

2019（令和元）年度 修士学位論文

CFRP 積層板の成形誘起変形

Process induced deformation of CFRP laminates

2020年3月18日

高知工科大学大学院 工学研究科基盤工学専攻
知能機械システム工学コース

1225017 川上 明哲

指導教員 高坂 達郎

目次

第1章 諸言	1
1.1 研究背景	1
1.2 研究目的	3
第2章 FRP 成形と成形モニタリング	4
2.1 FRP 成形光ファイバ ^{1,2)}	4
2.2 FBG(Fiber Bragg Grating) ひずみセンサ ⁽⁴⁾	5
第3章 熱硬化性樹脂基 FRP の成形誘起ひずみ	7
3.1 熱硬化性樹脂の硬化反応 ⁽⁴⁾	7
3.2 DSC 測定による硬化度 ⁽⁷⁾	8
3.3 エポキシ樹脂の硬化過程における物性および変形挙動	10
3.3.1 硬化度	10
3.3.2 硬化収縮の振る舞い	12
3.3.3 硬化後の粘弾性特性	13
3.3.4 硬化中の樹脂の剛性変化 ⁽⁶⁾	16
3.4 硬化後の粘弾性係数	18
3.5 硬化中の粘弾性構成方程式	21
3.6 GFRP の強化繊維に生じる成形誘起ひずみ測定	24
第4章 CFRP の成形誘起ひずみ測定	26
4.1 材料および実験方法	26
4.2 実験結果	29
4.3 考察	31
第5章 CFRP 成形誘起変形シミュレーション	32
5.1 材料特性	32
5.2 FEM モデル	34
5.2 解析結果	34
5.3 考察	37
第8章 結言	38
参考文献	39
謝辞	40
付録 使用したプログラムコード	41

第 1 章 諸言

1.1 研究背景

繊維強化プラスチック (Fiber Reinforced Plastics: FRP) は炭素(Carbon)やガラス(Glass)などの強化繊維を合成樹脂(Plastics)で固めて補強した複合材料である。この FRP には大きく分けて 2 つの特徴がある。まず 1 つ目は軽量かつ高剛性、耐腐食であること。例えば、炭素繊維強化プラスチック (Carbon Fiber Reinforced : CFRP) の比強度(引張り強度を密度で割った値)は約 785(kNm/kg)であり、これはアルミニウム合金の約 222(kNm/kg)の約 4 倍になり、CFRP はアルミニウム合金よりも軽量で高剛性である。そして 2 つ目の特徴が設計の自由度が高いことにある。FRP は強化繊維を母材である合成樹脂で固めた構造をしているため金型の形状の制限が少ない。加えて繊維方向や形状によって強度や弾性といった物性が異なる性質を持つため、繊維方向を強度に合わせて配置し成形することで無駄の少ない構造を設計することができる。そのため、航空分野をはじめとした多くの分野で扱われている材料である。さらに近年ではより大型で複雑な形状の FRP 製品も数多く登場している。これに伴いより複雑で巨大な形状の金型も登場している。しかし FRP 積層板の成形において湾曲した FRP 積層板では spring-in や spring-out などの意図しない変形が残留応力の影響で生じることがよく知られている。また非対称積層板は成形過程で面外変形を生じることがよく知られている。

そのため現在では、より寸法精度の高い FRP 製品製作のため、脱型後の変形を考慮した金型設計が求められている。特に CFRP の L 型、U 型部材における成形誘起変形については、実験的・理論的研究がこれまで多くなされてきた^①。熱硬化樹脂基 FRP の加熱硬化過程における成形誘起変形は加熱時の熱膨張、硬化反応による硬化収縮、冷却時の熱収縮によって生じるものである。また L 型部材における spring out は型拘束で生じるコーナー部厚みの不均一化、硬化度および成形温度の厚み方向分布、樹脂リッチ部の形成など様々な要因でひずみ分布の対称性が崩れて、面外方向へのモーメントが生じるために起きると考えられている。また最終的に生じる変形量には硬化過程で生じるひずみと冷却時の熱ひずみが寄与するが、主体となるのは熱ひずみであるため、硬化度が 1 に達した時の温度(硬化温度)で評価することが多く、硬化過程で生じる変形量の影響を定量的に評価した研究はそれほど多くない。

当研究室では、硬化過程で生じる硬化収縮ひずみが成形時の残留ひずみや変形に与える影響を明らかにし、その予測手法を確立することを最終目標としてこれまで研究を行ってきた。先行研究^②は成形温度条件がガラス強化繊維に生じる成形誘起応力に与える影響を明らかにするために、有限要素解析ソフト ABAQUS を用いた成形誘起応力の解析を行っ

ている。図 1-1 は 1 段階昇温で加熱硬化成形をおこなった際の成形誘起ひずみである。

その結果、成型誘起ひずみが昇温速度 $1.0^{\circ}\text{C}/\text{min.}$ のひずみの方が小さくなっていることが分かる。また図 1-2 は昇温を 2 段階昇温にした成形条件での成形誘起ひずみの振る舞いを表している。図より、温度パターンが繊維の成形後の残留ひずみに影響を与えることが分かる。

これらの結果は、樹脂硬化時の成形温度が同じ場合でも、成形温度パターンが異なることで成形誘起応力の振る舞いが異なる可能性が高いことを示している。この研究成果は強化繊維に生じる成形誘起ひずみに関して得られたものだが、FRP 積層板に生じる反りなどの成形誘起変形についても、同様の現象が起こることが予想される。しかし、同じ硬化温度で途中の温度パターンが異なる場合に、FRP 積層板にどのような変形が生じるかについて詳細に検討した研究は少ない。

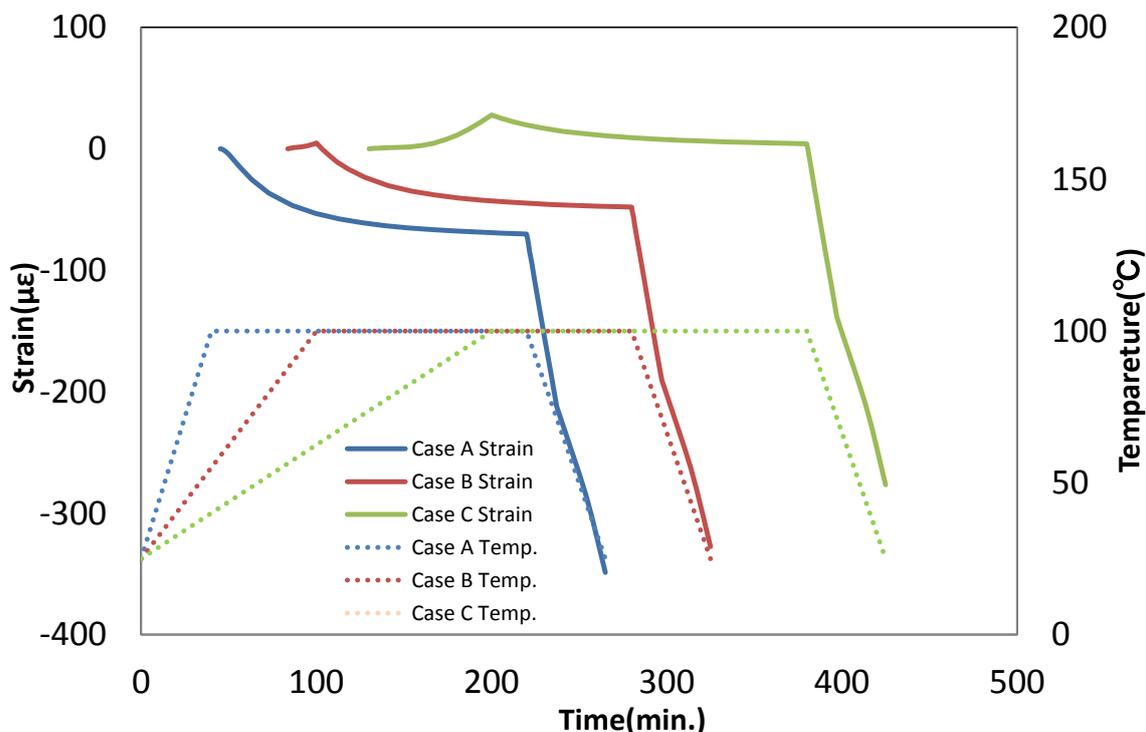


Fig.1-1 FEM simulation of molding conditions for one temperature rise by different three temperature profiles ⁽²⁾

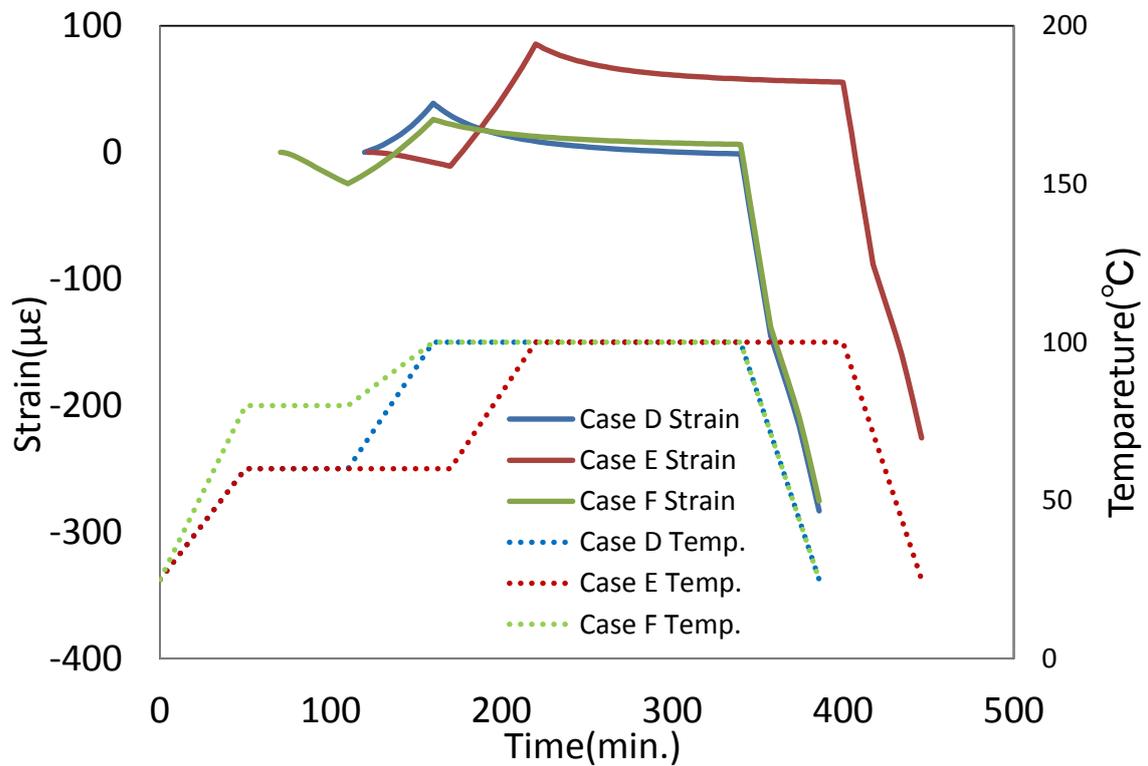


Fig.1-2 FEM simulation of molding conditions for two temperature rise by different three temperature profiles ⁽²⁾

1.2 研究目的

本研究は硬化収縮が FRP 積層板の成形誘起変形に与える影響を定量的に明らかにすることを目的とする。そこで本研究では、熱硬化性樹脂基 CFRP 積層板の成形過程に生じる硬化収縮による硬化収縮ひずみを測定するために、0 度層と 90 度層の非対称 CFRP 積層板を製作し、FBG 光ファイバセンサを使用して積層板の表面と中央部のひずみを測定した。そして測定結果を検証するために有限要素解析ソフト ABAQUS を用いた成形誘起ひずみ解析も行った。

第2章 FRP 成形と成形モニタリング

2.1 FRP 成形光ファイバ^{1,2)}

光ファイバはクラッドとコアからなる二構造で構成されている。光ファイバは石英ガラスやフッ化ガラスなどのガラス繊維でできており、光の強度、周波数、位相などを用いて映像やデジタル信号の通信を行うことが可能である。屈折率の高いコアと屈折率の低いクラッドの二構造によって光はコアの中を全反射しながら進むため、光の損失を最小限に抑えることができる。この光ファイバは細く軽量であり、通信を行う際に電子を用いないので電磁誘導によるノイズが発生しない。また材料がガラスなので腐食と劣化に強く、引火性が低いので安全性が高いなどの特徴を有している。さらに広い帯域の光を伝送が可能である。よって上記の理由から光ファイバは低ノイズで高精度なセンサとして用いられている。本研究では埋め込み式のセンサを使用しているが、センサが測定対象に対して影響を与えないことが重要になる。その点、光ファイバセンサであれば、軽量で非常に形状が小さく、またファイバの繊維形状は FRP との親和性が高く、測定対象に影響を与えないので FRP への埋め込みセンサとして適している。そのため EFPI (Extrinsic Fabry-Perot Interometric) センサや FBG (Fiber Bragg Grating) センサ、B-OTDR (Brillouin Optical Time Domain Reflectometry) センサなどの光ファイバひずみセンサなどを用いて FRP の内部ひずみのその場測定を行う研究が多くおこなわれている。⁽⁵⁾⁽⁶⁾特に EFPI センサや FBG センサは他のセンサと比較して高いひずみ精度を有しており、樹脂硬化時の微細な内部ひずみ変化を測定することに適している。

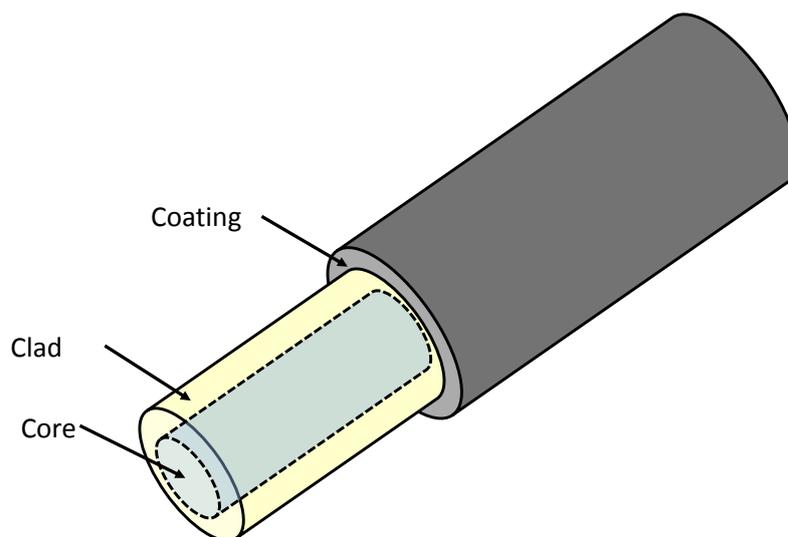


Fig.2.1 Structure of optical fiber

2.2 FBG(Fiber Bragg Grating) ひずみセンサ⁽⁴⁾

FBG 光ファイバ式センシングとは光ファイバ内に回折格子を設けることで、センサ内に広い帯域幅を持った光が入射された場合、ブラッグ波長という特定の波長のみが回折格子で反射されることを利用しているものである。ブラッグ格子で反射された光は互いに干渉し合うために、狭い帯域幅を持った光になる。この現象をブラッグ回折と呼び、以下にこのブラッグ回折の条件式を示す。

$$\lambda = 2dn \quad (2-1)$$

ここで、 λ はブラッグ波長であり、 d は回折格子間隔、 n は光ファイバのコアの屈折率である。本実験で使用する FBG ひずみセンサのブラッグ波長は 1550nm なので、光ファイバのコアの屈折率を一般的な数値である 1.46 とすると格子間隔は $0.53 \mu\text{m}$ となり、FBG の全長が 10nm なので格子数は 18800 となる。

FBG は光ファイバが周囲の温度変化や光ファイバに加わるひずみの影響による伸縮にあわせて回折格子間隔と屈折率を変化させる。この格子間隔が変化することでブラッグ波長も変化する。FBG ひずみセンサはブラッグ波長のシフト量 $\Delta\lambda$ が温度とひずみに対して線形的に変化することを利用している。検出されたブラッグ波長のシフト量の温度依存性とひずみ依存性を考慮すると、 $\Delta\lambda$ は以下の式(2-2)で表される。

$$\frac{\Delta\lambda}{\lambda_0} = \left[1 - \frac{n_0^2}{2} \{p_{12} - \nu_s(p_{11} + p_{12})\} \right] (\varepsilon_3 - \alpha_s \Delta T) + \left(\alpha_s + \frac{1}{n_0} \frac{dn_0}{dT} \right) \Delta T \quad (2-2)$$

ここで n_0 、 λ_0 はそれぞれひずみと温度変化がない状態における光ファイバのコアの屈折率、ブラッグ波長であり、 ν_s は光ファイバのポアソン比、 p_{11} と p_{12} はポッケル定数、 α_s は光ファイバの熱膨張率、 T と ΔT は室温と室温化の温度変化、 $\varepsilon_3 - \alpha_s \Delta T$ は温度変化によるひずみを考慮した場合の軸方向ひずみ ε_3^s であり、温度変化が 0 の場合は $\varepsilon_3 - \varepsilon_3^s$ である。また用いた FBG ひずみセンサのひずみ依存性と温度依存性は次のように求められている。

$$\left[1 - \frac{n_0^2}{2} \{p_{12} - \nu_s(p_{11} + p_{12})\} \right] = 0.7368 \times 10^{-6} \quad (2-3)$$

$$\left(\alpha_s + \frac{1}{n_0} \frac{dn_0}{dT} \right) = 5.672 \times 10^{-6} + (-6.207 \times 10^{-9} \Delta T) \quad (2-4)$$

