

パワー半導体パッケージの微小構造部の
信頼性評価手法に関する研究

芦田 喜章

目 次

第1章 緒 論	1
1.1. 研究の背景	1
1.2. パワー半導体パッケージの信頼性課題とこれまでの研究	2
1.3. 本論文の目的と構成	7
参考文献	8
第2章 リフロー工程を考慮したダイボンディング用導電性接着剤の破壊予測 手法の開発	13
2.1. 緒 言	13
2.2. 破壊メカニズムの推定	14
2.3. 試験方法	15
2.3.1 導電性接着剤の破壊強度評価試験	15
2.3.2 封止樹脂の吸湿特性評価試験	17
2.4. 解析方法	18
2.4.1 三点曲げ試験に対する応力解析	18
2.4.2 封止樹脂に関する吸湿解析	19
2.4.3 リフロー時の応力解析	21
2.5. 結果および考察	23
2.5.1 破壊強度評価試験	23
2.5.2 吸湿特性評価試験	28
2.5.3 吸湿リフロー解析	32
2.5.4 特異応力場の強さ K_{θ} に基づく破壊予測	34
2.5.5 吸湿リフロー試験による検証	37
2.6. 結 言	38
参考文献	39
第3章 Cu リードフレーム露出・薄型パッケージを対象とした封止樹脂の破壊 予測手法の開発	41
3.1. 緒 言	41
3.2. 試験方法	43
3.3. 解析方法	45
3.3.1 封止樹脂の三点曲げ試験に対する応力解析	45
3.3.2 Cu リードフレーム露出・薄型パッケージの温度サイクル試験に対す る応力解析	46
3.4. 結果および考察	48

3.4.1	破壊強度評価試験	48
3.4.2	破壊強度評価試験の応力解析	51
3.4.3	Cu リードフレーム露出・薄型パッケージの解析結果	55
3.4.4	温度サイクル試験による検証結果	58
3.5.	結 言	59
	参考文献	59
第 4 章	両面放熱パッケージの高信頼構造の開発	61
4.1.	緒 言	61
4.2.	試験方法	64
4.2.1	プロトタイプパッケージの試作プロセス	64
4.2.2	プロトタイプパッケージのオン抵抗および熱抵抗測定方法	65
4.2.3	両面放熱パッケージの信頼性評価方法	67
4.3.	解析方法	68
4.3.1	き裂進展解析	68
4.3.2	最適構造信頼性評価の解析方法	71
4.4.	結果および考察	73
4.4.1	プロトタイプパッケージの熱抵抗測定結果	73
4.4.2	プロトタイプパッケージの信頼性評価結果	74
4.4.3	最適構造の解析結果	76
4.4.4	最適構造の信頼性評価結果	80
4.5.	結 言	81
	参考文献	81
第 5 章	パワーモジュール向け AI ワイヤ疲労強度の周波数依存性の検討	83
5.1.	緒 言	83
5.2.	試験方法	86
5.2.1	供試材	86
5.2.2	試験方法の検討	86
5.2.3	試験システムおよび試験条件	88
5.3.	解析方法	90
5.4.	試験結果および考察	91
5.4.1	解析結果	91
5.4.2	試験結果	92
5.4.3	寿命推定式の更新	98
5.5.	結 言	101
	参考文献	102
第 6 章	樹脂接着部を有するデバイスの微小ひずみの変動予測およびその実証	

.....	104
6.1. 緒 言	104
6.2. 試験方法	105
6.2.1 接着剤の粘弾性特性評価	105
6.2.2 予測手法検証のための負荷試験	108
6.3. 解析方法	111
6.4. 結果および考察	115
6.4.1 接着剤の粘弾性特性結果	115
6.4.2 粘弾性応力解析結果	118
6.4.3 負荷試験による検証結果	121
6.5. 結 言	125
参考文献	126
第7章 結 論	128
本論文に関する業績	131
著作権・出典一覧	132
謝 辞	133

第1章 緒 論

1.1. 研究の背景

地球温暖化の進行は、気候変動による自然災害の激甚化、生態系の変化、食糧および水資源の不安定化など、地球規模での持続可能性に深刻な影響を及ぼしている。こうした状況を受けて、国際社会はパリ協定をはじめとする枠組みのもと、CO₂排出量の削減を中心とした脱炭素化の取り組みを加速させている[1]。日本においても「2050年カーボンニュートラル」の実現を目指し、エネルギー政策や産業構造の転換が進められている[2,3]。具体的には、自動車分野におけるEV（Electric Vehicle）やHEV（Hybrid Electric Vehicle）などの電動化車両（xEV）へのシフト、風力発電や太陽光発電などの再生可能エネルギーへのインフラ投資、鉄道車両や家電・産業機器など様々な電化機器の高機能化が急速に進展している。

このような社会的要請の下、電動化および電力変換の機能を担うパワー半導体の重要性が一層高まっている[4,5]。各製品・システムの省エネルギー性能は、パワー半導体のオン抵抗や熱抵抗といった物理特性によって決定されるためである。そのため、パワー半導体デバイス単体の性能向上に加えて、電氣的・熱的特性を最適化したパッケージ技術・モジュール技術の開発も強化されている。

具体的には、パワーMOSFET（Metal Oxide Semiconductor Field Effect Transistor）は、DC-DCコンバータなどとして、携帯型電子機器、自動車用電装品、家電製品、OA機器などの小型製品に搭載されることから、電氣的な性能指標であるオン抵抗および熱的な性能指標である熱抵抗に加えて、パッケージの小型化・薄型化を指標として開発が進められている[6,7]。また、IGBT（Insulated Gate Bipolar Transistor）は、車載インバータや鉄道車両などの電力制御装置に広く用いられており、高耐圧・大電流動作が求められている[8-10]。近年では、従来のSi（Silicon）チップに代わり、高耐熱性および高効率性を有するSiC（Silicon Carbide）チップの採用が進んでおり、デバイス性能は向上している[11-13]。これに伴い、モジュールでは、高放熱化・高耐熱化を指標として開発が進められている。

1.2. パワー半導体パッケージの信頼性課題とこれまでの研究

Fig. 1.1 は、パワーMOSFET 用パッケージにおける構造の例を示す。各図中の左側にパッケージ外観の斜視図、右側に断面模式図を示してある。パッケージの外形サイズは、全て縦 5 mm×横 6 mm であり、Fig. 1.1(a)に示す SOP8 (SOP : Small Outline Package) では、Si チップと Cu (銅) リードフレームが金属製ワイヤで接続され、チップおよびCu リードフレーム部は完全に樹脂封止されている。Fig. 1.1(b)に示す WPAK (WPAK : Very-Very thin Package) では、Si チップと Cu リードフレームが金属製ワイヤで接続され、Si チップを搭載する Cu リードフレームの裏面がパッケージから露出している[14]。Fig. 1.1(c)に示す LFPACK (Loss Free Package) では、Si チップと Cu リードフレームが金バンプを介して直接接合し、WPAK と同様にリードフレーム裏面がパッケージから露出している[15]。従来、Fig. 1.1(a)の断面図に示すように、パッケージ全体を樹脂封止する構造であったが、薄型化および低オン抵抗・低熱抵抗化を目的として、半導体メーカー各社は、Si チップを搭載する Cu リードフレームの裏面をパッケージの裏面側から露出させる構造を開発し、パッケージ厚は 1 mm 以下となっている。本パッケージの製造工程の概略は、Cu リードフレーム上に Si チップを接合し、その後、その周囲を封止樹脂で封止する。

Fig. 1.2 は、IGBT を搭載するパワーモジュールの断面構造の模式図を示す[16-18]。銅などの金属製ベースプレートの上に、銅回路配線および導体層がセラミック層の上下に形成された絶縁基板がはんだ接合されており、銅回路配線の上には、IGBT チップあるいは Diode チップが金属接合されている。また、チップ上には、銅回路配線と電氣的に接続するためのアルミニウム (Al) ワイヤが超音波接合されている。ベースプレートの上面では、PPS (Polyphenylene sulfide) などの樹脂製ケースがチップを搭載した絶縁基板を囲んで固定されており、ケース内には封止用のシリコーンゲルが満たされている。

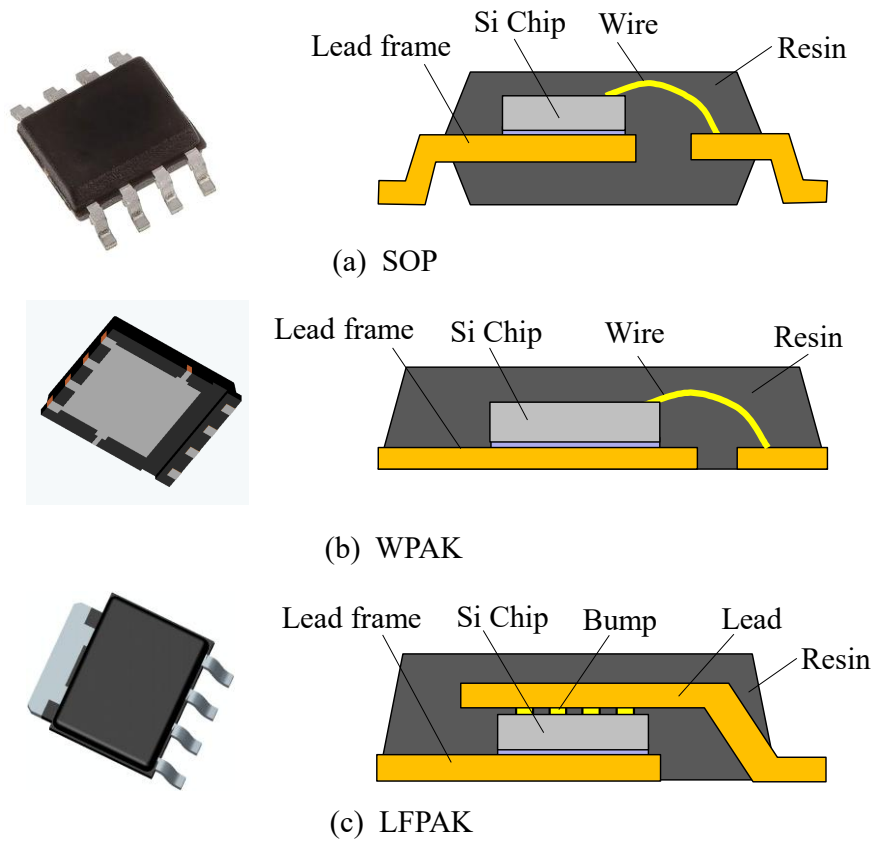


Fig. 1.1 Schematic diagram of power MOSFET package example.

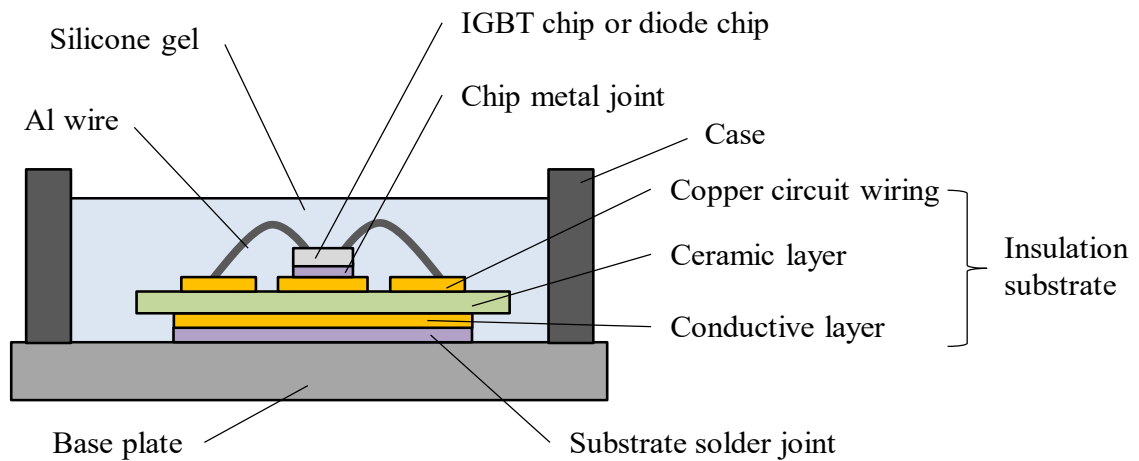


Fig. 1.2 Cross-sectional view of power semiconductor module.

これらパワー半導体パッケージの設計開発においては、製品の長期安定動作を保証するための信頼性設計が極めて重要である。また、設計効率を高めるためには、解析主導型の信頼性評価手法の確立が不可欠である。ただし、将来的にはパワー半導体パッケージの製造工程や使用環境の高温化および温度領域拡大に伴い、新たな損傷現象の出現が懸念される。そのため、これらの損傷の発生の有無を予測可能な信頼性評価手法の確立が、今後の重要な課題である。

以下、懸念される損傷現象について具体的に説明する。まず、パワーMOSFET用パッケージについて、Fig. 1.3 は、本パッケージをプリント基板に実装した際の構造を示す模式図である。実装に際しては、プリント基板上に塗布されるはんだ上に本パッケージを配置し、所定プロファイルで加熱するリフロー工程で本パッケージをはんだ接合する。本パッケージの内部で Si チップと Cu リードフレームを接続するダイボンディング材には、従来、高鉛はんだが使用されていた。しかし、近年、環境への影響を配慮して鉛フリー化が進み、代替材料の一つとして、Ag (銀) ペーストに代表される導電性接着剤が注目されている[19-21]。固着機能を担う樹脂と導電機能を担う金属粒子から成る導電性接着剤では、200℃以下の低温実装が可能という長所も持っており、今後、主力代替材料となる可能性が高い。しかし、一般に、導電性接着剤は、はんだ材と比べて接合強度が低い。さらに、基板実装はんだについては錫-鉛共晶はんだから鉛フリーはんだに変更されたため、リフロー温度が従来の 245℃から約 20℃高くなり、パッケージに発生する熱応力は増加傾向にある。また、封止樹脂は大気中の水分を吸湿するため、リフロー時にパッケージ内部の各接合界面に水蒸気圧が発生する。この水蒸気圧によって、封止樹脂き裂などのパッケージ不良が発生することが知られており、これまでに、水蒸気圧を考慮して樹脂割れの発生を予測する手法が開発されている[22-24]。同様に、ダイボンディング材に用いる導電性接着剤にも、リフロー時に発生する水蒸気圧および熱応力によって、破壊することが懸念されるが、この破壊予測を対象とした研究事例は見られない。

さらに、Cu リードフレームの裏面をパッケージ裏面側から露出させる薄型パッケージ構造では、Fig. 1.3 に示す通り、Cu リードフレーム端部の矩形部と接する封止樹脂に応力集中が発生するため、環境温度変化に起因した熱応力によって、封止樹脂のき裂が発生することが懸念される。封止樹脂の破壊の有無の予測手法については、これまでも多くの研究が行われており、例えばリフロー工程における予測手法が報告されている[22, 25-27]。しかし、従来の手法をフレーム露出型・薄型パッケージに適用する場合、樹脂破壊強度データの取得に用いる試験片のサイズがパッケージサイズよりも大幅に大きいため、寸法効果によって

破壊強度データに差異が生じる可能性がある。その結果、封止樹脂の破壊の有無の予測精度が低下することが懸念されるが、試験片サイズと破壊強度データの関係および破壊発生の予測精度に関する研究事例は見られない。

さらに、パワーMOSFET 用パッケージにおいては、既述の通り、低オン抵抗および低熱抵抗を主要指標として開発が進められており、更なる高性能化が期待されている。これに対して、例えば、International Rectifier 社は、DirectFETTM と呼ばれる高放熱パッケージを提案し、チップを直接プリント基板に実装する構造によって、熱抵抗の低減を実現した (Fig. 1.4(a)) [28]。この構造は、従来のワイヤ接続を排除することで、電気的および熱的な損失を抑制し、パワーMOSFET の性能向上に寄与している。ただし、一方で、基板との接合部における熱疲労や界面剥離が信頼性上の留意点となりうる。こうした背景を踏まえ、新たな構造として、チップの表裏面を銅電極板で電気的に接合して樹脂封止し、両面の銅電極板を封止樹脂から露出させる両面放熱パッケージが考えられる (Fig. 1.4(b))。この構造は、ワイヤレス接続による低オン抵抗化に加え、熱伝導率の大きい銅合金をパッケージの表裏面に露出させることで高放熱化が期待できる。しかし、接合界面などの信頼性設計が新たな課題と考えられる。

さらに、IGBTなどを搭載するパワーモジュールについては、実用時には電流のON/OFFによる温度サイクル負荷を受け、疲労破壊を生じる。近年では、高耐熱性を有するSiCチップがパワーモジュールに搭載されるようになり、使用時の最高温度は約175℃まで上昇していることから、より厳しい環境となっている[29]。したがって、次世代のパワーモジュールの開発では、高温環境での信頼性設計がより重要視されている。パワーモジュールにおける温度サイクル負荷耐性を評価する場合、一般的にはパワーサイクル(PC)試験が実施される[30]。試験中に試験サンプル内のチップ接合部またはAlワイヤに疲労き裂が生じて熱抵抗が増加すると、チップから外部への放熱性が低下し、特性不良となる[31-33]。近年、チップ接合部には、従来のはんだ接合に代わってナノ～サブミクロン粒子を用いた焼結接合の適用が進んでおり、チップ接合部の寿命は大幅に向上している[34,35]。そのため、パワーモジュール内における主たる疲労破壊箇所は、Alワイヤとなっており、その寿命予測が重要となっている。Fig. 1.5は、Alワイヤ破壊現象の模式図である。この破壊は、主に、AlワイヤとSiチップとの線膨張係数差による熱応力に起因する。Alワイヤの疲労強度評価の従来研究として、常温環境下で金属細線に対して機械的繰り返し負荷を与えた事例が見られる[36]。また、使用環境温度の高温化に伴い、Alワイヤのクリープ損傷が想定される。パワーモジュール向けのAlワイヤの信頼性評価技術の従来研究としては、

実際のパワーモジュールを用いた評価事例があるが[37], そのクリープ時間の影響を詳細に検討した事例はみられない。

最後に、半導体を利用した製品は、パワー半導体パッケージなどに留まらず、中央演算素子、メモリ、AI 用半導体および半導体計測デバイス等、多岐に渡る。近年特に注目されている計測デバイスとして、半導体ひずみセンサが挙げられる[38-40]。本センサは、従来のひずみ計測技術に比べて、感度、コストおよび設置自由度の点から多くの長所を有する。しかしながら、高感度なデバイスを被測定物に取り付ける際には、取り付け構造に起因する $1\ \mu\epsilon$ レベルの微小なゼロ点変動（負荷前後のセンサ出力値の変動）が計測結果として明確に現れるという課題が存在する。ひずみ計測用途として広く用いられるひずみゲージでは、ゲージ自体のノイズや環境温度変動の影響により、数 $\mu\epsilon$ のひずみ変動が容易に発生する。そのため、 $1\ \mu\epsilon$ レベルの微小なひずみ変動を考慮する必要性は低かった。すなわち、こうした微小ひずみ変動を考慮することは、高感度なひずみ計測デバイスに特有の課題である。さらに、このようなデバイスに樹脂接着部が存在する場合、樹脂材料である接着剤が応力緩和するため、微小なゼロ点変動の発生が懸念される。このような微小ひずみ変動を事前に予測することができれば、高感度なひずみ計測デバイスの出力値を補正し、より高精度な計測が可能となる。しかし、現時点において、このような観点からの検討事例は見られない。

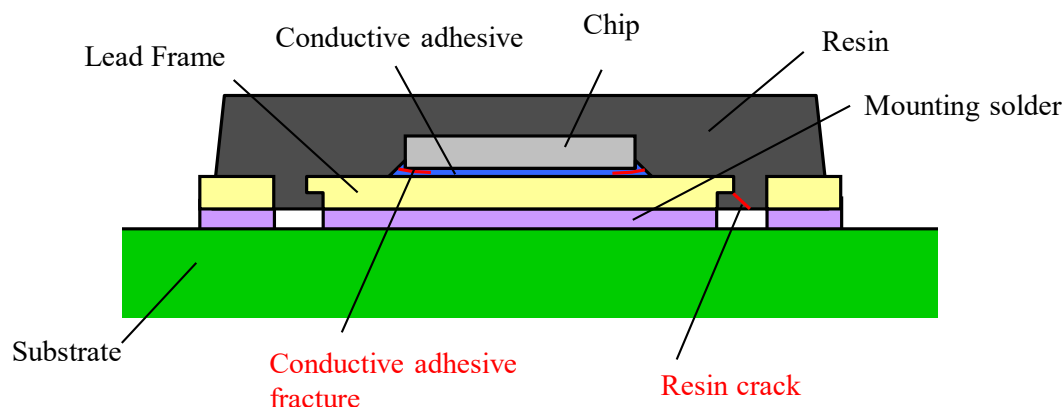


Fig. 1.3 Schematic diagram of power MOSFET package example and fracture phenomena.

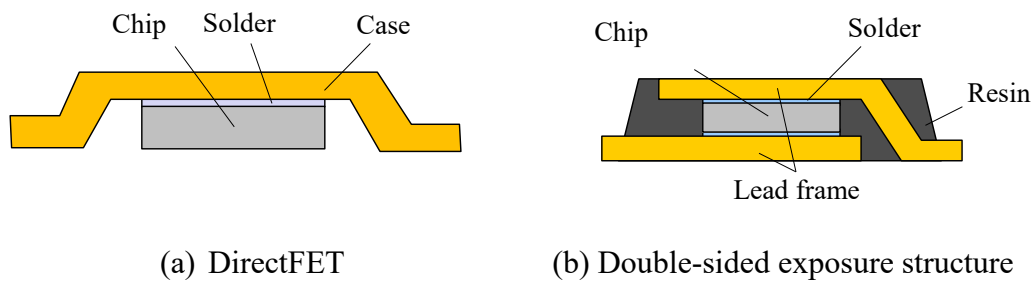


Fig. 1.4 Schematic diagram of new power MOSFET package.

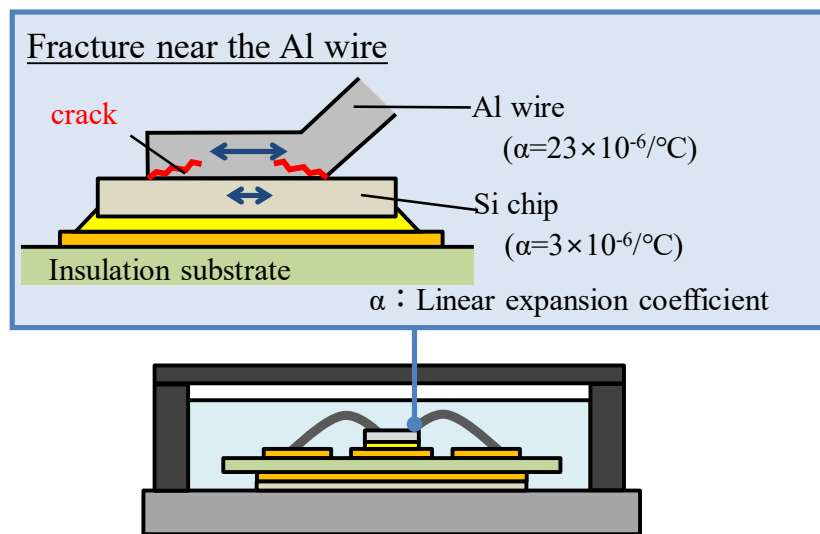


Fig. 1.5 Cross-sectional view of power semiconductor module and fracture near the aluminum wire.

1.3. 本論文の目的と構成

パワー半導体パッケージの設計開発においては，設計効率を高めるために解析主導型の信頼性評価手法の確立が不可欠である．近年，パワー半導体パッケージの製造工程や使用環境の高温化，温度領域拡大に伴い，新たな損傷現象の発生が懸念されている．本研究では，喫緊に生じる新たな損傷現象を対象とし，それらの信頼性評価手法の確立を目的とした．具体的に，本研究の新規性は，導電性接着剤のリフロー破壊，薄型封止樹脂の寸法効果，両面放熱構造の接合寿命設計，Al ワイヤの高温下での周波数依存寿命，および $1\ \mu\text{ε}$ レベルのゼロ点変動の事前予測という未整備領域に対し，設計段階で活用可能な定量モデルと解析主導型評価枠組みを提示した点にある．以下に，本論文の構成に基づく各章の概要を示す．

第1章では、本研究の背景、課題、目的および論文の構成について述べた。

第2章では、パワーMOSFET用パッケージ内部のダイボンディング材として用いる導電性接着剤のリフロー時の破壊の有無を予測するため、応力特異場理論に基づいた導電性接着剤の破壊強度測定とパッケージの吸湿を考慮した応力解析による予測手法の検討内容について述べる。

第3章では、リードフレームがパッケージ底面から露出している薄型パワーMOSFET用パッケージの封止樹脂を対象とし、温度サイクル試験時の樹脂の破壊の有無を予測するため、樹脂破壊強度の試験片サイズ依存性を実験によって導出し、その強度データとパッケージの熱応力解析を用いて破壊の有無を予測する手法の検討内容について述べる。

第4章では、パワーMOSFET用パッケージの低オン抵抗および低熱抵抗を実現する構造として考えられる両面高放熱パッケージ構造を対象とし、き裂進展解析によるはんだ接合部の寿命評価を活用した信頼性確保のためのパッケージ構造設計の検討内容について述べる。

第5章では、IGBTなどを搭載するパワーモジュールのAlワイヤを対象とし、パワーサイクル試験における発熱時間から換算した試験周波数をパラメータとして、高温環境下でのAlワイヤ曲げ疲労試験を実施し、その結果を用いたAlワイヤの寿命推定式の検討内容について述べる。

第6章では、高精度ひずみ計測デバイスの貼付用接着剤を対象として、その粘弾性特性を計測し、1 $\mu\epsilon$ レベルの微小なひずみ変動を予測する検討内容について述べる。

第7章では、本研究で得られた結果を結論として総括する。

参考文献

- [1] 令和7年版環境白書・循環型社会白書・生物多様性白書、環境省、(2025-6).
- [2] 2050年カーボンニュートラルに伴うグリーン成長戦略、内閣官房、経済産業省、内閣府、金融庁、総務省、外務省、文部科学省、農林水産省、国土交通省、環境省(2021-6).
- [3] カーボンニュートラルのインパクト ～脱炭素社会に向けたトランジションの中で日本企業が勝ち残るために～、みずほ産業調査 Vol.67(2021-7).
<https://www.mizuhobank.co.jp/corporate/bizinfo/industry/sangyou/m1067.html>
- [4] 脱炭素社会実現に貢献するパワー半導体、富士電機技報, Vol.97, No.4(2024).

- [5] 池上徹, 野口宏一朗, パワーモジュールの最新動向と展望, 三菱電技報, Vol.98, No.3(2024).
- [6] Yan-Fei Liu, Don Tan, A Discussion on Ultra-High Efficiency and Ultra-High Power Density DC-DC Converter Technologies, IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics, Vol.11, No. 3(2023 June), pp.2457-2468.
- [7] Kyaw Ko Lwin, Carolyn Epino Tubillo, Panumard T., Jun Dimaano, Dr. Nathapong Suthiwongsunthorn, Saravuth Sirinorakul, Copper Clip Package for high performance MOSFETs and its optimization, 2016 18th Electronics Packaging Technology Conference.
- [8] 中津欣也, 鈴木英世, 西原淳夫, 佐々木康二, 環境対応自動車を支える次世代インバータ技術, 日立評論, Vol. 94, No. 4, 2012, pp. 34-37.
- [9] 齊藤克明, 小池義彦, 佐伯貴広, 低損失, 高耐圧, 大電流 HiGT モジュール, 日立評論, Vol. 90, No.12, 2008, pp. 84-87.
- [10] 藤野純司, 村井淳一, 出田吾朗, 大森暢彦, 加柴良裕, 福本信次, 藤本公三, パワーモジュールのはんだ接合部の高信頼化, 電子情報通信学会論文誌 C, Vol. J95-C, No. 11, 2012, pp.312-316.
- [11] 吉野学, 竹内悠次郎, 大井幸多, 中島昭, パワー半導体デバイスの最新動向, 電気学会, Vol.144, No.3, pp.186-192.
- [12] 若本恵佑, 大電力パワー密度モジュール製品へ向けた銀焼成熱信頼性評価, 実験力学, Vol.22, No.2(2022 June), pp.91-95.
- [13] Sayan Seal, Homer Alan Mantooth, High Performance Silicon Carbide Power Packaging—Past Trends, Present Practices, and Future Directions, Energies 2017, Vol.10, No.3 (2017).
- [14] 船津勝彦, 清水一男, 大谷健, 金澤孝光, 佐藤仁久, 半導体装置及びそれを組み込んだ電子装置, 特開 2004-140229.
- [15] 波多俊幸, 清水一男, 半導体装置およびその製造方法, 特開 2004-146577.
- [16] 両角朗, 山田克己, 宮坂忠志: パワー半導体モジュールにおける信頼性設計技術, 富士時報, 74 巻 2 号, p.145-148(2001).
- [17] 高橋良和, 両角朗, 池田良成, 西村芳孝, パワーモジュールのパッケージ技術動向, エレクトロニクス実装学会誌, Vol.16, No.5(2013), pp.341-346.
- [18] 加柴良裕, パワーデバイス・モジュールの実装技術, 溶接学会誌, Vol.80, No.4(2011), pp.285-288.
- [19] Suganuma, K., New Trends for Conductive Adhesives : Solder Alternatives and Printed Electronics, Journal of the Adhesion Society of Japan. Adhesion, Vol. 43,

No. 5 (2007), pp. 220-224.

- [20] 井上雅博, 菅沼克昭, 導電性接着剤の電氣的・熱的特性に及ぼす熱履歴の影響, 第16回マイクロエレクトロニクスシンポジウム論文集, pp.339-342 (2006).
- [21] 藤野純司, 電子デバイスの導電性樹脂による実装プロセスの検討, 高温学会誌, Vol.32, No.4(2006), pp.213-218.
- [22] 北野誠, 河合末男, 西村朝雄, 西邦彦, はんだリフロー工程で発生するICのパッケージクラックに関する研究, 日本機械学会論文集 A 編, Vol. 55, No. 510(1989), pp. 356-363.
- [23] 北野誠, 西村朝雄, 河合末男, はんだリフロー工程で発生する IC のパッケージクラックに関する研究(第 2 報, 応力特異場理論による樹脂の強度評価), 日本機械学会論文集 A 編, Vol. 57, No.538(1991), pp.1398-1405.
- [24] 池田徹, 上野雄也, 宮崎則幸, 伊東伸孝, LSI プラスチックパッケージのはんだリフロー割れ防止設計法の検討, エレクトロニクス実装学会誌, Vol.4, No.1(2001), pp.47-55.
- [25] 善積章, 高温環境での樹脂封止半導体パッケージの破壊, 高分子, Vol.42, No.5(1993).
- [26] Kohno, R. et al., Effect of Thermal Stress on Cracking of IC Plastic Packages during Reflow Soldering, Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series A, Vol. 66, No. 644 (2000), pp. 692-697(in Japanese).
- [27] 前佛伸一, 伊藤慎吾, 高橋上, 仙波伸得, 半導体パッケージの吸湿リフロー信頼性シミュレーション技術の開発, SCEJ 37th Autumn Meeting(2005).
- [28] Georges Engelmann, Tizian Senoner, Hauke van Hoek, Rik W. De Doncker, A Systematic Comparison of Various Thermal Interface Materials for Applications with Surface-Mounted (DirectFETTM) MOSFETs, IEEE 11th International Conference on Power Electronics and Drive Systems, (2015).
- [29] 安井感, 串間宇幸, 石橋亨介, 齊藤克明, xEV に対応する高温高出力密度パワー半導体モジュール, 工業材料, Vol.68, No.9(2020), pp.56-61.
- [30] 宝蔵寺裕之, 加藤史樹, 田中聡, 新開次郎, 佐藤弘, パワーモジュールの耐熱信頼性向上技術, スマートプロセス学会, Vol.9, No.6(2020), pp.264-271.
- [31] 宮崎高彰, 池田靖, パワーモジュール向け高信頼 Sn-Cu 系はんだの開発, スマートプロセス学会誌, Vol.4, No.4(2015), pp.184-189.
- [32] 山口拓人, 池田靖, 秦昌平, 小田祐一, 黒木一真, クラッド材を用いた高

温 Pb フリー接合材, 第 22 回マイクロエレクトロニクスシンポジウム MES2012(2012).

- [33] 春別府佑, 谷江尚史, 池田靖, 宮崎高彰, 川瀬大助, 守田俊章, 佐々木康二, はんだ縦クラック現象のメカニズム解明, 日本機械学会 M&M2019 材料力学カンファレンス
- [34] 根岸征央, 須鎌千絵, 石川大, 名取美智子, 川名祐貴, 中子偉夫, 圧接構造を用いた焼結銅ダイボンド材のパワーサイクル信頼性, エレクトロニクス実装学会誌, Vol.25, No.3(2022), pp.218-224.
- [35] 下山章夫, 張昊, 関伸弥, 村松哲郎, 菅原徹, 長尾至成, 菅沼克昭, 次世代半導体パワーデバイスの量産化に向けた焼結接合装置の開発と検証, MES2016(第 26 回マイクロエレクトロニクスシンポジウム)(2016).
- [36] 床尾尚也, 安藤拓司, 保田雄亮, 鈴木和弘, 紺野哲豊, 守田俊章, 焼結銀を用いたパワー半導体素子の接合技術の開発, 第 27 回エレクトロニクス実装学会春季講演大会(2013).
- [37] 中井善一, 橋本晃久, 竹谷彰彦, 金属細線の疲労試験法の開発と疲労強度の寸法効果, 材料, Vol.54, No.3(2005), pp.284-289.
- [38] 石本雄太, 田中拓, 黒木脩仁, 中井善一, 繰返し曲げ応力を受ける金属細線の破壊挙動, M&M2016 材料力学カンファレンス(2016).
- [39] 宮部成央, 田中拓, 中井善一, 中村太郎, 工業用純鉄細線の疲労損傷に及ぼす降伏現象の影響, 日本機械学会論文集(A 編), Vol.77, No.784(2011), pp.53-61.
- [40] 加藤雅也, 坂口智紀, 小金丸正明, 宍戸信之, 池田徹, 葉山裕, 萩原世也, 宮崎則幸, 繰返し 4 点曲げ試験で得られるパワーモジュール用アルミワイヤボンド部のワイヤリフトオフ寿命と非弾性ひずみ振幅の関係, MES2022(第 32 回マイクロエレクトロニクスシンポジウム)(2022).
- [41] 小金丸正明, 宍戸信之, 坂口智紀, 加藤雅也, 池田徹, 葉山裕, 萩原世也, 宮崎則幸, 繰返し 4 点曲げ試験によるパワーモジュールのワイヤリフトオフ寿命評価法の提案, エレクトロニクス実装学会誌, Vol.25, No.3(2022), pp.260-268.
- [42] 宍戸信之, 葉山裕, 宮崎則幸, パワーモジュールにおけるアルミワイヤ接合部の熱疲労に対する材料非線形の効果, スマートプロセス学会誌, Vol.6, No.4(2017), pp.144-148.
- [43] Bayerer, R., Herrmann, T., Licht, T., Lutz, J. and Feller, M., Model for Power Cycling lifetime of IGBT Modules, 5th International Conference on Integrated

Power Electronics Systems(2008).

- [44] 澄川貴志, 太田裕之, 半導体ひずみセンサを用いたひずみ検知マテリアル, 日本機械学会 2004 年度年次大会講演論文集(2004), pp.247-248.
- [45] 太田裕之, 澄川貴志, 島津ひろみ, 丹野洋平, 機械系センサネット用低消費電力半導体ひずみセンサの開発, 日本機械学会論文集(A 編), Vol.73, No.729(2007), pp.666-671.
- [46] 島津ひろみ, 太田裕之, 丹野洋平, 日本機械学会論文集, Vol.85, No.877(2019).
- [47] 芦田喜章, 太田裕之, “力学量測定装置” 特許第 5779662 号, Sep.2015.
- [48] 本田光平, 酒井克彦, 静弘生, 岡田亮二, 宮嶋健太郎, 半導体ひずみセンサを用いた旋盤加工における工具摩耗状態のモニタリング, 第 13 回生産加工・工作機械部門講演会(2019).
- [49] 藤井功太, 酒井克彦, 静弘生, 宮嶋健太郎, 岡田亮二, 半導体ひずみセンサによるエンドミル加工状態モニタリングに関する研究, 第 13 回生産加工・工作機械部門講演会(2019).
- [50] 鈴木健悟, 太田裕之, 梅山貴博, 半導体ひずみセンサを用いた耐腐食型圧力センサの開発, 電気学会論文誌 E, Vol.137, No.9(2017), pp.278-283.

第 2 章 リフロー工程を考慮したダイボンディング用導電性接着剤の破壊予測手法の開発

2.1. 緒 言

鉛 (Pb) は強い毒性を有し、人体や生態系に対する悪影響が科学的に明らかとなっているため、環境負荷低減の観点から世界的に使用規制 (Pb フリー化) が実施されてきた[1, 2]. 特に電気・電子機器分野では、製品のライフサイクルにおける廃棄段階で Pb が溶出し、土壌や水質汚染を引き起こすことが懸念されている. このため、欧州連合 (EU) は 2006 年 7 月に RoHS (Restriction of Hazardous Substances) 指令を施行し、プリント配線基板接続などに用いられるはんだを含む複数の有害物質を規制対象とした[3]. RoHS 指令の導入は、電子機器産業における材料選定や実装技術に大きな変革をもたらし、各材料メーカーおよび半導体メーカーは、Pb フリーはんだの開発に向けた研究を急速に加速させた. その結果、基板接続に用いる溶融温度の低いはんだ (低温はんだ) については、Sn-Ag-Cu 系を中心とした代替材料の採用により、Pb フリー化がほぼ完了している[4].

一方、この RoHS 指令では、現時点において、電子部品内部接続に使用される高温はんだは規制対象外である. これは、主に高発熱型半導体パッケージにおいて、Si チップと Cu リードフレームを接続するダイボンディング材として現状使用される高融点はんだ (典型例として 95Pb-5Sn) について、十分な信頼性を確保した代替材料 (もしくは技術) が見つかっていないことに起因する. 現在用いられている高温はんだは、約 300 °C 以上の耐熱性と優れた熱伝導性を兼ね備えており、パワーデバイスや高放熱型パッケージの性能維持に不可欠となっている. 各社において高温 Pb フリーはんだの開発は継続的に試みられてきたが、実用化には至っておらず、現状では RoHS 除外項目として扱われている. ただし、RoHS 指令は見直しを規定しており、今後、高温はんだが規制対象に追加される可能性は高い. このため、代替技術の探索は喫緊の課題となっている.

そこで注目されている代替材料の候補の一つが、銀 (Ag) ペースト材に代表される導電性接着剤である[5]. 導電性接着剤は、固着機能を担う熱硬化型樹脂と導電機能を担う金属フィラーから構成され、約 180 °C 程度の低温での実装が可能であるとともに、硬化後は約 300 °C 程度の高温環境でも接続を維持できるという特性を有する. しかし、従来の高温はんだ材と比較すると、材料自体の強度、接合強度および長期信頼性に課題が残る. さらに、基板実装はんだの Pb フリー化に伴い、リフロー温度は従来の約 245 °C から約 20 °C 上昇するため、半導体パッケージに発生する熱応力は増加傾向にある. また、パッケージ封止のため

の樹脂は吸湿性を有することから、大気から封止樹脂に溶解した水分がリフロー時に放出されることでパッケージ内部では水蒸気圧が上昇し、封止樹脂割れなどの不良を誘発することが知られている。これまでに、このような水蒸気圧を考慮した封止樹脂の割れ発生予測手法が提案されているが[6]、同様にダイボンディング材として用いる導電性接着剤についてもリフロー時に発生する熱応力のみならず水蒸気圧によって破壊が発生し、電氣的導通不良の発生や熱抵抗増加によるパッケージの放熱性の低下が懸念される。このため、その強度予測手法が求められている。

本章では、ダイボンディング材に導電性接着剤を用いる高放熱型パッケージを対象とし、リフロー時の導電性接着剤の破壊に関する予測手法の開発を目的とした。

2.2. 破壊メカニズムの推定

Fig. 2.1 は、リフロー時に導電性接着剤が破壊するメカニズムを推定した内容について示す。対象は、熱伝導率の大きい Cu リードフレーム上に導電性接着剤を介して Si チップが搭載され、Cu リードフレームの下面は封止樹脂から露出させた高放熱型パッケージである。初期状態として、封止樹脂には、大気中からの水分が溶解している。リフロー工程における昇温時には、封止樹脂/Cu リードフレーム界面部における熱応力の増大によって界面はく離が発生し、この薄いはく離部に対して樹脂中に溶解していた水分が浸入する。その後水分は蒸気化し、この水蒸気圧によって封止樹脂が持ち上げられ、導電性接着剤に付加的な応力が発生する。Si チップと Cu リードフレームの線膨張係数差に起因した熱応力も加わることで、導電性接着剤の破壊が発生すると推定した。なお、大気中の水分は、封止樹脂だけでなく導電性接着剤にも溶解する。しかし、導電性接着剤の体積は、封止樹脂と比較して十分に小さく、吸湿量は微量と考えられる。したがって、導電性接着剤の破壊に影響を及ぼす水蒸気圧は、主として封止樹脂の吸湿量によって決定されたとした。この推定メカニズムに基づき、本章では以下の手順で破壊の有無の予測方法を検討することとした。

- ① 吸湿を実施・未実施の導電性接着剤に対する破壊強度評価試験を行い、応力特異場理論[6]を用いてリフロー温度での破壊強度データを取得する。
- ② 封止樹脂に対する吸湿特性評価試験を行い、その拡散係数および溶解度係数を求める。
- ③ 対象パッケージに関する吸湿解析を行って、封止樹脂/Cu リードフレーム界面部の水蒸気圧を求める。

- ④ 水蒸気圧を考慮したリフロー時の応力解析によって、導電性接着剤に発生する特異場の強さ K を求める。
- ⑤ 特異場の強さ K と破壊強度を比較し、破壊の有無を予測する。

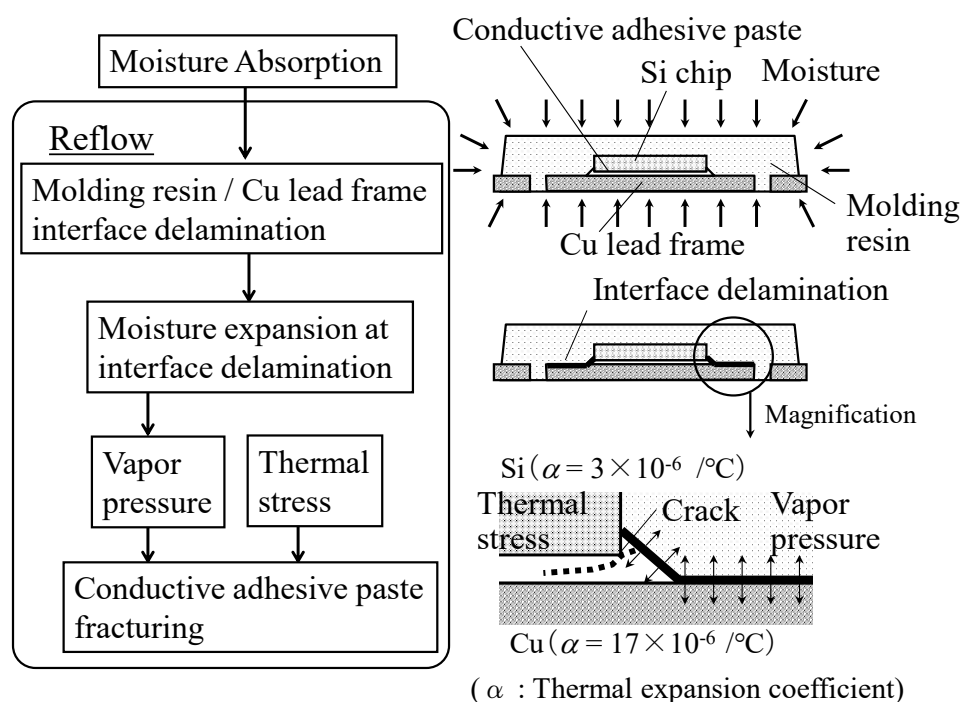


Fig. 2.1 Fracture mechanism of conductive adhesive paste in a package.

