

単一の炭素繊維を含むエラストマーの弾性率と繊維配向性の関係

工学部物理工学科

応用物理学コース

増淵研究室

学生番号 081420579

佐々木 弘至

目次

要旨		i
第 1 章	序論	1
1.1	はじめに	1
1.2	Eshelby の理論	2
1.3	実験目的	3
1.4	補足: ずり弾性率と体積弾性率	4
第 2 章	理論及び実験	7
2.1	概要	7
2.2	理論	7
2.3	実験	10
第 3 章	結果	16
3.1	理論値計算	16
3.2	測定結果	17
3.3	データ解析	23
3.4	実験値と理論値の比較	26
3.5	まとめ	27
第 4 章	考察	28
4.1	Eshelby 理論との違いの要因	28
4.2	今後の展望	31
第 5 章	結論	33
参考文献		35

第 1 章

序論

1.1 はじめに

現在、地球環境問題への意識が高まっており、自動車から排出される CO_2 の削減が求められている。 CO_2 削減には自動車の燃費削減は必要不可欠であり、既存の金属材料を軽量の炭素繊維複合材料 (fiber reinforced plastics,FRP) へと代替する動きが高まっている¹⁾。繊維強化材料は、その超軽量性と優れた力学的特性から、飛行機や自動車といった様々な工業的な分野で利用されている。しかし、大きな問題点として金属に比べて加工コストが高いことが挙げられる²⁾。特に、製品を大量生産する必要がある自動車業界においてこの問題点は非常に深刻な事柄である。仮に、この問題点が改善されれば、自動車産業以外にも多種多様な工業業界の発展に大きく寄与することが出来る。コストを下げる為に複合材成型の効率化を目指す必要があり、高い成型サイクルを見込める方法として LFT-D 法³⁾がある。この方法では、成型条件によって繊維長や繊維方向分布が変化する。現段階では、この現象を制御できる有効な手段が分かっておらず、実現するには炭素繊維複合材の力学特性を解析する必要がある。

今回の実験では、求められた力学特性を満たす炭素繊維複合材を作成する為に、材料内の繊維構造をどのように制御すればよいのか考えた。複合材の力学物性は複合材内での炭素繊維の含有率及び配向性に大きく依存していると分かっている⁴⁾。本実験では、炭素繊維の配向性が複合材に与える力学特性について注目した。今回は力学特性の一つである弾性率に注目し、単一の炭素繊維を含むエラストマーの弾性率と繊維の配向性の関係について実験で述べた。繊維配向性の異なる様々な複合材の弾性率を引張試験で計測することで繊維の配向性と複合材の弾性率の関係を調べた。

1.2 Eshelby の理論

複合材に実際に起こっている乱れや流れを十分に解析するには、原子や分子レベルから理解する必要がある。しかし、工業用材料でこのスケールでの設計に対しては非効率である。この問題点を解決する為に多くの場合、実際の材料の持つ構成と構造を一つの物質とみなす連続性仮説が用いられる。連続性仮説を用いると、均質という概念が材料中の全ての場所において適用出来るようになる⁵⁾。このような性質を満たす材料を均質な材料と言い、不均質な材料を均質な材料とみなす方法が均質化法である。均質化法については、古くから理論力学分野で研究されており⁶⁾、その中でも Eshelby⁷⁾ の考えた理論は炭素繊維複合材に関する研究などで幅広く活用されている⁸⁾¹⁰⁾¹¹⁾。

1.2.1 現理論

無限体の母材の中に、一個の楕円形状の介在物が存在している場合を考える。このモデルについては図 1.1 で示した。この混合物体に無限遠方点において一定の応力が負荷されている場合、「この介在物内の歪みは、一様である」事を Eshelby は見出した⁷⁾。

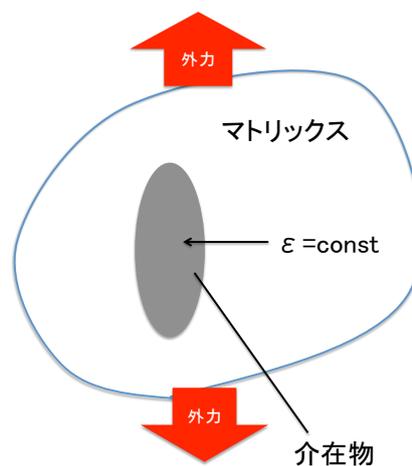


図 1.1 Eshelby モデル

1.2.2 森・田中理論

森・田中理論は複合材のマトリックスにおける平均内部応力の算出方法に関する理論である⁸⁾。複数の介在物がある複合材の力学的挙動を予測するには、介在物とマトリックス間の相互作用及び介在物間の相互作用を考える必要がある。しかし、実際に両者を定量評価するのは困難なので森・田中は介在物とマトリックス間の相互作用だけを Eshelby の理論を用いて解析した⁹⁾。

この研究を単層カーボンナノチューブ (SWNT) で強化された高分子複合材料に応用した研究がある¹⁰⁾。この研究における実験では、Mori-Tanaka 理論と Eshelby テンソル⁷⁾を用いて、有効繊維/ポリマー複合材料の弾性剛性特性を予測している。予測結果と実験で得られた弾性率を比較した所、長いナノチューブ (少なくとも 200nm) の場合、剛性と体積率との関係は線形であり、これは概ね一致していると報告されている。しかし、短く整列したナノチューブ (10nm) の場合、剛性の増加が得られる前に体積分率が 10 % を超えなければならないと述べている。

配向に分布がある繊維を含む複合材料に関する報告もある¹¹⁾。Eshelby-Mori-Tanaka 理論⁸⁾を拡張して、繊維間の相互作用を考慮し、繊維の平面配向分布と弾性率の関係が予測されている。繊維配向の分布の度合いが異なる材料の弾性率を実験と比較した所、妥当な一致が報告されている。

1.3 実験目的

炭素繊維複合材の均質化法に関する理論として Eshelby 理論は幅広く活用されている。しかし、Eshelby 理論が炭素繊維の場合でも有効なのかは自明ではない。そこで、本研究では Eshelby 理論から導いた理論値と測定値を比較することでその有効性について確認し、得られた結果から理論を発展させるにはどのような手順が必要か考察するのが本実験の目的である。

1.4 補足: ずり弾性率と体積弾性率

1.4.1 ずり弾性率

ずり（剪断）変形の概要を下記に示した。 d は変位、 h は力と垂直な厚さ、 γ は剪断歪み、 f は力、 A_0 は変形前における力と平行な断面積、 σ は応力、 μ はずり弾性率を表している。

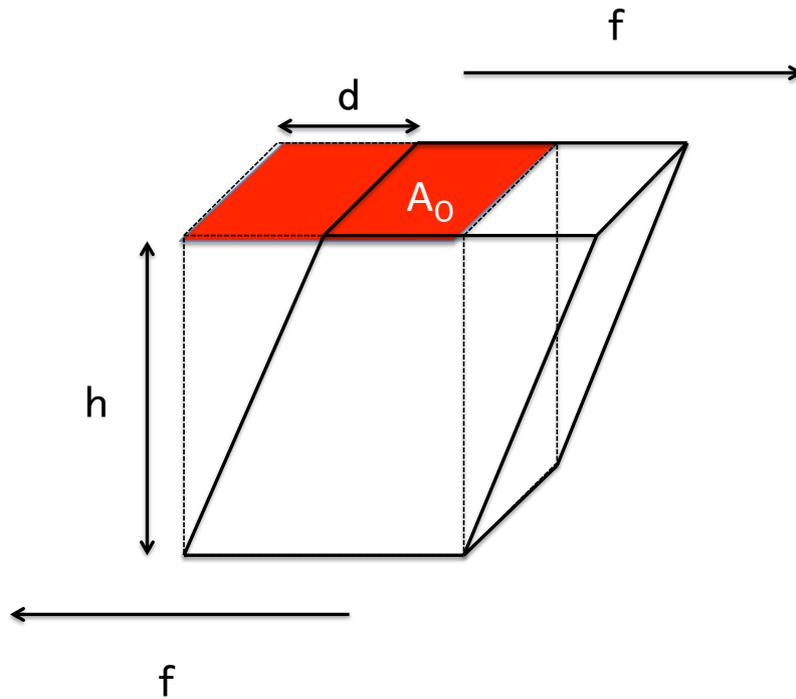


図 1.2 ずり変形

ずり弾性率は以下のように求めることができる¹²⁾。

$$\gamma = \frac{d}{h} \quad (1.1)$$

$$\sigma = \frac{f}{A_0} \quad (1.2)$$

弾性率 = $\frac{\text{応力}}{\text{歪み}}$ なので、

$$\mu = \frac{\sigma}{\gamma} \quad (1.3)$$

と表せる。

1.4.2 体積弾性率

体積変形の概要を下記に示した。 V_0 は元体積、 V は変形後体積、 γ は体積歪み、 f は力、 A_0 は変形前における表面積、 σ は応力、 κ は体積弾性率を表している。

