creative commons

COMMONS DEED

저작자표시-비영리-변경금지 2.0 대한민국

이용자는 아래의 조건을 따르는 경우에 한하여 자유롭게

- 이 저작물을 복제, 배포, 전송, 전시, 공연 및 방송할 수 있습니다.

다음과 같은 조건을 따라야 합니다:

저작자표시. 귀하는 원저작자를 표시하여야 합니다.

비영리. 귀하는 이 저작물을 영리 목적으로 이용할 수 없습니다.

변경금지. 귀하는 이 저작물을 개작, 변형 또는 가공할 수 없습니다.

- 귀하는, 이 저작물의 재이용이나 배포의 경우, 이 저작물에 적용된 이용허락조건을 명확하게 나타내어야 합니다.
- 저작권자로부터 별도의 허가를 받으면 이러한 조건들은 적용되지 않습니다.

저작권법에 따른 이용자의 권리는 위의 내용에 의하여 영향을 받지 않습니다.

이것은 이용허락규약(Legal Code)을 이해하기 쉽게 요약한 것입니다.

Disclaimer

dCollection

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

[UCI]I804:24011-200000266392

2017년 8월

박사학위 논문

유한요소해석을 이용한 Drilled Hole Cu필러범프 솔더접합부의 설계 및 열-기계적 신뢰성 평가

조선대학교 대학원

선박해양공학과

권 용 혁

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

유한요소해석을 이용한 Drilled Hole Cu필러범프 솔더접합부의 설계 및 열-기계적 신뢰성 평가

Design of Drilled Hole Cu Pillar Bump for Solder Joint and Thermo-mechanical Reliability Evaluation using Finite Element Analysis

2017년 8월 25일

조선대학교 대학원

선박해양공학과

권 용 혁

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

유한요소해석을 이용한 Drilled Hole Cu필러범프 솔더접합부의 설계 및 열-기계적 신뢰성 평가

지도교수 방 희 선
공동지도교수 방 한 서

이 논문을 공학박사학위 신청 논문으로 제출함

2017년 4월

조선대학교 대학원
선박해양공학과
권 용 혁

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

‘권용혁’의 박사학위논문을 인준함

위원장 한국생산기술연구원 이창우(인)

위 원 조선대학교 교수 방한서(인)

위 원 조선대학교 교수 방희선(인)

위 원 성균관대학교 교수 정승부(인)

위 원 조선대학교 교수 주성민(인)

2017년 6월

조선대학교 대학원

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

목 차

ABSTRACT·····iv

List of tables·····vi

List of figures·····vii

1장 서론····· 1

1.1 연구배경·····2

1.1.1 최근 전자산업에서 미세화에 따른 신뢰성 문제·····2

1.1.2 최근의 전자부품 기술동향 ·····5

1.1.3 연구동향 및 문제정의·····7

1.2 열-기계적 신뢰성 성능 향상을 위한 최적의 범프구조·····9

1.2.1 Cu pillar bump(CPB) 구조·····9

1.2.2 Drilled hole Cu pillar bump (DCPB) 구조 ·····12

1.3 논문의 목적 및 구성·····15

[References] ·····16

2장 CPB와 DCPB 솔더접합부의 열탄소성 거동·····19

2.1 열-탄소성 해석·····20

2.1.1 탄소성 기초이론·····20

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

2.1.2 응력-변형률 선도에서 재료의 온도 의존성 효과·····22

2.2 열탄소성 해석을 위한 유한요소 모델링 및 해석조건·····24

2.2.1 유한요소 모델링 및 재하조건·····24

2.2.2 유한요소 해석을 위한 물리적 및 열적 물성·····28

2.2.3 Bauschinger효과와 이동경화 이론·····29

2.2.4 유한요소해석을 위한 기계적 물성·····33

2.3 결과 및 논의·····37

2.3.1 CPB 및 DCPB 솔더접합부의 등가 및 전단응력·····37

2.3.2 평면응력상태 하의 주응력 및 방향·····40

2.3.3 3차원 응력상태 하의 주응력 및 방향·····44

2.3.4 해석적 방법을 통한 3차원 주방향 계산·····48

2.3.5 CPB 솔더접합부의 2차원 이상화·····52

2.3.6 CPB 솔더접합부의 소성변형 발생기전·····55

2.3.7 DCPB 솔더접합부의 열-기계적 특성·····59

2.4 결론·····63

[References] ·····65

3장 CPB와 DCPB 솔더접합부의 점소성 거동·····68

3.1 솔더재료의 수명예측을 위한 구성 모델·····69

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

3.1.1 솔더접합부의 열-기계적 신뢰성 설계·····69

3.1.2 솔더재료의 열탄성 및 비탄성 변형거동·····70

3.1.3 통합 점소성 구성모델·····74

3.2 점소성 거동의 해석조건 및 결과·····77

3.2.1 Anand상수의 매개변수 결정····· 77

3.2.2 유한요소 모델 및 해석조건·····80

3.2.3 CPB 및 DCPB 솔더의 비탄성 변형률·····84

3.2.4 CPB 및 DCPB솔더의 등가응력 대 등가비탄성변형률 선도·····89

3.2.5 솔더계면에서의 비탄성변형률에너지밀도····· 91

3.3 결론····· 95

[References] ····· 96

4장 결론····· 98

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

ABSTRACT

Design of Drilled Hole Cu Pillar Bump for Solder Joint and Thermo-mechanical Reliability Evaluation using Finite Element Analysis

Kwon Yong-Hyuk

Advisor : Prof. Bang Hee-Seon, Ph.D.

Co-Advisor : Prof. Bang Han-Sur, Ph.D.

Department of Naval architecture and Ocean engineering

In accordance with recent trends of miniaturized, multifunctional, and high-performance technology, considerable research has been conducted on finepitch flip-chip applications that use copper (Cu) pillar technology. The development of 3-dimensional (3D) packaging technology, such as the multi-chip package (MCP), the importance of certain technologies, such as a Cu pillar or through silicon via (TSV) technologies, has been highly noted. Some advantages of using these technologies is low latency, high performance, lower power consumption, increased bump density of the single footprint, and increased bandwidth due to short interconnections between semiconductor chips. CPB is a next-generation interconnect technology. The Cu pillar flip-chip interconnect has complications such as a lower mechanical strength and bridging between solder bumps due to a low standoff height compared to the conventional flip-chip interconnect. Nevertheless, CPB has many advantages, which enables a more aggressive die-to- package design rule or smaller package footprint. The extreme fine pitch on silicon package is lowered to 40 lm for TSV and chip-on-chip. Nonetheless, even these microelectronic packaging assemblies cannot avoid the issue of thermomechanical

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

reliability. Owing to the aforementioned reasons, microelectronic packaging assemblies typically face thermal excursion that ultimately damages joints while packing structures are fabricated, assembled, and used. As a result, a coefficient of thermal expansion (CTE) mismatch occurs between various materials. To mitigate and resolve this issue, in this study, a hole was drilled in a CPB. Because the Drilled hole Cu pillar bump (DCPB) had a larger junction area than the original CPB, the ductile part of the solder, which was not covered by the intermetallic compound, was expected to block the spread of the crack, even if there was an initial crack. Moreover, a decrease was expected in the shearing stress while an increase was expected in solder quantity. This alteration in junction structure realistically has many more advantages than switching materials of the thermomechanical design. This is because an excessive amount of time and cost is required for switching materials, as it involves developing new materials and examining their properties of matter. Therefore, even though various materials may conflict, this study altered the junction structure of the CPB to increase its thermomechanical reliability.

Accordingly, the elasto-plastic and viscoplasticity behaviors of the two structures were subsequently compared through finite element analysis. In particular, this study demonstrated thermo-mechanical characteristics through elasto-plastic analysis. Furthermore, this study applied the Anand model in order to verify viscoplasticity, which addresses both plastic strain and creep strain, as well as a submodeling technique to increase the accuracy of the analysis and decrease the analysis time. In addition, this study confirmed the superiority of the thermomechanical reliability of drilled Cu pillar bump (DCPB) through a hysteresis loop, which showed the equivalent stress versus equivalent inelastic strain of the solder joint interfaces. Moreover, the study compared the inelastic strain energy density values. The results demonstrated that the drilled copper pillar bump does indeed have a smaller inelastic range and a lower inelastic strain energy density.

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

List of tables

Table		page
1.1	Intel's Tick-Tock Cadence	7
2.1	Physical and thermal properties for FEA	29
2.2	Elastic properties for FEA	33
2.3	Direction cosine and principal angle on point A of CPB at 2044s	51
3.1	Elastic constants for solder alloy	71
3.2	Thermal excursion ranges for selected field use condition	81
3.3	Anand’s model constants of 96.5Sn3.5Ag	82
3.4	Young’s modulus and Poisson’s ratio of Cu	82
3.5	Young’s modulus and Poisson’s ratio of 96.5Sn-3.5Ag	83
3.6	Thermal cycling time depend on interval and cycle number	86
3.7	Maximum inelastic strain rate of each interfaces	88
3.8	Inelastic energy density per cycle of solder	93
3.9	Averaged inelastic energy density per thermal cycle of solder interface	93

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

List of figures

Figure		page
1.1	Moore's law and transition of computing device (Source: (a) Intel; (b) SIA/SRC; ©nature)	4
1.2	Strategy model of Intel in microprocessor process	6
1.3	Various structures of semiconductor package (a) MCP applied for TSV (source: SK hynix INC.) (b) SiP (source: SAMSUNG electro-mechanics)	9
1.4	Bonding process of ball bumping method	11
1.5	Schematic image of heat flow through a CPB	12
1.6	Bonding mechanism of the CPB and the DCPB	14
2.1	Stress-strain curve of typical solder materials	21
2.2	Effects of temperature and strain rate on the strength of copper	22
2.3	Influence of temperature in stress-strain curve (T_1>T_2>…>T_5;T: temperature)	23
2.4	Configuration of FE analysis model for numerical simulation (a) Entire model (b) Dimension of Cu bump	24
2.5	FE mesh division of analysis model.((a): Global model, (b)(c): Submodel) (a) Rough-meshed model (b) Solder of CPB type (c) Solder of DCPB type	26
2.6	Heat input condition in thermal cycle	27
2.7	Bauschinger effect at cyclic loading process (a) Cyclic loading diagram (b) Stress-strain curve of uniaxial cyclic test	30
2.8	Example of kinematic hardening (von Mises case)	31
2.9	Prager and Ziegler kinematic hardening shown in a Tresca case	32
2.10	Plastic strain curve of 96.5Sn3.5Ag applied for Darveaux's constant	34
2.11	Yield and tensile strength of temperature dependency (a) Yield strength of 96.5Sn3.5Ag (b) Tensile strength of 96.5Sn3.5Ag	35
2.12	Multi-linear stress-plastic strain curve of temperature dependency	36

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

2.13	Position of data plot for CPB and DCPB solder (a) CPB solder (b) DCPB solder	37
2.14	Transient equivalent stress under thermal cycling (a) CPB solder (b) DCPB solder	38
2.15	Stress components on CPB and DCPB solder interface (left: CPB solder, right: DCPB solder)	40
2.16	Shear stress of point A in CPB	41
2.17	Stress element of plane stress on z-y plane in CPB and DCPB	42
2.18	Principal stress orientation on point A of CPB under plane stress state	43
2.19	Normal stress of x, y and z of point A of CPB (a) σ_x (b) σ_y (c) σ_z	44
2.20	3 dimensional state of stress on point A of CPB at 2044s in thermal cycling	47
2.21	3 dimensional vectors of maximum principal stress on point A of CPB at 2044s in thermal cycling	51
2.22	Maximum shear stress plane on point A	53
2.23	Maximum shear stress, τ_{max} vs. τ_{zy} on point A	53
2.24	The Burgers circuit for a dislocation in a screw	55
2.25	Tresca and von Mises criteria under biaxial stress	57
2.26	The Burgers circuit at point A in CPB (a) Burgers circuit and state of stress (b) Mechanism on occurrence of burgers vector	58
2.27	Solder interfaces named of DCPB	59
2.28	Schematic direction of principal stress on interface 3 in DCPB solder	60
2.29	Principal direction of interface 2 in DCPB solder (a) Time: 592s, Temp.:125℃ (b) Time: 2044s, Temp.:-40℃	61
2.30	Maximum shear stress at point 2 on interface 2 in DCPB solder (Refer to Fig. 2.13)	62
3.1	Generalized multilinear model of elastic-plastic behavior in solder alloy	72
3.2	Typical creep strain rate curve	73
3.3	Relationship of saturation stress versus temperature and strain rate (a) Stress vs. temperature at strain rate=0.02s^{-1}(b) Stress vs. strain rate at	78

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

	temperature=125℃	
	Stress-strain curves of 96.5Sn3.5Ag	
3.4	(a) At constant strain rate and different Temperature (b) At constant temperature and different strain rate	79
3.5	Solder interfaces named according to each bump type (a) CPB type (b) DCPB type	84
3.6	Maximum inelastic strain of CPB and DCPB interfaces	85
3.7	Classified into a thermal cycle	86
3.8	Maximum inelastic strain of DCPB interfaces	87
3.9	Evolution of the equivalent stress versus equivalent inelastic strain. (a) PI (b) FI (c) WI (d) II	90
	Inelastic energy density of solder interface	
3.10	(a) Comparison of CPB and DCPB solder interfaces (b) Comparison of DCPB solder interfaces	92

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

1장

서 론

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

1장 서론

1.1 연구배경

1.1.1 최근 전자산업에서 미세화에 따른 신뢰성 문제

"반도체 산업은 곧 무어의 법칙(Moore's law)을 따르는 것을 포기 할 것이다."

- 네이처(Nature) 2016.2.9 [5]

'무어의 법칙'은 1965년 캘리포니아 새너제이(San Jose, California)에 위치한 페어차일드(Fairchild) 반도체 회사의 연구 책임자로 있던 고든 무어(Gordon Moore)의 기고문에 처음 소개 되었다. 이는 앞으로 선보일 개인용 컴퓨터, 디지털 손목시계, 자동화 자동차(automatic cars) 및 개인 휴대용 통신기기(personal portable communications equipment)의 도래 전망과 $1000 가격의 반도체 집적회로 성능이 앞으로 24개월마다 2배로 증가한다는 예측이다. [1] 이 법칙은 1975년 한번 수정되었고[2], 그 이후 18개월로 다시 재수정 되었다. 실제로 이 법칙에 따라 컴퓨터의 처리속도와 메모리의 양이 예측한 기간에 맞춰 항상 2배로 증가하였고, 비용은 상대적으로 떨어지는 효과를 가져왔다.

하지만 무어의 법칙은 현재 새로운 전환점에 직면하고 있다. Fig. 1.1 (a)는 시대에 따른 트렌지스터의 집적도 및 CPU(Central Processing Unit)의 클록속력(clock speed)을 보여준다. 앞서 언급한 그림에서 2004년부터 CPU의 클록속력은 이미 정체상태에 놓여있으며, 트랜지스터의 수는 18개월이 아닌 2년마다 두 배로 늘고 있음을 알 수 있다. 이러한 문제의 주된 이유로는 발열 및 설계 등의 문제로 예전보다 코어 하나의 집적도를 더 이상 향상시키기 어렵기 때문이다.

이와 관련하여 Fig. 1.2 (b)에 시대에 따른 컴퓨터의 변천(transition of computing device)을 나타내었다. 1970년대 조악한 형태의 미니컴퓨터(mini computer)가 등장한 데 이어 1980년대와 1990년대에 PC와 랩톱 컴퓨터(laptop computer)가 시대적으로 등장하였다. 결국 이런 기술을 토대로 오늘날의 고속 인터넷과 스마트폰이 개발되기에 이르렀다. 하지만 이 모든 것이 기술 발전에 따른 자연적인 추세에 의하여 발전한 것이 아니었다.

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

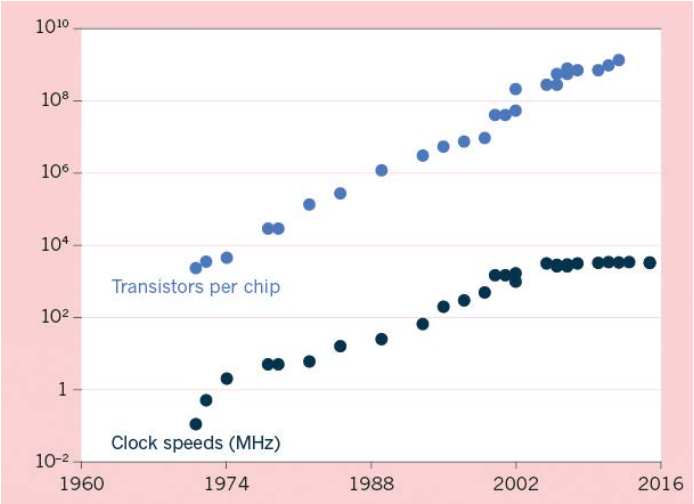
네이처(Nature International weekly journal of science)[5]에 따르면 최근까지 반도체업체들이 무어의 법칙을 인위적으로 따라가는 전략을 택해왔다고 주장한다. 다시 말해서 기업들은 사업 목표를 18개월마다 칩의 성능을 두 배로 정하고 이를 따라가려고 했다는 의미이다. [3,4] 하지만 최근 반도체 선도기업들이 점차 기존의 사업전략을 수정하려는 움직임이 나타나고 있다.

패스트컴퍼니(Fast Company & Inc) [6]는 이러한 원인을 크게 두가지 이유, 즉 물리적인 이유와 경제적인 이유 때문이라고 분석했다. 물리적인 이유로는 반도체 회로 크기가 점차 소형화 된다는 점이다. 현재는 14nm가 주류를 이루고 있는 반도체는 점차 작아지는 기판에 보다 많은 회로가 집적됨으로써 발열량이 이전보다 증가하고 있다. 이러한 문제는 데스크탑PC나 노트북에서는 비교적 방열하는 것이 수월 하였다. 하지만 더욱 소형화된 스마트폰이 등장하여 상황이 좀 더 복잡하게 되었다. 왜냐하면 휴대용 기기들은 기존의 기기와 달리 방열 팬과 같은 방열대책을 간구하기 힘들기 때문이다. 이는 무어의 법칙대로 계속 18개월마다 두 배만큼 늘려갈 경우에는 더욱 발열 문제를 해결하기 어렵다는 의미이다.

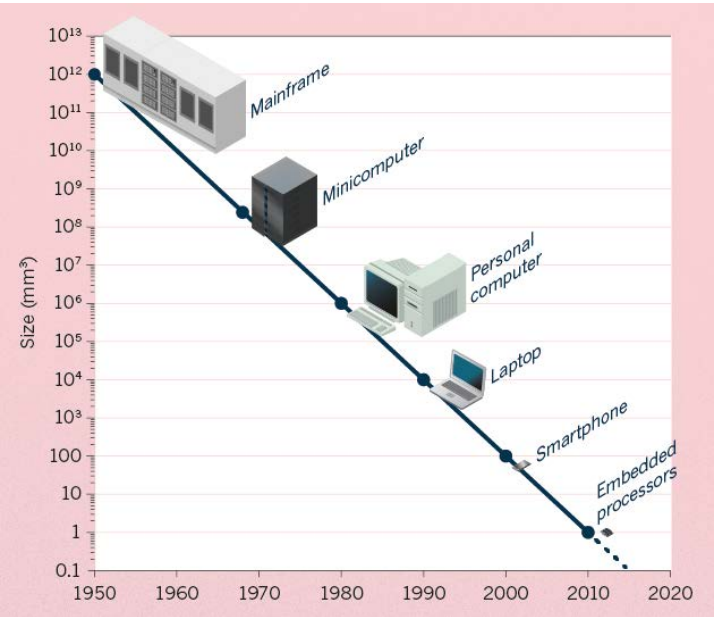
‘무어의 법칙’을 포기하게 된 이유로는 경제적인 문제도 큰 역할을 하였다. 실리콘 칩의 성능을 높이기 위해서는 좁은 공간에 많은 트랜지스터를 실장 되어야 한다. 하지만 칩이 더 작아지고 트랜지스터 수가 증가하면 증가할수록 그만큼 제작비용도 증가한다. 왜냐하면 새로운 설계의 생산 설비를 구축해야 하기 때문이다. 이 경우 각 생산 공장마다 수십 억 달러의 비용이 투입되는데 이를 지속적으로 투자 할 수 있는 기업들은 많지 않다. 따라서 이러한 이유로 인해 결국 반도체 업계는 최근 무어의 법칙을 따르는 것을 포기하게 되었다.

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY



(a) Moore's law



(b) Transition of computing device

Fig. 1.1 Moore's law and transition of computing device

(Source: (a) Intel; (b) SIA/SRC; ©nature) [5]

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

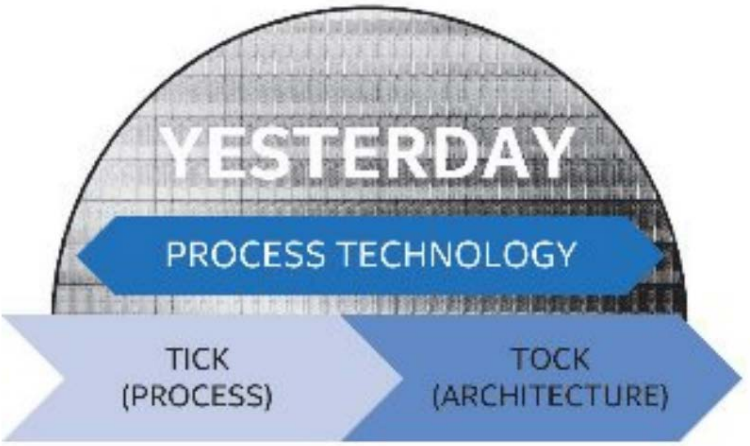
1.1.2 최근의 전자부품 기술동향

최근 인텔의 연례 보고서(annual report filing/ latest 10-K)[7]에서 기존의 사업전략인 틱-톡 전략(Tick-Tock' strategy)이 PAO(Process-Architecture-Optimization)로 변경되었다. Fig. 1.2 (a)에서 나타내는 '틱-톡 전략'이란 매 2년 마다 생산주기를 변경하는 전략이다. 이러한 인텔의 사업전략에 따라 Table 1.1에서 보인 바와 같이 인텔은 2006년 콘로/모할렘 아키텍처 이후 '펜린 아키텍처(틱)-네할렘 아키텍처(톡): 45nm 처리노드', '웨스트메어 아키텍처(틱)-샌디브릿지 아키텍처(톡): 32nm 처리노드', '아이비브릿지 아키텍처(틱)-하즈웰 아키텍처(톡): 22nm 처리노드'의 형태로 틱-톡 모델을 지속해왔다. 하지만 그런데 인텔이 2014년에 내놓기로 했던 14nm 공정의 브로드웰 프로세서가 충분한 생산 수율(yield)을 내지 못하면서 그간 틱-톡 전략을 유지하는 데 어려움을 겪어 왔다. 결국 인텔은 2016년 연례 보고서를 통해 지난 10여년 동안 유지해온 틱-톡 전략을 대체하는 PAO 전략을 공식 언급하였다.

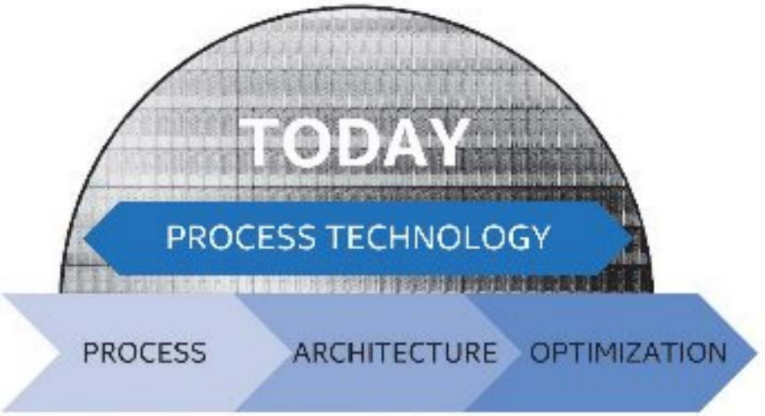
최근 인텔은 14nm 공정을 적용한 5세대 코어 프로세서에 이어, 같은 공정을 기반으로 하는 새로운 마이크로아키텍처인 6세대 스카이레이크를 출시했다. 예정대로라면 다음은 10nm 기반의 프로세서가 출시하여야 했다. 하지만 인텔은 연례 보고서에서 다음 프로세서인 카비레이크 역시 14nm 공정으로 출하될 것이라고 밝히며 6세대 코어 프로세서의 성능을 최적화 할 것이라고 발표하였다. 따라서 Fig. 1.2 (b)에서 나타낸 바와 같이 인텔 프로세서 개발 주기는 '공정-아키텍처-최적화' 3단계의 PAO로 바뀌게 되었다. 이와 관련하여 인텔이 향후 10nm 처리노드인 '케논레이크' 출시 연기를 공식화 함에 따라 18개월 주기로 트렌지스터 수가 2배 증가한다는 무어의 법칙은 당분간 지켜지기 힘들게 되었으며 또한 이와 같은 신제품 출시 지연으로 인하여 당분간 소비자들의 구매욕구 상승효과 역시 기대할 수 없게 됨으로써 현재 새로운 대안들을 마련할 시기에 봉착하고 있다.

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY



(a) Tick tock model



(b) PAO model

Fig. 1.2 Strategy model of Intel in microprocessor process [7]

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

Table 1.1 Intel's Tick-Tock Cadence

Microarchitecture	Process Node	Tick or Tock	Release Year
Conroe/Merom	65nm	Tock	2006
Penryn	45nm	Tick	2007
Nehalem	45nm	Tock	2008
Westmere	32nm	Tick	2010
Sandy Bridge	32nm	Tock	2011
Ivy Bridge	22nm	Tick	2012
Haswell	22nm	Tock	2013
Broadwell	14nm	Tick	2014
Skylake	14nm	Tock	2015
Kaby Lake	14nm	*Tock(optimization)	2016

1.1.3 연구동향 및 문제정의

오늘날 전자제품의 급속한 발달의 이유로는 반도체 기술, 반도체 패키징 기술, 소프트웨어 등을 대표적으로 꼽을 수 있다. 반도체 기술은 마이크로 이하 나노단위의 선폭(linewidth), 셀(cell), 고속작동(high speed operation), 방열(heat dissipation) 등으로 급속하게 발달하여 왔지만 상대적으로 반도체 패키징 분야에서 발생하는 여러가지 기술적 난제로 인하여 반도체의 전기적 성능이 반도체 자체의 성능 보다 패키징 기술에 의존되고 있다. 따라서 패키징 공정 분야에서는 항상 새로운 패키징 기술과 실장 방법이 연구개발되고 있으며 이를 일부 소개하고자 한다. [8-11]

Fig 1.3 (a), (b)는 TSV(through silicon via)을 적용하여 다기능의 칩을 3차원으로 적층하는 기술인 MCP (multi-chip package) 와 SiP (system in package) 기술을 보여준다. 이는 기존 패키지에 비해 부피와 무게를 줄일 수 있을 뿐만 아니라 고기능화, 저전력소비 고성능 및 고밀도 의 장점이 있어 최근 연구에 대한 관심이 증폭되고 있다. [12-15] 또한 기존 적층구조(stacked structure)의 형성을 위한 칩과 기판의 직접 연결에는 솔더범프 또는 칩과 칩(chip-to-chip)기술을 이용한 플립칩 접합(flip-chip bonding)이 널리 이용 되어왔다.

플립칩 기술은 반도체 칩과 회로기판(circuit board) 간의 접속 거리가 비교적 짧아

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

전기적 특성 및 성능이 우수하고, 신호지연(signal delay) 완화 및 패키지의 면적이 감소됨으로 인해 널리 사용되었지만 최근 패드의 피치 사이즈가 감소하여 인접 범프 간의 접합 시 범프 브리징(bump bridging)이 발생하는 문제가 발생하고 있다. 또한, 미세 패드의 적용에 따른 범프의 직경 및 단면적이 감소하여 패키지 내부의 전류밀도 증가로 인하여 일렉트로마이그레이션(electromigration) 문제로 인한 전기적 단선을 야기한다. [16,17] 따라서 이와 같은 문제점을 해결하기 위하여 기존보다 적은 양의 솔더를 사용하는 미세범프 제조기술이 주목받고 있으며 최근 관련 연구가 활발히 진행되고 있다. [18-22]

이러한 반도체패키징 기술의 발전과 더불어 기존의 전자제품시장에서 핵심 목표를 달성해왔다. 전자제품 시장에서의 핵심 목표란 고성능, 오랜 수명의 신뢰성, 휴대성, 편리성을 가지는 전자제품이다. [23] 하지만 최근 완성품 업계에서는 이와 관련하여 여러 장애요소들이 생기고 있으며, 이에 따라 신제품의 신뢰성에 대한 관심이 점차 증대되고 있다.

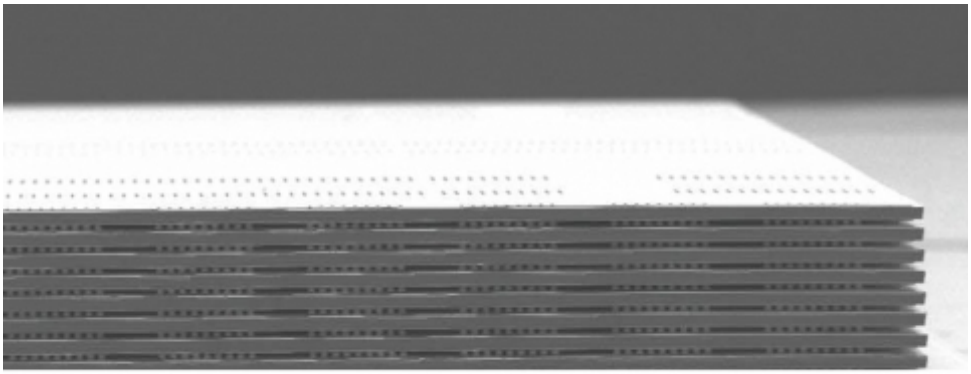
그 대표적인 이유로는 시스템이나 제품의 소형화와 기능이 복잡화 되어 점차 고장의 기회 또한 증대 된다는 점이다. 최근 삼성 갤럭시 노트7의 폭발 사례로 인한 문제가 대표적인 예이다. 유력한 원인으로는[24] 배터리 충전 중이나 과부하로 사용 중에 일부 부품이 부풀어 오르는 문제, 비좁은 공간에 많은 성능을 탑재한 부품을 넣으면서 발생하는 문제, 하드웨어 설계 오류로 열을 정상적으로 방출하지 못하는 문제 등을 꼽을 수 있으며 이러한 문제로 인하여 기업들은 더이상 전자제품의 신뢰성을 보증하기가 힘들어 지고 있다. 따라서 그만큼 신뢰성에 관한 관심 또한 증대되고 있으며 특히 이와 관련하여 열-기계적 신뢰성에 관한 연구도 활발하게 이루어 지고 있다. [25-27]

또 다른 이유로는 앞서 설명하였던 관련업계의 사업전략의 변화로 인한 신제품의 출시가 늦어지고 있는 현상이 발생함에 따라 전자산업에서 경제학에서 말하는 소위 밴드웨건 효과(bandwagon effect)[28]를 기대할 수 없게 되었다. 밴드웨건 효과란 상품시장에서는 어떤 상품이 유행함에 따라 그 상품의 소비가 촉진되는 현상을 가리키는데 신제품 출시지연등의 상황은 자연적으로 얼리 어댑터(early adopter)들로 인한 구매여론을 감소시킴으로써 소비자들의 구매욕구감소와 구매주기지연으로

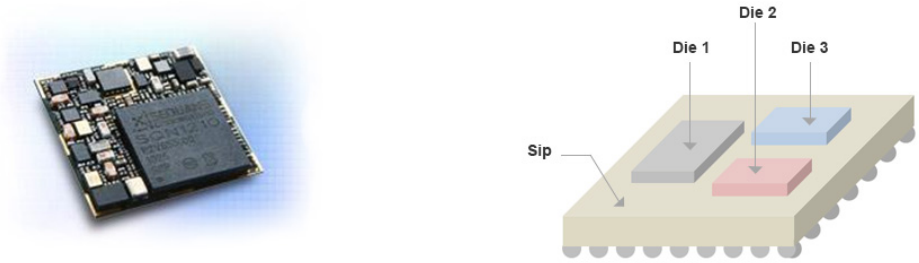
Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

이어지고 있다. 이에 스마트폰 시장에서 새로운 대안으로 방수나 방진 기능 등 기기에 신뢰성에 관련된 기능을 추가함으로써 고성능 기능을 가진 제품 홍보효과를 대신하려는 움직임이 이에 따른 결과라고 볼 수 있다.



