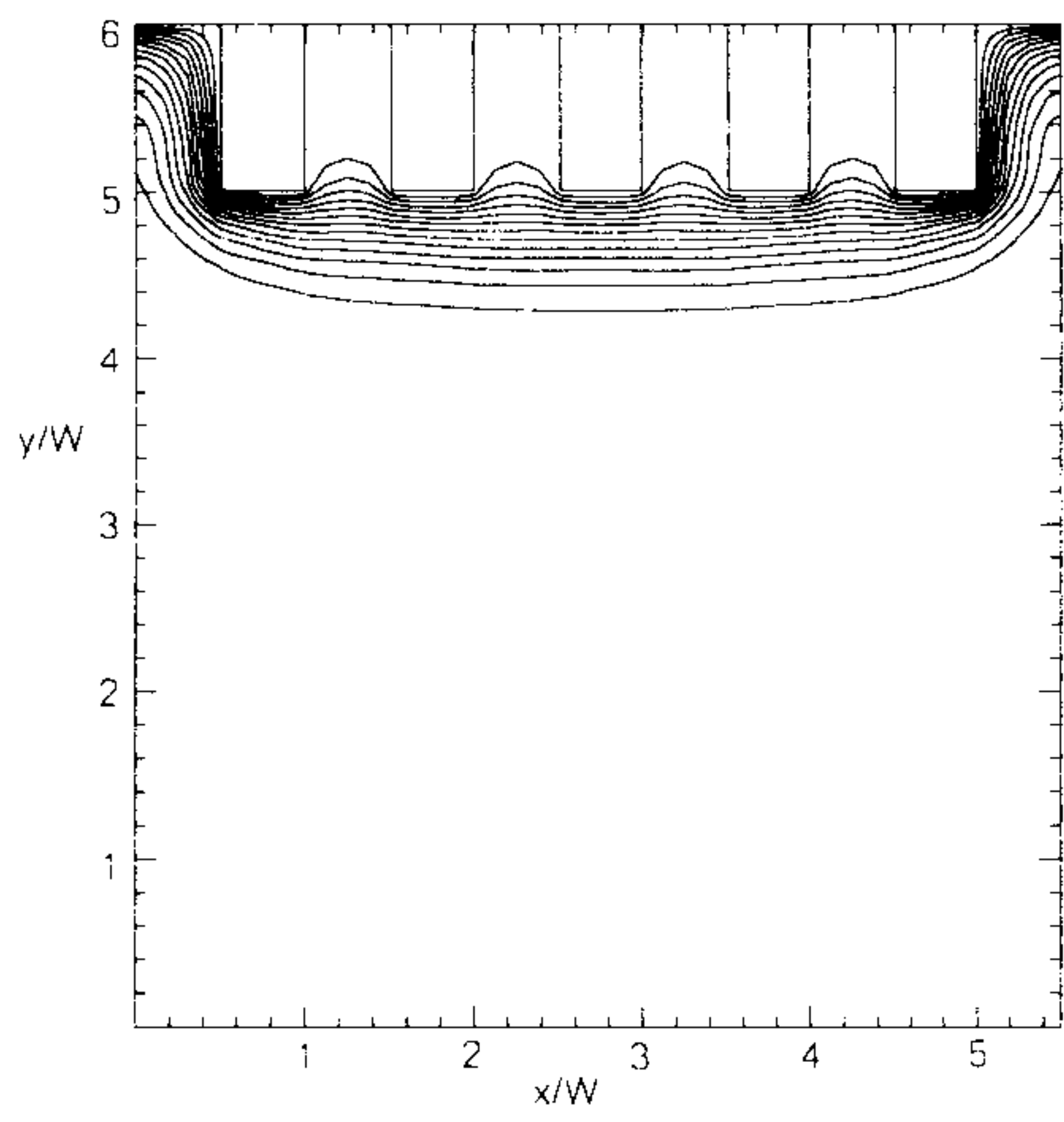
그림 5-18 수평하향편의 등온선(case 1,  $Ra_w=1.14 \times 10^4$ )



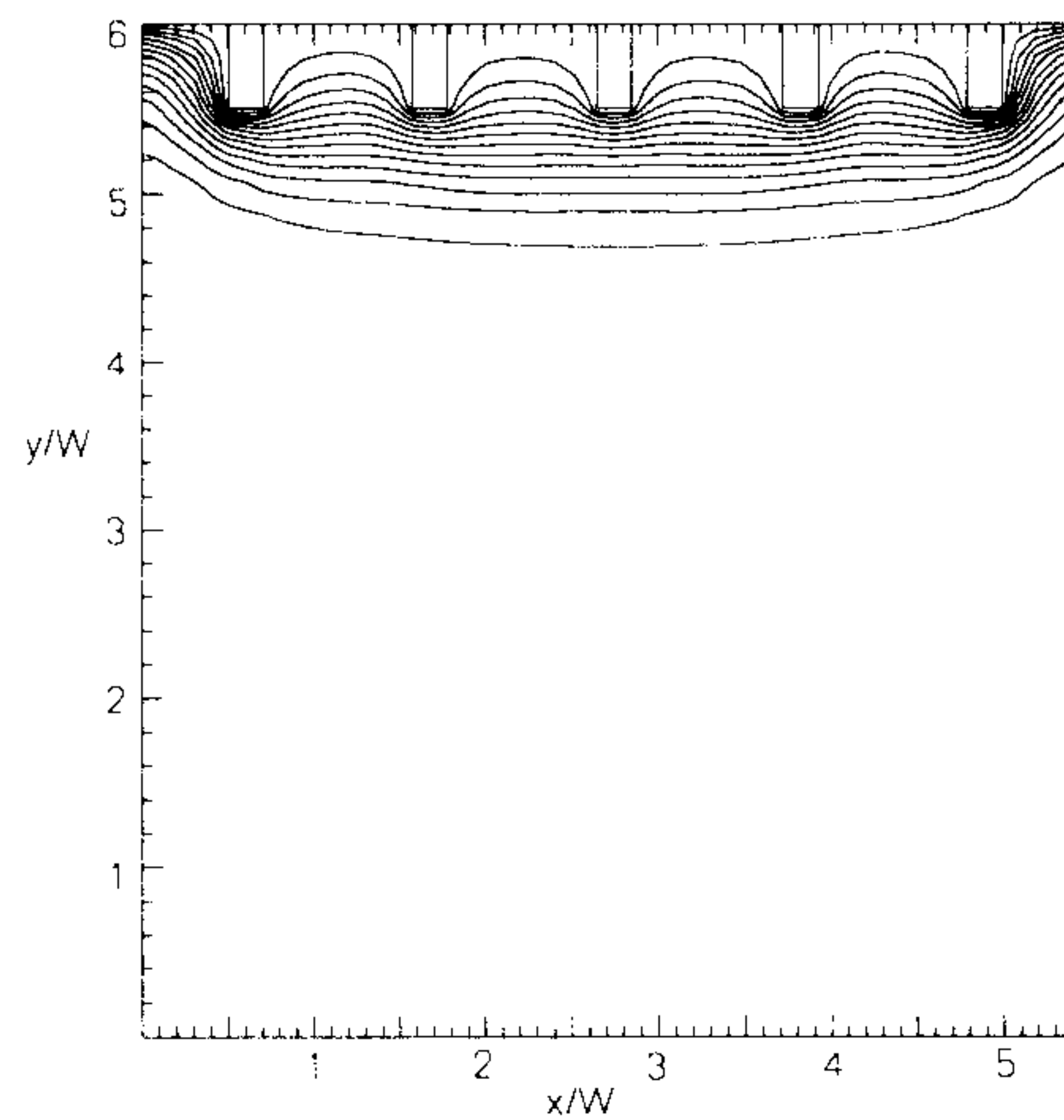
(a) case 1



(b) case 2

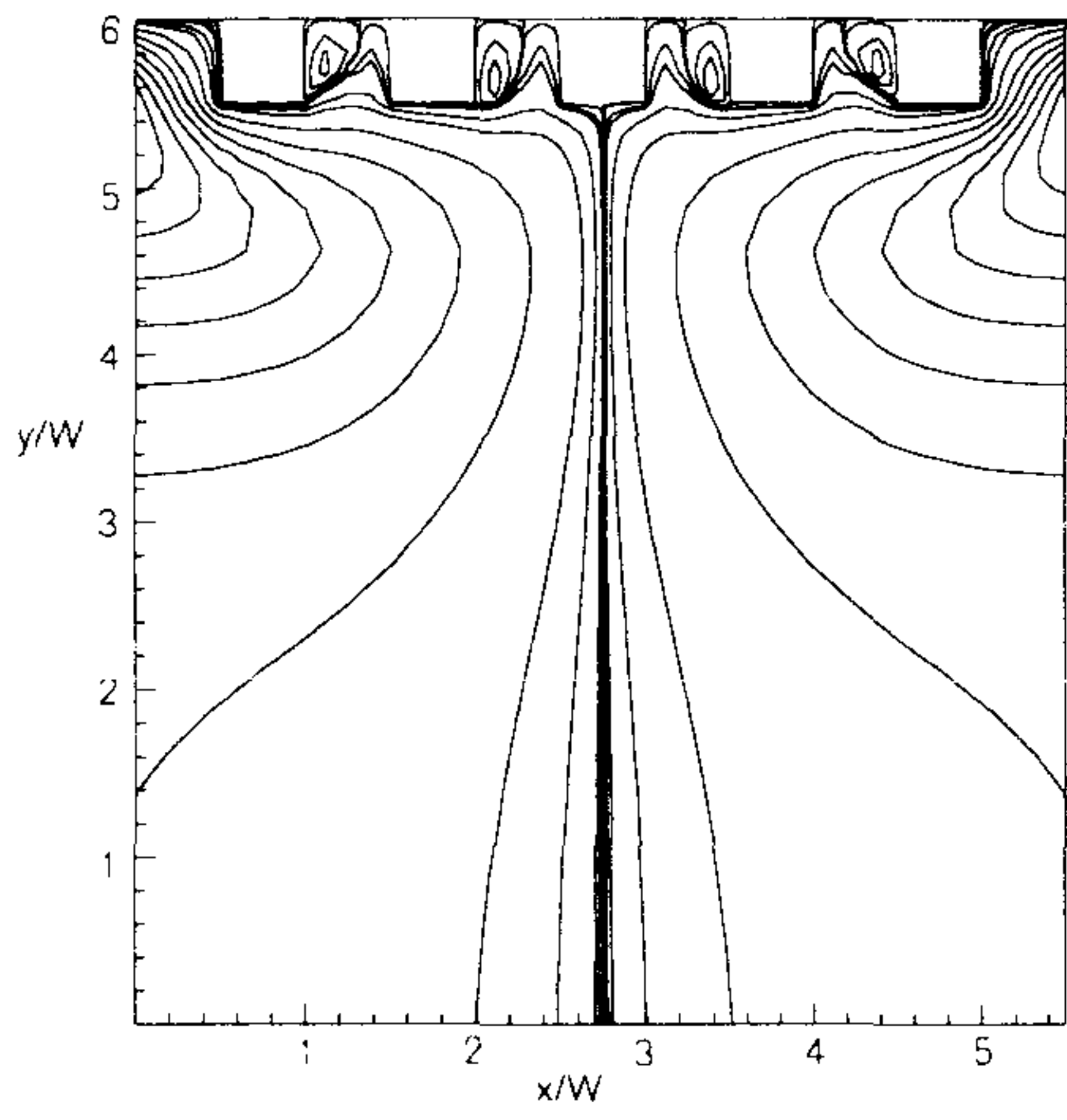


(c) case 3

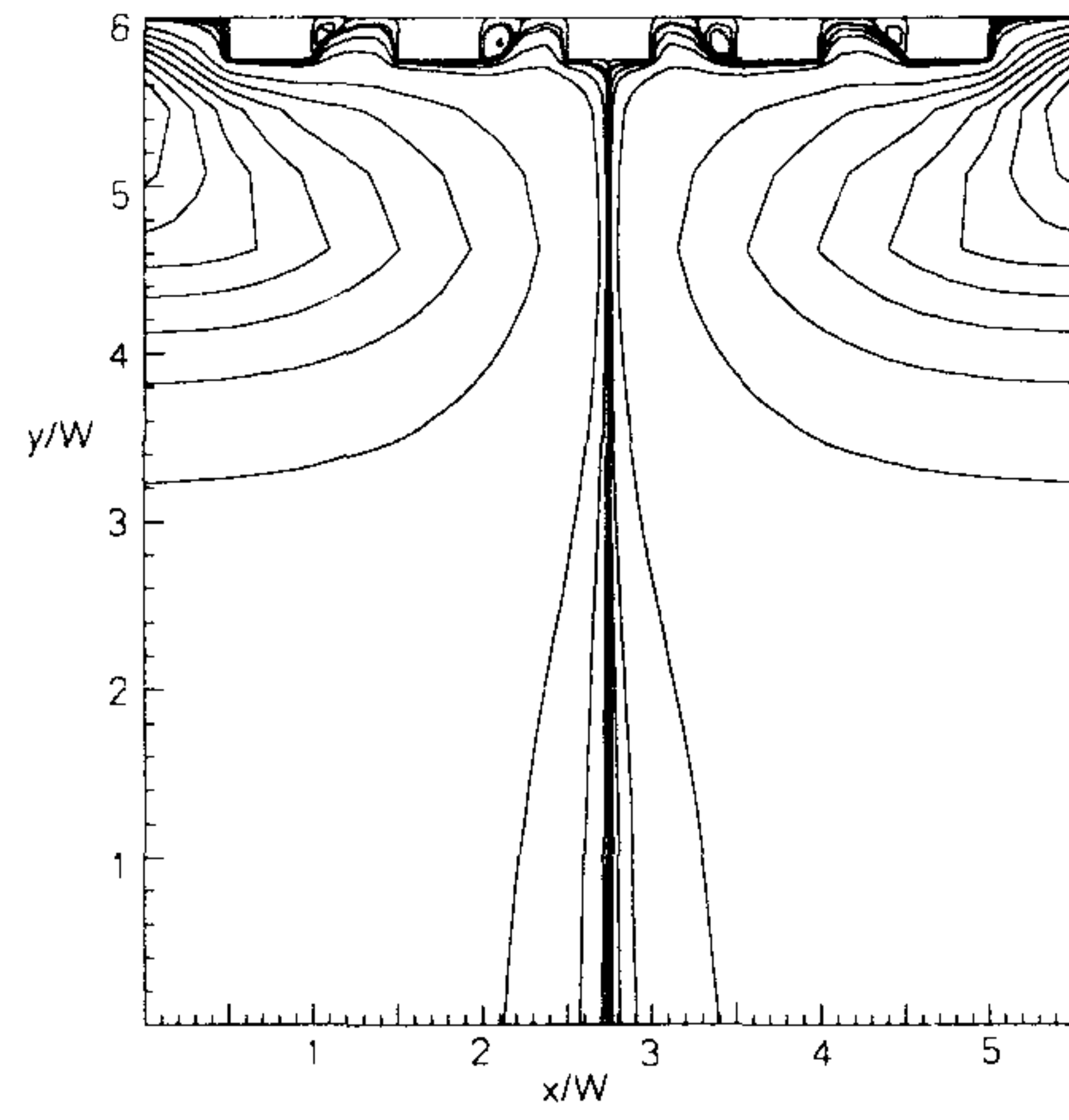


(d) case 4

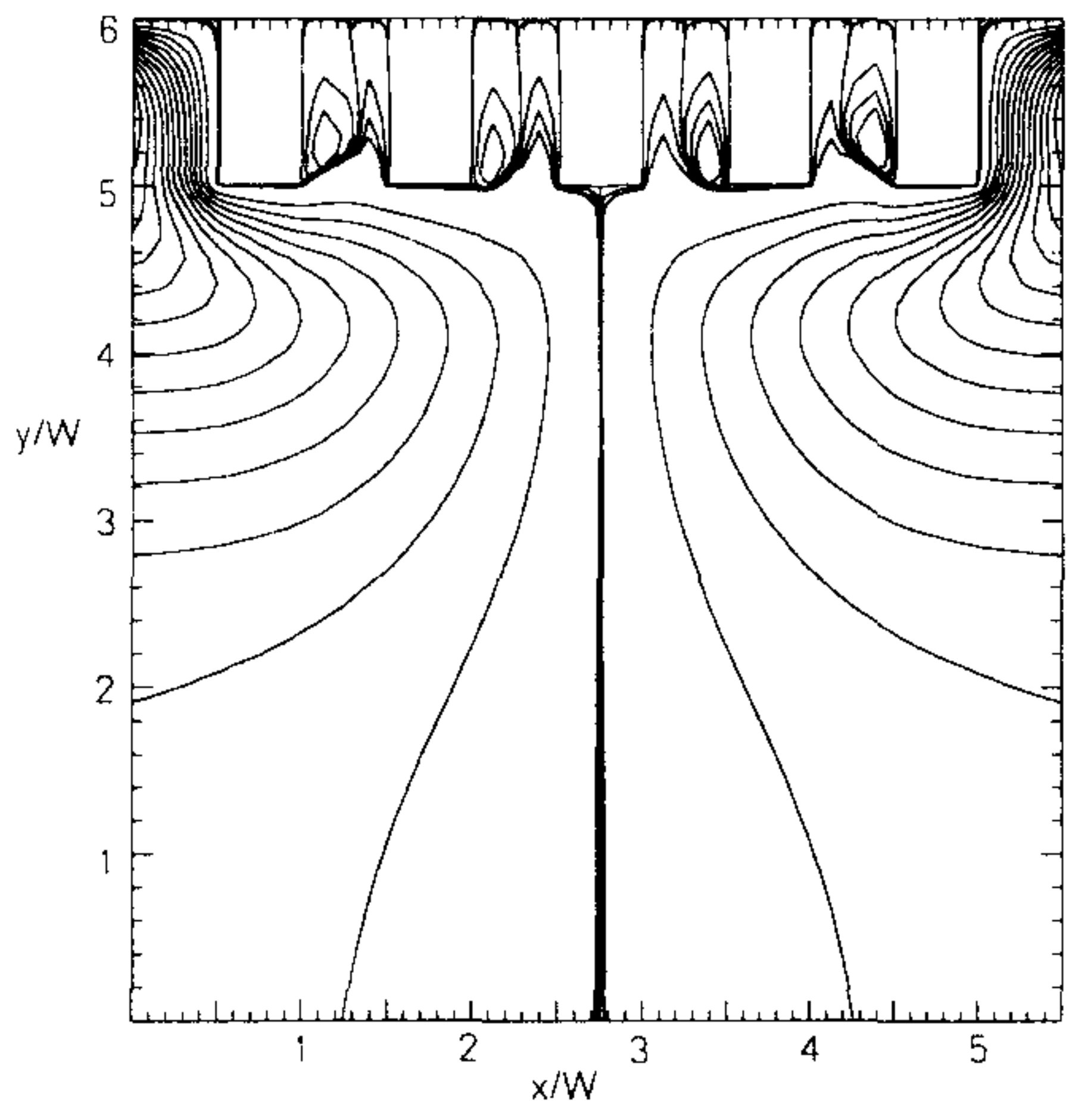
그림 5-19 각 경우의 형상비에서의 등온선( $Ra_w=1.14 \times 10^4$ )



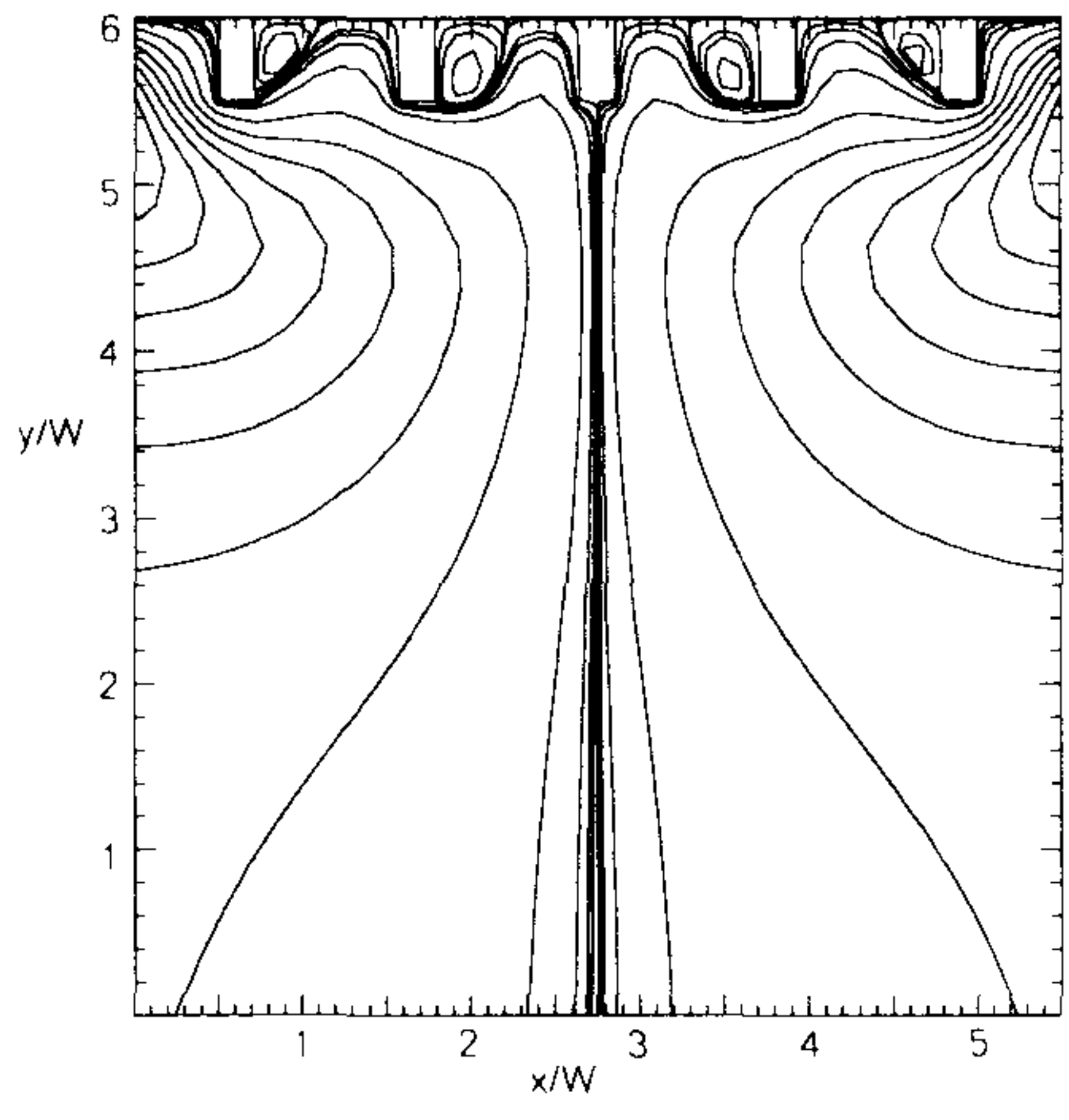
(a) case 1



(b) case 2



(c) case 3



(d) case 4

그림 5-20 각 형상비의 판에서의 유선( $Ra_w=1.14 \times 10^4$ )

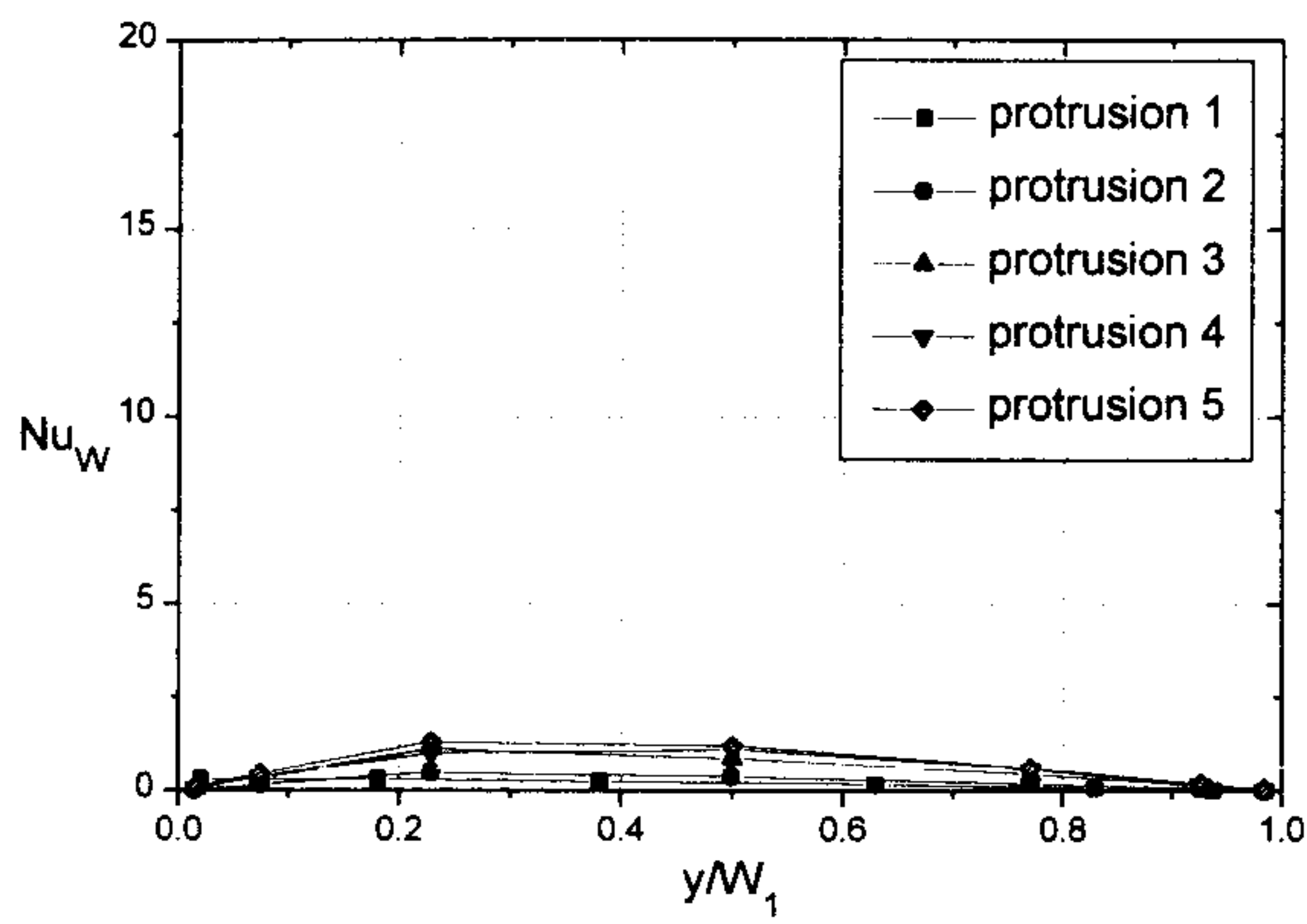
## 라. 수직핀의 강제대류

전자부품에서 많은 열이 발생할 경우에는 효과적인 냉각을 위해 강제로 바람을 불어줄 필요가 있다. 이 연구에서는 열원 위에 수직 그루브 핀을 달고 팬을 이용 강제로 바람을 불어 일으켜서 냉각시키는 경우를 연구하였다. 유체의 유동은 그림 5와 같이 중력방향으로 위에서 밑으로 일정한 유속을 가지고 이루어 지는 경우를 생각하였다. 그루브 핀의 형상은 자연대류와 같고 다만 일정한 속도의 유동이 위에서 밑으로 강제로 이루어 지는 것만 다르다.

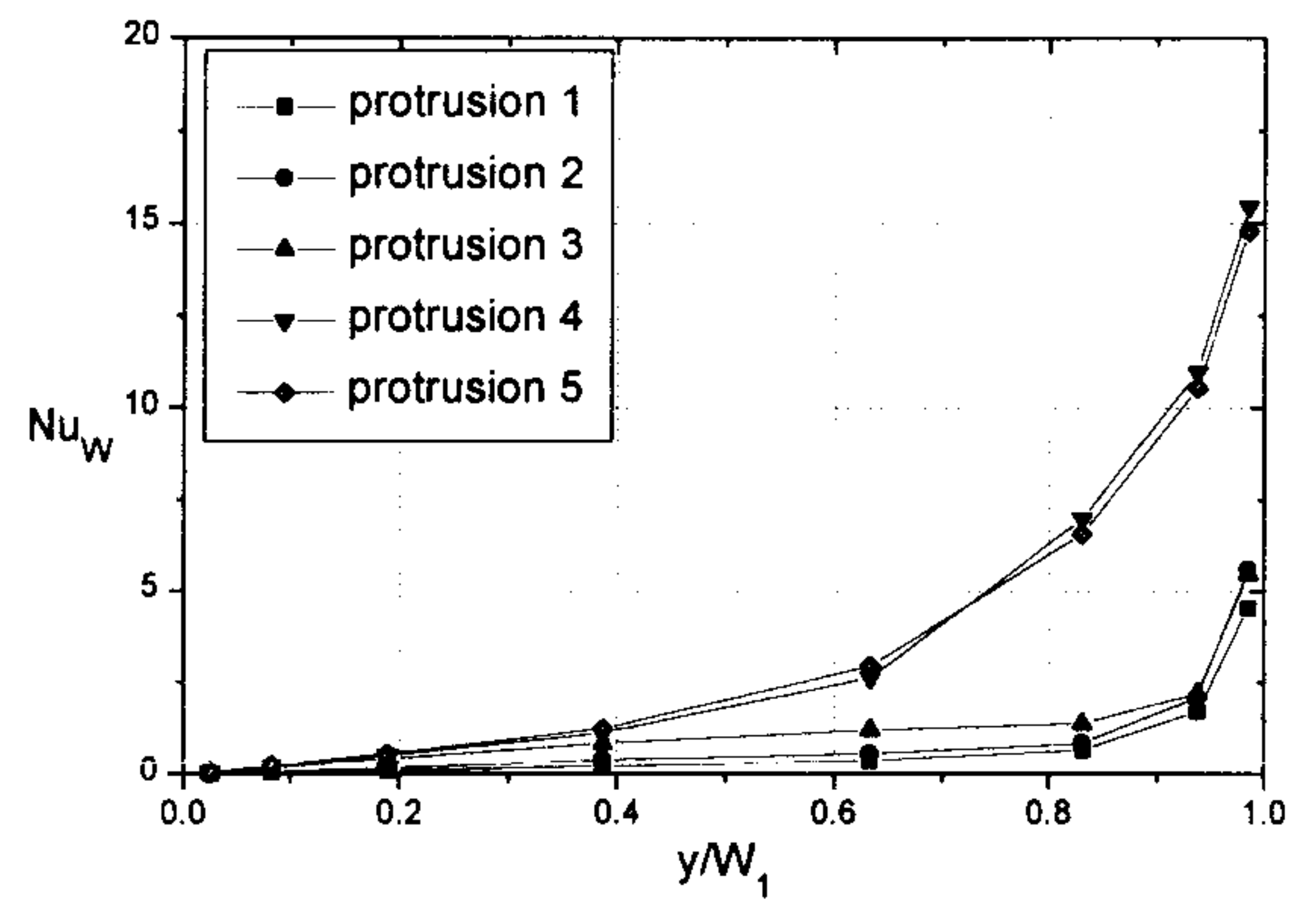
앞에 강제대류의 이론적 배경 및 접근 방법에서 기술한 바와 같이 강제대류인 경우는 불어주는 유동의 속도가 열전달에 많은 영향을 미친다. 그러므로 이에 관련된 무차원수인 레이놀즈수의 영향이 중요하다. 열전달은 속도에 관련된 레이놀즈수 이외에 열원의 온도와 시핀의 크기에 관련된 그라쇼프수 그리고 그루브의 형상비에 의존한다.

그루브의 형상비는 표 1에서 case1, case 2, case4에 대하여 송풍 속도를 0.5, 1, 2, 3 m/s로 변환시키며 그 영향을 관찰하였다. 또한 열원과 냉각유체의 온도차를 30, 60, 90 °C로 변화시켜 가며 그 영향 또한 관찰하였다. 공기중에서 한 피치의 길이(그림 5에서  $W$ )가 14 mm 일 경우이므로, 각 형상비(case1, case)의 핀에 대하여 레이놀즈수  $Re_w$ 는 446(0.5m/s), 892(1m/s), 1784(2m/s) 그리고 3568(3m/s)로, 그라쇼프수  $Gr_w$ 는 10936(30°C), 21872(60°C) 그리고 32808(90°C) 으로 변화시켜 가면서 각 인자의 영향을 관찰하였다.

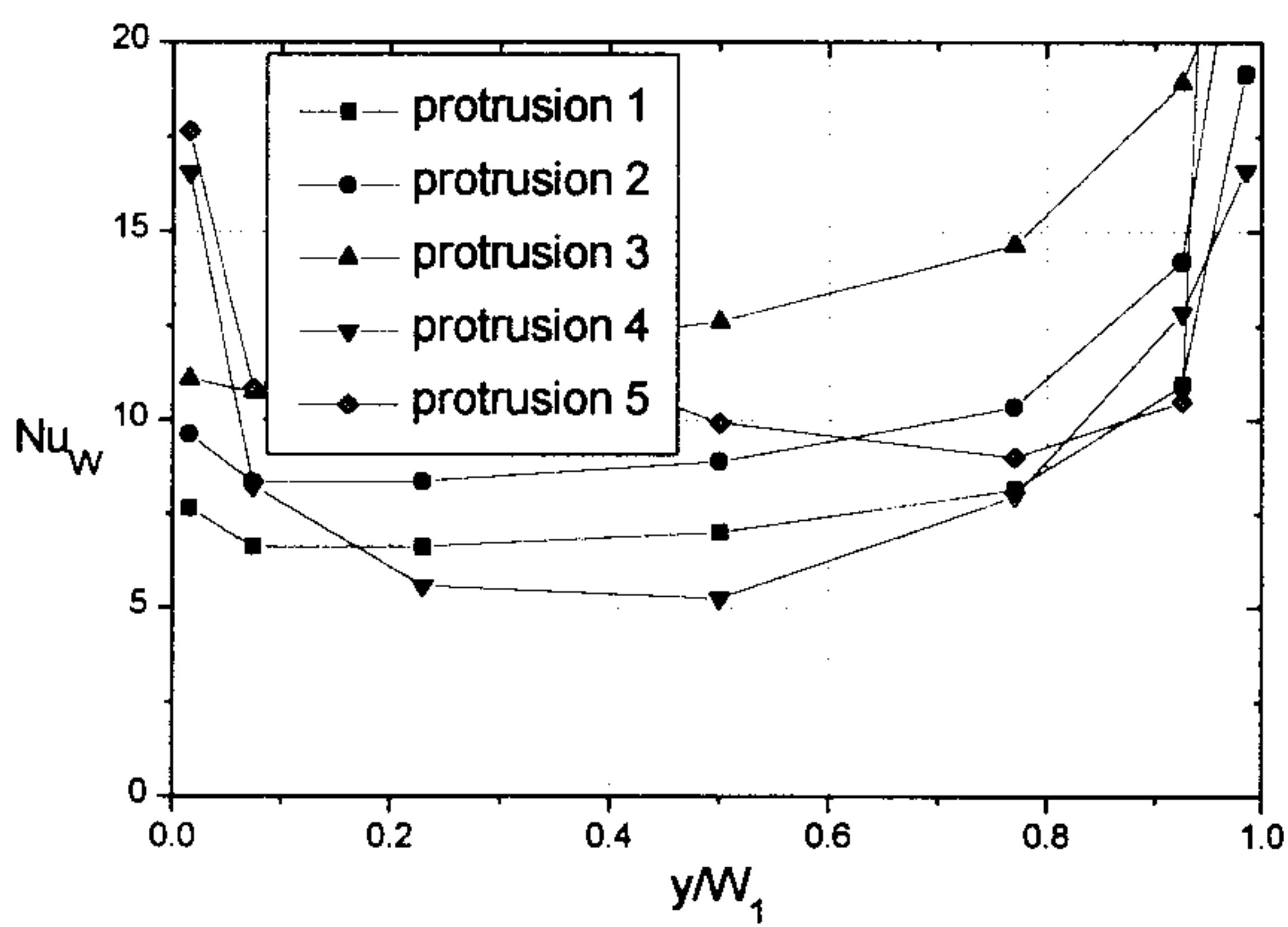
강제 대류일 경우 case 1의 그루브 핀의 각 면으로부터의 열전달량 분포를 알아 보기 위하여 각 면의 누셀수 분포를 그림 21



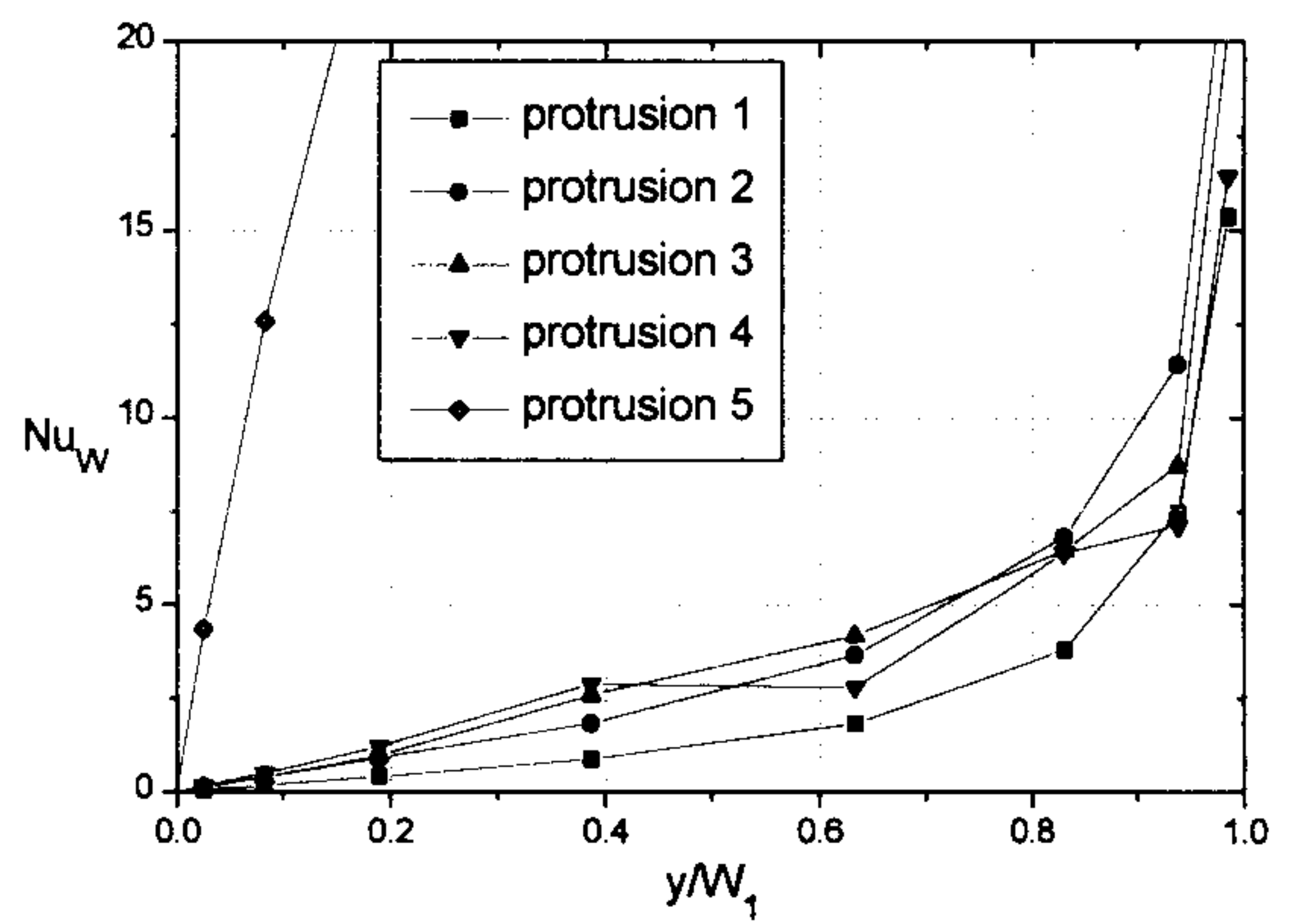
(a) the inner surface(I)



(b) the upper surface(II)



(c) the outer surface(III)



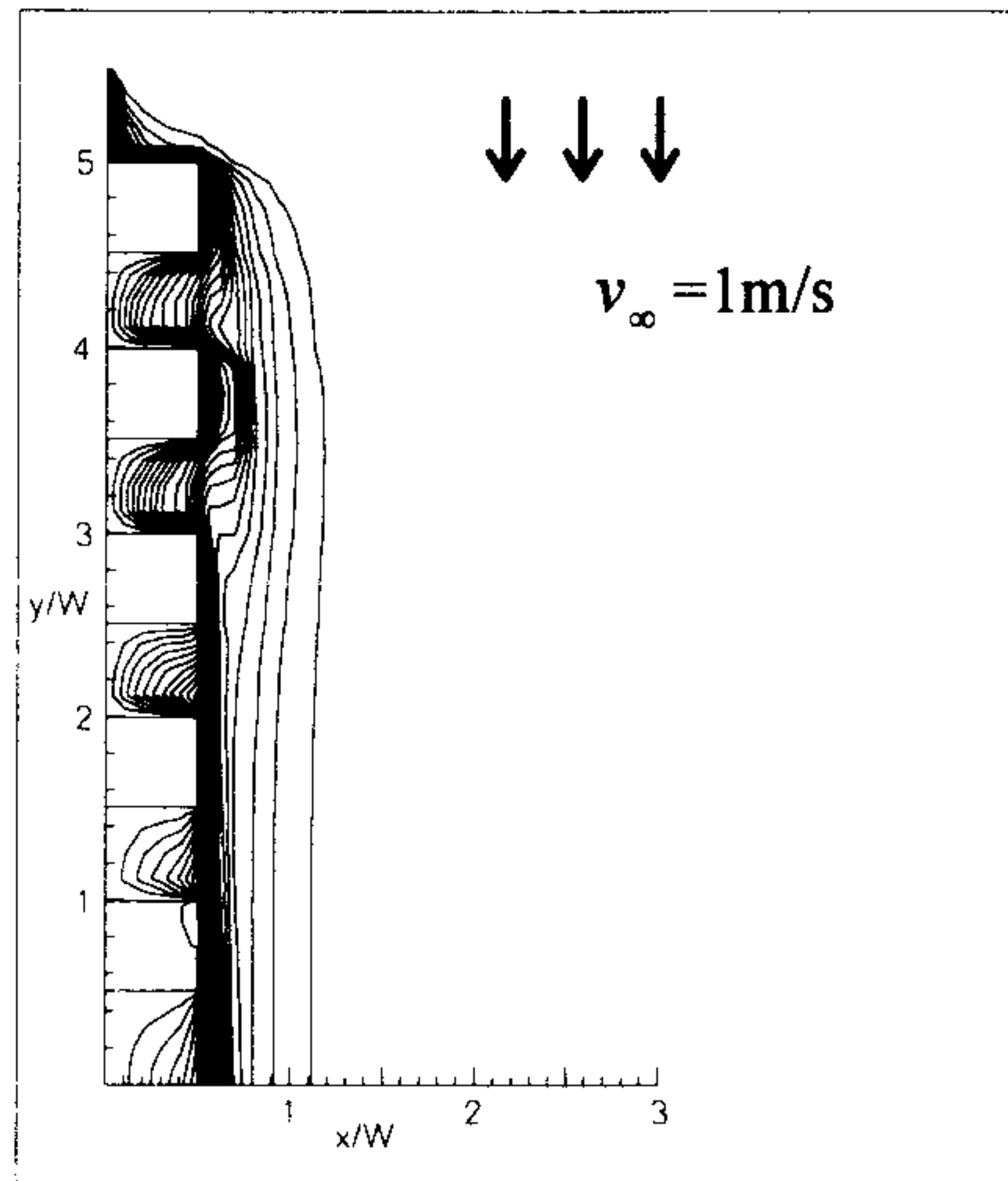
(d) the bottom surface(IV)

그림 5-21 각 피치(protrusion)의 각 표면에서의  $Nu_w$  분포(유속: 1m/s,  $Gr_w=21872$ , case 1)----protrusion과 표면의 번호는 그림 5-5 참조

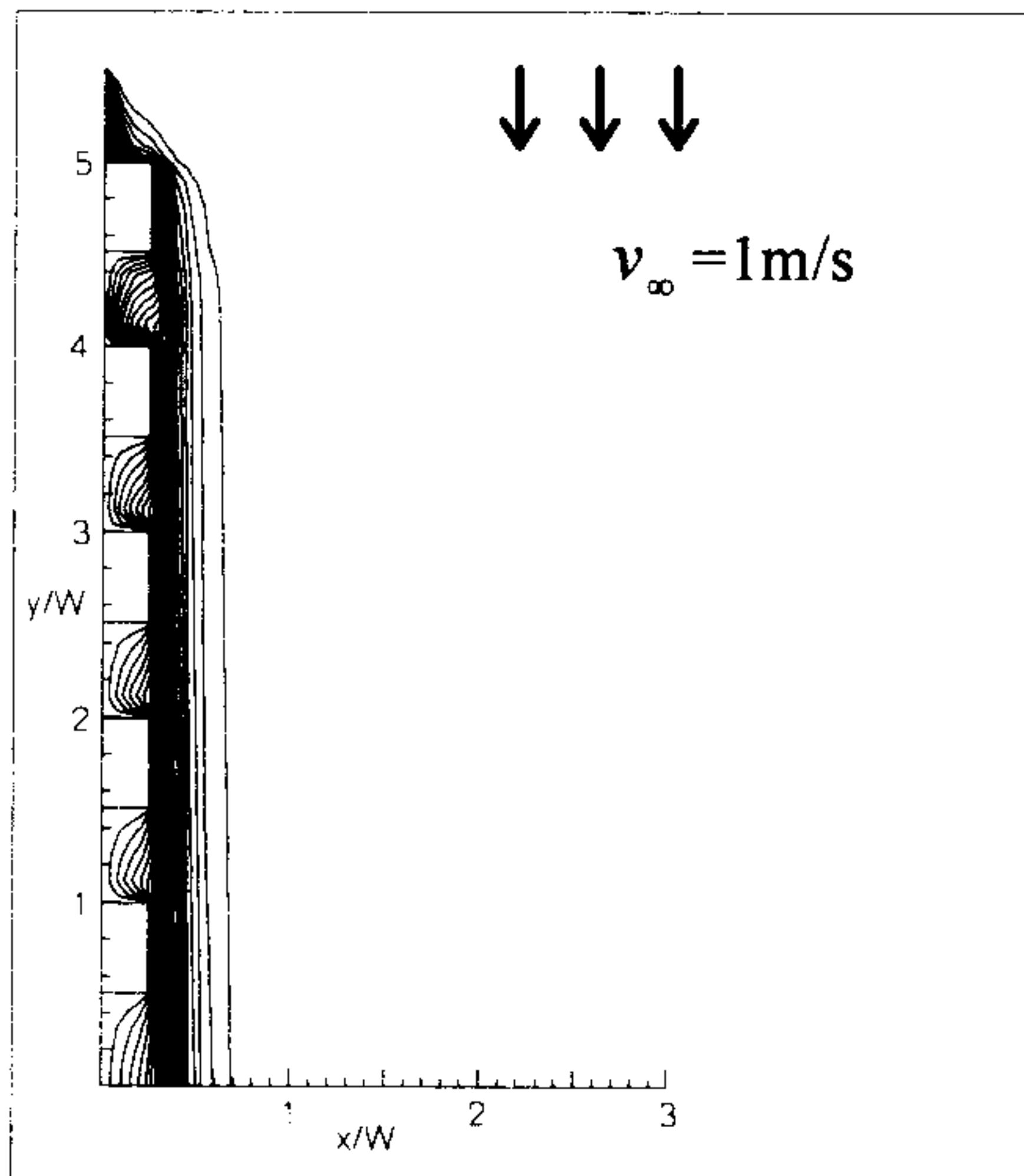


에 나타내었다. 각 면의 열전달량의 분포는 정성적으로 자연대류와 유사한 양상을 보이고 있다. 그러나 protrusion(pitch)의 번호가 올라갈수록(중력에 대하여 위 쪽으로) 열전달량이 떨어지는데 반하여 번호가 올라갈수록 바깥 면(III)에서는 열전달량이 올라가다 다시 떨어지고 그리고 다시 올라가는 등 복잡한 양상을 띠고 있다. 이것은 밑으로 내려오는 유동장이 어떤 지점에서 부력에 의해 올라가는 유동과 서로 만나 그 부분에서 회전유동이 생기는 등 복잡한 유동현상에 기인하는 것으로 보인다. 그림 22와 23은 속도 1m/s, 열원과 주위와의 온도차가 60 °C일 경우의 각 형상비에 따른 등온선과 유동의 형태를 나타낸 것이다. 그림 23의 유동장의 형태를 살펴보면(그루브 안의 유동장은 과장하여 나타내었다.) 4번째와 5번째의 그루브에서 핀의 표면에 멀리까지 큰 회전 유동이 자라는 것을 볼 수 있다. 부력에 위로 올라오는 유동과 혼합하여 이런 회전 유동이 생긴 것으로 생각된다. 만약  $Gr_x / Re_x^2 = 0.1924$  정도로 커진다면 이 회전 큰 유동이 계속 자라 경계층의 분리(separation)가 이루어진다고 보고 되어 있다[22]. 이 경우에는 그런 현상은 나타나지 않는다. 이때의  $Gr/Re^2=0.15$  정도이다. 만약 이 값 즉, 부력(Buoyancy)과 관성력(Inertia force)의 비가 0.225보다 작다면 자연대류에 의한 열전달량은 강제대류에 대한 열전달량의 5%보다 작다[23].