式(2-3)と式(2-4)を式(2-2)に代入して、ひずみ ε について解くと次式が得られる。

$$\varepsilon = \frac{\frac{\Delta\lambda}{\lambda_0} - (-6.207 \times 10^{-9} \times \Delta T^2) - 5.672 \times 10^{-6} \times \Delta T}{0.7368 \times 10^{-7}} + \alpha_s \Delta T \quad (2-5)$$

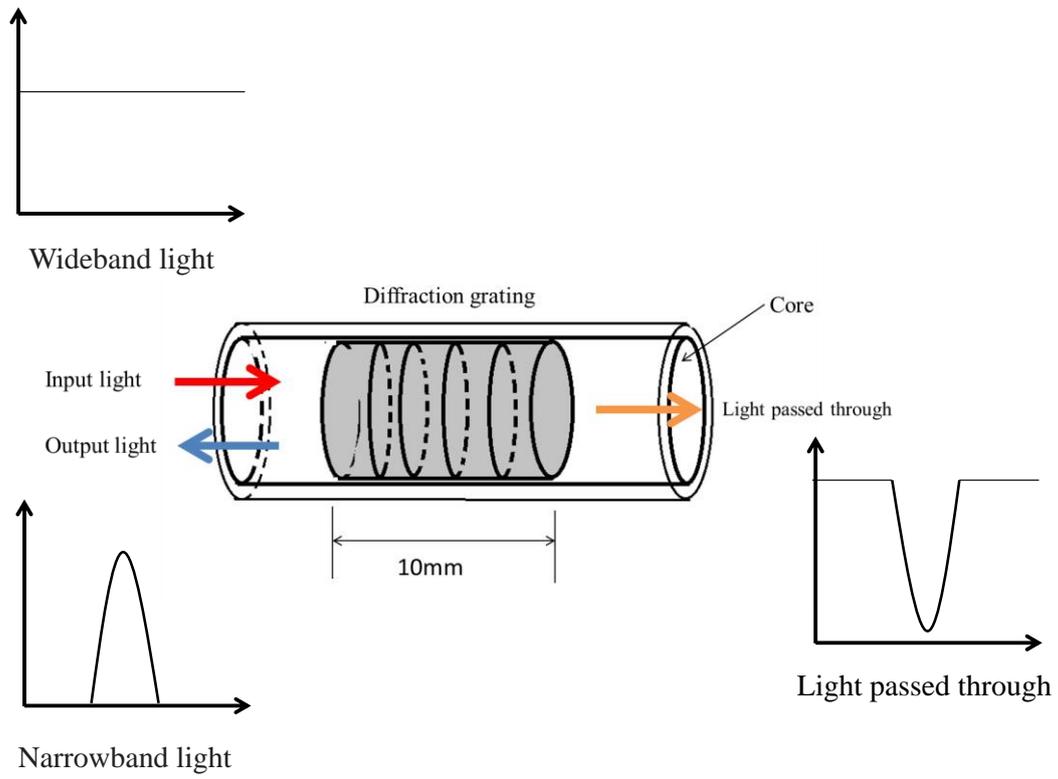


Fig.2.2 FBG sensor and spectra of propagating lights

第3章 熱硬化性樹脂基 FRP の成形誘起ひずみ

3.1 熱硬化性樹脂の硬化反応⁽⁴⁾

現在、エポキシ樹脂などの熱硬化性樹脂は高い耐久性と低コストを理由に幅広い分野で使用されている。しかしこのエポキシ樹脂は熱硬化時の樹脂の形態挙動が複雑であり、現在でも成形プロセス中の挙動が十分に明らかになっていない。図 3-1 にエポキシ樹脂の加熱による硬化過程における樹脂の密度変化を示す。この熱硬化性樹脂は、加熱による温度上昇により液相状態で熱膨張をする。その後、硬化反応によって樹脂の二次元的架橋が始まり、体積収縮を伴いながら二次的架橋の終点のゲル化点に到達する。このゲル化点に到達したエポキシ樹脂は液体から固体としての挙動に移行する。さらに固体では三次的架橋に移行し、硬化点に到達する。そして、冷却過程を経て室温に戻る。この状態変化過程で樹脂の体積が変化することにより、樹脂内部にひずみが生じる。

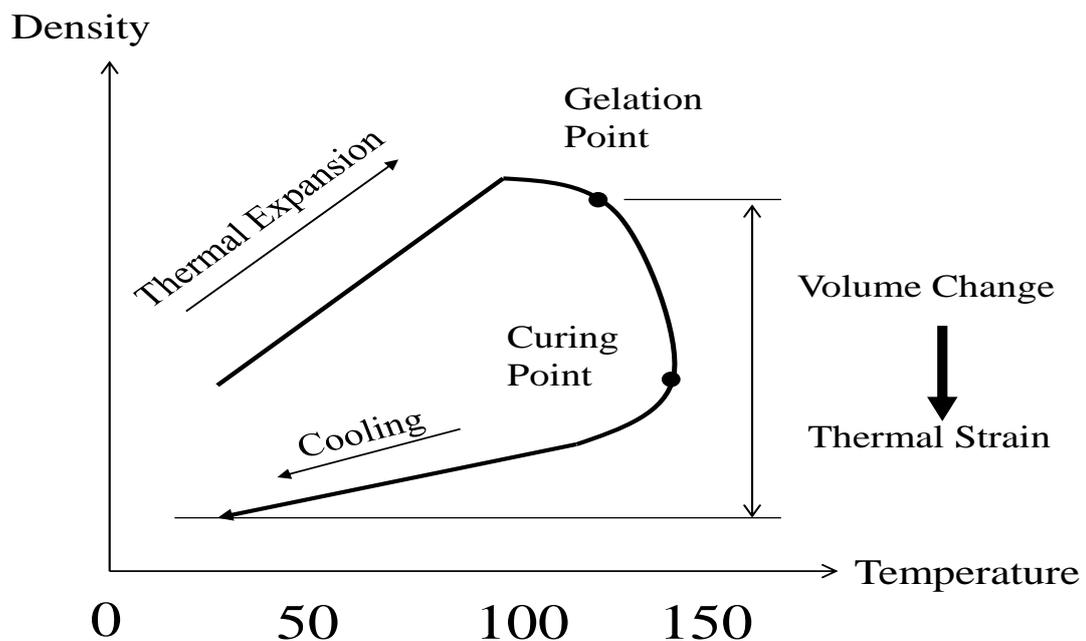


Fig.3-1 Density change of epoxy resin during cure process⁽⁴⁾

3.2 DSC 測定による硬化度⁽⁷⁾

熱硬化性樹脂の硬化度を測定する方法として DSC 測定がある。この測定方法では一定の熱を与えながら、基準物質と試料の温度を測定して試料の熱物性を温度差として捉えることで、試料の状態変化の反応や構造の相転位、結晶化などを把握することが可能である。エポキシ樹脂の場合、硬化反応時に主剤と硬化剤で反応熱が発生するため、反応による発熱量から硬化度を算出することが可能である。図 3-2 に温度変化に伴う樹脂硬化時の反応熱量、図 3-3 に熱量と硬化度の推移を示す。

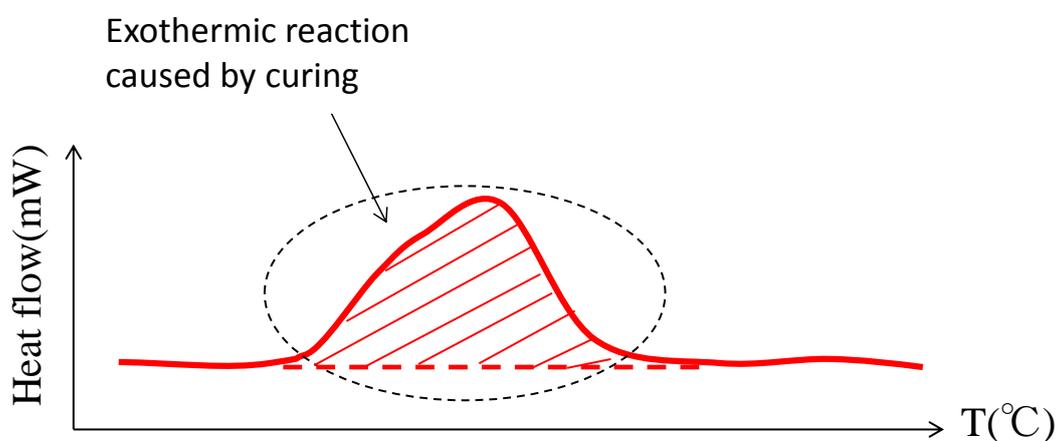


Fig.3-2 Heat of reaction during resin curing due to temperature change

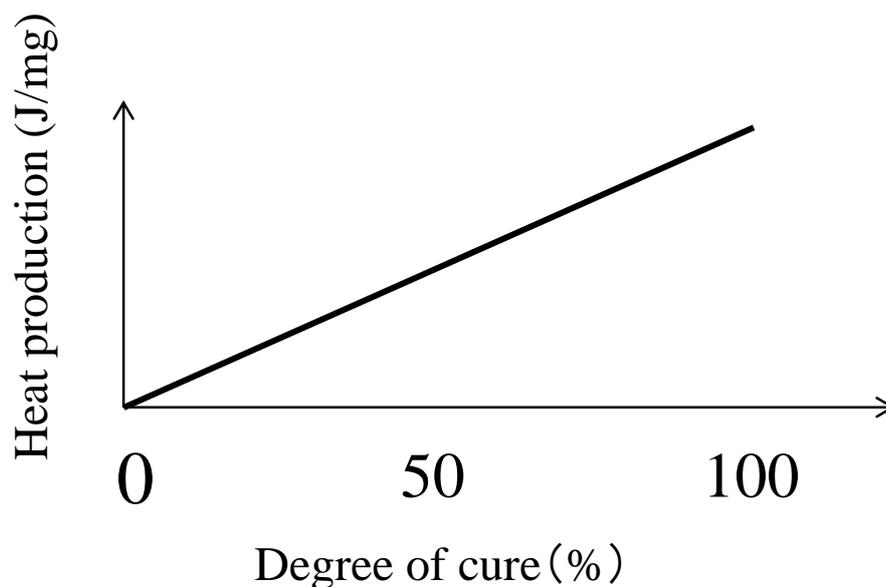


Fig.3-3 Relationship between heat production and degree of cure

DSC の硬化度測定手法を以下に示す。DSC 測定によって得られる熱量を \dot{q} とすると、硬化度は式(3-1)から求めることが可能である。

$$\alpha_{DSC}(t) = \frac{\int_0^t \dot{q} dt}{\int_0^{t_e} \dot{q} dt} = \frac{\int_{T_0}^T \dot{q} dT}{\int_{T_0}^{T_e} \dot{q} dT} \quad (3-1)$$

ここで、 T_0 は初期温度、 T は時間 t における温度、 T_e は硬化終了時間 t_e における温度である。また、式(3-1)を硬化速度の式にすると

$$\frac{d\alpha_{DSC}(t)}{dt} = \frac{\dot{q}}{\int_0^{t_e} \dot{q} dt} = \frac{dT}{dt} \frac{\dot{q}}{\int_{T_0}^{T_e} \dot{q} dT} \quad (3-2)$$

DSC 測定によって得られる熱量と時間および温度の関係から式(3-1)と式(3-2)を用いることで硬化度、硬化速度および時間の関係を得ることが可能である。

3.3 エポキシ樹脂の硬化過程における物性および変形挙動

先行研究⁽³⁾⁽⁴⁾では、本研究で用いたエポキシ樹脂(三菱ケミカル(株), 主剤 801, 硬化剤 3080, 配合率 100 : 45)について、硬化過程中の樹脂の剛性, 粘弾性特性と、硬化収縮ひずみが詳細に調査されている。本節では、それらを引用しながら、本研究で用いた樹脂の硬化反応中に変化する物性と硬化収縮の挙動について解説する

3.3.1 硬化度

エポキシ樹脂の DSC 測定結果から、硬化度曲線が求められている。また、硬化度曲線から、Kamal model を用いた硬化反応速度式も求められている。以下に Kamal model を示す。また、図 3-4 に、昇温速度 1.0°C/min, 3.0°C/min, 5.0°C/min. で等速昇温を行った場合の、温度に対する硬化度曲線を示す。図より、本樹脂の硬化進展の振る舞いは、硬化初期ではゆっくりと硬化が開始し、やがて加速して、硬化度 0.6 付近で硬化速度は最大となり、硬化度 0.8 を超えると減速して緩やかに硬化終了に達することが分かる。また、昇温速度が速くなるにつれて、硬化開始および硬化終了温度が高温側にシフトすることもわかる。

$$\frac{D\alpha}{dt} = (k_1 + k_2 a^m)(1 - \alpha)^n \quad (3-3)$$

$$k_1 = A_1 \exp\left(-\frac{E_1}{RT}\right) \quad (3-4)$$

$$k_2 = A_2 \exp\left(-\frac{E_2}{RT}\right) \quad (3-5)$$

ここでRは気体定数, E_1 , E_2 は活性化エネルギー, m, nは反応次数, A_1 , A_2 は係数である。

Table.3-1 Parameters for epoxy risen

R	8.314JK ⁻¹ mol ⁻¹
m	0.35
n	1.7115
A_1 (s ⁻¹)	188.15
A_2 (s ⁻¹)	3613.5
E_1 (Kcal/mol)	48043.9
E_2 (Kcal/mol)	44017.4

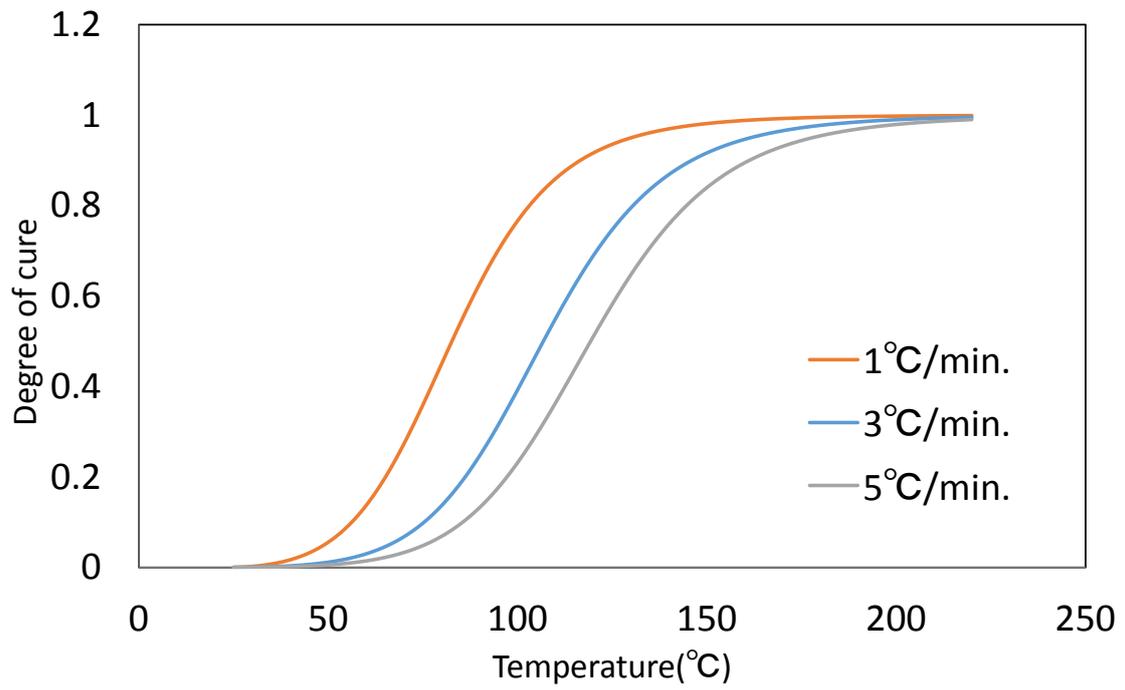


Fig.3-4 degree-of-cure curve of epoxy resin

3.3.2 硬化収縮の振る舞い

先行研究⁽⁶⁾ではディラトメータを用いて硬化反応中の樹脂の収縮量を測定し、樹脂の硬化反応による硬化ひずみは樹脂の硬化度の関数であることが明らかになっている。以下に100℃で3時間樹脂を加熱させた場合の時間と硬化収縮ひずみの関係を図3-5に示す。図から硬化収縮は成形時間と共に非線形的に減少し、やがて一定値に達することが分かる。また図3-6に、硬化度と硬化収縮ひずみの関係を示す。図から本研究で使用したエポキシ樹脂の硬化度と硬化収縮ひずみは硬化度0.68以上で線形関係にあると判断できるため、次式で近似した。