2.3. 試験方法

2.3.1 導電性接着剤の破壊強度評価試験

リフロー時のパッケージには、主に Cu リードフレームと Si チップの線膨張係数差に起因した反り変形が発生する。この変形様式を考慮して、Fig. 2.2 に示す Si チップ/導電性接着剤/Cu リードフレームの三層接着板の試験片に対して三点曲げ負荷試験を実施して、吸湿の有無や温度を考慮した導電性接着剤の破壊強度を求めた。両端の支点間距離は 20 mm とした。Fig. 2.3 は、試験片の外観図 ((a)斜めから見た際の模式図および(b)光学顕微鏡写真) を示す。Cu リードフレームを所望の大きさに切り出し、導電性接着剤を用いて Si チップと接合することで試験片を作製した。Si チップのサイズは幅 10 mm×奥行き 7 mm×厚さ 0.4 mm、および、Cu リードフレームのサイズは幅 25 mm×奥行き 7 mm×厚さ 0.4 mm

とし、両者を介在する導電性接着剤の厚さは約 20 μm とした．試験片の吸湿条件は，吸湿なし，および，85 $^{\circ}\text{C}$ 且つ 85 % で 48 時間吸湿させたものの 2 通りとした．吸湿なしの試験片の試験温度は，室温（25 $^{\circ}\text{C}$ ），245 $^{\circ}\text{C}$ および 265 $^{\circ}\text{C}$ の 3 通りとした．吸湿した試験片の試験温度については，室温のみとした．これは，吸湿した試験片を加熱条件下で試験すると水分が蒸発し，吸湿状態を維持できないためである．試験には島津製作所製の恒温槽付引張試験機を使用し，変位速度は 1 mm/min とした．試験は，各条件について 3 個ずつの試験片を用いて実施した．

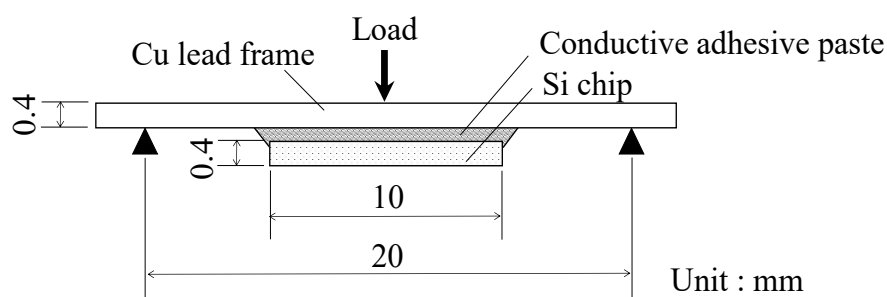
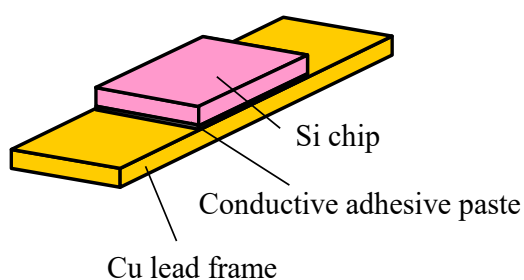
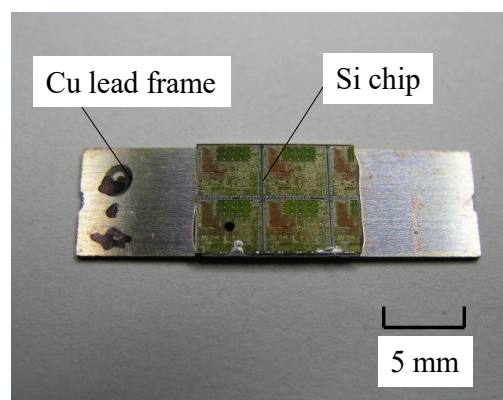


Fig. 2.2 Schematic view of three-point bending test for obtaining the strength of conductive adhesive paste.



(a) Schematic diagram



(b) Optical microscope image

Fig. 2.3 Schematic view of specimen.

2.3.2 封止樹脂の吸湿特性評価試験

吸湿解析を実施する際に必要となる封止樹脂の拡散係数 D および溶解度係数 S を求めるために、吸湿特性評価試験を行った。Fig. 2.4 は、試験片外観の模式図を示す。試験片形状は、直径 40 mm および厚さ 1 mm の円板とした。試験に用いた封止樹脂は、一般的な半導体パッケージ製品の封止材として使用されている樹脂である。Fig. 2.5 は、試験片への水分拡散の模式図を示す。試験片は、厚さに対して十分大きな直径となるようにしたため、Fig. 2.5 に示す試験片の側面からの水分拡散は、試験片の上下面からの水分拡散に対して十分に少ない。したがって、試験片への水分拡散は、試験片の厚さ方向の一次元として取り扱うことができる。この試験片の成型条件は、モールド圧力 7 MPa、温度 175 °C および時間 90 秒とした。Table 2.1 は、実施した試験条件をまとめたものを示す。相対湿度 55 % および 95 % についてはそれぞれ 85 °C の 1 条件、および、相対湿度 85 % については 50 °C、60 °C および 85 °C の 3 条件、計 5 条件を実施した。各条件について、吸湿前後の試験片重量を精密天秤（METTLER TOLEDO 社製）で測定し、吸湿時間と吸湿量の関係を求めた。試験片数は、各条件について 3 個とした。

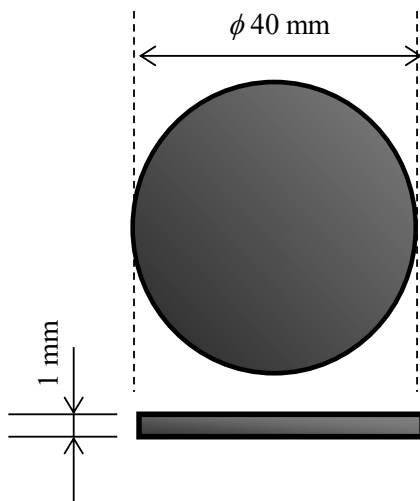


Fig. 2.4 Schematic view of specimen for moisture absorption test.

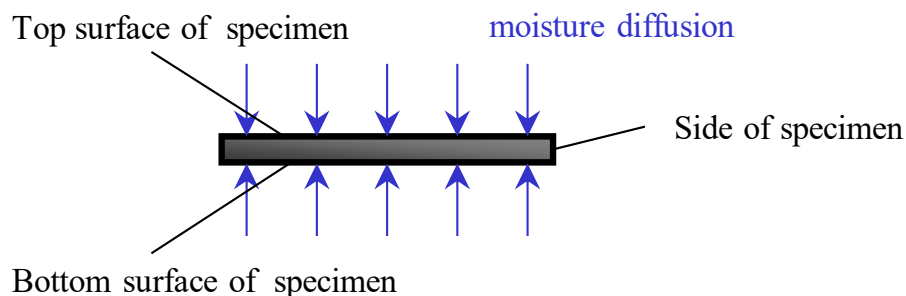


Fig. 2.5 Schematic view of moisture diffusion in specimen.

Table 2.1 Condition of moisture absorption tests.

Relative humidity Temperature	55%	85%	95%
50°C	—	○	—
60°C	—	○	—
85°C	○	○	○

2.4. 解析方法

2.4.1 三点曲げ試験に対する応力解析

三点曲げ試験で得られる導電性接着剤の破壊強度を求めるために、実験で求めた破壊荷重を用いた応力解析を実施した。Fig. 2.6 は、試験片に対する解析モデルを示す。解析モデルは 2 次元であり、構造の対称性を考慮して試験片の 1/2 をモデル化した。また、対称軸であるモデル左端を x 方向に固定し、対称軸の上点を x および y 方向に固定する条件とした。破壊起点となることが予想される Si チップ下端に O 点を中心とする極座標（距離 r および角度 θ ）を設定し、O 点から $r = 8 \mu\text{m}$ の領域については微細要素を用いて同心円状に分割を行った。解析に用いた物性値は、2.4.3 項の Table 2.2 に、まとめて示す。導電性接着剤の物性値は、温度依存性を考慮した値とした。解析条件は、2 次元一般化平面ひずみ条件とした。材料間の熱膨張係数差に起因した残留応力を正確に表現するために、導電性接着剤の硬化温度およびモールド温度である 175 °C を残留応力 0 の状態として、試験実施温度まで温度を変化させた。

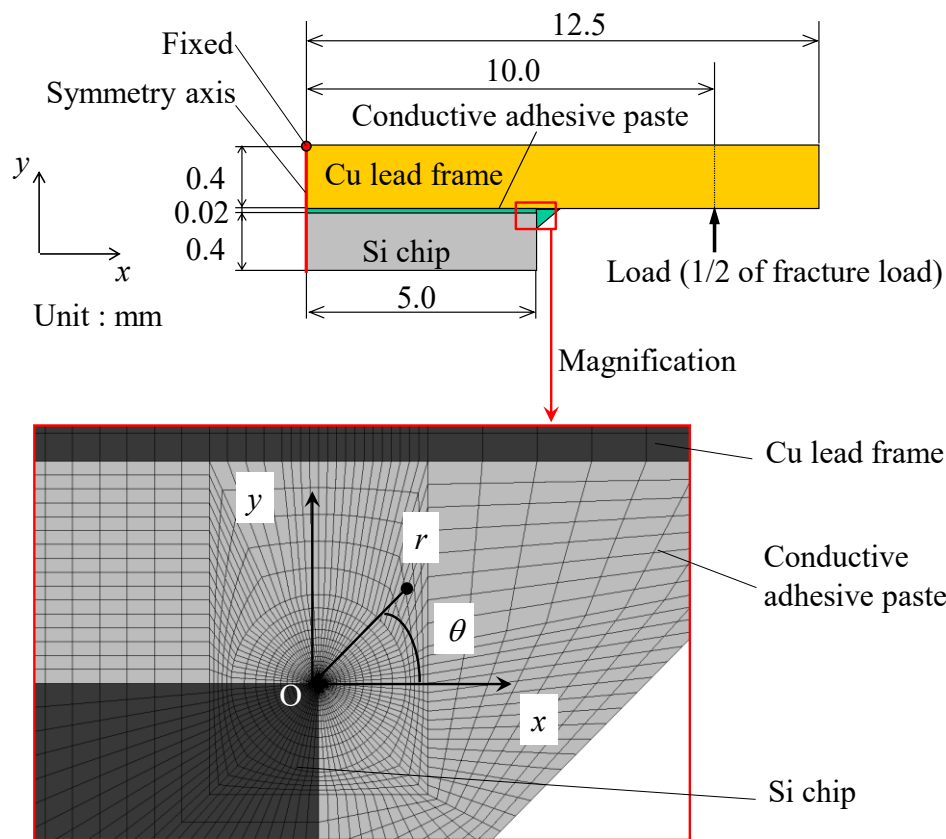


Fig. 2.6 Model for three-point bending test and magnified view around the corner of Si chip.

2.4.2 封止樹脂に関する吸湿解析

リフロー時にパッケージ中に発生する水蒸気圧を推定するためには、まず封止樹脂中に溶解した水分濃度 C を求める必要がある[6, 7]. そこで、有限要素法を用いてパッケージの封止樹脂に対する非定常吸湿解析を行った.

Fig. 2.7 は解析モデルを示す. 対象とするパッケージは、サイズが幅 10 mm×奥行き 10 mm×厚さ 1 mm, Cu リードフレームのサイズが幅 6 mm×奥行き 6 mm×厚さ 0.125 mm, および, Si チップのサイズが幅 4 mm×奥行き 4 mm×厚さ 0.4 mm である. 解析モデルは、対象とするパッケージの断面における封止樹脂のみをモデル化した. 封止樹脂は、2.5.2 項で吸湿特性を測定した樹脂とした. 対称性を考慮し、封止樹脂の 1/2 をモデル化した. また、パッケージが完全な乾燥状態であるときを初期条件とした. パッケージ表面部 (Fig. 2.7 中 A-B-C-D) における水分濃度 C は,

$$C = \left(\frac{RH}{100} \cdot p_s \right)^n \cdot S \quad (2.1)$$

で与えられるとした[6]. ここで, RH は相対湿度, p_s は飽和水蒸気圧, S は溶解度係数および n は材料定数である. パッケージ中心, Si チップ周辺部およびCu リードフレーム周辺部 (Fig.2.7 中 D-E-F-G-H-A) は, 水分の拡散はないものとした. 解析に用いる環境条件として, 温度 85 °C かつ相対湿度 85 %, および, 吸湿時間は 48 時間とした. 吸湿解析での物性値として用いる拡散係数 D は, 後述する式(2.5)と, 環境条件としての温度 85 °C との関係から決定した. 式(2.1)に示すパッケージ表面における水分濃度 C は, 後述する式(2.8)と, 環境条件としての相対湿度 85 % との関係から決定した.

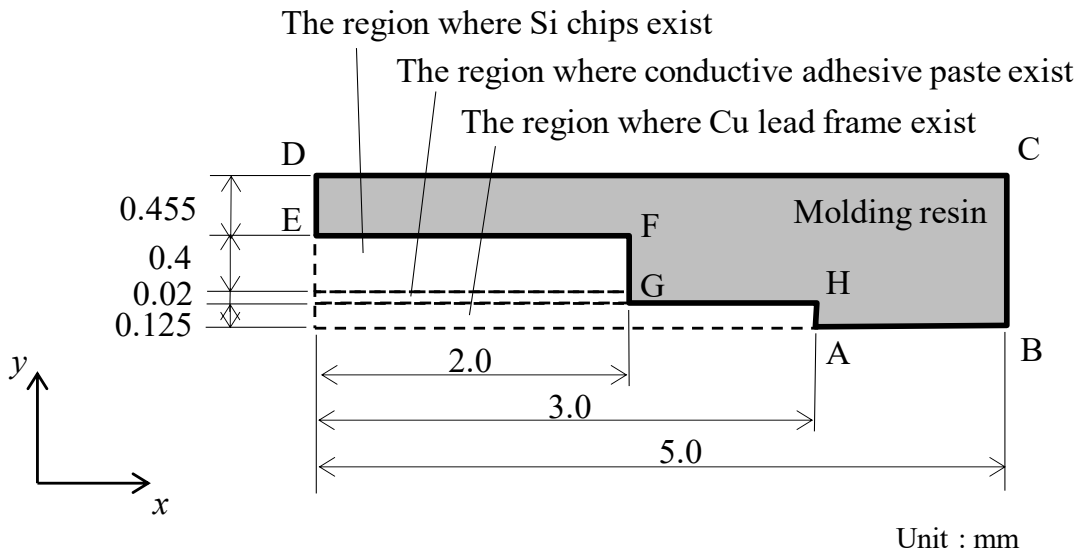


Fig. 2.7 Model for moisture absorption analysis.

2.4.3 リフロー時の応力解析

リフロー時に発生する応力状態を得るために、有限要素法を用いた応力解析を実施した。Fig.2.8 は、対象パッケージに対する解析モデルを示す。解析モデルは2次元であり、構造の対称性を考慮してパッケージの1/2をモデル化し、対称軸であるモデル左端を x 方向に固定、対称軸の下点を x および y 方向に固定する条件とした。き裂発生起点として予想される導電性接着剤の端部にO点を中心とする極座標（距離 r および角度 θ ）を設定し、O点から $r = 8 \mu\text{m}$ の領域については微細要素を用いて同心円状に分割を行った。また、導電性接着剤への負荷が最も厳しい条件を想定し、封止樹脂/Cu リードフレーム界面部および封止樹脂/導電性接着剤界面部は、全面はく離している状態とし、その部位では結合を外した。

Table 2.2 は、解析に用いた材料特性をまとめて示す。一般に、樹脂の粘性挙動は、ガラス転移温度（ T_g ）近傍で顕著に現れるが、今回対象とする導電性接着剤の T_g （ $\approx 0^\circ\text{C}$ ）は室温よりも低く、実施した試験温度では、粘性挙動をほとんど示さない高温領域であったと考えられる。したがって、本研究では、導電性接着剤を弾性体とみなした。なお、ヤング率は、温度によって変化する。

解析条件は、2次元一般化平面ひずみ条件とした。材料間の線膨張係数差に起因した残留応力を正確に表現するために、導電性接着剤の硬化温度およびモールド温度である 175°C を残留応力0の状態として、試験実施温度まで温度を変化させた。また、残留応力による初期はく離部（封止樹脂/Cu リードフレーム界面部および封止樹脂/導電性接着剤界面部）に対して、吸湿解析から得られる環境温度に応じた水蒸気圧を作用させた。Table 2.3 は解析仕様を示す。リフロー温度は、 225 、 245 および 265°C の3通りとし、各温度について、水蒸気圧（2.4.3 項で得られる値であり、後述）を負荷する場合と負荷しない場合の2通りを計算した。以下では、表に示したそれぞれの試験条件を「解析 No.1」～「解析 No.6」と呼称する。

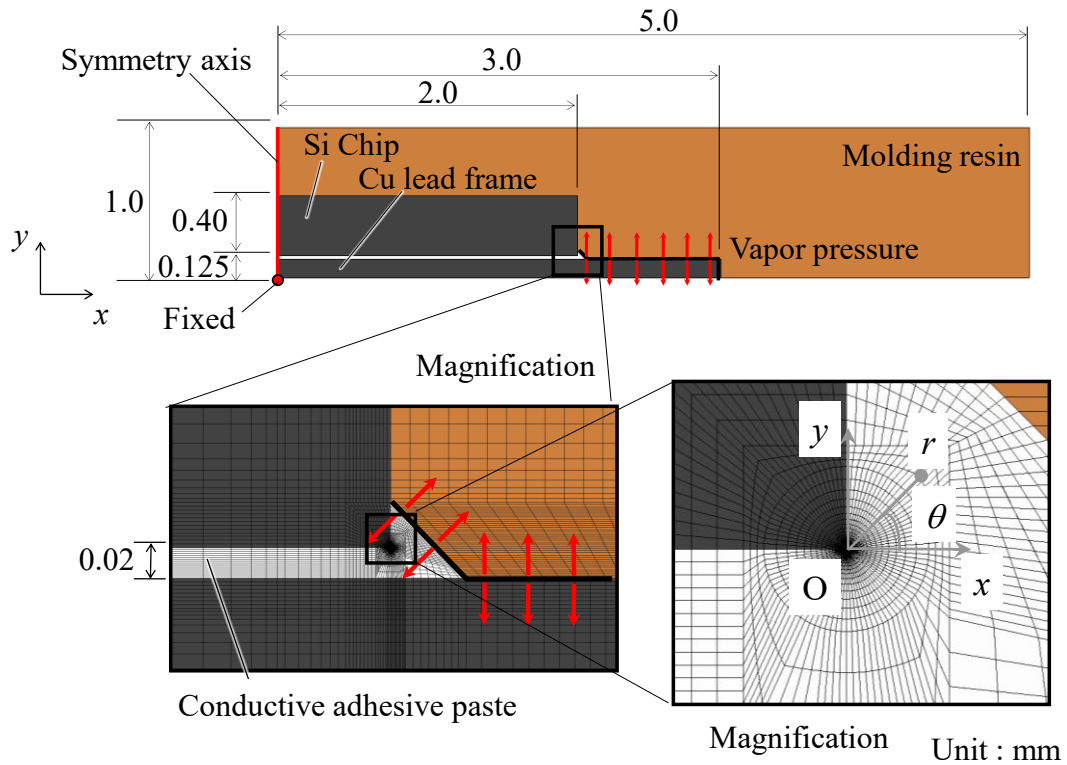


Fig. 2.8 Model for stress condition during reflow process.

Table 2.2 Mechanical properties of components used in analysis.

Component	Temperature (°C)	Young's modulus (GPa)	Poisson's ratio	Thermal expansion coefficient ($\times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$)
Si Chip	-	170	0.07	3
Conductive adhesive paste	25	0.18	0.3	133
	170	0.07	0.3	133
	300	0.07	0.3	133
Cu lead frame	-	115	0.3	17
Molding resin	-	1	0.3	38

Table 2.3 Conditions for analysis.

Analysis No.	Heat temperature (°C)	Vapor pressure (MPa)
1	225	0.84
2		0
3	245	1.12
4		0
5	265	1.44
6		0

2.5. 結果および考察

2.5.1 破壊強度評価試験

試験では、試験片の破壊と同時に荷重が低下するため、ピーク荷重を破壊荷重とした。なお、試験中の荷重と変位はほぼ比例関係であり、導電性接着剤の粘性挙動は認められなかった。Fig. 2.9 は、環境温度 265 °C で実施した未吸湿試験片における試験後の断面観察の一例を示す。破壊は、Si チップコーナー部 O 点の導電性接着剤で発生し、その後、導電性接着剤内部をき裂が進展したことがわかる。他の試験条件の場合も同様の破壊形態であった。これは、導電性接着剤自体の破壊強度が、Si チップおよび Cu リードフレームに対する接着強度よりも弱かったことを示唆している。

破壊の起点である Si チップ端 (Fig. 2.6 で示した O 点) 近傍では、応力特異場が発生すると予想されることから、導電性接着剤の破壊強度は、接着の強度評価などで用いられる応力特異場理論によって導出した[3,4]。応力集中箇所に自由表面が存在しない埋込み型異種材接合角部では、応力 σ は特異点からの距離 r の関数であり、次式で表される[8, 9]。

$$\sigma = C_1 / r^{1-\lambda_1} + C_2 / r^{1-\lambda_2} \quad (2.2)$$

ここで、 C_1 および C_2 は特異場の強さを表す係数である。また、 λ_1 および λ_2 は特異性の指数であり、特性方程式を解くことによって求められる[8]。破壊の起点

となった角部の応力は、式(2.2)の右辺のうち、特異性の高い実根を持つ項または特異場の強さが大きい項のどちらかによって決定されると仮定し、本研究では、以下の近似式を用いた。

$$\sigma = K / r^{\lambda} \quad (2.3)$$

ここで、 K は特異場の強さ（き裂における応力拡大係数に相当）および λ は特異性の指数である。また、強度を評価する応力成分は、封止樹脂材などの評価によく用いられ、モード I 開口応力成分に相当する接線方向応力 σ_{θ} とした[6]。

応力に基づく破壊進展方向を特定するために、2.3.1 節で示した解析モデルを用いて、角度 θ と σ_{θ} との関係性を求めた。Fig. 2.10 は、試験温度 265 °C における、角度 θ と σ_{θ} との関係性を示す。破壊は、O 点近傍で発生するため、O 点近傍の距離 $r=1, 2, 5$ および $8 \mu\text{m}$ での結果を示している。図より、 σ_{θ} が最大となる角度 θ は、距離 r によらず、ほぼ同値であった。そこで、 $r = 1 \sim 8 \mu\text{m}$ において σ_{θ} が最大となる角度の平均値である $\theta = 140^{\circ}$ を、試験温度 265 °C での破壊進展方向 θ_f とした。 $\theta = -60^{\circ}$ の方向も、 σ_{θ} が極大値となっているが、その値は、 $\theta = 140^{\circ}$ での値よりも小さいため、破壊進展方向 θ_f としては採用しなかった。同様に異なる試験温度における破壊進展方向を求めた結果、室温の場合は $\theta_f = 176^{\circ}$ 、および、試験温度 245 °C の場合は $\theta_f = 140^{\circ}$ であった。実験における破壊進展方向は、Fig. 2.9 に示した通り、複雑に折れ曲がっており、一意に決定できないが、解析結果と凡そ一致している。次に、 θ_f 方向の σ_{θ} 分布および式(2.3)を用いて、 λ および K を求めた。Fig. 2.11 は、試験温度 265 °C での r と σ_{θ_f} ($\theta_f = 140^{\circ}$) との関係性を対数表示で示す。図より、 r と σ_{θ_f} との関係性は、ほぼ直線であり、式(2.3)の近似が妥当であることを確認できる。この関係の最小二乗直線近似より、 λ および K は、それぞれ 0.23 および $1.12 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0.23}$ が得られ、本章では、この K 値を破壊強度 K_f とした。他の試験温度についても、同様に λ および K_f を導出した。Fig. 2.12 中の中実のプロットは、実験から得られた各試験温度における破壊強度を示す。なお、試験温度が室温での λ は 0.24 であり、試験温度 245 °C および 265 °C での λ は 0.23 である。室温と高温の λ が異なる理由は、導電性接着剤の弾性率が温度によって異なるためと考えられるが、ここでの λ の差は有意ではないと評価を行った。図より、破壊強度 K_f は、高温になるにしたがって低下することがわかる。高温領域での強度の低下は、導電性接着剤（主に樹脂成分）の強度が低下していることを示唆している。また、室温での破壊強度は、吸湿によって約 15 % 低下している。一般に、導電性接着剤の樹脂内部に浸入した水分子は、樹脂を構成する分

子間に入り込み、分子間相互作用を弱めるため、導電性接着剤の破壊強度を低下させることが知られている[10]. また、樹脂の吸湿特性などの物性値は、 T_g 前後で大きく変化するが、今回対象とする導電性接着剤の T_g は、試験温度のいずれよりも低い. したがって、各試験温度における導電性接着剤の吸湿特性に大きな差異はないと考えられる. そこで、導電性接着剤の破壊強度の低下は、導電性接着剤に含まれる水分量に応じて低下すると仮定し、試験を実施できなかった 245 °C および 265 °C の環境下における吸湿後の破壊強度は、室温での吸湿による低下率と等しいとする仮定を用いて導出した (Fig. 2.12 中の中空のプロット).

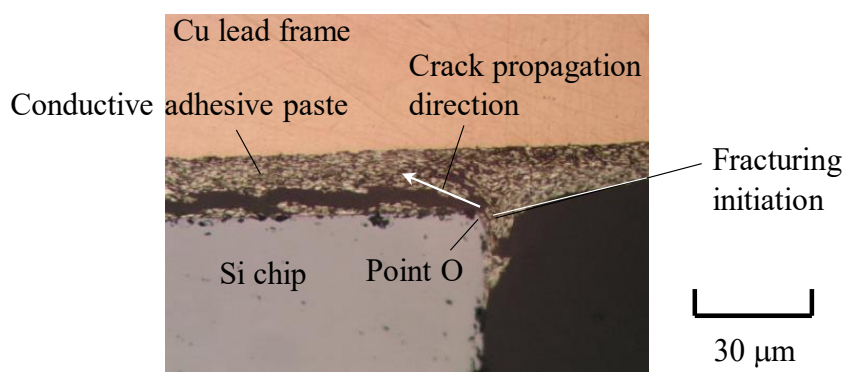


Fig. 2.9 Magnified view around the corner of Si chip.

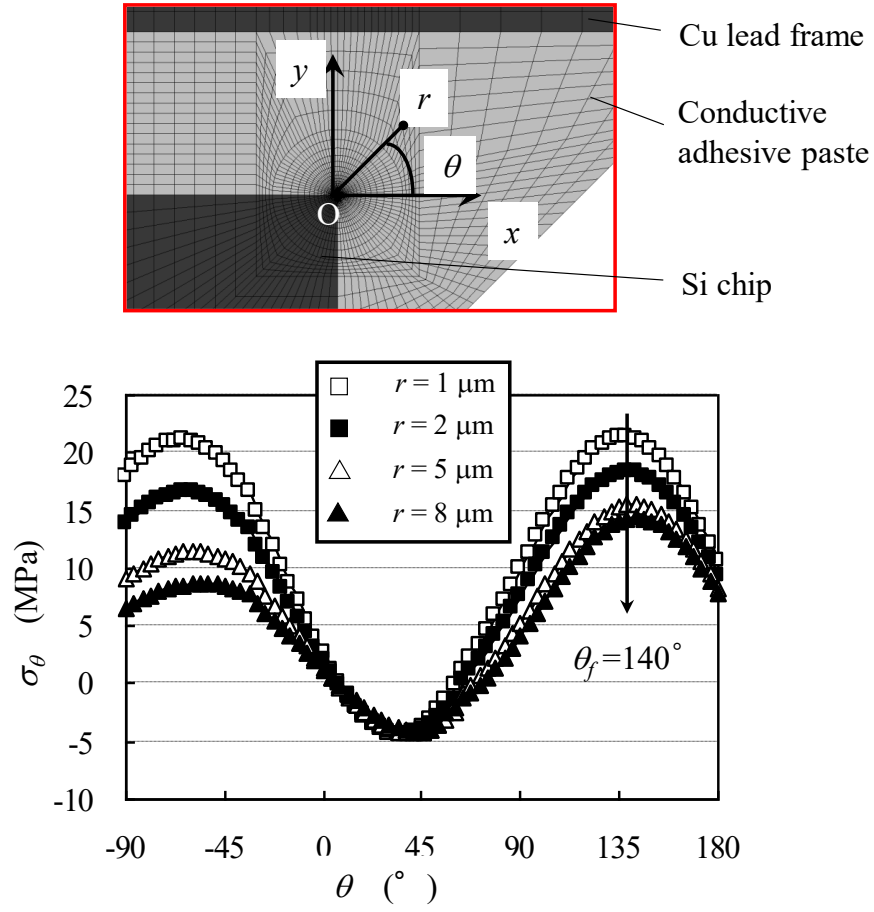


Fig. 2.10 Relationship between σ_θ and θ at 265 °C.

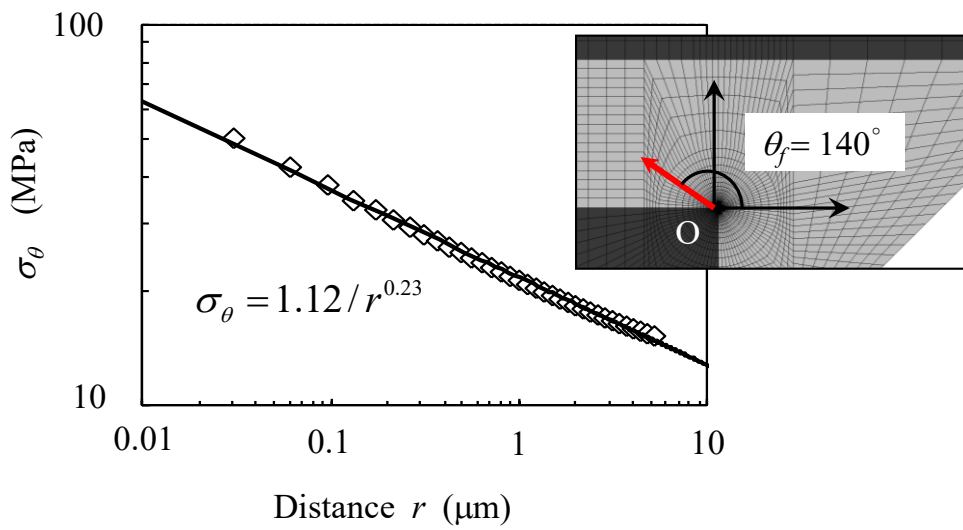


Fig. 2.11 Relationship between σ_θ ($\theta = 140^\circ$) and r near the corner of Si chip at 265 °C.

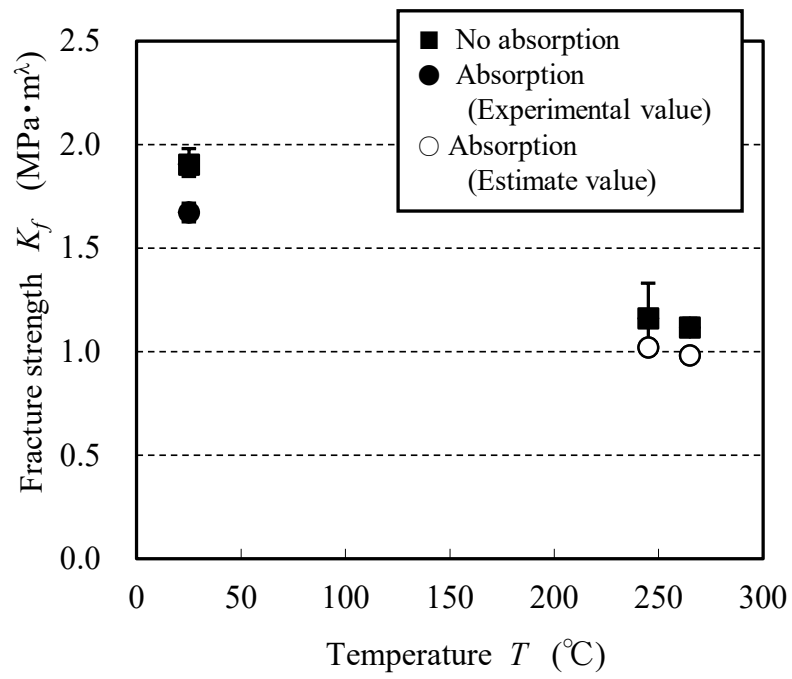


Fig. 2.12 Relationship between K_f and T .

2.5.2 吸湿特性評価試験

Fig. 2.13 は、各試験条件における吸湿特性評価試験結果を示す。図より、試験条件によらず、3 個の試験片間の測定値のばらつきは小さいことがわかる。

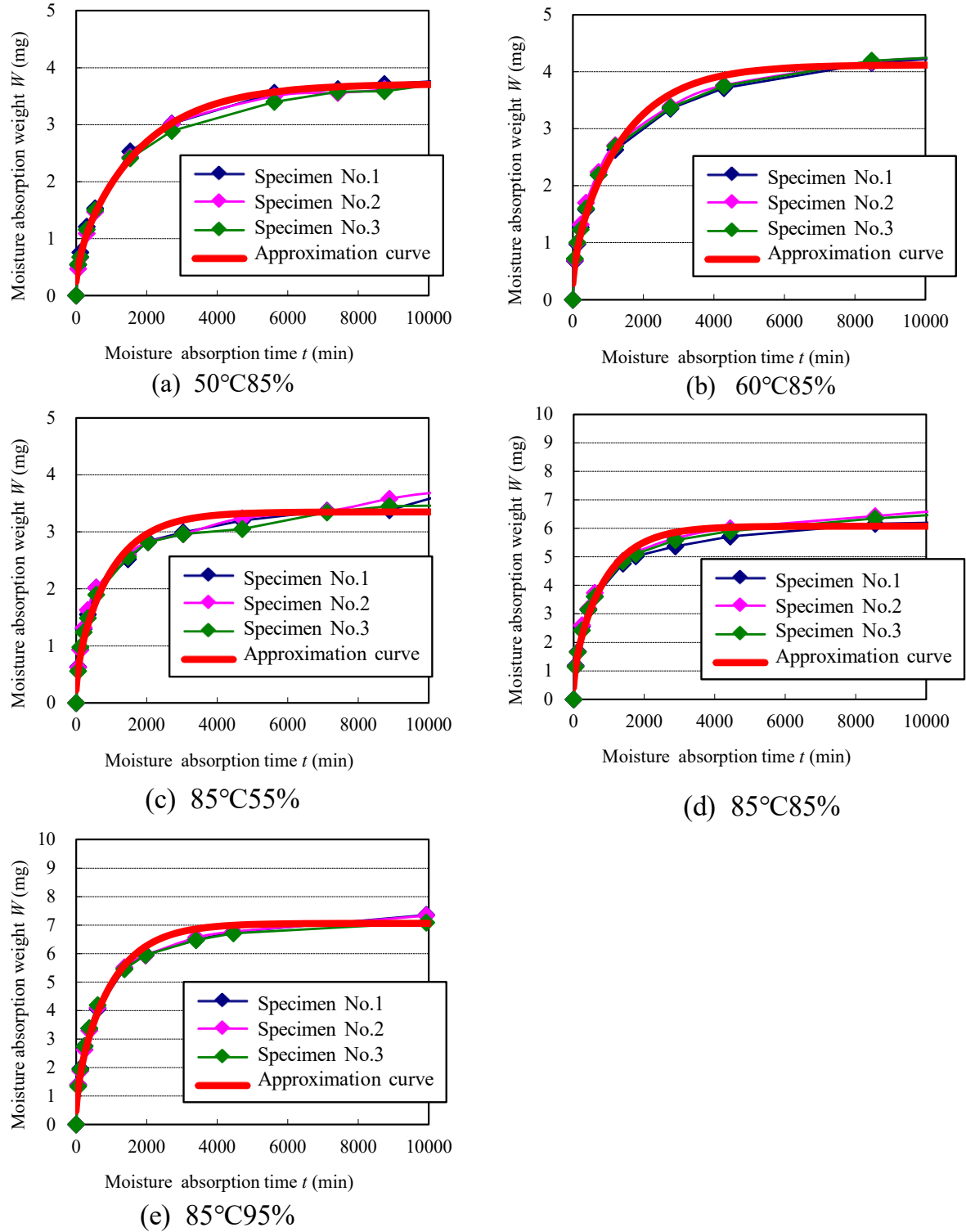


Fig. 2.13 Relationship between W and t .

次に、Fig. 2.5 に示した通り、試験片への水分拡散は、試験片の厚さ方向の一次元として取り扱うことができる。この場合、吸湿量 W は、以下の式で表される[11-13].

$$W = V \cdot Q_s \cdot \left[1 - \sum_{n=0}^{\infty} \frac{8}{(2n+1)^2 \pi^2} \exp \left\{ \frac{-D(2n+1)^2 \pi^2 t}{L^2} \right\} \right] \quad (2.4)$$

ここで、 t は吸湿時間、 L は試験片厚さ、 V は試験片の体積、 D は拡散係数、 Q_s は飽和吸湿率である。そこで、Table 2.1 に示した各吸湿条件について、式(2.4)を用いて、試験結果の最小二乗近似を行い、拡散係数 D および飽和吸湿率 Q_s を求めた。式中の n は 0~3 とした。図中の赤線は、その近似曲線を示す。近似曲線は、試験結果とよく一致していることがわかる。Table 2.4 は、各試験条件で導出した拡散係数 D および飽和吸湿率 Q_s の一覧である。

Table 2.4 Diffusion coefficient D and saturated moisture rate Q_s under each test condition.

Temperature (°C)	Relative humidity (%)	Diffusion coefficient $D(\text{mm}^2/\text{s})$	Saturated absorption rate $Q_s(\text{mg}/\text{mm}^3)$
50	85	9.15×10^7	2.96×10^3
60	85	1.14×10^6	3.28×10^3
85	55	1.64×10^6	2.67×10^3
85	85	1.83×10^6	4.84×10^3
85	95	1.67×10^6	5.62×10^3

拡散係数 D と絶対温度 T との関係は以下に示す Arrhenius の式で表される[6][14].

$$D = D_0 \cdot \exp(B_D/T) \quad (2.5)$$

ここで、 D_0 および B_D は、拡散係数の温度依存性を示す定数である。
飽和吸湿率 Q_s と相対湿度 RH の関係は以下に示すべき乗の関係で表すことができる[6][14].

$$Q_s \propto (\text{RH})^n = (p/p_s \times 100)^n \quad (2.6)$$

ここで、 p は水蒸気圧、および、 p_s は飽和水蒸気圧である。 p_s は、以下に示す Wexler-Hyland の式で近似した。

$$p_s = \exp(-a/T + b) \quad (2.7)$$

ここで、 a および b は定数であり、それぞれ 4.913×10^3 、および 10.83 である[9]。

Fig. 2.14 は、相対湿度 85 %の吸湿特性評価試験結果から得られた D と絶対温度の逆数 ($1/T$) との関係を示す。 図中に示す近似直線より、式(2.5)中の D_0 および B_D として、それぞれ $1.07 \times 10^{-3} \text{ mm}^2/\text{s}$ および -2282 K が得られた。 Fig. 2.15 は、 85°C の試験結果から得られた Q_s と RH の関係を示す。 図中に示す近似直線より、式(2.6)中の n として 1.37 が得られた。 また、この n を用いて、以下に示す Arrhenius の式により Q_s を求めることができる[6][14]。

$$Q_s = p^n S_0 \cdot \exp(B_s/T) \quad (2.8)$$

ここで、 S_0 および B_s は、飽和吸湿率の温度依存性を示す定数である。 Fig. 2.15 は、相対湿度 85 %の吸湿特性評価試験から得られた、溶解度係数 $S = Q_s/p^n$ と絶対温度の逆数 ($1/T$) の関係を示す。 図中に示す近似直線より、式(2.8)中の S_0 および B_s は、それぞれ $2.25 \times 10^{-7} \text{ mg/mm}^3/\text{MPa}^n$ および 5067 K となった。 このようにして得られる式(2.5)および(2.8)を用いて吸湿リフロー解析を実施した。

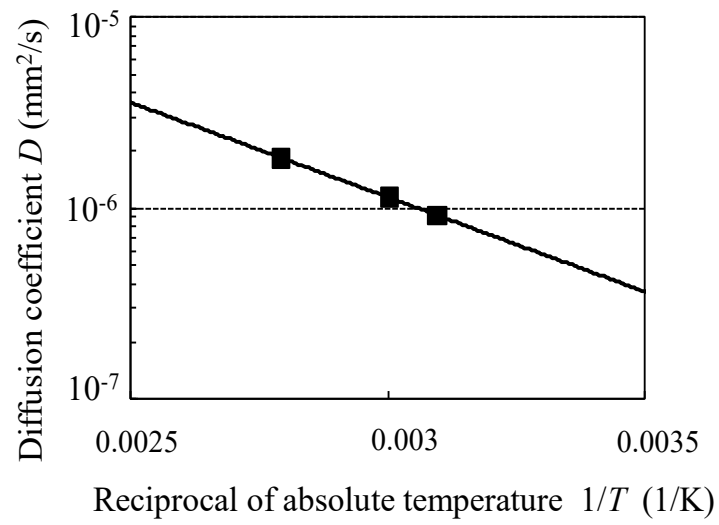


Fig. 2.14 Relationship between D and $1/T$.

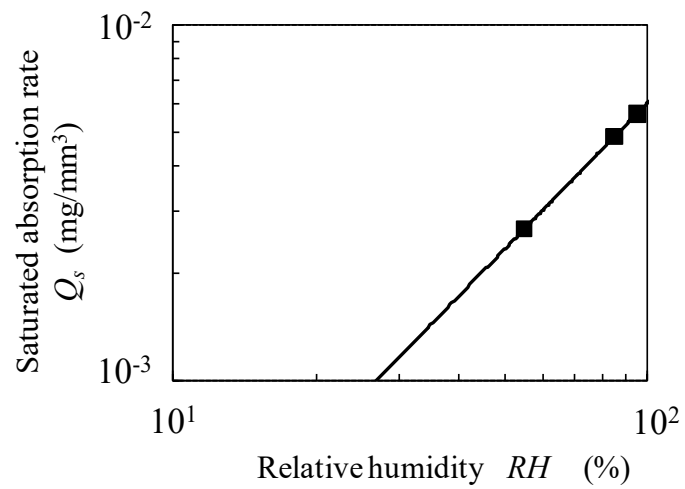


Fig. 2.15 Relationship between Q_s and RH .

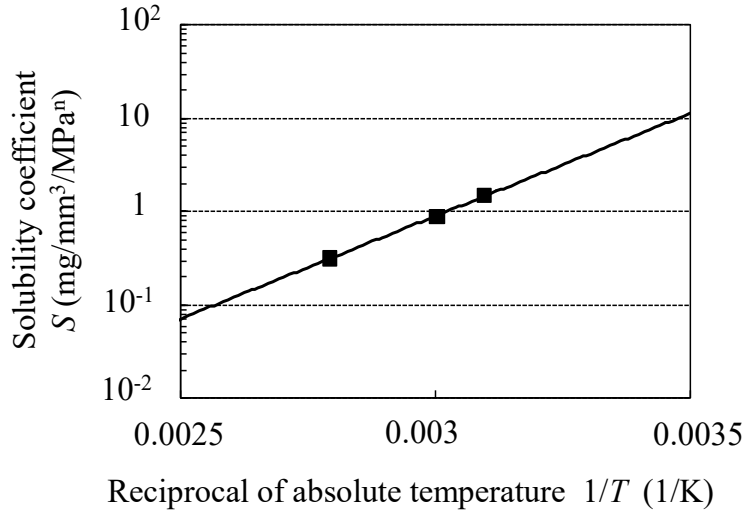


Fig. 2.16 Relationship between S and $1/T$.

2.5.3 吸湿リフロー解析

Fig. 2.17 は、吸湿リフロー解析より得られた各吸湿時間（6、12、24 および 48 時間）での封止樹脂/Cu リードフレーム界面部（Fig. 2.17 中の G-H 部）上の水分濃度分布を示す。横軸は、G 点からの距離 x を示す。吸湿初期段階の封止樹脂/Cu リードフレーム界面部の水分濃度は、Cu リードフレーム端部（Fig. 2.17 中の H 点（ $x=0.89$ mm））の方が Si チップ端部（Fig. 2.17 中の G 点（ $x=0$ mm））よりも大きい。これは、G 点の水分濃度は、主にパッケージ上面（C-D 部）からの拡散に支配されるのに対し、H 点の水分濃度は、パッケージ上面、側面（B-C 部）および下面（A-B 部）からの水分拡散によって決定されるためである。しかし、吸湿時間が長くなると、G 点と H 点での水分濃度差は小さくなる。

次に、解析で得られた水分濃度分布から、封止樹脂と Cu リードフレーム間のはく離面（G-H 部）に作用する水蒸気圧を求める。封止樹脂と Cu リードフレームの空隙が無限に小さいと仮定すると、封止樹脂表面と空隙の水蒸気圧の間で、ヘンリーの法則に基づく平衡状態が直ちに生じ、水蒸気圧 p は、

$$\left. \begin{array}{ll} p = p_s & \left((C_0/S)^{1/n} > p_s \right) \\ p = (C_0/S)^{1/n} & \left((C_0/S)^{1/n} \leq p_s \right) \end{array} \right\} \quad (2.9)$$

と表せる[9]. ここで, C_0 は封止樹脂/Cu リードフレーム界面部の平均水分濃度, および, S は加熱温度における溶解度係数である.

Fig. 2.18 は, 式(2.9)を用いて求めた水蒸気圧 p と吸湿時間 t との関係を示す. 加熱温度は, 225 °C, 245 °C および 265 °C の 3 通りである. 各加熱温度での 48 時間後の水蒸気圧は, それぞれ 0.84, 1.12 および 1.44 MPa となった (Table 2.3 にはこれらの値が記載). 導電性接着剤の硬化温度およびモールド温度である 175 °C をパッケージの初期状態とした場合, リフロー温度が 245 °C から 265 °C に上昇すると, 温度増分に比例する熱応力は, 175 °C から 245 °C への増分の 70 °C と, 175 °C から 265 °C への増分の 90 °C の比率から, 約 1.29 倍に増加する. 一方, 水蒸気圧は, 175 °C での水蒸気圧 (0.37 MPa) から 245 °C での水蒸気圧 (1.12 MPa) への増分である 0.75 MPa と, 175 °C での水蒸気圧から 265 °C での水蒸気圧 (1.44 MPa) への増分である 1.07 MPa を比較すると, 約 1.43 倍に増加する. これらより, リフロー温度が高温化すると, 熱応力に加え, 水蒸気圧も増加する. したがって, リフロー温度の高温化に伴って, 導電性接着剤の破壊への影響は, 増加する.

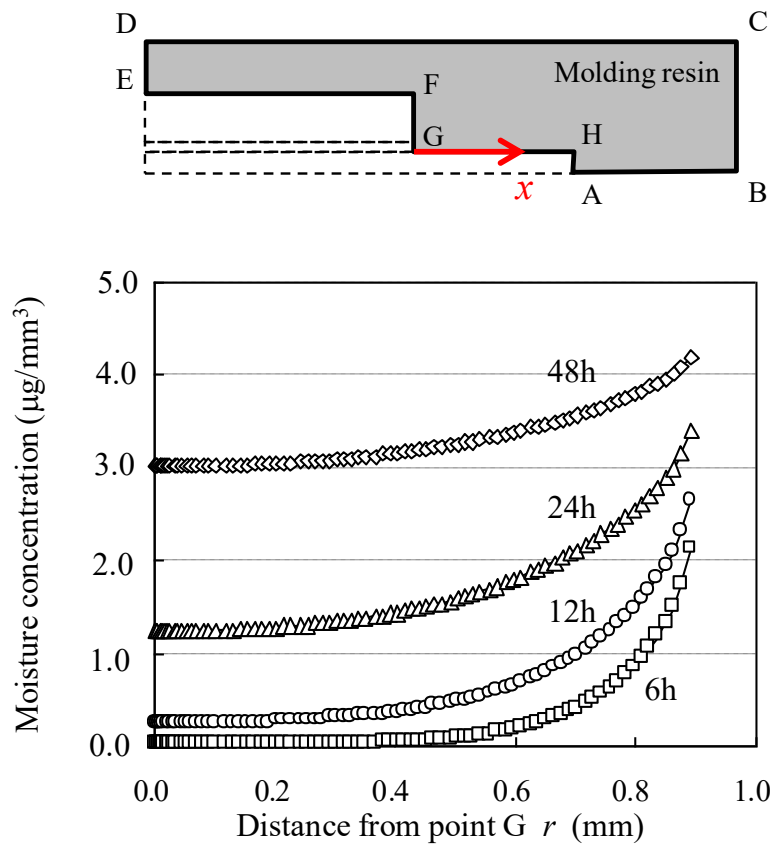


Fig. 2.17 Relationship between moisture concentration and r .

