

2014 年度博士論文

樹脂の粘弾性を考慮したパワー半導体製品の  
信頼性評価手法に関する研究

名古屋大学大学院工学研究科

機械理工学専攻

佐々木 康二



## 目次

<b>第1章 緒言</b>	<b>1</b>
1.1 研究の背景	1
1.1.1 パワー半導体製品の市場動向	1
1.1.2 パワー半導体製品の概要	1
1.2 パワー半導体信頼性評価の重要性とポイント	4
1.2.1 静的粘弾性解析による残留応力評価	6
1.2.2 動的粘弾性解析による振動応力評価	9
1.3 これまでの関連研究と問題点	11
1.4 本研究の目的と内容	14
1.5 本研究の進め方と本論文の構成	15
1.6 参考文献	16
<b>第2章 樹脂の粘弾性を考慮した簡易な熱残留応力解析手法の開発</b>	<b>23</b>
2.1 研究の背景と必要性	23
2.2 樹脂の粘弾性モデル	24
2.3 三次元粘弾性体への拡張	28
2.4 試験片冷却実験及び解析	32
2.4.1 実験方法	32
2.4.2 解析方法	35
2.4.3 実験及び解析結果	37
2.5 まとめ	41
2.6 参考文献	41
<b>第3章 FRP の冷却時に発生する応力の異方性粘弾性解析</b>	<b>43</b>

3.1	研究の背景と必要性	43
3.2	プリプレグ絶縁層のクリープ試験	44
3.2.1	実験方法	44
3.2.2	実験結果	45
3.3	異方性粘弾性挙動のモデル化	48
3.3.1	有限要素法による解析手法	48
3.3.2	異方性パラメータの決定	49
3.4	プリプレグモールドコイルの冷却時応力解析	55
3.5	まとめ	62
3.6	参考文献	62
第4章	シリコンゲル中のアルミワイヤボンディングのランダム振動試験時の 疲労強度評価	65
4.1	研究の背景と必要性	65
4.2	シリコンゲル中アルミワイヤのランダム振動シミュレーション	66
4.3	シミュレーション結果	72
4.4	疲労寿命の推定	77
4.5	まとめ	82
4.6	参考文献	83
第5章	結論	85
	関連業績	88
	謝辞	89

## 第1章 緒言

### 1.1 研究の背景と必要性

#### 1.1.1 パワー半導体製品の市場動向

近年の地球温暖化や資源枯渇などの環境負荷低減の意識の高まりに伴い、省エネルギーに寄与することのできる技術として、地球環境負荷の小さい太陽光発電、風力発電などの自然エネルギーの活用技術や、鉄道車両の省エネルギー化技術、ハイブリッド電気自動車（Hybrid Electric Vehicle, 以下 HEV）や電気自動車（Electric Vehicle, 以下 EV）などの開発が積極的に行われている[1]-[5]。特に、急速な経済成長が進む中国においては、環境破壊の問題が深刻化しており、これに対応するため、エアコンや洗濯機の省エネ技術としてインバータ化が進んでいる。2009年時点で日本ではエアコンのインバータ化率が90%以上、欧州でも50%以上であるのに対し、中国のエアコンのインバータ化率は12%にとどまり、今後急速にインバータ化が進むとみられる[6][7]。これらの装置において、パワーコンディショナや交流モータの制御装置として用いられる、インバータやコンバータ等の電力変換装置の基幹部品として、IGBT（Insulated Gate Bipolar Transistor）等のパワー半導体素子の性能向上が工学上の重要課題となっている。パワー半導体素子の性能向上のためには、IGBT チップのスイッチング損失低減や高耐熱化、高速スイッチング性能向上などの技術開発が重要であり、SiC(炭化珪素)-IGBT や GaN(窒化ガリウム)-IGBT の開発が進められている[3][8]。一方で、これらの IGBT を搭載し、高耐熱化した IGBT モジュールを成立させるためには、高耐熱化、高熱負荷に対応した実装技術の開発が必要となっており、高放熱化技術や高耐熱電気接続技術、長期信頼性向上技術などの開発が進められている[9]-[28]。

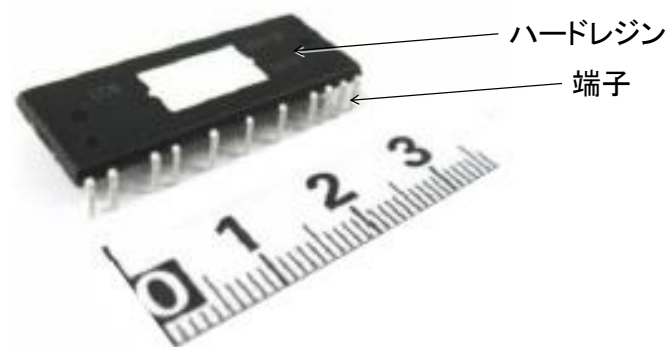
#### 1.1.2 パワー半導体製品の概要

パワー半導体装置の一例として、エアコン室外機ファンモータの制御に使用されるワンチップインバータ IC(Integrated Circuit)[29]の外観及び断面の模式図を図 1-1 に示す。図

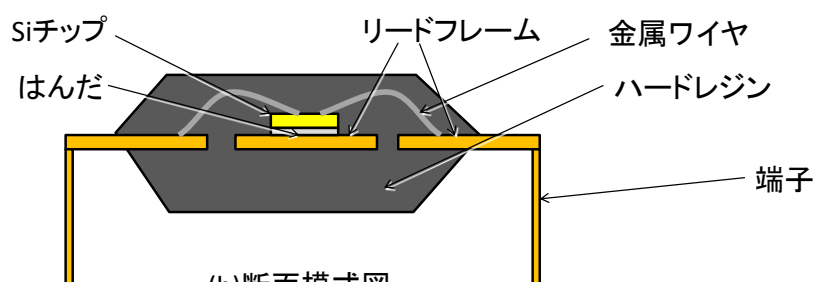
1-1(a)に示したのは、ワンチップインバータ IC の外観である。ワンチップインバータ IC は、スイッチングを行う IGBT チップ及びダイオードチップと、スイッチングの制御を行うドライバとマイコンがワンチップ上に搭載されたものであり、モータ内部に搭載されて小容量ファンモータの制御を行う。図 1-1(a)に示すように、チップはエポキシなどのハードレジンによってモールドされており、電力の入出力の主端子及びスイッチングなどの制御用の補助端子が外部に露出して、プリント基板などに接続できるようになっている。図 1-1(b)にトランスファモールドレジンで封止されたワンチップインバータ IC の断面模式図を示す。図に示すように、ワンチップインバータ IC では、インバータ IC チップははんだを介して金属リードに接続され、チップ上面の電極とリードフレームとは金属ワイヤボンディングにより接続されている。これらのリード、チップ及びワイヤはハードレジンによってトランスファモールドされており、リードの端部が端子として外部に露出している。

パワー半導体装置のもう一例として、主に HEV, EV の交流モータの制御用のインバータに用いられる、6in1 タイプの IGBT モジュールの外観及び断面模式図を図 1-2 に示す[30][31]。図 1-2(a)は IGBT モジュールの外観を示す。図 1-2(a)において、手前の端子が直流の入力端子であり、奥側の端子が交流の出力端子である。中央部の端子は制御端子と呼ばれるもので、モジュールの上面に取り付けられる制御基板（図では省略されている）に接続される。制御基板上のマイコンが IGBT 素子のスイッチングを制御する。IGBT チップ及びダイオードチップ等の回路部品は、中央部のふたの下に実装されている。図 1-2(b)は IGBT モジュールの内部構造を記載した断面の模式図である。図において、IGBT チップ及びダイオードチップ等の Si(シリコン, 珪素)チップは、セラミックの絶縁基板上に配された金属回路上に、はんだを用いて電氣的に接続されている。チップ上面の電極と金属回路とは、金属ワイヤボンディングにより接続されており、金属回路からは、主端子及び制御端子が接続されている。絶縁基板の裏面には金属回路が形成されており、はんだによってベースが接続されている。ベースにはケースが接続されており、ケース内部に充填されたシ

リコーンゲルにより、IGBT チップ、ダイオードチップや金属回路が保護されている。

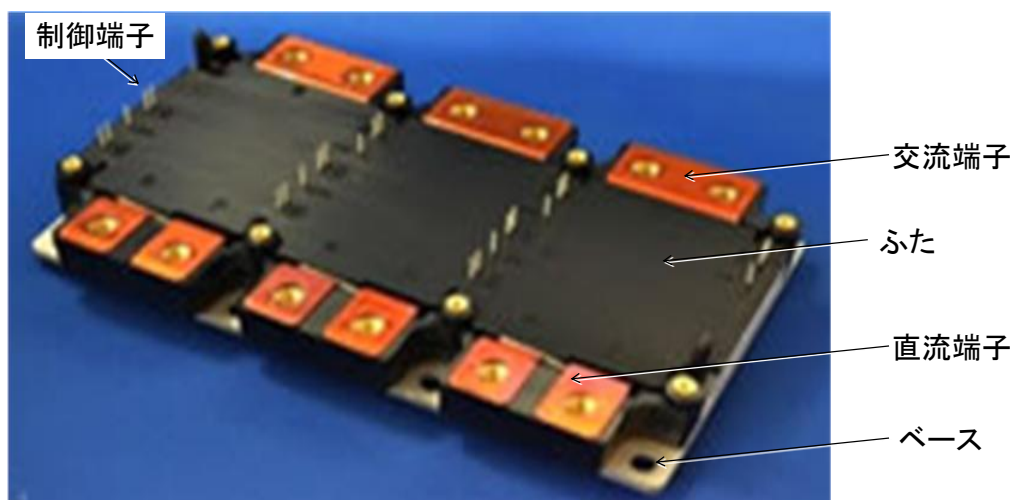


(a)外観図

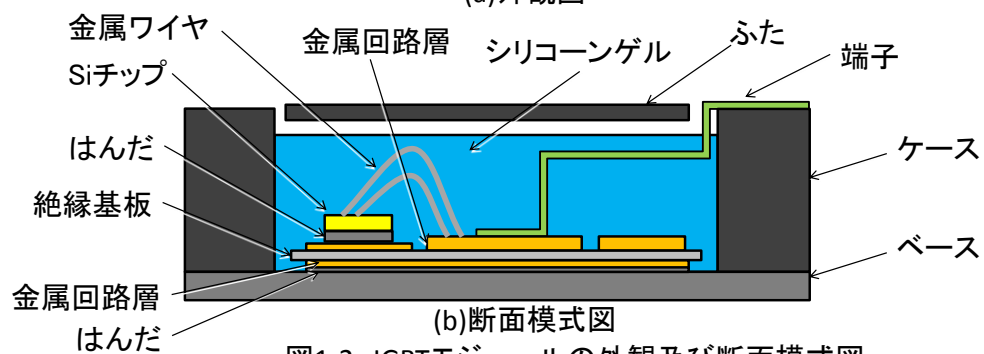


(b)断面模式図

図1-1 ワンチップインバータICの外観及び断面模式図



(a)外観図



(b)断面模式図

図1-2 IGBTモジュールの外観及び断面模式図

## 1.2 パワー半導体信頼性評価の重要性とポイント

インバータ IC や IGBT モジュールの主な劣化損傷モードを図 1-3 に示す。インバータ IC はプリント基板にはんだ付けされて使用され、IGBT モジュールは放熱グリスを介してヒートシンクに取り付けられて使用されることが一般的であるため、ここでは一般的な実装形態を図示している。

図 1-3(a)のインバータ IC に発生する主な劣化モードは、ワイヤ断線、パッケージクラック、反り、はんだ疲労、はく離が挙げられる。いずれも、最終的にはインバータ IC の機能喪失につながる重大な故障であるため、インバータ IC の使用期間内にこのような故障が発生しないよう、信頼性評価と信頼性設計を実施することが重要である。これらの劣化モードの内、はんだ疲労に関しては、温度サイクル試験時のはんだの塑性変形によって発生する相当塑性ひずみと低サイクル寿命との関係に着目した研究がなされている[32]-[34]。また、パッケージクラックやはく離については、はんだリフロー工程でのパッケージ内の水分の気化膨張によるパッケージクラックに着目した研究がなされている[35][36]。しかし、パッケージモールド材料である硬質樹脂のモールド時の残留応力が信頼性に与える影響についての研究、特に硬質樹脂のヤング率が温度や時間に依存する、粘弾性特性に着目した研究は不十分である[37][38]。

図 1-3(b)の IGBT モジュールに発生する主な劣化モードは、ワイヤ断線、はんだ疲労、基板クラック、及びベースの反りによるグリス枯れである[13][15]。これらの劣化モードはいずれも、IGBT モジュールの熱抵抗増大や耐圧劣化を引き起こし、最悪の場合は短絡による重大事故を引き起こす原因となりうる。また、IGBT モジュールの適用範囲が、従来の電力機器や鉄道車両から、自動車に拡大するに伴い、IGBT の使用条件の中で特に振動に関する信頼性要求が厳しくなっている。このような環境下では、特にワイヤのランダム振動による断線が信頼性課題として重要となってきた[51]。ワイヤの振動に対する信頼性の事前評価のためには、ゲルの粘弾性を考慮した振動評価が必要であるが、この分野の研究成果



は、特にランダム振動に対する信頼性評価の面で不十分である。

本節では以下に、モールド時の残留応力評価及び耐振動信頼性評価において、樹脂の粘弾性特性を考慮することの必要性について述べる。

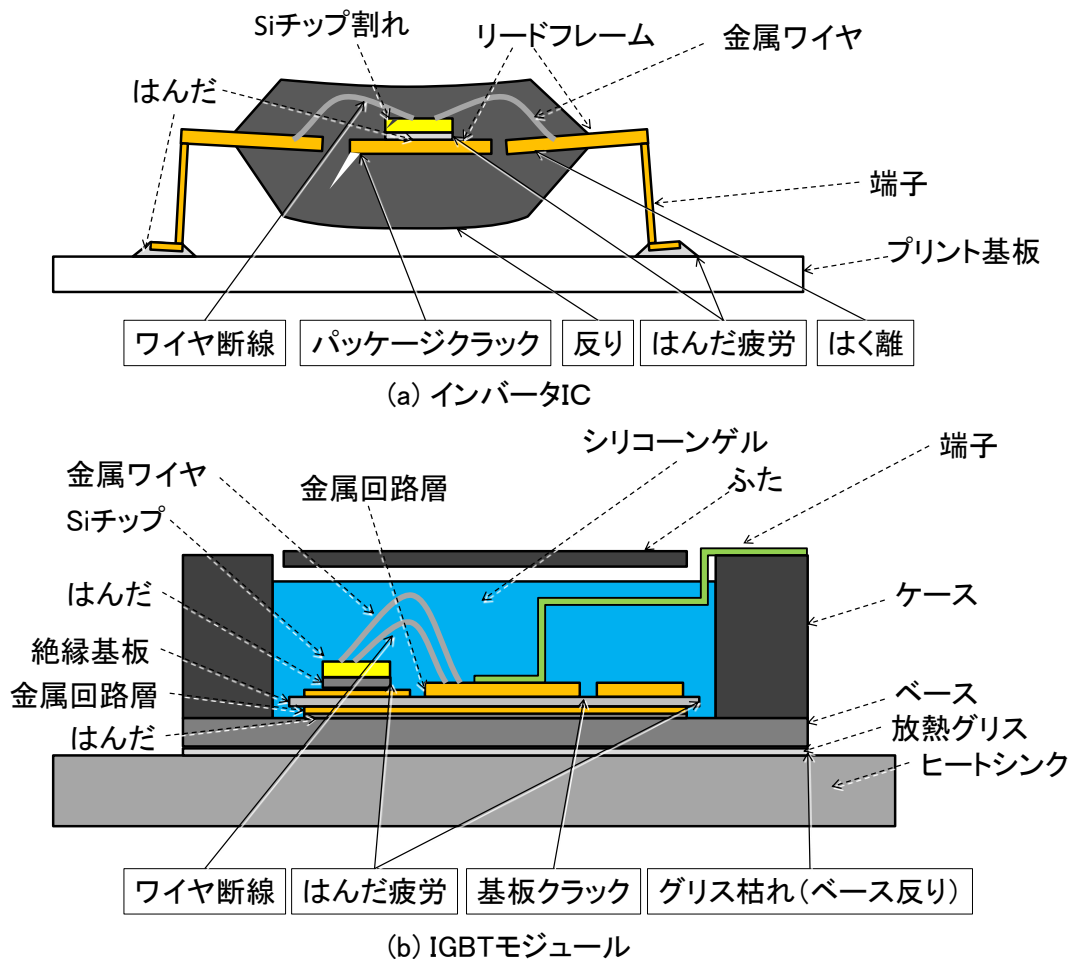


図1-3 電子機器の劣化損傷モード

### 1.2.1 静的粘弾性解析による残留応力評価

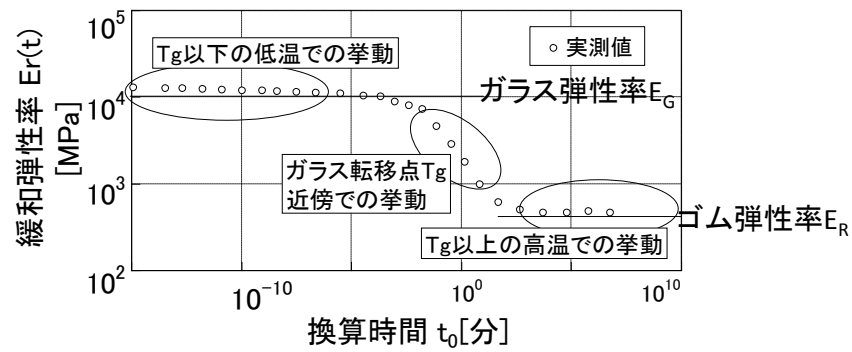
図 1-1 に示すようなハードレジンでモールドされたパッケージにおいて、モールド温度から室温までの冷却時のモールドレジンと内部部品の熱収縮量の差に起因して発生する、成型残留応力が問題になることがある。残留応力が大きいと、チップの特性に影響する恐れがあり、また、最悪の場合はモールドレジンのはく離やクラック、インバータチップや接続回路などの内部部品の割れや断線の原因となる[35][36]。インバータチップの動作温度の高温化に伴い、モールドレジンの高 $T_g$ （ガラス転移点）化、モールド温度の高温化が進んでおり、残留応力が増大する傾向にあるため、この残留応力を低減するための材料開発と、残留応力を事前にシミュレーションで評価する技術の重要性が高まっている。

エポキシなどのハードレジンは、低温、長時間での挙動が、高温、短時間での挙動に相似であるという、粘弾性材料であることが知られている[39][40]。図 1-4 に、エポキシ樹脂の粘弾性特性を表す緩和弾性率の測定例を示す。緩和弾性率は、時刻 $t = 0$ においてステップ状のひずみ負荷を与えた状態で、緩和した応力から求める弾性率である。異なる温度で複数の試験を実施し、その結果を時間・温度移動因子によって整理している。図に示すように、粘弾性材料では、 $T_g$ （ガラス転移点）を境に、弾性率が急激に変化し、 $T_g$ 以下の低温域でのガラス弾性率 $E_G$ と、 $T_g$ 以上の高温域でのゴム弾性率 $E_R$ が大きく異なる特性がある。図 1-5 に、同じエポキシ樹脂の線膨張係数の測定例を示す。図に示すように、 $T_g$ を境に粘弾性材料の線膨張係数も $\alpha_G$ から $\alpha_R$ に急激に変化することが分かる。図 1-6 のような簡易モデルについて、全体を $T_0$ から $T_1$ まで冷却した後にモールドレジンに発生する残留応力を推定する。ここではレジンの弾性率の時間依存性を無視し、金属は剛体（ヤング率が無限大）とする。レジンの $T_g$ 以上での弾性率及び線膨張係数を $E_R$ 、 $\alpha_R$ とし、 $T_g$ 以下での弾性率及び線膨張係数を $E_G$ 、 $\alpha_G$ とし、金属の線膨張係数を $\alpha_M$ とすると、 $T_0 > T_g > T_1$ であることから、レジンに発生する残留応力 $\sigma_r$ は以下の式で表される。

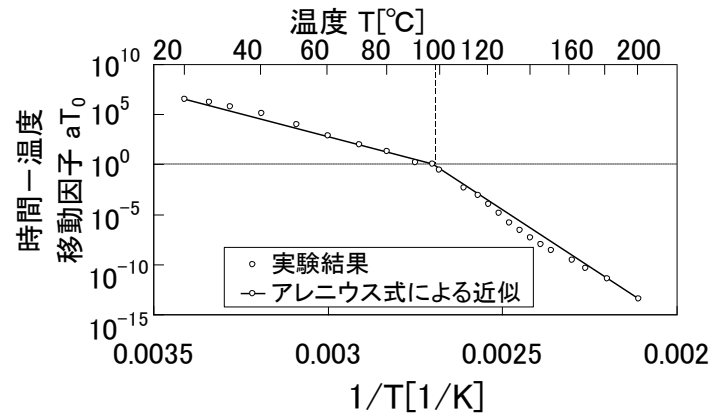
$$\sigma_r = \int_{T=T_0}^{T_g} E_R(\alpha_M - \alpha_R) dT + \int_{T=T_g}^{T_1} E_G(\alpha_M - \alpha_G) dT \quad (1.1)$$

式(1.1)において、右辺の第1項は $T_g$ 以上で発生する残留応力を表し、第2項は $T_g$ 以下で発生する残留応力を表す。 $E_R$ 、 $\alpha_R$ 、 $E_G$ 、 $\alpha_G$ の間には、 $E_R < E_G$ 、 $\alpha_R > \alpha_G$ なる関係があるため、第1項と第2項のいずれが残留応力の主要因となるかは、モールド温度や物性値、形状により異なる。したがって、樹脂モールド時の残留応力の評価には、樹脂の粘弾性を考慮したシミュレーション手法の確立が必須である。

また、図 1-2 に示すような IGBT モジュールにおいて、ふたやケースの材料として用いられるのは、PBT (Polybutylene Terephthalate) や PPS (Polyphenylene Sulfide) などのエンジニアリングプラスチックに、線膨張係数の調整や強度向上、剛性向上のためにガラスファイバーを混練した物であることが一般的である。これらの材料では、PBT や PPS が持つ粘弾性特性に加えて、ガラスファイバーの持つ異方性が加わった、異方性粘弾性特性が残留応力に影響を与えることになる。このような残留応力を推定するためには、異方性粘弾性を考慮したシミュレーション手法の確立が必須である。



(a)緩和弾性率



(b)時間-温度移動因子

図1-4 樹脂の粘弾性特性の測定例

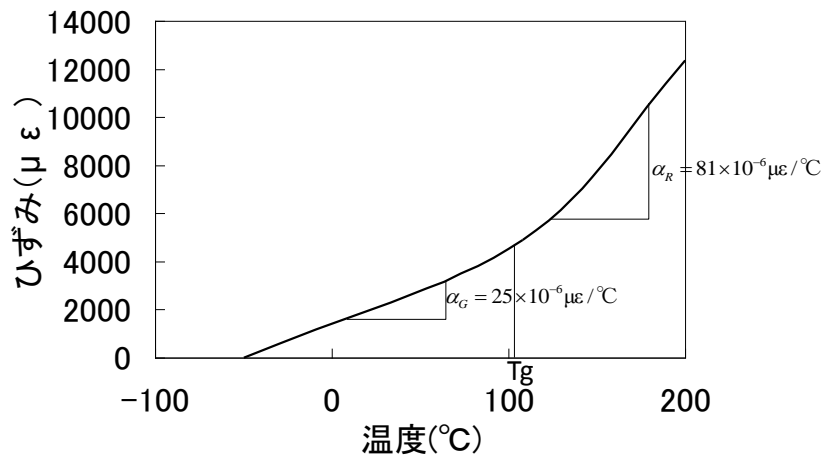


図1-5 樹脂の線膨張係数の測定例

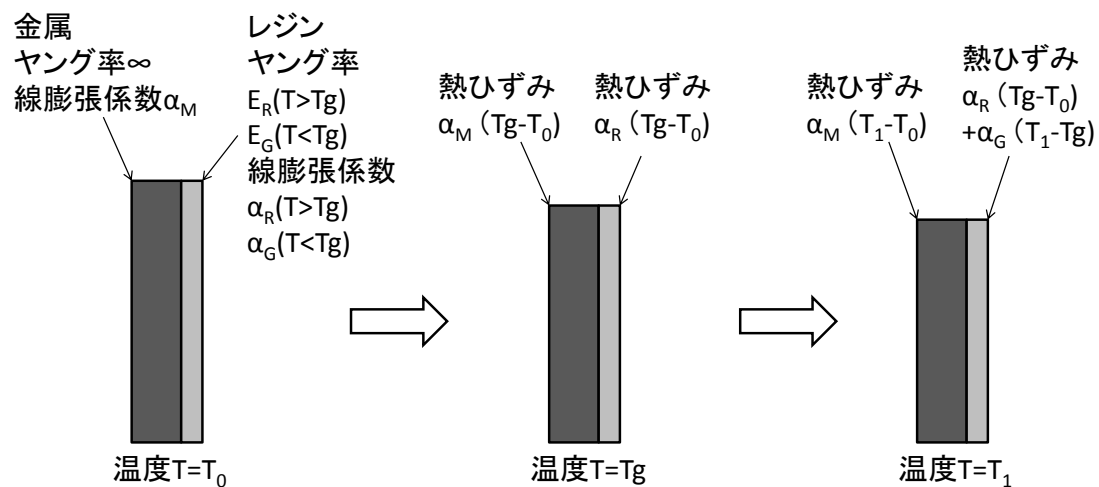


図1-6 樹脂の冷却時残留応力の簡易計算例

### 1.2.2 動的粘弾性解析による振動応力評価

図 1-2 に示すような、シリコングル封止で保護された IGBT モジュールにおいては、ゲルの剛性が周辺部品に比べて非常に小さく、IGBT チップや金属ワイヤや回路層などにはほとんど拘束を与えないため、レジン充填時の残留応力は無視できる。一方で、車載用途などの IGBT モジュールには、周辺機器の振動や、走行時の路面の凹凸に起因する振動が伝わるため、IGBT モジュールの耐振動信頼性の確保が必要となる。特に近年、エンジンルームのスペース有効活用や、配管やケーブル等の削減によるコスト低減の観点から、インバータをエンジンやトランスミッションに直付けする実装構造の要求が高まっている。エンジンやトランスミッションは強力な振動源であるため、エンジンやトランスミッションに直付けされたインバータ内の IGBT モジュールには強い振動負荷が発生する。したがって、車載の IGBT モジュールにおいて、耐振動信頼性の確保の重要性が増している。IGBT モジュールに振動負荷が加わった際に、比較的軟質のゲルが共振して金属ワイヤに負荷を与えることが懸念されるため、振動によるゲルの共振と金属ワイヤに与える影響をシミュレーションで評価する技術の重要性が高まっている。ゲルも粘弾性材料であり、その粘弾特性が振動時の挙動に影響する。図 1-7 に、弾性材料に正弦波状の周期ひずみを与えたときの