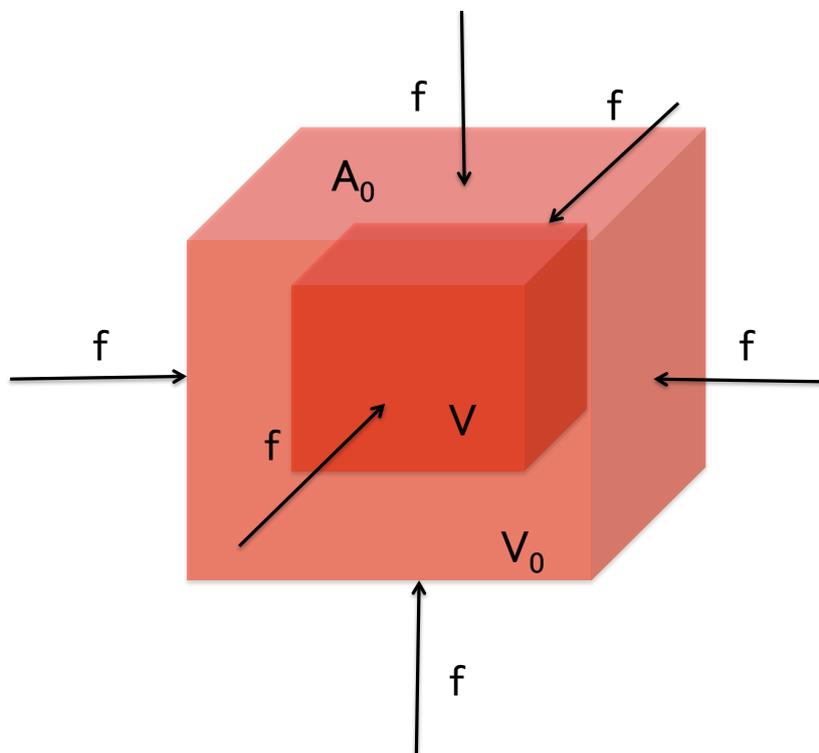


図 1.3 体積変形

体積弾性率は以下のように求めることができる¹²⁾。

$$\gamma = \frac{V - V_0}{V_0} \quad (1.4)$$

$$\sigma = \frac{f}{A_0} \quad (1.5)$$

弾性率 = $\frac{\text{応力}}{\text{歪み}}$ なので、

$$\kappa = \frac{\sigma}{\gamma} \quad (1.6)$$

と表せる。

1.4.3 ずり弾性率と体積弾性率の導出法

ずり弾性率 μ 、体積弾性率 κ は以下のように書ける¹³⁾。

$$\mu = \frac{Y}{2(1 + \nu)} \quad (1.7)$$

$$\kappa = \frac{Y}{3(1 - 2\nu)} \quad (1.8)$$

Y はヤング率、 ν はポアソン比である。

第 2 章

理論及び実験

2.1 概要

本研究では、Eshelby 理論に基づいた理論計算の正当性を確認する為に炭素繊維の配向の異なった複合材から得られたヤング率と理論値を計測し比較した。

理論では、Eshelby 理論に基づいて一本の炭素繊維が複合材に与える力学的特性を求めた。

実験では、炭素繊維の配向の異なった複合材を作成し引張試験からヤング率を計測した。

2.2 理論

ここでは、Eshelby 理論に基づいて一本の炭素繊維が複合材に与える力学的特性について説明する。

複合材料内の炭素繊維は周り的高分子マトリックス (樹脂) よりも弾性率が高い為に、マトリックスと同じ様に歪むことが出来ない。外力を加えて複合材が同じ歪みを発生させるのに炭素繊維がない場合よりも余計に応力を加える必要がある。この結果、炭素繊維内で内部応力が発生する。遠距離場だけ注目すると、炭素繊維から発生する内部応力をフォースダイポール (FD) と近似できる⁷⁾。発生した内部応力に FD 理論 (2.2.1 で説明する。) を使う事で、炭素繊維が複合材に対して与える力学物性を導出できる。具体的なフォースダイポールの計算方法については 2.2.2 に記した。尚、上に述べた理論の概要については図 2.1 に示した通りである。

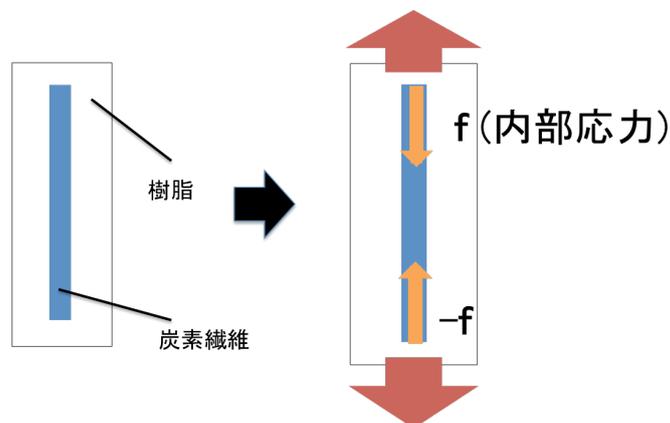


図 2.1 炭素繊維複合材料に変形を与えた際に発生する内部応力

2.2.1 フォースダイポール理論

フォースダイポール (FD) は、図 2.2 で示したように長さ l だけ離れた反対方向に向いている力 \mathbf{f} と $-\mathbf{f}$ の対である。FD(\mathbf{p}) は以下のように表わせる。

$$\mathbf{p} = \mathbf{f}l \quad (2.1)$$

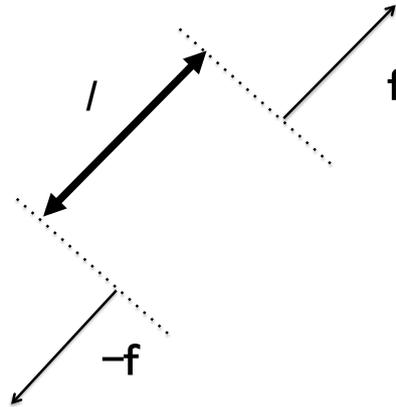


図 2.2

2.2.2 エラストマー内の炭素繊維が発するフォースダイポール

繊維によって増加する応力 σ_{fib} は、単位体積当たりの FD(フォースダイポール) なので、

$$\sigma_{\text{fib}} = n_f \langle \mathbf{p} \rangle \quad (2.2)$$

と書くことができる。ただし、 n_f は繊維の数密度、 $\langle \mathbf{p} \rangle$ は繊維配向の FD の平均を表している。繊維に歪み ϵ が加わった場合に発生する FD は Eshelby の理論より、

$$p_{||} = V_f \Gamma \epsilon_{||} \quad (2.3)$$

と求めることができる。ただし、 V_f は繊維の体積分率、 $p_{||}$ は繊維方向の FD、 $\epsilon_{||}$ は繊維方向の歪みである。係数 Γ は、

$$\Gamma = \frac{3(\mu_c - \mu_e)}{1 + (\mu_c - \mu_e)/(3(\kappa_c - \kappa_e))} \quad (2.4)$$

と計算できる (μ_c と κ_c は繊維のずり弾性率と体積弾性率、 μ_e と κ_e は樹脂のずり弾性率と体積弾性率である)。ずり弾性率と体積弾性率については 1.4 で説明した。

2.2.3 炭素繊維の配向とフォースダイポールの関係

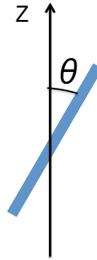


図 2.3

図 2.3 のように炭素繊維が外力方向と角 θ を成している時を考える。

$$p_z = p_{||} \cos^2 \theta \quad (2.5)$$

$$\epsilon_{||} = \epsilon_z \cos^2 \theta \quad (2.6)$$

と表す事ができるので、(2.5) 式と (2.6) 式を (2.3) 式に代入すると、

$$p_z = V_f \Gamma \cos^4 \theta \quad (2.7)$$

と FD が求まる。求まった FD を (2.2) 式に代入すると、歪み方向に発生する応力 σ_{zz}^{fib} は、

$$\sigma_{zz}^{\text{fib}} = n_f V_f \Gamma \langle \cos^4 \theta \rangle \quad (2.8)$$

となる。

2.3 実験

炭素繊維の配向の異なった複合材を作成し引張試験からヤング率を計測した。

2.3.1 試料及び実験器具

本実験には以下のものを使用した。

- SILPOT 184 W/C
入手先：東レ ダウコーニング株式会社

- シャープペンシル替芯 (Ain STEIN) 0.5mm HB
入手先：Pentel

- 卓上型引張圧縮試験機 (フォーステスター MCT-2150)
入手先：AND
- 簡易引張試験機
使用器具：バネ式手秤 (入手先：SANKO), 計量カップ

2.3.2 試料作成手順

1. SILPOT の配合

本実験では図 2.4 で示した様な SILPOT 184 BASE と SILPOT 184 CAT の二種類の溶液を混ぜて、シリコン溶液を作成した。得られるエラストマーは BASE の量を増やせば柔らかくなる性質がある。今回の実験では使用用途に分けて二つのエラストマーを作成した。

簡易引張試験機による引張試験では、BASE:CAT=20:1 (重量比) の割合で配合したエラストマーを使用した。それに対し、フォーステスターによる引張試験では、BASE:CAT=10:1 (重量比) で配合したエラストマーを作成した。

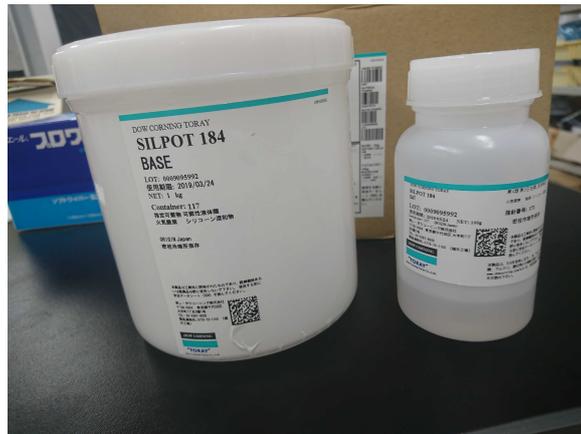


図 2.4 本実験で使用したシリコン

2. シリコン溶液の固化

上記の割合で配合させたシリコン溶液を真空抜き (-1.0MPa, 5 分間) した後に、ヒーターで加熱 (100 °C, 1 時間) し固化させた。

3. 炭素繊維複合材の作成

図 2.5 で示した手順で炭素繊維複合材を成型した。なお、固化させる際はシリコンと炭素繊維の接着を図る為に半真空状態下 (-0.5MPa) で加熱 (100 °C, 1 時間) した。