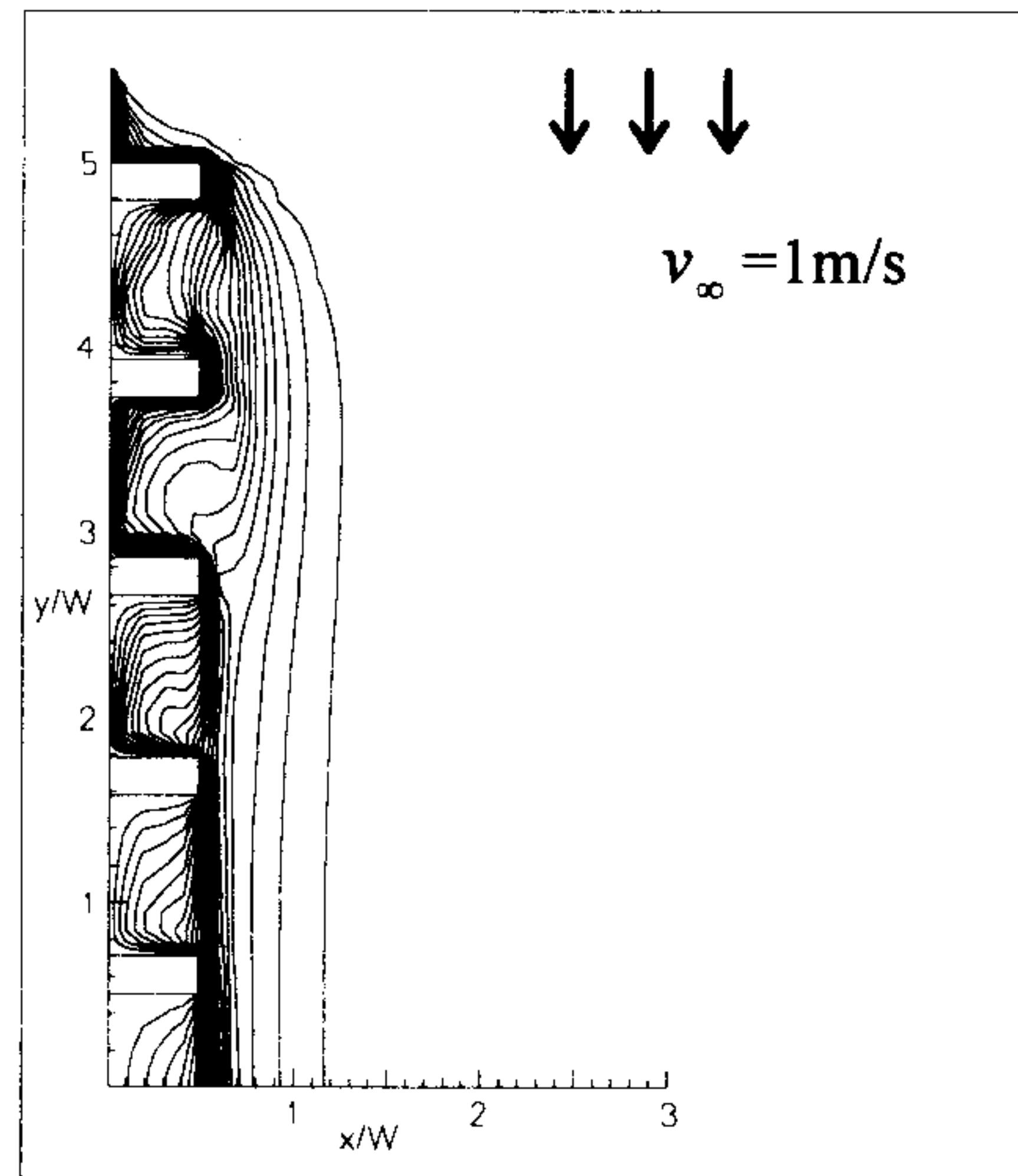
그림 24 와 25는 case 1의 수직핀에서  $Re_w$ (속도)에 따른 등온선과 그때의 유선을 나타내고 있다. 속도가 증가함에 따라 열전달이 잘 이루어지고 전체적으로 열경계층(thermal boundary layer)이 벽면으로 더 가깝게 붙으며 얇아지고 또한 그루브 깊숙이 침투한다는 것을 알 수 있다. 그림 25의 유선은 속도가 더 커질 때에도



(a) case 1

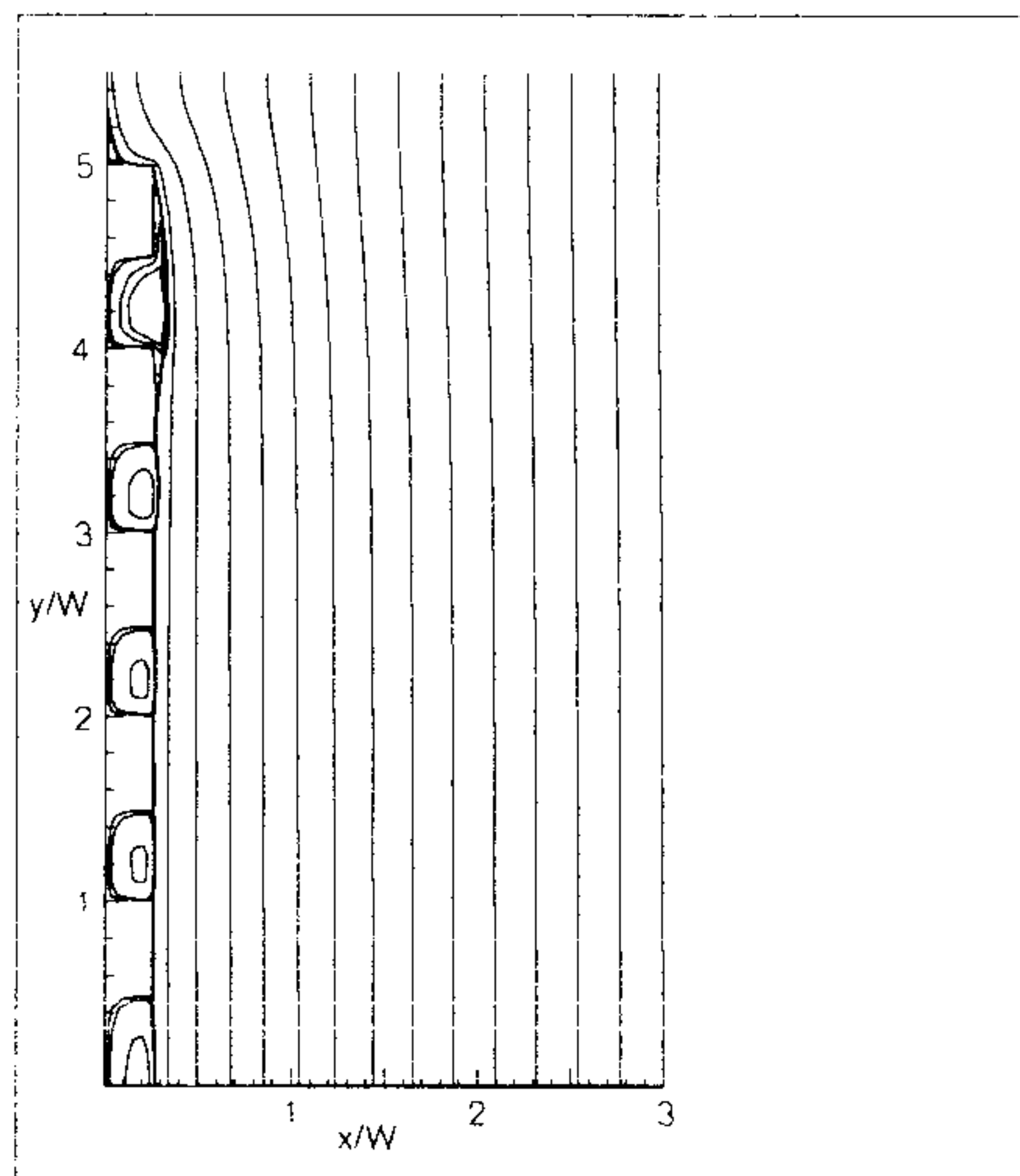
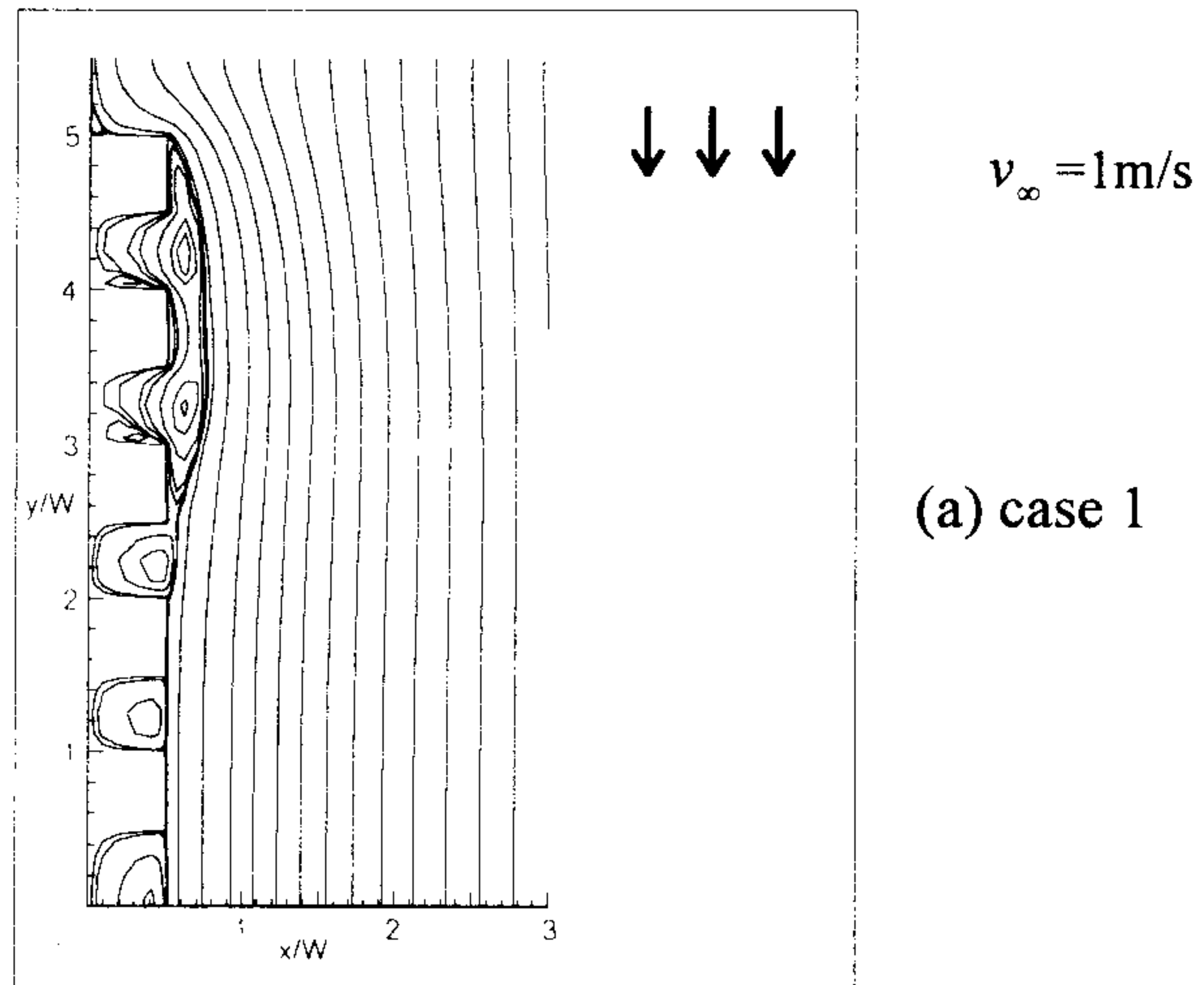


(b) case 2

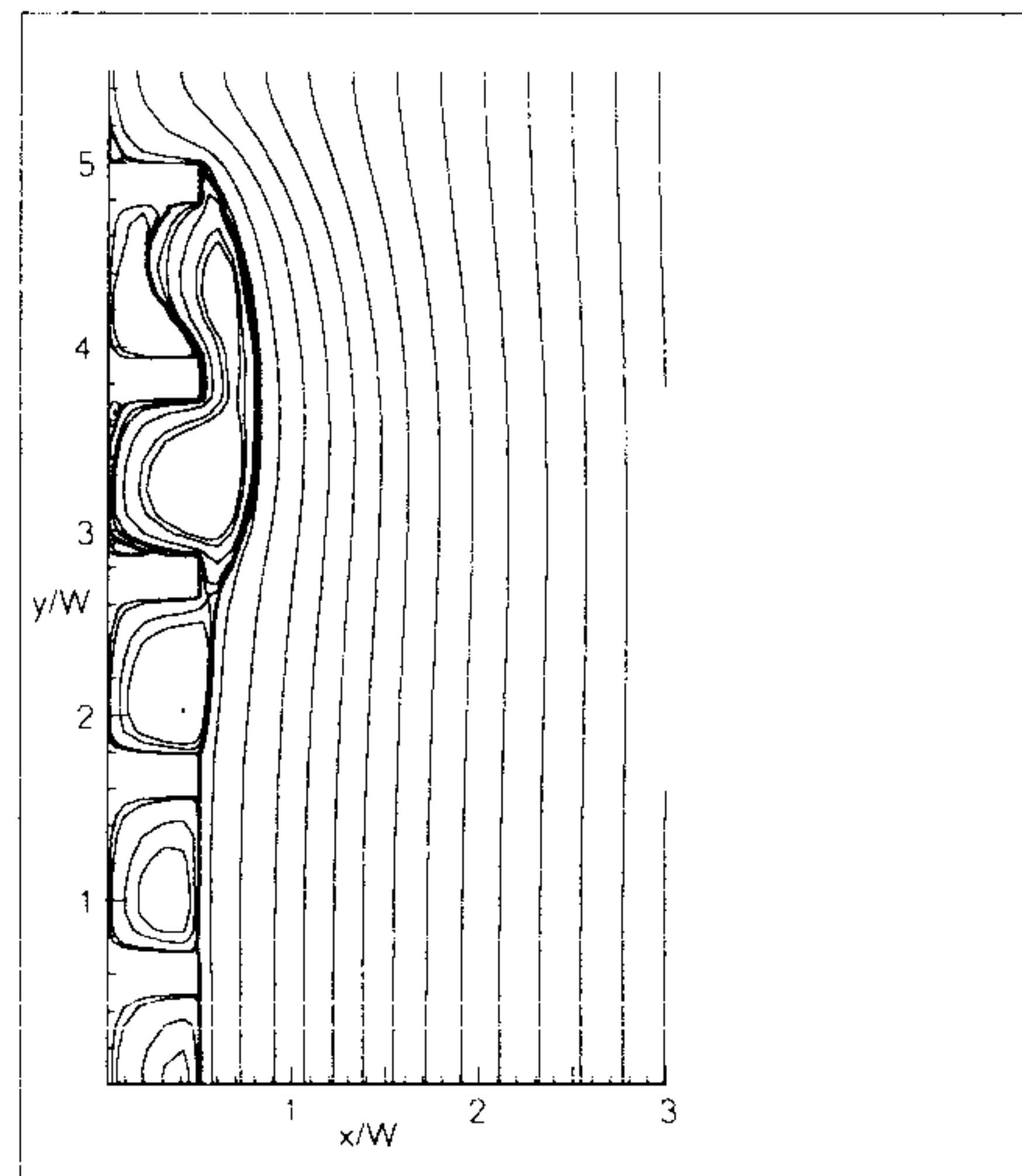


(c) case 4

그림 5-22 각 형상비의 수직 핀에서의 등온선  
(유속: 1 m/s - $Re_w=892$ , 온도차: 60°C)

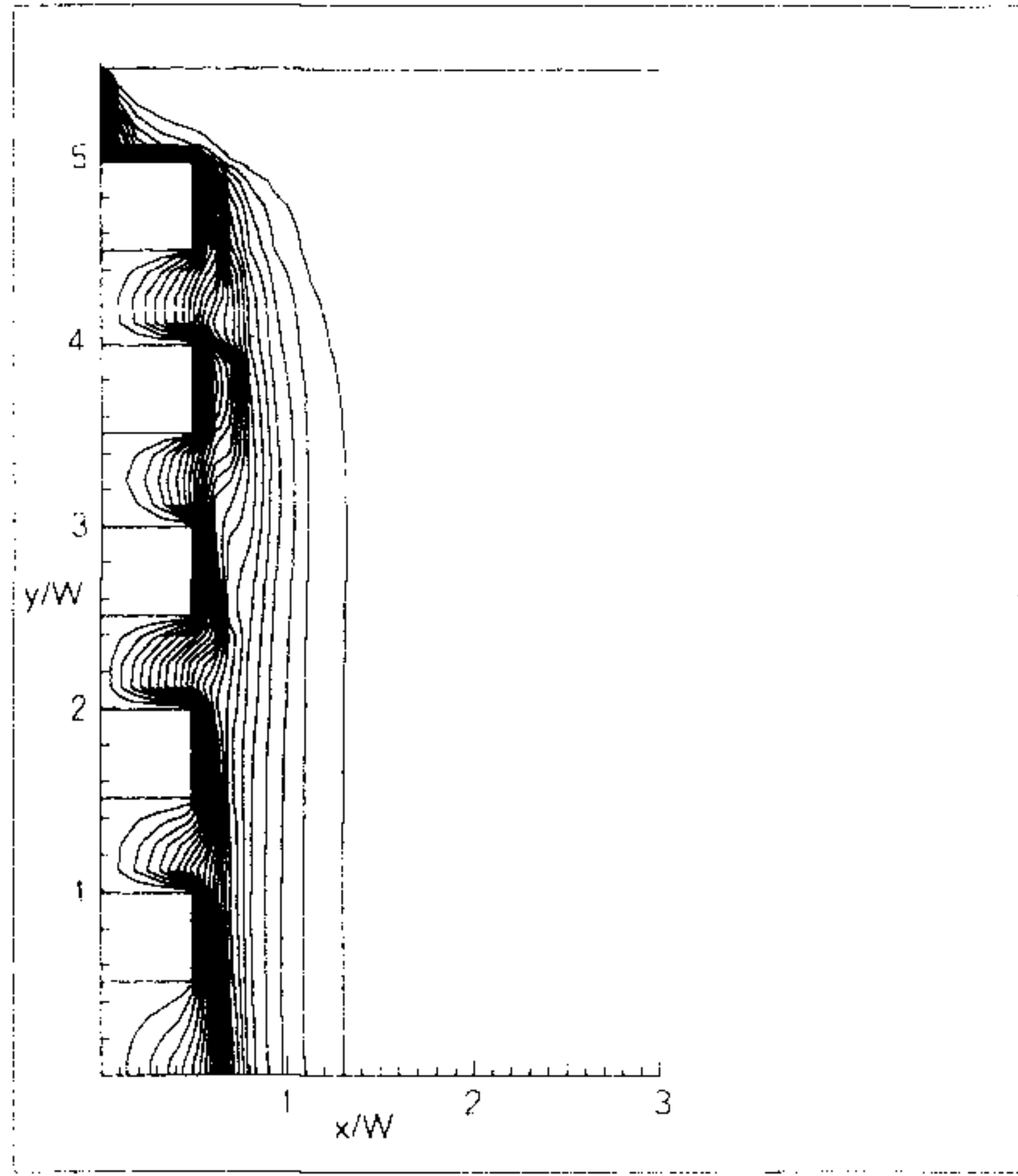


(b) case 2

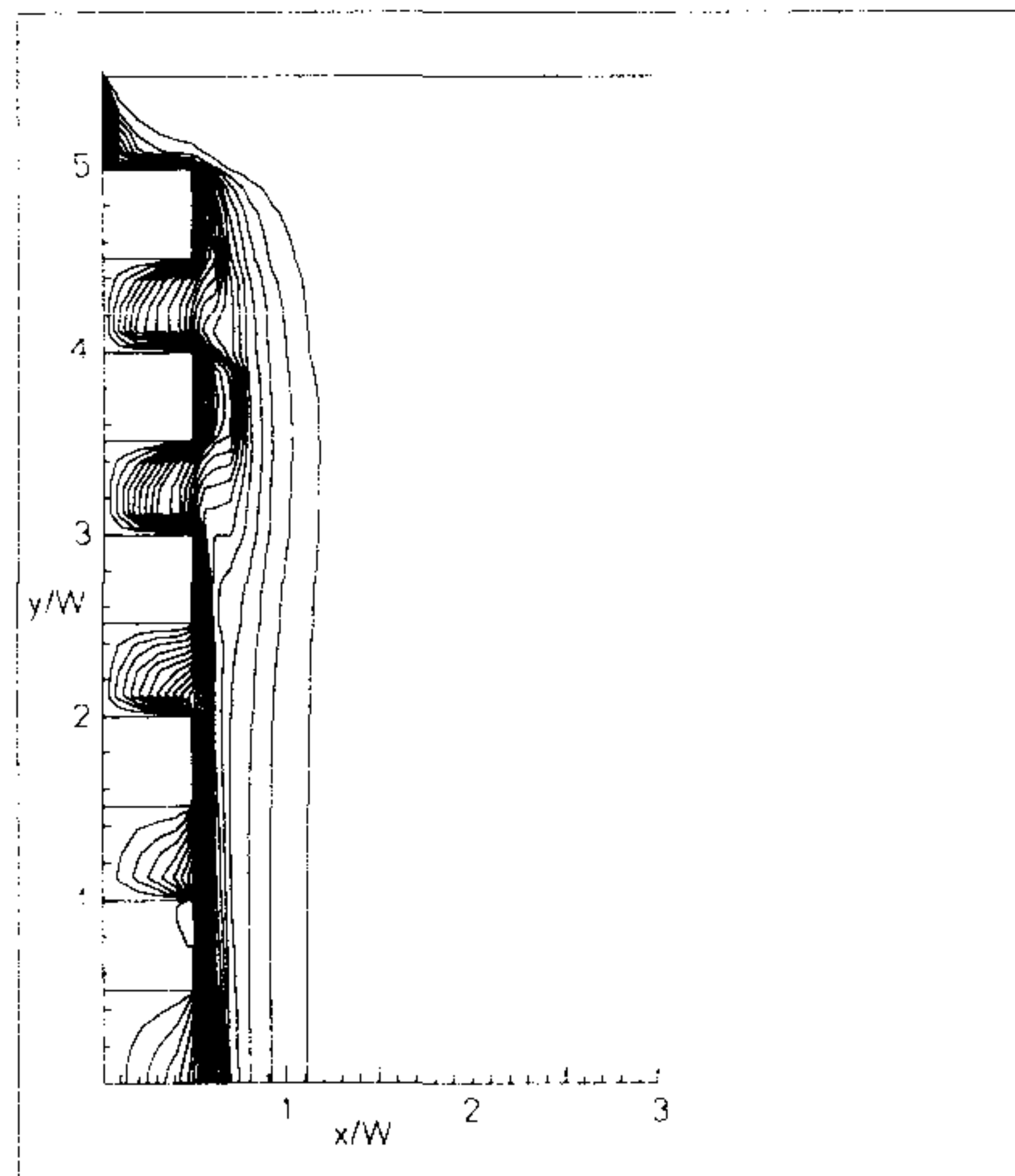


(c) case 4

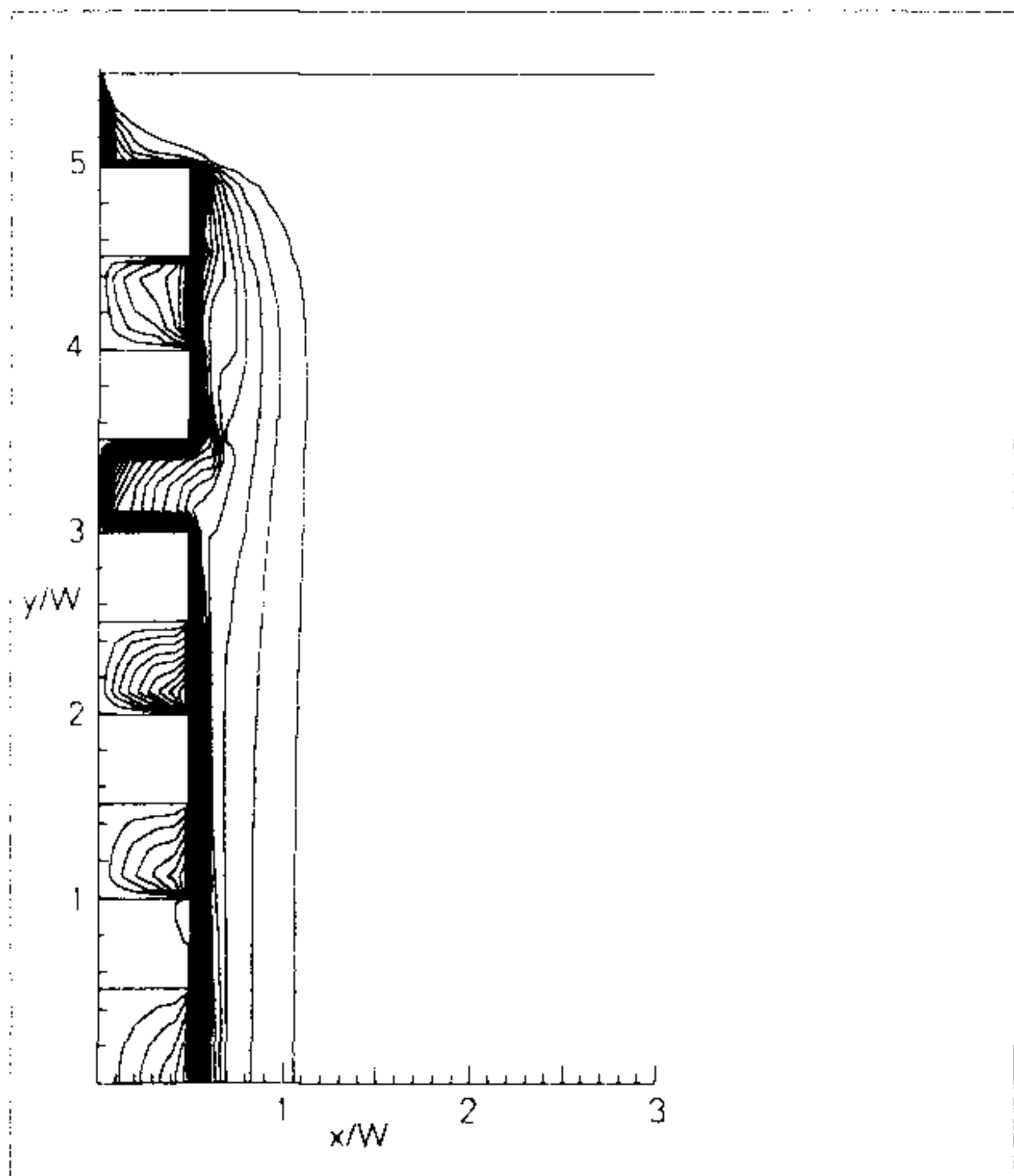
그림 5-23 각 형상비의 수직 판에서의 유선  
(유속: 1 m/s - $Re_w=892$ , 온도차: 60°C)



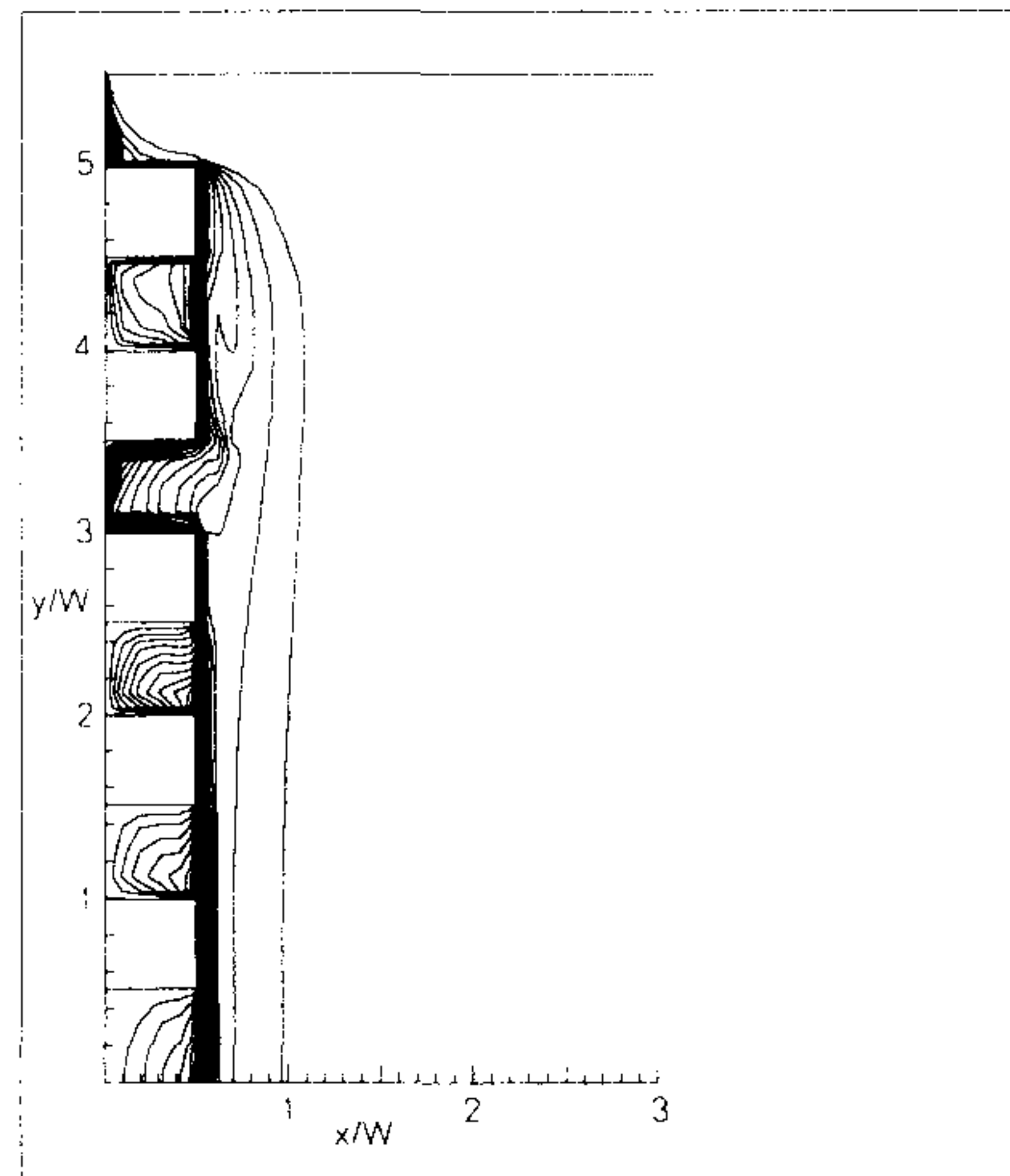
(a)  $Re_w=446(0.5\text{m/s})$



(b)  $Re_w=892(1\text{m/s})$

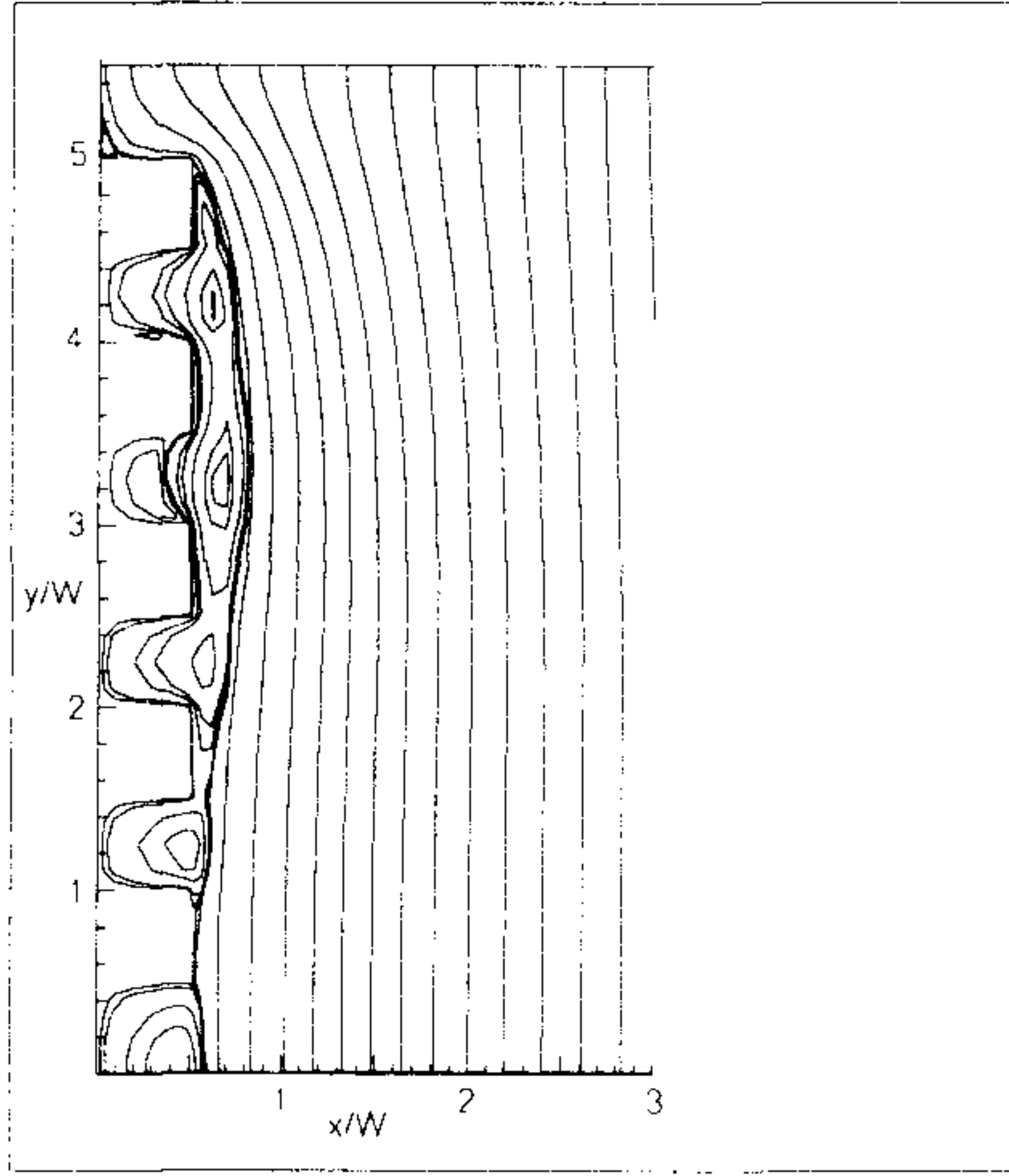


(c)  $Re_w=1784(2\text{m/s})$

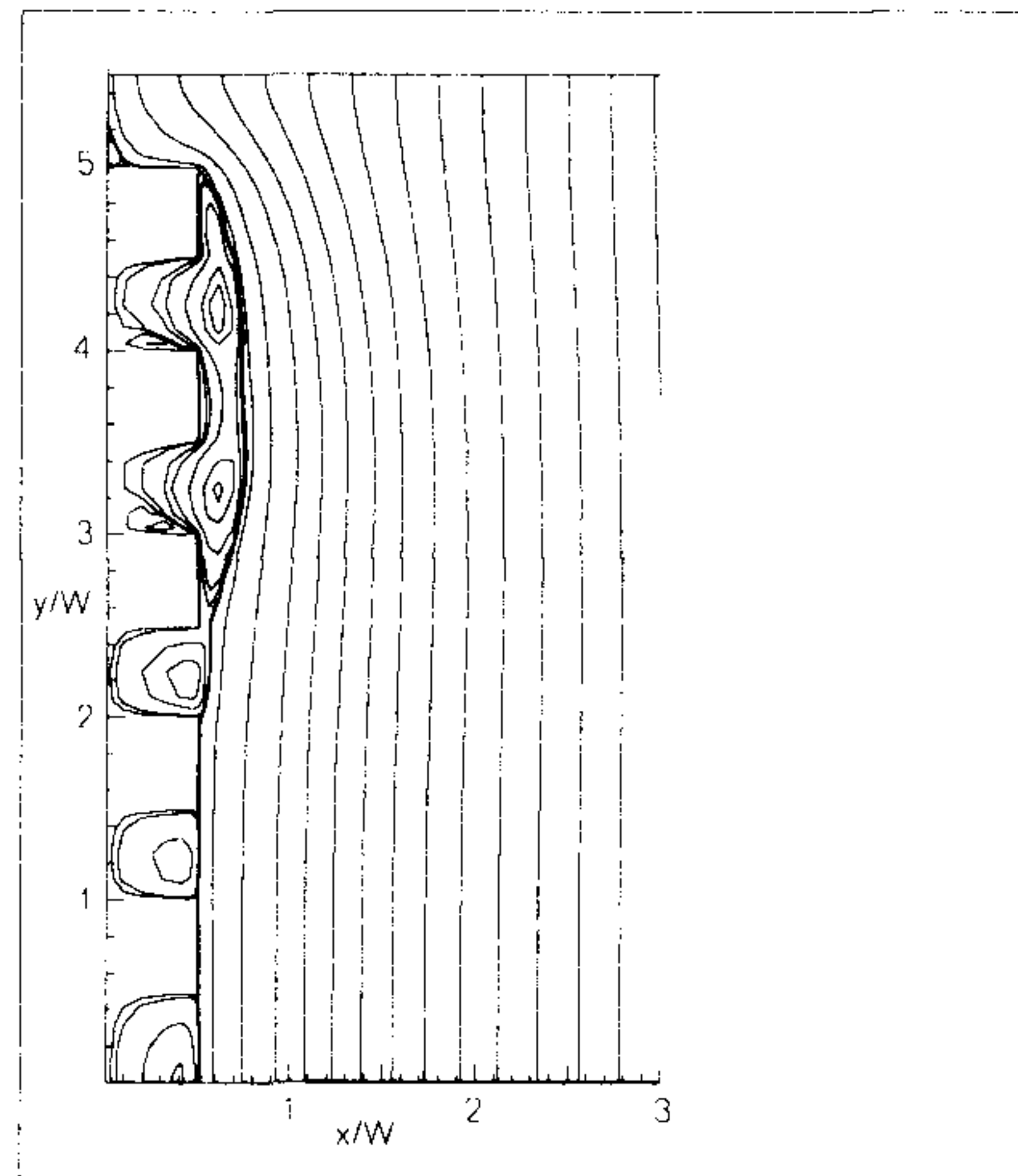


(d)  $Re_w=3568(3\text{m/s})$

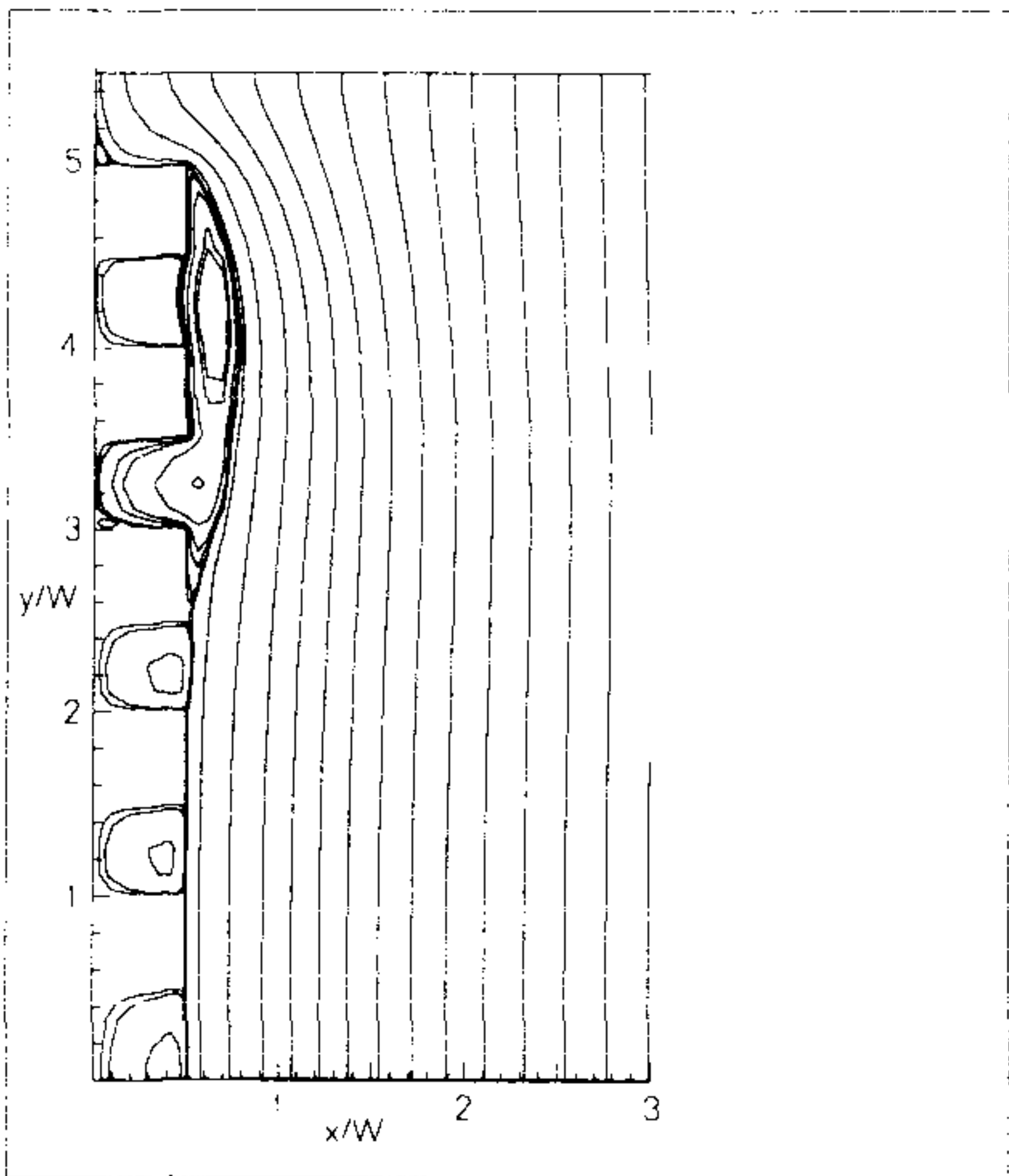
그림 5-24  $Re_w$ 수(속도) 변화에 따른 등온선(case 1)