$$\varepsilon_{\alpha} = -0.01769\alpha + 0.01203 \quad (3-6)$$

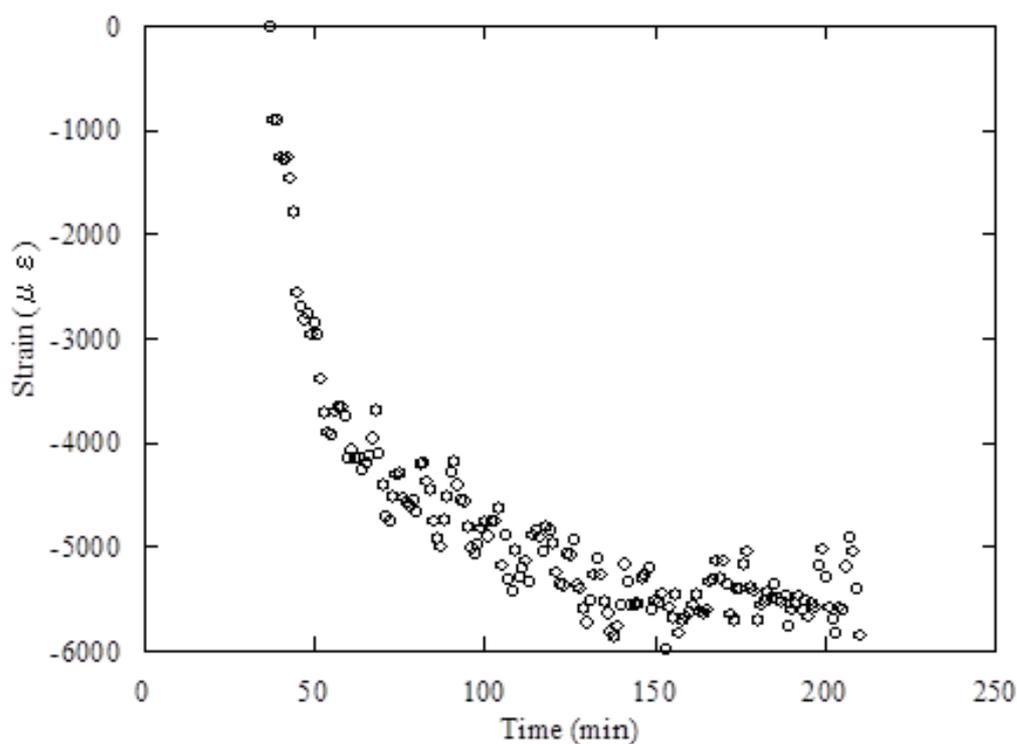


Fig.3-5 Relationship between heating time and cure shrinkage strain⁽⁶⁾

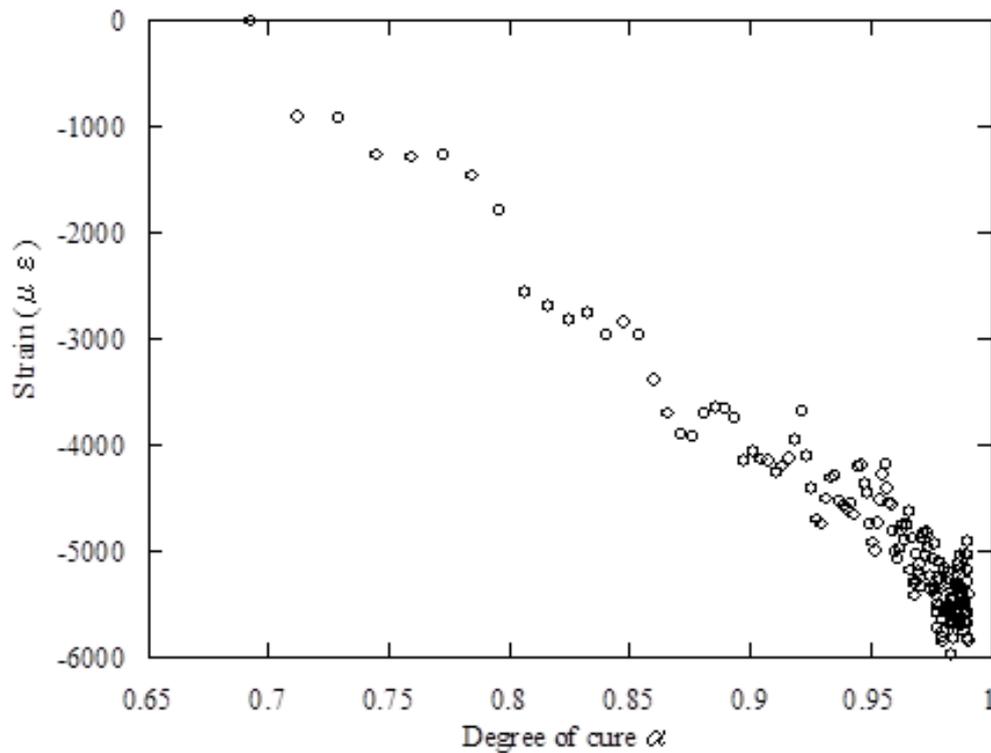


Fig.3-6 Relationship between degree of cure and cure shrinkage strain⁽⁶⁾

3.3.3 硬化後の粘弾性特性

樹脂は一般に粘弾性特性を示すことが良く知られている。硬化中の樹脂の粘弾性特性は、硬化進展とともに大きく変化し、硬化度が低い場合および硬化度が 1 に近いが、温度が硬化後のガラス転位温度より高い場合は、すぐに緩和する。よって、本研究では硬化後の粘弾性特性にのみ着目した。Maxwell 型の粘弾性モデルを用いて硬化後の粘弾性特性をプロニー級数で表すと式(3-5)が得られる。

$$G(t) = G_0 \left(1 - \sum_{i=1}^n g_i \left(1 - e^{-\frac{t}{\tau_i}} \right) \right) \quad (3-7)$$

ここで G_0 は瞬間せん断弾性率であり、 g_i はプロニー級数の係数、 τ_i は緩和時間である。

先行研究では、DMA (Dynamic Mechanical Analysis) を用いたクリープ試験から、コンプライアンスのマスターカーブが求められている。図 3-7 に、コンプライアンスのマスターカーブを示す。コンプライアンスのマスターカーブのプロニー級数をラプラス変換することで、剛性プロニー級数を得ることが出来る。表 3-1 に求められたプロニー級数の係数 g_i と緩和時間 τ_i 、解析に用いた材料定数を示す。また、温度が粘弾性係数に与える影響はアレニウスの式を用いて表した。

表 3-2 に求められたプロニー級数の係数 g_i と緩和時間 τ_i , 解析に用いた材料定数を示す。マスターカーブを求めるためには, 各測定温度で測定されたコンプライアンス—時間曲線が1つの曲線となるように, 横軸の時間をシフトさせる。そのシフト量は, 温度によって決まる。これを温度シフトファクター A_T と呼び, 本研究では以下のようにアレニウスの式を用いて温度依存性を表現した。

$$A_T = A \exp\left(-\frac{E}{RT}\right) \quad (3-8)$$

ここで A_T は温度シフトファクター, E は活性化エネルギー, R は気体定数, T は絶対温度である。また, アレニウスの式の各パラメータは, マスター曲線を求める際に得られる A_T と温度の関係から, アレニウスプロットを描いて, 直線を当てはめることで得ることが出来る。図 3-8 に作成したアレニウスプロットを示す。その結果, 定数 A と活性化エネルギー E が求められ, 次式が得られた。

$$A_T = \exp\left(\frac{210.190418 - 6836944073}{T - 273.15}\right) \quad (3-9)$$

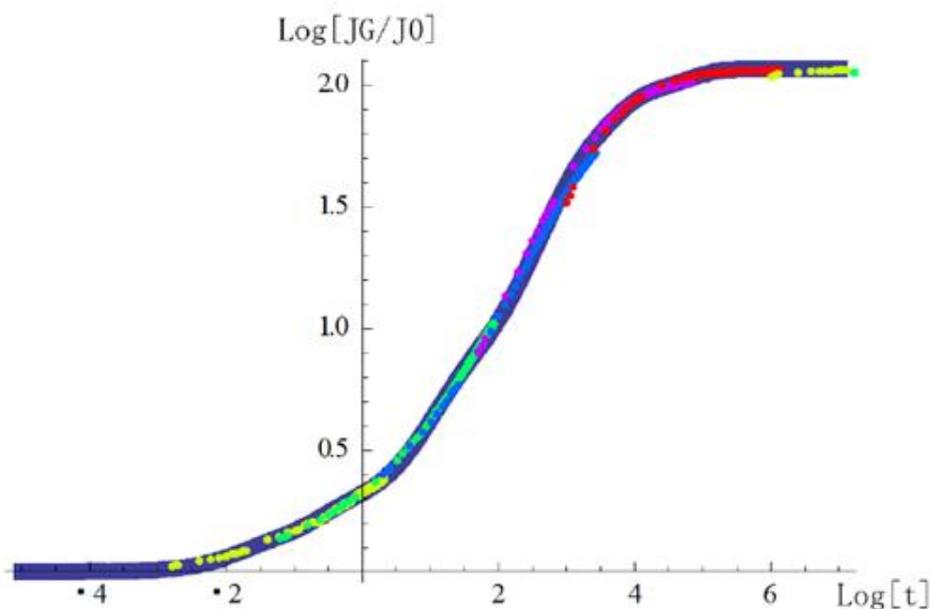


Fig.3-7 Master curve of compliance of epoxy resin against time

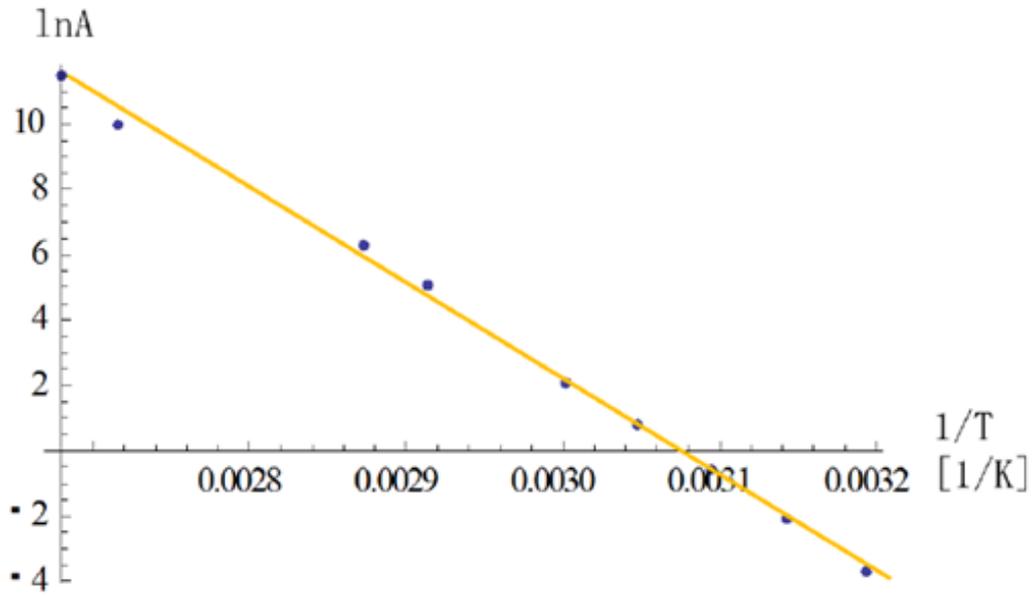


Fig.3-8 Arrhenius plot

Table.3-2 Prony coefficients of viscoelastic epoxy resin

Prony Parameters			
g_1	0.0390294	τ_1	0.0125011
g_2	0.0447358	τ_2	0.172643
g_3	0.0706954	τ_3	4.59696
g_4	0.0224030	τ_4	107.212
g_5	0.00133913	τ_5	2609.40
g_6	0.000413845	τ_6	49050.9

3.3.4 硬化中の樹脂の剛性変化⁽⁶⁾

先行研究⁽⁶⁾では、本研究で用いた樹脂について、レオメータを用いて硬化中の樹脂の剛性変化を硬化度の関数として求めている。直径 25mm の円形プレートを用いてギャップ高さを 0.5mm、ひずみを 5000 $\mu\epsilon$ として、昇温速度 2.5K/min.(25 $^{\circ}$ Cから 100 $^{\circ}$ C)で加熱した後に 100 $^{\circ}$ Cを 180 分保持し、それぞれ周波数 0.1, 1, 10, 100Hz で測定が行われた。図 3-9 から昇温が終了時間（開始約 40 分）から樹脂のせん断剛性は急激に上昇し、その後硬化反応に伴って緩やかに一定値に収束している。ここで、0.1Hz で得られたせん断剛性を完全に応力が緩和した値とし、それを興亜完了時の剛性で無次元化した緩和せん断剛性 \bar{G}_{∞} を求めた。図 3-10 は硬化度と \bar{G}_{∞} の関係であり、この結果から硬化度と \bar{G}_{∞} がほぼ直線関係であることがわかった。この結果から \bar{G}_{∞} を $A_{\alpha}(\alpha)$ とおいて実験式(3-8)が求められた。

$$A_{\alpha}(\alpha) = 3.179\alpha - 2.179 \quad (\alpha > 0.69) \quad (3-10)$$

ここで $A_{\alpha}(\alpha)$ を剛性の剛性シフトファクターと呼び、硬化度 0.69 以下の場合、樹脂による繊維の拘束がされないため、考慮していない。また、プロニー級数の式(3-5)より

$$G(\infty) = G_o \left(1 - \sum_{i=1}^n g_i \right) \quad (3-11)$$

となるので、本研究では緩和せん断性と瞬間せん断性の硬化度シフトファクタは等しいので、硬化度 α における樹脂のせん断剛性は式(3-10)で表すことが出来る。

$$G(\alpha, t) = G_o A_{\alpha}(\alpha) \left(1 - \sum_{i=1}^n g_i \left(1 - e^{-\frac{t}{\tau_i}} \right) \right) \quad (3-12)$$

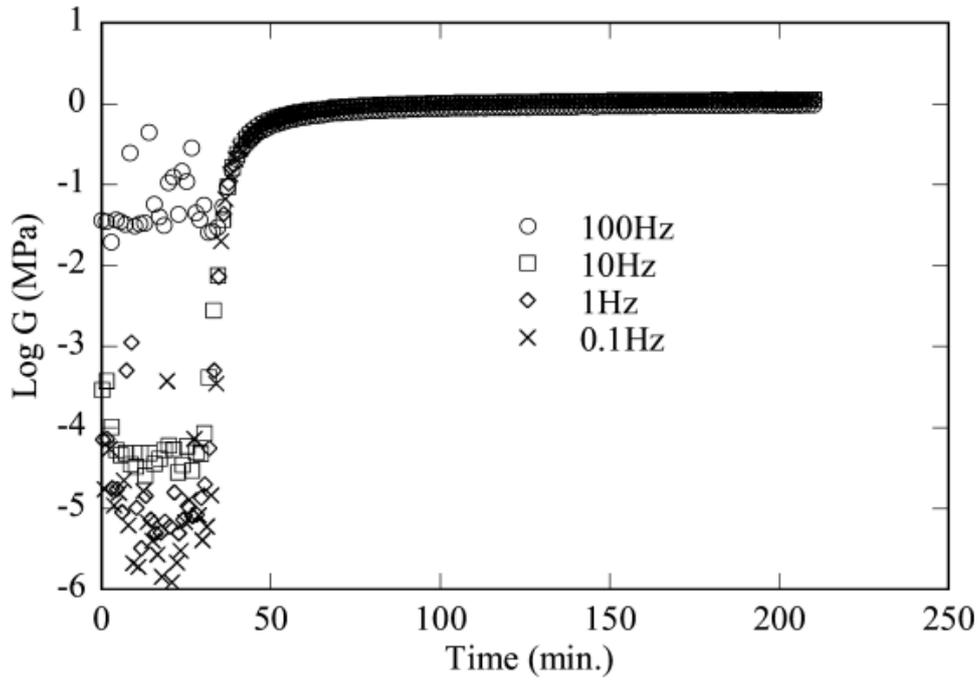


Fig.3-9 Relationships between shear modulus and curing time at various frequencies⁽⁶⁾

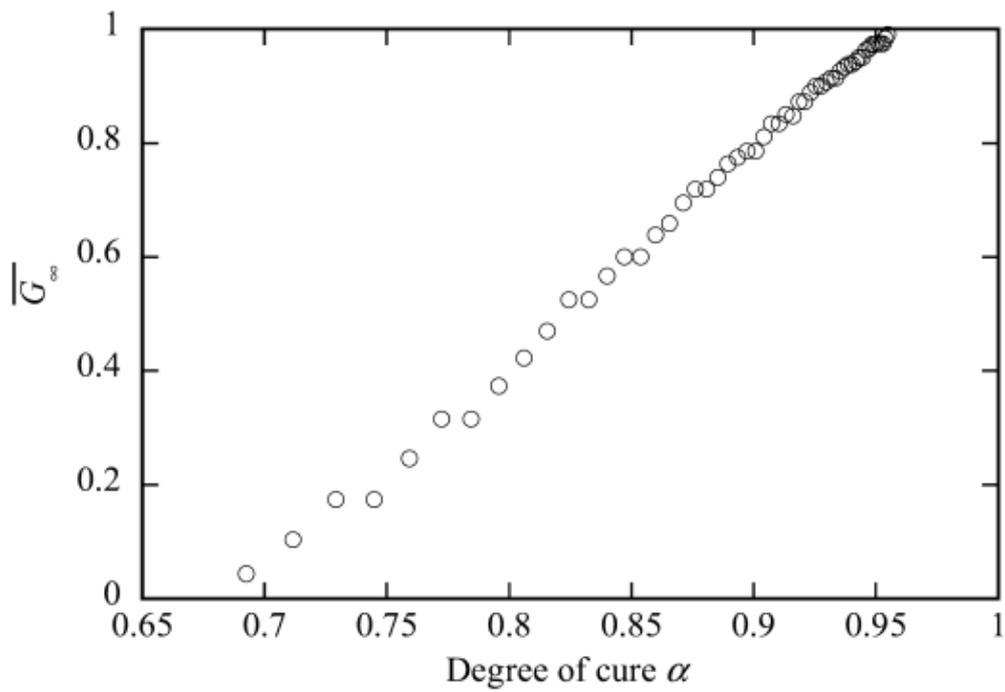


Fig.3-10 Relationships between normalized shear modulus and degree of curing⁽⁶⁾

3.4 硬化後の粘弾性係数

一般的にエポキシ樹脂は物性値が硬化度に依存する線形等方性粘弾性体として扱われ、その構成方程式は式(3-13)のように表される。先行研究では有限要素解析ソフト ABAQUS を使用した FEM 解析をおこなった。その際に用いた粘弾性構成方程式(3-13)は以下のよう
に表される。()

$$\sigma(t) = \int_0^t 2G(\tau - \tau') \dot{e} dt' + I \int_0^t K(\tau - \tau') \dot{\varphi} dt' \quad (3-13)$$