応力応答及び応力-ひずみ関係を示す。図 1-7(a)に示すように、材料には与えられたひずみに応じて応力が発生する。このとき、応力とひずみの位相は一致するため、図 1-7(b)に示す応力-ひずみ関係は線形となる。一方、粘弾性体に同様の周期ひずみを与えたときの応力の応答及び応力-ひずみ関係を図 1-8 に示す。図 1-8(a)に示すように、粘弾性体に発生する応力は、粘性の影響によりひずみに対して位相ずれが生じる。このため、図 1-8(b)に示す応力-ひずみ関係には、ヒステリシスが生じる。このヒステリシスによって発生する損失は、振動負荷の減衰に影響する。このとき、応力とひずみの位相差  $\delta$  は、温度及び負荷周波数に依存して変動する。従って、粘弾性体に振動負荷を与えたときの応答は、共振周波数と減衰の両面で、粘弾性材料の特性に大きく依存することになる。そのため、振動によるゲルの共振や、それにより発生するアルミワイヤの負荷を推定するためには、粘弾性を考慮したシミュレーション手法の確立が必須である。

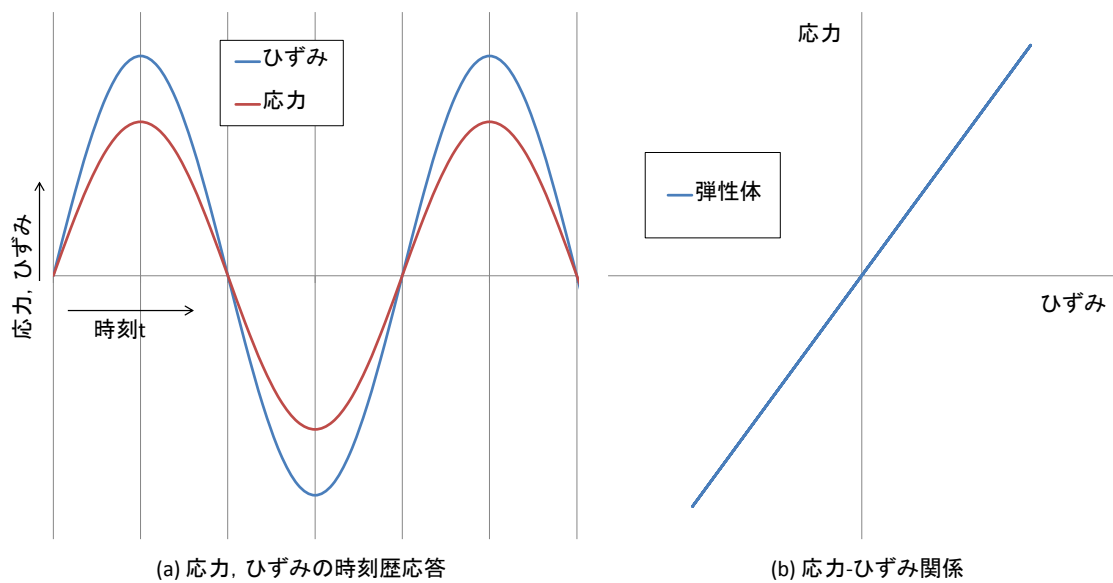


図1-7 弾性材料の振動負荷に対する応力-ひずみ関係

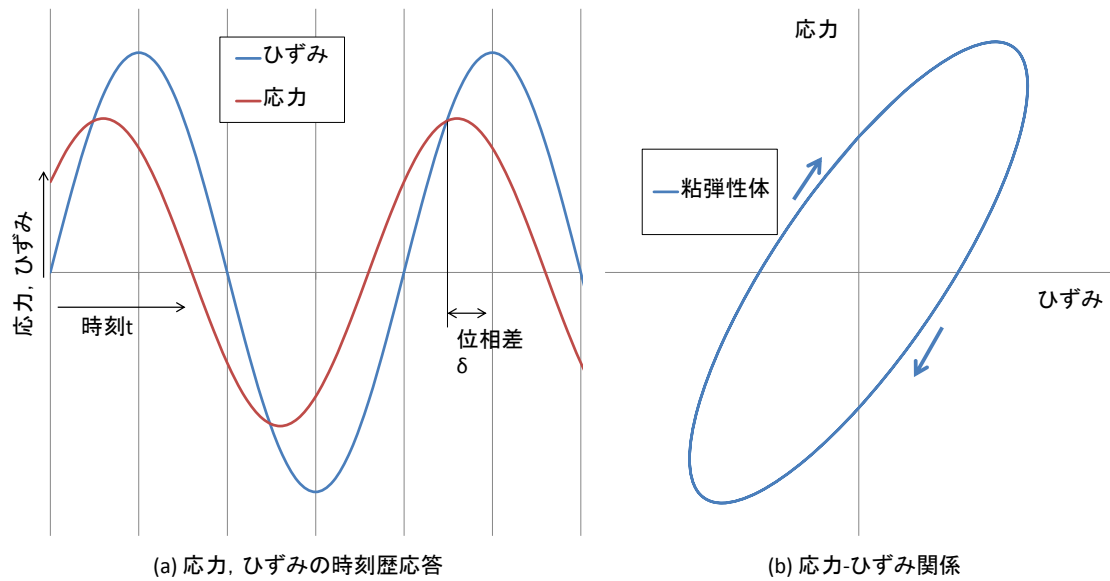


図1-8 粘弾性材料の振動負荷に対する応力-ひずみ関係

### 1.3 これまでの関連研究と問題点

従来、樹脂の粘弾性に着目した残留応力の研究は、Roy らや Zhao らが、FRP 材料の成型時に発生する残留応力に着目し、マトリックス材料の粘弾性特性のモデル化と、FRP 材料の成型時の冷却工程で発生する変形や応力のシミュレーション手法を開発している[41][42]。また、宮野らや松井ら、中らは、モールド構造物のモールド工程における応力や変形に着目し、粘弾性特性を考慮した応力解析手法をモールド構造物の成型冷却時の変形、応力解析に適用している[39][44][45]。これらの研究では、樹脂の粘弾性特性を、プロニー級数を用いた式でモデル化している。プロニー級数を用いた緩和弾性率の近似式は式(1. 2)のように表される[39][40]。

$$E_r(t) = E_0 + \sum_{i=1}^n E_i e^{-\frac{t}{\tau_i}} \quad (1. 2)$$

ここで、 $E_0$ 、 $E_i$ 、 $\tau_i$  は、緩和弾性率  $E_r(t)$  の実測結果に基づいて決定する材料定数である。式(1. 2)中の  $n$  で表される項数を増やすことにより、緩和弾性率の近似精度を向上させることができる。プロニー級数に基づく緩和弾性率のモデル化は、ANSYS や ABAQUS などの

市販の有限要素法構造解析ソフトへも導入が進んでいる。一方で、プロニー級数に基づく材料定数のモデル化において近似精度を高めるためには式(1. 2)中の $n$ を増やす必要があることから、十分な近似精度を得るためにはパラメータの数が膨大になり、その定義や管理が煩雑になると言う問題点がある。直感的に決定できて、かつ、十分な近似精度の得られるモデル化手法があれば、その有効性は大きい。

上記のモデル化は等方性の粘弾性体を対象としたものであるが、FRP(Fiber Reinforced Plastics)等の応力評価に当たっては、マトリクス材料の粘弾性特性と、強化材によって発生する異方性弾性の両方を考慮する必要がある。図 1-9 に、FRP の異方性粘弾性挙動を表す模式図を示す。図において、ばねは材料の弾性を模式的に表し、ダンパ(ダッシュポット)は材料の粘性を模式的に表している。FRP のマトリクス材料であるプラスチックは、応力-ひずみ関係が負荷の方向によらない等方性粘弾性特性を持っている。一方、強化繊維には配向性があるため、繊維の方向には剛性が高く、繊維と直角な方向には剛性が低い、異方性弾性体としての特性を示す。FRP 材料の特性は、等方性粘弾性特性を持つマトリクス材と、異方性弾性の強化繊維材との重ね合わせで表現されるため、荷重が時間、温度及び荷重方向に依存する、異方性粘弾性特性を示すことになる。従来は、FRP 材料の異方性粘弾性特性は、異方性弾性材料として簡易にモデル化することが一般的である[46]。しかし、FRP の苛酷環境への適用が広がるにつれて、使用温度や成型温度がさらに高温化し、FRP の粘性が応力や変形に与える影響が大きくなることが予想されるため、異方性粘弾性材料モデルを適用した残留応力評価手法の確立が必要となるが、異方性粘弾性材料の有限要素モデル化については十分検討が進んでいない。

プラスチックなどの粘弾性特性を考慮した振動解析技術に関しては、Ditaranto が、粘弾性体を含む積層材の振動曲げについて理論構築を行っており[47]、Ma らや Ramesh らが、粘弾性理論の動的な有限要素法への適用を進めている[48][49]。また、パワー半導体モジュールの耐振動信頼性については、構造物を弾性体としてモデル化し、有限要素法による振



動解析を実施する方法が従来から使用されている。Li は、ランダム加振時のリードやはんだ接続部の応力をシミュレーションにより推定し、そこから累積損傷則を用いてリードやはんだの寿命を推定する手法を提案している[51]。構造物の粘弾性を考慮した手法としては、竹田らがシリコングル中のアルミワイヤの耐振動信頼性に着目し、動的粘弾性有限要素法を用いた研究を進めている[52]-[54]。彼らの研究では、ゲルの粘弾性を考慮した振動解析と実測を対比して、正弦波加振試験時のアルミワイヤの疲労寿命推定を実施し、アルミワイヤのひずみによって正弦波加振試験時のアルミワイヤの断線寿命のデータを取得している。

車載電子部品がさらされる振動荷重は、主にエンジンやトランスミッションからの機械振動（強制振動）と、走行時に道路の凹凸によって発生するタイヤからの加振（過渡応答）とがある。いずれも加振力やその周波数がランダム変動し、複数の異なる周波数成分が重畳して発生するランダム荷重であることから、国際規格などでも、車載電子部品の信頼性評価基準として、ランダム加振試験を規定している[55]。したがって、車載電子部品の信頼性評価に際しては、ランダム加振条件を考慮した信頼性評価技術の確立が必要であるが、ゲルの粘弾性を考慮した、ゲル中ワイヤの信頼性評価について、ランダム加振条件を考慮した研究は不十分である。特に、ランダム加振試験時のワイヤ寿命を、ゲルの粘弾性を考慮したうえで定量的に推定する技術開発成果は見られない。

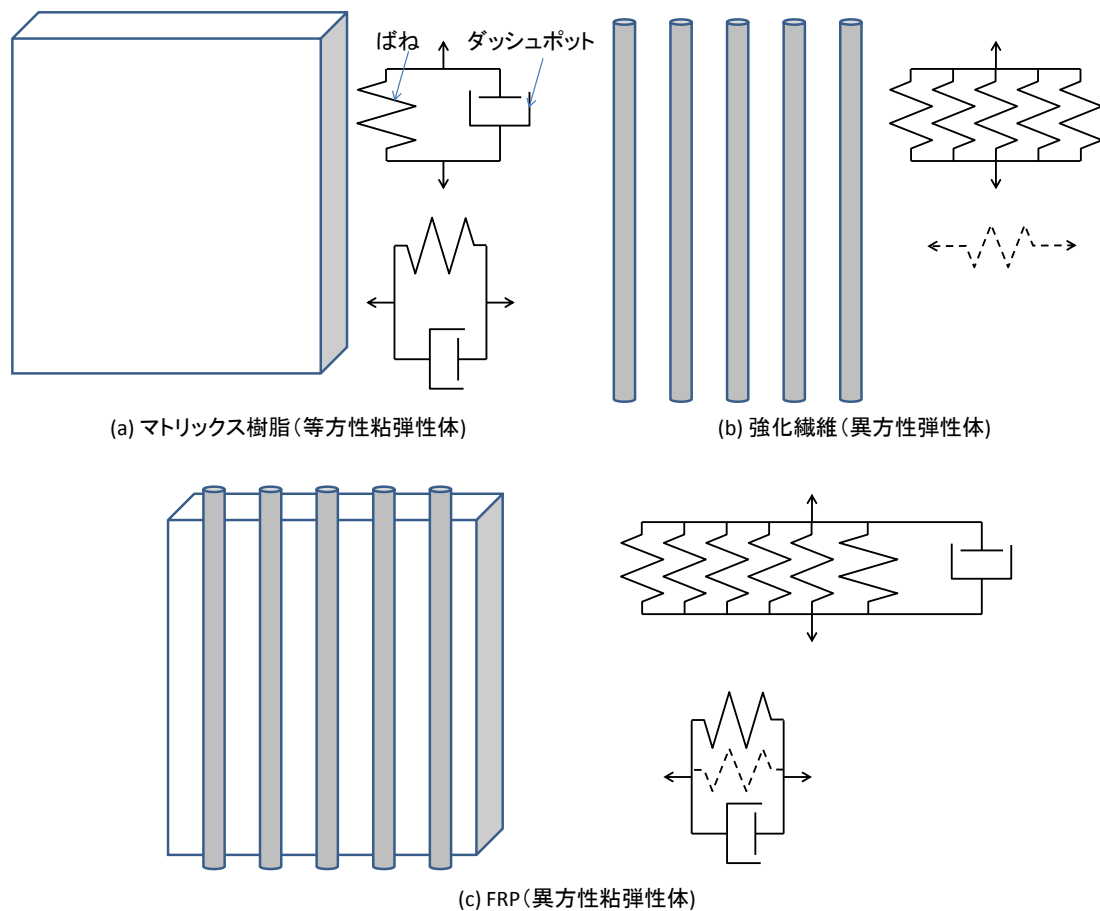


図1-9 FRPの異方性粘弾性特性

#### 1.4 本研究の目的と内容

1.1 節から 1.3 節までで述べたように、パワー半導体製品の信頼性評価技術の確立のためには、樹脂の粘弾性を考慮した残留応力解析技術の確立、FRP などの異方性粘弾性特性を有する材料の特性を考慮した残留応力解析技術の確立、及びゲルの粘弾性挙動を考慮したランダム加振試験時の寿命評価技術の確立が必要である。

そこで本研究では、(1)樹脂の粘弾性を簡便にモデル化する手法と、有限要素法に基づく粘弾性熱応力解析手法の確立、(2)FRP 材料などの異方性粘弾性特性のモデル化手法と、有限要素法に基づく異方性粘弾性熱応力解析手法の確立、(3)有限要素法の粘弾性振動解析に基づく、シリコングル中のアルミワイヤのランダム加振試験時寿命予測技術の確立、の 3 つを目的として研究を進めることにした。樹脂の粘弾性を簡便にモデル化する手法として

は、4つのパラメータで実用上十分な近似精度が得られると考えられる指数関数型の実験式を提案し、指数関数型実験式をクリープ有限要素法の定式化に組み合わせて熱応力解析手法を開発する。また、実験結果と比較することにより本解析手法の精度を検証する。さらに、異方性粘弾性特性のモデル化においては、前記した指数関数型実験式と、Hill の異方性モデルを組み合わせた異方性粘弾性モデルを提案し、クリープ有限要素法に適用して異方性粘弾性熱応力解析手法を開発する。粘弾性振動解析手法においては、モード重ね合わせ法に基づくランダム応答解析結果からワイヤのひずみ波形を推定し、P/V 差法と Miner の累積損傷則に基づく寿命推定技術を開発する。

### 1.5 本研究の進め方と本論文の構成

以下、本論文の構成に基づく各章の概要を述べる。

第 2 章では、エポキシ樹脂の粘弾性を考慮したモールド製品の残留応力評価手法を開発する。エポキシ樹脂の粘弾性材料定数の取得は、動的粘弾性試験装置により行う。粘弾性のモデル化に際しては、指数関数型の実験式を提案し、従来のプロニー級数を用いたモデル化手法に比べて、少ないパラメータ数で実用上十分な近似精度が得られることを確認する。また、指数関数型実験式を、クリープ有限要素法に適用し、粘弾性を考慮した熱応力解析手法を開発する。また、本手法による熱応力解析結果の精度検証を目的として、銅及びアルミをエポキシ樹脂でモールドした複合試験片を作成し、温度変化時の複合試験片の反りを測定して、本手法による熱応力解析結果と比較する。

第 3 章では、FRP の異方性粘弾性特性をモデル化し、有限要素法クリープ解析に適用して、FRP 材の異方性粘弾性を考慮した残留応力解析手法を開発する。FRP の異方性粘弾性特性は、クリープ試験により実測する。また、異方性粘弾性のモデル化には、第 2 章で提案した指数関数型実験式と Hill の異方性パラメータを組み合わせたモデルを提案して適用する。このモデルを有限要素法クリープ解析に適用して、異方性粘弾性熱応力解析技術を開発する。

開発する。本手法を、プリプレグモールドコイルの残留応力解析に適用し、実機の切出し試験により実測した FRP の残留応力解析と比較して、本手法の残留応力予測精度を検証する。

第 4 章では、図 1-1(b)に示す IGBT モジュールのシリコンゲル中のアルミワイヤについて、粘弾性振動解析によるランダム応答解析を実施し、アルミワイヤのひずみの周波数応答特性を評価する。ランダム応答解析より得られたひずみ応答から、逆フーリエ変換によりひずみの時刻歴波形を推定し、P/V 差法によるサイクルカウントにより、ワイヤに疲労損傷を及ぼすひずみ範囲とその個数を計数する。得られたひずみ範囲と個数から、Miner の累積損傷則に基づいてワイヤの疲労損傷を推定し、ランダム加振試験時のワイヤの疲労寿命を推定する。推定された疲労寿命と、ひずみ応答から得られるひずみの二乗平均値  $\varepsilon_{rms}$  とを比較し、その相関を明らかにする。

最後に、第 5 章では、本研究の結論を述べる。

## 1.6 参考文献

- [1] 森田倫史, ハイブリッド車市場の展望と課題, Mizuho Industry Focus, Vol.38, No. 9, 2005, pp. 1-17
- [2] 小松雅行, 高岡俊文, 石川哲浩, Plug-in HV の有効性の検証, トヨタテクニカルレビュー, Vol. 56, No. 1, 2008, pp. 48-55
- [3] 鶴田和弘, SiC 半導体パワーデバイスの車載実用化の展望, デンソーテクニカルレビュー, Vol. 16, 2011, pp. 90-95
- [4] 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
- [5] 木村隆志, 齋藤隆一, 久保謙二, 中津欣也, 石川秀明, 佐々木要, ハイブリッド電気自動車向け高電力密度インバータ, 日立評論, Vol. 95, No. 11, 2013, pp. 42-47

- [6] 森睦宏, パワー半導体が作る快適な低炭素社会, 日立評論, Vol. 90, No. 12, 2008, pp. 88-95
- [7] (財)日中経済協会, 「日中経済交流 2009 年—中国の景気回復下で新たな相互依存関係の構築を一」 報告書, 2009
- [8] 森田竜夫, 梅田英和, 上本康裕, 上田哲三, 田中毅, 上田大助, 高効率ワンチップ GaN インバータ IC, Panasonic Technical Journal, Vol. 57, No. 1, 2011, pp. 15-19
- [9] 上杉勉, 車載用パワーデバイス –低損失・高破壊耐量化技術の展望-, トヨタ中央研究所 R&D レビュー, Vol. 35, No. 2, 2000, pp. 3-10
- [10] 神谷宗宏, 久保馨, ハイブリッド車における燃費向上技術の動向, 電気学会論文誌 D (産業応用部門誌), Vol. 120, No. 11, 2000, pp.1251-1256
- [11] 梶川義明, 環境負荷低減に向けての自動車材料技術, まてりあ, Vol. 39, No. 1, 2000, pp. 25-30
- [12] 平野尚彦, 真光邦明, 奥村知己, ハイブリッド自動車用インバータ両面放熱パワーモジュール「パワーカード」, デンソーテクニカルレビュー, Vol. 16, 2001, pp. 30-37
- [13] 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
- [14] 滝澤聡毅, 吉田収志, 松原邦夫, 大容量 6in1IGBT モジュールの適用技術, 富士時報, Vol. 75, No. 8, 2002, pp. 449-452
- [15] 両角朗, 西村芳孝, 西浦彰, 電気自動車用高信頼パワーモジュール技術, 富士時報, Vol. 76, No. 10, 2003, pp. 630-633
- [16] 碓井修, 武藤浩隆, 菊永敏之, 電気・熱連成シミュレーションを用いたパワー半導体チップの温度分布評価, 電気学会論文誌 D (産業応用部門誌), Vol. 124, No. 1, 2004, pp.108-115
- [17] Y. Nisnimura, K. Oonishi, A. Morozumi, E. Mochizuki, All lead free IGBT module

- with excellent reliability, Proceedings of ISPSD '05 The 17<sup>th</sup> International Symposium on Power Semiconductor Devices and ICs, 2005, pp. 79-82
- [18] 西浦彰, 征矢野伸, 両角朗, ハイブリッド車用 IGBT モジュール, 富士時報, Vol. 79, No. 5, 2006, pp. 350-353
- [19] 福田恭平, 西村芳孝, 後藤友彰, 大西一永, 鉛フリーIGBT モジュールにおけるはんだ接合部の高信頼性化, 溶接学会全国大会講演概要, 2008
- [20] 電子部品・実装技術委員会, 車載エレクトロニクス実装の現状と展望, エレクトロニクス実装学会誌, Vol. 13, No. 1, 2010, pp. 20-24
- [21] 井出一正, 中津欣也, 本棒英利, 牧晃司, グリーンモビリティを支えるパワーエレクトロニクスコンポーネント技術, 日立評論, Vol. 93, No. 5-6, 2011, pp. 38-41
- [22] 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
- [23] 柳浦聡, 廣井治, 熱伝導性グリースの信頼性評価技術, 三菱電機技報, Vol. 87, No. 10, 2013, pp. 467-470
- [24] 守田俊章, 保田雄亮, 井出英一, 廣瀬明夫, 酸化銀マイクロ粒子を用いた接合技術, エレクトロニクス実装学会誌, Vol. 12, No. 2, 2009, pp. 110-113
- [25] 山際正憲, 于強, 藤田雅人, 篠原正典, 村上善則, 高純度アルミニウムを利用した高耐熱パワーデバイス実装構造における信頼性評価, エレクトロニクス実装学会誌, Vol. 12, No. 3, 2009, pp. 238-247
- [26] T. Kurosu, K. Sasaki, A. Nishihara, K. Horiuchi, Packaging technologies of direct-cooled power module, Power Electronics Conference (IPEC), 2010, pp. 2115-2119.
- [27] (株)日立製作所ニュースリリース “電気自動車, ハイブリッド自動車用インバーターの

- 小型化に貢献する直接水冷型両面冷却技術を適用したパワーモジュールを試作”, 2011
- [28] K. Sasaki, M. Hiyoshi, K. Horiuchi, Small size, low thermal resistance and high reliability packaging technologies of IGBT module for wind power applications, PCIM Europe, 2010, pp. 267-272
- [29] (株)日立製作所ニュースリリース “小型ファンモータ向け 600V 耐圧ワンチップインバータ IC のサンプル出荷を開始”, 2013
- [30] 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
- [31] (株)日立製作所ニュースリリース “従来比約 3 分の 2 サイズの鉄道車両用 3.3kV/1200A パワーモジュールを開発”, 2013
- [32] L. F. Coffin, A Study of the Effects of Cyclic-Thermal Stress on a Ductile Metal, Transactions of the ASME, Vol. 76, 1954, pp. 931-950
- [33] S. S. Manson, Behavior of Materials under Conditions of Thermal Stress, NACA-Report 1170, 1954
- [34] 谷江尚史, 寺崎健, 半導体微細はんだ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
- [35] 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
- [36] 服部敏雄, 西村朝雄, 村上元, 応力特異場パラメータを用いた半導体プラスチックパッケージの信頼性評価, 材料, Vol. 39, No. 443, 1990, pp. 1101-1105
- [37] 中村省三, 村上元, 井坂 和博, 上野 恵尉, 中村敬一, FCA 方式による半導体デバイスの熱粘弾性解析による反り変形挙動の予測, エレクトロニクス実装学会誌, Vol. 2, No. 4, 1999, pp. 291-297

- [38] 中村省三, 串崎義幸, 村上元, 木戸光夫, 半導体デバイスの残留応力に及ぼす材料物性影響因子の熱粘弾性数値解析, エレクトロニクス実装学会誌, Vol. 5, No. 4, 2002, pp. 379-384
- [39] 隆雅久, 國尾武, 粘弾性挙動と特性係数, 材料システム, Vol. 6, 1987, pp. 21-48
- [40] 國尾武, 時間及び温度に依存する粘弾性固体の力学的挙動 -粘弾性に関する基礎事項-, 材料システム, Vol. 6, 1987, pp. 7-20
- [41] A. Roy, P. N. Murthy, Viscoelastic analysis of the residual stress in glass fibre-reinforced plastics, Fibre Science and Technology, Vol. 9, No. 2, 1976, pp. 81-101
- [42] L. G. Zhao, N. A. Warrior, A. C. Long, Thermo-viscoelastic analysis of process-induced residual stress in fibre-reinforced polymer-matrix composites, Materials Science and Engineering: A, Vol. 452-453, 2007, pp. 483-498
- [43] 宮野靖, 新保實, 熱粘弾性挙動による熱硬化性樹脂の残留応力, 材料システム, Vol. 13, 1994, pp. 23-29
- [44] 松井広明, 池上皓三, 相変化時における熱硬化性樹脂の粘弾性特性と硬化温度の内部応力に及ぼす影響, 日本機械学会論文集 (A 編), Vol. 62, No. 596, 1996, pp. 993-999
- [45] 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
- [46] M. M. Al-Zahrani, S. U. Al-Dulaijan, A. Nanni, C. E. Bakis, Thomas E Boothby, Evaluation of bond using FRP rods with axisymmetric deformations”, Construction and Building Materials, Vol. 13, No. 6, 1999, pp.299-309
- [47] R. A. Ditaranto, Theory of the vibratory bending for elastic and viscoelastic layered finite-length beams, Journal of Applied Mechanics, Vol. 32, 1965, pp.881-886



- [48] B. –A. Ma, J. –F. He, A finite element analysis of viscoelastically damped sandwich plates, *Journal of sound and Vibration*, 152-1(1992), pp107-123.
- [49] T. C. Ramesh, N. Ganesan, Finite Element Analysis of Conical Shells With a Constrained Viscoelastic Layer, *Journal of Sound and Vibration*, Vol. 171, No. 5, 1994, pp. 577-601
- [50] T. C. Ramesh, N. Ganesan, Finite Element Analysis of Cylindrical Shells With a Constrained Viscoelastic Layer, *Journal of Sound and Vibration*, Vol. 172, No. 3, 1994, pp. 359-370
- [51] R. S. Li, A methodology for fatigue prediction of electronic components under random vibration load, *Journal of Electronic Packaging*, Vol. 123, 2001, pp. 394-400
- [52] 竹田憲生, 成瀬友博, 服部敏雄, 浅野雅彦, 電子部品用シリコーンゲルの粘弾性を考慮した振動挙動評価, *日本材料学会, 学術講演会講演論文集*, Vol. 49, 2000, pp. 75-76
- [53] 竹田憲生, 成瀬友博, 服部敏雄, 大野啓充, シリコーンゲルで封止されたワイヤの振動解析, *材料*, Vol. 50, No. 12, 2001, pp. 1305-1310
- [54] 河野賢哉, 竹田憲生, 三浦英生, 飯塚守, 小山賢治, ゲル中ワイヤの振動疲労評価手法の検討, *日本機械学会 2002 年度年次大会講演論文集 (VI)*, 2002, pp. 251-252
- [55] ISO16750-3:2003 Ed. 1, “Road vehicles - Environmental conditions and testing for electrical and electronic equipment Part 3: Mechanical loads”, 2003