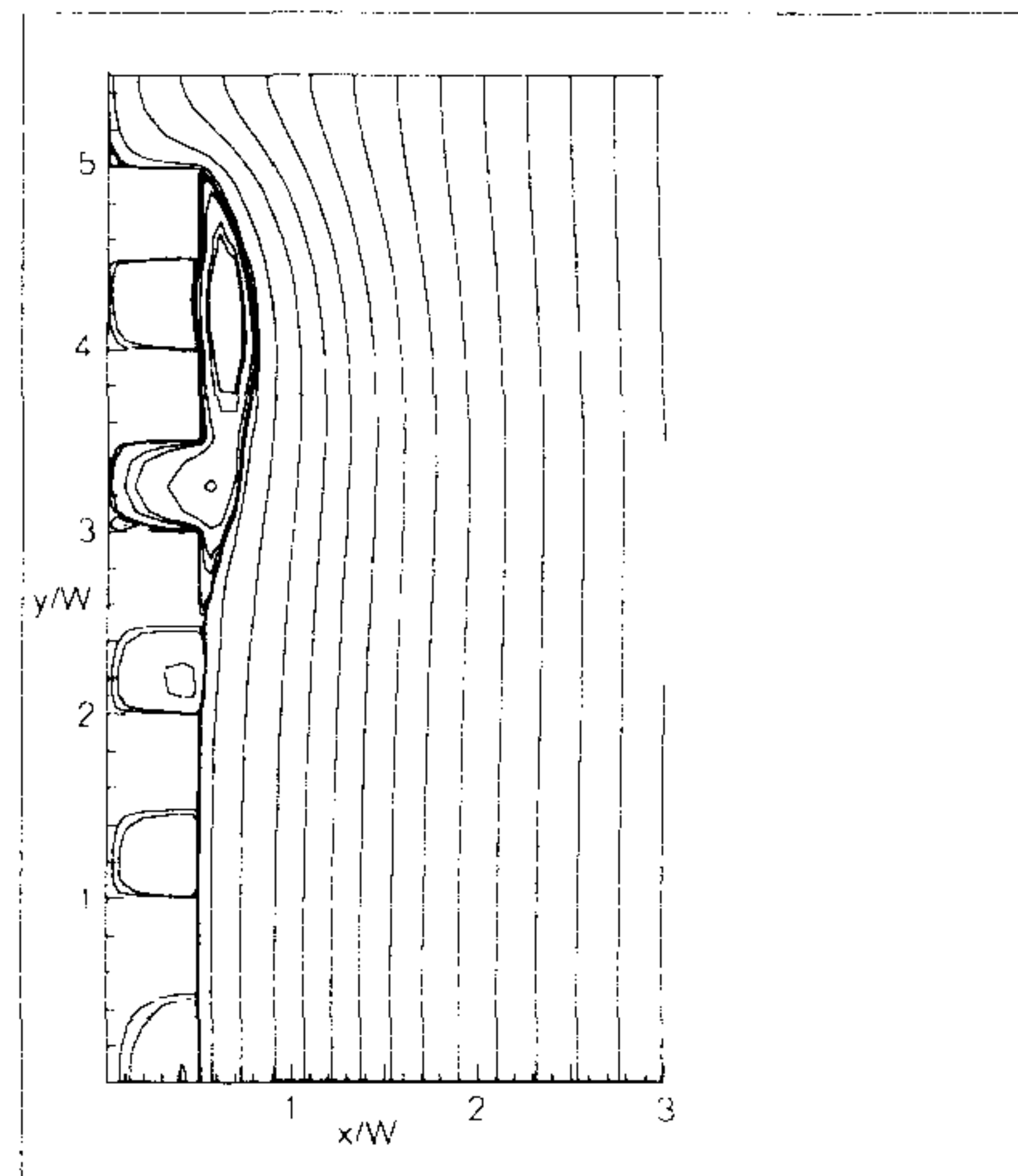
(a)  $Re_w=446(0.5\text{m/s})$



(b)  $Re_w=892(1\text{m/s})$



(c)  $Re_w=1784(2\text{m/s})$



(d)  $Re_w=3568(3\text{m/s})$

그림 5-25  $Re_w$  수(속도) 변화에 따른 유선(case 1)



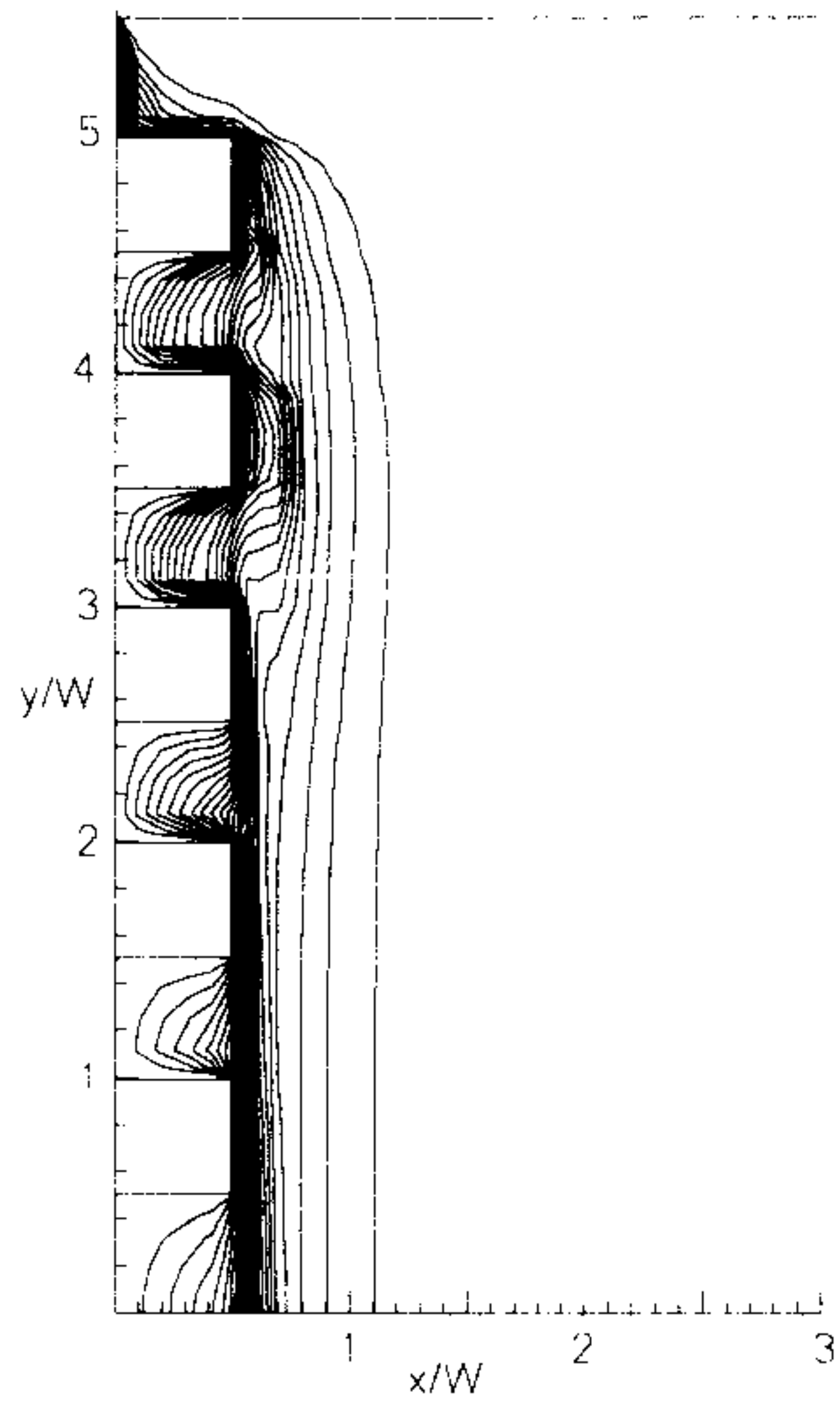
유선 사이의 간격이 같은 것은 간격의 절대차가 서로 다르다는 것을 의미한다. 경계층(momentum boundary layer)이 속도가 커질수록 벽면에 달라붙으며 부력에 의해 분리되려고 하는 경향을 없앤다. 즉 부력에 의한 영향이 줄어든다.

각 인자에 따른 열전달량의 크기 변화를 계산하여 표 3에 나타내었다. 이 표에 나타난 열전달량은 단위깊이당 총열전달량을 열전도계수( $k$  : thermal conductivity)와 벽면과 주위 유체와의 온도차 ( $T_w - T_\infty$ )의 곱으로 나누어 무차원한 값이다.

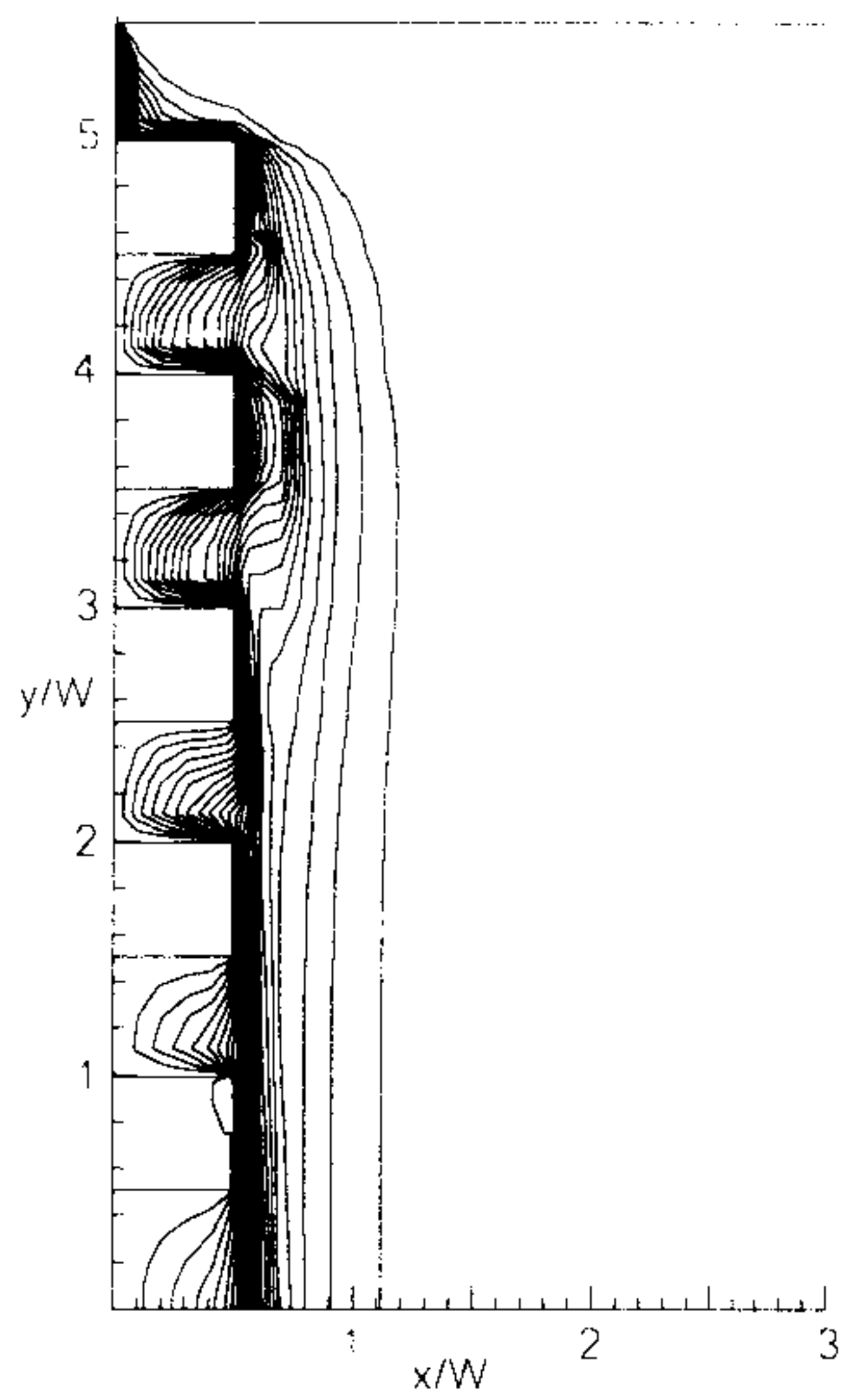
표 5-3 강제대류시 각 인자에 대한 무차원 열전달량( $q/k\Delta T$ )

그루브 형상에 따른 각 경우	그라쇼프수 ( $Gr_w$ )	유속(Reynolds 수 변화) m/s			
		0.5 m/s (446)	1 (892)	2 (1784)	3 (3568)
case 1 (square) $H/W=0.5$ $W_2/W=0.5$	10936(30°C)	38.5	62.7	96.9	146
	21872(60°C)	37.1	62.7	96.8	146
	32808(90°C)	29.8	62.7	96.7	146
case 2 $H/W=0.25$ $W_2/W=0.5$	10936(30°C)	31.9	46.5	68.4	104
	21872(60°C)	30.3	46.0	45.5	104
	32808(90°C)	25.1	45.5	67.9	104
case 4 $H/W=7/15$ $W_2/W=0.2$	10936(30°C)	42.1	66.4	102	156
	21872(60°C)	40.6	66	102	156
	32808(90°C)	40.5	66.6	102	156
vertical flat plate	10936(30°C)	34.2	47.4	55.6	60.2
	21872(60°C)	32.3	47.3	55.6	60.2
	32808(90°C)	30.1	47.2	55.6	60.2

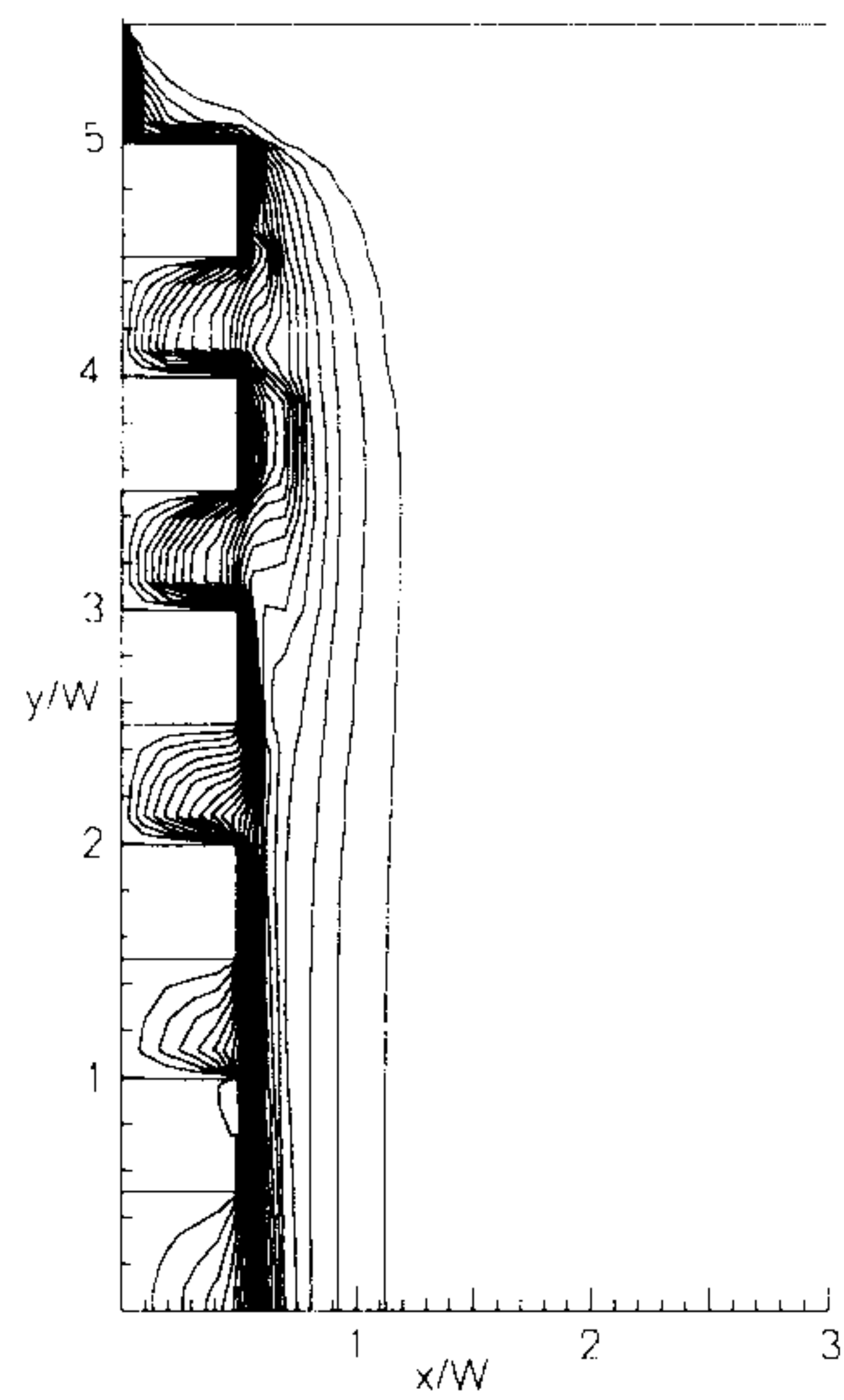
이 표를 살펴보면 여러 가지 사실들을 알 수 있다. 우선 형상비에 따르는 열전달량을 살펴보면 case 2 → case 1 → case 4의 순서로 열전달량이 좋으며 유속이 증가할수록 그 차이는 커진다. 접촉표면적을 살펴보면 case 1과 case 4는 같고 형상만 다르다면 case 2는 접촉표면적이 다른 것들보다 적다. 대체적으로 모두 그루브를 만들지 않았을 경우보다 열전달량이 많으나 유속이 작은 0.5 m/s에서는 수직평판보다 열전달량이 그렇게 많지 않았고 case 2의 경우는 거의 같거나 오히려 약간 작았다. 즉, 속도가 클수록 그루브를 만든 효과가 증대되는 것을 알 수 있다. 레이놀즈수에 따르는 열전달량의 변화는 case 4가 가장 민감하고 case 1, case 2 그리고 평판(flat plate)순으로 나타났다. 그라쇼프수 변화(온도차 변화)에 따른 열전달량을 살펴보면 유속이 0.5m/s일 경우를 제외하고 무차원 열전달량은 거의 변하지 않았다. 이것은 온도차로 무차원한 값이므로 절대 열전달량은 온도차에 따라 선형적으로 변한다는 것을 알 수 있다. 또한 이것은 부력항에 의한 자연대류의 영향이 미미하다는 것을 알 수 있다. 즉, 유속이 1 m/s 이상일 경우에는 열전달에 관여하는 자연대류의 역할이 미미하고 강제대류만의 문제라고 생각할 수 있다. 그러나 유속이 0.5 m/s일 경우에는 부력에 의한 자연대류의 영향을 무시할 수 없어서 그라쇼프수가 커지면 송풍방향의 반대로 자연대류에 의한 유동이 일어나 송풍에 의한 주유동을 방해하여 열전달을 떨어뜨린다. 그라쇼프수에 의한 변화를 자세히 살펴보기 위하여 그림 26에는 송풍속도 1 m/s일 경우의 그라쇼프수의 변화에 의한 등온선을 나타낸 것이다. 이 경우 그라쇼프수에 의한 등온선 분포의 변화는 없다. 이것은 무차원 등온선이므로 등온선의 형태가 같다는 것은 절대값이 온도에 따라



(a)  $Gr_w=10936$

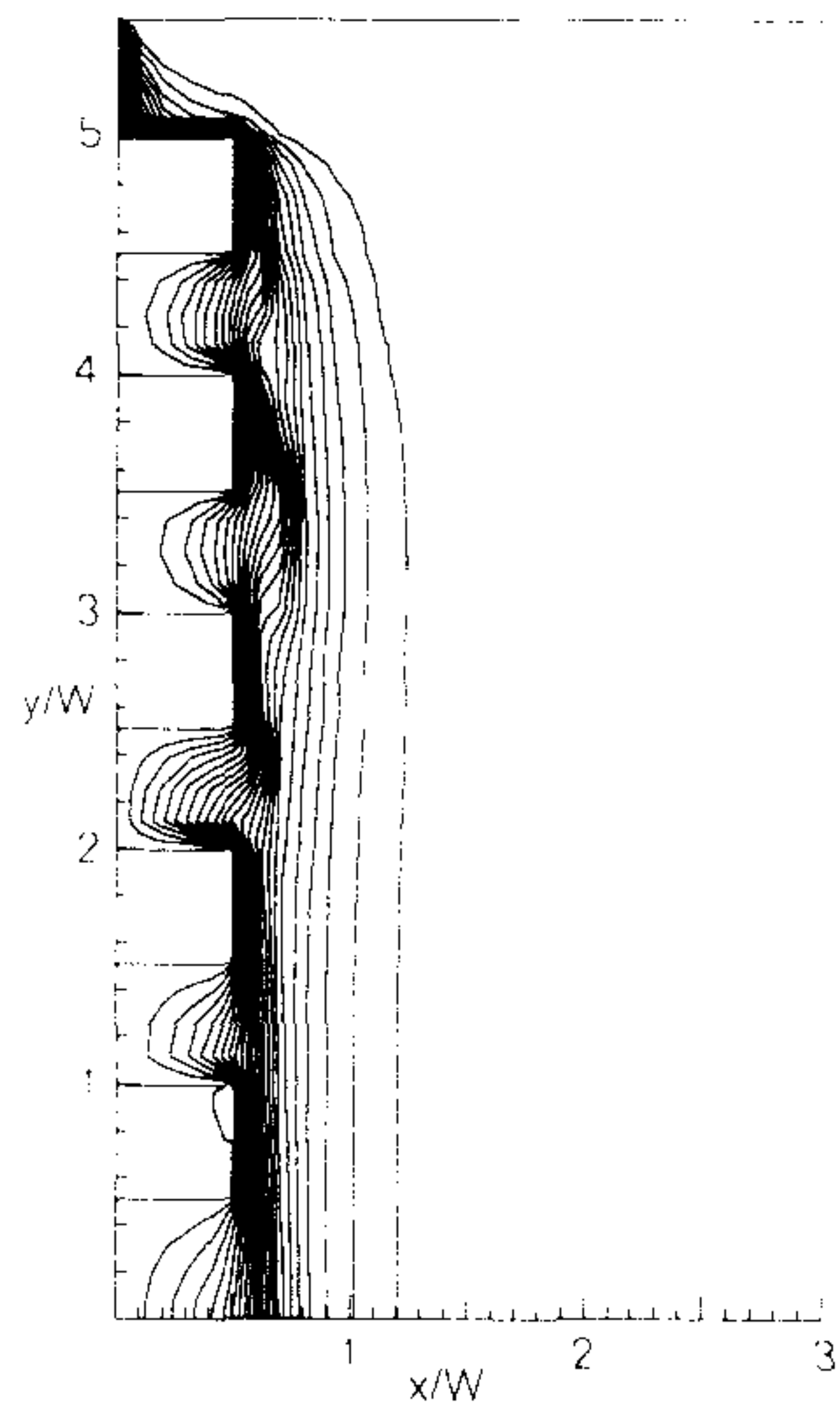


(b)  $Gr_w=21872$

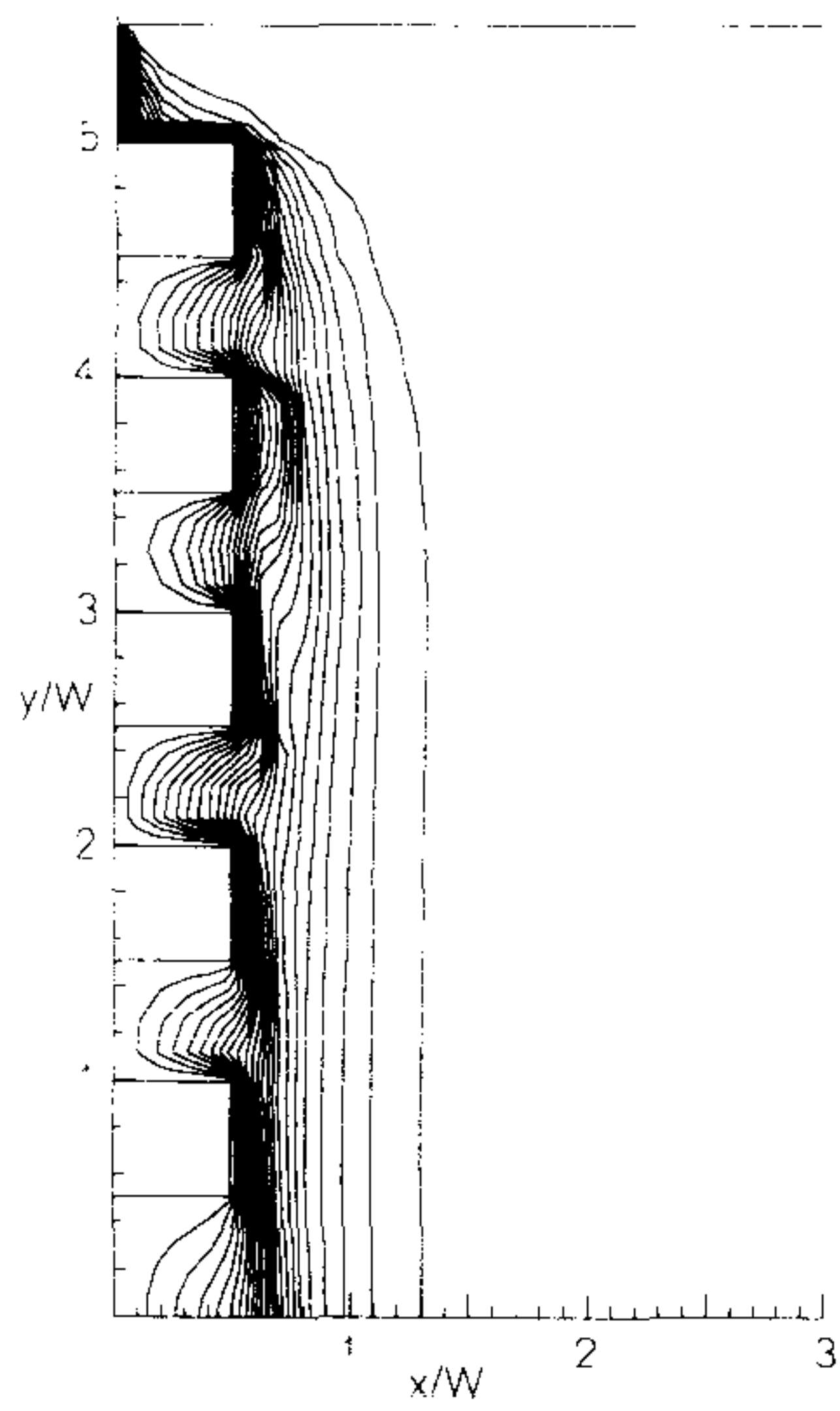


(c)  $Gr_w=32808$

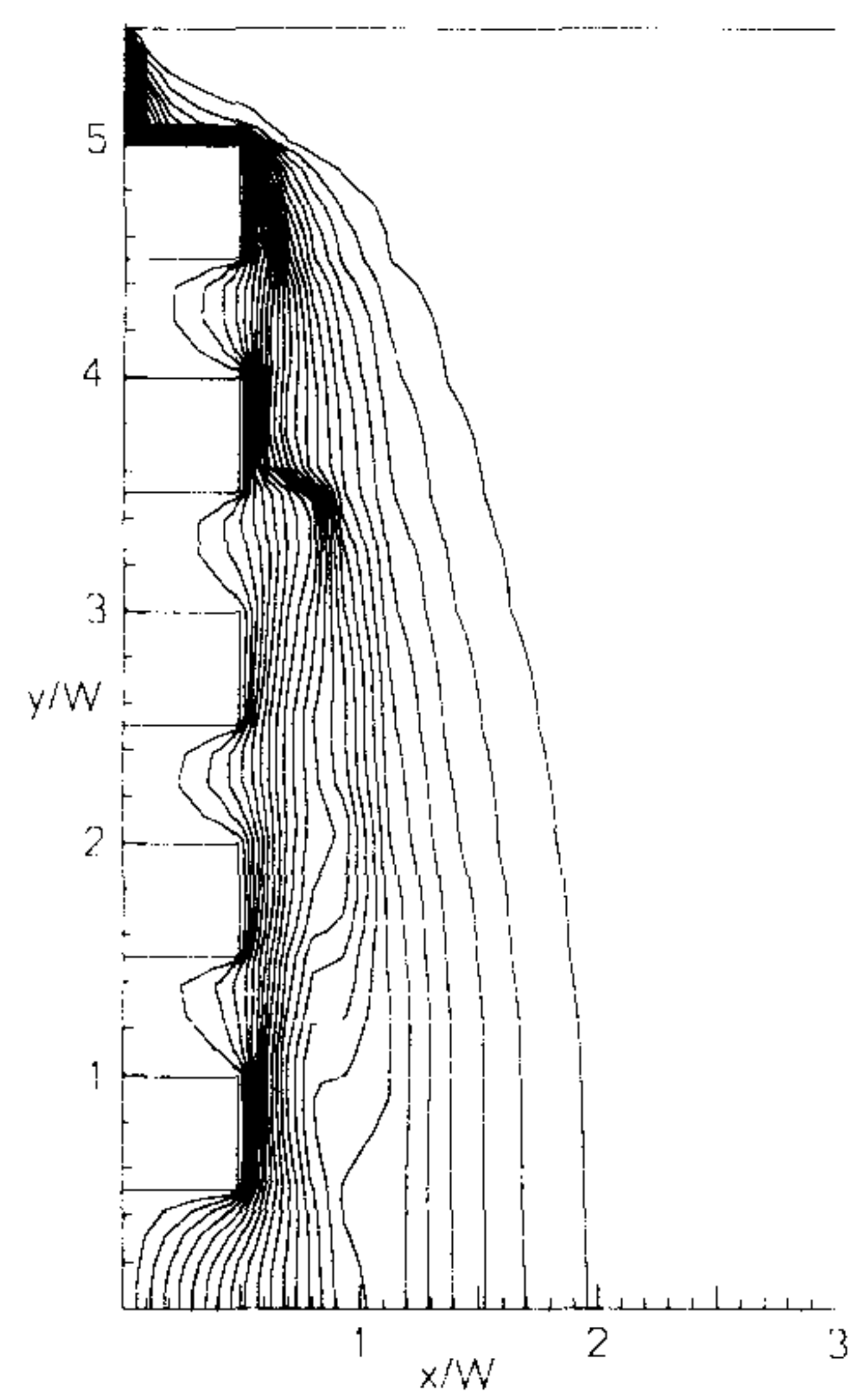
그림 5-26 유속이 1m/s일 경우의 case 1의 그라쇼프수 변화에 따른  
등온선



(a)  $Gr_W=10936$

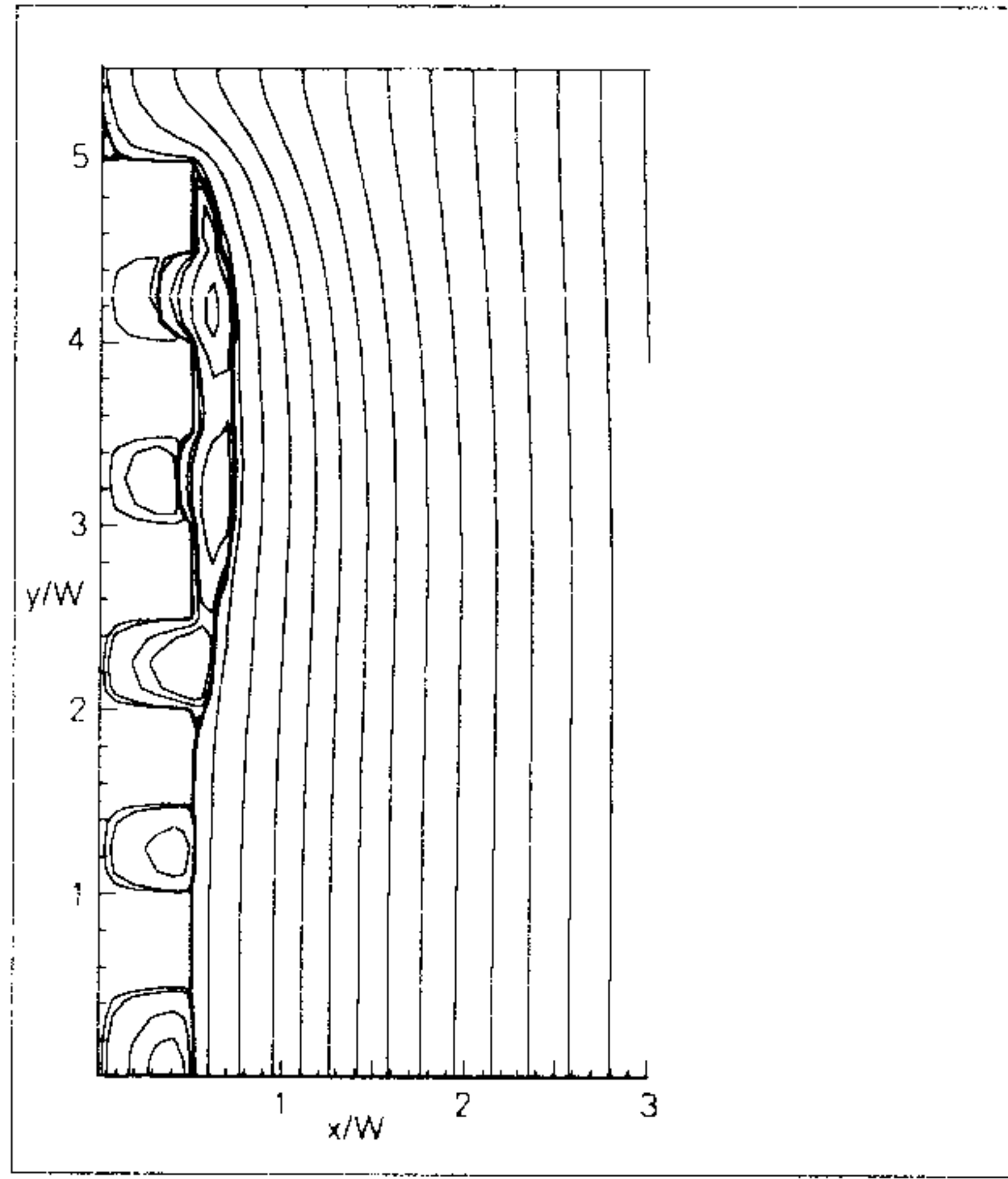


(b)  $Gr_W=21872$

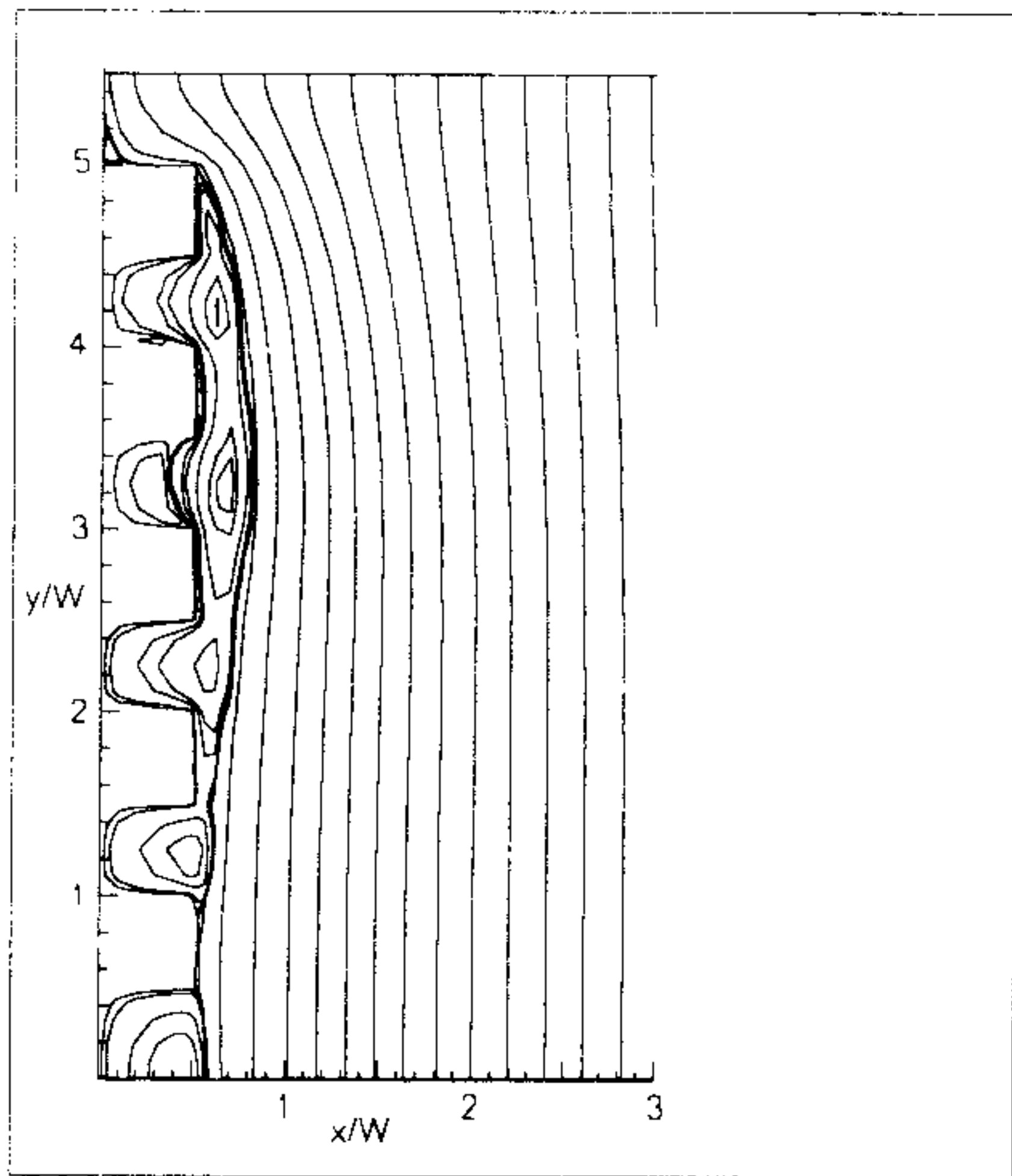


(c)  $Gr_W=32808$

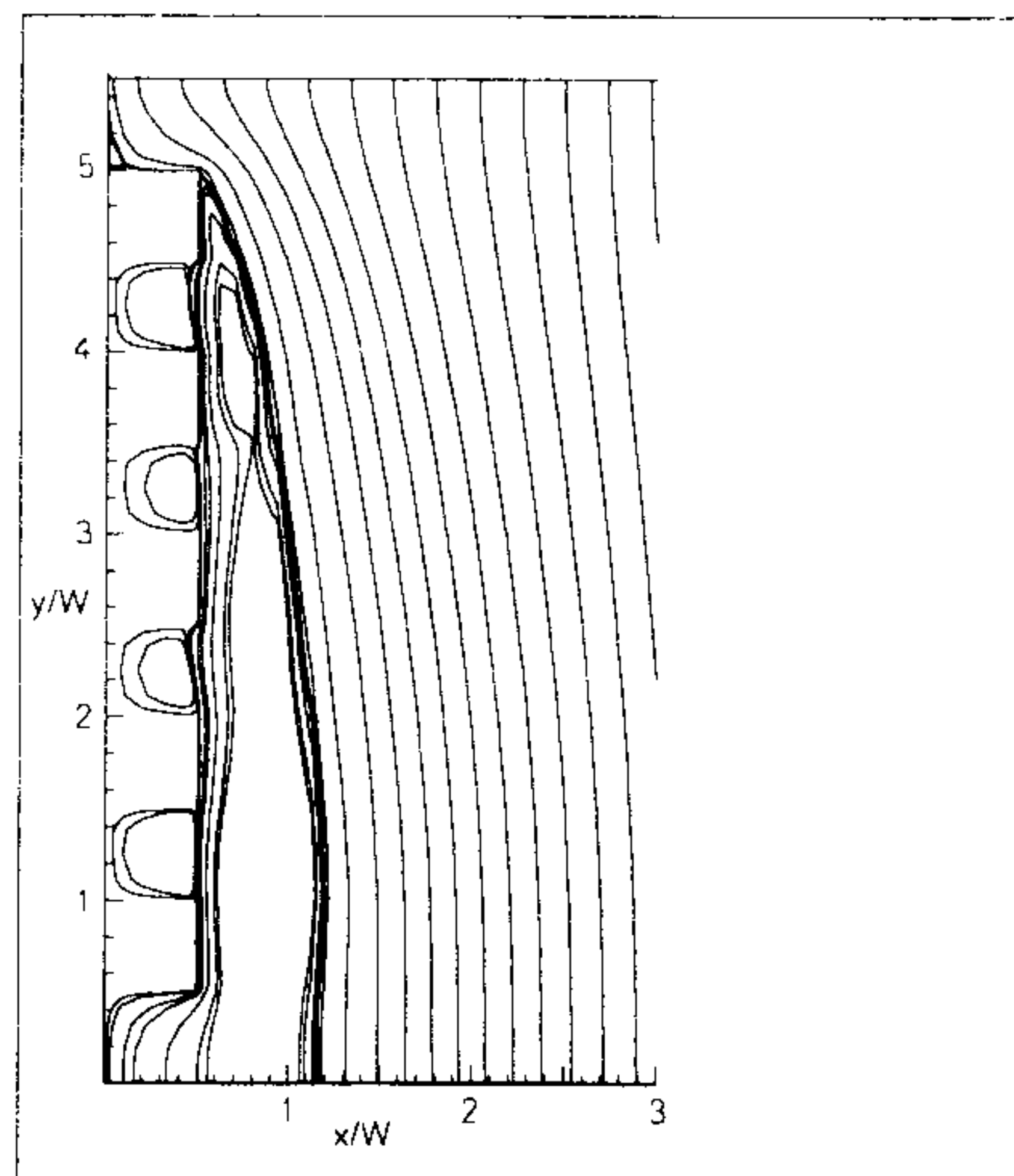
그림 5-27 유속이 0.5 m/s일 경우 case 1의 그라쇼프수에 따른 등온선



(a)  $Gr_w=10936$



(b)  $Gr_w=21872$



(c)  $Gr_w=32808$

그림 5-28 유속이 0.5 m/s일 경우 case 1의 그라쇼프수에 따른 유선



선형적으로 변한다는 의미이다. 그러나 속도가 0.5m/s인 경우 case 1의 등온선을 살펴보면(그림 27 참조) 등온선 분포가 그라쇼프 수에 따라 다르다는 것을 알 수 있다. 그라쇼프 수가 증가함에 따라 열경계층이 두터워지며 그루브 깊숙히 등온선이 침투를 하지 못하는 것을 알 수 있다. 이것은 부력에 의하여 유동의 반대방향으로 힘이 작용하여 주유동을 방해하기 때문에 이런 현상이 일어난다. 더 자세히 관찰하기 위하여 그림 28에 유속 0.5m/s시 case 1의 유선을 그라쇼프 수에 따라 나타내었다. 경계층이 자라 (c)의 그라쇼프 수가 32808인 경우에는 경계층의 분리(separation)가 나타나고 있다. 이 경우의 핀 전체 길이에 대한  $Gr/Re^2=0.9$ 로 매우 크며 이 경우에는 참고문헌[22,23]에서 보는 바와 같이 경계층 분리가 일어나며 자연 대류의 영향이 크다는 것을 알 수 있다. 그라쇼프수 변화에 의한 영향은 형상비에 따라 다르며 case 4는 주어진 레이놀즈수에서 그 영향이 미미하며 수직평판, case 2 그리고 case 1의 순서로 영향이 크다. case 1과 case 2에서는 유속이 0.5m/s이고 그라쇼프수가 32808일 경우에는 부력에 의해 주유동이 방해 받아 오히려 평판보다 열전달량이 떨어진다. 강제대류시 본 연구 조건에서 case 4의 형상비가 가장 열전달량에 좋다는 것을 알 수 있었다.