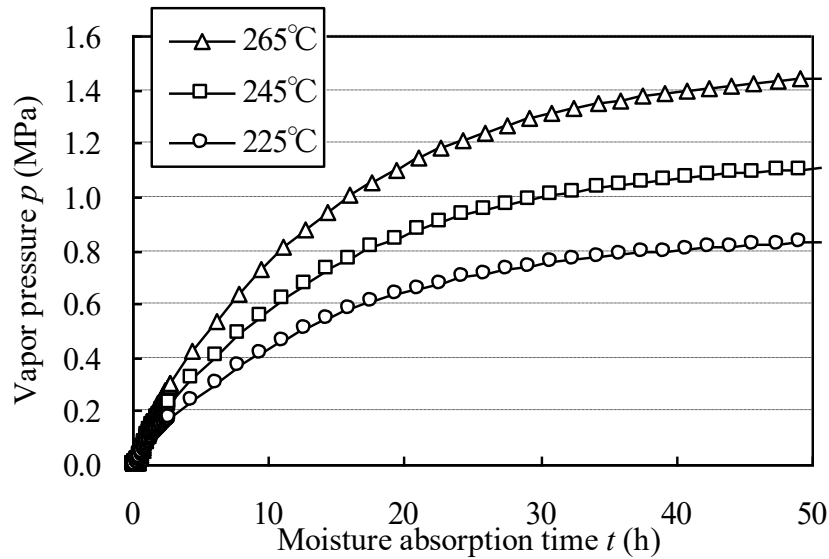


Fig. 2.18 Relationship between p and t at molding resin/Cu lead frame interface.

2.5.4 特異応力場の強さ K_θ に基づく破壊予測

Fig. 2.19 は、解析結果の一例として、解析 No.5 (加熱温度 265 °C, 水蒸気圧 1.44 MPa) の場合の、Si チップコーナー部近傍の変形図および導電性接着剤に発生する σ_θ の分布を示す。また、Fig.2.20 は、解析結果の一例として、解析 No.6 (加熱温度 265 °C, 水蒸気圧なし) の場合の、Si チップコーナー部近傍の変形図を示す。Fig. 2.19 より、水蒸気圧ありの場合は、封止樹脂/Cu リードフレーム界面はく離部は、水蒸気圧の作用によって開口した。一方、Fig.2.20 より、水蒸気圧なしの場合は、同はく離部は、閉口した。このように、水蒸気圧が作用する場合には開口変形、また、作用しない場合は閉口変形となる。すなわち、水蒸気圧の作用がある場合には、その値が大きくなるにつれて導電性接着剤に発生する特異場の強さは増加すると予測される。

次に、2.5.1 項と同様に、応力特異場である O 点近傍での角度 θ と σ_θ との関係を求めて、破壊方向 θ_f を決定した。その結果、加熱温度によらず、最大の σ_θ を示すのは、水蒸気圧が作用する場合に $\theta_f = -165^\circ$ の方向であり、作用しない場合は $\theta_f = -131^\circ$ の方向であった。それぞれ $\pm 30^\circ$ 前後の領域においても、 σ_θ の極大値が発生するが、最大値ではなかったため、 θ_f には採用しなかった。この方向の σ_θ 分布および式(2.3)を用いて、O 点に発生する特異場の強さ K_θ を求めた。ここで得られる K_θ と破壊強度 K_f を比較するため、 λ 値の相違による影響は微小とし、2.5.1 項で示した $\lambda = 0.23$ を用いた。なお、225 °C での λ は得られていないが、導電性接着剤の物性値が 245 °C および 265 °C での物性値と同じであることを考慮し、同様に $\lambda = 0.23$ を用いた。Fig. 2.21 は、解析 No.5 (加熱温度 265 °C, 水蒸気圧 1.44 MPa) の検討結果を一例として示す。図では、O 点

からの距離 r と σ_θ 分布の関係を対数表示で示してある。また、 $\lambda = 0.23$ を用いて、最小二乗近似直線を求めた。結果、特異場の強さ K_θ は、 $1.20 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0.23}$ となった。他の試験温度についても、同様に K_θ を導出した。

Fig. 2.22 に示す◇印および△印は、解析より得られた試験温度と特異場の強さ K_θ との関係であり、■印および●印は、Fig. 2.12 に示した導電性接着剤の破壊強度 K_f が載せてある。◇印は、解析 No.1, 3 および 5 における条件（水蒸気圧あり）を負荷した場合の結果であり、△印は、水蒸気圧が作用しない解析 No.2, 4 および 6 の結果である。これらの比較より、水蒸気圧を負荷した場合の導電性接着剤に発生する K_θ は、水蒸気圧を負荷しない場合の約 2.8 倍に増加することがわかる（No.5 および 6 の結果より、 $0.43 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0.23} \rightarrow 1.20 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0.23}$ ）。これは、水蒸気圧に起因した封止樹脂/Cu リードフレーム界面部の開口変形によって、Si チップ端部がパッケージ上方に持ち上げられるためである。

水蒸気圧が作用する解析から得られた特異場の強さ（◇印）は、加熱温度が約 250°C 以上の場合には、実験で得られる吸湿後の破壊強度に達することがわかった。したがって、 85°C 且つ 85% で 48 時間吸湿させたパッケージにおける導電性接着剤の破壊は、 245°C のリフローでは発生せず、 265°C のリフローでは発生すると予測できる。また、水蒸気圧を負荷しない解析での特異場の強さ（△印）は、リフロー温度が 265°C でも破壊強度に達しない。したがって、吸湿させないパッケージは、リフロー温度が 265°C でも導電性接着剤の破壊は発生しないと予測できる。

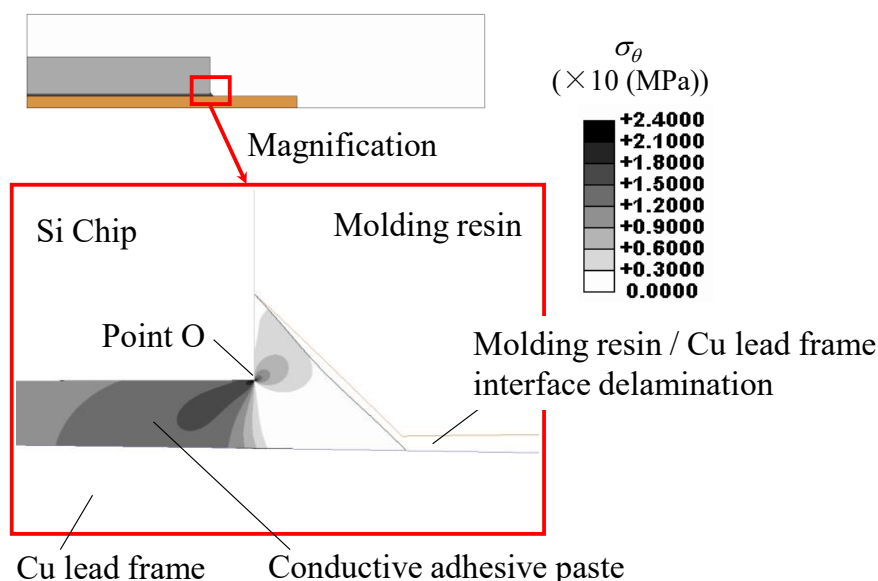


Fig. 2.19 Package deformation and stress distribution at conductive adhesive paste at analysis No.5.

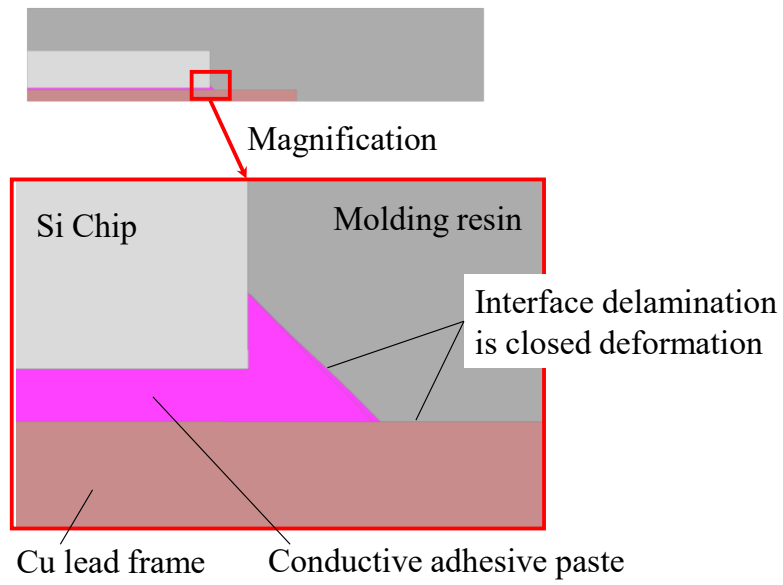


Fig. 2.20 Package deformation at analysis No.6.

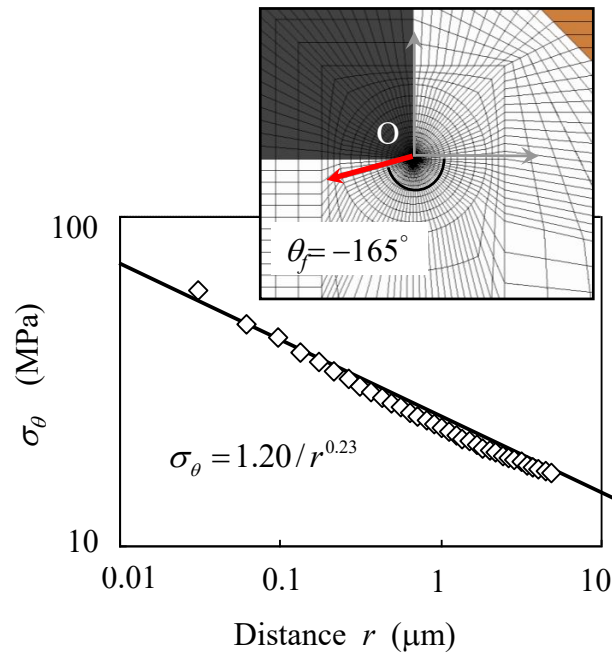


Fig. 2.21 Relationship between σ_θ and r .

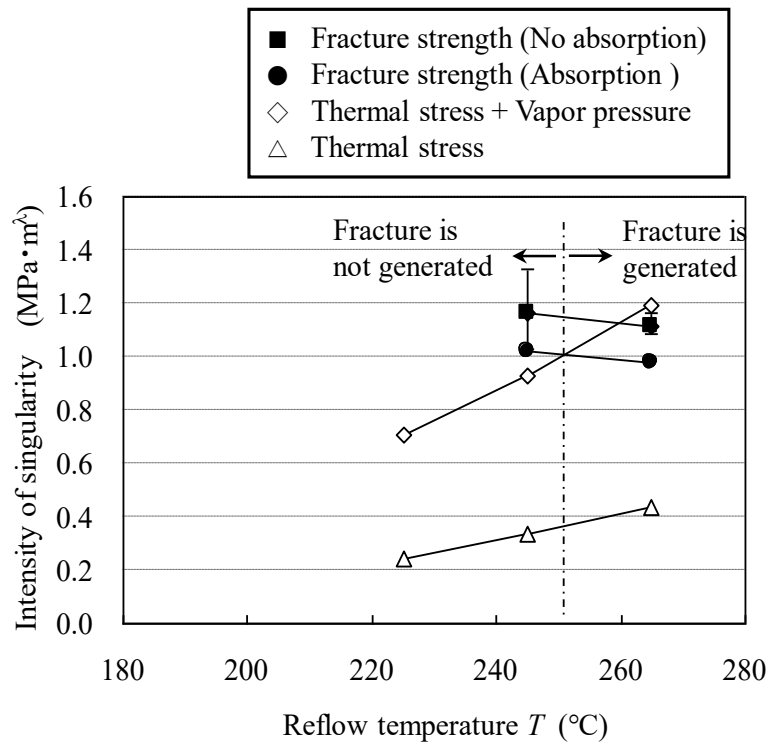


Fig. 2.22 Relationship between K_θ and T .

2.5.5 吸湿リフロー試験による検証

前項で示した評価結果の妥当性を検証するため、同一のパッケージを用いて吸湿リフロー試験を行った。吸湿条件は85℃且つ85%で48時間とし、リフロー温度は245℃と265℃の2通りとした。測定パッケージ数は、それぞれ50個とした。リフロー後のパッケージの導電性接着剤破壊の有無は、超音波探傷装置（日立パワーソリューションズ製）で調べた。その結果、リフロー温度が245℃の場合、導電性接着剤の破壊は発生しなかったが、リフロー温度が265℃の場合、10個のパッケージで導電性接着剤が破壊した。Fig. 2.23は、破壊が発生したパッケージの断面写真を示す。破壊はSiチップコーナー部で発生している。また、リフロー温度が245℃の場合には破壊が発生せず、265℃の場合には破壊が発生した吸湿リフロー試験結果は、Fig. 2.22で示した予測に準じている。以上より、熱応力および水蒸気圧の影響を正確に考慮し、Siチップコーナー部に発生する特異場の強さ K_θ を用いる導電性接着剤の破壊強度評価手法によって、リフロー時の導電性接着剤の破壊を定量的に予測できることがわかった。

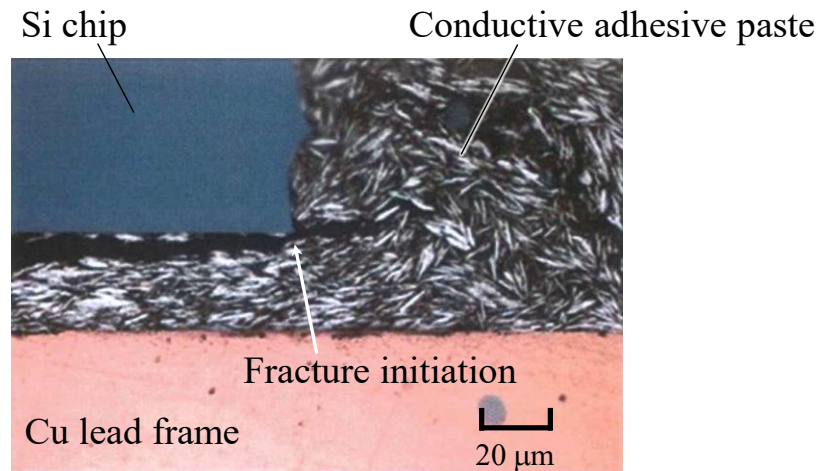


Fig. 2.23 Cross section view after reflow test.

2.6. 結 言

ダイボンディング材に用いる導電性接着剤を対象としてリフロー時の破壊の有無を予測するため、応力特異場理論に基づいた導電性接着剤の破壊強度測定と半導体パッケージの吸湿を考慮した応力解析を行い、以下の結論を得た。

- (1) Si チップ/導電性接着剤/Cu リードフレームの三層接着板の試験片に対して三点曲げ負荷試験を実施して、吸湿の有無および温度を考慮した導電性接着剤の破壊強度を求めた。その結果、吸湿の有無および試験温度によらず、破壊の起点は、Si チップコーナー部であった。また、破壊強度試験を対象とした応力解析を実施し、応力特異場理論を用いることによって、Si チップコーナー部に発生する特異場の強さによって、破壊強度を定量的に評価できた。
- (2) 封止樹脂の吸湿試験を実施して、試験温度および相対湿度に対する吸湿量を測定した。その結果、吸湿リフロー解析において必要となる拡散係数の温度依存性、および、飽和吸湿率の温度および相対湿度依存性を特定した。
- (3) 外形寸法が幅 10 mm×奥行き 10 mm×厚さ 1 mm である高放熱型パッケージを対象として吸湿解析を実施した。導電性接着剤の硬化温度およびモールド温度である 175 °C をパッケージの初期状態とした場合、リフロー温度が 245 °C から 265 °C に上昇すると、温度増分に比例する熱応力は、約 1.29 倍に増加する。一方、水蒸気圧は、175 °C での水蒸気圧 (0.37 MPa) から 245 °C での水蒸気圧 (1.12 MPa) への増分 (0.75 MPa) と、175 °C での水蒸気圧から 265 °C での水蒸気圧 (1.44 MPa) への増分 (1.07 MPa) を比較すると、約 1.43 倍に増加する。これらより、リフロー温度

が高温化すると、熱応力に加え、水蒸気圧も増加することがわかった。したがって、リフロー温度の高温化に伴って、導電性接着剤の破壊への影響は、増加する。

- (4) (3)のパッケージを対象として、リフロー時の応力解析を実施した。水蒸気圧に起因した封止樹脂/Cu リードフレーム界面部の開口変形によって、Si チップ端部がパッケージ上方に持ち上げられ、導電性接着剤への負荷が増加することがわかった。また、水蒸気圧なしの場合と比較して、導電性接着剤に発生する特異場の強さは、約 2.8 倍に増加することがわかった。
- (5) (1)で求めた破壊強度と、(4)で求めた特異場の強さを比較した結果、リフロー温度が 245 °C の場合には破壊が発生せず、265 °C の場合には破壊が発生すると予測できた。対象とするパッケージの吸湿リフロー試験を実施した結果、導電性接着剤破壊の有無は、本手法による予測結果と一致した。したがって、本手法を用いて、リフロー時の導電性接着剤の破壊を定量的に予測できる。

参考文献

- [1] 新矢将尚, 船坂邦弘, 加田平賢史, 油谷藍子, 森脇洋, 人と重金属のかかわり, 生活衛生, Vol.50, No.5 (2006), pp.261-267.
- [2] 竹本正, 世界の鉛含有はんだ規制と環境調和型鉛フリーはんだ化の最新状況, 溶接学会誌, Vol.69, No.2 (2000), pp.6-13.
- [3] 岡本正英, 中塚哲也, 池田靖, 芹沢弘二, 下川英恵, 欧州をはじめとする有害物質使用制限に対応した鉛フリーはんだ接続, 日立評論, Vol.88, No.12 (2006), pp.66-69.
- [4] 北浦秀敏, 日根清裕, 中村太一, 森将人, 酒谷茂昭, 日高将人, 合金強化設計による車載用・長寿命鉛フリーはんだの開発, パナソニック技報, Vol.57, No.2 (2011), pp.9-13.
- [5] Suganuma, K., New Trends for Conductive Adhesives : Solder Alternatives and Printed Electronics, *Journal of the Adhesion Society of Japan. Adhesion*, Vol. 43, No. 5 (2007), pp. 220-224.
- [6] 北野誠, 河合末男, 西村朝雄, 西邦彦, はんだリフロー工程で発生する IC のパッケージクラックに関する研究, 日本機械学会論文集 A 編, Vol. 55, No. 510(1989), pp. 356-363.
- [7] Kohno, R., Nishimura, A. and Kitano, M., Effect of Thermal Stress on Cracking of IC Plastic Packages during Reflow Soldering, *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series A*, Vol. 66, No. 644 (2000), pp. 692-697.

- [8] Chen, D. and Nishitani, H., Stress Fields near the Corner of Jointed Dissimilar Materials, *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series A*, Vol. 57, No. 534 (1991), pp. 366-372.
- [9] Arase, I., Ueno, Y., Ikeda, T., Miyazaki, N., Nagatake, M., Ito, N. and Sato, M., Strength Evaluation of Plastic Packages during Solder Reflow Process, *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series A*, Vol. 65, No. 636 (1999), pp. 1656-1663.
- [10] C.E.Park, B.J.Han and H.E.Bair, Humidity Effects on Adhesion Strength Between Solder Ball and Epoxy Underfills, *Polymer*, Vol.38, No.15, 1997, pp.3811-3813.
- [11] J. Crank, *The Mathematics of Diffusion*, Oxford University Press(1975).
- [12] Shirangi M.H., Fan X.J. and Michel B., Mechanism of Moisture Diffusion, Hygroscopic Swelling and Adhesion Degradation in Epoxy Compounds, IMAPS 2008 41st International Symposium on Microelectronics.
- [13] 高分子学会編：高分子と水分：幸書房(昭 47-9).
- [14] R.W.Lawson, The Accelerated Testing of Plastic Encapsulated Semiconductor Components, 12th annual proceedings reliability physics, 1974, pp.243-249.

第3章 Cu リードフレーム露出・薄型パッケージを対象とした封止樹脂の破壊予測手法の開発

3.1. 緒言

半導体メーカー各社は、パワーMOSFET 用パッケージの低熱抵抗化および低オン抵抗化を目的として、Si チップを搭載する Cu リードフレームの裏面を厚さ 1 mm のパッケージ裏面側から露出させた Cu リードフレーム露出・薄型パッケージを開発している[1-4].

Fig. 3.1 は、Cu リードフレーム露出・薄型パッケージの一つである WPAK[1]の断面模式図および Cu リードフレーム端部の拡大写真を示す. Cu リードフレームの端部には、封止樹脂との密着性を高めるため、アンカー効果を期待した段差形状を設けてあり、その先端の断面は矩形となっている.

Cu リードフレームの製造方法には、エッチング方式とプレス方式の 2 通りがある[5]. エッチング方式は、プレス方式と比較して形状寸法が高精度であり、微細パターンや複雑形状に対応可能である[6, 7]. また、バリが発生しないためにバリ除去の後処理が不要である点、金型が不要であるために初期費用が低い点、試作や少量多品種生産に適する点、および、材料の残留応力が発生しにくいために反りを抑制できる点など、多くのメリットがある. しかし、デメリットとして、製造時の単価が高い点、および、製造時間が長い点などが挙げられ、量産には適していない. 一方、プレス方式は、プレス金型を用いて製造するため製造時間が短く大量生産が可能である点、板厚に関する制約が少ない点、および、量産時のコストが低い点などがメリットであり[8]. 実製品の製造では広く採用されている.

プレス式で製造された Cu リードフレーム上面の端部 B 点と接する封止樹脂においては、温度サイクルが加わっても圧縮応力場となるため、破壊の可能性は低い. しかし、Fig. 3.1 に示す通り、Cu リードフレーム下面の端部 A 点と接する封止樹脂内部には熱応力による応力集中が発生し、封止樹脂内で破壊することが懸念される[9]. このような理由から、プレス方式で作製されたパッケージについて、封止樹脂の破壊強度データと熱応力解析結果を用いて、封止樹脂の破壊の有無が予測されてきた[10].

封止樹脂の内部には、フィラー（最大直径 50 μm 程度）が存在する. Cu リードフレームの裏面がパッケージ裏面から露出しない従来の厚型フルモールドタイプパッケージ[11]の場合、パッケージ厚がフィラーサイズよりも十分に大きい

ため、封止樹脂の破壊強度データを取得する際にはフィラーサイズよりも十分大きな試験片を作製し、破壊強度データが取得されてきた。しかし、WPAK のような薄型パッケージの場合、Cu リードフレーム厚が $200\text{ }\mu\text{m}$ 以下のため、フィラーサイズと同程度となる。したがって、Cu リードフレームの角部に存在するフィラーのサイズや位置によって、封止樹脂に発生する応力状態が変化し、破壊の有無が変化することが考えられる。すなわち、従来の試験片サイズによって求めた破壊強度は、薄型パッケージにおける封止樹脂の破壊の有無の予測に用いることができないと考えられる。

本章では、封止樹脂の試験片サイズがその破壊強度に及ぼす影響を明らかにし、高精度な封止樹脂の破壊予測技術を開発することを目的とした。

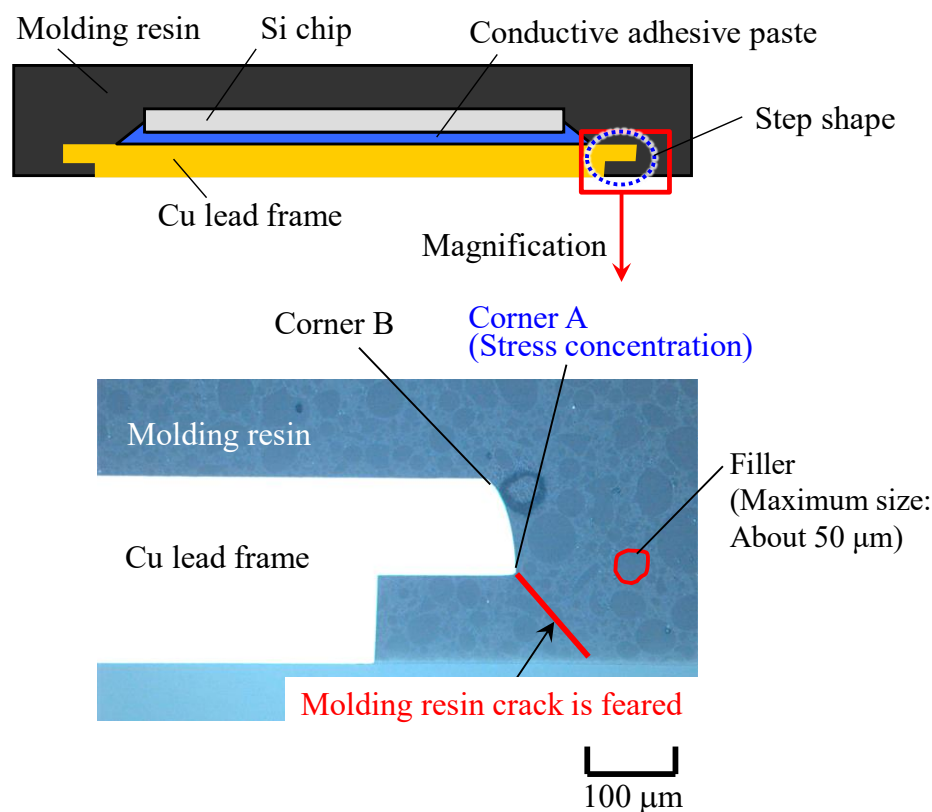


Fig. 3.1 Cross-sectional schematic diagram of exposed Cu lead frame and thin package, and optical microscope image of Cu lead frame end.

3.2. 試験方法

封止樹脂の破壊強度 K_f を導出するために、切欠材を用意し、静的な曲げ試験を行った。Fig. 3.2 は、試験片および試験方法の概略図を、Fig. 3.3 は、試験片の光学顕微鏡による外観写真を示す。また、Table 3.1 は、試験片寸法および試験条件の一覧を示す。試験片は中央部に切欠角度 $\phi = 90^\circ$ の切欠部を有する。図および表中の b_1 は試験片幅、 b_2 は切欠幅、 h_1 は試験片高さ、 h_2 は切欠高さ、 h_3 は切欠底高さ (= 試験片高さ h_1 - 切欠高さ h_2)、 t は試験片厚、および、 l は曲げ試験時の支点間距離である。試験片サイズは、4 通りのもの (No.1~No.4) を用意した。No.4 の試験片は、これまで一般的に用いられてきた幅 50 mm×高さ 7 mm×厚さ 3 mm の外形寸法を有している[10]。No.1~3 は、No.4 の試験片に対して、幅と高さをそれぞれ 1/10、1/5 および 1/2 に縮小している。No.1~3 の試験片の厚さは全て 1 mm である。すべての試験片は、トランスファーモールドで成形した。No.1~3 の試験片の高さ h_1 は、モールド金型の設計上、ばらつきが生じる。各試験片の試験片高さ h_1 の計測結果は、3.4.1 項の試験結果に記載する。下部の支点間距離 l を Table 3.1 に示す値に設定し、三点曲げ試験を実施した。試験には精密万能試験機（島津製作所製）を使用し、負荷速度は 1 mm/min とした。強度測定時の雰囲気温度は、室温とした。試験サンプル数は 3~5 個とした。

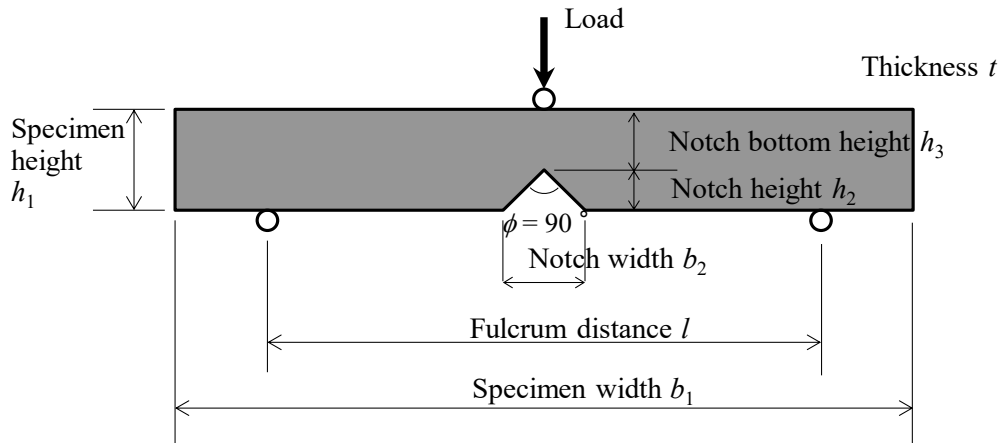


Fig. 3.2 Schematic diagram of the test specimen and test method.

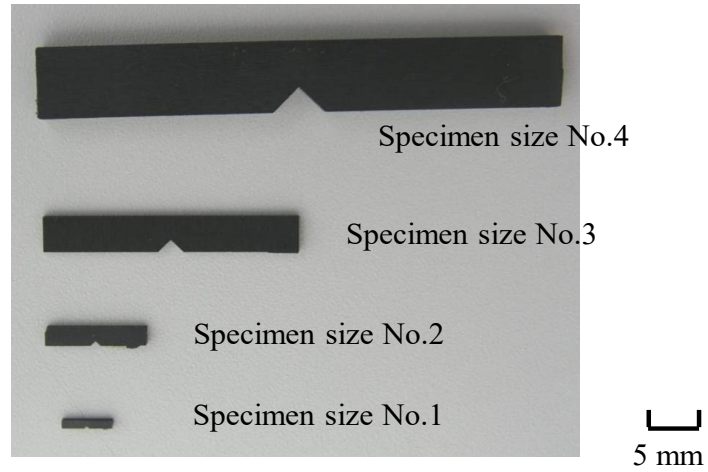


Fig. 3.3 Optical microscope image of the test specimen.

Table 3.1 Test specimen dimensions.

Specimen size No.	Specimen width b_1 (mm)	Specimen height h_1 (mm)	Notch width b_2 (mm)	Notch height h_2 (mm)	Thickness t (mm)	Fulcrum distance l (mm)
1	5	Approx. 0.7	0.5	0.25	1	4
2	10	Approx. 1.4	1	0.5	1	8
3	25	Approx. 3.5	2.5	1.25	1	20
4	50	7	5	2.5	3	40

3.3. 解析方法

3.3.1 封止樹脂の三点曲げ試験に対する応力解析

三点曲げ試験から得られる破断荷重を用いて封止樹脂の破壊強度 K_f を導出するために、応力解析を実施した。本試験片のように、切欠角度 $\varphi = 90^\circ$ の応力集中箇所がある場合、角部である特異点近傍の応力 σ は、特異点からの距離を r として、次式で表される[10, 12].

$$\sigma = \frac{K}{r^\lambda} \quad (3.1)$$

ここで、 K は特異場の強さ、および、 λ は特異性の指数であり、切欠角度 $\varphi = 90^\circ$ の場合、 λ は 0.455 となる。封止樹脂の強度は、切欠先端の特異点を原点とする円周応力 σ_θ を用いた特異場の強さ K_θ で評価できることが知られている[10]。そこで、本研究でも同様に、 λ を 0.455 に固定し、特異点近傍の応力分布 σ_θ から K_θ を導出して評価することとした。Fig. 3.4 は、No.4 の試験片の解析モデル全体図および切欠周辺の拡大図を示す。解析モデルは 2 次元であり、構造の対称性を考慮して試験片断面の 1/2 をモデル化し、対称軸（図中赤線）であるモデル左端を x 方向に固定し、対称軸の上点を x および y 方向に固定した。また、支点部に試験から得られた破壊荷重値の 1/2 を負荷した。破壊起点となることが予想される切欠先端に O 点を中心とする極座標（距離 r および角度 θ ）を設定し、 O 点から $r = 1.7 \text{ mm}$ の領域については微細要素を用いて同心円状に分割を行った。他の試験片サイズの解析モデルについても、同様に、切欠先端を中心として、その近傍領域は微細要素を用いて同心円状に分割を行った。解析には、汎用構造解析プログラム ABAQUS Ver6.4 を用いた。解析条件は、2 次元平面ひずみ条件とした。封止樹脂の物性値は、弾性率を 21 GPa、ポアソン比を 0.3 とした。

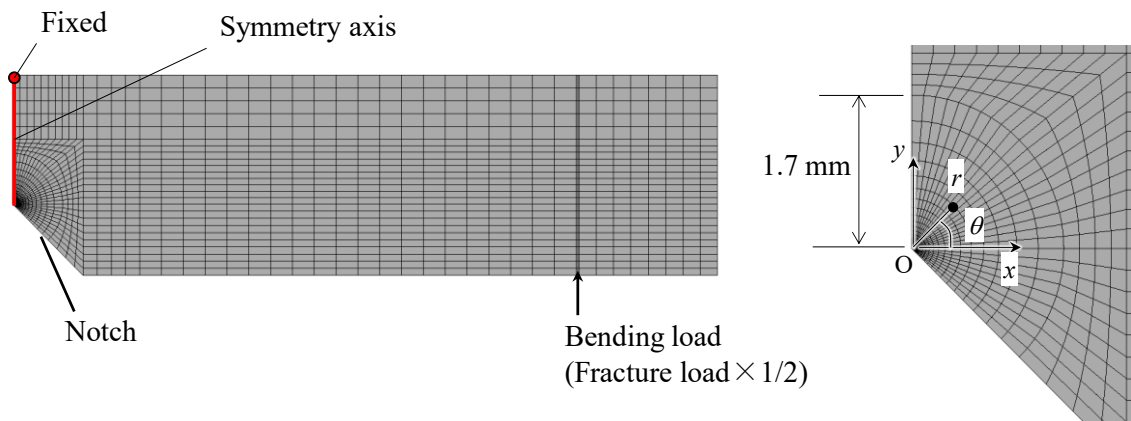


Fig. 3.4 Model for three-point bending test and magnified view around the notch.

3.3.2 Cu リードフレーム露出・薄型パッケージの温度サイクル試験に対する応力解析

Cu リードフレーム露出・薄型パッケージの温度サイクル試験時の封止樹脂破壊の有無を予測するために、3.4.2 項で求める封止樹脂の破壊強度データを用いて、対象パッケージの応力解析を実施した。対象は、Cu リードフレーム露出・薄型である SON (Small Outline Non-leaded) パッケージとした。パッケージサイズは、幅 5 mm×奥行き 5 mm×厚さ 0.8 mm である。Cu リードフレームと Si チップの厚さはそれぞれ 0.2 mm と 0.16 mm、および、幅はそれぞれ 4.0 mm と 3.9 mm である。Fig. 3.5 は、解析モデルを示す。解析モデルは 2 次元であり、構造の対称性を考慮してパッケージの 1/2 をモデル化し、対称軸であるモデルの左端（図中の赤線）を x 方向に固定し、対称軸の下点を x および y 方向に固定した。封止樹脂の破壊の起点として予想される封止樹脂角部に A 点を中心とする極座標（距離 r および角度 θ ）を設定し、A 点から $r = 30 \mu\text{m}$ の領域については微細要素を用いて同心円状に分割を行った。また、力学的に最も厳しい条件を想定し、封止樹脂/Cu リードフレーム界面部および封止樹脂/導電性接着剤界面部（図中白破線）は、全面はく離している状態とし、その部位では結合を外して接触要素を用いてモデル化した。

解析には、汎用構造解析プログラム ABAQUS Ver6.4 を用いた。解析条件は、2 次元平面ひずみ条件とした。解析温度は、導電性接着剤の硬化温度およびモールド温度である 175 °C を残留応力 0 の状態として、温度サイクル試験の低温側の設定温度である -55 °C まで変化させた。

Table 3.2 は、解析に用いた材料特性を纏めて示す。封止樹脂の線膨張係数は、成形収縮率および室温以下の線膨張係数を考慮して、残留応力を 0 とした 175℃ から低温側の設定温度である -55℃ に変化した時の収縮量から見かけの線膨張係数値を導出して用いた。

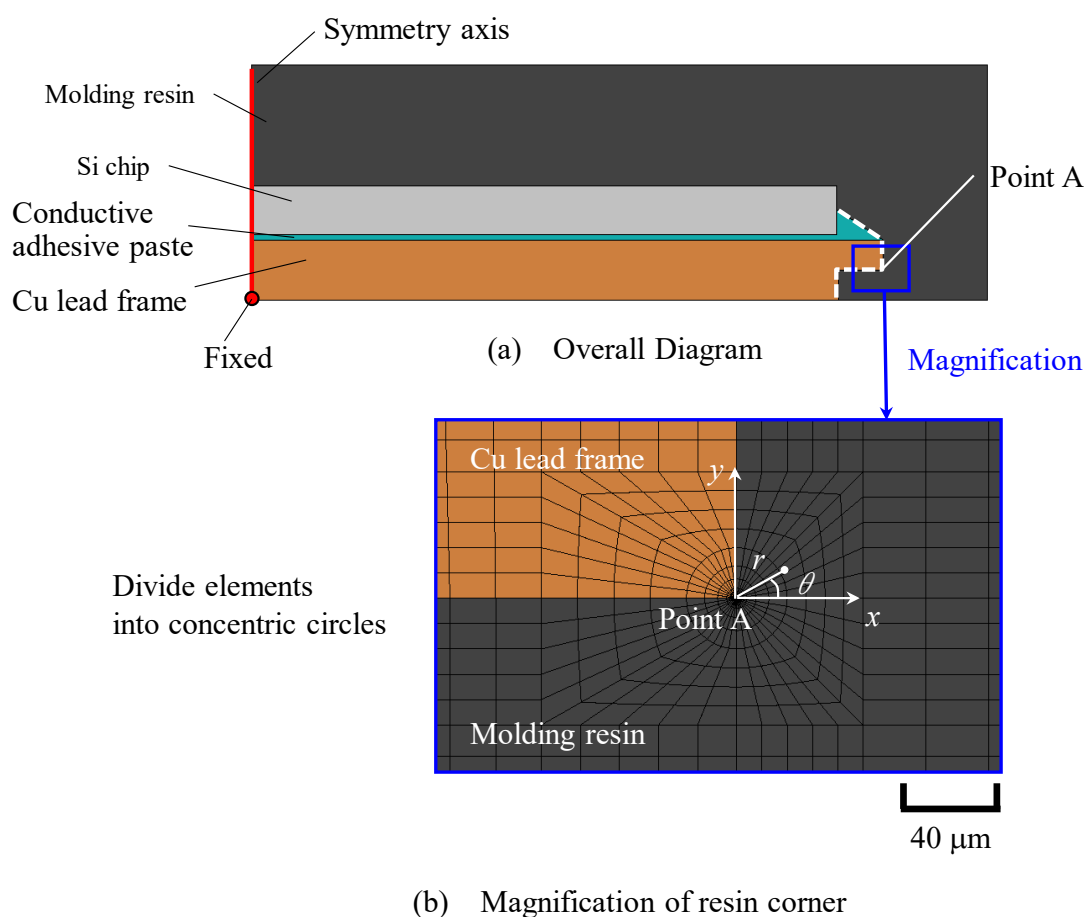


Fig. 3.5 Model for stress condition during temperature cycle test.

Table 3.2 Mechanical properties of components used in analysis.

Component	Young's modulus (GPa)	Poisson's ratio	Thermal expansion coefficient ($\times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$)
Si Chip	170	0.3	3.0
Conductive adhesive paste	5.3	0.3	78
Cu lead frame	115	0.3	17
Molding resin	21	0.3	26.4

3.4. 結果および考察

3.4.1 破壊強度評価試験

Fig. 3.6 は、No.1～4 の試験片から得られた荷重-変位曲線図の一例を示す。全試験において、荷重は、最大値に達するまで単調に増加し、その後減少したため、最大荷重値を破壊荷重と定義した。また、試験片サイズが小さいNo.1およびNo.2の場合、変位の増加に対する荷重値の増分は徐々に減少し、最大荷重値に到達後は、緩やかな荷重値の減少を示した後、急激に減少した。一方、試験片サイズが大きいNo.3 および No.4 の場合、荷重値は最大値に達するまで変位に対してほぼ比例して増加し、最大荷重値に到達後、急激に減少した。これは、試験片サイズが小さい場合、局所的に微小なき裂が発生し、徐々に進展・結合しながら破壊に至るが、試験片サイズが大きい場合には、き裂は発生すると瞬時に進展し、破壊に至ったためであると考えられる。

Fig. 3.7 は、各試験片での破壊部の表面観察結果を示す。左側の写真は、切欠先端近傍の観察写真であり、右側の写真は、切欠先端近傍を更に拡大した観察写真である。左側の写真より、試験片サイズの違いによるフィラーのサイズおよび分布密度の違いは見られない。すなわち No.1～4 の試験片の相違点は、試験片の寸法のみであることが確認できた。さらに、右側の拡大写真より、き裂は、試験片サイズによらず切欠先端の応力集中部から発生し、フィラーと樹脂との界面破壊または樹脂のバルク破壊を起こしながら進展することがわかった。このように、破壊現象は、試験片サイズによらず同一であった。

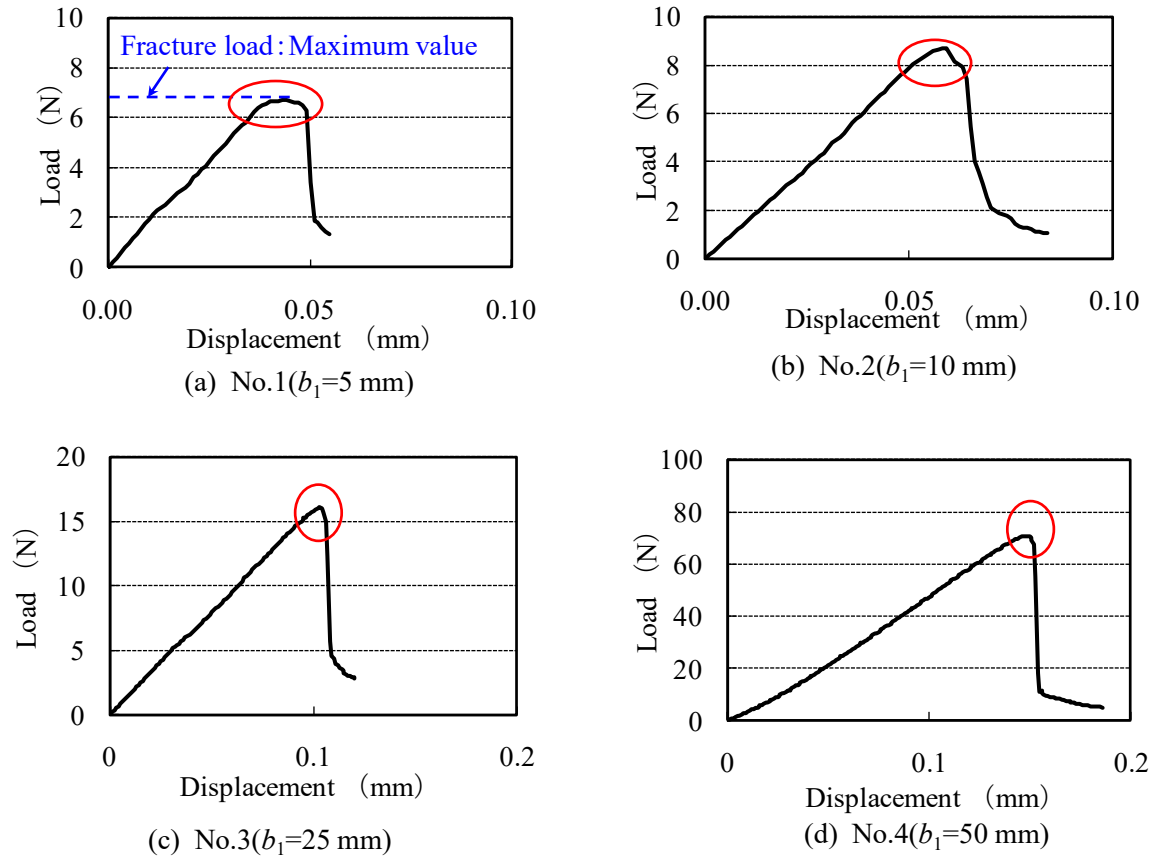
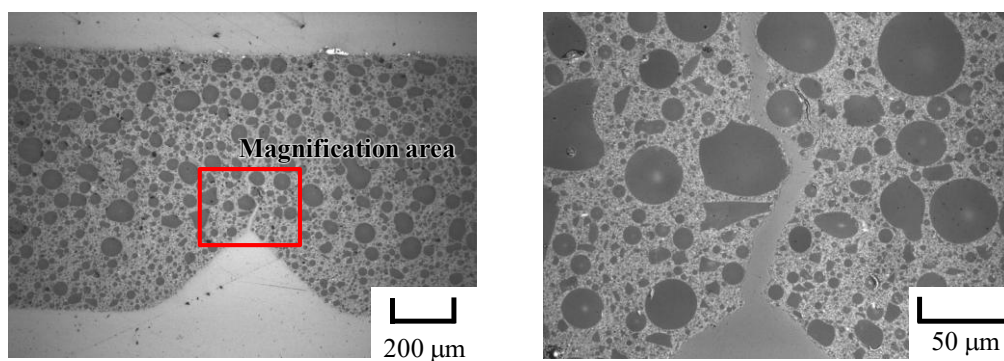
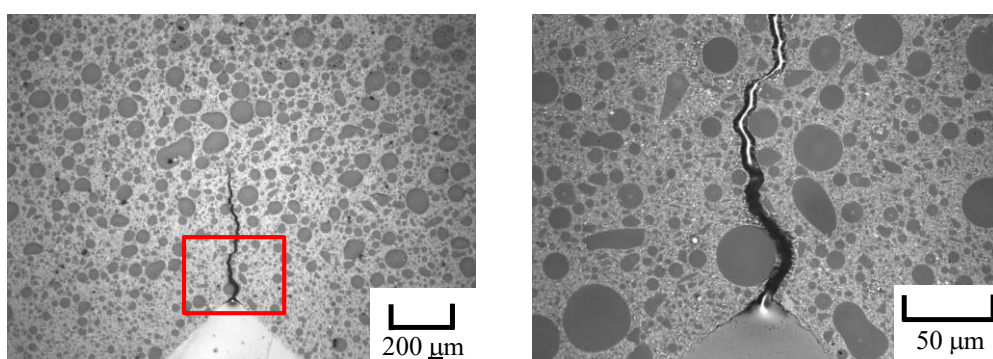


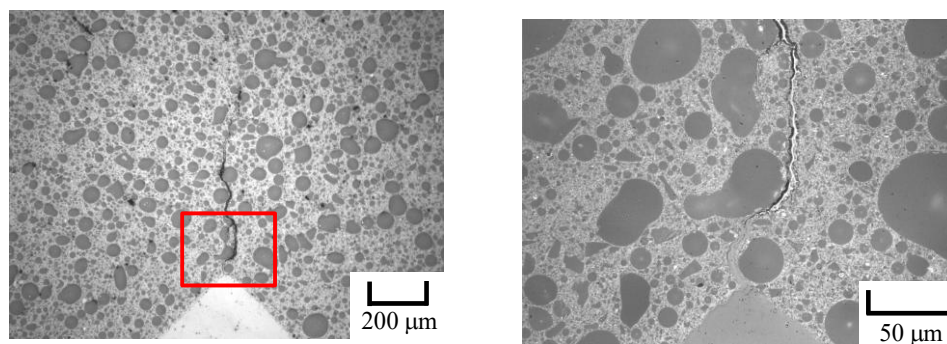
Fig. 3.6 Relationship between P and d at specimen size No.1~No.4.



