

Title	繊維強化複合材料のプレス成形シミュレーション手法の提案と成形性評価に関する研究
Author(s)	西, 正人
Citation	大阪大学, 2015, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://doi.org/10.18910/52176
rights	
Note	

Osaka University Knowledge Archive : OUKA

<https://ir.library.osaka-u.ac.jp/>

Osaka University

博士学位論文

繊維強化複合材料の
プレス成形シミュレーション手法の提案と
成形性評価に関する研究

西 正人

2015年1月

大阪大学大学院工学研究科

目次

第1章 緒論	1
1.1 自動車産業におけるCFRPの適用状況	1
1.2 自動車産業におけるFRPの成形工法	2
1.3 FRPのプレス成形シミュレーションと問題点	4
1.3.1 幾何学的なアプローチ	5
1.3.2 ドライファブリックの離散モデル	6
1.3.3 ドライファブリックの連続体モデル	7
1.3.4 FRTPシートのプレス成形シミュレーション	10
1.3.5 ドライファブリックのメゾスケールモデル	13
1.3.6 ドライファブリックのマイクロメカニカルモデル	16
1.3.7 成形限界の評価手法	17
1.4 本研究の目的	18
1.5 本論文の構成	20
第2章 メゾスケールモデルによるドライファブリックの材料挙動解析	23
2.1 緒言	23
2.2 ドライファブリックのメゾスケールモデル構築	23
2.3 メゾスケールモデルによるマクロ特性評価	27
2.3.1 平織ドライファブリックの各変形に対する材料挙動解析	27
2.3.2 1軸引張挙動と等2軸引張挙動の比較	32
2.3.3 引張荷重が平織ドライファブリックのせん断挙動に与える影響	33
2.3.4 織構造がドライファブリックのせん断特性に与える影響	35
2.4 メゾスケールモデルによるプレス成形シミュレーション	36
2.4.1 ブランクホルダー荷重が成形性に与える影響	37
2.4.2 織構造が成形性に与える影響	39
2.5 結言	39
第3章 ドライファブリックのプレス成形シミュレーション	42
3.1 緒言	42
3.2 マクروسケールモデルにおける面外挙動の表現	43
3.2.1 マクروسケールモデルにおける面外挙動表現の課題	43
3.2.2 面外曲げ剛性を考慮したマクروسケールモデルの提案	45
3.2.3 面外曲げ剛性を考慮した材料モデル化検証	49

3.2.4	メゾスケールモデルとマクロスケールモデルのプレス成形挙動比較	53
3.3	マクロスケールモデルにおける引張依存のせん断挙動の表現	56
3.3.1	せん断特性がプレス成形挙動に与える影響	57
3.3.2	引張依存のせん断挙動を考慮したマイクロメカニカルモデル	59
3.3.3	マイクロメカニカルモデルのせん断挙動検証	68
3.3.4	プレス成形シミュレーションへの適用検証	69
3.4	結 言	75
第4章	織物 FRTP のプレス成形シミュレーション	76
4.1	結 言	76
4.2	織物 FRTP のマクロスケールモデル提案	78
4.2.1	面外曲げ特性の材料非線形特性を考慮したモデル	78
4.2.2	面内せん断特性に対する樹脂の影響を考慮したモデル	80
4.3	温度依存性を考慮した織物 CFRTP のマクロスケールモデル構築	82
4.3.1	温度依存性を考慮した面外モデル	83
4.3.2	温度依存性を考慮した面内モデル	84
4.3.3	伝熱モデル	92
4.4	プレス成形シミュレーションへの適用検証	93
4.4.1	プレス成形試験	93
4.4.2	試験とシミュレーションの変形挙動比較	95
4.5	結 言	99
第5章	FRP のプレス成形限界評価手法の提案	100
5.1	結 言	100
5.2	プレス成形シミュレーションによるしわ発生予測	102
5.2.1	UD プリプレグの材料物性同定	102
5.2.2	UD プリプレグのプレス成形試験	106
5.2.3	UD プリプレグのプレス成形シミュレーション	107
5.3	マイクロなしわ予測手法の提案	110
5.4	結 言	115
第6章	結 論	117
6.1	本研究の成果	118
6.2	今後の展望	119
	謝 辞	121
	参考文献	122
	研究業績	131

第1章 緒論

1.1 自動車産業における CFRP の適用状況

複合材料とは、一般に 2 つ以上の互いに異なる材料要素を組み合わせ、個々の要素になかった特性を生み出した人工材料である[1]。その代表格が、強化材を繊維とし、強化材を結びつける母材に樹脂を用いた繊維強化樹脂材料 (FRP: Fiber Reinforced Plastic) である。特に強化繊維に炭素繊維を用いた炭素繊維強化樹脂材料 (CFRP: Carbon Fiber Reinforced Plastic) は比強度および比剛性に優れることから、航空機分野では省エネルギー化、軽量化や低コスト化を狙いとして、航空機の大手メーカー、米国のボーイング社、欧州のエアバス社とも新機種毎に CFRP の適用量を急激に増加させている。

CFRP の機体全体の重量に占める割合は、ボーイング 767 では 3%、ボーイング 777 では 12%であったのに対し、2009 年 12 月に初飛行に成功した次世代中型旅客機ボーイング 787 では主翼や胴体に CFRP が適用され、機体重量の半分に CFRP が適用されている[2]。これにより、ボーイング 787 は従来のアルミニウム製航空機に対して燃費が 20%も改善したと報告されている。一方、1974 年に就航した A300 では CFRP の機体全体の重量に占める割合は 4%程度であったが、A310 では 6%、A320 で 10%、2007 年に就航した大型機 A380 では機体重量の 25%に CFRP が使用され、2013 年 6 月に就航した次世代中型機 A350XWB においては、主翼、胴体、尾翼などの主要部位にそれぞれ大幅に採用され、機体全体の重量の 53%に CFRP が適用されている。今後、CFRP は航空機において、標準材料になると考えられている[3]。

自動車分野においても、日米欧といった先進国で自動車の燃費基準が強化されており[4, 5]、軽量化による燃費向上が強く求められている。そのため、金属に代わる材料として CFRP の適用の拡大が期待されている。

コストや量産成形技術の課題から CFRP の適用範囲は一部の高級車にとどまっていたが、近年では、RTM (Resin Transfer Molding) 工法[6]の成形時間が大幅に短縮されるなど、量産成形技術が確立されつつある。表 1.1 は、主な CFRP 適用車と、CFRP の適用部位、成形工法および販売価格である[3, 7]。現在の自動車分野において CFRP の成形工法の主流となっている RTM 工法であることがわかる。2013 年 11 月に欧州で発売開始された BMW の電気自動車 i3 では、成形工法に RTM を採用し成形時間を大幅に短縮することで成形コストを削減し、年間生産 1 万台、販売価格 400 万円台を実現している。RTM は生産数が多くなるほど部品当たりの成形費を減らせるため、RTM 工法応用・拡大することで今後さらに CFRP の量産車への適用拡大が進むことが予測されている。さらに、年間生産 20 万台規模の量産車へ適用するため、母材に熱可塑性樹脂を使った CFRTP (Carbon Fiber Reinforced ThermoPlastic) による 1 分以内の成形技術の開発も進められている[7]。

Table.1.1 Vehicles which CFRP has been applied

release	model	maker	application	manufacturing	price
2007	GT-R	Nissan	Radiator core support	Injection	8.7 M
2009	Alfa Romeo 8C Spider	Fiat	Outer panel Trunk rid	SMC	26.5 M
2010	LFA	Toyota	Cabin	Pre-preg, SMC RTM	37.5 M
2011	Aventador LP 700-4	Lamborghini	Cabin	Pre-preg RTM	39.7 M
	MP4-12C	McLaren Automotive	Cabin	RTM	27.9 M
	ImprezaWRX STI tS	Subaru	Roof	Va RTM	4.2 M
2012	Mercedes-Benz SL	Daimler	Trunk rid	RTM	9.2 M
2013	i3	BMW	Cabin	RTM	4.0 M

1.2 自動車産業における FRP の成形工法

CFRP を含む FRP の成形は、賦形、含浸、硬化をどのような手段および条件で行うかにより分類され、それに見合った型や原材料の形態が選択されている。図 1.1 に示すように、その種類と組み合わせは非常に多く、様々な FRP の成形工法が存在している[6, 8].

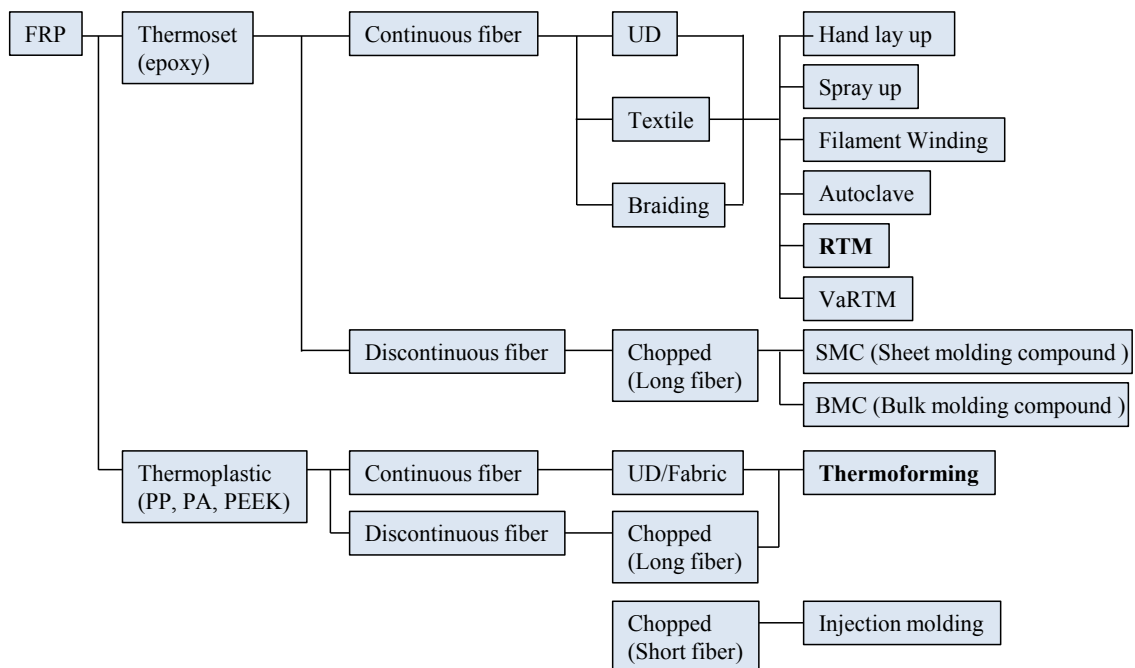


Fig. 1.1 Varieties and manufacturing methods of FRP

製品の力学性能と成形時間のバランスから、前節で示したように現在の自動車分野においては、RTM 工法が FRP 成形工法の主流となっている。RTM 工法では柔軟性が高く成形性に優れる織物が用いられる。まず、プリフォーム工程で樹脂を含浸させる前のドライな織物繊維基材（ドライファブリック）をプレス成形する。その後、プレス成形にて最終形状に腑形されたドライファブリックを仮接着したプリフォームを成形型内に設置し、型を閉じ、低粘性の熱硬化性樹脂を型内へ注入し、ドライファブリックに樹脂を含浸・硬化させ成形する。図 1.2 は、RTM 工法の工程である。

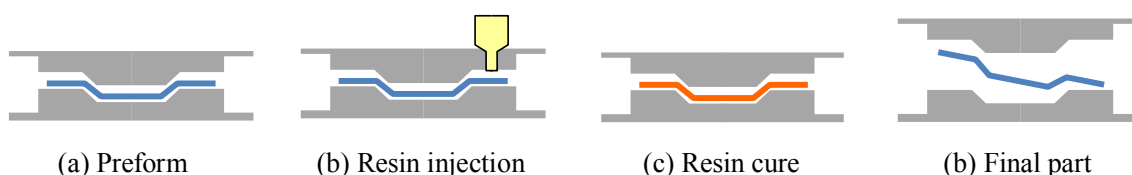


Fig. 1.2 Manufacturing processes of RTM

従来の超高級車では手作業で行われていたプリフォーム工程を BMWi3 では自動化し、ドライファブリックを機械でプレス成形することでプリフォーム工程の成形時間を大幅に短縮している。さらに、従来は樹脂の含浸・硬化に 125 分の時間を要し、160 分かかっていた RTM 工法の成形時間を樹脂の流動性や注入法の改善のより、含浸時間 3 分、硬化時間 5 分に短縮し、10 分以内で成形可能な RTM 工法も開発されている[9, 10]。RTM 工法は、複雑形状の部材を一体成形でき、高強度かつ高弾性率の部材が得られる成形工法であり、生産効率が良い。また、オートクレーブ工法と比較して、成形時間が短く、量産性の高い工法であり、RTM 工法の採用により、量産車への適用は拡大すると予想されている。一方で、FRP 部品は繊維方向に依存した強い異方性の材料特性を持つため、プリフォーム工程におけるドライファブリックの繊維の方向の乱れ等は最終製品の機械特性に大きな影響を与える。また、プレス成形における代表的な成形不良として、繊維破損やしわの発生がある。特にしわの発生箇所では FRP 部品の圧縮強度が劇的に低下することが知られており、成形不良が極力生じないような最適な成形条件を探索することが重要になる。

前述のように RTM 工法では、プリフォーム工程のプレス成形による自動化、樹脂の含浸・硬化時間の短縮により 10 分以内に成形可能な工法が開発され、さらに成形時間を 5 分程度に短縮しようとする研究も進められている[6]。しかし、量産車に求められる成形時間は 1 分以内であるのに比べると長く、さらなる成形時間の短縮が求められる。そこで、熱可塑性樹脂を含浸させた繊維 (FRTP : Fiber Reinforced ThermoPlastic) シートを加熱してプレス成形する工法が注目されている。

FRTP のプレス成形では、前工程においてプリプレグ（繊維に樹脂を含浸させたシート）を所定の方向に積層し、熱間プレスにて樹脂を含浸させ積層 FRTP シートを作成する。この工程では温度、成形圧、加圧時間等の条件により FRTP シートの繊維体積含有率 (V_f : Volume

fraction) が変化し、材料特性が大きく変化することが知られている。FRTP シートを作成した後、成形温度まで加熱した FRTP シートを成形金型によるプレス成形と冷却の工程で製品製作をする。

FRTP のプレス成形工法は金型の温度条件から大きく二種類に分類できる。一つは、金型に加熱冷却装置を埋め込み金型を成形温度まで加熱した状態でプレス成形し、その後、冷却する工法である。もう一つは、常温の金型を用いてプレス成形工程と冷却工程を明確に区別せず、別工程で加熱された FRTP シートを用い、成形しながら冷却する工法である。図 1.3 に 2 種類の FRTP シートのプレス成形の工程を示す。前者の工法では FRTP シートを所定の温度に保持しプレス成形するため高品質な成形品が得られるが、金型を加熱冷却するための時間が必要になり、成形時間の短縮には限界がある。一方、後者の工法では成形と冷却の工程を同時に行い金型の加熱冷却が必要ないため 1 分以内での成形が可能になる[11]。しかし、温度依存性の材料特性を有する FRTP シートが急激な温度低下を伴ってプレス成形されるため、成形中の FRTP シートの変形挙動を予測し最適な成形条件を決定することが非常に難しい成形工法である。

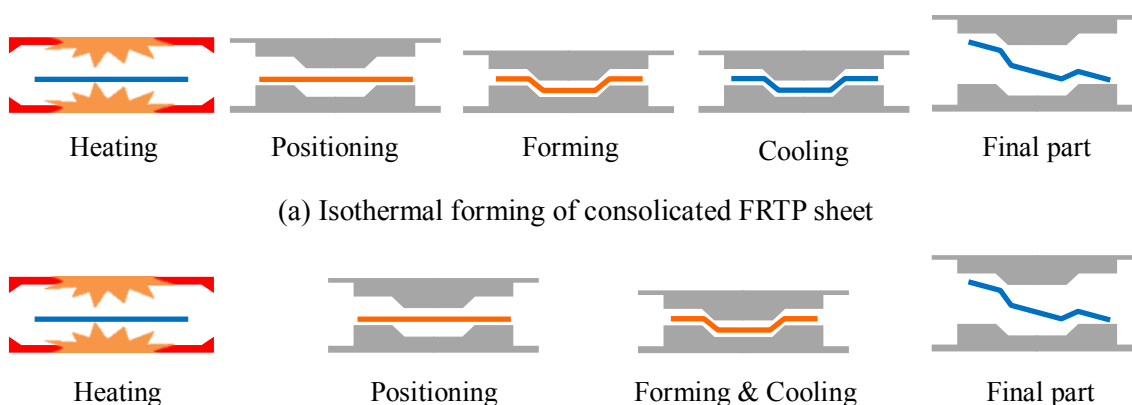


Fig. 1.3 Manufacturing processes of FRTP stamping

以上に記述したように、FRP のプレス成形は自動車産業で要求される高い力学特性と成形時間の短縮を両立できる魅力的な工法であるが、成形時の制御パラメータが多く、プレス成形試験による成形条件の最適化には多くの時間と費用が必要になる。そのためプレス成形による量産成形技術の確立には、繊維方向の変化に加えてしわの発生や繊維破損を予測し、最適な成形条件を探索するプレス成形シミュレーションの確立が不可欠になる。

1.3 FRP のプレス成形シミュレーション手法と問題点

FRP のプレス成形に対するシミュレーションアプローチとしては、RTM 工法のプリフォ

ーム工程を対象とし、ドライファブリックのプレス成形シミュレーションのモデルが過去に多く提案されている。

本節ではまずドライファブリックのプレス成形シミュレーションに現在最も広く利用されている kinematic モデルについて記述する。次に、有限要素法 (FEM: Finite Element Method) モデルに関して、2つのモデリング手法に分類し説明する。また、FRTP シートのプレス成形シミュレーションについて、近年の研究を説明する。さらに、織物複合材料やドライファブリックのマクロな材料特性を予測する手法として、メゾスケールモデルを用いた解析について述べ、連続体モデルとメゾスケールモデルの中間的なアプローチであるマイクロメカニカルモデルについて記述する。最後に、しわや繊維破損といった成形限界の予測手法に関して、金属プレスの例を含めて説明する。

1.3.1 幾何学的なアプローチ

1956 年に Mack ら[12]によって最初に提案された幾何学的アプローチとして、kinematic モデルがある。kinematic モデルは、伸張変形を考慮しない繊維が回転抵抗を持たないピンジョイントで連結されたモデルであり、ピンジョイントモデルやフィッシュネットモデルとも呼ばれている。1980年代から1990年代にかけて、多くの研究者[13-20]が Mack らと同様の仮定に基づき測地線間 (ジョイント間) の距離の計算手法を改良した kinematic モデルを提案し、FiberSIM[21]や PAM-QUIKFORM[22]といった商用ソフトウェアが開発され、現在の産業界で最も広く利用されているモデルである。

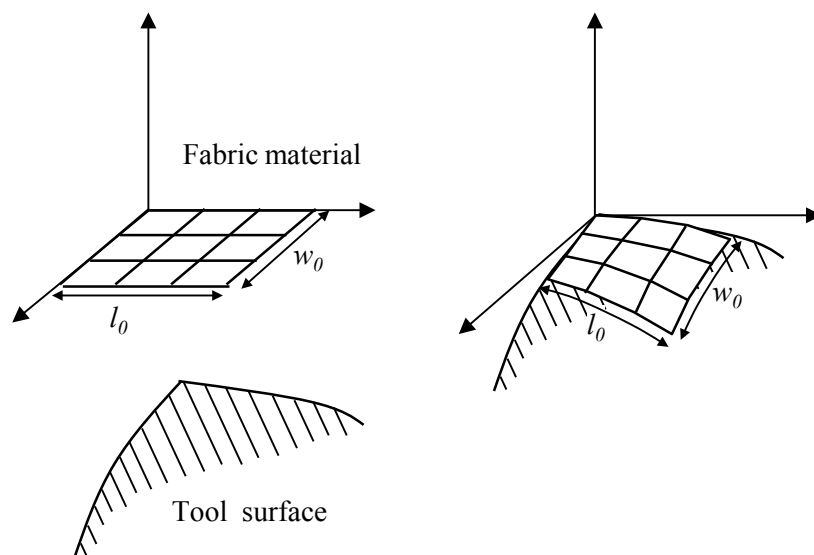


Fig. 1.4 An illustration on mapping approaches [24]

kinematic モデルは、本来は初期の繊維方向と成形方向のみの条件から、幾何学的なアプローチにより製品形状上の測地線を計算し、簡易的に繊維方向の変化のみを予測する手法

である。しかし、Bergsma ら[18]は、せん断変形の限界値を設け、繊維束の幅方向の接触・変形によりせん断剛性が急激に上昇するせん断ロックを考慮したモデルを提案している。さらに、Long ら[23]は、全体のせん断ひずみエネルギーが最小になる変形を探索するアルゴリズムを追加し、kinematic モデルに力学的な根拠を追加する手法を提案している。

しかしながら、kinematic モデルは単層のドライファブリックの繊維方向を計算する手法であり層間のすべりの影響や、しわ押さえのホルダーなどの成形条件の影響は考慮されず、繊維破損やしわといった成形不良を予測することはできない問題がある。

1.3.2 ドライファブリックの離散モデル

幾何学的なアプローチである kinematic モデルに対して、力学的なアプローチとして FEM の利用が考えられる。前述のように kinematic モデルでは、繊維破損やしわといった成形不良を予測することはできないため、FEM の利用によりこれらの問題の解決を試みようとする研究が行われている。

ドライファブリックは、繊維が束になった繊維束が周期的のある織構造をなし構成される材料である。そのため、構造周期性を考慮する代表体積要素 (RVC: Representative Volume) を仮定し、RVC をトラス要素により表現するモデルを Kato ら[25]が提案している。Tanov ら[26]は、同様の手法を用いて自動車のサイドエアバッグ展開のシミュレーションを行っている。さらに、Sharma ら[27]や Skordos ら[28]は、図 1.5 に示すように繊維方向の特性を表すトラス要素を回転フリーのピンジョイントで結合し、せん断抵抗を表現するため対角にバネ要素を配置し、繊維束の引張変形と繊維束の回転によるせん断変形をそれぞれ独立にモデル化する手法を提案している。面内の異方性特性やロックを含めたせん断の非線形特性まで考慮可能なモデル[25-28]であるが、これらのモデルでは曲げ剛性が考慮されていない。また、引張とせん断を別々のトラス要素で表現しているため、引張とせん断の荷重の相互依存性が考慮されない問題がある。

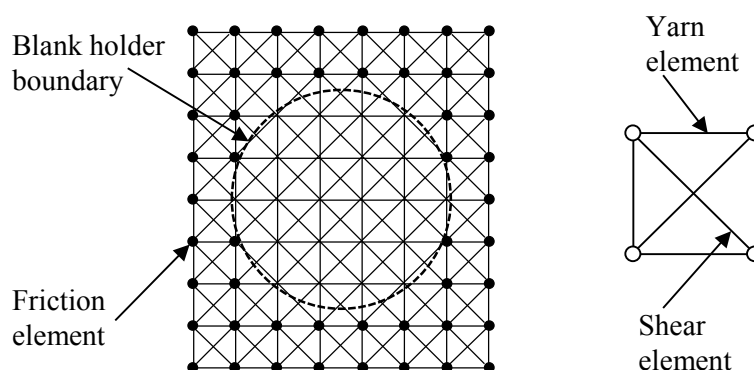


Fig. 1.5 Schematic representation of the RVC by truss elements [27]

1.3.3 ドライファブリックの連続体モデル

トラス要素によりドライファブリックの RVC を離散的に表現する手法に対して，ドライファブリックを連続体と仮定し，膜要素やシェル要素を用いるマクロスケール FE モデルが 1990 年代の中頃に提案され，現在の FRP プレス成形モデルの研究の主流になっている．初期のモデルとして Chen ら[29]は，膜要素をベースに直交異方性の弾性モデルを開発し，ドライファブリックのプレス成形を行っている．一方，Kang ら[30]は，同じ時期にトータルラグランジュ法を採用した直交異方性弾性モデルを提案している．

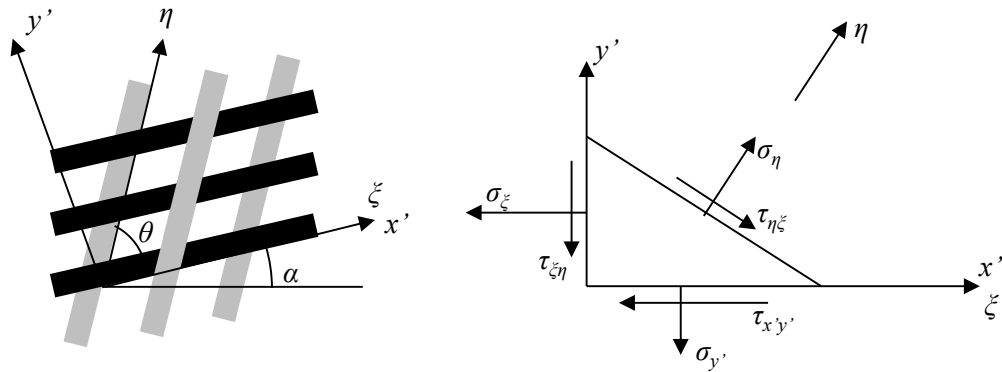


Fig. 1.6 Orthogonal and non-orthogonal local frame and stress components on an isolated element [32]