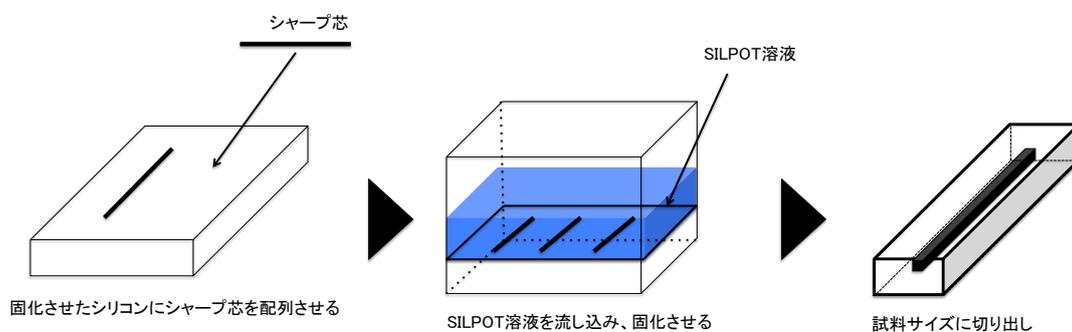


図 2.5 炭素繊維の混入方法

2.3.3 実験で用いた試料

2.3.2 に従って下記のような様々な炭素繊維複合材を作成し、引張試験を行なった。具体的な試料サイズについては図 2.6 に示した通りである。

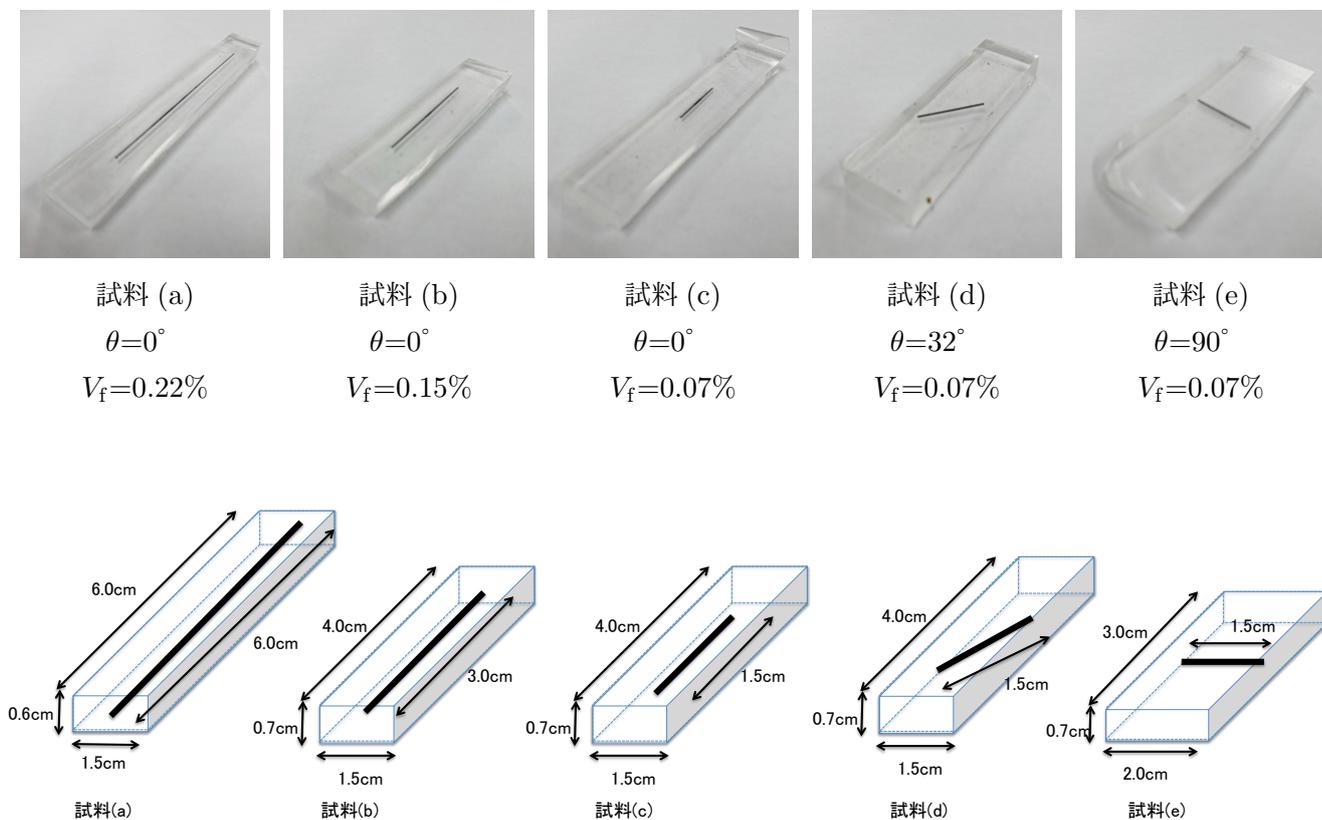


図 2.6 試料の大きさと繊維の配置

2.3.4 引張試験

1. 簡易引張試験機による引張試験

弾性率測定を行う為に、図 2.7 のような簡易引張試験機を作成した。重りの調整は水を用いて行った。

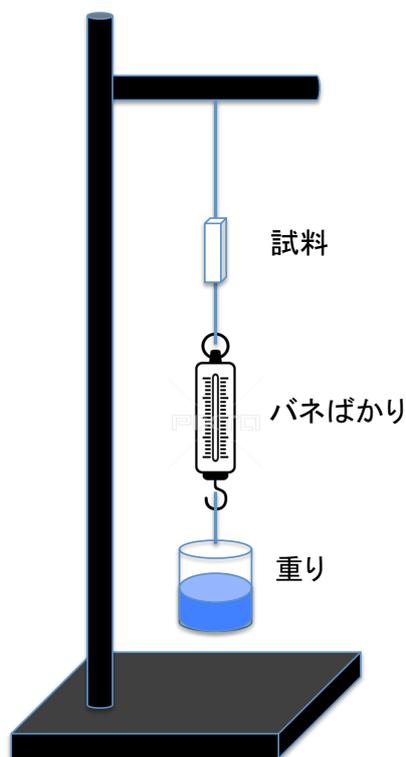


図 2.7 簡易引張試験機の概要

測定方法

水量を変化させる事で重りの重量を調整した。重量を 70g, 80g, 90g, 100g と変化させた。この時の試料の伸びを画像解析により計測した。尚、本実験では伸びを観測しやすい様にフォーステスターによる引張試験で使用了した試料より、伸びやすい試料を使用した。

2. フォーステスターによる引張試験

図 2.8 の装置を使って試料の伸びを計測した。測定方法については図 2.9 で示した。



図 2.8 卓上型引張圧縮試験機 (フォーステスター)

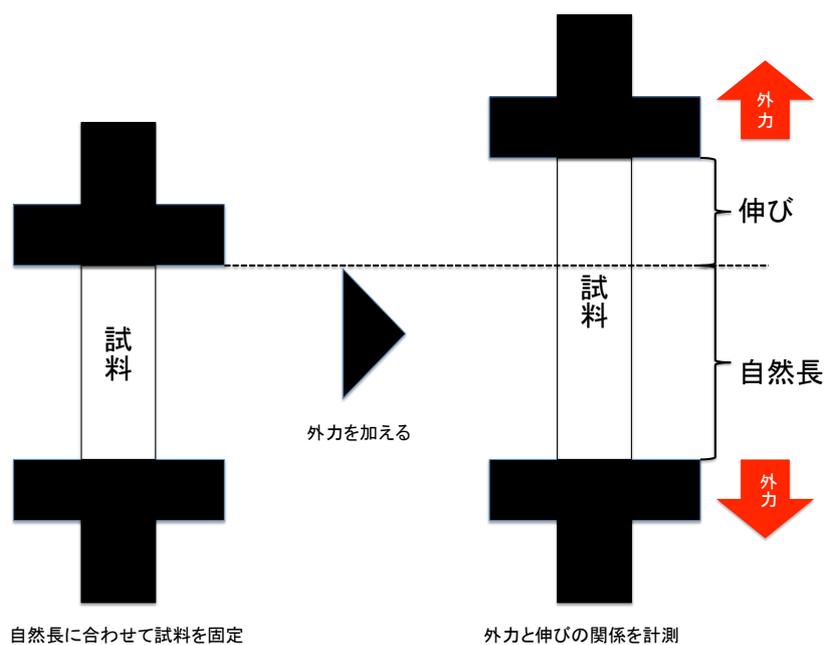


図 2.9 フォーステスターによる測定方法

2.3.5 データ解析

歪みと応力の導出

引張試験の実験値から試料の歪み ϵ と応力 σ が求める事ができる。それぞれの値の計算方法は以下に示した通りである。

$$\epsilon = \frac{l}{L} \quad (2.9)$$

$$\sigma = \frac{F}{S} \quad (2.10)$$

ヤング率計算

図 2.10 で示したように線形領域での応力と歪みの傾きがヤング率となる。よって、線形領域でのヤング率は以下の様に計算できる。

$$Y = \frac{\sigma}{\epsilon} \quad (2.11)$$

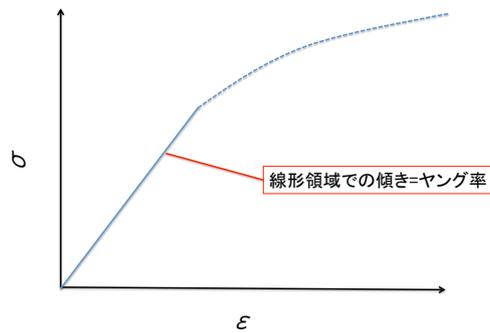


図 2.10

表 2.1 用語と定義

用語	定義
ϵ	歪み
L	自然長
l	伸び
σ	応力
F	試料に加えた外力
S	外力に対して垂直方向の断面積
Y	ヤング率

第3章

結果

3.1 理論値計算

Eshelby 理論から繊維によって増加した複合材のヤング率の理論値を計算した。

炭素繊維のポアソン比は $\nu = 0.3^{13}$ 、エラストマーは $\nu \approx 0.5$ (0.5 より小さい) と表せる。これらの値を (1.7) 式と (1.8) 式に代入して計算すると、

$$\mu_c = \frac{5Y_c}{13} \quad (3.1)$$

$$\kappa_c = \frac{5Y_c}{6} \quad (3.2)$$

$$\mu_e = \frac{Y_e}{3} \quad (3.3)$$

$$\kappa_e \approx \infty \quad (3.4)$$

と表せる。次に、(3.1) 式～(3.4) 式を (2.4) 式に代入すると、

$$\Gamma \approx \frac{15Y_c}{13} - Y_e \quad (3.5)$$

となる。実際の理論値計算には (3.5) 式に実験値を代入して計算した。

表 3.1 用語と定義

用語	定義
Y_c	炭素繊維のヤング率
Y_e	エラストマーのヤング率

3.2 測定結果

3.2.1 炭素繊維とエラストマーのヤング率測定

炭素繊維とエラストマーのヤング率をフォーステスターを用いて計測した。計測した実験値は以下の通りである。尚、このエラストマーのヤング率は BASE:CAT=10:1 で配合したシリコンの計測値である。

$$Y_c = 2.0 \times 10^9 (\text{Pa})$$

$$Y_e = 1.7 \times 10^6 (\text{Pa})$$

これらの値を (3.5) 式に代入すると、

$$\Gamma = 2.3 \times 10^9 - 1.2 \times 10^6 \approx 2.3 \times 10^9 (\text{Pa}) \quad (3.6)$$

と近似できる。(2.8) 式と (3.6) 式より、炭素繊維の影響で歪みの方向に発生する応力 σ_{zz}^{fib} は、

$$\sigma_{zz}^{\text{fib}} = (2.3 \times 10^9) V_f \langle \cos^4 \theta \rangle \epsilon_{zz} \quad (3.7)$$