#### 4. 결론

본 연구에서는 접촉 면적을 늘이기 위하여 열원에 사각 그루브의 핀을 달아 자연대류를 이용하여 전자부품을 냉각시킬 때 여러 가지 형상비에 대하여 열전달량을 비교하였고 핀의 부착 위치에 따라 수직핀, 상향 수평핀, 하향 수평핀으로 나누어 연구하였다. 또한 Rayleigh 수가 증가함에 따라 형상비에 따른 열전달량이 어떻게 달라지는지를 알아 보았다. 이를 위하여 수치계산과 간섭계를 이용한 실험을 병행하였다. 또한 수직핀에 대하여는 강제대류시 송풍속도, 형상비, 그라쇼프수에 따라 열전달량이 어떻게 변하는지 연구하였으며 혼합대류시 자연대류에 의한 영향을 관찰하였다.

(1) 수직핀과 상향수평핀의 자연대류의 경우 Rayleigh 수가 작으면 어떠한 설치방향에서나 그루브를 만든 것이 그리 크게 효과를 보지 못하고, 어떤 경우(유동을 방해하는 잘못된 형상비)에는 접촉표면적을 늘이기 위하여 그루브를 만든 것이 평판보다 열전달량이 떨어지는 역효과를 가져올 수도 있다.

(2) 하향수평핀의 경우는 물론 평판보다 열전달량이 떨어지는 역효과를 가지고 오는 형상비도 있으나 case 3같은 형상비의 그루브핀은 낮은 Rayleigh 수에서도 열전달량이 평판보다 60%정도 증가한다.

(3) 세부적인 각 면의 열전달량의 분포를 살펴보면 가장 신선한 유체와 가깝게 접해 있는 바깥면에서 열전달량이 제일 컸으며 물리적으로 예측이 가능하듯이 각 그루브에서는 구석으로 갈수록 열전달량이 작아진다. 즉, 유동이 미치기 어려운 곳은 확실히 열전달량이 떨어진다. 그러나 그 크기들은 각 형상비에 따라서

달라진다.

(4) 유동장의 형태가 앞의 결과를 잘 설명해준다. 주유동(mail flow)이 그루브 속으로 파고 들어가지 못하고 그루브안에서는 주유동을 방해하는 2차 회전유동이 생성된다. 주유동이 미치는 곳은 대체적으로 열전달량이 크다.

(5) 수직판에서는 위로 올라갈수록 열전달량이 떨어지며 그 양의 차이는 위로 갈수록 작아진다. 이 연구에서는 각 그루브당 열전달량의 크기가 위로 올라갈수록 어떻게 변하는지 그 관계식을 구해보았다.

(6) Rayleigh수가 적당한 크기를 넘어가면 모든 형상비의 그루브핀의 열전달량이 그루브를 만들지 않은 평판보다 커지며 점점 그 격차는 늘어난다. 연구가 행하여진 핀의 Nusselt수는 Rayleigh수의 0.2와 0.3 사이의 멱승에 비례한다.

(7) Rayleigh수가 작을 경우에 어떤 형상비는 Rayleigh수가 작을때는 작다가 커질때는 그 증가량이 다른 형상비보다 큰 경우도 있다.

(8) 열전달에 미치는 영향이 접촉표면적 뿐만 아니라 유동을 도와주는 형태인지 아닌지 즉, 유동을 방해하는 형태가 아닌지에 의해서도 영향을 받기 때문에 같은 접촉 면적을 갖고 있더라도 형상비에 따라 서로 다른 열전달량을 가질 수도 있고 또한 작은 Rayleigh수에서는 접촉면적이 많아도 유동에 방해를 주면 오히려 열전달량이 줄어들 수도 있다.

(9) 수직판의 강제대류(혼합대류)시 속도가 클수록 그루브를 만든 효과가 증대되었으며, 주유동이 부력에 의한 방향에 반대방향으로 주어질 때 속도가 작고 열원과 냉각 유체와의 온도차가 커지면

부력에 의해서 주유동이 방해를 받아서 오히려 열전달이 떨어지는 경우가 생길 수도 있다. 실제로 혼합대류시 그라쇼프수와 레이놀즈수의 제곱의 비가 큰 경우는 자연대류에 의한 부력이 주유동을 방해하여 그것이 어느 한도가 되면 경계층이 이탈하는 현상이 발생한다. 이 경우에는 열전달에 나쁜 영향을 주며 평판보다 열전달이 떨어지는 경우가 관찰되었다.

(10) 형상비에 따라 같은 강제유동 속도에서도 그라쇼프수에 대한 민감성이 달라진다. case 4와 같이 그루브가 넓고 깊이가 얕으면 그라쇼프수에 대한 영향이 크지 않다.

(11) 연구된 3 가지 형상비에서는 case 4가 모든 주어진 레이놀즈수와 그라쇼프수에서 열전달이 가장 크다.

(12) 그루브를 만든 모든 경우가 레이놀즈수가 커질수록 열전달의 증가율이 평판보다 크게 나타났다.

## 제 6 절 리드프레임의 산화가 구리/EMC 계면 접착력에 미치는 영향

### 1. 개요

반도체 패키지의 최신 경향은 칩 크기는 늘리고 패키지가 차지하는 면적은 줄이므로써 고집적화와 시스템 속도의 향상을 동시에 달성하려고 한다. 고집적화와 칩의 대형화로 인해 발생하는 문제중 심각한 것 중에 하나는 기존의 패키지에 비해 발생하는 열이 상당히 증가하여, 효과적인 열발산(heat dissipation)이 전체 시스템의 성능에 큰 영향을 주게 되었다는 점이다[1].

반도체 패키지에서 널리 쓰이는 리드프레임 재료로는 크게 구리 기초 합금과 Alloy 42(Fe-42wt%Ni) 합금이 있다. 구리 기초 리드프레임은 Alloy 42 리드프레임에 비해 전기전도도, 열전도도가 높고 가격도 Alloy 42의 50-70%로 저렴하다는 장점이 있다. 이런 장점에도 불구하고 구리 기초 리드프레임은 실리콘 칩과의 열팽창 계수의 차이가 크고 열산화에 약하다는 단점 때문에 여러 분야에서 사용이 제한되어 왔다. 그러나 구리 기초 리드프레임은 Alloy 42보다 약 20배 정도 큰 열전도도를 가지고 있기때문에, 똑같은 디자인으로 설계된 패키지를 Alloy 42로 제작하는 것보다 구리 기초 리드프레임을 사용하면 열발산 특성 측면에서 매우 유리하다. 그래서 기존의 메모리 칩과 달리 열발산 문제가 심각한 power device, logic chip, high integrated memory chip 등에서는 Alloy 42가 구리 기초 합금으로 빠르게 대체되는 추세에 있다.

그러나 패키징 공정이 대부분 대기중에서 이루어지기 때문에



구리 기초 합금들은 공정 중에 열에 노출되어 표면에 산화물을 쉽게 형성하는 단점이 있다. 산화가 발생할 수 있는 대표적인 공정은 die-attach curing 과 wire-bonding 이다. die-attach curing 공정은 attach material 에 따라 약간의 차이는 있지만, 대부분 150 °C 근처에서 3 시간 정도, wire bonding 공정은 200 ~ 280 °C 에서 수초 내지 수분 동안 실시된다. 불활성 분위기를 가진 오븐을 사용하면 die-attach curing 공정으로 발생하는 산화는 줄일 수 있다. 하지만 wire bonding 은 공정 특성상 불활성 분위기를 제공할 수 없기때문에 산화물의 형성이 불가피하다.

구리 기초 리드프레임 표면에 형성되는 구리 산화물들은 일반적으로 구리 기초 리드프레임과 EMC(Epoxy Molding Compound) 사이의 계면 박리(interface delamination)를 촉진시켜, 결과적으로 패키지의 습기에 대한 저항성(moisture resistance)를 떨어뜨리는 역할을 한다[2]. 그리고 패키지 대 칩 실장율을 높이기 위해 접착 테이프(adhesive tape)를 써서 칩과 리드프레임을 바로 붙이는 LOC(Lead On Chip) 패키지는 비교적 고온에서 접착 공정이 이루어지기 때문에 리드프레임의 산화 특성이 패키지의 신뢰성을 크게 좌우한다. 특히 열가소성 고분자(thermoplastic polymer)을 접착 테이프로 사용하는 경우는 400 °C 근처에서 접착이 이루어진다. 이 온도에서 구리 기초 리드프레임은 급속한 산화가 진행되어, 접착 테이프와 리드프레임과의 접착이 이루어지지 않기 때문에 아예 이경우는 LOC 패키지를 만들 수 없게 된다.

그러므로 플라스틱 패키지의 신뢰성을 보장하기 위해서 Cu/EMC 계면에서의 강한 접착력(adhesion strength)은 필수적이다. 따라서 이 계면의 접착력을 증가시키기 위한 많은 노력이 진행되었다.

대부분의 경우 리드프레임 표면의 개질(surface modification)를 통해, Cu/EMC 계면의 접착력을 향상시키고자 하였다. 접착(adhesion)은 재료의 bulk 특성보다는 표면 특성에 의해 좌우되므로 리드프레임 표면의 개질은 Cu/EMC 계면의 접착력 향상에 많은 영향을 미칠 수 있다. 리드프레임 표면의 개질 방법에는 표면의 surface chemistry 와 surface topography 를 변화시키는 방법들이 있다. 양호한 접착력을 얻기 위하여 금속 도금[2~3] 또는 진공 증착[4], 내산화제 코팅(corrosion inhibitor coating)[5~7], 이온 주입(ion implantation)[5], UV/Ozone cleaning[8] 등을 통한 surface chemistry change 가 시도되었다 많은 연구자들은 chemical oxidation[5][9~15], thermal oxidation[2~3][16], plasma etching, mechanical design or roughing[5] 와 같은 방법으로 리드프레임의 surface topography 를 변화시켜서 계면의 접착력을 향상시킬 수 있다고 보고 하였다.

그런데 이들 방법 중에 많은 연구가 리드프레임을 hot alkaline solution 에 담궈 chemical oxidation 시켜서 계면 접착력을 증가시키는데 집중되었다. 그 이유는 chemical oxidation 공정이 단순하고 접착력의 증가가 다른 접착력 증가 기구에 비해 크기 때문이었다. 그러나 실제 반도체 조립 라인에서 일어나는 산화는 chemical process 에 의한 것이 아니라 공정중에 수반되는 열에 의한 열산화이다. 그럼에도 불구하고 리드프레임에 형성되는 산화물이 Cu/EMC 계면 접착력에 미치는 영향에 대한 체계적인 연구가 거의 이루어진 바 없다. 부분적으로 Kim[10], Chong[16], Yoshioka[2], Ohsuga[3]의 연구 결과가 보고되고 있을 뿐이다.

구리 기초 리드프레임은 전자 패키징 공정을 통해 대부분 150 °C ~ 300 °C 사이의 온도에 짧게는 수 초 내지 길게는 수 시간

노출되며, 이때 표면에 산화물이 형성된다. 그래서 본 연구에서는 구리 기초 리드프레임을 150 °C ~ 300 °C 사이의 온도에서 공기중 산화시켜 구리 산화물이 Cu/EMC 계면 접착력에 미치는 영향에 대해 종합적이고 체계적인 연구를 수행하고자 한다. 특히 본 연구에서는 단지 Cu/EMC 계면 접착력의 테스트에 그치지 않고 파괴 분석을 병행함으로써 산화물이 접착력 특성에 어떤 영향을 주는지에 연구의 초점을 두었다.

## 2. 전자 패키징 공정 (Electronic Packaging Processes)

전자패키징은 패키지내의 여러 소자들(resistor, capacitor, diode, transistor, IC)의 유기적인 결합체로서 다음과 같은 기능을 가진다.

1. 기계적인, 화학적인 위험 요소로부터 소자의 보호
2. 신호 및 동력의 공급
3. 열발산 및 온도 제어

전자패키징이 소자의 특성, 신뢰성, 제품 단가에 미치는 영향 측면에서 지금까지 소자 제조 공정에 비해 그 중요성이 부각되지 못하였다. 그러나 최근에는 차차 패키지 기술의 한계가 소자나 시스템의 설계에 제한적인 요소로 작용하게 됨에 따라 그 중요성이 커지고 있다. 그 한 예로 90년대 초반부터 300 leads 이상의 입출력 단자 (Input/Output lead)를 필요로 하는 복잡한 소자의 개발이 요구되어 왔지만 이 정도의 interconnection density 를 얻을 수 있는 패키지 기술 개발이 이루어지지 않아 소자의 개발이 지연되는 문제가 발생하기도 하였다. 각종 반도체 제조 공정을 거쳐 완성된 소자는 테스트를 거

친 후, 다음과 같은 일련의 패키징 공정을 거치게 된다.

#### 가. wafer separation

조립의 첫번째 단계로 웨이퍼를 개개의 칩으로 분리하는 공정으로 sawing, dicing 이라고도 불린다. 절단에는 수십  $\mu\text{m}$ 의 두께와 직경을 가진 다이아몬드 saw 를 사용한다.

#### 나. die-attach

절단된 개개의 실리콘 소자를 eutectic solder, polymer adhesive, Ag-filled epoxy 등을 사용해서 리드프레임위에 붙이는 공정이다. Eutectic solder 를 사용할 경우는 die 의 뒷면과 리드프레임의 bonding area 를 wettability 를 위해 금속 도금을 실시한다. 가장 일반적인 die-attach materials 로서는 Ag-filled epoxy 이다. Polymer adhesive 나 Ag-filled epoxy 를 die-attach material 로 사용했을 때는 접착이 끝난 후, die 가 부착된 리드프레임을 175  $^{\circ}\text{C}$ 에서 수시간 curing 시킨다.

#### 다. wire bonding

칩과 리드프레임을 전기적으로 연결시키는 공정이다. 소자의 bonding pad 와 리드프레임의 lead 를 금이나 알루미늄 세선으로 연결시킨다. Au wire 의 대표적인 직경은 1 ~ 1.25 mil 이고, 연결은 thermocompression, ultrasonic, thermosonic 등이 사용될 수 있다. 반면에 Al wire 는 전기전도도가 낮기때문에 2mil 정도의 직경을 가지며, ultrasonic 을 통한 연결이 가능하다. wire bonding 은 보통 200 ~ 280  $^{\circ}\text{C}$  사이에서 짧게는 수초, 길게는 수분 동안 실시된다. 이공정도 대기중에서 실시하기 때문에 구리 기초 리드프레임의 경우 산화가 발생한다. Die-attach curing 공정 중 발생하는 산화는 불활성 분위기



에서 curing 하는 방법으로 줄일 수 있다. 그러나 wire bonding 공정은 공정 특성상 불활성 분위기를 만들기 힘들고, 또한 온도도 높기 때문에 이 공정에서의 산화를 가장 주의깊게 다룰 필요가 있다.

#### 라. Molding & Post Mold Curing

Wire bonding 을 통해 interconnection 이 끝난 리드프레임은 175 °C 근처에서 몰딩컴파운드를 이용 transfer molding 된다. 몰딩 컴파운드로 사용되는 에폭시는 열경화성 고분자이므로 몰딩이 끝난 후, 역시 175 °C에서 수시간 동안 curing 시킨다.

#### 마. Code Marking

소자의 특성을 나타내는 코드, 제조 일자, 제조 회사 등을 polymer-based ink 나 laser 를 사용해서 표면에 새기는 공정이다.

#### 바. Trimming and Forming

리드프레임의 각 리드를 전기적으로 분리시키고 리드를 실장에 유리하도록 구부리는 공정이다. 리드프레임과 몰딩된 패키지의 치수가 정확하지 않으면 이 과정 중에 리드프레임과 소자가 변형을 받을 수 있기 때문에 주의하여야 한다.

#### 사. Solder Dipping/Solder Plating

PCB board 에 패키지 장착을 용이하게 하기 위해 dipping 이나 plating 을 통해 solder 를 리드프레임 lead 부분에 코팅한다. 이때 사용되는 solder 로는 Sn/Pb Eutectic solder 가 주종을 이룬다. 최근에는 아예 soldering 과정을 없애기 위한 기술 개발이 활발히 이루어지고 있다. 이 기술의 핵심은 리드프레임 전면에 Pd 를 코팅하는 것이다[17].



그러나 아직은 기술 개발 초기 단계로 lead forming 과정에서 코팅층이 깨지는 등의 문제가 남아 있다.

#### 아. Burn-In & Test

패키지에 전압을 건후, 고온에서 유지시키는 시험으로 신뢰성이 떨어지는 패키지를 선별해 내는 공정이다. 패키지에 전압을 걸 수 있도록 특별히 설계된 보드에서 6 ~ 7V의 전압을 건후, 120 °C로 유지된 오븐에서 9 ~ 24 시간 방치한다. Burn-In test 후, 완성된 패키지의 신뢰성을 결정하기 위해 전기적 특성을 시험한다. 컴퓨터 분석을 병행하여 특정 소자의 failure rate, failure site, failure type 등을 분석한다.

### 3. 연구 수행 방법

#### 가. 재료

##### (1) 리드프레임

실험에 사용한 리드프레임은 이미 상용화된 구리 기초 리드프레임 PMC-102M 이다. PMC-102M의 화학 조성은 표 1에, 기본적인 물성은 표 2에 나타내었다. PMC-102M은 주식회사 풍산에서 공급받았으며, 구리 합금의 분류 체계(Unified Numbering System 하에서)상 C19015로 명명되어 있다. 실험에 사용된 시편의 두께는 0.254mm였다.

##### (2) Epoxy Molding Compound

EMC는 흡습성이 강하고, 함유하고 있는 습기에 특성이 크게 좌우

표 6-1. PMC-102M 의 화학조성 (wt%)

Cu	Ni	Si	P	Mg	remarks
bal.	1.35 ~ 1.65	0.2 ~ 0.35	0.02 ~ 0.04	0.03 ~ 0.08	impurities 0.02 max.

표 6-2. PMC-102M 의 물리적, 기계적 성질

Melting Point	1062 °C
Specific Gravity	8.9
Coefficient of Thermal Expansion (25 °C ~ 500 °C)	16.7 ppm
Electrical Conductivity at 20 °C	60 %IACS
Modulus of Elasticity	127.6 GPa
Tensile Strength	60 kg/mm <sup>2</sup>
Elongation	5 %
Thermal Softening Temperature	550 °C

되므로 pellet 형태로 제조한 후 24 시간 이내에 몰당하는 데 사용하였다. 실험에 사용한 EMC 는 고려화학에서 16M DRAM Chip 패키지에 사용할 목적으로 자체 개발한 제품중의 하나로서 충전재로 실리카 입자를 84wt% 포함하고 있다. EMC 의 기본적인 특성이 표 3에 나타나 있다.

#### 나. Coulometric Reduction Technique

Evans 와 Miley[17]에 의해 개발된 coulometric(galvanostatic) reduction technique 은 금속 표면에 형성되어 있는 산화물의 일정량을

환원시킬 때 요구되는 전하량을 측정한다. Cu/Cu<sub>2</sub>O/CuO 형태의 산화층 구조를 가지고 있는 구리판의 coulometric reduction 실험 결과의 개략적인 형태가 양극 전위(cathodic potential) 대 시간의 그래프로 그림 1 에 나와 있다.

예를 들어 음극에서 CuO 가 Cu 로 환원되는 반응과 같은 특정 반응이 일어나는 동안은 시간이 지나도 양극 전위가 일정하게 유지되므로 이 유지 시간을 측정함으로써 CuO 산화물의 두께를 계산해 낼 수 있다. 실험에서 사용한 전류 밀도를 알면 각 반응에 대해 Faraday's law 를 적용하여 다음과 같이 산화물의 두께( $\delta$ )를 구할 수 있다.

표 6-3. Epoxy Molding Compound 의 물리적, 기계적 성질

Item	Data
Spiral Flow	39 inch
Gelation Time	29 sec
Viscosity	115 poise
Flexural Strength	13.1 kg/mm <sup>2</sup>
Coefficient of Thermal Expansion ( $\alpha$ 1)	12.2 ppm
Coefficient of Thermal Expansion ( $\alpha$ 2)	47.2 ppm
Glass Transition Temperature (Tg)	125 °C
Thermal Conductivity	26.5 cal/°C cm
Dielectric Constant	3.99 MHz
Specific Gravity	2.01
water absorption	0.309%

$$\delta = \frac{iAt}{nF}V$$

$i$ =applied current density

$A$ = specimen area exposed to the electrolyte

$t$ =time

$n$ =number of valence electron involved in the reduction reaction

$V$ =molar volume of each oxide

( $V_{\text{Cu}_2\text{O}} = 23.9 \text{ cm}^3/\text{mole}$ ,  $V_{\text{CuO}} = 12.4 \text{ cm}^3/\text{mole}$ )

$F$ =Faraday Constant

보다 정확한 결과를 얻기 위해서 Campbell 과 Thomas[18]는 음극에서 산소가 환원될 가능성이 있으므로 실험전 electrolyte 의 충분한  $\text{N}_2$  blowing 이 필요하다고 하였다. Electrolyte 에서 산소 분자를 제거하는 것 이외에 올바른 electrolyte 의 선정도 매우 중요하다. 이전에 널리 쓰였던 Ammonium Chloride 는 전류가 통하지 않는 상태에서도 구리 산화물을 화학적으로 녹이는 것으로 밝혀져, 이런 용액을 쓸 경우 산화물 두께를 실제보다 작게 측정할 가능성이 있다. 가장 일반적으로 사용되는 electrolyte 에는  $\text{NaOH}(\text{aq})$ ,  $\text{KCl}(\text{aq})$  등이 있다.

본 실험에서 사용한 조건은 다음과 같다.

electrolyte : 0.1N NaOH aqueous solution

current density : 0.2mA/cm<sup>2</sup>

measuring area : 1cm<sup>2</sup>

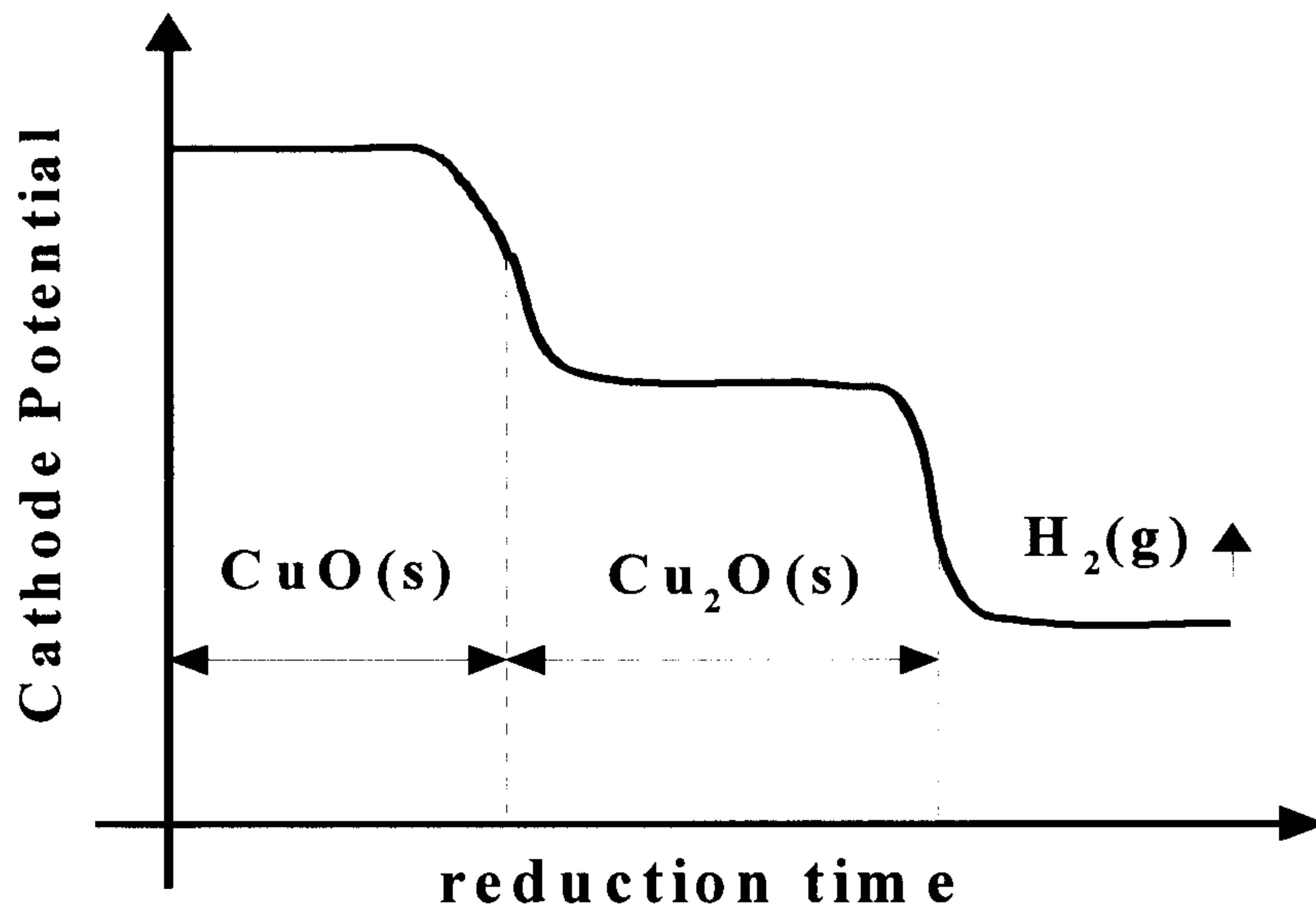


그림 6-1. Cu/Cu<sub>2</sub>O/CuO 산화층 구조를 가진 리드프레임의 reduction curve

실험 시작 전 N<sub>2</sub> purging 을 4 시간 정도 실시하고, 시편을 용액에 담근 후에도 10 분 정도 유지하여 시편과 용액이 안정한 상태에 도달한 후 실험하였다. Saturated Calomel Electrode 을 기준 전극으로, Pt 를 보조 전극으로 사용하였다. 사용한 장비는 EG/G potentiostat/galvanostat 263A model 이었다.

#### 다. X-ray Photoelectron Spectrometer

구리 기초 리드프레임 표면의 산화 상태와 파괴 표면의 특성을 조사하기 위해 XPS 를 이용하였다. 사용한 모델은 Al k<sub>α</sub> radiation 을 사용하는 VG Scientific 사의 ESCA LAB MKII 였다. 그리고 측정된 결합에너지는 전하 축적 효과로 조금씩 이동할 수 있으므로 C 1S



peak(binding energy = 284.6 eV)으로 보정하였다.

#### 라. 접촉각 측정(Contact Angle Measurement)

산화층이 형성되어 있는 리드프레임의 wettability 측정의 한 수단으로서 contact angle goniometer 를 사용하였다. 측정은 그림 2 에서와 같이 주사기로 0.2-0.3  $\mu$  l 의 deionized water 를 리드프레임 표면에 떨어뜨린 후 표면과 liquid meniscus 의 접선 사이의 각( $\theta$ )을 측정하였다. 사용한 장비는 FACE 사의 CA-S150 모델이었다.

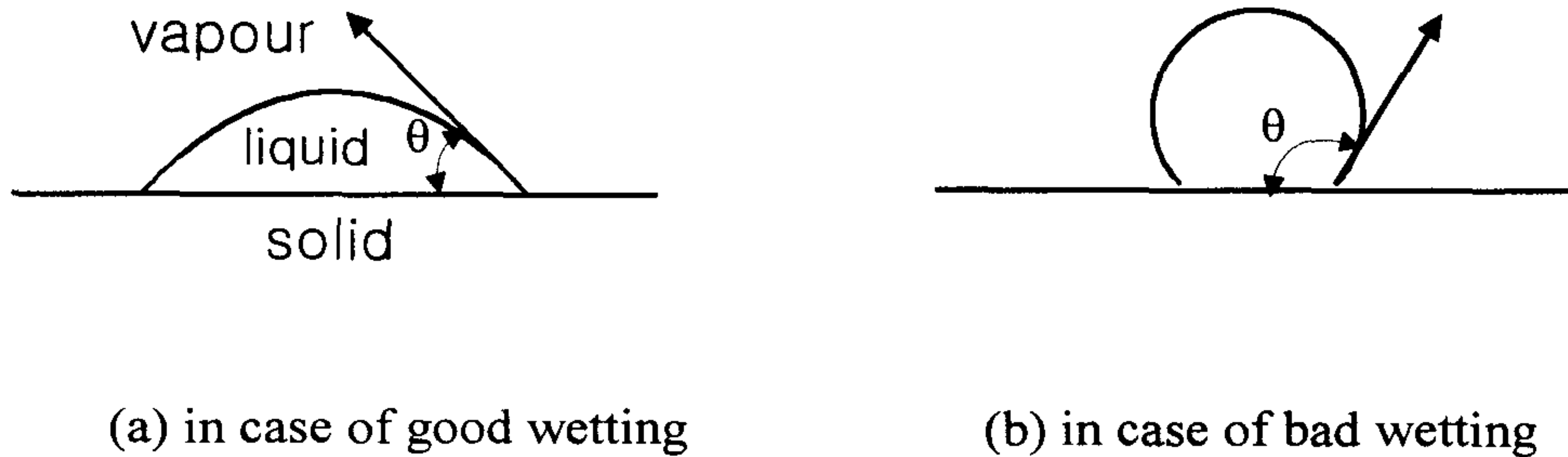


그림 6-2. Wetting 이 좋을 때와 나쁠 때의 물방울의 형상

#### 마. Pull Strength Test

먼저 그림 3(a)에 나타난 형태의 리드프레임을 die punching 을 통해 준비하였다. 그 다음 리드프레임을 10% HCl 수용액에서 2 분간 세척하였다. 그 후 증류수에서 충분히 세척하고 air blowing 함으로써 세척 공정을 마무리 하였다. 세척이 끝난 리드프레임은 각 온도에서 주어진 시간 만큼씩  $\pm 5^{\circ}\text{C}$  의 온도 균일도를 갖는 오븐에서 산화시켰다.

### (1) transfer molding

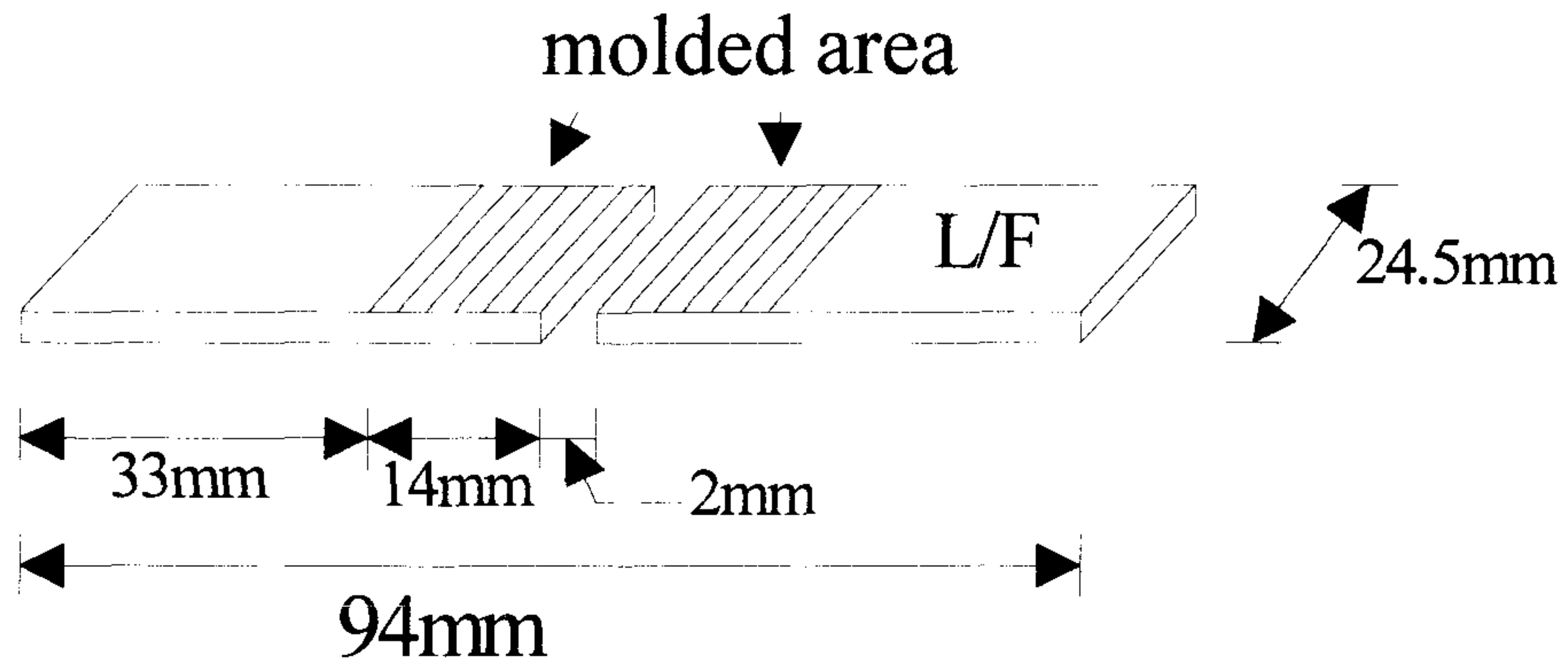
175 °C에 유지되고 있는 molding die에 준비된 리드프레임을 끼워 넣고 압력  $78 \text{ kg/cm}^2$ , ram speed = 12sec, keep time = 120sec 의 조건으로 transfer molding 하였다. 몰딩이 끝난 후의 시편 형상을 그림 3(b)에 나타내었다. 그림에서 알 수 있듯이 리드프레임과 EMC 간의 접촉 면적은 총  $1.4\text{cm} \times 2.45\text{cm} \times 2 \times 2 = 13.72 \text{ cm}^2$  이다.

### (2) post-mold curing

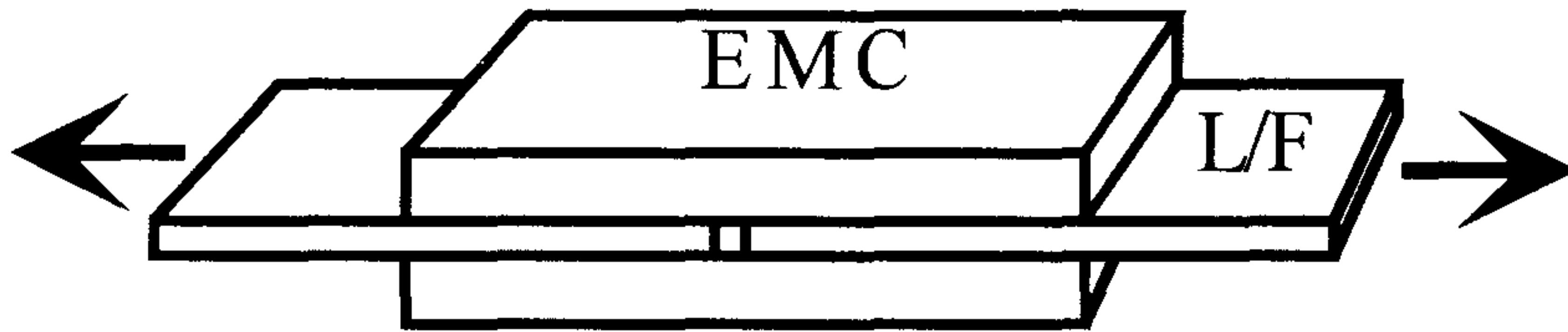
실험에 사용한 epoxy molding compound는 열경화성 고분자 (thermosetting polymer) 이므로 몰딩이 끝난 시편은 curing 과정이 반드시 필요하다. 그러므로 175 °C에서 4시간 동안 오븐에서 curing 한 다음 공냉하였다.

### (3) pull strength test

Pull strength test는 INSTRON static 4206 모델을 사용하여 분당 5mm의 속도로 리드프레임 양끝을 인장하는 방법으로 실시하였다. 한 번 몰딩으로 4개의 시편이 만들어지므로 한 조건에서 4번의 실험을 하고 그 평균을 취하였다. Pull strength 값은 최대 하중을 접촉 면적으로 나누는 방법으로 구하였다.



(a)



(b)

그림 6-3. 몰딩하기 전의 리드프레임의 형상 (a) 와 몰딩이 끝난 뒤의 시편 형상 (b).

#### 4. Cu/EMC 계면 접착력에 미치는 산화물의 영향

##### 가. Pull Strength Test

구리기초 리드프레임위에 존재하는 구리 산화물이 Cu/EMC 사이의 계면 접착력에 어떤 영향을 주는 지 알아보기 위해 다양한 조

건에서 산화시킨 리드프레임을 EMC 를 사용하여 몰딩하였다. 리드프레임의 산화 처리는 150 °C, 200 °C, 300 °C 에서 행하였다. 비교 시편으로서 as-cleaned 상태의 시편도 몰딩하였다.

그림 4~6 은 각각 150 °C, 200 °C, 300 °C 에서 산화 열처리를 하고 pull strength 을 얻은 결과이다. 산화층이 두꺼워짐에 따라 초기에 Cu/EMC 계면 접착력이 급격히 증가하다 최대값을 보인 후, 또 급격히 떨어지는 양상을 보이고 있다. Kim[10], Yoshioka[2] 등은 리드프레임에 존재하는 구리 산화물은 계면 접착력을 해친다고 보고하였다. 그런데 본 연구의 결과는 산화물의 존재가 반드시 계면 접착력에 해롭게 작용하지는 않으며, 약간의 산화는 오히려 계면 접착력을 향상시킬 수 있음을 보여준다. 이들이 위와 같은 결과를 얻은 것은 다음과 같이 설명할 수 있다. 그들은 리드프레임 표면에 생긴 구리 산화물의 정확한 두께와 구성 성분 등에 대한 연구를 병행하지 않았다. 그러므로 그들의 실험 범위가 이미 본 연구 결과에서 나타난 최대값 이후에서만 이루어졌을 가능성이 높다. 산화물이 형성되면서 계면 접착력이 증가하는 구간은 시간적으로 매우 짧은 산화 초기에 국한되므로 위와 같은 추론은 매우 타당하다.

그림 7 은 산화막 두께와 계면 접착력 사이의 상관 관계를 조사하기 위해 앞서 나온 그림 4 ~ 6 를 재구성하여 pull strength 를 산화막 두께의 함수로 나타낸 것이다. 150 °C 에서 산화 열처리한 경우는 25nm 에서, 200 °C 의 경우는 21nm 에서, 300 °C 의 경우는 29nm 에서 최대 pull strength 을 나타내었다. 이 결과는 Cu/EMC 사이의 최대 계면 접착력이 얻어지는 적절한 구리 산화물의 두께가 존재하며, 또한 계면 접착력이 산화 열처리 온도와는 무관하고 산화물의 두께에 의존함을 보여 준다. 산화 처리 온도가 최대 계면 접착력에 큰

영향을 미치지 못하는 것은 실험 온도 범위내에서 형성되는 산화막의 종류가 온도에 따라 변하지 않기 때문으로 생각된다.

Chong[16]은 200 °C ~ 280 °C 사이에서 산화된 구리 기초 리드 프레임과 EMC와의 계면 접착력을 pull test로 측정하고, pull strength가 최대가 되는 산화 처리 조건이 존재한다고 보고하였다. 그러나 Chong은 산화 초기에 pull strength가 증가하는 현상에 대해서는 아무런 설명을 하지 않았다. Ohsuga[3]도 산화물의 형성으로 Cu/EMC 계면 접착력이 산화막의 두께가 20nm 일때 최대값을 보이는 결과를 얻었으나, 역시 접착력 증가 기구는 제시하지 못했다.

앞에서 살펴 보았듯이 150 °C ~ 300 °C 에서 형성되는 산화층은 Cu/Cu<sub>2</sub>O/CuO 의 형태를 가지고 있다. 그리고 최대 pull strength를 보이는 영역은 극히 산화 초기에 해당하므로 이때의 CuO 층은 수 nm 정도로 얇게 형성되어 있다.

#### 나. 파괴 분석 (failure analysis)

그림 7 에서와 같은 산화막 두께에 따른 pull strength 변화 현상을 설명하기 위해서 먼저 파괴 표면 조사를 통한 파괴 모드(failure mode) 분석을 하였다. 파괴 분석을 통해 각시편의 파괴가 발생한 위치를 알게 되면, 이로부터 구리 산화물 두께에 따른 접착력의 변화를 설명할 수 있다. 파괴 분석은 200 °C 산화 열처리 시편에 대해서만 행하였다. 왜냐하면 150 °C ~ 300 °C 사이에서 산화물 형성 기구(oxidation kinetics)에 큰 변화가 없기때문에 150 °C, 300 °C 에서의 파괴 분석도 200 °C 에서의 경우와 유사하리라고 짐작할 수 있기 때문이었다. 파괴 분석에 사용된 시편은 모두 세개로 각각 200 °C에서 1분, 5분, 1시간 산화 처리된 후 몰딩되었던 것들이다. 각 시편들



표 6-4. 시편 B, D, H 의 산화처리 조건, 산화막 두께, 접착력

Specime n I.D.	Oxidation Condition	Oxide Thickness (nm)	Pull Strength (MPa)	Remarks
B	200 °C, 1min.	4.5	3.3	before pull strength maximum
D	200 °C, 5min.	53.0	2.9	after pull strength maximum
H	200 °C, 1hrs.	122.5	1.2	after pull strength maximum

이 가지는 산화물의 두께와 pull strength 값이 표 4 에 정리되어 있다.

먼저 최대 계면 접착력을 보이기 전의 시편, B 의 파괴 후 리드프레임 표면과 EMC 표면을 주사전자현미경(SEM) 으로 관찰한 것이 그림 8 이다. 그림 8 에서 리드프레임 표면을 찍은 (a) 와 (c) 를 보면 리드프레임 표면에 EMC 로 판단되는 다량의 입자들로 덮여 있는 곳, (a) 와 마치 완전하게 Cu/EMC 계면에서 파괴가 일어난 것처럼 보이는 지역, (c) 로 확연히 구분됨을 알 수 있다. 사진 (b) 와 (d) 는 분리되기 전에 각각 리드프레임의 (a) 와 (c) 에 맞붙어 있던 EMC 지역을 나타낸다. 리드프레임과 맞붙어 있던 곳의 EMC 쪽도 리드프레임의 파괴 표면과 유사하게 이미지가 두 형태로 나타나고 있음을 (b) 와 (d) 를 통해 알 수 있다.