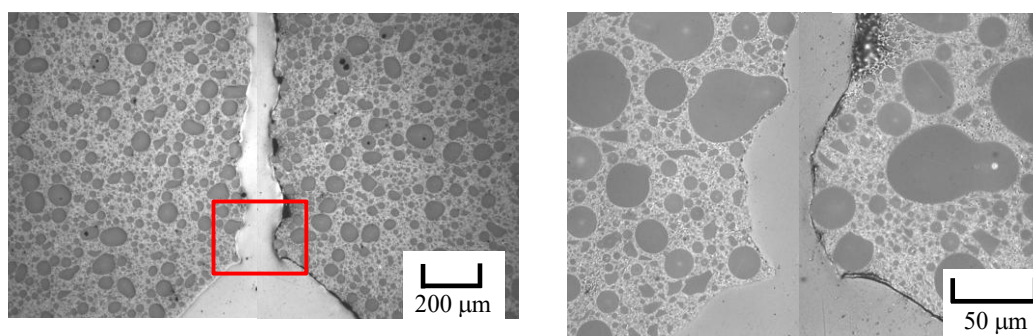
(a) Specimen size No.1



(b) Specimen size No.2



(c) Specimen size No.3



(d) Specimen size No.4

Fig. 3.7 Observation results of the fracture area at specimen size No.1 ~ No.4.

3.4.2 破壊強度評価試験の応力解析

Fig. 3.8 は、解析から得られた No.1 の試験片の円周応力 σ_θ 分布図の一例を示す。き裂進展方向は、 σ_θ が最大となる $\theta = 90^\circ$ 方向であった。そこで、 $\theta = 90^\circ$ 方向の σ_θ と O 点からの距離 r の関係を Fig. 3.9 に示す。この関係に対する最小二乗近似直線と式(3.1)から破壊強度 K_f を求めた結果、 $K_f = 0.82 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0.455}$ となった。同様にして全試験片の破壊強度 K_f を求めた。

Table 3.3 は、全試験片の試験片高さ h_1 、破壊荷重および破壊強度 K_f の一覧を示す。また、Fig. 3.10 は、試験片の切欠底高さ h_3 (=試験片高さ h_1 - 切欠高さ h_2) と破壊強度 K_f の関係を示す。Table 3.3 および Fig. 3.10 より、No.1~3 の試験片の平均破壊強度は、これまでに用いられてきたサイズである No.4 の試験片の平均破壊強度と比較して、それぞれ約 46, 37 および 15 %減少していた。したがって、封止樹脂の破壊強度は、試験片の小型化に伴って低下することがわかった。また、Fig. 3.10 より、試験片サイズが小さくなると、破壊強度のばらつきが増加する傾向が見られた。破壊強度が低下する理由としては、以下の要因が考えられる。Fig. 3.11 は、切欠先端近傍でのフィラー分布の模式図を示す。本図では、サイズの大きいフィラーが切欠先端近傍に存在する場合を想定している。この試験片を対象とした三点曲げ試験を行った場合、フィラーの弾性率は樹脂の弾性率よりも大きいため、切欠先端近傍でフィラーの変形量は小さく、フィラー周辺の樹脂に変形が集中することから、樹脂に発生する応力が増大する。この領域を A とする。ここで、試験片サイズが大きい場合、切欠底近傍の応力集中場の大きさに対する領域 A の寸法の割合は十分に小さいため、局所的な応力による破壊には至らないと考えられる。しかし、試験片サイズが小さい場合、切欠底近傍の応力集中場の大きさに対する領域 A の割合が増大するため、領域 A に発生する局所的な応力による破壊に至ったと考えられる。

一般に、セラミックスや脆性材料の破壊強度は、試験片サイズの大型化に伴って、低下することが知られている[13]。これは、試験片サイズが大きい場合、相対的に多数の欠陥が存在するため、最弱リンク理論に基づいて破壊強度は低下する。一方、フィラーと樹脂の複合材料である封止樹脂の場合、試験片の小型化に伴って、強度が低下することが明らかになった。破壊強度のばらつきは、小さい試験片の破壊が微視組織（フィラー）の影響を強く受けていることを示唆している。

封止樹脂破壊強度 K_f と切欠底高さ h_3 の関係式は、以下の 2 次曲線で近似した。

$$K_f = -0.0442h_3^2 + 0.4335h_3 + 0.7102 \quad (3.2)$$

この近似曲線を, Fig. 3.10 中に実線で示す. 以上のように, 封止樹脂破壊強度は, 試験片サイズの影響を受ける. したがって, パッケージの封止樹脂の破壊の有無の予測に用いる封止樹脂破壊強度データには, パッケージサイズに適したものをを用いる必要がある. すなわち, Cu リードフレーム露出・薄型パッケージの場合, これまで用いられてきたサイズの試験片 (No.4) で得られる破壊強度データを用いて設計すると, 封止樹脂き裂の発生を予測できず, 構造信頼性を確保できない可能性がある. そこで次項では, 本項で測定した封止樹脂破壊強度データを考慮して, パッケージサイズに適した破壊強度データによる封止樹脂の破壊の有無の予測方法について検討した.

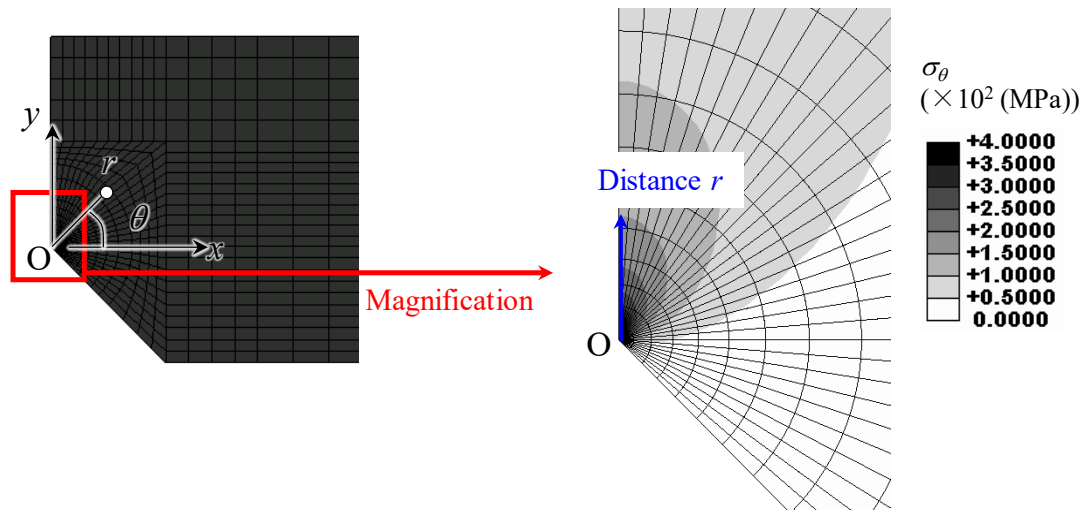


Fig. 3.8 Circumferential Stress σ_θ distribution at molding resin at specimen size No.1.

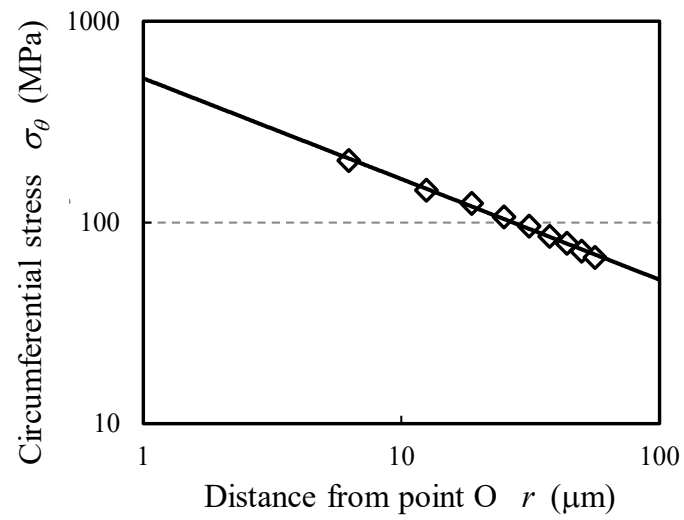


Fig. 3.9 Relationship between σ_θ and r .

Table 3.3 Fracture strength data list.

Specimen size No.	Specimen height h_1 (mm)	Fracture load (N)	Fracture strength K_f (MPa $\cdot$ m ^{0.455})
1	0.89	6.75	0.82
	0.85	6.79	0.91
	0.90	7.62	0.91
	0.77	6.49	1.06
	0.80	6.93	1.05
2	1.55	8.52	1.06
	1.57	8.77	1.06
	1.50	8.22	1.10
	1.51	9.52	1.25
	1.64	9.87	1.08
3	3.56	15.93	1.56
	3.64	16.06	1.49
	3.65	15.97	1.47
4	7.00	70.63	1.68
	7.00	75.20	1.79
	7.00	76.27	1.82

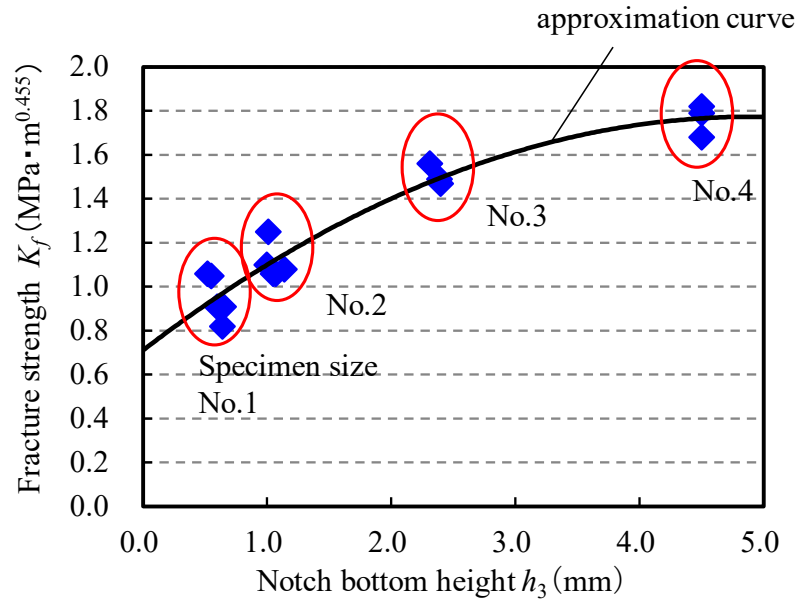


Fig. 3.10 Relationship between K_f and h_3 .

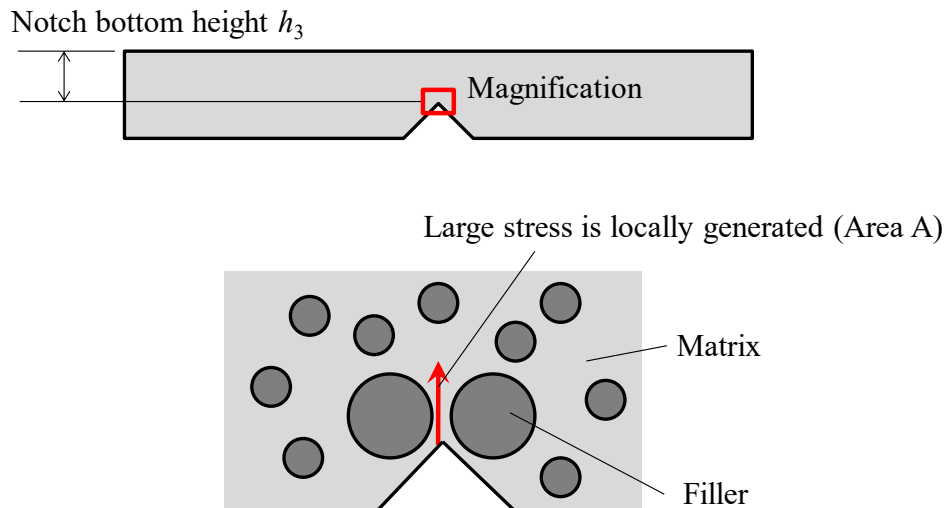


Fig. 3.11 Schematic diagram during bending test.

3.4.3 Cu リードフレーム露出・薄型パッケージの解析結果

Fig. 3.12 は、低温側の設定温度である -55°C まで温度を低下させた時の解析から得られた Cu リードフレーム露出・薄型パッケージの変形図を示す。変形倍率は 50 倍である。封止樹脂の線膨張係数は、Cu リードフレームおよび Si チップの線膨張係数よりも大きいため、温度を下げた場合には、封止樹脂の収縮により、半導体パッケージ全体は、下に凸の変形状態となる。その結果、評価対象部である Cu リードフレーム端部近傍の封止樹脂は上方に持ち上がり、界面剥離箇所では開口する変形となる。ここで、Cu リードフレーム端部は、封止樹脂と接しているため、封止樹脂の上方への持ち上がりを阻害する。したがって、封止樹脂の角部である A 点には、引張応力が生じ、切欠角度 $\varphi = 90^{\circ}$ の応力集中箇所となる。また、A 点近傍の応力 σ_{θ} は、A 点からの距離を r として式(3.1)で表され、式中の λ は 0.455 となる。そこで本研究では、 λ を 0.455 に固定し、A 点近傍の応力分布から、特異場の強さ K_{θ} を導出した。Fig. 3.13 は、上記の方法で導出した K_{θ} と角度 θ の関係を示す。図より、 K_{θ} が最大となる方向は約 324° であり、最大値 $K_{\theta\text{max}}$ は $1.20 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0.455}$ であった。この $K_{\theta\text{max}}$ を、SON パッケージの封止樹脂に発生する特異場の強さと定義した。

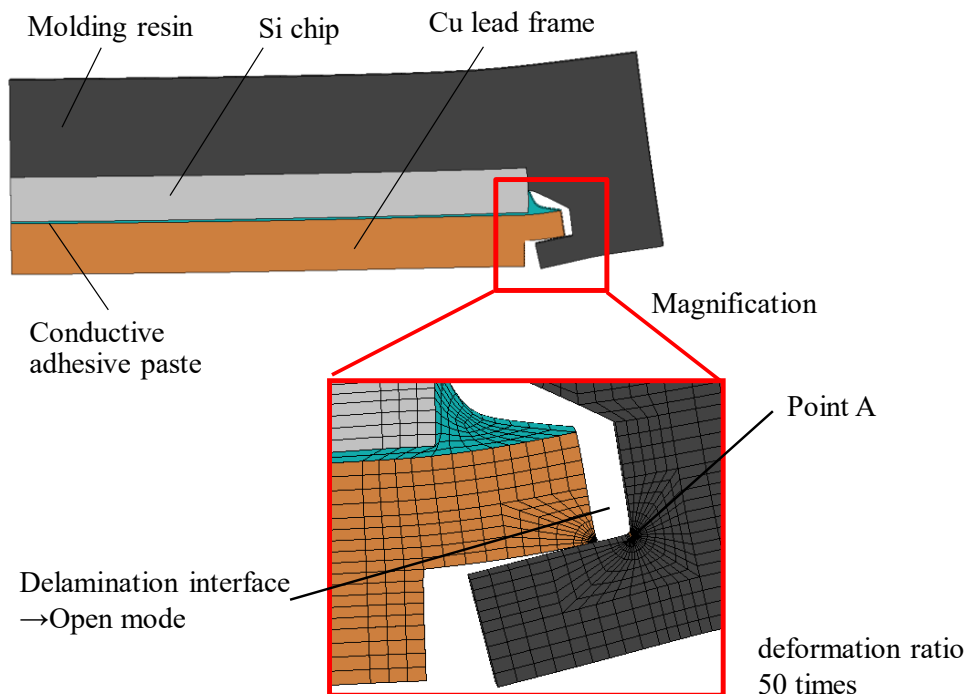


Fig. 3.12 Deformation diagram of the package.

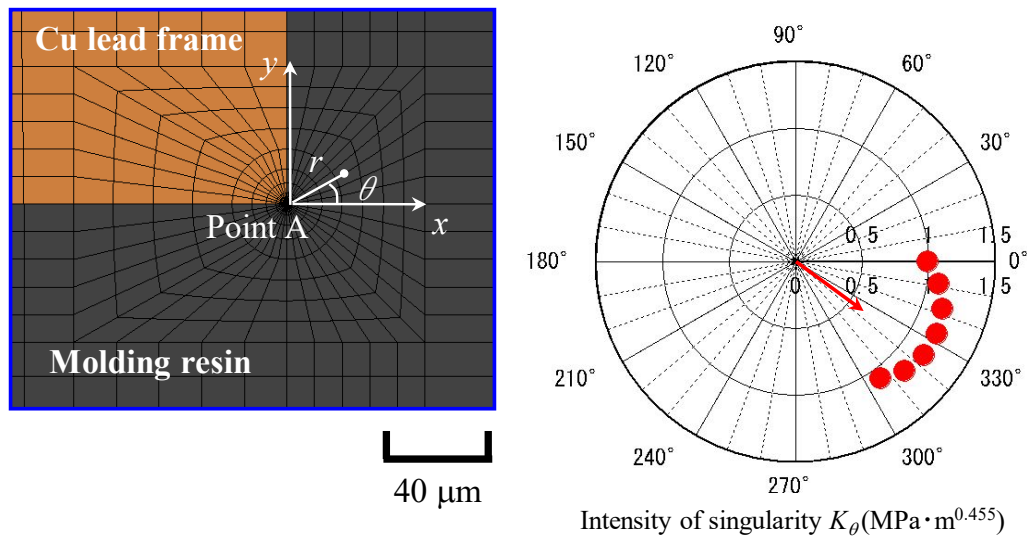


Fig. 3.13 Relationship between K_θ and θ .

次に、 $K_{\theta_{\max}}$ と 3.4.2 項で求めた封止樹脂破壊強度 K_f を比較し、封止樹脂の破壊の有無を予測した。予測は、パッケージサイズを考慮せずに No.4 の試験片の破壊強度データを用いる従来手法の場合と、パッケージサイズに適合した破壊強度データを用いる提案手法の場合について実施した。厳密には、封止樹脂の破壊強度 K_f は、疲労試験を実施して、応力振幅と平均応力の影響を評価した上で決定する必要があるが、ここでは最大応力値が最も支配的であると仮定して、3.4.2 項で求めた K_f を使用することとした。

はじめに、従来手法での予測結果を示す。Fig. 3.14 は、SON パッケージの封止樹脂に発生する特異場の強さ $K_{\theta_{\max}}$ と、Fig. 3.10 に示した封止樹脂破壊強度データの関係を示す。図中の点線が $K_{\theta_{\max}}$ である。ここで、従来手法に用いる No.4 の試験片の破壊強度は $1.76 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0.455}$ であり、 $K_{\theta_{\max}}$ は $1.20 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0.455}$ である。 $K_{\theta_{\max}}$ は破壊強度よりも約 32 % 小さいため、封止樹脂の破壊は発生しないと予測できる。

次に、提案手法での予測結果を示す。本手法では、パッケージサイズに適合した破壊強度データと $K_{\theta_{\max}}$ とを比較するため、はじめに、比較すべき破壊強度データを以下の考えに基づいて決定した。Fig. 3.15 は、封止樹脂に発生するき裂の進展方向を示す模式図である。図に示す通り、き裂の進展方向は 324° である。また、Cu リードフレーム厚は既知であるため、き裂が発生する A 点からパッケ

ージ底面までのき裂進展経路の距離 h_p は、Fig. 3.15 に示す通り、0.17 mm となる。一方、三点曲げ試験に用いた試験片における切欠底高さ h_3 は、き裂が発生する特異点から試験片端面までのき裂進展経路の長さである。以上より、 h_p および h_3 は、どちらもき裂発生点から封止樹脂自由表面までのき裂進展経路長さと考えることができる。したがって、本提案手法では、 h_p が試験片における h_3 に相当すると仮定し、破壊強度データを決定した。 $h_p=0.17$ mm の場合、封止樹脂破壊強度は、式(3.2)より、 $0.78 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0.455}$ である。一方、 $K_{\theta\max}$ は $1.20 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0.455}$ である。したがって、 $K_{\theta\max}$ は破壊強度よりも約 54 %大きく、封止樹脂の破壊は発生すると予測できる。以上のように、従来手法と提案手法では、異なる予測結果となった。

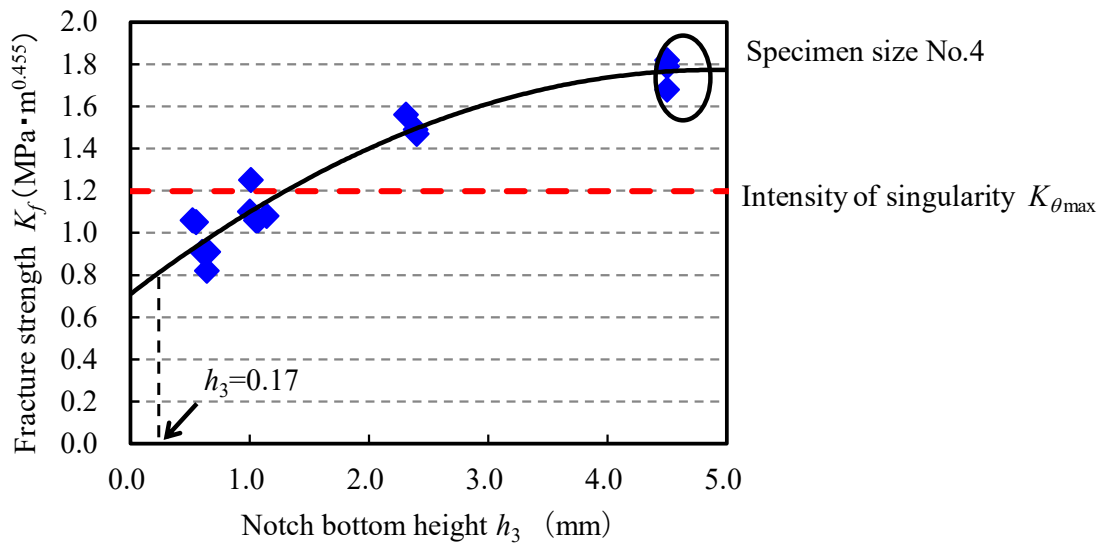


Fig. 3.14 Relationship among $K_{\theta\max}$, K_f and h_3 .

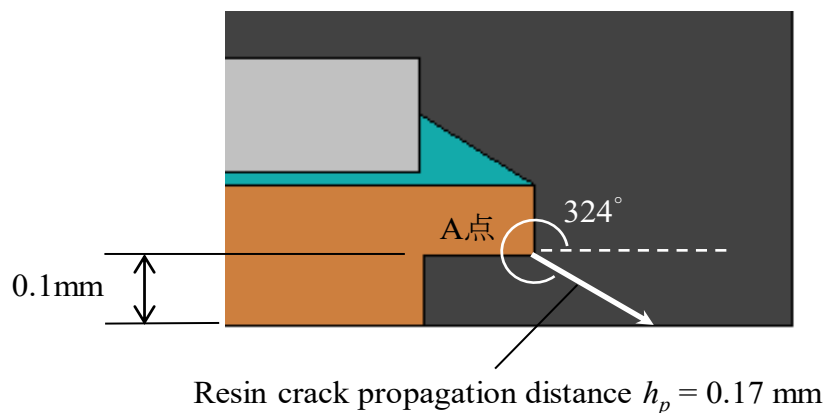


Fig. 3.15 Resin crack propagation distance.

3.4.4 温度サイクル試験による検証結果

前項で示した予測結果の妥当性を検証するために、対象パッケージの温度サイクル試験を実施し、封止樹脂の破壊の有無を評価した。試験温度条件は 150/-55℃、サイクル数は 500 サイクル、および、測定サンプル数は 20 個とした。また、封止樹脂に破壊が発生したかどうかの定義は、パッケージ底面にき裂が達しており、目視によって確認できることとした。その結果、20 個中 19 個のサンプルにおいて封止樹脂の破壊が発生した。この試験結果は、前項に示した従来手法の予測結果とは一致しなかったのに対し、試験片サイズを考慮した本提案手法による予測結果とは一致する結果となった。以上の結果より、パッケージサイズに適合した封止樹脂破壊強度データを用いることによって、封止樹脂の破壊の有無をより高精度に予測できることが確認できた。

以上の知見から、本手法は Cu リードフレーム露出・薄型パッケージの構造信頼性設計において、封止樹脂の破壊の有無を高精度に予測する手法として有効であると言える。今後は、フィラー分布の統計的影響なども考慮することで、強度ばらつきを反映したより高度な予測が可能になると考えられる。

3.5. 結 言

プレス式で作製した Cu リードフレームを用いた Cu リードフレーム露出・薄型パッケージの封止樹脂の破壊の有無の予測技術を開発するため、封止樹脂の試験片サイズをパラメータとした破壊強度試験を実施し、以下の結論を得た。

- (1) 切欠角度 $\varphi = 90^\circ$ 且つサイズの異なる試験片を対象として三点曲げ試験を実施し、破壊強度の試験片サイズ依存性を検討した。その結果、試験片サイズの小型化に伴って、封止樹脂の破壊強度は低下することがわかった。試験片外形を幅 50 mm×高さ 7 mm×厚さ 3 mm から幅 5 mm×高さ 0.7 mm×厚さ 1 mm に小型化すると、破壊強度は約 46 %低下した。
- (2) 対象パッケージにおける代表寸法として、封止樹脂の破壊の起点と、き裂進展方向における封止樹脂の自由表面までの距離を選定した。その距離に適合した試験片サイズの破壊強度データを用いて、対象パッケージの封止樹脂の破壊の有無を予測する手法を提案した。
- (3) SON パッケージを対象として、150/-55℃の温度サイクル試験での封止樹脂の破壊の有無を予測した結果、パッケージサイズを考慮しない従来手法の場合は破壊が未発生と予測されたのに対して、本手法を適用した場合は破壊が発生すると予測された。
- (4) SON パッケージの温度サイクル試験を実施した結果、20 個中 19 個のサンプルで封止樹脂の破壊が発生した。したがって、提案手法によって、封止樹脂の破壊の有無の予測精度が向上することを確認できた。この結果から、Cu リードフレーム露出・薄型パッケージの構造設計においては、対象サイズに適した封止樹脂破壊強度データを用いる提案手法の有効性が実証された。

参考文献

- [1] 船津勝彦，清水一男，大谷健，金澤孝光，佐藤仁久，半導体装置及びそれを組み込んだ電子装置，特開 2004-140229.
- [2] 波多俊幸，清水一男，半導体装置およびその製造方法，特開 2004-146577.
- [3] Ajay Sattu, Power Packaging for Automotive Semiconductors – Now and Future, Amkor Technology(2019).
- [4] Wharton McDaniel, PowerPAK SO-8 Mounting and Thermal Considerations, Application Note AN821, Vishay Siliconix(2013).
- [5] 塚本健人，金属材料と加工(エッチング，プレス)，表面技術，Vol.60, No.4(2009)，pp.232-237.

- [6] 上田龍二, エッチングリードフレーム, 実務表面技術, Vol.35, No.11(1988), pp.522-528.
- [7] 近藤和夫, 植村美帆子, 奥野貴子, 田中善之助, 電解エッチング法によるリードフレームの形状制御, 化学工業論文集, Vol.26, No.2(2000), pp.280-285.
- [8] Obed, Rommel Jr. S., Patalen Julius Albert C., Ortiguerra, Rodjie D., Etched to stamped leadframes as a cost-effective solution to copper leadframe supply, 33rd ASEMEP National Technical Symposium.
- [9] 齋藤武博, 温度サイクル負荷時における LSI パッケージの封止樹脂クラックに関する解析, 日本機械学会論文集 A 編, Vol.63, No.608(1997), pp.821-829.
- [10] 北野誠, 河合末男, 西村朝雄, 西邦彦, はんだリフロー工程で発生する IC のパッケージクラックに関する研究, 日本機械学会論文集 A 編, Vol.55, No.510(1989), pp.356-363.
- [11] 齋藤武博, 松山英人, 戸谷眞之, 温度サイクル負荷時における LSI パッケージの封止樹脂クラックに関する解析—初期界面はく離の観察とはく離長さの封止樹脂クラック進展への影響評価—, エレクトロニクス実装学会誌, Vol.3, No.6(2000), pp.501-508.
- [12] 河野竜治, 西村朝雄, 北野誠, はんだリフロー工程における半導体パッケージクラックに及ぼす熱応力の影響, 日本機械学会論文集 A 編, Vol.66, No.644(2000), pp.692-697.
- [13] 松尾陽太郎, 構造用セラミックスの破壊統計, JHPI, Vol.20, No.5(1972), pp.275-279.

第4章 両面放熱パッケージの高信頼構造の開発

4.1. 緒言

近年、携帯型電子機器、自動車用電装品、家電製品およびOA機器などの分野では、高性能化と省電力化の両立が強く求められている。この要求に応えるため、電源回路に広く用いられるパワーMOSFETには、高出力かつ高効率な動作が不可欠である。更に、パワーMOSFETを搭載するパッケージには、電気的なオン抵抗および熱抵抗の低減が強く要求されており[1]、その実現は、製品の競争力を確保する上で極めて重要な課題となっている。このため、半導体メーカ各社は、各種パッケージ技術の開発を積極的に推進している。

Fig. 4.1は、パワーMOSFETパッケージの断面模式図を示す。Fig. 4.1(a)から(d)は、本研究開始時点での既存のパッケージである[2-4]。いずれも外形寸法は、幅6mm×奥行き5mmである。Fig. 4.1(a)のSOP8は、パワーMOSFETであるSiチップとCuリードフレームをAuワイヤで接続し、Siチップおよびその搭載部のCuリードフレームを完全に樹脂で封止する構造である。Fig. 4.1(b)のWPAKは、SiチップとCuリードフレームをAuワイヤで接続し、Siチップを搭載したCuリードフレームの裏面がパッケージの裏側から露出する構造である。Fig. 4.1(c)のLFPAKは、Auワイヤに代えてSiチップとCuリードフレームをAuバンパを介して直接接合するワイヤレス構造であり、Siチップを載せたCuリードフレーム裏面はWPAKと同様にパッケージの裏側から露出している。Fig. 4.1(d)のDirectFETは、SiチップをCuケースにはんだ接続し、Siチップの裏面がパッケージの裏側から露出する構造である。

上述の既存パッケージに対して、本章では、新パッケージ構造として、Fig. 4.1(e)に示す両面放熱パッケージの開発を検討した。この構造は、Siチップの表裏面をはんだを用いてCuリードフレームと接合して樹脂封止し、Cuリードフレームの表裏面を封止樹脂から露出させることを特徴とする。以下、Siチップ上側のCuリードフレームをドレイン電極、下側のCuリードフレームをソース電極と称する。両面放熱という観点では、このパッケージは、Fig. 4.1(d)に示すDirectFETと同様の機能を有する。ただし、DirectFETはSiチップの裏面を基板に直接実装する構造であるため、実装用はんだ材の塗布量が少なくなり、基板との接続不良が発生する可能性がある。更に、はんだ材がパッケージ直下に存在するため、はんだの濡れ性を確認することが困難であり、実装信頼性の低下が懸念される。一方、本章で提案する両面放熱パッケージ (Fig. 4.1(e)) は、Siチップを2枚のCuリードフレームで挟み、樹脂封止する構造である。この構造では、

従来パッケージと同様に Cu リードフレーム部を基板にはんだ実装するため、実装信頼性の向上が期待できる。また、熱伝導率の大きい Cu リードフレームをパッケージ表裏面から露出させることで、DirectFET と同様に高放熱性を実現できる。

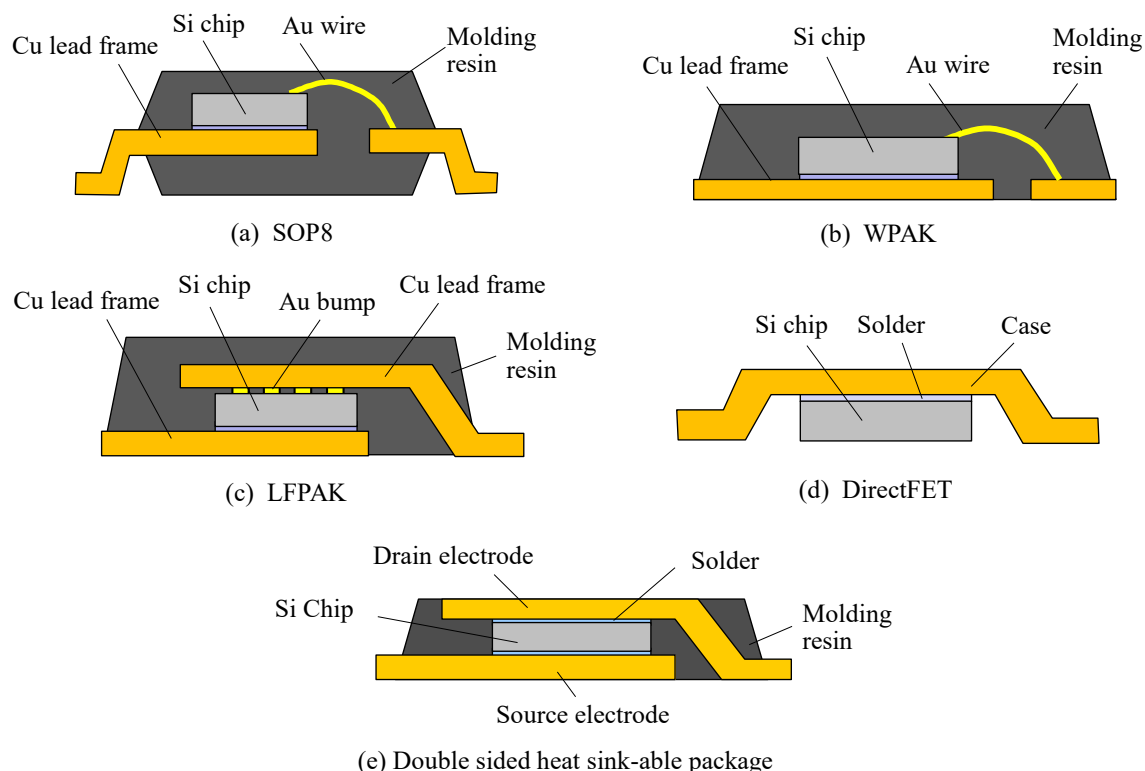


Fig. 4.1 Schematic diagram of power MOSFET package.

しかし、提案する両面放熱パッケージには、構造信頼性を低下させる懸念事項がある。Table 4.1 は、想定される懸念事項を示す。両面放熱パッケージは、線膨張係数 α が約 $3 \times 10^{-6} / ^\circ\text{C}$ と小さい Si チップの両面を、 α が約 $17 \times 10^{-6} / ^\circ\text{C}$ と大きい Cu リードフレームで挟む構造である。このため、使用環境温度の変化や Si チップ発熱によって Si チップに無視できない熱応力が生じ、Si チップに割れが発生する可能性がある[5]。特に、環境温度変化が大きいはんだリフロー工程では、温度が 265°C まで上昇する場合があります。Si チップにおける割れ発生の可能性が最も高くなる。また、提案する両面放熱パッケージでは、Si チップに接合する Cu リードフレームは封止樹脂によって完全には覆われていない。このような構

造では、温度変化時に Cu リードフレームおよび Si チップの熱変形が拘束されにくく、接合部のはんだ材には大きなひずみが発生する。その結果、はんだ材は疲労破壊し、パッケージ熱抵抗が増大する懸念がある。具体的には、150 °Cから -55 °Cの間で変化する温度サイクル中にはんだが疲労破壊し、Si チップ温度に比例するドレイン電極とソース電極間（チップ上下の Cu リードフレーム間）の電圧値 V_{ds} が増加することが考えられる。 V_{ds} は、Si チップ温度に比例するパッケージ熱抵抗を意味する。本実験では、 V_{ds} の初期値に対する変化量の割合を電圧変動率 ΔV_{ds} と記す。 ΔV_{ds} は、パッケージ熱抵抗の変動率を意味する。パッケージ熱抵抗値は、はんだの疲労破壊率に依存する。温度サイクル試験において、良品判定を実施するには、はんだの疲労破壊率を考慮した構造設計が必要となる。以上より、構造信頼性上の課題として、(1)リフロー工程での Si チップ割れ発生率を 0 %とすること、(2)温度サイクル試験におけるはんだ接続部の疲労破壊を抑制し ΔV_{ds} を最小化すること、の 2 点を設定した。

本章では、上述の課題を解決することを目的とした。このため、以下のフローで検討を進めた。まず、手作業で容易に製作可能な構造でのプロトタイプを試作し、オン抵抗および熱抵抗を測定した。更に、課題(2)の温度サイクル試験を実施し、はんだ疲労破壊率と ΔV_{ds} との関係を求めた。続いて、はんだ材のき裂進展経路と寿命を算出できるはんだき裂進展解析技術[6-9]を用いて、本パッケージの各構造設計因子を制御因子とした実験計画法[10]を行い、Si チップでの割れを防止しつつ、はんだ接続部の寿命を向上させる最適構造を検討した。最後に、試作評価による検証を実施した。

Table 4.1 Development problems and target.

Process	Reflow process ($T_{\max} = 265\text{ }^{\circ}\text{C}$)	Temperature cycling test (150 / -55 °C)
Problem	Chip cracks	Solder fatigue fracture
Target	Rate of incidence = 0 %	Minimizing the changes in the thermal resistance ΔV_{ds}

4.2. 試験方法

4.2.1 プロトタイプパッケージの試作プロセス

本章で提案するパッケージを試作し、オン抵抗および熱抵抗の測定、および、温度サイクル試験によるはんだ疲労破壊率と ΔV_{ds} との関係の導出を試みた。

Fig. 4.2 は、パッケージの試作プロセスフローおよびそれに関連する説明図を示す。まず、ウエハからダイシングした Si チップ、Cu リードフレームおよびはんだ材を所望の箇所に順次配置し、加熱処理によって一括接合する。本工程の特徴は、2 枚の Cu リードフレームと 1 つの Si チップを一度の加熱工程で接合する点である。一般的な WPAK においては、Cu リードフレーム上に Si チップを接合した後、Au ワイヤを用いたボンディング工程を実施する必要があったが、本プロセスではこの工程を省略できる。ただし、接合後の組立厚さの管理には高い精度が求められる。これは、組立厚さが最終製品の厚さに直結するためである。はんだ材には、高鉛はんだを用いた。加熱工程後、液状レジンであるポッティング樹脂によりパッケージを封止する。封止方法としては、金型内へ樹脂を圧送するトランスファーモールド樹脂を用いる方法も一般的であるが、プロトタイプパッケージの試作では、封止治具の簡便性を重視し、ポッティング樹脂を採用した[11]。この樹脂は液状であり、所定形状の空間へ注入するだけで封止が可能なため、封止工程に用いる治具を簡便に作製できる。その後、最終工程にて、不要な Cu リードフレーム部を切断し、メッキ処理を施す。本パッケージには、Cu リードフレームによって、ドレイン電極、ソース電極およびゲート電極を設けている。

試作に用いた Si チップは、既存の WPAK に搭載される Si チップを使用した。両面放熱パッケージでは、Si チップ上面へのはんだ接続が必要である。LFPAC および DirectFET に搭載している Si チップは上面へのはんだ接続に対応できないが、WPAK に搭載しているチップは対応できるためである。

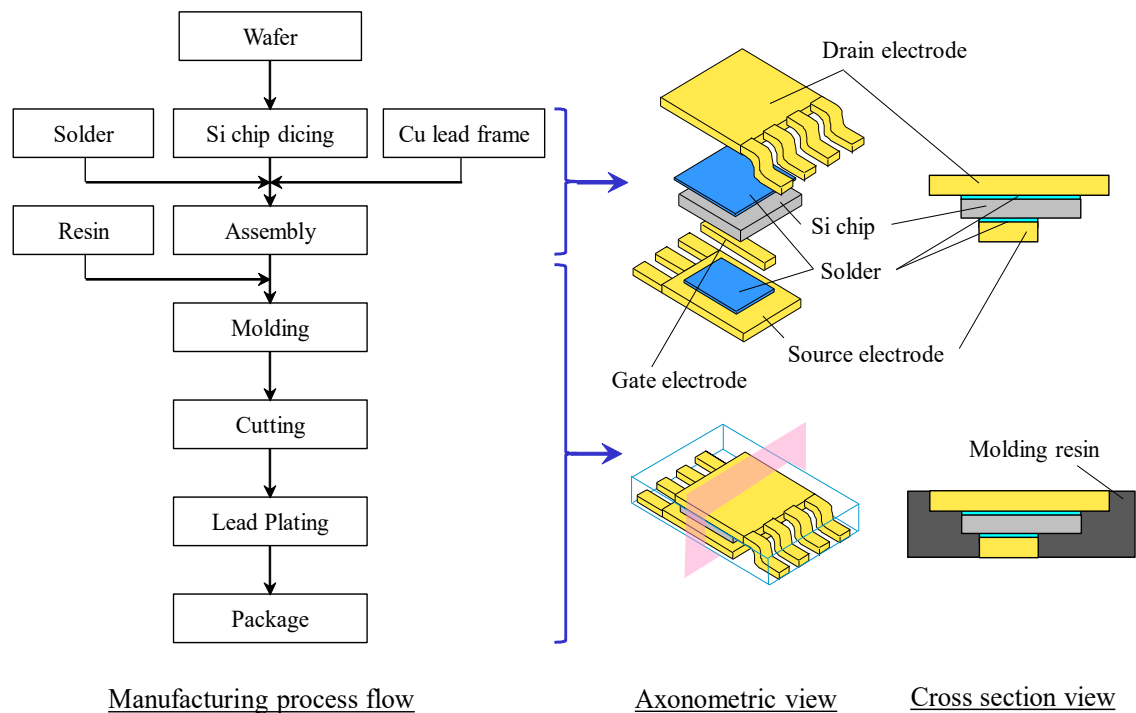


Fig. 4.2 Manufacturing process flow.

4.2.2 プロトタイプパッケージのオン抵抗および熱抵抗測定方法

対象パッケージの熱抵抗 θ_{ja} を以下の式を用いて求めた。

$$\theta_{ja} = \frac{T_j - T_a}{P} \quad (4.1)$$

ここで、 T_a は環境温度、 T_j はSiチップ温度、 P は電力値である[12]。 T_j は、ドレイン電極とソース電極間の電圧値の温度特性を利用して導出した。測定対象パッケージは、プロトタイプパッケージおよびWPAKとした。 θ_{ja} は搭載しているSiチップの種類の影響も受ける。したがって、搭載しているSiチップの種類が同一であるプロトタイプパッケージおよびWPAKを測定対象として選定した。Fig. 4.3は、測定時の概略図を示す。パッケージ上面には、シリコングリースを介してヒートシンクを取り付けた。熱抵抗測定は、自然対流下の定常状態において、ヒートシンク付きパッケージを基板の中央部に実装した状態で実施した。Fig. 4.4は、ヒートシンクの形状を示す。外形寸法は幅70 mm×奥行き35 mm×高さ14 mmであり、ベース厚は4 mm、フィン幅および高さはそれぞれ1 mmお

よび 10 mm, フィン本数は 24 本である. Fig. 4.5 は, 使用した基板の概略図を示す. 基材の材料は FR-4 であり, 厚さ 0.035 mm の銅層は表面層と内層 2 層に形成されている. 基板寸法は幅 50 mm×奥行き 30 mm×厚さ 1.2 mm である.

次に, 対象のパッケージのオン抵抗の測定を実施した. 測定条件は, ゲート電極およびソース電極間の電圧である V_{gs} を 10 V, ソース電極およびドレイン電極間の電流値である I_{ds} を 20 A とし, ソース電極とドレイン電極間の抵抗であるオン抵抗を測定した.