(a) MCP applied for TSV (source: SK hynix INC.)



(b) SiP (source: SAMSUNG electro-mechanics)

Fig. 1.3 Various structures of semiconductor package

1.2 열-기계적 신뢰성 성능 향상을 위한 최적의 범프구조

1.2.1 Cu pillar bump(CPB) 구조

증가하는 다이(die)의 복잡성으로 인하여 차세대 통신기기를 위한 미세피치 플립칩 기술의 요구가 점차 증가하고 있다. [29] CPB(Cu pillar bump)는 주로 CPU의 플립칩 패키징와 GPU(Graphics Processing Unit) ICs, 레이저 다이오드 그리고 SOA(semiconductor optical amplifiers)에 이용되며 기존 솔더범프와 달리 훌륭한 전기적 경로(electrical

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

path)와 기계적 연결(mechanical connection)을 제공한다. 그 밖의 장점으로는 다음과 같다. [30]

첫 번째로 피치사이즈를 한 열에서 30μm까지 감소시키고, 40μm / 80μm 교차배열을 가능하게 한다. 또한 기판층 수(substrate layer counts) 감소 인한 비용절감 효과와 높은 안전전류량(current carrying capacity)으로 인한 우수한 일렉트로마이그레이션(electromigration)성능과 웨이퍼 레벨에서의 우수한 전기적 시험성능의 FPFC(fine pitch flip chip) 실현으로 인하여 Au 스터드 범프에 비하여 높은 범프 집적을 가능케 한다. 두 번째로 별도의 리-페시베이션(re-passivation) 없이 공정이 가능하며 차세대 실리콘노드 저유전율 유전체(advanced silicon node Low-κ devices)에도 대응 가능하게 한다. 세 번째로 언더필 공정시 작은 필렛 요구치로 인하여 보다 엄격하지 않은 설계가 반영되어 풋프린트(footprint)를 줄일 수 있게 되었다. 또한 TSV와 CoC(Chip-On-Chip)위한 20μm이하의 초미세피치를 가능하게 한다.

이러한 많은 장점을 가진 CPB에 비해 기존까지는 볼 범핑 방식(ball bumping method)을 많이 이용하였다. Fig. 1.4는 기존의 볼 범핑 방식을 적용한 모식도이다. 이러한 솔더 범프는 근래에 소형화를 위하여 접속부의 피치가 점진적으로 줄어들어 솔더 범프의 크기가 감소하고 있는 추세이다. 따라서 이와 관련하여 플립칩 공정에 미세피치 솔더범프(fine-pitch solder bump)를 사용함에 따라 칩과 기판 사이의 거리가 감소되어 언더필 공정이 용이하지 않는 문제점이 유발되고 있다. [31] 또한 솔더범프의 미세 피치화로 인하여 솔더 리플로우시 인접 솔더사이에 솔더 브리징(solder bridging)이 발생하는 문제점이 있다. [32,33] 하지만 이와 대조적으로 CPB를 사용한 플립칩 공정은 칩과 기판 사이의 거리를 감소시키지 않으면서 보다 미세한 칩 접속이 가능하다. 또한 Cu의 전기전도도 및 열전도도가 솔더 재료에 비해 보다 우수하기 때문에, CPB를 사용한 전자 패키지의 전기적 특성과 열적 특성을 보다 향상시킬 수 있는 장점이 있다. [34] 또한 CPB는 칩의 표면이나 다른 전기부품(electrical component)에 고체상태의 열펌프(solid-state heat pumps) 역할을 가능하게 함으로써 국부적으로 열관리 기능(thermal management functionality)의 역할을 한다.

Fig. 1.5는 앞서 언급한 현상을 잘 보여준다. 다층의 금속 배선이 지나가는 멀티-레이어 메탈 트레이스(multi-layer metal traces)는 보통 복잡한 IC에 주로 이용된다.

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

이러한 금속 층은 회로에서 열을 필러범프로 방출하게 하게 하며 이에 따라 열 수축저항(thermal constriction resistance)을 감소시킨다. 따라서 CPB를 이용한 플립칩 공정에서는 칩과 기판 간의 간격을 줄이지 않으면서도 미세피치로의 칩 접속이 가능하기 때문에, CPB를 이용한 플립칩공정을 고속신호접속기술(High-speed Signal Interconnection Technologies), 전기차 부품(Automotive Electronic Component), 레이더 그리고 RF (radio-frequency) 패키지에 적용 및 응용하기 위한 연구들이 활발하게 진행되고 있다. [35-37]

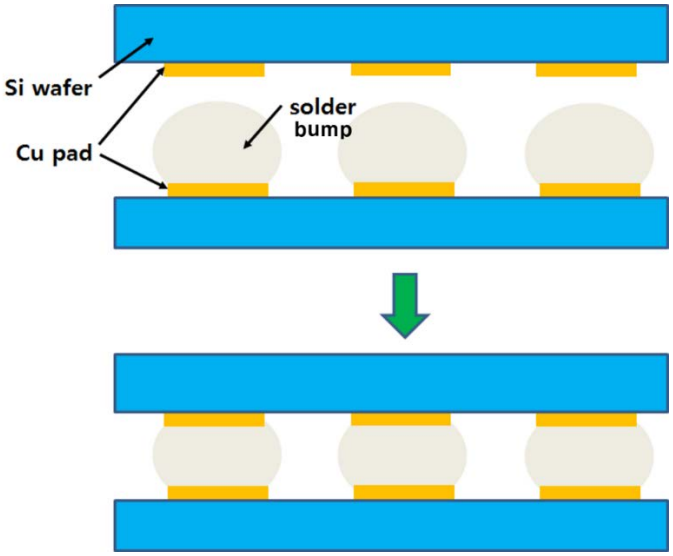


Fig. 1.4 Bonding process of ball bumping method

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

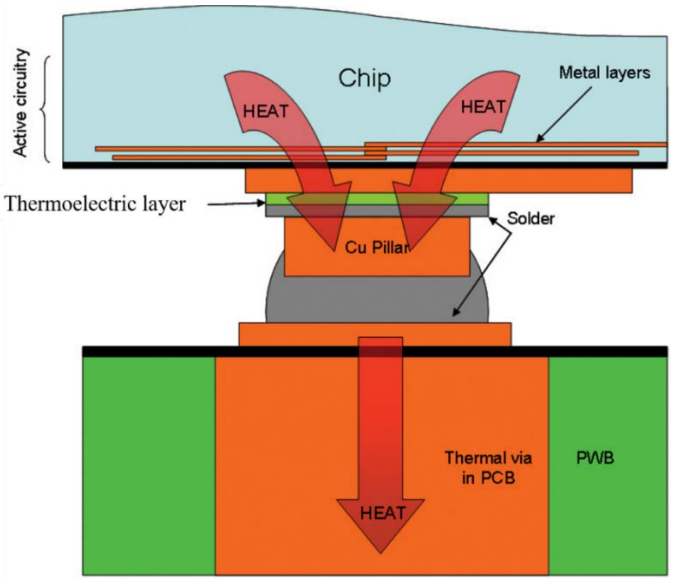


Fig. 1.5 Schematic image of heat flow through a CPB

1.2.2 Drilled hole Cu pillar bump (DCPB) 구조

본 연구에서는 앞서 설명하였던 CPB를 기반으로 이를 일부 구조변경함으로써 접합부 신뢰성 향상 시킬 수 있는 개선접합구조를 제안하였다.

개선접합구조는 기존의 CPB에 홀을 형성시켜 기존의 접합구조에 비하여 접합면적을 늘리고 접합부의 솔더량을 증가 시킨 구조이다. 본 연구에서는 이러한 제안접합구조를 DCPB(Drilled hole Cu pillar bump)라 명명하였으며 Fig. 1.6은 CPB와 DCPB의 접합메커니즘을 보여주는 그림이다. Fig. 1.6 (a)의 CPB는 일반적으로 필러범프 위에 솔더가 생성되어 있는 형태로서 플립칩 형태로 수직으로 열 압착 되어 접합되어진다. 따라서 Fig. 1.5 (b) DCPB 또한 그림과 같이 유사한 메커니즘을 통하여 접합 될 것으로 예상된다.

DCPB의 예상되는 장점으로는 접합면적의 증가로 인한 전단응력의 감소와 솔더량이 증가하여 금속간화합물의 부피분율이 감소할 것으로 예상된다. Fig. 1.7는 앞서 설명한 내용을 나타내며 CPB의 경우에는 초기 균열이 생기는 부분은 공정 중에 결함이 없다고 가정하였을 경우 솔더의 외곽에서 발생할 가능성이 높다고 볼 수 있다.

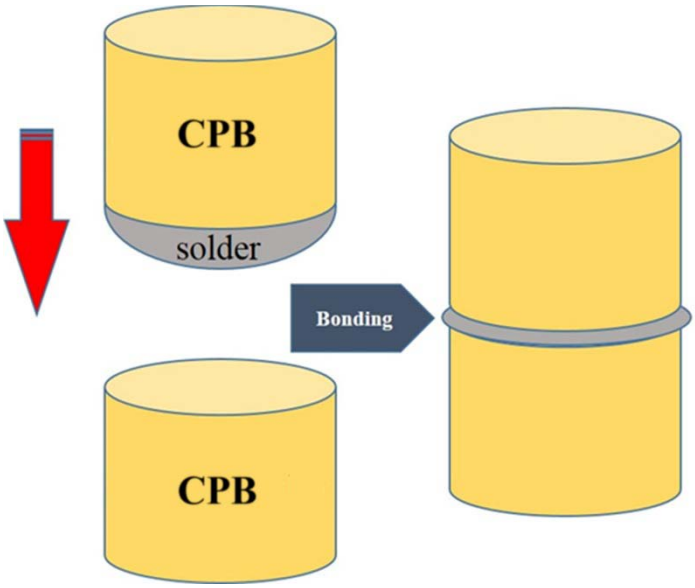
Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

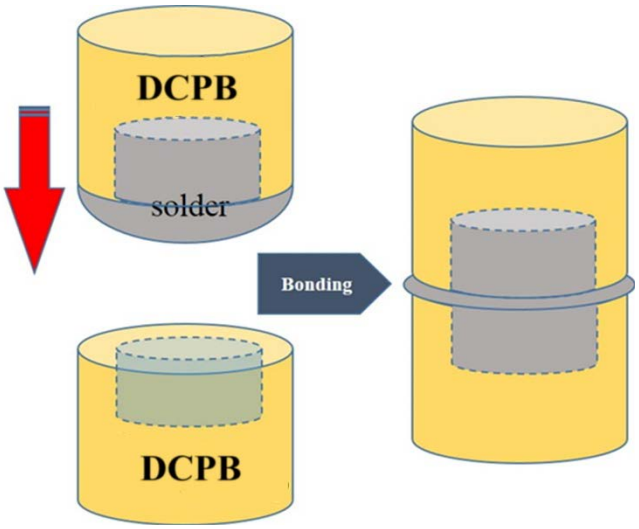
왜냐하면 응력이 집중 되는 부위는 모델의 형상이 기하학적으로 불연속한 부분에서 발생하기 때문이다. 게다가 열이 이 모델에 가해졌을 때 하부 지지조건으로 인하여 수직으로 변위가 발생할 것이다. 따라서 주요 균열전파 방향은 최대전단응력으로 인하여 계면에서 수평방향으로 진행할 것으로 예상된다. 하지만 이러한 제안접합구조는 현재까지 개발된 접합 장비의 정렬오차와 Cu 범프에 홀 형성 기술 및 공정의 최적화 등이 난제임을 예상해 본다. 따라서 앞으로 DCPB의 맞춤형 공정개발 및 최적화가 실제 산업 상용화 가능성의 과제로 남는다.

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY



(a) CPB



(b) DCPB

Fig. 1.6 Bonding mechanism of the CPB and the DCPB

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

1.3 논문의 목적 및 구성

소형화, 다기능화 및 고성능화 추세에 발맞춰 개발된 CPB(Cu pillar bump)가 가진 많은 장점에도 불구하고 여러 재료들로 이루어진 구조의 특징으로 인하여 이 역시 열-기계적 신뢰성의 문제를 피할 수 없다. 따라서 CPB의 열-기계적 신뢰성 향상을 목표로 CPB에 홀을 형성시킨 DCPB(drilled hole Cu pillar bump) 구조 형상을 제안하여 CPB와 DCPB 구조의 열-기계적 거동을 유한요소해석을 통한 수치해석을 이용하여 이를 비교하였다.

1장에서는 현재 대두되고 있는 '무어의 법칙의 위기론'을 통하여 앞으로 도래할 반도체 시장에서의 '신뢰성 분야의 중요성' 대하여 논의하였다. 또한 전자패키징 분야의 연구동향과 CPB구조의 장점 및 적용분야에 대하여 조사하였다. 끝으로 CPB구조를 일부 변경함으로써 솔더접합부의 열-기계적 신뢰성을 보다 향상 시킬 수 있는 개선접합구조, 즉 DCPB 구조를 제안하여 기대되는 장점과 예상되는 문제점 등을 다루었다.

2장에서는 CPB와 DCPB의 열-탄소성 거동을 설명하기 위한 열-탄소성 기본 이론과 온도에 따른 재료 물성 및 주기적인 열사이클 동안의 재료의 특성, 즉 Bauschinger 효과를 고려하기 위한 이동경화(kinematic hardening) 이론에 대하여 기술 하였다. 또한 유한요소해석을 위한 모델링 및 해석조건과 열사이클 동안의 CPB와 DCPB 구조의 응력 및 변형률 특성, CPB 솔더접합부의 2차원 이상화, 기계학적 관점의 고체역학적 특성과 재료학적 관점의 전위론 특성의 유사성에 대하여 논의하였다.

3장에서는 CPB와 DCPB의 점소성 거동을 설명하기 위한 점소성 기본 이론과 열사이클 동안 시간에 독립 및 의존적인 변형률 즉 비탄성변형률 특성을 구현하기 위한 통합 점소성 구성모델(unified viscoplasticity constitutive model)인 Anand모델에 대하여 기술하였다. 또한 CPB와 DCPB의 열-기계적 신뢰성을 비교하기 위한 등가응력 대 등가비탄성변형률 히스테리시스 루프 및 비탄성에너지밀도를 이용하여 이 두 구조간의 점소성거동 특성을 논의하였다.

4장은 본 논문의 각 장의 결론 및 전체적인 요약과 결과를 통한 DCPB의 열-기계적 신뢰성의 우수함을 밝혔다.

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

[References]

[1] Moore, G. E., *Electronics* **38**, 114–117 (1965)

[2] Moore, G. E., IEDM Tech. Digest 11–13 (1975)

[3] Laudon, Kenneth C, Jane P, "Management Information Systems 12/E: Managing the Digital Firm", Pearson Education Asia, Pearson Education Asia, pp 125 (2012)

[4] Michael E. Porter, "Competitive Advantage: Creating and Sustaining Superior Performance", Free Press, pp 5 (1985)

[5] M. Mitchell Waldrop, "The chips are down for Moore's law", Nature International weekly journal of science, 9 Feb. 2016, http://www.nature.com/news/the-chips-are-down-for-moore-s-law-1.19338#/ref-link-1

[6] MICHAEL GROTHAUS, "It's Official: Moore's Law Is Nearing Its End", Fastcompany, 10 Feb. 2016, http://www.fastcompany.com/3056570/fast-feed/its-official-moores-law-is-nearing-its-end

[7] INTEL CORP. , "FORM 10-K (Annual Report)", pp.14

[8] J.R.Lloyd, Appl.Phys., 32,109(1999).

[9] K.N.TuandK.Zeng, Mater.Sci.Eng., R34,1(2001).

[10]T.S.Oh, Met.Mater.Int.,15, 479(2009).

[11]J.H.Cho, Electron.Mater.Lett., 6, pp 51(2010)

[12]R.R.Tummala,"Fundamentalsofmicrosystemspackaging",New York: McGraw-Hill(2001).

[13]Y.Liu,MicroelectronicsReliability.,50,514(2010).

[14]H.Shimaamoto,"Technicaltrend of 3D chip stacked previous term MCP/SIP next term In", Proc. 56th Electronic Components and Technology Conferenceworkshop (2007).

[15]M.Y.Kim,T.S.Oh,and T.S.Oh,Kor.J.Met.Mater.,48,557 (2010).

[16]J.H.Lee,G.T.Lim,S.T.Yang,M.S.Suh,Q.H.Chung,K.Y.Byun,andY.B.Park,J.Kor.Inst.Met.& Mater.,46,310 (2008).

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

[17]V.S.Rao, V.Kripseph, S.W.Yoon, D.Witarsa,andA.A.O.Tay, Proc.5th Electronics Packaging Technology Conf.,444(2004).

[18]M.H.Jeong,G.T.Lim,B.J.Kim,K.W.Lee,J.D.Kim,Y.C.Joo,and Y.B. Park, J.Electron.Mater., 39, 2368(2010).

[19]B.H.Kwak, M.H.Jeong, and Y.B.Park, Jpn.J.Appl.Phys., 51,(2012).

[20]J.H.Lee, G.T.Lim, S.T.Yang, M.S.Suh, Q.H.Chung, K.Y.Byun, and Y.B.Park, J.KoreanInst.Met.Mater., 46, 310(2008).

[21]G.T.Lim, J.H.Lee, B.J.Kim, K.W.Lee, M.J.Lee, Y.C.Joo, and Y.B.Park, J.Microelectron. Packag.Soc.,14,15(2007).

[22]M.H.Jeong, J.W.Kim, B.H.Kwak, and Y.B.Park, Microelectron.Eng., 89, 50(2012).

[23]Players, “Organic Electronics Forecasts 2005-2015”, IDTec (2005)

[24]http://news.joins.com/article/21068229 2017.01.03

[25]Bahareh Banijamali, “Advanced Reliability Study of TSV Interposers and Interconnects for the 28nm Technology FPGA”, IEEE, pp 285 (2011)

[26]K. Y. Au, “Thermo-compression bonding assembly process and reliability studies of Cu pillar bump on Cu/Low-K Chip”, EPTC, pp574-578 (2014)

[27]Sunohara M, Sakaguchi H, Takano A, Arai R, Murayama K, Higashi M, "Studies on Electrical Performance and Thermal Stress of a Silicon Interposer with TSVs", ECTC, Conference Proceedings, (2010)

[28]Colman, Andrew (2003). Oxford Dictionary of Psychology. New York: Oxford University Press. p. 77.

[29]Mark Gerber, “Next Generation Fine Pitch Cu Pillar Technology – Enabling Next Generation Silicon Nodes”, ECTC 2011, pp 612 (2011)

[30]http://www.amkor.com/go/Copper-Pillar-Flip-Chip

[31]B. Banijamali, I. Mohammed and P. Savalia, “Crack GrowthResistant Interconnects for High-Reliability Microelectronics” 57th Electron. Comp. Technol. Conf., IEEE Components, CPMT (2008).

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

[32]J. Y. Choi and T. S. Oh, “Flip Chip Process by Using the CuSn-Cu Sandwich Joint Structure of the Cu Pillar Bumps”, J. Microelectron. Packag. Soc., 16(4), 9 (2009).

[33]G. T. Lim, B. J. Kim, K. Lee, J. Kim, Y. C. Joo and Y. B. Park, “Temperature Effect on Intermetallic Compound Growth Kinetics of Cu Pillar/Sn Bumps”, J. Electron. Mater., 38(11), 2228 (2009).

[34]J. Y. Choi, M. Y. Kim, S. K. Lim and T. S. Oh, “Flip Chip Process for RF Packages Using Joint Structures of Cu and Sn Bumps”, J. Microelectron. Packag. Soc., 16(4), 67 (2009).

[35]Li-Rong Zheng, Xinzhong Duo, M. Shen, W. Michielsen and H. Tenhunen, “Cost and Performance Trade-off Analysis in Radio and Mixed-Signal System-on-Package Design”, IEEE Trans. Adv. Packag., 27(2), 364 (2004)

[36]A. Chandrasekhar, E. Beyne, W. De Raedt and B. Nauwelaers, “Accurate RF Electrical Characterization of CSPs Using MCM-D Thin Film Technology”, IEEE Trans. Adv. Packag., 27(1), 203 (2004).

[37]E. Beyne, “Multilayer Thin-Film Technology Enabling Technology for Solving High-Density Interconnect and Assembly Problems”, Nuclear Inst. Methods Phys. Res. A, 509(1-3), 191 (2003).

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

2장

CPB와 DCPB 솔더접합부의 열탄소성 거동

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

2장 CPB와 DCPB 솔더접합부의 열탄소성 거동

2.1 열-탄소성 해석

2.1.1 탄소성 기초이론

모든 물체는 외력을 받으면 변형한다. 그 변형이 가역적이고, 시간에 의존하지 않으며 외력이 제거되는 순간 곧바로 사라지는 변형을 탄성변형(elastic deformation)이라고 한다. 하지만 변형이 비가역적인 경우, 즉, 영구히 남는 경우를 소성변형(plastic deformation)이라고 한다. 따라서 탄소성 해석(elastoplastic analysis)이란 항복점을 넘는 외력을 받는 재료의 탄성 및 소성거동을 다룬다.

일반적으로 사용 중의 전자패키지에서의 솔더접합부는 항복강도를 상회하는 열적환경을 반복적으로 겪는다. 따라서 솔더접합부의 열-기계적 거동은 각각의 탄성 및 소성거동의 세심한 고려가 필요하다. 특히 접합계면에서는 국부적으로 솔더 재료의 항복점이 넘어가는 응력상태를 받을 가능성이 높으므로 솔더부와 그 접합계면의 응력상태를 해석하고 이를 설계에 반영하여야 패키지의 신뢰성을 보증할 수 있다.

$$\varepsilon_T = \varepsilon_e + \varepsilon_p \qquad \text{(Eq. 2-1)}$$

Eq. 2-1은 탄소성해석에서의 전변형률(total strain)을 나타내는 식이다. 여기서 ε_T, ε_e 그리고 ε_p 는 각각 전변형률, 탄성변형률 그리고 소성변형률을 나타낸다. 탄소성거동은 Eq. 2-1에서 보인 바와 같이 시간에 독립된 각 변형률 항의 대수합으로 나타낸다.

재료의 탄소성변형을 간단하고 명확하게 관찰할 수 있는 방법은 단축인장시험이다. 단축인장시험에서는 하중방향 즉, 시편의 길이방향으로만 인장응력이 작용한다. 시편은 길이방향으로는 늘어나지만, 폭방향으로는 줄어드는 변형거동을 보인다. 이 실험으로 응력-변형률 곡선을 포함하여 탄소성변형의 기본거동과 다양한 재료상수들을 얻을 수 있다. 단축인장시험에서 초기 단면적과 표점길이가 각각 A_0 와 l_0 인 시편에 하중 P 가 작용한다고 하면 공칭응력(nominal stress), $\hat{\sigma}$ 와 공칭변형률(nominal strain), $\hat{\varepsilon}$ 은 각각 다음과 같이 정의된다. [1]

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

$$\hat{\sigma} = \frac{P}{A_0} \qquad \text{(Eq. 2-2)}$$

$$\hat{\varepsilon} = \frac{l - l_0}{l_0} \qquad \text{(Eq. 2-3)}$$

또한 전형적인 솔더재료의 $\hat{\sigma} - \hat{\varepsilon}$ 선도를 Fig. 2.1에 나타내었다. 응력수준이 A에 도달하기 전까지의 응력과 변형률의 관계는 선형적이므로, 점 A를 비례한도(proportional limit)라고 하며 OA구간은 Hooke의 법칙으로 수식화 할 수 있다. 다만 연강과 다르게 솔더재료와 같은 연성재료에서는 항복점을 정의하기 어렵기 때문에 0.2% 오프셋(offset)을 이용하여 일반적으로 항복점을 정의한다.

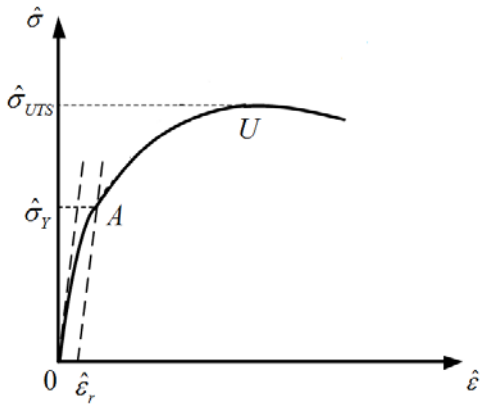


Fig. 2.1 Stress-strain curve of typical solder materials

Fig. 2.1에서 비례한도인 점 A까지 탄성변형을 지속한다. 점 A에서 응력을 계속 증가시키면, 재료는 경화되면서 극한응력,$\hat{\sigma}_{UTS}$ 점 U 에 도달할 때까지 응력이 증가한다. 이후에는 공칭응력이 감소하여도 변형률이 증가하는, 불안정성 (instability)이라는 거동을 보이며 구간 AU를 가공경화(work hardening) 혹은 변형경화(strain hardening) 구간이라고 한다. 따라서 다음과 같은 재료는 AU구간 전체에서 소성변형을 받는다. 이 영역내의 한 점에서 시편에 가해지던 하중을 제거하면 원래의 탄성 가중경로 구간 OA와 평행한 경로를 따라서 응력이 감소한다. 그 결과로 전체 변형률의 일부인 탄성변형률, ε_e 만이 회복되고, 나머지 영구변형률 즉, 소성변형률, ε_p 는 시험편에

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

그대로 남는다. 따라서, 탄소성영역에서 겪었던 총 변형률은 Eq. 2-1와 같다.

2.1.2 응력-변형률 선도에서 재료의 온도 의존성 효과

온도도 변형률속도(strain rate)처럼 재료상수에 큰 영향을 준다. 온도가 증가하면 금속의 연성은 취성거동에서 연성거동으로 바뀐다. 실온에서 연성인 금속도 훨씬 낮은 온도에서는 취성을 보이고, 실온에서 취성인 금속이라도 고온에서는 연성이 된다. 온도와 변형률속도가 금속의 연성에 미치는 효과를 Fig. 2.2에 나타내었다. 그림으로부터, Cu의 인장강도가 변형률속도가 빨라질수록 증가하고 온도가 증가할수록 감소하는 특성을 보이는데 이는 소재의 연성이 온도나 변형률속도에 따라 바뀌는 성질 임을 알 수 있다.

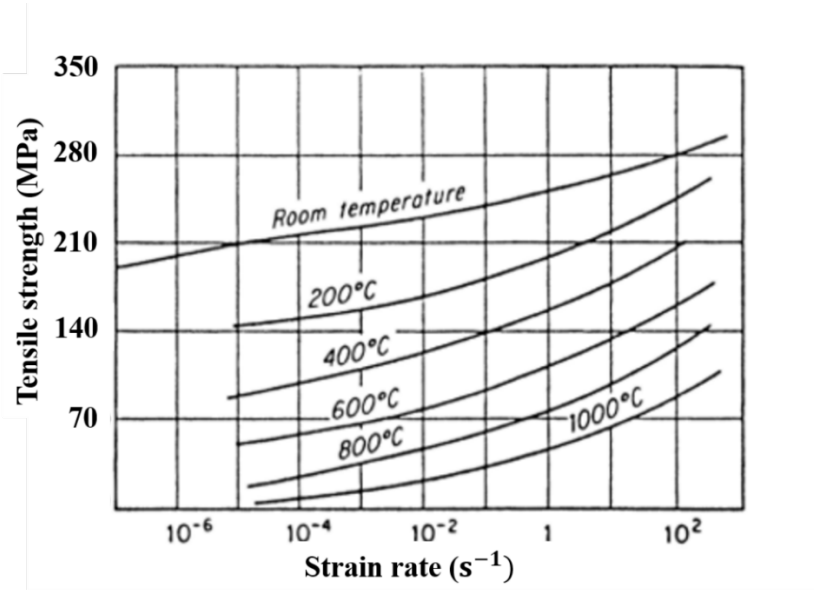


Fig. 2.2 Effects of temperature and strain rate on the strength of copper [2]

온도가 응력-변형률 곡선의 모양에 미치는 영향을 개략적으로 Fig. 2.3에 나타내었다. 낮은 온도에서는 응력-변형률 곡선의 위치가 높고 짧아지는데, 이는 온도가 낮을수록 재료는 강해지는 반면 연성은 저하된다는 것을 의미한다.