と表すことができる。よって、複合材のヤング率 Y は、

$$Y = Y_e + (2.3 \times 10^9) V_f \langle \cos^4 \theta \rangle \quad (3.8)$$

と書くことができる。

3.2.2 簡易引張試験機による測定結果

この実験では、試料 (b) ($\theta = 0^\circ, V_f = 0.15\%$) と試料 (e) ($\theta = 90^\circ, V_f = 0.07\%$) を用いて行った。実験結果は下記の通りである。

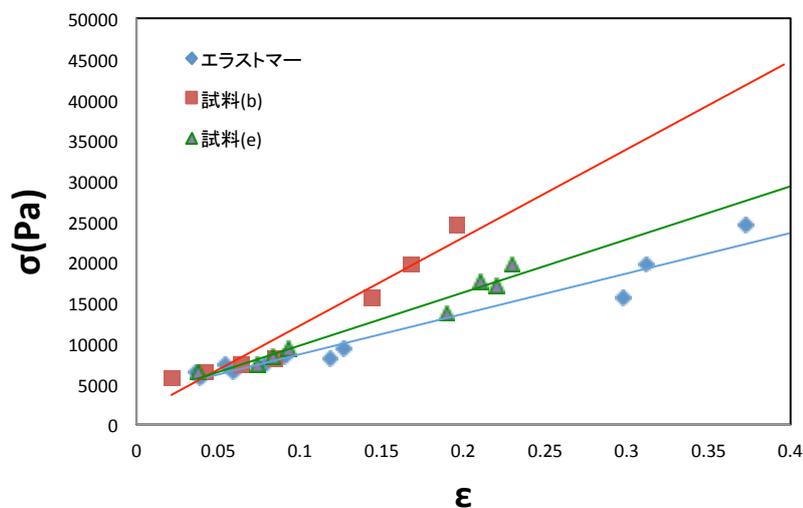


図 3.1 試料毎の歪みと応力の関係。

3.2.3 簡易型引張試験機とフォーステスターの実験値比較

簡易型引張試験機によるデータは様々な実験誤差を含んでいる。考えられる誤差の大きな要因としては以下の二つが考えられる。

一つ目は、試料にかかる重量に水の重さに加えてバネばかりの重量も加算されている。

二つ目は、試料の伸びの計測は目視によって行ったので、伸びの測定に測定誤差が生じる。

本実験での測定値は図 3.1 に示したが、図から読み取れるように各測定点のばらつきが大きい。また、近似曲線が原点を通過していない為にこのデータから弾性率を求めるのは困難であるので弾性率計算はフォーステスターによる実験値を使用した。

3.2.4 フォーステスターによる測定結果

本実験では、(炭素繊維の体積分率を変えた時の応力-歪み関係)と(炭素繊維の配向性を変えた時の応力-歪み関係)についての測定を行った。引張測定を行う際、自然長に合わせて試料を固定する時に引張試験機のクリップ部分のシリコンが伸びることで弛みが生じた。本実験で使用したフォーステスターは、引張開始と同時にデータ記録をするので初期計測データは弛みの部分の計測値を表している。

- 炭素繊維の体積分率を変えた時の応力-歪み関係

試料 (a) ($\theta = 0^\circ, V_f = 0.26\%$)、試料 (b) ($\theta = 0^\circ, V_f = 0.15\%$)、試料 (c) ($\theta = 0^\circ, V_f = 0.07\%$) を用いて、測定を行った。炭素繊維の体積分率を変化させた複合体の応力変化は図 3.2 のようになった。尚、これらの試料はいずれも $\theta=0^\circ$ なので、炭素繊維の体積分率が試料の応力に大きく関与する。

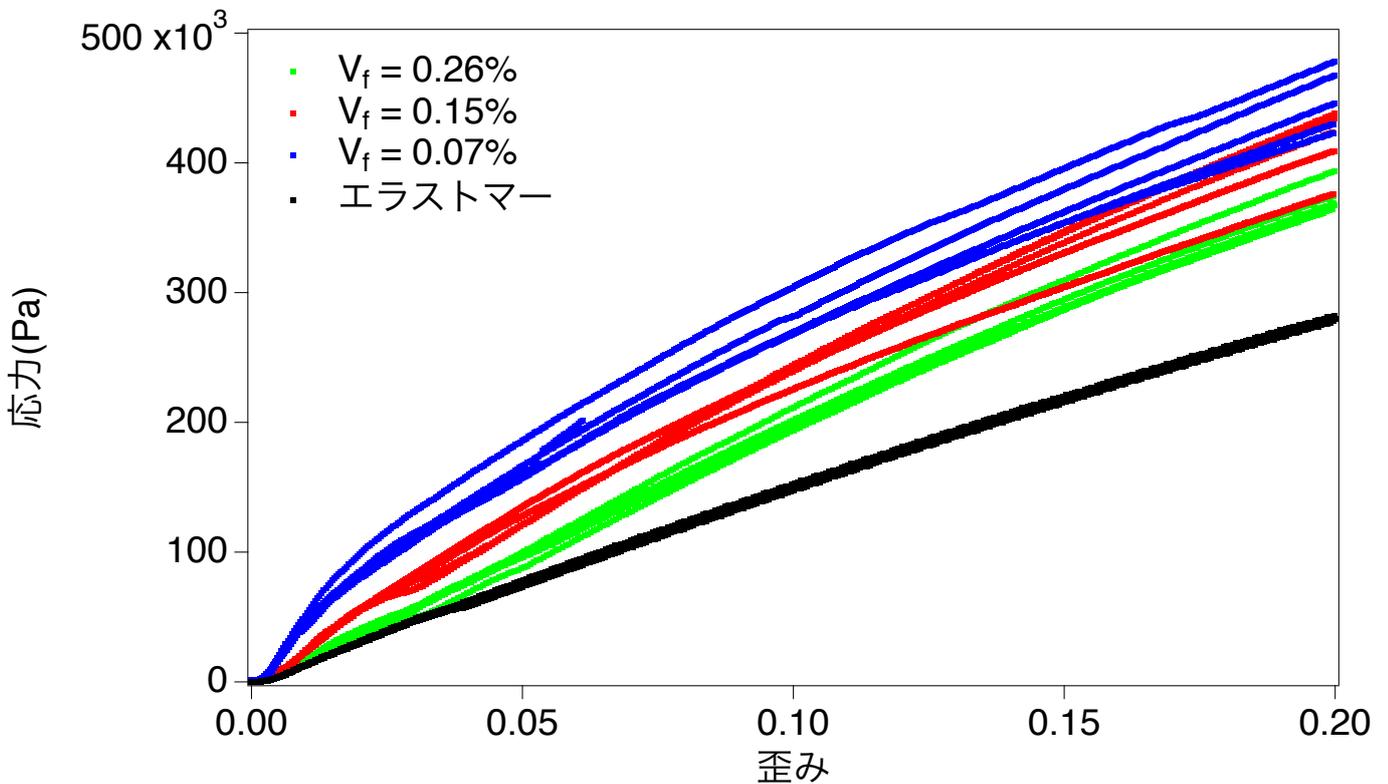


図 3.2 配向角 $\theta = 0^\circ$ の時の種々の V_f における応力-歪み関係。図中の黒点はエラストマー、青点が $V_f = 0.26\%$ 、赤点が $V_f = 0.15\%$ 、緑点が $V_f = 0.07\%$ を示す。

各試料の応力変化を解析する為に図 3.2 を両対数変換した。変換した結果は図 3.3 に示した通りである。

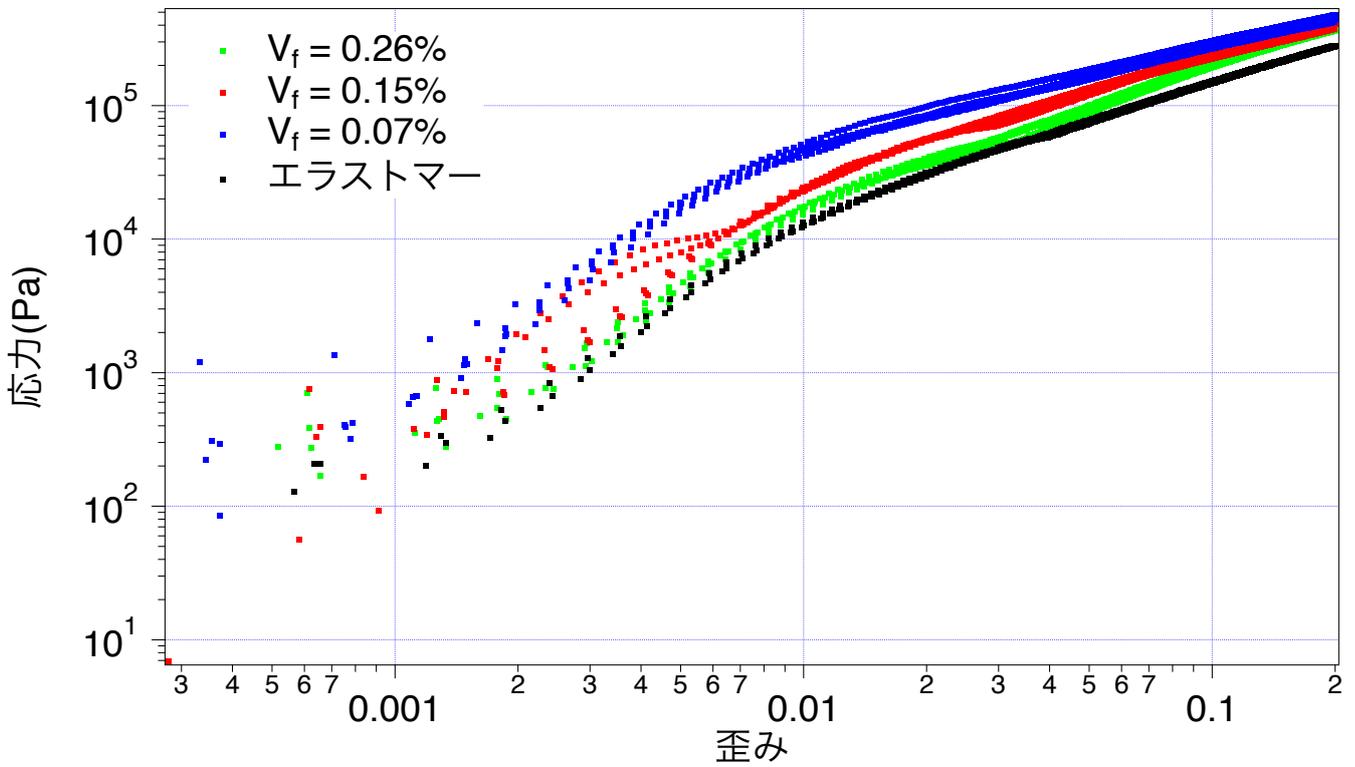


図 3.3 図 3.2 の両対数グラフ。

図 3.3 より、歪み ≥ 0.01 の領域では炭素繊維の体積分率が上昇するに連れて応力も上昇しているのが観測できる。歪み < 0.01 ではクリップ部分の弛みの影響で応力-歪み関係が非線形になっていると考えられる。逆に歪みが大きい側も傾きが 1 より小さく、繊維とエラストマー間で滑りが発生していると思われる。