ここで σ は応力テンソル、 e は偏差ひずみテンソル、 G はせん断弾性率、 K は体積弾性率、 I は単位テンソル、 φ は体積ひずみ、 τ は擬似時間である。

$$\varphi = \varepsilon_{11} + \varepsilon_{22} + \varepsilon_{33} \quad (3-14)$$

$$e = \varepsilon - \frac{1}{3} \varphi I \quad (3-15)$$

となり、式(3-11)の右边を偏差応力テンソル S と圧力 p の式にそれぞれ分けて、擬似時間 τ で積分すると以下の式となる。

$$S(t) = \int_0^{\tau} 2G(\tau - \tau') \frac{de}{d\tau'} d\tau' \quad (3-16)$$

$$p(t) = \int_0^{\tau} K(\tau - \tau') \frac{d\varphi}{d\tau'} d\tau' \quad (3-17)$$

さらに式(3-16)にプロニー級数を用いれば次式が得られる。

$$S(t) = 2G_0 \left(e - \sum_{i=1}^{N_G} g_i e_i \right) \quad (3-18)$$

$$e_i = \int_0^{\tau^n} \left(1 - e^{-\frac{\tau' - \tau^{n+1}}{\tau_i}} \right) \frac{de}{d\tau'} d\tau' \quad (3-19)$$

ここで e_i は粘性ひずみと呼び、式(3-18)がプロニー級数を用いた粘弾性構成方程式となる。次に式(3-18)を差分化するために式(3-19)を差分化する。

まず、 $n + 1$ 回目を計算すると

$$e_i^{n+1} = \int_0^{\tau^n} \left(1 - e^{-\frac{\tau' - \tau^{n+1}}{\tau_i}} \right) \frac{de}{d\tau'} d\tau' + \int_{\tau^n}^{\tau^{n+1}} \left(1 - e^{-\frac{\tau' - \tau^{n+1}}{\tau_i}} \right) \frac{de}{d\tau'} d\tau' \quad (3-20)$$

ここで $\tau^{n+1} = \tau^n + \Delta\tau$ とすると

$$1 - e^{-\frac{\tau' - \tau^{n+1}}{\tau_i}} = 1 - e^{-\frac{-\Delta\tau}{\tau_i}} + e^{-\frac{-\Delta\tau}{\tau_i}} \left(1 - e^{-\frac{\tau' - \tau^n}{\tau_i}} \right) \quad (3-21)$$

であり、ステップでは変形速度が一定なので

$$\frac{de}{d\tau'} = \frac{\Delta e}{\Delta\tau} \quad (3-22)$$

$$\tau' = [\tau^n, \tau^{n+1}] \quad (3-23)$$

つまり、式(3-21)は以下の式となる。

$$\mathbf{e}_i^{n+1} = \left(1 - e^{-\frac{\Delta\tau}{\tau_i}}\right) \int_0^{\tau^n} \frac{d\mathbf{y}}{d\tau'} d\tau' + e^{-\frac{\Delta\tau}{\tau_i}} \int_{\tau^n}^{\tau^{n+1}} \left(1 - e^{-\frac{\tau' - \tau^n}{\tau_i}}\right) \frac{d\mathbf{e}}{d\tau'} d\tau' + \frac{\Delta\mathbf{e}}{\Delta\tau} \int_{\tau^n}^{\tau^{n+1}} \left(1 - e^{-\frac{\tau' - \tau^{n+1}}{\tau_i}}\right) d\tau \quad (3-24)$$

また式(3-24)をそれぞれ解析的に積分すると

$$\int_0^{\tau^n} \frac{d\mathbf{e}}{d\tau'} d\tau' = \mathbf{e}^n \quad (3-25)$$

$$\int_{\tau^n}^{\tau^{n+1}} \left(1 - e^{-\frac{\tau' - \tau^{n+1}}{\tau_i}}\right) d\tau' = \left\{ \Delta\tau - \tau_i \left(1 - e^{-\frac{\Delta\tau}{\tau_i}}\right) \right\} \frac{\Delta\mathbf{e}}{\Delta\tau} \quad (3-26)$$

となり、差分化した式は以下の式となる。

$$\Delta\mathbf{e}_i = \mathbf{e}_i^{n+1} - \mathbf{e}_i^n = \frac{\tau_i}{\Delta\tau} \left(\frac{\Delta\tau}{\tau_i} + e^{-\frac{\Delta\tau}{\tau_i}} - 1 \right) \Delta\mathbf{e} + \left(1 - e^{-\frac{\Delta\tau}{\tau_i}}\right) (\mathbf{e}^n - \mathbf{e}_i^n) \quad (3-27)$$

ここで、

$$a_i = \frac{\tau_i}{\Delta\tau} \left(\frac{\Delta\tau}{\tau_i} + e^{-\frac{\Delta\tau}{\tau_i}} - 1 \right) \quad (3-28)$$

$$b_i = 1 - e^{-\frac{\Delta\tau}{\tau_i}} \quad (3-29)$$

とすると式(3-27)は次式に表すことができる。

$$\Delta\mathbf{e}_i = a\Delta\mathbf{e} + b(\mathbf{e}^{(n)} - \mathbf{e}_i^{(n)}) \quad (3-30)$$

この式(3-21)は全ひずみの差分である。次に式(3-16)を差分化すると、

$$\Delta\mathbf{S} = 2G_0 \left(\Delta\mathbf{e} - \sum_{i=1}^{N_G} g_i \Delta\mathbf{e}_i \right) \quad (3-31)$$

となり、式(3-28),(3-31)から

$$k = 1 - \sum_{i=1}^{N_G} a_i g_i \quad (3-32)$$

とすれば応力の差分は次式となる。

$$\Delta\mathbf{S} = 2G_0 \left(k\Delta\mathbf{e} - \sum_{i=1}^{N_G} g_i b_i (\mathbf{e}^n - \mathbf{e}_i^n) \right) \quad (3-33)$$

次にひずみ—応力関係の Jacobian を導出すると

$$\Delta\boldsymbol{\sigma} - K\Delta\boldsymbol{\varphi}\mathbf{I} = 2G_0 \left(k\Delta\mathbf{e} - \sum_{i=1}^{N_G} g_i b_i (\mathbf{e}^n - \mathbf{e}_i^n) \right) \quad (3-34)$$

であるから、

$$\{\Delta\boldsymbol{\sigma}_i\} = \{\sigma_{11}, \sigma_{22}, \sigma_{33}, \sigma_{23}, \sigma_{31}, \sigma_{12}\}^T \quad (3-35)$$

$$\{\Delta\varepsilon_i\} = \{\varepsilon_{11}, \varepsilon_{22}, \varepsilon_{33}, \varepsilon_{23}, \varepsilon_{31}, \varepsilon_{12}\}^T$$

とすると、垂直応力成分は以下のようなになる。

$$\frac{\partial\{\Delta\sigma_i\}}{\partial\{\Delta\varepsilon_j\}} = \frac{4}{3}G_0k + K \quad (i=j=1,2,3) \quad (3-36)$$

$$\frac{\partial\{\Delta\sigma_i\}}{\partial\{\Delta\varepsilon_j\}} = -\frac{2}{3}G_0k + K \quad (i \neq j, i,j=1,2,3) \quad (3-37)$$

$$\frac{\partial\{\Delta\sigma_i\}}{\partial\{\Delta\varepsilon_j\}} = 0 \quad (i \neq j, i=1,2,3, j=4,5,6) \quad (3-38)$$

またせん断応力成分は

$$\frac{\partial\{\Delta\sigma_i\}}{\partial\{\Delta\varepsilon_j\}} = 0 \quad (i \neq j, i=4,5,6, j=1,2,3) \quad (3-39)$$

$$\frac{\partial\{\Delta\sigma_i\}}{\partial\{\Delta\varepsilon_j\}} = G_0k \quad (i=j=4,5,6) \quad (3-40)$$

となる。

また、温度による擬似時間による擬似時間による差分化を示す。前節(3.3.1)で紹介したシフトファクターの式(3-3)より擬似時間は実時間をシフトファクター A_T で割ることで計算される。任意の時間における τ は

$$\tau = \int_0^t \frac{dt'}{A_T(T(t'))} \quad , \quad \frac{d\tau}{dt} = \frac{1}{A_T(T(t))} \quad (3-41)$$

で表される。本研究では以下の式を用いた。

$$\Delta\tau = \frac{\Delta t}{A_T} \quad (3-42)$$

となる。

3.5 硬化中の粘弾性構成方程式

前節(3.3.4)から硬化中の樹脂の剛性は硬化度の関数であることが明らかになっている。そのため硬化中の樹脂の物性変化に基づいた粘弾性構成方程式の定式化を行う。前節との大きな違いは、構成方程式が樹脂のせん断剛性が時間でなく硬化中の樹脂の物性の変化を考慮した計算を行うため、式(3-13)を拡張した構成方程式を以下のように定義した。

$$\boldsymbol{\sigma}(t) = \int_0^t 2G(\alpha, \tau - \tau') \dot{\mathbf{e}} d\tau' + I \int_0^\tau K(\alpha, \tau - \tau') \dot{\varphi} d\tau' \quad (3-43)$$

さらに式(3-43)を偏差応力テンソル \mathbf{S} と圧力 p にそれぞれ分けると

$$\mathbf{S}(t) = \int_0^\tau 2G(\alpha, \tau - \tau') \frac{d\mathbf{e}}{d\tau'} d\tau' \quad (3-44)$$

$$p(t) = \int_0^\tau K(\alpha, \tau - \tau') \frac{d\varphi}{d\tau'} d\tau' \quad (3-45)$$

となる。さらに硬化中の樹脂の粘弾性測定より定義した硬化度 α に対するせん断剛性の

$$G(\alpha, t) = G_0 A_\alpha(\alpha) \left\{ 1 - \sum_{i=1}^{N_G} g_i (1 - e^{-t/\tau_i}) \right\} \quad (3-46)$$

を用いれば次式が得られる。

$$\mathbf{S}(t) = 2G_0 (\tilde{\mathbf{e}} - \sum_{i=1}^{N_G} g_i \tilde{\mathbf{e}}_i) \quad (3-47)$$

ただし、

$$\tilde{\mathbf{e}} = \int_0^\tau A_\alpha(\alpha) \frac{d\mathbf{e}}{d\tau'} d\tau' \quad (3-48)$$

$$\tilde{\mathbf{e}}_i = \int_0^\tau A_\alpha(\alpha) \left(1 - e^{-\frac{\tau' - \tau^n}{\tau_i}} \right) \frac{d\mathbf{e}}{d\tau'} d\tau' \quad (3-49)$$

であり、 $\tilde{\mathbf{e}}$ は擬似偏差機械ひずみ、 $\tilde{\mathbf{e}}_i$ は擬似粘性ひずみである。ここで式(3-36)を差分化する為に、 $n+1$ 回目の計算を行うと

$$\tilde{\mathbf{e}}^{n+1} = \int_0^{\tau^n} A_\alpha(\alpha) \frac{d\mathbf{e}}{d\tau'} d\tau' + \int_{\tau^n}^{\tau^{n+1}} A_\alpha(\alpha^n) \frac{d\mathbf{e}}{d\tau'} d\tau' = \tilde{\mathbf{e}}^n + h \Delta \mathbf{e} \quad (3-50)$$

となる。ここで h は以下の式となる。

$$h = \frac{1}{\Delta\tau} \int_{\tau^n}^{\tau^{n+1}} A_\alpha(\alpha) d\tau' \quad (3-51)$$

また第二項の積分については先行研究では積分区間内の中央値で近似を行うので

$$A_\alpha^n(\alpha) = \frac{A_\alpha(\alpha^{n+1}) + A_\alpha(\alpha^n)}{2} \equiv A_{\alpha c}^n \quad (3-52)$$

となる。さらに硬化度は実時間に単調に増加していくので区間内では次式で近似をする。

$$\alpha - \alpha^n = \frac{\Delta\alpha}{\Delta t}(t - t^n) \quad (3-53)$$

ここで実時間と擬似時間の関係を示す。

$$\tau - \tau^n = \frac{\Delta\alpha}{\Delta\tau}(t - t^n) \quad (3-54)$$

これにより式(3-51)は以下のようになる。

$$h = \frac{1}{\Delta\tau} \int_{\tau}^{\tau^{n+1}} A_{\alpha}(\alpha) d\tau' = \frac{A_{\alpha c}^n}{\Delta\tau} \int_{\tau}^{\tau^{n+1}} d\tau = A_{\alpha c}^n \quad (3-55)$$

つまり

$$\Delta\tilde{\mathbf{e}} = A_{\alpha c}^n \Delta\mathbf{e} \quad (3-56)$$

となる。次に擬似粘性ひずみの差分化を行うと、

$$\mathbf{e}_i^{n+1} = \int_0^{\tau^n} A_{\alpha}(\alpha) \left(1 - e^{-\frac{\tau' - \tau^{n+1}}{\tau_i}}\right) \frac{d\mathbf{e}}{d\tau'} d\tau' + \left(A_{\alpha}(\alpha^n) + \frac{\Delta A_{\alpha}}{2}\right) \int_{\tau^n}^{\tau^{n+1}} \left(1 - e^{-\frac{\tau' - \tau^{n+1}}{\tau_i}}\right) \frac{d\mathbf{e}}{d\tau'} d\tau' \quad (3-57)$$

ここで、前節と同様に(3-21),(3-22)を用いれば

$$\begin{aligned} \mathbf{e}_i^{n+1} &= e^{-\frac{\Delta\tau}{\tau_i}} \int_0^{\tau^n} A_{\alpha}(\alpha) \frac{d\mathbf{e}}{d\tau'} d\tau' + \left(1 - e^{-\frac{\Delta\tau}{\tau_i}}\right) \int_{\tau^n}^{\tau^{n+1}} A_{\alpha}(\alpha) \frac{d\mathbf{e}}{d\tau'} d\tau' + \frac{\Delta\mathbf{e}}{\Delta\tau} \int_{\tau^n}^{\tau^{n+1}} A_{\alpha}(\alpha) \left(1 - e^{-\frac{\tau' - \tau^{n+1}}{\tau_i}}\right) d\tau \\ &= e^{-\frac{\Delta\tau}{\tau_i}} \tilde{\mathbf{e}}_i^n + \left(1 - e^{-\frac{\Delta\tau}{\tau_i}}\right) \tilde{\mathbf{e}}^n + a_i \Delta\mathbf{e} \end{aligned} \quad (3-46)$$

$$a_i = \frac{1}{\Delta\tau} \int_{\tau^n}^{\tau^{n+1}} A_{\alpha}(\alpha) \left(1 - e^{-\frac{\tau' - \tau^{n+1}}{\tau_i}}\right) d\tau' \quad (3-47)$$

となり、

$$a_i = \frac{1}{\Delta\tau} A_{\alpha c}^n \int_{\tau^n}^{\tau^{n+1}} \left(1 - e^{-\frac{\tau' - \tau^{n+1}}{\tau_i}}\right) d\tau' = \frac{A_{\alpha c}^n}{\Delta\tau} \left\{ \Delta\tau - \tau_i \left(1 - e^{-\frac{\Delta\tau}{\tau_i}}\right) \right\} \quad (3-48)$$

であるので

$$\Delta\tilde{\mathbf{e}}_i = a_i \Delta\mathbf{e} + b_i (\tilde{\mathbf{e}} - \tilde{\mathbf{e}}_i) \quad (3-49)$$

となる。ここで擬似体積ひずみは硬化中の変化はほとんどしないので、次式のように考えることができる。

$$K(\alpha) = K_0 \quad (3-50)$$

つまり、

$$\Delta p = K_0 \quad (3-51)$$

となる。また式(3-47)を差分化すれば、

$$\Delta\mathbf{S} = 2G_0 \left(\Delta\tilde{\mathbf{e}} - \sum_{i=1}^{N_G} g_i \Delta\tilde{\mathbf{e}}_i \right) \quad (3-52)$$

となり、式(3-39),(3-48),(3-49)を用いると、

$$\Delta \mathbf{S} = 2G_0 \left(k\Delta \tilde{\mathbf{e}} - \sum_{i=1}^{N_G} g_i b_i (\tilde{e}^n - \tilde{e}_i^n) \right) \quad (3-53)$$