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

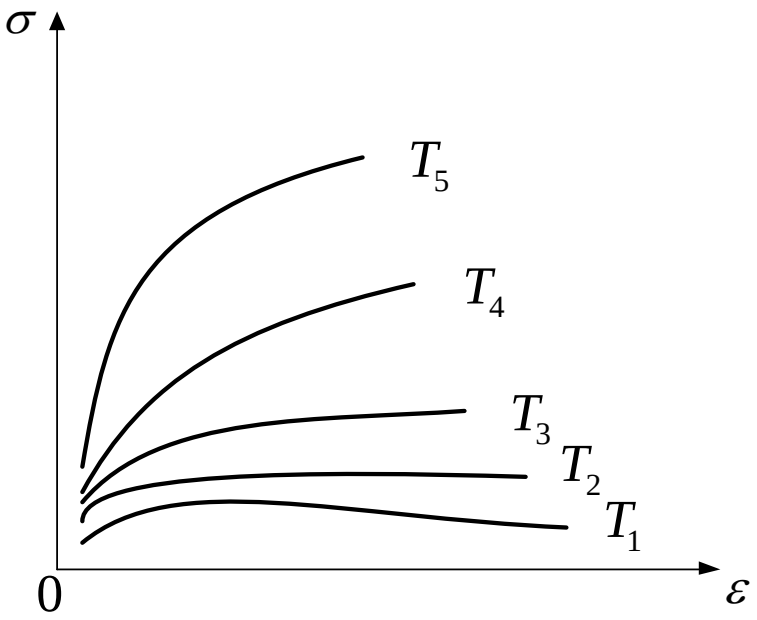


Fig. 2.3 Influence of temperature in stress-strain curve ($T_1 > T_2 > \ldots > T_5$; T: temperature)

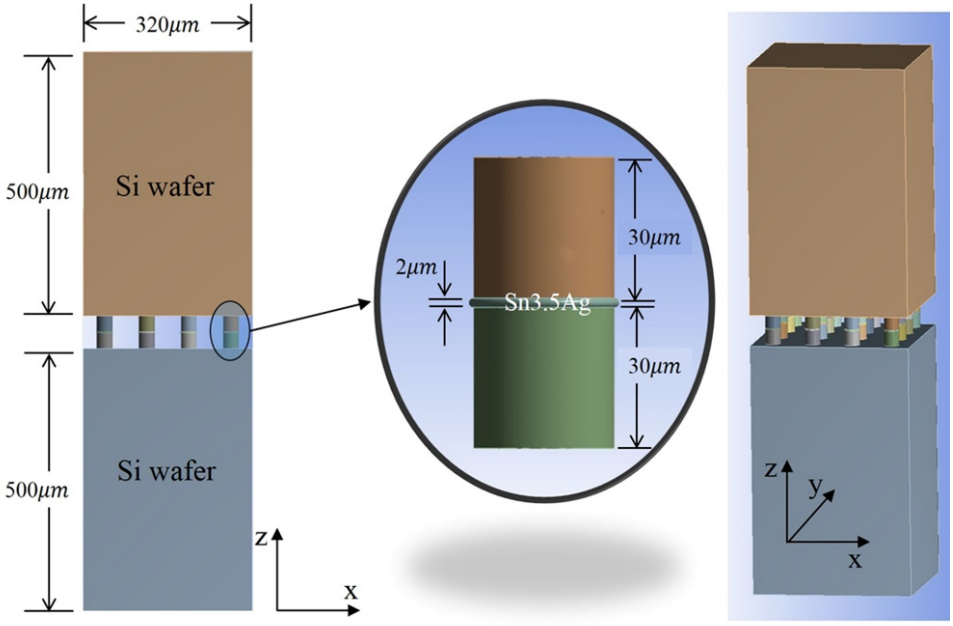
Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

2.2 열탄소성 해석을 위한 유한요소 모델링 및 해석조건

2.2.1 유한요소 모델링 및 재하조건

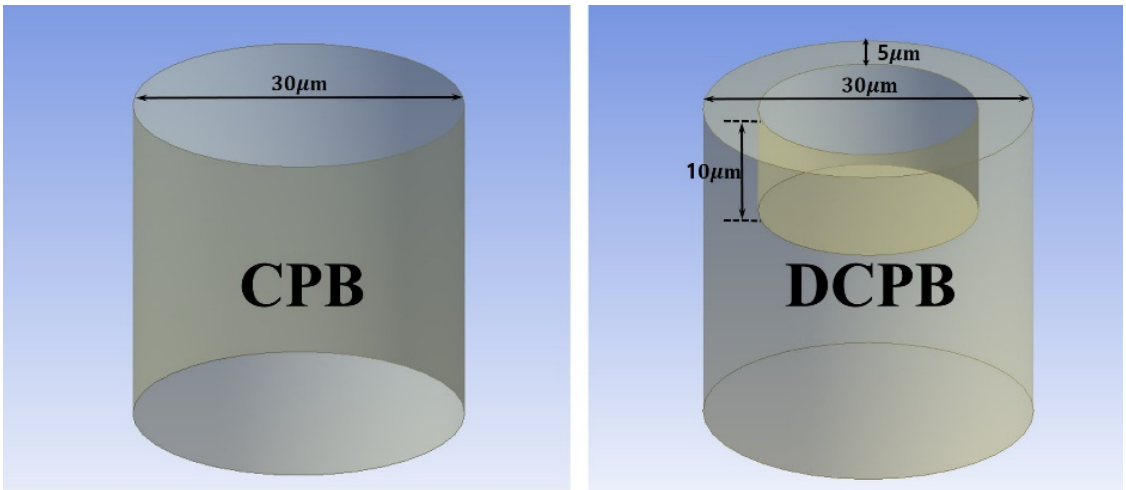
본 연구에서는 CPB에 홀이 생성되어 있는 DCPB를 이용한 솔더접합부 구조의 제안과 기존의 CPB를 이용한 솔더접합부와의 열-기계적 신뢰성을 유한요소해석을 통하여 비교하여 보았다. 또한 본 모델의 열-탄소성 거동(thermo-elastoplastic behavior)을 계산하기 위하여 상용 프로그램인 ANSYS Workbench를 이용하였으며 전체해석모델의 제원은 Fig. 2.4와 같다.



(a) Entire model

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY



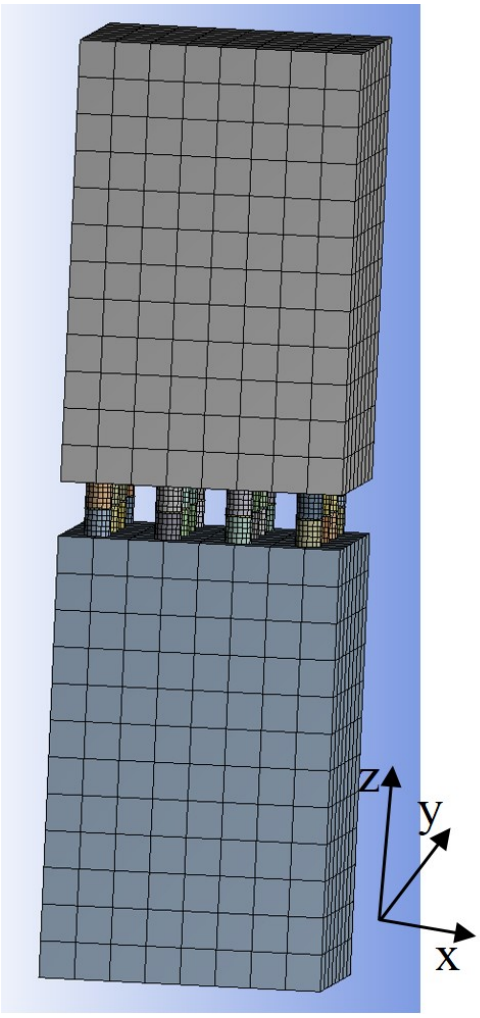
(b) Dimension of Cu bump

Fig. 2.4 Configuration of FE analysis model for numerical simulation

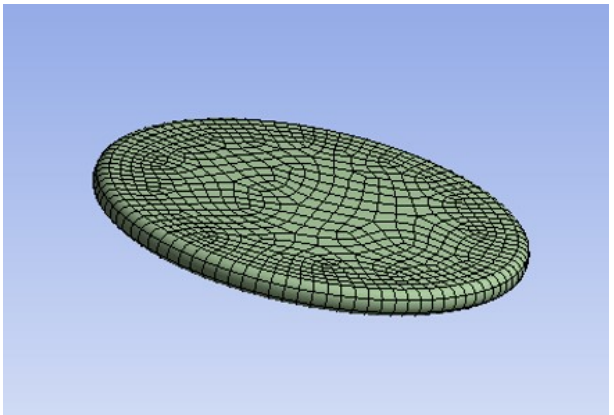
전체해석 모델은 두께 500㎛ Si 웨이퍼 위에 16개의 높이 30㎛의 필러범프(pillar bump)가 두께 2㎛의 96.5Sn3.5Ag 솔더로 접합 되었으며 각 범프간의 피치사이즈(pitch size)는 80㎛이다. 자세한 범프의 제원은 Fig. 1 (b)에 나타내었다. DCPB는 직경 30㎛인 CPB에 직경 20㎛, 깊이 10㎛인 홀을 형성하였다. 홀의 직경 및 깊이의 제원결정은 중요한 문제이지만 본 연구의 목적은 홀의 직경 및 깊이에 따른 솔더접합부의 신뢰성 평가가 아닌 Cu 필러범프의 홀의 유•무에 따른 솔더접합부의 열-기계적 거동을 고찰하는 것이기 때문에 홀의 직경과 깊이를 조작변인(operational variable)으로 두지 않았다. 다만 접합공정시 플립칩본더(filp-chip bonder)를 통하여 열압착 되어진다고 가정하였기 때문에 접합시 CPB에 소성변형으로 인한 손상(damage)이 일어나지 않는 범위에서 홀의 제원을 선정하였다. 또한 DCPB를 적용하였을 경우 약 53% 접합면적 증가와 약 5배의 솔더량 증가를 확인할 수 있었다. 따라서 CPB에 비해 DCPB의 넓은 접합면적은 여러가지 열적 사용조건 하의 전단응력을 줄여 장기적인 열-기계적 신뢰성 향상을 기대할 수 있다.

Collection @ chosun

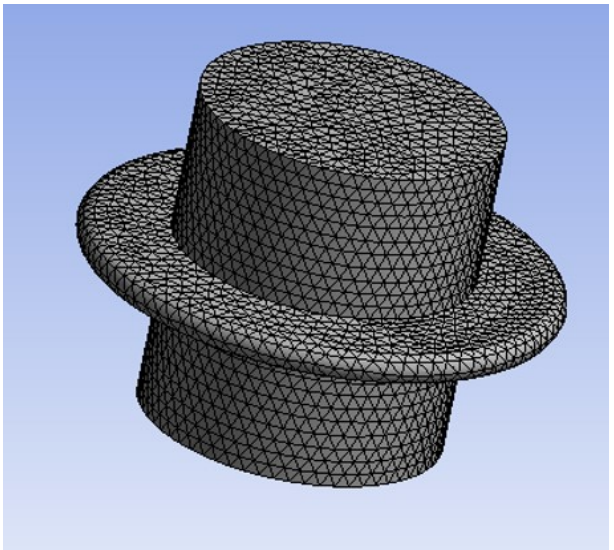
조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY



(a) Rough-meshed model



(b) Solder of CPB type



(c) Solder of DCPB type

Fig. 2.5 FE mesh division of analysis model.((a): Global model, (b)(c): Submodel)

Fig. 2.5는 유한요소해석을 위한 격자분할(mesh division)을 보여주는 그림이다. 본 연구에서는 해석시간을 줄이고 솔더접합부의 해석결과의 정확도를 올리기 위하여 서브모델링기법(submodeling technique)을 사용하였다. Fig. 2. (a)의 전역모델(global model)을 보여주는 그림으로 전역모델의 해석 후에 얻은 변위결과를 Fig. 2. (b) (c)와 같은 서브모델의 경계(boundary)에 제한조건(constraints)으로 적용된다. [3]

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

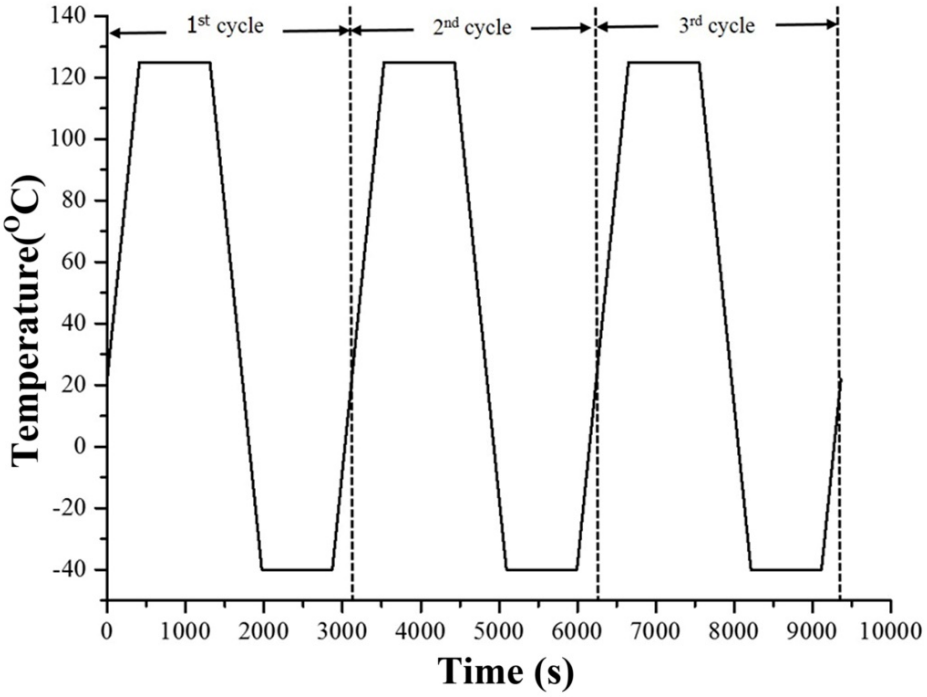


Fig. 2.6 Heat input condition in thermal cycle.

해석을 위한 입열조건은 Fig. 2.6에 나타내었다. 또한 이 경우 주기적인 사이클 동안 응력-변형률(stress-strain)이 평형에 도달될 수 있도록 3번의 사이클을 해석 하였다. 본 해석의 입열조건으로는 JEDEC A104D[4]에 의거한 온도범위 -40~125℃, 승강 및 하강 시간(Ramped time) : 15 ℃/min, 유지시간(Dwell time): 15min을 적용하여 1사이클을 해석진행 하였고 실온(room temperature)은 22℃으로 선정하였다. 또한 패키지의 자중에 의한 영향을 반영하기 위하여 각 해석 시간단계(time step)에 z방향 성분으로 -9.8066m/s²의 중력가속도를 고려하였다.

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

2.2.2 유한요소 해석을 위한 물리적 및 열적 물성

열적 재하(Thermal loading)상태 하에서 재료의 탄소성 거동을 표현하기 위하여 물리적 물성(physical property), 열적 물성(thermal property), 탄성 물성(elastic property) 그리고 소성 물성(plastic property)이 필요하다.

먼저 해석모델의 계에서 열적 특징을 반영하기 위하여 물리적 물성과 열적 물성이 요구된다. 이러한 물성치 중에서 열-탄소성 해석을 위하여 필요한 물성은 물리적 물성인 질량,ρ와 열적 물성인 열팽창계수(CTE; Coefficient of Thermal Expansion), α, 열전도도(thermal conductivity), λ 그리고 비열, c이다. 하지만 본 해석에서는 입열이 해석모델 전체에서 Fig. 2.6와 같은 열사이클을 따른다고 가정하였다. 따라서 열적 물성 중에 열팽창계수만이 해석에 적용 되었다. 그 이유로는 본 해석모델의 제원은 Fig. 2.4 (a), (b)에 나타낸 바와 같이 매우 작다. 따라서 해석을 실험적으로 구현한다면 열사이클시험 챔버(thermal cycle testing chamber)안에서의 대기온도(atmospherical temperature)가 모델에 열전달 되어 임의의 상태의 온도분포를 이루는 가에 대한 염려일 것이다. 하지만 앞서 언급한 바와 같이 모델의 제원이 아주 작기 때문에 챔버 안의 온도이력(temperature profile)와 실제 모델에서의 온도분포의 차이는 미미하다. 물론 이 모두를 고려하여 열전달 해석 후 구조해석을 진행할 수도 있겠지만 이는 해석이 보다 복잡해지고 들이는 시간에 비하여 결과에 큰 차이를 주지 못한다고 보이기 때문에 이 경우에는 합리적이지 않다고 생각된다. 한편 Table 2.1에 본 해석에 사용한 물리적 물성인 밀도 ρ 와 열적 물성인 열팽창계수, α를 나타내었다.

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

Table 2.1 Physical and thermal properties for FEA [5-10]

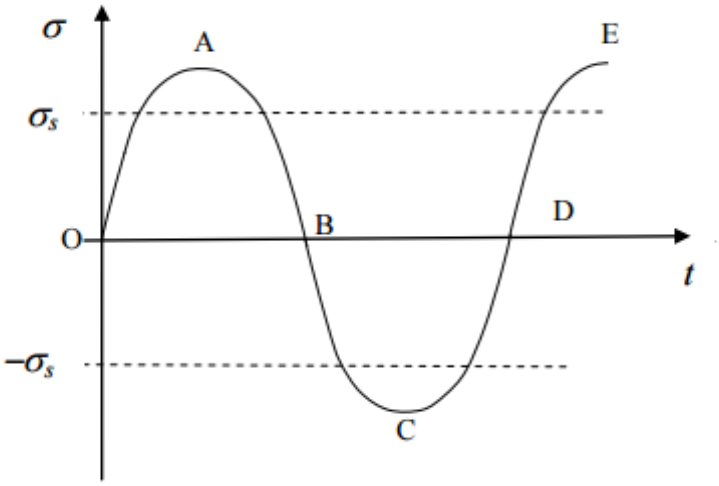
materials	**ρ** (kg/m^3)	**α** (ppm/℃)
Si	-40℃@2330.9	-40℃@18.97
	0℃@2330.3	0℃@23.596
	125℃@2327.8	125℃@32.403
Cu	-40℃@8966.2	-40℃@15.88
	0℃@8948.9	0℃@16.45
	125℃@8894.8	125℃@17.67
96.5Sn3.5Ag	-40℃@7354	-40℃@20.93
	0℃@7350	0℃@21.85
	125℃@7338	125℃@24.39

2.2.3 Bauschinger효과와 이동경화 이론

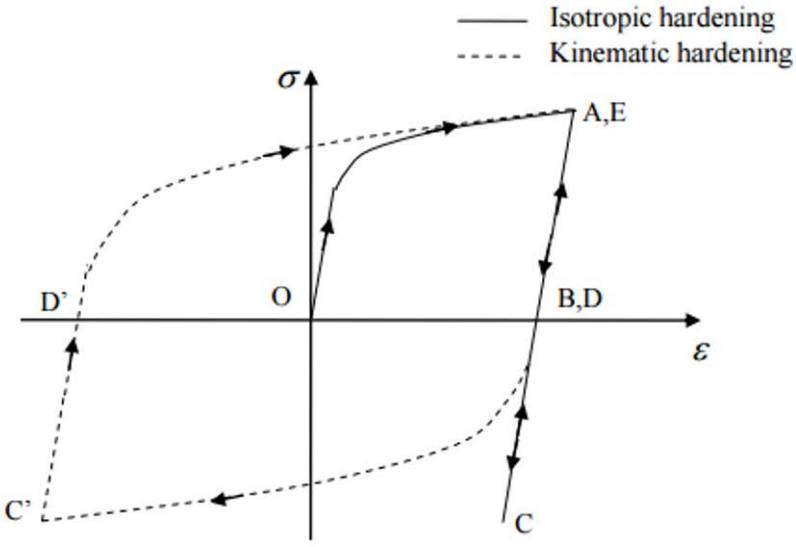
어떤 재료가 인장이나 압축을 받아서 소성역에 도달한다면 하중을 제거한 후, 시편에 반대방향으로 하중을 가하여 다시 항복을 일으키는 경우, 처음 하중방향에서의 항복응력보다 상당히 낮은 항복응력에서 항복을 일으킴이 실험적으로 관찰된다. 이 현상을 Bauschinger효과라고 한다. [11] Fig 2.7은 이러한 현상을 잘 나타낸다. Bauschinger효과는 단결정(single crystal)이나 다결정(poly crystal)의 금속재료에서 모두 관찰된다. 이러한 현상은 이전 가중시에 생겼던 전위장(dislocation field)의 이방성(anisotropy)으로 설명된다.

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY



(a) Cyclic loading diagram



(b) Stress-strain curve of uniaxial cyclic test

Fig. 2.7 Bauschinger effect at cyclic loading process [12]

Fig. 2.7 (a)와 같은 주기적 재하(cyclic loading)를 받는 단축반복시험(uniaxial cyclic test)에서 등방경화(isotropic hardening)는 Fig. 2.7 (b)의 실선 OABCDE를 따른 거동을 보일 것이다. 하지만 대부분의 재료들은 반복적인 하중 하에서 Bauschinger효과의

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

영향을 받기 때문에 등방경화모델(isotropic hardening model)로는 이러한 재료의 특성을 반영하지 못한다. 따라서 반복적인 하중에서의 응력-변형률 곡선은 파선 OABC'D'E의 양상을 보일 것이다. Eq. 2-4는 Bauschinger 효과를 고려한 이동경화(kinematic hardening)를 나타낸다.

$$f = f(\sigma_{ij}, \alpha_{ij}) = \sigma_{eq}(\sigma_{ij} - \alpha_{ij}) - \sigma_s \quad \text{(Eq. 2-4)}$$

여기서 α_{ij}는 후방응력(back stress; shift stress) 불리우며 2계 텐서(2nd order tensor)이다.

$$\alpha_{ij} = \alpha_{ij}(\epsilon_{kl}^{p}) \qquad \text{(Eq. 2-5)}$$

σ_s는 하중을 받기 이전의 항복강도이며, Eq. 2-4는 소성유동(plastic flow) 이후의 상태를 나타낸다. 또한 차후에 등가응력, σ_{eq}는 σ_{ij}을 대신하여 $\sigma_{ij} - \alpha_{ij}$로 계산 되며 Fig. 2.8은 항복면(yield surface)의 이동을 보여준다.

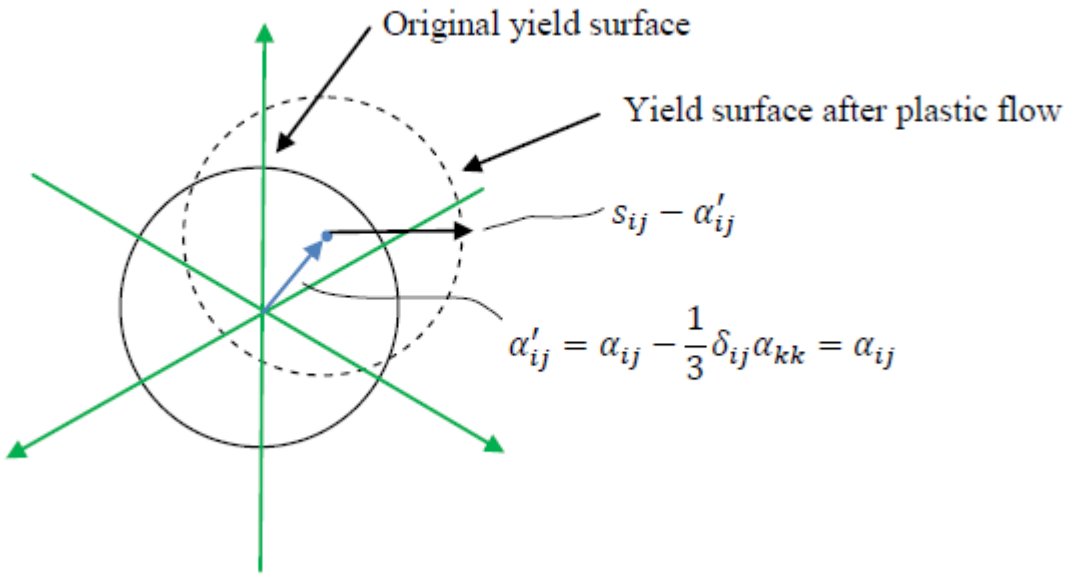


Fig. 2.8 Example of kinematic hardening (von Mises case)

Eq. 2-4의 후방응력을 정의하는 구성방정식에는 Prager가 제안한 Eq. 2-6[13]와 Ziegler가 제안한 Eq. 2-7[14]이 있다.

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

$$d\alpha_{ij} = c^{(k)} d\varepsilon_{ij}^{p} \quad \text{Prager's model} \qquad \text{(Eq. 2-6)}$$

$$d\alpha_{ij} = d\mu\left(\sigma_{ij} - \alpha_{ij}\right) \quad \text{Ziegler's model} \qquad \text{(Eq. 2-7)}$$

$c^{(k)}$는 재료의 특성을 나타내는 상수이다. 만약 여기에서 이동경화상수 $c^{(k)}$대신에 등방경화에 관한 재료상수 $c^{(i)}$를 이용한다면 등방경화를 나타낼 수 있다. 그리고 $d\mu = d\mu(d\varepsilon_{ij}^{p})$는 소성변형률의 기울기(increment)를 나타내는 함수이다. 이 또한 재료의 특성을 반영하는 함수이다.

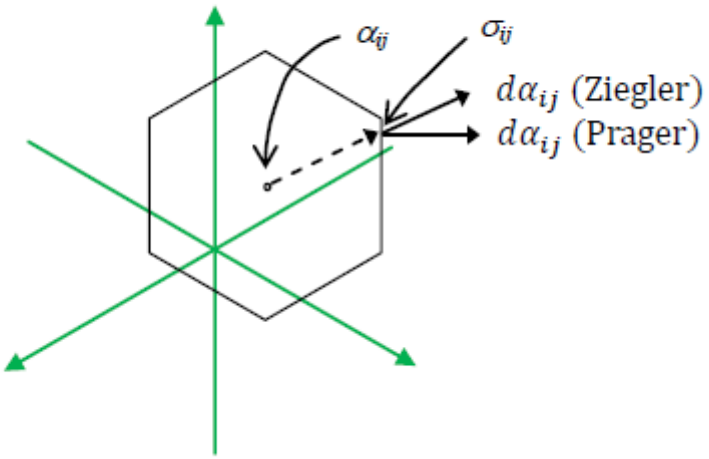


Fig. 2.9 Prager and Ziegler kinematic hardening shown in a Tresca case

Fig. 2.8에서 Ziegler의 모델에서 얻어진 후방응력을 편차응력(deviatoric stress)으로 표시하면 Prager의 모델에 의한 응력이 된다는 것을 의미한다. 따라서 이는 소성변형률에는 영향을 미치지 않으므로, von Mises 항복조건에서는 두 가지의 모델 간의 본질적인 차이가 없다. 하지만 Fig. 2.9 의 Tresca의 항복조건에서는 Prager 와 Ziegler 모델의 차이점을 나타낸다.

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

2.2.4 유한요소해석을 위한 기계적 물성

본 연구에서의 탄성역의 거동을 표현하기 위하여 온도에 의존적인 탄성계수(Young's modulus), E와 Poisson의 비 (Poisson's ratio), ν가 필요하며 이를 Table 2.2에 정리하였다.

Table 2.2 Elastic properties for FEA [15]

materials	**E**(GPa)	**υ**
Si	-40℃@195	-40℃@0.28
	22℃@188	22℃@0.27
	140℃@175	140℃@0.26
Cu	-40℃@130.11	-40℃@0.336
	0℃@127.53	0℃@0.335
	125℃@120.08	125℃@0.3349
96.5Sn3.5Ag	-40℃@59.562	-40℃@0.347
	0℃@52.11	0℃@0.353
	125℃@28.823	125℃@0.375

Fig. 2.6와 같은 주기적 입열조건을 받는 솔더접합부에서는 Bauschinger효과로 인해 등방경화모델을 사용하는 것이 어렵다. 따라서 본 연구에서는 Bauschinger효과를 표현할 수 있는 운동경화모델을 사용하여 소성거동을 구현하였다.

Darveaux[16]의 연구에 따르면 솔더재료의 시간의 의존하지않는 ε_p 를 구하기 위하여 Eq. 2-8와 같은 식과 상수를 제안하였다.

$\varepsilon_p = C_p \sigma^m$ (Eq. 2-8)

여기서 C_p와 m은 상수이며 각각의 값은 $\mathbf{1.20 \times 10^{-18}}$ psi^{-m}와 $\mathbf{4.39}$ 이다.

Fig. 2.10은 Eq. 2-8을 Mathlab(software of MathWorks)을 이용하여 그래프로 나타낸 그림이며 C_p와 m은 Darveaux의 상수 값을 따랐다.

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

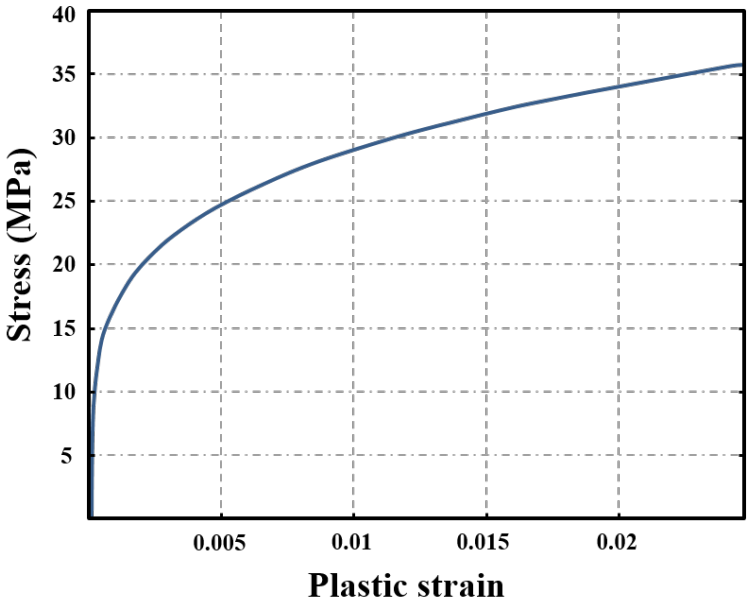
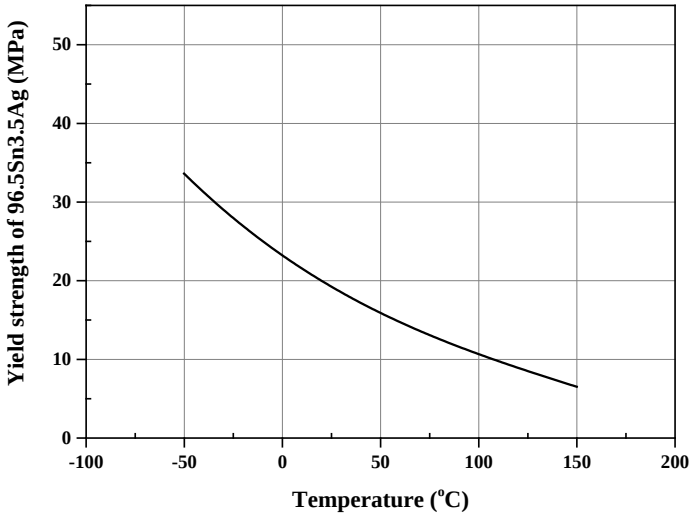


Fig. 2.10 Plastic strain curve of 96.5Sn3.5Ag applied for Darveaux's constant

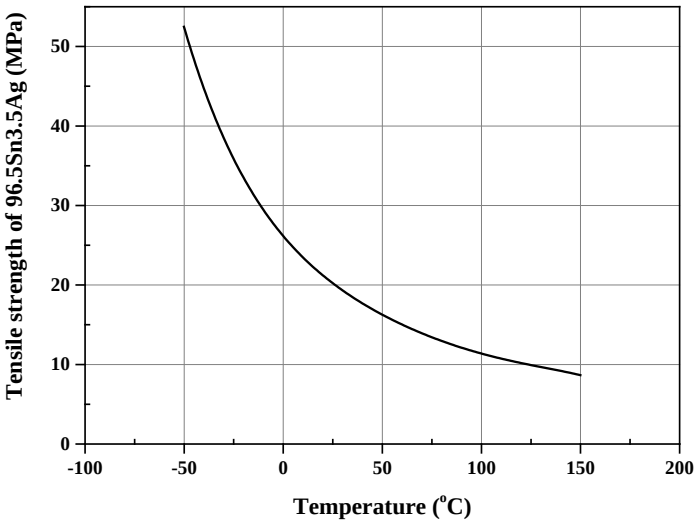
하지만 이는 다양한 열적환경의 소성거동을 구현할 수 없다. 왜냐하면 온도에 따른 항복강도와 인장강도의 변화로 인하여 정확한 소성변형률을 계산할 수 없기 때문이다. Fig. 2.11은 온도에 따른 96.5Sn3.5Ag 솔더재료의 항복강도와 인장강도의 변화를 보여준다.