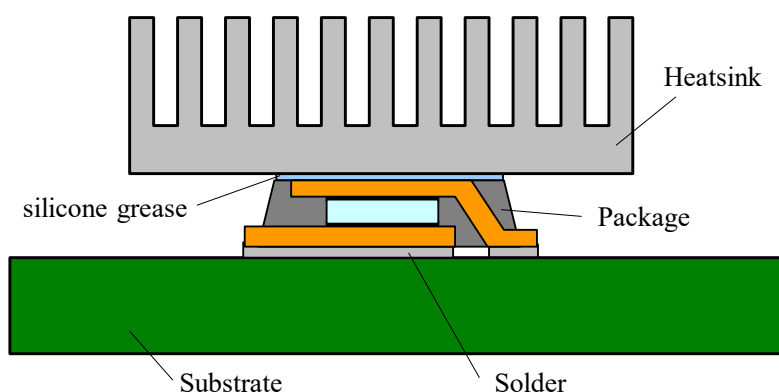


Fig. 4.3 Schematic illustration of the cross section view of heatsink.

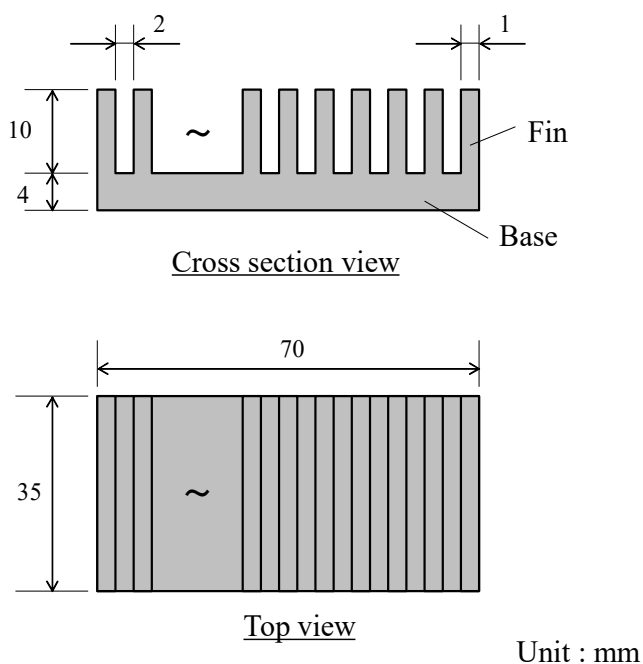


Fig. 4.4 Schematic illustration of the heatsink.

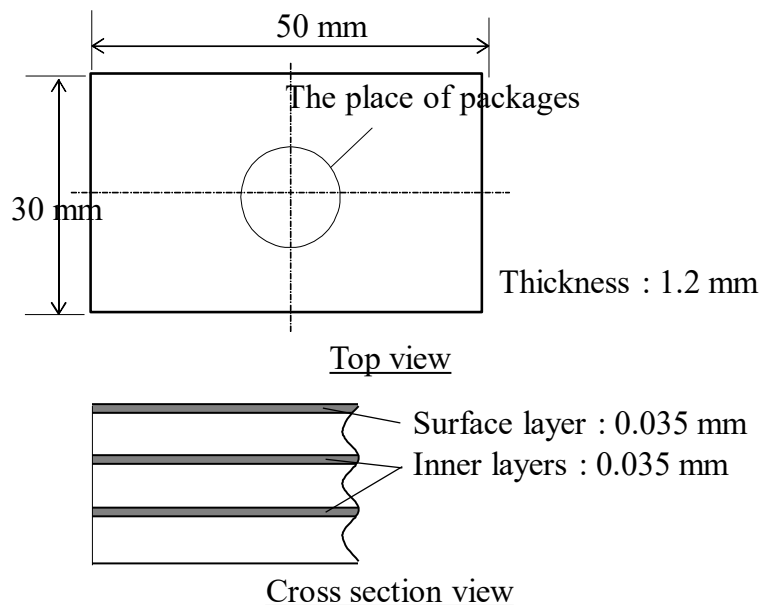


Fig. 4.5 Schematic illustration of the substrate.

4.2.3 両面放熱パッケージの信頼性評価方法

両面放熱パッケージのプロトタイプおよび最適構造試作品の信頼性評価を目的として、リフロー工程試験および温度サイクル試験を実施した。サンプル数はそれぞれ 16 個とした。リフロー工程試験では、パッケージをリフロー時の最大温度である 265 °C まで加熱した。加熱後に Si チップの動作確認を行い、正常動作の場合を Si チップ割れ未発生、異常動作の場合を Si チップ割れ発生と判定した。次に、リフロー工程試験を終えたサンプルを用いて温度サイクル試験を実施した。温度条件は、最大温度 150 °C、最小温度 -55 °C のサイクルを繰り返すものとした。プロトタイプでは、リフロー試験後、温度サイクル試験の 100, 300 および 500 サイクル後に、 ΔV_{ds} の測定および超音波探傷試験によるドレイン電極側におけるはんだ材の破壊状況の観察を実施した。ドレイン電極側のはんだ材を観察対象とした理由は、ソース電極側のはんだ材と比較して接合面積が大きく、はんだ材に生じるひずみ量が増大して破壊の発生および進展が速いと考えたためである。最適構造試作品では、リフロー試験後、温度サイクル試験の 100, 200, 300, 500 および 1000 サイクル後に、同様の測定および観察を実施した。

4.3. 解析方法

4.3.1 き裂進展解析

はんだ疲労破壊率の低減を実現する最適構造設計を目的として、温度サイクル試験を対象とした応力解析を実施した。はじめに、各構造設計因子が、温度サイクル試験時のはんだ疲労破壊率に与える影響を把握するため、実験計画法に基づき有限要素解析を実施した。はんだ疲労破壊率の評価には、はんだき裂進展解析[6-9]を用いた。本解析手法は、はんだ接続部におけるき裂の発生・進展過程で累積するダメージに基づき、はんだ各位置の寿命を評価することで、き裂進展経路および接続寿命を算出するものである。従来、はんだ端部のひずみを算定して、き裂発生時の疲労寿命を評価する手法が一般的であった。しかし実製品では ΔV_{ds} への影響が小さい初期および微小き裂進展は許容されるため、信頼性を評価する上では、許容されない破壊進展量を定量的に把握する必要がある。本研究では、き裂進展経路と疲労寿命の関係を解析的に求め、はんだ疲労破壊率を指標化することで構造最適化を実施した。

Fig. 4.6 は、解析モデルを示す。解析モデルは両面放熱パッケージの断面とし、Cu リードフレーム（ドレイン電極）／Si チップ／Cu リードフレーム（ソース電極）の三層構造とした。はんだ部は、き裂の発生・進展挙動を精度良く捉えるため、全領域を 10 μm 角で要素分割した。解析条件は 2 次元一般化平面ひずみとした。Table 4.2 は、材料物性値を示す。材料モデルは、はんだ材に対して弾塑性体を適用し、その他の部材に対して弾性体を適用した。はんだ材の疲労寿命 N_f には、以下に示すはんだ材の Coffin-Manson 則[13, 14]を採用した。

$$\Delta \varepsilon_p = C_p N_f^{-\alpha_p} \quad (4.2)$$

ここで、 $\Delta \varepsilon_p$ は、はんだに生じる塑性ひずみ範囲である。 C_p および α_p は係数であり、高鉛はんだのねじり試験から算出されていた値（ $C_p=0.55$ ， $\alpha_p=0.5$ ）を用いた。本解析では、温度サイクルに起因する塑性ひずみ振幅からサイクル当たりの損傷を算出し、累積損傷が閾値に到達した時点を局所破断寿命として定義した。拘束条件は、解析モデルの下面左端を x および y 方向に固定し、下面右端を y 方向に固定した。解析温度は、温度サイクル試験を模擬した熱負荷として、150 $^{\circ}\text{C}$ を初期温度として -55 $^{\circ}\text{C}$ まで冷却する条件とした。

Fig. 4.7 および Table 4.3 は、実験計画法における制御因子およびその水準値を示す。制御因子 B はドレイン電極幅 A に対する Si チップ幅 B_w の割合、 C は Si チップ幅 B_w に対するソース電極幅 C_w の割合、 E は Cu リードフレーム厚、 F は

Si チップ厚を表している．ただし，Si チップ厚 F は，水準 2 を基準として無次元化している．はんだ厚は量産適用が可能な $30\ \mu\text{m}$ とした．これらの制御因子を用いて，L9 直交表評価を実施した[10]．L9 直交表評価とは，3 水準の 4 因子を 9 通りの試験条件に直交割付し，少ない試験回数で各因子の主効果を抽出・比較するための計画手法である．直交性により各水準の出現が均等化されるため，水準別の平均応答に基づいて因子効果を評価できる[10]．

Fig. 4.8 は，き裂進展解析のイメージ図を示す．本研究では，図中に示す Si チップ領域に対するドレイン電極側はんだの破壊領域の割合をはんだ破壊率と定義し，はんだ破壊率が 20 %に達する寿命（すなわちサイクル数）を特性値として，実験計画法を実施した．この指標により， ΔV_{ds} への影響が軽微な初期き裂の進展を許容しつつ，機能・信頼性に影響を及ぼし得る破壊進展量に達するサイクル数を決定できる．実験計画法により得られた特性値について要因分析を行い，はんだ破壊率低減に寄与する因子と水準を抽出した．また，抽出した組合せを用いて最適構造案を検討した．検討結果は，4.4.3 項に示す．

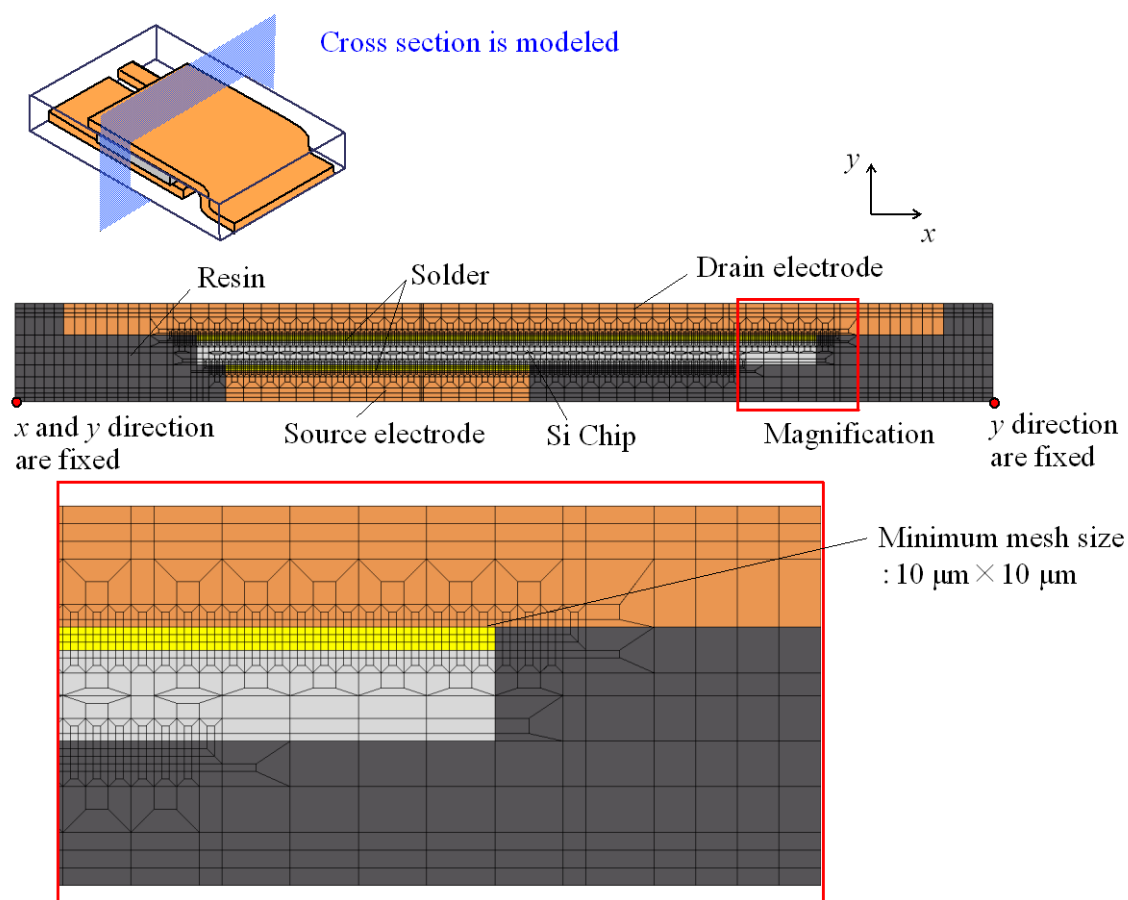


Fig. 4.6 Model for solder crack propagation analysis method.

Table 4.2 Mechanical properties of components used in analysis.

Component	Temperature (°C)	Young's modulus (GPa)	Poisson's ratio	Thermal expansion coefficient ($\times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$)
Si Chip	-	170	0.07	3
High Pb solder	25	Temperature-dependent	0.27	28.4
Cu lead frame	-	115	0.3	17
Potting resin	-100	15	0.3	28
	119	15	0.3	28
	120	0.15	0.3	84
	300	0.15	0.3	84

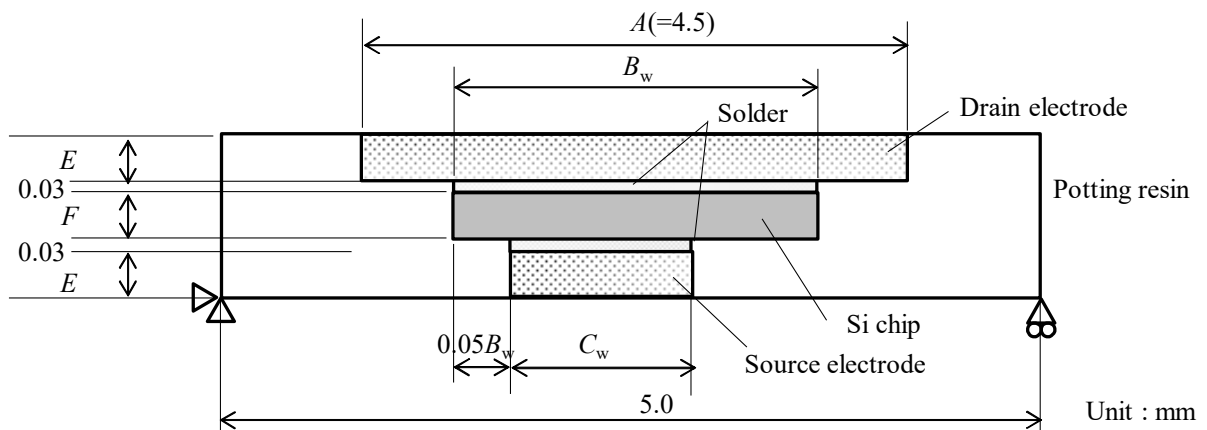


Fig. 4.7 Analytical model and control factors.

Table 4.3 Control factors and levels

Control factor		Level		
Symbol	Item	Level 1	Level 2	Level 3
$B = B_w / A$	Si Chip width	0.7	0.8	0.9
$C = C_w / B_w$	Source electrode width	0.5	0.7	0.9
E	Lead frame thickness (mm)	0.16	0.2	0.24
F	Si Chip thickness	0.75	1	1.25

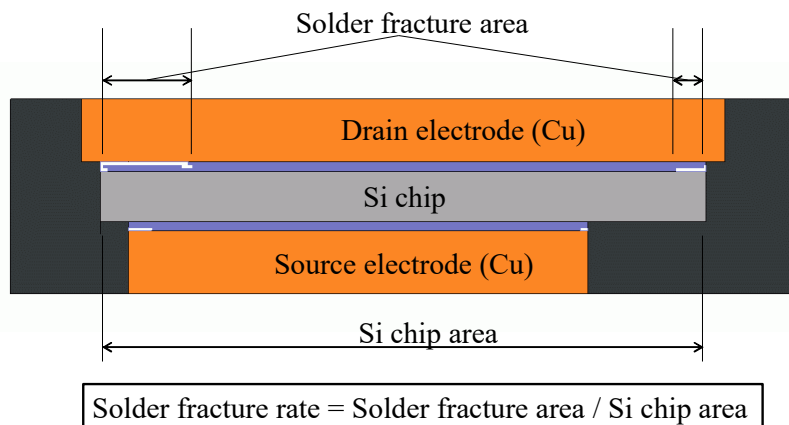


Fig. 4.8 Example of crack propagation analysis.

4.3.2 最適構造信頼性評価の解析方法

4.4.3 項で検討する最適構造およびプロトタイプを対象として、応力解析による信頼性評価を実施した。最適構造の特徴は、プロトタイプと比較して、Si チップ厚を 25 % 低減させ、ソース電極の幅を 30 % 増加させている点である。Fig. 4.9 は、両構造の解析モデルを示す。前項に示した解析モデルと同様に、パッケージの断面をモデル化した。拘束条件、要素分割条件および物性値は、前項に示した条件と同一とした。ただし、最適構造の封止樹脂には、液状レジジンであるポッティング樹脂ではなく、量産適用を考慮して、トランスファーモールド樹脂を用いることとしたため、物性値には、Table 4.4 に示す値を用いた。解析温度は、リフロー工程試験を模擬した解析では、180 °C を初期温度として 265 °C まで増加させる条件とし、温度サイクル試験を模擬した解析では 150 °C を初期温度として -55 °C まで低下させる条件とした。

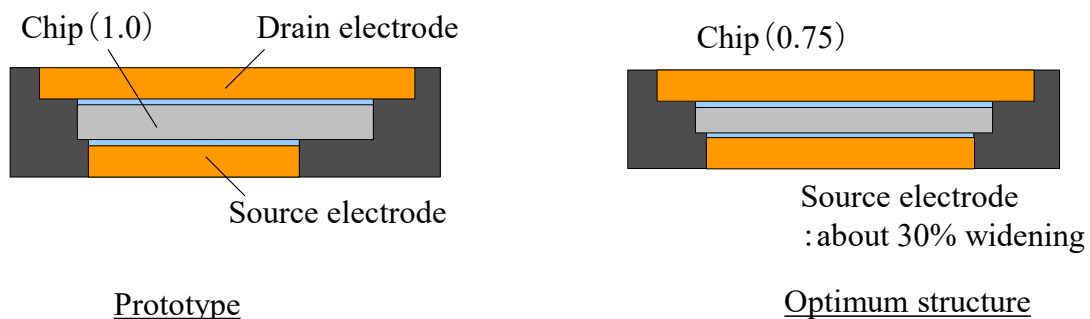


Fig. 4.9 Analytical models of prototype and optimized structures.

Table 4.4 Mechanical properties of transfer resin with optimal structure in analysis.

Component	Temperature (°C)	Young's modulus (GPa)	Poisson's ratio	Thermal expansion coefficient ($\times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$)
Transfer resin	-100	24	0.3	9
	95	24	0.3	9
	105	1.8	0.3	43
	150	1.8	0.3	43

4.4. 結果および考察

4.4.1 プロトタイプパッケージの熱抵抗測定結果

Fig. 4.10 は、WPAK および両面放熱パッケージ（プロトタイプ）の熱抵抗 θ_{ja} の測定結果を示す。 θ_{ja} は、WPAK で $26.1^{\circ}\text{C}/\text{W}$ 、両面放熱パッケージで $20.7^{\circ}\text{C}/\text{W}$ であり、両面放熱パッケージは WPAK に比べて 20%以上の低減が確認された。これは、パッケージ上面を露出させることでフィンへの熱伝導が向上したためである。さらに、強制対流環境下で測定を行った場合、パッケージ上面からフィンを経由する放熱がさらに向上するため、両面放熱パッケージの熱抵抗低減の割合は、一層向上することが期待される。例えば、サーバ用途のパワーMOSFET パッケージは強制対流環境下でフィンを取り付けることが多い。この場合、サーバの省電力化が可能となる。

次に、WPAK および両面放熱パッケージのオン抵抗測定結果は、WPAK が $3.7\text{ m}\Omega$ 、両面放熱パッケージが $2.7\text{ m}\Omega$ であり、両面放熱パッケージは WPAK に比べて約 27%の低減が確認された。これは、WPAK の Si チップと Cu リードフレームの間は Au ワイヤで接続しているのに対して、両面放熱パッケージの Si チップと Cu リードフレーム間にははんだ材を介して直接接合しているためである。熱抵抗低減の場合と同様に、このオン抵抗低減により、パッケージの省電力化が実現可能となる。

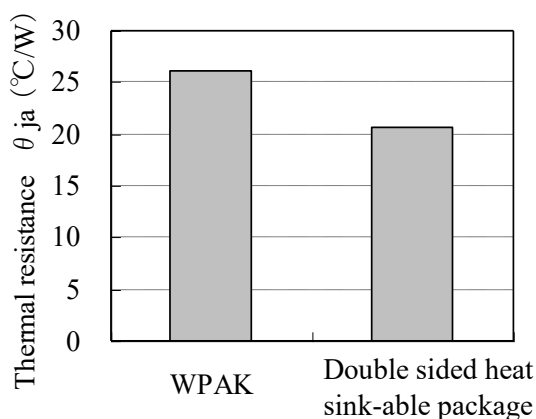


Fig. 4.10 Result of θ_{ja} of packages.

4.4.2 プロトタイプパッケージの信頼性評価結果

リフロー工程試験後の 16 個の試作品に対して、Si チップ動作は、全て正常であった。したがって、Si チップ割れが発生したサンプルはなしと判断した。

Fig. 4.11 は、温度サイクル試験から得られた ΔV_{ds} とサイクル数との関係を示す。 ΔV_{ds} の値は、全サンプルの結果の平均値である。図より、例えば、300 サイクル後の ΔV_{ds} は約 30 % である。Fig. 4.12 は、サンプルの超音波探傷試験結果の一例の断面模式図を示す。初期状態では、はんだに破壊領域はないが、300 サイクル後では、はんだ端部において、赤線で示す疲労破壊領域がみられた。この超音波探傷試験結果からはんだ破壊率を求めた結果、全サンプルの平均値は、100 サイクル後では約 5 %、300 サイクル後では約 22 % であった。Fig. 4.13 は、はんだ破壊率と ΔV_{ds} との関係を示す。本結果より、はんだ破壊率と ΔV_{ds} の関係は、ほぼ比例関係であることがわかる。例えば、 $\Delta V_{ds} = 30 \%$ におけるはんだ破壊率は、約 20 % である。

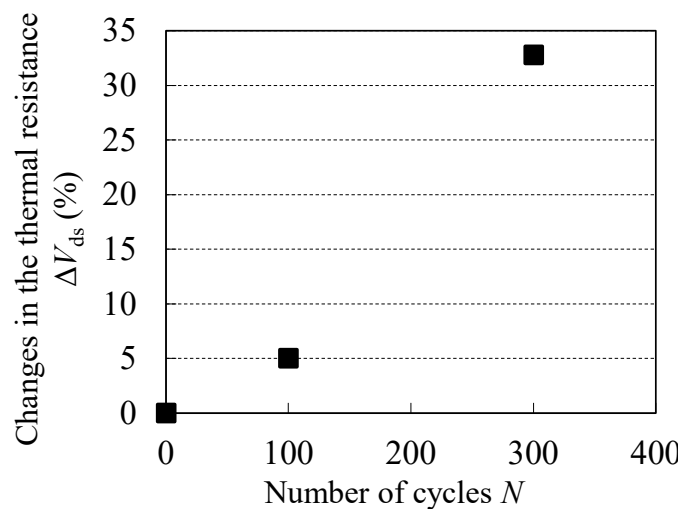


Fig. 4.11 Relationship between ΔV_{ds} and N .

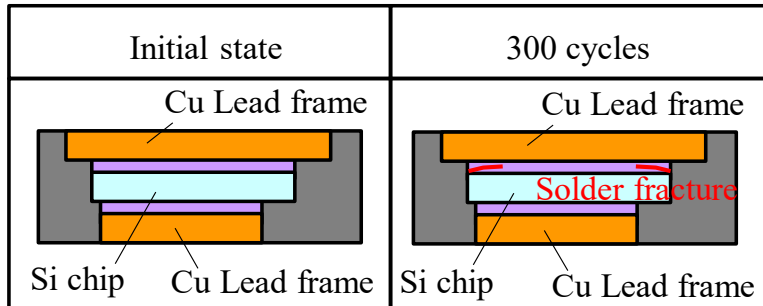


Fig. 4.12 Schematic cross section diagram of ultrasonic testing result.

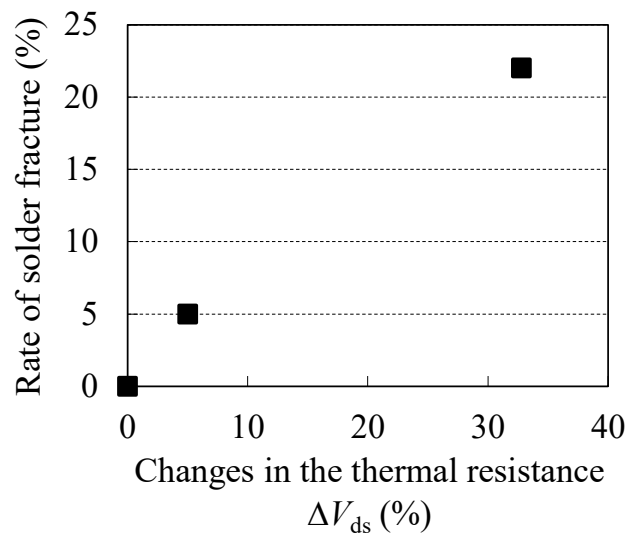


Fig. 4.13 Relationship between rate of solder fracture and ΔV_{ds} .

4.4.3 最適構造の解析結果

Table 4.5 は、L9 への水準割付と特性値の一覧を示す。水準割付は、L9 直交表の列 1~4 にそれぞれ因子 B 、 C 、 E および F を対応させ、各列で水準 1~3 が均等（各 3 回）に現れるように No.1~9 へ配列したものである。ここで、特性値である寿命回数は、解析 No.1 の寿命回数を 1 として規格化した値を示している。Fig. 4.14 は、解析結果を SN 比に換算し、各制御因子の平均的な感度を表した要因効果図を示す。本結果より、はんだ疲労寿命に及ぼす第一主因子は Si チップ厚 F 、第二主因子はソース電極幅 C であることがわかった。ソース電極幅 C が異なる場合、Fig. 4.15 に示すように、最大ひずみ発生箇所は、どちらも A 点であるため、き裂発生寿命はほとんど変わらないと考えられる。しかし、ソース電極幅 C が広い場合、B 点でのひずみ量が増加し、B 点から発生するき裂の進展量が増加する。したがって、ソース電極幅 C は、き裂進展寿命には影響を与えると考えられる。

Table 4.6 は、特性値の SN 比が最大となる最良条件の組合せを示す。表中の黄色部は、比較的、影響の大きい因子を示している。チップ厚 F を薄くし、ソース電極幅 C を狭くすることが特徴である。ここで、Table 4.5 に示した条件で解析モデルを作成し、リフロー時の熱応力解析を実施した結果、チップ応力が約 120 MPa となった。Si チップの抗折強度は、例えば、100 MPa 程度である[15]。したがって、Table 4.5 に示した構造の場合、リフロー時に Si チップ割れの可能性が増大することがわかった。そこで、最適構造は、はんだ疲労寿命に影響を与える第一主因子であるチップ厚 F を薄くし、第二主因子であるソース電極幅 C を広げる構造を最適構造として提案した。

次に、この最適構造およびプロトタイプ構造について、応力解析による検証を行った。まず、リフロー時のチップ応力を求めたところ、それぞれ約 60 および 70 MPa であり、Si チップ割れの可能性は低いことが確認できた。次に、はんだき裂進展解析を用いて、はんだ疲労寿命を求めた。Fig. 4.16 は、解析結果の一部を示す。プロトタイプは、約 280 サイクル後に、はんだ破壊率が 20 %に達する。一方、最適構造は、約 800 サイクル後まで 20 %に達しない。Fig. 4.17 は、はんだき裂進展解析によって求めたはんだ破壊率と温度サイクル寿命との関係を示す。この結果より、提案した最適構造の場合、例えば、はんだ破壊率が 20 %に達する寿命は、プロトタイプの寿命と比較して約 2.8 倍向上して約 800 サイクルとなることがわかる。

Table 4.5 Assignment of factors to orthogonal array and analysis results.

No.	Control factor				Characteristic Value
	<i>B</i>	<i>C</i>	<i>E</i>	<i>F</i>	Lifetime cycles
1	0.7	0.5	0.16	0.75	1.00
2	0.7	0.7	0.2	1	0.57
3	0.7	0.9	0.24	1.25	0.34
4	0.8	0.5	0.2	1.25	0.50
5	0.8	0.7	0.24	0.75	1.03
6	0.8	0.9	0.16	1	0.50
7	0.9	0.5	0.24	1	0.78
8	0.9	0.7	0.16	1.25	0.53
9	0.9	0.9	0.2	0.75	0.84

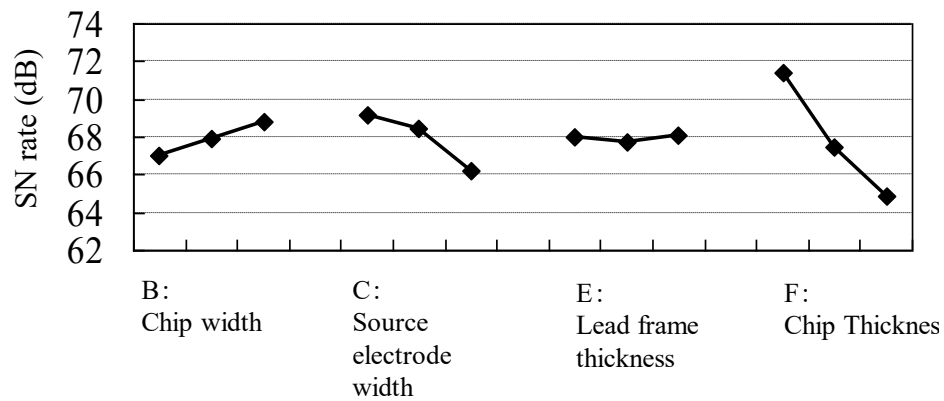


Fig. 4.14 Main effects plot for solder fatigue life (Sensitivity analysis).

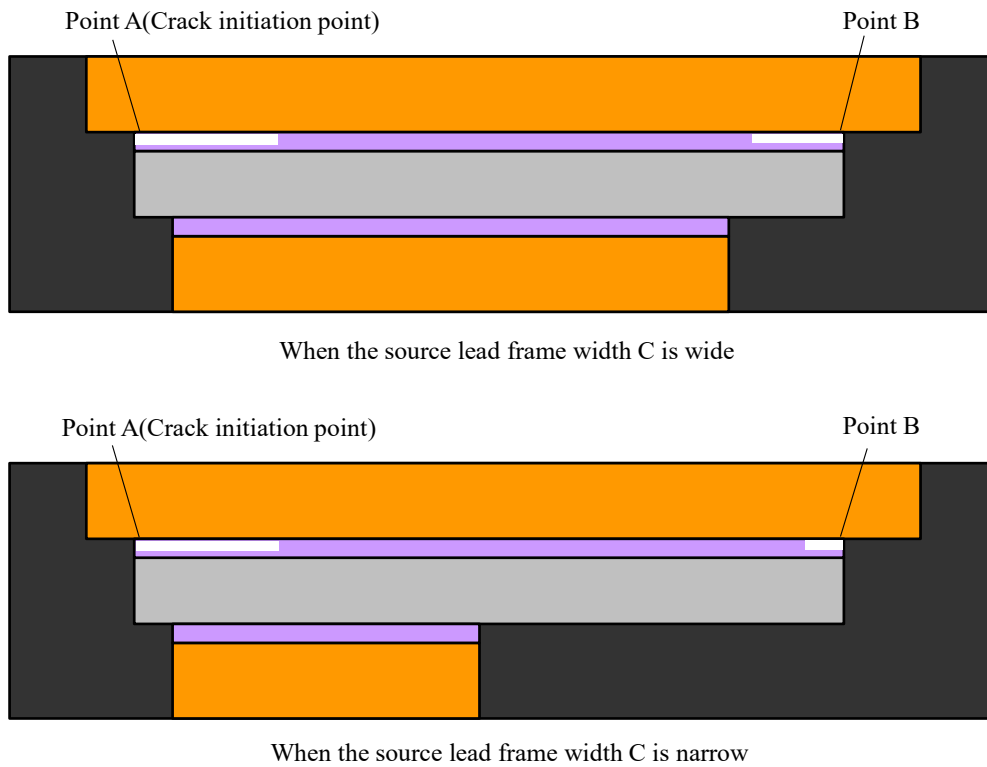


Fig. 4.15 Relationship between source electrode width and solder fracture amount.

Table 4.6 Optimal combination of conditions.

Control factor		Optimum condition
Symbol	Item	
$B = B_w / A$	Chip width	$B3$ (Wide)
$C = C_w / B_w$	Source electrode width	$C1$ (Narrow)
E	Lead frame thickness (mm)	$E2$ (Middle)
F	Chip thickness	$F1$ (Thin)

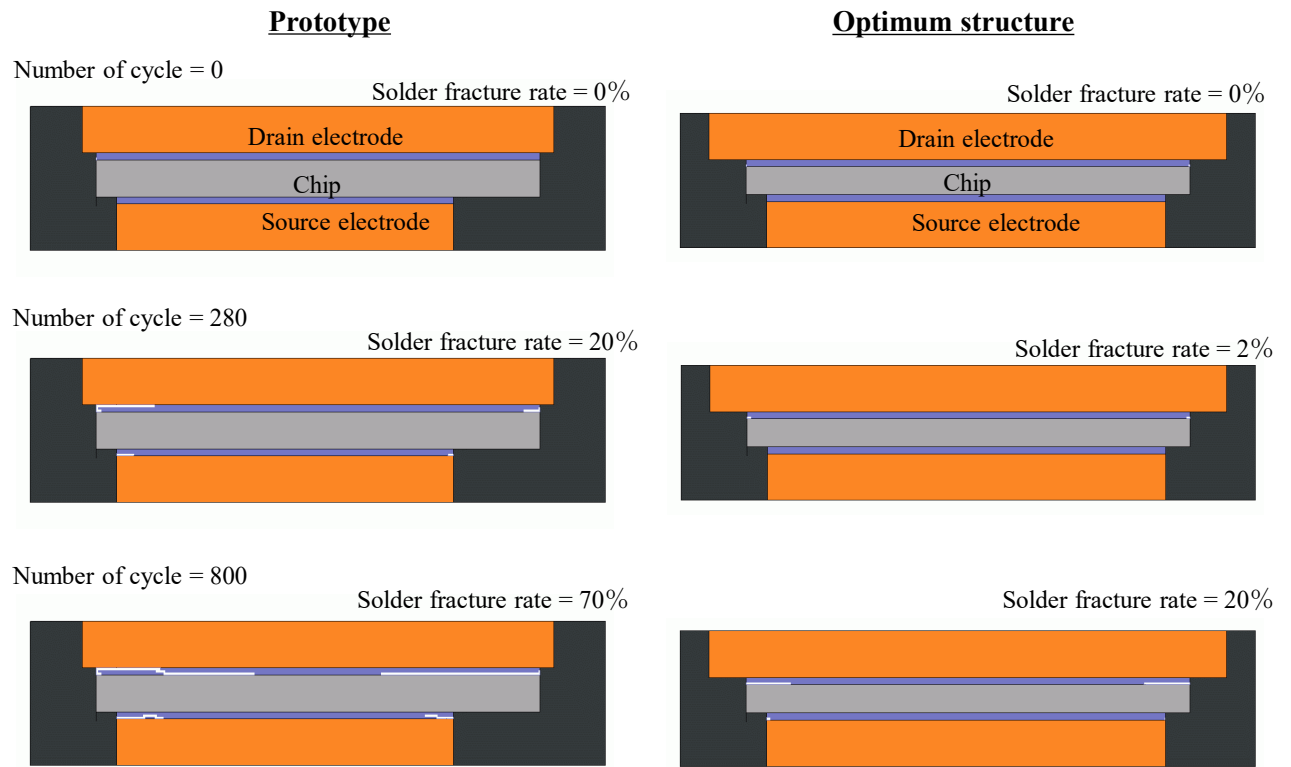


Fig. 4.16 Schematic illustration of solder crack propagation analysis result.

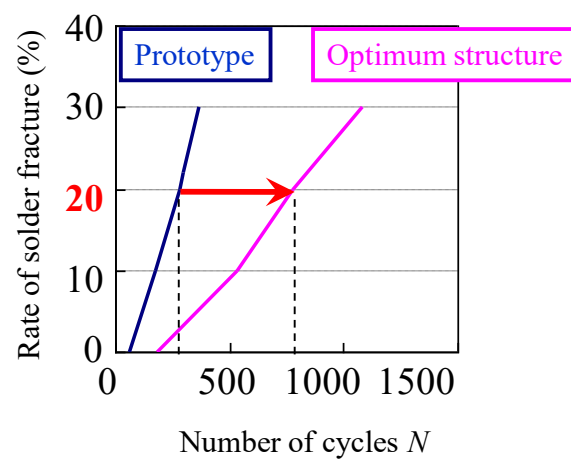


Fig. 4.17 Relationship between rate of solder fracture and N .

4.4.4 最適構造の信頼性評価結果

前項で述べた最適構造を試作し、その試作品に対して、信頼性試験を実施した。試作サンプル数は、16 個とした。この 16 サンプルに対して、まず、リフロー試験を実施した。その結果、Si チップ割れは未発生であった。次に、8 サンプルに対して温度サイクル試験を実施した。Fig. 4.18 は ΔV_{ds} とサイクル数の関係を示す。参考として、プロトタイプでの結果も載せている。図より、どちらの構造においても、 ΔV_{ds} が 5 % となるサイクル数は約 100 サイクルである。しかし、 ΔV_{ds} が 5 % 以上の領域において、最適構造の ΔV_{ds} は、プロトタイプと比較して、その増加率が緩やかである。例えば、プロトタイプの ΔV_{ds} は約 300 サイクル後に 30 % に達するが、最適構造の ΔV_{ds} は約 900 サイクル後に 30 % に達すると外挿でき、そのサイクル数は約 3 倍に増加した。つまり、最適構造では、はんだき裂進展が抑制されていることが確認できた。また、微小なき裂が許容される製品においては、き裂進展量を定量的に把握して設計を行う必要があることがわかる。

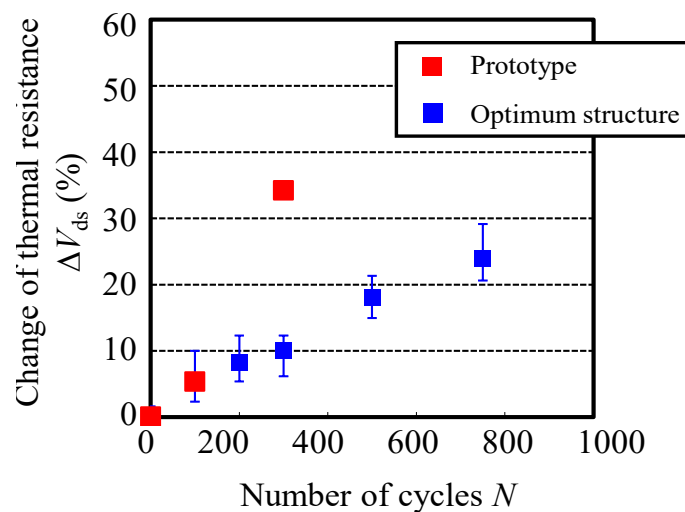


Fig. 4.18 Relationship between ΔV_{ds} and N .

4.5. 結 言

パッケージの表裏面に銅電極板であるリードフレームが露出していることを特徴とする両面放熱パッケージを提案し、Si チップの割れ防止およびはんだ接続部の高信頼化を目的として、はんだき裂進展解析を用いた実験計画法による構造設計および試作評価を実施し、以下の結論を得た。

- (1) はじめに、単純な構造のプロトタイプパッケージを試作し、熱抵抗およびオン抵抗を評価した。その結果、パッケージの熱抵抗 θ_{ja} は $20.7\text{ }^{\circ}\text{C/W}$ であり、WPAK の $\theta_{ja}=26.1\text{ }^{\circ}\text{C/W}$ と比較して、20 %以上低減した。また、オン抵抗は $2.7\text{ m}\Omega$ で、WPAK の $3.7\text{ m}\Omega$ と比較して、約 27 %低減した。
- (2) プロトタイプパッケージを用いて温度サイクル試験を実施し、はんだ疲労破壊率とパッケージ熱抵抗に相当する ΔV_{ds} との関係を求めた。その結果、はんだ破壊率と ΔV_{ds} の関係は、ほぼ比例関係であり、 $\Delta V_{ds}=30\%$ におけるはんだ破壊率は、約 20 %であることを明らかにした。
- (3) Si チップと接続するはんだ材のき裂進展寿命は、チップ厚の薄型化およびソース電極幅の狭幅化によって向上することがわかった。
- (4) ただし、ソース電極幅の狭幅化ははんだ寿命向上に有利である一方、Si チップ応力低減に不利である。したがって、最適構造では、Si チップ薄型化（はんだ寿命に有利）とソース電極広幅化（Si チップ応力に有利）を組み合わせた構造を提案した。
- (5) 応力解析により、最適構造の温度サイクル寿命は、例えば、はんだ破壊率が 20 %に達するサイクル数は、プロトタイプの寿命の約 2.8 倍である 800 サイクルに向上できることがわかった。
- (6) 試作評価を実施した結果、プロトタイプの ΔV_{ds} は約 300 サイクル後に 30 %に達したが、最適構造の ΔV_{ds} は約 900 サイクル後に 30 %に達すると外挿でき、約 3 倍に増加した。なお、(2)の結果より、はんだ破壊率 20 %は $\Delta V_{ds}=30\%$ に相当するため、(5)および(6)は同等の閾値での比較である。

参考文献

- [1] Yejun Zhu, Haibin Chen, Ke Xue, Martin Li, Jingshen Wu, Thermal and Reliability Analysis of Clip Bonding Package Using High Thermal Conductivity Adhesive, 2013 IEEE 15th Electronics Packaging Technology Conference (EPTC 2013), pp.259-263.
- [2] 船津勝彦, 清水一男, 大谷健, 金澤孝光, 佐藤仁久, 半導体装置及びそれ

- を組み込んだ電子装置，特開 2004-140229.
- [3] 波多俊幸，清水一男，半導体装置およびその製造方法，特開 2004-146577.
 - [4] Georges Engelmann, Tizian Senoner, Hauke van Hoek, Rik W. De Doncker, A Systematic Comparison of Various Thermal Interface Materials for Applications with Surface-Mounted (DirectFET™) MOSFETs, IEEE 11th International Conference on Power Electronics and Drive Systems, (2015).
 - [5] T. Zirilli, Die crack failure mechanism investigations depending on the time of failure, Microelectronics Reliability, Vol.55, pp.1600-1606.
 - [6] 谷江尚史，寺崎健，半導体微細接続部き裂経路を再現するき裂進展モデル，日本機械学会論文集 A 編，Vol.72, No.717(2006)，pp.638-645.
 - [7] 谷江尚史，寺崎健，き裂進展解析による半導体はんだ接続部寿命評価手法，日本機械学会論文集 A 編，Vol.73, No.727(2007)，pp.372-378.
 - [8] 寺崎健，谷江尚史，き裂進展モデルに基づくはんだ疲労寿命予測方法，日本機械学会論文集 A 編，Vol.74, No.740(2008)，pp.574-582.
 - [9] 高木寛二，于強，澁谷忠弘，宮内裕樹，野呂幸弘，チップ部品におけるはんだ接合部の信頼性設計手法に関する研究～き裂進展モードの解明とはんだ接合部の設計方法～，エレクトロニクス実装学会誌，Vol.12, No.7(2009)，pp.636-642.
 - [10] 田口玄一，実験計画法(上)，丸善(1957).
 - [11] 原田啓行，梶勇輔，井本裕児，藤野純司，近藤聡，エポキシ樹脂封止パッケージ技術，三菱技報，Vol.92, No.3(2018)，pp.171-174.
 - [12] JEDEC STANDARD, Integrated Circuits Thermal Test Method Environmental Conditions - Natural Convection (Still Air) , JESD51-2A, JEDEC SOLID STATE TECHNOLOGY ASSOCIATION (Jan. 2008).
 - [13] Coffin, L.F., Jr, A Study of Cyclic-Thermal Stress in a Ductile Metal, Transactions of the ASME, 76 (1954), 931.
 - [14] Manson, S. S., Behavior of Materials Transactions, 1 (1970), 805.
 - [15] 田久真也，黒沢哲也，清水紀子，原田享，チップ薄型化技術の現状と展望，エレクトロニクス実装学会誌，Vol.12, No.4(2009)，pp.279-283.

第5章 パワーモジュール向け Al ワイヤ疲労強度の周波数依存性の検討

5.1. 緒 言

近年, 地球温暖化問題に対して CO₂ 排出量の削減が世界的に求められており, 自動車分野におけるガソリン車両から電動化車両へのシフト, 風力発電や太陽光発電などの再生可能エネルギーへのインフラ投資および鉄道車両や家電・産業機器など様々な電化機器の高機能化等が急速に進められている[1, 2]. そのため, これらの機器の電力制御を担うパワーモジュールの需要が増加している. Fig. 5.1 は, パワーモジュールの断面構造の模式図を示す[3]. パワーモジュールは, 銅などの金属製ベースプレートの上に, 銅回路配線および導体層がセラミック層の上下に形成された絶縁基板がはんだ接合されており, 銅回路配線の上には, IGBT (Insulated Gate Bipolar Transistor) チップあるいは Diode チップが金属接合されている. また, チップ上には, 銅回路配線と電氣的に接続するためのアルミニウム (Al) ワイヤが超音波接合されている. ベースプレートの上面では, PPS (Polyphenylene sulfide) などの樹脂製ケースがチップを搭載した絶縁基板を囲んで固定されており, ケース内には封止用のシリコーンゲルが満たされている. このようなパワーモジュールは, 実用時には電流の ON/OFF による温度サイクル負荷を受け, 疲労破壊を生じる. 近年では, 高耐熱性を有する SiC (Silicon carbide) チップがパワーモジュールに搭載されるようになり[4, 5], 使用時の最高温度は約 175 °C まで上昇していることから, より厳しい環境となっている[6]. したがって, 次世代のパワーモジュールの開発では, 高温環境での信頼性設計がより重要視されている.