異方性材料では，せん断変形により材料主軸の相対角は変化するが，非線形有限要素解析においては材料座標軸の剛体回転のみを考慮し，せん断変形による材料主軸の相対角の変化は考慮していないのが通常である．しかし，ドライファブリックのプレス成形時には大きなせん断変形が生じるため，せん断変形による材料主軸の相対角の変化の影響が材料挙動に与える影響は大きいと考えられる．そのため，Yu ら[31]や Xue ら[32]は，材料の直交性が成立しない大変形時の繊維束の再配置を考慮するモデルを提案している．ここでは，Xue ら[32]の提案手法の概要を記述する．図 1.6 は要素の局所座標と縦糸，横糸の方向 ξ ， η を示している． x' - y' 座標は直交座標であり， x' は ξ に一致する．2 つの座標系における応力とひずみの関係は次式で表される．

$$\begin{Bmatrix} \sigma_{x'} \\ \sigma_{y'} \\ \sigma_{x'y'} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & -\cot\theta & -\cot\theta \\ -\cot\theta & \cot\theta & 0 & 1 \end{Bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_{\xi} \\ \sigma_{\eta} \\ \sigma_{\xi\eta} \\ \sigma_{\eta\xi} \end{Bmatrix} = \mathbf{T}_2 \begin{Bmatrix} \sigma_{\xi} \\ \sigma_{\eta} \\ \sigma_{\xi\eta} \\ \sigma_{\eta\xi} \end{Bmatrix} \quad (1.1)$$

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_\xi \\ \varepsilon_\eta \\ \gamma_{\xi\eta} \\ \gamma_{\eta\xi} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ \cos^2 \theta & \sin^2 \theta & \cos \theta \sin \theta \\ 0 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & 1 \end{Bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_{x'} \\ \varepsilon_{y'} \\ \varepsilon_{x'y'} \end{Bmatrix} = \mathbf{T}_3 \begin{Bmatrix} \varepsilon_{x'} \\ \varepsilon_{y'} \\ \varepsilon_{x'y'} \end{Bmatrix} \quad (1.2)$$

ここで、 ε_ξ と ε_η はそれぞれ縦糸、横糸方向のひずみであり、 $\gamma_{\xi\eta}$ と $\gamma_{\eta\xi}$ は初期の位置からの角度変化である。直交性の成立しない ξ - η 座標における応力-ひずみ関係が式(1.3)で定義できるとすると、材料座標系および全体座標系における応力-ひずみ関係は(1.4)で表される。

$$\begin{Bmatrix} \sigma_\xi \\ \sigma_\eta \\ \sigma_{\xi\eta} \\ \sigma_{\eta\xi} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} D_{11} & D_{12} & 0 & 0 \\ D_{21} & D_{22} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & D_{33} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & D_{33} \end{Bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_\xi \\ \varepsilon_\eta \\ \gamma_{\xi\eta} \\ \gamma_{\eta\xi} \end{Bmatrix} = \mathbf{D} \begin{Bmatrix} \varepsilon_\xi \\ \varepsilon_\eta \\ \gamma_{\xi\eta} \\ \gamma_{\eta\xi} \end{Bmatrix} \quad (1.3)$$

$$\boldsymbol{\sigma}_{x'y'} = \mathbf{T}_2 \mathbf{D} \mathbf{T}_3 \boldsymbol{\varepsilon}_{x'y'}, \quad \boldsymbol{\sigma}_{xy} = \mathbf{R} \mathbf{T}_2 \mathbf{D} \mathbf{T}_3 \mathbf{R}^T \boldsymbol{\varepsilon}_{xy} \quad (1.4)$$

ここで、 \mathbf{R} は直交テンソルであり、要素の局所座標 $x'-y'$ から全体座標 $x-y$ への回転変換を表す。つまり、繊維の直交性が成立しない ξ - η 座標における応力-ひずみ関係 \mathbf{D} を用い、全体座標 $x-y$ の応力ひずみを計算できる。

連続体モデルによるFRPプレス成形シミュレーションについては、現在、2つの代表的なグループにより先進的な研究が行われている。1つは、フランスのLyon大学のBoisseを中心としたグループの研究[32-38, 43, 44, 46, 49]であり、もう1つは、オランダのTwente大学のAkkerman, Thijeを中心としたグループの研究[39-41, 47]である。

Boisseら[33, 34]は、プレス成形中の2軸引張特性を表現するため、繊維の初期のうねりを考慮し、繊維方向にのみ繊維が抵抗を持つモデルを提案している。さらに、BoisseらやAimeneら[35-37]は異方性超弾性モデルを用いて引張とせん断の特性をそれぞれ独立のひずみエネルギー関数で扱う手法を提案し、面内の引張とせん断でそれぞれ非線形な特性を表現し、せん断剛性がドライファブリックのプレス成形挙動に与える影響をFEM解析によるパラメトリックスタディ解析により報告している。Willemsら[38]は、同様に2軸引張特性と、大変形における非線形なせん断特性を表現するモデルを提案している。

一方、Thijeら[39, 40]は、単層ドライファブリックのプレス成形時のせん断大変形を高精度かつロバストに計算するため、アップデートラグランジュ法を採用した3節点シェル要素を開発している。開発した要素を用いて、せん断の大変形まで陰解法にて安定的に解くことができることを報告している。さらに、Thijeら[41]は、積層FRPのプレス成形を効率的に計算するため、単層ドライファブリックのために開発した3節点シェル要素を、図1.7

に示すように上下に 2 要素重ね、面内変形に加えて厚み方向の圧縮変形も考慮する multi-layer 要素を開発している

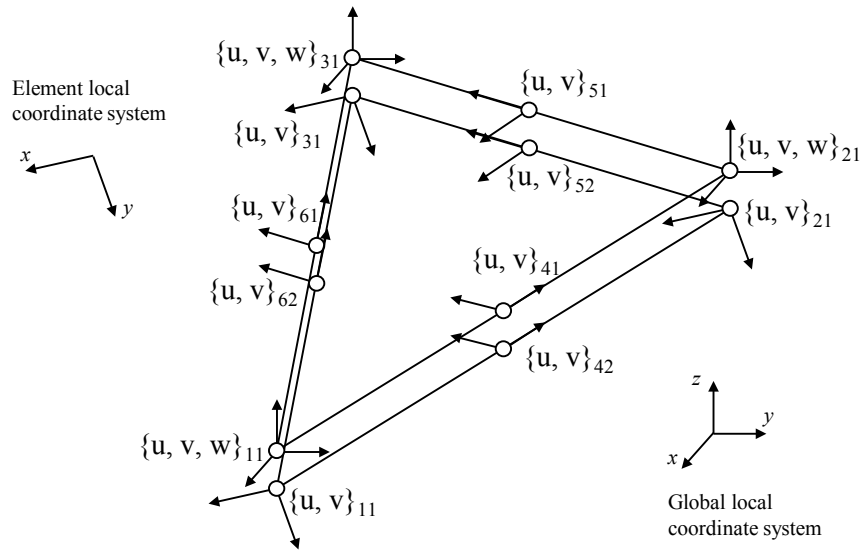


Fig. 1.7 The multi-layer element in a two-layer configuration [41]

以上に述べたモデル[31-41]は、いずれも成形不良の代表であるしわの評価に重要な面外曲げ剛性を考慮していない問題がある。例えば、金属薄板のような連続体では、その曲げ特性は圧縮・引張の面内特性からシェル理論により算定できる。しかし、ドライファブリックでは曲げ変形時に繊維束間で滑りが生じるため、その摩擦や織り構造、曲げ方向に依存して曲げ特性が異なり、連続体力学のシェル理論は成立しない[42]。そのため、2011年以前に提案されたドライファブリックのプレス成形モデルは面内の引張とせん断のみの表現に注目し、曲げ剛性は考慮されていない問題がある[31-41]。

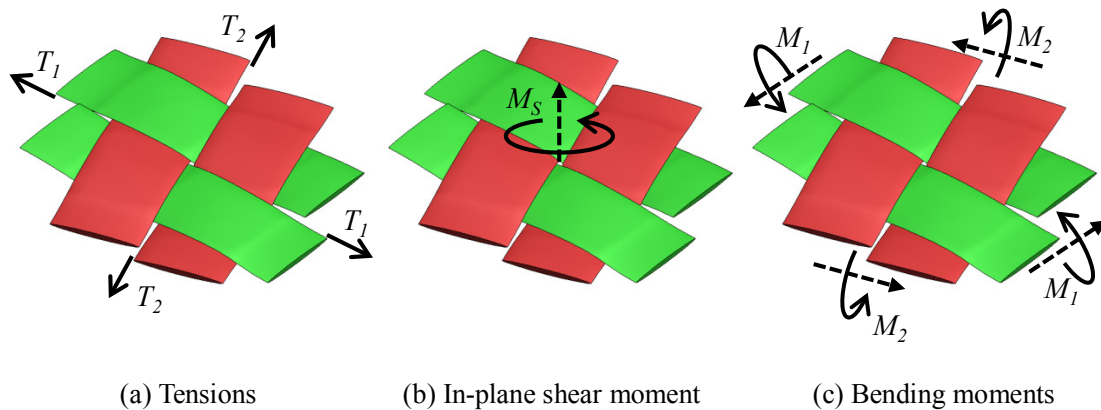


Fig. 1.8 Loads on a unit woven cell and resultants, tensions, in-plane shear, bending [43]

この問題に対し、2011年にBoiseeら[43]は、図1.8に示すように平織ドライファブリックのユニットセルを考えて、各繊維束の伸び変形荷重 T_1 , T_2 , 繊維束間の面内の回転変形荷重 M_S および各繊維束の面外の曲げ変形 M_1 , M_2 を、それぞれの繊維束の伸び変形 ε_{11} , ε_{22} , 面内のせん断変形角 γ , 各繊維束の曲率 χ_{11} , χ_{22} の関数として表す材料モデルを提案し、面内の異方性を有する特性に加えて、等方性の面外の曲げ剛性も考慮可能なモデルを構築している。Boiseeら[43]の提案モデルの仮想仕事のつり合い方程式を次に示す。

$$W_{\text{exp}}(\underline{\eta}) - W_{\text{acc}}(\underline{\eta}) = \sum_{p=1}^{N_c} \varepsilon_{11}(\underline{\eta})^p T_1^p L_1 + \varepsilon_{22}(\underline{\eta})^p T_2^p L_2 + \gamma(\underline{\eta})^p M_S + \chi_{11}(\underline{\eta})^p M_1^p L_1 + \chi_{22}(\underline{\eta})^p M_2^p L_2 \quad (1.5)$$

ここで、 $\underline{\eta}$ は仮想変位、 $W_{\text{exp}}(\underline{\eta})$ と $W_{\text{acc}}(\underline{\eta})$ はそれぞれ外部仕事に関する仮想仕事、運動エネルギーに関する仮想仕事であり、 p はユニットセルの番号を示す。第1項と第2項は図1.8(a)に示す繊維束の引張変形に関する仮想仕事を示し、 $\varepsilon_{11}(\underline{\eta})$ と $\varepsilon_{22}(\underline{\eta})$ は縦糸と横糸の繊維束方向の仮想ひずみを、 L_1 , L_2 は縦糸と横糸の長さを示す。第3項は図1.8(b)に示す面内せん断変形に関する仮想仕事を示し、 $\gamma(\underline{\eta})$ は縦糸と横糸の仮想せん断角を示す。第4項と第5項は図1.8(c)に示す繊維束の面外曲げ変形に関する仮想仕事を示し、 $\chi_{11}(\underline{\eta})$ と $\chi_{22}(\underline{\eta})$ は縦糸と横糸の仮想曲率を示す。面内の引張せん断の異方性に加えて面外の曲げ剛性を考慮しているが、式(1.5)からも明らかなように面外のねじり剛性は考慮されていない。

さらに、Allaouiら[44]は提案モデルを用いたパラメトリックスタディ解析により、曲げ剛性がしわの表現性に与える影響が重要であることを報告し、三角錐形状のプレス成形試験を行い、比較検証により提案モデルの予測精度を検証している。しかし、面内の引張とせん断は独立の表現しており、依然として引張とせん断の荷重の相互依存性が考慮されていない問題がある。

1.3.4 FRTP シートのプレス成形シミュレーション

樹脂を含浸させたFRTPシートのプレス成形では材料を加熱しプレス成形するため、成形時の温度が成形挙動に与える影響が大きく材料特性の温度依存性の考慮が重要になる。特に、せん断特性は温度に依存して大きく変化することが報告されている[45-47]。曲げ特性についても温度依存性が大きく、高温時のFRTPシートは非線形性を有する曲げ特性を示すことが試験で観測されている[48]。

一方で、FRTPシートの層間およびFRTPシートと金型間の接触抵抗は、接触面に高温の樹脂が存在するため、構造解析で一般的に用いられるクーロン摩擦ではなく、式(1.6)で与えられるヘルジー数 H に依存した接触摩擦係数を用いることが報告されており[46, 47, 49, 50]、FRTPシートのすべり挙動を正確に表現することに着目した多くの研究が進められ

ており、ヘルジー数に依存した摩擦モデルが提案されている。

$$H = \frac{\eta v}{p} \quad (1.6)$$

ここで、 η は樹脂の粘度、 v はすべり速度、 p は接触面の圧力である。図 1.9 に示すようにヘルジー数に依存して、クーロン摩擦状態から粘性摩擦状態まで変化する。

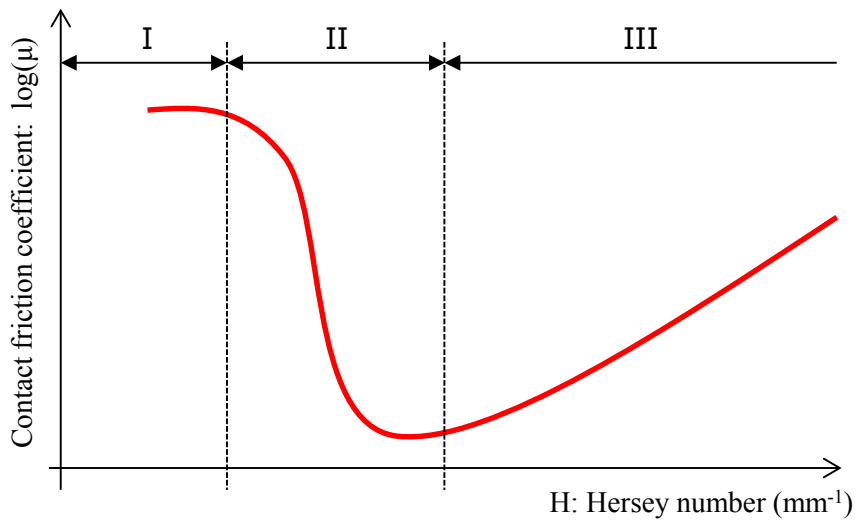


Fig. 1.9 Example of a Stribeck curve;

Region I: boundary lubrication; II: mixed lubrication; III: hydrodynamic lubrication

Lyon 大学の研究では、2011 年に Chen ら[46]が図 1.10 に示すように FRTP シートの繊維と樹脂の応力を並列に計算するモデルを提案している。

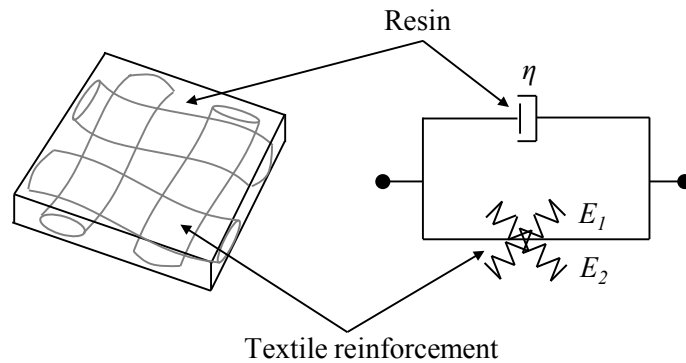


Fig. 1.10 Schematic of visco-elastic model for laminates [46]

さらに Chen ら[46]は、亀裂進展解析に使用される cohesive 要素[51-57]を用い、ヘルジー数に依存して変化する摩擦抵抗を表すため、変形抵抗を樹脂粘度、垂直圧力、相対変位の関数として表す cohesive 材料モデルを開発し、FRTP のプレス成形シミュレーションを行っている。しかし、FRTP シートは膜要素を用いてモデル化しており、曲げ剛性は考慮されていないもあった。この問題を解決するために、2013 年に Wang ら[49]が、曲げ剛性を考慮する FRTP シートモデルを提案している。さらに、Wang ら[49]はヘルジー数に依存して変化する摩擦係数を表現するため、摩擦係数、 μ を式 (1.7) の関数で表すモデルを提案している。

$$\mu = C_1 H + C_2 \quad (1.7)$$

ここで、 C_1 と C_2 は、すべり試験の結果から得られる定数である。Wang ら[49]は、提案モデルを用いてプレス成形初期の FRTP シートの温度分布を考慮したプレス成形シミュレーションを行っているが、成形中の温度変化は考慮していない。

一方、Twente 大学の研究では、2014 年に Haanappel ら[47]は、図 1.11 に示すようにプレス成形中に FRTP シートに作用する力は面内荷重、面外曲げ荷重およびシート表面の接触による摩擦力のバランスによりしわ発生の有無が決定するとして、面内異方性および曲げ剛性を考慮する FRTP シートモデルを提案し、さらにヘルジー数に依存して変化する摩擦係数を式 (1.8) の関数で表すモデルを提案している。

$$\mu = pH^q \quad (1.8)$$

ここで、 p と q は、すべり試験の結果から得られる定数になる。

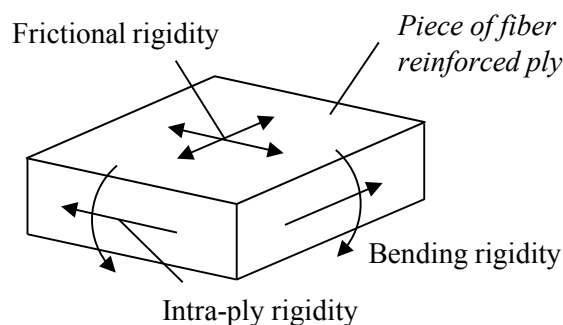


Fig. 1.11 Schematic explanation of in-plane loads due to forming [47]

しかし、Chen ら[46]、Wang ら[49]および Haanappel ら[47]のモデルは、面内の異方性を有する特性に加えて、面外の曲げ剛性を考慮しているが、これらは線形の曲げ特性のみを考

慮しており、FRTP シートの高温時の非線形性を有する曲げ特性を考慮していない問題がある。

自動車分野における FRTP シートのプレス成形への期待の高まりから、近年では Lyon 大学と Twente 大学以外の研究グループからも FRTP シートのプレス成形シミュレーションモデルが提案されている。2013 年には Harrison ら[58]が繊維束方向の特性をビーム要素、せん断特性を膜要素で表現するモデルを提案している。また、2014 年には、Morris ら[59]が Harrison らと同様のアプローチによる FRTP シートのプレス成形解析モデルを提案している。しかし、これらのモデルは面内の引張とせん断のみに着目し、曲げ特性は考慮していない。また、2014 年に Larberg ら[60]は、ヘルジー数に依存して変化する摩擦係数に加えて、樹脂の粘着性を考慮し接触面における剥離荷重がある閾値に達するまで接触が解除されないモデルを提案している。

以上に既存研究における FRTP シートのプレス成形解析モデル[46, 47, 49, 58-60]を説明したが、いずれも FRTP シートの高温時の曲げ特性の非線形性までは考慮されておらず、曲げ特性の非線形性を考慮したモデルは現在まで提案されていない。さらに既存研究では成形温度一定を仮定したシミュレーションがほとんどであり、成形中の温度変化が成形性に与える影響が考慮されていない問題がある。

1.3.5 ドライファブリックのメソスケールモデル

一方向繊維強化樹脂材料 (UD: UniDirectional) の材料特性を予測する手法としては、理論モデルや理論と試験結果を組み合わせた経験モデルが提案されている[61]。代表的なモデルに、ひずみ一定を仮定した Voigt モデルと、応力一定を仮定した Ruess モデルがある。Voigt モデルは繊維方向の特性の予測に適しており、Ruess モデルは繊維直交方向の特性予測に適している。また、繊維直交方向の特性予測のため、理論と試験結果を組み合わせた Halpin-Tsai モデルなども提案されている。

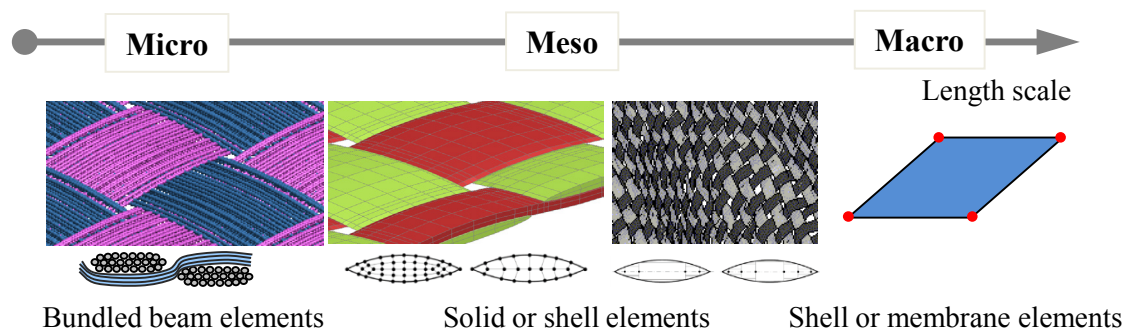
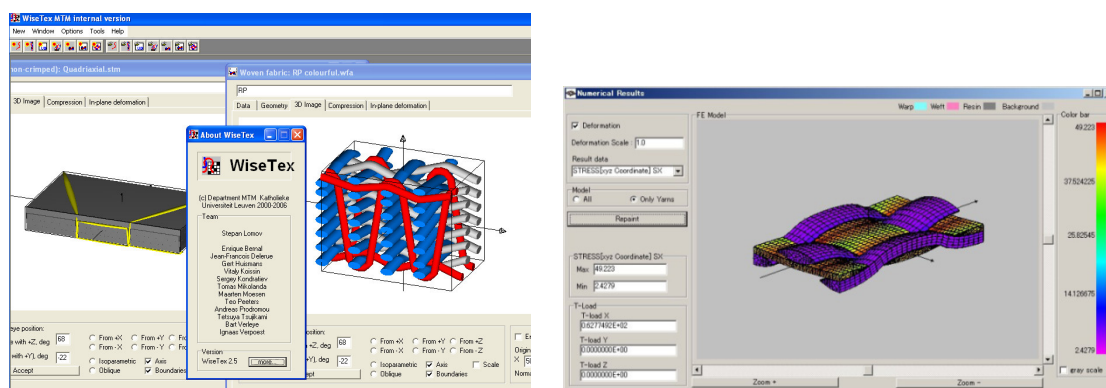


Fig. 1.12 Scales usually used in textile composite simulation

一方、ドライファブリックや織物複合材料は内部で繊維が束になった繊維束が複雑な織

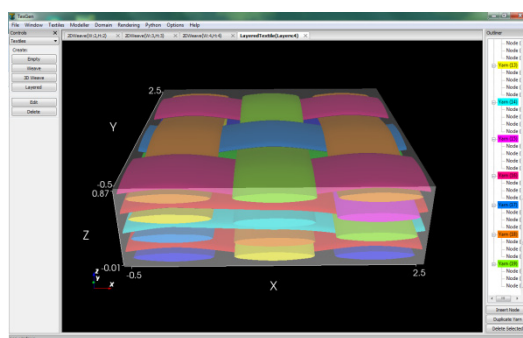
り構造を持つため、一方向強化材のようにその材料特性を理論モデルにより予測することは困難である。そのため、図 1.12 に示すように、ミクロスケール、メゾスケールおよびマクロスケールのそれぞれのスケールにおいて、力学的な数値解析モデルが適用されている。本論文では便宜上、繊維 1 本を判別できるスケールをミクロスケール、繊維が束になった繊維束の織構造に着目するスケールをメゾスケール、実製品のスケールをマクロスケールと呼ぶ。

ドライファブリックでは、繊維束間の相互作用がその材料特性に大きな影響を与えるため、特に繊維束スケールで織り構造をモデル化したメゾスケールモデルによりマクロな材料特性を予測することが有効になる。メゾスケールの FEM モデルは、ボクセル要素を用いたモデリングを中心に古くから開発されてきたが[62, 63]、近年では図 1.13 に示す Wise-TEX[64]や Mesh-TEX[65]といったソフトウェアが開発され、繊維束の形状を忠実にモデル化したメゾスケールモデルの構築が可能となっている。Wise-TEX は繊維の曲げエネルギーが最小になる状態を探索することで、繊維束の織形状を作成するソフトウェアであり、Mesh-TEX は Wise-TEX で作成された繊維束の織構造から繊維の V_f を変化させることなく繊維束間のめり込みを除去し、六面体ソリッド要素にて FEM モデルを作成するソフトウェアである。その後 Wise-TEX と同様の仮定に基づき、オープンソースソフトウェアの TexGen[66]が開発されている。



(a) Wise-TEX [64]

(b) Mesh-TEX [65]



(c) TexGen [66]

Fig. 1.13 Softwares for modelling the geometry of textile structures

メゾスケールモデルによりドライファブリックのマクロ特性を予測するため, Boisse らや Heivet ら[67-73]は, 2 軸引張やせん断の大変形においてユニットセルレベルでマクロ特性を精度よく予測するためソリッド要素でモデル化した繊維束に与える材料モデルを開発している. 具体的には不連続体・不均質体である繊維束を連続体・均質体としてモデル化するため, 図 1.14 に示すように繊維方向の引張, 繊維直交方向の圧縮, 繊維方向のせん断, 繊維直交方向のせん断の 4 つのモードに関連する変形モードに対して抵抗を返す繊維束材料モデルを構築している.