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY



(a) Yield strength of 96.5Sn3.5Ag



(b) Tensile strength of 96.5Sn3.5Ag

Fig. 2.11 Yield and tensile strength of temperature dependency [17]

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

이 그래프를 통하여 해석온도인 -40~125℃내에서 항복강도와 인장강도는 각각 23MPa와 35MPa의 비교적 큰 차이를 확인할 수 있다. 따라서 본 해석에서는 온도에 따른 항복강도와 인장강도를 고려하였고, 이들의 곡선맞춤(curve fitting) 을 통해 Fig 2.12와 같은 응력-소성변형률 곡선을 얻을 수 있었다.

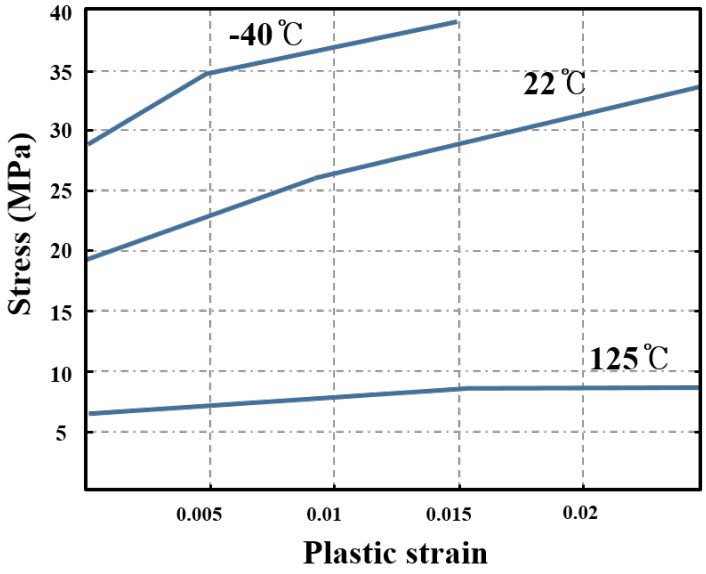


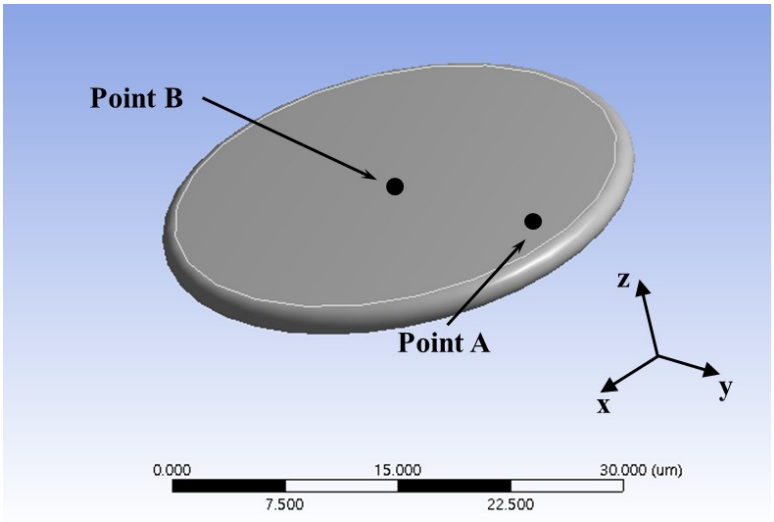
Fig. 2.12 Multi-linear stress-plastic strain curve of temperature dependency

Collection @ chosun

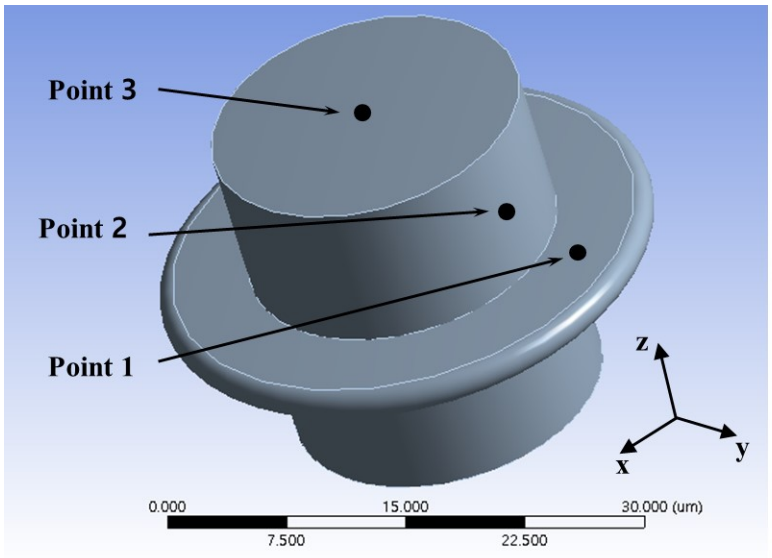
조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

2.3 결과 및 논의

2.3.1 CPB 및 DCPB 솔더접합부의 등가 및 전단응력



(a) CPB solder



(b) DCPB solder

Fig. 2.13 Position of data plot for CPB and DCPB solder

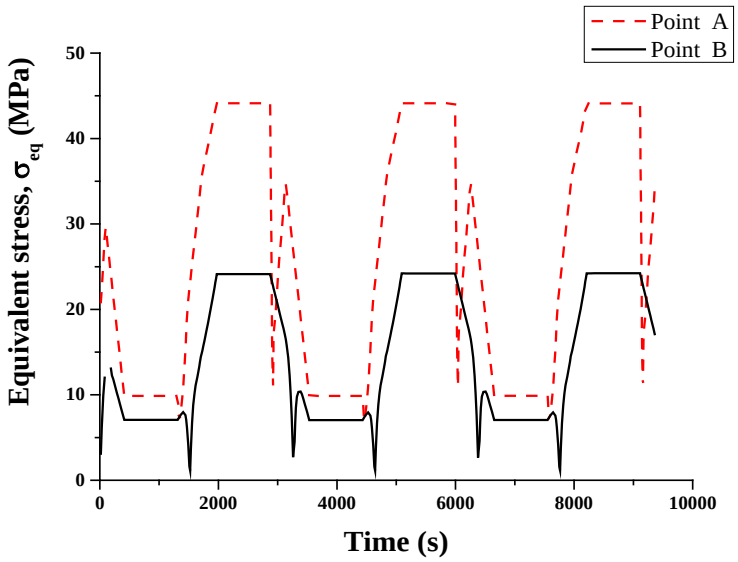
Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

최근 구조의 안전성을 판단하기 위한 기준으로 등가응력(Equivalent stress)를 선호하고 있다. 이유로는 등가응력 값은 스칼라 형태를 가지고 있기 때문에 응력의 각 방향성분을 고려하지 않아도 되기 때문이다. 하지만 이는 설계에서의 설계기준이나 항복조건을 판단하는데 유용하지만 보다 높은 수준의 파괴기전(fracture mechanism)을 파악하는 것에는 유효하지 않다.

열사이클 동안에 솔더 계면의 등가응력은 각각의 위치와 시간에 따라 다르게 발생한다. 따라서 Fig. 2.13에 데이터를 플롯(plot)하기 위한 위치를 정의하였다. CPB 솔더계면의 위치는 가장자리와 중앙부를 각각 point A, B 또한 DCPB는 각각의 계면에 따라 point 1,2,3 라고 정의하였다.

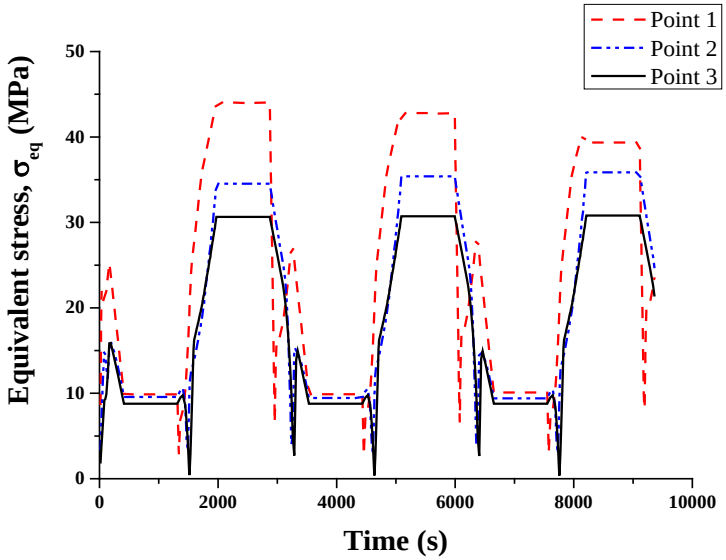
Fig. 2.14는 앞서 정의한 위치에서의 열사이클 동안의 과도등가응력(transient equivalent stress)을 나타낸 그래프이다.



(a) CPB solder

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY



(b) DCPB solder

Fig. 2.14 Transient equivalent stress under thermal cycling

Fig. 2.14 (a)의 CPB 솔더에서의 등가응력은 point A에서 44.13MPa로 가장 큰 값을 보이며, 이는 첫 번째 사이클 시간 기준으로 2044~2872s이고 온도로는 -40℃의 저온구간이다. 또한 이 결과를 통하여 고온 유지온도 보다 저온 유지온도에서의 등가응력값이 34.25MPa 수준의 높은 값을 가짐을 확인하였다. 이는 저온에서의 Cu와 솔더간의 열팽창계수 불일치(CTE mismatch)의 차이가 보다 크기 때문이라 생각된다.

또한 솔더 계면의 중앙 위치인 point A는 point B와 비교하였을 때 저온구간에서 19.9MPa 고온구간에서 2.8MPa의 등가응력 값의 차이를 보였다. 또한 CPB와 DCPB의 솔더에서의 등가응력을 비교해 보면 point A와 1 그리고 point B와 3이 비교 대상이 될 수 있다. 최대등가응력(Maximum equivalent stress)을 기준으로 point A와 1이 각각 44.13MPa와 44.02MPa로 근소한 차이로 값을 보이지만, point B와 3은 각각 24.23MPa와 30.81MPa로 DCPB에서 큰 값을 가짐을 알 수 있다. 하지만 각 지점의 등가응력 결과만으로 구조의 신뢰성을 판단하는 것은 섣부른 판단이다. 왜냐하면 구조의 신뢰성을 판단하기 위하여서는 전단응력, 소성변형률 그리고 응력분포 등을 종합적으로 고찰 하여야 하기 때문이다. 솔더접합부에서 전단응력이 해석모델과 같은

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

구조에 가장 악영향을 줄 가능성이 있는 경우로는 솔더 계면을 따라 전단 시키려는 경우일 것이다. 그 이유로는 일단 초기균열(initial crack)이 발생 하는 곳은 솔더접합부에서 가장 취약한 솔더 계면일 가능성이 높고, 일반적으로 균열의 거시적인 성장은 솔더계면을 따라 발생하기 때문이다.

전단응력에 따른 영향을 고찰하기 위하여 Fig. 2.15에 응력성분을 도시였다. 해석결과 CPB의 point A에서 최대전단응력(maximum shear stress)의 크기가 $\tau_{yz} > \tau_{xz} > \tau_{xy}$ 임을 알 수 있었다. 특히 τ_{xy}, τ_{xz} 모두 1MPa 이하의 전단응력범위를 가지며 각각 10^{-2} MPa, 10^{-1} MPa 수준의 값이었다. point B 역시 최대전단응력의 크기가 $\tau_{yz} > \tau_{xz} > \tau_{xy}$ 임을 보이지만 τ_{yz} 의 값이 최대 25.5MPa 최소 5.7MPa로 다른 성분들과 비교하여 보았을 때 비교적 큰 전단응력 값이 관찰 되었다.

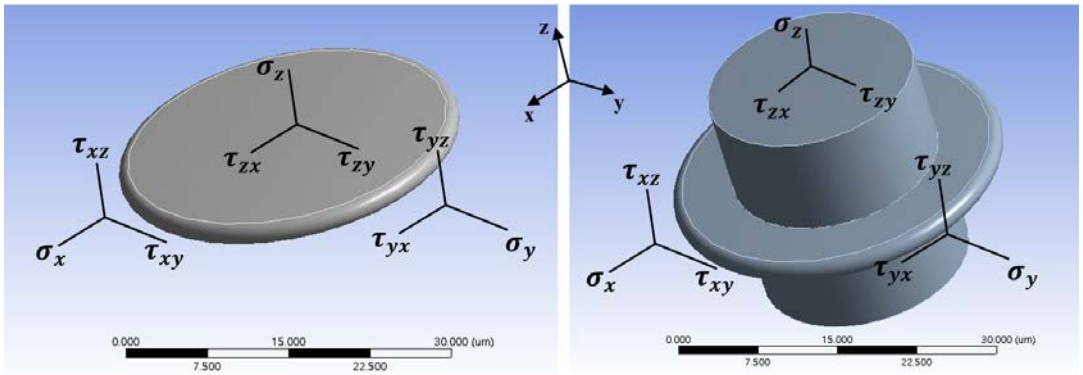


Fig. 2.15 Stress components on CPB and DCPB solder interface

(left: CPB solder, right: DCPB solder)

2.3.2 평면응력상태 하의 주응력 및 방향

응력은 벡터의 물리량을 가진 힘과 달리 텐서의 물리량을 가지고 있다. 이것은 벡터 해석과 비교하여 보았을 때 기하학적 방법의 해석이 쉽지 않다는 의미이다. 일반적으로 응력은 벡터 성분과 같이 방향을 화살표로 표현한다. 응력의 크기(magnitude)와 방향을 화살표로 표현하지만 이를 연산할 때에는 평행사변형 법칙(Parallelogram law)으로 조합되지 않기 때문에 이를 유의하며 다루어야 한다. [18]

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

요소의 회전에 관계없이 응력을 받고 있는 한 점은 고유한 응력상태(state of stress)를 갖는다. 물체 내의 같은 점에서 서로 방향이 다른 응력요소의 면에 작용하는 응력은 다르지만 이들 요소는 이 점에 존재하는 같은 응력상태를 표현한다. 때문에 각 방향의 응력으로만 구조의 안전성을 나타내는 것은 섣부른 판단일 수 있다. 예를 들면 부재의 단면에 계산된 수직응력(normal stress)이나 전단응력 보다 임의의 경사면(inclined section)에서 더 큰 응력이 발생할 수 있기 때문이다.

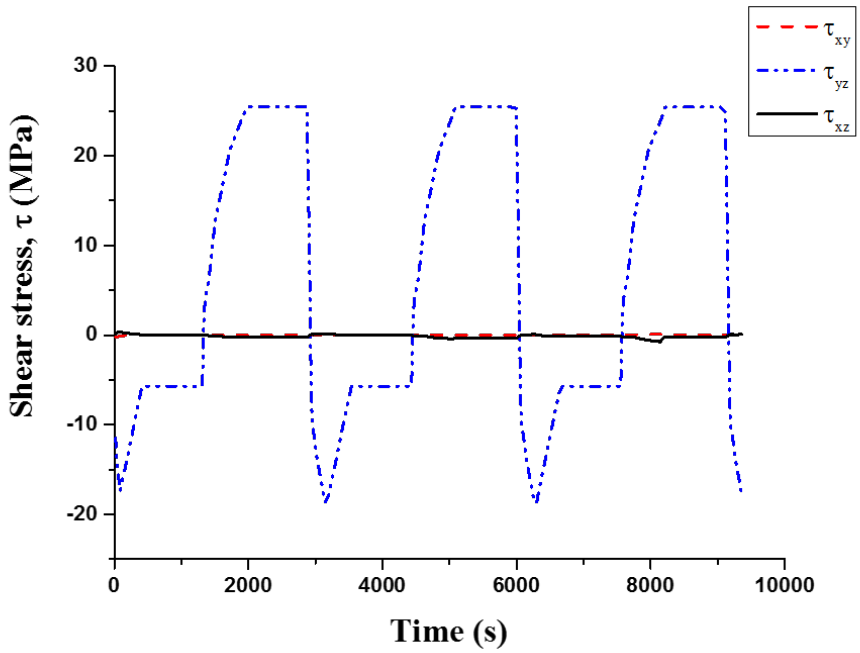


Fig. 2.16 Shear stress of point A in CPB

Fig. 2.16은 CPB의 point A 위의 전단응력을 보여준다. 여기서 가장 큰 특징은 τ_{yz}를 제외한 다른 성분의 전단응력이 ±1MPa 이내의 범위의 비교적 작은 값을 갖는다는 점이다. 따라서 x방향의 수직응력인 σ_x를 무시하고 τ_{xy}, τ_{xz}를 0로 가정한다면 y-z 평면에서의 평면응력상태로 고려해 볼 수 있다.

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

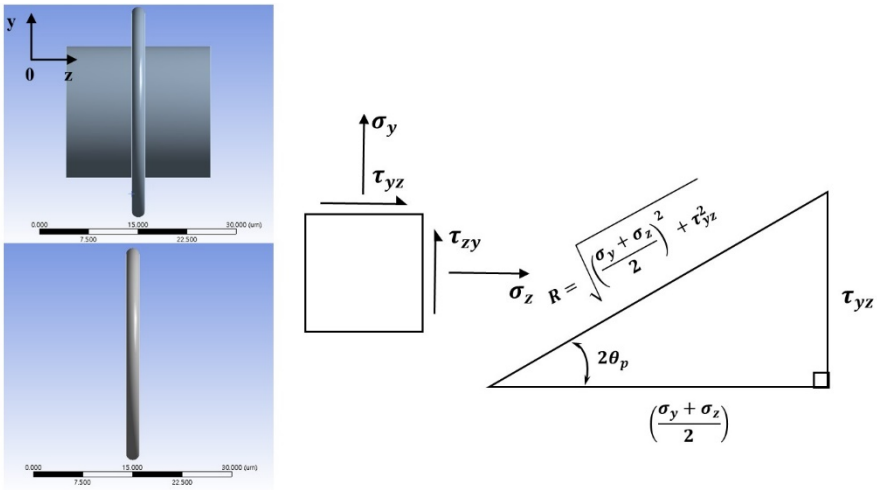


Fig. 2.17 Stress element of plane stress on z-y plane in CPB and DCPB

Fig. 2.17은 CPB 및 DCPB 솔더 모델에서 발생하는 수직응력, 전단응력 및 주응력(principal stress)의 방향을 도시하기 위한 그림이다. Point A에서 발생하는 주응력을 구하기 위하여 τ_{yz}가 가장 높은 시간인 2044s을 선정하였으며 이때의 온도는 저온 유지온도인 -40℃이다. Point A에서 시간 2044s 때의 응력성분은 각각 σ_y=43.813MPa, σ_z=43.587MPa 그리고 τ_{yz}=25.489MPa이다.

$$\sigma_{max,min} = \sigma_{1,2} = \frac{\sigma_y+\sigma_z}{2} + \sqrt{\left(\frac{\sigma_y-\sigma_z}{2}\right)^2 + \tau_{yz}{}^2} \quad \text{(Eq. 2-9)}$$

$$\tan 2\theta_p = \frac{2\tau_{yz}}{\sigma_y-\sigma_z} \quad \text{(Eq. 2-10)}$$

Eq. 2-9와 2-10은 y-z 평면에서의 최대 및 최소 주응력의 값과 방향을 구하기 위한 식이며 θ_p는 주응력이 작용하는 주평면(principal plane)의 방향을 나타낸다. [19]

Eq. 2-9를 통하여 계산한 결과 최대주응력, σ_1값은 69.189MPa였으며 최소주응력의 값은 18.21MPa이다. 또한 주평면 방향인 θ_p를 결정하기 위하여 Eq. 2-10을 이용하여야 한다. 이를 통하여 계산한 결과 θ_p는 44.87°와 135.26°이었다. 하지만 이 두 개의 평면 방향 중 어느 값이 σ_1인지 알 수 없으므로 이를 결정하기 위하여 Eq. 2-11을 통하여 검토 하였다.

$$\sigma_{max,min} = \sigma_{1,2} = \frac{\sigma_y+\sigma_z}{2} + \frac{\sigma_y-\sigma_z}{2}\cos 2\theta + \tau_{yz} sin 2\theta \quad \text{(Eq. 2-11)}$$

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

Eq. 2-11 통하여 $\sigma_1 = 69.189$ MPa일 때 주평면이 44.87°, -135.26°임을 알 수 있었고 이를 Fig. 2.18에 나타내었다.

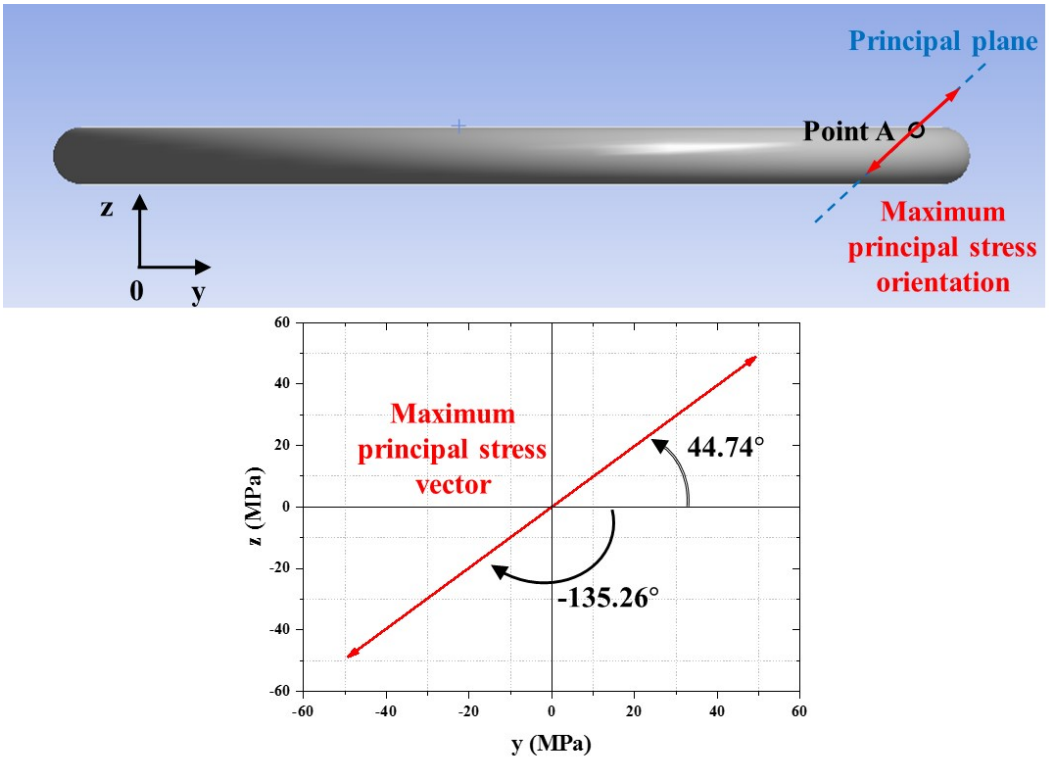


Fig. 2.18 Principal stress orientation on point A of CPB under plane stress state

주응력의 방향은 항상 한 값은 0°와 180°사이에 있고 다른 한 값은 180° 차이로 180°와 360°사이에 있다.

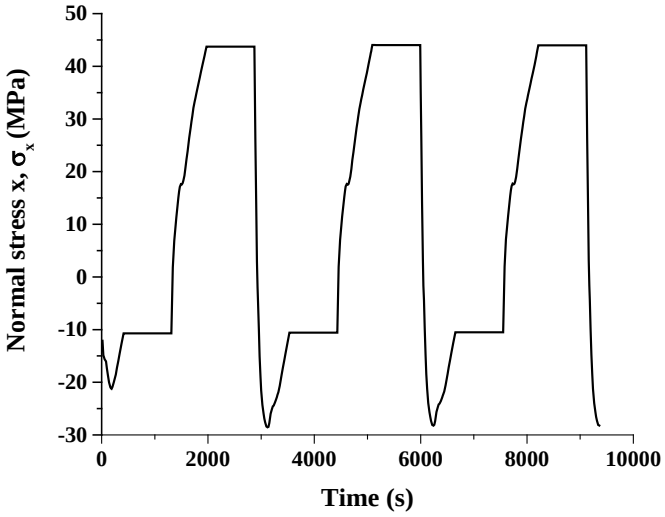
지금까지 논의한 문제는 솔더 계면의 한 지점을 2차원 평면응력상태로 가정한 경우이기 때문에 이를 3차원 응력 상태에서 살펴볼 필요가 있다. 이유로는 point A에서 수직응력 σ_x 의 값이 무시하지 못할 정도의 값이기 때문에 실제 주방향(principal direction)이 x축의 방향을 따라 영향을 받을 수 있기 때문이다.

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

2.3.3 3차원 응력상태 하의 주응력 및 방향

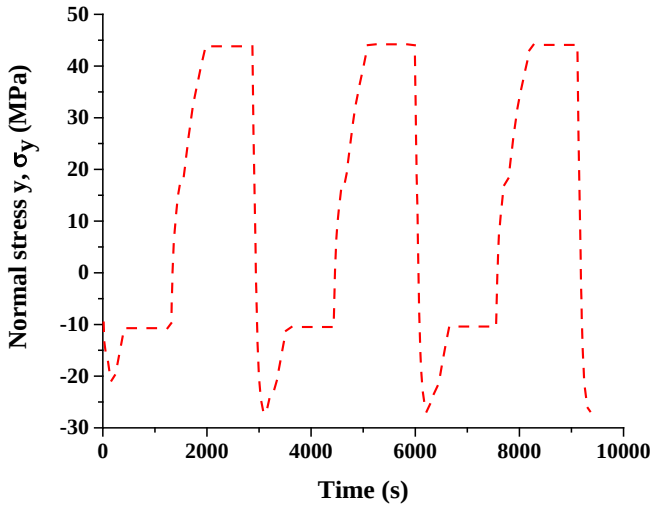
Fig. 2.19는 CPB에서 각 방향의 수직응력인σ_x, σ_y, σ_z를 나타낸 그래프이다. 여기서 각 방향의 수직응력은 서로 일치할 정도로 상당히 유사한 값을 보인다. 또한 이전에 언급한 대로 σ_x가 0이 아닌 나머지 σ_x, σ_y값과 상응할 정도의 큰 값을 가지고 있음을 살펴볼 수 있다. 하지만 이번 논의에서 중요한 점은 평면응력상태로 가정한 즉 2차원적 값과 3차원 응력상태에서의 주응력의 크기와 방향의 차이를 비교하는 것이다. 따라서 지금부터 3차원 응력상태에서 이를 비교해 보고자 한다. 이 경우 평면응력상태와 마찬가지로 3차원 응력상태 또한 2044s의 동일한 지점에서의 응력성분을 이용할 것이다. 하지만 평면응력상태와 다르게 이전에 사용하지 않았던 σ_z, τ_{xy}, τ_{xz}와 같은 나머지 응력성분(stress component)들이 추가로 적용된다.