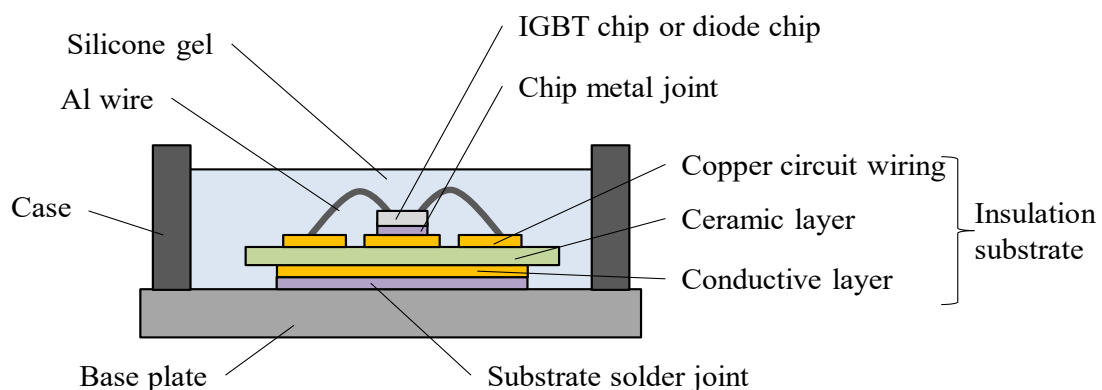


Fig. 5.1 Cross-sectional view of power semiconductor module.

パワーモジュールにおける温度サイクル負荷耐性を評価する場合、一般的にはパワーサイクル（PC）試験が実施される．Fig. 5.2 は、PC 試験における(a)パワーモジュール（試験サンプル）に入力される通電量 I_{in} と時間 t との関係、および、(b)通電に伴うパワーモジュール内のチップの温度 T_j と t との関係を模式的に示す．図 2(a)において、1 サイクルはパワーオン時間 t_{on} およびパワーオフ時間 t_{off} で構成されており、Fig. 5.2(b)に示すように、温度は t_{on} において上昇し、 t_{off} において下降する．このサイクルを繰り返すことで試験サンプルの劣化を評価する．PC 試験の中で、印加電力のオンとオフを繰り返すときのチップ最高温度 T_{jmax} および温度振幅 $\Delta T_j (= T_{jmax} - T_{jmin}, T_{jmin}$ ：最低温度) は、通電量を調整することで設定する．試験中に試験サンプル内のチップ接合部または Al ワイヤに疲労き裂が生じて熱抵抗が増加すると、チップから外部への放熱性が低下し、 ΔT_j は増加する．PC 試験では、 ΔT_j の増加率 $(= (\Delta T_j - \Delta T_{j0}) / \Delta T_{j0}, \Delta T_{j0}$ ：初期値) が規定値に達したサイクル数を PC 寿命としている．

近年、チップ接合部には、従来のはんだ接合に代わってナノ～サブミクロン粒子を用いた焼結接合の適用が進んでおり、チップ接合部の寿命は大幅に向上している[5]．そのため、パワーモジュール内における主たる疲労破壊箇所は、Al ワイヤとなっている．以下は、PC 試験において一般的に使用される Al ワイヤの寿命 (N_f) 予測式を示す[6]．

$$N_f = N_0 \cdot (t_{on})^\alpha \cdot (\Delta T_j)^\beta \cdot \exp\left(\frac{Q}{k_B(273 + T_{jmax})}\right) \quad (5.1)$$

この寿命予測式は、Fig. 5.2 中に示した t_{on} 、 ΔT_j および T_{jmax} の関数として表されている．また、式中の α 、 β および Q は、いずれも試験結果から導出される定数とされている． α および β は負の値をとり、 Q は正の値をとる． k_B は、ボルツマン定数 ($k_B = 1.38 \times 10^{-23}$ J/K) である． N_0 は、パワーモジュール形状、故障確率の設定値および安全率の設定値によって定まる定数である．

ここで、パワーモジュールの通電時間を示す t_{on} に着目する．パワーモジュールの実使用環境における t_{on} は、0.1～60 秒程度であるが、 t_{on} が長くなると高温下での保持時間が長くなり、チップ最高温度が高い使用環境下では、Al ワイヤにはクリープの寄与による時間依存型の微視的な変形が進行すると予想される．パワーモジュール内の Al ワイヤに発生する熱応力は、主に Al ワイヤとチップとの線膨張係数差に起因した変位制御型のものであるため、クリープ変形が生

じた場合には、 t_{on} が長くなることで緩和される．すなわち、式(5.1)中において t_{on} の指数である α は、より高温下では定数ではなく t_{on} の関数となることが予想され、その影響を特定する必要がある．

一方、PC 試験に用いる試験サンプルは、基板、チップおよびワイヤなどの部材を入手し、各組立工程向けの専用装置を使用してチップ接合やワイヤボンディングなどの組立作業を行う必要があることから、準備に手間がかかる．加えて、組立時のばらつき（ワイヤボンディングの接合状態のばらつき）が発生するため、寿命にもその影響が発生しやすい．また、PC 試験は長い試験時間を必要とする．これらの課題を解決するためには、ワイヤ単体を対象とした機械的試験に置き換えての検討が望ましい．しかし、常温環境下で金属細線に対して機械的繰り返し負荷を与えた研究事例は見られるものの[7]、パワーモジュール用の Al ワイヤの疲労寿命に対する t_{on} の影響について、研究を行った事例は見られない．

本研究では、将来的に想定されるパワーモジュールの使用環境温度（175 °C）において t_{on} が Al ワイヤの疲労寿命に与える影響を明らかにすることを目的とした．パワーモジュール内での Al ワイヤの変形条件を考慮した高温下での機械的繰り返し曲げ負荷試験手法を開発し、試験周波数 f が t_{on} と相関を有するものとみなして、Al ワイヤの疲労寿命に対する f の寄与を調査した．

以下、5.2 項で試験方法について述べる．次に、5.3 項で、本試験を対象とした有限要素解析方法および結果について述べ、試験方法の妥当性について記載する．最後に、5.4 項で、試験結果および考察について述べる．

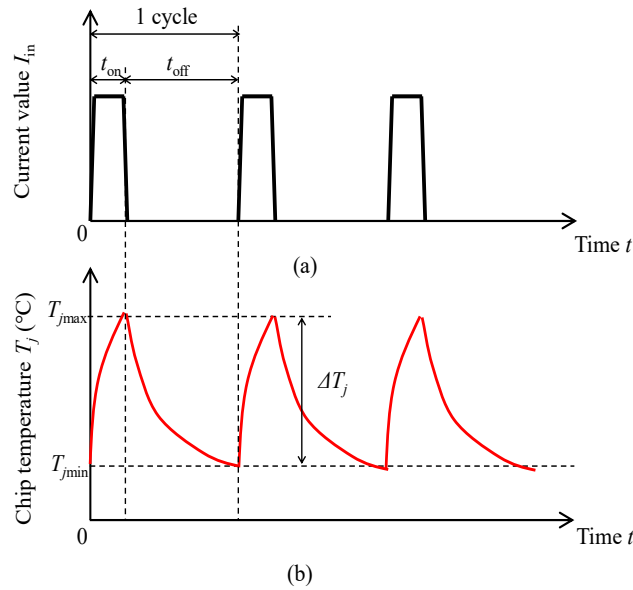


Fig. 5.2 Schematic illustrations of (a) input current waveform and (b) chip temperature wave form in power cycling test.

5.2. 試験方法

5.2.1 供試材

本研究では、パワーモジュールに対して一般的に使用される線径 ϕ 0.4 mm の Al ワイヤ線材（純度 99%以上）を対象とした。175 °Cにおける機械的物性値は、同温度環境での引張試験により取得した。試験結果である公称応力-公称ひずみ線図を二直線近似で表し、弾性率 65.3 GPa、降伏応力 80 MPa および加工硬化係数 210 MPa を得た。これらの物性値は、後述する応力解析にて使用する。

5.2.2 試験方法の検討

繰り返しの通電が行われるパワーモジュールにおいて、内部の Al ワイヤには、主にチップと Al ワイヤとの線膨張係数差による変位制御型の両振り繰り返し負荷が加えられる。そのため、機械的な疲労試験によって検討を行う場合、Al ワイヤに対して両振りでの変位制御試験条件を課す必要がある。また、実際のパワーモジュール中の Al ワイヤは主に曲げ変形を受けることを鑑み、本研究では両振り曲げ疲労試験方法を検討した。さらに、繰り返しの通電が行われるパワーモジュールにおいて、Al ワイヤの疲労損傷は、主に高温環境で進行すると考えられる。したがって、本研究では、将来的に想定される使用環境温度である 175 °C を考慮した試験を実施した。

Fig. 5.3 は、Al ワイヤに対して両振りの繰り返し曲げ負荷を与えるために考案した試験方法の模式図を示す。Fig. 5.3(a)および(b)は、それぞれの治具の寸法図および Al ワイヤを試験治具に固定した際の様子を示している。試験治具は、① 負荷側治具および②固定側治具で構成される。Fig. 5.3 中には、水平方向（Al ワイヤ軸方向）を x 軸、上下方向を y 軸、および、 xy 平面に垂直な方向を z 軸とした座標系を配置してある。両治具は、それぞれ Al ワイヤを挟んで固定する部位 A と部位 B とで構成されている（Fig. 5.3(b)参照）。固定側治具の部位 B では、治具の挟み部の上下面には $R = 10$ mm の曲率が設けられている。これにより、Al ワイヤの破壊箇所を、高い応力集中が生じる負荷側治具の部位 B の端部（Fig. 5.3 (b)中の矢印）に限定することができる。Fig. 5.4 は、Al ワイヤを設置した状態での(a)負荷側治具および(b)固定側治具の斜視図を示す。図中には、部位 B における Al ワイヤ設置部の拡大図も載せてある。両治具の部位 B における開口部の y 方向寸法は、0.45 mm である。この寸法は、Al ワイヤの線径 ϕ 0.4 mm よりも僅かに大きい。これにより、Al ワイヤを治具に設置した際、Al ワイヤの y 方向には圧縮応力が発生しない。

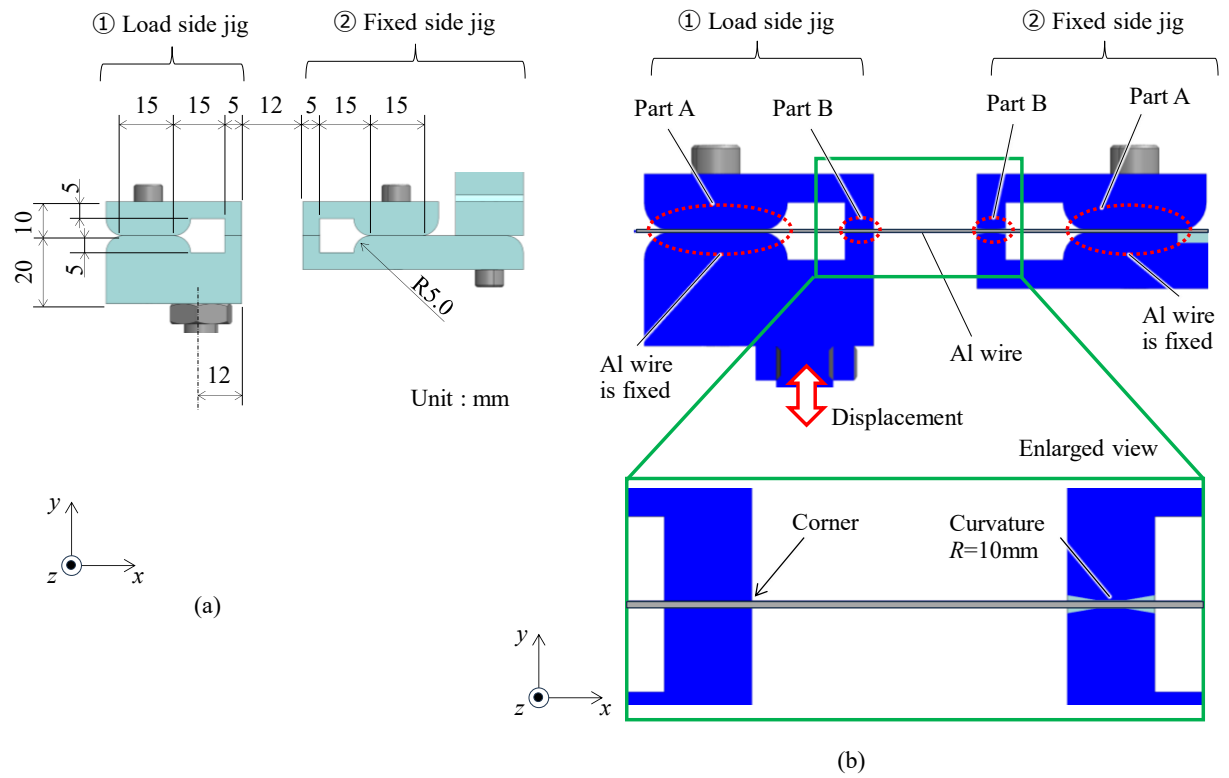


Fig. 5.3 (a) Dimension outline drawing of a developed test device and (b) detail of the test section where an Al wire is gripped.

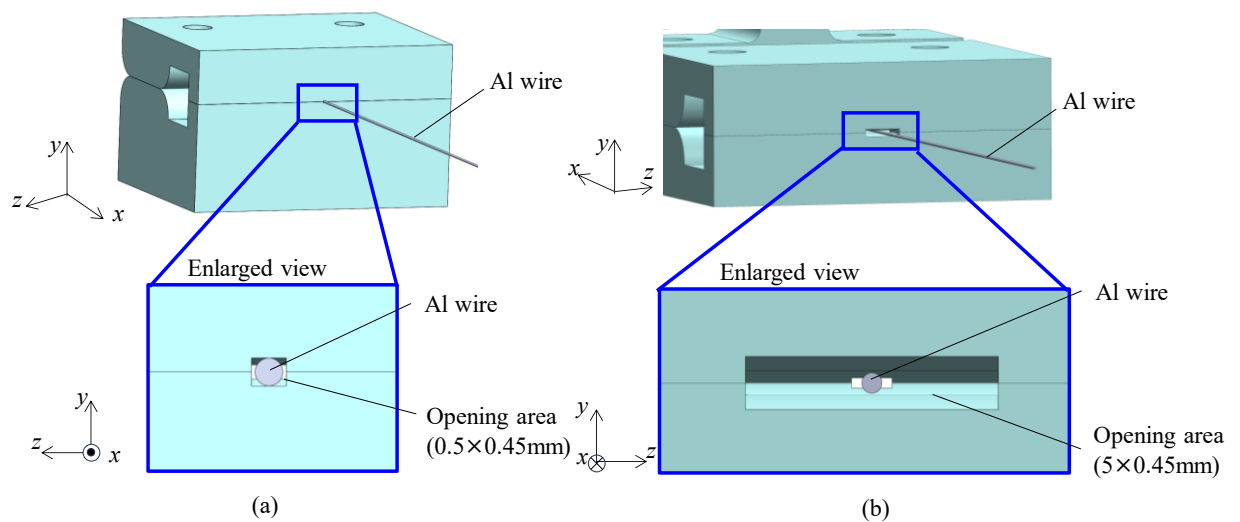


Fig. 5.4 Enlarged view of the area where the Al wire is fixed at (a) load side jig and (b) fixed side jig.

5.2.3 試験システムおよび試験条件

Fig. 5.5 は、疲労試験システムの外観写真を示す。負荷装置は、島津製作所製の電磁式疲労試験機 EMT-5KN を用いた。試験環境温度は恒温槽を用いて制御し、試験治具の温度が 175 °C となるように調整した。試験治具は、前節に示した通り、負荷側治具および固定側治具とで構成されており、材質はそれぞれステンレス鋼およびアルミニウム合金である。両治具の端面間の距離は 12 mm であり、負荷側治具に対して上下方向に与える強制変位振幅は 1.25 mm とした。この変位量は、試験機のスロークヘッド変位を用いて計測した値である。この強制変位振幅は、事前検討結果を基に、疲労寿命のオーダーが現実のパワーデバイスで重要となる 10^4 サイクル程度となるように決定した値である。Al ワイヤに対して直列に抵抗 (1 k Ω) を接続して一定電流 (1 mA) を付与し、抵抗を含んだ Al ワイヤ両端間の電圧をモニタリングした。付与した電流量は微小であり、エレクトロマイグレーションは発生しないレベルである[8]。また、試験中の荷重値に関しては、細線である Al ワイヤへの曲げ負荷であるため荷重が極めて小さく、本試験に用いた一般的なロードセルでは計測することが困難であった。

Fig. 5.6 は、試験の初期状態の模式図を示す。負荷側治具の負荷方向（図中の y 方向）の初期位置は、固定側治具に対して y 方向に +1.25 mm の変位を移動させた状態とした。これは、負荷側治具の初期位置を Al ワイヤが水平になる状態 ($y=0$) を初期値として試験を開始すると、試験中の Al ワイヤには軸方向の引張変形およびそれに伴う塑性変形が生じてワイヤ長が伸び、Al ワイヤに与える曲げひずみが繰り返し数の増加に伴って変化することを排除するためである。

試験は、複数の試験周波数 f を用いて実施した。緒言で述べた通り、本研究の目的は、175 °C の使用環境温度を想定したパワーモジュール内の Al ワイヤの疲労寿命に対する t_{on} 依存性を機械的試験によって評価することである。 t_{on} は、Al ワイヤ温度を低温から高温に上げるまでの時間に相当するが、Al ワイヤに発生するひずみが最小値、最大値、最小値と 1 サイクル分変化する時間のうち、最小値から最大値に変化するまでの 1/2 サイクルに要する時間と見なすことができる。この場合、試験周波数 f は、 t_{on} の 2 倍の逆数と比例関係にある。試験では、周波数 f は、10, 4, 1, 0.4 および 0.1 Hz の 5 通りとし、各周波数における試験サンプル数 n は 3 とした。また、Al ワイヤ両端間の電圧値はサンプリング周期 1 秒で計測した。

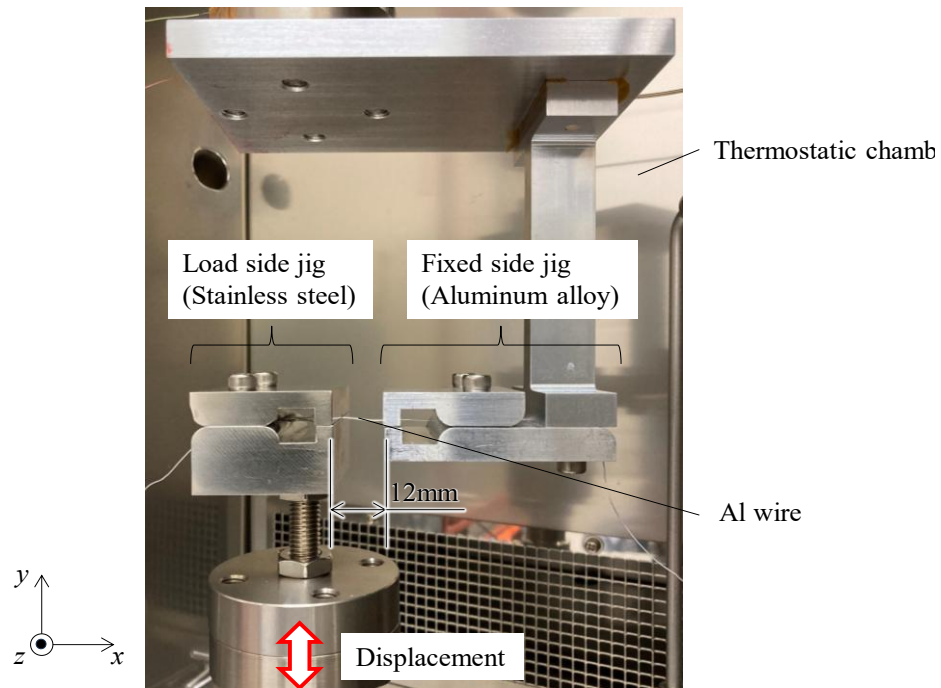


Fig. 5.5 Testing system for applying fully-reversed cyclic bending load to Al wire.

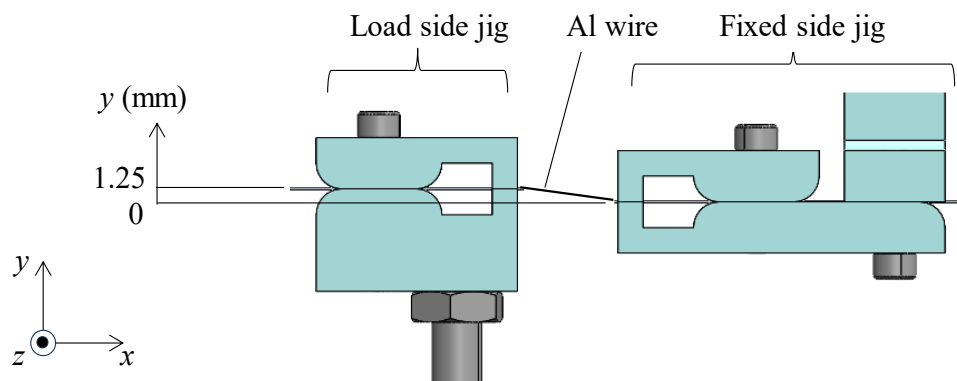


Fig. 5.6 Schematic illustration showing the initial position of the Al wire.

5.3. 解析方法

繰り返し曲げ負荷試験における Al ワイヤの破壊想定箇所の妥当性の確認およびひずみ量の概算を行うため、有限要素法による力学解析を実施した。Fig. 5.7 は、解析モデルのメッシュ分割図を示す。解析モデルは、負荷側治具、固定側治具および Al ワイヤで構成されている。両治具については、Al ワイヤと接触する各治具の部位 B (Fig. 5.3 参照) の一部をモデル化した。固定側治具によって固定される Al ワイヤ端部の端面には、完全固定条件を設定した。また、負荷側治具によって固定される Al ワイヤ端部の端面には、 y 方向に強制変位 = 1.25 mm を与えた。Al ワイヤと両治具との接触領域には、摩擦係数 $\mu=0.3$ の接触条件を設定した。解析ソフトには、ANSYS2023 を用いた。Table 5.1 は、解析に用いた材料物性値を示す。モデルは等方均質体とし、両治具は弾性体、および、Al ワイヤは弾塑性体として取り扱った。Al ワイヤの物性値は、5.2.1 項で示した引張試験から取得した値を用いた。

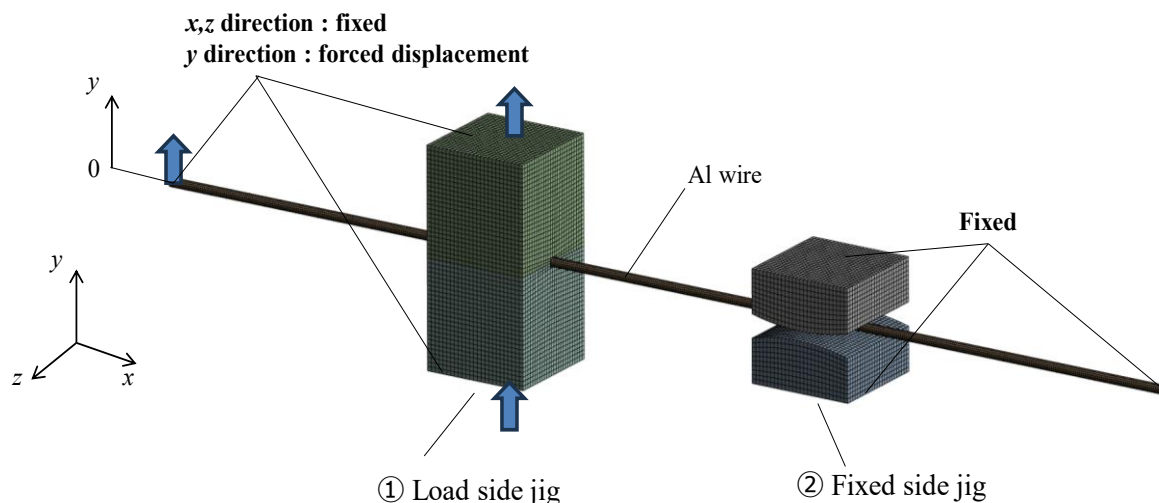


Fig. 5.7 Model for finite element analysis.

Table 5.1 Material properties

Part	Material	Young's modulus (MPa)	Yield stress (MPa)	Work hardening coefficient (MPa)	Poisson's ratio
Al wire	Al	65300	80	210	0.33
Fixed side jig	Al alloy	69000	—	—	0.33
Load side jig	SUS	200000	—	—	0.3

5.4. 試験結果および考察

5.4.1 解析結果

Fig. 5.8 は、解析から得られた Al ワイヤに発生する相当塑性ひずみ分布を変形（変形倍率：1 倍）とともに示す。Fig. 5.8(a)および(b)は、それぞれ正面図および斜視図である。Fig. 5.8 (b)中には、負荷側治具および固定側治具と接する Al ワイヤ近傍の拡大図およびひずみの最大値を示している。負荷側治具と接する Al ワイヤには局所的な曲げ変形による 0.82 %の塑性ひずみが発生しており、曲率を設けた固定側治具と接する Al ワイヤに発生する塑性ひずみの最大値 (0.26 %) よりも大きい結果であった。したがって、力学的には、Al ワイヤは負荷側治具の最大ひずみが発生する箇所破壊を生じるものと考えられる。

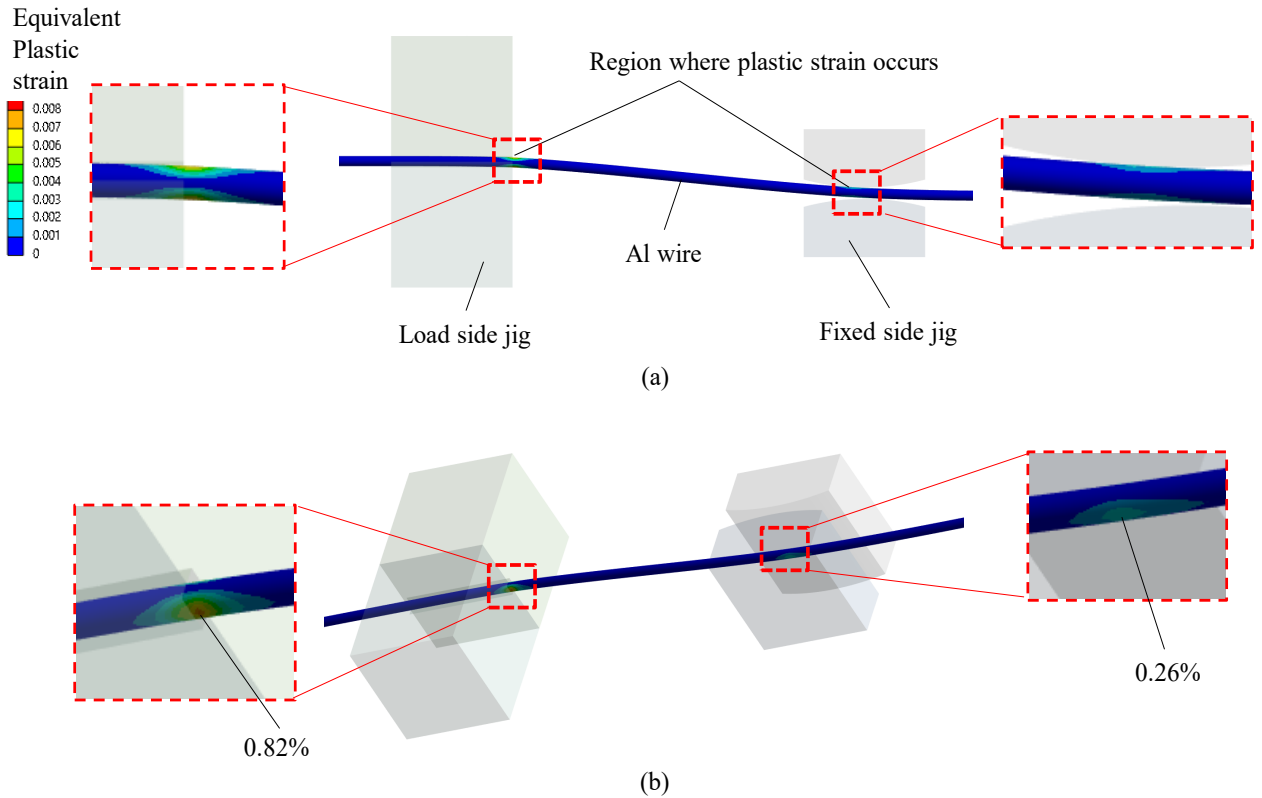


Fig. 5.8 Deformation diagram and the equivalent plastic strain distribution of Al wire at (a) front view and (b) perspective view.

5.4.2 試験結果

本研究では，Al ワイヤ両端間の電圧値が初期電圧値の 1.1 倍に達した際のサイクル数 N を疲労寿命（疲労き裂が発生した繰り返し数）と定義した．また，本研究で使用した Al ワイヤは製品用のものであり，機械特性の機密情報保護の観点から，サイクル数 N を試験周波数 $f = 1 \text{ Hz}$ での疲労寿命の平均値 $\bar{N}_{f,1\text{Hz}}$ で除した正規化サイクル数 ($= N / \bar{N}_{f,1\text{Hz}}$) を用いる．Fig. 5.9 は，周波数 $f = 10 \text{ Hz}$ で繰り返し変位を与えた試験サンプル（サンプル No.1）における試験中の電圧測定結果を一例として示す．縦軸は電圧値であり，横軸はサイクル数 N を試験周波数 $f = 1 \text{ Hz}$ での疲労寿命（疲労き裂が発生した繰り返し数）の平均値 $\bar{N}_{f,1\text{Hz}}$ で除した正規化サイクル数 ($= N / \bar{N}_{f,1\text{Hz}}$) である． $N / \bar{N}_{f,1\text{Hz}} = 1.438$ に到達した際に電圧値が急激に上昇しており，Al ワイヤに疲労き裂が発生して抵抗値が増加したものと考えられ，実際，試験終了後のサンプルは破断していた． $N / \bar{N}_{f,1\text{Hz}} = 1.438$ 以降，電圧値は増減を繰り返しているが，これは，両振りでの繰り返し負荷により Al ワイヤの破断面同士が接触と離隔を繰り返した影響と考えられる．

Fig. 5.10 は、別サンプルを用いて試験周波数 $f = 10 \text{ Hz}$ で疲労試験を行い、大きな電圧の変動を示す前に中断 ($N / \bar{N}_{f,1\text{Hz}} = 1.07$) した際の電圧測定結果を示す。電圧値は、初期電圧値からほとんど変動していない。Fig. 5.11 は、本サンプルの試験中断後の外観写真を示す。本図には、負荷側治具の部位 B との接触箇所近傍を示してあるが、Al ワイヤに破断は発生していない。本結果より、電圧値のモニタリングによって Al ワイヤの破断の有無を特定できることがわかった。この定義を用いると、Fig. 5.9 に示したサンプルでは、 $N_f / \bar{N}_{f,1\text{Hz}} = 1.439$ となる。他のサンプルに関しても、特定の $N / \bar{N}_{f,1\text{Hz}}$ に達した時点で電圧値が急激に増加する挙動を示したことから、同様に疲労寿命を決定した。Table 5.2 は、全てのサンプルから得られた疲労寿命 $N_f / \bar{N}_{f,1\text{Hz}}$ および各試験周波数 f における平均値を示す。 f の減少に伴って疲労寿命の平均値も減少していることがわかる。これは、 f の減少によって、Al ワイヤに負荷を与えている時間が長くなり、クリープ損傷が進行したためと考えられる。一般的に室温下では FCC 金属の変形特性に関する変形速度依存性は小さく、例えば Cu では室温における疲労寿命は、周波数依存性がほとんどないことが示されている[9]。したがって、本試験における疲労寿命の周波数依存性は、クリープによる損傷が主要因であると考えられる。

Al ワイヤの破壊箇所は、全サンプルにおいて負荷側治具の部位 B の端面と一致する箇所であった。Fig. 5.12(a)は、 $f = 10, 1$ および 0.1 Hz で疲労試験を実施したサンプルの破断面の SEM (Scanning electron microscopy) 観察結果を示す。Fig. 5.12(b)は、Fig. 5.12(a)中の青破線部 ($f = 10 \text{ Hz}$ で疲労試験を実施したサンプル) の拡大観察結果を一例として示す。破壊箇所は、負荷側治具の部位 B の端面と一致する箇所であり、図中の上段はその破断面の負荷側治具の側での観察結果、また下段はその破断面の固定側治具の側での観察結果である。上段の破面と下段の破面とが異なるように見えるが、これは、本試験では、Al ワイヤ破断発生後も、直ちに試験は停止せず、繰り返しの強制変位が継続するため、破断面同士が擦れあって、破面の状態が変化したものと考えられる。各破面には、図中の黒矢印で示す強制変位方向に平行な筋が確認された。一方、Fig. 5.12(b)に一例を示す通り、Fig. 5.12(a)よりも高倍率で破断面を観察したものの明瞭なストライエーションは観察されなかった。また、 $f = 10 \text{ Hz}$ のサンプルの破面は、図中の赤点線で示す通り、円形を保たず摺動方向に大きく変形していることが分かる。これは、試験周波数が高い場合、Al ワイヤの応力緩和が小さく、すべりの活動による大きな塑性変形が起こったものと考えられる。一方、 $f = 1$ および 0.1 Hz のサンプルの破面では、摺動方向に大きな変形が見られなかった。試験周波数が低い場合、Al ワイヤに曲げ変形を付与する時間が長時間化されるため、応力緩和が顕著と

なり、Al ワイヤに発生する応力は減少する。この発生応力が減少する状態は、き裂発生後も継続されるため、破断面における変形が抑制されたと考えられる。また、負荷側治具の部位 B 端部が試験中に Al ワイヤに食い込み、その量が試験周波数には依存することが考えられたが、サンプル間で破断面近傍に食い込みを示す顕著な痕跡や差は見られなかった。更に、本試験方法は、治具の角部において Al ワイヤを破壊させる方法のため、フレットング疲労を起こす可能性があるが、Fig. 5.12 に示す通り、破断面には、フレットング疲労に特徴的な酸化粉の付着が確認されなかった。したがって、本試験による破壊は、フレットング疲労の影響はないと考えられる。

サンプルの破断面近傍に対して、最大ひずみが発生する二か所（y 軸方向の上端と下端）を結ぶ平面について切断および研磨を行い、電子線後方散乱回折（EBSD : Electron Backscatter Diffraction）法解析を実施した。Fig. 5.13 は、 $f=10$, 1 および 0.1 Hz で疲労試験を実施したサンプルの EBSD 解析結果を示す。緒言に記載した通り、 t_{on} が長くなると高温下での保持時間が長くなり、Al ワイヤにはクリープによる微視的な損傷が進行して、Al ワイヤの N_f は減少すると予想される。しかし、クリープ損傷以外の要因として、高温下に長時間曝されることによって、Al ワイヤの結晶粒が粗大化し、降伏応力が低下することで疲労寿命が短くなる要因も考えられる。Fig. 5.13 中の上段は、破断面近傍の断面について解析した図中 r 方向の逆極点図方位図であり、下段は、 y 方向の逆極点図方位図である。両図より、結晶粒はワイヤの軸方向に伸張していることがわかる。上段図では、比較的ランダムな結晶方位となっている。一方、下段図では、[111] 方向および [001] 方向の分布が大半を占めている。各サンプルでの y 方向の結晶粒サイズの平均値は、 $f=10$ Hz のサンプルでは $5.97\ \mu\text{m}$ 、 $f=1$ Hz のサンプルでは $5.93\ \mu\text{m}$ 、および、 $f=0.1$ Hz のサンプルでは $6.33\ \mu\text{m}$ であり、同程度であった。このように、本研究で用いた試験条件では、Al ワイヤ内における結晶粒の顕著な結晶方位の変化や粗大化は見られなかった。一方、破断面近傍に着目すると、下段図において $f=10$ Hz および 1 Hz のサンプルでは結晶粒が微細化され、結晶方位がランダムになっていることがわかる。これらは、破断面近傍において大きな塑性流動が起こったことを示唆している。しかし、 $f=0.1$ Hz のサンプルでは微細化の程度は小さい。応力緩和が生じない場合には、変形方向への大きな塑性流動によって結晶粒は微細化されるが、微細化量の小さい $f=0.1$ Hz のサンプルでは、応力が緩和されていたため曲げ変形による塑性流動が小さかった可能性が高い。

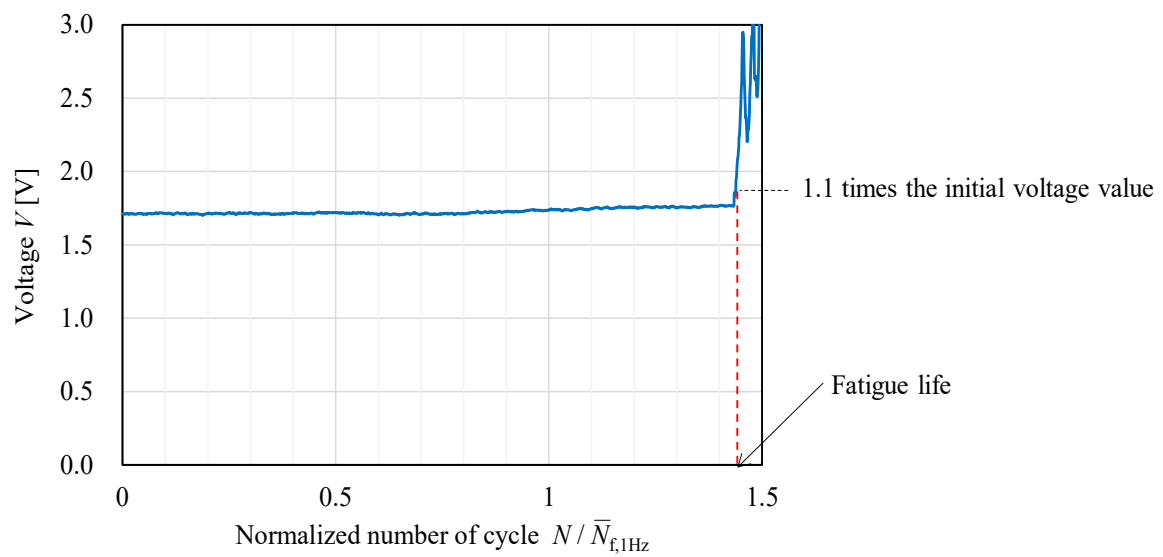


Fig. 5.9 Changes in applied voltage in cyclic bending deformation test for Al wire ($f = 10\text{Hz}$).

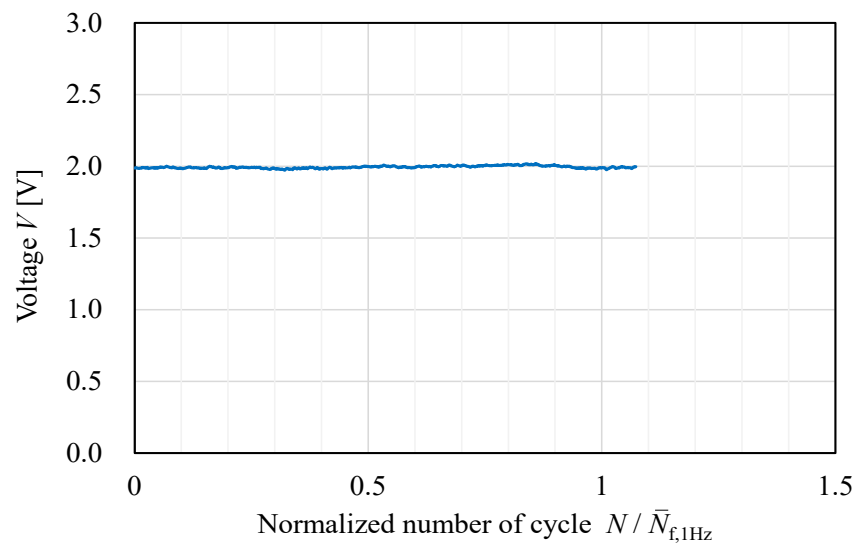


Fig. 5.10 Relationship between V and ?? for the sample where testing was discontinued ($f = 10\text{ Hz}$)

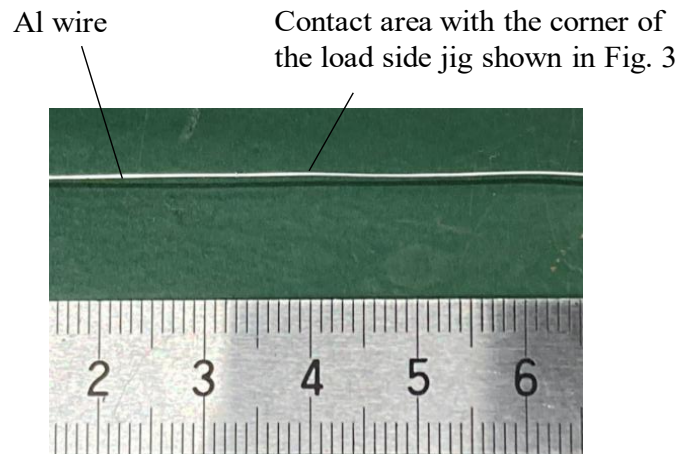
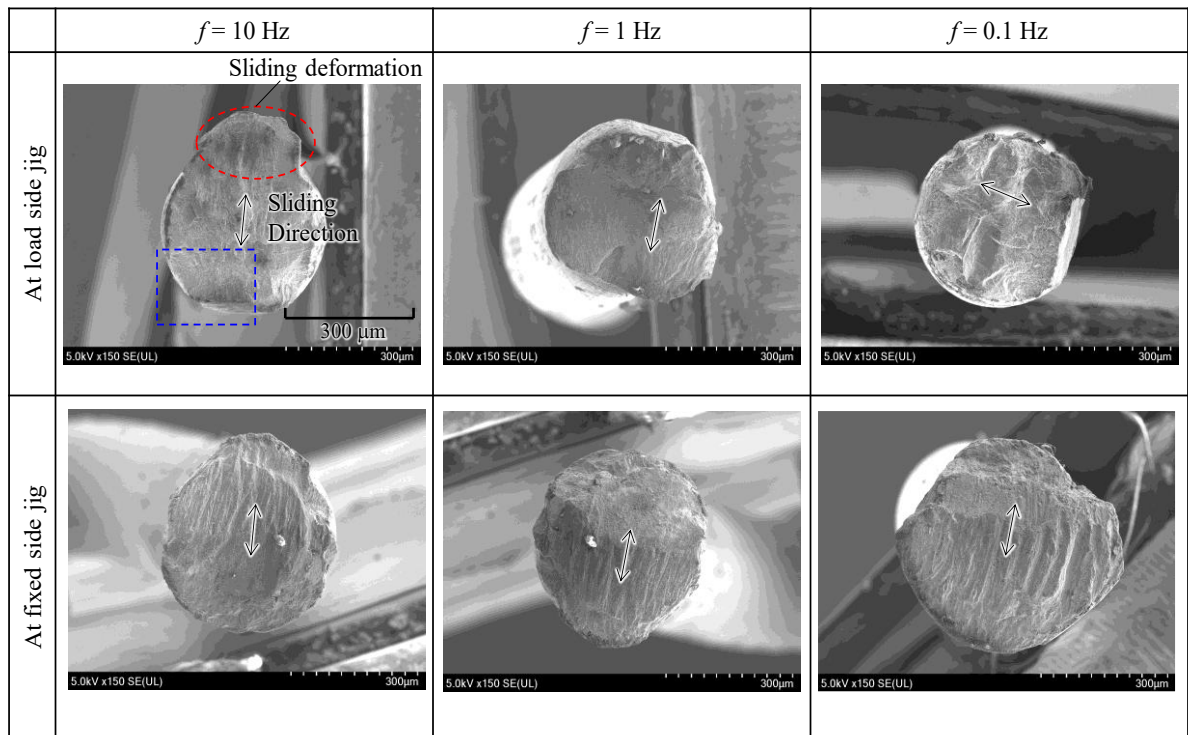


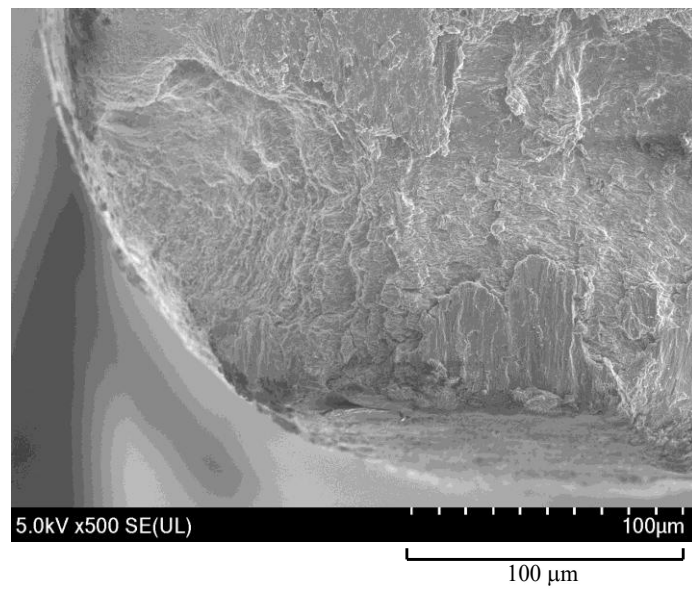
Fig. 5.11 Optical microscope image of the sample with no drastic change in applied voltage.

Table 5.2 Fatigue life for various frequencies.

Test Frequency (Hz)	Normalized number of cycle $N_f / \bar{N}_{f,1\text{Hz}}$			
	Sample No.1	Sample No.2	Sample No.3	Average
10	1.44	1.48	1.82	1.58
4	1.24	1.19	0.92	1.12
1	0.96	1.04	1.00	1.00
0.4	0.90	0.71	1.11	0.91
0.1	0.71	0.99	0.80	0.83



(a)



$f = 10 \text{ Hz}$, At load side jig

(b)

Fig. 5.12 (a) SEM photo of fracture surface of Al wire and (b) Enlarged view of SEM photo.