となる。ただし、 k は以下の式で表される。

$$k = 1 - \frac{1}{h} \sum_{i=1}^{N_G} a_i g_i \quad (3-54)$$

さらに Jacobian を導出すると

$$\Delta \boldsymbol{\sigma} - K\Delta \varphi \mathbf{I} = 2G_0 \left(k\Delta \tilde{\mathbf{e}} - \sum_{i=1}^{N_G} g_i b_i (\tilde{e}^n - \tilde{e}_i^n) \right) \quad (3-54)$$

であるから、垂直応力成分は次式となる。

$$\frac{\partial \{\Delta \sigma_i\}}{\partial \{\Delta \varepsilon_j\}} = \frac{4}{3} G_0 k h + K \quad (i=j=1,2,3) \quad (3-55)$$

$$\frac{\partial \{\Delta \sigma_i\}}{\partial \{\Delta \varepsilon_j\}} = -\frac{2}{3} G_0 k h + K \quad (i \neq j, i,j=1,2,3) \quad (3-56)$$

$$\frac{\partial \{\Delta \sigma_i\}}{\partial \{\Delta \varepsilon_j\}} = 0 \quad (i \neq j, i=1,2,3, j=4,5,6) \quad (3-57)$$

また、せん断応力成分は

$$\frac{\partial \{\Delta \sigma_i\}}{\partial \{\Delta \varepsilon_j\}} = 0 \quad (i \neq j, i=4,5,6, j=1,2,3) \quad (3-58)$$

$$\frac{\partial \{\Delta \sigma_i\}}{\partial \{\Delta \varepsilon_j\}} = G_0 k h \quad (i=j=4,5,6) \quad (3-59)$$

となる。

3.6 GFRP の強化繊維に生じる成形誘起ひずみ測定

熱硬化性樹脂基 FRP における成形プロセス中の硬化度硬化度変化が成形誘起変形に与える影響を明らかにするために、先行研究ではガラス繊維強化プラスチック (GFRP) の成形過程に生じる成形誘起ひずみを FBG (Fiber Bragg Grating) センサを埋め込み式センサとして使用して測定した。その結果得られた硬化度が成形誘起ひずみに与える影響を本節では説明する。(2)

測定に使用した GFRP は強化繊維に被覆を剥いだ光ファイバ(直径 125 μm)にエポキシ樹脂(三菱ケミカル(株)製, 主剤 801N, 硬化剤 3080 (配合率 100 : 45))を含浸させて硬化させた。加熱成形温度パターンは室温(25 $^{\circ}\text{C}$)から昇温速度 2.5 $^{\circ}\text{C}/\text{min}$.と 1.0 $^{\circ}\text{C}/\text{min}$.で 100 $^{\circ}\text{C}$ まで昇温させ、100 $^{\circ}\text{C}$ を 18 分保持した後に冷却させた。

図 3-11 に測定した成形過程に生じた成形誘起ひずみを樹脂の硬化度 0.686 でのひずみ値を 0 として換算したグラフを示す。この結果, 最終的な成型誘起ひずみは昇温速度 2.5 $^{\circ}\text{C}/\text{min}$.では -303 $\mu\epsilon$ となり, 1 $^{\circ}\text{C}/\text{min}$.では-229 $\mu\epsilon$ となった。さらに樹脂の硬化過程に生じた硬化収縮によるひずみは冷却開始時昇温速度 2.5 $^{\circ}\text{C}/\text{min}$.の硬化収縮ひずみは-73 $\mu\epsilon$ と 1 $^{\circ}\text{C}/\text{min}$.は-36 $\mu\epsilon$ の硬化収縮ひずみが生じている。また昇温速度 2.5 $^{\circ}\text{C}/\text{min}$.の場合では硬化度 0.686 に達した後も昇温区間にあるため樹脂は硬化進展と熱膨張が進んでおり, 100 $^{\circ}\text{C}$ 到達時には 1.0 $^{\circ}\text{C}/\text{min}$.と比べて高い剛性と硬化度 0.9 以上であるため, 硬化収縮率が小さくなったと考えられる。このことから熱硬化性樹脂基 GFRP の成形誘起ひずみは樹脂の熱膨張と硬化収縮に起因するものであり, その影響は無視できないことが分かった。さらにこの結果で重要な知見は, 硬化温度が同じであっても, 昇温速度が異なれば生じる成形誘起ひずみがことなるという点である。成形中の樹脂の振る舞いは, 繊維に生じるひずみだけでなく, 当然成形誘起変形に影響を与えると考えるのが妥当である。よって, FRP の成形中に生じる反りなどの変形についても, この知見と同様のことが言えるのではないかと考えた。

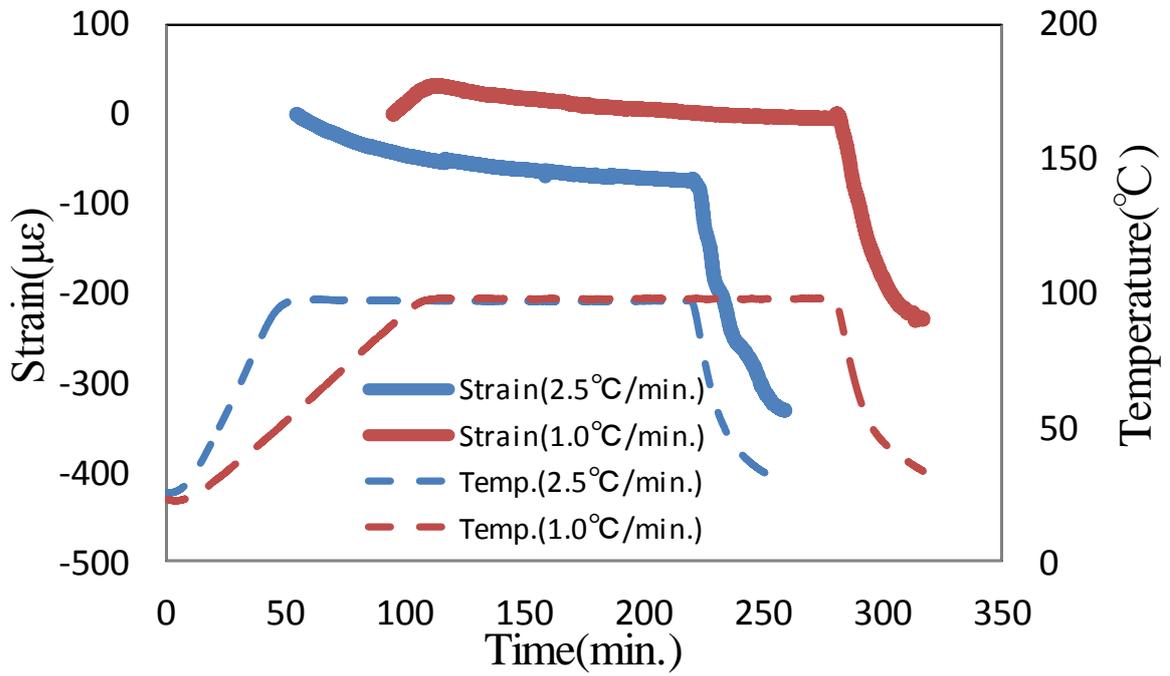


Fig.3-11 Process induced strain of glass fiber of GFRP and temperature against molding time

第4章 CFRPの成形誘起ひずみ測定

4.1 材料および実験方法

本実験では熱硬化性樹脂基 CFRP 積層板のエポキシ樹脂の硬化反応に生じる硬化収縮が成形誘起変形（反り）に与える影響を明らかにすることを目的とし、積層板の成形中のひずみを測定した。作成した CFRP 積層板の製作手順を以下に示す。本研究では、材料として強化繊維に樹脂が含浸されていない方向炭素繊維シートを、樹脂に先行研究と同じ種類のエポキシ樹脂（主剤 801N と硬化剤 3080（三菱ケミカル株式会社製））を用いた。

- ① 樹脂が含浸されていない一方向性炭素繊維，エポキシ樹脂に三菱ケミカル（株）製の主剤 801N と硬化剤 3080 を配合率 100 : 45 で混ぜ合わせた樹脂を使用した。
- ② 樹脂が含浸されていない一方向炭素繊維を繊維方向に 0 度として，0 度方向（140mm×20mm）と 90 度方向（20 mm×140mm）のサイズにそれぞれ 3 枚ずつ切断した。図 4-1 は樹脂が含浸されていない一方向性炭素繊維と切り出した炭素繊維である。
- ③ 図 4-2 はアルミニウム版と PTFE シート（厚さ 0.05mm）で構成された金型であり，この上でハンドレイアップ法による非対称クロスプライ積層板の成形を行った。樹脂を含浸させながら下から 0 度方向にカットした炭素繊維を 3 枚，その上に 90 度方向にカットした炭素繊維を 3 枚積層させた。この時，テフロンシートを積層板の片側 10mm 間隔ずらして積層した。積層後，テフロン（PTFE）板（寸法：140mm×20 mm×1mm）を載せて，おもり（160g）で圧を加えることで余分な樹脂を取り除いた。
- ④ 成形過程に生じる成形誘起ひずみと内部温度を測定するために積層板に FBG センサと熱電対を積層に埋め込んだ。FBG センサと熱電対の配置位置は積層板の上面（1 層目と 2 層目間）と 0 度層と 90 度層間（3 層目と 4 層目）にセンサ部位が端部から 2mm 内側になるように配置した。熱電対は FBG センサに干渉しないように 2 層目と 3 層目に配置した。図 4-3 は FBG センサおよび熱電対の配置図である。
- ⑤ 図 4-4 に樹脂の硬化に使用した成形温度パターンを示す。成形後の積層板を加熱炉（ETTAS マルチオープン MOV-300S）で室温から 100℃まで 40 分（昇温速度 2.5℃/min.）で昇温させて，100℃を 180 分維持した後冷却させる成形パターンと 100℃まで 100 分（昇温速度 1.0℃/min.）の 2 パターンで硬化させた。
- ⑥ 図 4-5 に実験時の測定器概要図を示す。中心波長 1550nm の SLD(Super Luminescence Diode)光源から出た光はサーキュレーターを介して FBG ひずみセンサに入射される。その後，入射された光は FBG 内で反射され，再びサーキュレーターを介した後にスペクトラムアナライザ(Optical Spectrum Analyzer)でブラッグ波長を 5 秒間隔で測定した。

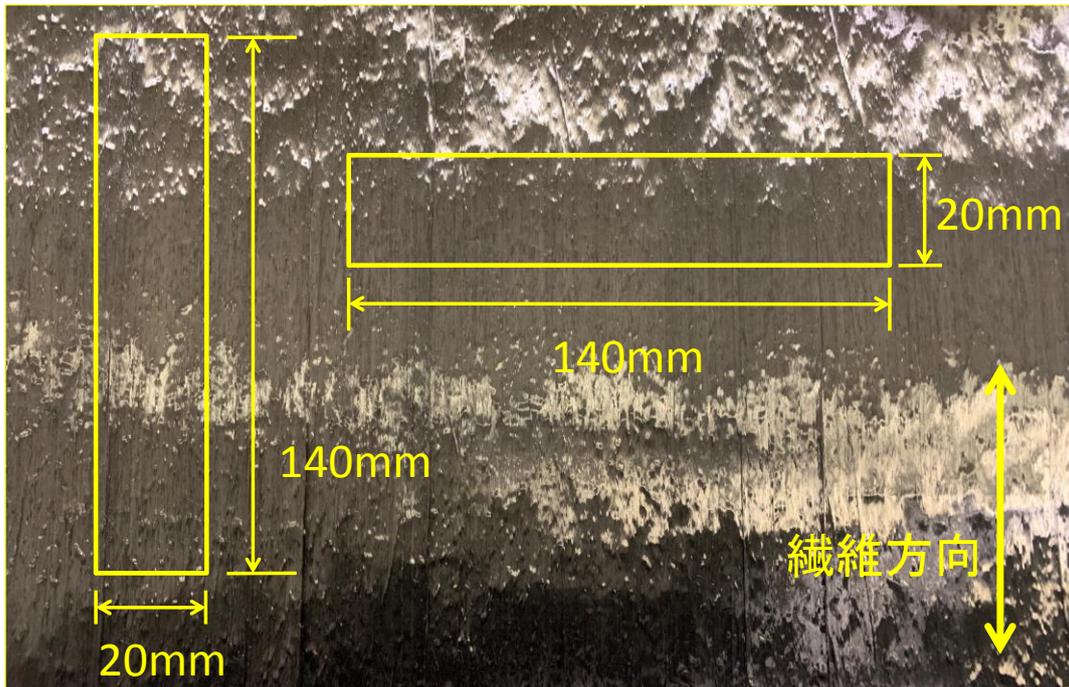


Fig.4-1 Unidirectional carbon fiber sheet



Fig.4-2 Experimental set-up of molding CFRP laminates (The weight is removed during cure process)