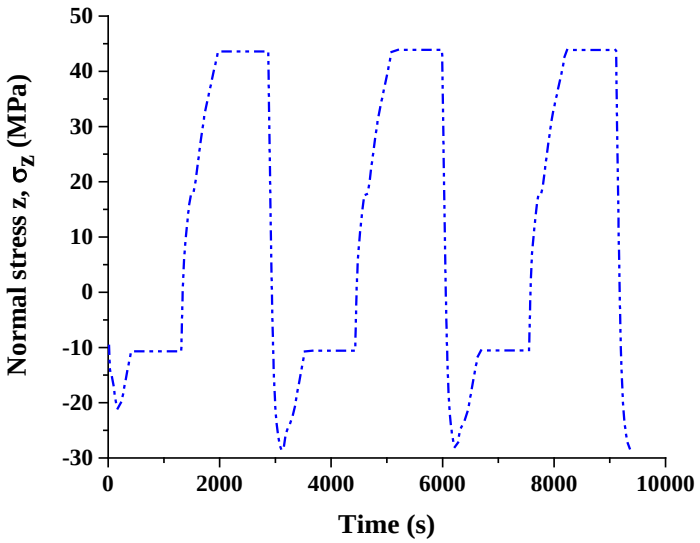
(a) σ_x

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY



(b) σ_y



(c) σ_z

Fig. 2.19 Normal stress of x, y and z of point A in CPB

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

주응력과 주축(principal axis)의 방향의 텐서표기(tensor notation)는 Eq. 2-12와 같다.

$$(\sigma_{ij} - \delta_{ij}S)a_j = 0 \quad (i,j = x,y,z) \quad \text{(Eq. 2-12)}$$

여기서 σ_{ij}는 응력성분, δ_{ij}는 크로네커 델타(Kronecker delta), S는 주응력, a_j는 주축과 각 x, y 그리고 z 좌표축 간의 방향여현(direction cosine)이다. 여기서 크로네커 델타, δ_{ij}는 Eq. 2-13과 같이 정의되는 하나의 기호이다. [20-21]

$$\delta_{ij} = \begin{cases} 1, & i = j \\ 0 & i \neq j \end{cases} \quad \text{(Eq. 2-13)}$$

즉 δ_{ij}는 3차원 응력성분에서 Eq. 2-14와 같이 정의할 수 있다.

$$\delta_{xx} = \delta_{yy} = \delta_{zz} = 1$$

$$\delta_{xy} = \delta_{yx} = \delta_{xz} = \delta_{zx} = \delta_{yz} = \delta_{zy} = 0 \quad \text{(Eq. 2-14)}$$

Eq. 2-12을 연립방정식 형태로 변환하면 Eq. 2-15형태로 나타내어진다.

$$(\sigma_x - S)a_x + \sigma_{xy}a_y + \sigma_{xz}a_z = 0$$

$$\sigma_{yx}a_x + (\sigma_y - S)a_y + \sigma_{yz}a_z = 0 \quad \text{(Eq. 2-15)}$$

$$\sigma_{zx}a_x + \sigma_{zy}a_y + (\sigma_z - \mathrm{S})a_z = 0$$

Eq. 2-12 또는 Eq. 2-15는 방향여현, a_j의 계수의 행렬식(determinant)이 0가 되어야만 해가 존재하므로 Eq. 2-16와 같이 나타낼 수 있다.

$$|\sigma_{ij} - S\delta_{ij}| = 0 \quad \text{(Eq. 2-16)}$$

Eq. 2-16을 행렬식으로 나타낸 형태는 Eq. 2-17와 같으며 $\sigma_{xy} = \tau_{xy}$, $\sigma_{xz} = \tau_{xz}$, $\sigma_{yz} = \tau_{yz}$으로 대치하여 나타낼 수 있다.

$$\begin{vmatrix} (\sigma_x - S) & \sigma_{xy} & \sigma_{xz} \\ \sigma_{yx} & (\sigma_y - S) & \sigma_{yz} \\ \sigma_{zx} & \sigma_{zy} & (\sigma_z - \mathrm{S}) \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} (\sigma_x - S) & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & (\sigma_y - S) & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zx} & (\sigma_z - \mathrm{S}) \end{vmatrix} = 0 \quad \text{(Eq. 2-17)}$$

Eq. 2-17은 Sarrus법칙(rule of Sarrus)을 이용하여 나타내면 Eq. 2-18과 같이 3차 방정식 형태로 나타낼 수 있다. [22-24]

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

$$S^3 - I_1 S^2 - I_2 S - I_3 = 0 \qquad \text{(Eq. 2-18)}$$

$$I_1 = \sigma_x + \sigma_y + \sigma_z$$

$$I_2 = -(\sigma_x\sigma_y + \sigma_y\sigma_z + \sigma_z\sigma_x) + (\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2)$$

$$I_3 = \sigma_x\sigma_y\sigma_z + 2\tau_{xy}\tau_{yz}\tau_{zx} - (\sigma_x\tau_{yz}^2 + \sigma_y\tau_{zx}^2 + \sigma_z\tau_{xy}^2)$$

여기서 Eq. 2-18의 해 S가 주응력, σ_1, σ_2, σ_3이 되므로 Eq. 2-19를 유도할 수 있다.

$$(\sigma_1 - S)(\sigma_2 - S)(\sigma_3 - S) = 0 \qquad \text{(Eq. 2-19)}$$

이 경우에 Eq. 2-19를 Eq. 2-18에 기반하여 I_1, I_2, I_3를 나타내면 Eq. 2-20으로 간단히 나타낼 수 있다.

$$I_1 = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3$$

$$I_2 = -(\sigma_1\sigma_2 + \sigma_2\sigma_3 + \sigma_3\sigma_1) \qquad \text{(Eq. 2-20)}$$

$$I_3 = \sigma_1\sigma_2\sigma_3$$

주응력은 좌표계 변환과 관계없이 항상 같은 값을 가진다. 따라서 Eq. 2-20은 좌표계 변환과 관계없이 항상 같은 주응력 값을 나타내어야 한다. 이러한 이유로 I_1, I_2, I_3는 좌표변환과 무관하며 이를 응력텐서의 불변량(invariant)이라 부른다. [25]

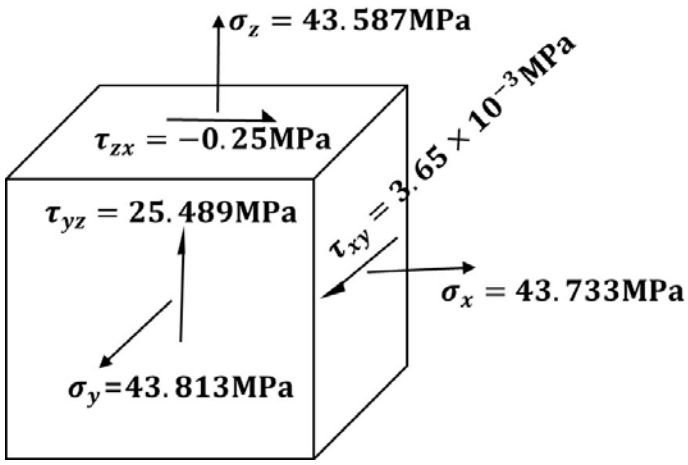


Fig. 2.20 3 dimensional state of stress on point A of CPB

at 2044s in thermal cycling

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

Fig. 2.20에 CPB의 2044s일 때 point A에서 발생하는 3차원 응력성분을 나타내었다. 이를 행렬형태로 나타내면 Eq. 2-21와 같다.

$$[\sigma] = \begin{bmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_y & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zx} & \sigma_x \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 43.733 & 3.65 \times 10^{-3} & -0.25 \\ 3.65 \times 10^{-3} & 43.813 & 25.489 \\ -0.25 & 25.489 & 43.587 \end{bmatrix} \mathbf{MPa} \quad \text{(Eq. 2-21)}$$

일단 주응력의 크기를 구하기 위해서 Eq. 2-17로부터 Eq. 2-18와 같은 3차방정식 형태로 나타낼 수 있으며 이 때 Eq. 2-18에 의하여 불변량(invariant)인 I_1, I_2, 그리고 I_3를 구할 수 있다. 따라서 불변량을 고려한 3차방정식은 Eq. 2-22와 같다.

$$S^3 - I_1 S^2 - I_2 S - I_3 = S^3 - 131.133S^2 + 5082.18S - 55{,}100.116 = 0 \quad \text{(Eq. 2-22)}$$

Eq. 2-22의 해인 즉 S의 값은 σ_1, σ_2 그리고 σ_3로 그 크기에 따라 각각의 명칭을 최대, 중간, 최소주응력(maximum, middle, minimum principal stress)이라고 부른다. 이 때 Eq. 2-22으로부터 구한 σ_1, σ_2 그리고 σ_3의 해는 각각 69.19MPa, 43.733MPa, 18.209MPa이며 이는 2차원 평면응력에서의 최대주응력 값인 69.189MPa과 비교하였을 때 그 크기가 일치함을 알 수 있었다. 하지만 이것 만으로 2차원 평면응력으로 가정할 수 있다는 것은 섣부른 판단일 수 있다. 왜냐하면 지금까지의 논의로는 주응력의 방향인 주방향의 차이를 고찰해 보지 않았기 때문이다. 하지만 만약 평면응력상태와 3차원 응력 성분에 의한 최대주응력의 정량적인 값이 일치 한다면 주방향도 크게 다르지 않을 것임을 유추해 볼 수 있다. 그 이유로는 벡터 성분으로 표현된 이 두 값의 정량적인 차이가 생긴다면 응력의 방향성분도 차이가 발생할 수 있기 때문이다.

2.3.4 해석적 방법을 통한 3차원 주방향 계산

3차원 응력성분들로부터 주방향을 결정하기 위하여 Eq. 2-15를 이용하여야 한다. 앞서 구한 σ_1을 S로 대치하여 나타내면 Eq. 2-23와 같이 나타낼 수 있다.

$$-25.457a_x + (3.65 \times 10^{-3})a_y - 0.25a_z = 0$$

$$(3.65 \times 10^{-3})a_x - 25.377a_y + 25.489a_z = 0 \quad \text{(Eq. 2-23)}$$

$$-0.25a_x + 25.489a_y - 25.603a_z = 0$$

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

이 때 나타내어지는 a_x, a_y, a_z는 주응력 벡터의 방향여현이다. 일단 Eq. 2-23은 3원 제차연립방정식(homogeneous simultaneous system) 형태임을 알 수 있다. 일단 Eq. 2-23의 3개의 방정식 중 2개의 방정식이 서로 독립적이므로 a_x, a_y, a_z의 해를 구하기 위해서는 방향여현의 성질인 Eq. 2-24가 필요하다.

$$a_x^2 + a_y^2 + a_z^2 = 1 \qquad \text{(Eq. 2-24)}$$

이 때 Eq. 2-24는 방향여현의 성질이며 결국은 Eq. 2-23의 방정식 3개와 Eq. 2-24까지 도합 4개의 방정식을 연립하여야 방향여현(direction cosine)을 구할 수 있다. 하지만 이의 해를 구하는 것이 쉽지 않다. 위와 같은 계는 비선형성을 포함하기 때문이다. 물론 수치해석을 통한 근사해(approximate solution)를 구할 수도 있겠지만 이 때에는 별도의 상용프로그램의 추가패키지를 구입하거나 별도의 부호화(coding)가 필요하는 등의 어려운 문제가 발생한다. 따라서 본 연구에서는 위와 같은 주방향의 방향여현을 구하기 위하여 주응력과 평행한 벡터를 이용한 주응력 벡터의 방향여현을 해석적 방법(analytical method)을 통하여 해결하고자 한다. [26]

하지만 다음과 같은 계에서 포함하는 비선형의 문제를 피하기 위해 Eq. 2-25와 같은 벡터를 정의해 볼 수 있다.

$$\vec{N} = N \cdot \hat{n} = N\left(a_x\hat{\imath} + a_y\hat{\jmath} + a_z\hat{k}\right) = (Na_x)\hat{\imath} + \left(Na_y\right)\hat{\jmath} + (Na_z)\hat{k} = N_x\hat{\imath} + N_y\hat{\jmath} + N_z\hat{k}$$

(Eq. 2-25)

Eq. 2-25에서 $\vec{N}$ 은 주응력과 평행한 벡터이며 $\hat{n}$ 은 주방향의 단위벡터(unit vector)이다. 또한 $\vec{N}$의 크기 N는 Eq. 2-26와 같이 나타낼 수 있으며 N_x, N_y, N_z는 Eq. 2-27와 같이 표현 가능하다.

$$N = \left|\vec{N}\right| = \sqrt{N_x^2 + N_y^2 + N_z^2} \qquad \text{(Eq. 2-26)}$$

$$N_x = N \cdot a_x \;\rightarrow\; a_x = \frac{N_x}{N}$$

$$N_y = N \cdot a_y \;\rightarrow\; a_y = \frac{N_y}{N}$$

$$N_z = N \cdot a_z \;\rightarrow\; a_z = \frac{N_z}{N} \qquad \text{(Eq. 2-27)}$$

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

다음 단계로 Eq. 2-23에 N을 좌·우항에 곱하면 Eq. 2-28와 같이 나타낼 수 있다.

$$N\{-25.457a_x + (3.65 \times 10^{-3})a_y - 0.25a_z\} = N \cdot (0) = 0$$

$$N\{(3.65 \times 10^{-3})a_x - 25.377a_y + 25.489a_z\} = N \cdot (0) = 0 \qquad \text{(Eq. 2-28)}$$

$$N\{-0.25a_x + 25.489a_y - 25.603a_z\} = N \cdot (0) = 0$$

Eq. 2-28은 Eq. 2-27의 정의에 의하여 Eq. 2-29와 같이 나타낼 수 있으며, 이를 행렬 형태로 나타내면 Eq. 2-30와 같다.

$$-25.457N_x + (3.65 \times 10^{-3})N_y - 0.25N_z = 0$$

$$(3.65 \times 10^{-3})N_x - 25.377N_y + 25.489N_z = 0 \qquad \text{(Eq. 2-29)}$$

$$-0.25N_x + 25.489N_y - 25.603N_z = 0$$

$$\begin{bmatrix} -25.457 & 3.65 \times 10^{-3} & -0.25 \\ 3.65 \times 10^{-3} & -25.377 & 25.489 \\ -0.25 & 25.489 & -25.603 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} N_x \\ N_y \\ N_z \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \end{Bmatrix} \qquad \text{(Eq. 2-30)}$$

$\vec{N}$의 성분 중 한 개를 0 보다 큰 임의의 값(arbitrary value)으로 선택하고 이 때 얻은 2개의 성분의 연립을 통해 세 성분인 N_x, N_y, N_z를 구할 수 있다. 하지만 이 경우 유의할 점으로는 위에서 구한 성분들이 전체 방정식 계에서 $\vec{N}$의 성분에 만족하는지 확인하여야 한다. 만약 이를 충족한다면 Eq. 2-29의 세 성분들로부터 방향여현을 구할 수 있다.

Eq. 2-29로부터 첫 번째와 두 번째 방정식에서 $N_x = 1$을 선택하여 나머지 두 성분을 구하여 보면 N_x, N_y, N_z이 각각 1, -103.799, -103.343 임을 알 수 있었다. 이 때 Eq. 2-26에 의하여 $\vec{N}$의 크기인 N을 구하여 보면 146.475이다. 따라서 이를 통하여 Eq. 2-27에 대입한 결과인 방향여현과 이를 통하여 구한 θ_x, θ_y, θ_z를 Table 2.2에 나타내었다.

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

Table 2.3 Direction cosine and principal angle on point A of CPB at 2044s

Direction cosine	$a_i = \cos\theta_i,\ i = x, y, z$	Principal angle	$\theta_i = cos^{-1}a_i,\ i = x, y, z$
a_x	0.00682	θ_x	89.6°
a_y	-0.709	θ_y	135.15°
a_z	-0.706	θ_z	134.91°

Table 2.3 로부터 3차원에서의 주방향을 알 수 있고 이를 3차원 공간의 벡터로 표현한 결과가 Fig. 2.21이다.

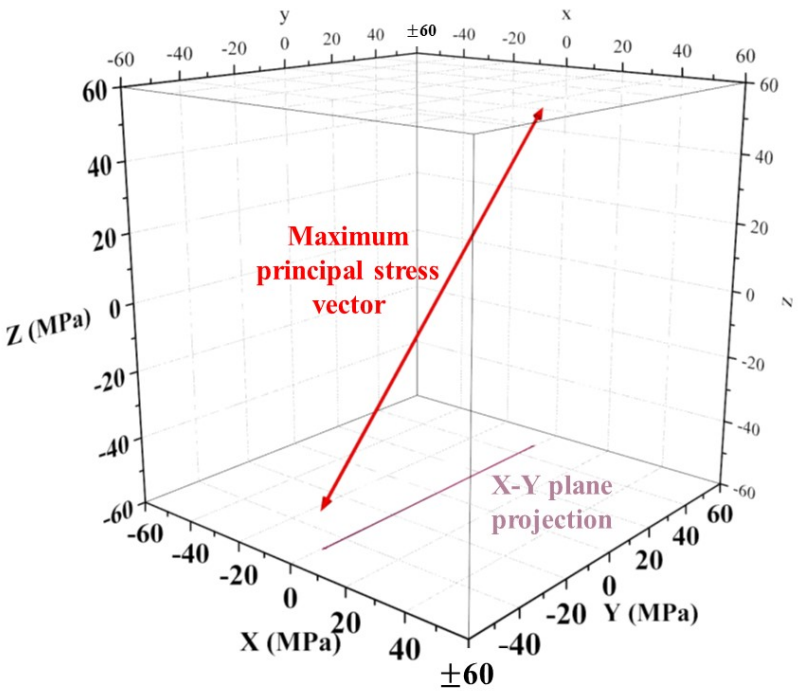


Fig. 2.21 3 dimensional vectors of maximum principal stress on point A of CPB at 2044s in thermal cycling

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

이 논의를 통하여 Fig. 2.18와 같은 2차원 평면응력상태에서의 최대주응력의 방향 및 크기가 3차원에서도 일치함을 알 수 있다. Fig. 2.21에서의 최대주응력 벡터는 y-z 평면과 평행하다. 이는 x-y 평면으로 최대주응력 벡터를 투영(projection)한 결과를 보아도 알 수 있다. 물론 여기에서 θ_x가 $\pm 0.4°$만큼의 미소한 차이를 보이지만 이는 x-y 평면 상에서 point A가 x축와 정확하게 일치하지 않아서 발생하는 오차일 것으로 사료된다. 결국 이 문제는 열사이클 동안의 재하조건을 알 수 있다면 CPB의 솔더계면의 응력상태를 2차원 평면응력 상태로 가정할 수 있음을 알 수 있다.

2.3.5 CPB 솔더접합부의 2차원 이상화

지금까지의 논의는 특정 시간대의 결과를 바탕으로 내린 결론이다. 따라서 이는 전체 열사이클 동안 확장하여 생각해 보아야 한다. 왜냐하면 특정 시간대의 응력성분 중 하나가 두드러져서 최대주방향이 y-z 평면에 평행하지 않을 수 있기 때문이다. 이런 문제가 발생한다면 지금까지 평면응력상태로의 가정은 수정되어야 할 것이다. 하지만 이러한 염려는 Fig. 2-16와 2-19를 통하여 해소 할 수 있다. 열사이클 동안 point A의 각 방향의 수직응력은 시간에 따라 서로 같고 τ_{yx}만 두드러진 값을 가짐을 살펴 볼 수 있다. 따라서 최대주응력의 방향은 항상 y-z 평면에 평행할 것이다. 또한 이는 열사이클 동안의 해석 결과의 관찰에서도 확인 할 수 있다. Point A에서의 최대주응력방향은 시간에 따라 변화하지만 이는 승강 및 하강온도 구간 동안 이었고 결국은 Fig. 2.21의 벡터와 직교하는 방향으로 125℃의 고온구간에서는 압축응력(compressive stress) 형태를, -40℃의 저온구간에서는 Fig. 2.21의 벡터 방향과 같이 인장응력(tensile stress) 형태로 교번(alternation)하고 있음을 알 수 있었다.

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

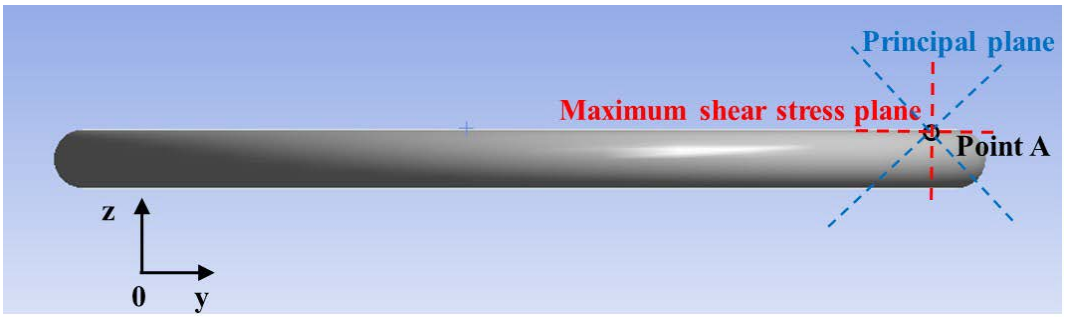


Fig. 2.22 Maximum shear stress plane of point A

다음 번 논의로 최대전단응력면은 주평면과 항상 45°을 이룬다고 알려져 있다. 따라서 최대주응력면은 2차원으로 가정할 때 Fig. 2.22의 좌표계에서 z축와 평행하거나 y축에 평행하는 두 가지의 중 한 경우일 것이다. 이를 손쉽게 판단하기 위해서는 관계식을 이용한 방법이 있지만 τ_{max} 와 τ_{zy} 를 고찰함으로 관계식을 사용하지 않고도 생각해 볼 수 있다.

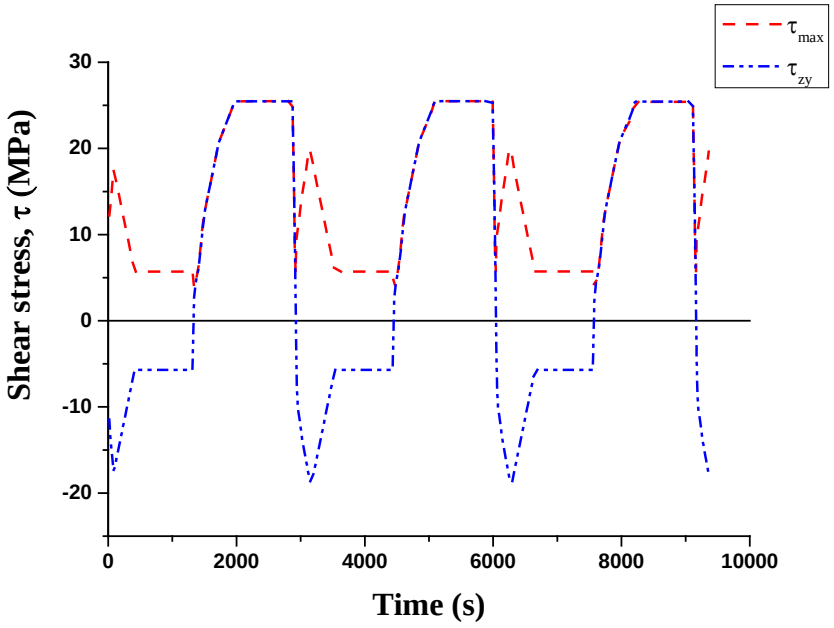


Fig. 2.23 Maximum shear stress, τ_{max} vs. τ_{zy} on point A

Collection @ chosun

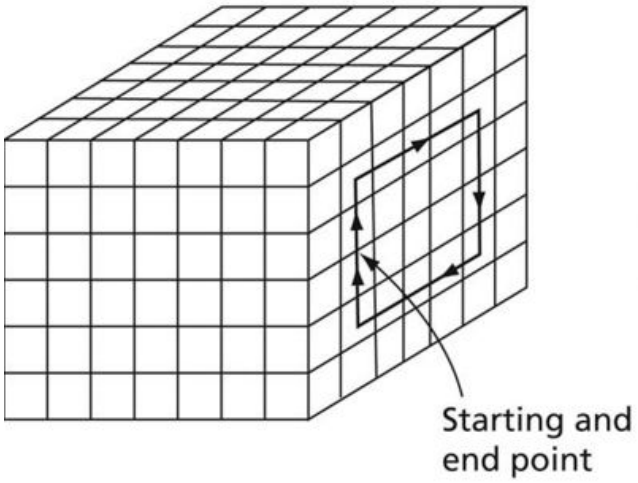
조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

Fig. 2.23은 τ_{max}와 τ_{yz}를 시간에 따라 나타낸 그래프이다. τ_{max}와 τ_{zy}를 비교하는 이유로는 만약 솔더 계면의 방향인 τ_{zy}와 τ_{max}값이 서로 일치한다면 최대전단응력면이 솔더계면과 평행함을 증명하기 때문이다. 하지만 이 결과는 τ_{max}와 τ_{zy}가 고온 구간과 승강 및 하강온도 구간의 일부에서 일치 하지 않음으로 일치하지 않는 구간의 시간 동안 최대전단응력면이 다른 방향에서 발생한다고 생각할 수 있다. 하지만 이는 τ_{max}와 τ_{yz}가 일치하지 않은 시간에서의 두 값들을 비교하여 보면 두 값의 절댓값이 서로 일치함을 알 수 있다. 또한 τ_{yz}는 고온에서는 음의 값을 저온에서는 양의 값을 가지고 있는데 이는 전단면이 변화함을 의미하는 것이 아닌 전단의 방향이 바뀜을 유의하여야 한다. 이를 전위론 관점에서 설명해 본다면 전단면 상으로 최대전단응력으로 인한 나선 전위의 회전 방향이 변화함을 뜻한다. 하지만 주방향이 바뀌더라도 최대전단응력면에 영향을 주지 않음으로 전단면은 항상 x-y 평면과 평행한 계면 방향이거나 수직한 방향임을 생각해 볼 수 있다.

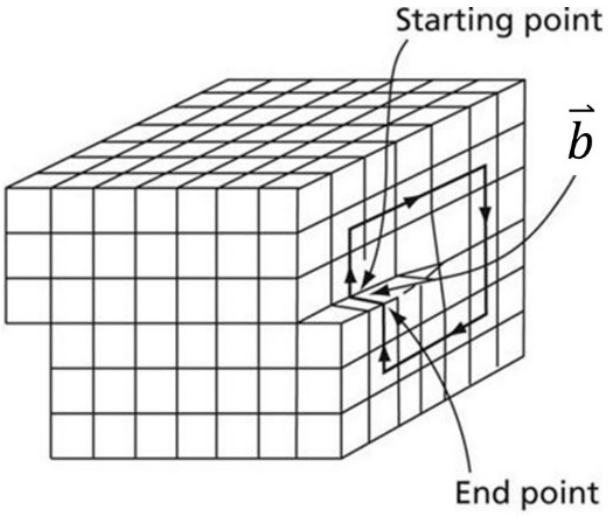
Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

2.3.6 CPB 솔더접합부의 소성변형 발생기전



(a) Perfect crystal



(b) Crystal with dislocation

Fig. 2.24 The Burgers circuit for a dislocation in a screw orientation [28]

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

이번 절에서는 앞서 밝힌 응력상태에서 CPB가 가진 기하학적 및 열-구조적 특징들로 인하여 발생하는 소성변형의 발생 기구를 재료학 및 기계학적 관점에 유사점을 상호비교하여 설명하고자 한다.

결정질 고체의 전위(dislocation)은 격자 뒤틀림이 어떤 선 주변에 집중되게 하는 결함이다. [27] 또한 주변에 있는 원자의 변형거리 및 방향을 슬립(slip), 또는 burgers 벡터, $\vec{b}$라고 한다. Fig. 2.23은 나선 전위와 burgers 벡터가 발생하는 이유를 설명하는 그림이다. Fig. 2.24 (a)와 같이 결함이 없는 결정(crystal)에서 그림과 같은 화살표로 표시한 변위 벡터가 발생했을 때 시작점과 끝점이 같으므로 변위벡터의 합(resultant)은 0가 발생하게 되어 나선전위에 영향을 줄 수 없을 것이다.

하지만 (b)와 같이 결정에 전위가 발생함으로써 $\vec{b}$와 같은 변위가 발생하게 된다. $\vec{b}$와 같은 방향의 연장선을 나선벡터선(screw vector line)이라고 부르며 이와 같은 선과 같은 방향으로 소성변형을 발생시켜 결국 선결함(line defect)을 생성한다.

Fig. 2.22에서 나타낸 바와 같이 최대전단응력면은 x-y 평면과 평행한 계면방향 또는 90°를 이루는 평면이다. 이를 양의 최대전단응력(positive maximum shear stress);τ_{max} 또는 음의 최대전단응력(negative maximum shear stress);τ_{min}이라고 부르는데 이는 서로 수직을 이루고 두 값의 절댓값은 같고 부호의 차이만 있다. 한편 최대전단응력설로 알려진 Tresca의 항복조건식은 다축응력상태에서 최대전단응력 성분들 중 어느 하나가 전단항복응력 보다 크면 항복을 일으킨다고 본다. 또한 von Mises의 항복 조건식은 다축응력 상태에서 비틀림에너지밀도(maximum distortion energy theory)가 단축응력 상태의 항복에너지 밀도보다 크면 항복이 일어난다는 가정에서 출발한다.

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

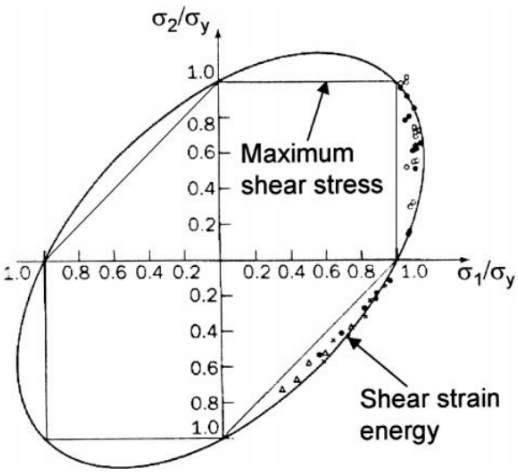
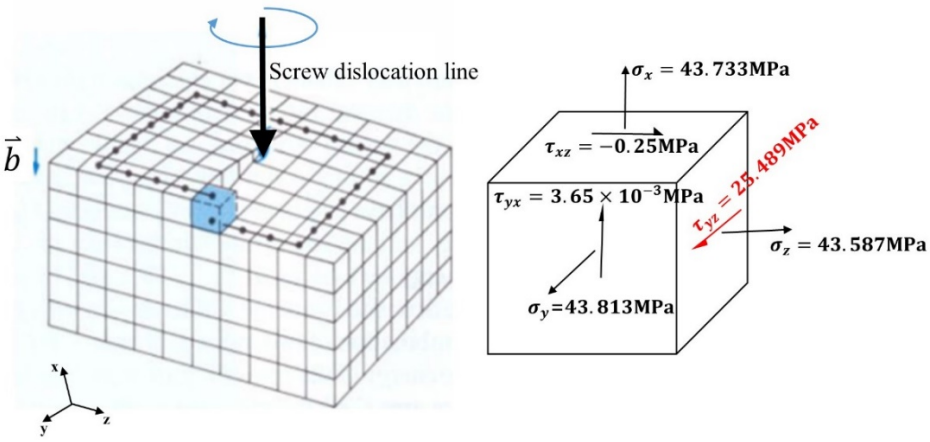


Fig. 2.25 Tresca and von Mises criteria under biaxial stress [29,30]

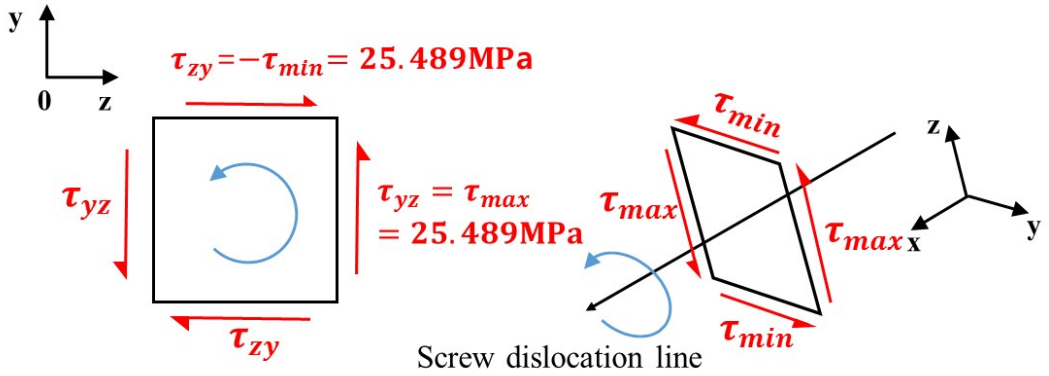
Fig. 2.25는 앞서 두 가지 항복조건과 실험값을 보여준다. 이 두 가지 설의 핵심은 Tresca의 항복이론와 von Mises의 항복이론이 각각 최대전단응력과 비틀림에너지밀도가 항복에 관계된다는 점이다. 또한 Fig. 2.25의 실험값들로 알 수 있는 점은 연성재료의 항복은 von Mises 항복이론이 Tresca의 항복이론 보다 근접한 값을 갖는다는 점이다. 이와 관련하여 본 연구에서는 이 두가지 설과 재료학 상의 전위론과 연관 지어 설명하고자 한다.



(a) Burgers circuit and state of stress

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY



(b) Mechanism on occurrence of burgers vector

Fig. 2.26 The Burgers circuit at point A in CPB

Fig. 2.26 (a)는 앞서 다루었던 Fig. 2.13의 point A의 2044s에서의 응력상태와 Burgers 회로를 나타낸 그림이다. Fig. 2.26 (a)의 왼쪽 그림의 Burgers 회로가 닫힌 상태가 아니기 때문에 이는 $\vec{b}$를 발생시킨다. 이러한 회로가 y-z평면에서 나타난다고 가정하면 $\vec{b}$는 x축과 평행한다고 볼 수 있으며 결국 나선전위선 또한 x축과 일치함을 알 수 있다. Fig. 2.26 (b)의 왼쪽 그림의 응력상태로부터 표시하지 않은 각각의 수직응력들이 Fig. 2.19와 같이 열사이클 동안 서로 상이하지 않음을 알 수 있다. 이러한 수직응력은 요소의 체적의 변화에 기여할 것으로 사료된다. 또한 이는 von Mises 항복이론의 체적변화에너지(volumemetric change energy) 관련하여 생각해 볼 수 있다. [31]

한편 전단응력은 τ_{yz}에서 두드러진 값을 보이는데 이를 Fig. 2.26 (a)에서 붉은색 화살표로 표시하였다. 따라서 체적변화에 관계될 것으로 보이는 수직응력들을 무시한다면 전단응력은 Fig. 2.26 (b) 의 왼쪽 그림과 같이 나타낼 수 있다. 여기서 τ_{yz}는 25.489MPa로 이는 τ_{max} 값이다. 또한 τ_{min}은 τ_{max}와 90°를 이루고 부호는 반대이다. 결국 τ_{max}는 Fig. 2.26 (b)의 오른쪽 그림과 같이 요소를 회전시키는 우력의 모멘트(moment of couple)를 발생시킬 것이다. 이러한 비틀림은 결국 이론적인 항복응력보다 낮은 항복응력에서 항복하는 현상을 연관하여 생각해 볼 수 있는데 τ_{max}가 발생시키는 우력은 결국 burgers 벡터를 발생시키고 이는 결국 이론 항복응력값보다

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

낮은 응력에서 소성변형을 발생시킨다. 결국 이는 재료학 상의 전위론과 기계학상의 항복이론의 유사점을 잘 보여준다.