## 第2章 樹脂の粘弾性を考慮した簡易な熱残留応力解析手法の開発

### 2.1 研究の背景と必要性

熱硬化性樹脂によるモールド製品は、モールドコイルやモールドトランスなどの大型の製品から、半導体パッケージや加速度センサなどの微細で高い形状精度を要求される製品まで、多岐にわたって用いられている。これらの製品における共通の技術課題として、樹脂内部のき裂に代表される、樹脂の残留応力に起因する不良の低減や、寸法精度の向上などが挙げられる。特にパワー半導体においては、絶縁部材として用いられている樹脂内部にき裂が発生することが回路の短絡や断線につながる恐れがあるため、これらを解決するために樹脂のモールド時に発生する残留応力や変形を精度よく予測する技術が必要となっている。モールド時の樹脂にはガラス転移温度以上の高温となる硬化温度から、実使用条件である室温まで冷却される際に、ガラス転移温度近傍で、そのヤング率が温度やひずみ速度に依存して大幅に変化する、いわゆる粘弾性特性があることが知られている。このため、樹脂の残留応力や変形を精度よく予測するためには、樹脂の粘弾性特性の考慮が重要である。

従来、樹脂の粘弾性に着目して変形や残留応力を推定する技術の研究として、Roy らやZhao らが、FRP 材料の成型時に発生する残留応力に着目し、マトリックス材料の粘弾性特性のモデル化と、FRP 材料の成型時の冷却工程で発生する変形や応力のシミュレーション手法を開発している[1][2]。また、宮野らや松井らが樹脂のモールド過程において発生する応力や変形に着目し、樹脂の粘弾性を考慮した残留応力、変形予測手法を開発している[3]-[5]。これらの研究では、樹脂の粘弾性特性を現す緩和弾性率をプロニー級数によって近似して解析に用いている[6][7]。プロニー級数は、項数を増やすことで近似精度を向上させることが出来る反面、各項を表す材料定数の数が増大し、実験による材料定数の決定が煩雑となる。

そこで本研究では、樹脂の緩和弾性率の近似式として、決定すべき材料定数が少なく、

データ整理の簡便な指数関数型実験式を提案する。これを有限要素法に適用して、樹脂硬化後の冷却によって発生する残留応力を、樹脂の粘弾性特性を考慮して解析できるプログラムを開発し、実験によりその解析精度を検証する。

## 2.2 樹脂の粘弾性モデル

硬化後の樹脂は、その冷却過程において、時間と温度に依存して弾性率が大きく変化する粘弾性挙動を示す。粘弾性体の材料特性は、緩和弾性率 $E_r(t)$ と時間-温度移動因子 $a_{T0}(T)$ を用いて整理できる[6] [7]。

$E_r(t)$ はある温度  $T$  で樹脂に単位ステップ状のひずみを与えたときに時間  $t$  とともに緩和する応力を表す。本論文では、樹脂の緩和弾性率を近似する実験式として、式(2.1)で表される指数関数型実験式を提案した。

$$E_r(t) = E_R + \frac{E_G - E_R}{\left(\frac{t}{\tau}\right)^a + 1} \quad (2.1)$$

ここで、 $E_G$ は樹脂の温度がそのガラス転移温度 $T_g$ よりも十分低く、樹脂がガラス弾性体とみなせるときの弾性率（ガラス弾性率）を表し、 $E_R$ は樹脂の温度がそのガラス転移温度よりも十分高く、樹脂がゴム弾性体とみなせるときの弾性率（ゴム弾性率）を表す。また、 $\tau$ と $a$ は緩和弾性率の緩和の度合いを表す材料定数である。すなわち、本実験式を用いる場合は決定すべき材料定数は4個（ $E_G$ ,  $E_R$ ,  $\tau$ ,  $a$ ）となる。

一方、従来の緩和弾性率近似式であるプロニー級数を用いた近似式は式(2.2)のように表される。

$$E_r(t) = E_0 + \sum_{i=1}^n E_i e^{-t/\tau_i} \quad (2.2)$$

ここで、 $E_0$ ,  $E_i$ ,  $\tau_i$ は実験結果に基づき決定する材料定数である。また、式(2.2)中の $n$ で表される項数を増すことにより近似精度を向上させることができる。図 2-1 に 98.6 °C におけるエポキシ樹脂の緩和弾性率の測定結果と式(2.1)および式(2.2)であらわされた近似曲線を

示す。ただし、緩和弾性率の測定結果は異なる温度で測定した緩和弾性率を後述する時間－温度移動因子を用いて整理したものである。図 2-1 において、測定結果を丸印で、指数関数型実験式による近似を実線で、プロニー級数による近似を一点鎖線 ( $n = 1$ ) および破線 ( $n = 7$ ) で表している。項数が少ない場合にはプロニー級数による近似は緩和弾性率が急激に変化する部分の挙動を十分にあらわすことができないのに対し、破線で表した項数 7 のプロニー級数による近似曲線は測定結果とほぼ一致しており、プロニー級数の項数を増やすことにより緩和弾性率を良好に近似できることが分かる。このときの樹脂の粘弾性特性を表す材料定数は、 $E_0, E_1, E_2, \dots, E_7$  および  $\tau_0, \tau_1, \tau_2, \dots, \tau_7$  の合計 15 個である。実線が本論文で採用した指数関数型実験式による近似である。指数関数型実験式においては、決定すべき材料定数の個数が 4 個と少ないにもかかわらず、測定結果とよく一致する近似が得られている。指数関数型実験式は、少ない材料定数で実験値とよく一致するため、樹脂の粘弾性材料データの整理が簡便に行えたとともに、4 個の材料定数の物理的な意味が明確であるという利点がある。

図 2-1 より、樹脂の緩和弾性率は非常に長い時間領域に渡って変化していることがわかる。このように広い時間領域に渡って緩和弾性率を測定する実験を行うことは事実上不可能である。そこで、図 2-1 では、緩和弾性率を測定する実験を温度を種々に変化させながら行い、樹脂の力学特性に及ぼす温度と時間の効果には等価性があり高温短時間の挙動と低温長時間の挙動は等しいという仮定に基づいて、それらを基準温度  $T_0$  での挙動に置き換えて基準温度での緩和弾性率の 1 本の曲線（マスターカーブ）で表している。このとき、それぞれの温度  $T$  で測定された緩和弾性率を基準温度  $T_0$  におけるマスターカーブに統合するための、グラフの時間方向（横軸方向）の平行移動量を時間－温度移動因子  $a_{T_0}(T)$  と呼ぶ。時間－温度移動因子  $a_{T_0}(T)$  は温度  $T$  で応力－ひずみ関係に影響する時間  $t$  を基準温度  $T_0$  での換算時間  $t_0$  に変換するための係数であり、 $t_0 = t/a_{T_0}(T)$  なる関係が成り立つ。 $a_{T_0}(T)$  を用いることにより、樹脂の力学特性に対する温度の影響を時間に置き換えることが可能となる。基準温度  $T_0$

における緩和弾性率は、式(2.1)より、

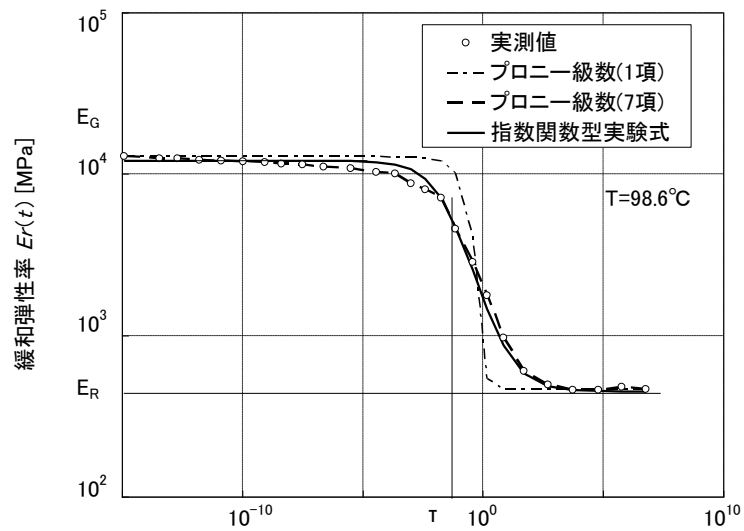
$$E_r(t_0) = E_R + \frac{E_G - E_R}{\left(t_0/\tau\right)^a + 1} \quad (2.3)$$

となる。

図 2-2 にエポキシ樹脂の時間－温度移動因子を示す。図 2-2 において、横軸は絶対温度の逆数、縦軸は時間－温度移動因子を表し、丸印は実験によって求めた時間－温度移動因子を表す。図 2-2 より、このエポキシ樹脂の時間－温度移動因子はある温度 $T_H$ で折れ曲がる 2 直線状になっていることが分かる。そこで、この樹脂の緩和弾性率の温度依存性を表す時間－温度移動因子としては、式(2.4)で表される 2 つの Arrhenius 式を用いた。簡便のために基準温度 $T_0 = T_H$ とすると、

$$\begin{aligned} a_{T_0}(T) &= \exp\left\{\frac{\Delta H_1}{G}\left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_0}\right)\right\} \quad (T \leq T_0) \\ a_{T_0}(T) &= \exp\left\{\frac{\Delta H_2}{G}\left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_0}\right)\right\} \quad (T \geq T_0) \end{aligned} \quad (2.4)$$

ここで $\Delta H_1$ および $\Delta H_2$ は活性化エネルギー、 $G$ はガス定数、 $T_0(=T_H)$ は活性化エネルギーが変化する温度である。 $T_H$ は、図 2-2 の丸印で示される時間－温度移動因子を 2 直線で近似した際の交点であり、線膨張係数やヤング率が急激に変化するガラス転移温度 $T_g$ に近い温度となる。図 2-2 において、実線で示されているのが Arrhenius 式による時間－温度移動因子のモデル化の結果である。なお、式(2.4)における活性化エネルギーは、実験結果とよく一致するように最小二乗法によって決定している。



換算時間  $t[\text{min.}]$

プロニー級数 
$$E_r(t) = E_0 + \sum_{i=1}^n E_i e^{-t/\tau_i}$$

指数関数型実験式 
$$E_r(t) = E_R + \frac{E_G - E_R}{(t/\tau)^a + 1}$$

図2-1 粘弾性特性の指数関数型実験式による近似

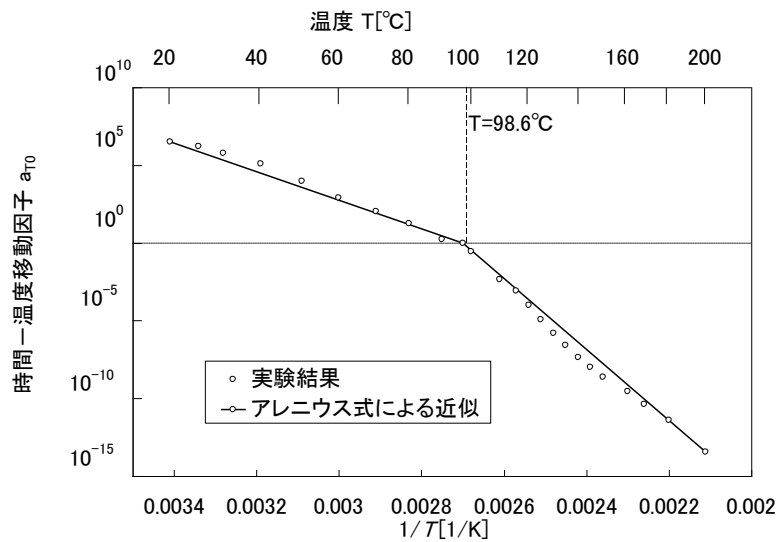


図2-2 Arrhenius式による時間-温度移動因子の近似

### 2.3 三次元粘弾性体への拡張

式(2.3)で示された樹脂の単軸での粘弾性特性を、複雑な三次元構造物の粘弾性応力解析に適用するため、クリープ有限要素法の定式化手法[6]に基づいて、以下に示す定式化を行う。なお、簡単のために換算時間 $t_0$ を $t$ と表す。

まず、緩和弾性率 $E_r(t)$ を表す指数関数型実験式[式(2.3)]より、樹脂のクリープコンプライアンス $D_c(t)$ を導出する。クリープコンプライアンスとは、樹脂にステップ関数で表される単位応力を与えた際に時間とともに変化するひずみに相当する。このとき、弾性体においては弾性率とコンプライアンスの積は常に1であることから、粘弾性体においても、任意の時間において、近似的に $E_r(t) \cdot D_c(t) \approx 1$ となると考えられると仮定して、

$$D_c(t) \approx \frac{1}{E_r(t)} = P - \frac{S}{Qt^R + 1} \quad (2.5)$$

が得られる。ただし、 $P, Q, R, S$ は式(2.1)の $E_G, E_R, \tau, a$ を変換して得られる材料定数であり、以下のように与えられる。

$$P = \frac{1}{E_R} \quad (2.6)$$

$$Q = \frac{E_R}{E_G \tau^a} \quad (2.7)$$

$$R = a \quad (2.8)$$

$$S = \frac{1}{E_R} - \frac{1}{E_G} \quad (2.9)$$

式(2.5)より、樹脂にステップ関数で表される応力 $\sigma$ を与えた際に発生する粘性ひずみ量 $\varepsilon_c(t)$ を求めると、

$$\varepsilon_c(t) = \sigma D_c(t) - \sigma D_c(0) = S\sigma \left(1 - \frac{1}{Qt^R + 1}\right) \quad (2.10)$$

となる。したがって、時間増分 $\Delta t$ の間の粘性ひずみ増分 $\Delta \varepsilon_c$ は、ひずみ硬化則を用いると、

$$\Delta \varepsilon_c = \frac{RQ^{1/R} \varepsilon_c^{(R-1)/R} (S\sigma - \varepsilon_c)^{(R+1)/R}}{S\sigma} \cdot \Delta t \quad (2.11)$$

となる。



式(2.11)が相当応力 $\bar{\sigma}$ と累積相当粘性ひずみ $\bar{\varepsilon}_c$  ( $= \sum \Delta\bar{\varepsilon}_c$ ,  $\Delta\bar{\varepsilon}_c$ は相当粘性ひずみ増分) の間でも成り立つとすると,

$$\Delta\bar{\varepsilon}_c = \frac{RQ^{1/R}\bar{\varepsilon}_c^{(R-1)/R}(S\bar{\sigma} - \bar{\varepsilon}_c)^{(R+1)/R}}{S\bar{\sigma}} \cdot \Delta t \quad (2.12)$$

となる。また、粘性変形には体積変化を伴わず、粘性ひずみ速度は静水圧の影響を受けないと仮定し、偏差応力 $\{\sigma'\}$ と粘性ひずみ増分 $\{\Delta\varepsilon_c\}$ の間に,

$$\{\Delta\varepsilon_c\} = \frac{3}{2} \frac{\Delta\bar{\varepsilon}_c}{\bar{\sigma}} \{\sigma'\} \quad (2.13)$$

で示される関係があるとする、粘性ひずみ増分 $\{\Delta\varepsilon_c\}$ は、偏差応力 $\{\sigma'\}$ 、相当応力 $\bar{\sigma}$ 、累積相当粘性ひずみ $\bar{\varepsilon}_c$ を用いて,

$$\{\Delta\varepsilon_c\} = \frac{3}{2} \frac{RQ^{1/R}\bar{\varepsilon}_c^{(R-1)/R}(S\bar{\sigma} - \bar{\varepsilon}_c)^{(R+1)/R}}{S\bar{\sigma}^2} \cdot \{\sigma'\} \Delta t \quad (2.14)$$

と書ける。式(2.14)を用いることにより、三次元の応力場が与えられた際の粘性ひずみ増分を算出することができる。

樹脂の時間－温度移動因子により求めた換算時間は高温領域と低温領域で $10^{10} \sim 10^{20}$ の差があることがある。このため、樹脂モールド時の冷却過程の解析においては、大きな時間増分 $\Delta t$ に対しても、粘性ひずみ増分が発散しないよう、安定に解析を進める必要がある。本論文では、任意の時間増分 $\Delta t$ に対して解析を安定に行うために、上記解析手法のプログラム化に際して相当応力関数法[9]を用いている。以下に相当応力関数の導出手法について述べる。なお、応力、ひずみのカッコ内の文字 $t$ や $t + \Delta t$ は時刻を表す。

ある時刻 $t$ において、応力、ひずみ状態が既知であるとする。時刻 $t + \Delta t$ において、偏差応力 $\{\sigma'(t + \Delta t)\}$ と偏差ひずみ $\{\varepsilon'(t + \Delta t)\}$ の関係式は、粘弾性体のガラス弾性状態でのヤング率 $E_G$ 、ポアソン比 $\nu_G$ を用いると、

$$\{\sigma'(t + \Delta t)\} = \frac{E_G}{1 - \nu_G} (\{\varepsilon''(t + \Delta t)\} - \{\Delta\varepsilon_c\}) \quad (2.15)$$

である。ただし、

$$\{\varepsilon''(t + \Delta t)\} = \{\varepsilon'(t + \Delta t)\} - \{\varepsilon_c(t)\} \quad (2.16)$$

である。また、相当粘性ひずみ増分 $\Delta\bar{\varepsilon}_c$ および粘性ひずみ増分 $\{\Delta\varepsilon_c\}$ はそれぞれ、時刻 $t + \alpha\Delta t$ における状態量を用いて、式(2.13)、式(2.14)より、

$$\Delta\bar{\varepsilon}_c = \frac{RQ^{1/R} \cdot \bar{\varepsilon}_c(t + \alpha\Delta t)^{(R-1)/R}}{S\bar{\sigma}(t + \alpha\Delta t)} \times \{S\bar{\sigma}(t + \alpha\Delta t) - \bar{\varepsilon}_c(t + \alpha\Delta t)\}^{(R+1)/R} \cdot \Delta t \quad (2.17)$$

$$\{\Delta\varepsilon_c\} = \frac{3}{2} \frac{\Delta\bar{\varepsilon}_c}{\bar{\sigma}(t + \alpha\Delta t)} \cdot \{\sigma'(t + \alpha\Delta t)\} \quad (2.18)$$

と表すことができる。ここで、 $\alpha = 0$ の時にはこの解法は陽的になるが、 $\alpha > 0$ の時には陰的になり、収束計算が必要となる。本論文では、任意の時間増分 $\Delta t$ について解析を安定に行うために $\alpha = 1$ とし、収束計算を行っている。

式(2.15)、式(2.18)より、 $\{\Delta\varepsilon_c\}$ を消去すると、

$$\{\sigma'(t + \Delta t)\} = \frac{E}{1 + \nu} \left( \{\varepsilon''(t + \Delta t)\} - \frac{3}{2} \left( \frac{\Delta\bar{\varepsilon}_c}{\bar{\sigma}(t + \Delta t)} \right) \{\sigma'(t + \Delta t)\} \right) \quad (2.19)$$

すなわち、

$$\left( 1 + \frac{3}{2} \frac{E\Delta\bar{\varepsilon}_c}{(1 + \nu)\bar{\sigma}(t + \Delta t)} \right) \{\sigma'(t + \Delta t)\} = \frac{E}{1 + \nu} \{\varepsilon''(t + \Delta t)\} \quad (2.20)$$

となる。式(2.19)の両辺を二乗し、 $(3/2)\{\sigma'\} \cdot \{\sigma'\} = \bar{\sigma}^2$ なる関係を用いて $\{\sigma'\}$ を消去し、 $\Delta\bar{\varepsilon}_c$ について整理すると、

$$\left( 1 + \frac{3}{2} \frac{E\Delta\bar{\varepsilon}_c}{(1 + \nu)\bar{\sigma}(t + \Delta t)} \right) \bar{\sigma}(t + \Delta t) = \sqrt{\frac{3}{2} \frac{E}{1 + \nu} \{\varepsilon''(t + \Delta t) \cdot \sigma'(t + \Delta t)\}}^{1/2} \quad (2.21)$$

となる。したがって、

$$\Delta\bar{\varepsilon}_c = d - h\bar{\sigma}(t + \Delta t) \quad (2.22)$$

と書ける。ただし、

$$d = \sqrt{\frac{2}{3}} (\{\varepsilon''(t + \Delta t)\} \cdot \{\varepsilon''(t + \Delta t)\})^{1/2} \quad (2.23)$$

$$h = \frac{2}{3} \cdot \frac{1 + \nu}{E} \quad (2.24)$$

である。式(2.22)を式(2.17)に代入すると、

$$\begin{aligned}
F(\bar{\sigma}(t + \Delta t)) &= \frac{RQ^{1/R}}{S \cdot \bar{\sigma}(t + \Delta t)} \left( \bar{\varepsilon}_c(t) + d - h\bar{\sigma}(t + \Delta t) \right)^{(R-1)/R} \\
&\quad \cdot \left( S\bar{\sigma}(t + \Delta t) - \bar{\varepsilon}_c(t) - d + h\bar{\sigma}(t + \Delta t) \right)^{(R+1)/R} \Delta t - d \\
&\quad + h\bar{\sigma}(t + \Delta t) = 0
\end{aligned} \tag{2.25}$$

となる。ここで、 $F(\bar{\sigma}(t + \Delta t))$ を相当応力関数 (Effective Stress Function) と呼び、時刻  $t + \Delta t$  における相当応力  $\bar{\sigma}(t + \Delta t)$  は式(2.25)を満たす必要がある。有限要素法を用いた解析においては、まず弾性体として構成した全体剛性方程式を解き、 $\{\Delta \varepsilon\}$ 、 $\{\varepsilon(t + \Delta t)\}$ を求めた後に、解析領域内の各々の積分点において、式(2.25)を満たす  $\bar{\sigma}(t + \Delta t)$  を決定することにより、式(2.22)から  $\Delta \bar{\varepsilon}_c$ 、式(2.20)より  $\sigma'(t + \Delta t)$ 、式(2.18)より  $\{\Delta \varepsilon_c\}$  が求められる。

式(2.25)は  $\bar{\sigma}(t + \Delta t)$  に関する非線型方程式であるため、 $\bar{\sigma}(t + \Delta t)$  を求める際には、Newton 法を用いている。Newton 法においては  $i + 1$  番目の解  $\bar{\sigma}_{i+1}$  は、 $i$  番目の解  $\bar{\sigma}_i$  を用いて、

$$\bar{\sigma}_{i+1} = \bar{\sigma}_i - \frac{F_i}{\left( \frac{dF}{d\bar{\sigma}} \right)_{\sigma=\sigma_i}} \tag{2.26}$$

と書ける。ここで、 $\frac{dF}{d\bar{\sigma}}$  は、

$$\begin{aligned}
\frac{dF}{d\bar{\sigma}} &= h + \frac{RQ^{\frac{1}{R}} \Delta t}{S \bar{\sigma}} \left( \frac{\bar{\sigma} S - \bar{\varepsilon}(t) - d + h\bar{\sigma}}{\bar{\varepsilon}(t) + d - h\bar{\sigma}} \right) \\
&\quad \cdot \left( -h\bar{\sigma}^2 S - h^2 \bar{\sigma}^2 + \frac{1}{R} S \bar{\sigma} \bar{\varepsilon}_c(t) + \frac{1}{R} S \bar{\sigma} d + \bar{\varepsilon}_c(t)^2 + d^2 + 2\bar{\varepsilon}_c(t)d \right)
\end{aligned} \tag{2.27}$$

と表せる。(2.26)、(2.27)式によって  $\bar{\sigma}_{i+1}$  を求め、 $|\bar{\sigma}_{i+1} - \bar{\sigma}_i| < e$  ( $e$  は微小量) となった時点で、 $\bar{\sigma}(t + \Delta t) = \bar{\sigma}_{i+1}$  とする。

以上の解析アルゴリズムを図 2-3 に示す。本手法においては初期に作成した全体剛性方程式の修正が不要であり、効率的な応力解析が可能である。

## 2.4 試験片冷却実験および解析

### 2.4.1 実験方法

2.3 節において開発した，樹脂モールド品の残留応力，変形解析プログラムにおける解析手法の妥当性や解析精度を検証するため，検証実験を行った。

図 2-4 に検証実験に用いた金属板とエポキシ樹脂の複合試験片の形状を示す。この試験片は，あらかじめ金属板をインサート材として挿入した金型の中に液状のエポキシ樹脂を注入し，一体としてモールドすることにより作製した。試験片に用いた樹脂は重点材として球状シリカを用いたエポキシ樹脂である。金属板の種類と厚さを変化させて，図 2-4 に示した 5 種類の試験片を作製した。試験片に用いた樹脂は充填材として球状シリカを用いたエポキシ樹脂である。金属板の種類と厚さを変化させて，図 2-4 に示した 5 種類の試験片を作製した。図 2-5 に，試験片作製時の温度条件を示す。

このようにして作製された試験片の，冷却時(図 2-5 の経路 e⇒f)に相当する反り変形量を計測し，解析結果と比較することにより解析手法の検証を行った。まず，硬化反応と冷却が終了した試験片を恒温槽に入れ，硬化反応終了時の温度である 150℃まで昇温し，5 分間放置して，試験片全体を一樣温度とする。この後に，毎分 1℃の冷却速度で試験片を 20℃まで冷却する。試験片を冷却することにより，エポキシ樹脂と金属板はそれぞれ収縮するが，樹脂の線膨張係数が金属板の線膨張係数よりも大きいため，試験片全体は金属板の側(図 2-4 の z 方向)が凸になるように反る。この試験片の反り変形量を，レーザ距離計を用いて計測した。測定装置の概要を図 2-6 に示す。

計測データは，試験片の反り変形量とともに，試験片自体の傾きを含んでいるため，計測によって得られたデータから，試験片全体の傾きを補正し，試験片の反り変形量を計測した。