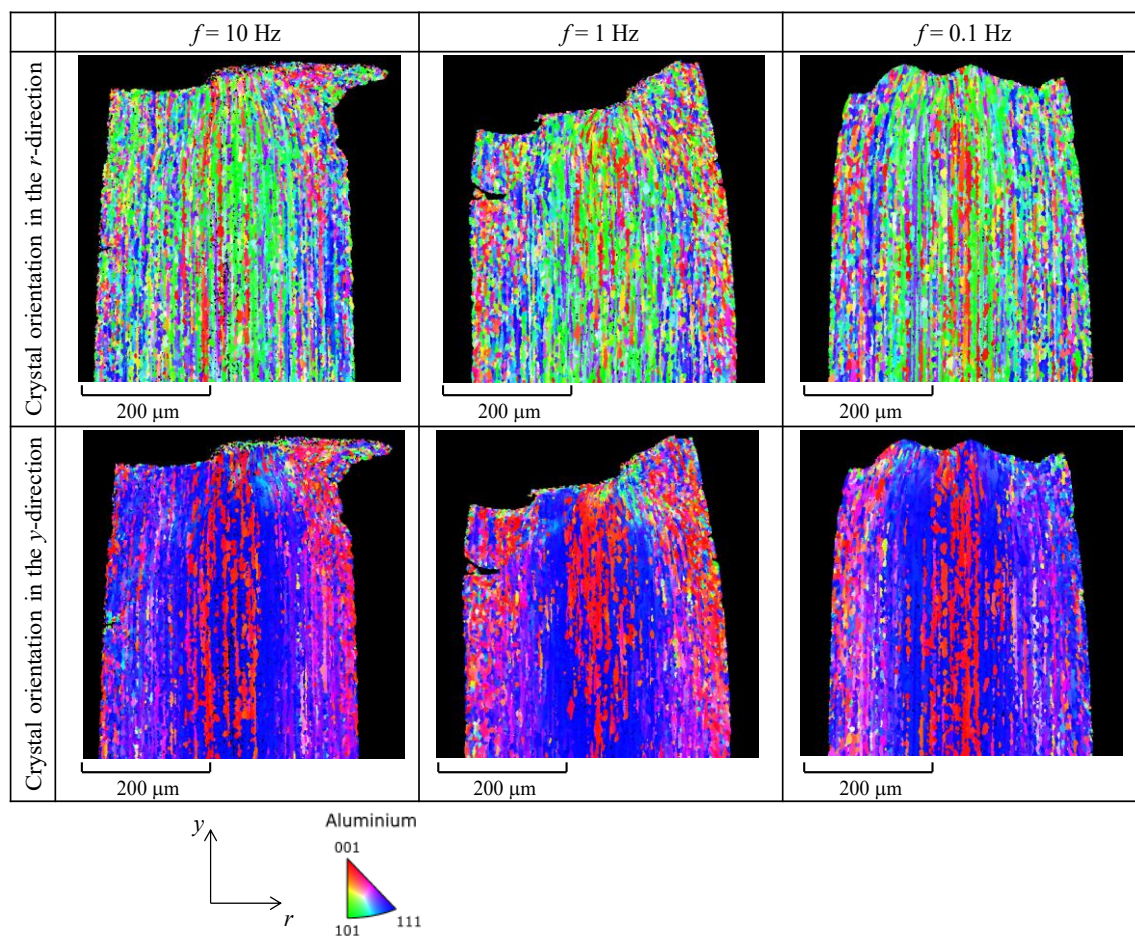


Fig. 5.13 EBSD of fracture surface of Al wire.

5.4.3 寿命推定式の更新

Fig. 5.14 は、試験により得られた $N_f / \bar{N}_{f,1\text{Hz}}$ と試験周波数 f との関係を示す。縦軸および横軸は、両者とも対数にしてある。 f が小さくなるにつれて、 $N_f / \bar{N}_{f,1\text{Hz}}$ は減少することがわかる。 5.2.3 項に記載した通り、試験周波数 f は t_{on} の 2 倍の逆数と比例関係にあるものとして取り扱い、試験周波数 $f = 10, 1$ および 0.1 Hz を、それぞれ $t_{\text{on}} = 0.05, 0.5$ および 5 秒 として置き換える。 Fig. 5.15 は、疲労寿命と換算した t_{on} との関係を示す。本結果より、 t_{on} の増加に伴って、疲労寿命 $N_f / \bar{N}_{f,1\text{Hz}}$ は減少する。また、その減少率は t_{on} の増加に伴い徐々に低下し、飽和値に近づいていることがわかる。そこで、 $N_f / \bar{N}_{f,1\text{Hz}}$ と t_{on} との間に成り立つ式として、以下を得た。

$$\log\left(\frac{N_f}{\bar{N}_{f,1\text{Hz}}}\right) = A \cdot \exp(-B \cdot \log(t_{\text{on}})) + C \quad (5.2)$$

A , B および C は、いずれも試験結果から算出される定数である．試験結果との誤差が最小となるように、式(5.2)中の A , B および C を決定した結果、 $A=0.0386$, $B=1.51$ および $C=-0.0852$ を得た．これらの値を用いた近似曲線を図中に示す．

式(5.1)中の α は、 $N_f / \bar{N}_{f,1\text{Hz}}$ と t_{on} の対数値の関係を表す式(5.2)の近似曲線の傾きである．したがって、 α は、式(5.2)を微分することによって以下の式となる．

$$\alpha = -A \cdot B \cdot \exp(-B \cdot \log(t_{\text{on}})) \quad (5.3)$$

Fig. 5.16 は、式(5.3)から求めた t_{on} と α との関係を示す． t_{on} の増加により α は 0 に近づいていった．実験データの範囲を大幅に超えるものであるが、100 秒を超えるとほぼ 0 になる．パワーモジュール中の Al ワイヤには、変位制御型の繰り返し負荷が印加されるため、Al ワイヤに発生する応力は t_{on} の長時間化に伴ってクリープ変形の寄与が大きくなり、緩和される．この応力緩和により Al ワイヤのクリープ変形が抑制されるため、 t_{on} の影響は一定になるものと考えられる．

以上より、Al ワイヤの PC 寿命予測式では式(5.1)に示した通り、PC 寿命に与える t_{on} の影響度を表す α は一定として取り扱われていたが、本研究より、175 °C の温度環境下では、 α は t_{on} に依存していることを明らかにした．式(5.1)に示した PC 寿命予測式に対して式(5.3)に示した α を考慮することで、175 °C の使用環境下におけるパワーモジュールに対する高精度な PC 寿命の推定および信頼性設計を実現できると考えられる．

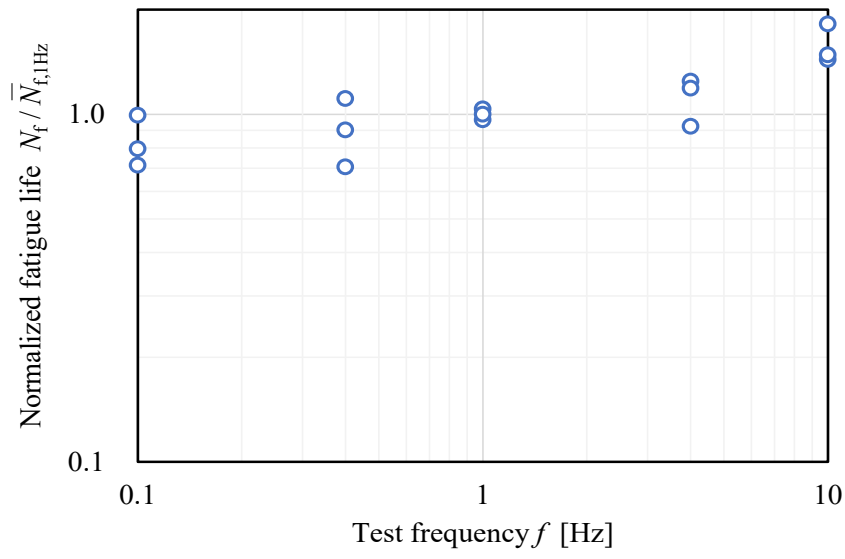


Fig. 5.14 Relationship between $N_f / \bar{N}_{f,1\text{Hz}}$ and f .

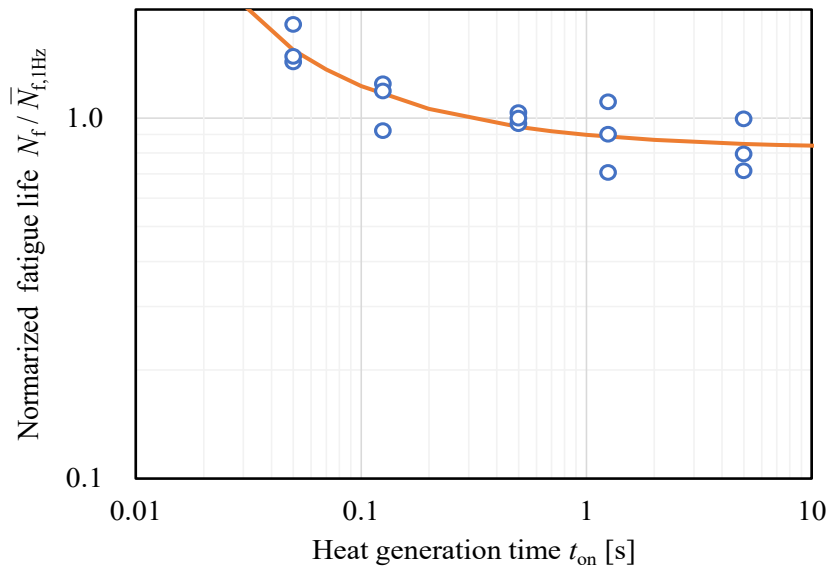


Fig. 5.15 Relationship between $N_f / \bar{N}_{f,1\text{Hz}}$ and t_{on} .

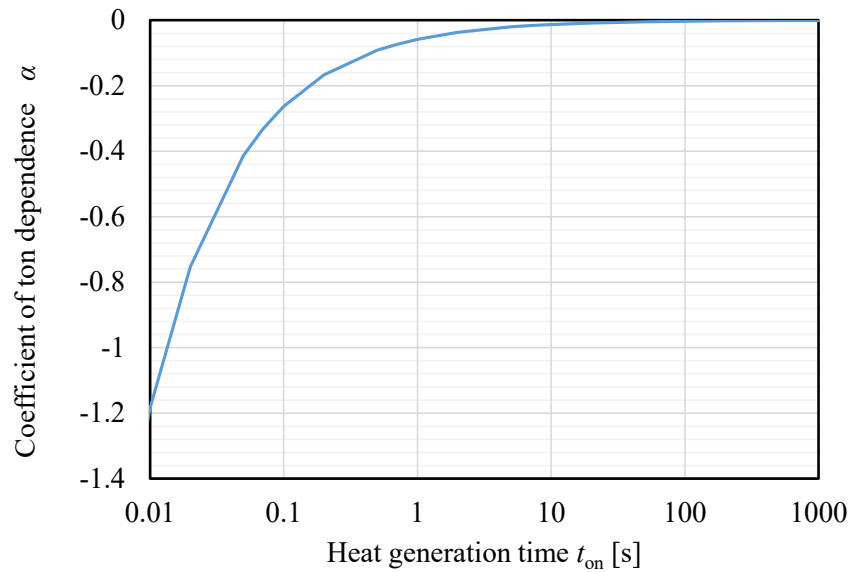


Fig. 5.16 Relationship between α and t_{on} .

5.5. 結 言

本研究では、今後想定される 175 °Cでの使用環境下におけるパワーモジュールの寿命予測精度の向上を目的とした．このため、パワーモジュール内部において優先的な疲労破壊箇所となる線径 $\phi 0.4\text{ mm}$ の Al ワイヤを対象とし、当該温度環境下での機械的両振り繰り返し負荷試験手法を開発して評価を行った．得られた結果を以下に示す．

- (1) 試験システムにおいて、Al ワイヤを固定する二つの治具の一方における接触部の曲率半径を大きくしたことで、Al ワイヤの特定の位置で疲労破壊を生じさせることに成功した．また、試験中は、Al ワイヤに微小電流を流し、ワイヤ両端の電圧をモニタリングすることによって、Al ワイヤの疲労破壊を特定できることを示した．
- (2) パワーモジュールに対する通電時間 t_{on} を試験周波数 f に置き換え、175 °C の環境下において $f=10, 4, 1, 0.4$ および 0.1 Hz の条件を用いて繰り返し曲げ負荷試験を実施した．その結果、 f の増加に伴って疲労寿命は増加することがわかった． f を t_{on} の 2 倍の逆数と比例関係にあるものとして取り扱い、 t_{on} の増加に伴って疲労寿命は減少し、特定の飽和値に近づくことを示した．この結果から、 t_{on} と疲労寿命との関係を示す近似式を得た．

- (3) 175 °Cの環境下では，対数グラフ上の t_{on} と疲労寿命との関係の傾きを表す α は， t_{on} の長時間化に伴って 0 に漸近していくことを明らかにした．すなわち， α は t_{on} の関数となっており，この関係を示す近似式を作成した．
- (4) 変位制御型の繰り返し曲げ負荷が印加される Al ワイヤにおいては， t_{on} の長時間化に伴ってクリープ変形の寄与が大きくなる一方，発生する熱応力は緩和される．その結果，Al ワイヤのクリープ変形は徐々に抑制され， t_{on} が疲労寿命に及ぼす影響は一定になるものと考えられる．

参考文献

- [1] 内閣官房他，2050 年カーボンニュートラルに伴うグリーン成長戦略(2021).
- [2] 中津欣也，榎本裕治，石井利昭，西原淳夫，叶田玲彦，2050 年カーボンニュートラルに向けた電動化に関する研究開発，日立評論，Vol.103, No.2(2021)，pp.248-253.
- [3] 両角朗，山田克己，宮坂忠志，パワー半導体モジュールにおける信頼性設計技術，富士時報，Vol.74, No.2(2001)，pp.145-148.
- [4] 池田良成，西村芳孝，望月英司，高橋良和，パワーモジュールにおけるパッケージ技術の現状と展望，スマートプロセス学会誌，Vol.4, No.1(2015)，pp.46-50.
- [5] 宮代文夫，SiC パワーデバイス・モジュールの実装課題，エレクトロニクス実装学会誌，Vol.13, No.7(2010)，pp.507-510.
- [6] 安井感，串間宇幸，石橋亨介，齊藤克明，xEV に対応する高温高出力密度パワー半導体モジュール，工業材料，Vol.68, No.9(2020)，pp.56-61.
- [7] 宝蔵寺裕之，加藤史樹，田中聡，新開次郎，佐藤弘，パワーモジュールの耐熱信頼性向上技術，スマートプロセス学会，Vol.9, No.6(2020)，pp.264-271.
- [8] Bayerer, R., Herrmann, T., Licht, T., Lutz, J. and Feller, M., Model for Power Cycling lifetime of IGBT Modules, 5th International Conference on Integrated Power Electronics Systems(2008).
- [9] 中井善一，橋本晃久，竹谷彰彦，金属細線の疲労試験法の開発と疲労強度の寸法効果，材料，Vol.54, No.3(2005)，pp.284-289.
- [10] 山中公博，金属接合部のエレクトロマイグレーション発生メカニズムの基礎と信頼性課題，第 28 回エレクトロニクス実装学会春季講演大会(2014)，pp.308-311.

- [11] 嶋田祐也, 阿部崇志, 渡辺広光, インフラを支える材料強度評価技術の開発, 明電時報, Vol.364, No.3(2019), pp.32-37.

第 6 章 樹脂接着部を有するデバイスの微小ひずみの変動 予測およびその実証

6.1. 緒 言

パワーモジュールなどの電子機器を含めた製品機器・インフラ構造物の構造設計、および、作動中の実機の健全性評価を行う上で、対象物に発生するひずみを高精度に計測することが必要である[1, 2]。そのため、様々な方式を用いたひずみ計測デバイスの開発が進められている[3-6]。中でも我々は、既存製品と比べて著しい高感度を特徴とする半導体ひずみセンサ（以下、ひずみセンサ）の開発を行った[7-9]。一般的なひずみ計測では、有機フィルム上に金属薄膜の配線パターンを形成したひずみゲージ（金属箔ひずみゲージ）を測定対象物に貼り付け、金属薄膜の変形に起因した抵抗値の変化からひずみ量を計測する。一方、我々が開発したひずみセンサは、金属薄膜の代わりに、半導体（シリコン）に不純物をドーピングして形成した半導体ピエゾ抵抗素子を用いてひずみを検知する。この素子のひずみに対する抵抗変化率は、金属箔ひずみゲージの約 25 倍と大きく、極めて微小なひずみを測定できる。また、ひずみに対する高感度特性と引き換えに温度に対する感度も大きくなるが、このひずみセンサでは、同じ温度特性を持つ 4 つの不純物拡散層を接続してブリッジ回路を構成しているため、センサ出力値の温度に対する感度（無負荷時）が $0.002 \mu\epsilon/^\circ\text{C}$ 以下と非常に小さいことを特徴とする[7]。さらに、被測定物への取り付け性を向上させるため、ひずみセンサを薄い金属板に搭載したひずみセンサモジュール[8]の開発も進めているが、取り付けにおいては依然問題が存在している。

上述の高感度なひずみ測定デバイスを被測定物に取り付ける場合、 $1 \mu\epsilon$ レベルの僅かなゼロ点変動（負荷前後のセンサ出力値の変動）が計測結果として明確に現れてしまう。ひずみゲージでもゲージ自体のノイズや環境温度変動の影響によって、数 $\mu\epsilon$ のひずみ変動が容易に発生するが、その用途の範囲内では $1 \mu\epsilon$ レベルの微小なひずみ変動を考慮する必要性は低かった。すなわち、高感度なひずみ計測デバイスを開発したことで、また新たな問題が発生した。Fig. 6.1 は、ひずみ計測デバイスを搭載した金属板を被測定物に樹脂接着剤を用いて貼り付けした模式図を示す。微小なゼロ点変動は、デバイスに樹脂接着部が存在する場合、主に樹脂による応力緩和に起因して生じている。このような取り付け時の微小なひずみ変動を予測することができれば、高感度なひずみ計測デバイスを適用した製品設計が容易になる。

本章では、Fig. 6.1 に示した構造を対象とし、接着剤を粘弾性体でモデル化した応力解析によるゼロ点変動の予測手法について検討を行った。さらに、この手法に基づいて改良した構造に対するゼロ点変動量低減の実証を行った。

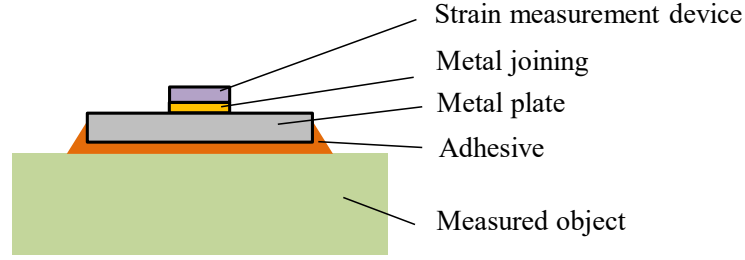


Fig. 6.1 Strain measurement device with adhesive bonding part.

6.2. 試験方法

6.2.1 接着剤の粘弾性特性評価

接着剤を粘弾性体でモデル化した応力解析[9-16]を実施する。このためには、以下の式で表す粘弾性特性値を導出する必要がある。

$$E_r(t) \approx E_e + \sum_{i=1}^n E_i \exp\left(-\frac{t}{\tau_i}\right) \quad (6.1)$$

$$\log a_{T_0}(T) = \frac{H}{2.303R} \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_0} \right) \quad (6.2)$$

ここで、 $E_r(t)$ は、基準温度 T_0 における緩和弾性率であり、バネとダッシュポットを直列接続した Maxwell モデルを n 個並列接続した一般化 Maxwell モデル[9]で表すことができ、式(6.1)で示す Prony 級数で近似される。 E_e は瞬間の弾性率、 t は時間、 E_i および τ_i は実験によって求まる定数である。 $a_{T_0}(T)$ は、時間-温度換算則[9]に基づいた時間-温度移動因子であり、各絶対温度 T における $E_r(t)$ の平行移動量を表す。 $a_{T_0}(T)$ と絶対温度 T の関係は、ある温度 T_0 で傾きが変化する 2 直線で近似でき、各直線は、式(6.2)で示す Arrhenius 式で表される。ここで、 R は気体定数 ($8.314 \text{ J}/(\text{mol} \cdot \text{K})$)、および、 H は活性化エネルギーである。また、2本の近似直線が交わる点での温度は、ほぼガラス転移温度 T_g となる。

本章で対象とする接着剤の粘弾性特性値を取得するために、動的粘弾性試験[10]を実施した。本試験方法は、試験片に正弦波で表される強制ひずみ（角速度 $=\omega$ ）を与えて応答応力を測定する方法であり、数時間程度の短時間で特性値を把握できるため、一般によく用いられている[9-11]。試験方法は、試験片に正弦波で表される強制ひずみ（角速度 $=\omega$ ）を与えて応答応力を測定する方法であり、本試験によって、以下の式で示す複素弾性率 $E^*(\omega)$ を得ることができる。

$$E^*(\omega) = E'(\omega) + iE''(\omega) \quad (6.3)$$

ここで、 $E'(\omega)$ は貯蔵弾性率、 $E''(\omega)$ は損失弾性率である。式(6.3)と試験によって $E'(\omega)$ を決定できれば、以下の関係より、緩和弾性率 $E_r(t)$ を導出できる[11]。

$$E_r(t) \approx E'(\omega) \quad (t = 1/\omega) \quad (6.4)$$

Table 6.1 は、用いた接着剤の仕様を示す。この接着剤は、ひずみ計測デバイスの取り付けに用いる候補剤であり、高弾性率を特徴とする一液性エポキシ樹脂（成分は社外秘のため、以下では「エポキシ樹脂 X」と呼称する）である。接着剤を長さ 40 mm×幅 40 mm×厚さ 1 mm の空間を有する金型に流し込んで 160 °C で 1 時間の条件で硬化させ、その後、短冊状に切断して 1 本の試験片を得た。試験片のサイズを計測した結果、長さ 40 mm×幅 5.1 mm×厚さ 1.09 mm であった。Table 6.2 は、試験条件を示す。試験装置には、動的粘弾性測定器を用い、試験片の両端をつかみ治具で固定する引張振動モード[14]で計測を行った。つかみ治具間の距離は 25 mm とし、予荷重として 100 gf を設定した状態で、変位振幅 $=\pm 5 \mu\text{m}$ を付与した。試験周波数は、0.1, 1 および 10 Hz の 3 通りとした。試験温度範囲は、-40 °C から 240 °C とし、2 °C/分で温度を上昇させながら、10 °C 毎に計測を実施した。

Table 6.1 Specification of the adhesive used in the test.

Adhesive	One-component epoxy resin adhesive X
Cure condition	160 °C, 1 hour (After curing, natural cooling in the heater)

Table 6.2 Dynamic viscoelasticity test condition.

Test mode	Tensile vibration mode
Grip part distance	25 mm
Test frequency	0.1, 1, 10 Hz
Displacement amplitude	±5 μm
Preload	100 gf
Test temperature	-40~+240 °C (Measuring every 10 °C)
Temperature increase rate	2 °C/minute

6.2.2 予測手法検証のための負荷試験

本章で検討したゼロ点変動の予測手法を検証するため、ひずみセンサを搭載したモジュール（以下、ひずみセンサモジュール）に対する一定負荷試験を実施した。Fig. 6.2 は、(a)本モジュール外観の模式図および(b)樹脂のない状態の模式図を示す。本モジュールの座標系は、ひずみセンサモジュールの長手方向を x 軸、および、短手方向を y 軸とする。本モジュールは、SUS 材の金属板上にセンサチップおよびフレキシブルプリント配線板（以下では「配線用フレキ」と呼称する）が取り付けられ、センサチップ上を樹脂封止している構造である。センサチップは、金属板上にはんだ接合されている。本センサチップは、センサチップ表面中心部のせん断ひずみ γ_{xy} を計測できる。

Fig. 6.3 は、被測定物（パイプ）に貼り付けたモジュールの外観を示す。ひずみセンサモジュールは、接着剤 X によってパイプ材の中央部に接着されている。パイプ材の形状は、外径が 27 mm および内径が 25 mm であり、材質は炭素鋼である。モジュール貼り付け面は、幅 5.5 mm の平面出しがなされている。接着剤の厚さは、30 μm または 150 μm の 2 通りとした。ひずみセンサモジュールを接着する際、モジュール上に錘を置き、加圧を行った。接着剤厚さが 150 μm の場合には、接着剤中に厚さ制御のためのギャップ材を混入させた。一方、接着剤厚さが 30 μm の場合には、ギャップ材は用いず、錘負荷のみで厚さを制御した。接着剤厚さは、貼り付け後にレーザ変位計による金属板高さ計測値から推定し、目的の値であることを確認した。せん断ひずみ γ_{xy} を計測できる本センサチップでは、パイプへのトルク印加時に発生する γ_{xy} を計測することによって、トルク値を推定する。

Fig. 6.4 は、一定負荷試験の外観図を示す。一定負荷試験は、室温環境にて、パイプ材に 54 Nm のトルクを 100 時間連続で印加する条件とした。トルクの印加は、パイプ材の一端を完全固定し、もう一方の端部に負荷用治具を取り付け、錘を用いて負荷する方法とした（18 Nm/個を 3 個使用）。図中に示すように、負荷用治具は締め付けねじを用いてパイプ材の外周面を締め付けて固定した。また、この負荷用治具を用いた場合、トルク印加によるねじり変形以外の曲げ変形などは生じていないことは確認済である。測定サンプル数は、それぞれ 3 個とした。センサ出力値は、一日に 1 回程度測定した。

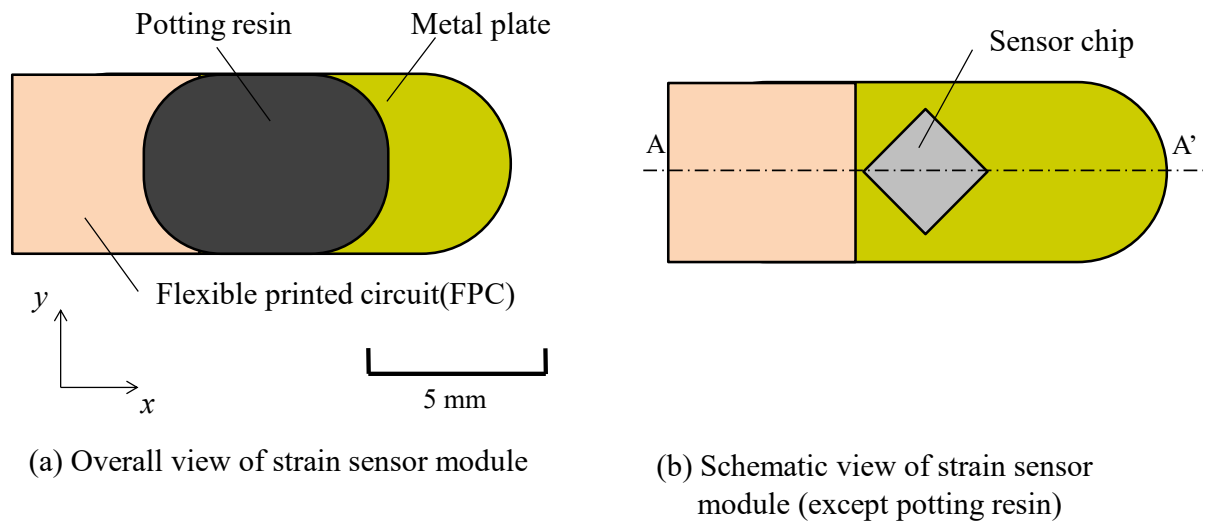


Fig. 6.2 Schematic view of strain sensor module (Top view).

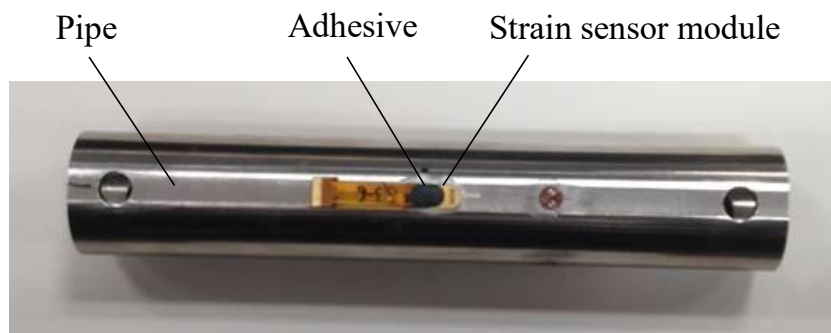


Fig. 6.3 Test sample with strain sensor module attached to the pipe.

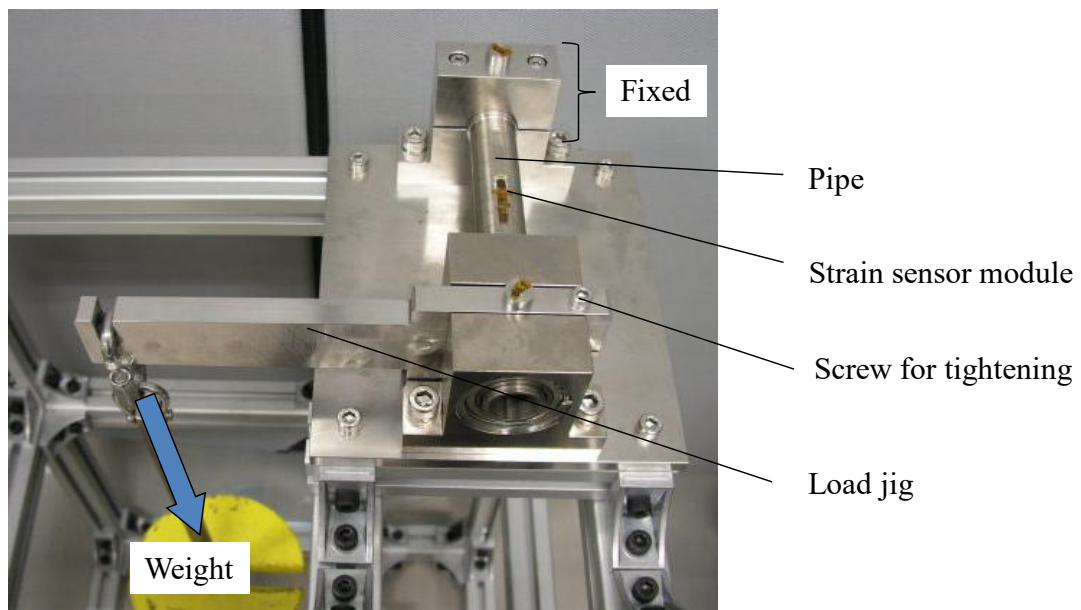


Fig. 6.4 Schematic view of constant load test.

6.3. 解析方法

本研究では、接着部を粘弾性体でモデル化した粘弾性応力解析によって、微小ひずみ変動を予測する解析手法を提案する．ひずみセンサモジュールに対する一定負荷試験のゼロ点変動量を評価対象として、その手法を示す．一定負荷試験方法は、6.2.2 項に示した通りである．Fig. 6.5 は、ひずみセンサモジュールの解析モデルの断面模式図を示す．Fig. 6.6 は、解析モデルの全体図を示す．ひずみセンサモジュールが接着剤 X によってパイプ材の中央部に接着されている．パイプの座標系は、パイプ回転軸方向を z 、半径方向を r 、回転方向を θ とする．パイプ材の形状は、外径が 27 mm、内径が 25 mm、および、長さが 150 mm であり、モジュール貼り付け面は幅 5.5 mm で平面出しされている．接着厚さは 30 μm または 150 μm の 2 通りである．また、金属板側面には、接着剤のフィレットを形成した．使用した要素は 4 面体 2 次要素であり、要素数は接着厚さが 30 μm のモデルにて 138,503 個である．

Table 6.3 および 6.4 は、それぞれ応力解析に用いた材料および 6.4.1 項で導出する接着剤 X の物性値を示す．パイプ材の一方の端面を完全拘束とし、もう一方の端面に、負荷トルクを設定した．Fig. 6.7 は、負荷トルクの設定値を示す．トルク負荷は、6.2.2 項で示した通り錘負荷方式としたため、負荷トルクの設定値は、ステップ入力とした．一定トルクの保持時間は 100 時間、試験温度は 25°C とした．解析ソフトは、汎用有限要素法解析コードである ABAQUS を用いた．評価箇所は、センシング部分が位置するセンサチップ表面中心点とし、この評価箇所でのせん断ひずみ $\gamma_{\theta z}$ を評価した．本センサチップは、Fig. 6.2 に述べた通り、センサチップ表面中心部のせん断ひずみ γ_{xy} を計測できる．パイプの円筒座標系での $\gamma_{\theta z}$ が、 γ_{xy} に一致する．したがって、解析で評価する $\gamma_{\theta z}$ はセンサチップの出力と同等の物理量を意味する．

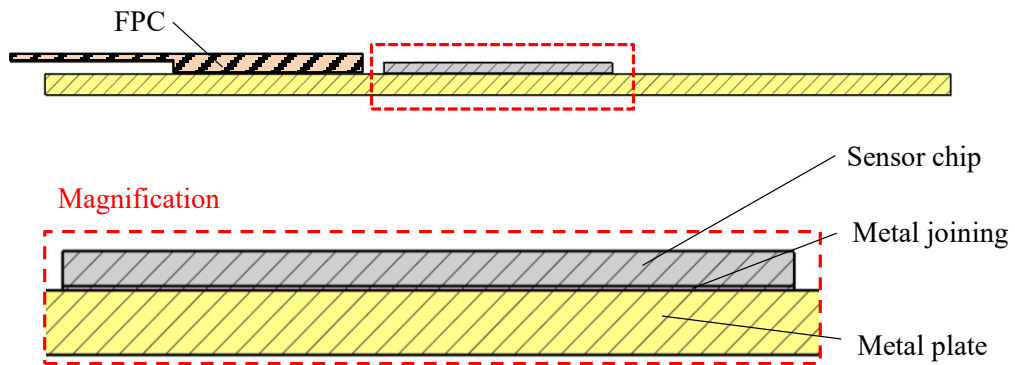


Fig. 6.5 Analysis model (Cross sectional view along line AA' of Fig. 6.2(b)).

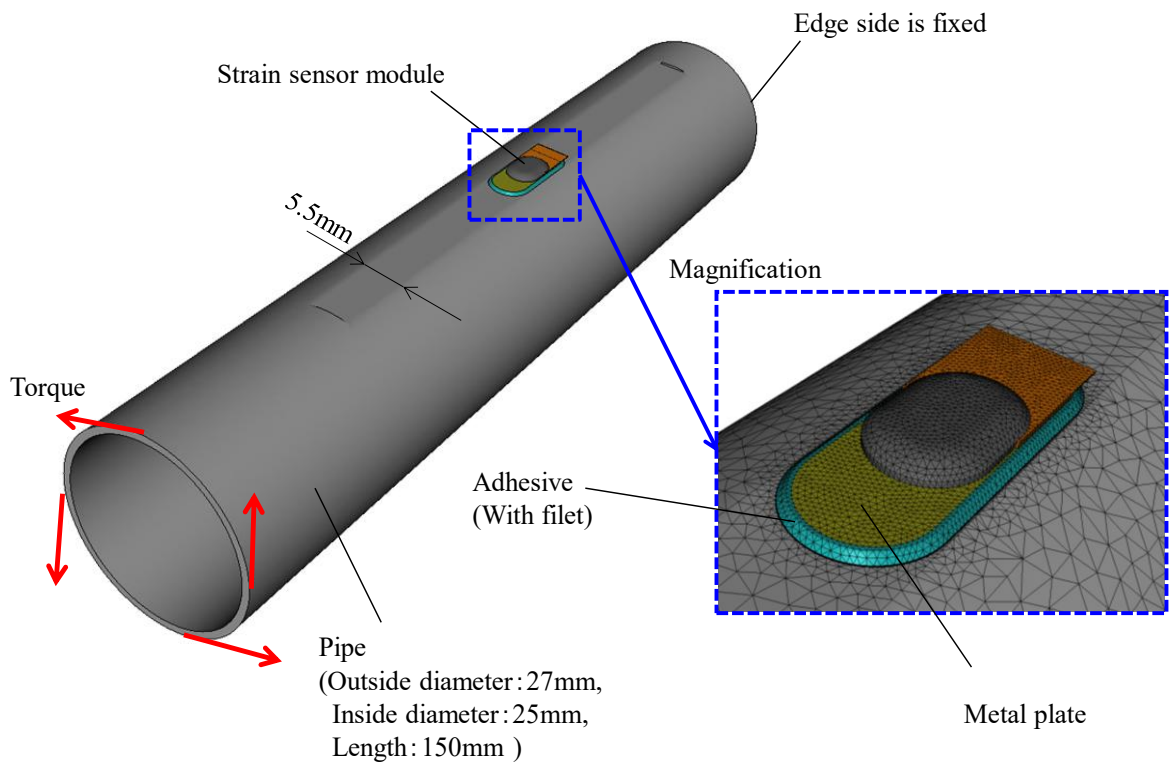


Fig. 6.6 Analysis model (Overall view).

Table 6.3 Material properties.

Part	Material	Young's modulus (MPa)	Poisson's ratio
Sensor chip	Si	170000	0.3
Chip bonding	Solder	57000	0.3
Metal plate	SUS	208000	0.33
Flexible Printed Circuit Board	Polyimide	3500	0.3
Potting resin	Epoxy resin	900	0.3
Adhesive	Adhesive X	Table 6.4	0.3
Pipe	Fe	198000	0.29

Table 6.4 Material properties of Adhesive X.

Relaxation modulus	E_G (Low temperature)	11000 MPa
	E_R (High temperature)	270 MPa
	Constants in equation (6.1)	— (Curve in Fig. 6.11)
Glass-transition temperature	T_g	140 °C
Activation energy	H_0 (Low temperature)	1.98×10^5 J/mol
	H_1 (High temperature)	9.33×10^5 J/mol

Time(s)	Torque (Nm)
0	0
1	18
11	18
12	36
22	36
23	54
360023	54
360083	0

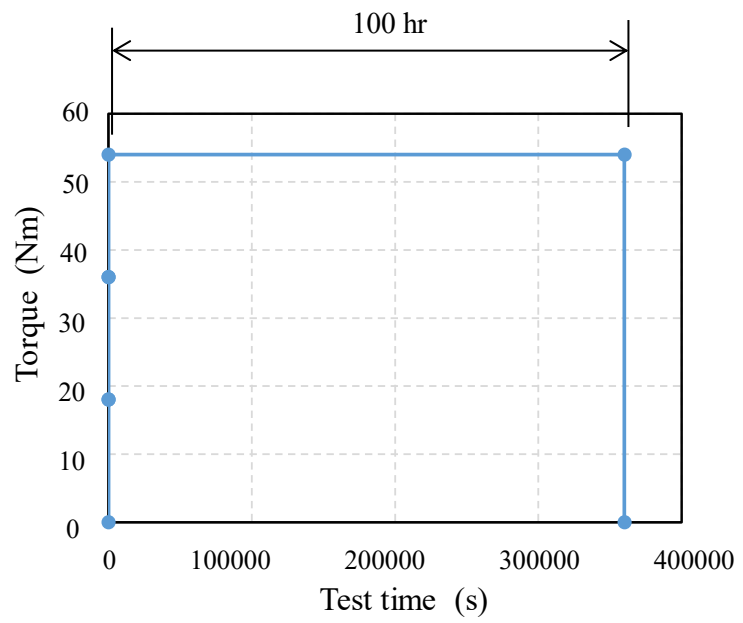


Fig. 6.7 Load condition.

6.4. 結果および考察

6.4.1 接着剤の粘弾性特性結果

Fig. 6.8 は、動的粘弾性試験結果を示す。横軸は試験周波数 f 、縦軸は貯蔵弾性率 E' であり、試験結果の変化が比較的大きい $140 \sim 220 \text{ }^{\circ}\text{C}$ の温度領域では $10 \text{ }^{\circ}\text{C}$ 毎の試験温度での計測結果を示し、それ以外の温度領域では $20 \text{ }^{\circ}\text{C}$ 毎の試験温度での計測結果を示している。図より、 E' は、 $-40 \text{ }^{\circ}\text{C}$ から $100 \text{ }^{\circ}\text{C}$ 程度までの低温領域ではほぼ一定値であり、 $120 \text{ }^{\circ}\text{C}$ から $180 \text{ }^{\circ}\text{C}$ 程度の領域では周波数依存性を示しながら温度上昇に伴って急激に低下している。 $200 \text{ }^{\circ}\text{C}$ 以上の高温領域では再びほぼ一定値であることがわかる。本結果より、接着剤 X は、樹脂材料がガラス状態からゴム状態へ変化する際の典型的な弾性率挙動を示す粘弾性材料であることを確認できた。

Fig. 6.9 は、時間-温度換算則に基づいて、各試験温度における計測結果が滑らかにつながるように、各結果を時間軸方向に平行移動させて作成した E' を示す。ここでの基準温度 T_0 は $20 \text{ }^{\circ}\text{C}$ としている。また、Fig. 6.10 は、各計測結果の移動量 $a_{T_0}(T)$ と温度の関係を示す。Fig. 6.10 より、 $a_{T_0}(T)$ は、式(6.2)の形式で表す 2 直線でほぼ近似できることが確認できた。2 直線の傾きから導出した式(6.2)中の H 値を、Fig. 6.10 中および Table 6.4 (6.3 項の応力解析に用いた物性値) に示す。また、2 直線が交わる点から導出されるガラス転移温度 T_g は $140 \text{ }^{\circ}\text{C}$ であった。これは、メーカーカタログ値の $T_g = 142 \text{ }^{\circ}\text{C}$ とほぼ一致しており、交点から導出される推定値は妥当と考えられる。

最後に、式(6.4)を用いて、緩和弾性率 $E_r(t)$ を導出した。Fig. 6.11 は、基準温度 $T_0 = 140 \text{ }^{\circ}\text{C}$ での $E_r(t)$ を示す (□印)。短時間側 (低温側) の緩和弾性率 E_G は 11000 MPa 、長時間側 (高温側) の緩和弾性率 E_R は 270 MPa であった。また、図中には、式(6.1)の Prony 級数で近似した $E_r(t)$ を合わせて示す。式(6.1)中の n 値は 35 とし、近似曲線が試験結果 (□印) とよく一致するように式(6.1)中の τ_i および E_i を決定した。近似曲線は、Fig. 6.11 に示す通り、全ての時間領域においてほぼ試験結果と一致しており、接着剤 X の緩和弾性率 $E_r(t)$ は、式(6.1)の形式で近似できることがわかった。以上より、接着剤 X の粘弾性特性値は、式(6.1)(6.2)で近似できることが確認できた。6.4.2 項では、この物性値を用いて、粘弾性応力解析を実施する。

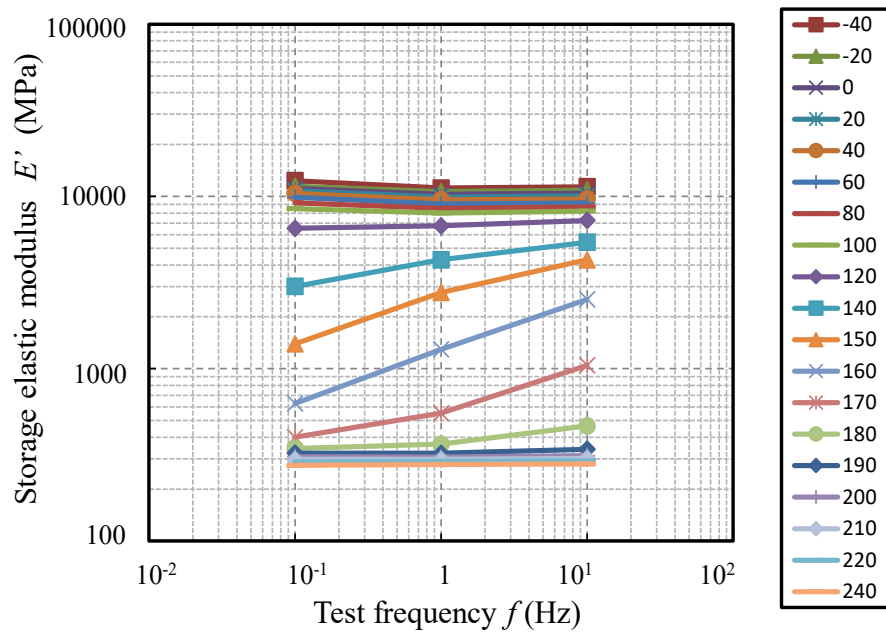


Fig. 6.8 Dynamic viscoelasticity test result.

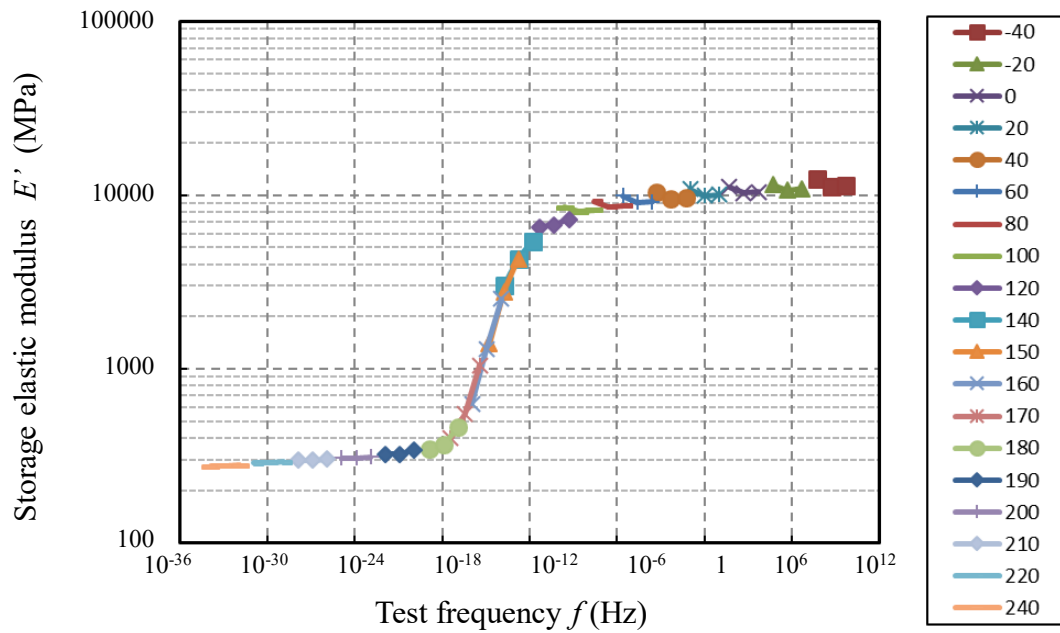


Fig. 6.9 Relationship between E' and f .