2.3.7 DCPB 솔더접합부의 열-기계적 특성

이번 절에서는 DCPB의 열사이클 동안의 탄소성 해석 특성을 고찰해 보고자 한다. DCPB 솔더는 CPB 솔더에 비하여 기하학적 특성이 단순하지 않음으로 2차원 이상화가 쉽지 않을 것으로 예상된다. 따라서 본 연구에서는 DCPB 솔더의 3차원적 열-기계적 특성을 다루었다. 해석결과 DCPB 안에 생성된 계면 즉 Fig. 2.27의 Interface 1, 3에서는 CPB 솔더 계면에 비교하여 볼 때 주방향의 차이가 발생함을 알 수 있었다. 하지만 interface 3에서는 CPB의 계면과 상당히 유사함을 발견할 수 있었는데 이는 CPB와 DCPB의 솔더의 일부 기하학적 유사함에서 찾을 수 있다.

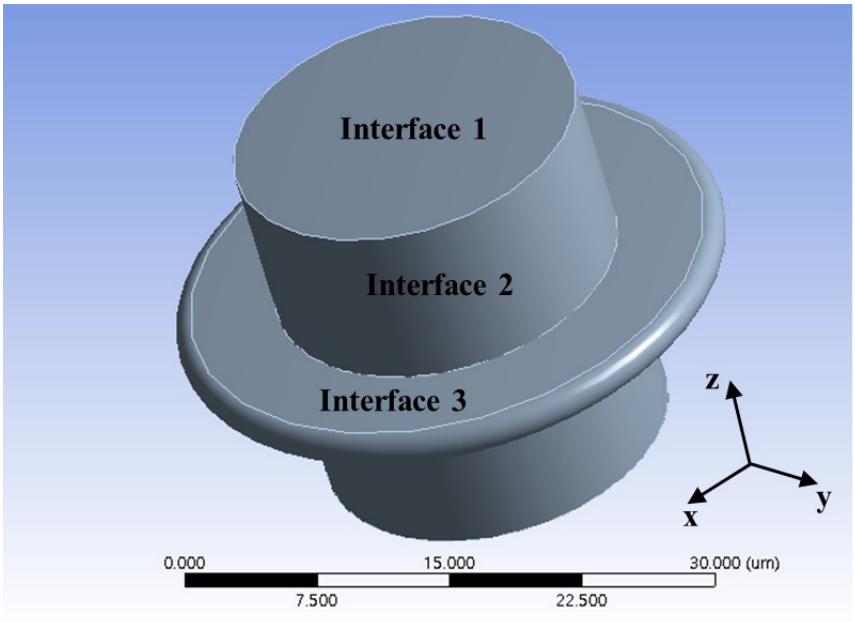


Fig. 2.27 Solder interfaces named of DCPB

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

열사이클을 받는 원통형(cylindrical) 기하형상에서는 주방향을 x-y 평면에서 관찰한다면 승강 및 하강온도시간을 제외하고 동심원상으로 향하거나 아니면 반대 방향으로 향하는 특성을 보인다. 승강 및 하강온도시간 동안은 주방향이 바뀌는 단계이므로 예외의 경우이지만 125℃의 고온 유지온도시간와 -40℃의 저온 유지온도시간에서는 interface 3의 어느 지점에서나 Fig. 2.28와 같이 동심원으로 향한다는 것을 알 수 있으며 이는 CPB 솔더의 계면의 주방향과 상당히 유사하다.

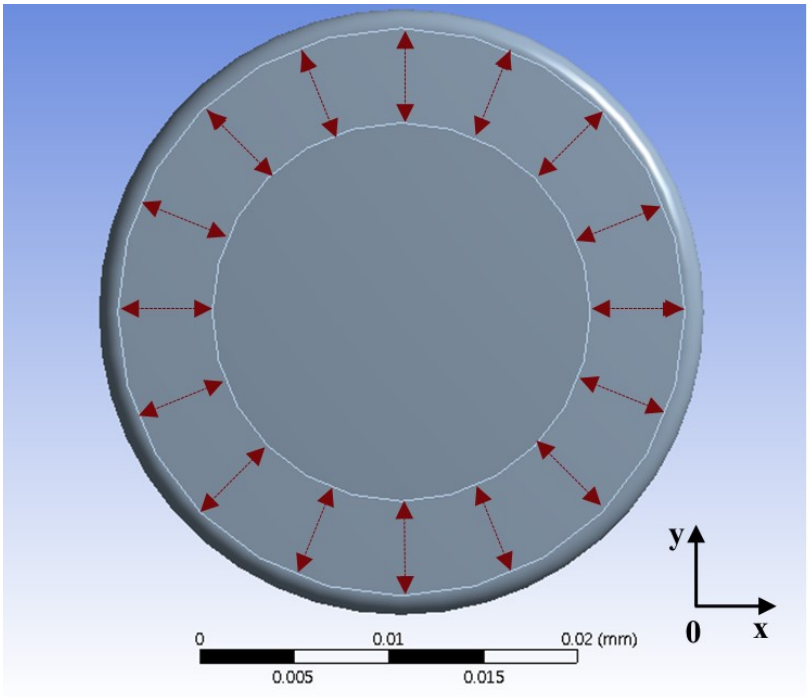
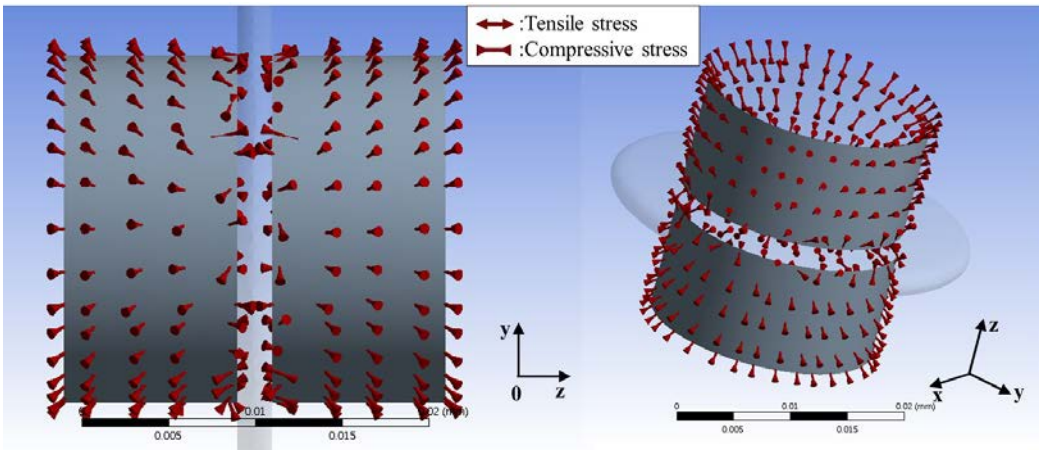


Fig. 2.28 Schematic direction of principal stress on interface 3 in DCPB solder

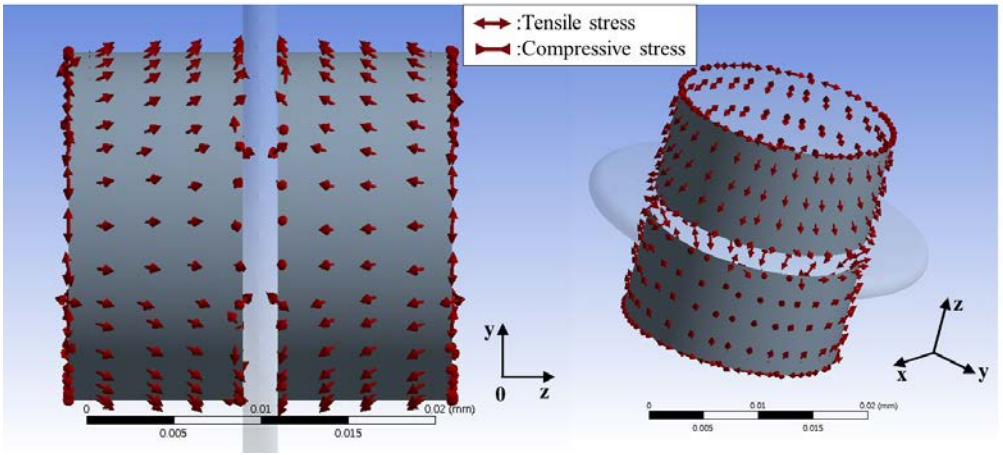
하지만 DCPB의 interface 2에서는 주방향의 일정한 경향을 찾기 어렵다. 특히 interface 2와 3의 경계에서는 이러한 불규칙한 현상이 더욱 두드러지며 Fig. 2.29은 이를 나타낸다. 하지만 이를 제외한 다른 부분에서 주방향이 계면과 약 45°를 이룬다는 것을 알 수 있는데 이는 interface 2에서도 계면을 따라 최대전단응력이 발생한다는 것을 나타내는 증거이다.

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY



(a) Time: 592s, Temp.:125℃



(b) Time: 2044s, Temp.:-40℃

Fig. 2.29 Principal direction of interface 2 in DCPB solder

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

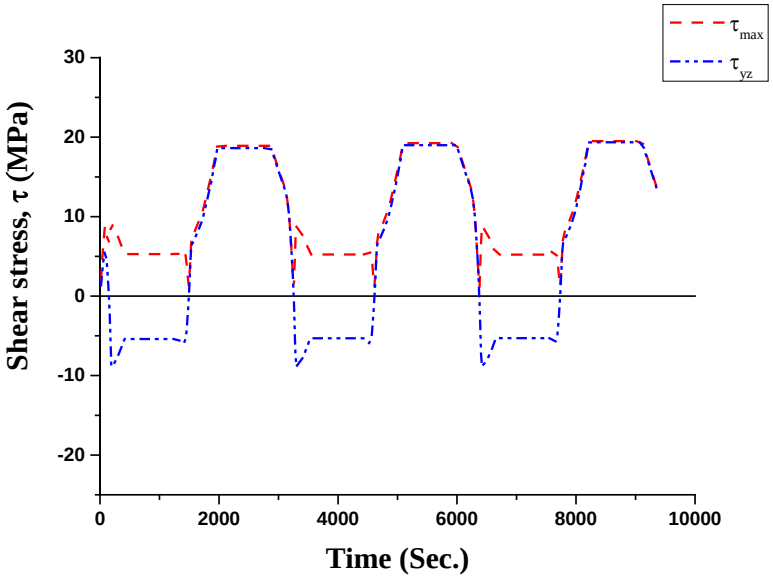


Fig. 2.30 Maximum shear stress at point 2 on interface 2 in DCPB solder

(Refer to Fig. 2.13)

Fig. 2.30의 그래프에서 나타낸 τ_{yz} 와 τ_{max} 은 interface 2 위의 point 2에서의 전단응력이다. (Fig. 2.13 참고) 이는 최대전단응력이 interface 2의 계면을 따라 발생한다는 것을 보여준다 만약 τ_{yz} 와 τ_{max} 같지 않다면 이는 최대전단응력면이 interface 2의 계면이 아닌 다른 면에서 생긴다는 의미이다.

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

2.4 결론

1) CPB와 DCPB의 열-탄소성 해석을 위한 재료의 문헌조사 및 곡선맞춤(curve fitting)을 통하여 본 해석에 적용된 Sn-3.5Ag의 응력-소성변형률 선도(stress-plastic strain curve)를 얻을 수 있었다. 이는 차후 다른 모델의 유한요소해석에 이용될 수 있을 것이다.

2) CPB와 DCPB의 열-탄소성 해석결과 기하학적 특성이 유사한 위치인 CPB의 point A와 DCPB point 1의 등가응력을 비교 하였을 때 최댓값이 유사하였으며, point B와 3을 비교하였을 때 오히려 DCPB에서 다소 높은 등가응력 값을 확인할 수 있었다. 따라서 각 지점의 등가응력 결과만으로 열-구조 신뢰성을 판단하는 것은 자칫 잘못된 결론을 유도할 수 있으며 이를 합리적으로 판단하기 위해서는 소성변형률, 비탄성변형률, 비탄성에너지밀도 등을 종합적으로 고찰하여야 한다.

3) CPB의 해석 좌표계 상의 특수한 응력상태로 인하여 2차원 평면응력 상태로의 이상화가 가능하다고 판단하여 주응력와 주방향을 계산하였고, 이를 3차원 응력해석을 통하여 비교해 본 결과 두 결과 모두 유사한 결과를 얻을 수 있었다. 이는 열사이클과 같은 재하상태의 모델도 수치해석이 아닌 해석적 방법(analytical method)의 접근 가능성을 보여준다.

4) 주방향으로부터 최대전단응력과 최대전단응력면을 계산하였다. 결과로부터 CPB 최대전단응력면은 CPB와 솔더부 사이의 계면임을 알 수 있었다. 이는 솔더접합부가 연성파괴의 경향을 보일 경우 솔더 계면을 따라 파손이 이루어질 가능성이 높음을 의미한다.

5) DCPB의 경우 CPB 솔더에 비하여 기하학적 특성이 단순하지 않음으로 2차원 이상화가 쉽지 않을 것으로 예상된다. 따라서 해석결과 주방향의 일정한 패턴을 찾기 어려웠으며, 특히 interface 2와 3의 경계에서는 이러한 불규칙한 현상이 더욱 두드러짐을 알 수 있다.

6) 앞서 밝힌 응력상태에서 CPB가 가진 기하학적 및 열-구조적 특징들로 인하여 발생하는 소성변형률의 발생 기구를 재료학 및 기계학적 관점에 유사점을

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

상호비교하여 설명하였으며 이를 통하여 소성변형이 일어날 방향을 예측할 수 있었다.

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

References

[1] Edited by ASM International, “Atlas of Stress-strain Curves”, ASM international, pp 11 (2002)

[2] Joseph R. Davis, “Tensile Testing, 2nd Edition”, ASM international, pp 131 (2004)

[3] Martin Goetz, Bret Zahn, “SOLDER JOINT FAILURE ANANLYSIS USING FEM TECHNIQUES OF A SILICON BASED SYSTEM-IN-PACKAGE” 2000 IEEWCPMT Int’l Electronics Manufacturing Technology Symposium;2000. pp 70-75

[4] JESD22-A104D. In temperature cycling. JEDEC Solid State Technology Association; 2009.

[5] C.A. Swenson, J. Phys. Chem. Ref. Data, vo. 12(2), pp 179 (1983)

[6] N.J. Simon, E.S. Drexler, R.P. Reed, “, Properties of Copper and Copper Alloys at Cryogenic Temperatures“, NIST Monograph 177 (1992)

[7] T.A. Hahn, J. Applied Physics, v41, pp5096 (1970)

[8] G.K. White, R.B. Roberts, High Temperatures-High Pressures, v12, pp 311 (1980)

[9] Yi-Wen Cheng,” Predicting Tensile Properties of the Bulk 96.5Sn-3.5Ag Lead-free Solder”, Journal of Electronic Materials (32) 6, pp 1-19

[10] Schubert, “Thermo-Mechanical Properties and Creep Deformation of Lead-Containing and Lead-Free Solders”, 2001 International Symposium on Advanced Packaging Materials, pp 129-134 (2001)

[11] Dieter, George E., “Mechanical Metallurgy”, McGraw Hill Book Company, pp. 236,237 (1988)

[12] http://www.solid.iei.liu.se/Education/TMHL55/TMHL55_lp1_2010/lecture_notes/plasticity_flow_rule_kinematic_hardening.pdf (2017.03.01)

[13] Prager, W., “A new method of analyzing stresses and strains in work-hardening”, Plastic solids. J. Appl. Mech. ASME 23, pp. 493. (1956)

[14] Ziegler, H., “A modification of prager’s hardening rule” Quart. Appl. Math. 17, pp. 55 (1959)

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

[15] JAHM Material Properties Database, MPDB v6.35 (JAHM Software Inc., North Reading, 2005).

[16] Robert Darveaux, “Effect of Assembly Stiffness and Solder Properties on Thermal Cycle Acceleration Factors”, THERMINIC 2005, Sep 2005, Belgirate, Lago Maggiore, Italy. TIMA Editions, pp.192-203 (2005)

[17] H. Mavoori, PhD disseration, Northwestern University, p43 (1996)

[18] James M. Gere, Barry J. Goodno, “Mechanics of materials 7th Edition (Korean edition)” ©2011 Cengage Learning Korea Ltd., Original edition ©2009 Cengage Engineering, pp.541 (2011)

[19] Ansel C. Ugural, Saul K. Fenster, “Advanced strength and applied elasticity-4th Edition”, Prentice Hall, pp. 19 (2003)

[20] D. Roylance, “Transformation of Stresses and Strains”, Department of Materials Science and Engineering, Massachusetts Institute of Technology, Cambridge (2001)

[21] Christopher Pope, "Geometry and Group Theory", Texas A&M University, pp.23 (2008)

[22] Dixit, Prakash Mahadeo, Dixit, Uday Shanker, “Modeling of Metal Forming and Machining Processes by Finite Element and Soft Computing Methods”, Springer Science & Business Media, pp. 37 (2008)

[23] Paul Cohn, “Elements of Linear Algebra”, CRC Press, pp. 69 (1994) ISBN 9780412552809

[24] Khattar, Dinesh, “The Pearson Guide to Complete Mathematics for AIEEE (3rd edition)”, Pearson Education India, pp. 6-2 (2010) ISBN 978-81-317-2126-1.

[25] Fischer, Gerd, “Analytische Geometrie (in German) (4th ed.)”, Wiesbaden: Vieweg., pp. 145 (1985) ISBN 3-528-37235-4

[26] G.-Y. Lee(이강용), “응력해석 및 재료거동학; Stress analysis and mechanical behaviors of materials (in Korean)”, Yonsei Univ. press, pp. 25 (2003) ISBN 89-7141-620-3

[27] William F. Smith, Javad Hashemi, “Foundation of materials science and Engineering 4th Edition (Korean edition)”, pp 126-128 (2005) ISBN 978-89-5550-552-8

[28] MELVIN M. EISENSTADT, “Introduction to Mechanical Properties of Materials”,

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

Macmillan, New York and London, 1971

[29] S.B. Davenport, R.L. Higginson, “Strain path effects under hot working: an introduction”, Journal of Materials Processing Technology 98, pp. 267-291 (2000)

[30] P.P. Benham, R.J. Crawford, C.G. Armstrong, “Mechanics of Engineering Materials”, Longman, New York, NY, 1996.

[31] Dorel Banabic, “Sheet Metal Forming Processes; Constitutive Modelling and Numerical Simulation”, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, pp.42 ISBN 978-3-540-88112-4

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

3장

CPB와 DCPB솔더접합부의 점소성 거동

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

3장 CPB와 DCPB 솔더접합부의 점소성 거동

3.1 솔더재료의 수명예측을 위한 구성 모델

3.1.1 솔더접합부의 열-기계적 신뢰성 설계

열-기계적 신뢰성 설계(thermo-mechanically reliable design)는 많은 비용과 시간이 소요된다. 최근 현장실무지침(industrial practice)에서는 이러한 열-기계적 신뢰성 설계의 정의를 빌딩(building) 및 시제품(prototype system)조립을 하는 것뿐만 아닌 이러한 시제품을 광범위하게 보증시험(qualification test)하는 것까지 포함되는 광의의 의미로 쓰이고 있다. 비록 이러한 빌드-시험 접근방법(build-and-test approach)이 기존의 시스템에서는 유효했지만 오늘날 사실상 이러한 방식을 유지하는데 상당한 문제점이 발생하고 있다. 왜냐하면 새로운 설계 및 재료가 개발됨에 따라 이전의 경험적 축적자료들이 설계지침으로 사용할 수 없어졌기 때문이다. 따라서 기존의 접근방법을 통한 초기 시제품들은 종종 잘못된 결과를 가져왔으며 이 같은 실험에 기반한 시제품 절차와 시험 절차의 가장 큰 문제점은 완료되기 까지 최소 수주가 소요된다는 점이다. 따라서 잘못된 설계의 선택은 제품의 출시지연과 개발비용 증가의 가장 큰 요인이다. [1] 특히 전형적으로 서로 다른 여러 가지 재료들로 이루어져 있는 미세전자 패키징 조립품(Microelectronic packaging assemblies)은 패키징 구조가 제작, 조립, 사용 되어질 때 재료들간의 열팽창계수의 불일치(CTE mismatch)로 인한 열적 손상(Thermal excursion)이 발생하여 접합부 계면에서 파손이 발생하게 된다. 그러므로 이러한 열적손상으로 인한 파괴기전(fracture mechanism)을 설계자는 항상 염두 하여야 하며 항상 이를 최소화 할 수 있도록 많은 관심을 가져야 한다.

미세전자 패키징 조립품을 설계할 때에는 접합부의 재료의 선택과 구조적 형상이 가장 중요한 변수이다. 하지만 현실적으로 재료를 개발하고 신뢰성을 검증하는 것은 아주 어렵다. 왜냐하면 재료의 신뢰성은 현재까지 실험에 많이 의존하기 때문이다. 따라서 비용 대비 효율로 가장 좋은 설계를 이끌어 내기 위하여 쉽게 선택할 수 있는 방법은 구조적 형상을 최적화 시키는 방법을 고려할 수 있다. 솔더접합부에서 구조적 형상 최적화는 다음과 같다. 첫 번째로 응력 집중부를 피하는 구조이다. 응력집중은 특히 시스템 내부의 결함이나 구조적 형상이 불연속한 부분에서 발생한다. 일단 설계

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

시 이러한 점을 염두하지 않는다면 패키지를 구성하는 재료의 신뢰성이 아무리 높다 하더라도 수명에 영향을 끼칠 것이다. 두 번째로는 열 방출이 유리한 구조이다. 열 방출이 유리한 구조란 상대적으로 열 방출이 유리한 재료들을 조합 및 배치함으로써 달성된다. 서론에 소개되었던 CPB의 구조가 가장 대표적인 예로 열적 방출의 유리한 구조의 채택만으로도 패키지의 열-기계적 신뢰성 향상을 기대할 수 있다.

하지만 앞서 다루었던 열-기계적 신뢰성에 유리한 구조 형상의 최적화 또한 시험을 통한 신뢰성의 검증이 반드시 필요하다는 반론이 있을 수 있다. 하지만 최근 여러 솔더재료들의 열적 및 기계적 거동을 고려한 다양한 구성모델(constitutive model)들의 개발과 이를 유한요소 소프트웨어에 적용 및 구현한 시뮬레이션을 통하여 이를 어느정도 해결할 수 있게 되었다.

3.1.2 솔더재료의 열탄성 및 비탄성 변형거동

솔더합금(solder alloy)에 열이 가해지거나 냉각될 때, 그 재료는 탄성, 소성 그리고 크립거동의 가능성이 있다. 비교적 낮은 온도범위, 즉 재료의 녹는점 50%이하 온도의 열적환경 하의 솔더재료는 탄성변형거동으로만 논의가 가능할 수 있지만 극심한 열적환경 하에서는 소성변형거동도 함께 고려하여야 한다.

일반적인 탄성론에 의거한 등방탄성물성(isotropic elastic property)들은 탄성계수 E와 poisson의 비, ν로 표현 할 수 있다. 하지만 열적환경의 고려할 온도범위가 보다 넓어져 온도 의존성을 반영하여야 한다면 E는 Eq. 3-1와 같이 표현되며, 여기서 T는 절대온도(absolute temperature)이다.

$$E = E_0 - E_1 T \quad \text{(Eq. 3-1)}$$

E_0 와 E_1 는 상수이며 솔더나 일반적인 금속재료에서는 온도가 올라갈수록 상변화에 따라 분자간의 인력이 작아진다. 따라서 이와 같은 계에서 온도가 상승할수록 E의 값이 점진적으로 작아질 것이다. 따라서 앞서 설명한 이유로 E_1 은 양의 값을 보일 것이며 여기서 몇 가지의 솔더합금의 온도에 따른 탄성상수(elastic constant)를 Table 1.2에 나타내었다.

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

Table 3.1 Elastic constants for solder alloy [2-4]

Solder	E_0,GPa	E_1,GPa/K	Specimen type
95.5Sn3.9Ag0.6Cu	53	0.08	Bulk specimen
95.5Sn3.9Ag0.6Cu	18.6	0.0206	0.18mm thick solder joints deformed in nominal shear
96.5Sn3.5Ag	19.3	0.06895	Soldered assemblies employing both shear and tensile loading

하지만 하중에 제거된 후에도 영구변형(permanent deformation)이 남는다면 이를 비탄성 변형(inelastic deformation)이라고 부르며, 이를 순간소성변형(instantaneous plastic deformation component)와 시간의존성 크립변형(time-dependent creep deformation)으로 구분할 수 있다. 시간독립성 소성변형(time-independent plastic deformation)은 Eq. 3-2와 같이 나타낼 수 있다.

$$\varepsilon_{pl} = (\frac{\sigma}{A})^{\frac{1}{n}} \quad \text{(Eq. 3-2)}$$

여기서 ε_{pl}은 시간독립성 소성변형률, σ는 전단응력, A는 단조강도계수(monotonic strength coefficient) 그리고 n은 강도 경화지수(strength hardening exponent)를 나타낸다. [5] 이러한 소성모델은 여러가지 형태로 존재하는데 대표적인 경화모델로는 이선이동경화(bilinear kinematic hardening), 다선경화(multilinear hardening) 와 다선등방경화(multilinear isotropic hardening) 모델 등이 있다. 이선경화모델은 각각의 선이 탄성영역와 소성영역 내의 탄성계수와 접선계수(tangent modulus)를 따른다. 접선계수는 소성변형이 일어 났을 때 응력-변형률 선도에서 항복강도를 지나는 소성영역의 기울기로 표현한다. 다선이동경화모델은 이선이동경화모델보다 조금 더 엄밀한 표현방법이다. 이 방법은 이선이동경화에서 소성영역을 한 개의 분할선(segment)으로 표현하는 것과 달리 이를 여러 개의 분할선으로 표현하기 때문이다.

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

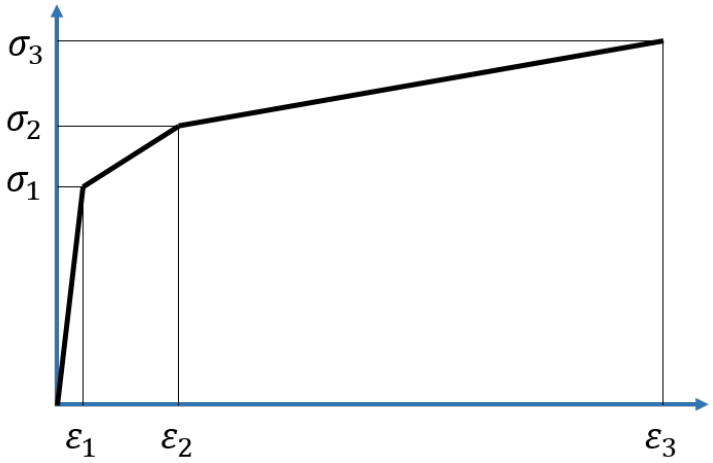


Fig. 3.1 Generalized multilinear model of elastic-plastic behavior in solder alloy

Fig. 3.1은 솔더재료에서 탄소성거동의 전형화 된 다선모델(multilinear model)을 보여주는 그림이다. 이 그림에서는 탄소성 거동은 3개의 직선으로 표현하였으며, 가능하다면 많은 절편으로 나누어 정확도를 높일 수 있다. 여기에서는 첫 번째 (0,0)에서 $(\varepsilon_1, \sigma_1)$을 잇는 직선 구간은 탄성거동을 나타내며 두 번째 직선 $(\varepsilon_1, \sigma_1)$에서 $(\varepsilon_2, \sigma_2)$는 초기소성(initial plasticity) 세 번째 $(\varepsilon_2, \sigma_2)$에서 $(\varepsilon_3, \sigma_3)$의 직선은 포화소성(saturated plasticity)을 각각 나타낸다.

이동경화에서는 항복면의 크기가 일정 하지만 항복면이 이동하게 된다. 이러한 이유로 하중을 받는 방향에 따라 재료가 영구변형을 일으키기 쉽다. 이와 관련하여 한번 항복점 이상의 하중을 가한 금속에 다시 반대방향의 하중을 가하면 항복점이 처음보다 떨어지게 되어 하중을 가하자마자 점성변형(viscous deformation)을 일으키게 된다. 이러한 현상은 bauschinger 효과라고 알려 졌으며 일반적으로 이러한 솔더재료의 거동은 이동경화를 통해 나타낸다. 반면에 등방경화는 항복점을 넘어 응력이 작용하면 항복면의 면적이 일정하게 증가한다. 다시 말해 이는 더 이상 새로운 항복응력 수준(yield stress level)이 발생하기 이전까지 항복이 발생하지 않는다는 의미이며 때문에 등방경화모델은 bauschinger 효과를 고려할 수 없다.

지금까지 설명한 소성변형은 시간에 독립적인 재료의 거동을 나타낼 때 쓰인다.

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

하지만 재료가 장시간 동안 열적환경에 노출되는 경우에는 시간 의존적인 비탄성변형을 고려 하여야 한다. 이러한 경우에는 크립거동을 고려한 구성모델이 필요하며 Fig. 3.2에 시간에 따라 3가지 단계의 특징을 보이는 크립거동의 특성을 나타내었다.