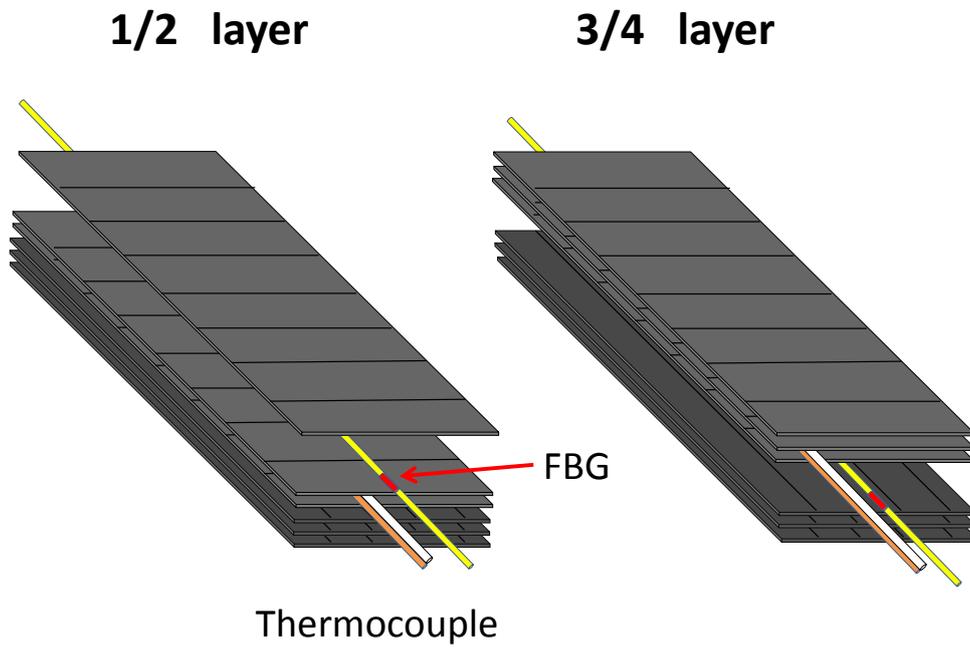


Fig.4-3 Embedding position of FBG sensor and thermocouple

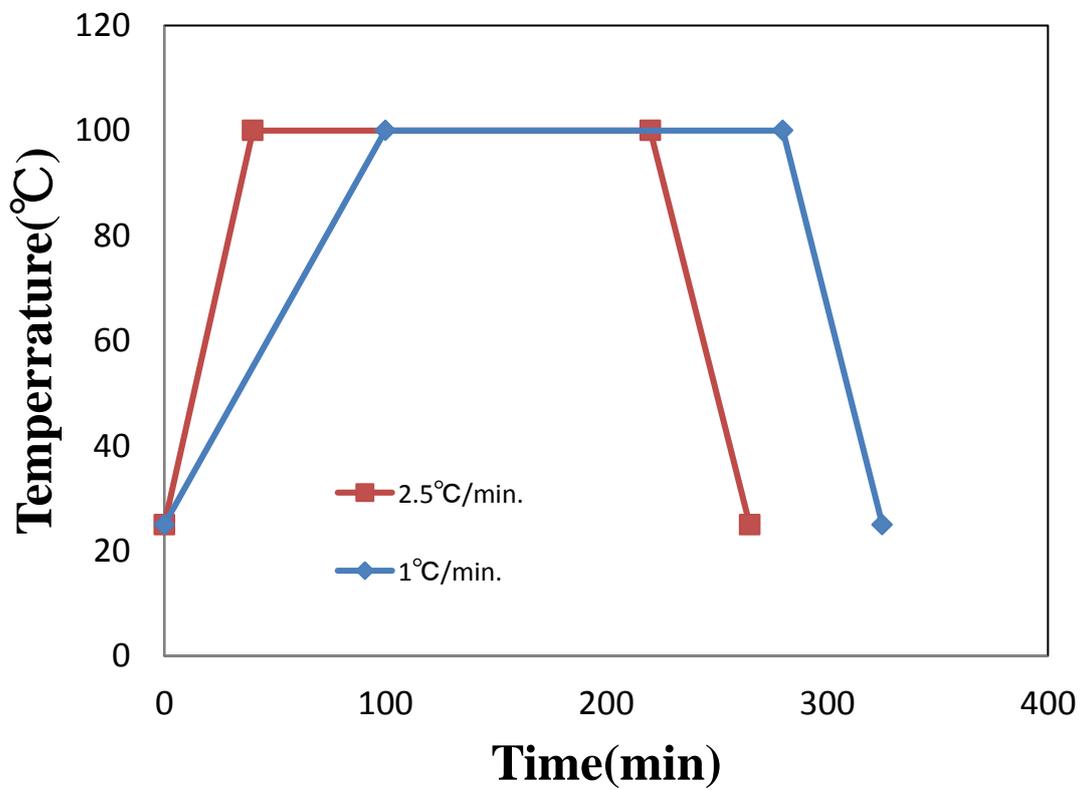


Fig.4-4 Curing temperature pattern of epoxy resin

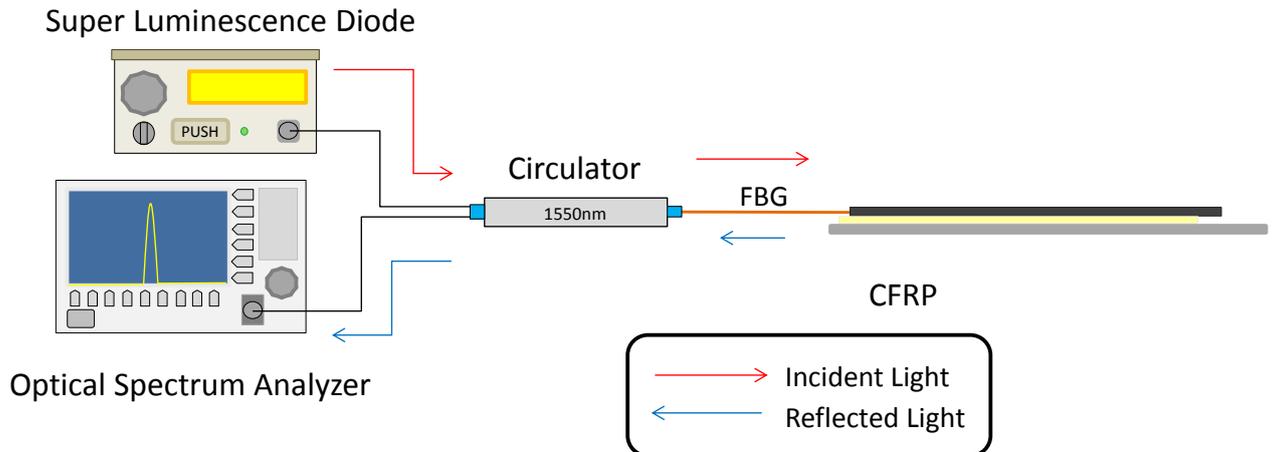


Fig.4-5 Measuring system of strain of reinforcing fiber of during molding

4.2 実験結果

図 4-6 に昇温速度 $2.5^{\circ}\text{C}/\text{min}$. で加熱硬化させた CFRP 積層板のひずみ変化を温度とともに示す. なお, ひずみからは温度依存性が排除されており, 硬化度が 0.686 に達した時のひずみを 0 として換算した. 図 4-6 から 100°C 到達までの 90 度層 ($1/2$ 層間) のひずみは, 温度が緩やかに上昇しているにもかかわらず硬化収縮が生じており, 硬化収縮による成形誘起ひずみは減少していることが分かった. そのひずみ量は $1/2$ 層間では約 $-184\mu\epsilon$ のひずみが生じ, 0 度層 ($3/4$ 層間) では約 $-6.65\mu\epsilon$ の成形誘起ひずみが生じており, ひずみ差は $177\mu\epsilon$ である. 一方で, $0/90$ 層間では硬化収縮が生じておらず, ひずみはほとんど 0 となっていた. さらに冷却終了後の熱ひずみは $3/4$ 層間では約 $-665\mu\epsilon$, $1/2$ 層間では約 $-1848\mu\epsilon$ となり, ひずみの差は約 $1183\mu\epsilon$ となった.

また図 4-7 に昇温速度 $1^{\circ}\text{C}/\text{min}$. で加熱硬化させた CFRP 積層板のひずみ変化を温度とともに示す. 図 4-7 は図 4-6 と同様に, ひずみからは温度依存性が排除されており, また硬化度が 0.686 に達した時のひずみを 0 として換算した. なお, $1/2$ 層間と $3/4$ 層間のデータでは初期温度が互いにやや異なっているため, 硬化度が 0.686 に達した時間も多少異なっていた. 図 4-7 から昇温速度 $2.5^{\circ}\text{C}/\text{min}$. の場合とは異なり, $1/2$ 層間および $3/4$ 層間に生じた硬化収縮ひずみはほとんど 0 となっていた. しかし, 昇温速度 $2.5^{\circ}\text{C}/\text{min}$. の場合と異なり, $1/2$ 層間のひずみは $3/4$ 層間のひずみよりも大きくなった. また冷却開始時の成形誘起ひずみは $1/2$ 層間では約 $139\mu\epsilon$ のひずみが生じ, $3/4$ 層間では約 $29.6\mu\epsilon$ のひずみが生じており, ひずみ差は $109\mu\epsilon$ であった. また冷却終了後の最終的な成形誘起ひずみは $1/2$ 層間では約 $-2068\mu\epsilon$ と $3/4$ 層間では約 $-825\mu\epsilon$ となり, その差は $1243\mu\epsilon$ であった.

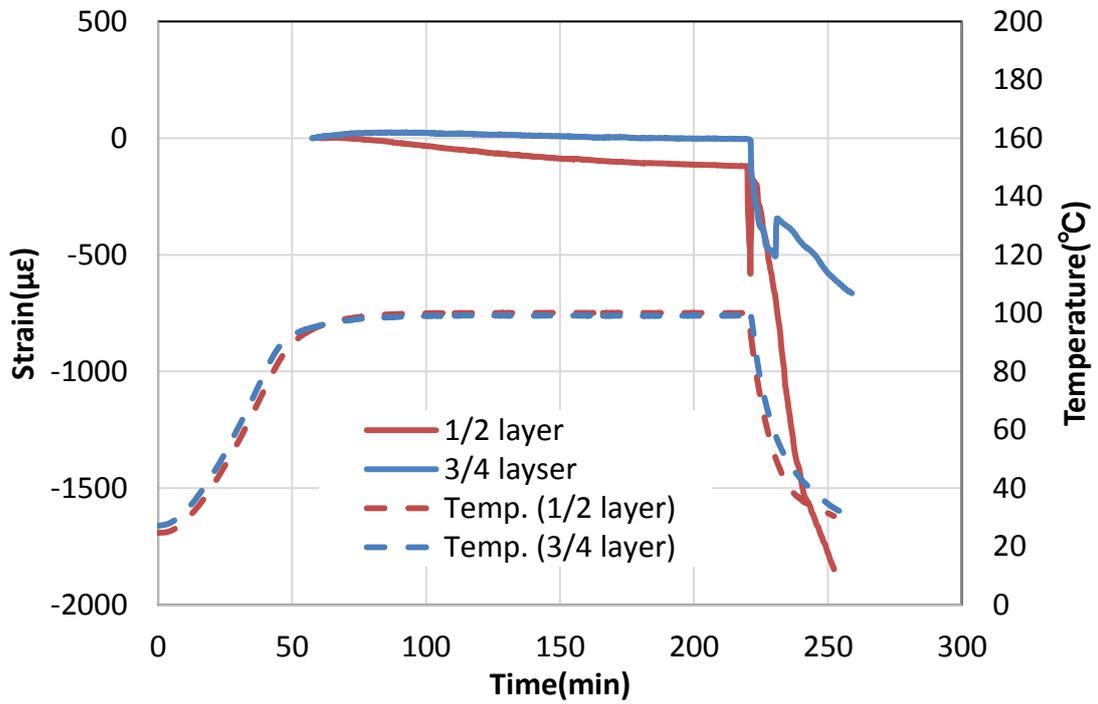


Fig.4-6 Molding induced strain in CFRP laminates and temperature pattern (2.5°C/min.)

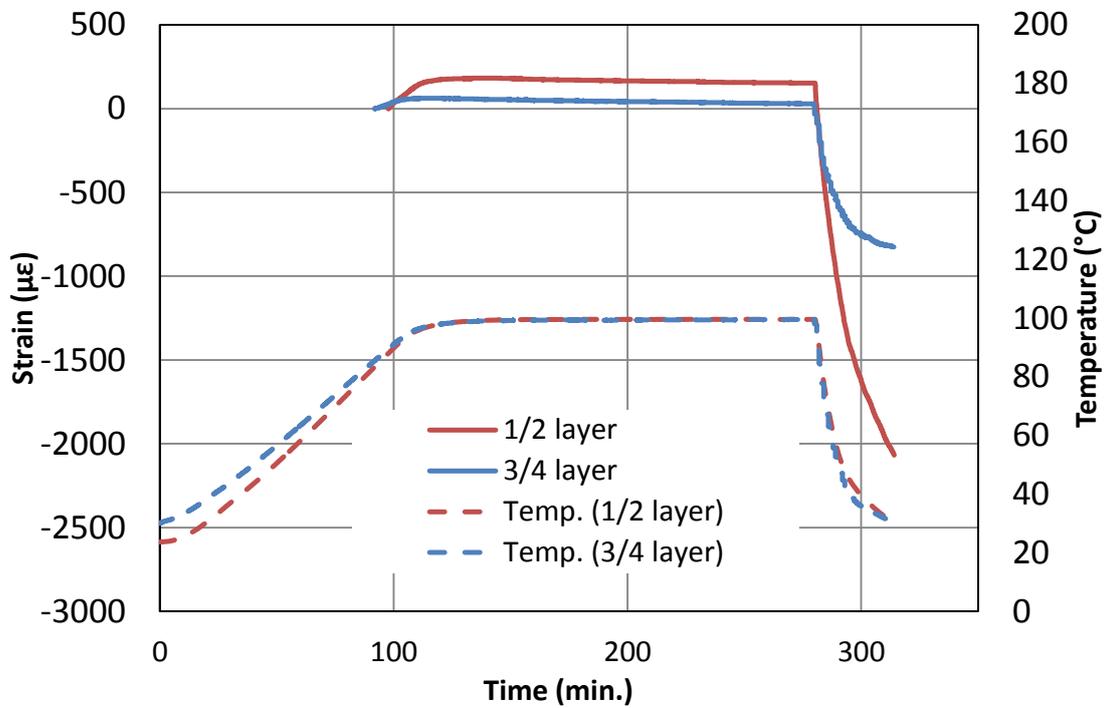


Fig.4-7 Molding induced strain in CFRP laminates and temperature pattern (1.0°C/min.)

4.3 考察

図 4-6 から、プロット開始から冷却開始までに生じた成形誘起ひずみは 90 度層(1/2 層間)では硬化収縮が生じ、中央(3/4 層)ではほとんど硬化収縮が生じていないことが分かった。90 度層のひずみが圧縮で中央のひずみはほぼ 0 であることから、硬化完了時には上向きに反りが生じていると考えられる。また、90 度層のひずみが中央のひずみより小さくなることから、上向きに反りが発生したことを示している。さらに硬化終了時と冷却終了後の両者のひずみの差はそれぞれ約 $-117\mu\epsilon$ 、約 $-1183\mu\epsilon$ であり、冷却後の反りの約 10%が硬化プロセスで生じたことが分かる。また冷却区間においてひずみがジャンプしている。この理由は、冷却時の熱ひずみによって金型と試験片にスリップが生じたためではないかと思われる。

図 4-7 では昇温速度 $2.5^{\circ}\text{C}/\text{min}$. の場合と異なり、1/2 層間と 3/4 層間のどちらも温度が一定になるまで熱膨張が現れ、その後は硬化収縮がほとんど生じないことが分かる。この理由は昇温中に硬化進展によって剛性が大きくなり、 100°C に達したときには硬化度は 0.9 以上と大きくなっているため、硬化反応終了までに現れる硬化収縮量が小さくなったためである。硬化反応終了時は 90 度層のひずみが引張で中央のひずみより大きいことから、硬化完了時には下向きに反りが生じていると考えられる。一方、冷却終了時は 90 度層のひずみと中央のひずみより小さくなり、上向きの反りが生じた。また硬化終了時と冷却終了後の両者のひずみの差はそれぞれ約 $-109\mu\epsilon$ 、約 $-1243\mu\epsilon$ であり、冷却後の反りに対して約 8.8%の大きさの逆方向の反りが硬化プロセスで生じたことが分かる。

第 5 章 CFRP 成形誘起変形シミュレーション

5.1 材料特性

得られた実験結果を検証するために CFRP 積層板の成形過程によって生じる成形誘起ひずみの解析をおこなった。本研究では、CFRP を等方性粘弾性材用として扱い、成形誘起変形を定性的に評価する。本来材料定数は実験的に求めるべきであるが、ベースとなる樹脂の特性に係数をかけることで特性を表すこととした。表 5-1 に用いた物性を示す。粘弾性特性（プロニー級数と温度シフトファクタ）、剛性シフトファクタ、硬化反応速度式（Kamal model）については樹脂の特性をそのまま用いた。硬化完了後の温度が TG（ガラス転位温度:73℃）以上では弾性体として扱い、ヤング率 E と熱膨張 α には硬化後の室温の物性を設定した。成形中の瞬時せん断剛性については、 E と ν から求めた。成形中の熱膨張については、90 度層は樹脂物性と同じものとし、0 度層については、実験結果を見て妥当と思われる値として $x \ x \ x$ を採用した。成形中の硬化収縮は、実験結果を参考に樹脂の硬化収縮に対して 90°層は 0.1、0°層は 00.1 を掛けた値を採用した。以上の物性パラメータを用いて、第 3 章で示した差分化された構成方程式を FORTRAN でプログラミングし、汎用 FEM ソフトウェアの ABQUS に組み込んだ。付録「使用したプログラムコード」に、用いた計算コードを示す。

Table.5-1 Parameters for FEM calculation

CFRP90°		CFRP0°	
Parameter	Value	Parameter	Value
Physical properties below TG			
E[GPa]	10	E[GPa]	130
ν	0.3	ν	0.3
G0[GPa]	3.85	G0[GPa]	50×10^9
Thermal expansion coefficient			
$\alpha_T(T < 73^\circ\text{C})$	40×10^{-6}	$\alpha_T(T < 73^\circ\text{C})$	-0.5×10^{-6}
$\alpha_T(T \geq 73^\circ\text{C})$	80×10^{-6}	$\alpha_T(T \geq 73^\circ\text{C})$	15×10^{-6}
Curing shrinkage			
$\varepsilon_{\alpha 90}$	$(-0.01769\alpha + 0.01203) \times 0.1$	$\varepsilon_{\alpha 0}$	$(-0.01769\alpha + 0.01203) \times 0.01$
Temperature shift factor			
A	1.9254×10^9		
E[kcal/mol]	8.22296		
Kamal model			
m	0.35		
n	1.7115		
$A_1[1/s]$	188.15		
$A_2[1/s]$	3613.5		
Stiffness shift factor			
A_α	$3.179\alpha - 2.179$		
Prony Parameter			
g_1	0.0390294	τ_1	0.0125011
g_2	0.0447358	τ_2	0.1726473
g_3	0.0706954	τ_3	4.59696
g_4	0.0224030	τ_4	107.212
g_5	0.00133913	τ_5	2609.40
g_6	0.0000413845	τ_6	49050.9

5.2 FEM モデル

図5-1に解析に使用したFEMモデルを示す。このモデルは試験体を模した1/2サイズ(0.14×0.01×0.001m)であり、下層は0度層、上層は90度層の二層構造で作製した。メッシュサイズはX方向に 1.4×10^{-3} 間隔、Y方向に 1.67×10^{-4} 間隔で6分割、その他は0.167mmでメッシュをカットしている。

本研究では、実験で測定した位置と同じ位置、すなわち0/90度層間(3/4層間)と90度層上面(1/2層間)のひずみについて着目した。図5-1の赤点位置が、計算結果からのひずみ測定に用いた位置である。

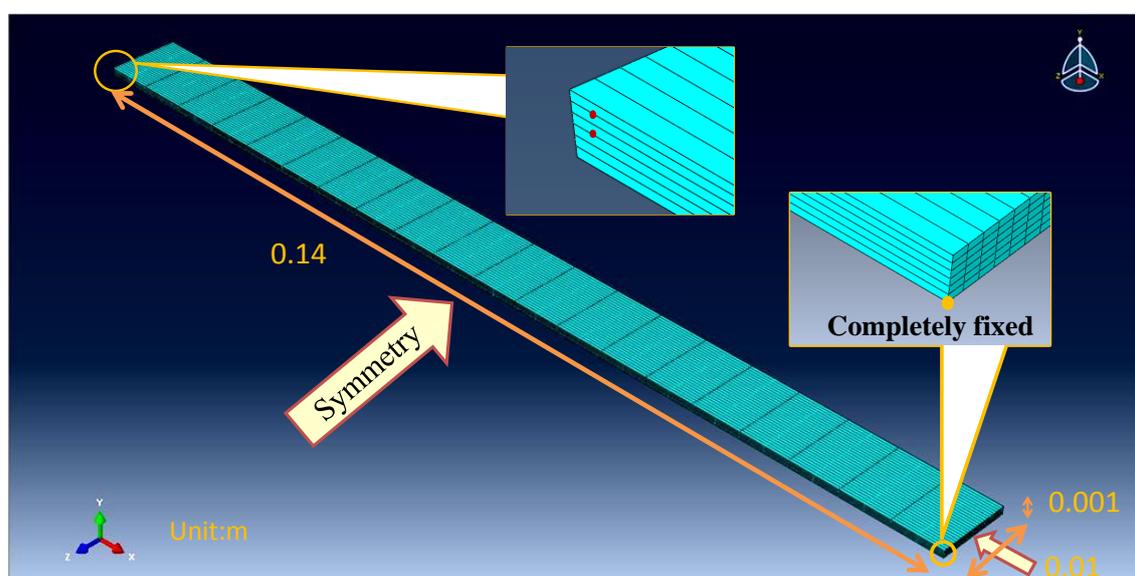


図 5-1 FEM model

5.2 解析結果

図5-2に昇温速度 $2.5^{\circ}\text{C}/\text{min}$.での実験結果および解析結果の比較を示し、図5-3は硬化完了時の変形量と冷却終了後の変形量であり、昇温速度 $2.5^{\circ}\text{C}/\text{min}$.では硬化完了時に反りが生じた後に冷却完了までに大きな反りが生じている。また図5-4は昇温速度 $1^{\circ}\text{C}/\text{min}$.での実験結果と解析結果の比較であり、図5-5が硬化完了時と冷却後の変形量のものであり、樹脂硬化完了時の反りは昇温速度 $2.5^{\circ}\text{C}/\text{min}$.とは逆方向に反りが生じた。図5-2から1/2層間は硬化収縮によって、約 $-506\mu\text{e}$ のひずみが生じているのに対して、3/4層間ではほとんど硬化収縮が生じておらず、そのひずみ量は約 $-115\mu\text{e}$ であった。図5-4より、昇温速度 $1^{\circ}\text{C}/\text{min}$.の場合は最初の熱変形に差が現れ、それが原因で硬化終了時には1/2層間のひずみの方が大きくなるのが分かる。1/2層間では約 $390\mu\text{e}$ の硬化収縮ひずみが生じており、3/4層では約 $209\mu\text{e}$ のひずみが生じていた。