- 炭素繊維の配向性を変えた時の応力-歪み関係

試料(c) ($\theta = 0^\circ, V_f = 0.07\%$)、試料(d) ($\theta = 32^\circ, V_f = 0.07\%$)、試料(e) ($\theta = 90^\circ, V_f = 0.07\%$)を用いて、各試料中の一本のフォースダイポール（炭素繊維）がそれぞれどのような力学特性を与えているか計測した。図 3.4 で得られた結果を示した。これらの試料の体積分率は全て 0.07% なので、この実験における応力変化は炭素繊維の配向に影響される。

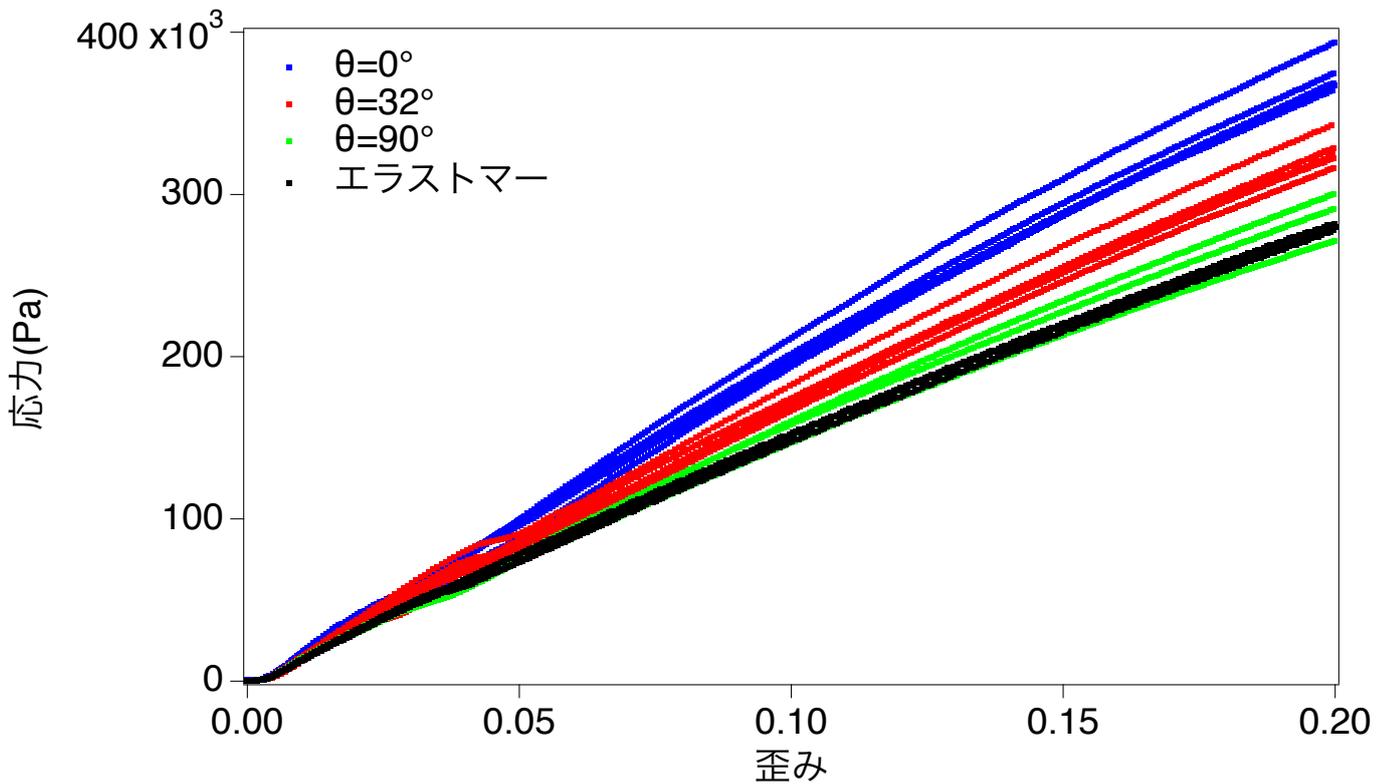


図 3.4 $V_f = 0.07\%$ の時の種々の配向角における応力-歪み関係。図中の黒点はエラストマー、青点が $\theta = 0^\circ$ 、赤点が $\theta = 32^\circ$ 、緑点が $\theta = 90^\circ$ の歪みと応力の相関関係を表している。

各試料の応力変化を解析する為に図 3.4 を両対数変換した。変換した結果は図 3.5 に示した通りである。

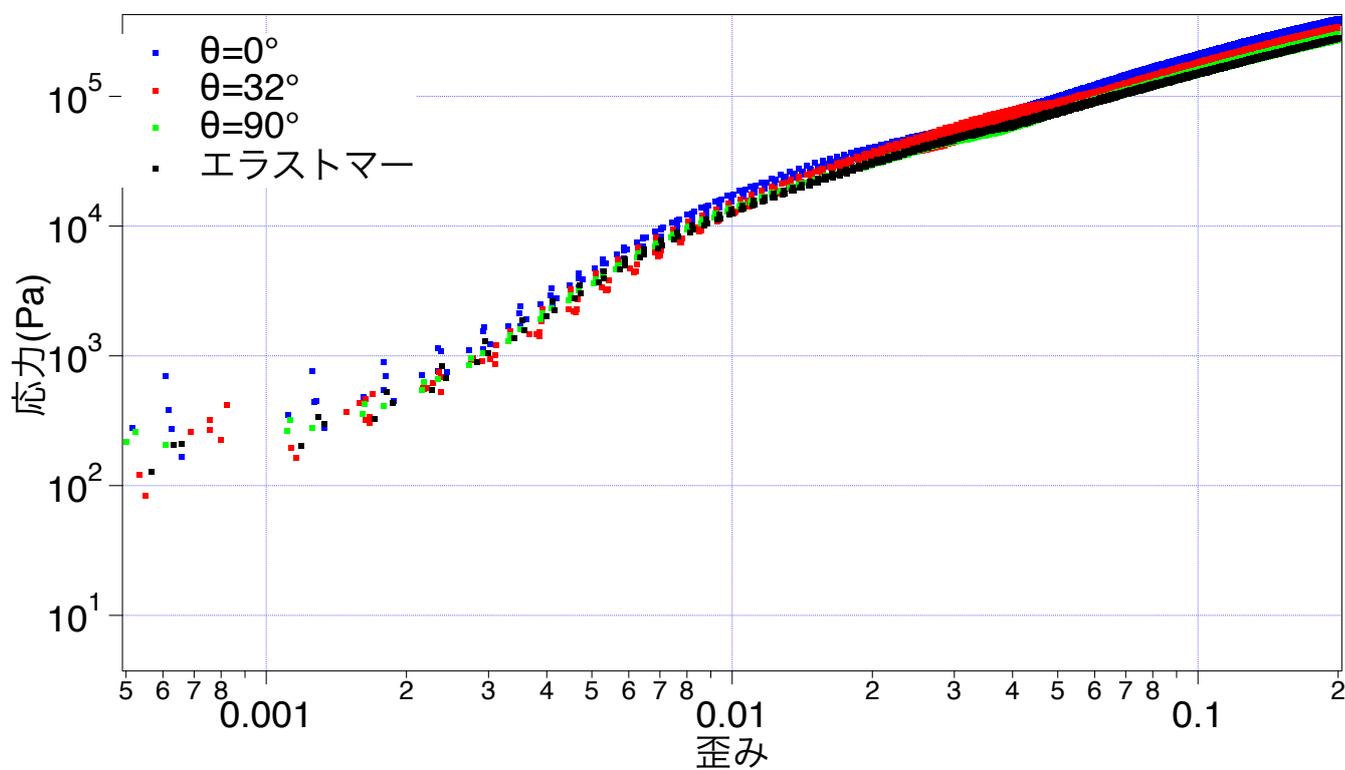


図 3.5 図 3.4 の両対数グラフ。

図 3.5 より、歪み ≥ 0.01 の領域では θ が減少するに連れて応力が減少するのが分かる。歪み < 0.01 ではクリップ部分の弛みの影響で応力-歪み関係が非線形になっている。また、 V_f を変化をさせた場合と同様に歪みが大きくなると滑りが発生していると思われる。

3.3 データ解析

3.3.1 線形領域の決定

ヤング率は線形領域での応力の歪みに対する傾きなので、ヤング率を計測するためには応力-歪み関係の線形領域を決定する必要がある。そこで、炭素繊維の滑りが大きく影響していない歪み $\leq 20 \times 10^{-3}$ までの範囲での実験値を両対数表示して、線形領域を決定した。