그림 9 는 그림 8(a) 에 보이는 검은 입자를 AES 를 이용 표면

성분 분석을 한 결과이다. 0.8 분까지 Ar 이온으로 스퍼터링 (sputtering) 하여도 리드프레임 표면에 탄소가 60at% 이상 검출되고 있다. 대기중이나 시편 준비 과정에서 세척 용액으로 부터 도입되는 불순물들은 일반적으로 0.2 분 정도의 스퍼터링으로 제거된다. 그러므로 그림 9 의 탄소는 EMC 로 부터 온 탄소이며, 따라서 이 지역은 EMC 내에서의 자체 파괴가 일어났음을 보여주는 것이다. 이 결과는 산화물에 대한 EMC 의 접착성이 매우 뛰어나 있음을 의미한다. 그림 8(c) 지역의 AES 분석 결과를 그림 10 에 나타내었다. 그림 9 와는 달리 스퍼터링으로 탄소가 쉽게 제거될 뿐더러 표면에 존재하는 양도 앞의 경우보다 작다. 그러므로 이 탄소의 대부분이 오염에 의한 것임을 알 수 있다. 그리고 탄소외에 리드프레임 표면에 존재하는 원소들을 보면, Cu 와 O 등이 있다.

산화 초기에는 산화막의 두께가 매우 얇기 때문에 그림 8(c)와 같은 지역의 경우는 파괴가 Cu/Cu<sub>2</sub>O, Cu<sub>2</sub>O/CuO, CuO/EMC 중 어느 계면에서 일어났는지 AES 분석만으로는 알 수가 없다. 그래서 파괴 표면을 XPS 로 조사하였다.

그림 11(a)는 그림 8(c)의 리드프레임 표면을 XPS 로 조사한 것이다. 파괴전에는 리드프레임 표면이 Cu/Cu<sub>2</sub>O/CuO 의 산화층 구조를 가지고 있으므로 Cu 2P<sup>1/2</sup> 와 2P<sup>3/2</sup> 사이에 shake-up satellite peak 이 존재하였으나, pull test 후의 리드프레임에는 그 peak 이 나타나지 않고 있다. 이는 표면의 CuO 층이 떨어져 나갔다는 것을 의미한다. 그러므로 이 CuO 층은 EMC 표면에서 발견되어야 한다. EMC 표면을 조사한 그림 11(b)의 XPS 결과를 보면 shake-up satellite peak 이 나타나고 있으며, 이는 리드프레임 표면에서 떨어져 나온 CuO 가 EMC 표면에 존재하기 때문에 생기는 것이다.

이상의 XPS 를 표면 분석 결과로 시편 B 의 파괴 모드는 cohesive failure of EMC + Cu<sub>2</sub>O/CuO interface failure 의 복합적 양상을 가지고 있음을 알 수 있다.

Ohsuga[3]는 maximum pull strength 에 도달하기 이전에 일어나는 파괴는 EMC 와 Cu 의 interface failure 이고, 그 이후에는 차차 파괴가 Cu/oxide interface failure 또는 cohesive failure of oxide 로 바뀐다고 하였다. Ohsuga 는 파괴 표면에 대한 XPS 분석을 하지 않았기 때문에 자세한 파괴 경로를 제시하지 못하였다.

EMC 의 cohesive failure 가 일어나는 이유는 EMC 가 구리 산화물에 대해 접착력이 매우 뛰어나고, 산화 초기이기 때문에 산화막 두께가 얇아 EMC 의 파괴 강도가 EMC/CuO adhesion strength 또는 oxide fracture strength 보다 낮기 때문이다. 그리고 Cu<sub>2</sub>O/CuO 계면 파괴가 발생하는 이유는 두 계면 사이의 접착력이 낮기 때문이다. Cu<sub>2</sub>O/CuO 계면 접착력이 Cu/Cu<sub>2</sub>O 계면 접착력보다 낮은 이유는 다음과 같이 설명할 수 있다. Cu<sub>2</sub>O oxide 는 구리 기판위에서 epitaxial 성장을 한다[19]. 즉 기판인 구리에 대해 정합을 잘 유지하면서 일정한 방향 관계를 가지고 Cu<sub>2</sub>O 결정이 성장하기 때문에 Cu/Cu<sub>2</sub>O 계면 접착력은 높을 것이라고 추론할 수 있다. 이와 반면에 CuO 는 Monoclic 결정 구조를 가지고 있고, FCC 결정 구조를 가진 Cu<sub>2</sub>O 를 기판으로 하여 성장하기 때문에 epitaxial 성장을 하기 힘들다. 그래서 CuO 는 형성 초기 부터 아무런 방향 관계 없이 성장하며 기판의 원자들과 부정합하기 때문에 Cu<sub>2</sub>O/CuO 계면 접착력은 Cu/Cu<sub>2</sub>O 에 비해 떨어지리라 생각된다.

그림 12 는 시편 D 의 리드프레임과 EMC 의 주사현미경 사진이다. B 와 유사한 양상을 보이지만 리드프레임 표면에 묻어있는

EMC 가 현저하게 줄었음을 알 수 있다. 그림 12(c)는 EMC 의 파괴 표면을 주사전자현미경의 EDS 모드로 성분 분석 한 것으로서 작은 양이지만 Cu 가 검출되고 있음을 보여준다. EMC 표면의 구리는 분명 리드프레임 표면의 구리 산화물로 부터 온 것이다. 이것만으로는 이 시편의 파괴가  $\text{Cu}_2\text{O}$  의 cohesive failure 인지, 아니면  $\text{Cu}_2\text{O}/\text{CuO}$  계면 파괴인지 아니면  $\text{Cu}/\text{Cu}_2\text{O}$  계면 파괴인지 확실히 단정짓기 힘들다. 그런데 SEM 의 EDS 분석으로 검출될 정도라면 수 at% 이상의 구리가 EMC 표면에 있다고 볼 수 있으며, 따라서 파괴가 Cu 와  $\text{Cu}_2\text{O}$  계면 근처라고 추측해 볼 수 있다.

Pull strength 값이 1.2 MPa 으로 낮은 값을 보인 시편 H 의 리드프레임과 EMC 의 파괴 표면이 그림 13 에 나와 있다. 파괴 표면이 거친 형상을 가지고 있으므로, 시편 H 의 파괴 모드는 계면 파괴라기 보다는 구리 산화물 내부에서 파괴가 일어난 것처럼 보인다. 그림 13(c)는 EMC 의 파괴 표면을 SEM 의 EDS 로 성분 분석한 결과이며, 시편 D 의 경우보다 훨씬 많은 양의 Cu 가 존재함을 보여 준다. 리드프레임 파괴 표면을 AES 조사한 결과가 그림 14 이다. 이 시편은 200 °C 에서 1 시간 산화 열처리를 행한 시편이므로 몰딩하기 전에는  $\text{Cu}/\text{Cu}_2\text{O}/\text{CuO}$  의 산화층 구조를 가지고 있었다. 그런데 리드프레임 표면의 AES depth profile 결과가 pull test 후의 리드프레임 표면에는 구리 산화물이 거의 존재하지 않음을 보여 주고 있다. 이상의 SEM EDS 와 AES 분석 결과로 부터 시편 H 의 파괴는 Cu 와  $\text{Cu}_2\text{O}$  계면 근처일 것으로 짐작된다. 위 결론은 파괴 표면을 XPS 로 조사하면 더욱 확실해진다. 그림 15 는 리드프레임과 EMC 의 파괴 표면을 XPS 로 조사한 것이다. 그림 15(a), (b) 모두에서 CuO 에 의한 shake-up satellite peak 이 전혀 관찰되지 않는다. 그러므로 이 시편의



파괴가 CuO/EMC, Cu<sub>2</sub>O/CuO 의 계면 파괴나 EMC, CuO 의 cohesive failure 로 진행되었다고 보기는 어렵다. 따라서 시편 H 의 파괴는 Cu/Cu<sub>2</sub>O 계면 근처에서의 interface failure 라고 보는 것이 타당하다.

그러므로 최대 계면 접착력을 보이는 지점을 지난 후부터는 차차 파괴 모드가 Cu/Cu<sub>2</sub>O 의 interface failure 로 바뀌게 됨을 알 수 있다. 산화가 진행되면서 파괴 모드가 Cu/Cu<sub>2</sub>O 의 interface failure 로 바뀌는 현상은 다음과 같이 설명할 수 있다. 구리 산화물의 성장은 Cu/Cu<sub>2</sub>O 계면에서 생성된 구리 이온의 확산에 의해 일어난다. 구리 이온이 Cu/Cu<sub>2</sub>O oxide 계면에서 생성되어 CuO/air 계면으로 outward diffusion 을 하면, 공공(vacancy)은 그 반대 방향으로, 즉 Cu/Cu<sub>2</sub>O 계면으로 이동한다. 이런 공공은 산화가 진행되면서 Cu/Cu<sub>2</sub>O 계면 근처에서 결합하여 미세 기공(micro void) 을 만든다. Chong[16]은 산화가 진행되면서 Cu/oxide 계면에 형성되는 micro internal void 들을 직접 관찰하고 이것들로 인해 산화층이 두꺼워지면 Cu/oxide 계면이 취약해진다고 하였다.

시편 B, H 의 파괴 분석 결과를 종합하여 파괴 경로(failure locus)를 도식적으로 그림 16 에 나타내었다.

파괴 분석으로 부터 산화막이 두꺼워지면 Cu/Cu<sub>2</sub>O 계면이 쉽게 취약해지고, 따라서 파괴가 EMC/oxide 계면이 아닌 취약해진 Cu/Cu<sub>2</sub>O 계면을 따라 발생함을 알 수 있다. 그러므로 산화층이 두꺼워지면 pull strength 값이 떨어지는 현상은 설명이 가능하다. 그러나 파괴 분석만으로는 산화 초기에 산화물이 두꺼워짐에도 불구하고 pull strength 가 증가하는 현상은 설명하기 어렵다.

리드프레임 표면에 존재하는 구리 산화물이 Cu/EMC 계면 접착력을 향상 시키는 현상은 접착 이론의 관점에서 볼 때, 크게



mechanical interlocking theory 와 adsorption theory 로 다음과 같이 설명할 수 있다. 첫째는 산화물이 없는 순수 구리 표면 보다  $\text{Cu}_2\text{O}$  와  $\text{CuO}$  와 같은 산화물이 EMC 와의 접촉성이 더 좋다는 가정이다. 이 가정의 타당성을 알아보기 위해 리드프레임의 산화가 접촉각(contact angle)에 어떤 영향을 미치는 가를 조사하였다. 표 5 는 150 °C, 200 °C, 300 °C 에서 산화 열처리된 리드프레임 들의 산화 시간에 따른 접촉각의 변화를 나타낸 것이다.

표 6-5. 150 °C, 200 °C and 300 °C 에서 산화 시 접촉각의 변화

Contact Angles ( ° )					
150 °C		200 °C		300 °C	
5min.	82	1min.	90	5sec.	90
10min.	76	2min.	75	10sec.	88
20min.	69	5min.	60	1min.	81
1hr.	67	10min.	51	2min.	66
5hrs.	70				

온도와 상관 없이 리드프레임의 산화로 초기에 접촉각이 급격히 낮아지다 차츰 감소 속도가 줄어드는 경향을 보이고 있다. 접촉각이 작아진다는 것은 리드프레임 위로 용융된 EMC 가 잘 퍼지는 성질이 높아짐을 의미한다. 금속/polymer 계면의 접촉 모델은 그림 17 과 같다. 금속 표면에 -O-H bond 가 많을수록 EMC 와의 접촉력이 높아진다. 금속 표면의 -O-H bond 수에 대한 예측은 금속 표면에 deionized water 를 떨어뜨린 후, 액체의 접촉각을 측정함으로써 간접적으로 할 수 있다. 금속 표면에 O-H bond 가 많을 수록 증류수도

wetting 이 잘 되므로(잘 퍼지므로) 접촉각이 낮다는 것은 접착이 더 잘 일어난다는 것을 의미한다. 그러므로 산화 초기에 접착력이 상승하는 것은 리드프레임 표면에 생긴 구리 산화물이 EMC와의 wetting 이 잘되고, 따라서 접착도 Cu의 경우보다 더 뛰어나기 때문으로 결론 지을 수 있다.

그리고 접촉각이 계속 낮아짐에도 불구하고 pull strength가 떨어지는 것은 이 구간에서의 파괴가 더 이상 Cu-oxide/EMC의 계면 파괴가 아니라 Cu/Cu<sub>2</sub>O 계면 파괴에 의해 좌우되어 버리기 때문이다. 다시 말해 이 구간에서도 CuO/EMC 사이의 계면 접착력은 계속 높을 수 있지만, 먼저 Cu/Cu<sub>2</sub>O의 계면 파괴가 일어나서 CuO/EMC 계면의 파괴 강도를 측정할 수 없기 때문에, 접촉각이 낮아지더라도 측정되는 pull strength는 낮아질 수 있다는 점에 주의하여야 한다.

두번째는 리드프레임 표면에 형성되는 산화물로 인해 표면 거칠기가 증가하기 때문에 pull strength가 증가한다는 것이다. 문헌 조사에서 살펴 보았듯이 접착 이론 중에 mechanical interlocking theory가 있다. 이 접착이론의 핵심은 두 접촉면이 매끈한 것 보다는 물리적으로 거칠기를 가지면 두 계면이 서로 맞물려, 기계적으로 고착되어 접착의 성질을 가진다는 것이다.

구리 표면에 산화물을 형성시켜서 구리와 polymer 간의 접착력을 향상 시키려는 많은 노력이 있었다[5, 13~15]. 연구의 대부분은 구리를 용액에 담근 후, 전류를 흘려서 습식 산화(wet oxidation)를 시키는 것이었다. 습식 산화 시 형성되는 산화물은 CuO가 대부분이었으며, 이들은 매우 거칠은 형상을 가지고 리드프레임위에 성장하였기 때문에 기계적인 고착에 의한 접착력 증가가 일어났다.

그러므로 열산화에 의해서 형성되는 산화물도 습식 산화에서와

마찬가지로 거칠은 형상을 가진다면 기계적인 고착에 의한 접착력 증가를 기대할 수 있을 것이다. 그림 18은 산화가 진행되면서 리드프레임 표면 형상이 어떻게 변하나를 주사전자현미경으로 관찰한 사진이다. 사진에서 알 수 있듯이 산화가 진행되면서 표면 거칠기가 증가함을 알 수 있다. 표면 거칠기가 증가하면 기계적인 고착 효과에 의한 접착력의 증가외에도 EMC/리드프레임 간의 접촉 면적이 넓어지므로 이에 기인한 접착력의 증가도 기대할 수 있다.

#### 5. Corrosion Inhibitor 처리가 리드프레임의 산화 및 계면 접착력에 미치는 영향

앞장에서 살펴본 바에 따르면, Cu-base leadframe (Cu L/F) 과 Epoxy Molding Compound (EMC) 사이의 접착력이 리드프레임의 산화막 두께에 크게 좌우되며, 최대 계면 접착력을 얻기위한 산화막의 두께는 20 nm ~ 30 nm 사이에 존재함을 알수 있었다. 산화막의 두께가 50 nm 를 초과하는 리드프레임은 산화 처리를 전혀 받지 않은 리드프레임보다 낮은 접착력을 나타내기 시작하며, 100 nm 이상의 두꺼운 산화막을 가진 리드프레임은 매우 낮은 접착력을 나타내었다.

구리 기초 리드프레임은 플라스틱 패키징 공정 중 150 °C ~ 300 °C 사이의 열이력 (thermal history) 를 겪게되어 통상 두꺼운 산화막이 형성된다. 리드프레임 위에 존재하는 산화막이 대략 50 nm 를 초과하면 리드프레임과 EMC 간의 접착력은 리드프레임의 산화로 인해 떨어진다. 그러므로 구리 기초 리드프레임과 EMC 사이의 접착력을 향상시키기 위해서는 플라스틱 패키징 공정 중 형성되는 산화막의 두께를 50 nm 이하로 줄일 필요가 있다.

구리 기초 리드프레임의 산화를 억제하는 방법에는 크게 공정 중에 환원성 분위기를 만들어 주는 방법과 화학 약품을 이용한 리드프레임 표면의 전처리가 있을 수 있다. 본 연구에서는 구리 기초 리드프레임의 산화를 억제한다고 알려진 corrosion inhibitor 를 사용하여 리드프레임 표면을 처리하고[20~22], 이와 같은 처리가 리드프레임의 산화 속도와 리드프레임/EMC 사이의 접착력에 미치는 영향에 대하여 연구하였다. 뿐만아니라 리드프레임 표면을 HCl (aq), 트리클로로에틸렌 용액으로 세척 처리할 경우, 세척 처리가 계면 접착력에 미치는 영향에 대해서도 연구하였다.

#### 가. Corrosion Inhibitor 에 대한 적외선 분광 분석

Corrosion inhibitor 를 구성하는 물질에 대한 정보를 얻기 위해서 적외선 분광분석을 실시하였다. 그림 19 는 증류수와 희석하기 전의 corrosion inhibitor 원액을 분석한 결과이다.  $3400\text{ cm}^{-1}$  근처에서 강하고 넓게 형성되는 피크는 알콜기 ( -O-H ) 로 부터 기인한 것이며,  $2870\text{ cm}^{-1}$  근처에서 나타나는 피크는 CH aliphatic 이다. 이 두 피크와 특징적인 다른 피크들로 부터 corrosion inhibitor 원액에 다량의 에틸렌글리콜 (Ethyleneglycole) 이 함유되어 있음을 추측해 볼 수 있다. 이를 확인하기 위해 에틸렌글리콜만의 적외선 스펙트럼을 관찰하여 비교하고자 하였다. 그림 20 은 그 결과로서 원액의 스펙트럼인 그림 19 와 상당히 유사함을 알 수 있다. 그림 19 과 그림 20 의 비교로 부터 corrosion inhibitor 원액에는 다량의 에틸렌글리콜이 함유되어 있다고 결론지을 수 있다.

그러나 에틸렌글리콜은 구리 기초 리드프레임에 처리되었을 경우에 산화를 억제하는 작용을 할 수 없다. 그러므로 corrosion



inhibitor 원액에 다량으로 첨가된 에틸렌글리콜은 용매 (solvent) 의 역할을 할 것으로 생각된다. 즉 산화 억제작용을 하는 물질들 대부분이 물에 용해되지 않기때문에 용매로서 에틸렌글리콜을 사용한 것이다.

Corrosion inhibitor 원액내에서 산화 억제 작용을 하는 물질을 밝혀내기 위해서는 에틸렌글리콜 내에 소량으로 녹아 있는 물질만을 추출해 내서 적외선 분석을 할 필요가 있다. 원액내에서 에틸렌글리콜만을 제거하기 위해 클로로포름 ( $\text{CHCl}_3$ ) 으로 추출을 수회 실시하였다. 그림 21 은 corrosion inhibitor 원액을 클로로포름 추출를 실시한 후, 적외선 스펙트럼을 얻은 것으로, 추출전의 그림 19 와 비교하여 보면  $3400\text{ cm}^{-1}$  근처의 한개 피크가 추출 후 여러개의 피크로 나누어지고 있음을 알 수 있다. 추출 후, 특징적으로 나타나는  $3250\text{ cm}^{-1}$  근처의 피크는 NH bond 에서 나온다고 알려져 있다. 산화 억제 작용을 하는 물질 중 NH bond 를 가지고 있는 대표적인 것으로는 벤조트리아졸 (일명 BTA, Benzotriazole) 이 있다[20, 23]. 원액내에 산화 억제 작용을 하는 물질이 극소량으로 존재하기 때문에, 그 물질을 단정지을 수는 없지만 이상과 같은 적외선 분광 실험으로 부터 corrosion inhibitor 원액은 용매 역할을 하는 에틸렌글리콜과 산화 억제 작용을 하는 벤조트리아졸로 구성되어 있음을 추정하여 볼 수 있다.

표 6 은 에틸렌글리콜과 벤조트리아졸의 물리화학적 성질들을 나타낸 것이다. 그리고 그림 22 는 에틸렌글리콜과 벤조트리아졸의 화학 구조를 보여 준다.

벤조트리아졸은 구리와 구리 기초 합금에 대해 다양한 환경하에서 부식 억제 작용을 한다고 알려져 있다[20, 23~24]. 벤조트리아졸



의 부식 억제 작용은 벤조트리아졸이 구리표면에 흡착되어 2 차원의 고분자 barrier layer 를 형성하기 때문으로 알려져 있다[22, 25~26]. Cotton [26]은 벤조트리아졸의 NH bond 가 구리와 반응하여 불용성 Cu complex (Cu-BTA) 를 형성하여 산화에 대한 물리적인 방해막 역할을 한다고 하였다. 즉 벤조 트리아졸의 H 자리에 대신 Cu 가 결합에 참여함으로써 Cu-BTA 박막을 형성하는 것이다. 이렇게 형성된 Cu-BTA 고분자 박막은 물에 의해 용해되지 않고 안정하며, 열적으로는 250 °C 까지 안정된 상태를 유지한다.

표 6-6. Corrosion Inhibitor 의 구성 물질

Property	Benzotriazole	Ethylene Glycol
Molecular Formula	C <sub>6</sub> H <sub>5</sub> N <sub>3</sub>	C <sub>2</sub> H <sub>6</sub> O <sub>2</sub>
Formula Weight	119.12	62.07
Composition (wt%)	C 60.49, H 4.23, N 35.28	C 38.7, H 9.74, O 51.56
Melting Point (°C)	98.5	-13
Boiling Point (°C)	? <sub>760mmHg</sub> , 204 <sub>15mmHg</sub> , 159 <sub>2mmHg</sub>	197.6 <sub>760mmHg</sub> , 140 <sub>97mmHg</sub> , 70 <sub>3mmHg</sub>
Solubility	Sparingly soluble in water. Soluble in alcohol, bezene, toulene	Soluble with water, lower aliphatic alcohols
Miscellaneous	toxic, irritant, may explode during vacuum distillation	flashing point = 115 °C

나. 리드프레임 표면 전처리 조건의 결정

먼저 리드프레임을 처리 용액에 담귀 두는 시간을 결정하기 위해 10% HCl 수용액에서 2 분간 세척된 리드프레임을 증류수로 50 배 희석된 용액에서 각각 30 초, 2 분, 5 분 동안 처리하고 공기중에서 건조하였다. 그리고 나서 200 °C 에서 2, 5, 10 시간 씩 산화시킨 후, 산화막의 두께 변화를 관찰하였다. 그림 23 은 dipping time 에 따른 산화막의 두께 변화를 보여 주고 있다. 200 °C 에서 2 시간, 5 시간 산화시킬 경우, 산화막의 두께는 dipping time 에 상관없이 일정함을 알 수 있다. 200 °C 에서 10 시간 산화시킬 경우 dipping time 이 증가 할 수록 산화막의 두께도 약간씩 증가하는 경향을 나타내고 있으나, 증가하는 정도는 매우 미미함을 알 수 있다. 따라서 산화막의 형성을 억제하는 corrosion inhibitor 의 효과는 dipping time 에 거의 좌우되지 않음을 알 수 있으며, 상당히 빠른 시간내에 표면의 전처리가 행해짐을 간접적으로 알 수 있다.

증류수와 희석 비율을 결정하기 위해 증류수로 50 배 희석된 용액과 원액으로 각각 처리된 리드프레임의 200 °C 산화 속도를 측정하였다. 표 7 은 그 결과로서 희석 비율이 높아지면 산화 억제력이 약간씩 저하하는 특성을 나타내나 산화 속도에 미치는 영향은 그다지 크지 않음을 알 수 있다.

그러므로 본 연구에서는 50 배의 희석 비율에서 2 분간 dipping 하는 조건을 기준 조건으로 결정하였다

표 6-7. 산화막의 두께에 미치는 corrosion inhibitor 농도의 영향.

	oxide thickness (Å)	
	corrosion inhibitor 원액	증류수로 50 배 희석

2 hours	394	555
5 hours	795	849
10 hours	1181	1074

#### 다. Corrosion Inhibitor 처리가 산화에 미치는 영향

Corrosion inhibitor 처리가 산화 억제에 어떤 영향을 미치는 지 알아보기 위해 증류수로 50 배 희석된 용액에서 2 분간 담군후 꺼내어 공기중에서 건조 시키고 나서 150 °C, 200 °C, 250 °C, 300 °C 에서 각각 산화열처리를 행하고 산화막의 두께를 측정하였다.

그림 24 는 150 °C 에서 산화 열처리후 산화시간에 따른 산화막의 두께 변화를 나타낸다. 산화 초기에는 corrosion inhibitor 처리를 한 것과 하지 않은 것이 별다른 차이를 보이지 않지만 차츰 처리를 한 쪽이 오히려 산화 속도가 빠름을 알 수 있다. 이 결과는 원래의 예상과 완전히 반대되는 것으로서, corrosion inhibitor 처리의 효과가 오히려 산화를 촉진하고 있음을 알 수 있다. 전혀 예상치 못했던 결과였기 때문에 똑 같은 조건에서 2 차 실험을 행하였다. 그림 24 에 나타난 바와 같이 2 차 실험 결과도 1 차 실험과 같은 경향을 나타냈다. 이에 대한 원인으로서는 가능한 것중에 하나는 표 6 에 나타난 에틸렌글리콜의 끓는 온도에서 찾을 수 있다. 대기압하에서 에틸렌글리콜의 끓는 온도는 197.6 °C 이다. 그러므로 corrosion inhibitor 용액 처리를 한 다음 150 °C 에서 산화 열처리를 할 경우 리드프레임 표면에 에틸렌글리콜이 공기중으로 날아가지 못하고 남아 있을 가능성이 있다. 리드프레임 표면에 존재하는 에틸렌글리콜이 어떤 방법으로 산화를 촉진하는 지에 대해서는 현재로서는 알려진

바가 없다. 본 가정이 올바르다면 200 °C 이상의 온도에서 열처리 할 경우에는 corrosion inhibitor 의 처리로 인한 산화 억제 효과 나타나야 할 것이다.

그림 25 ~ 27 은 각각 200 °C, 250 °C, 300 °C 에서 산화 열처리를 하고 산화막의 두께를 측정한 결과이다. 예상한 대로 corrosion inhibitor 의 처리가 산화막의 형성을 상당히 억제하고 있음을 알 수 있다. 그러나 산화 초기에는 그 효과가 거의 없고 어느 정도 시간이 지난 후 부터 억제 효과가 나타남을 알 수 있다. 역시 이 현상 도 산화 초기에는 아직 에틸렌글리콜이 리드프레임의 표면에 묻어 있고 공기중으로 날라가기에는 약간의 시간이 필요하기 때문에 일어나는 것으로 생각된다.

이상의 실험으로 부터 corrosion inhibitor 의 처리가 모든 온도에서 산화 억제 효과를 나타내는 것은 아니며, 용매로서 쓰인 에틸렌 글리콜이 리드프레임 표면에 남아 있을 경우에는 산화 억제 효과가 나타나지 않음을 알 수 있다.

#### 라. Corrosion Inhibitor 처리가 리드프레임/EMC 계면 접착력에 미치는 영향

Corrosion inhibitor 가 리드프레임의 산화 억제에 상당한 효과가 있음을 앞절에서 알 수 있었다. Corrosion inhibitor 처리로 얻은 리드프레임의 산화 억제효과가 리드프레임/EMC 계면의 접착력 향상에 어떤 영향을 미치는 지 연구하기 위해 corrosion inhibitor 처리후 200 °C 에서 다양한 시간 조건으로 산화시키고 나서 transfer molding 하였다.

그림 28 은 산화 시간에 따른 pull strength 의 변화를 나타낸 것이다. 산화 시간이 증가함에 따라 즉 산화막의 두께가 증가함에 따라 pull strength 가 지속적으로 감소함을 보여 주고 있다. 앞장의 연구 결과에서는 산화 시간이 증가함에 따라 초기에는 pull strength 가 증가하다가 최대값에 이르고 나서 다시 감소하는 경향을 나타내었으나, corrosion inhibitor 의 처리에서는 그와 같은 maximum pull strength 현상이 나타나지 않고 지속적으로 감소하는 영역만이 관찰되었다.

Maximum pull strength 현상이 관찰되지 않는 이유는 다음과 같이 설명할 수 있다. 리드프레임/EMC 간의 접착력 즉 pull strength 가 산화 시간에 따라 증가하는 현상은 매우 산화 초기에 국한된다. 왜냐하면 산화 시간이 길어질 경우, 리드프레임/EMC 의 파괴 형태가 매우 약한 계면 접착력을 가진  $\text{Cu}_2\text{O}$  oxide / Cu 의 계면 파괴로 바뀌므로 낮은 접착력을 나타내게 된다. Corrosion inhibitor 처리의 경우를 살펴보면, 산화 초기에는 산화 억제 효과도 없을 뿐더러, 리드프레임 표면에는 corrosion inhibitor 의 구성 물질 중의 하나인 에틸렌글리콜이 묻어있다. 일반적으로 몰딩전 리드프레임 표면이 에틸렌글리콜과 같은 유기성 고분자 이물질로 오염되어 있으면 리드프레임과 EMC 사이의 surface wettability 성질을 급격히 악화시킨다. 금속/고분자 계면의 접착에 대한 adsorption theory 에 따르면 surface wettability 의 감소는 곧 계면의 접착이 좋지 않음을 의미한다[27]. 산화 후반기에는 리드프레임 표면에 묻어 있는 에틸렌글리콜은 제거되지만 이 단계에 가면 벌써 리드프레임/EMC 의 파괴 형태는 매우 약한 계면 접착력을 가진  $\text{Cu}_2\text{O}$  oxide / Cu 의 계면 파괴를 따르게 되므로 접착력은 계속 낮은 값을 나타내게 되는 것이다.



결론적으로 말해, 리드프레임의 corrosion inhibitor 처리는 리드프레임의 열산화를 억제한다는 측면에서는 바람직하나, 리드프레임/EMC 계면의 접착력 향상이라는 측면에서는 오히려 마이너스 효과를 가지고 있음을 알 수 있다. 왜냐하면 corrosion inhibitor 처리가 리드프레임의 표면에 에틸렌글리콜이라는 오염 물질을 잔류시켜 리드프레임의 surface wettability 를 감소시키기 때문이다.

마. 세척 용액을 이용한 리드프레임의 표면 처리가 리드프레임/EMC 계면접착력에 미치는 영향

앞절에서 Corrosion inhibitor 처리가 리드프레임의 산화를 억제하는 효과는 있지만, 동시에 리드프레임 표면의 surface wettability 를 감소시켜 리드프레임/EMC 계면 접착력을 떨어뜨림을 알 수 있었다. 본 절에서는 리드프레임 표면의 세척을 통한 surface wettability 개선을 통해 리드프레임/EMC 계면 접착력의 향상이 가능한 지에 대해 연구하였다.

리드프레임의 세척 용액으로서는 크게 10% HCl (aq) 용액과 트리클로로에틸렌 ( Trichloroethylene ) 용액을 선정하였다. 세척 방법은 10% HCl (aq) 용액에서 5분간 처리하고 증류수로 최종 세척하는 방법 1 과, 10% HCl (aq) 용액에서 5분간 처리한 후 이에 추가로 트리클로로에틸렌 처리를 20분간 행한 후 최종적으로 증류수 세척을 한 방법 2, 두 가지로 선택하였다. 그림 29 는 위와 같이 리드프레임 표면 처리를 하고 transfer molding 하여 pull strength 를 측정하는 것이다. 아무런 세척 처리를 하지 않은 리드프레임에 비해 방법 1 과 방법 2 로 세척 처리를 하면 계면 접착력이 향상됨을 알 수 있다. 특히 방법 2 로 얻은 pull strength 값, 3.9 MPa 은 제 2 차년도 연구에서

최적 산화 처리로 얻을 수 있었던 최대 pull strength 값에 근접하고 있다. 위 결과로 부터 리드프레임의 세척처리만으로도 상당히 높은 pull strength 를 얻을 수 있으며, 또 접착력에 미치는 surface wettability 의 효과가 상당함을 간접적으로 알 수 있다.

리드프레임 표면의 세척 처리는 리드프레임 표면의 오염물질을 제거시키므로써 surface wettability 를 개선시키는 역할을 수행한다. 리드프레임 표면의 surface wettability 는 접촉각의 측정으로 가늠해 볼 수 있다. 접촉각 측정 결과 아무런 세척처리를 하지 않은 리드프레임의 경우  $96^{\circ}$ , 방법 1으로 세척한 경우는  $95^{\circ}$ , 방법 2로 세척한 경우는  $87^{\circ}$  였다. 리드프레임 세척 처리로 접촉각이 감소함을 알 수 있다. 즉 세척 처리로 리드프레임 표면의 surface wettability 의 증가가 발생함을 알 수 있다. 그러므로 리드프레임 표면의 세척 처리로 인한 pull strength 의 증가는 surface wettability 의 증가로 설명할 수 있다. 그러나 방법 1에 의해서는 그다지 큰 접촉각의 변화가 없음에도 pull strength 의 크게 증가하는 이유에 대해서는 추가 실험을 통해 밝힐 필요가 있다.

방법 2의 세척 방법과 다르게, 단지 트리클로로에틸렌 용액에서만 20분간 처리한 후 증류수로 최종 세척한 리드프레임의 접촉각은  $74^{\circ}$  로 측정되었다. 이 조건에 대한 pull strength 값은 얻지 못하였지만, 낮은 접촉각으로 판단해 보면, 방법 2로 얻을 수 있는 값보다도 훨씬 높은 pull strength 를 얻을 수 있다고 생각된다.

이상의 실험으로 부터 리드프레임의 표면의 세척은 트리클로로에틸렌을 이용하는 것이 가장 높은 리드프레임/EMC 계면 접착력을 얻을 수 있음을 알 수 있다.

## 6. 결론

구리 기초 리드프레임 합금을  $150\text{ }^{\circ}\text{C} \sim 300\text{ }^{\circ}\text{C}$  사이에서 대기 중 산화시켜서, 구리 산화물이 Cu/EMC 계면 접착력에 미치는 영향을 평가하기 위해 pull test 와 파괴 분석을 실시하였다. Cu/EMC 계면 접착력이 최대값을 나타내는 적절한 구리 산화물의 두께가 존재하였으며, 이 값은  $20\text{nm} - 30\text{nm}$  사이였다. 산화막의 두께가 대략  $50\text{nm}$  이상이면, 아무런 산화처리를 하지 않은 리드프레임의 접착력보다 낮은 값을 나타내었다. 산화 초기에 산화물의 형성으로 계면 접착력이 증가하는 이유는 산화물의 형성으로 인한 wettability 증가 효과와 기계적 고착 효과가 발생하였기 때문이다. 최대 접착력을 나타내기 이전에는 Cu/EMC 계면의 파괴가 EMC 의 cohesive failure +  $\text{Cu}_2\text{O}/\text{CuO}$  interface failure 의 복합적 양상을 가졌으나, 산화가 진행될수록 Cu/ $\text{Cu}_2\text{O}$  계면에 축적되는 공공들로 Cu/ $\text{Cu}_2\text{O}$  계면 파괴가 우세해졌다.

리드프레임의 산화를 억제하기 위해 corrosion inhibitor 를 리드프레임 표면에 처리하였다. Corrosion inhibitor 를 처리할 경우,  $200\text{ }^{\circ}\text{C}$  이상의 온도에서는 산화 속도가 감소함이 관찰되었으나  $150\text{ }^{\circ}\text{C}$  산화의 경우는 오히려 처리하지 않은 리드프레임 보다 높은 산화 속도를 나타내었다. 이것은 corrosion inhibitor 의 구성 물질 중 하나인 에틸렌글리콜이  $150\text{ }^{\circ}\text{C}$  산화시에는 제거되지 못하고 리드프레임 표면에 잔류하기 때문이다. Corrosion inhibitor 의 처리는 산화 속도를 감소시키는 효과는 있었으나, 리드프레임/EMC 계면의 접착력을 향상시키지는 못하였다. 왜냐하면 산화에 의한 계면 접착력의 증가가 발생하는 산화의 초기 단계에는 리드프레임 표면에 잔류하는 에틸렌글리콜이 리드프레임의 surface wettability 를 떨어뜨리기 때문이다.