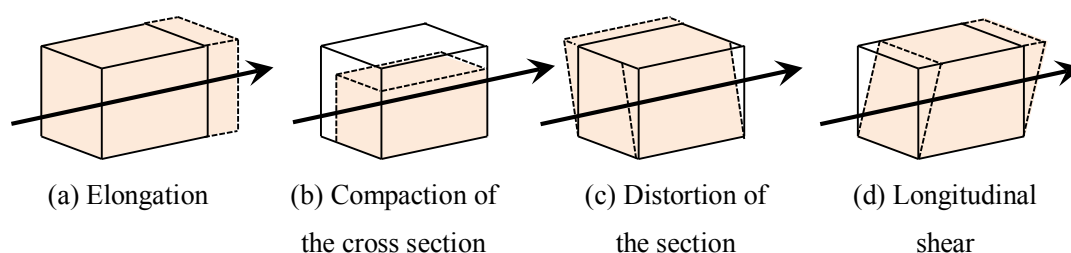


Fig. 1.14 Deformation modes of yarn [72]

さらに, 近年のコンピューター性能の向上に起因し, 図 1.15 に示すように繊維束をビーム要素にてモデル化し, ドライファブリックの変形挙動を予測する研究も行われている [74-76].

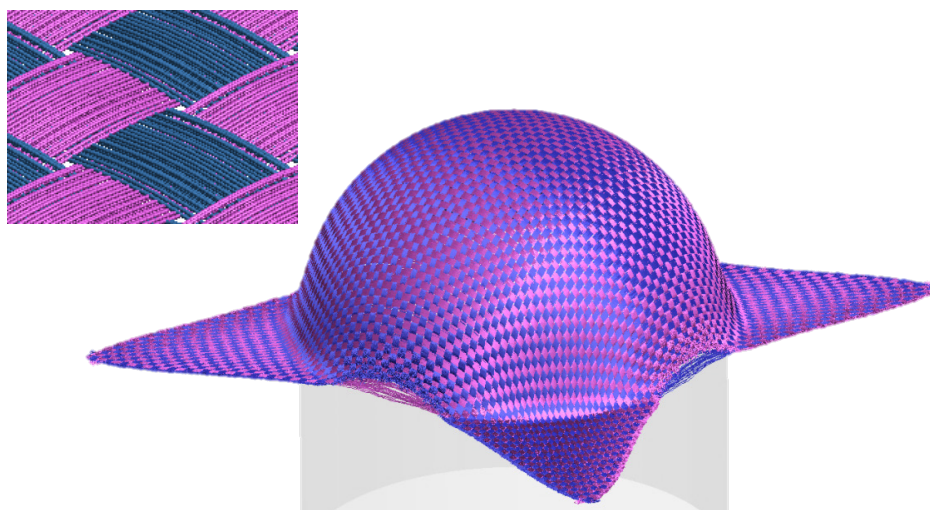


Fig. 1.15 Woven simulation with beam elements [76]

以上に述べたメゾスケールモデルによる解析は, マクロ物性の予測や材料挙動の詳細を分析には非常に有効な手法であるが, プロセス設計におけるプレス成形条件の探索には計算負荷が大きく, 不向きな手法である.

1.3.6 ドライファブリックのマイクロメカニカルモデル

1.3.3 では、ドライファブリックを連続体と仮定し、異方性や非線形性を有するマクロな材料特性を膜要素やシェル要素を用いて表現することに着目した連続体モデルによるドライファブリックのプレス成形モデルについて記述した。また、1.3.5 では繊維束スケールで織り構造をモデル化したメゾスケールモデルにより繊維束の変形や繊維束間の相互作用を解析することでマクロな材料特性を予測するアプローチについて記述した。一方、連続体モデルとメゾスケールモデルの中間的なアプローチとして、膜要素やシェル要素を用いつつ簡易化した織構造の変形メカニズムを考えることでマクロな材料特性を表現するマイクロメカニカルモデルが提案されている。

King[77]は、繊維束の材料特性と織構造からメゾスケールでの繊維束の変形エネルギーが最小になる RVC の織構造変形を考えることでドライファブリックのマクロ挙動を表現するモデルを提案している。Tabiei ら[78]は繊維束を横等方性弾性体モデルとし、せん断ロックイング以降の縦糸と横糸の接触による繊維束の幅方向の変形を考慮するモデルを提案している。さらに Ivanov ら[79]は、Tabiei のモデル[78]にせん断ロックイング以前の繊維束間の摩擦による回転抵抗を付加するモデルを提案している。また Shahkarami[80]は、せん断ロックイング以降の挙動をより正確に表現するため、繊維束の幅方向に非線形性を考慮することで Tabiei のモデル[78]を拡張した。Boljen ら[81]はせん断ロックイング以降のひずみ速度依存性の挙動まで表現するモデルを提案している。

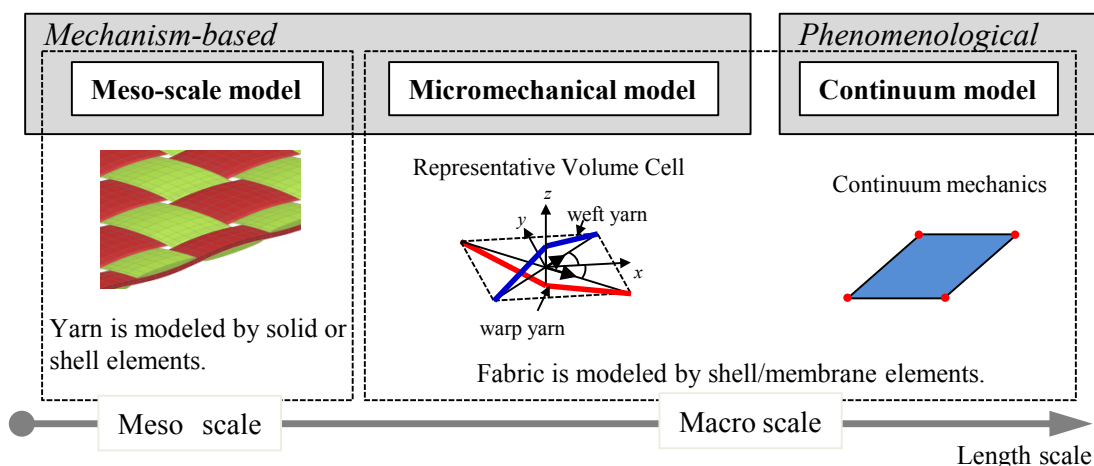


Fig. 1.16 Fabric modeling techniques

しかし、これらのマイクロメカニカルモデル[77-81]は、軍事用の防弾チョッキや飛行機のジェットエンジンの防護ジャケットにおける耐衝撃性といったドライファブリックの動的な材料挙動を精度良く解析するための手法として提案されており、プレス成形シミュレーションへの適用については詳細に検討された事例はない。

1.3.7 成形限界の評価手法

1.3.2～1.3.4にて、既存研究における FEM によるプレス成形シミュレーションモデルについて記述したが、これらの有限要素 (FE) モデルを用いたプレス成形シミュレーションの目的は、強度評価に必要な繊維配向を予測することに加えて、しわや繊維破損といった成形不良を予測し、プレス成形シミュレーションにより最適な成形条件を模索することである。

金属薄板のプレス成形では、成形不良を予測する指標として、図 1.17 に示すような成形限界線図 (FLD: Forming Limit Diagram) が提案されている。具体的には形状の異なる数種の試験片を用いた張出し成形試験により面内のひずみ比を変化させて破断ひずみを測定し、それを主ひずみ座標上にプロットして線で結んだものが FLD と呼ばれシミュレーションで得られた局所的なひずみ状態から破断やしわを予測するために広く利用されている[82]。

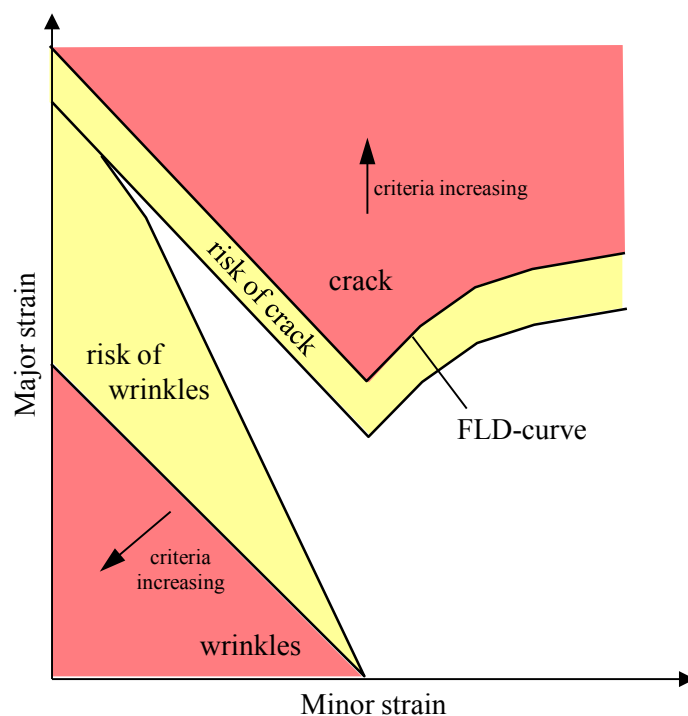


Fig.1.17 Forming limit diagram of metal sheet [82]

FRP のプレス成形においては、Dessenberger ら[83, 84]がランダムマットのプレス成形を対象として成形不良を予測するための成形限界線図を試験計測から構築している。具体的には、2軸引張試験機を用いて主ひずみの比率を変化させた試験を行い、最大荷重を計測することで図 1.18 に示すように主伸張 (主ひずみ方向の伸長) λ_1 , λ_2 によりひずみ空間における成形限界線図を試験計測から構築している。

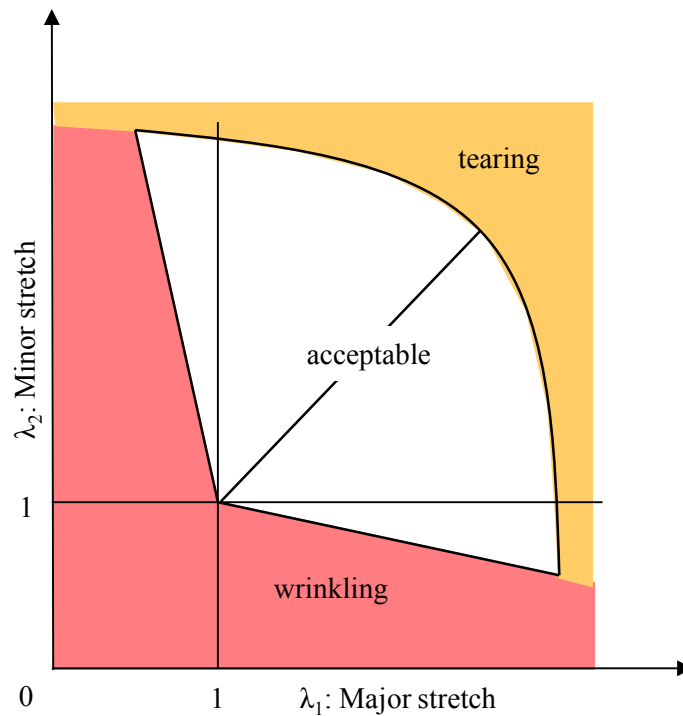


Fig. 1.18 Forming limit diagram of random mat [83, 84]

しかしながら、連続繊維を強化材に用いた FRP シートのプレス成形に関しては、代表的な成形不良であるしわや繊維破損らを予測するための成形限界線図は提案されていない。

1.4 本研究の目的

図 1.19 は、1.3 節に記述した既存研究における FRP プレス成形シミュレーション開発の経緯である。2000 年以前には、計算負荷の少ない幾何学計算のみの kinematic モデルが多く提案されているが、1990 年代後半からはコンピューター性能の向上により詳細に材料挙動を計算する FEM を利用したシミュレーションモデルの研究が活発に行われている。

既存研究で提案されている FEM を用いた FRP プレス成形シミュレーションモデルにおける問題点と研究課題を整理すると以下ようになる。

(1) ドライファブリックの離散モデルの問題点

- ・ 各方向の特性を独立のトラス要素で表現しているため、面内の引張とせん断の相互依存性を無視している。
- ・ しわの評価に重要な曲げ剛性を考慮していない。

(2) ドライファブリックの連続体モデルの問題点

- ・ 各方向の特性を独立のエネルギー関数で表現した hyperelastic モデルを利用するものがほとんどであり、離散モデル同様に面内の引張とせん断の相互依存性を無視している。

- ・ 膜要素を用いており、曲げ剛性が考慮されていない場合が多い。
- (3) FRTP シートのプレス成形シミュレーションの問題点
- ・ 2011 年に曲げ剛性を考慮した最初のモデルが登場しているが、線形の曲げ剛性のみを考慮し FRTP シートの非線形性を有する曲げ特性を考慮していない。
 - ・ プレス成形の前工程である FRTP 積層シート作成時の成形条件により V_f が変化し材料特性が変化するが、 V_f の変化に対応できるモデルは提案されていない。そのため、 V_f が変化した際には再度、材料物性の同定が必要となる。
 - ・ 成形温度一定を仮定したシミュレーションがほとんどで成形中の温度変化が成形性に与える影響を考慮していない。
- (4) FRP シートの成形限界予測の問題点
- ・ 連続繊維の FRP シートの成形限界線図は過去に提案されておらず、要素サイズ以下の波長の小さなしわ（マイクロなしわ）は FEM を利用したシミュレーションの変形形状からは予測できない。

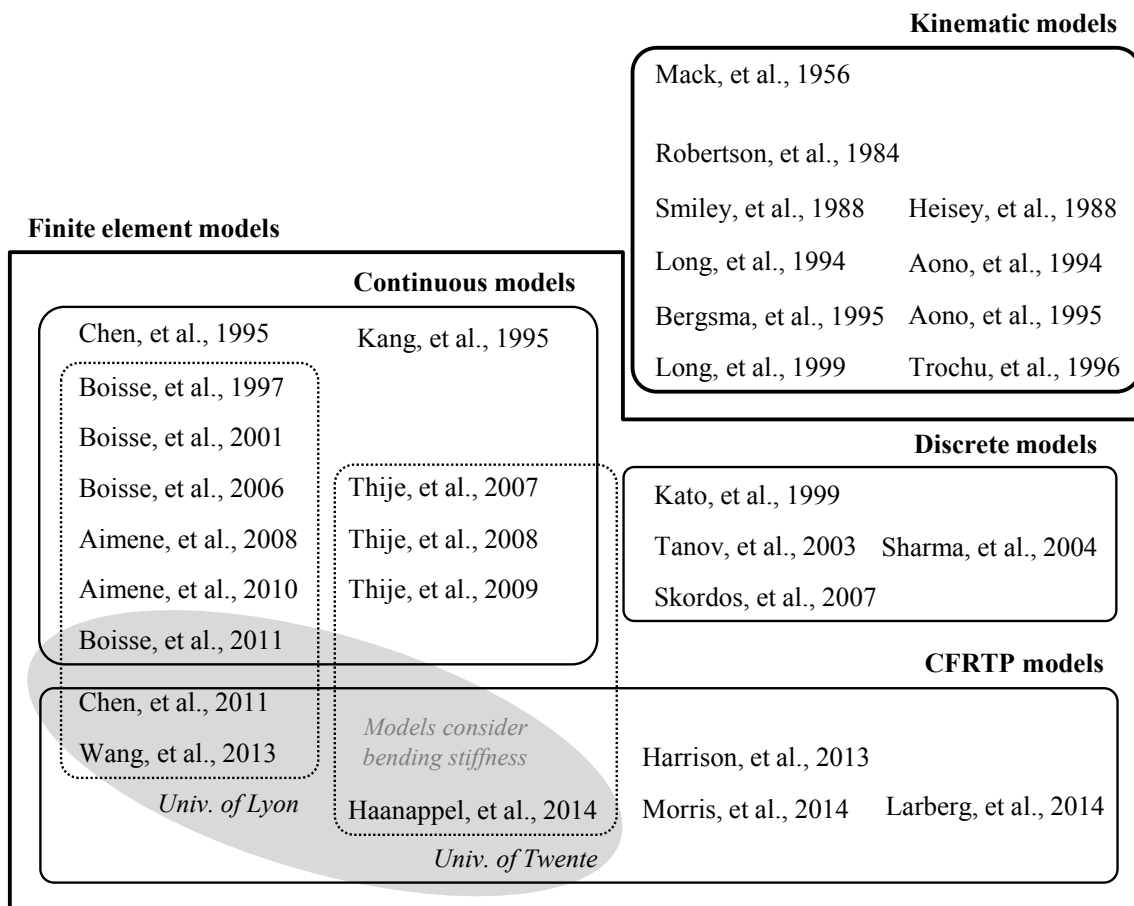


Fig. 1.19 Models of fiber reinforced composite for forming simulations

上記の課題を解決するため、本研究では下記を研究項目とする。

- (1) 成形不良の代表であるしわの発生予測を含め成形性を総合的に評価するため、曲げ剛性とせん断挙動の引張依存性を考慮したドライファブリックのマクロスケール FE モデルの提案
- (2) FRTP シートの高温時の非線形性を有する曲げ特性と温度依存性の材料挙動を考慮し、さらに V_f の変化に対応できる FRTP シートのマクロスケール FE モデルの提案
- (3) FRP シートのプレス成形限界を予測する手法構築の第一段階として、直交異方性弾性体モデルを用いたマクロスケール FE モデルの各要素のひずみ状態から UD プリプレグのしわ発生を予測する手法の提案

1.1 節で述べたように、FRP のプレス成形工法は成形時間が短く大量生産に適した非常に魅力的な工法である。しかし、成形時の制御パラメータが多く、試験による成形条件の最適化には多くの時間と費用が必要になる。上記の研究項目を達成することでマクロスケール FE モデルによるプレス成形シミュレーションにより、成形不良の代表であるしわを含めた成形性を正確に予測可能になる。本研究で提案するモデルを用いたプレス成形シミュレーションにて最適な成形条件を模索することが可能になり、自動車分野における量産成形技術確立の課題解決に有効な FRP のプレス成形工法のプロセス設計に寄与できるものと考えられる。また、UD プリプレグのプレス成形では、マイクロなしわが積層材の内部で発生することが知られており、特に積層枚数の多い大型機への CFRP 適用への大きな障害となっている。マクロスケール FE モデルを用いたシミュレーションでは予想できなかったマイクロなしわをひずみ状態からしわの発生を予測する手法が構築できれば、ボーイング 787 や A350XWB のような中型機の機体構造だけでなく、大型機への CFRP 適用にも貢献できると考える。

1.5 本論文の構成

本論文は 6 章で構成される。図 1.20 は研究の流れである。

第 1 章の緒論では、金属に代わる材料として期待される FRP の自動車分野における適用状況と、量産車へ適用を拡大するために量産技術の確立が課題になっていることを記述した。さらに RTM 工法のプリフォーム工程や FRTP シートのプレス成形解析を対象とし、既存研究にて提案されているシミュレーションモデルと、それらの問題点について記述し、本研究の目的を示した。

第 2 章では、異方性かつ非線形性を有するドライファブリックのプレス成形中のマクロな材料挙動を正確に表現するマクロスケール FE モデル提案のため、ソリッド要素により繊維束スケールで織り構造をモデル化し、繊維束の変形と相互作用を直接計算するメゾスケールモデルを構築する。メゾスケールモデルにて、引張、せん断および曲げの各荷重変位挙動を詳細に解析する。また、大規模メゾスケールモデルを用いて、プレス成形シミュレ

ーションを実施し、プレス成形中のドライファブリックの詳細な材料挙動を把握する。

第3章では、メゾスケールモデルの解析におけるドライファブリックのプレス成形中の材料挙動を正確に表現するマクロスケールFEモデルを提案し、メゾスケール解析との比較により、提案マクロスケールモデルの材料挙動の予測性能を検証する。成形不良の代表であるしわの発生を正確に予測するため、膜要素にシェル要素を組み合わせ曲げ剛性を付加する手法を提案し、さらに、面内挙動の表現に引張依存のせん断特性が考慮可能なマイクロメカニカルモデル適用するモデリング手法を提案する。しわの予測性能に加えて、プレス成形中の繊維方向変化挙動および繊維破損の予測性能を合わせて評価する。

第4章では、ドライファブリックのマクロスケールFEモデルを拡張し、成形時間1分以内が実現可能な工法として注目される常温の金型を用いるFRTPシートのプレス成形工法に適用する。FRTPシートの高温時の非線形な面外曲げ特性まで表現できるモデルを提案し、面内特性については熱可塑性樹脂の影響による温度依存性を表現する。さらに、節点の変位から樹脂のひずみ成分を計算する際にReussモデルを導入し、樹脂の素材の材料特性と V_f からFRTPシートのせん断特性を予測できるモデルを提案する。提案モデルのプレス成形時の変形挙動の予測性能を評価するため、プレス成形試験の結果との比較検証する。

第3章や第4章で提案するマクロスケールFEモデルにおいては、しわの発生は要素の変形形状から予測するが、要素のサイズより小さな波長のしわは予測できない。また、このようなマイクロなしわを予測する手法は過去に提案されていない。そこで、第5章では、連続繊維FRPのプレス成形の成形限界予測手法を構築するための第一段階として、UDプリプレグを対象に、直交異方性弾性体モデルを用いたシミュレーション結果のひずみ状態からしわ発生箇所を予測する手法を提案する。

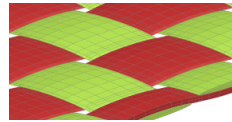
第6章では、各章で得られた研究成果と今後の展望をまとめる。

Chapter 1 Introduction

Problems for composite forming simulation of fiber reinforced by FEM.

Meso-scale material analysis

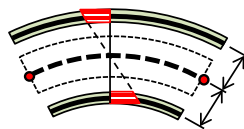
Chapter 2 Mesoscopic analysis of dry fabric



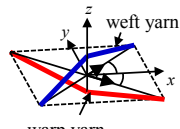
Starting point of this study is meso-scale simulations to understand each of the dry fabric properties under in-plane (tension, compression and shear) and out-of-plane deformation (bending).

Macro-scale forming simulation

Chapter 3 Forming analysis of dry fabric



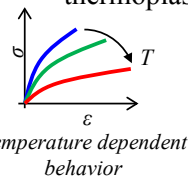
Shell and membrane combined model



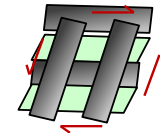
Micromechanical model

FE model for textile reinforcement forming simulation is proposed. The proposed model can express out-of-plane bending stiffness and tension dependent in-plane shear behavior to predict wrinkle accurately.

Chapter 4 Forming analysis of thermoplastic pre-preg



Temperature dependent behavior

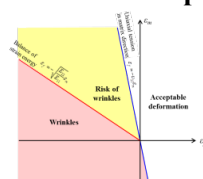


Reuss model

The textile reinforcement FE model proposed in Chapter 3 is extended to the CFRTP model for thermoforming simulation. The proposed model can describe non-linear out-of-plane bending property of CFRTP.

Micro-scale formability evaluation

Chapter 5 Forming limit diagram



Forming simulation in Chapter 3 and 4 can predict the wrinkles. However mesh refinements need to predict small wrinkles. The forming limit diagram of a critical stress state is developed in this Chapter.