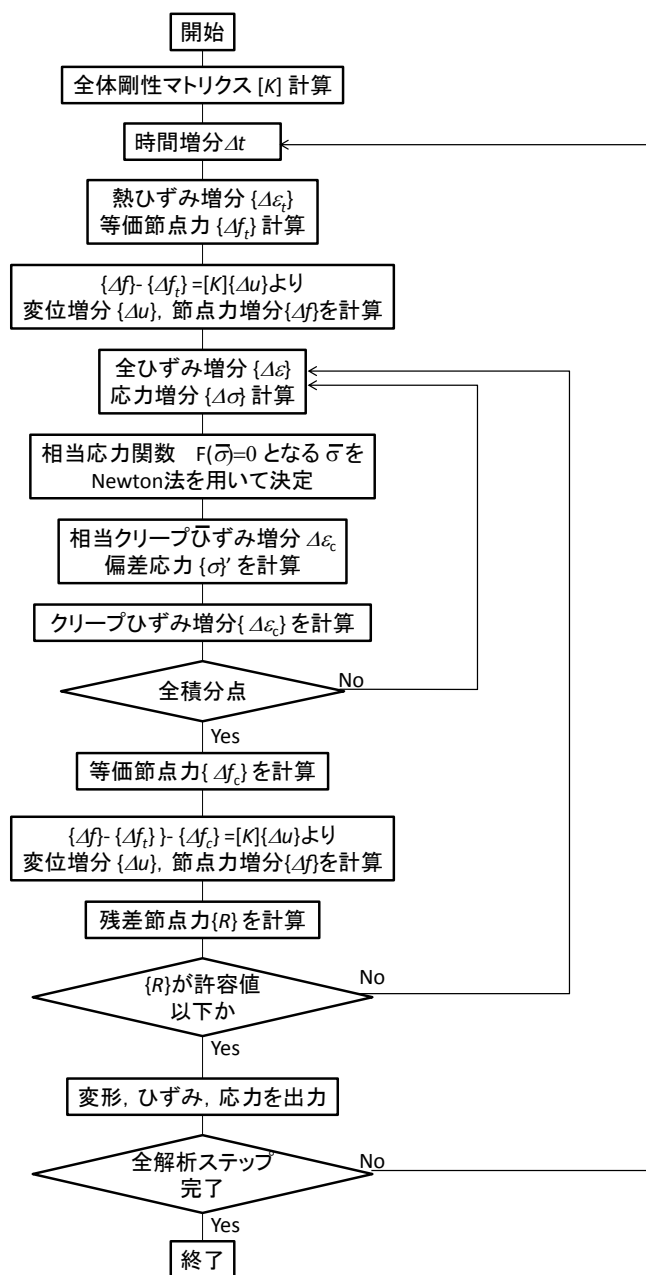


図2-3 粘弾性解析のアルゴリズムを示すフローチャート

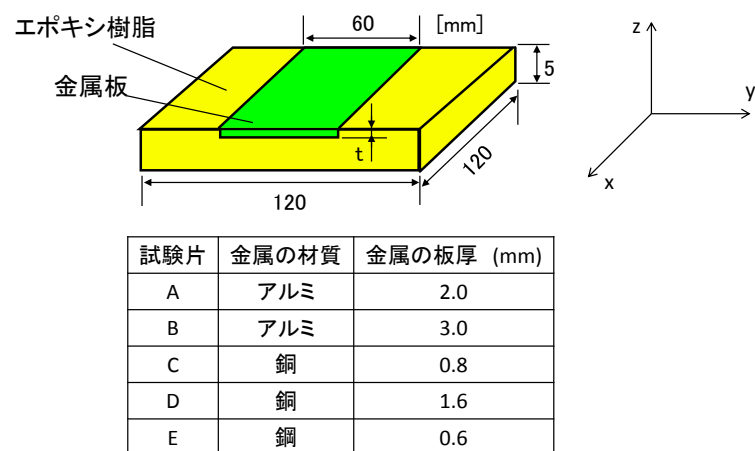


図2-4 検証実験に用いた試験片形状

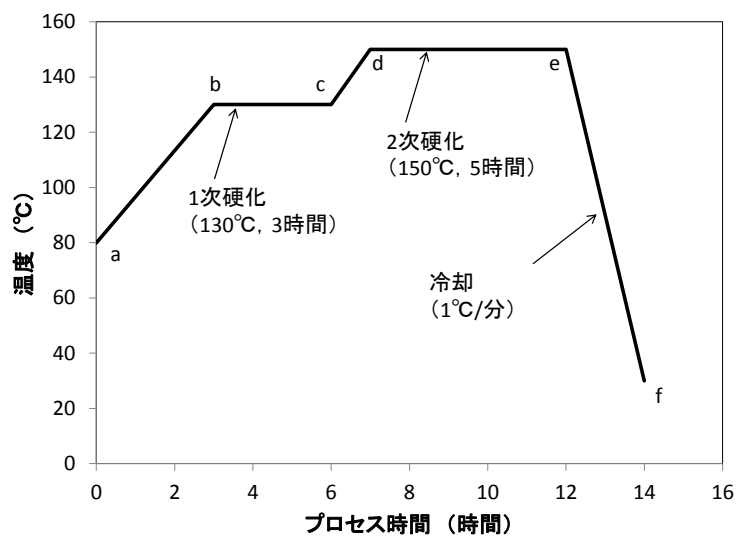


図2-5 樹脂モールド時の温度条件

### 2.4.2 解析方法

図 2-7 に解析に用いたメッシュ図を示す。実験条件および試験片形状の対称性を考慮し、試験片の 1/4 を解析対象としてモデル化した。総節点数は 2297、総要素数は 427 である。エポキシ樹脂は粘弾性体としてモデル化し、金属板（アルミ、銅および軟鋼）は弾性体としてモデル化した。

解析に用いたエポキシ樹脂の粘弾性特性のモデル化にあたっては、引張負荷方式による正弦波負荷試験によって樹脂の貯蔵モジュラスを計測し、これを緩和弾性率に変換して指数関数型実験式(2.1)によって近似した。また、時間－温度移動因子は Arrhenius の式(2.4)によって近似した。解析に用いた材料定数を表 2-1 に示す。

解析は 1 ステップごとの時間増分 $\Delta t$ は 5 分、すなわち温度変化量 $\Delta T$ は $-5^{\circ}\text{C}$ で 27 ステップ(0 分, 5 分, 10 分, ..., 130 分,  $150^{\circ}\text{C} \sim 25^{\circ}\text{C}$ )として行った。また、試験片内の温度分布は考慮せず、全体が均一に冷却されるとして解析を行った。なお、本解析においては、樹脂および金属板の冷却による収縮のみを考慮し、樹脂の硬化反応に伴って発生する硬化収縮の影響については考慮していない。

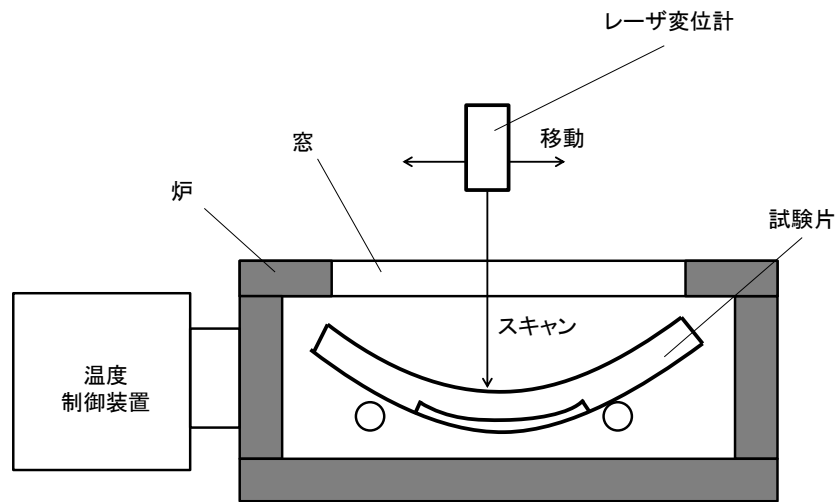


図2-6 試験片の熱反り測定装置の概要

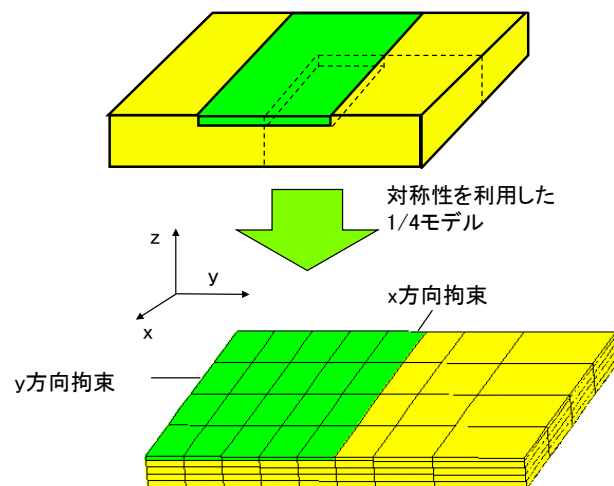


図2-7 有限要素法解析メッシュ図



### 2.4.3 実験および解析結果

図 2-8 に実験と解析によって得られた試験片の反り変形量と試験片の温度との関係を示す。ここで試験片の反り変形量とは、図 2-7 のメッシュ図において左上の端部を  $z$  方向に固定したときの、右下端部の  $z$  方向変位を指す。図 2-8 において、横軸は試験片の冷却中の試験片温度を表し、縦軸は試験片の反り変形量を表す。図中の実線、破線等は粘弾性解析による解析結果を表し、丸印等は実験によって得られた試験片の反り変形量を表す。

いずれの試験片においても、試験片の反り変形量は冷却に伴って、次第に大きくなっている。また、試験片のそり変形量は実験に用いたエポキシ樹脂の線膨張係数の変化するガラス転移温度  $T_g$  (110 °C) 以上の温度領域において大きく変化し、ガラス転移温度以下の温度領域では反り変形量はあまり変化しない。これは樹脂の線膨張係数がガラス転移温度を境に大きく変化し、ガラス転移温度以下の温度領域では線膨張係数がそれまでの 1/3 に低減することによる。

また、金属板としてアルミを用いた試験片 A, B に発生した反り変形量が小さいのに対して、金属板として銅や鋼を用いた試験片 C, D, E において、反り変形量が大きくなっている。これは樹脂の線膨張係数がアルミの線膨張係数に近いのに対し、銅や鋼の線膨張係数とは差が大きいことによる。

同じ金属材料を用い、板厚の異なる試験片 (A と B, C と D) を比較した場合、金属板が厚いほうの試験片の反り変形量が小さくなっている。これは金属板の板厚が大きくなることによって曲げ剛性が高くなり、試験片全体の反り変形を抑制するためだと考えられる。

いずれの試験片においても、粘弾性解析結果は試験片の反り変形量の傾向をよく表しており、実験結果との差は、室温において最大 20%であった (試験片 C の場合)。

表2-1 解析に用いた材料の弾性および粘弾性特性

$$\text{緩和弾性率} \quad E_r(t_0) = E_R + \frac{E_G - E_R}{\left(\frac{t_0}{\tau}\right)^a + 1}, \quad t_0 = t/a_{T_0}(T)$$

$$\begin{aligned} \text{時間-温度移動因子} \quad a_{T_0}(T) &= \exp\left\{\frac{\Delta H_1}{G}\left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_0}\right)\right\} \quad (T \leq T_0) \\ a_{T_0}(T) &= \exp\left\{\frac{\Delta H_2}{G}\left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_0}\right)\right\} \quad (T \geq T_0) \end{aligned}$$

エポキシ樹脂	温度 $T_0$ における緩和弾性率	$a$		0.6
		$E_G$		15 [GPa]
		$E_R$		0.44 [GPa]
		$\tau$		66.7 [min.]
	時間-温度移動因子	基準温度 $T_0$		98.6 [°C]
		$\Delta H$ が変動する温度 $T_H$		98.6 [°C]
		活性化エネルギー	$\Delta H_1$	$208.8 \times 10^3$ [J/mol]
			$\Delta H_2$	$448.5 \times 10^3$ [J/mol]
		気体定数 $G$		8.3 [J/mol・K]
		ガラス転移温度 $T_g$		110 [°C]
		線膨張係数 $\alpha$	$T > T_g$	$81 \times 10^{-6}$ [/°C]
	$T < T_g$		$25 \times 10^{-6}$ [/°C]	
	ポアソン比 $\nu$			0.25
	ヤング率 $E$	ポアソン比 $\nu$	線膨張係数 $\alpha$	
Aluminum	70 [GPa]	0.35	$24 \times 10^{-6}$ [/°C]	
Copper	111[GPa]	0.35	$17 \times 10^{-6}$ [/°C]	
Steel	206[GPa]	0.3	$11 \times 10^{-6}$ [/°C]	

しかし、冷却開始温度である 150 °C 近傍に着目すると、試験片 A, B, D を用いた実験と解析の結果は良好に一致しているのに対し、試験片 C, E を用いた実験と解析の結果には比較的大きなずれが生じている。これは樹脂の冷却開始までのプロセスにおいて樹脂に発生する収縮（硬化収縮）や、金型の変形などの製造プロセスに起因する変形の影響であると考えられる（解析においては樹脂の硬化収縮等の製造プロセスに起因する変形の影響を考慮していないため、150 °C においては試験片に反り変形が発生していないとしている）。

そこで図 2-9 に冷却開始時の反り変形量を除去した際の試験片の反り変形量の測定結果を解析結果と比較して示す。ここで反り変形量の測定結果は、冷却開始温度での反り変形量からの相対変化量を表している。また、実験結果と解析結果の違いが大きかった試験片 C および E についてのみ示している。図 2-9 より、実験結果と解析結果は良好に一致しており、図 2-8 における実験値と解析値の違いは、冷却改支持の反り変形量、すなわち樹脂の硬化過程に発生する変形に起因していることが分かる。

また、実験結果では試験片の反り変形量は冷却とともになだらかに変化しているのに対し、解析結果では試験片の反り変形量の傾きは樹脂の線膨張係数の変化するガラス転移温度  $T_g$  近傍で急激に変化している。これは、本章で開発した解析手法が、線膨張係数が  $T_g$  で急激に変化する 2 直線モデルを用いていることによる。実際の樹脂の線膨張係数はガラス転移温度近傍においてなだらかに変化しており、この差が反り変形量の急激な変化として現れている。

以上より、樹脂の粘弾性特性を考慮した解析手法が、樹脂モールド製品のモールド時の冷却により発生する残留応力の予測に有効であることが確認できた。また、解析による予測精度をさらに向上させるには、

- 樹脂の硬化時収縮や金型の変形等の製造プロセスに起因する変形を考慮すること
  - 2 直線モデルよりも近似精度の良好な樹脂の線膨張係数の近似方法を採用すること
- の 2 点が重要であると考えられる。

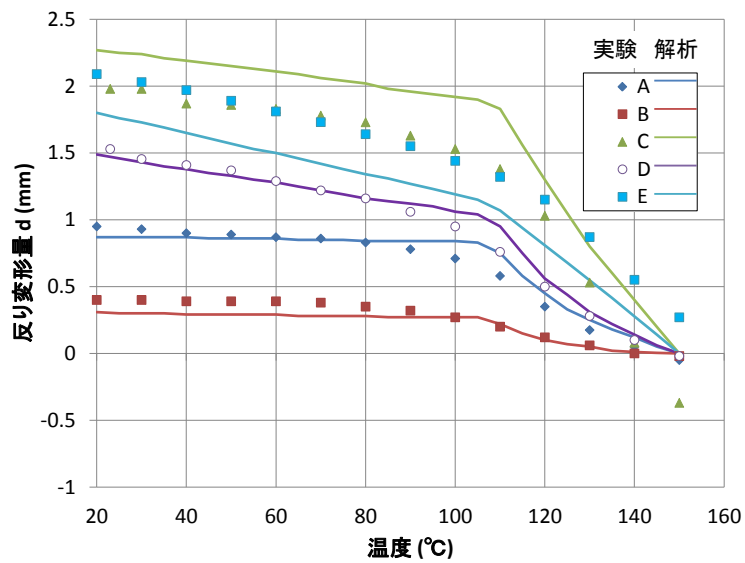


図2-8 試験片の反り変形量と試験片の温度の関係

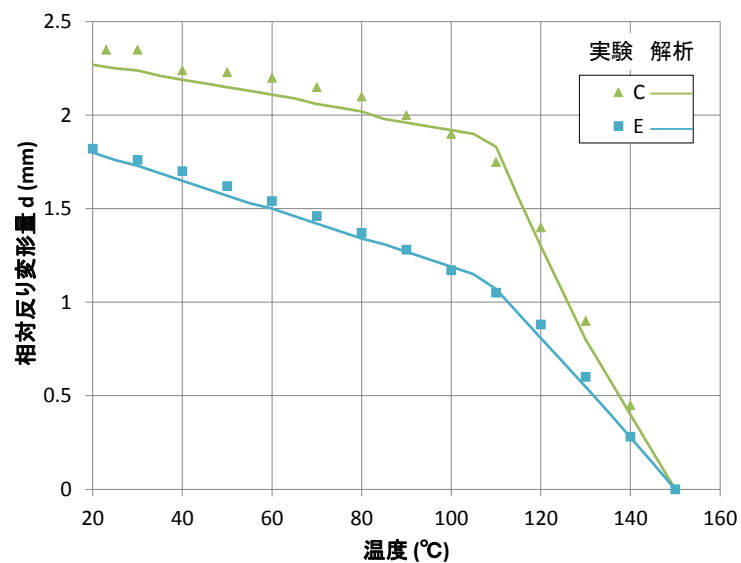


図 2-9 冷却開始時の反り変形量を除去した際の試験片の反り変形量の測定結果および解析結果

## 2.5 まとめ

樹脂の粘弾性特性を考慮した樹脂モールド時残留変形解析プログラムを開発し、以下のことを明らかにした。

1. 指数関数型実験式をクリープ有限要素法に適用した本開発手法によって、樹脂モールド後の冷却によって発生する変形を精度よく予測できる。
2. さらに解析精度を向上させるためには、樹脂の硬化プロセスの影響を考慮することと、樹脂の線膨張係数の近似精度を向上することが重要である。

## 2.6 参考文献

- [1] A. Roy, P. N. Murthy, Viscoelastic analysis of the residual stress in glass fibre-reinforced plastics, *Fibre Science and Technology*, Vol. 9, No. 2, 1976, pp. 81-101
- [2] L. G. Zhao, N. A. Warrior, A. C. Long, Thermo-viscoelastic analysis of process-induced residual stress in fibre-reinforced polymer-matrix composites, *Materials Science and Engineering: A*, Vol. 452-453, 2007, pp.483-498
- [3] 宮野靖, 新保實, 熱粘弾性挙動による熱硬化性樹脂の残留応力, *材料システム*, Vol. 13, 1994, pp. 23-29
- [4] 松井広明, 池上皓三, 相変化時における熱硬化性樹脂の粘弾性特性と硬化温度の内部応力に及ぼす影響, *日本機械学会論文集 (A 編)*, Vol. 62, No. 596, 1996, pp. 993-999
- [5] 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
- [6] 隆雅久, 國尾武, 粘弾性挙動と特性係数, *材料システム*, Vol. 6, 1987, pp. 21-48
- [7] 國尾武, 時間及び温度に依存する粘弾性固体の力学的挙動 -粘弾性に関する基礎事項-, *材料システム*, Vol. 6, 1987, pp. 7-20
- [8] 矢川元基, 宮崎則幸, 有限要素法による熱応力・クリープ・粘弾性解析, *サイエンス社*, 1981, pp. 162-193
- [9] M. Kojic, K. Bathe, The 'effective-stress-function' algorithm for thermo-elasto-plasticity and creep, *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, Vol. 24, No. 8, 1987, pp. 1509-1532



### 第3章 FRP の冷却時に発生する応力の異方性粘弾性解析

#### 3.1. 研究の背景と必要性

金型の中の樹脂を高温で硬化させ、その後に冷却、離型する熱硬化性樹脂は、電力機器の絶縁部材のような大型のものから、半導体パッケージなどのような小さなものまで広く用いられている。このような樹脂構造物の信頼性評価や効率的な金型設計を行う上で、樹脂やインサート材に発生する応力や変形を予測することが非常に重要である。樹脂はガラス転移温度近傍では負荷時間に依存して急激に弾性率が緩和する、いわゆる温度依存性の粘弾性特性[1]を示すので、樹脂構造の成型過程において発生する応力や変形を定量的に予測するためには、樹脂の粘弾性を考慮した応力解析手法が不可欠である。

宮野らや松井らは、樹脂の粘弾性特性を表す物性値である緩和弾性率をプロニー級数を用いた多項式で近似して数値解析手法に適用することにより、樹脂材料の残留応力の定量的な評価を行っている[2][3]。また、第2章においては、プロニー級数よりも材料定数の数が少なく、しかも良好に粘弾性特性が近似できる指数関数型実験式により粘弾性特性をモデル化し、有限要素法によって樹脂の冷却時応力を解析する手法を開発した[4]。

これらの研究は等方性粘弾性材料を対象としたものである。一方、パワー半導体のケース材料や、プリント基板の基材などとして、工業的に広く用いられている FRP (Fiber Reinforced Plastics) 材料は、内部にガラス繊維やガラスクロスなどの補強材料を含んでいるので、材料の応力-ひずみ関係が時間、温度、荷重方向に依存する異方性粘弾性特性を示す。したがって、FRP 構造の信頼性評価のためには、異方性粘弾性材料モデルの構築、材料データベースの整備および実機に対応した応力解析技術の開発が必要である。FRP の異方性粘弾性挙動に関する研究としては、宇佐美らによる低温機械特性の報告などがある[5]-[9]。

本章では、異方性と粘弾性特性を有する FRP 材料について、その材料特性の計測方法および有限要素法を用いたモデル化手法を確立する。まず、指数関数型実験式と異方性パラ

メータを用いて異方性粘弾性材料モデルを構築し、クリープ試験によって異方性粘弾性材料定数を決定する。次に、異方性粘弾性材料モデルを用いた残留応力解析プログラムを開発する。これを用いて電力機器用コイルのプリプレグ絶縁層の残留応力を予測する。プリプレグ絶縁層の切り出し試験を行い、本開発手法による解析結果と比較して有効性を確認する。

### 3.2 プリプレグ絶縁層のクリープ試験

#### 3.2.1 実験方法

実験対象とした FRP 材料は、電力機器用コイルの絶縁材料として用いられているプリプレグである。このプリプレグは、ガラスクロスにエポキシレジンを含浸させて半硬化状に乾燥したテープ（プリプレグテープ）をコイル導体の周囲に巻き付け、さらに型で押し付けて 180℃まで加熱し、硬化させることによって製造する。このプリプレグ材料の基材はエポキシであり、強化材のガラスクロスはテープ巻き回し方向と、これに垂直な方向に入っている。テープの巻き回し方向と垂直方向では、ガラス繊維の密度が異なる。

クリープ試験は、図 3-1 に示す 3 種類の試験片を用いて行った。絶縁層内のガラスクロスに平行な 2 方向、およびガラスクロスに垂直な 1 方向の計 3 方向の試験片と、絶縁層間のせん断弾性率を測定する試験片を作製した。(a)のガラスクロスに平行な 2 方向は、プリプレグテープの巻き回し方向と、それに垂直な方向である。荷重に平行な方向に貼付したひずみゲージの出力と、応力の関係から緩和弾性率を、垂直方向に貼付したひずみゲージの出力からポアソン比を計測した。(b)のガラスクロスに垂直な方向のクリープ試験に際しては、引張荷重によって容易に層間はく離を生じるなどの問題があることから、10 mm 角の立方体形状の試験片を作製し、これに死荷重によって一定の圧縮応力 10 MPa を負荷し、これを保持することによりクリープ試験を行い、ひずみゲージにより試験片に発生するひずみを測定した。また、ガラスクロスに平行な 2 方向の試験片は、引張荷重を一定に保持



してクリープ試験を行った。(c)のガラスクロス間のせん断弾性率を測定するための試験片は、(b)と同じ形状の試験片を軟鉄の板で挟んで接着した形状である。せん断弾性率測定試験においては、ガラスクロスの層間にねじりせん断応力が発生するように 3 点曲げ試験を行い、荷重と変位の関係からガラスクロスの層間のせん断弾性率を求めた。

いずれの試験においても、試験片の切り出しやゲージ貼り付けの際に試験片に発生する残留応力を除去するために、ゲージ貼付後に試験片を 180 °C まで加熱し、室温まで徐冷している。試験は同一の試験片を用いて温度の低い順に 20 °C (室温) から 200 °C までの 6 種類の温度において行った。

### 3.2.2 実験結果

図 3-2 にプリプレグ絶縁層の面内方向における緩和弾性率の測定結果を示す。プリプレグ絶縁層の面内方向の緩和弾性率は、明確な時間による緩和特性を示さない。また、200 °C を除いては、試験温度による影響も小さい。200 °C において緩和弾性率が急激に低下しているのは、樹脂の硬化温度 (180 °C) を上回る高温のためにプリプレグ試験片層間にはく離などの劣化が進んでいるためだと推測される。

プリプレグ絶縁層の層間方向の圧縮クリープ試験結果を図 3-3 に示す。図より、プリプレグ絶縁層の層間方向の緩和弾性率は時間とともに減少しており、粘弾性挙動を示していることが分かる。また、試験温度が高いほど緩和弾性率が小さくなっている。なお、プリプレグ絶縁層のガラスクロスの層間せん断弾性率の測定結果は、次節において行う異方性粘弾性モデルによる近似結果とともに図 3-7 に示す。ガラスクロス層間のせん断弾性率も、顕著な粘弾性特性を示している。また、層間圧縮時のポアソン比は 0.03 程度、層内引張時のポアソン比は 0.2 程度であり、ポアソン比には時間依存性は見られなかった。