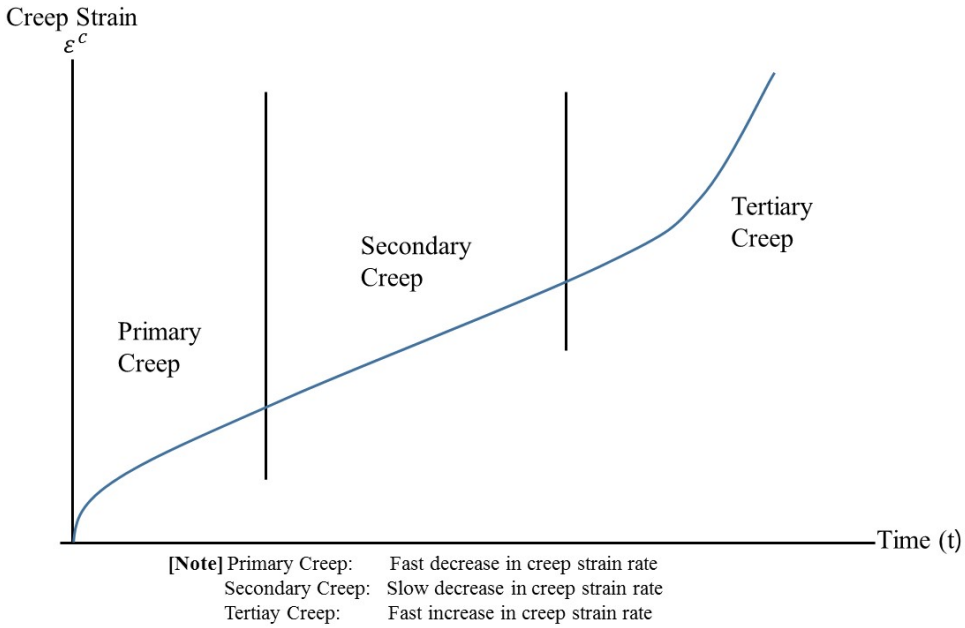


Fig. 3.2 Typical creep strain rate curve [6]

Fig. 3.2는 전형적인 크립변형률속도곡선(creep strain rate curve)을 보여준다. 첫 번째 1단계 크립영역(primary creep regime)에서는 재료가 변형률경화(strain hardening)를 겪고 이에 따른 결과로 시간에 따라 변형률속도가 감소한다. 정상상태크립(steady-state creep)으로 알려진 두 번째 단계의 2단계 크립영역(secondary creep regime)에서는 기본적으로 크립속도(creep rate)가 일정하다. 세 번째의 3단계 크립영역(tertiary creep regime)에서는 변형률속도가 시간에 따라 증가하는 형태를 보여 결국 재료의 파손이 발생한다. 보통 솔더재료는 전형적인 열-기계적 재하상태하에서 정상상태크립영역, 즉 2단계 크립영역의 특징을 보인다.

시간에 독립적인 소성변형과 시간에 의존적인 크립변형은 전위의 움직임(dislocation motion) 같은 기초적 기전에 의하여 발생한다. 반면에 앞서 소개하였던 구성모델은

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

이를 동시에 표현할 수 없다. 따라서 이러한 소성변형과 크립변형을 동시에 표현할 수 있는 구성모델의 여러 개발 노력이 있었으며 이들 중에 가장 많이 사용되는 모델은 재료의 온도와 변형률속도의 현상학적(phenomenological) 특성을 기반으로 개발된 Anand모델이다. [7,8]

3.1.3 통합 점소성 구성모델

열-기계적인 재하상태하의 솔더재료는 필연적으로 탄성 또는 비탄성변형을 겪는다. 탄성변형은 회복적이나 시간에 의존하지 않는 소성변형과 시간에 의존적인 크립변형으로 구성되는 비탄성변형은 회복적이지 않다. 특히 다른 금속과 달리 솔더재료는 비교적 낮은 온도에서의 상응온도(Homologous temperature)가 0.5이상 ($T_h = \frac{T}{T_m} > 0.5$)에서 두드러지는 크립속도를 보여주기 때문에 시간과 온도에 의존하는 크립변형에 대한 세심한 고려가 필요하다. [9]

$$\varepsilon_T = \varepsilon_e + (\varepsilon_p + \varepsilon_c) = \varepsilon_e + \varepsilon_{ine} \quad \text{(Eq. 3.3)}$$

Eq. 3.3은 열-기계적인 재하상태하의 솔더접합부의 열-기계적 신뢰성을 평가하기 위한 고려되어야 할 변형률 항을 보여준다. ε_T 은 전변형률, ε_p 는 소성변형률 그리고 ε_c 는 크립변형률을 나타낸다. 여기서 ε_p 와 ε_c 의 합은 비탄성변형률이라고 부르며 최근까지 비탄성변형률을 구하기 위한 다양한 구성방정식들이 연구발표 되고 있다. 솔더합금의 비탄성 거동을 계산하기 위하여 기존의 소성론에 기초한 소성변형률과 크립구성모델을 이용하여 대수적인 합으로 비탄성변형률을 구할 수도 있지만 본 연구에서는 소성변형률과 크립변형률을 함께 표현한 Anand모델을 사용하였다. Anand[6]와 Brown[7]에 의하여 제안된 이 통합 점소성구성모델(Unified visco-plasticity constitutive model)은 두 가지 특징을 갖는다. 첫 번째로 명확한 항복조건과 재하 및 비재하 조건(loading/unloading criterion)이 필요하지 않다. 이는 작은 응력에서 발생된 측정할 수 없을 정도의 작은 소성유동률(rate of plastic flow)에서도 0이 아닌 응력값을 가지면 소성변형률이 발생 되는 것으로 가정된다. 두 번째로 변형저항(deformation resistance)을 나타내는 ISV(single internal state variable) [8], s는 단일 스칼라형태로 응력의 차원을 가지며 비탄성변형률경화(inelastic strain hardening)의 등방저항(isotropic resistance)의

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

수치적 표현이다. Anand 구성방정식은 물리적인 현상인 변형률속도와 온도 민감도(temperature sensitivity)를 변형률속도이력 효과(strain rate history effects), 변형률 경화(strain hardening)와 동적회복(dynamic recovery)의 반환과정(restoration process)으로 나타낸다. 결과적으로 변형저항을 의미하는 ISV, s 는 Eq. 3.4와 같이 등가응력과 비례하게 나타내어진다.

$$\sigma_{eq} = \mathrm{c} \cdot \mathrm{s}; \mathrm{c} < 1 \quad \text{(Eq. 3.4)}$$

여기서 c는 일정 변형률속도 시험에서 구한 재료매개변수(material parameter)이며 이를 정의하면 Eq. 3.5와 같이 나타내어진다.

$$\mathrm{c} = \frac{1}{\xi}\sinh^{-1}[\left(\frac{\dot{\varepsilon}_p}{A}e^{Q/RT}\right)^m] \quad \text{(Eq. 3.5)}$$

여기서 $\dot{\varepsilon}_p$ 는 비탄성변형률속도이고 A 는 선지수인자(pre-exponential factor), Q 는 활성화에너지(activation energy), m은 변형률속도민감도(strain rate sensitivity), ξ는 응력의 곱수(multiplier of stress), R은 기체상수 그리고 T는 절대온도를 각각 나타낸다.

$$\dot{\varepsilon}_p = Aexp\left(-\frac{Q}{RT}\right)[\sinh(\xi\frac{\sigma}{s})]^{1/m} \quad \text{(Eq. 3.6)}$$

Eq. 3.6은 비탄성변형률속도를 나타내는 유동방정식(flow equation)이며 온도의존성에 대한 반영은 전통적인 Arrhenius항을 사용하여 나타내어졌다.

$$\dot{s} = \left\{h_0\left|1-\frac{s}{s^*}\right|^a \cdot \frac{1-\frac{s}{s^*}}{\left|1-\frac{s}{s^*}\right|}\right\}\dot{\varepsilon}_p a > 1 \quad \text{(Eq. 3.7)}$$

$$s^* = \hat{s}[\frac{\dot{\varepsilon}_p}{A}e^{(Q/RT)}]^n \quad \text{(Eq. 3.8)}$$

s의 점진적인 변화(evolution)는 Eq. 3.7와 Eq. 3.8로부터 주어진다. 여기서 h_0 는 경화/연화 상수(hardening/softening constant) 이고 a 는 경화/연화의 변형률속도 민감도(strain rate sensitivity)이다. s^* 의 양은 주어진 온도와 Eq. 3.6에서 나타낸 변형률속도와 관계된 s의 포화값(saturation value)으로 나타내어지며 $\hat{s}$ 는 포화계수(coefficient of saturation), n은 변형 저항(deformation resistance)의 포화값을 위한

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

변형률속도민감도 이다. 앞서 설명한 모델에서 알 수 있듯이 결론적으로 비탄성변형률을 구하기 위해서는 A, Q, ξ, m, h_0, $\hat{s}$, n, a 그리고 변형저항의 초기값 s_0까지 총 9가지의 재료상수가 필요하다.

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

3.2 점소성 거동의 해석조건 및 결과

3.2.1 Anand상수의 매개변수 결정

앞서 언급한 Anand상수들을 결정하기 위해서는 Fig. 3.3 및 3.4에 나타낸 온도와 변형률속도(strain rate)에 따른 인장시험 결과가 필요하다. [10,11] Anand상수들을 결정하는 방법을 간략히 설명하면 첫 번째로 A, Q, m, n, $\hat{s}/\xi$가 포함된 Eq. 3.9를 Fig. 3.3 (a), (b) 즉 각 온도 별 및 일정하게 유지된 변형률속도 인장시험값의 그래프를 비선형 최소자승근사법(method of least squares)을 이용하여 이들 상수 값을 구한다. 여기서 σ^*는 포화응력(saturation stress)이다.

$$\sigma^* = \frac{\hat{s}}{\xi}\left[\frac{\dot{\varepsilon}^p}{A}\exp\left(\frac{Q}{RT}\right)\right]^n sinh^{-1}\left[\left\{\frac{\dot{\varepsilon}^p}{A}\exp\left(\frac{Q}{RT}\right)\right\}^m\right] \quad \text{(Eq. 3.9)}$$

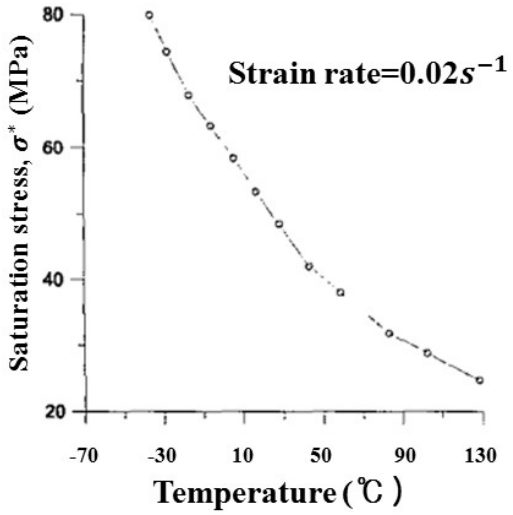
$$\tilde{\sigma} = \tilde{\sigma}^* - \left[(\tilde{\sigma}^* - \tilde{\sigma}_0)^{(1-a)} + (a-1)\{(ch_0)(\tilde{\sigma}^*)^{-a}\}\dot{\varepsilon}^p\right]^{\frac{1}{1-a}} \quad \text{(Eq. 3.10)}$$

두 번째로 Eq. 3.10의 결합된 형태의 상수 ch_0, cs_0와 a를 Fig. 3.4 (a), (b)와 같은 응력-변형률속도 그래프의 곡선을 최소자승근사법을 이용하여 구한 후 Eq. 3.7의 변형률속도 민감도 a를 개별 시험조건을 통하여 얻은 후 평균값을 구한다. a가 정해졌다면 다시 Eq. 3.10에 대입한 후 최종적으로 ch_0와 cs_0를 결정한다.

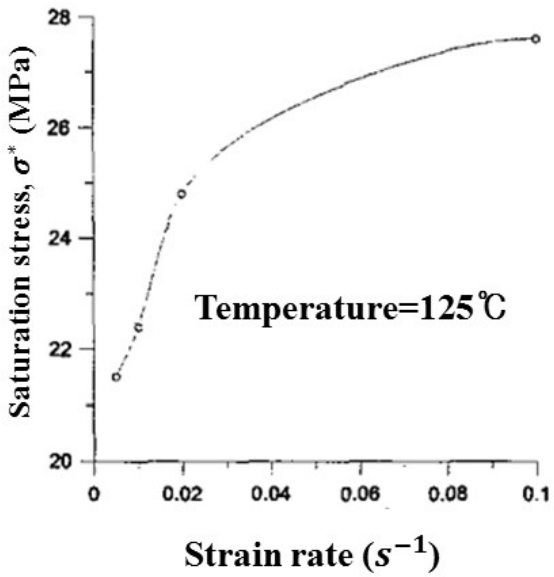
세 번째로 이미 구한 A, Q 및 m와 매개변수인 ξ를 Eq. 3.5에 대입하여 c가 구해졌다면 Eq. 3.4의 관계식으로 각각의 시험 결과들이 일치하는 여부를 확인한다. 앞서 과정들로부터 Eq. 3.5의 c가 정해졌다면 Fig. 3.4의 (a), (b)를 이용하여 두 번째 과정을 반복하여 결정한다. 최종적으로 앞서 설명한 첫 번째, 세 번째 과정을 통하여 $\hat{s}$를 구할 수 있다.

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY



(a) Stress vs. temperature at strain rate=0.02s^{-1}

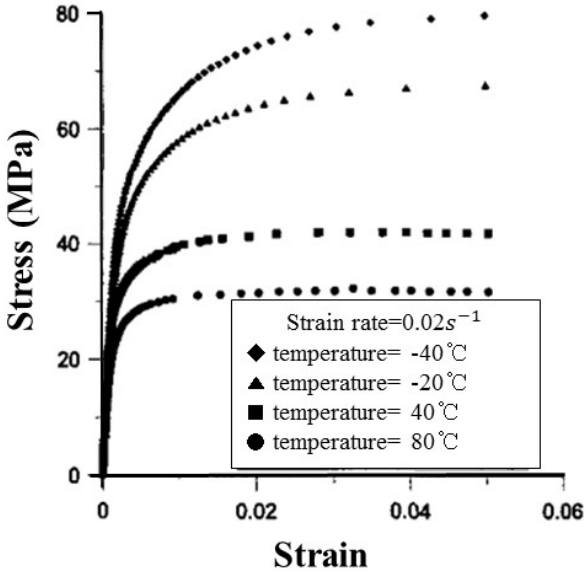


(b) Stress vs. strain rate at temperature=125℃

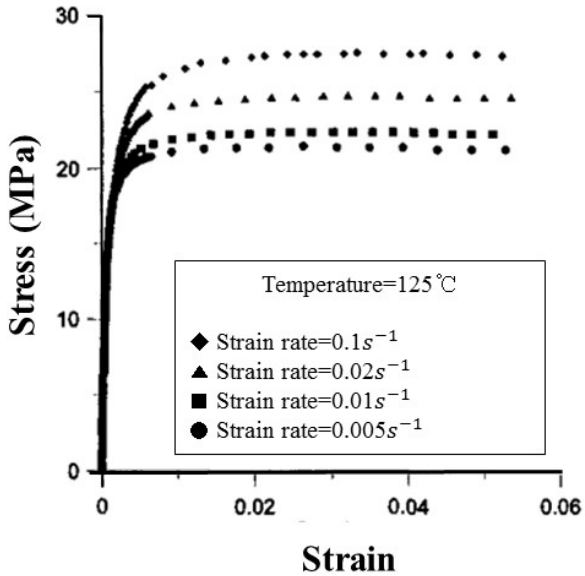
Fig. 3.3 Relationship of saturation stress versus temperature and strain rate [10]

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY



(a) At constant strain rate and different Temperature



(b) At constant temperature and different strain rate

Fig. 3.4 Stress-strain curves of 96.5Sn3.5Ag [10]

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

3.2.2 유한요소 모델 및 해석조건

본 연구에서는 점소성거동을 계산하기 위하여 ANSYS 코드에서 제공된 통합소성구성모델(unified plasticity constitutive model)을 사용하였다. 또한 이전 탄소성해석와 동일하게 CPB에 홀이 생성되어 있는 DCPB 솔더접합부 구조와 기존의 CPB 솔더접합부와의 점소성거동을 유한요소해석을 통하여 비교하여 보았다. 때문에 전체해석모델의 제원은 2장의 Fig. 2.4와 동일하며 전역모델의 해석 후에 얻은 변위결과를 서브모델의 경계에 제한조건으로 적용 되어지는 서브모델링 기법 또한 동일하다. 입열조건으로는 JEDEC A104D[12]에 의거한 온도범위 -40~125℃, Ramped time : 15 ℃/min, Dwell time: 15min을 적용하여 3사이클 동안 해석 하였고 실온은 22℃으로 선정하였다.

하지만 입열조건을 선택하는 것은 세심하게 고려 되어야 한다. 왜냐하면 각 기기 및 현장에 맞는 환경이 각기 다르고 필요조건 또한 다르기 때문이다. 따라서 본 연구에서는 입열조건을 선정하는 과정에서 경제성 및 신뢰성 측면의 접점을 찾기 위하여 다양한 열적환경 따른 고려를 하였다.

결론적으로 본 연구의 최종 목표는 DCPB가 CPB에 비하여 솔더접합부의 열-기계적 성능의 우수함을 밝히는 것이다. 하지만 경제성 측면으로 볼 때 DCPB는 CPB에 비해 몇 가지의 잠재적인 문제점을 가질 것으로 예상된다.

첫 번째로 Cu 필러범프에 홀을 형성하기 위해서는 몇 가지 추가 공정이 필요할 것이다. 따라서 추가 공정을 위한 장비 및 운용 등의 추가공정에 따른 경제성 문제가 발생할 수 있다. 두 번째로 솔더의 양이 증가함으로써 발생하는 추가비용 문제이다. 물론 최적의 홀의 깊이와 직경 선택으로 이를 감소 시킬 수 있겠지만 실질적으로 추가 비용이 발생할 것으로 예상된다. 이러한 이유 등으로 인해 DCPB는 경제성 보다 신뢰성이 더 중요하게 고려되는 분야에서 먼저 적용될 가능성이 크다. 하지만 서론에서 밝힌 신뢰성 향상이 앞으로 가까운 미래에 소비자의 수요를 더 이끌 수 있는 잠재력이 클 것으로 예상되기 때문에 이처럼 표면적으로 드러난 한계를 연구 초기단계에서 고려한다는 것은 아직 시기상조이다.

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

Table 3.2 Thermal excursion ranges for selected field use condition [13,14]

Applications	**Thermal excursion range, ℃**
Consumer electronics	0 ~ 60
Computers	15 ~ 60
Telecommunications	-40 ~ 85
Commercial aircraft	-55 ~ 95
Military aircraft	-55 ~ 125
Space	-40 ~ 85
Automotive-passenger	-55 ~ 65
Automotive-under the hood	-55 ~ 150
Implantable medical electronics	37 ~ 40

이와 관련하여 Table 3.2는 각 사용 현장 따른 열적환경을 나타낸 표이다. Table 3.2에 나타내어진 열적환경은 -55℃부터 150℃까지 다양한 비교적 넓은 온도범위를 보여준다. 본 연구에서는 열사이클 온도범위를 JEDEC A104D 규정의 시험조건 G에 의거한 것이다. 이는 -40℃부터 125℃의 온도범위로 가전기기, 컴퓨터, 통신기기, 상업용 항공기, 우주환경 및 체내삽입용 의료 전자기기를 모두 포함함으로써 연구에서 선정한 열사이클 조건이 다양한 열적환경에서 대응함을 보여준다.

한편 점소성 해석에서 사용 된 Anand상수 및 탄성계수 및 poisson의 비를 Table 3.1, 3.2, 3.3에 각각 나타내었다.

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

Table 3.3 Anand's model constants of 96.5Sn3.5Ag[15]

Constant	Value
A, s^{-1}	177,016
Q, J/mol	85,459
ξ	7
m	0.207
h_0, MPa	27,782
$\hat{s}$, MPa	52.4
n	0.0177
a	1.6
s_0	-0.0673T+28.6 [T: kelvin, K]

Table 3.4 Young's modulus and Poisson's ratio of Cu [16-20]

Temperature (℃)	E (GPa)	ν
-40	130.05	0.33612
-20	128.81	0.33596
0	127.47	0.33544
20	126.02	0.33505
40	124.81	0.3346
60	123.7	0.3342
80	122.58	0.3338
100	121.45	0.3334
120	120.31	0.333

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

Table 3.5 Young's modulus and Poisson's ratio of 96.5Sn-3.5Ag [21]

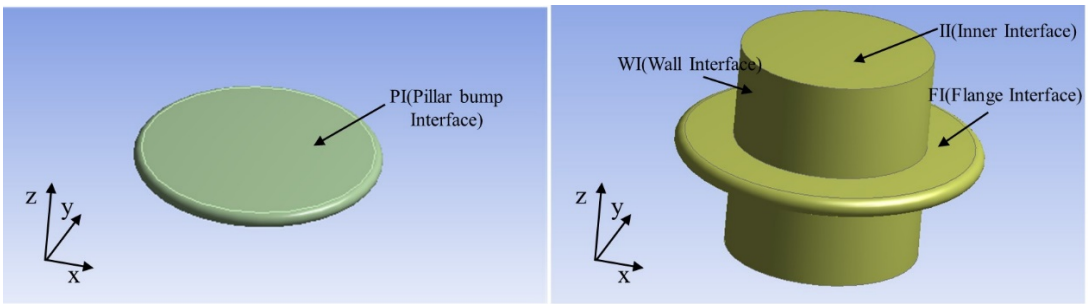
Temperature (℃)	**E (GPa)**	**ν**
-40	53.55	0.3477
-20	52.24	0.3504
0	50.88	0.3532
20	49.4	0.3562
40	48	0.3595
60	46.47	0.3628
80	44.88	0.3663
100	43.23	0.37
120	41.53	0.374

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

3.2.3 CPB 및 DCPB 솔더의 비탄성 변형률

비탄성변형률, ε_{ine} 이란 앞서 설명하였던 바와 같이 ε_c 와 ε_p 를 통합하여 나타낸 값이다. 이와는 대조적으로 탄소성해석에서는 전변형률, ε_T 를 ε_e 와 ε_p 의 합으로 표현하였기 때문에 시간과 온도에 의존하는 변형률을 고려할 수 없다. 따라서 솔더재료의 경우 탄소성해석만으로는 정량적 수명예측을 하기 어렵다. 왜냐하면 솔더재료에서는 Table 3.2와 같이 열적환경 온도범위의 최댓값이 솔더재료의 녹는점의 50%를 상회하는 경우가 많기 때문이다. 하지만 점소성 거동해석에서는 이러한 시간과 온도에 관계된 변형률을 고려함으로써 정량적 수명예측을 하는 연구에 보다 적합하다.



(a) CPB type (b) DCPB type

Fig. 3.5 Solder interfaces named according to each bump type

이와 같이 범프 종류 별 솔더 계면에서의 점소성 거동특성을 비교하기 위하여 각 계면을 Fig. 3.5와 같이 명명하였다. Fig. 3.5 (a)는 필러범프를 사용한 솔더의 그림으로 CPB와 솔더 간의 계면을 PI(Pillar bump Interface)라 명명하였고 Fig. 3.5 (b)는 DCPB를 사용한 솔더의 그림으로 각 계면에 따라 II(Inner Interface), WI(Wall Interface) 그리고 FI(Flange Interface)라 정의하였다.

Fig. 3.6은 CPB와 DCPB의 각 계면에서의 최대비탄성변형률, $\varepsilon_{ine(\max)}$ 을 나타낸 그래프이다. 각 계면에서의 $\varepsilon_{ine(\max)}$ 는 CPB의 PI에서 가장 높은 값을 보이며 다음으로 FI>WI>II 순으로 최댓값을 가짐을 알 수 있다. 특히 기하학적 특성이 유사한 PI와 FI를 비교하여 보았을 때 두 계면 모두 첫 번째 사이클 기준으로 1312s에서 가장 높은 값을 보이며 이는 열사이클 온도 125℃의 고온유지 시간을 지나 -40℃로 하강하기

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

직전 시간에 속한다. 특히 $\varepsilon_{ine(\max)}$의 차이는 전 사이클에서 최댓값을 기준으로 PI가 FI에 비하여 약 5.4배 큰 값을 가지고 있으며 이의 정량적 차이는 0.086임을 알 수 있다. 하지만 상대적으로 작은 값을 갖는 변형률 값의 특성으로 인하여 배수로 나타내어지는 정성적 비교보다는 두 값의 실제적인 정량적 차이를 비교하는 것이 보다 합리적이라 생각되며 이를 모두 감안 하더라도 DCPB가 열-기계적 신뢰성이 보다 우수할 것임을 예상할 수 있다.

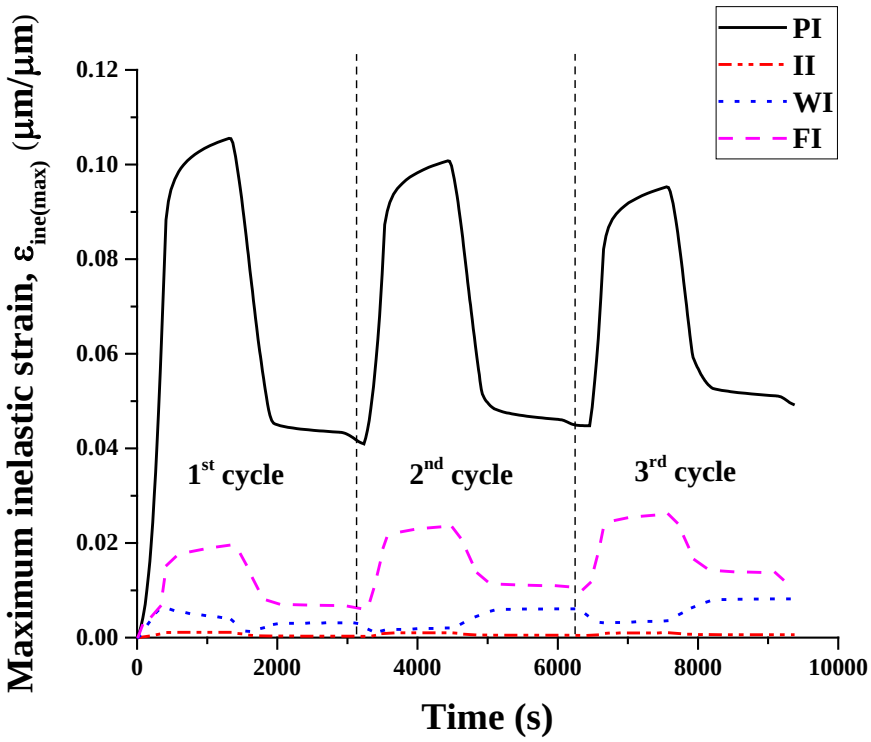


Fig. 3.6 Maximum inelastic strain of CPB and DCPB interfaces

온도조건에 따른 ε_{ine}의 특성을 나타내기 위하여 다음의 Fig. 3.7와 같이 시간에 따른 열사이클 이력을 A부터 E까지 총 5개 구간으로 나누었다.

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

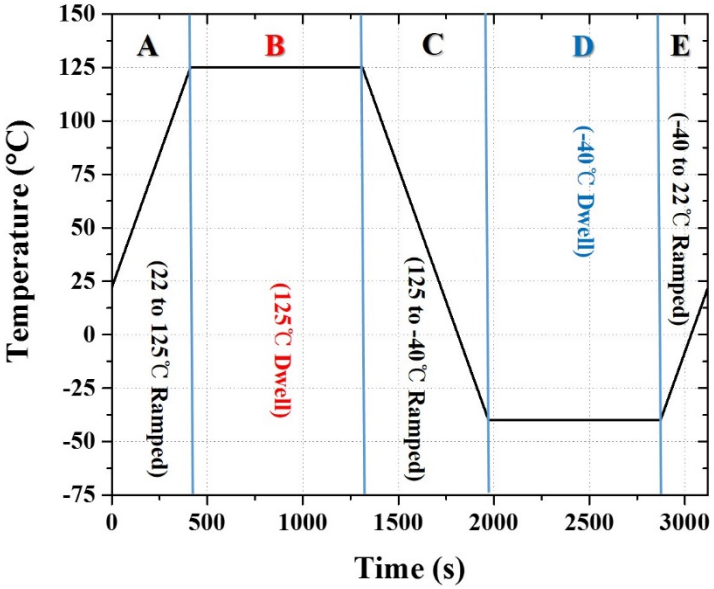


Fig. 3.7 Classified into a thermal cycle

구간 A부터 E까지는 각각 22~125℃ 승강온도구간, 125℃ 유지온도구간, 125~-40℃ 하강온도구간, -40℃ 유지온도구간, -40~22℃ 승강온도구간을 나타내며 총 3번의 사이클 모두 동일조건으로, 각 구간 별 시간은 Table 3.6에 나타내었다.

Table 3.6 Thermal cycling time depend on interval and cycle number

Cycle No.	Interval				
	A	B	C	D	E
	Thermal cycling time (s)				
1st	0-412	412-1312	1312-1972	1972-2872	2872-3120
2nd	3120-3532	3532-4432	4432-5092	5092-5992	5992-6240
3rd	6240-6652	6652-7552	7552-8212	8212-9112	9112-9360

Fig. 3.6의 각 계면에서의 $\varepsilon_{ine(\max)}$의 구간별 특성은 WI를 제외하고 승강온도 구간 A에서 급격한 상승을 보이다가 125℃ 유지온도 구간인 B에서 비교전 완만한 상승을 나타낸다. 또한 하강온도 구간 C에서 급격한 감소 이후 -40℃의 유지온도구간 D와

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

승강온도구간 E에서 완만한 감소 형태를 보인다. 하지만 WI의 경우 나머지 사이클과 다르게 $\varepsilon_{ine(\max)}$가 첫 번째 사이클 구간 A에서 증가하다 B, C에서 감소하는 특징을 보인다.

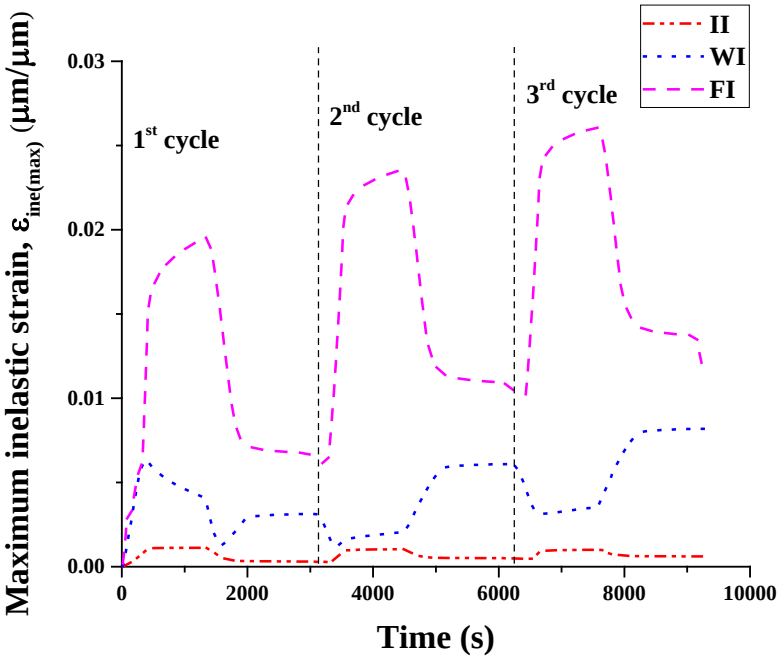


Fig. 3.8 Maximum inelastic strain of DCPB interfaces

Fig. 3.8은 DCPB의 계면들에서만 $\varepsilon_{ine(\max)}$을 나타낸 것으로 상대적으로 PI의 값이 높아서 확인할 수 없었던 II, WI, FI의 $\varepsilon_{ine(\max)}$와 경향을 좀 더 자세히 나타낸다. WI의 구간 A와 B에서 $\varepsilon_{ine(\max)}$가 각각 증가하다 감소하는 경향을 보이는 이유로는 열사이클 동안 변형률이 안정화 되는 과정에서 생기는 특성이거나 WI의 $\varepsilon_{ine(\max)}$가 발생하는 지점이 FI와 WI가 접하는 지점이기 때문에 발생할 수 있는 특이해(singular solution)일 것으로 생각된다. 하지만 첫 번째 사이클 이후에는 다른 계면과 마찬가지로 일정한 경향 특성을 보이므로 정성적 경향을 나타낼 경우 첫 번째 사이클의 구간 A, B, C를 제외하거나 두 번째 사이클 구간 A, B, C의 값을 차용하여도 무방할 것으로 판단된다. 또한 WI의 경우 다른 계면과 다르게 저온구간에서의 $\varepsilon_{ine(\max)}$ 값이

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

고온보다 높게 발생하는 양상을 관찰할 수 있는데 이는 저온에서 FI와 WI의 접하는 지점에 Cu로 이루어진 DCPB가 저온으로 인해 수축하는 기하학적 특성으로 발생하는 것으로써 이는 온도와 직접적인 관계가 없는 특성일 것이라고 판단된다.