Chapter 6 Summary & Conclusion

Fig. 1.20 Scope and the outline of each chapter

第 2 章 メゾスケールモデルによるドライファブリックの材料挙動解析

2.1 緒言

ドライファブリックや織物複合材料は直径 10 μm 程度の繊維数千本が繊維束となり、その繊維束が複雑な織り構造をなす材料であるため、UD 材のように理論モデルや経験則モデルでその材料挙動を解析することは困難である。さらに、ドライファブリックは繊維束間の相互作用がその材料特性に大きな影響を与える。そのため織物複合材料やドライファブリックの材料特性を予測することを目的として、繊維束スケールで織り構造をモデル化し繊維束の変形と相互作用を直接計算するメゾスケールモデルが提案されている[60-72]。

本章では、異方性かつ非線形性を有するドライファブリックのプレス成形中の複雑な材料挙動を正確に把握し、それらを表現するマクロスケール FE モデルを次章にて提案するため、以下を目的として、メゾスケールモデルによる大規模シミュレーションを行う。

- (1) 引張、せん断および曲げの各荷重に対する材料挙動の把握
- (2) マクロな材料挙動に対する各方向の荷重の相互依存性の調査
- (3) 織り構造の違いがマクロな材料挙動に与える影響の確認
- (4) プレス成形中のドライファブリック材料挙動の把握

上記を目的とし、本章ではドライファブリックのメゾスケールモデルを構築し、面内の引張、せん断、および面外の曲げの各荷重変位挙動を詳細に解析する。また、繊維破損を評価する際の目安として各マクロひずみと繊維に局所的に生じるひずみの相関を明らかにする。平織ドライファブリックに加えて綾織ドライファブリックのメゾスケール解析を行い、織り構造の違いがマクロ特性に与える影響を考察する。さらにメゾスケールモデルによる大規模プレス成形シミュレーションを行い、プレス成形中に生じるしわの発生や織り構造の変化を詳細に解析する。

2.2 ドライファブリックのメゾスケールモデル構築

本章では、まず炭素繊維 3K 平織（フィラメント数 3,000 本、織密度 5 本/cm）を対象にドライファブリックのメゾスケールモデルを構築する。図 2.1 は、織り構造を 6 面体ソリッド要素により繊維束スケールで作成したメゾスケールモデルである。繊維束は繊維が引き揃えられ束となった構造であるため、繊維方向が強軸となる直交異方性（横等方弾性）材料として取り扱う。6 面体ソリッド要素は繊維方向に沿うように要素分割し、要素座標系に沿って強軸を設定することにより繊維方向変化に伴う材料強軸の変化に対応する。表 2.1 は、メゾスケールモデルに与える繊維束の材料定数である。

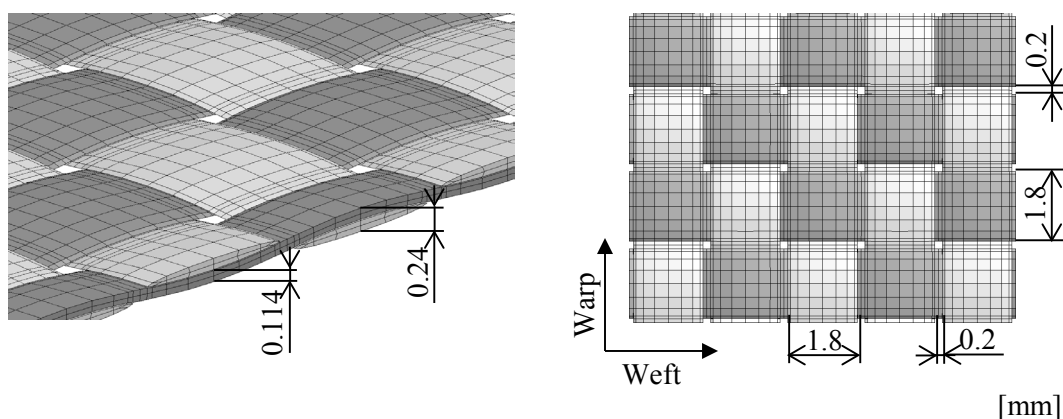


Fig. 2.1 Plain weave textile structure of meso-scale model

Table 2.1 Material properties of the yarn for the meso-scale models

Young's modulus	E_{11}	[MPa]	175,000
Young's modulus	E_{22}, E_{33}	[MPa]	11,700
Shear modulus	G_{23}	[MPa]	3,900
Shear modulus	G_{31}, G_{12}	[MPa]	4,400
Poisson's ratio	ν_{12}, ν_{31}		0.02
Poisson's ratio	ν_{23}		0.2

メゾスケールモデルは材料試験片サイズの解析でも数百万要素レベルと大規模モデルになる。また、繊維束同士の複雑な接触とその摩擦力の計算を要するが、本研究では動的陽解法とペナルティ法による接触解法によりこの問題を解決する。各計算ステップにおいて、式 (2.1) に示す運動方程式は中心差分法により解かれる。

$$M \cdot \ddot{u}^n + K \cdot u^n = f^n \quad (2.1)$$

ここで、 \ddot{u} 、 u はそれぞれ加速度ベクトル、変位ベクトル、 M は質量マトリックス、 K は剛性マトリックス、 f^n は外力ベクトルである。なお、繊維束間の相互作用は接触計算とクーロン摩擦モデルにより解析する。メゾスケールモデルと試験の整合性を検証した文献[69, 85]では、摩擦係数は 0.2 から 0.3 の値が用いられることが多く、本研究における解析では繊維束間の相互作用の影響が最も大きくなる摩擦係数 0.3 を用いる。

引張変形挙動のメカニズムを分析するため、図 2.2 に示す繊維束方向の 1 軸引張試験と等 2 軸引張試験を模擬したメゾスケールモデルを構築する。1 軸引張試験片は幅 50mm、長さ 100mm、等 2 軸引張試験片は幅 100mm、長さ 100mm とする。また、せん断変形挙動のメカニズムを分析するため、図 2.3 に示す治具で試験片の 4 辺をクランプしせん断変形を与える picture frame 試験、 $\pm 45^\circ$ 配向の試験片を伸張させる bias-extension 試験を模擬したモデルを

構築する. picture frame 試験片は幅 200mm, 長さ 200mm とし, bias-extension 試験片は幅 50mm, 長さ 200mm とする. さらに, 曲げ変形挙動のメカニズムを分析するため, 図 2.4 に示す繊維束方向と繊維束 45°方向の純曲げを解析する. 曲げ試験片は, 幅 12mm, 長さ 24mm とする. なお, 試験片の負荷端部を剛体化し, 剛体に変位を与えることで試験片を変形させる.

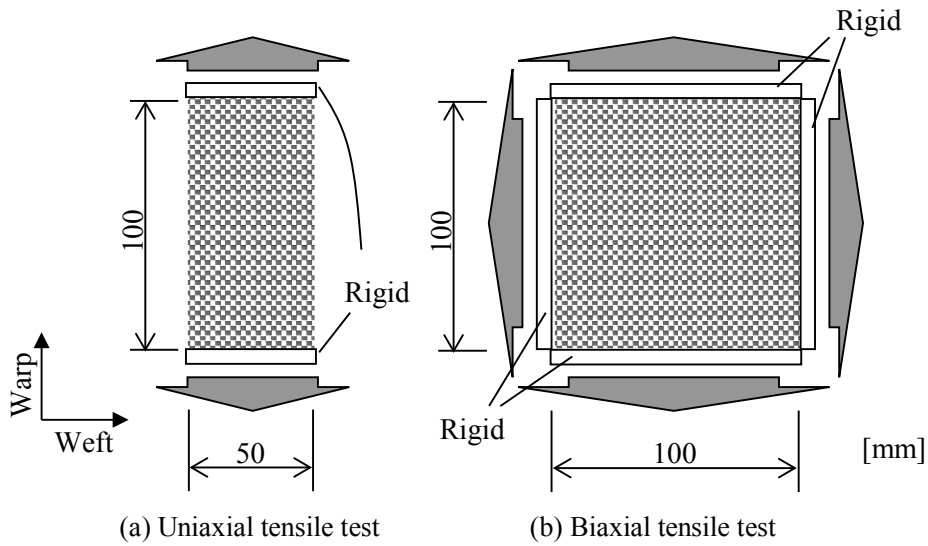


Fig. 2.2 Model description of tensile behavior simulations using meso-scale model

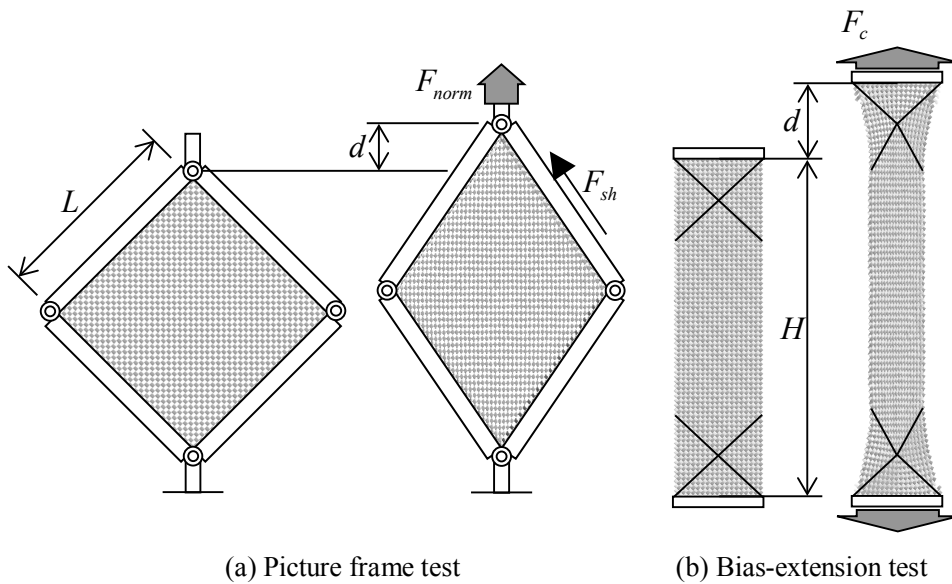


Fig. 2.3 Model description of shear behavior simulations using meso-scale model

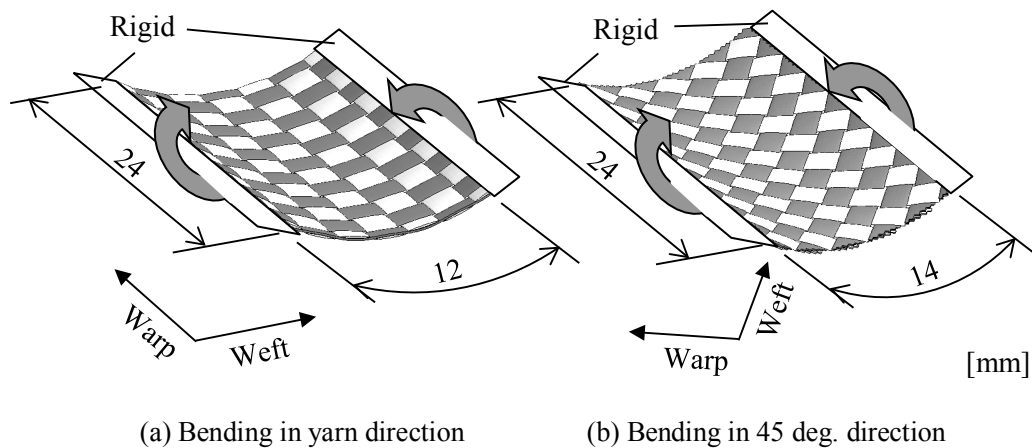


Fig. 2.4 Model description of bending behavior simulations using meso-scale model

引張，せん断および曲げの各変形下において解析結果の荷重－変位特性から得られるマクロな材料特性を確認する．また，マクロスケールモデルにおいて繊維破損を評価する際の目安として，マクロな変形（ドライファブリックのマクロひずみ）と繊維破損の原因となる局所的な繊維ひずみ（繊維束ソリッド要素の繊維方向の最大ひずみ）の相関をメソスケールモデル解析で確認する．

次に，織り構造の違いがマクロ特性に与える影響を調査するため，綾織ドライファブリックのメソスケールモデルを構築する．平織ドライファブリックと同様に織り構造を6面体ソリッド要素により繊維束スケールで作成し，繊維方向が強軸となる直交異方性（横等方弾性）材料として取り扱い，表2.1に示す材料定数を与える．図2.5は，綾織ドライファブリックのメソスケールモデルである．

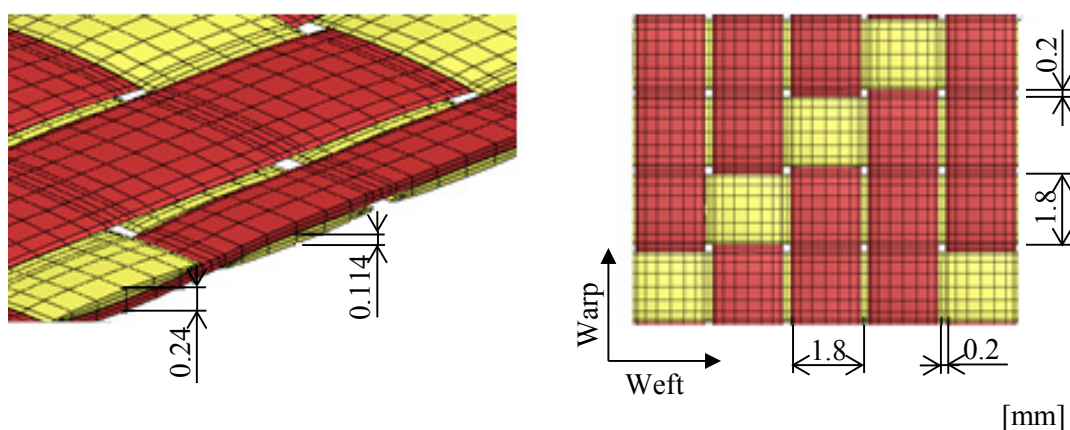


Fig. 2.5 Twill weave textile structure of meso-scale model

なお，メソスケールモデルの形状生成には Wise-TEX[64]を，FE モデル作成には Mesh-TEX

[65]を、メゾスケールモデルの解析には汎用有限要素解析コード LS-DYNA[86]を用いる。

2.3 メゾスケールモデルによるマクロ特性評価

2.3.1 平織ドライファブリックの各変形に対する材料挙動解析

メゾスケールモデルを用い、1軸引張、bias-extension せん断および曲げの各荷重-変位挙動を詳細に解析し、ドライファブリックの各マクロひずみと繊維に局部的に生じるひずみの相関を明らかにする。

図 2.6 は、メゾスケールモデル解析の 1 軸引張下におけるマクロ引張ひずみと繊維方向に生じる局所的な最大引張ひずみの関係である。繊維方向の最大ひずみは、マクロ引張ひずみの増加に比例して増加する。繊維は炭素繊維を想定して引張破断ひずみを 0.02 とすれば、1 軸引張変形下ではマクロスケールモデルを用いる解析では、繊維束方向のひずみが 0.019 で繊維破損が生じると判断できる。

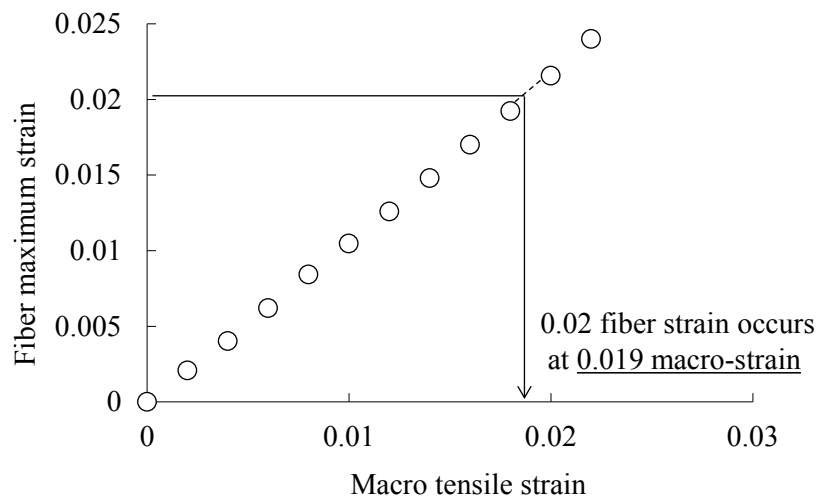


Fig.2.6 Relationship between fiber strain and macro-strain under uniaxial tension

図 2.7 は、メゾスケールモデルの荷重-変位特性である。また、図 2.8 は 1 軸引張下の繊維束の断面変形図と応力-ひずみ特性である。ひずみ 0.006 までは引張方向の繊維束のうねりが解消する挙動を示し、非線形な応力-ひずみ特性を示す。繊維束のうねりが解消する 0.006 以降のひずみ領域では繊維束の材料強軸がすべて引張方向に一致するため、線形的な応力-ひずみ特性を示す。なお、Long ら[87]の 1 軸引張試験においても、本メゾスケール解析の結果と同様の特性が確認されている。

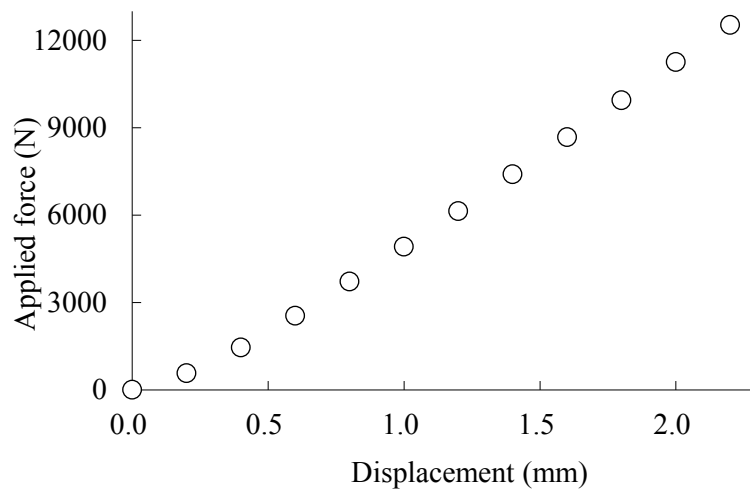


Fig.2.7 Relationship between the displacement and the applied force under uniaxial tension loading

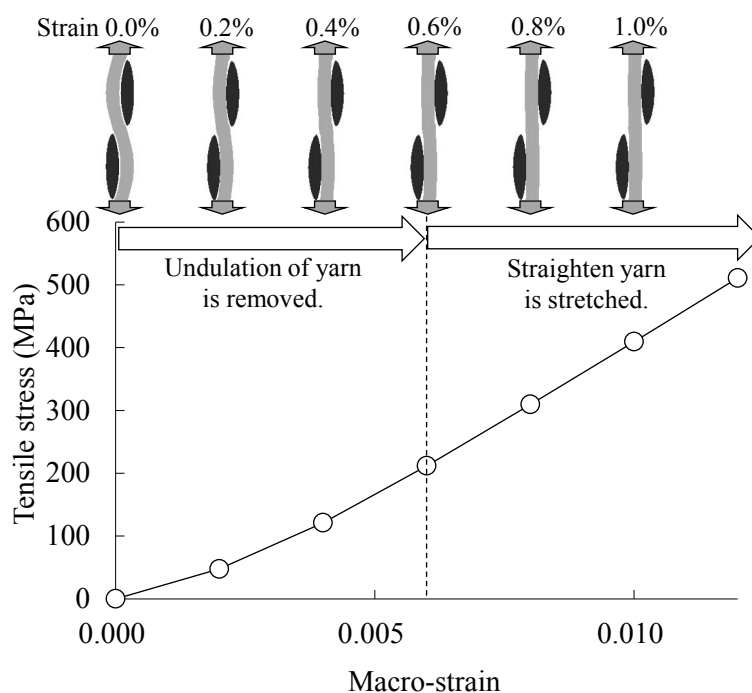


Fig. 2.8 Stress – strain response and mesoscopic deformation mode during uniaxial tension

bias-extension 試験では $\pm 45^\circ$ 配向の試験片を伸張させ、せん断特性を得る。繊維束間の接触部はピンジョイントで滑りがなく、繊維束の引張変形が生じないと仮定すれば、図 2.9 に示す領域 C で生じるせん断変形は、領域 B に生じるせん断変形の 2 倍になり、領域 A では変形が生じないと考えることができる。そのため、試験片に与えるエネルギーの全てがせ

せん断変形に使われると仮定すれば、単位面積当たりのせん断荷重 $F_{sh}(\gamma)$ とせん断ひずみ γ は次式より得られる[87-89].

$$F_{sh}(\gamma) = \frac{1}{(2H - 3W)\cos\gamma} \left(\left(\frac{H}{W} - 1 \right) F_c \left(\cos\frac{\gamma}{2} - \sin\frac{\gamma}{2} \right) - W F_{sh} \left(\frac{\gamma}{2} \right) \cos\frac{\gamma}{2} \right) \quad (2.2)$$

$$\gamma = \frac{\pi}{2} - 2 \arccos \left(\frac{H - W + d}{\sqrt{2}(H - W)} \right) \quad (2.3)$$

ここで、 F_c は試験片の引張荷重、 d は荷重点の変位、 H と W は図 2.5 に示すようにせん断変形箇所長さである。せん断応力は式 (2.6) にて求められる。

$$\tau(\gamma) = \frac{F_{sh}(\gamma)}{t} \quad (2.4)$$

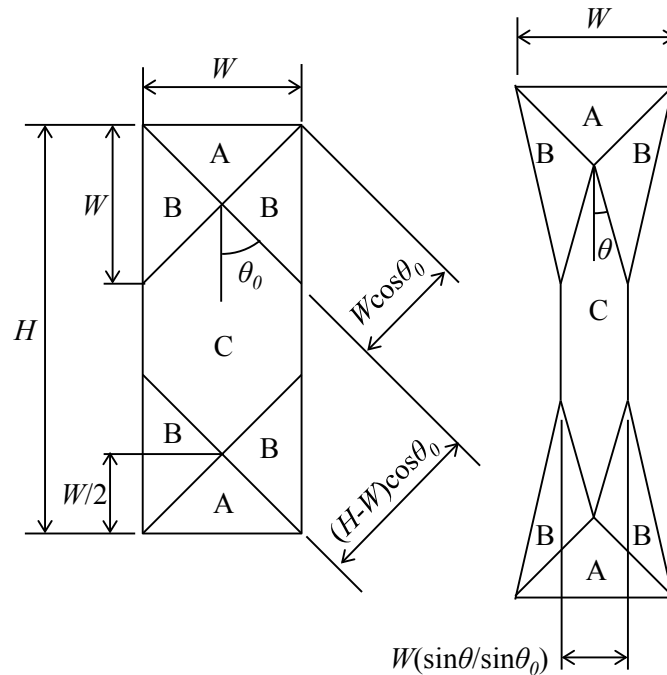


Fig. 2.9 An illustration of a fabric specimen under the bias-extension test [87]

図 2.10 は、メゾスケールモデルの bias-extension 解析から式 (2.3) にて算出したマクロせん断ひずみと繊維方向の局所的な最大引張ひずみの関係である。マクロせん断ひずみは 0.80 においても繊維に 0.02 の引張ひずみは生じないのがわかる。

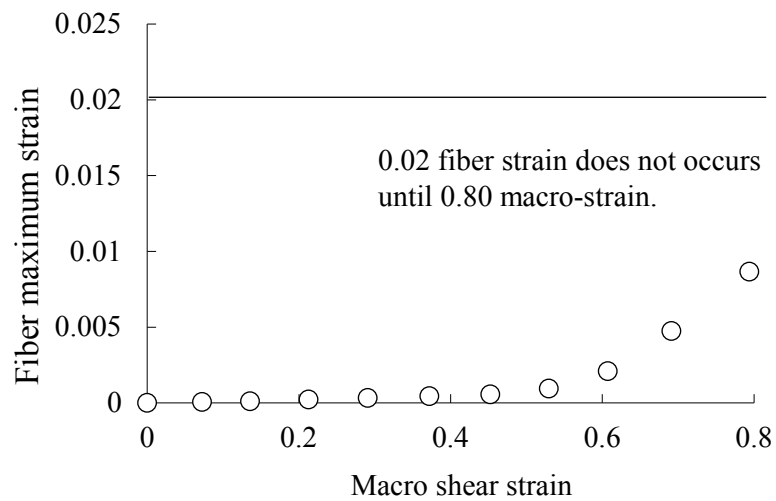


Fig.2.10 Relationship between fiber strain and macro-strain under bias-extension

図 2.11 は、メゾスケールモデルの bias-extension 解析の荷重変位特性である。変位 40mm 以前においては、繊維束交差部の回転によるせん断変形が主であり荷重抵抗が非常に小さくなる。変位 40mm 付近で繊維束間の接触による繊維束幅方向の変形が生じ始め、荷重抵抗が急激に上昇するせん断ロック現象が生じていることが確認できる。なお、本メゾスケール解析より得られたせん断挙動は Willems ら[88]や Lomov[90]らの bias-extension 試験の特性と同等であることを確認している。