以上の測定結果より、プリプレグ絶縁層は、その応力-ひずみ関係が時間、温度、荷重方向に依存する、異方性粘弾性材料であることが確認できた。

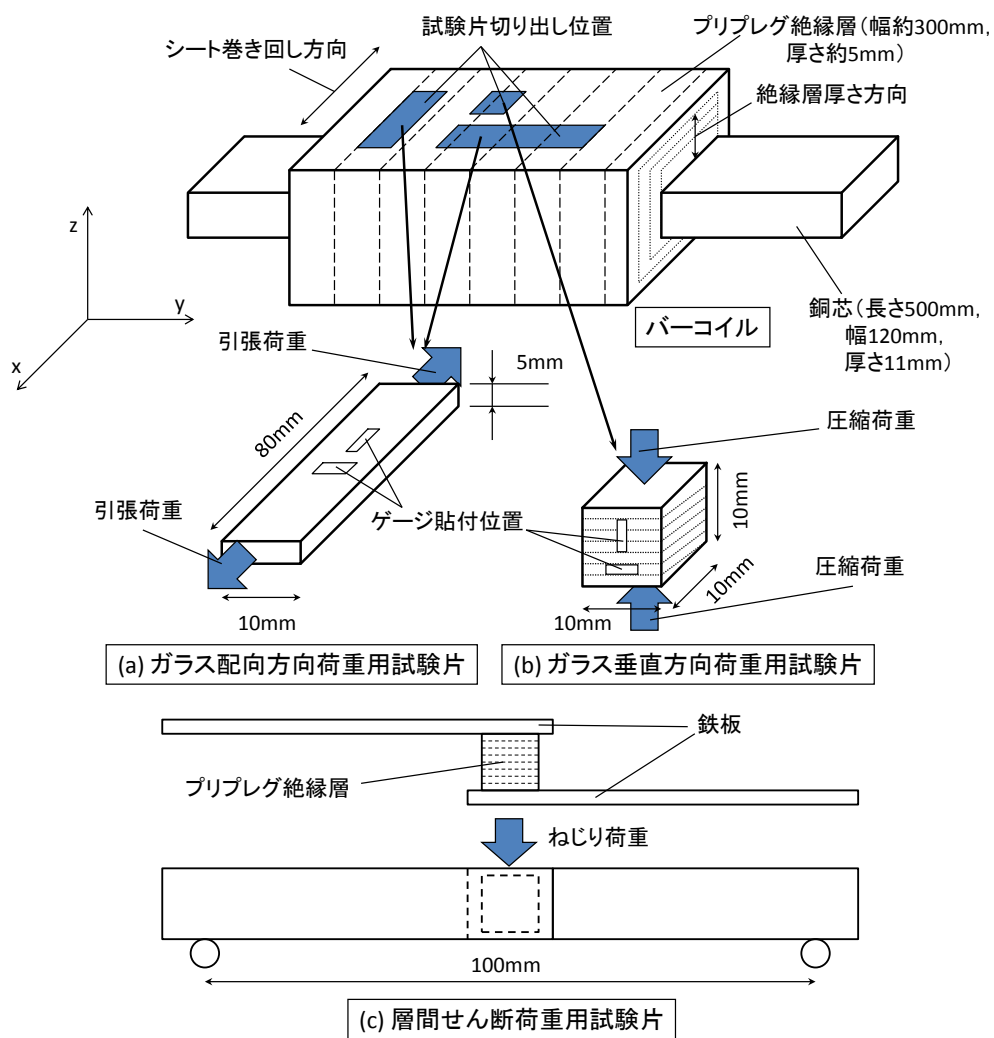


図3-1 クリープ試験に用いた試験片

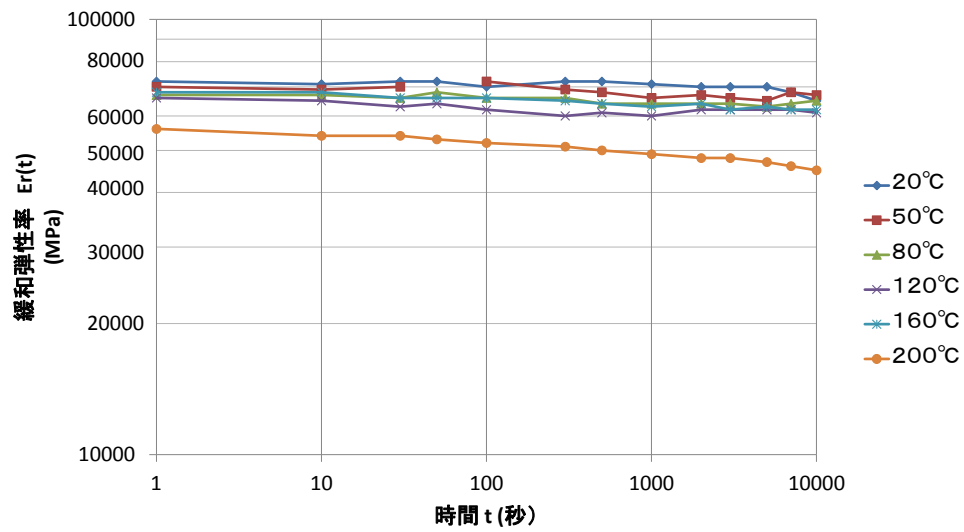


図3-2 プリプレグ試験片の緩和弾性率 (a) ガラス配向方向

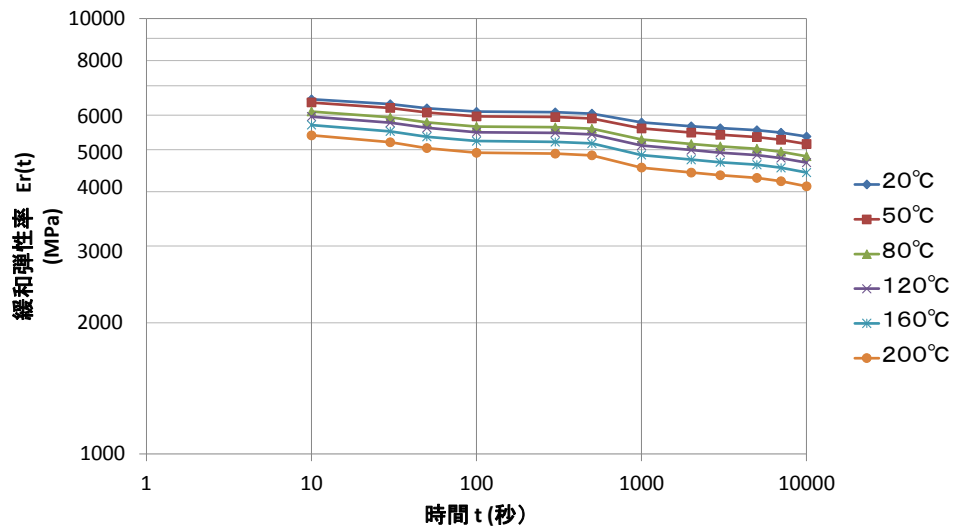
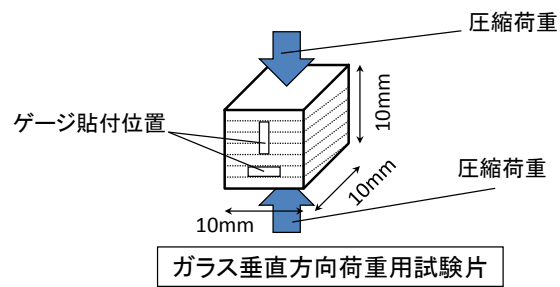


図3-3 プリプレグ試験片の緩和弾性率 (b) 層間方向

### 3.3 異方性粘弾性挙動のモデル化

#### 3.3.1 有限要素法による解析手法

Hill による異方性弾塑性材料モデル[10]を拡張することにより、異方性粘弾性モデルの定式化を行った。この手法は材料の粘弾性特性を不可逆性の粘性ひずみで記述するため、応力方向が複雑に変化する動的解析への適用は困難であるが、熱残留応力解析に対しては実用上十分な解が得られる。以下の式において、xyz 座標は材料の異方性の主軸方向に取る。

粘性ひずみ速度 $\{\dot{\varepsilon}^c\}$ は、粘性ひずみポテンシャル $f_c$ を仮定すると、比例定数 $\dot{\lambda}_c$ を用いて、

$$\{\dot{\varepsilon}^c\} = \dot{\lambda}_c \left\{ \frac{\partial f_c}{\partial \sigma} \right\} \quad (3.1)$$

と書ける。ここで、 $f_c$ 、 $\dot{\lambda}_c$ をそれぞれ、材料の異方性パラメータ $F$ 、 $G$ 、 $H$ 、 $L$ 、 $M$ 、 $N$ 及び相当粘性ひずみ速度 $\dot{\bar{\varepsilon}}^c$ を用いた式、

$$\begin{aligned} f_c &= F(\sigma_y - \sigma_z)^2 + G(\sigma_z - \sigma_x)^2 + H(\sigma_x - \sigma_y)^2 + 2L\tau_{yz}^2 + 2M\tau_{zx}^2 + 2N\tau_{xy}^2 \\ \dot{\bar{\varepsilon}}^c &= \frac{2}{3} \bar{\sigma} (F + G + H) \dot{\lambda}_c \end{aligned} \quad (3.2)$$

によって置換すると、

$$\begin{cases} \dot{\varepsilon}_x^c = \frac{3\bar{\varepsilon}^c}{2\sigma(F+G+H)} \{H(\sigma_x - \sigma_y) + G(\sigma_x - \sigma_z)\} \\ \dot{\varepsilon}_y^c = \frac{3\bar{\varepsilon}^c}{2\sigma(F+G+H)} \{F(\sigma_y - \sigma_z) + H(\sigma_y - \sigma_x)\} \\ \dot{\varepsilon}_z^c = \frac{3\bar{\varepsilon}^c}{2\sigma(F+G+H)} \{G(\sigma_z - \sigma_x) + F(\sigma_z - \sigma_y)\} \\ \dot{\gamma}_{yz}^c = \frac{3\bar{\varepsilon}^c L}{2\sigma(F+G+H)} \tau_{yz} \\ \dot{\gamma}_{zx}^c = \frac{3\bar{\varepsilon}^c M}{2\sigma(F+G+H)} \tau_{zx} \\ \dot{\gamma}_{xy}^c = \frac{3\bar{\varepsilon}^c N}{2\sigma(F+G+H)} \tau_{xy} \end{cases} \quad (3.3)$$

となる。ここで、 $\bar{\sigma}$ は相当応力であり、

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\frac{3}{2}} \left\{ \frac{F(\sigma_y - \sigma_z)^2 + G(\sigma_z - \sigma_x)^2 + H(\sigma_x - \sigma_y)^2 + 2L\tau_{yz}^2 + 2M\tau_{zx}^2 + 2N\tau_{xy}^2}{F + G + H} \right\}^{\frac{1}{2}} \quad (3.4)$$

と定義した。異方性パラメータは材料によって決まる定数であり、 $F = G = H = 3L = 3M = 3N$ の時には、等方性材料を表す。また、 $F = G = 1, H = -1$ のときには、 $z$  方向のみ粘弾性特性を示し、 $x, y$  方向には弾性体として挙動する異方性粘弾性材料を表す。

異方性粘弾性材料の粘弾性特性は、緩和弾性率を 4 つの材料定数で簡便に表すことができ、それぞれの材料定数の物理的な意味が明確な指数関数型実験式

$$E_r(t) = E_R + \frac{E_G - E_R}{(t/\tau)^a + 1} \quad (3.5)$$

を用いて記述する。 $E_r(t)$ は緩和弾性率、 $t$ は時間であり、材料定数 $E_G$ は十分短時間領域での緩和弾性率（ガラス弾性率）、 $E_R$ は十分長時間領域での緩和弾性率（ゴム弾性率）、 $\tau$ は緩和弾性率が低下する時間、 $a$ は緩和する時間の幅に対応する定数である。粘弾性材料の係数関数の簡易決定法を用いて、式(2.12)がここでも成立すると仮定すると、相当粘性ひずみ速度 $\dot{\varepsilon}^c$ は粘弾性材料の材料定数 $a$ 、 $E_R$ 、 $E_G$ 、 $\tau$ から決定される材料定数 $P$ 、 $Q$ 、 $R$ 、 $S$ を用いて、以下のように書ける。

$$\dot{\varepsilon}^c = \frac{RQ^{\frac{1}{R}}(\varepsilon^c)^{\frac{R-1}{R}}(S\bar{\sigma} - \varepsilon^c)^{\frac{R+1}{R}}}{S\bar{\sigma}} \quad (3.6)$$

本解析手法を有限要素法に適用した際の解析の流れ図を図 3-4 に示す。有限要素法による応力解析においては、それぞれの積分点において、各時間における材料の異方性の主軸方向の応力から(3.4)式によって相当応力、(3.6)式によって相当粘性ひずみ速度を求め、(3.3)式に代入して粘性ひずみの各成分を求める。すべての積分点の粘性ひずみが求まると、それを用いて次の時間ステップの計算を行う。

上記の解析手法を有限要素法に組み込み、任意形状の異方性粘弾性材料からなる構造物の応力解析を行うプログラムを作成した。

### 3.3.2 異方性パラメータの決定

本節では材料のクリープ試験結果より材料の異方性パラメータ及び粘弾性材料定数を決

定し、次節の解析に用いている。

図 3-2 に示したプリプレグ絶縁層の層間方向の緩和弾性率を時間－温度移動因子によって 120 °C における等価時間  $t_0$  に置き換えた緩和弾性率のマスターカーブを図 3-5 に示す。図には丸印で示された実測値とともに、本開発手法による近似値を実線で示す。また、図 3-6 に同じ実験結果より得られた時間－温度移動因子を示す。図には、丸印で示された実測値とともに、式(3. 7)で表される 2 つの Arrhenius 式を用いた近似結果を実線で示す。

$$\begin{aligned} a_{T_0}(T) &= \exp\left\{\frac{\Delta H_1}{G}\left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_0}\right)\right\} \quad (T \leq T_0) \\ a_{T_0}(T) &= \exp\left\{\frac{\Delta H_2}{G}\left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_0}\right)\right\} \quad (T \geq T_0) \end{aligned} \quad (3. 7)$$

ここで  $\Delta H_1$  及び  $\Delta H_2$  は活性化エネルギー、 $G$  はガス定数、 $T_0$  は活性化エネルギーが変化する温度であり、図の実線の屈曲部の温度に相当する。多くの樹脂材料と同様に、プリプレグ絶縁層の層間方向の緩和弾性率が、本開発手法によって良好に近似できることが分かる。

また、本節で用いたプリプレグ絶縁層の時間－温度移動因子は式(3. 7)で表される 2 つの Arrhenius 式を用いて良好に近似できることが確認できた。

前節で行ったプリプレグ絶縁層のクリープ試験結果より、プリプレグ絶縁層の絶縁層内の 2 方向に単軸応力を負荷した際に層内方向に発生する粘性ひずみは、絶縁層間方向に応力を負荷した際に層間方向に発生する粘性ひずみに比べて無視できるほど小さいので、絶縁層内に発生する粘性ひずみも無視しうるほど小さいと考えられる。したがって、xyz 座標系を図 3-1 に示すようにとると、(3. 3)式より、

$$\begin{aligned} \dot{\epsilon}_x^c &= \frac{3\dot{\epsilon}^c}{2\bar{\sigma}(F+G+H)}\sigma_x(G+H) = 0 \\ \dot{\epsilon}_y^c &= \frac{3\dot{\epsilon}^c}{2\bar{\sigma}(F+G+H)}\sigma_x(H+F) = 0 \\ \dot{\gamma}_{xy}^c &= \frac{3\dot{\epsilon}^c N}{2\bar{\sigma}(F+G+H)}\tau_{xy} = 0 \end{aligned} \quad (3. 8)$$

が成り立つ。したがって、 $F = G = -H$ 、 $N = 0$  となる。また、異方性パラメータ  $L$ 、 $M$  は、せん断弾性率測定試験結果より求めた。図 3-7 に実験結果と本報告による近似結果をあわせて示す。近似曲線は実験結果とおおむね一致しており、本報告による解析手法を用いて、

プリプレグ絶縁層の異方性粘弾性特性が簡便に記述できることが確認できた。以上のようにして求めたプリプレグ絶縁層の異方性粘弾性特性を表す材料物性値の一覧を表 3-1 に示す。本節で決定した材料定数を用いて、次節の冷却時応力解析を行う。

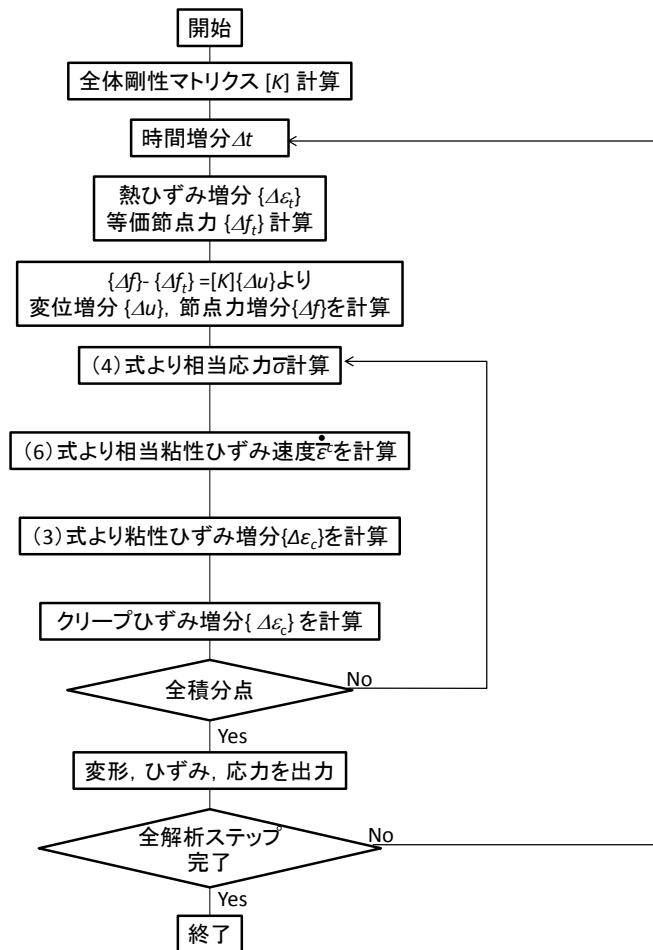


図3-4 異方性粘弾性解析のアルゴリズムを示すフローチャート

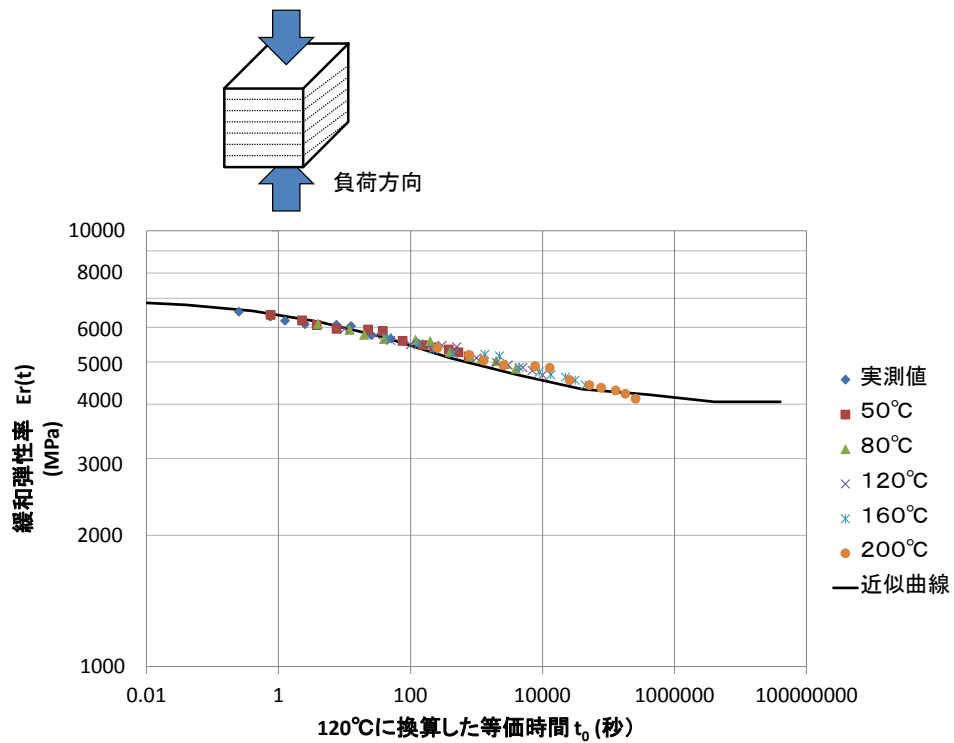


図3-5 プリプレグ試験片の緩和弾性率(絶縁層間方向)

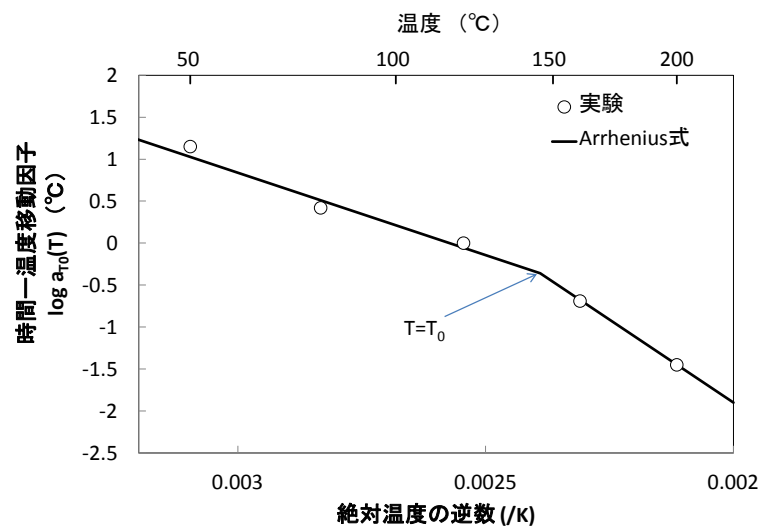


図3-6 プリプレグ試験片の時間－温度移動因子



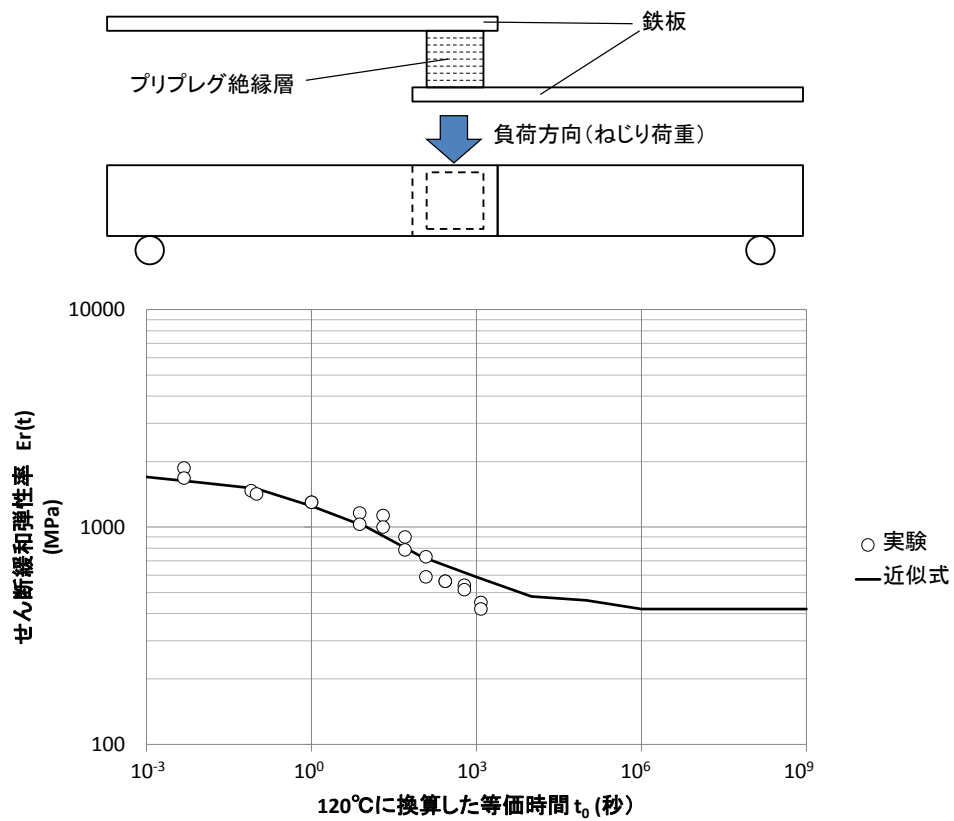


図3-7 プリプレグ試験片の緩和弾性率(絶縁層間せん断方向)

表3-1 プリプレグ試験片の異方性粘弾性材料定数

ヤング率(室温)	$E_{11}$ (MPa)	7000
	$E_{22}$ (MPa)	55000
	$E_{33}$ (MPa)	65000
せん断弾性係数(室温)	$G_{12}$ (MPa)	1800
	$G_{23}$ (MPa)	24000
	$G_{31}$ (MPa)	1800
ポアソン比(室温)	$\nu_{12}$	0.03
	$\nu_{23}$	0.25
	$\nu_{31}$	0.25
線膨張係数	$\alpha_{11}$ ( $\times 10^{-6} / ^\circ\text{C}$ )	150
	$\alpha_{22}$ ( $\times 10^{-6} / ^\circ\text{C}$ )	10
	$\alpha_{33}$ ( $\times 10^{-6} / ^\circ\text{C}$ )	10
粘弾性パラメータ (プリプレグ絶縁層 厚さ方向) $\dot{\bar{\epsilon}}^c = \frac{RQ^{\frac{1}{R}}(\bar{\epsilon}^c)^{\frac{R-1}{R}}(S\bar{\sigma} - \bar{\epsilon}^c)^{\frac{R+1}{R}}}{S\bar{\sigma}}$	$P$ (/MPa)	$2.5 \times 10^{-4}$
	$Q$	0.14
	$R$	0.3
	$S$ (/MPa)	$3.6 \times 10^{-5}$
時間-温度移動因子	$T_0$ ( $^\circ\text{C}$ )	160
	$\Delta H_1$ (J/mol)	$38.9 \times 10^3$
	$\Delta H_2$ (J/mol)	$74.6 \times 10^3$
	$G$ (J/mol K)	8.3
異方性パラメータ	$F$	1.0
	$G$	-1.0
	$H$	-1.0
	$L$	0
	$M$	35
	$N$	35

### 3.4 プリプレグモールドコイルの冷却時応力解析

本章で開発した異方性粘弾性材料の応力解析プログラムを用いて、コイルのプリプレグモールド工程の冷却によってプリプレグ絶縁層の内部に発生する残留応力の解析を行った。解析対象は図 3-8 に外観図を示したコイルである。このコイルは、銅製の芯線の周りをプリプレグテープで複数回巻き回し、金型内で加熱硬化させたものである。樹脂硬化時の加熱温度は約 180℃である。本節で行う残留応力解析では、コイル全体が 180℃に過熱された状態でプリプレグテープ内の樹脂が液化し、絶縁層内の応力が解放され则认为、コイル全体が 180℃から 20℃まで冷却された際に発生する応力や変形を求めた。図 3-9 に解析対象としたコイルの断面形状メッシュを示す。コイルは十分に長いため長手方向の変形は無視できると考え、解析においては、8 節点平面ひずみ要素を用いてコイルの断面の 2 次元モデルを作成した。また、形状の対称性を利用して、コイル断面形状の 1/4 の部分を解析対象としている。コイル全体の冷却速度は 1℃/秒 (160 秒)、1℃/分(160 分)とした。また、本章において開発した異方性粘弾性応力解析結果との比較のために、絶縁層を異方性弾性体としてモデル化して同様の解析を行った。

本解析手法の妥当性を確認するために、プリプレグ絶縁層の切断時に発生する開放ひずみの実測を行った。図 3-8 に解放ひずみの実測方法の模式図を示す。開放ひずみの実測においては、冷却後の絶縁層にひずみゲージを貼った後に絶縁層を切断し、導体と絶縁層をはがしてひずみゲージ貼付部分を含む絶縁層 (20 mm×9 mm×1 mm 程度の小片) を切り出して、絶縁層切り出し前後のひずみゲージの出力差を測定している。ひずみゲージ貼付部分は絶縁層の角部近傍の表面と、角部から離れた中央部の表面である。絶縁層の残留応力はコイルの長手方向には分布しないと考え、同じ測定点に対してコイルの長手方向に 2 枚のひずみゲージを貼付し、それぞれ解放ひずみを測定している。

図 3-10 に、プリプレグモールドコイルを 180℃から 20℃まで冷却した際の変形図を示す。図において、細い外形線が変形前の形状を示し、太いメッシュ線が変形後の形状を示

す。図では、コイルの変形量を 10 倍に拡大して表示している。180℃から 20℃までの冷却によって、プリプレグモールドコイルは全体的に収縮している。また、プリプレグ絶縁層は内側から Cu 導体の収縮に影響されて変形をしていることが分かる。これは、プリプレグ絶縁層の層内方向の線膨張係数が、Cu 導体の線膨張係数よりも小さいためである。プリプレグ絶縁層は内側の Cu 導体の収縮の影響により強制的に収縮させられるため、Cu 導体の角部近傍のプリプレグ絶縁層が、収縮しきれずにコイルの半径方向（図の  $x$  正,  $y$  正の方向）に飛び出すような変形をしている。