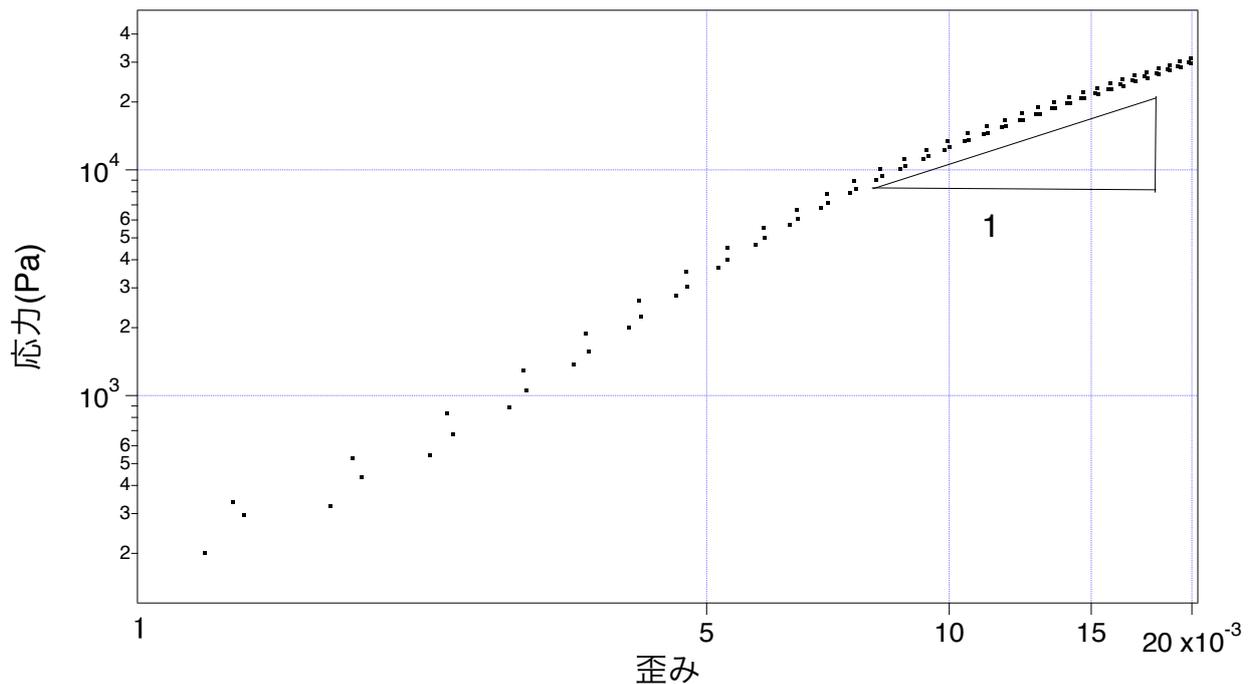


図 3.6 歪み $\leq 20 \times 10^{-3}$ でのエラストマーの歪みと応力の関係

3.2.4 でも述べたように、測定開始直後はクリップ部分による弛みを測定しているのので、歪みが 10×10^{-3} までの非線形領域は弛みの影響がある。図 3.6 から $10 \times 10^{-3} \leq \text{歪み} \leq 15 \times 10^{-3}$ の範囲は線形領域を示しているのが分かるので、この範囲を線形領域と決定し各試料のヤング率を計測した。尚、ヤング率を算出する際は、歪み=0.10 の時の応力を 0Pa として比較を行った。解析結果は 3.3.2 と 3.3.3 で示す。

3.3.2 種々の体積分率をもつ複合材料の線形挙動

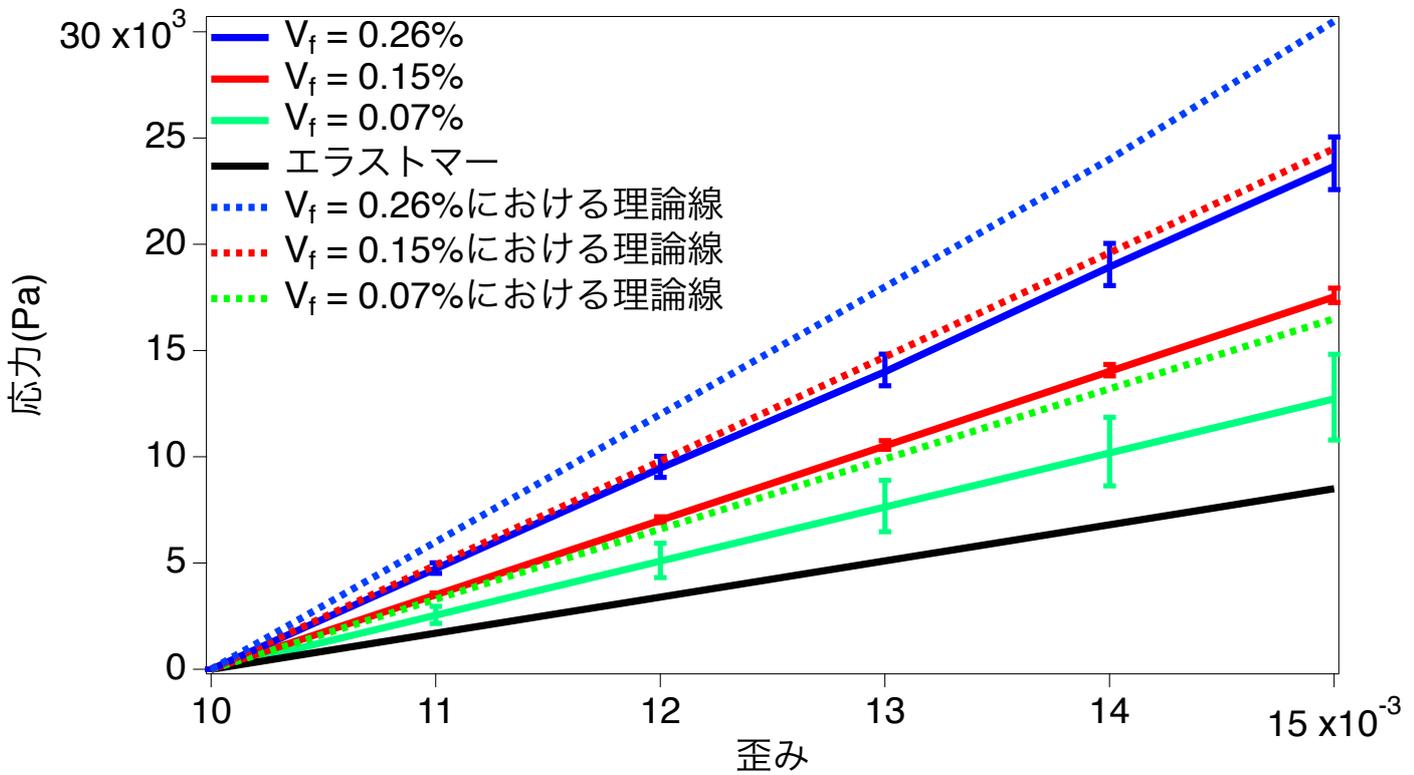


図 3.7 線形領域における $\theta = 0^\circ$ の複合材料の応力-歪み関係。図中の黒点はエラストマー、青点が $V_f = 0.26\%$ 、赤点が $V_f = 0.15\%$ 、緑点が $V_f = 0.07\%$ を表している。

図 3.7 に線形領域における $\theta = 0^\circ$ の複合材料の応力-歪み関係を示す。ここからヤング率を決定した。結果は 3.4 に示す。

3.3.3 種々の繊維配向をもつ複合材料の線形挙動

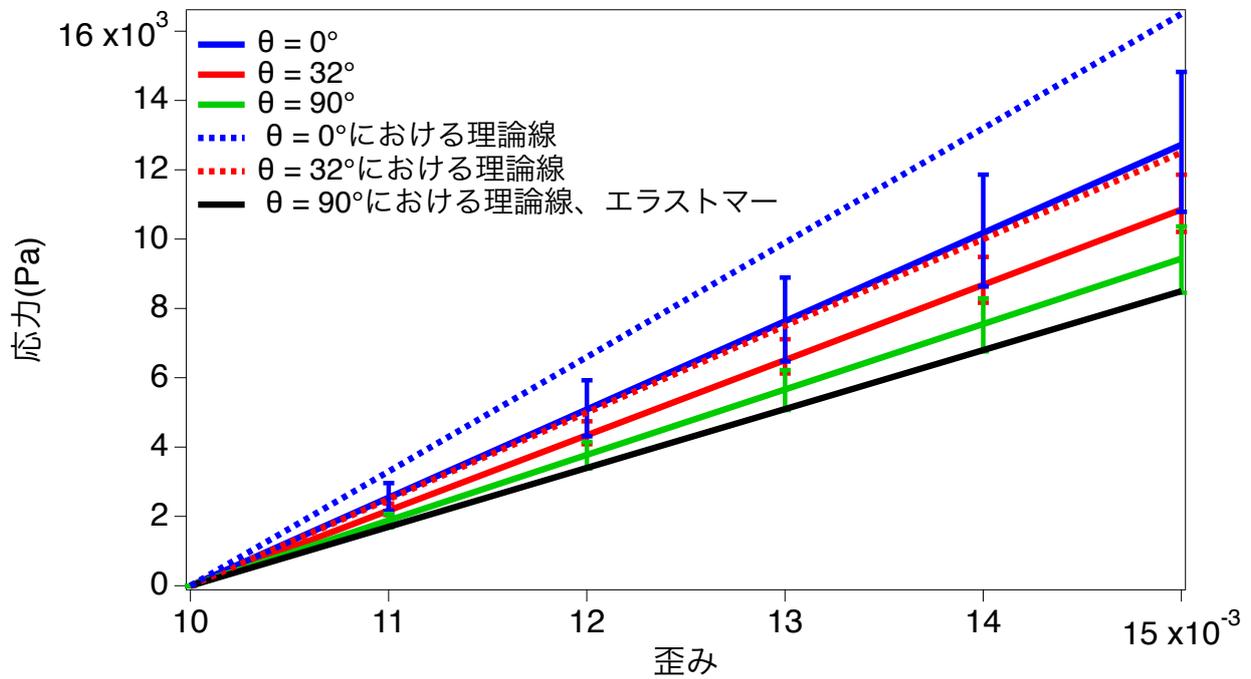


図 3.8 線形領域における $V_f = 0.07\%$ の複合材料の応力-歪み関係。図中の黒点はエラストマー、青点が試料 (c)、赤点が試料 (d)、緑点が試料 (e) の歪みと応力の相関関係を表している。

図 3.8 に線形領域における $V_f = 0.07\%$ の複合材料の応力-歪み関係を示す。ここからヤング率を決定した。結果は 3.4 に示す。

3.4 実験値と理論値の比較

線形領域における各試料におけるヤング率の実験値と理論値を比較した。

3.4.1 炭素繊維の体積分率とヤング率の関係

表 3.2 各試料におけるヤング率の計測結果

	試料 (a) $V_f = 0.07\%$	試料 (b) $V_f = 0.15\%$	試料 (c) $V_f = 0.26\%$
実験値	4.6×10^6 (Pa)	3.5×10^6 (Pa)	2.5×10^6 (Pa)
理論値	6.0×10^6 (Pa)	4.9×10^6 (Pa)	3.3×10^6 (Pa)