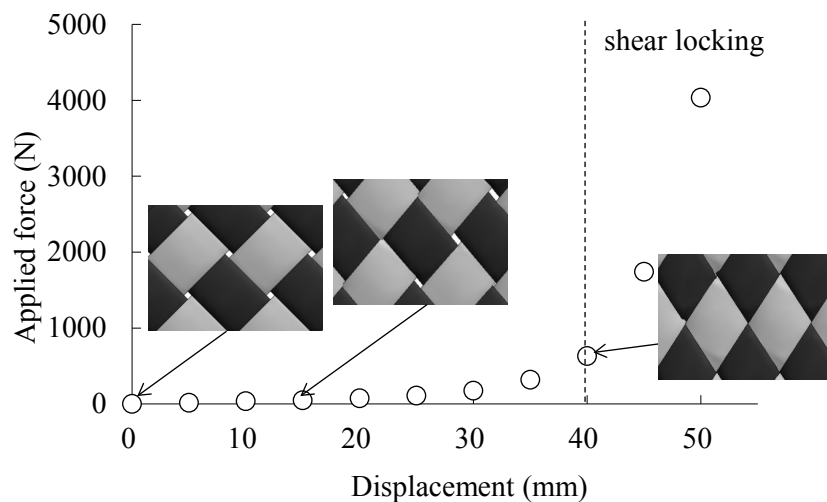


Fig. 2.11 Relationship between the displacement and the applied force under bias-extension loading

図 2.12 は、メゾスケールモデル解析にて、繊維束方向および繊維束 45°方向にそれぞれ純曲げを与えた際のマクロな曲げひずみと繊維方向の局所的な最大引張ひずみの関係である。曲げひずみは変形中のドライファブリックの厚みを一定として算出した。繊維束方向に曲げた場合はマクロな曲げひずみ 0.042 に対して繊維方向に 0.02 の引張ひずみが発生する。一方、繊維束方向に対し 45°方向に曲げた場合は曲げひずみ 0.05 まで曲げ変形を与えても繊維に 0.02 の引張ひずみは生じないことがわかる。

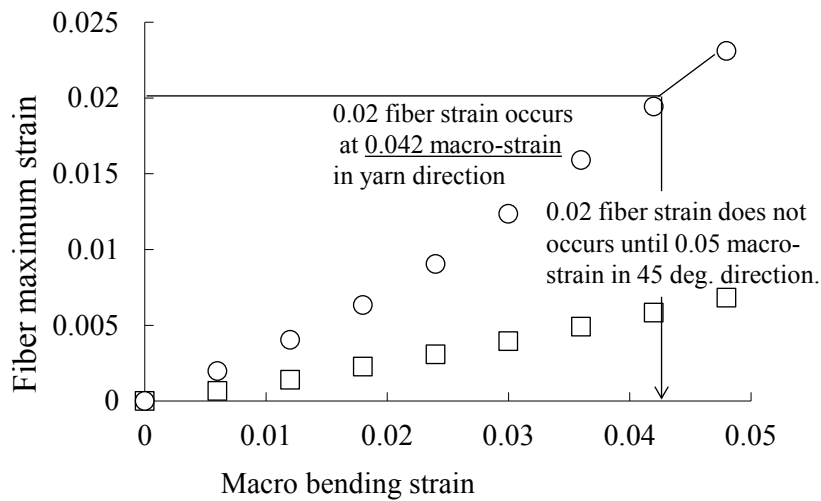


Fig.2.12 Relationship between fiber strain and macro-strain under out-of-plane bending

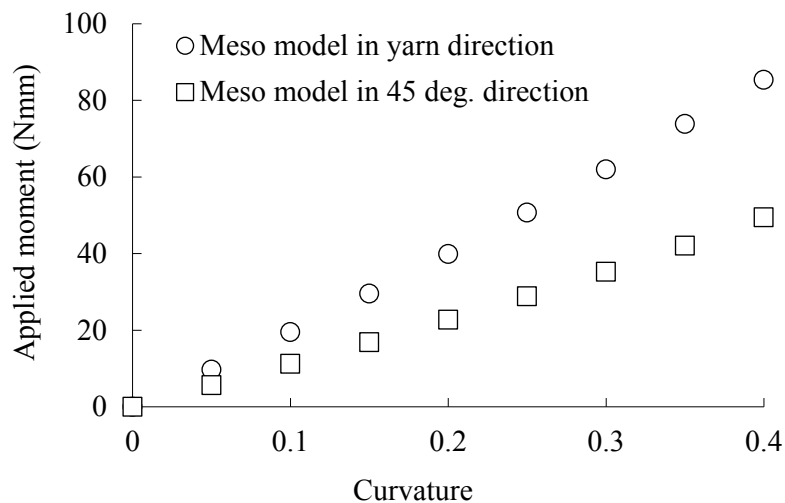


Fig. 2.13 Relationship between the curvature and the applied moment under out-of-plane bending

また、図 2.13 は繊維束方向と 45°方向のメゾスケールモデルのモーメントと曲率の関係である。繊維束方向の曲げ剛性に対して 45°方向の曲げ剛性が小さくなることが確認できる。なお、Ludmila[91]らの曲げ試験においても、本メゾスケール解析結果と同様に曲げ剛性に方向依存性があることが報告されている。

2.3.2 1 軸引張挙動と等 2 軸引張挙動の比較

次に各方向の荷重の相互依存性を検証するため、1 軸引張と等 2 軸引張のメゾスケール解析から得た引張特性の比較を図 2.14 に示す。図 2.9 に示したように 1 軸引張では初期に繊維束のうねりが解消する挙動を示し、非線形な引張特性が確認されたが、等 2 軸引張では変形初期からほぼ線形的に荷重が増加しているのがわかる。

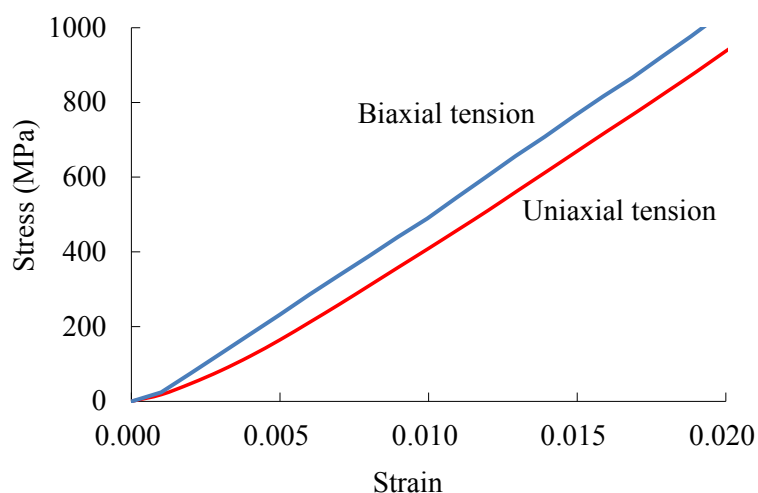


Fig. 2.14 Responses under uniaxial and biaxial tensile loading

図 2.15 は、1 軸引張と等 2 軸引張の断面変形図の比較である。等 2 軸引張では直交方向の繊維束が同じ引張荷重を受けることにより繊維束の曲げ変形が拘束され、1 軸引張のように初期に繊維束のうねりが解消するような変形は見られない。そのため、変形初期から繊維方向に引張応力が生じており、変形初期から線形的な特性を示していることがわかる。本メゾスケール解析で確認された 1 軸引張と等 2 軸引張の挙動の差異は、Willems[88], Lomov[90]らおよび Long[92]の縦糸と横糸方向の荷重バランスを変化させた 2 軸引張試験の傾向と同じであることを確認している。

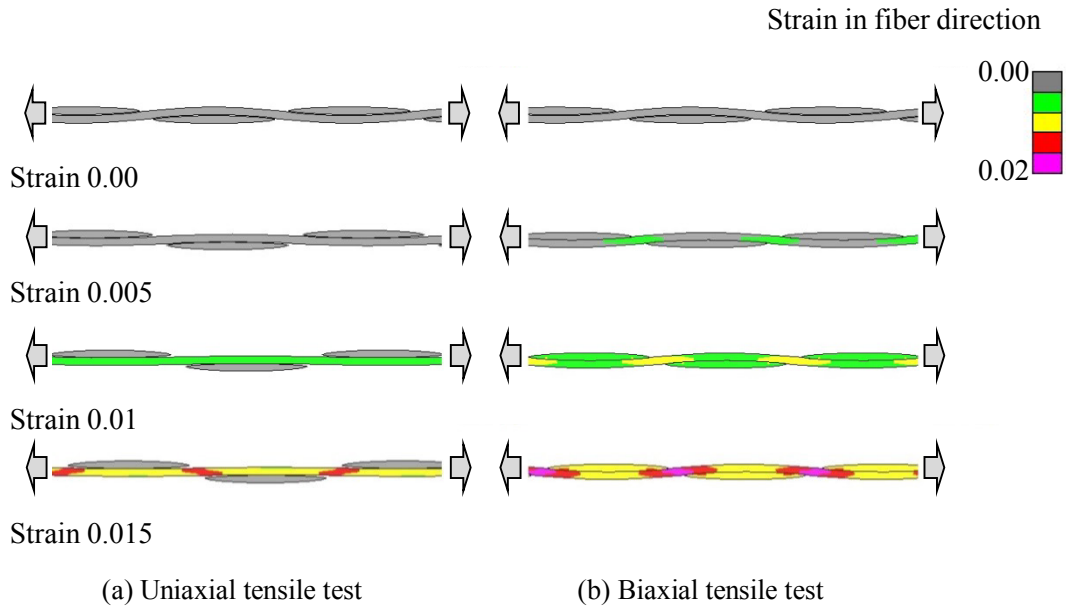


Fig. 2.15 Mesoscopic deformation mechanism during uniaxial and biaxial tensile loading

2.3.3 引張荷重が平織ドライファブリックのせん断挙動に与える影響

2.2.2 のメゾスケールシミュレーションの結果からも明らかなように、ドライファブリックは繊維方向の引張りに対する変形抵抗は大きい、面内のせん断に対しては繊維束同士の回転による変形が主であり変形抵抗は非常に小さい。そのため、ドライファブリックのプレス成形におけるせん断変形の影響は大きく、せん断挙動の正確な表現は特に重要になると判断される。Willemら[88]やLaunayら[83]は、正方形試験片の周辺を治具で固定して対角線方向に伸張させる picture frame 試験で計測したせん断特性は繊維束に加わる張力の影響により、純粋なせん断変形を与えた場合と比較して大きなせん断剛性が計測されることを報告している。またBoisseら[33]はせん断特性がドライファブリックのプレス成形時のしわの発生に大きな影響を与えることを報告している。Willems[89]は、各方向の相互依存を考慮したモデルの重要性に言及しつつ、現状ではそのようなモデルを確立するに至っていないことを報告している。

そこで本研究では、平織ドライファブリックのメゾスケールモデルを用いてせん断特性を取得する代表的な試験方法である図 2.3 に示した picture frame 試験, bias-extension 試験を模擬した解析を行い、成形解析手法の展開と大変形に伴う特性を見出す。

picture frame 試験のせん断荷重 F_{sh} とせん断ひずみ γ は次式より求められる[88]。

$$F_{sh} = \frac{F_{norm}}{2 \left(\frac{\sqrt{2}}{2} + \frac{d}{2L} \right)} \quad (2.5)$$

$$\gamma = \frac{\pi}{2} - 2 \arccos \left(\frac{\sqrt{2}}{2} + \frac{d}{2L} \right) \quad (2.6)$$

ここで、 F_{norm} はフレームの引張荷重、 d は荷重点の変位、 L は試験片の幅である。

図 2.16 は、式 (2.3)、式 (2.4) および式 (2.5)、式 (2.6) により算出した各せん断特性の比較である。マクロスケールのプレス成形解析モデルには、通常 picture frame 試験もしくは bias-extension 試験のいずれかの試験から得たせん断特性を利用するのが、picture frame 試験から得たせん断剛性が bias-extension 試験から得た特性よりかなり大きくなることがわかる。なお、本メゾスケール解析の傾向は、Launay ら[93]の試験結果と同等であることを確認している。

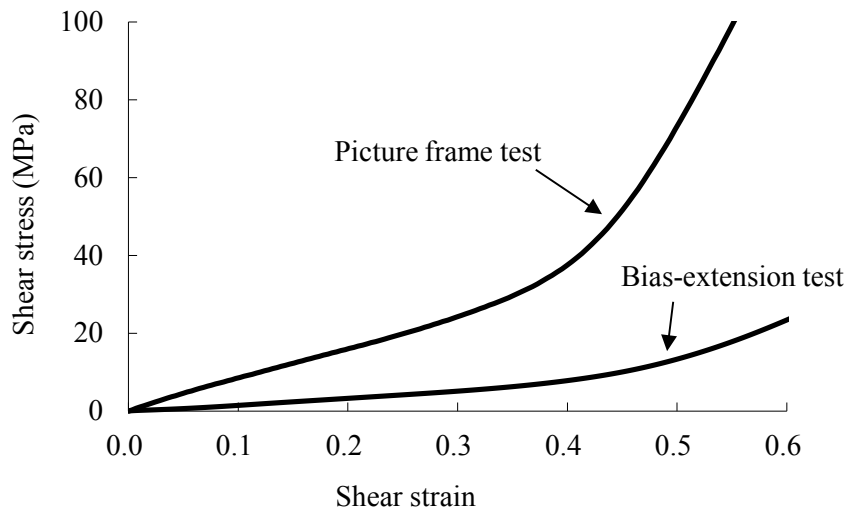


Fig. 2.16 Shear responses for picture frame test and bias-extension test

図 2.17 は、繊維束に生じる引張荷重とせん断ひずみの関係である。なお、図中に 35%ひずみ時の繊維方向の引張応力分布を合わせて示す。picture frame 試験では繊維束の端部が治具で拘束されているため、せん断変形中に繊維に大きな引張りが生じる。一方、bias-extension 試験では繊維端部はフリーであり、そのような引張りは生じない。繊維に引張荷重が作用する状態では、せん断剛性が大きく増加することがわかる。

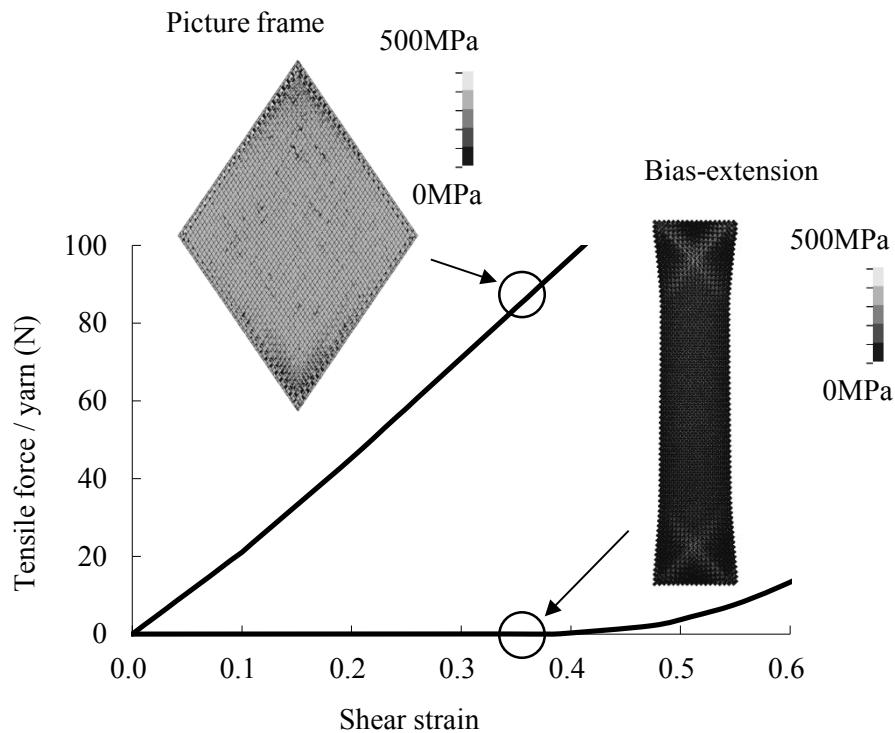


Fig. 2.17 Fiber tensile load of yarn under picture frame test and bias-extension test

2.3.4 織り構造がドライファブリックのせん断特性に与える影響

織り構造の違いが、ドライファブリックのマクロなせん断特性に与える影響を確認するため、綾織ドライファブリックのメゾスケールモデルを用いて bias-extension 解析を実施する。図 2.18 は、メゾスケールモデルの解析結果より得られたせん断特性の比較である。Mohammed ら[94]の試験と同様に、綾織ドライファブリックでは平織ドライファブリックよりせん断剛性が小さくなるのがわかる。

図 2.19 は、せん断変形下における平織ドライファブリックおよび綾織ドライファブリックのメゾスケールモデルの変形図と断面図である。平織ドライファブリックは縦糸と横糸の繊維束を 1 本おきに交互に浮き沈みさせて織られているが、綾織ドライファブリックでは縦糸および横糸は 3 本連続して織られている。そのため、せん断変形下において縦糸と横糸の繊維束の接触が平織ドライファブリックほど安定せず、繊維束の交差部にて接触せずに離れている箇所が存在するのがわかる。ドライファブリックのせん断抵抗は、せん断ロックングまでは繊維束交差部の回転による摩擦抵抗が支配的であるため、この繊維間の接触状態の違いが綾織ドライファブリックと平織ドライファブリックのせん断特性の差として表れたものと考えられる。

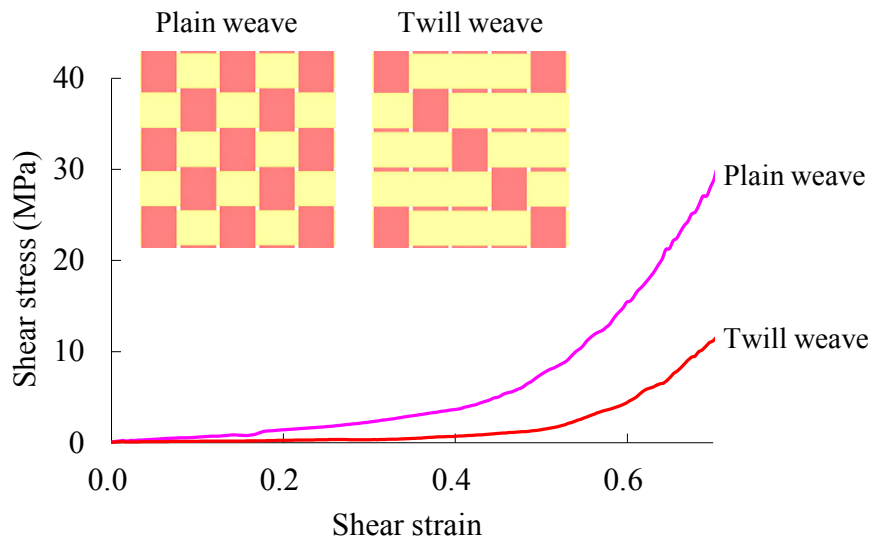


Fig. 2.18 Shear responses of plain weave and twill weave

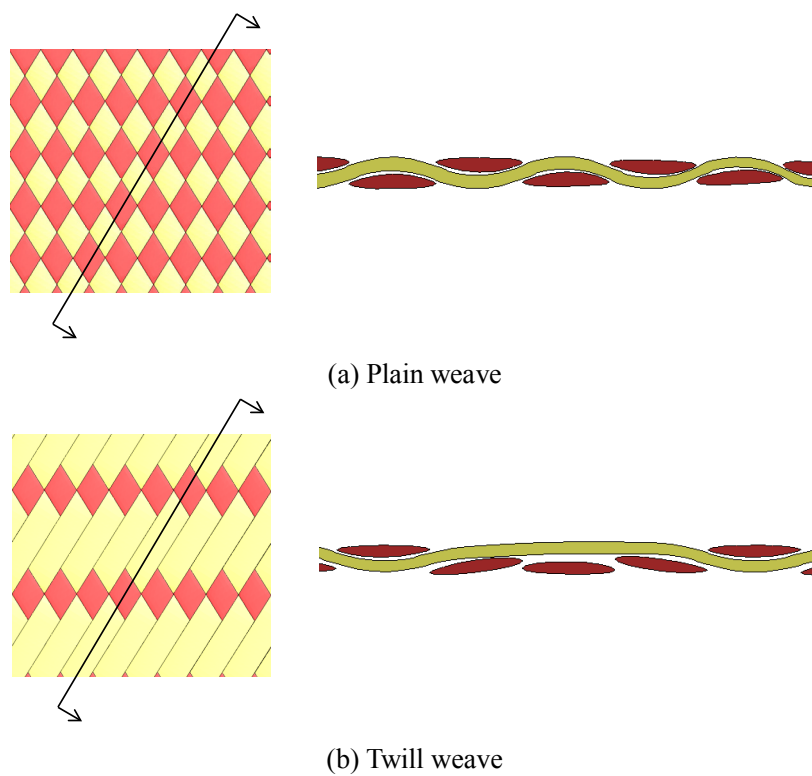


Fig. 2.19 Deformations of plain weave and twill weave at 35% shear strain.

2.4 メゾスケールモデルによるプレス成形シミュレーション

プレス成形中のドライファブリックの材料挙動を詳細に把握するため、メゾスケールモデルを用いて半球形状のプレス成形シミュレーションを行う。図 2.20 は、解析モデルの概

要である．図 2.1 に示した平織ドライファブリックおよび図 2.7 に示した綾織ドライファブリックをブランク基材とし，ブランクサイズは 156mm×156mm とする．プレス成形ではしわの発生を防止するためブランクホルダーを用いて，ブランク基材に張力を与えながら成形されることが多いため，本研究でもブランクホルダーを用いて直径 100mm の半球形状を持つパンチを 50mm 押し込む条件にて解析する．ダイ，パンチおよびブランクホルダーは表面形状を剛体シェル要素でモデル化し，ドライファブリックと金型間の接触摩擦係数は 0.3 を用いる．なお，ソリッド要素にて構築するブランクモデルの要素数は 1,703,520 要素と，非常に大規模なモデルとなる．なお，繊維束にはドライファブリックの材料挙動解析と同様に表 2.1 に示した材料物性を与える．

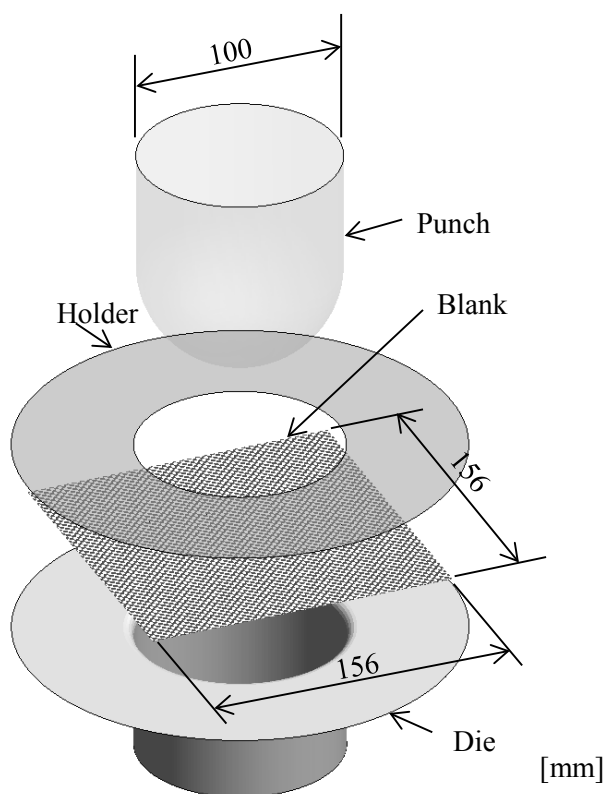
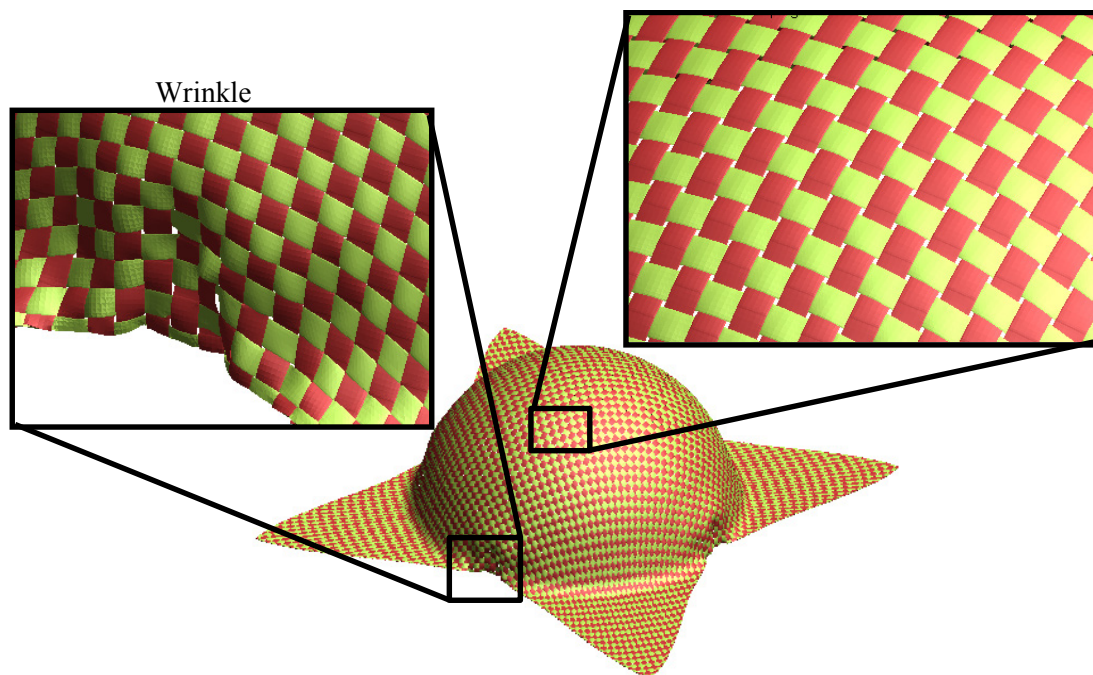