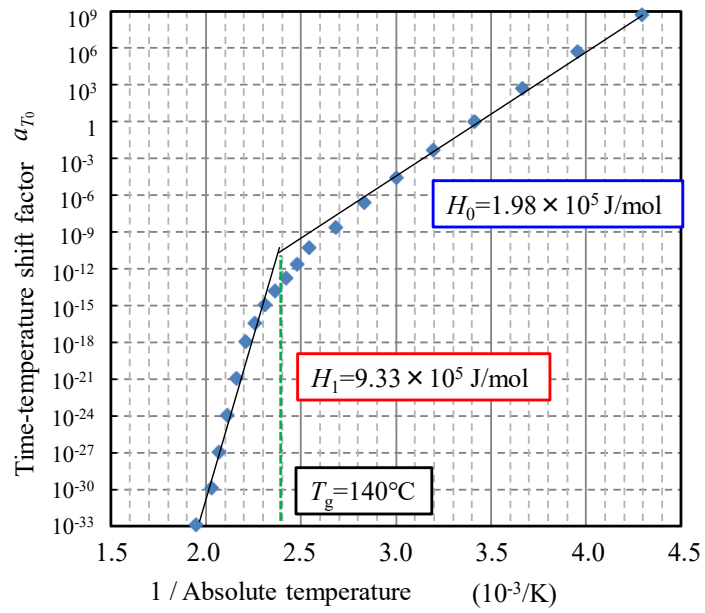


Fig. 6.10 Time-Temperature shift factor (Reference temperature =20°C).

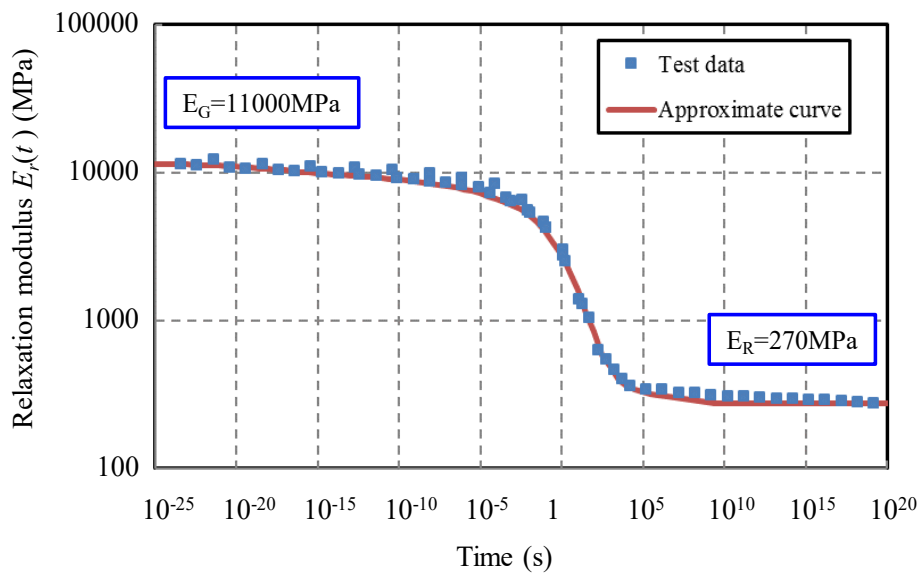
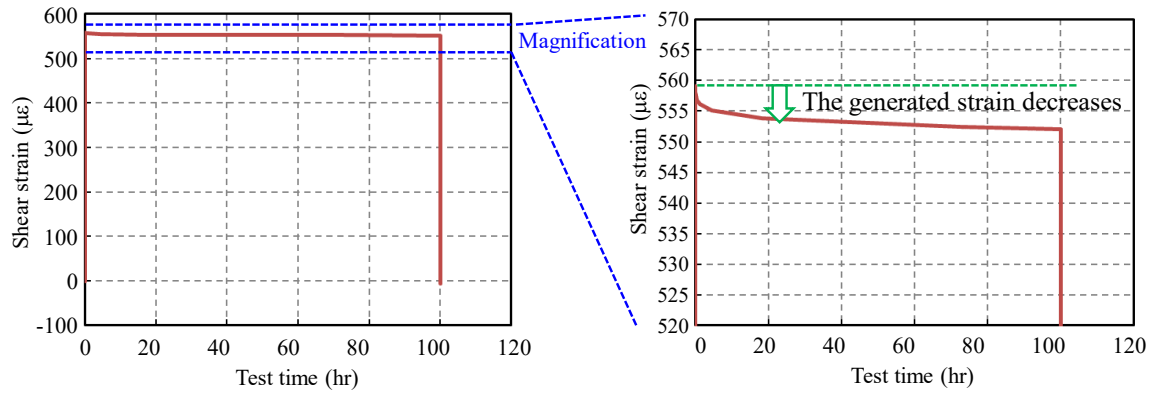


Fig.6.11 Relaxation modulus $E_r(t)$ test result and approximate curve.

6.4.2 粘弾性応力解析結果

Fig. 6.12 および 6.13 は、それぞれ接着剤厚さ 30 μm および 150 μm のモデルにおけるセンサチップ表面中心点でのせん断ひずみ γ_{xz} の履歴を示す。図(b)は、図(a)の特定の箇所の縦軸レンジを拡大した図である。図より、表面中心点に発生するせん断ひずみ値は、負荷直後から 20 時間の領域にて急激に減少し、20 時間経過後からは、緩やかに減少している。これは、ガラス状態（低温側）での接着剤の緩和弾性率の減少率が、時間経過とともに徐々に緩やかになることに起因したものと考えられる。Fig. 6.14 は、接着剤厚さが(a)30 μm 、および(b)150 μm の場合のゼロ点の変動量を示す。ゼロ荷重時のセンサ出力の変動量（ゼロ点変動量）は、Fig. 6.12 および Fig. 6.13 に示した 100 時間負荷時のステップ除荷直後の解析結果に基づき、最大トルク印加直後を基準とした負荷中のひずみ減少量と概ね一致することを確認した。そこで、Fig. 6.14 に示したゼロ点変動量として、Fig. 6.12 および Fig. 6.13 で示したひずみ減少量を用いた。本結果より、粘弾性解析を実施することで、1 $\mu\epsilon$ レベルの微小なひずみ変動量を評価できることがわかった。Fig. 6.15 は、ゼロ点変動率を示す。ゼロ点変動率の定義は、最大トルク印加直後（23 秒後）に発生しているひずみ値に対するゼロ点変動量の割合とした。センサ製品の設計開発においては、定格荷重印加時のセンサ出力値に対するゼロ点変動量の割合（すなわち、ゼロ点変動率）が目標値となることが多い。そこで、ゼロ点変動率の結果を掲載した。接着剤厚さが 30 μm の場合、20 時間後に約 1 %のひずみ低下、100 時間後に約 1.3 %のひずみ低下となった。接着剤厚さが 150 μm の場合、20 時間後に約 3.7 %のひずみ低下、100 時間後に約 4.8 %のひずみ低下となった。このように、接着剤が厚くなると、ゼロ点変動量およびゼロ点変動率は増加する結果となった。

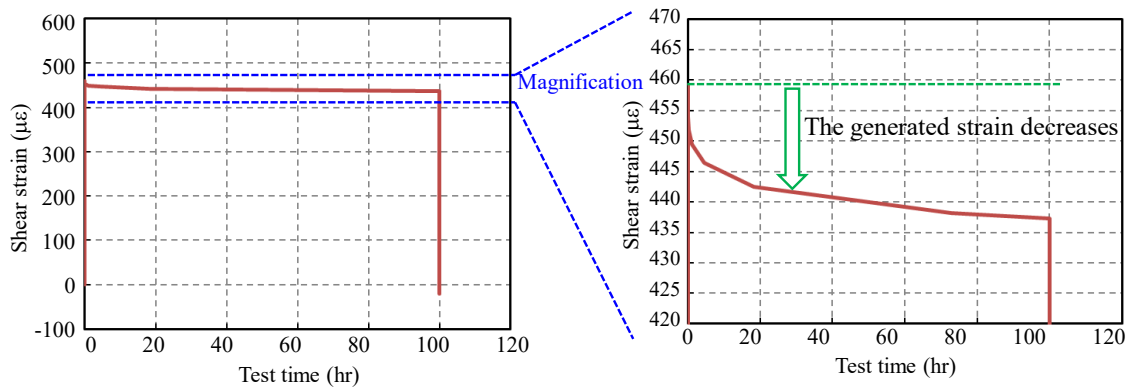
Fig. 6.16 は、ゼロ点変動発生メカニズムを説明する模式図である。パイプにトルクを印加した際、接着剤には、パイプ面側からの引張力および金属板面側からの圧縮力に起因したせん断変形が発生する（または、パイプ面側からの圧縮力および金属板面側からの引張力に起因したせん断変形）。ここで、接着剤が応力緩和して弾性率が低下すると、金属板面側からの圧縮力による変形量（図中の L ）が増加し、接着剤のせん断変形が増加する（図中の点線）。このため、センサチップに発生するひずみ量の変動する。さらに、接着剤厚さが厚い場合（すなわち、図中の t が大きい場合）、接着剤の厚さ方向のせん断変形が累積されて変形量 L が大きくなるため、センサチップに発生するひずみ量の変動は増加する、すなわち、ゼロ点変動量が増加すると考えられる。本結果の妥当性について、次節で検証する。



(a) Shear strain history

(b) Magnification

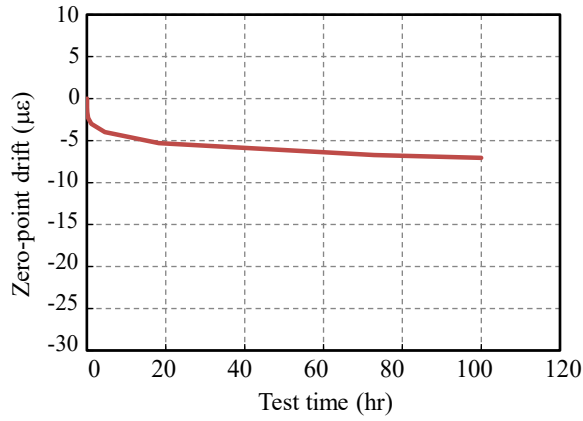
Fig. 6.12 Shear strain $\gamma_{\theta z}$ at the center of chip surface in case of adhesive thickness=30 μm.



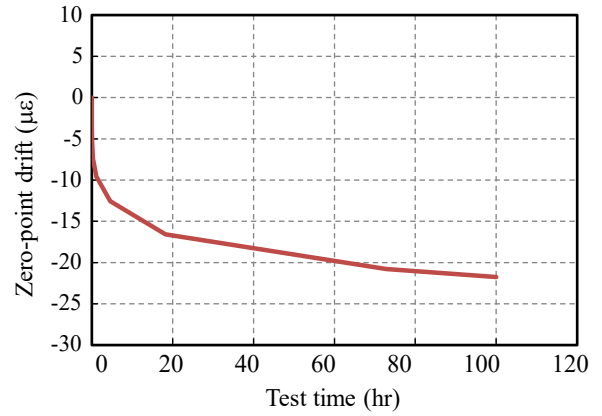
(a) Shear strain history

(b) Magnification

Fig. 6.13 Shear strain $\gamma_{\theta z}$ at the center of chip surface in case of adhesive thickness=150 μm.

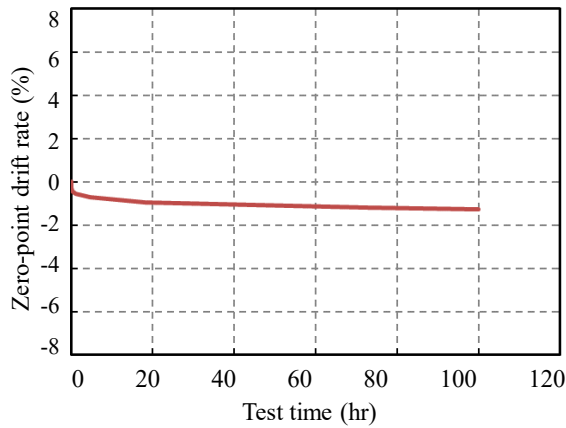


(a) Adhesive thickness = 30 μ m

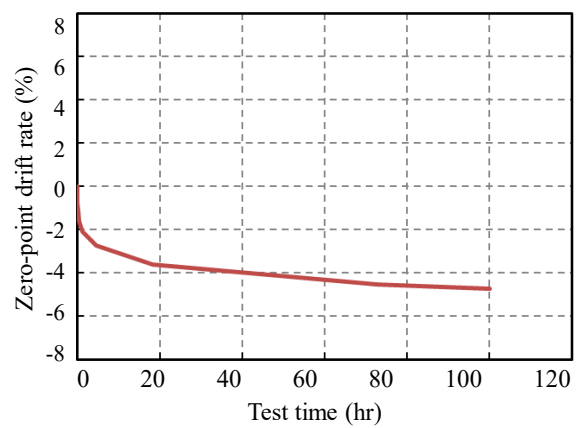


(b) Adhesive thickness = 150 μ m

Fig. 6.14 Zero-point drift.



(a) Adhesive thickness = 30 μ m



(b) Adhesive thickness = 150 μ m

Fig.6.15 Zero-point drift rate.

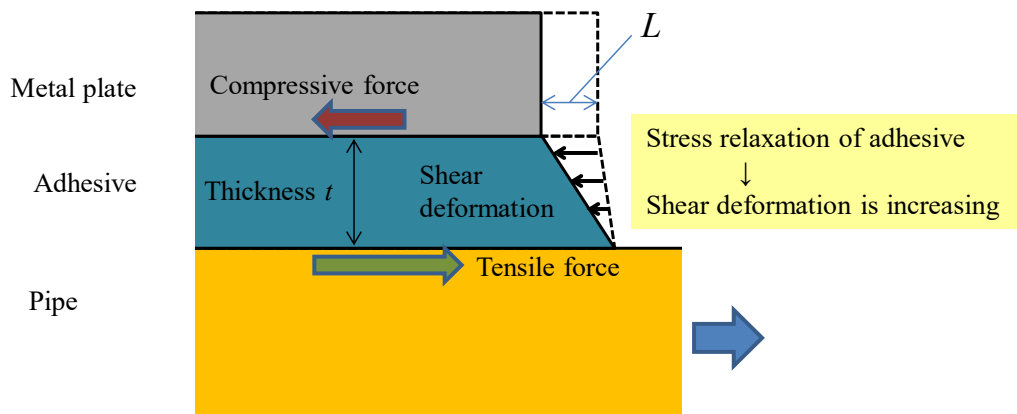


Fig. 6.16 Factor of zero-point drift.

6.4.3 負荷試験による検証結果

Fig. 6.17 および 6.18 は、それぞれ接着剤厚さ $30\ \mu\text{m}$ および $150\ \mu\text{m}$ でのセンサから出力されるせん断ひずみ値を示す。図(b)は、図(a)の特定の箇所の縦軸レンジを拡大した図である。本結果より、センサ出力値は、応力解析結果と同様に、負荷直後の領域にて比較的急激に減少し、その後、緩やかに減少した。Fig. 6.19 および 6.20 は、それぞれ接着剤厚さ $30\ \mu\text{m}$ および $150\ \mu\text{m}$ におけるゼロ点変動量の試験結果、Fig. 6.21 および 6.22 は、それぞれ接着剤厚さ $30\ \mu\text{m}$ および $150\ \mu\text{m}$ におけるゼロ点変動率の試験結果を示す。図中には、Fig. 6.14 および 6.15 に示した解析結果を合わせて示してある。試験と解析におけるゼロ点変動量およびゼロ点変動率の挙動は、負荷直後から 20 時間程度まではやや差異があるものの、その後の領域ではよく一致している。ひずみセンサモジュールを貼り付けた試験片の接着剤には残留応力が発生している。負荷の初期段階においては、その残留応力の緩和によるひずみ変動の影響が重畳されるため、試験と解析の結果の間に差異が発生したと考えられる。Table 6.5 は、100 時間後のゼロ点変動量の一覧値を示す。本表より、接着剤厚さ $30\ \mu\text{m}$ の場合、解析結果は $-7.1\ \mu\epsilon$ 、および試験結果（平均値）は $-7\ \mu\epsilon$ である。接着剤厚さ $150\ \mu\text{m}$ の場合、解析結果は $-21.8\ \mu\epsilon$ 、および、試験結果（平均値）は $-22\ \mu\epsilon$ である。このように、解析結果は、試験結果に対して $\pm 0.2\ \mu\epsilon$ 以内で一致した。すなわち、本手法を用いれば、ゼロ点変動量を、 $1\ \mu\epsilon$ レベルの分解能にて予測可能である。

以上より、接着部を粘弾性体でモデル化した粘弾性応力解析による手法を用いれば、任意の負荷条件（荷重、時間）および環境温度に対する微小ひずみ変動を予測可能である。すなわち、各種開発案件におけるモジュール構造設計や接着

剤選定に本手法を適用することによって、設計の効率化を図ることができる。例えば、本章では、接着厚が厚いほどゼロ点変動率が大きくなることが明らかとなった。これは、接着厚が厚い場合、接着剤の厚さ方向に対するせん断変形量が累積されて増加するためである。一方、接着厚が厚いほど接着端部に発生する応力は減少することから、疲労寿命は向上すると考えられる。実際の製品設計においては、ゼロ点変動率と疲労寿命のトレードオフから最適な接着厚を設計する必要がある。

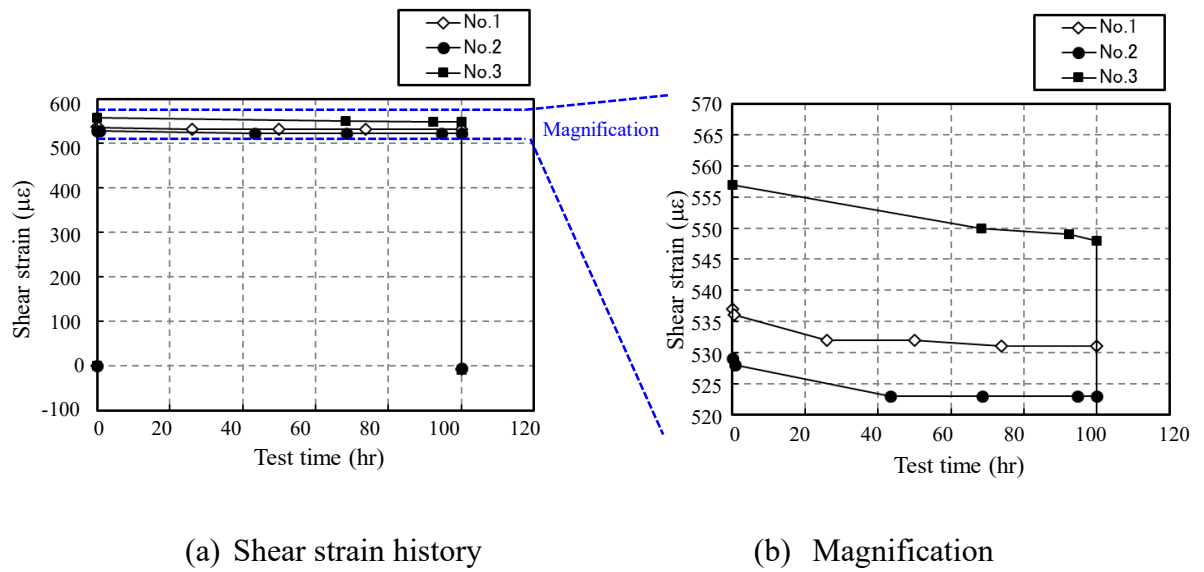


Fig.6.17 Sensor output (shear strain $\gamma_{\theta z}$) in case of adhesive thickness=30 μm .

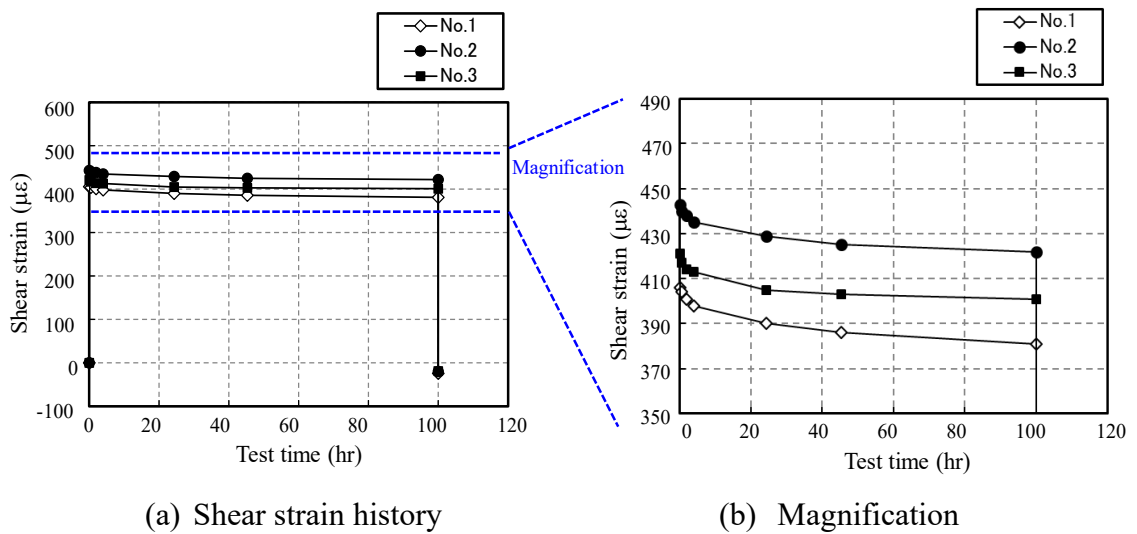


Fig.6.18 Sensor output (shear strain $\gamma_{\theta z}$) in case of adhesive thickness=150 μm .

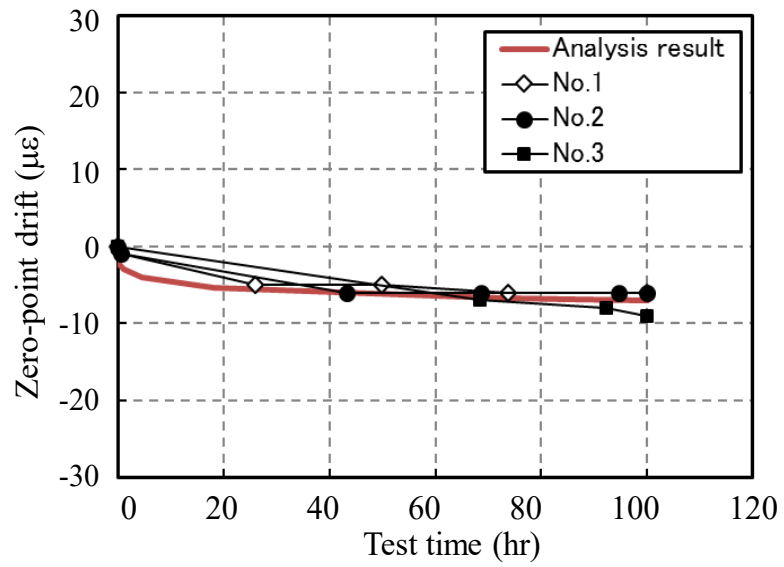


Fig. 6.19 Zero-point drift (Adhesive thickness = 30 μm).

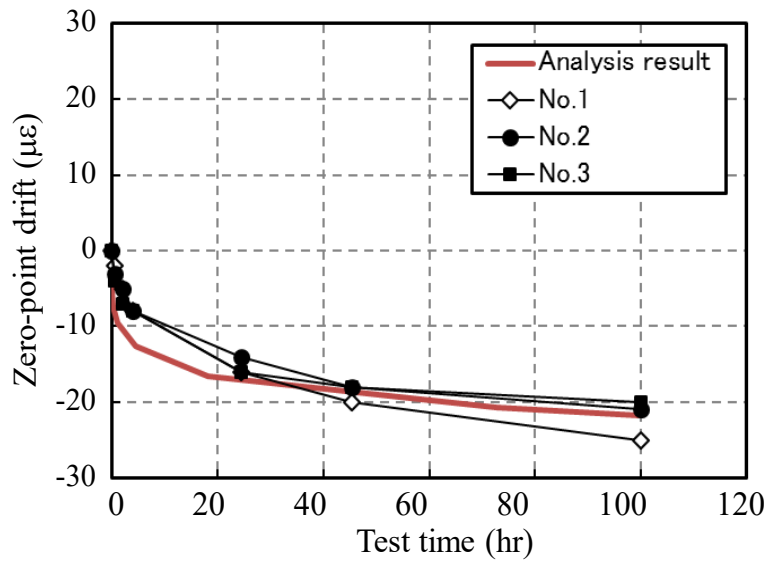


Fig. 6.20 Zero-point drift (Adhesive thickness = 150 μm).

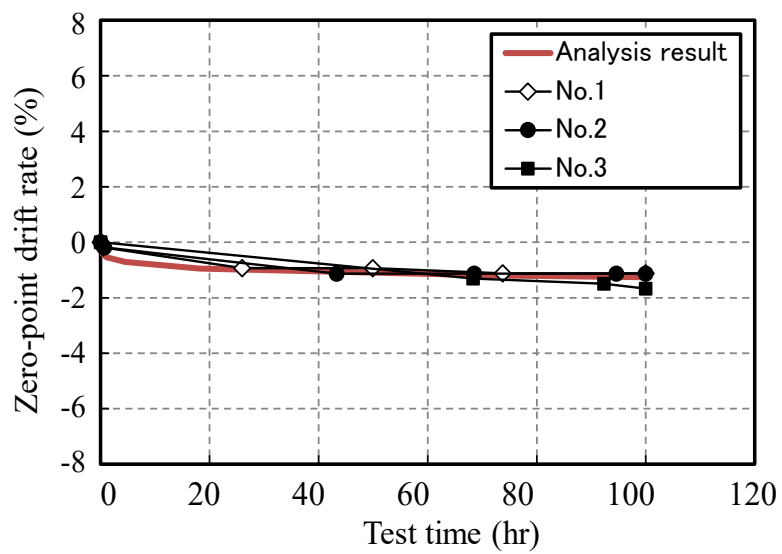


Fig. 6.21 Zero-point drift rate(Adhesive thickness = 30 μm).

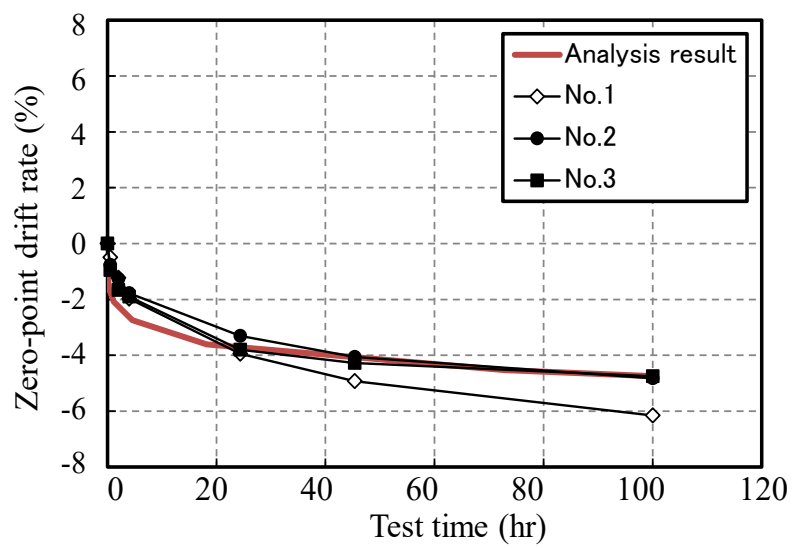


Fig. 6.22 Zero-point drift rate(Adhesive thickness = 150 μm).

Table 6.5 Zero-point drift after 100hr.

Adhesive thickness	Analysis result	Test result			
		No.1	No.2	No.3	Average
30 μm	-7.1 $\mu\epsilon$	-6 $\mu\epsilon$	-6 $\mu\epsilon$	-9 $\mu\epsilon$	-7 $\mu\epsilon$
150 μm	-21.8 $\mu\epsilon$	-21 $\mu\epsilon$	-25 $\mu\epsilon$	-20 $\mu\epsilon$	-22 $\mu\epsilon$

6.5. 結 言

高感度なひずみ計測デバイスに樹脂接着部が存在する場合、樹脂接着部の物性変化に起因して $1 \mu\epsilon$ レベルの微小なひずみ変動が発生し、センサ出力結果が明確に変動するという課題を有する。そのため、樹脂接着部におけるひずみ状態を高精度に解析し、微小なゼロ点変動量（負荷前後のセンサ出力値変動量）を予測する技術が必要である。本章では、ひずみ計測デバイスを接着貼り付けする場合を対象として、ゼロ点変動量を予測する手法について検討した。

- (1) センサデバイスの貼り付けに使用している接着剤 X の動的粘弾性試験を実施し、一般化 Maxwell モデルで表す粘弾性物性値を取得した。接着剤 X を粘弾性体でモデル化し、接着剤厚さ $30 \mu\text{m}$ および $150 \mu\text{m}$ の 2 条件について、一定負荷試験（室温、一定トルク 100 時間負荷）を対象とした粘弾性応力解析を実施した。その結果、センサ出力値は、時間経過に伴って徐々に減少し、 $1 \mu\epsilon$ レベルの微小なひずみ変動量を再現できた。
- (2) (1)の予測結果を検証するため、接着剤厚さ $30 \mu\text{m}$ および $150 \mu\text{m}$ の 2 条件について、半導体ひずみセンサを用いた一定負荷試験を実施した。その結果、100 時間後の解析結果は、試験結果に対して $\pm 1 \mu\epsilon$ 以内で一致し、本手法によって微小ひずみ変動量を精度よく予測できた。
- (3) 接着剤厚さ $30 \mu\text{m}$ および $150 \mu\text{m}$ の 2 条件における解析および試験の結果より、接着厚が厚いほどゼロ点変動率が大きくなることがわかった。これは、接着厚が厚い場合、接着剤の厚さ方向に対する変形量が累積して増加するためである。一方、接着厚が厚いほど接着端部に発生する応力は減少し、疲労寿命は向上すると考えられる。実際の製品設計においては、ゼロ点変動率と疲労寿命のトレードオフから最適な接着厚を設計する必要がある。

参考文献

- [1] 今井道男, 五十嵐由一, 水野秀太郎, 三浦 悟: “光ファイバセンサによるアスファルト構造物のひずみモニタリング手法に関する研究” 土木学会論文集 A1(構造・地震工学), Vol.68, No.3, pp.696-706, 2012.
- [2] 竹田憲生, 北 泰樹, 中川弘充, 鈴木英明: “実稼働情報を信頼性設計・保守に活用する IoT 時代のアナリティクス” 日立評論, Vol.98, No.7-8, pp.506-507, Jul. 2016.
- [3] 小暮哲也, 堀内侑樹, 木山保, 西澤修, 薛自求, 松岡俊文, 分布式光ファイバセンサーによる静水圧環境下におけるひずみ測定, 物理探査, Vol.68, No.1(2015), pp.23-38.
- [4] 鈴木克典, MWCNT/エラストマーによる衣類型ウェアラブル 伸縮ひずみセンサの開発, 成型加工, Vol.30, No.1(2018), pp.17-21.
- [5] 佐々木祥弘, 丹羽英二, Cr-N および Fe-Pd 薄膜を組み合わせた「ひずみ・温度」同時計測触覚センサ, 電気学会論文誌 E Vol.144, No.9(2024), pp.271-281.
- [6] 澄川貴志, 太田裕之: “半導体ひずみセンサによるボルト軸力モニタリング” 日本機械学会材料力学部門講演会講演論文集, pp.313-314, Jul. 2004.
- [7] 太田裕之, 澄川貴志, 島津ひろみ, 丹野洋平: “機械系センサネット用低消費電力半導体ひずみセンサの開発” 日本機械学会論文集(A 編), Vol.73, No.729, pp.666-671, May 2007.
- [8] 芦田喜章, 太田裕之: “力学量測定装置” 特許第 5779662 号, Sep.2015.
- [9] 日本材料学会編: “機械材料学”, 日本材料学会(1991), pp.64-66,135-139.
- [10] 三宅清, 垣野学: “電子部品における反り熱粘弾性解析技術”, パナソニック技法, Vol.55, No.4(2010), pp.281-283.
- [11] 中康弘, 川下道宏, 佐々木康二, 鈴木一成, 堤安己, 井上俊浩: “リフロー加熱による封止樹脂物性変化を考慮した半導体パッケージ反り粘弾性解析”, エレクトロニクス実装学会誌, Vol.14, No.2(2011), pp.128-135.
- [12] 三宅清: “BGA パッケージの硬化収縮を考慮した反り熱粘弾性解析”, エレクトロニクス実装学会誌, Vol.7, No.1(2004), pp.54-61.
- [13] 佐々木康二, 斉藤直人, 天城滋夫, 原口芳広: “樹脂モールド時残留応力の数値解析”, 日本機械学会論文集 A 編, Vol.64, No.622, pp.1660-1666, 1998.
- [14] 平田一郎, 橋口良行: “FEM 粘弾性解析による LSI-パッケージの反り変形の研究”, 第 11 回エレクトロニクスにおけるマイクロ接合・実装技術シンポジウム(Mate 2005) 論文集(2005), pp. 329-332.

- [15] 中村省三，串崎義幸，後藤雅彦，大橋和彦，木戸光夫：熱粘弾性解析による電子部品の熱残留応力と反り変形挙動に及ぼす層構成の最適化，エレクトロニクス実装学会誌，Vol.6, No.1(2003), pp.80-87.
- [16] 中村省三，末廣啓伸，三島竜希，勝山陽介：“熱負荷による粘弾性三層積層体の反り変形挙動に関する実験と理論による検討”，エレクトロニクス実装学会誌，Vol.16, No.1(2013), pp.59-65.
- [17] 日本工業規格：JIS K7244-4 プラスチック—動的機械特性の試験方法—第4部：引張振動—非共振法, 1999.

第7章 結 論

近年、地球温暖化対策として CO₂排出量削減が必要であり、パワー半導体には、オン抵抗や熱抵抗の低減といったデバイス単体の性能向上に加え、電氣的・熱的特性を最適化したパッケージ技術の開発が求められている。パッケージの設計開発においては、製品の長期安定動作を保証するための信頼性設計が極めて重要である。さらに、開発期間の短縮や試作回数の削減を実現するためには、従来の試験主導型アプローチに代わり、シミュレーションを活用した解析主導型の信頼性評価手法の確立が不可欠である。しかし、パッケージの製造工程や使用環境の高温化、および、温度領域の拡大に伴い、従来の設計では想定されなかった新たな損傷現象の発生が懸念されており、これに対応するための高度な評価技術の開発が急務となっている。

本研究では、代表的なパワー半導体製品であるパワーMOSFET および IGBT を対象とし、パッケージ内の接着・接合部における損傷発生を、設計段階で定量的に予測するための解析主導型信頼性評価手法を確立することを目的とした。各章では、薄型パッケージにおける Si チップ接着部および封止樹脂、および、IGBT モジュールにおける Al ワイヤを対象として、水蒸気圧・熱応力・クリープなどの複合因子をモデル化し、実験に基づく検証を通じて予測精度を明確化した。これにより、試作回数の削減と設計効率の向上に資する工学的指針を提示した。

第 2 章では、ダイボンディング材として用いられる導電性接着剤のリフロー工程中における破壊の有無を予測するため、応力特異場理論に基づいた破壊強度の測定と、吸湿状態を考慮した応力解析を組み合わせた評価手法を開発した。特に、封止樹脂と Cu リードフレームの界面における水蒸気圧と、Si チップと Cu リードフレームの線膨張係数差に起因する熱応力を同時に考慮することで、導電性接着剤の破壊を定量的に予測可能とした。リフロー温度をパラメータとした吸湿リフロー試験の結果、本手法による予測と実験結果が一致し、手法の有効性が実証された。これにより、製造工程における接着剤破壊のリスクを事前に評価し、設計段階での対策立案が可能となった。

第 3 章では、Cu リードフレーム露出型・薄型パッケージにおける封止樹脂の破壊の有無を予測するため、パッケージサイズに応じた封止樹脂破壊強度を考慮した高精度な予測手法を提案した。試験片サイズの小型化に伴い破壊強度が顕著に低下することを実験的に確認し、従来の大型試験片に基づく評価では過小評価される可能性があることを示した。SON パッケージを対象とした温度サイクル試験において、提案手法は破壊の有無を的確に予測し、20 個中 19 個のサ

ンプルで実際に破壊が確認されたことから、予測精度の向上が明らかとなった。

第4章では、パッケージの表裏面に Cu 電極板が露出する両面放熱パッケージに対して、Si チップの割れの防止およびはんだ接合部の高信頼化を目的とした構造最適化を行った。はんだき裂進展解析と実験計画法を組み合わせ、Si チップ厚の薄型化およびソース電極幅の最適化が寿命向上に寄与することを示した。最適構造では温度サイクル寿命が従来構造の約 2.8 倍に達する 800 サイクルへと向上し、設計指針としての有用性を示した。

第5章では、今後の高温動作環境として想定される 175 °Cにおけるパワーモジュールの寿命予測精度向上を目的として、Al ワイヤの繰り返し曲げ負荷試験手法を開発した。パワーモジュールに対する通電時間 t_{on} を試験周波数 f に置き換え、Al ワイヤの繰り返し曲げ負荷試験を実施した。その結果、 t_{on} の増加に伴って疲労寿命は減少し、特定の飽和値に近づくことを示した。この結果から、 t_{on} と疲労寿命との関係を示す近似式を得た。また、対数グラフ上の t_{on} と疲労寿命との関係の傾きを表す α は、 t_{on} の長時間化に伴って 0 に漸近していくことを明らかにした。すなわち、 α は t_{on} の関数となっており、この関係を示す近似式を作成した。本式を用いることによって、Al ワイヤの疲労寿命予測の高精度化が可能となり、高温環境下での信頼性設計における新たな知見を提供した。

第6章では、高感度なひずみ計測デバイスにおいて、樹脂接着部の物性変化がセンサ出力に与える影響を高精度に予測する手法を検討した。接着剤 X の動的粘弾性試験を通じて得られた物性値を一般化 Maxwell モデルに適用し、粘弾性応力解析を実施した結果、1 $\mu\epsilon$ レベルの微小なひずみ変動を再現可能であることを確認した。さらに、接着剤厚さの異なる条件下での実験結果と解析結果が $\pm 1 \mu\epsilon$ 以内で一致し、本手法の高い予測精度が実証された。これにより、センサ出力のゼロ点変動に起因する誤差の事前予測が可能となり、高精度センシング技術の信頼性向上を可能とした。

以上のように、パワー半導体パッケージにおける導電性接着剤のリフロー破壊、薄型パッケージに対応した封止樹脂の破壊強度、両面放熱パッケージ構造のはんだき裂進展寿命、高温動作環境における Al ワイヤ疲労寿命の通電時間 t_{on} 依存性、および、1 $\mu\epsilon$ レベルのゼロ点変動予測という未整備領域に対し、設計段階で活用可能な定量モデルおよび解析主導型の信頼性評価手法を提示した点が本研究の独自性である。これらの手法は、材料選定、損傷予測に基づく構造設計、および、ひずみセンシング値の推定といった設計課題に対して、実践的な解決策を提示しており、今後のパワー半導体分野における信頼性設計の高度化に資する成果であるといえる。

本研究で残された課題としては、使用する導電性接着剤または封止樹脂の材料組成が変更された場合における本手法の適用可能範囲を定量的に把握すること、および、材料強度データの取得に基づく確率的寿命推定技術を確立し、製品設計の信頼性を更に向上させることである。

本論文に関する業績

投稿論文

- (1) 芦田喜章, 河野賢哉, 田中直敬, 錦沢篤志, 小池信也, “ダイボンディング用導電性接着剤のリフロー工程の破壊強度評価”, 日本機械学会論文集(A編), Vol.76, No.770, 2010, pp.1359-1366.
- (2) 芦田喜章, “樹脂接着部を有するデバイスの微小ひずみの変動予測およびその実証”, エレクトロニクス実装学会誌, Vol.25, No.6, 2022, pp.636-644.
- (3) 芦田喜章, 佐々木康二, 安部正高, 澄川貴志, “パワーモジュール向け AI ワイヤ疲労寿命の周波数依存性”, 日本機械学会論文集, Vol.91, No.948, 2025, 論文番号 25-00084.

国際学会プロシーディング

- (1) Ashida, K., Muto, A., Shimizu, I., Kawano, K., Tanaka, N., Yoneda, N., “Development of New Power MOSFETs Package With Double-Sided Cooling”, Proceedings of the ASME 2007 InterPACK Conference, Paper No. IPACK2007-33023, pp. 423–427.
- (2) Ashida, K., Koike, N., “Study on resin crack prediction method for thin and lead frame type package”, Proceedings of International Conference on Electronics Packaging 2010 (ICEP2010), pp.384-387.

受賞

- (1) 長野敬, 岡田亮二, 太田裕之, 芦田喜章, 相馬敦郎, 宮嶋健太郎, 秦昌平, “産業革新を牽引する、世界最高性能の IoT センサー開発”, 第 7 回ものづくり日本大賞 内閣総理大臣賞

著作権・出典一覧

- (1) Ashida, K., et al., “Development of New Power MOSFETs Package With Double-Sided Cooling,” Proceedings of the ASME 2007 InterPACK Conference, Paper No. IPACK2007-33023, pp. 423–427. © 2007 ASME. Posted with permission. The official version of this paper is available at the ASME Digital Collection: <https://doi.org/10.1115/IPACK2007-33023>
- (2) 芦田喜章, “樹脂接着部を有するデバイスの微小ひずみの変動予測およびその実証”, エレクトロニクス実装学会誌, 第 25 巻第 6 号, 636～644 頁 (2022 年 9 月) ©エレクトロニクス実装学会
- (3) Ashida, K., et al., "Study on resin crack prediction method for thin and lead frame type package", Proceedings of ICEP2010, pp.384-387 (2010.5) ©エレクトロニクス実装学会
- (4) 芦田喜章, 河野賢哉, 田中直敬, 錦沢篤志, 小池信也, “ダイボンディング用導電性接着剤のリフロー工程の破壊強度評価”, 日本機械学会論文集 (A編), Vol.76, No.770, 2010, pp.1359-1366 ©日本機械学会
- (5) 芦田喜章, 佐々木康二, 安部正高, 澄川貴志, “パワーモジュール向け Al ワイヤ疲労寿命の周波数依存性”, 日本機械学会論文集, Vol.91, No.948, 2025, 論文番号 25-00084 ©日本機械学会

謝 辞

本研究の遂行および本論文の取りまとめにあたり，懇切なるご指導を賜りました京都大学大学院エネルギー科学研究科 澄川貴志 教授に，心より御礼申し上げます．研究の位置づけや論理構成に関して深い考察に基づくご助言を賜り，学術的観点から本研究を発展させることができました．また，本論文の審査に際し，有益なご助言ならびにご指導を賜りました京都大学大学院エネルギー科学研究科 今谷勝次 教授，林潤 教授に，謹んで感謝の意を表します．さらに，同研究室の安部正高 准教授には，論文執筆に際してアドバイスを頂きました．心より感謝申し上げます．

本研究は，著者が株式会社日立製作所に入社後に取り組んだ研究開発の成果の一部を取りまとめたものです．研究を進めるにあたり，多くの方々より貴重なご意見と励ましのお言葉を頂戴いたしました．旧 機械研究所 第三部において，直属の上司としてご指導いただきました太田裕之 様，田中直敬 様，谷江尚史 様には，数多くのご指導・ご鞭撻ならびにご支援を賜りました．研究への取り組み方，考察の進め方，課題の捉え方などについて多くのご指摘を頂き，研究内容を深めることができました．ここに厚く御礼申し上げます．

また，信頼性科学研究部での上司であった安部元幸 様，グリーンプロセス研究部での上司であった大沼篤彦 様には，社会人博士後期課程への入学の機会を与えていただくなど，多大なるご支援を賜りました．深く感謝申し上げます．さらに，グリーンプロセス研究部の寺田尚平 部長，井出英一 ユニットリーダには，本学在学中，学位取得に向けた活動に対しご理解とご支援を賜り，心より感謝申し上げます．

本研究の推進および研究成果の実用化に際しては，ミネベアパワーデバイス株式会社に所属され，信頼性科学研究部での上司でもあった佐々木康二 様に，多大なるご助言を頂戴いたしました．厚く御礼申し上げます．また，旧 日立オートモティブシステム株式会社にて同じ部署に所属いたしました長野敬 様，相馬敦郎 様，宮嶋健太郎 様，ならびに，ソリューションセンタにて上司であった岡田亮二 様には，ひずみセンサの研究開発において事業の観点も踏まえたご指導を賜り，視野を大きく広げることができました．厚く御礼申し上げます．さらに，旧 株式会社ルネサステクノロジの清水一男 様，小池信也 様，中村弘幸 様にも，研究推進にあたり多大なるご支援を賜りましたことを，ここに記して感謝申し上げます．

第三部および信頼性科学研究部にて同じユニットに所属し，日々の研究生活

において助言や議論を重ねてくださいました矢口昭弘 様, 米田奈柄 様, 石塚典男 様, 島津ひろみ 様, 河野賢哉 様, 青野宇紀 様, 中里典生 様, 西森独志 様, 新谷寛 様, 春別府佑 様には, 格別のご支援を賜りました. 心より感謝申し上げます.

最後に, 終始温かく見守り支えてくれた家族に, 心より感謝いたします.

2026 年 3 月

芦田喜章