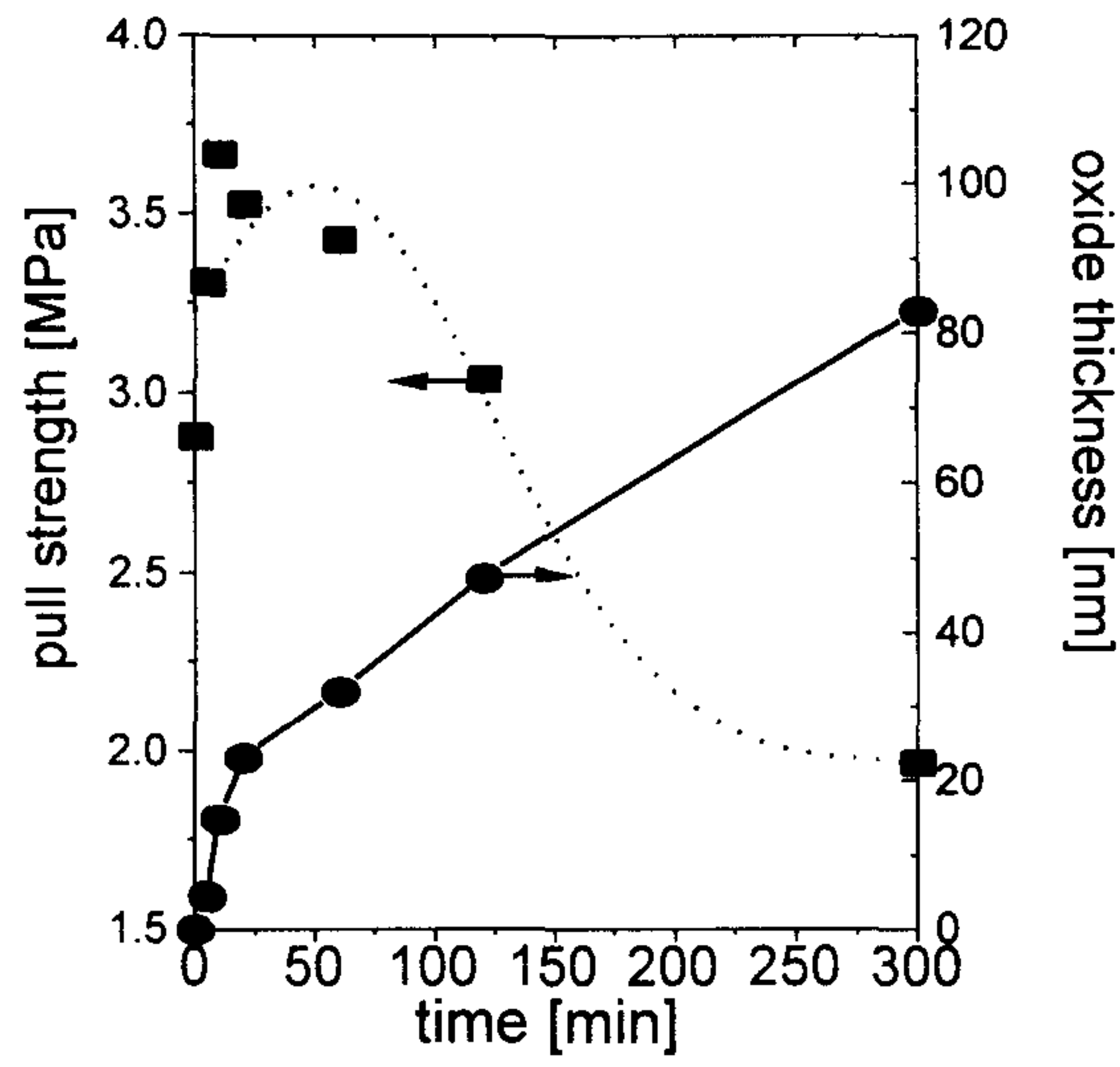


그림 6-4 150 °C 에서 산화된 리드프레임의 접착력 변화

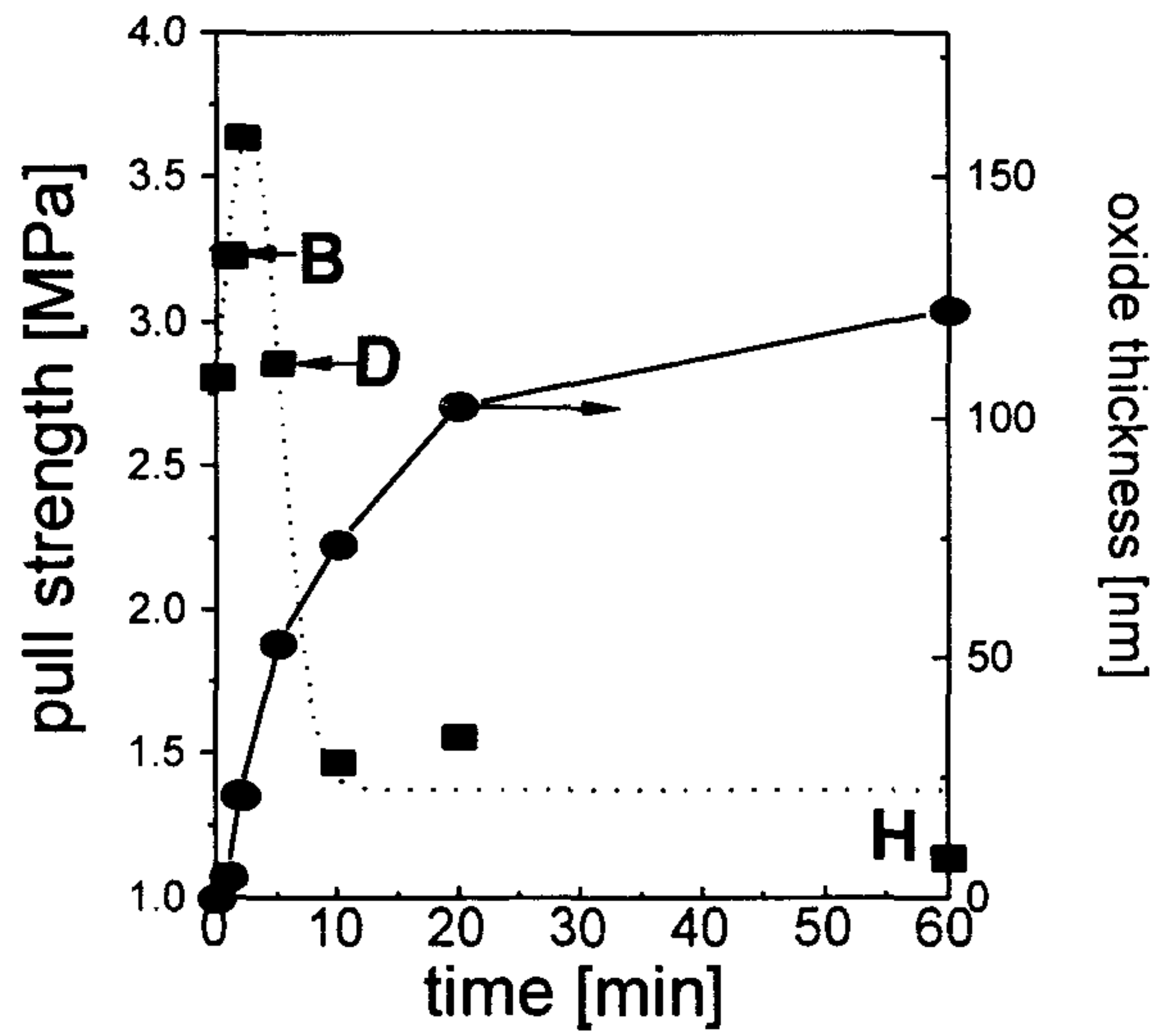


그림 6-5. 200 °C 에서 산화된 리드프레임의 접착력 변화

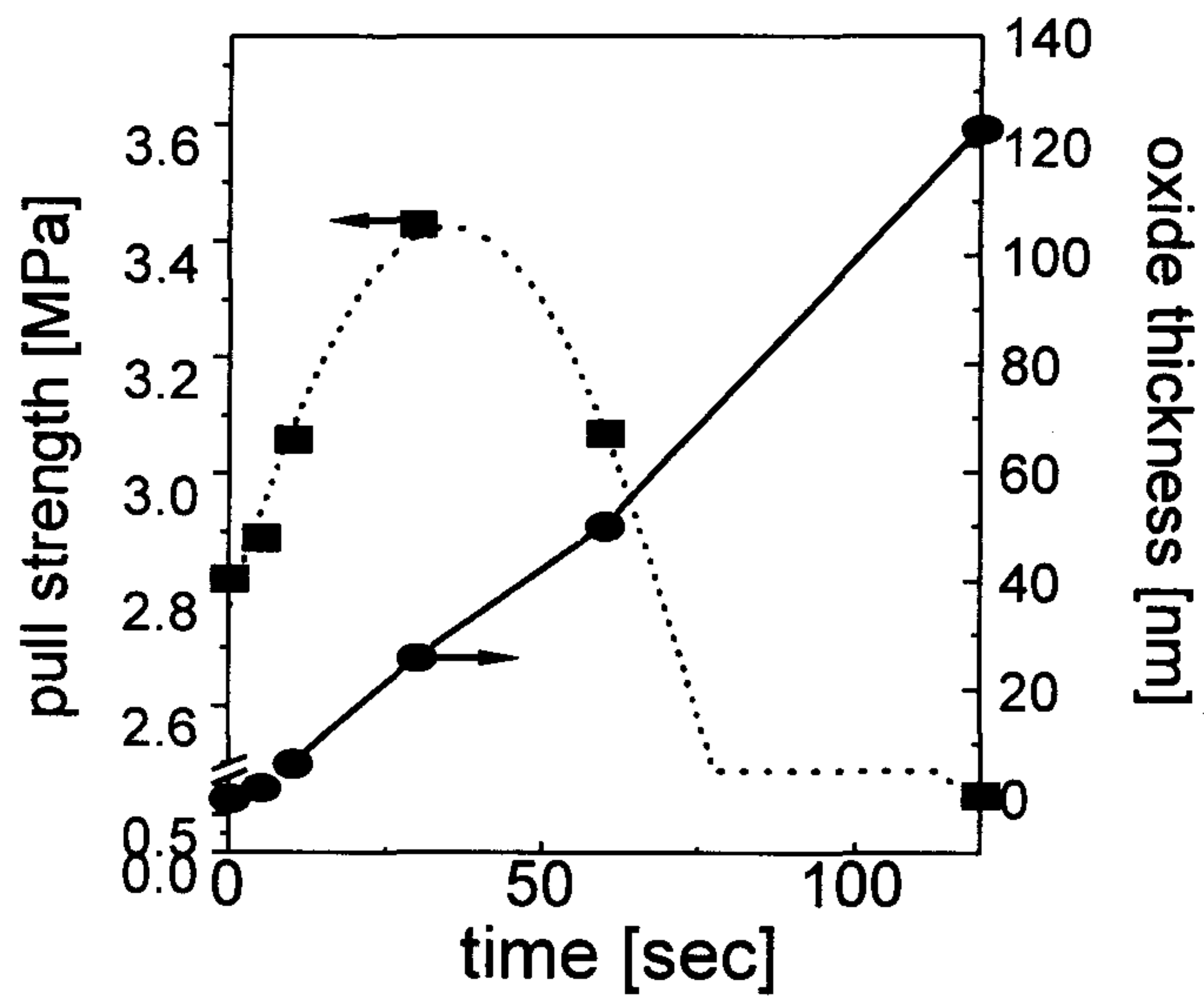


그림 6-6. 300 °C 에서 산화된 리드프레임의 접착력 변화

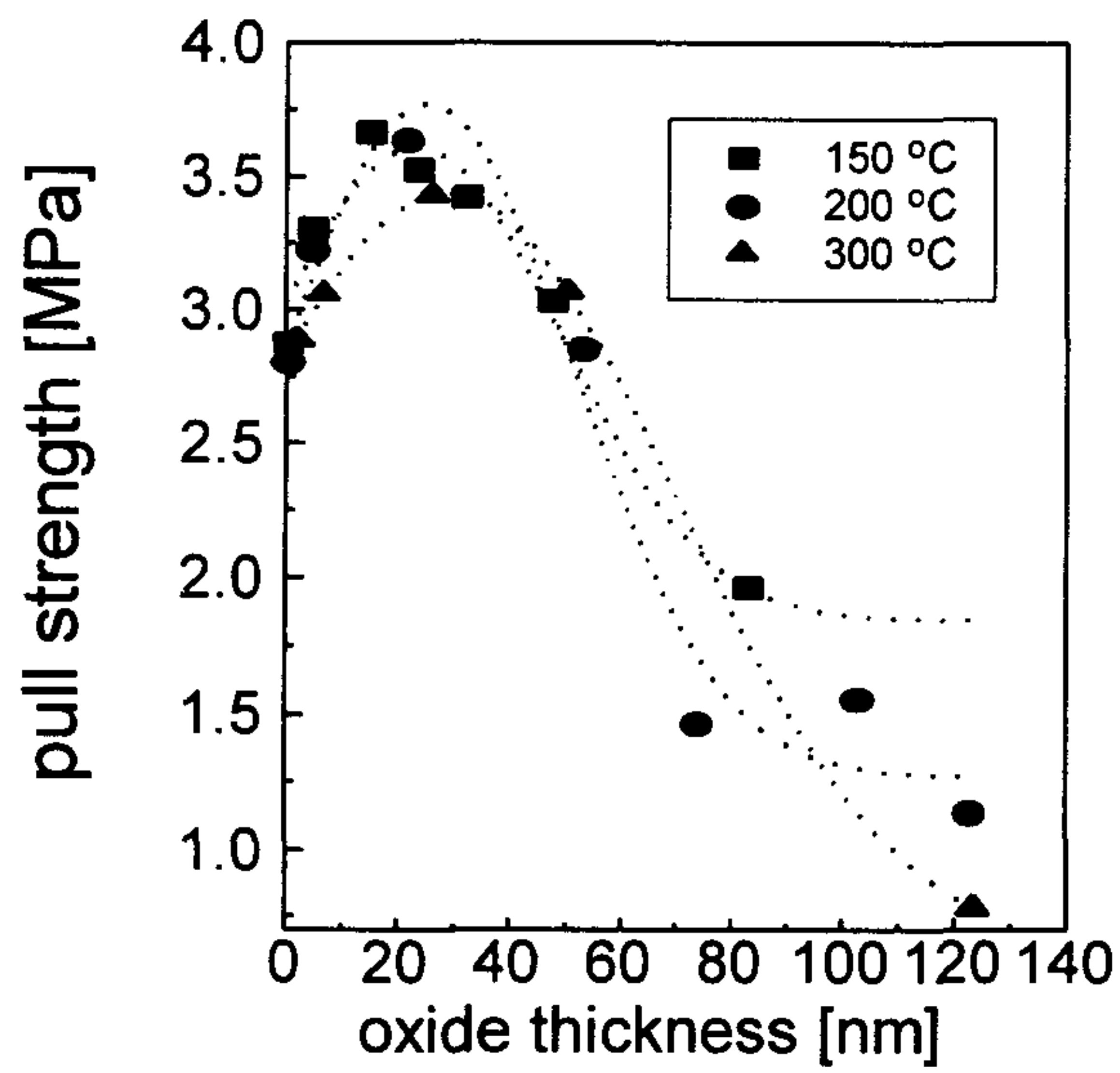


그림 6-7. 산화막의 두께에 따른 접착력의 변화



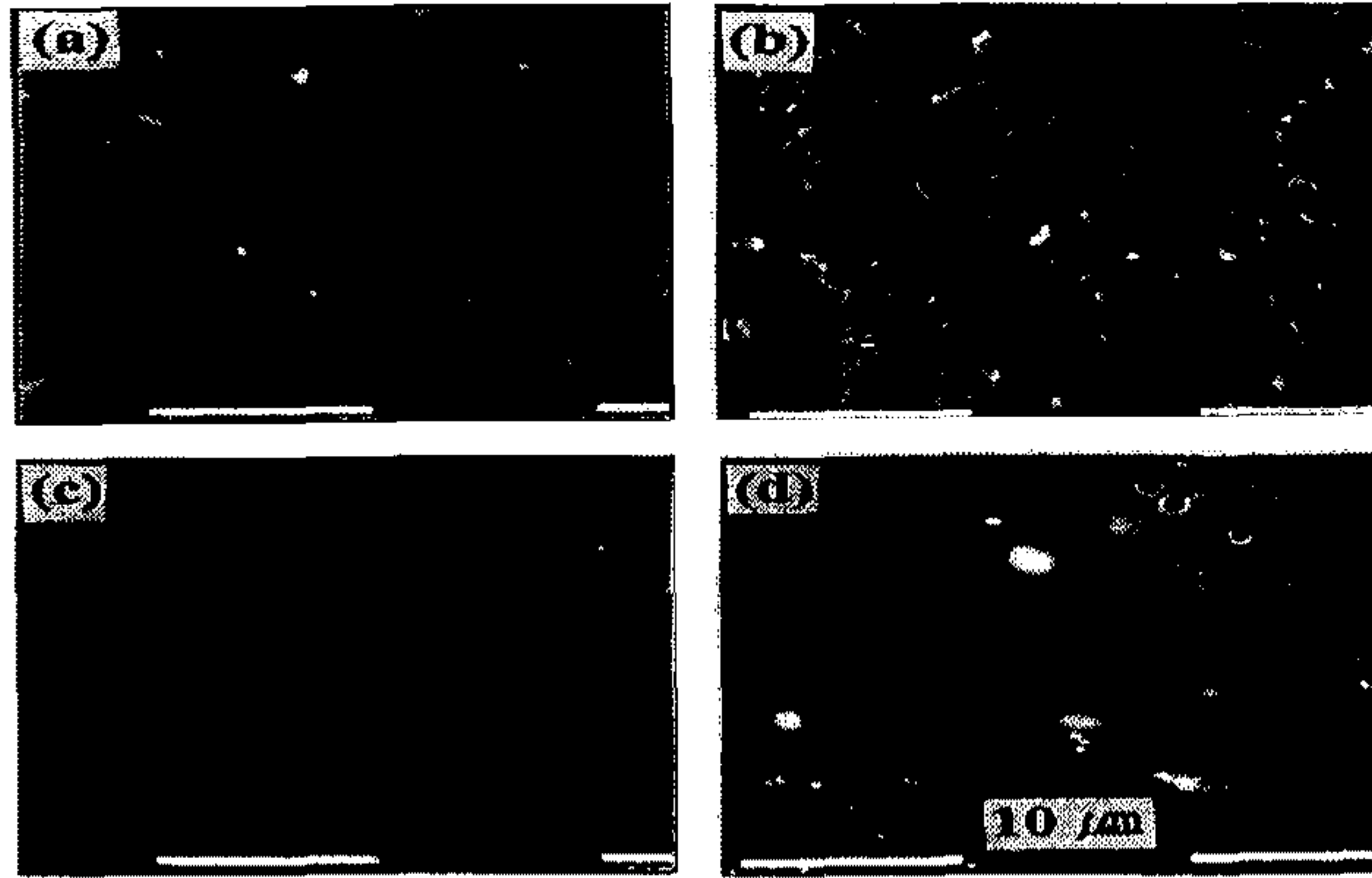


그림 6-8. 분리된 시편 B의 주사전자현미경 사진. (a) 리드프레임 표면, (b) 리드프레임 표면 (a)에 맞붙어 있던 EMC 표면, (c) 다른 리드프레임 표면, (d) 리드프레임 표면 (c)에 맞붙어 있던 EMC 표면

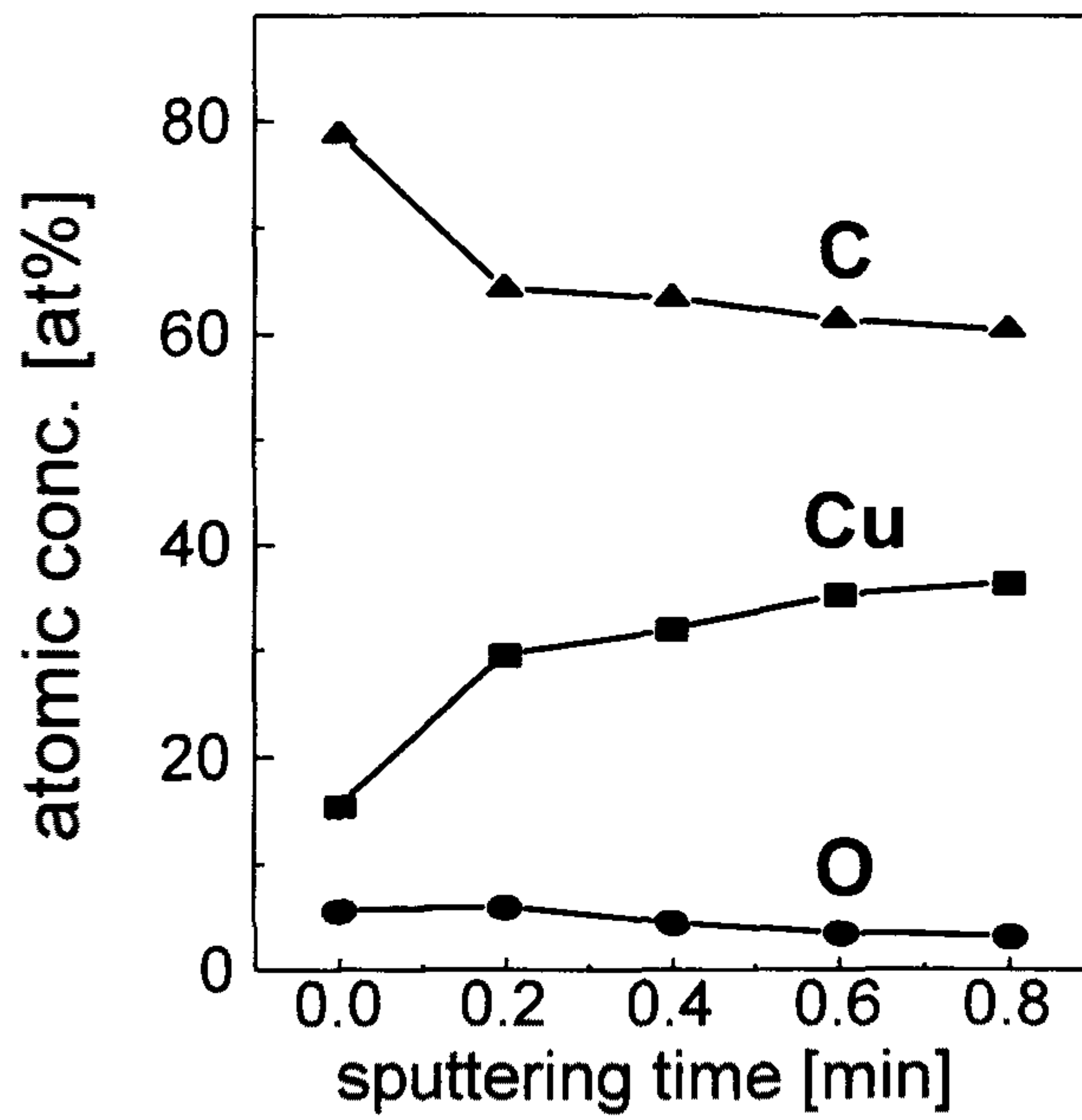


그림 6-9. 그림 6-8(a)에 보이는 검은 입자의 AES 결과

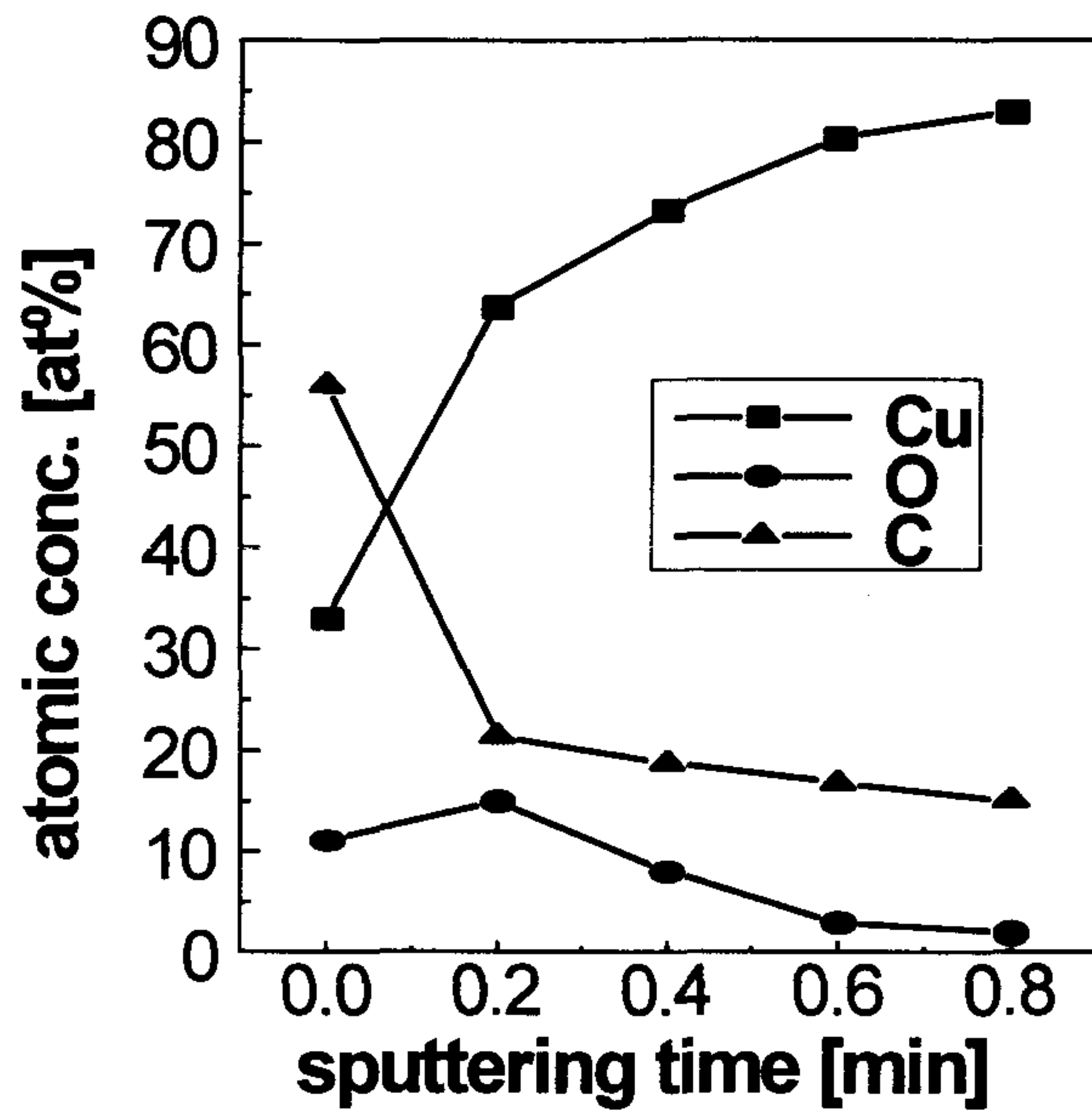


그림 6-10. 그림 6-8(c) 의 리드프레임 표면의 AES 결과

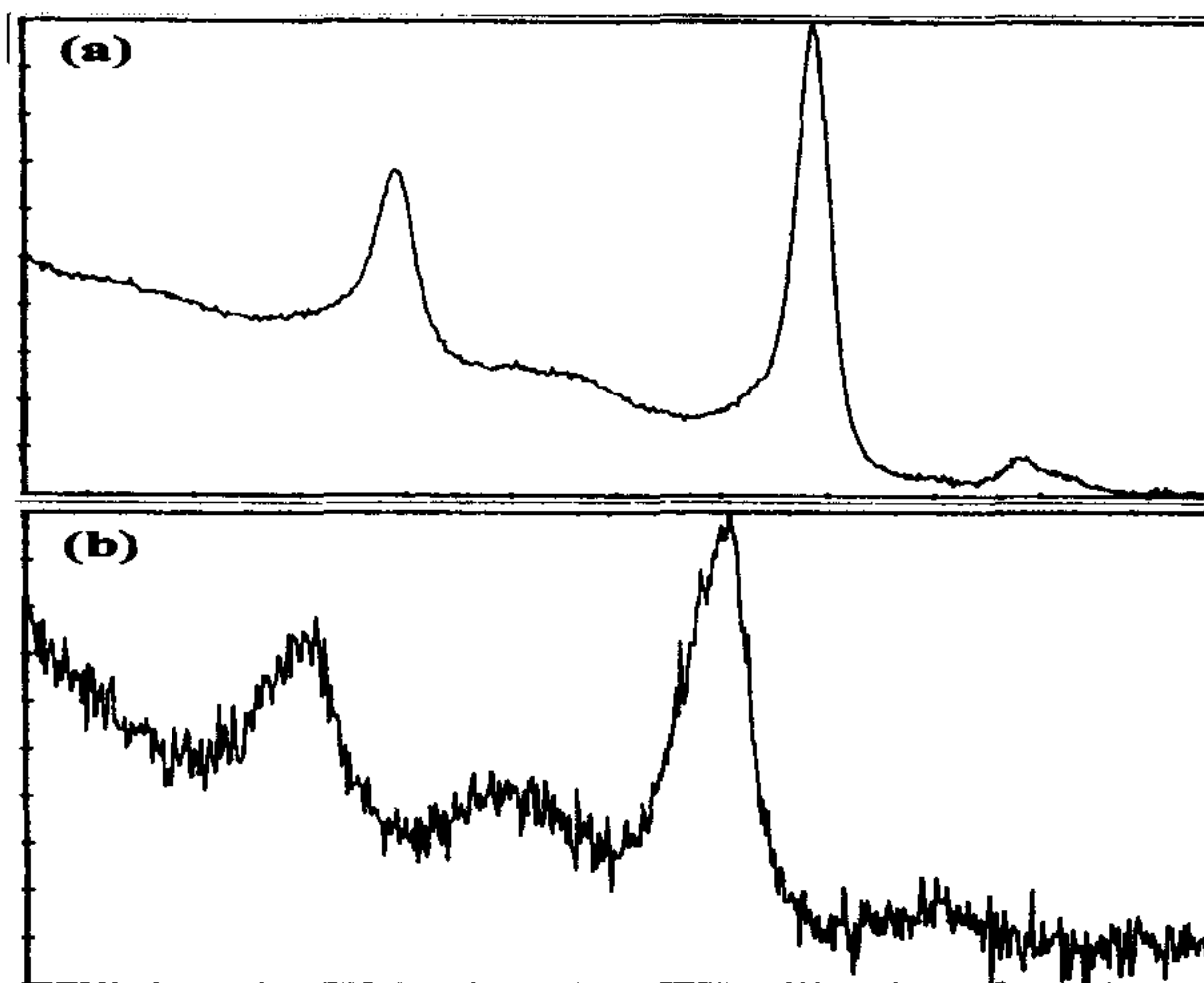


그림 6-11. 시편 B 의 XPS Cu 2p 스펙트럼  
(a) 리드프레임 표면, (b) EMC 표면

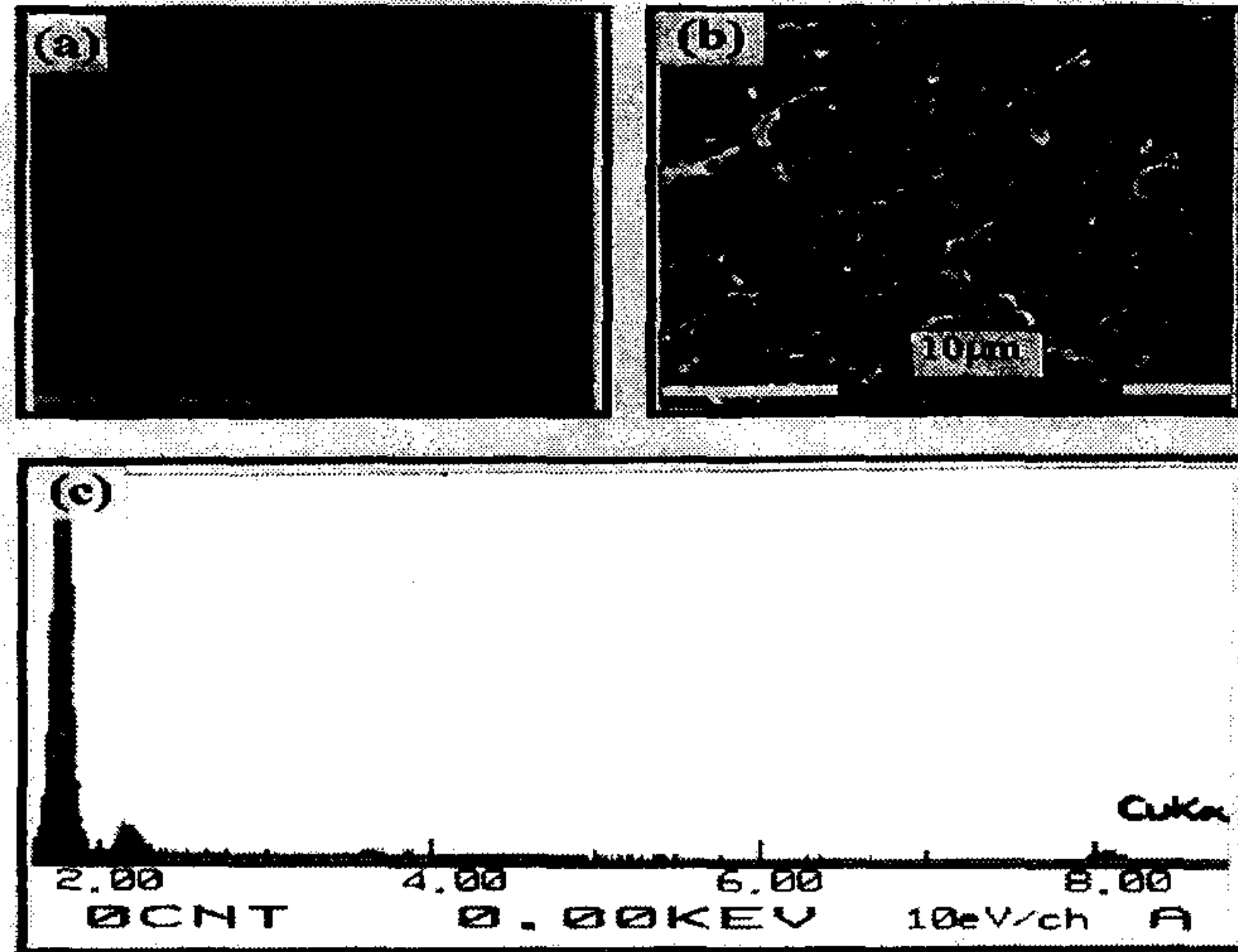


그림 6-12. 시편 D의 주사 전자 현미경 사진. (a) 리드프레임 표면, (b) EMC 표면, (c) EMC 표면의 EDS 스펙트럼

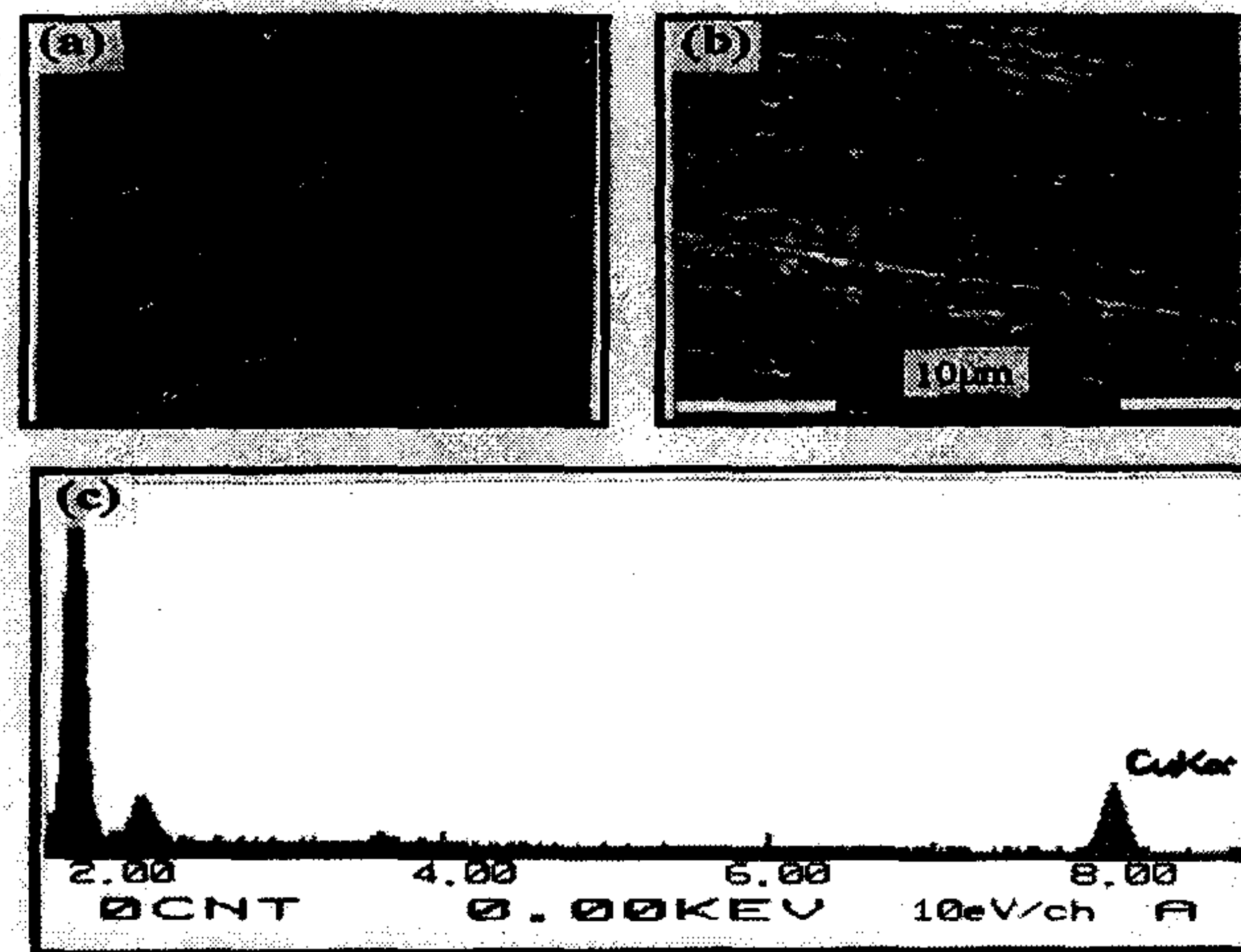


그림 6-13. 시편 H의 주사 전자 현미경 사진. (a) 리드프레임 표면, (b) EMC 표면, (c) EMC 표면의 EDS 스펙트럼

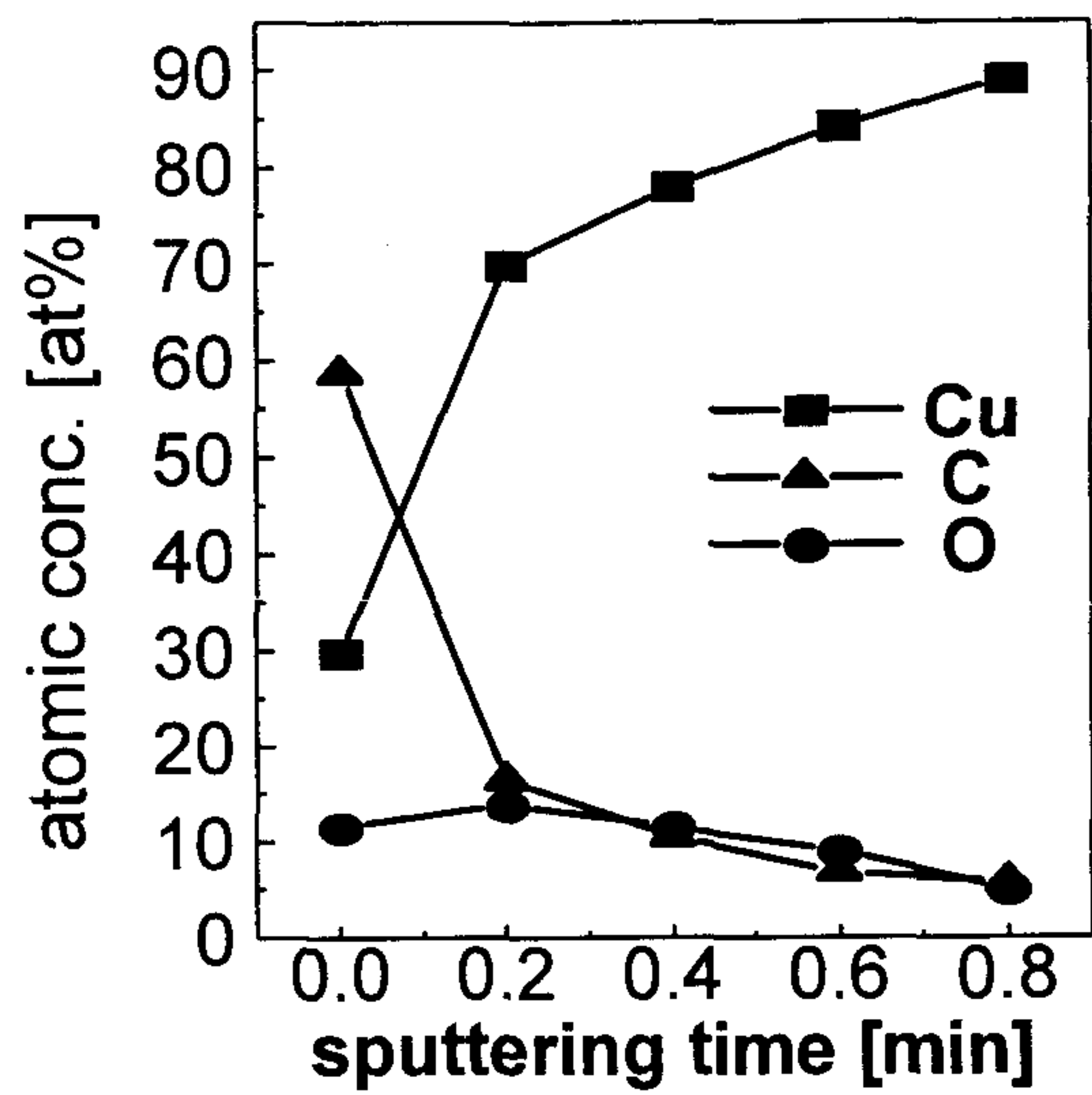


그림 6-14. 시편 H의 리드프레임 표면의 AES 결과

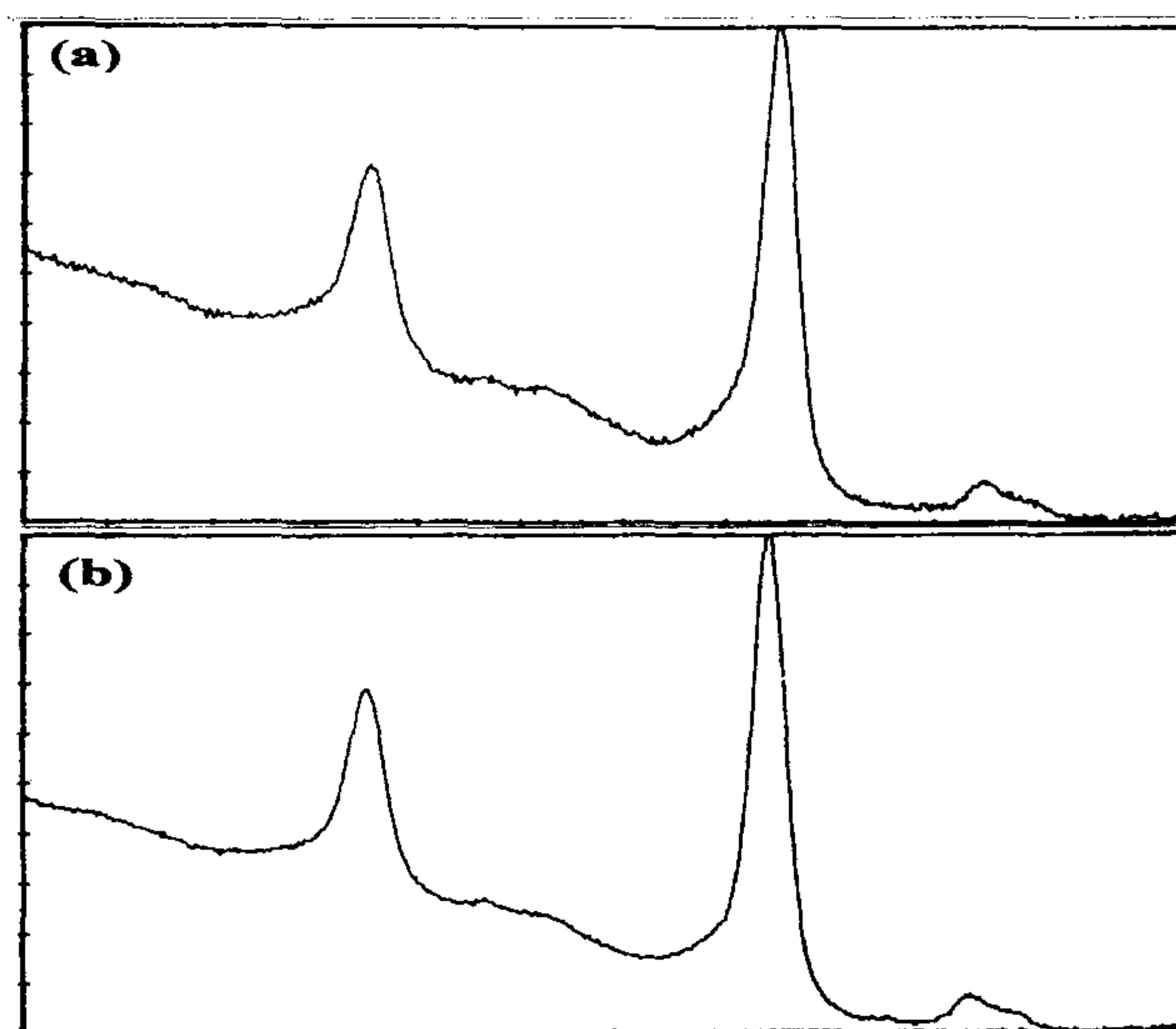


그림 6-15. 시편 H의 XPS Cu 2p 스펙트럼  
(a) 리드프레임 표면, (b) EMC 표면

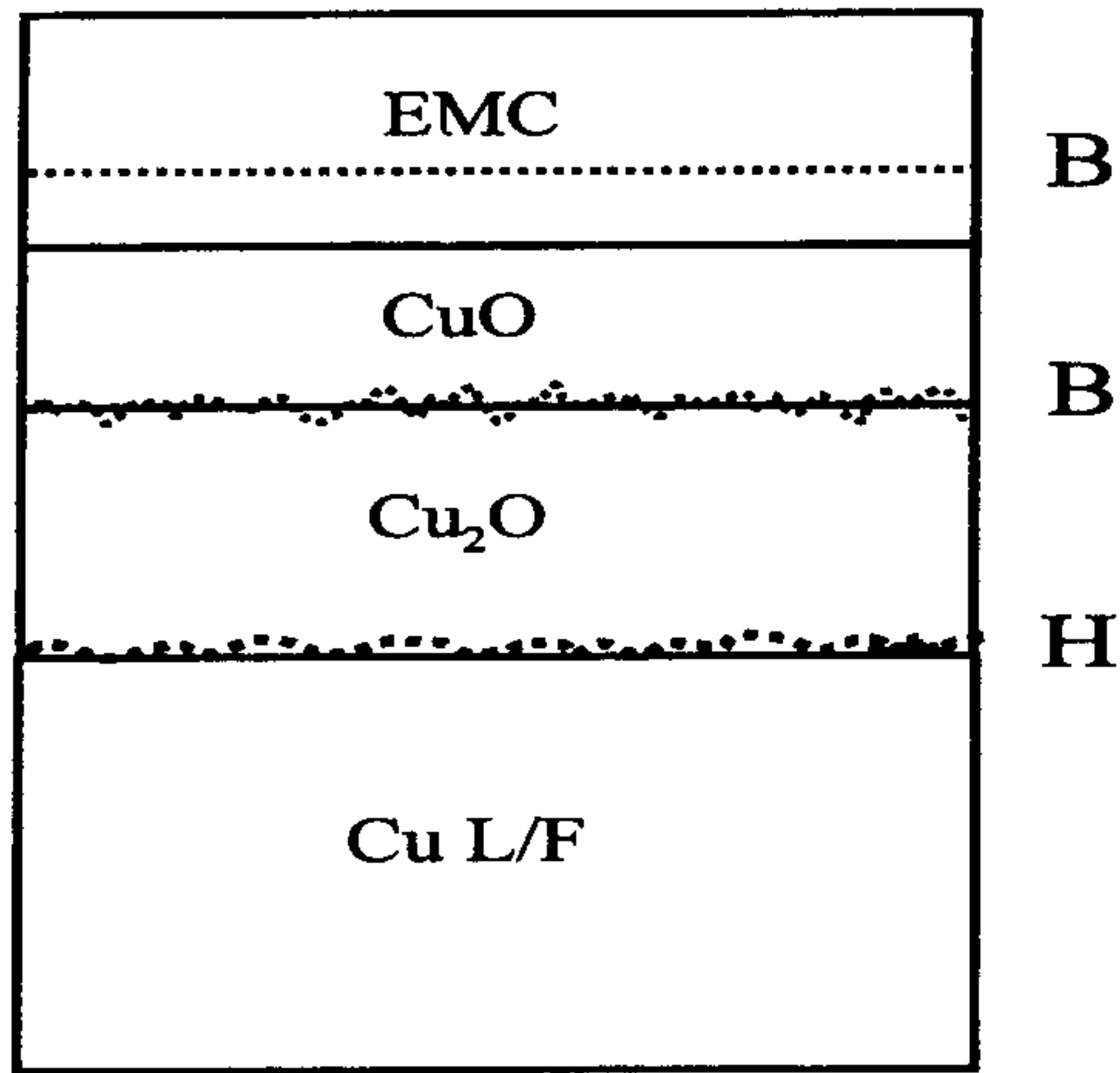


그림 6-16. Cu/EMC 계의 모식적인 파괴 경로

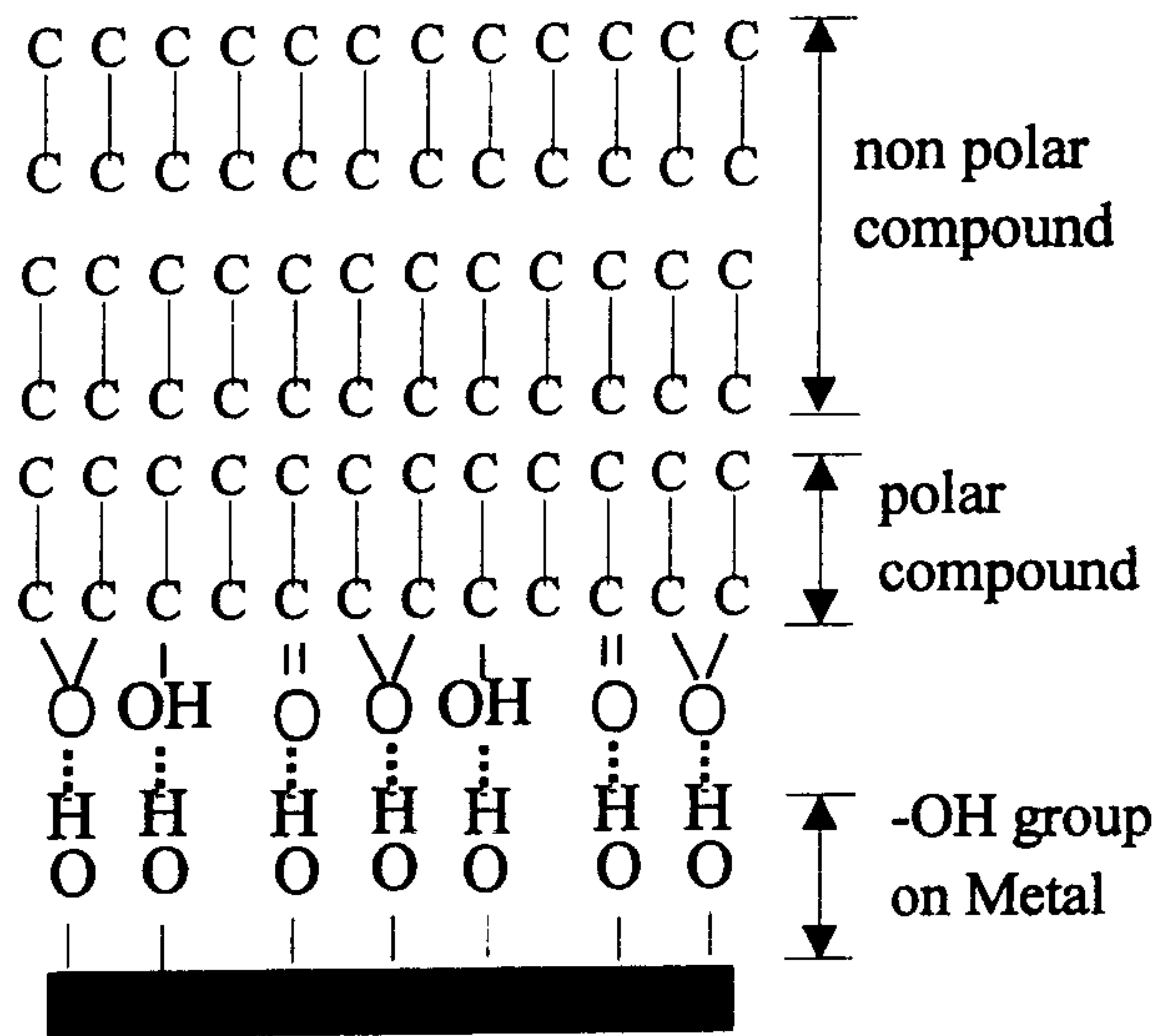


그림 6-17. 금속/고분자 계의 표면 접촉 모델



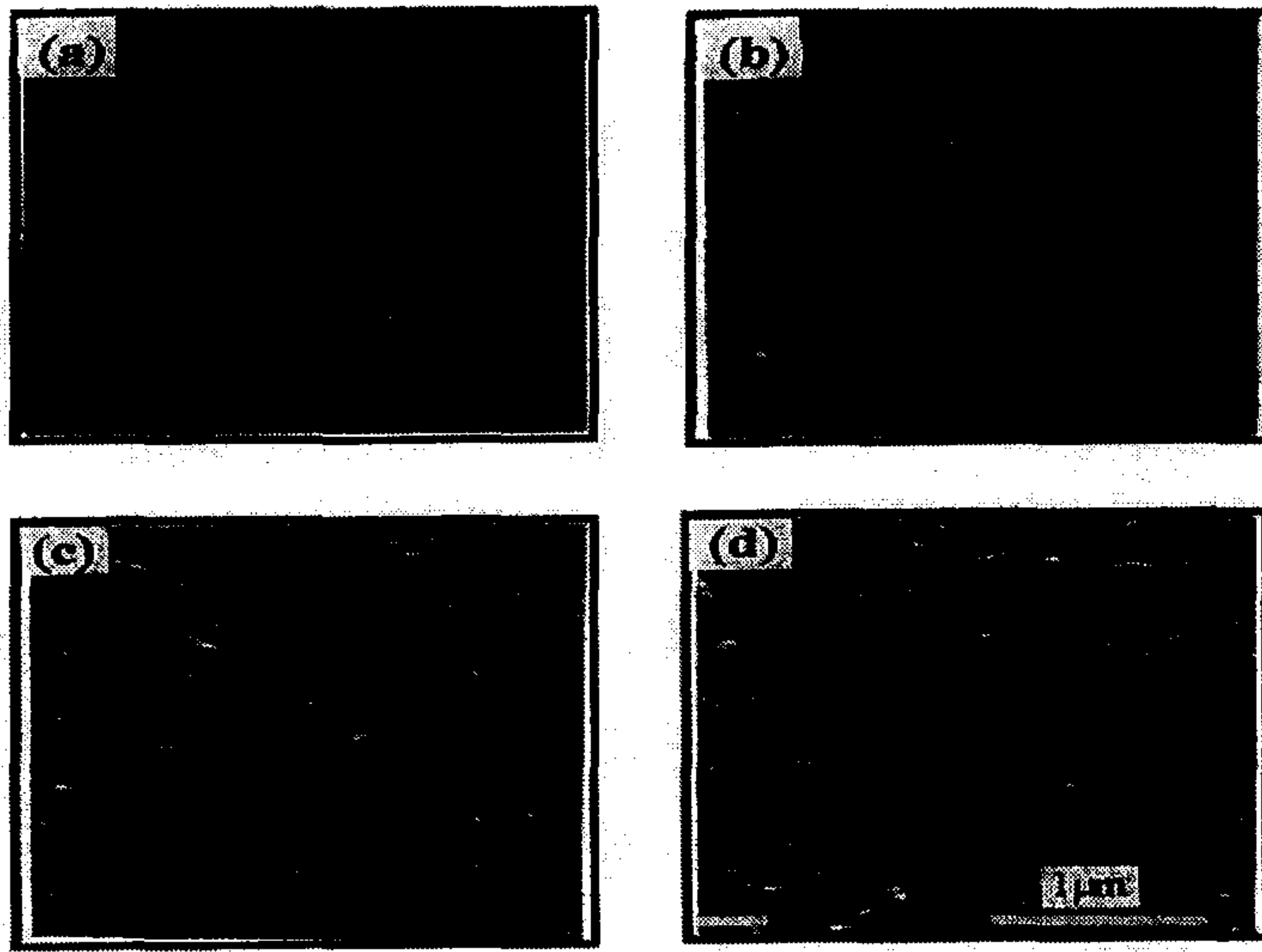


그림 6-18. 150 °C 에서 산화 처리된 리드프레임 표면의 주사전자현미경 사진. (a) 5 분, (b) 20 분, (c) 1 시간, (d) 5 시간