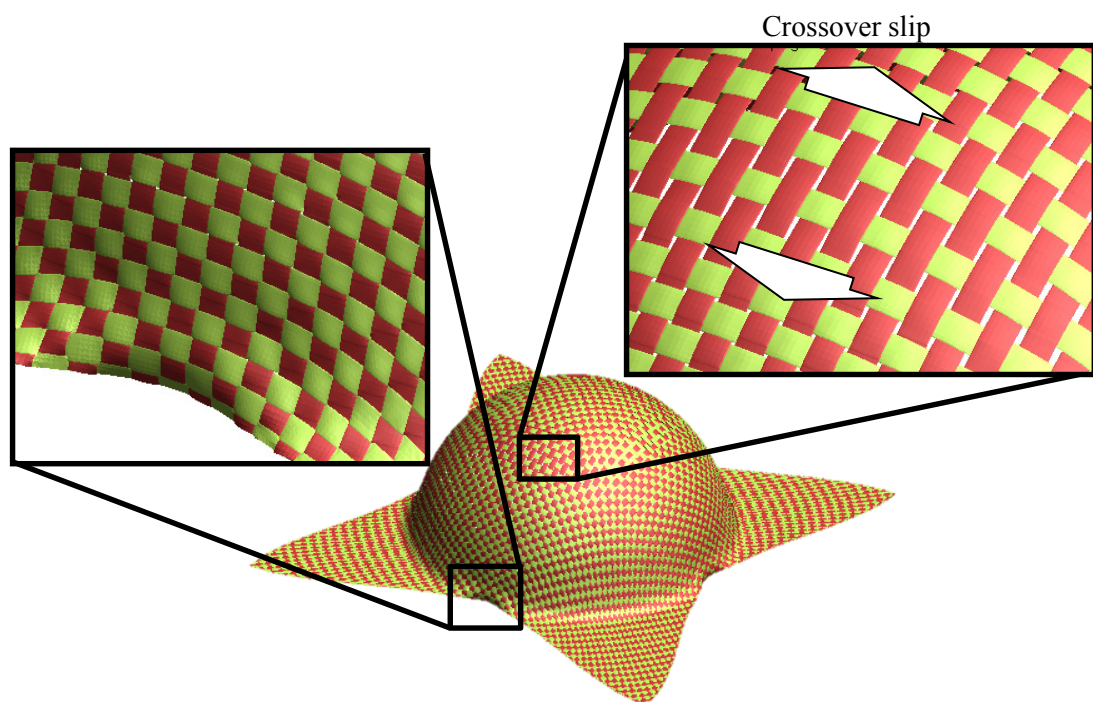
Fig. 2.20 Meso-scale preforming simulation on a hemisphere

2.4.1 ブランクホルダー荷重が成形性に与える影響

図 2.21 は，平織ドライファブリックのメソスケールモデルを用いて半球形状の成形シミュレーションを実施した結果である．ブランクホルダーの荷重を 1.5kN と 3.0kN の 2 条件とし，ブランクホルダー荷重がドライファブリックの成形性に与える影響を調査する．図 2.21(a)に示すようにホルダー荷重が 1.5kN と小さい場合，しわが生じるのがわかる．一方で，しわの発生を抑制するためにホルダー荷重を 3.0kN と大きくすると，しわは生じなくなるものの，図 2.21(b)に示すように繊維束間に滑りが生じて織目間隔が開く現象が確認できる．



(a) In case of small holder force (1.5kN)



(b) In case of large holder force (3.0kN)

Fig. 2.21 The effect of blank holder force on the deformation of carbon fiber bundle

実際のプレス成形においてもしわの成形不良の対策としてホルダー荷重が調整されることがあるが、今回のメゾスケールモデルによるプレス成形の結果からホルダー荷重を大きくしすぎると繊維束間にすべりが生じてしまうことが示唆される。このことから、繊維束

を詳細にモデル化したメゾスケールモデルにより繊維束の目ずれのような詳細な現象までシミュレーションにて予測できることを示せたものとする。

2.4.2 織り構造が成形性に与える影響

織構造の差が成形時の構造変化に及ぼす影響を調査するために、平織ドライファブリックと綾織ドライファブリックに対し、同じ 2.5kN のホルダー荷重を与える条件にて半球形状のプレス成形シミュレーションを実施する。図 2.22 は、プレス成形後のそれぞれの変形形状である。平織ドライファブリックではしわが発生しているが、綾織ドライファブリックではしわが生じていないことがわかる。これは、2.2.4 にて確認したように綾織ドライファブリックのせん断抵抗が、平織ドライファブリックより小さく、せん断の大変形が許容されるためと考える。

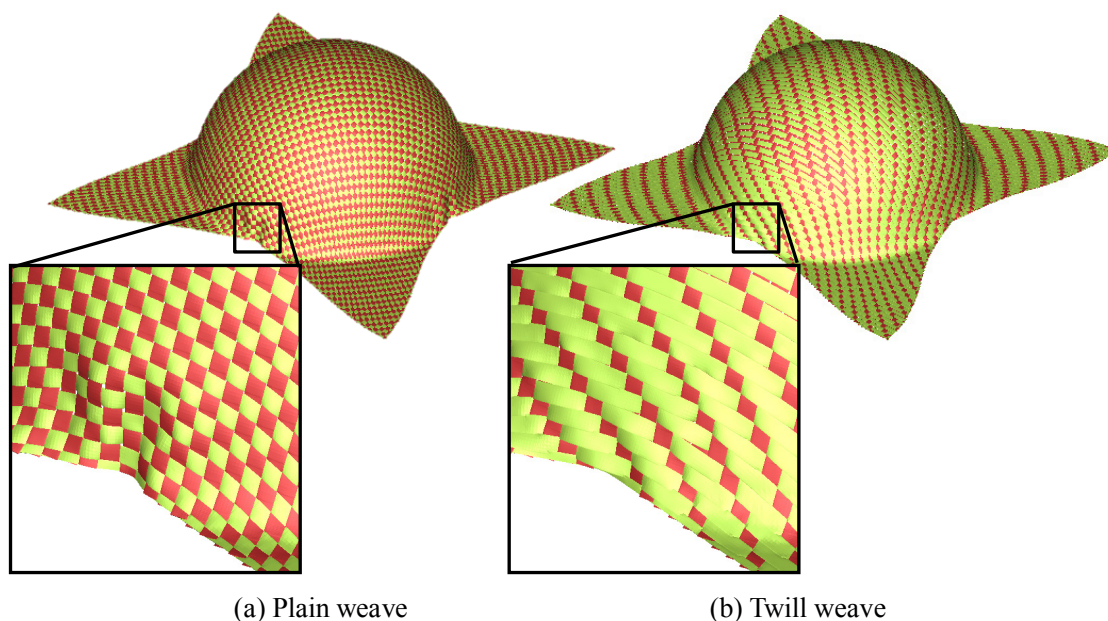


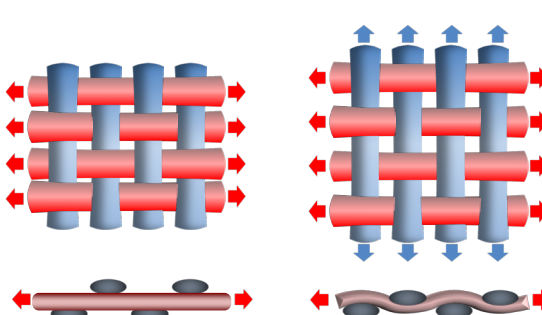
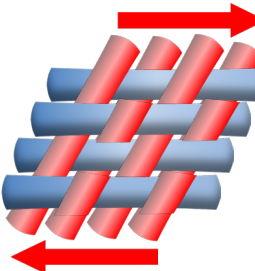
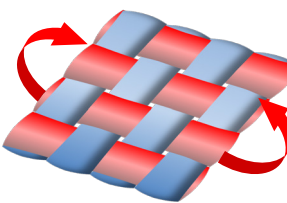
Fig. 2.22 Influence of the weave pattern on the formability

2.5 結言

本章では、メゾスケールモデルを用いて、各方向に荷重を与える解析を行い、平織ドライファブリックの材料挙動を分析し、引張、せん断および曲げの各方向のマクロな材料特性と各方向の変形時に繊維に生じるひずみを把握した。また、各方向荷重の相互依存性を確認するため、1軸引張と等2軸引張時の材料挙動の違いを確認した。さらに、繊維束に生じる引張がせん断特性に与える影響および織り構造の違いがせん断特性に与える影響について確認した。表 2.2 に本章でメゾスケール解析から確認したドライファブリックの材料挙

動をまとめる.

Table.2.2 Deformation mechanisms for dry fabric during the forming

Mechanism	Characteristics
<p>In-plane tensile loading</p> 	<ul style="list-style-type: none"> • Undulation of yarns is removed in uniaxial tension. This affects low initial stiffness zone as long as yarns are being straightened. • There is no low initial stiffness zone in biaxial deformation since biaxial load leads to elastic elongation of yarn itself. • Key deformation mode (along with bending) for biaxial fabric.
<p>In-plane shear</p> 	<ul style="list-style-type: none"> • Resistance against a changing shear angle is very low until reaching a shear locking angle. • Above shear locking angle, shear modulus significantly increases due to internal yarn contact and distorted yarns. • Shear stiffness by bias-extension is lower than that by picture frame.
<p>Out-of-plane bending</p> 	<ul style="list-style-type: none"> • Bending stiffness is much lower than in-plane stiffness as fibers within yarns can slide relative to each other. • Bending stiffness depends on the direction; bending stiffness in yarn direction is higher than in the bias ($\pm 45^\circ$) direction.

また、半球形状の成形シミュレーションを実施し、ホルダー荷重の違いが、しわ発生や繊維束間のすべりに与える影響を確認した。さらに、織り構造の違いが成形性に与える影響を確認した。なお、メゾスケールモデルの半球形状プレス成形シミュレーションは CPU コア 64 並列計算にて約 5 日を要した。実用性を考えれば、更なる工夫が必要である。

より実用的な解析モデルとして、マクロスケールのプレス成形シミュレーションモデルを考える必要がある。そこで次章では、マクロスケールモデルを提案する。提案マクロスケールモデルでは、メゾスケールモデルによる解析において確認したドライファブリックの異方性および荷重相互依存性を有する面内の材料挙動、方向依存性を有する面外の曲げ

挙動を表現する。提案マクロスケールモデルを用いて、半球形状のプレス成形シミュレーションを行い、本章で構築したメゾスケールモデルのプレス成形シミュレーション結果と比較することで、提案マクロスケールモデルの変形予測性能を評価する。

第3章 ドライファブリックのプレス成形シミュレーション

3.1 緒言

1.1 節において、現在の自動車分野において RTM 工法が、FRP の成形工法の主流になっていることを記述した。この RTM 工法では繊維基材には柔軟性が高く成形性に優れる織物（ドライファブリック）が用いられる。RTM 工法は、まずプリフォーム工程でドライファブリックをプレス成形し、それを成形型内に設置し低粘性の樹脂を型内へ注入し含浸・硬化させ織物複合材料部品を成形する工法である。織物複合材料は繊維方向に依存した強い異方性の材料特性を持つため、ドライファブリックのプレス成形後の繊維の方向は最終製品の機械特性に大きな影響を与える。また、代表的な成形不良としてしわの発生や繊維破損があり、繊維方向の変化に加えて、しわの発生、繊維破損を予測する成形シミュレーション手法の確立が特に重要になる。

1.3 節で述べたように FEM によるドライファブリックのプレス成形解析モデルとして、ドライファブリックのマクロな材料挙動を表現することに着目した様々なモデルが提案されている。Kato[25]、Tanov[26]、Sharma ら[27]、Skordos ら[28]はトラス要素を用いて繊維束の引張変形と繊維束の回転によるせん断変形をそれぞれ独立にモデル化する離散モデルを、また、Aimene、Boisse ら[35-37]は異方性 hyperelastic モデルを用いて引張とせん断の応力成分をそれぞれ独立の関数で扱う連続体モデルを提案している。しかし、これらは面内の引張およびせん断の特性を表現することに注目したモデルであり、しわ形状の発生等の正確な予測には不十分である。さらに、これらの手法はいずれもドライファブリックの面内の引張りおよびせん断の各特性を独立に取り扱うため、各方向の相互依存は考慮されない。しかし、2.2 節のメゾスケールモデルの解析では、せん断特性が繊維束の引張状態により大きく変化することを確認している。また、Boisse ら[35]はせん断特性がドライファブリックのプレス成形時のしわの発生に大きな影響を与えることを報告している。Willems[38]は、各方向の相互依存を考慮したモデルの重要性に言及しつつ、現状ではそのようなモデルを確立するに至っていないことを報告している。

そこで本研究では、プレス成形における代表的な成形不良であるしわの発生予測を含め成形性を総合的に評価するため、ドライファブリックの面内異方性に加え、曲げ剛性を考慮したマクロスケール FE モデルを提案する。また、しわの評価にせん断特性が与える影響を検証し、ドライファブリックのプレス成形において特に重要なせん断挙動の引張依存性に着目し、繊維束の引張状態により変化するせん断特性の変化を考慮する。提案モデルを用いて半球形状のプレス成形シミュレーションを行い、メゾスケールモデルの解析結果と比較することで、境界条件に依存せず高精度にしわの予測が可能であることを示す。

3.2 マクロスケールモデルにおける面外挙動の表現

FEMによるドライファブリックのプレス成形シミュレーションモデルとして、1.3節でマクロな材料挙動を表現することに着目し、トラス要素を用いて繊維束の引張変形と繊維束の回転によるせん断変形をそれぞれ独立にモデル化する離散モデル[25-28]、ドライファブリックを連続体として膜要素やシェル要素でモデル化する連続体モデル[29-44]が多く提案されていることを記述した。しかし、既存の研究で提案されているモデルのほとんどは、面内の引張およびせん断の特性に注目したモデルであり、曲げ剛性が考慮されていない。そのため、しわ形状の発生 of 正確な予測には不十分である。そこで本節では、しわの発生を予測するため、ドライファブリックの面内の異方性特性に加えて、曲げ剛性を考慮したFEモデルを提案し、その有効性を確認する。

3.2.1 マクロスケールモデルにおける面外挙動表現の課題

ドライファブリックは繊維束が複雑な3次元構造を持つ不連続な材料であり、2.2節においてメゾスケールモデルを用いた解析で確認したように、繊維束間の相互作用により複雑な材料挙動を示す。図3.1は、ドライファブリックの各方向の材料特性である。金属薄板のような連続体では、その面外曲げ特性は面内特性からシェル理論により算定できるが、ドライファブリックでは曲げ変形時に繊維束間で滑りが生じるため、その摩擦や織り構造、曲げ方向に依存して曲げ特性が異なり、連続体力学のシェル理論は成立しない。

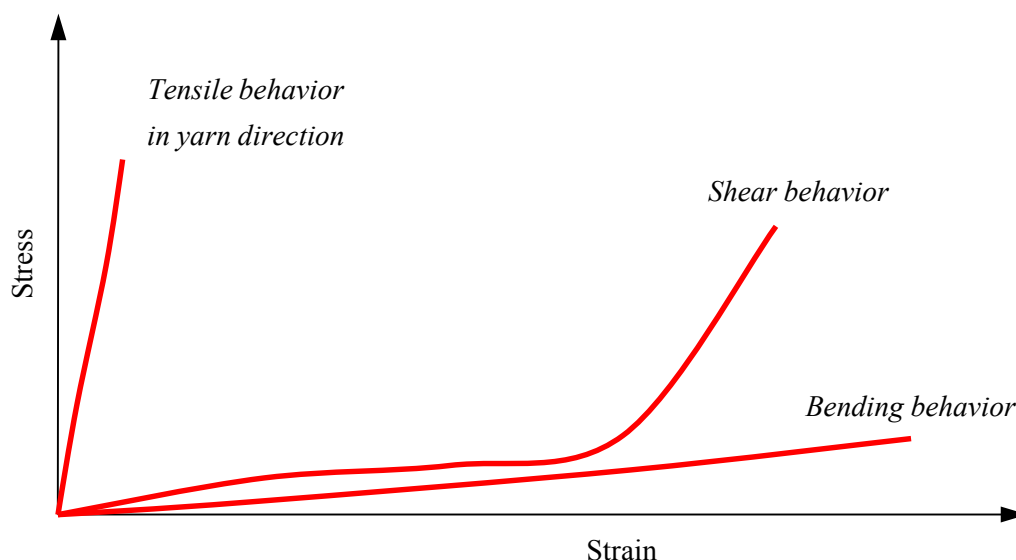


Fig.3.1 Stress – strain curves for dry fabric under each loading condition

板曲げのシェル理論は、板の中立面に垂直な断面は変形時にも平面を保ち、法線方向の直応力が面内方向の応力に対して小さく無視できる、という2つの仮定から成り立っている。

1850 年に Kirchhoff[95]によって定式化された薄板理論とそれを拡張した Reissner-Mindlin [96, 97]の厚板理論がある. FEM で用いられるシェル要素についても一般的には, Kirchhoff の仮定をベースにしたシェル要素と, Reissner-Mindlin の仮定をベースとしたシェル要素が存在する. 図 3.2(a)に示すように, Kirchhoff の仮定をベースにしたシェル要素では面外せん断は考慮されず, 面内のひずみのみが考慮される. 一方で, 図 3.2(b)に示すように Reissner-Mindlin の仮定をベースにしたシェル要素では, 面外方向のせん断ひずみが考慮される. そのため, 面内の引張剛性に対して極端に小さなドライファブリックの曲げ剛性を表現するため Reissner-Mindlin シェル要素[98, 99]を適用し, その面外せん断剛性として非常に小さな値を適用するアプローチも考えられる. しかし, ドライファブリックにおいては, 2.2 節で示したように 0/90 方向に対して 45°方向の曲げ剛性が小さくなるなどの複雑な異方性特性を示し, 単純に面外せん断変形を考慮するだけで, その曲げ挙動を表現することは困難である. また, 材料試験にてドライファブリックの面外のせん断特性を計測することは非常に難しく, Reissner-Mindlin シェル要素の面外せん断変形によりドライファブリックの曲げ特性を表現したプレス成形シミュレーションを有限要素解析した例は過去にない.

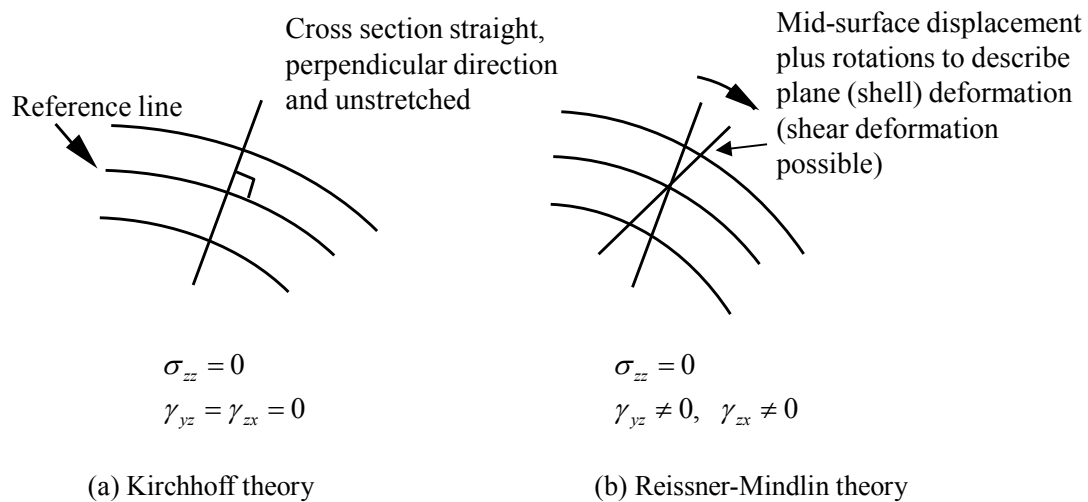


Fig.3.2 Illustration of Kirchhoff and Reissner-Mindlin theory theories

既存の研究で提案されているほとんどのドライファブリック FE モデルでは, 面外の曲げ剛性は面内の引張剛性に対し非常に小さいとして曲げ剛性を持たない膜要素が用いられ, 面内の引張とせん断の表現のみに注目されている[29-41]. しかし, プレス成形における代表的な成形不良の 1 つであるしわ発生の予測には, 面内の引張とせん断のみを考慮した解析では不十分である. プレス成形工程におけるしわ発生のメカニズムは, 面内の変形により生じた圧縮応力が座屈限界応力を上回り面内の変形が面外の曲げ変形に分岐する座屈問題として説明できる. この座屈限界応力には曲げ剛性が影響するため, しわの正確な予測には面外の曲げ剛性を考慮することが重要になる.