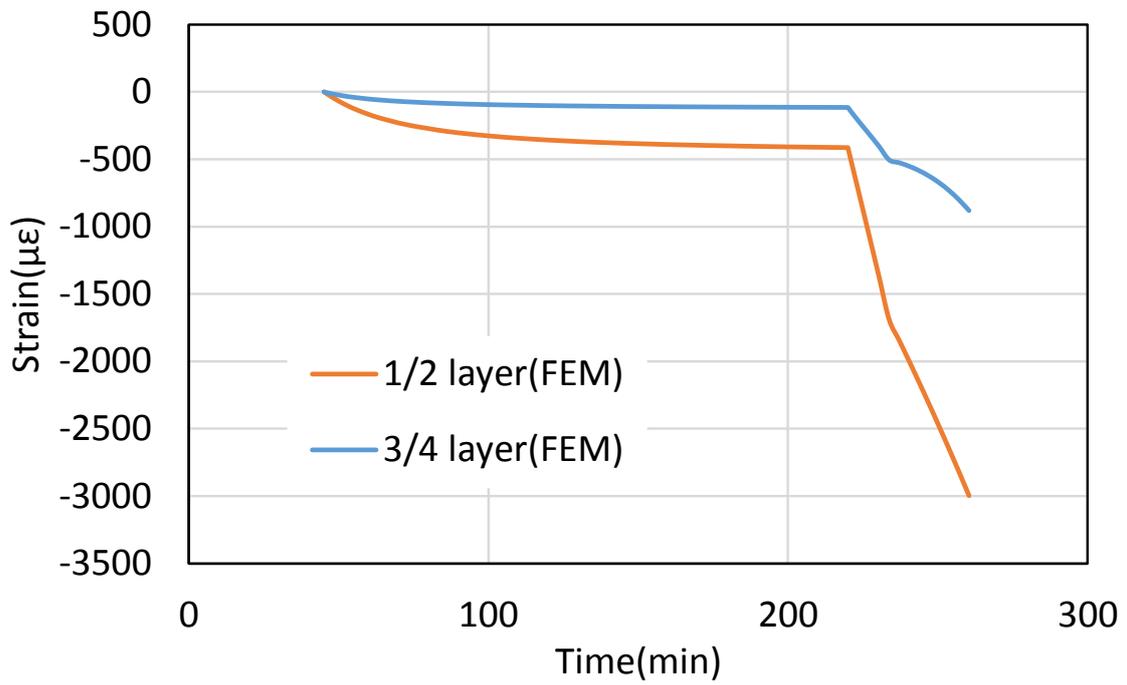


Fig.5-2 Measured and simulated strain of CFRP laminates during molding (2.5°C/min.)

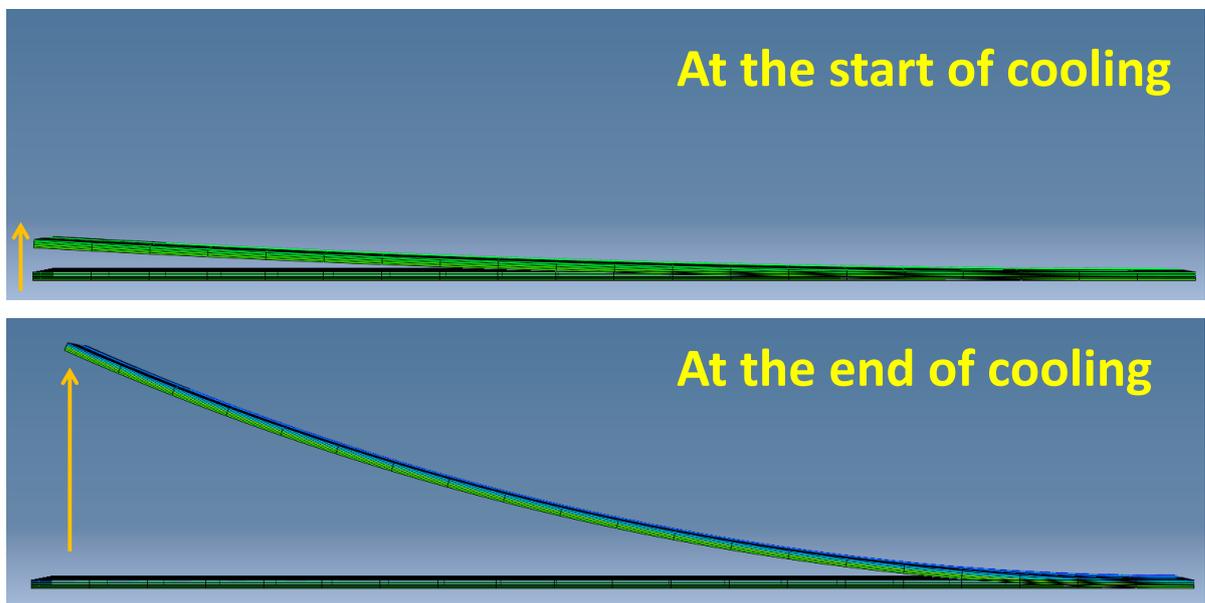


Fig.5-3 process induced deformation from complete of curing to complete of cooling (2.5°C/min.)

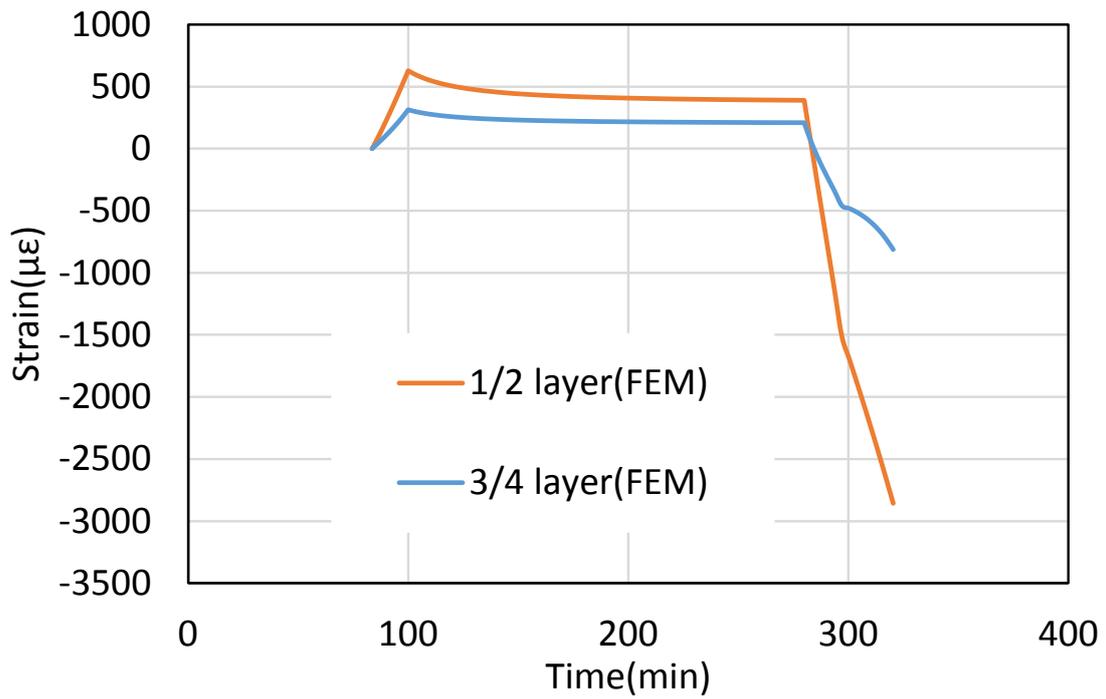


Fig.5-4 Measured and simulated strain of CFRP laminates during molding (1.0°C/min.)

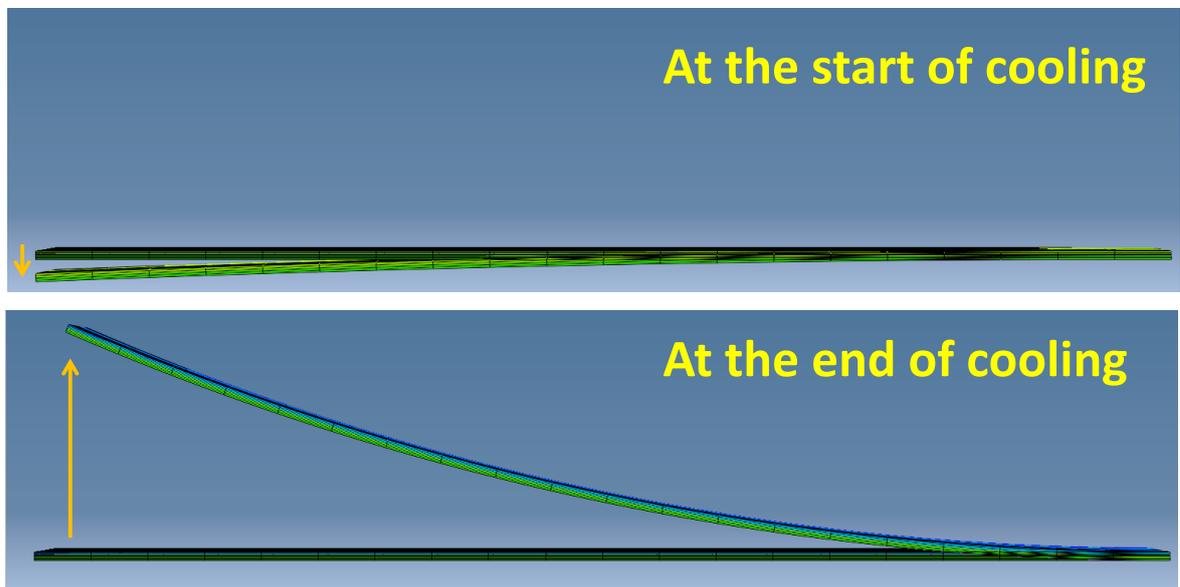


Fig.5-5 process induced deformation from complete of curing to complete of cooling (2.5°C/min.)

5.3 考察

図 5-2 から昇温速度 $2.5^{\circ}\text{C}/\text{min}$. の場合では硬化完了時の 1/2 層間と 3/4 層間のひずみ差は約 $390\mu\epsilon$ のひずみ差が生じており、冷却終了時のひずみ差は約 $2116\mu\epsilon$ である。また図 4-6 の実験結果と比較をすると昇温速度 $2.5^{\circ}\text{C}/\text{min}$. の実験値では硬化完了時の 1/2 層間と 3/4 層間のひずみ差は約 $177\mu\epsilon$ のひずみ差が生じており、冷却終了後のひずみ差は約 $1183\mu\epsilon$ の差が生じている。同様に昇温速度 $1.0^{\circ}\text{C}/\text{min}$. の比較を行うと、図 5-4 から硬化完了時のひずみ差は約 $180\mu\epsilon$ のひずみ差が生じ、冷却終了後のひずみ差は約 $2043\mu\epsilon$ のひずみ差が生じている。図 4-7 より昇温速度 $1.0^{\circ}\text{C}/\text{min}$. の場合の硬化完了時には実験値では約 $109\mu\epsilon$ のひずみ差が生じており、冷却終了後では実験値は約 $1183\mu\epsilon$ のひずみ差が生じていた。

この結果から冷却後の最終的な反りの大きさに対して、硬収縮過程で生じる反りは実験値と解析値のどちらも最終的な反りのおよそ 1 割程度の反りが樹脂の硬化収縮過程で生じる可能性があることを示している。しかし、図 5-3 および図 5-5 から昇温速度が変化した場合の樹脂の硬化完了時の反りは昇温速度 $2.5^{\circ}\text{C}/\text{min}$. では 1/2 層間のひずみ量が 3/4 層のひずみ量よりも大きな硬化収縮ひずみが生じているため、上方向に反りが生じている。一方で昇温速度 $1.0^{\circ}\text{C}/\text{min}$ の場合は 1/2 層間よりも 3/4 層間に生じた硬化収縮ひずみが大きいため下方向に反りが生じている。このことから、硬化温度が同じ場合でも昇温速度が異なることで硬化完了時の成形誘起変形の振る舞いは大きく異なることが分かった。冷却完了時のひずみ差の絶対値、つまり反りの大きさは昇温速度 $1.0^{\circ}\text{C}/\text{min}$ のほうが小さくなり、硬化完了時の温度が同じであっても、硬化過程における温度パターンが異なると非対称積層板の反りが異なることが分かった。

また実験結果と解析結果には約二倍の誤差が生じていたが、これは解析に使用した CFRP 0° と CFRP 90° の物性値が実際の物性と異なっていたために生じたものであると考えられる。しかし、本解析は成形誘起ひずみの振る舞いを定性的に評価するため行っているものであり、本解析結果は実験結果の成形誘起ひずみの振る舞いと非常によく似ている。このひずみの振る舞いがよく一致している事実は、硬化過程で生じる非対称積層板の反りは、硬化収縮と熱膨張、剛性によって支配されていることを意味している。

第 8 章 結言

本研究では、非対称 CFRP 積層板の成形誘起変形について、埋め込み FBG センサと FEM 解析を用いて CFRP 積層板の表面（1/2 層間）と中央部（3/4 層間）に生じた成形誘起ひずみの実験による測定および解析的な検証を行った。その結果、以下の知見を得た。

- ① 硬化温度が同じであっても、昇温速度が異なるとき、昇温速度 $2.5\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{min.}$ と $1.0\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{min.}$ の場合では硬化収縮による硬化収縮ひずみの振る舞いは大きく異なり、結果として冷却終了後の成形誘起変形に対して、約 1 割程度の成形誘起変形が硬化収縮によって生じていることが明らかになった。
- ② 実験結果と解析結果のひずみの振る舞いは非常によく似ていることが分かった。これより、硬化度によって物性が変化する粘弾性モデルを用いて、非対称積層板の成形誘起変形を予測できる可能性が示された。

参考文献

- (1) Kosaka Tatsuka, Kusakawa Kazuhiro, Yamzai Heiya
“ FEM simulation and experimental evaluations using an FBG sensor of process-induced strain of reinforcements of FRP”
ICMP2017-469
- (2) 山崎 平弥, 高坂 達郎
“成形条件が FRP の成形誘起ひずみに与える影響に関する研究”
高知工科大学大学院工学研究科基盤工学専攻知能機械システム工学コース
先端機械航空機材料工学研究室 平成 29 年度修士論文
- (3) 高坂 達郎, 逢坂 勝彦, 澤田 吉裕
“FBG センサを用いた樹脂のポストキュア過程のモニタリング”
日本機械学会論文集 Vol60, No.5(2011), pp.648-653
- (4) 堀内 貴文
“FRPの強化繊維に生じる成形ひずみの測定およびシミュレーション”
高知工科大学大学院工学研究科基盤工学専攻知能機械システム工学コース
知能材料学研究室 平成26年度卒論
- (5) 高坂 達郎, 中村 聡良, 逢坂 勝彦, 澤田 吉裕
“組み込み FBG センサによる FWFRP のリアルタイム硬化
およびヘルスマニタリング”
(J.Soc. Mat. Sci., Japan), Vol.54, No.5, pp.507-512, May2005
- (6) 高坂 達郎, 逢坂 勝彦, 澤田 吉裕
“光ファイバひずみセンサによる樹脂の硬化収縮ひずみ測定”
日本機械学会論文集 Vol60, No.5(2011), pp.432-438
- (7) 伊奈 治, 石川 智則, 成田 量一, 竹中 修
“エポキシ樹脂注型品の硬化プロセス解析技術の開発”
日本接着学会誌, 2003-09-01, 355-361

謝辞

本研究を行うにあたり，数々の指導や助言をして下さった高坂達郎准教授および楠川量哲教授に深く感謝いたします。また，研究を行うにあたり，様々なご協力をいただきました本研究室の皆様にも感謝いたします。