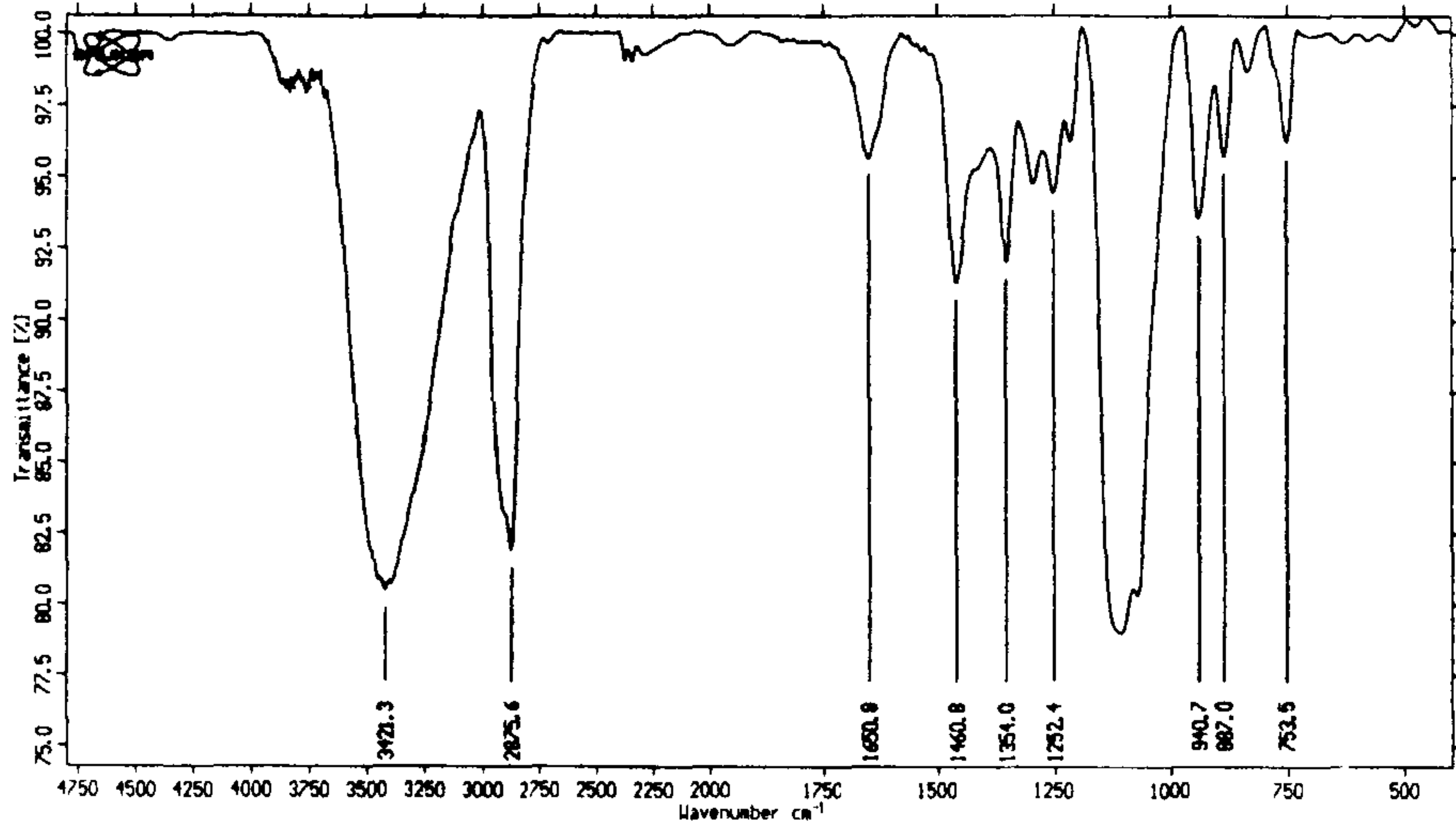


그림 6-19. 추출된 corrosion inhibitor 원액의 적외선 스펙트럼.

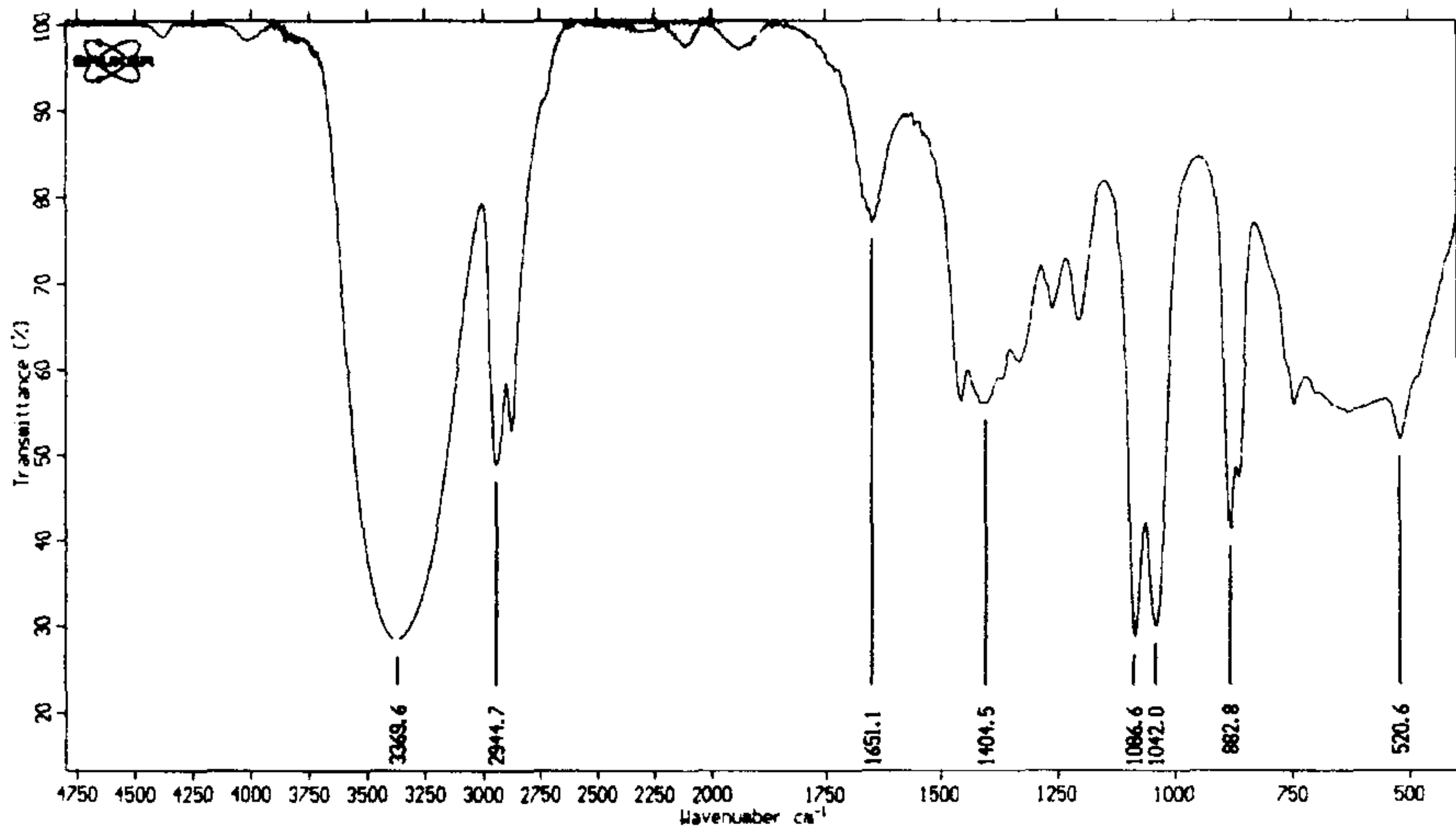


그림 6-20. 순수 에틸렌글리콜의 적외선 스펙트럼.

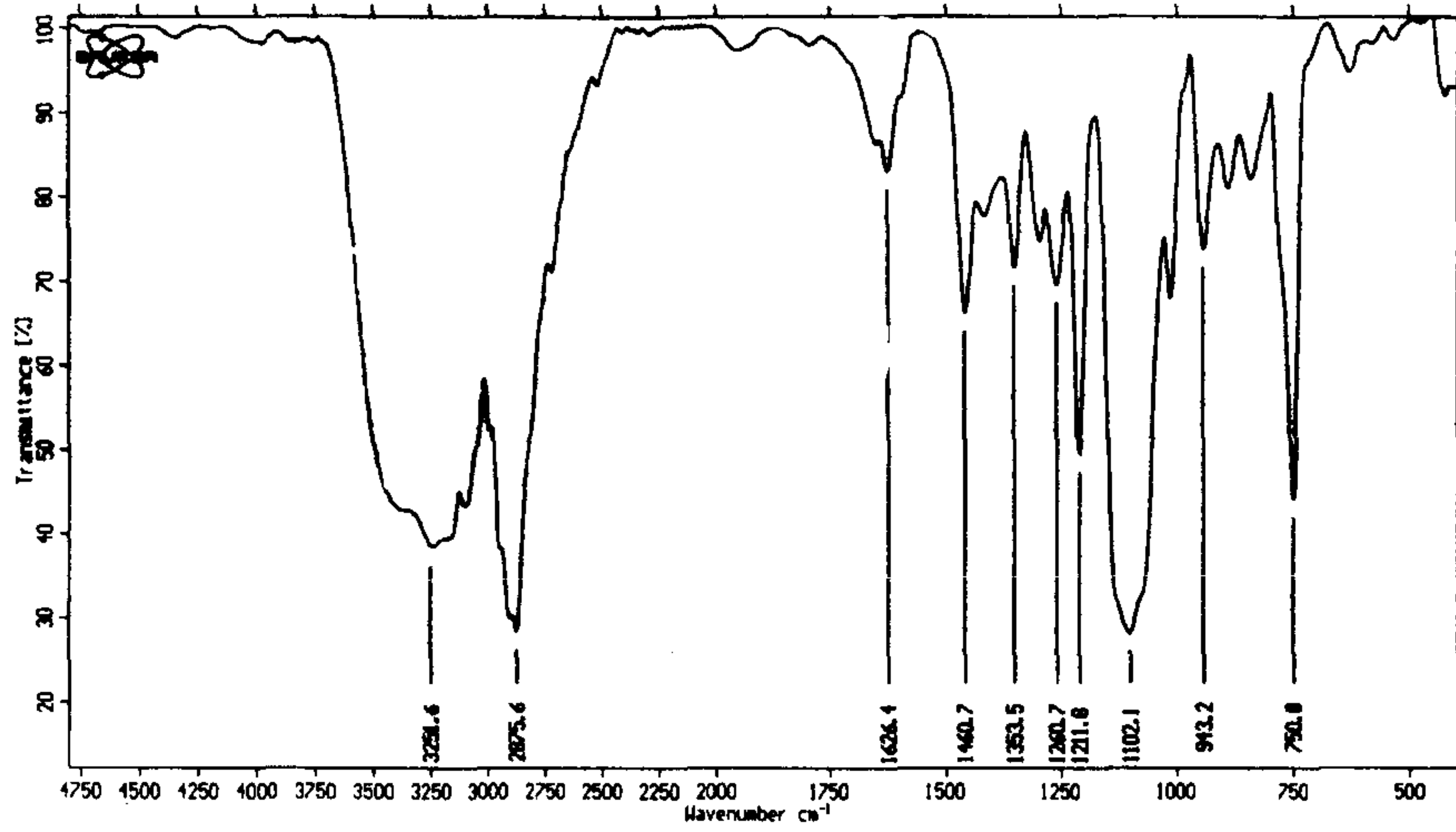
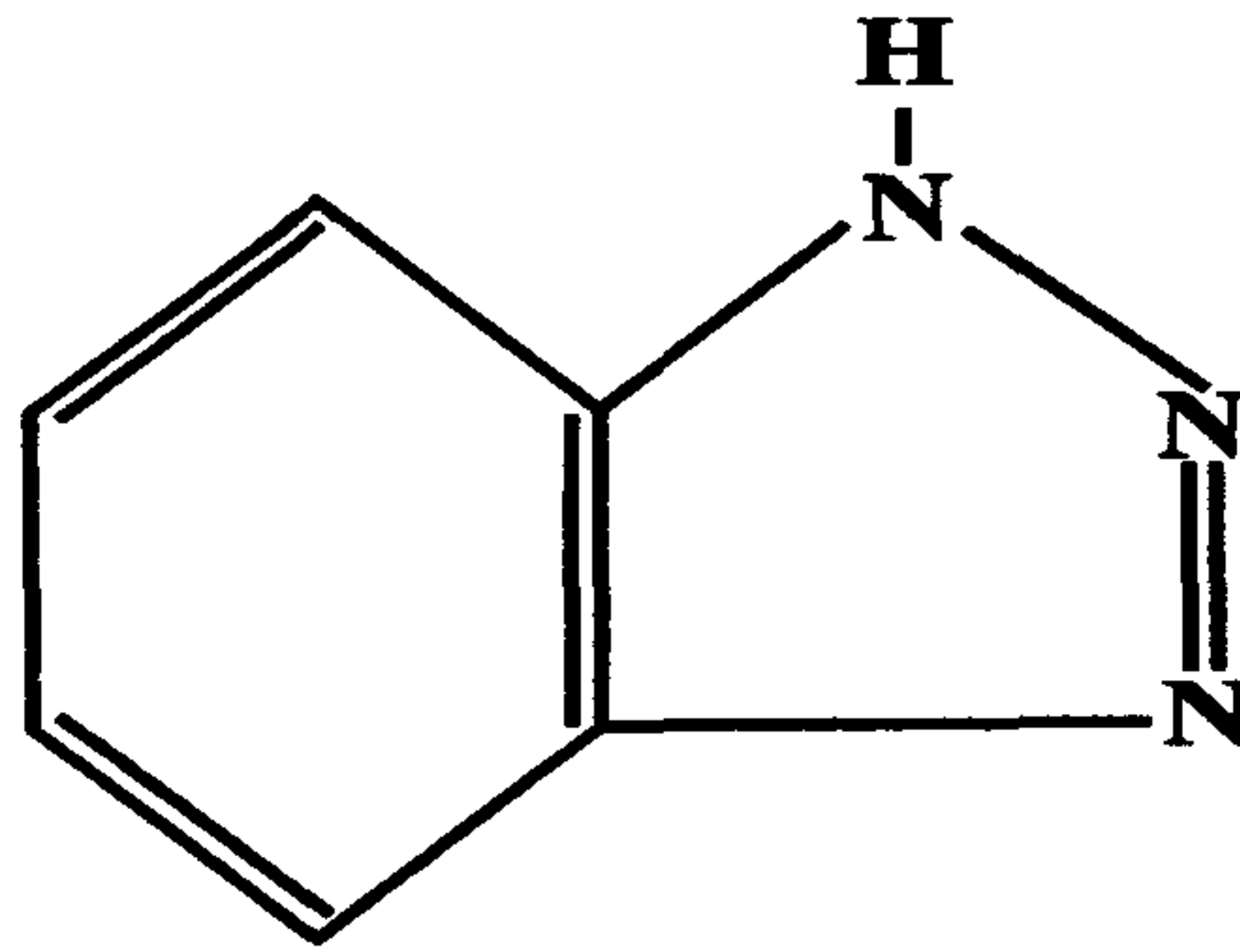
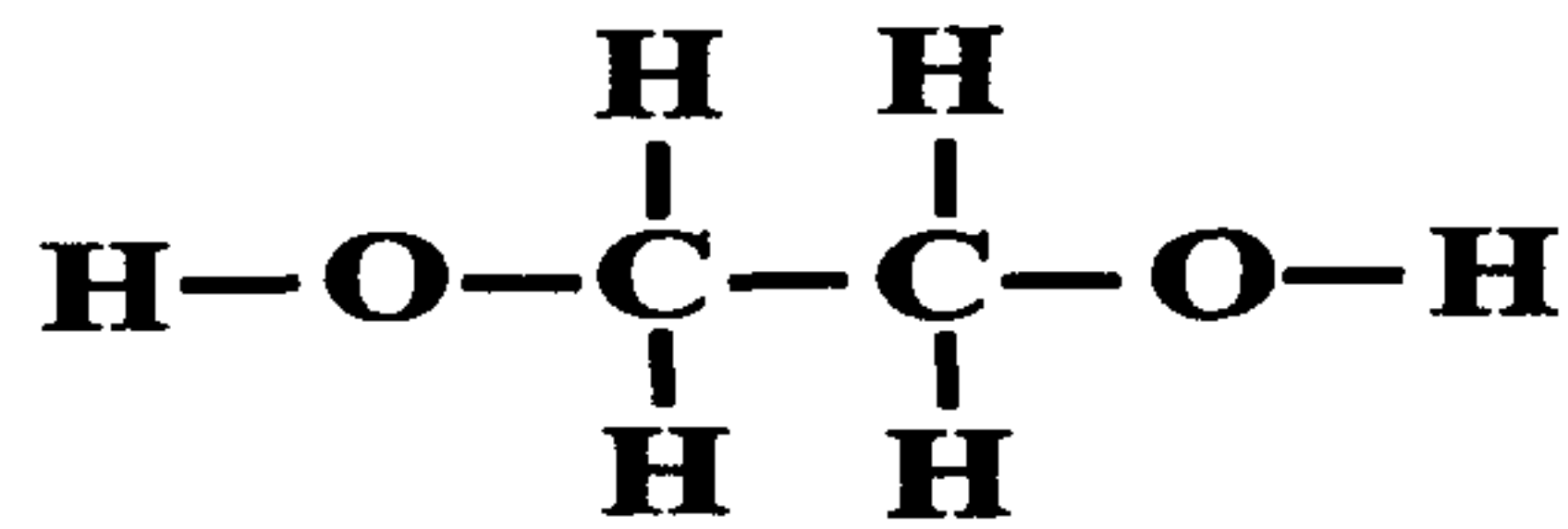


그림 6-21. 추출후 corrosion inhibitor 원액의 적외선 스펙트럼.



< Benzotriazole >



< Ethylene Glycole >

그림 6-22. 벤조트리아졸과 에틸렌글리콜의 화학구조

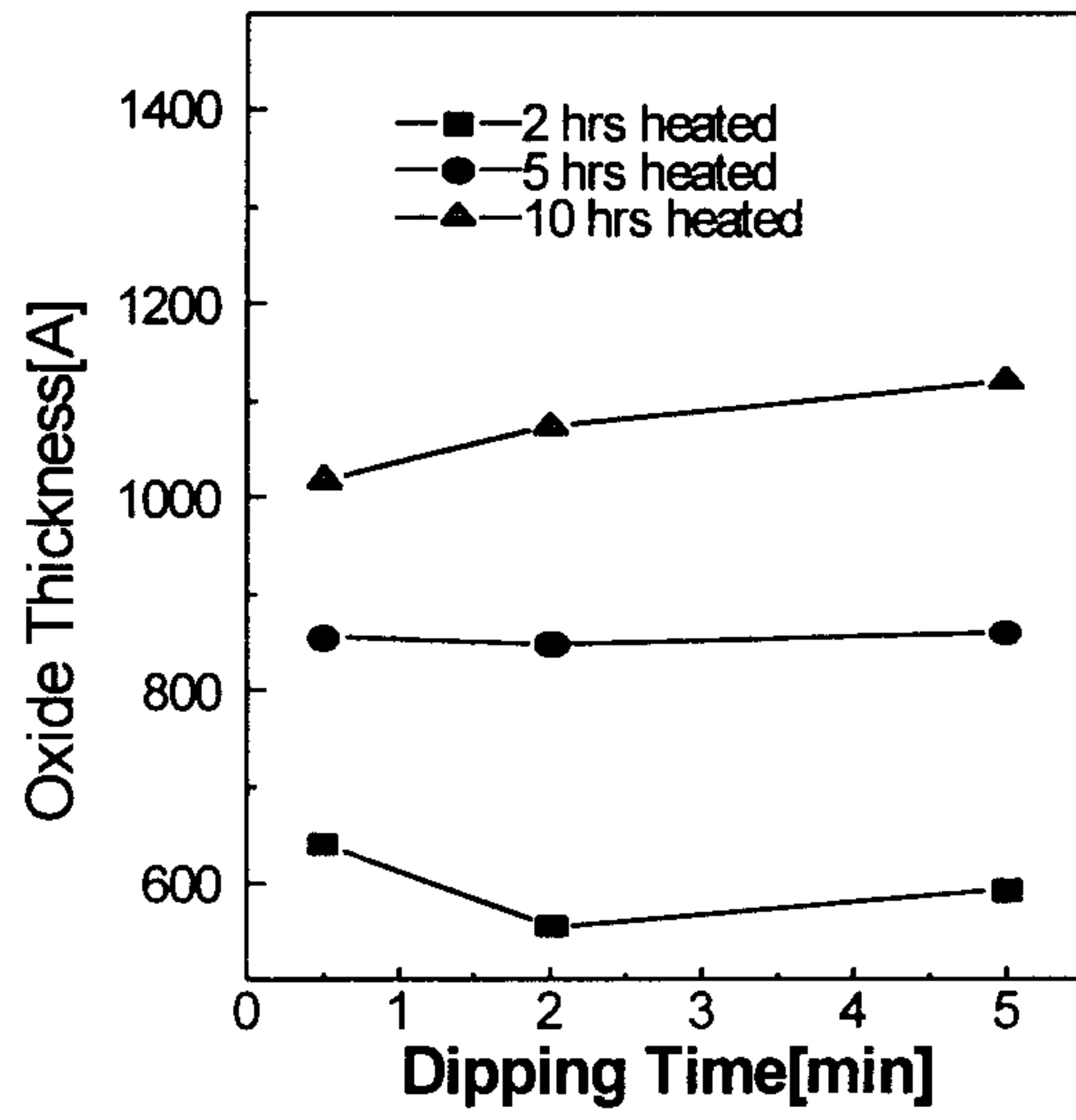


그림 6-23. Dipping time 에 따른 산화막 두께의 변화

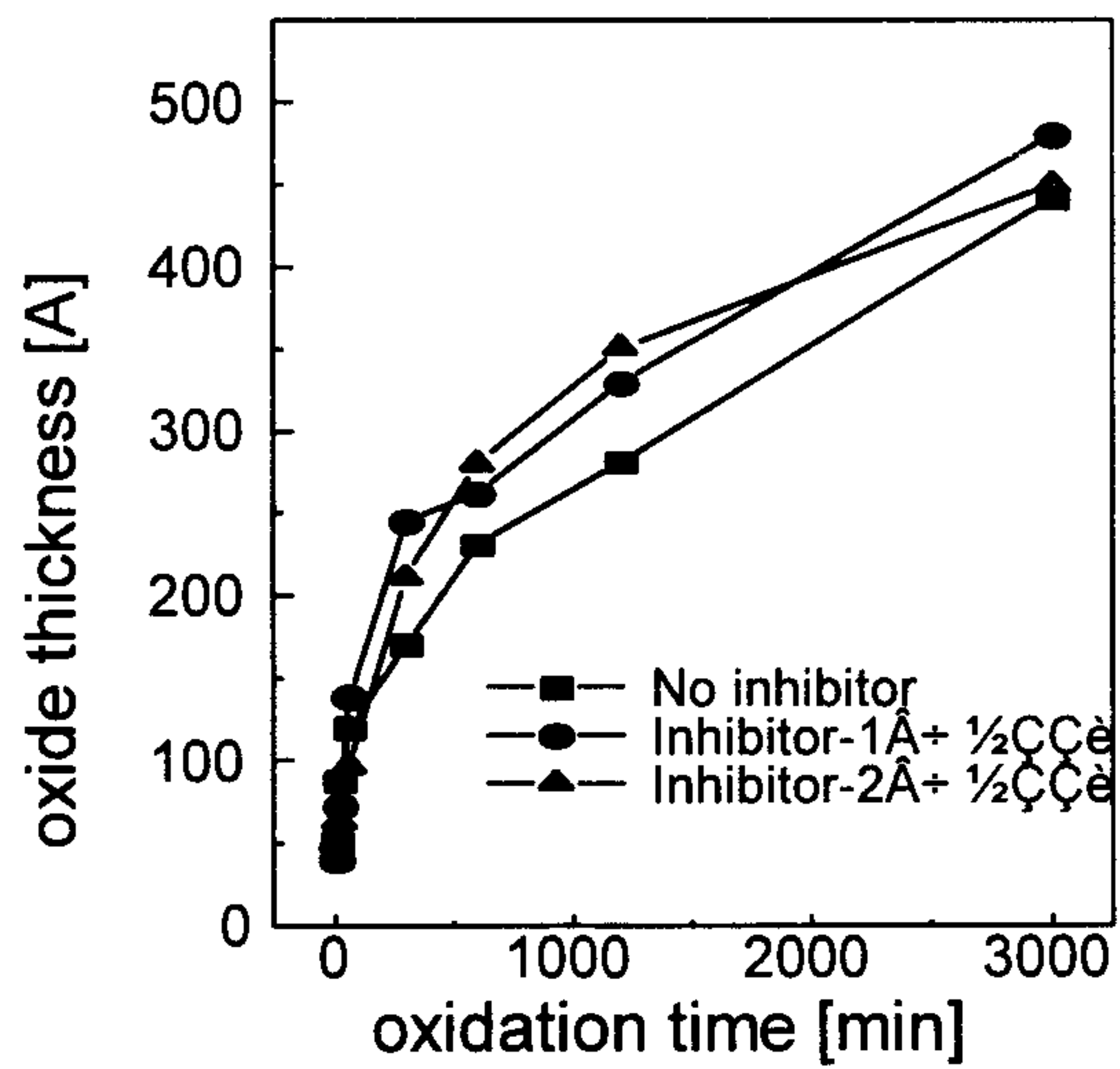


그림 6-24. 150 °C 에서의 산화 시간에 따른 산화막의 두께 변화

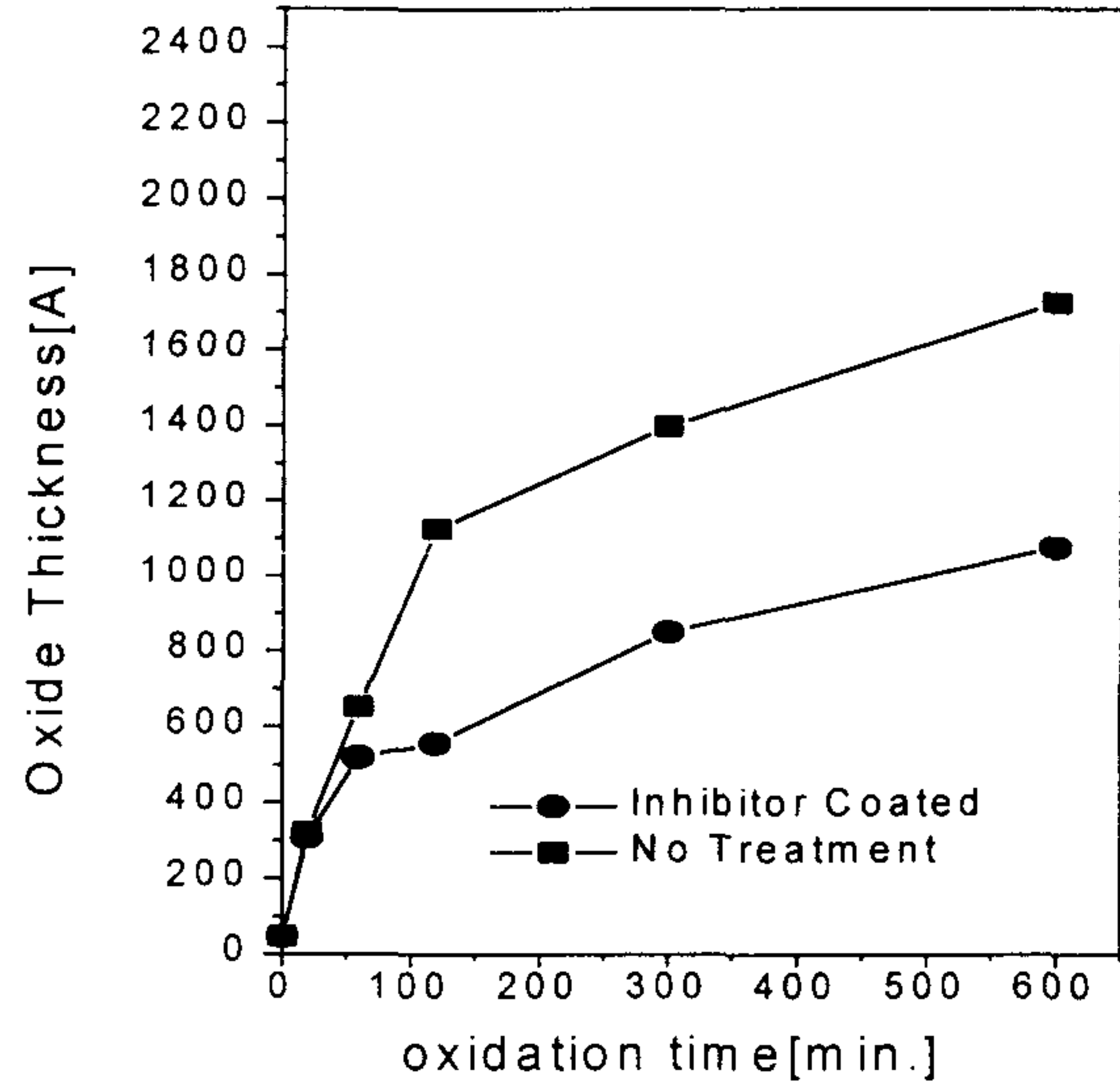


그림 6-25. 200 °C 에서의 산화 시간에 따른 산화막 두께의 변화

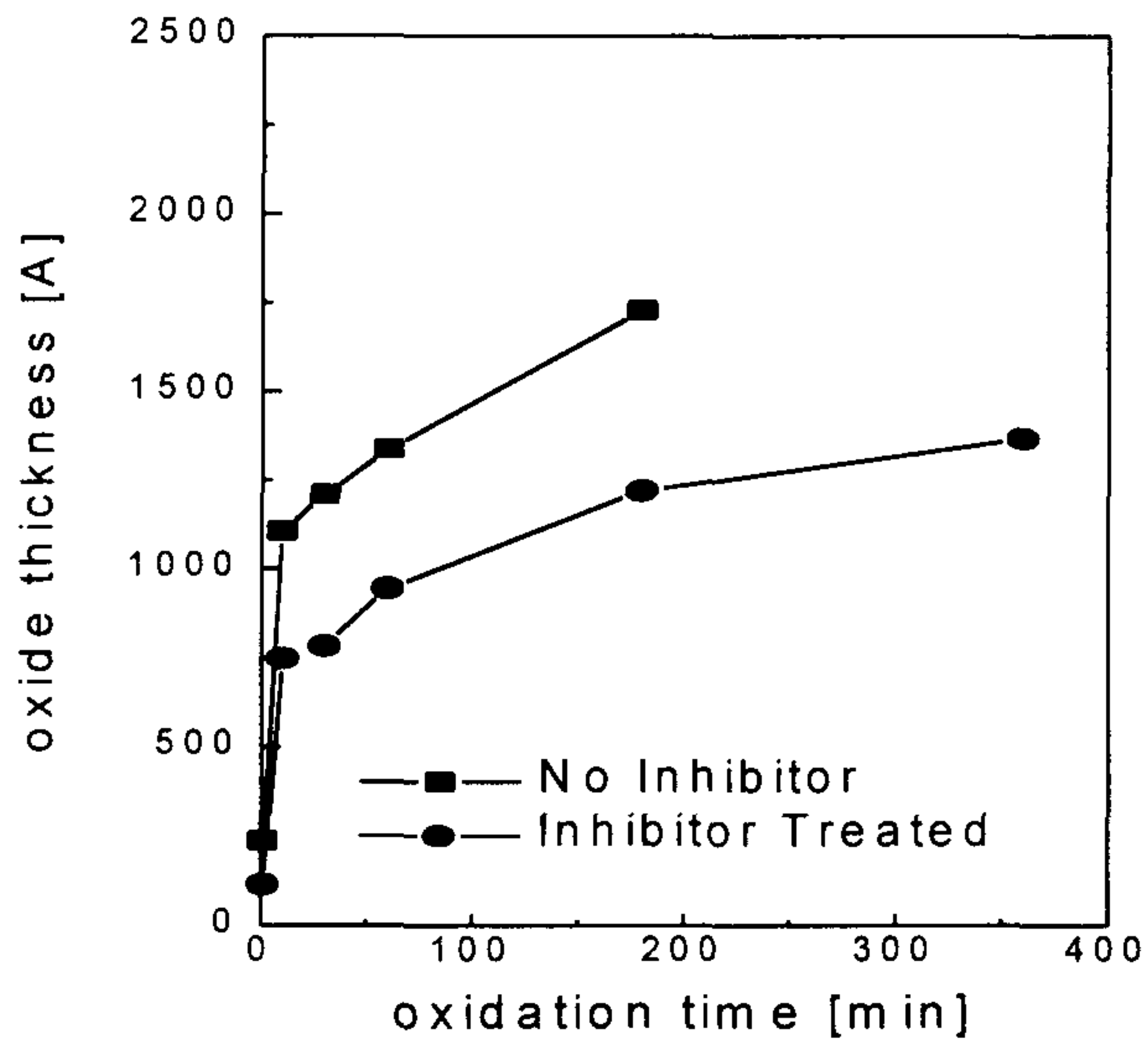


그림 6-26. 250 °C 에서의 산화시간에 따른 산화막 두께의 변화



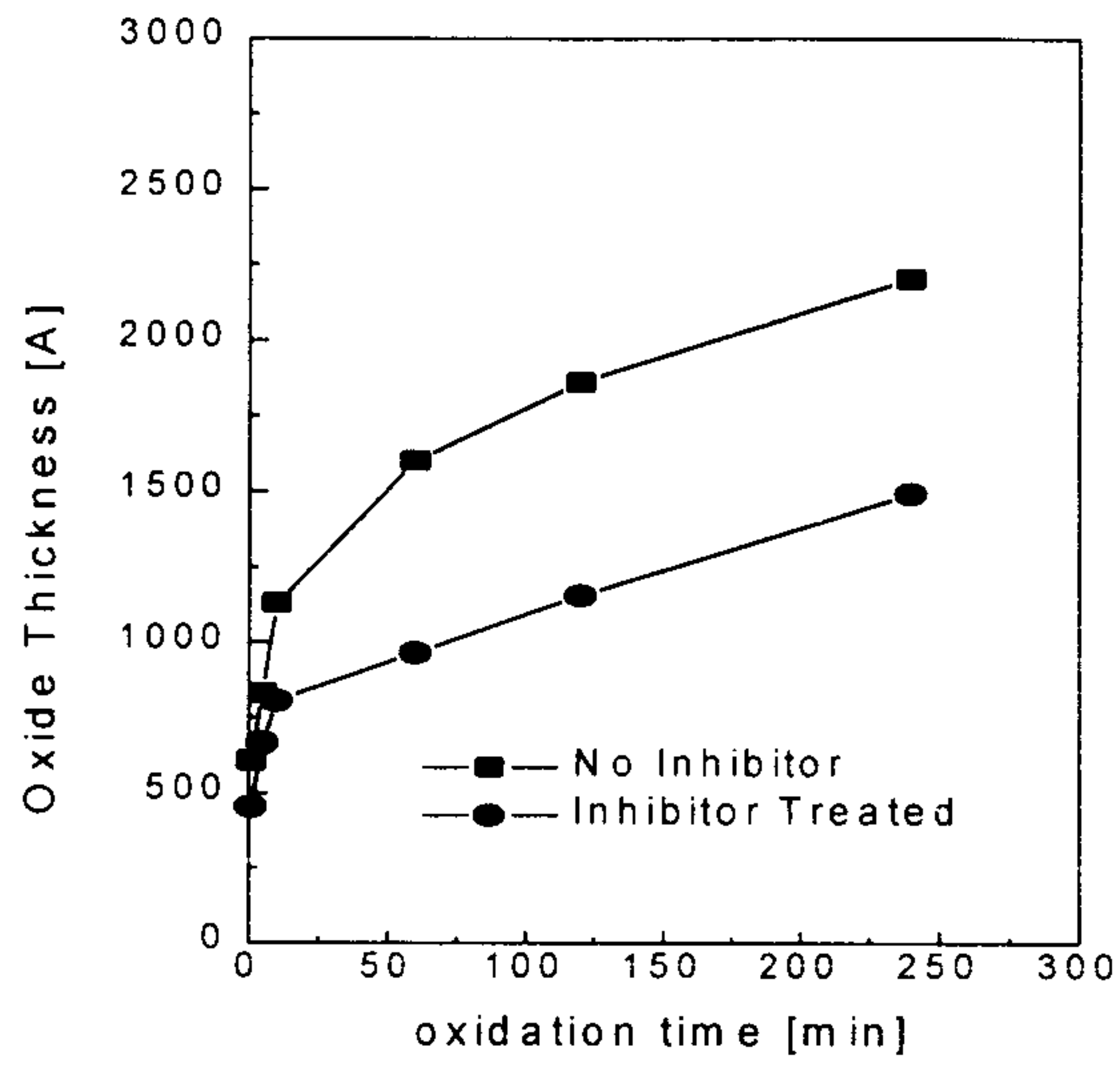


그림 6-27. 300 °C 에서의 산화 시간에 따른 산화막 두께의 변화

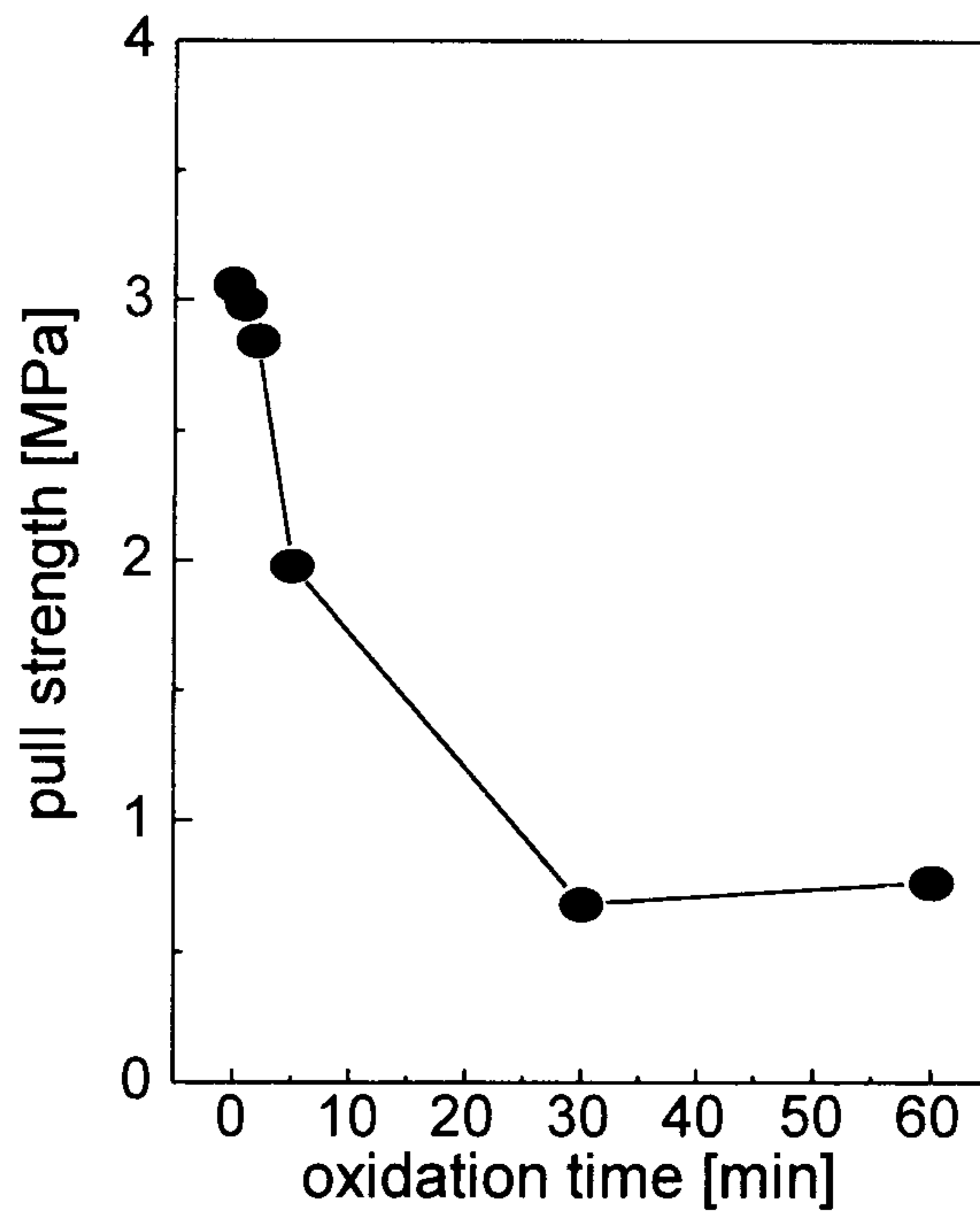


그림 6-28. 산화 시간에 따른 접착력의 변화.