3.2.2 面外曲げ剛性を考慮したマクロスケールモデルの提案

本研究では、面内の引張特性やせん断ロックを含むせん断特性の考慮だけでなく、面外曲げ剛性も表現できるマクロスケール FE モデルを提案する。膜要素とシェル要素を組み合わせる本提案モデルの概要図を図 3.3(c)に示す。厚み中心位置に膜要素を作成し、膜要素と節点を共有するシェル要素を 2 要素付加する。なお、膜要素には簡単のため *Aimene*, *Boisse* ら[35-37]と同様に繊維束方向の引張とせん断の各応力ひずみ関係をそれぞれ独立に取り扱う *hyperelastic* モデルを用い、面内異方性および各方向の非線形特性を独立のひずみエネルギー関数として定義することでドライファブリックの面内特性を表現とする。面内の応力ひずみ特性を膜要素により表現し、面外の曲げ剛性はシェル要素にて表現する。

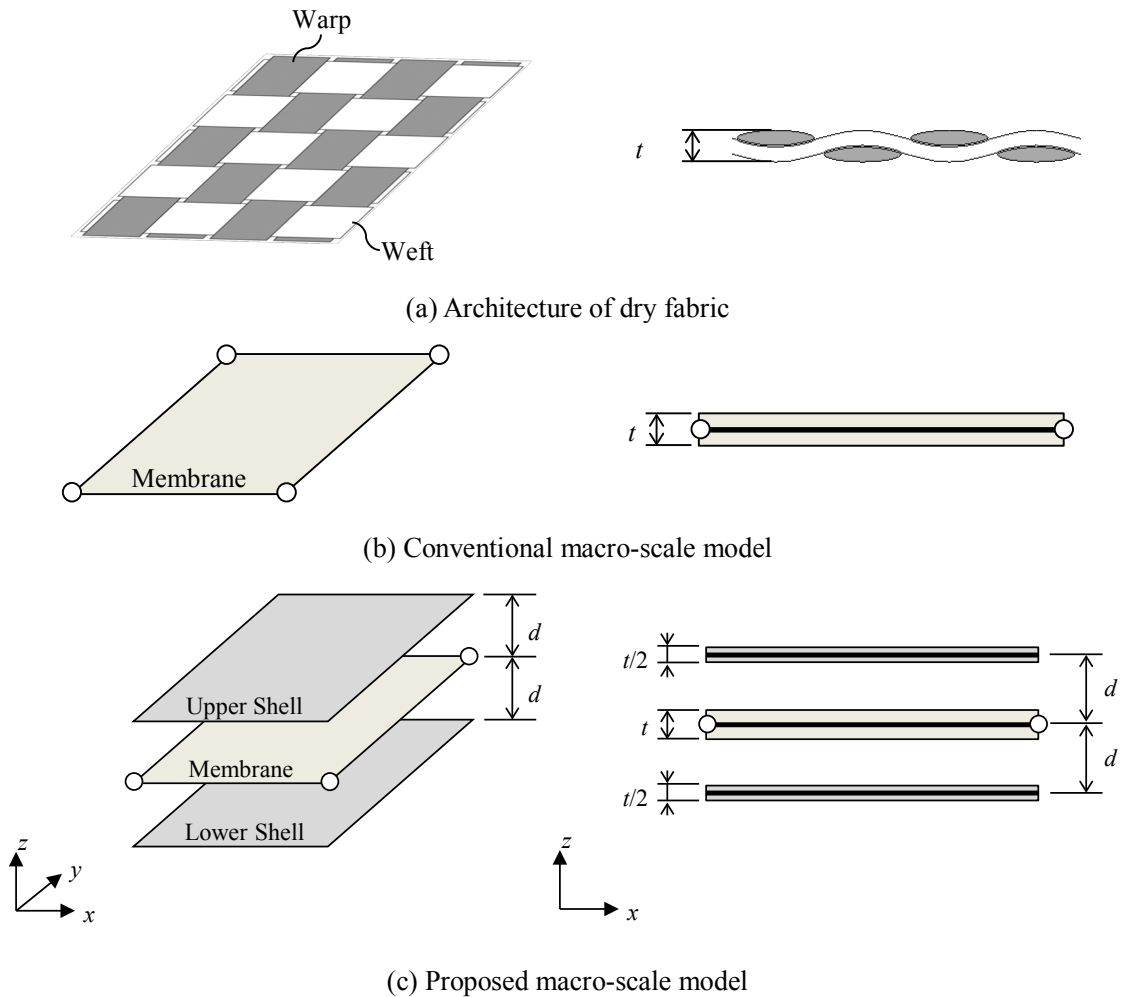
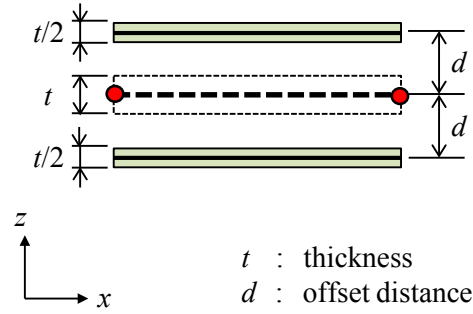


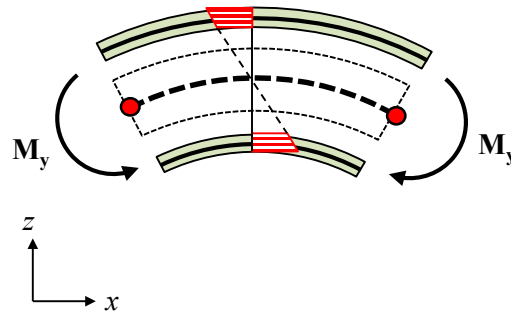
Fig.3.3 Shell and membrane combined model

シェル要素による曲げ剛性の付加の計算手法を具体的に示す。シェル要素の法線方向を z とし、厚み中心位置（中立面）を $z=0$ とする。本提案モデルでは節点変位からシェル要素のひずみを計算する際に、2つのシェル要素が膜要素の節点位置から等距離反対側に配置して

いるものとして計算する。平面応力を仮定したシェル要素に、節点の回転変位 θ により生じるひずみ成分 $\boldsymbol{\varepsilon}^s$ は、式 (3.1) で記述できる。また、シェル要素の中立面からの距離を d とし、シェル要素に与える板厚はそれぞれ $t/2$ とすると、 z は式 (3.2) の範囲を取るため、回転変位に対するシェル要素のひずみは d の値に応じて大きく計算される。なお、添え字の s は膜要素に付加したシェル要素を示す。



(a) Before bending deformation



(b) After bending deformation

Fig.3.4 Schematics of macro-scale model considering in-plane and the out-of-plane properties

$$\boldsymbol{\varepsilon}^s = \begin{Bmatrix} \varepsilon_x^s \\ \varepsilon_y^s \\ \gamma_{xy}^s \end{Bmatrix} = z \begin{Bmatrix} \frac{\partial}{\partial x} & 0 \\ 0 & \frac{\partial}{\partial y} \\ \frac{\partial}{\partial y} & \frac{\partial}{\partial x} \end{Bmatrix} \begin{Bmatrix} \theta_y \\ \theta_x \end{Bmatrix} \quad (3.1)$$

$$-d - \frac{t}{4} \leq z \leq -d + \frac{t}{4}, \quad d - \frac{t}{4} \leq z \leq d + \frac{t}{4} \quad (3.2)$$

ここで, θ_y , θ_x はそれぞれ y 軸周り, x 軸周りの回転角である.

本提案モデルのシェル要素の曲げモーメント \mathbf{M} は, 式 (3.3) ~ (3.6) にて表すことができる.

$$\mathbf{M} = \{M_y \quad M_x \quad M_{xy}\}^T \quad (3.3)$$

$$M_y = \int_{-d-t/4}^{-d+t/4} \sigma_x^s z dz + \int_{d-t/4}^{d+t/4} \sigma_x^s z dz \quad (3.4)$$

$$M_x = \int_{-d-t/4}^{-d+t/4} \sigma_y^s z dz + \int_{d-t/4}^{d+t/4} \sigma_y^s z dz \quad (3.5)$$

$$M_{xy} = \int_{-d-t/4}^{-d+t/4} \tau_{xy}^s z dz + \int_{d-t/4}^{d+t/4} \tau_{xy}^s z dz \quad (3.6)$$

ここで, M_y , M_x はそれぞれ y 軸周り, x 軸周りのモーメント, M_{xy} はねじりモーメントである. σ_x^s , σ_y^s は x 方向, y 方向のシェル要素の直応力, τ_{xy}^s はせん断応力を示す.

シェル要素に与える x 方向, y 方向の弾性係数を E_x^s , E_y^s , せん断弾性係数を G^s とすると式 (3.4) ~ (3.6) は次のように変換される.

$$M_y = \int_{-d-t/4}^{-d+t/4} E_x^s \varepsilon_x^s z dz + \int_{d-t/4}^{d+t/4} E_x^s \varepsilon_x^s z dz \quad (3.7)$$

$$M_x = \int_{-d-t/4}^{-d+t/4} E_y^s \varepsilon_y^s z dz + \int_{d-t/4}^{d+t/4} E_y^s \varepsilon_y^s z dz \quad (3.8)$$

$$M_{xy} = \int_{-d-t/4}^{-d+t/4} G_{xy}^s \gamma_{xy}^s z dz + \int_{d-t/4}^{d+t/4} G_{xy}^s \gamma_{xy}^s z dz \quad (3.9)$$

節点回転からのひずみを算出する際に加えて, ここでも参照面の移動距離 d に比例して節点のモーメント力は大きく計算される. そのため, 面内挙動に与える影響が無視できるほど小さな剛性しかシェル要素に与えることなく, 大きな曲げ抵抗を表現できる. さらに, 式 (3.7) および (3.9) は, 式 (3.1) を用いて次のように変換される.

$$M_y = E_x^s \left(\frac{\partial \theta_y}{\partial x} \right) t \left(d^2 + \frac{t^2}{48} \right) \quad (3.10)$$

$$M_x = E_y^s \left(\frac{\partial \theta_x}{\partial y} \right) t \left(d^2 + \frac{t^2}{48} \right) \quad (3.11)$$

$$M_{xy} = G_{xy}^s \left(\frac{\partial \theta_y}{\partial y} + \frac{\partial \theta_x}{\partial x} \right) t \left(d^2 + \frac{t^2}{48} \right) \quad (3.12)$$

y 軸周りの曲率 ϕ_y , x 軸周り曲率 ϕ_x , およびねじり率 ϕ_{xy} は, 式 (3.13) にて表される.

$$\boldsymbol{\phi} = \begin{Bmatrix} \phi_y \\ \phi_x \\ \phi_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \frac{\partial}{\partial x} & 0 \\ 0 & \frac{\partial}{\partial y} \\ \frac{\partial}{\partial y} & \frac{\partial}{\partial x} \end{Bmatrix} \begin{Bmatrix} \theta_y \\ \theta_x \end{Bmatrix} \quad (3.13)$$

式 (3.13) を式 (3.10) ~ (3.12) に代入すれば, シェル要素に与える x 方向および y 方向の弾性係数およびせん断弾性係数と, t , d , 曲げ試験[42]で観測される曲げ剛性 EI_y , EI_x , およびねじり試験[100, 101]で観測されるねじり剛性 GI_{xy} により式 (3.14) ~ (3.16) にて表すことができる.

$$E_x^s = EI_y \frac{48}{t(48d^2 + t^2)} \quad (3.14)$$

$$E_y^s = EI_x \frac{48}{t(48d^2 + t^2)} \quad (3.15)$$

$$G_{xy}^s = GI_{xy} \frac{48}{t(48d^2 + t^2)} \quad (3.16)$$

ドライファブリックの各方向の曲げ剛性 EI およびねじり剛性 GI は曲げ試験やねじり試験もしくは, 第2章で行ったメゾスケールモデル解析から取得できるため, E^s や G^s が面内の各剛性に与える影響を無視できる十分に小さい値になるように d の値を決めることで, 所定の曲げ剛性やねじり剛性を表現することができる. 2.2節で示したように繊維東方向と繊維東45°方向で異なる曲げ剛性は, シェル要素に異方性モデルを適用すれば, その方向依存の曲げ剛性も表現できる.

本提案モデルの計算フローの概要を図3.5にまとめる. なお, 添え字の m は面内特性を表現する膜要素を示す.

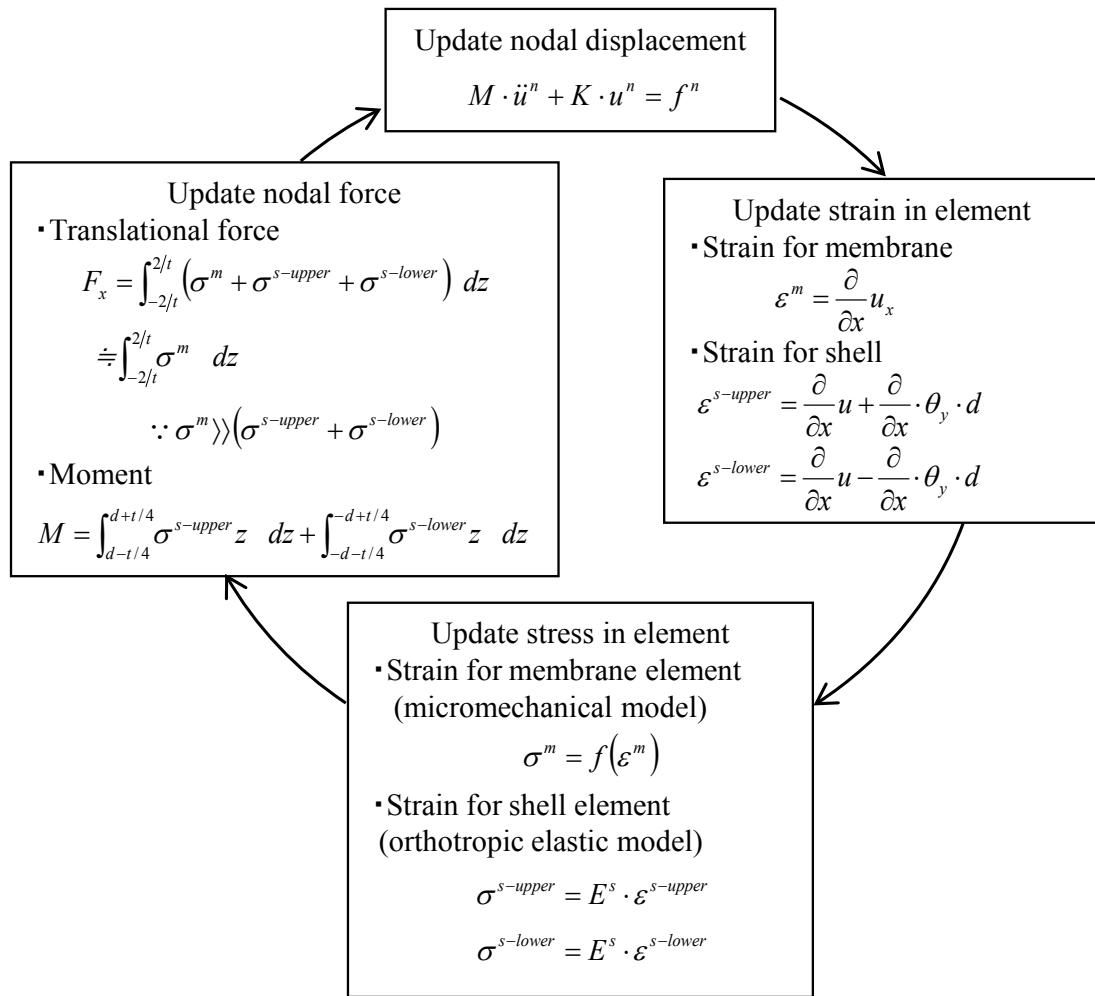
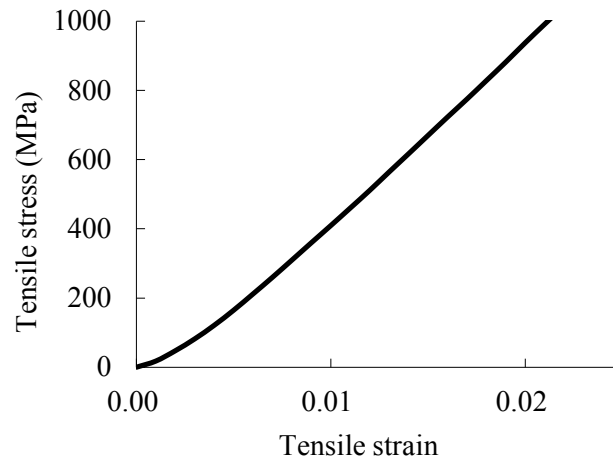


Fig.3.5 Numerical procedure for the proposed macro-scale model

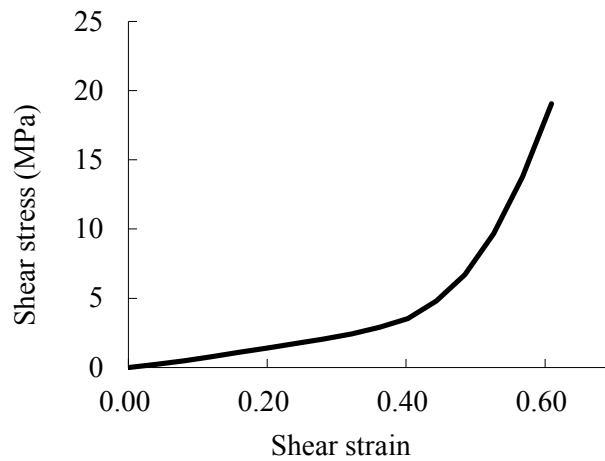
膜要素にシェル要素を付加する本提案マクロスケールモデルによりドライファブリックの面内異方性および各非線形特性に加え、面外の曲げ剛性とその方向依存性が表現可能となる。

3.2.3 面外曲げ剛性を考慮した材料モデル化検証

第 2 章のメゾスケールモデル解析より得られた引張，せん断および曲げの応力ひずみ特性をマクロスケールモデルに導入し，マクロスケールモデルを構築する。図 3.6 は膜要素に与える面内の各特性である。引張特性には 1 軸引張試験を，せん断特性には bias-extension 試験を模擬したメゾスケール解析から得られた特性を導入する。なお，図 3.6(b)は，メゾスケールモデル bias-extension 解析より式(2.3)，(2.4)にて算出されたせん断特性である。



(a) Tensile property



(b) Shear property

Fig.3.6 Material properties of the in-plane model for macro-scale model

表 3.1 は曲げ剛性の付加のためシェル要素に与える弾性定数および参照面移動距離 d である。なお、シェル要素の中立面からの距離 d には図 2.1 に示したドライファブリックの厚みの 10 倍の値を与えている。この場合、シェル要素の参照面を中立面として計算する場合と比較して約 1/4800 の弾性率をシェル要素に与えることで所定の曲げ剛性を表現できる。そのため、シェル要素がプレス成形中の面内挙動に与える影響は無視できるほど十分に小さくなると考える。

Table 3.1 Bending properties for the macro simulations model

Defined parameters on shell element			
Defined Young's modulus in shell	E^s	[MPa]	6.11
Defined shear modulus in shell	G^s	[MPa]	2.02
Offset distance from mid-surface	d	[mm]	2.4

マクロスケールモデルに、図 2.2(a)、図 2.3(b)、図 2.4(a)および(b)に示すメゾスケールモデルと同等の荷重境界条件を与え、得られる荷重変位特性をメゾスケールモデルによる解析結果と比較する。

図 3.7 は 1 軸引張変形を与えた際の荷重変形特性の比較である。マクロスケールモデルにてメゾスケールモデルと同等の引張特性が表現できているのがわかる。

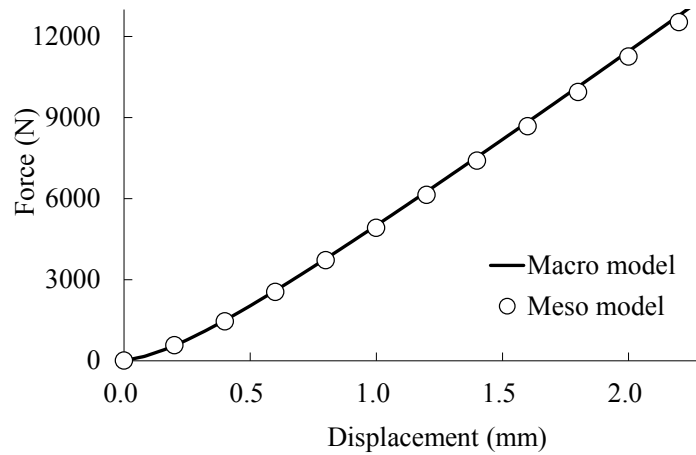


Fig.3.7 Comparison of responses to uniaxial tension between meso-scale and macro-scale models

図 3.8 は bias-extension 試験を模擬した変形を与えた際の荷重変形特性の比較である。せん断変形下でもマクロスケールモデルにてメゾスケールモデルと同等の荷重変位特性を表現できる。

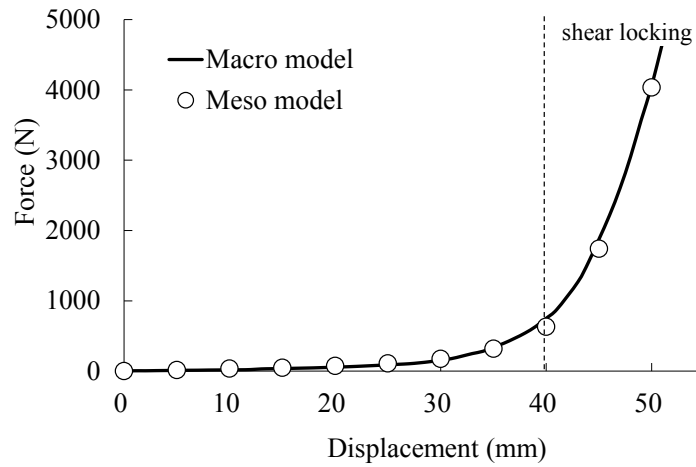


Fig.3.8 Comparison of responses to bias-extension between meso-scale and macro-scale models

さらに，図 3.9 は繊維束方向と繊維束 45°方向に曲げ変形を与えた際の荷重変形特性の比較である．マクロスケールモデルにてメゾスケールモデルと同等の曲げ剛性および曲げ剛性の方向依存性を表現できることを示している．

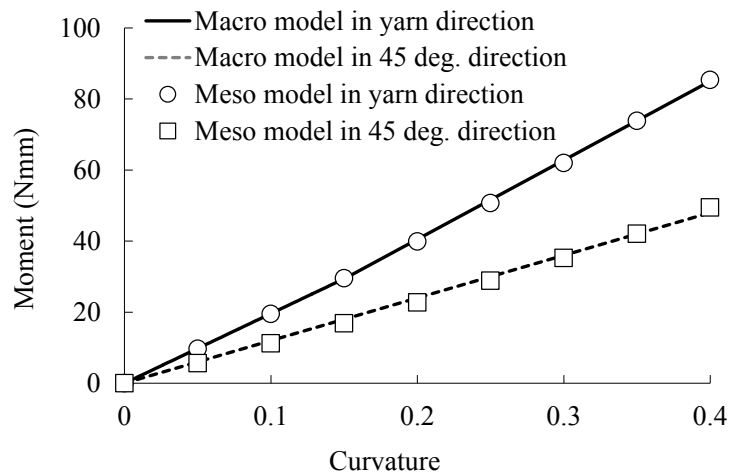


Fig.3.9 Comparison of responses to bending between meso-scale and macro-scale models

図 3.10 は，面内特性を表現する膜要素に面外曲げ剛性を表現するシェル要素を付加する本提案モデルの材料モデル構築の流れである．

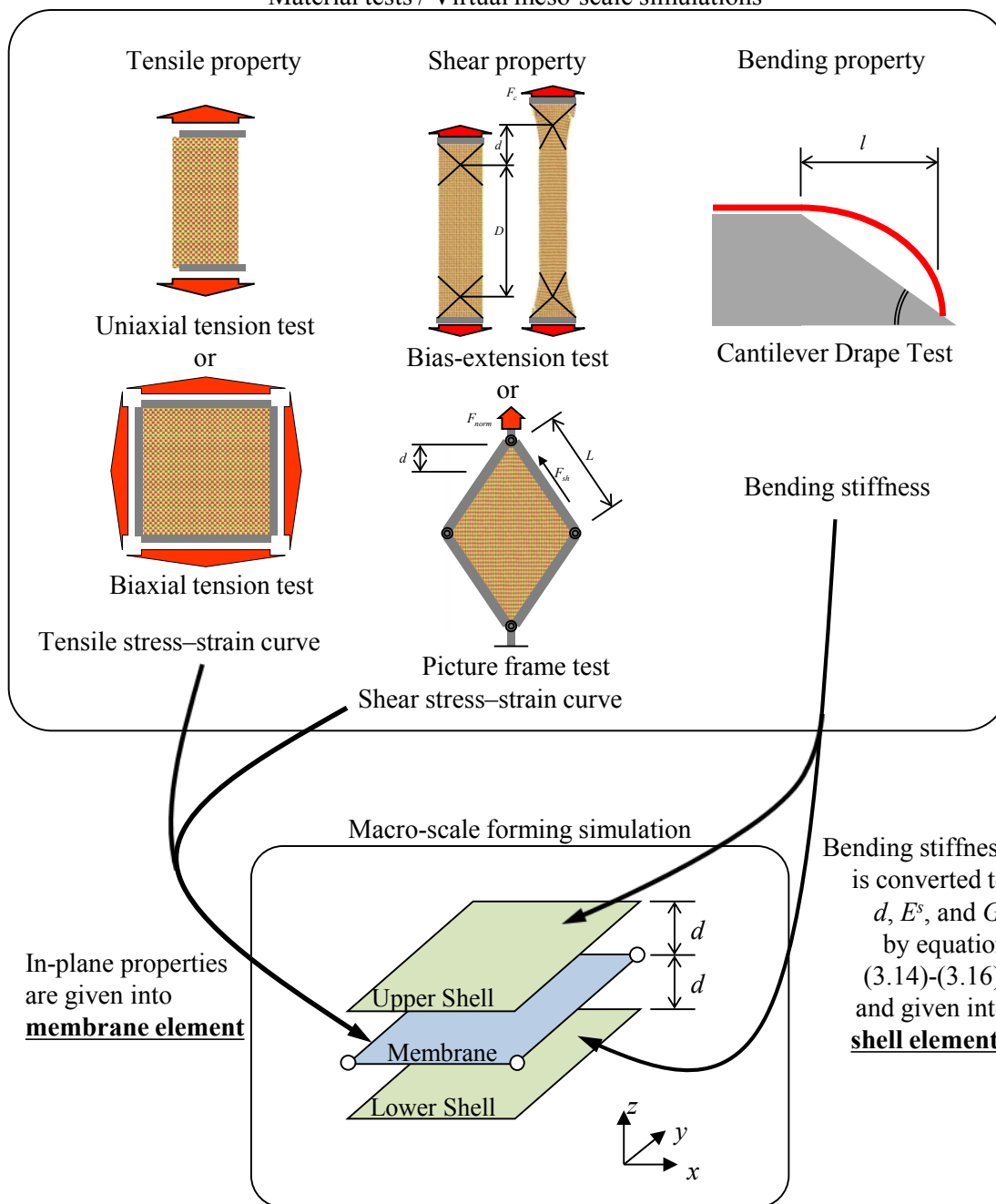


Fig.3.10 Flow of proposed macro-scale model building

3.2.4 メゾスケールモデルとマクロスケールモデルのプレス成形挙動比較

曲げ剛性を考慮する本提案マクロスケールモデルのプレス成形シミュレーションの予測精度を検証するため、メゾスケールモデルとマクロスケールモデルの両方で半球形状のプレス成形シミュレーションを行い、その結果を比較する。まず、しわの発生し易い条件にてマクロスケールモデルのしわの表現性を検証するため、図 3.11 に示すようにブランクホ