図 3-11 に、プリプレグモールドコイルを 180℃から 20℃まで冷却した際の残留応力分布を示す。絶縁層とコイルに発生する残留応力は、両者の線膨張係数差に起因するため、絶縁層とコイルの界面において、応力は不連続となる。図では図中に示した  $x$  方向（水平方向）の応力  $\sigma_x$  を表示している。この図では、異方性粘弾性解析手法によるものと、異方性弾性解析によるものの両方を表示し、また、異方性粘弾性解析手法においては、冷却速度が 1℃/秒のものと、1℃/分のものの両方を示している。図に示すように、いずれの解析結果においても、引張の最大応力はコイルの角部に近い絶縁層の表面部分に発生し、圧縮応力は Cu 導体とプリプレグ絶縁層の界面における Cu 導体の角部で最大となっている。コイルに引張の最大応力が発生している角部に近い絶縁層の表面部分は、図 3-10 のコイル変形図においてコイルの角部のプリプレグ絶縁層が Cu 導体の収縮に追従できず、外側に飛び出すような変形をしているために凹に変形している部分に対応する。図には示さないが、垂直方向の応力  $\sigma_y$  も、コイルの角部に近い絶縁層の表面部で最大の引張応力を発生している。コイルの全域において、残留応力の絶対値は異方性弾性解析による結果が最も大きく、続いて異方性粘弾性解析（冷却速度 1℃/秒）、異方性粘弾性解析（冷却速度 1℃/分）の順に小さくなっている。これは、異方性弾性解析ではプリプレグ絶縁層の粘弾性特性を考慮していないため、粘弾性特性によって緩和する応力を考慮できないことによる。

図 3-12 に、プリプレグモールドコイルの冷却時におけるコイルの温度と応力の関係を示

す。図において、横軸はコイルの温度、縦軸は絶縁層内の最大応力部（Cu 導体とプリプレグ絶縁層の界面で、Cu 導体の角部）の応力を示す。図では、異方性粘弾性解析（冷却速度 1℃/秒）の結果を太い破線で、異方性粘弾性解析（冷却速度 1℃/分）の結果を太い実線で、異方性弾性解析の結果を細い実線で示している。異方性弾性解析においては応力の増分は温度に対して一定で、図の細い実線の傾きも温度によって変化していない。一方、異方性粘弾性解析においては、高温領域では冷却による応力発生が少なく、低温になるにしたがって応力の発生が顕著となり、グラフは上に凸な曲線となっていることが分かる。異方性粘弾性モデルでは、材料の応力-ひずみ関係に、時間、温度、及び荷重方向依存性があり、高温領域では粘性ひずみが多く発生して応力を緩和するが、低温領域では発生する粘性ひずみが少なく応力があまり緩和されない。このような材料モデルの特徴が解析結果となって現れていると考えられる。また、このような材料においては、冷却速度によってコイルの残留応力が変化するため、製品の信頼性を維持するためには、コイルの冷却速度の管理が重要であることが分かる。

図 3-13 に、コイルを切断した際に生じる表面の解放ひずみの解析値と実測値をあわせて示す。図の横軸はコイル表面の中心部からの距離を表す。図中の実線は本開発の異方性粘弾性応力解析手法によって、冷却速度 1℃/分としたときの解析結果であり、破線は従来手法である異方性弾性解析結果である。図より、異方性粘弾性応力解析結果は実測値と良く一致していることが分かり本開発手法の有効性が確認できた。また、コイル切断時の解放ひずみは、絶縁層の角部近傍において大きい。これは、コイルの角部近傍の絶縁層内に応力集中が発生しているからである。また、従来手法である異方性弾性応力解析結果と、本開発の異方性粘弾性応力解析結果では、特にコイルの角部に近い、解放ひずみの大きい部分で大きな違いがある。このことから、プリプレグ絶縁層などの FRP 材料において、異方性粘弾性挙動が残留応力に大きな影響を与えることが分かる。

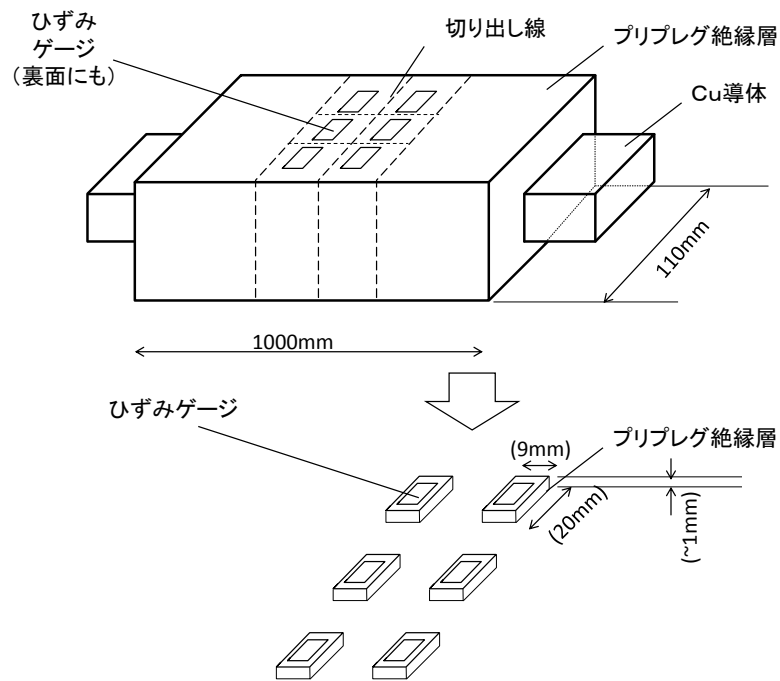


図3-8 解放ひずみ測定方法

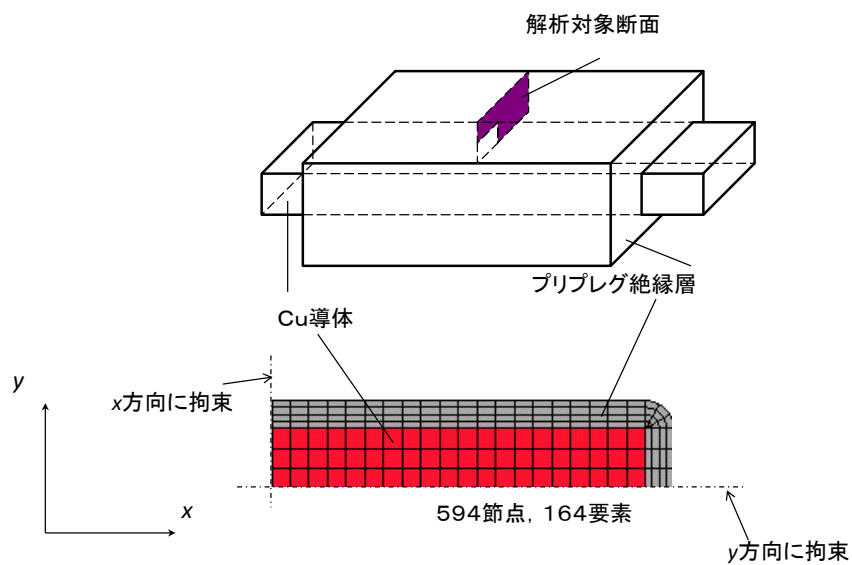
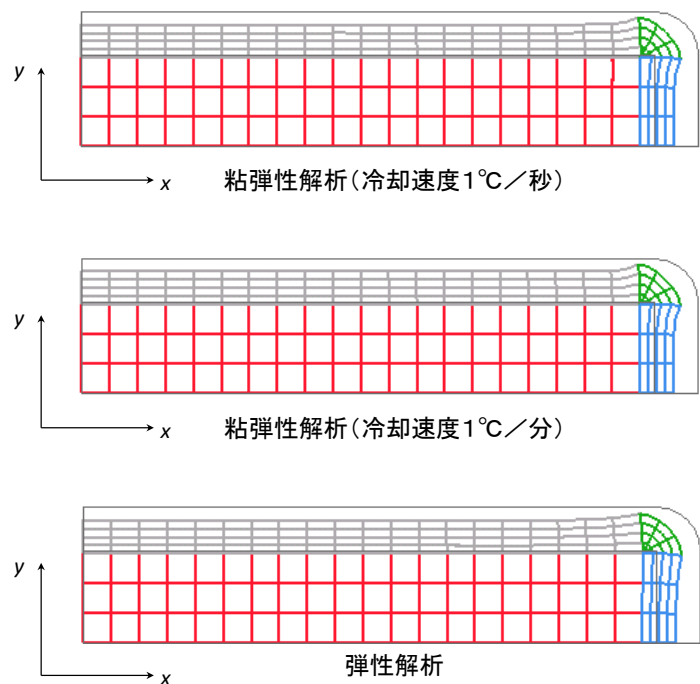


図3-9 プリプレグモールドコイルの有限要素法解析メッシュ図



※変形量を10倍に拡大して表示

図3-10 プリプレグモールドコイルの冷却時変形図

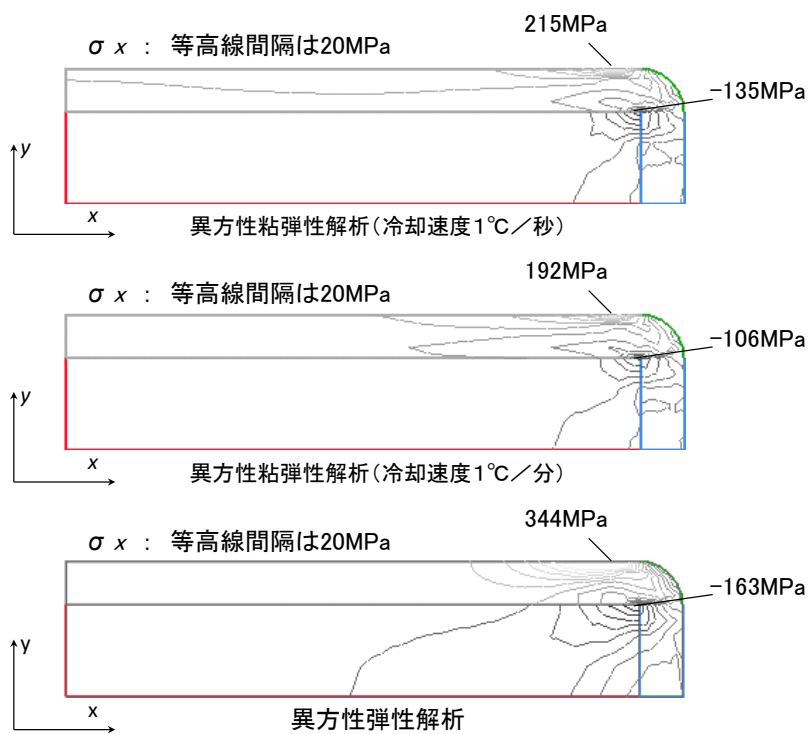


図3-11 プリプレグモールドコイルの残留応力分布図

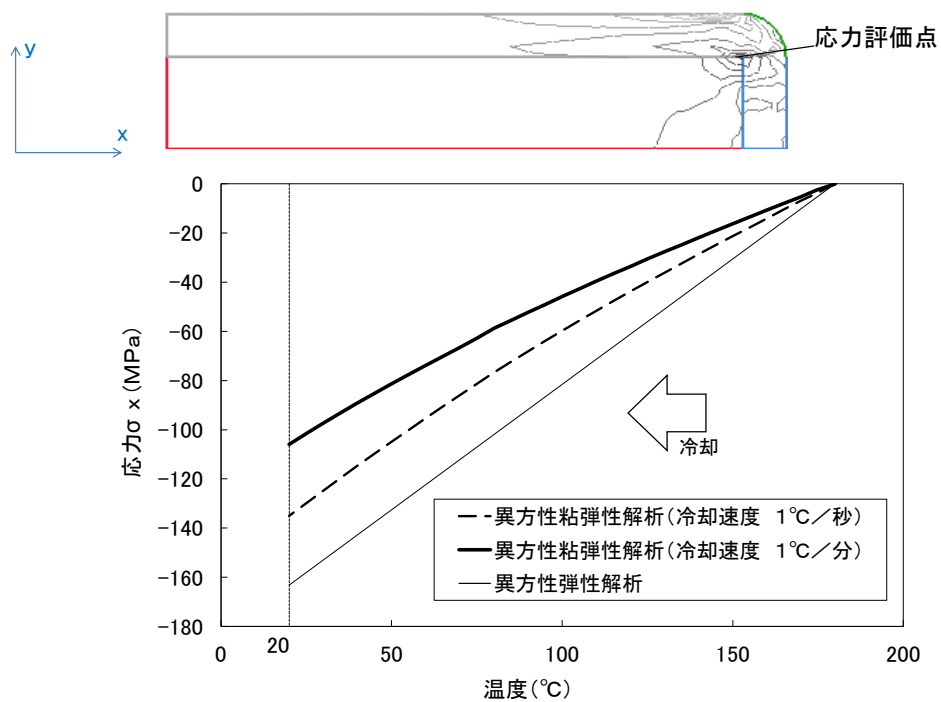


図3-12 プリプレグモールドコイルの応力と温度の関係



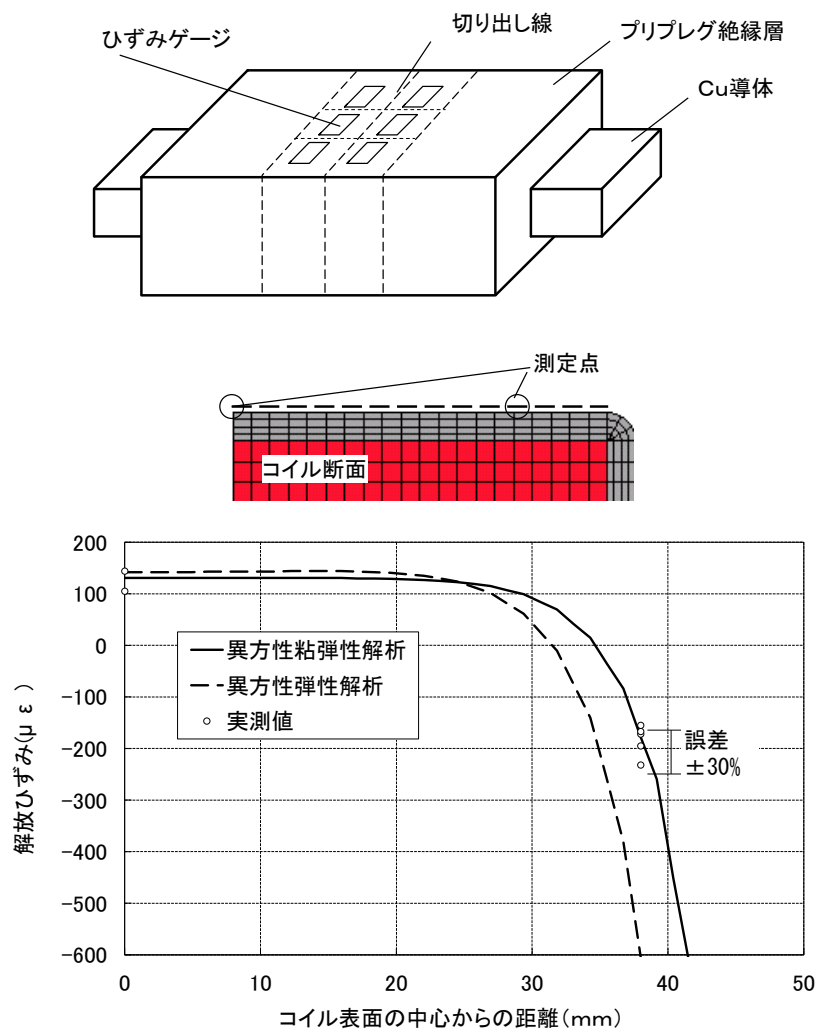


図3-13 プリプレグモールドコイルの解放ひずみと実測値の比較

### 3.5 まとめ

FRP 材料の 1 種であるプリプレグ絶縁層について，その異方性粘弾性特性を，粘弾性材料の緩和弾性率を 4 つの材料定数で簡便に表すことができる指数関数型実験式及び Hill の異方性パラメータを拡張して用いてモデル化し，有限要素法を用いた応力解析手法を開発した。この解析手法をプリプレグモールドコイルの残留応力解析に適用し，実測値との比較によりその有効性を確認した。

### 3.6. 参考文献

- [1] 隆雅久，國尾武， 粘弾性挙動と特性係数，材料システム，Vol. 6, 1987, pp. 21-48
- [2] 宮野靖，新保實， 熱粘弾性挙動による熱硬化性樹脂の残留応力，材料システム，Vol. 13, 1994, pp. 23-29
- [3] 松井広明，池上皓三， 相変化時における熱硬化性樹脂の粘弾性特性と硬化温度の内部応力に及ぼす影響，日本機械学会論文集（A 編），Vol. 62, No. 596, 1996, pp. 993-999
- [4] 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：第 2 報，FRP の冷却時に発生する応力の異方性粘弾性解析，日本機械学会論文集（A 編），Vol. 66, No. 652, 2000, pp. 2122-2127
- [5] 宇佐美三郎，鈴木隆之，江島英博，浅野克彦，超伝導巻線用エポキシ GFRP の熱・機械特性，低温工学，Vol. 34, No. 6, 1999, pp. 263-275
- [6] A. Roy, P. N. Murthy, Viscoelastic analysis of the residual stress in glass fibre-reinforced plastics, Fibre Science and Technology, Vol. 9, No. 2, 1976, pp. 81-101
- [7] N. K. Chandiramani, L. Librescu, J. Aboudi, The theory of orthotropic viscoelastic shear deformable composite flat panels and their dynamic stability, International Journal of Solids and Structures, Vol. 25, No. 5, 1989, pp. 465-482

- [8] M. A. Zocher, S. E. Groves, A three dimensional finite element formulation for thermoviscoelastic orthotropic media, *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, Vol. 40, 1997, pp. 2267-2288
- [9] L. G. Zhao, N. A. Warrior, A. C. Long, Thermo-viscoelastic analysis of process-induced residual stress in fibre-reinforced polymer-matrix composites, *Materials Science and Engineering: A*, Vol. 452-453, 2007, pp. 483-498
- [10] R. Hill, 塑性学, 培風館, 第 12 章, 1954



## 第4章 シリコンゲル中のアルミワイヤボンディングのランダム振動試験時の

### 疲労強度評価

#### 4.1 研究の背景と必要性

アルミワイヤボンディングは、ハイブリッド電気自動車(Hybrid Electric Vehicle, 以下 HEV と略す)などに用いられるインバータ内のパワー半導体装置の配線部品として広く用いられている[1]-[3]。HEV 用インバータの開発においては、ハイブリッドシステムの小型化とエンジンルーム内の空間の有効活用により車室内の搭乗者スペースを広く確保することを目的として、HEV インバータをエンジンルーム内に設置できるよう設計することに対する要求が強い。しかし、エンジンルーム内にインバータを設置した場合、インバータの振動環境は非常に過酷なものとなる。自動車に搭載される電子部品の耐振動信頼性評価方法としては、ISO16750-3 で定義されたランダム振動試験方法がある[4]。エンジンルーム内のエンジンに搭載される電子部品の耐振動信頼性試験規格は 10-2 kHz, 18.4 Grms にも達する。この振動によって、シリコンゲル中のアルミワイヤなど、比較的剛性の低い部品が揺動し、疲労破壊に達する懸念がある。したがって、HEV 用インバータの設計時には、シリコンゲル中のアルミワイヤのランダム振動に対する疲労強度や疲労寿命を推定することが必要である。

本章では、シリコンゲル中のアルミワイヤのランダム振動試験に対する信頼性を評価する。まず、シリコンゲルとアルミワイヤを有限要素法によりモデル化し、ランダム振動解析を実施して、振動試験時にアルミワイヤに発生する曲げひずみのパワースペクトル密度(Power Spectral Density, 以下 PSD と略す)を求める。ここでシリコンゲルは温度依存性粘弾性材料としてモデル化し、ゲルの粘弾性が振動減衰に与える影響を評価した。次に、ワイヤのひずみの PSD から、ひずみの二乗平均値(Root Mean Square, 以下 rms と略す)を求め、温度、ワイヤ径、ワイヤ長さ、ワイヤのループ高さ、及びゲルの深さがワイヤひずみの rms 値に与える影響を評価する。最後に、ワイヤひずみの PSD からワイヤのランダムひ

ずみ波形を推定し、累積損傷則に基づく計算を実施して、アルミワイヤの疲労寿命を推定する。

#### 4.2 シリコンゲル中アルミワイヤのランダム振動シミュレーション

インバータパワーモジュールの断面を図 4-1 に示す。アルミワイヤボンディングは、パワー半導体モジュールの電気回路の一部をなす配線部品として用いられている。アルミワイヤは、主に絶縁耐力を高めることを目的として、シリコンゲルの中に封止されている。シリコンゲルは、絶縁性能の向上のみならず、短絡や汚染、吸湿や腐食を防止する役割も果たしている。

エンジン搭載の電子部品に対するランダム振動試験条件を図 4-2 に示す。この試験条件は ISO16750-3 test-I engine mount に定義されているものである。ここでは、ランダム振動試験条件は加速度の PSD で定義されている。加速度の PSD は 10 Hz から 2 kHz までの帯域で定義され、特に 500 Hz から 2 kHz の範囲で比較的 PSD が大きくなっている。加速度の rms 値は 18.4 Grms となっている。実際のランダム加速度波形の一例を図 4-3 に示す。この波形より、加速度のピークは 0.001 秒に 1 回以上の頻度で発生していることが分かる。このことから、500 Hz 以上の周波数で発生している加速度が比較的大きいことが分かる。

有限要素法による解析モデルを図 4-4 に示す。ここでは周波数応答解析を実施した。解析モデルを簡単にするため、解析対象としたアルミワイヤは 1 本で、このワイヤとシリコンゲルのみを解析モデル化しており、銅の端子は省略している。この省略により、シリコンゲルの振動を端子が拘束する効果が失われるため、ワイヤの曲げひずみは過大に推定されると予想される。したがって、本モデルによるアルミワイヤの振動信頼性及び疲労寿命推定は保守的な予測になると考えられる。アルミワイヤは 3 節点ビーム要素によってモデル化し、シリコンゲルは 20 節点ソリッド要素によってモデル化した。シリコンゲルの底部、側面、及びアルミワイヤの端部は振動源に対して固定した。この全体モデルを図の x 方向

に加振するシミュレーションを実施した。加振方向を  $x$  としたのは、アルミワイヤの横倒れによる変形がもっとも発生しやすく、ワイヤの疲労破壊が発生しやすいと考えたためである。加振加速度は  $9.8 \text{ m/s}^2$  に固定し、アルミワイヤのループの最上部分の変形、及びアルミワイヤ端部の曲げひずみの応答の周波数依存性を評価した。この応答関数と、 $18.4 \text{ Grms}$  のランダム振動試験条件との畳み込みにより、ランダム振動試験時のアルミワイヤの曲げひずみの PSD を求めた。さらにこの PSD を周波数で積分することにより、アルミワイヤの曲げひずみの rms 値を算出した。アルミワイヤの直径  $D$ 、長さ  $L$ 、ループ高さ  $H$ 、及びシリコンゲル深さ  $h$  とひずみの rms 値との関係も算出した。

設計パラメータ及び有限要素法による解析条件を表 4-1 に示す。本章では 10 ケースの解析を実施した。アルミワイヤとシリコンゲルの材料物性値を表 4-2 及び図 4-6 に示す。解析において、アルミワイヤは弾性体、シリコンゲルは粘弾性体としてモデル化した。シリコンゲルの粘弾性特性は、動的粘弾性測定装置(Dynamic Material Analysis, 以下 DMA と略す)によって測定した[5]-[8]。図 4-5 に DMA 試験方法の概要と、貯蔵弾性率、損失弾性率の定義を示す。DMA においては、樹脂の試験片に正弦波負荷を与えて応答変位と荷重—変位間の位相差を測定することにより、樹脂の粘弾性材料定数を求めている。図 4-6 より、シリコンゲルの粘弾性特性は温度に依存し、低温、低周波数の応答と、高温、高周波数の応答が相似であることが分かる。この関係から、シリコンゲルの粘弾性特性の温度依存性は、時間—温度移動因子( $a_T$ )によって表現できる。シリコンゲルの時間—温度移動因子を Arrhenius 則に従ってプロットした結果を図 4-7 に示す。時間—温度移動因子の温度依存性は、シリコンゲルのガラス転移点である  $-60^\circ\text{C}$  を境に変化し、 $-60^\circ\text{C}$  以下の低温領域では時間—温度移動因子の温度依存性が小さいのに対して、 $-60^\circ\text{C}$  以上の高温領域では温度依存性が大きくなっている。本章では、 $20^\circ\text{C}$ 、 $-40^\circ\text{C}$ 、及び  $100^\circ\text{C}$  の環境下での有限要素解析を実施した。すべての有限要素解析に、市販の有限要素法解析コードである Abaqus を用いた。

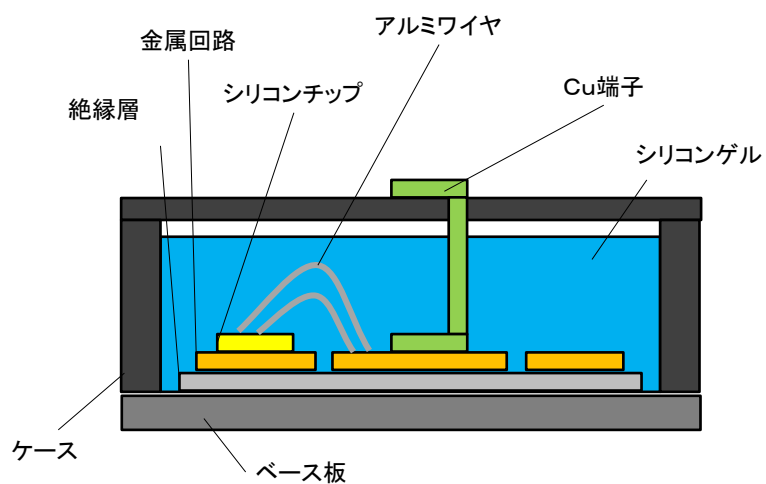


図4-1 パワーモジュールの断面図

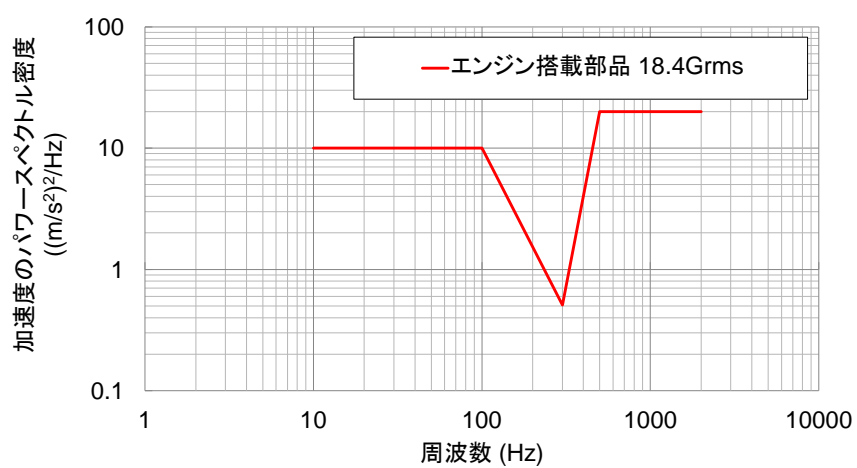


図4-2 ランダム加振試験条件



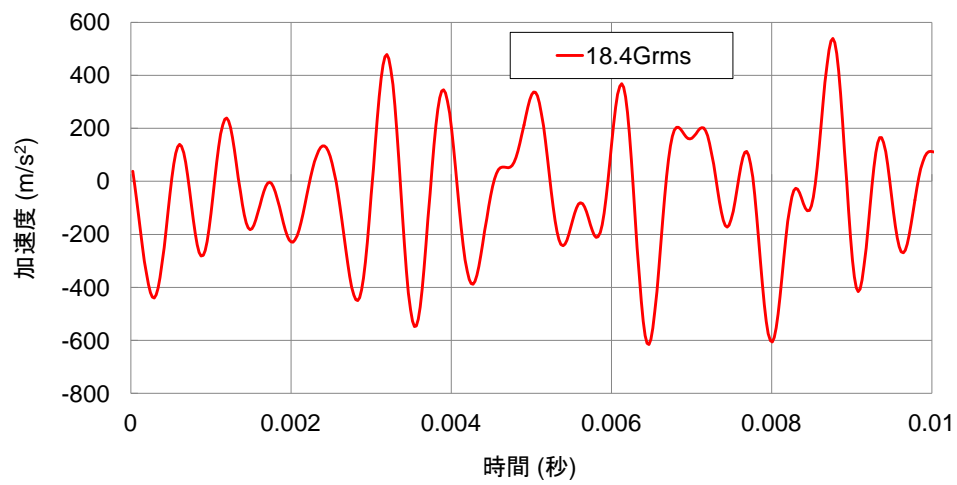


図4-3 ランダム加速度波形(例)