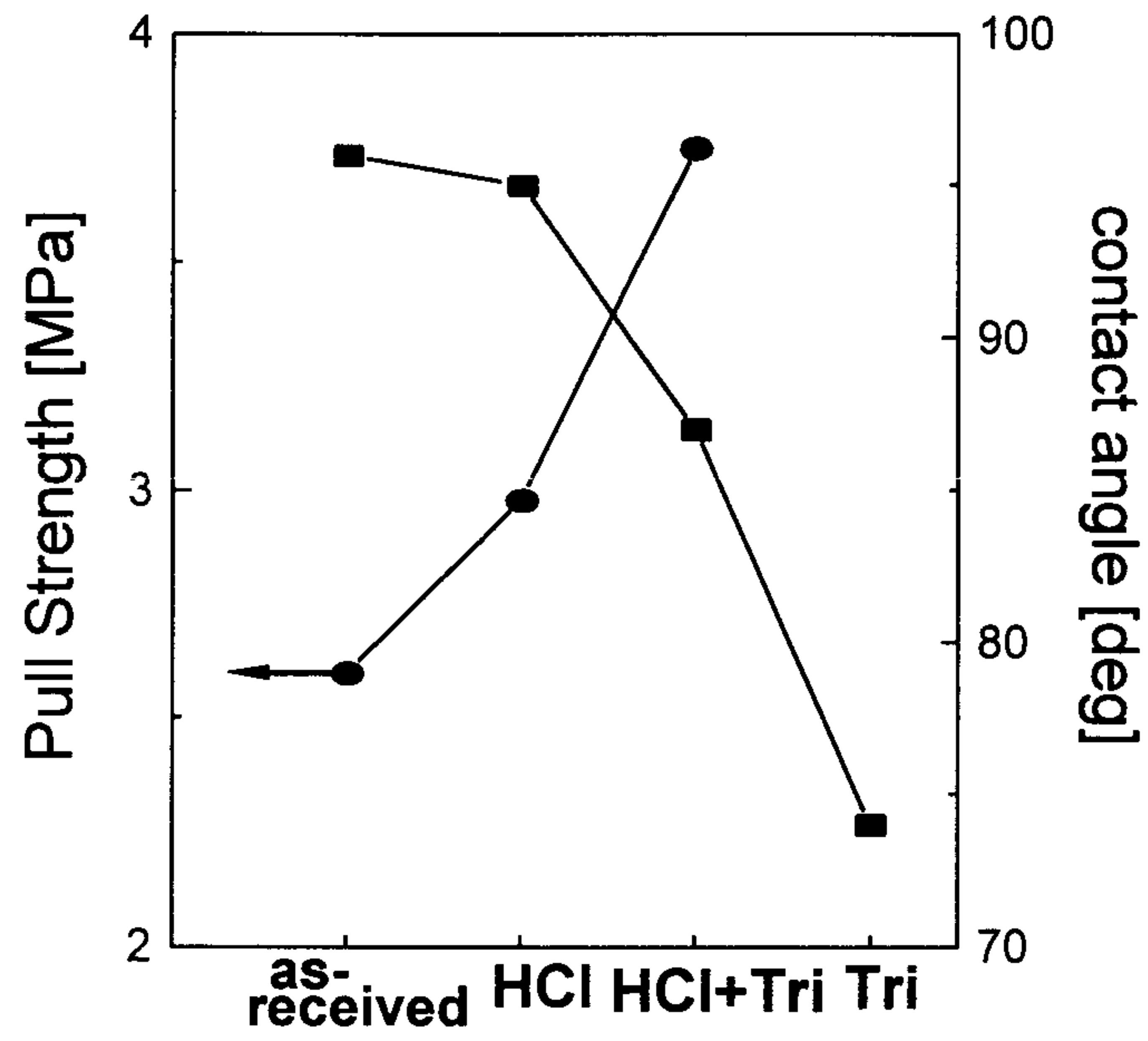


그림 6-29. 세척 방법에 따른 접착력 및 접촉각의 변화

## 제 4 장 연구개발목표 달성도 및 대외기여도

본 연구는 반도체 패키지에 발생할 수 있는 제반의 기계공학적 문제점을 해결하고 반도체 패키지의 신뢰성 확보에 적용할 수 있는 기반기술 및 체계적인 해석기법 마련을 목적으로 총 2년 4개월 간 수행되었다.

1 차년도에는 연구대상 선정 및 문제의 정립을 목적으로 관련 문헌 조사가 이루어졌으며 문제의 수식화를 위하여 간단한 수치해석과 기초적인 물성치 실험들이 수행되었다. 2 차년도에는 선정된 연구대상에 대해 심도있는 연구가 진행되었으며 이를 위하여 본격적인 수치해석 및 실험들이 수행되었다. 3 차년도에는 선행연구결과들을 이용, 패키지의 신뢰성 확보를 위한 설계기준 제시를 목적으로 연구가 진행되었다. 과제는 6 개의 세부과제로 나누어 연구가 진행되었다.

각 세부과제의 연구목표 달성도를 정리하면 다음과 같다.

제 1 세부과제 : 납땜접합부의 피로현상 및 신뢰성향상을 위한 수명 예측기법에 관한 연구

BGA(Ball Grid Array)나 플립칩(flip chip)형태의 패키징 방식에서 소더뱀프는 작동시 발생하는 온도변화와 칩과 모재의 열팽창계수 차이로 인하여 반복적인 열변형을 일으키며 이로 인해 피로파손을 일으키게 된다. 이러한 경우 소더뱀프의 피로수명을 예측하기 위해서는 온도조건하에서 소더뱀프에 가해지는 응력 및 변형율의 고찰이 필요하며 소더재료의 피로현상에 대한 이해가 필요하다. 본 연구에

서는 유한요소 해석을 이용하여 소더범프의 응력과 변형율을 해석하였다. 유한요소 해석시에는 Grobal-Sub 모델링 기법을 이용하여 해석의 효율성을 기했으며 소더재료의 거동을 충분히 반영할 수 있도록 탄소성 크립해석을 수행하였다. 한편 유한요소에 사용된 소더범프의 형상은 수치해석 프로그램을 작성하여 구했으며 각각의 소더형상에 따른 응력-변형율 거동을 고찰하여 소더범프의 파손위치 및 파손양상을 예측하였다. 다음으로 소더범프의 형상이 피로수명에 미치는 영향에 대해 살펴보았으며 온도사이클의 각 인자들이 피로수명에 미치는 영향을 Taguchi 방법을 이용하여 살펴보았다. 이상의 결과로부터 소더범프의 피로수명 평가를 위한 해석기준을 제시하였으며 패키지 설계시 신뢰성 향상에 기여할 수 있는 인자들의 기여도 평가방법 제시하였다. 연차별 연구목표달성도는 다음과 같다.

1 차년도에는 다중칩에서 칩과 모재간을 직접 뿔납으로 연결하는 플립칩을 모델로 선정, 소더범프의 열피로파손을 문제로 정의하고, 온도사이클 조건에 따라 뿔납에 작용하는 응력과 변형율을 계산하였다. 2 차년도에는 다수의 소더범프가 있는 경우, 소더범프 변형의 전체적인 양상 및 파손위치 검출을 위한 유한요소해석기법을 정립하였으며 소더범프의 형상예측을 위한 프로그램을 개발하였다. 3 차년도에는 소더범프의 형상과 각 인자들이 소더범프의 피로수명에 미치는 영향에 대해 검토하고 수명향상을 위한 소더범프의 해석기준을 제시하였다.

제 2 세부과제 : 다중적층 패키징의 재료접합부에서의 물리적 특성에 관한 연구

반도체 패키지는 제조 공정 뿐만 아니라 실제 작동(operation) 환경하에서 발생하는 온도의 변화에 의한 열 응력을 받게 되며 이러한 영향은 패키지에 내재하는 기하학적 및 재료 불연속점에 응력 집중 및 특이 응력을 발생 시켜 패키지 자체의 손상을 가져온다. 이와같은 손상의 방지를 패키지의 설계 단계에서 구축할 수 있도록 여러 재료의 접합지점에 대한 응력 및 변위의 수식화를 구성하였고 열 특이 응력을 유발하는 응력특이성(stress singularity)을 계산 하였다. 고려의 대상이 되는 모델에 비해 실제 해석하고자 하는 영역이 매우 작으므로 전체-국부(global-local) 모델링을 적용하여 해석의 정확성을 기했다. 이와 같은 계산결과들을 이용하여 박막과 모재(substrate)의 결합지점인 자유단, 소더와 박막간의 결합지점인 췌기, 그리고 구리배선, 폴리이미이드(polyimide)와 모재가 결합하고 있는 삼중점(triple junction point)에 대해 파괴 역학적인 이론을 바탕으로한 M-적분값을 계산하였으며 임의의 열 하중이 작용 할 경우 패키지의 파손 및 파괴를 예측 할 수 있는 파괴인자의 계산을 정상상태(steady state) 와 천이상태(transient state) 온도변화에 대해 각각 수행하였다. 연차별 연구목표달성도는 다음과 같다.

1 차년도에는 다중칩 모델의 층간박막내에 존재하는 다양한 재료의 계면 또는 자유면이 만나는 접점의 근방에 존재하는 국부적인 응력집중과 이것으로부터 야기되는 과대한 변형을 문제로 정의하고 응력 및 변형장에 대한 기본적인 수식을 유도하였다. 2 차년도에는 패키지 내에 존재하는 다종재료의 접합점에 대한 응력장 및 변형장을 수식화 하였으며 유한요소 해석을 이용하여 타당성을 검토하였으  
다 3 차년도에는 파괴 역학에서 제시하는 M 적분 파라미터가 패키



지에도 적용가능한 지를 검토하였으며 패키지의 파손 및 파괴를 예측할 수 있는 파괴인자의 계산을 정상상태와 천이 상태의 온도변화에 대해 수행하였다.

### 제 3 세부과제 : 서로 다른 재료의 접합부분에서의 파괴역학적 연구

본 연구는 파손방지를 통한 반도체 패키지의 신뢰성확보를 위하여, 패키지에 존재하는 이종재료의 접합부와 균열들을 파괴역학적인 관점에서 다루어 보고자 하였다. 이를 위하여 온도와 습기구배의 영향을 해석적으로 검토하였다. 습기문제의 경우 이를 해결하기 위하여 간단한 확산모델을 도입하여 수증기압을 계산하였다. 환경의 영향을 고려한 계면파괴인성치의 측정법을 고안하였으며 실험을 통하여 리드프레임/EMC 계면의 파괴인성치를 정량화하였다. 응력특이성을 고려한 패키지의 응력해석을 수행하였고, 패키지균열의 신뢰성평가를 위한 수치해석 시스템을 개발하여 조직적인 설계를 위한 기법을 정립하였다. 연차별 연구목표달성도는 다음과 같다.

1 차년도에는 다중칩모델의 패키징 방식에서 칩의 접합계면에 발생하는 파손을 문제로 정의하고 칩의 각 계면간 접합강도를 측정하는 실험기법을 확립하였다. 2 차년도에는 상온에서 패키지 실장온도범위까지의 범위에서 EMC의 파괴인성치를 측정하고, 항온항습기를 이용하여 85°C/85% 조건 노출 시간에 따른 파괴인성치를 측정하였다. 3 차년도에는 환경의 영향을 고려한 계면파괴인성치의 측정법을 고안하고 EMC/Pad 계면의 파괴인성치를 측정하였다. 응력특이성을 고려한 패키지의 응력해석을 수행하였고, 패키지균열의 신뢰성평가를 위한 수치해석 시스템을 개발하였다.

#### 제 4 세부과제 : 반도체 패키징용 EMC 의 열응력 저하를 위한 연구

반도체 패키징의 봉지재로서 널리 사용되고 있는 EMC 는 가격이 저렴하고 대량생산이 가능하나, 칩, 리드프레임, 와이어 등의 패키지 재료들과 재료물성치가 다르므로, 발생하는 열응력에 의해 파손될 가능성이 있다. 본 연구에서는 EMC 의 상당부분을 차지하고 있는 충전제를 활용하여 EMC 의 기계적 성질을 조절함으로써 EMC 열응력을 저하시키고자 하였다. 이를 위하여 충전제의 부피비와 형상에 따른 EMC 의 물성변화를 이론적 및 실험적으로 고찰하였고 이 결과를 실제 사용중인 Quad Flat Package(QFP)의 유한요소해석에 적용, 열응력에 대한 영향성을 검토하였다. 이와 같은 결과를 이용하여 현재 개별적으로 취급되고 있는 EMC 배합과정과 열응력 해석을 순차적으로 해석할 수 있는 기반을 마련하였으며, EMC 배합 최적화를 통한 패키지 신뢰성 향상방안을 마련하였다. 연차별 연구목표달성도는 다음과 같다.

1 차년도에는 EMC 재료와 충전재의 재료물성치를 수집하고 재료물성치 평가를 위한 이론적 해석을 수행하였다. 간단한 조건에 대한 물성치 계산 프로그램을 작성하여 충전재의 부피비가 EMC 의 재료물성치에 미치는 영향을 조사하였다. 2 차년도에는 충전재가 EMC 의 재료물성치에 미치는 영향을 검토하기 위하여 EMC 시편을 제작하고 재료물성치를 측정하였다. 3 차년도에는 유한요소해석을 수행하여 실험값과 이론해를 비교하였으며 EMC 재료상수가 열응력에 미치는 영향을 검토하였다.

## 제 5 세부과제 : 패키지에서의 핀을 이용한 냉각방법 연구

패키지에서의 핀을 이용한 냉각방법 연구로서 핀 냉각방식에 대한 수치해석 및 실험을 수행하였다. 핀을 이용한 자연대류 냉각을 연구하여 핀 주변의 유동의 형상과 핀의 각 위치마다의 열전달률을 알아보았으며 핀을 다는 위치와 그 핀의 형상비에 따라 열전달률이 어떻게 변화하는지를 알아보았다. 수치계산을 통하여 열전달에 영향을 미치는 유동장을 해석하였으며 이로부터 핀 주위에서 열전달률의 분포 형태를 물리적으로 설명할 수 있었다. 형상비가 열전달에 미치는 영향과 핀의 크기 및 패키지와 냉각유체와의 온도차가 각 형상비의 열전달률에 미치는 영향을 알아보았다. 핀을 이용한 강제대류를 연구하여 핀의 형상비, 송풍속도, 그리고 온도차 등에 의해 열전달이 어떻게 변하는 가를 알아보았다. 이와 같은 방법을 이용하면 핀의 형상비 및 유동의 속도에 따라 열전달률의 변화를 알 수 있고 이에 관련된 자료를 구축할 수 있으므로 핀의 부착 위치 및 적절한 냉각방식 선정에 이용할 수 있다. 연차별 연구목표달성도는 다음과 같다.

1 차년도에는 자연대류하에서의 핀을 이용한 반도체 냉각방법의 연구를 위하여 실험을 수행하였으며 2 차년도에는 핀을 이용한 수치해석을 수행하였다. 또한 3 차년도에는 강제대류하에서의 핀을 이용한 냉각방법의 실험과 수치계산을 수행하였다.

## 제 6 세부과제 : 플라스틱 패키지 재료의 최적설계 및 공정연구

리드프레임/Epoxy Molding Compound (EMC) 계면의 강한 접착력은 플라스틱 패키지의 신뢰성 확보 측면에서 필수 불가결하다. 그러

므로 본 연구에서는 리드프레임이 실제 전자패키징 공정 중 겪는 온도에서 열산화시켜, 산화가 리드프레임/EMC 계면 접착력에 미치는 영향에 대해 연구함으로써 최적 산화 조건의 존재 여부를 밝히고자 하였다. 연구결과, 본래 연구 목표대로 리드프레임/EMC 계면의 접착력이 최대가 되는 최적 산화 조건을 찾아내었다. 최적 산화 조건은 산화 온도와는 관련이 없으며, 20 nm ~ 30 nm 의 산화막 두께를 형성시킬 수 있는 열처리 조건이었다. 상용의 플라스틱 패키지의 상당수가 리드프레임/EMC 계면의 낮은 접착력때문에 파괴(failure)에 이르고 있으므로 이런 점에서 볼 때, 본 연구 결과를 실제 전자 패키징 공정에 응용할 경우, 플라스틱 패키지의 파괴율 (failure rate) 을 낮출 수 있다. 연차별 연구목표달성도는 다음과 같다.

2 차년도(6 세부과제의 연구시점)에는 구리기초 리드프레임의 산화물 종류와 성장거동에 대해 이론적 연구와 실험을 수행하였다. 실험결과로 100 - 400 °C 사이에서 형성되는 구리산화물의 종류를 밝혀냈으며 구리산화물이 주어진 온도범위 내에서 포물선형 성장법칙을 따른다는 사실을 규명하였다. 3 차년도에는 구리/에폭시 계면의 접착력을 향상시키는 위한 최적의 열처리 조건을 찾아내고 접합부의 신뢰성 향상 기준을 제시하였다.

## 제 5 장 연구개발결과의 활용계획

본 연구에서는 패키지 설계시 기계역학적인 관점에서 고려해야 할 기반지식을 구축하였으며 패키지의 파손방지 및 신뢰성 향상을 위한 평가 방법을 제시하였다. 이와 같은 본 연구의 목적에 부합하고 본 연구에서 제시하는 결과의 효용성을 극대화하기 위해서는 관련 반도체 회사와의 긴밀한 협조가 필요하며 이를 통한 문제제기, 개선의 지속적인 노력이 필요하다. 본 연구에서는 과제 수행기간 동안 수 차례에 걸쳐 관련 기업체들을 방문, 연구발표회를 가졌으며 상호 협동 연구의 가능성을 협의하는 과정에서 긍정적인 반응을 얻었다. 이 과정에서 과제 수행시 사용되었던 시편 및 재료를 관련 반도체 회사의 협조로 구했으며 이에 대해 본 연구개발팀은 패키지 관련 정보와 연구결과를 제공하였다. 이와 같은 협조체제는 앞으로의 연구에도 지속적으로 이루어져야 할 것으로 생각되며 향후 계속될 연구의 효용성 증대와 산업체의 기대요구 충족이라는 측면에서 반드시 필요하다고 생각된다. 본 연구결과의 활용방안을 각 세부과제 별로 나타내면 다음과 같다.

### 제 1 세부과제

소더범프의 형상예측에서부터 응력해석, 피로파손 수명 예측 및 설계인자의 기여도 검토를 포함하는 포괄적인 해석기준을 제시함으로써 본 연구결과를 활용하면 패키지의 설계단계에서부터 소더범프의 피로수명 및 최적형상을 예측할 수 있다.



## 제 2 세부과제

본 연구에서 제시된 파괴인자는 작동조건 하에서 패키지의 패키지의 파손여부를 판가름 할 수 있는 자료로 사용될 수 있으며 설계단계에서 재료 접합점에서의 과도한 응력발생을 예측, 방지기준을 제시함으로써 패키지의 신뢰성 확보를 위한 기초적인 설계 자료로 활용될 수 있다.

## 제 3 세부과제

흡습과 관련한 EMC의 물성치 측정과 균열선단의 응력특이성을 이용한 응력해석기법, 그리고 파괴인성치의 측정기법을 제시하므로 이러한 연구결과를 이용하면 패키지의 균열방지 조건을 확립할 수 있게 되어 패키지의 파손방지 방법으로 활용될 수 있을 것이다.

## 제 4 세부과제

EMC는 제조 공정이 매우 중요하고 공정은 EMC의 기계적, 화학적 성질과 직접 연관을 가지므로 본 연구결과를 활용하면, EMC의 배합과정에서 부터 열응력 해석까지 일관성 있는 해석을 수행하여 제조단계에서 부터 EMC 재료의 신뢰성을 평가할 수 있다.

## 제 5 세부과제

핀을 이용한 패키지 냉각 방법에서 여러 인자들이 열전달에 미치는 영향 등의 유용한 정보를 줄 수 있으며 효율적인 냉각방식 선정에 활용할 수 있다. 학술적으로는 그루브 핀 주위의 열전달 분포와 이에 따르는 유동의 형태를 알게 되었으며 어떤 인자들이 열전달에 영향을 미치는지, 어떤 변화가 열전달을 증가시키는 지를 알게 되어 관련 연구에 활용할 수 있다.

## 제 6 세부과제

생산 공정에서 리드프레임과 EMC의 접착력이 최대가 되는(리드프레임이 20 nm ~ 30 nm의 산화막 두께를 갖는) 공정조건을 찾는 데 본 연구의 결과를 활용해 볼 수 있다. 그리고 공정 추가 산화처리 없이 공정 변수의 조정만으로 최적 산화 조건을 얻을 수 있는지에 대한 검토에도 본 연구의 결과가 기초 자료로서 이용될 예정이다.

## 제 6 장 참고문헌

- [1-1] S.Vayman, Effect of temperature on isothermal fatigue of solders, IEEE Trans. Comp. Hybrids. Manuf. Technol., vol.13, No.4, pp909,1990.
- [1-2] K.C.Norris and A.H.Landzberg, Reliability of controlled collapsed interconnections, IBM J. Develop. vol.13, pp.266, 1969.
- [1-3] H.D.Solomon, High and low temperature strain life behavior of a Pb rich solder, J. Electronic Packaging, vol.112, pp.123, 1990.
- [1-4] M.C.Shine, et al, Fatigue of solder joints in surface mount devices, ASTM STP 942, Low Cycle Fatigue, pp.588, 1988.
- [1-5] A.Dasgupta, et al., Solder creep fatigue analysis by an energy partitioning approach, J. Electronic Packaging, vol.114, pp.152, 1992.
- [1-6] R.Subrahmanyam, et al, A damage integral approach to thermal fatigue of solder joint, IEEE Trans. Comp. Hybrids. Manuf. Technol., vol.12, No.4, pp480,1988.
- [1-7] R.Satho, Thermal fatigue life of Pb-Sn alloy interconnections, IEEE Trans. Comp. Hybrids. Manuf. Technol., vol.11, No.1, pp224,1991.
- [1-8] R.H.Katyl, Shape and force relationships for molten axisymmetric solder connections, J. Electronic Packaging, vol.114, pp.336, 1992.
- [1-9] S.M.Heinrich, et al., Effect of chip and pad geometry on solder joint formation in SMT, J. Electronic Packaging, vol.115, pp.133, 1993.
- [1-10] V.Sarihan, Energy based Methodology for damage and life prediction of solder joints under thermal cycling, IEEE Trans. Comp. Packaging and Manuf. Technol., part B, vol. 17, No 4, pp626, 1984.
- [1-11] J.S.Corbin, Finite element analysis for solder ball connect(SBC) structural design optimization, IBM J. Develop. vol.37, pp.585, 1993.
- [1-12] R.Darveau and K.Barnerji, Fatigue analysis of flip chip assemblies

using thermal stress simulations and a Coffin-Manson relation, in Proceedings, ETCT, 1991.

- [1-13] ABAQUS users manual, ver 5.4, vol.1, HKS inc.
- [1-14] Y.H.Pao, A fracture mechanics approach to thermal fatigue life prediction of solder joints, IEEE, Trans. Comp. Hybrids, Manuf. Technol., vol.15, no.4, 1992.
- [1-15] 김진기, 온도사이클을 받는 소더조인트의 피로수명에 관한 연구, 석사학위 논문, 한국과학기술원, 1994.
- [1-16] H.J.Prost and R.T.Howard, Creep-fatigue modeling for solder joint reliability predictions including the microstructural evolution of the solder, IEEE Trans. Comp. Hybrids. Manuf. Technol., vol.13, no.4, pp.727, 1990
- [1-17] P.Ross, Taguchi techniques for quality engineering, McGraw-Hill company, 1988.
- [2-1] G. Yan, T.C.T Ting, "The  $r-1/2(\ln r)$  singularities at interface cracks in Monoclinic and isotropic bimetals due to heat flow," ASME, vol. 60, 1993, pp. 432-437
- [2-2] Chyanbin Hwu, "Thermal stress in an anisotropic plate distributed by an insulated elliptic hole or crack," ASME, vol. 57, 1990, pp. 916-922
- [2-3] C. Atkinson, D. L. Clements, "On some crack problems in anisotropic thermo elasticity," Int. J. Solids Structures, vol. 13, 1977, pp. 855-864
- [2-4] Ryoji Yuuki, Jin-quan Xu, and Norio Kayama, "Stress singularity at the interface edge and the tip of an interface crack under thermal stresses," Advances in Electronic Packaging EEP-vol. 4-1, 1993
- [2-5] Stephane S. Pageau, Paul F. Joseph and Sherrill B. Biggers. Jr, "The order of stress singularities for bonded three-material junctions," Int. J. Solids Structures, vol. 31, 1994, pp. 2979-2997
- [2-6] W. K. Wilson and I. W. Yu, "Application of conservation integral in thermal stress crack problems," Int. J. Fract., vol. 5, pp. 261-276

- [2-7] 반응운, "계면 균열 문제에서 M-적분의 계산," 석사 학위논문, 한국과학기술원, 1992
- [2-8] 박상선, 반응운, 엄윤용, "반도체 패키지에서의 층간 박리 및 패키지 균열에 대한 파괴 역학적 연구(1)," 대한 기계 학회, 제 18 권, 제 8 호, 1994, pp. 2139-2154
- [2-9] S. Im and S. K. Kim, "Application of the two-state M-integral for computing an intensity of a singular near-tip field for a generic composite wedge," in preparation.
- [2-10] F. H. K. Chen and R. T. Shield, "Conservation laws in elasticity of the J-integral type," Z. Angw. Math. Phys.(ZAMP), Vol. 28, 1977, pp.1-22.
- [2-11] J. K. Knowles and E. Sternberg, "On a class of conservation laws in a linearized and finite elastostatics," Arch. Rat. Mech. Anal., Vol. 44,1978, pp.187-211.
- [2-12] T. W. Kim and S. Im, "Boundary layers in wedges of a laminated composite strips under generalized plane deformation -part I and part II," Int. J. Sol.,Struct. vol. 32, 1995, pp. 609-628 and pp. 629-645
- [2-13] S. Im, "Asymptotic Stress Field around a Crack normal to the Ply-interface of an Anisotropic Composite Laminate," Int. J. Solids Struct., Vol. 26, 1989, pp.111-127.
- [3-1] T. O. Steiner and D. Suhl, "Investigations of Large PLCC Package Cracking During Surge Mount Exposure," IEEE Trans. on Components, Hybrids, and Manufacturing Technology, Vol. CHMT-10, pp. 209-216, 1987.
- [3-2] A. A. Gallo and R. Munamarty, "Popcorning: A Failure Mechanism in Plastic-Encapsulated Microcircuits," IEEE Trans. on Reliability, Vol. 44, No. 3, pp. 362-367, 1995
- [3-3] L. T. Nguyen, "Reliability of Postmolded IC," ASME J. Electronic Packaging, Vol. 115, pp. 346-355, 1993



- [3-4] J. R. Rice, "A Path Independent Integral and Approximation Analysis of Strain Concentration by Notches and Cracks," ASME J. Applied Mechanics, Vol. 35, pp. 379-386, 1968.
- [3-5] J. H. Park and Y. Y. Earmme, "Application of Conservation Integrals to Interfacial Crack Problems," Mechanics of Materials, Vol.5, pp. 261-276, 1986.
- [3-6] J. Dundurs, "Edge-Bonded Dissimilar Orthogonal Elastic Wedges," ASME J. Applied Mechanics, Vol. 36, pp. 650-652, 1969.
- [3-7] J. W. Hutchinson, M. E. Mear and J. R. Rice, "Crack Paralleling an Interface Between Dissimilar Materials," ASME J. Applied Mechanics, Vol. 54, pp. 828-832, 1987.
- [3-8] J. R. Rice, "Elastic Fracture Mechanics Concepts for Interfacial Cracks," ASME J. Applied Mechanics, Vol. 55, pp. 98-103, 1988.
- [3-9] J. W. Hutchinson and Z. Suo, "Mixed Mode Cracking in Layered Materials," Advances in Applied Mechanics, Vol. 29, Academy Press, Orlando, 1992.
- [3-10] 박상선, 반응운, 엄윤용, "반도체 패키지에서 의 층간박리 및 패키지 균열에 대한 파괴역학적 연구 I-층간박리," 대한기계학회 논문집 제18권 제8호, pp. 2139-2157, 1994.
- [3-11] 이경우, "리드프레임과 에폭시수지 사이의 계면파괴인성치 측정," 한국과학기술원, 석사학위논문, 1994.
- [3-12] A.A.O. Tay, G.L. Tan and T.B. Lim, "Predicting Delamination in Plastic IC Packages and Determining Suitable Mold Compound Properties," IEEE Transactions on Components, Packaging, and Manufacturing Technology-Part B, Vol. 17, pp. 201-208, 1994.
- [3-13] H. Lee and Y.Y. Earmme, "A Fracture Mechanics Analysis of the Effects of Material Properties and Geometries of Components on Various Types of Package Crack," IEEE Transactions on Components,

Packaging, and Manufacturing Technology-Part A, Vol. 19, No. 2, 1996, 출판중.

- [3-14] L. Yip, "Moisture Sensitivity and Reliability of Plastic Thermally Enhanced QFP Packages," IEEE Transactions on Components, Packaging, and Manufacturing Technology-Part B, Vol. 18, No. 3, pp. 485-490, 1995.
- [3-15] "Standard Test Method for Plane-Strain Fracture Toughness and Strain Energy Release Rate of Plastic Materials," ASTM D5045-91a.
- [3-16] K. Sawada, T. Nakazawa, N. Kawamura, K. Matsumoto, Y. Hiruta and T. Sudi, "Simplified and Practical Estimation of Package Cracking During Reflow Soldering Process," 32nd Annual Proceedings Reliability Physics, pp. 114-119, 1994.
- [4-1] Pecht, M.G., Nguyen, L.T., and Hakim, E.B., 1995, "Plastic-encapsulated micromechanics" John Wiley & Sons, Inc.
- [4-2] Steiner, T.O., Suhl, O., 1987, "Investigation of large PLCC package cracking during surface mount exposure", IEEE Trans. on Components, Hybrid, and Manufacturing Technology, Vol. 10, pp. 209-216.
- [4-3] Bair, H.E., Boyle, D.J., Ryan, J.T., Taylor, C.R., and Tighe, S.C., 1990, "Thermomechanical properties of IC molding compounds", Polymer Eng. and Sci., Vol. 30, No.10, pp. 609-617.
- [4-4] Hashin, Z., 1983, "Analysis of composite materials - A survey", J. of Appl. Mech., Vol. 50, pp.481-505.
- [4-5] Mura, T., 1987, "Micromechanics of defects in solids", Martinus Nizhoff Publishers.
- [4-6] ABAQUS Users manual, Ver.5.4, HKS Inc.
- [4-7] Y. C. Fung, 1965, "Foundation of Solid Mechanics", Prentice-Hall
- [4-8] Eshelby, J.D., 1957, "The determination of an elastic field of an ellipsoidal inclusion, and related problems", Proc. Roy. Soc.A , pp. 376-396.

- [4-9] Bousher,S., 1974, “On the effective moduli of isotropic two-phase elastic composites”, J. Comp. Mat., Vol.8, pp.82-89.
- [4-10] Christensen,R.M., 1989, “A critical evaluation for a class of micromechanics models”, J. Mech. Phys. Solids, Vol.38, No.3, pp.379-404.
- [4-11] Budiansky,B., 1965, “On the elastic moduli of some heterogeneous materials”, J. Mech. Phys.Solids, Vol. 13, pp. 223-227.
- [4-12] Wu,T.T., 1966, “The effect of inclusion shape on the elastic moduli of a two-phase material”, I.J.Solids Struct., Vol. 2, pp. 1-8.
- [4-13] Christensen,R.M., and Lo,K.H., 1979, “Solutions for effective shear properties in three phase sphere and cylinder models”, J.Mech.Phys.Solids, Vol. 27, pp. 315-330.
- [4-14] Benveniste,Y., 1987, “A new approach to the application of Mori-Tanaka’s theory in composite materials”, Mechanics of materials, Vol. 6, pp. 147-157.
- [4-15] Hashin,Z. and Shtrikman,S., 1962, “On some variational principles in anisotropic and nonhomogeneous elasticity”, J. Mech. Phys. Solids, Vol.10, pp.335-342.
- [4-16] Hashin,Z. and Shtrikman,S., 1963, “A variational approach to the theory of the elastic behavior of multiphase materials”, J. Mech. Phys. Solids, Vol.11, pp. 127-140.
- [4-17] Schapery, R.A., 1968, 'Thermal expansion coefficients of composite materials based on energy principles', J.Comp.Mat'ls, Vol. 2, No. 3, pp. 380-404.
- [4-18] Tokunaga,Y., Yamaguchi,K., Adachi,J., and Yamamoto,M., 1992, “Mechanical property evaluation of encapsulants by microstructural analysis using FEM”, ASME Advances in Electronic Packaging, Vol. 1, pp.613-618.

- [4-19] Budiansky, B., 1970, "Thermal and thermo elastic properties of isotropic composite", *J. Comp. Matl.*, Vol. 4, pp. 286-295.
- [4-20] Manzione, L.T., 1990, *Plastic packaging of microelectronic devices*, AT&T Bell Laboratories Division, Von Nostrand Reinhold.
- [4-21] Nielsen, L.E., 1973, "Thermal conductivity of particular filled polymers", *J. of Appl. Polymer Sci.*, Vol.17, pp.3819-3820.
- [4-22] Ballabh, T.K., Middy, T.R., Basu, A., 1989, "Phase geometry dependent bounds and self consistent results for effective thermal conductivity of a multiphase composite using the multiple scattering theoretical approach", *J. Phys. D: Appl. Phys.*, Vol.22, pp.1434-1442.
- [4-23] 新保正樹, 1987, *에폭시수지 핸드북*, 日刊工業新聞社
- [4-24] Tay, A.A.O., Tan, G.L., and Lim, T.B., 1994, "Predicting delamination in plastic IC packages and determination suitable mold compound properties", *IEEE Tr. On Components Packaging and Manufacturing Technology*, Vol.17, pp.201-208.
- [4-25] Lee, H and Earmme, Y.Y., 1996, "A fracture mechanics analysis of the effects of material properties and geometries of components on various types of package crack", *IEEE Trans. on Components, Packaging, and Manufacturing Technology*, Vol. 19, pp. 168-178.
- [4-26] Hein V.L. and Erdogan F. , 1971, "Stress singularities in a two material wedge", *I. J. Fracture Mechanics*, Vol. 7, pp.317-330.
- [4-27] 최성렬, 권용수, 박상선, 박재완, 1996, "전자부품 패키지에 내재된 두재료 혹은 세재료 접합점에 대한 응력특이차수", *대한기계학회 논문집 (A)*, Vol.20, No.1, pp.135-145.
- [5-1] E. J. Rymaszewski and R. R. Tummala, "Microelectronics Packaging-an Overview," *Microelectronic Packaging Handbook*, von Norstrand Reinhold, NewYork, 1989.
- [5-2] R. C. Chu and R. E. Simons, "Recent Development of Computer Cooling



- Technology," The 6th Int. Symp. on Transport Phenomena, Seoul, Korea, 1993.
- [5-3] F. P. Incropera, "Convection Heat Transfer in Electronic Equipment Cooling," ASME J. Heat Transfer, vol. 110, pp. 1097-1111, 1988.
- [5-4] K. E. Starner and H. N. McManus, "An Experimental Investigation of Free Convection Heat Transfer from Rectangular Fin Arrays," ASME Journal of Heat Transfer, Vol.85, pp. 273-278, 1963.
- [5-5] T. Aihara, "Natural Convection Air Cooling," International Symposium on Cooling Technology for Electronic Equipment, Honolulu HI, Mar. 17-21, 1987.
- [5-6] A. T. Morrison, "Optimization of Heat Sink Fin Geometries for Heat Sinks in Natural Convection," Intersociety Conference on Thermal Phenomena, 1992.
- [5-7] Y. A. Cengel and T. H. Ngai, "Cooling of Vertical Shrouded-Fin Arrays of Rectangular Profile by Natural Convection: An Experimental Study," Heat Transfer Engineering vol. 12, No. 4, pp 27-39, 1991.
- [5-8] E. M. Sparrow and C. Prakash, "Enhancement of Natural Convection Heat Transfer by a Staggered Array of Discrete Vertical Plates," ASME Journal of Heat Transfer, Vol. 102, pp. 215-220, 1980.
- [5-9] Y. A. Cengel and P. T. L. Zing, "Enhancement of Natural Convection Heat Transfer from Heat Sinks by Shrouding," Proceedings of the Second ASME-JSME Thermal Engineering Joint Conference, P. J. Marto and I. Tannasawa, eds., Vol. 3, pp. 451-457, 1987.
- [5-10] E. M. Sparrow and G. M. Chrysler, "Natural Convection Heat Transfer Coefficients for a Short Horizontal Cylinder Attached to a Vertical Plate," ASME Journal of Heat Transfer, Vol. 103, pp. 18-25, 1981.
- [5-11] E. M. Sparrow, D. S. Cook and G. M. Chrysler, "Heat Transfer by Natural Convection from an Array of Short Wall Attached Horizontal Cylinders," ASME Journal of Heat Transfer, Vol. 104, pp. 125-131,



1982.

- [5-12] A. I. Zografos and J. E. Sunderland, "Natural Convection from Pin Fin Arrays," *Experimental Thermal and Fluid Science*, Vol. 3, pp. 440-449, 1990
- [5-13] Y. H. Hung and W. M. Shiau, "Local Steady-State Natural Convection Heat Transfer in Vertical Parallel Plates with a Two-Dimensional Rectangular Rib," *Int. J. Heat Transfer*, Vol. 31, No. 6, pp. 1279-1288, 1988.
- [5-14] C. P. Desai, K. Vafai and M. keyhani, "On the Natural Convection in a Cavity with a Cooled Top Wall and Multiple Protruding Heaters," *ASME Journal of Electronic Packaging*, Vol. 117, pp. 34-45, 1995.
- [5-15] B. H. Kang and Y. Jaluria, "Natural Convection Heat Transfer Characteristics of a Protruding Thermal Source Located on Horizontal and Vertical Surfaces," *Int. J. Heat Transfer*, Vol. 33, No. 6, pp. 1347-1357, 1990.
- [5-16] S. V. Patankar, *Numerical Heat Transfer and Fluid Flow*, Hemisphere Publishing Co., New York, 1980.
- [5-17] S. W. Churchill and H. H. S. Chu, "Correlating Equations for Laminar and Turbulent Free Convection from a Vertical Plate," *Int J. Heat Mass Transfer*, vol. 18, p. 1323, 1975.
- [5-18] T. Fujii and H. Imura, "Natural Convection Heat Transfer from A Plate with Arbitrary Inclination," *Int J. Heat Mass Transfer*, vol. 15, pp. 755-767, 1972.
- [5-19] B. Gebhart, Y. Jaluria, R. L. Mahajan and B. Sammakia, *Buoyancy-Induced Flows and Transport*, Hemisphere Publishing Co., Washington, pp. 176-197, 1988.
- [5-20] W. Hauf and U. Grigull, "Optical Methods in Heat Transfer," *Advance in Heat Transfer*, vol. 6, Academic Press, New York, pp. 191-278, 1970

- [5-21] S. Shakerin, M. Bohn, and R. I. Loehrke, "Natural Convection in an Enclosure with Discrete Roughness Elements on a Vertical Heated Wall," *Int. Journal Heat Mass Transfer*, Vol. 31, No. 7, pp. 1423-1430, 1988.
- [5-22] J. H. Merkin, *J. Fluid Mech.*, Vol. 35, p. 439, Cambridge Univ. Press.
- [5-23] E. M. Sparrow and G. L. Gregg, *J. App. Mech.* Vol. 81, p 133, 1959.
- [6-1]. L.T. Manzione, "Plastic Packaging of Microelectronic Devices", (Van Nostrand Reinhold Publ. Co., New York, 1990) p.337
- [6-2]. O. Yoshioka, N. Okabe, S. Nagayama and R. Yamagishi, *ECTC '89*, p.464
- [6-3]. H. Ohsuga, H. Suzuki, T. Aihara and T. Hamano, *ECTC '94*, p.141
- [6-4]. S.I. Asai, T. Ando and M. Tobita, *J. Adhesion Sci. Technol.*, vol.10, 1(1996)
- [6-5]. B.J. Love and P.F. Packman, *J. Adhesion*, vol.40, 139(1993)
- [6-6]. S. Yoshida and H. Ishida, *J. Adhesion*, vol.16, 217(1984)
- [6-7]. H. Ishida and K. Kelly, *J. Adhesion*, vol.36, 177(1991)
- [6-8]. S.H. Ahn, H.G. Yoon and S.Y. Oh, *ISHM '95 Proceedings*, p.7
- [6-9]. K. Bright and B.W. Malpass, *Eur. Polym. J.*, vol.4, 431(1968)
- [6-10]. S. Kim, *IEEE CHMT*, vol.14, 809(1991)
- [6-11] T.A. Tam and R.D. Robinson, *Plating and Surface Finishing*, vol.73, 74(1986)
- [6-12]. E. Chu and M.M.B. Jagernauth, *Printed Circuit Fabrication*, vol.10, 65(1987)
- [6-13]. D.E. Packham, K. Bright and B.W. Malpass, *J. Applied Polymer Sci.*, vol.18, 3237(1974)
- [6-14]. D.E. Packham, K. Bright and B.W. Malpass, *J. Adhesion*, vol.9, 267(1978)
- [6-15]. D.E. Packham, K. Bright and B.W. Malpass, *J. Adhesion*, vol.10,

177(1979)

- [6-16]. C.T. Chong, A. Leslie, L.T. Beng and C. Lee, ECTC '95, p.463
- [6-17]. U.R. Evans and H.A. Miley, Nature, vol.139, 283(1937)
- [6-18]. W.E. Campbell and V.B. Thomas, Trans. Electrochem. Soc., vol.76, 303(1939)
- [6-19]. K.R. Lawless and A.T. Gwathmey, Acta Metall., vol.4, 153(1956)
- [6-20]. G. W. Poling, Corrosion Science, vol. 10, 359(1970)
- [6-21]. R. Walker, Corrosion, vol. 31, 97(1975)
- [6-22]. N. Morito and W. Suetaka, J. Japan Inst. Metals, vol. 37, 216(1973)
- [6-23]. I. Dugdale and J.B. Cotton, Corrosion Science, vol. 3, 69(1963)999
- [6-24]. R. Walker, Corrosion, vol. 32, 414(1976)
- [6-25]. D. Chadwick and T. Hashemi, Corrosion Science, vol. 18, 39(1978)
- [6-26]. J. B. Cotton and I. R. Scholes, British Corrosion Journal, vol. 2, 1(1967)
- [6-27]. J. Kinloch, J. Materials Science, vol. 15, 2141(1980).