또한 각 사이클 별 $\varepsilon_{ine(\max)}$의 최댓값은 PI에서 점차 감소하나 나머지 계면에서는 증가하는 경향을 보인다. 이는 각 구간 별 비탄성변형률속도, $\dot{\varepsilon}_{ine}$에서 원인을 찾을 수 있다.

Table 3.7 Maximum inelastic strain rate of each interfaces

Interface type	Cycle No.	Interval				
		A	B	C	D	E
		Inelastic strain rate (s^{-1})				
PI	1st	2.14E-4	1.91E-5	-9.15E-5	-1.89E-6	-4.032E-6
	2nd	1.10E-4	1.50E-5	-7.94E-5	-2.50E-6	-4.68E-6
	3rd	0.89E-4	1.46E-5	-6.45E-5	-1.74E-6	-7.25E-6
FI	1st	3.62E-5	5.12E-6	-1.87E-5	-5.11E-7	-1.81E-6
	2nd	3.43E-5	3.39E-6	-1.83E-5	-5.90E-7	-1.98E-6
	3rd	3.09E-5	3.17E-6	-1.78E-5	-6.22E-7	-8.19E-6
WI	1st	1.53E-5	-2.44E-6	-1.88E-6	2.56E-7	-2.42E-7
	2nd	-0.35E-5	0.48E-6	5.73E-6	3.00E-7	-2.02E-7
	3rd	-0.71E-5	0.45E-6	6.65E-6	2.89E-7	-9.68E-7
II	1st	2.43E-6	0.56E-7	-1.06E-6	-3.34E-8	-4.03E-8
	2nd	1.55E-6	1.22E-7	-0.78E-6	-1.81E-8	-7.22E-8
	3rd	0.97E-6	1.24E-7	-0.57E-6	-1.42E-8	-3.46E-8

Table 3.7은 각 계면과 구간별 $\dot{\varepsilon}_{ine}$를 나타낸 표이다. 이 자료로부터 PI가 가장 빠른 $\dot{\varepsilon}_{ine}$를 가짐을 알 수 있으며, PI의 $\varepsilon_{ine(\max)}$ 최댓값이 사이클이 증가함에 따라 감소하는 이유는 다른 계면과 다르게 구간 A에 비해 구간 B의 $\dot{\varepsilon}_{ine}$가 느리기 때문이다. 나머지 계면은 이와 반대되는 현상을 관찰할 수 있는데 이러한 이유로 인하여 DCPB의 계면에서는 사이클이 증가할수록 $\varepsilon_{ine(\max)}$ 최댓값이 증가하는 현상을 보인다. 따라서 장기적인 관점에서 이러한 특성이 수명에 영향을 줄 수 있을지에 대한 논의가

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

필요하다. 하지만 PI의 $\varepsilon_{ine(\max)}$ 값이 다른 계면에 비하여 상대적으로 크게 발생하고 시간에 따라 $\dot{\varepsilon}_{ine}$의 증가치가 점차 정상상태를 보일 것이기 때문에 이를 모두 고려하여도 PI의 ε_{ine}가 쌓여가는 추이가 다른 계면에 비하여 클 것임을 부정할 수 없다.

3.2.4 CPB 및 DCPB솔더의 등가응력 대 등가비탄성변형률 선도

반복적 비탄성하중(cyclic inelastic load)을 받는 재료의 반응은 Fig. 3.7에서 제시된 바와 같이 히스테리시스 루프(hysteresis loop)의 형태이다. 일반적인 단순 응력-변형률 선도(monotonic stress-strain curve)는 정적하중(static load)을 받는 부재와 구조의 설계변수를 얻는데 사용한다면 반복하중(cyclic load)을 받는 구조의 신뢰성을 평가하기 위해서는 반복적 응력-변형률 선도(cyclic stress-strain curve)가 유용하다. [22]

Fig. 3.9 (a)는 CPB의 계면인 PI와 (b), (c) 그리고 (d)는 DCPB의 계면의 등가응력 대 등가비탄성변형률(Equivalent stress vs. Equivalent inelastic strain)을 나타낸 그림이다. 먼저 Fig. 3.9의 각각의 그래프에서 수평 축의 비탄성변형률, ε_{ine}의 범위가 상당한 차이가 있음을 유의하여 살펴보아야 한다. 이를 통하여도 상대적으로 PI가 II에 비해 큰 ε_{ine} 값을 가짐을 알 수 있다. 실제로 세 번째 사이클을 기준으로 PI와 II의 비탄성변형률 범위(inelastic strain range), $\Delta\varepsilon_{ine}$의 값이 각각 2.34×10^{-1}와 4.93×10^{-4}으로 상당히 큰 차이가 있음을 알 수 있다. 이는 솔더접합부가 결함없이 접합되었다고 가정했을 때 II에서 우수한 열-기계적 신뢰성을 의미한다. 이는 홀 안에 채워진 솔더의 경계조건, 즉 II, WI에 DCPB, 즉 Cu가 제한조건으로 작용하여 일종의 감쇄(damping)의 역할을 하는 것으로 사료된다.

또한 FI와 WI의 $\Delta\varepsilon_{ine}$ 값이 상당히 유사한 값으로 이를 PI와 비교하여 보아도 상당한 값의 차이를 보임을 알 수 있는데, 특히 PI와 FI의 등가응력 범위(equivalent stress range), $\Delta\sigma_{eq}$가 각각 약 35MPa, 30MPa로 크게 차이가 나지 않음에도 불구하고 FI에서 약 1/40의 $\Delta\varepsilon_{ine}$ 값을 가짐을 관찰할 수 있었다. 하지만 각 해석 시간구간(time step)에서 응력분포를 살펴보았을 때 FI에서 국부적으로 높은 σ_{eq} 값을 관찰할 수 있었으나 계면에서의 전체적인 평균값을 보았을 때는 PI와 FI 모두 유사한 σ_{eq} 값을 가짐을 알 수 있다. 이는 상대적으로 FI가 PI의 면적보다 작은 것이 원인으로 볼 수 있지만 전체적인 ε_{ine}에는 영향을 미치지 않음을 알 수 있다. 또한 각 계면에서의

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

시간에 따른 등가응력 대 등가비탄성변형률의 경향은 125℃ 유지온도구간을 지나 -40℃의 하강온도구간 즉 구간 C에서 최대$\Delta\sigma_{eq}$만큼의 응력 증가를 확인할 수 있으나 -40℃의 유지온도를 지나 125℃로 온도가 올라갈 때 즉 구간 E-A에서 1~4MPa의 비교적 작은 σ_{eq} 감소를 관찰할 수 있다. 이는 솔더재료의 점소성 거동 특성으로 인한 응력이완(stress relaxation) 현상으로 판단된다.

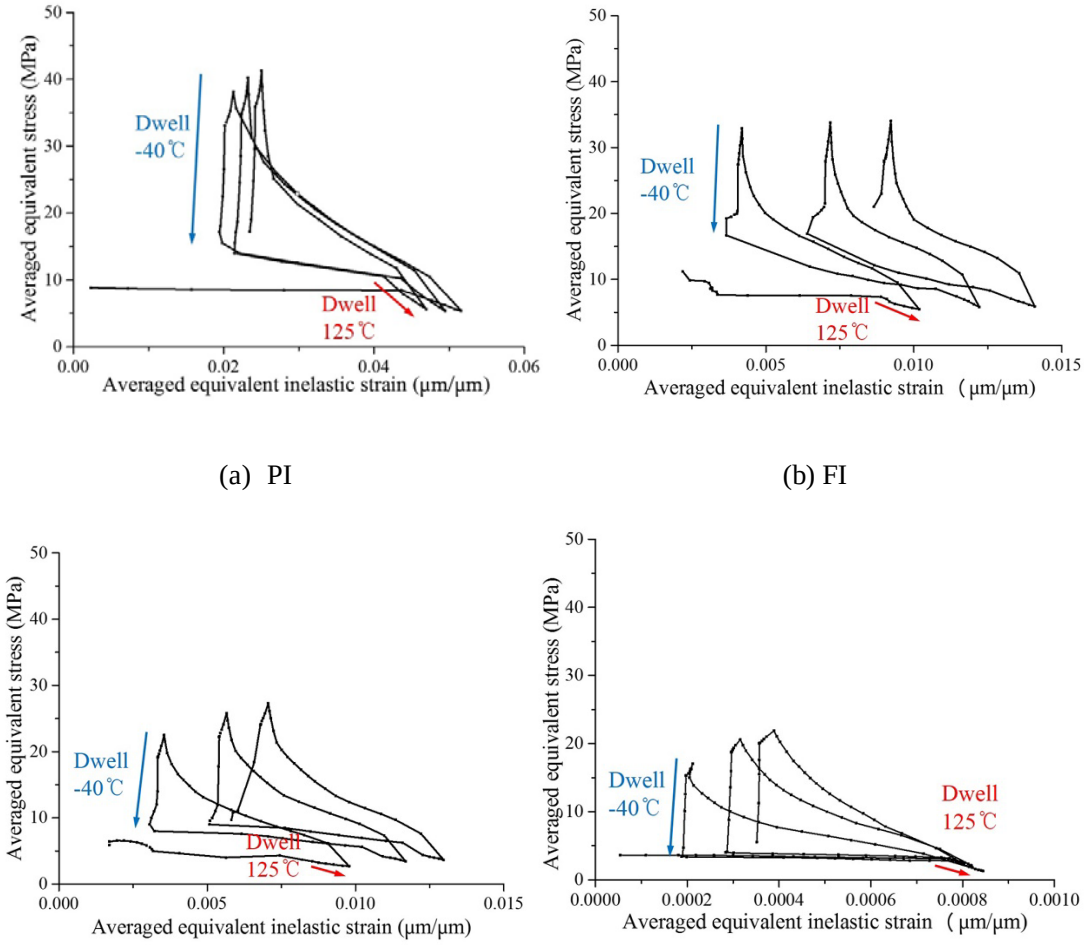


Fig. 3.9 Evolution of the equivalent stress versus equivalent inelastic strain.

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

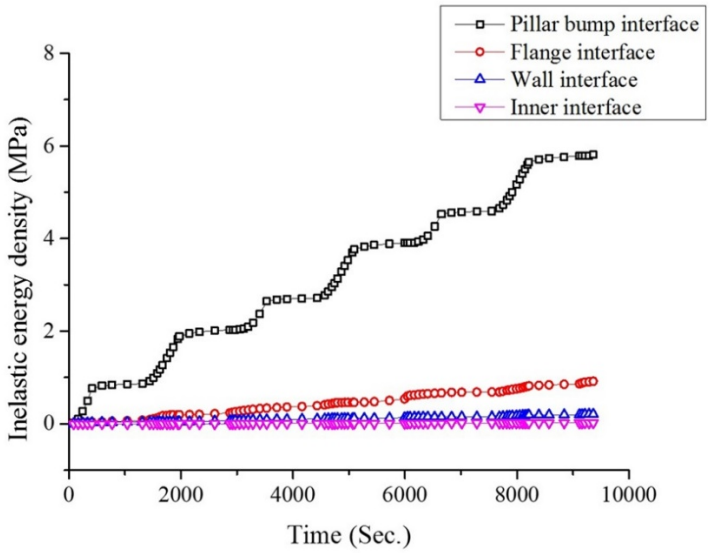
3.2.5 솔더계면에서의 비탄성변형률에너지밀도

비탄성변형률 에너지밀도(Inelastic strain energy density), W_{ine} 은 단위부피당 비탄성변형률일(inelastic strain work)를 말하며 본 연구에서는 각 계면에서의 평균값을 기준으로 나타내었다. 먼저 Fig. 3.10 (a)는 CPB와 DCPB의 전체 계면에서 시간에 따른 W_{ine}를 나타내었다. Fig. 3.9 의 등가응력 대 등가비탄성변형률 히스테리시스루프에서 이미 알 수 있듯이 가장 큰 W_{ine}의 증가를 보인 계면은 PI였으며 다음으로는 FI, WI 그리고 II 순이다. 따라서 전체적인 솔더접합부에서의 열-기계적 신뢰성은 DCPB가 CPB에 비하여 좋을 것으로 판단할 수 있다. Fig. 3.10 (b)는 DCPB에서의 W_{ine}를 나타낸 그림으로 정성적인 경향은 CPB와 크게 다르지 않음을 알 수 있다. 이는 모든 계면의 구간 A, C, E와 같은 온도가 승강 또는 하강하는 사이클에서는 W_{ine}가 증가하고 구간 B, D와 같은 유지온도 구간에서는 W_{ine}의 증가가 거의 없다라는 의미이다. 이와 같은 관찰로부터 열사이클와 같은 환경에서의 수명은 유지온도의 크기 보다는 온도의 상승 또는 하강 폭이나 온도의 상승속도와 하강속도에 초점을 두어야 한다. 다만 이러한 열사이클 동안에 외력의 작용을 받는 경우를 가정하여 보면 외력의 방향이 일정하다면 고온 유지온도 동안의 변형률을 무시하지 못 할 것이라 생각된다. 하지만 이는 다른 차원에서의 논의이며, 이와 같은 중력 외에 외력이 없는 경우에서의 W_{ine} 증가 경향은 온도의 변화가 수명예측의 가장 중요한 변수이다.

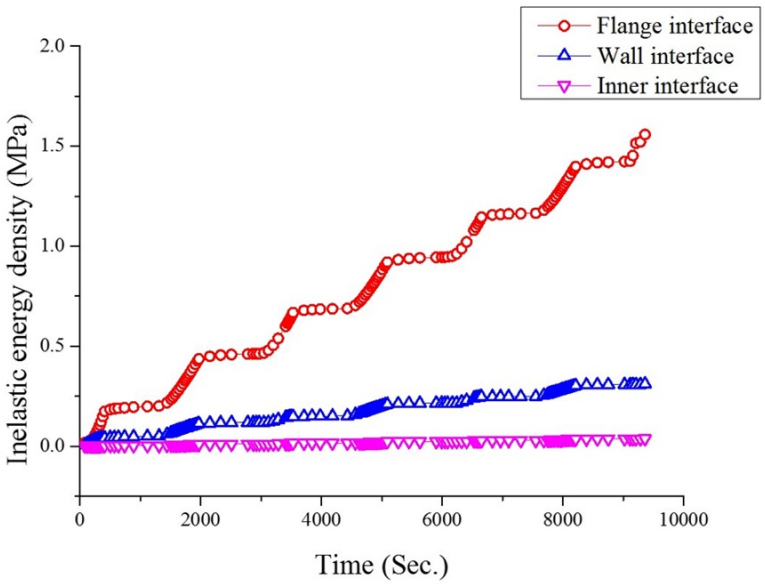
또한 여기서 II가 가장 작은 W_{ine} 의 증가를 보인 이유는 Si 웨이퍼, Cu범프, 솔더를 포함한 전체모델에서 주요변위방식(main displacement mode)의 방향은 z방향이며 이를 통해 솔더접합부에서 x-y평면상의 전단이 크게 발생하게 된다. 따라서 가장 작은 접합 면적과 x-y평면상의 접합 면을 가지고 있는 FI에서 가장 큰 변형률이 발생하게 된다. 하지만 같은 평면의 접합 면을 가진 FI와 II의 차이가 크게 발생하는 결정적인 이유는 WI가 솔더재료의 z방향의 변위를 막아주어 II의 x-y평면상의 전단을 감소시키는 것으로 사료된다.

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY



(a) Comparison of CPB and DCPB solder interfaces



(b) Comparison of DCPB solder interfaces

Fig. 3.10 Inelastic energy density of solder interface

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

Table 3.8 Inelastic energy density per cycle of solder interface

[Unit: MPa]

Cycle No.	Interface name			
	PI	FI	WI	II
	Inelastic energy density per cycle, $\Delta W_{i\ cycle}$, $i = 1,2,3$			
1st	2.05437	0.47841	0.11915	0.01013
2nd	1.87941	0.48392	0.09641	0.01343
3rd	1.87933	0.5957	0.09603	0.01313

Table 3.8은 각 사이클 당 비탄성에너지밀도(Inelastic energy density per thermal cycle), $\Delta W_{i\ cycle}$ $i = 1,2,3$ 를 나타낸 표로 이를 통하여 Table 3.9의 CPB 및 DCPB의 각 계면에서의 평균비탄성에너지밀도(averaged inelastic energy density), ΔW_{ave}를 구하였다.

Table 3.9 Averaged inelastic energy density per thermal cycle of solder interface

[Unit: MPa]

Interface name	Averaged inelastic energy density, ΔW_{ave}
PI	1.9377
FI	0.5193
WI	0.1038
II	0.01223

Table 3.9에서 각 계면에서의 ΔW_{ave}를 살펴보면 DCPB의 FI, WI 그리고 II에 비하여 CPB의 PI는 비해 각각 약 3.7배, 18.7배, 158배의 ΔW_{ave} 를 가짐을 알 수 있지만 DCPB에서의 각 사이클 당 W_{ine}의 값 즉 $\Delta W_{i\ cycle}$ $i = 1,2,3$을 수열로 보았을 때 이의 계차수열이 지속적으로 증가하여 차후 사이클이 반복될수록 수명에 악영향을 끼칠

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

가능성이 있다. 이러한 현상은 Fig. 3.6에서 $\varepsilon_{ine(\max)}$의 증가나 감소 추이로 확인할 수 있는 사실이며, 물론 연구의 해석조건인 세 번의 사이클로 속단하기 힘들기 때문에 이에 따른 실험적인 후속연구가 필요할 것으로 판단된다.

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

3.3 결론

탄소성해석에서는 시간과 온도에 지속적인 영향을 받는 비탄성변형률을 고려할 수 없다. 이는 솔더재료의 경우 녹는점 온도의 50%를 상회하는 열적환경에 주로 노출된 환경의 수명을 정량적으로 평가하기 부적합하다는 의미이다. 하지만 점소성해석에서는 이러한 시간과 온도에 관계된 변형률을 모두 고려함으로써 수명예측을 하는 연구에 보다 적합하다. 따라서 본 연구에서는 CPB와 DCPB의 열-기계적 신뢰성 평가를 위하여 점소성 해석을 실시하였고 이의 거동을 비교하여 본 결과, 결론은 다음과 같다.

1) CPB의 PI와 DCPB의 II에서 $\Delta\varepsilon_{ine}$ 의 값이 상당히 큰 차이가 있음을 알 수 있었다. 이는 솔더접합부가 결함이 없이 접합 되었다고 가정했을 때 DCPB의 II에서 향상된 수명을 가진다고 예상할 수 있다.

2) 가장 큰 W_{ine} 의 증가를 보인 계면은 CPB의 PI였으며 다음으로는 DCPB의 FI, WI 그리고 II 순이다. 따라서 전체적인 솔더접합부에서 열-기계적 신뢰성도 DCPB가 CPB에 비하여 좋을 것으로 기대할 수 있다.

3) DCPB에서 II가 가장 작은 W_{ine} 의 증가를 보인 이유는 Si 웨이퍼, Cu범프, 솔더를 포함한 전체모델에서 주요 변위방식의 방향은 z방향이며 이를 통해 솔더접합부에서 x-y평면상의 전단이 크게 발생하게 된다. 따라서 가장 작은 접합 면적과 x-y평면상의 접합 면을 가지고 있는 FI에서 가장 큰 변형률이 발생하게 된다. 하지만 같은 평면의 접합 면을 가진 FI와 II의 차이가 크게 발생하는 결정적인 이유는 WI가 솔더재료의 z방향의 변위를 막아주어 II의 x-y평면상의 전단을 감소 시키는 것으로 사료된다.

4) DCPB의 각 사이클 당 W_{ine} 의 값, 즉 $\Delta W_{i\ cycle}$ $i = 1,2,3$ 을 수열로 보았을 때 이의 계차수열이 지속적으로 증가하여 차후 사이클이 반복될수록 수명에 악영향을 끼칠 가능성이 있다. 정량적으로 작지만 $\Delta W_{i\ cycle}$ 의 계차수열의 증가가 장기적으로 수명에 어떠한 영향을 끼칠지는 의문이기 때문에 이러한 영향을 확증할 수 있는 실험적인 후속연구가 필요하다.

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

References

[1] Dongkai S., “Lead-free solder interconnect reliability”, ASM International; 2005. p. 181.

[2] J. Lau, W. Dauksher, and P. Vianco, “Acceleration Models, Constitutive Equations, and Reliability of Lead-Free Solders and joints”, 53rd ECTC, pp 229-236 (2003)

[3] Q. Zhang, A. Dasgupta, and P. Haswell, “Viscoplastic Constitutive Properties and Energy Partitioning Model of Lead-Free Sn3.9Ag0.6Cu Solder Alloy”, 53rd ECTC, pp. 1862-1868 (2003)

[4] R. Darveaux, and K. Banerji, “Constitutive Relations for Tin-Based Solder Joints”, 42nd ECTC, pp. 538-551(1992)

[5] S. Suresh, “Cyclic Deformation in Polycrystalline Ductile Solids”, Fatigue of Materials, Cambridge University press, pp86-131 (2001)

[6] Dongkai S., “Lead-free solder interconnect reliability”, ASM International, p. 183 (2005)

[7] Anand, L., ‘‘Constitutive Equations for Hot Working of Metals,’’ J. Plasticity, 1, pp. 213–231 (1985)

[8] Brown, S. B., Kim, K. H., and Anand, L., ‘‘An Internal Variable Constitutive Model for Hot Working of Metals,’’ Int. J. Plast., 5, pp. 95–130. (1989)

[9] K.J. Puttlitz and K.A. Stalter, “Handbook of Lead-Free Solder Technology for Microelectronic Assemblies, 1st ed.”, Boca Raton: CRC Press, pp. 270. (2004)

[10] Xu Chen, Gang Chen, M. Sakane, “Modified Anand constitutive model for lead-free solder Sn-3.5Ag”, 2004 inter Society Conference on Thermal Phenomena, pp. 447-452 (2004)

[11] Mohammad Motalab, Zijie Cai, Jeffrey C. Suhling, Pradeep Lall, “Determination of Anand constants for SAC Solders using Stress-Strain or Creep Data”, 13th IEEE ITHERM Conference, pp. 910 (2012)

[12] JEDEC Standard, Temperature Cycling JESD22-A104D (Revision of JESD22-A104C, May 2005) (JEDEC Solid State Technology Association, 2009).

[13] Dongkai S., “Lead-free solder interconnect reliability”, ASM International, p. 190 (2005)

[14] Internal commucation with the industry collaborators

[15] C. Xu, C. Gang, S. Masao, “Modified Anand Constitutive Model for Lead-Fress Solder Sn3.5Ag”, Proc ITHERM, p447-452 (2004)

[16] Simon NJ, Drexler ES, Reed RP., “Properties of copper and copper alloys at cryogenic temperatures”, NIST Monograph, p. 177 (1992)

[17] Ledbetter HM., “Elastic properties of zinc: a compilation and a review”, J Phys Chem,

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

6:1181–203. (1977)

[18] JAHM Material Properties Database. USA: JAHM Software Inc. 2005.

[19] Hahn TA. Thermal expansion of copper from 20 to 800 K-standard reference material 736. J Appl Phys, 41:5096–101. (1970)

[20] White GK, Roberts RB. High Temp–High Pressures,12:311. (1980)

[21]YI-WEN CHENG, THOMAS A. SIEWERT, “Predicting Tensile Properties of the Bulk 96.5Sn-3.5Ag Lead-Free Solder” Journal of ELECTRONIC MATERIALS, Vol. 32, No. 6, (2003)

[22]Julie A. Bannantine, Jess J. Comer, James L. Handrock, “Fundamentals of Metal Fatigue Analysis”, Prentice Hall, p. 46 (1989)

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

4장

결 론

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

4장 결론

앞으로 반도체패키지 분야에서의 신뢰성에 대한 관심은 이전보다 더욱 증대될 것이며 이러한 원인으로는 현재 대두되고 있는 '무어의 법칙 위기론'에서 찾을 수 있다.

'무어의 법칙 위기론'을 주장하는 핵심 근거로는 크게 두 가지를 꼽는다. 첫 번째로 물리적인 이유, 즉 반도체 회로 크기가 점차 소형화 되어 작아지는 기판에 보다 많은 회로가 집적됨으로써 발열량이 이전보다 증가되는 문제이다. 이러한 문제들로 인하여 시스템이나 제품의 소형화 및 기능이 복잡화 됨에 따라 점차 고장의 기회 또한 증대 된다는 점이다. 두 번째로는 경제적인 이유, 즉 칩이 더 작아지고 트랜지스터 수가 증가하면 증가할수록 그만큼 제작비용도 증가한다는 점이다. 따라서 이러한 문제들로 인한 신제품 출시 지연으로 인하여 주기적인 소비자들의 구매욕구 상승효과 역시 기대할 수 없게 되었다.

본 논문은 앞서 언급한 이유들로 인하여 앞으로 더욱 증대될 반도체패키지의 신뢰성을 향상시킬 수 있는 전자패키지의 접합구조를 제안하고 이를 DCPB라고 명명하였다. 또한 DCPB는 기존의 CPB 구조보다 우수한 열-기계적 신뢰성을 증명하기 위하여 수치 및 유한요소 해석 기법을 이용하였다.

1장에서는 문헌조사를 통한 증대되고 있는 반도체 패키징 분야의 신뢰성에 대한 관심과 관련 연구동향 및 추세를 분석하였고 이에 따라 기존 CPB에 홀을 형성시킨 DCPB 구조를 제안하였으며 이는 접합면적의 증가로 인한 전단응력의 감소로 열-기계적 신뢰성 향상이 기대된다.

2장에서는 CPB와 DCPB의 열사이클 동안의 역학적 특성을 탄소성 해석을 통하여 분석한 결과 열사이클 동안 CPB계면과 최대전단응력면이 서로 일치함을 알 수 있었다. 하지만 DCPB의 경우 기하학적 복잡성으로 인하여 내경 안쪽의 계면에서 열사이클 동안 최대전단응력면은 대부분 계면과 일치하지 않음으로 소성변형의 발생기전이 다름을 알 수 있었다.

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

3장에서는 시간과 온도에 지속적인 영향을 받는 비탄성변형률을 고려할 수 있는 점소성 해석을 통하여 열사이클 동안의 등가응력 대 비탄성변형률 히스테리시스 루프를 얻을 수 있었으며, 또한 비탄성에너지밀도를 계산하여 비탄성에너지밀도가 가장 큰 증가를 보인 계면은 CPB의 PI였으며 다음으로는 DCPB의 FI, WI 그리고 II 순서 임을 알 수 있었다. 이는 열사이클이 지속될수록 CPB에서의 비탄성에너지 밀도가 더욱 빨리 증가하여 DCPB에 비해 초기 수명이 짧음을 의미한다.

4장에서는 앞서 밝힌 종합적인 결과들로부터 DCPB의 열-기계적 신뢰성이 CPB에 비해 우수함을 결론 내릴 수 있었다. 특히 DCPB의 내경 안쪽의 계면은 다른 계면에 비해 비교적 매우 작은 소성변형으로 인하여 다른 계면이 파손이 일어나더라도 계속 솔더접합부의 성능을 유지할 수 있을 것이라고 예상되며 이러한 문제는 실제 열사이클 시험을 통하여 검증되어야 한다.

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

List of publication

A. Papers

1. YongHyuk Kwon , HeeSeon Bang, SungMin Joo, HanSur Bang, “Numerical analysis of thermo-mechanical characteristics of solder joint depending on change in solder junction structure of MCP”, Microelectronics Reliability 55 (2015) pp 442–447

2. Yong-Hyuk Kwon, Hee-Seon Bang, Han-Sur Bang, “Viscoplasticity Behavior of a Solder Joint on a Drilled Cu Pillar Bump Under Thermal Cycling Using FEA”, Journal of Electronic Materials Feb. (2017), Volume 46, Issue 2, pp 833–840

3. Back-Sub Sung, Hee-Seon Bang, Su-Ok Jeong, Woo-Seong Choi, Yong-Hyuk Kwon, Han-Sur Bang, “Effects of Processing Parameters on the Friction Stir Spot Joining of Al5083-O Aluminum Alloy to DP590 Steel”, Met. Mater. Int., Vol. 23, No. 3 (2017), pp. 562-567 doi: 10.1007/s12540-017-6574-3

B. Proceedings and Presentations

1. 방희선, 권용혁, 김유철, 김철희, 방한서, “하이브리드 용접(MIG+CO_2 LASER)을 이용한 이종재 AH32-STS304L 용접부의 역학적 특성, 대한용접학회 2008년도 추계 학술발표대회 개요집 제50권, 2008.11, pp. 124

2. 방희선, 엠.에스.비조이, 전근홍, 권용혁, 김유철, 방한서, “하이브이드 용접(MIG+CO2 LASER)를 이용한 이종재 AH32-STS304L 용접부의 역학적 특성(2)”, 대한용접접합학회 2009년도 춘계 학술발표대회 초록집 제51권,

Collection @ chosun

조선대학교
CHOSUN UNIVERSITY

2009.4, pp. 107

3. 권용혁, 방희선, 방한서, “수치 시뮬레이션에 의한 솔더 접합부의 열적 특성에 관한 연구”, 한국정밀공학회 학술발표대회 논문집(2009), pp. 705-706

4. 권용혁, 방희선, 박세민, 이창우, 방한서, “수치 시뮬레이션에 의한 솔더 접합부의 역학적 특성에 관한 연구”, 한국정밀공학회 학술발표대회 논문집 (2010), pp. 671-672.

5. Yong-Hyuk Kwon, Hee-Seon Bang, Han-Sur Bang, Ha-Sik Kim, Chan-Seung Ro, Soon-Won Joa, “Prediction of solder joint reliability for 3D packages under thermal cycling”, 대한용접접합학회 특별강연 및 학술발표대회 개요집(2010), pp 205.

6. 권용혁, 박세민, 방희선, 방한서. “솔더접합부 접합구조에 따른 열사이클 시험 예측”, 한국정밀공학회 학술발표대회 논문집(2011), pp. 751-752

7. 권용혁, 방희선, 방한서, 김영표, “MCP를 위한 제안솔더접합구조의 수치시뮬레이션을 이용한 열-기계적 특성 비교”, 대한용접접합학회 특별강연 및 학술발표대회 개요집(2011), pp. 66

8. 권용혁, 방희선, 방한서, “점소성 거동을 고려한 열사이클 동안의 솔더접합부의 수치해석 크립 특성”, 대한용접접합학회 특별강연 및 학술발표대회 개요집(2013), pp. 155

Collection @ chosun