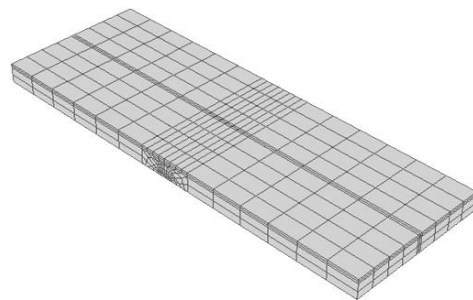
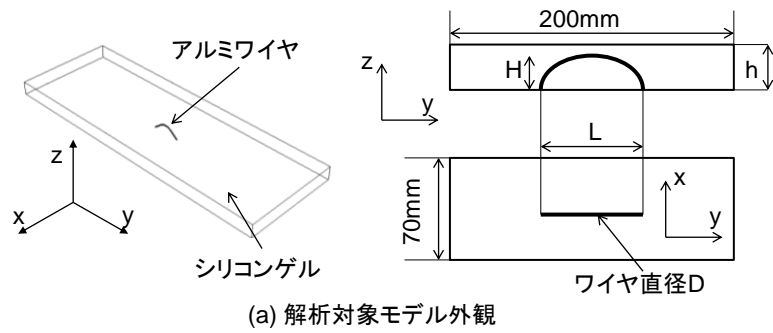
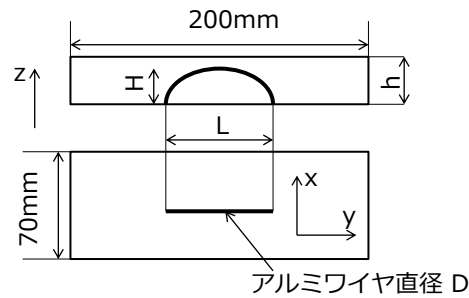


図4-4 有限要素法解析モデル

表4-1 設計パラメータと有限要素法解析条件



寸法定義図

解析ケース#	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
D, mm	400	400	400	500	300	400	400	400	400	400
L, mm	20	20	20	20	20	10	20	20	20	30
H, mm	6	6	6	6	6	6	3	6	6	6
h, mm	10	10	10	10	10	10	10	15	2	10
温度, °C	20	-40	100	20	20	20	20	20	20	20

表4-2 アルミワイヤ及びシリコンゲルの材料定数

材料名	材質	ヤング率 (MPa)	ポアソン比	密度 (kg/m <sup>3</sup> )
ワイヤ	アルミニウム	70000	0.34	2700
ゲル	シリコンゲル	図4-6に記載	0.5	1050

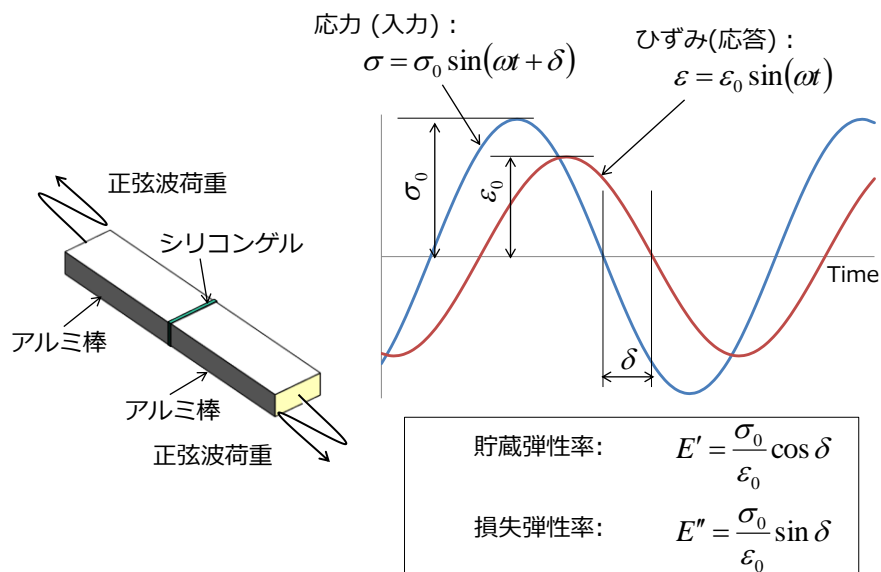


図4-5 シリコンゲルの粘弾性特性測定方法

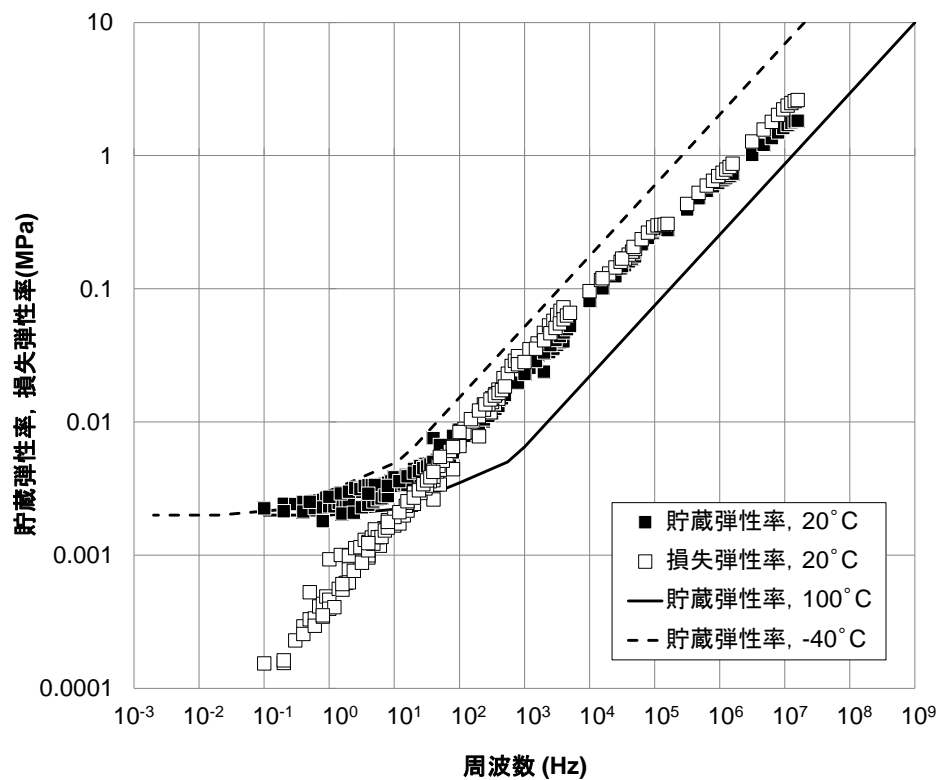


図4-6 シリコンゲルの粘弾性特性[3]

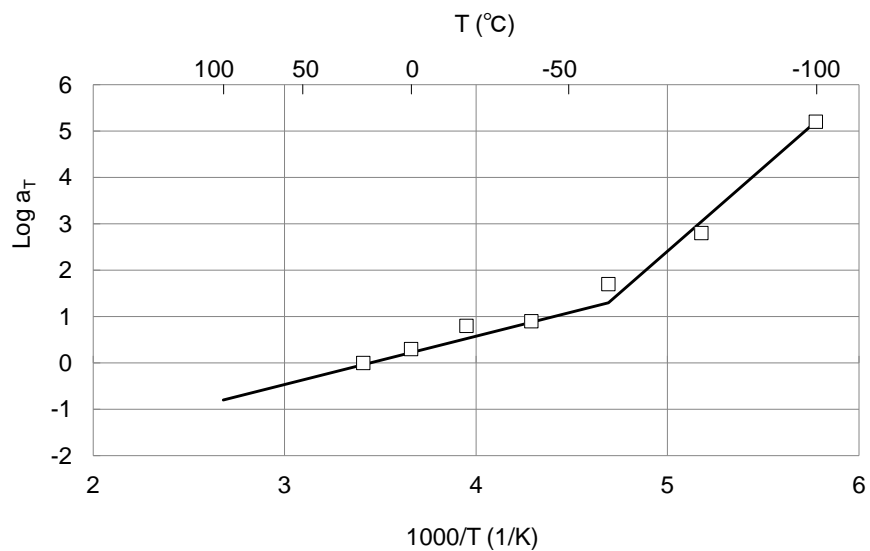


図4-7 シリコンゲルの時間－温度移動因子

### 4.3 シミュレーション結果

表 4-1 の解析ケース 1 の条件で、室温(20℃)環境下のアルミワイヤの最上部の加速度応答を図 4-8 に示す。共振周波数は約 30 Hz であり、50 Hz 以上の高周波数帯域の加速度応答は周波数が増大するに従って減少している。この結果から、シリコンゲルが比較的やわらかいために、高周波の加振力をアルミワイヤに伝えず、振動ダンパとして働いていることが分かる。図 4-9 に、アルミワイヤ端部の曲げひずみの周波数応答を示す。ゲルの深さがアルミワイヤのループ高さを上回っている場合、 $9.8 \text{ m/s}^2$  の正弦波加振に対するアルミワイヤの曲げひずみは加振周波数が 10 Hz から 40 Hz の間で最大となっている。また、高周波大域においては、アルミワイヤのひずみは周波数の 1.2 乗から 1.5 乗に反比例して減少している。

以上の結果から、シリコンゲルは低周波帯域ではアルミワイヤのひずみを増幅し、高周波帯域ではアルミワイヤのひずみを減衰することが分かる。すなわち、シリコンゲルは低周波帯域ではバネ及びマスとして働き、高周波帯域ではダンパとして働くと言える。アルミワイヤの直径や長さ、ループ高さはアルミワイヤのひずみに影響を与えるが、ワイヤの形状はほとんど共振周波数に影響を与えない。これは、アルミワイヤのシリコンゲルの質量がアルミワイヤに比べて十分大きいことから、シリコンゲルの共振がアルミワイヤの影響をほとんど受けないことが原因だと考えられる。

18.4 Grms のランダム振動試験条件での、アルミワイヤ端部の曲げひずみの PSD を図 4-10 に示す。図にはアルミワイヤひずみに対する温度の影響もあわせて示した。低温環境下では、シリコンゲルの共振周波数が増加している。これは、図 4-6 に示すように、低温環境下ではシリコンゲルの貯蔵弾性率が大きくなることが原因である。200 Hz 以上の高周波帯域でのアルミワイヤのひずみは、温度にかかわらず無視できるほど小さい。アルミワイヤひずみの rms 値は、20℃において 0.018%であった。これは、シリコンゲル中のアルミワイヤの正弦波加振試験によって得られた疲労限[8]の約 20%程度と非常に小さいことから、

18.4 Grms のランダム加振試験において、アルミワイヤの疲労破壊は発生しないと予測される。これは、図 4-8 に示すように、シリコンゲルにより高い周波数の加振力の影響がフィルタリングされる、ダンピング効果が原因である。

図 4-11 に、ランダム加振試験時のアルミワイヤの曲げひずみの rms 値の温度依存性を示す。低温環境下では、アルミワイヤのひずみの rms 値はやや減少するが、-40 °C 以上の環境では、アルミワイヤひずみの温度依存性は非常に小さいことがわかる。

図 4-12, 図 4-13, 図 4-14, 図 4-15 にそれぞれ、18.4 Grms ランダム加振試験条件下でのアルミワイヤの曲げひずみの rms 値のワイヤ直径依存性、ワイヤ長さ依存性、ワイヤループ高さ依存性、及びゲル深さ依存性を示す。図 4-12 から、ワイヤ径を大きくするとワイヤの曲げひずみが小さくなることが分かる。一方、図 4-13, 図 4-14 から、ワイヤ長さ、ワイヤループ高さを大きくするとワイヤひずみが大きくなることが分かる。これらの結果から、アルミワイヤに発生するひずみを低減するには、アルミワイヤを太く、短く、ループを低くすることで、アルミワイヤの曲げ剛性を大きくすることが効果的であることが分かる。また、図 4-15 から、シリコンゲルを深くするとアルミワイヤのひずみが増大することが分かる。これは、ワイヤのひずみに影響を与えるシリコンゲルの質量が大きくなることにより、アルミワイヤに対する負荷が増大することが原因である。ただし、いずれの条件においてもアルミワイヤのひずみの rms 値は疲労限よりも小さく、18.4 Grms のランダム加振試験によってこれらのアルミワイヤが疲労破壊することは無いと予測される。

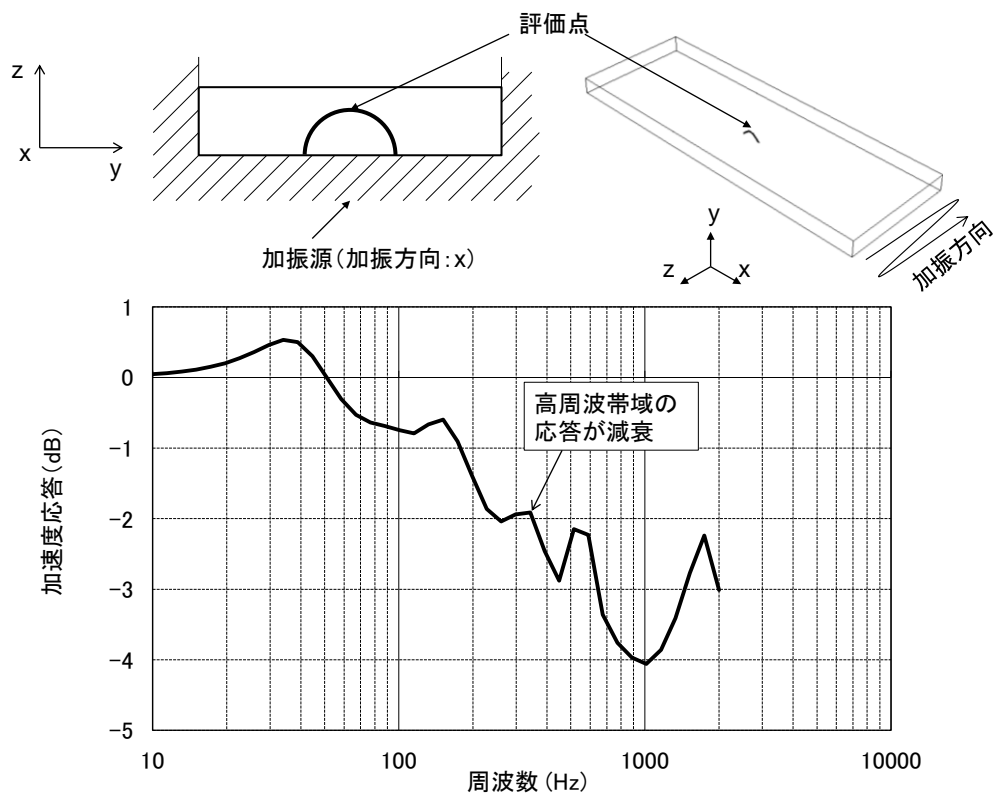


図4-8 9.8m/s<sup>2</sup>正弦波加振時のアルミワイヤ最上部の加速度応答

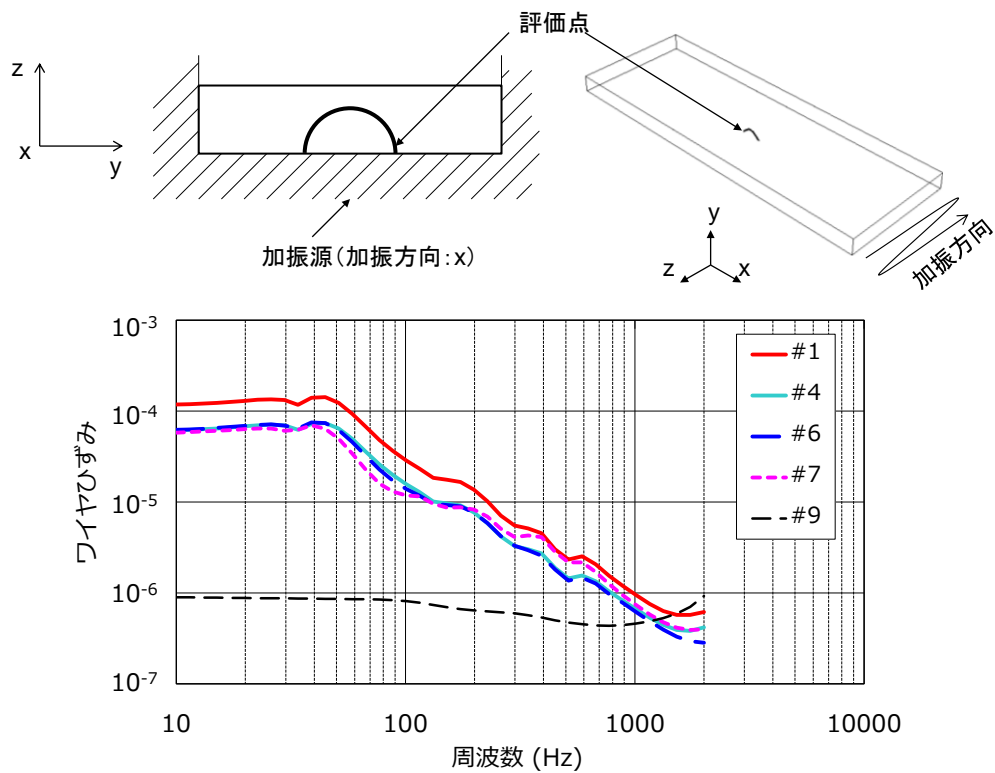


図4-9 9.8 m/s<sup>2</sup>正弦波加振時のアルミワイヤ端部の曲げひずみ応答

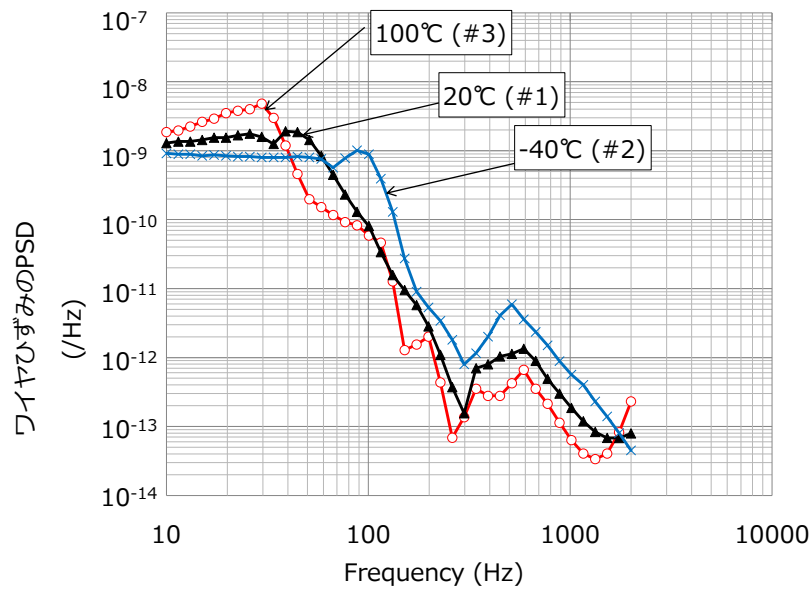


図4-10 18.4 Grmsランダム加振時のワイヤひずみのパワースペクトル密度(PSD)

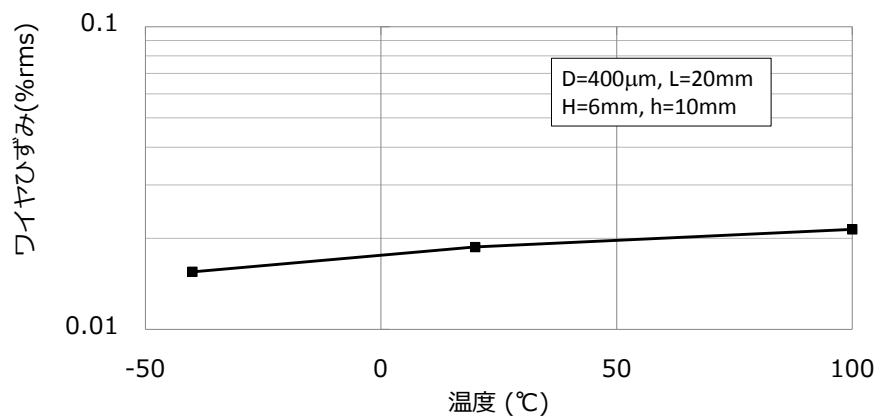


図4-11 ランダム加振時のワイヤひずみに対する温度の影響:解析ケース1, 2, 3

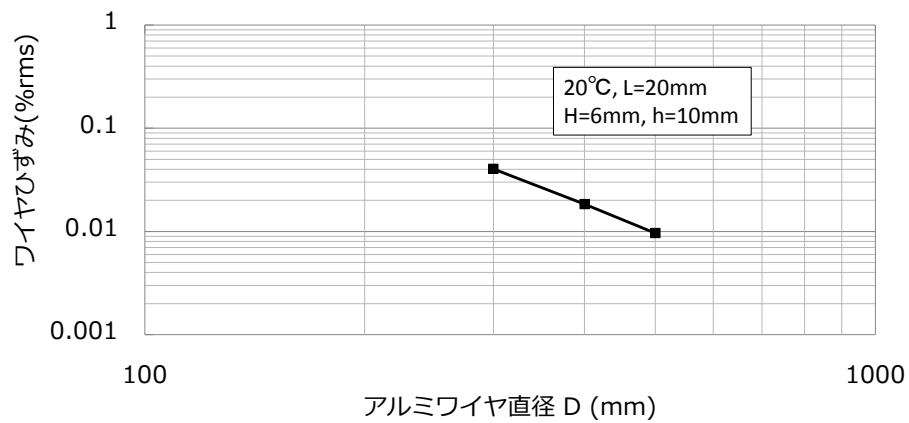


図4-12 ランダム加振時のワイヤひずみに対するワイヤ直径の影響：  
解析ケース1, 4, 5

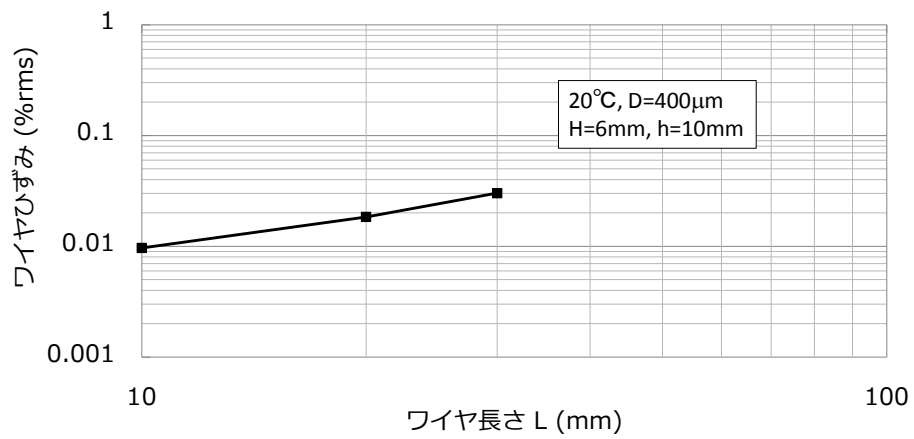


図4-13 ランダム加振時のワイヤひずみに対するワイヤ長さの影響：  
解析ケース1, 6, 10

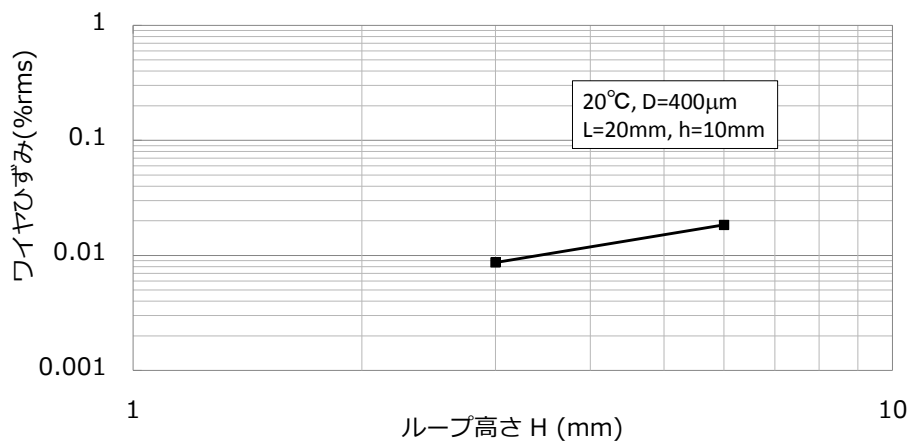


図4-14 ランダム加振時のワイヤひずみに対するワイヤループ高さの影響：  
解析ケース1, 7



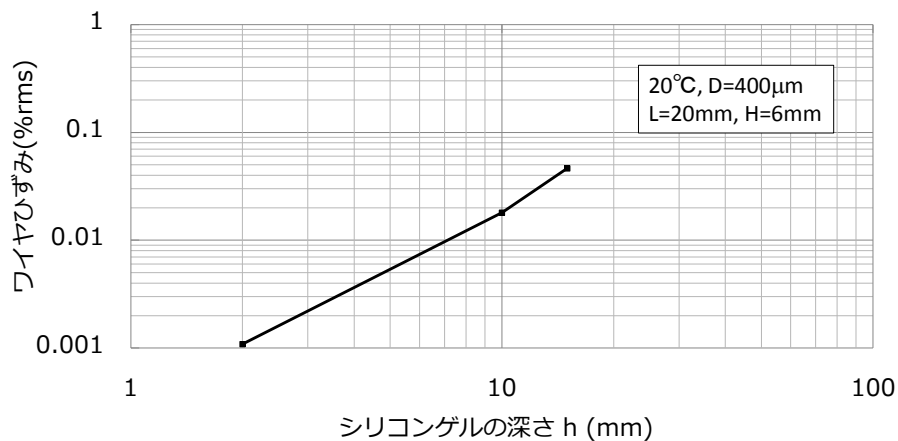


図4-15 ランダム加振時のワイヤひずみに対するゲル深さの影響：  
解析ケース1, 8, 9

#### 4.4 疲労寿命の推定

本節では、前節で得られたアルミワイヤひずみの PSD から、ひずみ波形の推定、ひずみ波数計測、及び疲労損傷計算を実施することで、アルミワイヤの疲労寿命を推定する。ここでは、図 4-9 に示した。有用要素解析ケース 1 の結果から得られた曲げひずみの PSD を用いる。図 4-16 に、18.4 Grms のランダム加振試験時のアルミワイヤの曲げひずみの波形の例を示す。この波形は、ひずみの PSD から、高速フーリエ逆変換によって求めた。PSD には位相情報を含まないため、波形の計算時には、周波数ごとの位相を乱数によって与えている。図から、ほとんどのひずみ波形の周期は 1 ms 以下であることが分かる。これは、図 4-3 と比較すると、加振源の周期とほぼ一致していることが分かる。しかし、図 4-3 では加速度の振幅が大きいのに対し、図 4-16 のひずみ波形では、その振幅は非常に小さいことが分かる。これは、ゲルの粘弾性により、高周波の応答が減衰していることが原因である。一方で、いくつかのひずみ波形は、比較的振幅が大きく、その周期は 20～50 Hz である。図 4-3 と比較すると、加振源の加速度としては大きく見えていない比較的長周期の成分が、ワイヤのひずみ波形においては増幅されていることが分かる。しかし、その波形の振幅は、アルミワイヤの疲労限を超えていない。図 4-17 に、図 4-16 に示すひずみ波形から得られたひずみ範囲と平均ひずみの分布を示す。ひずみ範囲と平均ひずみの計数には、レインプ