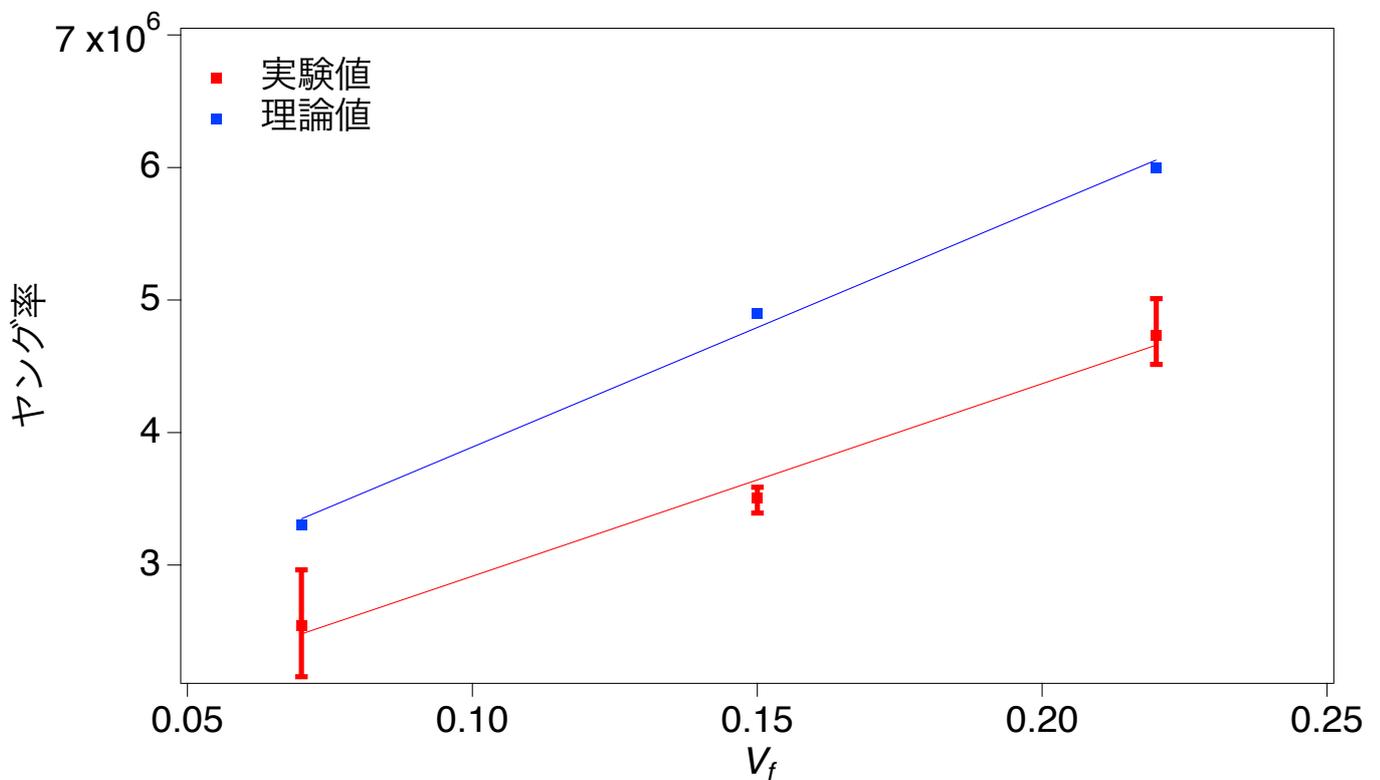


図 3.9 $\theta = 0^\circ$ の時の体積分率とヤング率の関係

表 3.2 及び図 3.9 の結果から、体積分率が上昇すると理論値と実験値共にヤング率は増加するのが確認できた。また、実験値はいずれも理論値から小さい値を示しているのが分かった。

3.4.2 炭素繊維の配向とヤング率の関係

表 3.3 各試料におけるヤング率の計測結果

	試料 (c) $\theta = 0^\circ$	試料 (d) $\theta = 32^\circ$	試料 (e) $\theta = 90^\circ$
実験値	2.5×10^6 (Pa)	2.2×10^6 (Pa)	1.9×10^6 (Pa)
理論値	3.3×10^6 (Pa)	2.5×10^6 (Pa)	1.7×10^6 (Pa)

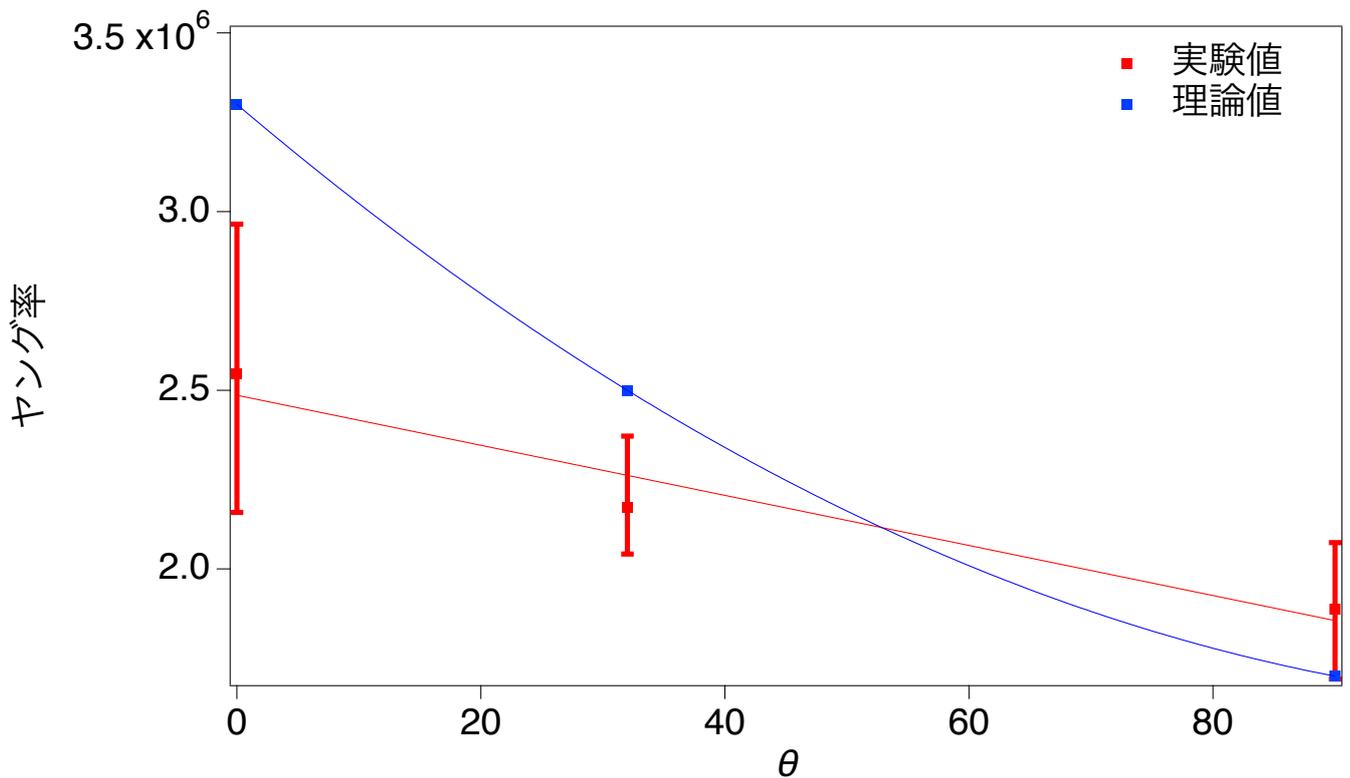
図 3.10 $V_f = 0.07\%$ の時の繊維配向角とヤング率の関係

表 3.3 及び図 3.10 から、 θ が 90° に近づくほど、理論値と実験値共にヤング率は増加するのが確認できた。また、 θ の値が小さくなるに連れて実験値が理論値より減少していくのが観測できた。

3.5 まとめ

3.4 より、単一の炭素繊維複合材の場合は実験値は Eshelby の理論と同様の力学特性を示したので、先行研究¹⁰⁾¹¹⁾と同様に Eshelby 理論は有効であることが確認できた。しかし、それぞれの実験結果は理論値との違いを示した。この違いの要因について以下で考察を行った。

第 4 章

考察

4.1 Eshelby 理論との違いの要因

3.4 に記した実験結果から、引張試験により求めたヤング率は Eshelby 理論と同様な力学特性を示すのが確認できたが実験値と理論値には何れの場合も違いが生じているのが分かった。この違いの要因について考察を行う。

理論値と実験値の違いの要因としては、図 4.1 で示した様な Eshelby 理論の仮定と図 4.2 で示した本実験での実験条件の相違が挙げられる。

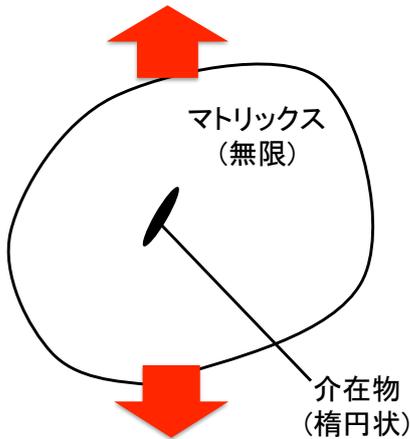


図 4.1 Eshelby モデル

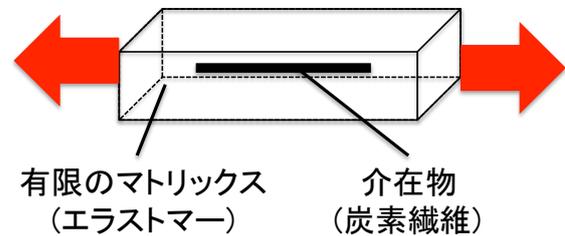


図 4.2 本実験で使用した試料

(1) 介在物の形状

Eshelby の理論は介在物が楕円体の場合を想定しており、今回使用した炭素繊維（シャープペンシルの芯）の様な円柱の形だと、本来ならば Eshelby 理論を適用する事が出来ない。そこで、今回の実験では円柱を長軸が短軸より非常に長い楕円体とみなすことで、Eshelby 理論を適用した。

(2) 応力負荷点と介在物間の距離

Eshelby のモデルでは、無限大のマトリックス中に介在物が存在していることを仮定しているが、本実験で使用した試料のマトリックス（エラストマー）は有限である。

(3) 介在物とマトリックス間の滑り

Eshelby の理論では、複合体に応力を負荷させると複合在中の介在物が周りのマトリックスと共に動く（境界面での力と変位が連続している）と仮定している。一方、本実験で使用した炭素繊維（シャープ芯）とエラストマー（シリコン）の親和性は完全でなく、応力を負荷させた場合に境界面で滑りが生じた。