付録 使用したプログラムコード

- 1 RPL, DDSDDT, DRPLDE, DRPLDT,
- 2 STRAIN, DSTRAIN, TIME, DTIME, TEMP, DTEMP, PREDEF, DPRED, CMNAME,
- 3 NDI, NSHR, NTENS, NSTATV, PROPS, NPROPS, COORDS, DROT, PNEWDT,
- 4 CELENT, DFGRD0, DFGRD1, NOEL, NPT, LAYER, KSPT, KSTEP, KING)

```
INCLUDE 'ABA_PARAM. INC'
```

```
INTERFACE
```

```
FUNCTION StiffShiftFactor (doc)
```

```
REAL*8, INTENT (IN) :: doc
```

```
REAL*8 :: StiffShiftFactor
```

```
END FUNCTION StiffShiftFactor
```

```
FUNCTION CURE_DEGREE_CASE1 (CureTime)
```

```
REAL*8, INTENT (IN) :: CureTime
```

```
REAL*8 :: CURE_DEGREE_CASE1
```

```
END FUNCTION CURE_DEGREE_CASE1
```

```
END INTERFACE
```

```
CHARACTER*80 CMNAME
```

```
DIMENSION STRESS (NTENS), STATEV (NSTATV),
```

```
1 DDSDE (NTENS, NTENS), DSTRESS (NTENS),
```

```
2 DDSDDT (NTENS), DRPLDE (NTENS),
```

```
3 STRAIN (NTENS), DSTRAIN (NTENS), TIME (2), PREDEF (1), DPRED (1),
```

```
4 PROPS (NPROPS), COORDS (3), DROT (3, 3), DFGRD0 (3, 3), DFGRD1 (3, 3)
```

=====

C ローカル変数定義

=====

```
integer, parameter :: MaxProny = 10
Real*8 KO, E0, NOU, GO, NUO, TG, h
Integer :: i, j, k, k1, k2, NPRNY
Real*8 GPRNY(MaxProny), TPRNY(MaxProny)
Real*8 devStrain(NTENS), visStrain(NTENS, MaxProny)
Real*8 tStrain, DtStrain, Expan
Real*8 cStrain, DcStrain
Real*8 tau, Dtau, AT
Real*8 DvolStrain
Real*8 DdevStrain(NTENS), DvisStrain(NTENS, MaxProny)
Real*8 a(MaxProny), b(MaxProny), DdevStrain2(NTENS)
Real*8 BUFF1, BUFF2(NTENS), buff3(6)
Real*8 KAPPA, DS(NTENS), Gtimes
Real*8 DOC0, DOC1, DOCInit, A0, A1
Real*8 TotalTime0, TotalTime1, IniTime, DOCX
```

```
DIMENSION FLUX(2) , TEMPX(2)
```

```
Real*8 ddoc, dadt, temp0, dtemp, DTdt, AA1, AA2, E1, E2,
```

```
& L1, L2, L21, L205, m, n, R, Tk, Tk1, Tk05, dadt1, dock15, p0, p1, p2, p3,
```

```
& dock2, dock3, dadt2, dadt3, coef, cte1, cte2
```

```

C=====
C=====
C   初期化
C=====
C=====
C ユーザー定義定数の読み出し
C=====
C   WRITE(7,*) ' koko'
      k=1
      GO = PROPS(k)
      k = k + 1
      NUO=PROPS(k)
      k = k + 1
      TG=PROPS(k)
      k = k + 1
      IniTime=PROPS(k)
      k = k + 1
      NPRNY=PROPS(k)

      Gtimes=0.40

      DO i=1, NPRNY
          GPRNY(i) = PROPS(k + i)*Gtimes
          TPRNY(i) = PROPS(k + NPRNY + i)
C   WRITE(7,*) ' g ', GPRNY(I), ' t ', TPRNY(I)
      END DO
      E0 = 2.*GO*(1.+NUO)
      K0 = E0/(3.*(1.-2.*NUO))
C   WRITE(7,*) ' h ', h
      coef=PROPS(18)
      cte1=PROPS(19)
      cte2=PROPS(20)
      k = 21
      DOCX = PROPS(k)

```

C-----

C 解依存の状態変数の読み出し (粘弾性)

C-----

```
k=1
k=k+1
DOCO = STATEV(k)
```

C-----

```
if (TIME(2) == 0) then
  DOCO=DOCX
end if
```

C-----

C WRITE(7,*) ' DOCO ', DOCO

```
k = k + 1
tStrain = STATEV(k)
k = k + 1
tau = STATEV(k)
k = k + 1
```

```
DO i = 1, NTENS
  devStrain(i) = STATEV(k)
  k = k + 1
END DO
DO j = 1, NPRNY
  DO i = 1, NTENS
    visStrain(i, j) = STATEV(k)
    k = k + 1
  END DO
END DO
```

```

C      WRITE(7, *) 'aaa ', tStrain, 'bbb ', visStrain(NTENS, NPRNY)
C      DO i = 1, 6
C          WRITE(7, *) 'e(n) ', devStrain(i)
C          DO j = 1, 6
C              WRITE(7, *) 'ei(n) ', visStrain(i, j)
C          END DO
C      END DO
C      DO i = 1, NTENS
C          WRITE(7, *) 'STRAIN ', STRAIN(i), 'DSTRAIN ', STRAIN(i)

```

C-----元の硬化度の計算式-----

```

C      TotalTime0 = TIME(2) + IniTime
C      TotalTime1 = TotalTime0 + DTIME
C      DOCInit=CURE_DEGREE_CASE1(IniTime)
C      DOC0=CURE_DEGREE_CASE1(TotalTime0)
C      DOC1=CURE_DEGREE_CASE1(TotalTime1)

```

C-----

```

      TotalTime0 = TIME(2) + IniTime
      TotalTime1 = TotalTime0 + DTIME

```

```

C
C      ここから追加
C-----Read DOC-----
      temp0=TEMP
      dtemp=DTEMP
C      WRITE(7, *) 'temp0 ', temp0, 'dtemp ', dtemp
C      DTIME=TIME(2)
      DTdt=dtemp/DTIME

```

```

R =8.314D0
AA1=188.1459D0

```

```

AA2=3613.5D0
E1=48043.93D0
E2=44017.38D0
C   E2=34.536D0
m=0.35D0
n=1.7115D0
Tk=temp0+273.15
Tk1=temp0+dtemp+273.15
Tk05=temp0-(1.0D0/2.0D0)*dtemp+273.15

C   L1 =1.0D-6
L1 = AA1 * exp(-E1/(R *Tk))
L2 = AA2 * exp(-E2/(R *Tk))
L21= AA2 * exp(-E2/(R *Tk1))
L205= AA2 * exp(-E2/(R *Tk05))

if(DOC0 > 1.0D0) then
DOC0=1.0D0
end if

dadt=(L1+L2*DOC0**m)*((1.0D0-DOC0)**n)

p0=dadt*DTIME
dock1=DOC0+(1.0D0/2.0D0)*p0
dadt1=(L1+L205*dock1**m)*((1.0D0-dock1)**n)

p1=dadt1*DTIME
dock2=DOC0+(1.0D0/2.0D0)*p1
dadt2=(L1+L205*dock2**m)*((1.0D0-dock2)**n)

p2=dadt2*DTIME
dock3=DOC0+p2

if(dock3 > 1.0D0) then
dock3=1.0D0
end if

```

```
dadt3=(L1+L21*dock3**m)*((1.0D0-dock3)**n)
```

```
p3=dadt3*DTIME
```

```
ddoc=(1.0D0/6.0D0)*(p0+2.0D0*p1+2.0D0*p2+p3)
```

```
DOC1 = DOC0 + ddoc
```

```
if (DOC1 > 1.0D0) then
```

```
  DOC1=1.0D0
```

```
end if
```

```
H=0.122E3
```

```
FLUX(1)=H*dadt
```

```
C   FLUX(1)=H
```

```
C   FLUX(2)=ddoc/dtemp
```

```
C-----
```

```
C=====
```

```
C 剛性シフトファクタ  $A_\alpha(\alpha)$  の計算
```

```
C=====
```

```
A0=StiffShiftFactor(DOC0)
```

```
A1=StiffShiftFactor(DOC1)
```

```
h = (A0 + A1) / 2
```

```
C=====
```

```
C 熱膨張係数と熱ひずみの計算(中央値)
```

```
C=====
```

```
IF (TEMP <= TG .AND. DOC0 > 0.95) THEN
```

```
  Expan=83.0*1E-6
```

```
  Expan=cte1*1E-6
```

```
ELSE
```

```
  Expan=cte2*180.0*1E-6
```

```
  Expan=cte2*1E-6
```

```
END IF
```

```
DtStrain=Expan*DTEMP
```

```
C=====
```

```
C 硬化収縮と熱ひずみの付加
```

```
C=====
```

```
cStrain=-0.0176981349*(DOC0-DOCInit)
```

```
DcStrain=-0.0176981349*(DOC1-DOC0)
```

```
cStrain=cStrain*coef
```

```
DcStrain=DcStrain*coef
```

```
DO I=1, NDI
```

```
  STRAIN(I)=STRAIN(I)-cStrain-tStrain
```

```
  DSTRAIN(I)=DSTRAIN(I)-DcStrain-DtStrain
```

```
END DO
```

```
DO I=1, NSHR
```

```
  STRAIN(I+NDI) = STRAIN(I+NDI)/2.0
```

```
  DSTRAIN(I+NDI) = DSTRAIN(I+NDI)/2.0
```

```
END DO
```

```
C=====
```

```
C   $\Delta \tau$  の計算
```

```
C=====
```

```
AT=EXP(210.190418-68369.44073/(TEMP+273.15))
```

```
DTAU=DTIME*AT
```

```
C=====
```

```
C 体積ひずみ増分  $\Delta \phi$  と偏差ひずみ増分  $\Delta e$  の計算
```

```
C=====
```

```
DvolStran = 0.0
```

```
DO i = 1, 3
```

```
  DvolStrain = DvolStrain + DStrain(i)
```

```
END DO
```

```
DO i = 1, 3
```

```

        DdevStrain2(i) = DStrain(i) - 1./3.*DvolStrain
END DO
DO i = 4, 6
        DdevStrain2(i) = DStrain(i)
END DO

C      DO i = 1, 6
C      WRITE(7, *) 'DStrain ', DStrain(i)
C      END DO
C      WRITE(7, *) 'DvolStrain ', DvolStrain
C      DO i = 1, 6
C      WRITE(7, *) 'DdevStrain ', DdevStrain2(i)
C      END DO

```

```

C=====

```

```

C a(i), b(i)の計算

```

```

C=====

```

```

DO i = 1, NPRNY
        a(i) = h/Dtau * (Dtau
1          - TPRNY(i)*(1 - EXP(-Dtau/TPRNY(i))))
        b(i) = 1 - EXP(-Dtau/TPRNY(i))
END DO

```

```

C      DO i = 1, 6
C      WRITE(7, *) 'a(i) ', a(i)
C      WRITE(7, *) 'b(i) ', b(i)
C      END DO

```

```

C=====

```

```

C KAPPAおよび $\Delta e^{\sim}$ と $\Delta e^{\sim}_i$ の計算

```

```

C=====

```

```

BUFF1=0.0
DO i = 1, NPRNY
        BUFF1 = BUFF1 + a(i)*GPRNY(i)

```

END DO

KAPPA = 1. - 1.0 / h*BUFF1

DO i = 1, NTENS

DdevStrain(i) = h * DdevStrain2(i)

DO j = 1, NPRNY

DvisStrain(i, j) = a(j)*DdevStrain2(i)

1 + b(j)*(devStrain(i) - visStrain(i, j))

END DO

END DO

C DO i = 1, 6

C WRITE(7, *) 'KAPPA ', KAPPA

C WRITE(7, *) 'De ', DdevStrain(i)

C DO j = 1, 6

C WRITE(7, *) 'Dei ', DvisStrain(i, j)

C END DO

C END DO

C=====

C $\partial \Delta \sigma / \partial \Delta \varepsilon$ (DDSDDE) の計算

C=====

DO k1 = 1, NTENS

DO k2 = 1, NTENS

DDSDDE(k2, k1) = 0.

END DO

END DO

DO k1= 1, NDI

DDSDDE(k1, k1) = 4./3.*GO*KAPPA*h + K0

END DO

DO k1 = 2, NDI

j = k1 - 1

DO K2 = 1, j

DDSDDE(k2, k1) = (-2.)/3.* GO*KAPPA*h + K0

```

        DDSDE(k1,k2) = (-2.)/3.* GO*KAPPA*h + K0
    END DO
END DO
j = NDI
DO k1 = 1, NSHR
    j = j + 1
    DDSDE(j, j) = GO*KAPPA*h
END DO

C    DO i = 1, 6
C        DO j = 1, 6
C            WRITE(7, *) ' DDSDE ', DDSDE(i, j)
C        END DO
C    END DO
C=====
C  Δσとσ(n+1)の計算
C=====

DO i = 1, NTENS
    BUFF2(i)=0.0
    DO j = 1, NPRNY
        BUFF2(i) = BUFF2(i) + GPRNY(j)*DvisStrain(i, j)
    END DO
END DO

DO i = 1, NTENS
    DS(i) = 2*GO*(DdevStrain(i) - BUFF2(i))
END DO

DO i= 1, NDI
    DSTRESS(i) = DS(i)+K0*DvolStrain
END DO
DO i= 4, 6
    DSTRESS(i) = DS(i)
END DO

```

```

DO i = 1, NTENS
  STRESS(i) = STRESS(i) + DSTRESS(i)
END DO

```

```

C   DO i = 1, 6
C     WRITE(7, *) 'BUFF(', i, ')=', BUFF2(i)
C   END DO
C   DO i = 1, 6
C     WRITE(7, *) 'DS(', i, ')=', DS(i)
C     WRITE(7, *) 'DSTRESS(', i, ')=', DSTRESS(i)
C   END DO

```

```

C=====
C e(n+1) と ei(n+1) の計算
C=====

```

```

DO i = 1, 6
  devStrain(i) = devStrain(i) + DdevStrain(i)
  DO j = 1, 6
    visStrain(i, j) = visStrain(i, j) + DvisStrain(i, j)
  END DO
END DO

```

```

C   DO i = 1, 6
C     WRITE(7, *) 'e(n+1) ', devStrain(i)
C     DO j = 1, 6
C       WRITE(7, *) 'ei(n+1) ', visStrain(i, j)
C     END DO
C   END DO

```

C--debugging--

```

C=====
C 解依存の状態変数の書き出し (粘弾性

```

C=====

```
k = 1
STATEV(k) = p0
k = k + 1
STATEV(k) = DOC1
k = k + 1
STATEV(k) = tStrain + DtStrain
k = k + 1
STATEV(k) = tau+Dtau
k = k + 1
```

```
DO i = 1, NTENS
    STATEV(k) = devStrain(i)
    k = k + 1
END DO
DO j = 1, NPRNY
    DO i = 1, NTENS
        STATEV(k) = visStrain(i, j)
        k = k + 1
    END DO
END DO
```

```
END SUBROUTINE UMAT
```

C===== END UMAT =====

C===== 補間関数の定義=====

C===== 以下は変更しない=====

C===== 剛性シフトファクタ関数=====

```
FUNCTION StiffShiftFactor (doc)
```

C

```
INCLUDE 'ABA_PARAM. INC'
```

```
REAL*8:: StiffShiftFactor, doc
```

```

StiffShiftFactor = 3.1798218776 * doc - 2.17919445923
IF (StiffShiftFactor < 1.E-05) THEN
  StiffShiftFactor = 1.E-05
END IF
RETURN
END

```

C=====得るミート補間の部品=====

```

FUNCTION LOCATE_SECTION(x, n, xsearch)
C
  INCLUDE 'ABA_PARAM.INC'
C  整列した表の探索
  INTEGER:: LOCATE_SECTION, n, ju, jm, jl, ascend
  DIMENSION x(n)
  REAL*8:: xsearch

  jl=0
  ju=n+1
  ascend=(x(n) > x(1))
  DO
    IF (ju-jl <= 1) EXIT
    jm=(jl+ju)/2
    IF ((xsearch > x(jm)) == ascend) THEN
      jl=jm
    ELSE
      ju=jm
    END IF
  END DO
  LOCATE_SECTION = jl
  RETURN
END

```

```

C   エルミートの補間多項式
FUNCTION HERMC(x, y, dy, n, xnew)
C
C   INCLUDE 'ABA_PARAM. INC'
C
DIMENSION x(n), y(n), dy(n)
REAL*8:: f0, f1, f2, f3
REAL*8:: xnew, HERMC
INTEGER:: i
EXTERNAL LOCATE_SECTION

HERMC=0.0
i=LOCATE_SECTION(x, n, xnew)
IF (i <= 0) THEN
    HERMC=y(1)
    RETURN
ELSE IF (i >=n) THEN
    HERMC=y(n)
    RETURN
END IF
IF (xnew >= x(i) .AND. xnew <= x(i+1)) THEN
    f0=(xnew-x(i))**2*(2. DO*(x(i+1)-xnew)
& + (x(i+1)-x(i)))/(x(i+1)-x(i))**3
    f1=(xnew-x(i))**2*(xnew-x(i+1))/(x(i+1)-x(i))**2
    f2=(x(i+1)-xnew)**2*(2. DO*(-x(i)+xnew)
& + (x(i+1)-x(i)))/(x(i+1)-x(i))**3
    f3=(xnew-x(i+1))**2*(xnew-x(i))/(x(i+1)-x(i))**2
    HERMC=y(i+1)*f0+dy(i+1)*f1+y(i)*f2+dy(i)*f3
END IF
RETURN
END

```

C