ロー法[9]・[12]を用いた。同様に、ひずみ範囲とその周期の関係を図 4-18 に示す。この図から、25 Hz から 50 Hz の間に比較的振幅の大きいひずみが発生していることが分かる。これはシリコンゲルの共振周波数とほぼ一致しており、シリコンゲルの共振がアルミワイヤのひずみに大きな影響を与えていることがわかる。アルミワイヤの疲労寿命は、図 4-18 で得られたワイヤのひずみ振幅の分布から、Miner の累積損傷則に基づいて計算した。損傷計算のために用いたアルミワイヤの正弦波加振時の疲労試験結果は、図 4-19 に示すものを用いた。修正マイナー則に基づいた定式化を実施すると、図 4-19 より、ワイヤひずみ振幅 $\varepsilon_i$ のときのワイヤ寿命 $N_i$ と疲労ダメージ $D_i$ は以下の式で表される。

$$N_i = 1.0 \times 10^3 \cdot \varepsilon_i^{-3.0} \quad (4.1)$$

$$D_i = 1/N_i \quad (4.2)$$

ここで、 $\varepsilon_i$ はレインフロー法によって計測された $i$ 番目のひずみ振幅であり、 $D_i$ は $\varepsilon_i$ による疲労損傷を表す指標である。アルミワイヤの 1 秒当たりの累積損傷 $D_s$ は以下の式で与えられる。

$$D_s = \sum_i D_i \quad (4.3)$$

ここで、 $\sum_i$ は一秒間に発生するひずみ $\varepsilon_i$ による疲労損傷 $D_i$ の合計である。従って、アルミワイヤの疲労寿命（秒）は以下の式で求められる。

$$N = 1/D_s \quad (4.4)$$

図 4-20 に、上記の手法によるランダム振動試験時のアルミワイヤ疲労寿命推定アルゴリズムをフローチャートの形で示す。ランダム振動試験時にアルミワイヤに発生するひずみの波形もランダムであるため、特定の時間を取り出して疲労損傷度を推定した場合、その結果にはばらつきが生じる。数時間の波形を取り出して疲労損傷度を計算すれば、そのばらつきは無視できるほど小さくなると推定されるが、長時間のランダム波形データの生成と疲労損傷度の計算には多くの計算時間が必要になるため実用的ではない。このため、本手法においては、図 4-20 に示すような繰り返し計算を実施している。短時間のランダム波

形発生から疲労損傷度推定までを繰り返して実施し、その平均値と標準偏差を求めて、標準偏差が平均値の3%以下になった時点で、十分ばらつきが低減したとして計算を打ち切っている。本計算には、Microsoft Excel 2007 のフーリエ変換マクロを使用した。1回の疲労損傷計算でランダムひずみ波形の算出対象としているのは0.2秒間である。

図4-21に、本節で実施したアルミワイヤの疲労寿命推定結果を示す。図の横軸は推定された疲労寿命（時間）を表し、縦軸はアルミワイヤのひずみのrms値を表す。図より、アルミワイヤのひずみのrms値と推定寿命の間には強い相関があることが分かる。20℃でのシミュレーション結果を比較すると、アルミワイヤの推定寿命はひずみ範囲のrms値が大きくなるにつれて短くなる。この結果から、同じ温度環境下でのランダム加振試験時のアルミワイヤ寿命は、アルミワイヤひずみのrms値から推測可能であることが示唆された。一方、温度が-40℃、あるいは-100℃におけるランダム振動解析結果から推定される疲労寿命は、同程度のアルミワイヤひずみのrms値から推定される寿命に対して大きな差が発生していることが分かる。同程度のアルミワイヤひずみのrms値に対して、ランダム振動解析結果から推定される疲労寿命は高温環境下では長寿命側に、低温環境下では短寿命側にずれている。これは、図4-9に示すように、高温環境下ではシリコンゲルの貯蔵弾性率が低下して共振周波数が低下し、1秒あたりの疲労負荷回数が減少することと、低温環境下では逆にシリコンゲルの貯蔵弾性率が増加して共振周波数が上昇し、1秒あたりの疲労負荷回数が増加することが原因だと考えられる。本節で実施したアルミワイヤの疲労寿命推定においては、アルミの曲げひずみ負荷の大きさとともに、発生回数も考慮しているため、共振周波数が上昇した条件での疲労寿命が低下したと考えられる。

以上の結果より、シリコンゲル中のアルミワイヤのランダム振動試験を模擬したシミュレーションの結果から、アルミワイヤの疲労寿命を推定することを可能とした。

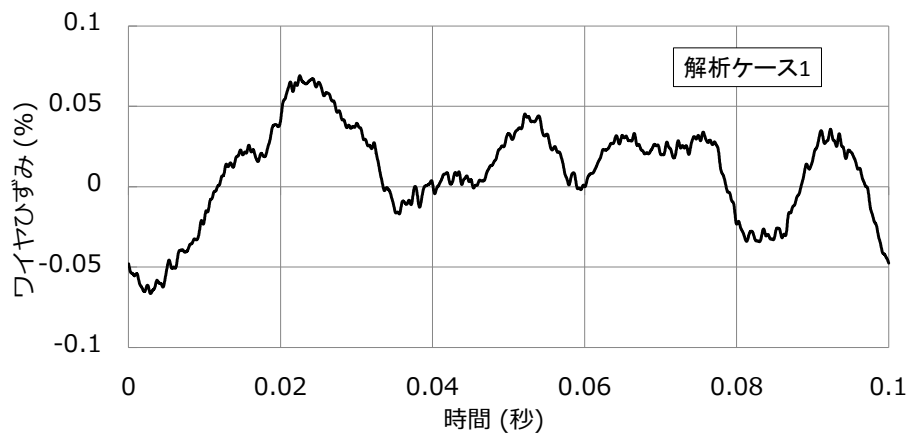


図4-16 ひずみの時刻歴波形の例

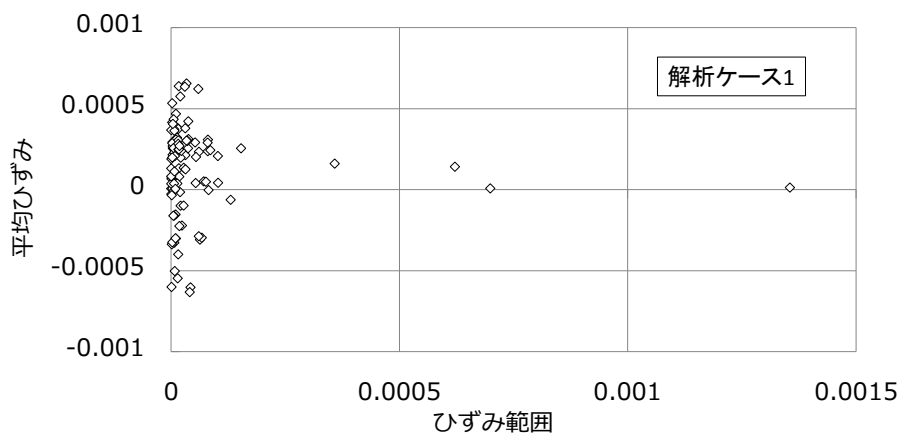


図4-17 ひずみ範囲及び平均値の分布

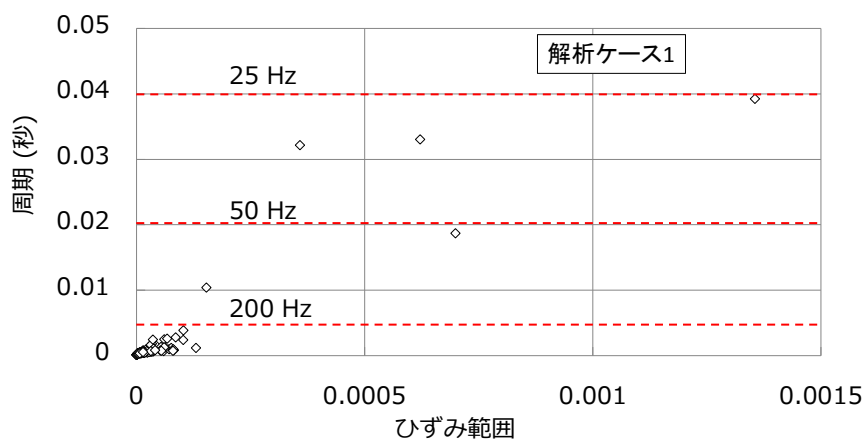


図4-18 ひずみ範囲及び周期の分布

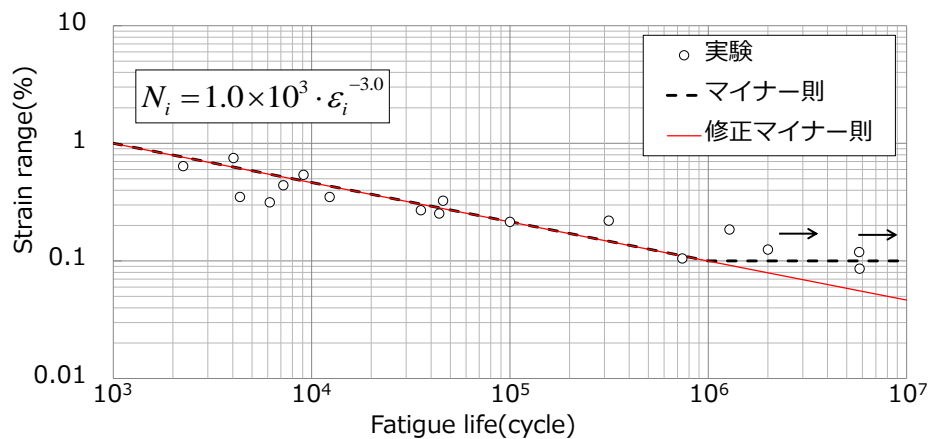


図4-19 正弦波加振試験時のシリコンゲル中のアルミワイヤの疲労強度[4]

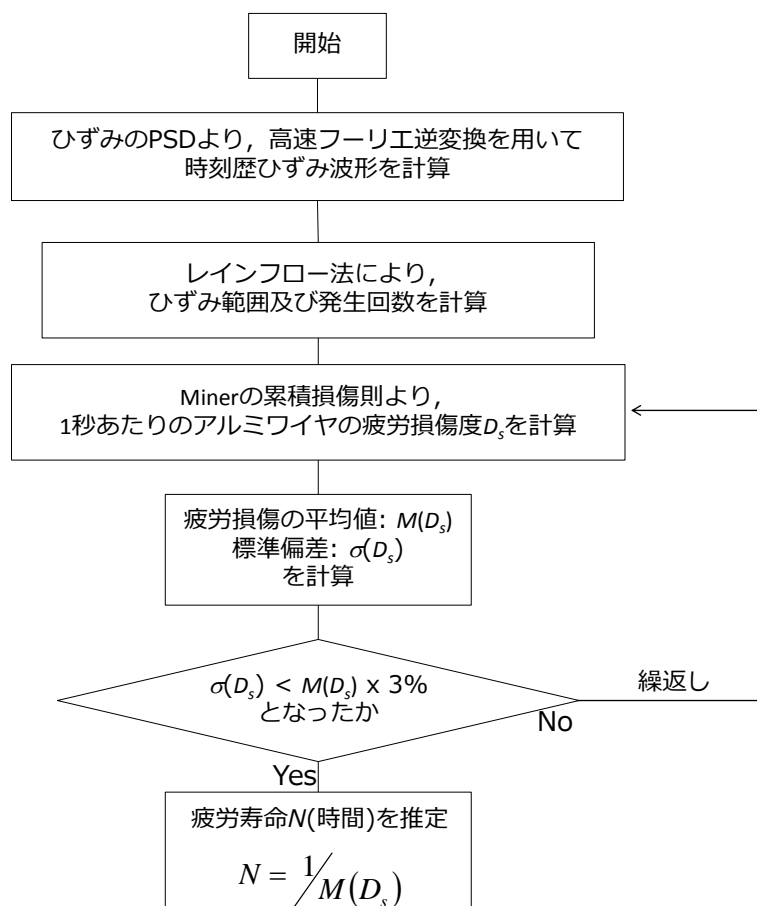


図4-20 疲労寿命推定のアルゴリズムを示すフローチャート

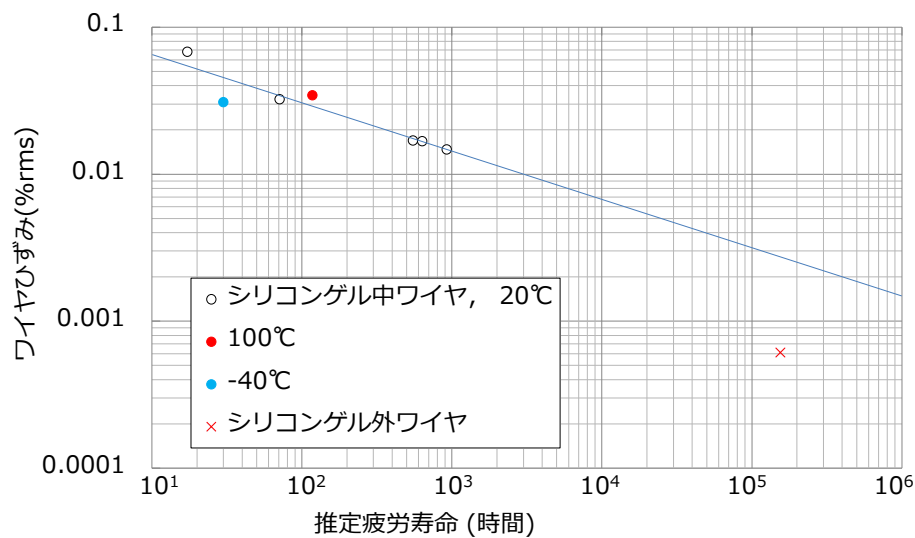


図4-21 ランダム加振試験時のシリコンゲル中のアルミワイヤの疲労強度推定結果

#### 4.5 まとめ

本章ではシリコンゲル中のアルミワイヤのランダム加振試験を模擬したシミュレーションを実施した。シミュレーションの結果から、シリコンゲルの粘弾性により、シリコンゲルが高周波数の負荷をフィルタリングし、ダンパの役割を果たすため、アルミワイヤには100 Hz を超える高周波の曲げひずみはほとんど発生しないことが示された。また、アルミワイヤに発生するひずみに対するワイヤ形状やシリコンゲル形状の影響を評価し、アルミワイヤ形状及びシリコンゲル形状の設計指針を示した。以上より、適切に設計されたアルミワイヤ及びシリコンゲルは、自動車のエンジン搭載電子部品の耐振動信頼性基準である18.4 Grms のランダム加振試験に対する信頼性を確保できることが示された。また、ランダム振動解析結果から得られたワイヤひずみのPSDを用いて、アルミワイヤの疲労寿命を推定する手法を示し、疲労寿命のワイヤひずみ依存性及び温度依存性を示した。

#### 4. 6. 参考文献

- [1] 盆小原学, 高橋健司, 石野正和, SiP 技術と三次元実装技術の動向と将来, 電子情報通信学会論文誌 C, Vol. J87-C, No.11, 2004, pp. 791-801
- [2] 松嶋直樹, 田中直敬, 松岡康信, 菅原俊樹, エレクトロニクス製品を支える先端実装技術, 日立評論, Vol. 91, No. 5, 2009, pp. 57-63
- [3] 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
- [4] International Standards Organization. Road vehicles — environmental conditions and testing for electrical and electronic equipment — Part 3: Mechanical loads; 2003. ISO16750-3:2003(E)
- [5] 竹田憲生, 成瀬友博, 服部敏雄, 浅野雅彦, 電子部品用シリコーンゲルの粘弾性を考慮した振動挙動評価, 日本材料学会, 学術講演会講演論文集, Vol. 49, 2000, pp. 75-76
- [6] 竹田憲生, 成瀬友博, 服部敏雄, 大野啓充, シリコーンゲルで封止されたワイヤの振動解析, 材料, Vol. 50, No. 12, 2001, pp. 1305-1310
- [7] 河野賢哉, 竹田憲生, 三浦英生, 飯塚守, 小山賢治, ゲル中ワイヤの振動疲労評価手法の検討, 日本機械学会 2002 年度年次大会講演論文集 (VI), 2002, pp. 251-252
- [8] 竹田憲生, 成瀬友博, 河野賢哉, 服部敏雄, シリコーンゲルで封止されたワイヤの振動環境下の疲労強度評価法, 材料, Vol. 52, No. 2, 2003, pp. 204-209
- [9] S. D. Downing, D. F. Socie, Simple rainflow counting algorithms, International Journal of Fatigue, Vol. 4, No. 1, 1982, pp. 31-40
- [10] H. Okamura, S. Sakai, I. Suzuki, Cumulative fatigue damage under random loads, Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, Vol. 1, No. 4, 1979, pp. 409-419
- [11] A. M. Miner, Cumulative damage in fatigue, Journal of Applied Mechanics, Vol. 12,

1945, pp159-164.

- [12] 遠藤達雄, 安在弘幸, 簡明にされたレインフローアルゴリズム「P/V 差法」について,  
材料, Vol. 30, No. 328, 1981, pp. 89-93



## 第 5 章 結論

家電製品からハイブリッド電気自動車，電力産業機器，太陽光，風力発電設備などの幅広い製品分野において，省エネに対する社会的な要請などを追い風に，パワー半導体製品の普及が急速に進んでいる。これらのパワー半導体製品においては，小型化，高効率化が進んでおり，パワー半導体デバイスの動作温度の高温化やハイブリッド電気自動車向けパワー半導体製品のエンジンルーム内の実装の必要性などの影響を受け，動作温度の高温化，耐振動信頼性基準の過酷化が進んでいる。これらの結果から，パワー半導体製品の信頼性要求基準はますます高まっている。特に，ワンチップインバータ IC の封止に用いられている硬質樹脂や，IGBT モジュールのケースに用いられるガラス繊維強化プラスチック (GFRP)，IGBT モジュールの封止に用いられるシリコンゲルなど，粘弾性特性や異方性粘弾性特性を有する樹脂部品の信頼性評価及び信頼性確保の重要性が高まっている。特に，樹脂などの粘弾性材料において，ガラス転移温度( $T_g$ )を上回る高温での応力-ひずみ関係の変化を考慮した残留応力評価技術や，FRP などの異方性粘弾性材料において，ガラス転移温度を上回る高温での応力-ひずみ関係の変化と負荷方向依存性を考慮した残留応力解析技術，さらに粘弾性特性が振動減衰に及ぼす影響を考慮した振動応力評価技術などの必要性が高まっている。

本研究では，パワー半導体製品に用いられる樹脂部品の信頼性評価技術を確立することを目的とし，樹脂材料の特性を簡便にモデル化する近似方法の提案と，これに基づく熱残留応力解析技術を開発した。また，ランダム振動試験時の信頼性に樹脂材料の粘弾性特性が与える影響を評価し，ランダム振動試験時の寿命推定技術を開発した。本研究により得られた主な結果は，以下のようにまとめられる。

第 2 章では，硬質樹脂の 1 種であるエポキシ樹脂の粘弾性特性が，樹脂モールド時の冷却によって発生する残留応力の発生に与える影響を評価するため，エポキシ樹脂の粘弾性特性を表す緩和弾性率を測定した。さらに，樹脂の粘弾性特性を 4 つの材料パラメータで

簡便に精度良く記述することのできる指数関数型実験式を提案し、指数関数型実験式を有限要素法に適用するための定式化手法を開発した。指数関数型実験式による緩和弾性率の近似精度は、項数を増やして多くの材料定数を用いたプロニー級数のような従来手法にはやや劣るが、実用上十分な近似精度が得られると考えられる。本手法により、エポキシ-金属の複合試験片の冷却時の反り変形量の解析を実施し、実測の結果と比較し、良好な一致を確認した。これにより、本手法によって樹脂の残留応力解析が可能であることを示した。

第 3 章では、GFRP の 1 種であるプリプレグモールド絶縁層の異方性粘弾性挙動に着目し、プリプレグモールド絶縁層の 3 軸クリープ試験及びせん断クリープ試験を実施してその異方性粘弾性特性を明らかにした。第 2 章で開発した粘弾性特性のモデル化手法に異方性パラメータを追加した異方性粘弾性材料モデルを構築し、これによってプリプレグモールド絶縁層の異方性粘弾性特性を記述した。さらに有限要素法による定式化を実施し、プリプレグモールドコイルの冷却時残留応力解析を実施した。この結果を実測値と比較し、良好な一致を得た。

第 4 章では、自動車に搭載される電子部品の信頼性基準として要求される、ランダム振動試験において、アルミワイヤの信頼性に与えるシリコンゲルの影響を評価した。シリコンゲルの粘弾性特性を考慮した振動解析を実施して、ランダム振動試験時にアルミワイヤに発生するひずみの二乗平均値を求め、アルミワイヤはシリコンゲルの形状がアルミワイヤの信頼性に与える影響を明らかにした。さらに、応答ひずみのパワースペクトル密度からアルミワイヤの疲労寿命を推定する手法を開発した。

以上の結果から、パワー半導体製品に多く使用される樹脂の粘弾性特性や異方性粘弾性特性を考慮することにより、パワー半導体製品の信頼性評価の高精度評価が可能であることを実証することができた。本研究では樹脂モールド後の冷却時に発生する熱残留応力に着目した研究を行ったが、パワー半導体製品の動作温度の高温化や装置の小型化、パワー

密度の増大や設置環境の過酷化に伴い、樹脂製品の使用温度も上昇し、今後粘弾性を考慮した信頼性評価が不可欠になると考えられる。また、特に車載パワー半導体製品において今後さらに耐振動信頼性が求められると考えられ、本研究の成果に基づいた耐振動信頼性評価の重要性が増すものと予想される。

本研究で残された課題としては、樹脂の硬化収縮が変形や応力に与える影響の評価が挙げられる。樹脂の硬化収縮が発生するときには、樹脂の剛性が非常に低いため、残留応力に与える影響はほとんど無いと推定されるが、複雑形状物など、体積変化が拘束されるような条件においては無視できない応力が発生する可能性がある。また、他の課題として、ランダム振動試験環境下でのアルミワイヤ疲労寿命予測技術の実機検証が挙げられる。種々のランダム振動試験条件で、アルミワイヤ疲労寿命予測の精度検証が必要である。

## 関連業績

### 学術論文

- [1] 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 :  
第1報, 硬化後冷却時に発生する応力と変形の粘弾性解析, 日本機械学会論文集(A編) ,  
Vol. 64, No. 622, 1998, pp. 1660-1666
- [2] 佐々木康二, 斉藤直人, 天城滋夫, 角田智也, 樹脂モールド時残留応力の数値解析 :  
第2報, FRP の冷却時に発生する応力の異方性粘弾性解析, 日本機械学会論文集(A編),  
Vol. 66, No. 652, 2000, pp. 2122-2127
- [3] K. Sasaki, N. Ohno, Fatigue life evaluation of aluminum bonding wire in silicone  
gel under random vibration testing, Microelectronics Reliability, Vol. 53, No. 9-11,  
2013, pp. 1766-1770

## 謝辞

本研究の遂行及び本論文をまとめるにあたり、懇切なるご指導を賜りました名古屋大学大学院工学研究科の大野信忠 教授に心から御礼を申し上げます。また、本論文の審査に際して、有益なご助言とご指導を賜りました名古屋大学大学院工学研究科の村田純教 教授、水野幸治 教授、奥村大 准教授に謹んで感謝の意を表します。さらに、こまやかなお心遣いで研究を支援してくださった浅田扶美子 教授秘書及び研究室の皆様には厚く御礼申し上げます。

本研究の着手、推進及び研究成果のまとめに当たっては、東京大学大学院 工学系研究科の酒井信介 教授、日立電線株式会社 開発センター 先端材料開発部の斉藤直人 部長、株式会社実装パートナーズの西村朝雄 副社長（元ルネサステクノロジ株式会社 主管技師）、株式会社日立製作所 日立研究所 機械研究センタの福山満由美 センタ長、株式会社日立製作所 日立研究所 機械研究センタの北野誠 主管研究長、新神戸電機株式会社 生産技術本部の清水浩也 部長、株式会社日立製作所 電力システム社の鈴木隆之 部長、株式会社日立製作所 日立研究所 機械研究センタの杉村和之 部長に、数多くのご指導、ご鞭撻及びご支援をいただきました。ここに心から御礼を申し上げます。特に、鈴木隆之 部長には、博士後期課程入学をご支援いただいただけでなく、入学時には力強い励ましのお言葉をいただきました。重ねて御礼申し上げます。

日立製作所 日立研究所 機械研究センタ 構造信頼性研究部において直属の上司であった日立化成株式会社 新事業本部 未来技術開発センタの田中直敬 主任研究員には、研究遂行へのご理解と多くのご指導、ご助言をいただきました。ここに厚く御礼申し上げます。

博士後期課程入学及び博士後期課程での研究推進に際しては、株式会社日立製作所 日立研究所 機械研究センタの谷江尚史 主任研究員より多くのご支援とご指導、ご鞭撻、

ご助言をいただきました。心より御礼申し上げます。

本研究を進めるにあたって有益なご討論とご助言をいただいた株式会社日立製作所 日立研究所 機械研究センタ 信頼性科学研究部の竹田憲生 主任研究員，中康弘 主任研究員，丸山直伴 主任研究員，河野賢哉 研究員，植木洋輔 研究員，及び新谷寛 研究員に心より厚く御礼申し上げます。

最後に終始温かく見守ってくれた家族に心より感謝いたします。

2015 年 1 月

佐々木 康二