これらの違いが結果に及ぼす影響について以下で述べる。

4.1.1 θ が一定の条件下における引張試験での考察

実験データ及び線形領域におけるヤング率計測値から、炭素繊維の体積分率が増加するにつれて複合体のヤング率が上昇するのが分かった。また、Odegard ら⁸⁾と Chen ら⁹⁾は体積分率が上昇するに連れて弾性率が上昇することを示しており、複数のフォースダイポールの場合でも同じ力学特性を示すと考えられる。

各試料における理論値と実験値の違い γ は以下の様になった。

- 試料 (a) $V_f = 0.26\%$

$$\gamma = \frac{6.0 - 4.6}{6.0} \approx 0.23 \quad (4.1)$$

- 試料 (b) $V_f = 0.15\%$

$$\gamma = \frac{4.9 - 3.5}{4.9} \approx 0.28 \quad (4.2)$$

- 試料 (c) $V_f = 0.07\%$

$$\gamma = \frac{3.3 - 2.5}{3.3} \approx 0.24 \quad (4.3)$$

これらの試料では炭素繊維のサイズ及び炭素繊維と応力負荷点が距離を変化しているが、実験値と理論値の違いは大きく変化しなかった。よって、4.1 であげた (1) と (2) による影響は大きくないとかんがえられるので、本実験における違いの大きな要因は境界面における滑りと考察できる。また、炭素繊維とエラストマー間での滑りは炭素繊維に働く剪断応力によるものである。各試料での滑りの影響が大きく変化しなかった理由としては、 θ が一定なので炭素繊維に働く剪断応力が変わらないことが考えられる。

4.1.2 V_f が一定条件下における実験の考察

実験データ及び線形領域におけるヤング率計測値から、 θ が減少するにつれて実験値と理論値共にヤング率が上昇するのが分かった。しかし、実験値と理論値には違いが生じた。この違いについて以下に示した。

- 試料 (c) $\theta = 0^\circ$

$$\text{実験値} - \text{理論値} = 2.5 \times 10^6 - 3.3 \times 10^6 = -0.8 \times 10^6 (\text{Pa}) \quad (4.4)$$

- 試料 (d) $\theta = 32^\circ$

$$\text{実験値} - \text{理論値} = 2.2 \times 10^6 - 2.5 \times 10^6 = -0.3 \times 10^6 (\text{Pa}) \quad (4.5)$$

- 試料 (e) $\theta = 90^\circ$

$$\text{実験値} - \text{理論値} = 1.9 \times 10^6 - 1.7 \times 10^6 = 0.2 \times 10^6 (\text{Pa}) \quad (4.6)$$

これらの結果より、引張方向と繊維方向の成す角度が小さくなるにつれて実験値が理論値より小さくなり、違いが増加することが分かる。実験値が理論値より減少したのは炭素繊維とエラストマー間での滑りによる影響と考えられる。この影響を次の様に考察した。

炭素繊維のアスペクト比が非常に大きいため炭素繊維と平行方向の滑りのみを考える。炭素繊維に働く剪断応力を σ 、繊維の表面積を A と定義すると、

試料 (c) にかかる繊維方向に加わる力 f_c は、

$$f_c = \sigma A$$

試料 (d) にかかる繊維方向に加わる単位長さあたりの力 f_d は、

$$f_d = \sigma A \times \cos(32^\circ) \approx 0.85\sigma A$$

試料 (e) にかかる繊維方向に加わる単位長さあたりの力 f_e は、

$$f_e = \sigma A \times \cos(0^\circ) = 0$$

と表せる。これらの結果より、 θ の大きさが 0° に近づけば炭素繊維にかかる力が大きくなるのが分かる。

4.2 今後の展望

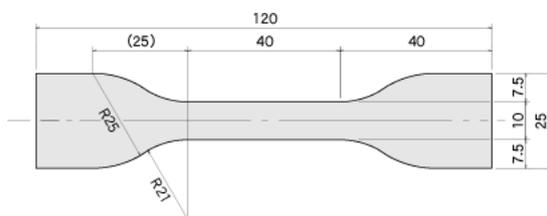
以上のことを踏まえて、今後の実験方法について述べる。

4.2.1 ダイポールが複数入った場合の力学特性

工業的に使用される複合材料は複数の繊維が混入されたものなので、複数のダイポールが入った複合材の力学特性を解析する必要がある。複数のダイポールを解析する場合は、ダイポール間の相互作用などを考える必要がある。複数ダイポールの理論計算には、Odegard ら⁸⁾ や Chen ら⁹⁾ のように Eshelby-Mori-Tanaka 理論⁶⁾ を拡張することを考えられる。実験方法としては、複合材に混入させる繊維の本数を増やし、さらに繊維の配向分布も適宜変えることで試料中のフォースダイポールが及ぼす力学特性を解析していきたい。

4.2.2 試料の最適化

今回の実験で使用した試料は 2.3.3 で示したような短冊状の形状であった。一般的に試料の伸び率を求めるには図 4.3 で示したような JIS 規格で定められた適当な寸法の試験片を用いることが望ましいと報告されている¹⁴⁾。今後の実験では実際に引張試験打ち抜き刃 (図 4.4) を使用して作製したダンベル状試験片を用いてヤング率測定を行う。



出典 : <http://www.asker.co.jp/products/cutting-blade/img/no-01.gif>

図 4.3 引張 1 号形 ダンベル状



図 4.4 1 号試験片打ち抜き刃

4.2.3 炭素繊維と異なったダイポールを用いた実験

本実験ではダイポールとして炭素繊維を使用したのが、炭素繊維以外にもガラスファイバーを使用している先行研究もある⁹⁾。Eshelby の理論によると、アスペクト比が十分に大きければガラスファイバー複合材の場合も炭素繊維複合材と同様の結果が得られると予測できるので、実際にガラスファイバー複合材を作成し実験で確認する予定である。

4.2.4 シリコンと親和性に優れた介在物を用いた測定

本実験で使用した炭素繊維 (シャープペンシルの芯) とシリコンの親和性は良いとは言えず、先述で説明したように炭素繊維とシリコンの間で滑りが生じてしまう。より高い精度でダイポールによる力学特性への影響を調べるためには、滑りを出来るだけ抑える必要がある。シャープペンシルの芯以外の炭素繊維やガラスファイバーといった異なる介在物を用いた複合材を作り、同等の応力を加えた際にどれだけ滑りが乗じているか観察し、親和性の影響を調べる。

第5章

結論

本研究では炭素繊維複合材料内での炭素繊維の配向及び体積分率と複合材の力学特性間の関係を調べた。複合材の物性予測に用いられることが多い Eshelby 理論を取り上げ、炭素繊維の場合でも Eshelby 理論は有効なのか実験と比較した。

理論では、FD 理論と Eshelby 理論を用いて単一のフォースダイポールを含む複合材のヤング率の理論値を導出した。導出された理論式から複合材のヤング率は繊維の体積分率と繊維と外力負荷方向の成す角度 θ に依存することが示された。実際に体積分率と θ の異なる試料を作製して引張試験を行った所、体積分率が上昇し θ が減少するに連れてヤング率が上昇していく様子が確認された。この結果より、炭素繊維複合材の場合でも Eshelby 理論は定性的には有効であることが確認できた。ただし、Eshelby 理論の予測は実験とは 20% 程度の違いがあった。実験結果から理論値と実験値の違いの要因について考察を行なった。その結果、Eshelby 理論からの違いの要因は繊維とマトリックス間の滑りが主な原因であると考えられた。

謝辞

本論文を作成するにあたり、終始熱心にご指導を頂いた卒業論文指導教員の増渕雄一教授、山本哲也助教授、天本義史様、Ankita Pandey 様に心より感謝致します。また、日常の議論を通じて多くの知識や示唆を頂いた増渕研究室の皆様へ感謝致します。

最後に、4年間の大学生活において支えてくださった、家族、友人に深く感謝致します。ありがとうございました。

参考文献

- 1) 橋本 雅弘, 岡部 朋永, 西川 雅章. 単糸分散炭素繊維による熱可塑性プレス基材の開発とその力学特性評価. 日本複合材料学会誌. Vol.37, No.4, pp.138-146, 2011.
- 2) 熊澤 俊二. 炭素繊維強化複合材料の現状と将来性について. 「材料」. Vol.21, No.229, pp.893-898, 2972.
- 3) W.Krause, F.Henning, S.Troster, O.Geiger, P.Eyerer. J. Thermoplastic Comp. Mat. Vol.16, No.289, 2003.
- 4) 平井 恒夫, 片山 伝生, 平井三友, 米田 慎. 射出成形における強化繊維の配向に関する研究.Vol.34, No.378, 1985.
- 5) R. M. Christensen. 岡部 朋永, 矢代茂樹訳. 複合材料の力学, 2015.
- 6) M. J. Pindera, H. Khatam, A. S. Drago, Y. Bansal. Micromechanics of spatially uniform heterogeneous media: A critical review and emerging approaches. Vol.40, pp.349-378, 2009.
- 7) J. D. Eshelby. The determination of the elastic field of an ellipsoidal, inclusion and related problems. Proc. Roy. Soc. London A, Vol.A241, pp.376-396,1957.
- 8) T. Mori, K. Tanaka. Acta Metall. Vol.21, pp.571-574, 1973.
- 9) 小山 茂, 片野 俊一, 大上 俊之, 岩熊 哲夫. 複合材料や多結晶金属の平均弾塑性挙動予測の一手法. 土木学会論文集 A. Vol64, No.1, pp.121-132, 2008.
- 10) G. M. Odegard, T. S. Gates, K.E. Wise, C. Park, E. J. Siochi. Constitutive modeling of nanotube reinforced polymer composites. Composites Science Technology, Vol63, pp.1671-1687, 2003.
- 11) C. H.Chen, C. H. Cheng. Effective elastic moduli of misoriented short fiber composites. Vol.33, No.17, pp.2519-2539,1996.
- 12) 澤田 龍吉, 連続体力学, 朝倉書店,1983.
- 13) L. D. Landau, E. M. Lifshitz. Theory of Elasticity. Course of Theoretical Physics. Vol.7, pp.13,1970.
- 14) 落合 庄治郎, 水原 誠, 村上 陽太郎. 炭素繊維強化銅基複合材料の機械的特性, 日本金属学会誌, Vol.6, 1977.
- 15) 佐藤 四郎, 寺澤 一雄. JIS 規格の各種引張試験片形状について. Vol.21, No.4, pp.175-182, 1971.