ルダールを用いずブランクコーナー四隅をダイに拘束する条件で半球形状パンチを 30mm 押し込む条件を与える。なお，メゾスケールモデルの解析結果が真の変形挙動を示しているものと仮定し検証を進める。マクロスケールモデルのブランク基材には 3.2.3 で同定した材料物性を与える。ブランク基材の要素長については要素長としわ形状を調査したパラメトリックスタディ解析にて要素長 2mm 以下であれば変化がないことを確認しているため，要素長は 2mm とする。

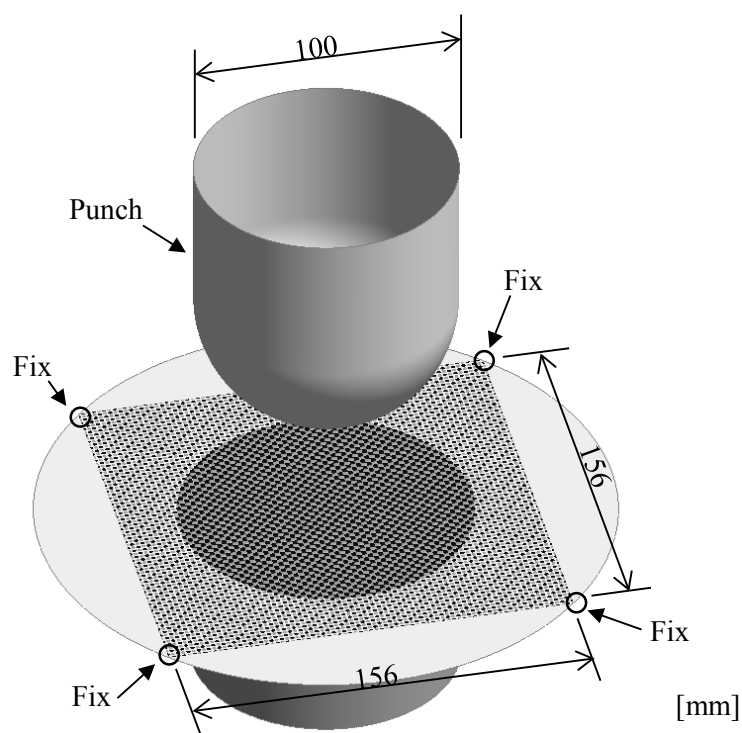
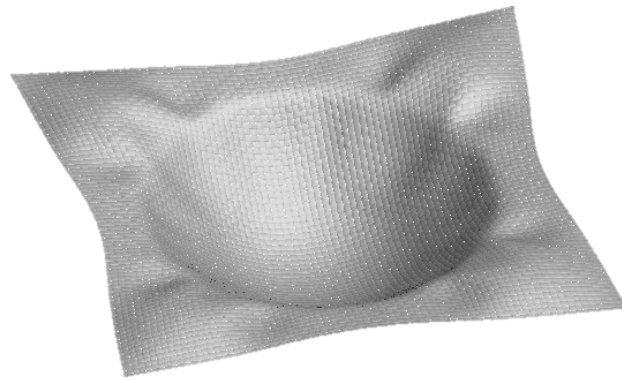
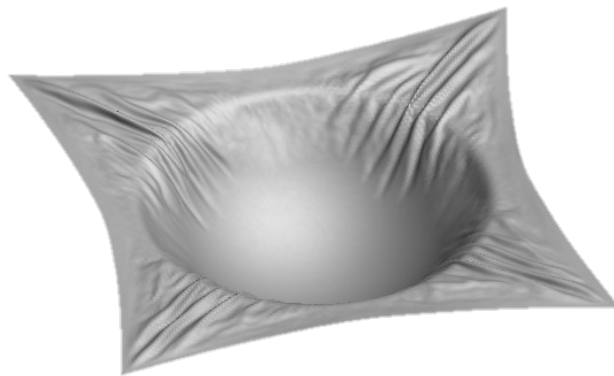


Fig3.11 Influence of the material properties on wrinkle in forming condition with a blank-holder

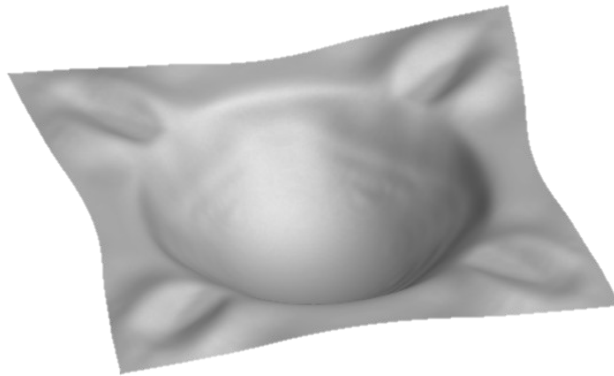
メゾスケールモデル解析では，図 3.12(a)に示すようにブランク対角のダイフェース部で大きなしわが生じる。一方，図 3.12(b)に示す面内の引張とせん断の異方性特性のみを考慮する膜要素を用いたマクロスケールモデルでは非常に多くの細かなしわが生じ，メゾスケールモデルのしわ発生状況と大きく異なっていることがわかる。図 3.12(c)は，面内の引張，せん断に加え，面外の曲げ剛性を考慮する本提案マクロスケールモデルの結果である。発生するしわのサイズも大きく，メゾスケールモデルに近いしわを表現できている。



(a) Meso-scale model



(b) Macro-scale model considering only tensile and shear



(c) Macro-scale model considering tensile, shear, and bending

Fig.3.12 Influence of material properties on wrinkles in forming condition without blank holder

次に面外の曲げ剛性を変数としたパラメトリックスタディ解析を行い、曲げ剛性がしわの再現性に与える影響を調査する。図 3.13 は、メゾスケールモデルから得た面外曲げ剛性を 1/10, 1/100, 1/1,000 した解析の結果である。曲げ剛性が小さい場合は、曲げ剛性を考慮しない膜要素の解析で見られたように波長の小さなしわが多く発生し、曲げ剛性が大きくなるとしわの波長が大きくなることが確認でき、曲げ剛性がしわ形状を予測するためには、曲げ剛性を正確に考慮することが重要であることがわかる。

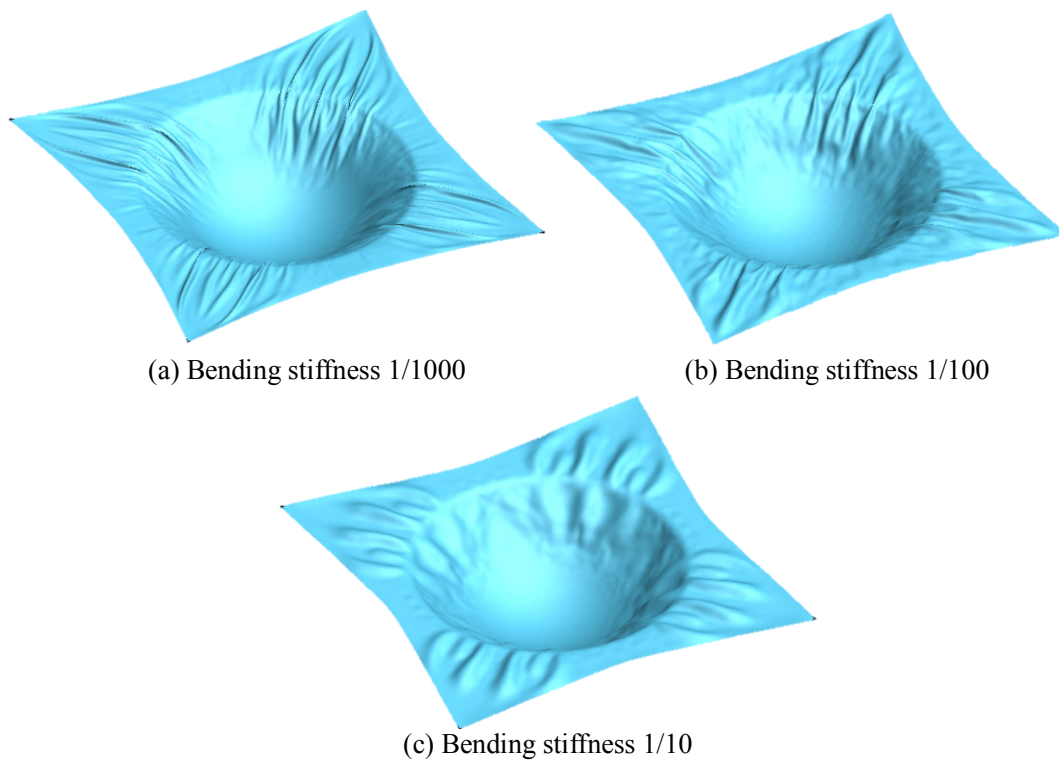


Fig.3.13 Influence of out-of-plane bending stiffness on wrinkles

面内の引張特性とせん断特性のみを考慮する従来モデルと面外の曲げ剛性まで考慮する本提案マクロスケールモデルのしわ発生状況をメゾスケールモデル解析結果と比較し、しわの状況をマクロスケールモデルで評価するには、面外の曲げ剛性を考慮した本提案モデルが有効であることを示せたものとする。

3.3 マクロスケールモデルにおける引張依存のせん断挙動の表現

膜要素とシェル要素を組み合わせた手法を用い、面内の異方性だけでなく面外の曲げ剛性を考慮可能なマクロスケールモデルを提案し、曲げ剛性の考慮がしわの評価に必要不可欠であることを明らかにした。その手法において、面内異方性の表現には簡単のため、Aimene, Boisse ら[35-37]と同様に各方向に独立なひずみエネルギー関数で扱う hyperelastic モデルを適用した。この手法は、ドライファブリックの面内の引張りおよびせん断の各特性を独立に取り扱うため、各方向の相互依存は考慮されない。しかし、2.2.4 のメゾスケールモデルを用いた解析で示したように、せん断挙動には繊維の引張状態の影響が大きく、picture frame 試験と bias-extension 試験では取得されるせん断特性は大きく異なる。そのため、hyperelastic モデルを適用して解析を行う場合、現象を表現できるせん断モデルを採択する必要がある。

そこで本節では、ドライファブリックのプレス成形において特に重要なせん断挙動の引張依存性に着目し、プレス成形における代表的な成形不良であるしわの評価にせん断特性

が与える影響を検証する。さらに、繊維束の引張状態により変化するせん断特性の変化を考慮可能なプレス成形シミュレーションモデルを構築し、その有効性を確認する。

3.3.1 せん断特性がプレス成形挙動に与える影響

せん断特性がプレス成形挙動に及ぼす影響を確認するため、3.2節で提案したマクロスケールモデルを用い、半球形状のプレス成形シミュレーションを実施する。このとき、面内挙動を表現する hyperelastic モデルのせん断特性には、2.2節で行ったメゾスケールモデルの picture frame 試験および bias-extension 試験を模擬した解析より得たせん断特性をそれぞれ与え、解析結果を比較する。なお、面内引張特性および面外の曲げ剛性もせん断特性と同様にメゾスケールモデルを利用した解析から得た物性値を与える。

まず、繊維束にほとんど引張りが生じない条件として、図 3.11 に示すブランクホルダーを用いず、ブランクコーナー四隅をダイに拘束し半球形状のパンチを 30mm 押し込む条件にてプレス成形シミュレーションを行う。この場合、図 3.14(a)に示すように bias-extension 試験より得たせん断特性を用いた解析では、四隅のダイフェース部分に大きな周期のしわの発生することが確認できる。一方、図 3.14(b)に示すように picture frame 試験より得たせん断特性を用いた解析では、bias-extension 試験より得たせん断特性を用いた解析結果に対して、より明確なしわが生じることがわかる。

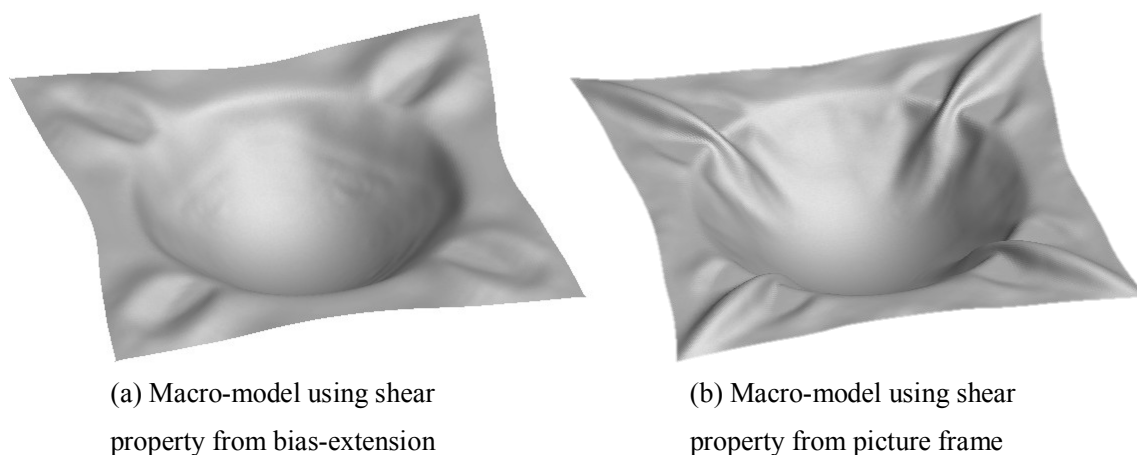


Fig.3.14 Comparison of deformations without a blank-holder

次に、図 3.15 に示すように繊維束が引張状態にてプレス成形される条件として、ブランクホルダーを用い、ブランクに張力を与えしわの発生を抑制し半球形状のパンチをより深く 50mm まで押し込む条件にてプレス成形シミュレーションを行う。

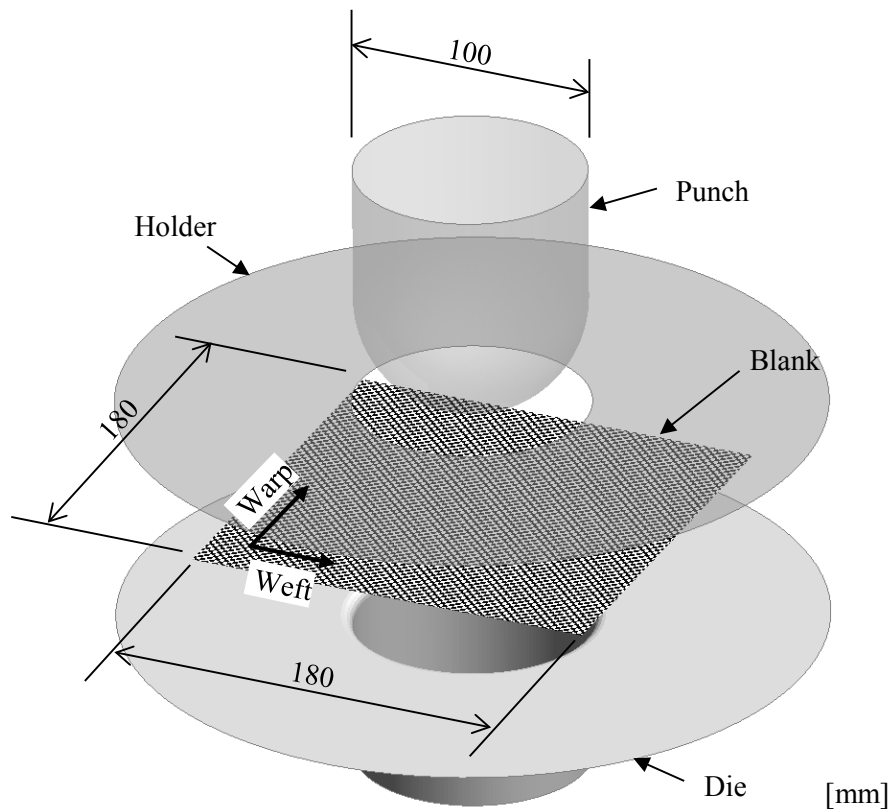
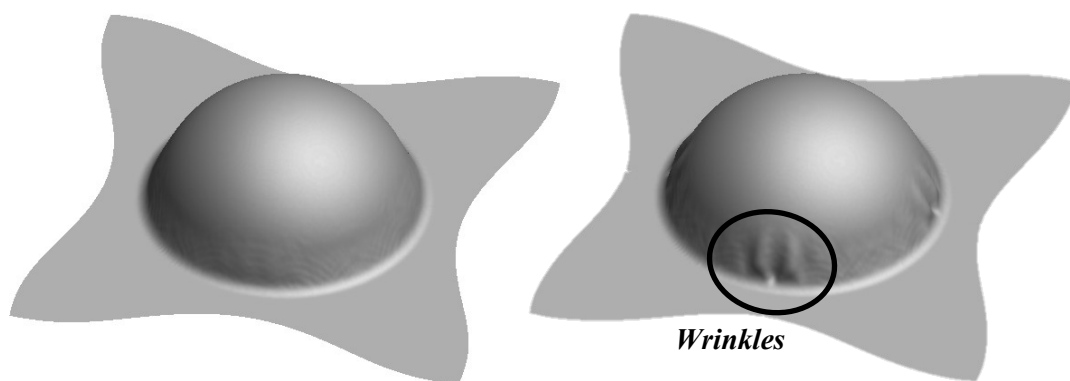


Fig.3.15 FE simulations of macro-model with blank-holder

3.16(a)に示すように bias-extension 試験より得たせん断特性を用いた解析ではしわは生じない結果となるが, 図 3.16(a)に示す picture frame 試験より得たせん断特性を用いた解析ではしわが生じる結果となる.



(a) Macro-model using shear property from bias-extension

(b) Macro-model using shear property from picture frame

Fig.3.16 Comparison of deformations with a blank-holder

このように計算時間の短縮を図ったマクロスケール FE モデルにおいても、面内特性の表現に適用した従来の hyperelastic モデルでは各方向の相互依存性が考慮されていないため、境界条件により異なる繊維束の引張状態に依存して変化するせん断特性を表現できるモデルが必要であることが明らかとなった。

3.3.2 引張依存のせん断挙動を考慮したマイクロメカニカルモデル

2.2.3 でメゾスケールモデルを用いた解析により繊維束方向の引張状態がせん断特性に与える影響が非常に大きいこと、また 3.3.1 で従来の各方向の相互依存を考慮しない hyperelastic モデルを面内特性の表現に用いた解析では、様々な境界条件に汎用的に対応するのが難しいことを示した。面内特性の表現に各方向を独立のトラス要素で表現する離散モデル[25-28]を用いても同様に様々な境界条件に汎用的に対応困難なことは明らかである。メゾスケールモデルを用いれば、正確にせん断特性の引張依存など各方向の相互依存の挙動を表現できるが、計算コストが大幅に増加する問題がある。

そこで本研究では、図 3.17 に示す RVC を仮定して平均応力を計算する Ivanov ら[79]が提案するマイクロメカニカルモデルをプレス成形シミュレーションに適用することで、この問題の解決を試みる。Ivanov らは軍用防弾チョッキや飛行機のジェットエンジンの防護ジャケットの耐衝撃性を正確に解析するために、ドライファブリックのせん断変形時の繊維束間の摩擦により生じるエネルギー散逸を正確に考慮するモデルとして、繊維束の面外うねり角度と繊維束に作用する引張力から繊維束交差点の面外方向の接触荷重を幾何学的に計算し、繊維束の回転抵抗に付加するマイクロメカニカルモデルを提案している。

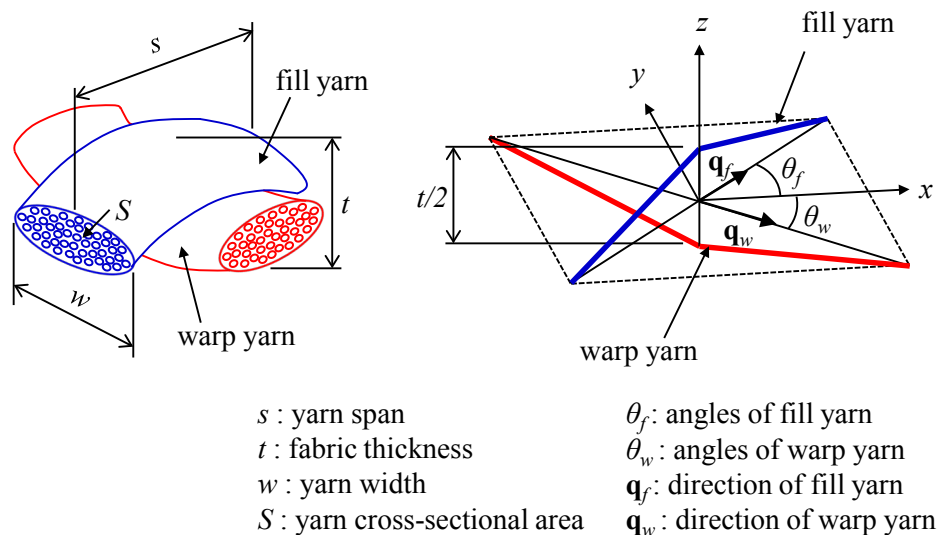


Fig.3.17 Representative volume cell (RVC) of micromechanical model [79]

本マイクロメカニカルモデルでは繊維束の材料特性は直交異方性弾性体とし、その物性

値のほか、繊維束の幅、厚み、断面積および縦糸と横糸の交差角度などの織構造情報やせん断ロック角度を材料入力情報として定義する。なお、本モデルはせん断変形時の繊維束の方向変化と繊維束間の接触による相互作用を考慮しドライファブリックのマクロ特性を表現することに主眼を置いたため、変形中の繊維束の断面変化は無視し、その断面積は一定と扱う。なお、解析は汎用有限要素法コード LS-DYNA[86]を用いた。

ドライファブリックの面内せん断においてせん断ロック角までは、繊維束は相対的なずれにより面内に回転する。このせん断ロックを判定するため図 3.17 に示す繊維束の面内方向ベクトル \mathbf{q}_f , \mathbf{q}_w を定め、各計算ステップで履歴変数として保持する。なお、添え字の f , w は横糸 (fill yarn), 縦糸 (warp yarn) を示す。それぞれこの方向ベクトルは変形勾配テンソル \mathbf{F} を用いて逐次アップデートされる。図 3.17 に示す θ_f , θ_w は横糸と縦糸の面内角度であり、それぞれ初期角度は 45° , -45° をとる。また定義した角度に達すると要素がせん断ロックしたと判定される。

Ivanov らが提案する本マイクロメカニカルモデルの RVC の平均応力の計算手順を以下に示す。

1) 繊維束の面内回転とひずみ成分の座標変換

ドライファブリックの面内せん断においてせん断ロック角までは、繊維束は相対的なずれにより面内に回転する。このせん断ロックを判定するため、 n ステップにおける図 3.17 に示す繊維束の面内方向ベクトル \mathbf{q}_f , \mathbf{q}_w を式 (3.17) のように定め、各計算ステップで履歴変数として保持する。

この方向ベクトルは $n+1$ ステップにおいて、それぞれ式 (3.18) に示すように、増分形式で定義した n ステップ目の変形勾配テンソル \mathbf{F} を用いて逐次アップデートされる。図 3.17 に示す θ_f , θ_w は横糸と縦糸の面内角度であり、それぞれ初期角度は 45° , -45° をとる。また定義した角度に達すると要素がせん断ロックしたと判定される。

$$\mathbf{q}_f^{(n)} = \left\{ \cos \theta_f^{(n)} \quad \sin \theta_f^{(n)} \right\}^T, \quad \mathbf{q}_w^{(n)} = \left\{ \cos \theta_w^{(n)} \quad \sin \theta_w^{(n)} \right\}^T \quad (3.17)$$

$$\mathbf{q}_f^{(n+1)} = \mathbf{F}^{(n)} \mathbf{q}_f^{(n)}, \quad \mathbf{q}_w^{(n+1)} = \mathbf{F}^{(n)} \mathbf{q}_w^{(n)} \quad (3.18)$$

ここで、 n ステップ目の \mathbf{F} は、Green 変形テンソル \mathbf{G} の特異値分解により、RVC 座標系におけるひずみ増分テンソル $\Delta \boldsymbol{\varepsilon}$ から式 (3.19) で表せるとする[102]。

$$\mathbf{F}^{(n)T} \mathbf{F}^{(n)} = \mathbf{I} + 2\Delta \boldsymbol{\varepsilon}^{(n)} = \mathbf{G}^{(n)} = \mathbf{Q}^{(n)T} \mathbf{D}^{(n)} \mathbf{Q}^{(n)} \quad (3.19)$$

ここで、 \mathbf{I} は 2 行 2 列の単位テンソルであり、 \mathbf{Q} は直交テンソル、 \mathbf{D} は対角テンソル

ルである。また、 \mathbf{G} はひずみの増分 $\Delta\epsilon_x$, $\Delta\epsilon_y$, $\Delta\epsilon_{xy}$ から式 (3.20) で構成される。

$$\mathbf{G}^{(n)} = \begin{Bmatrix} 1 + 2\Delta\epsilon_x^{(n)} & \Delta\epsilon_{xy}^{(n)} \\ \Delta\epsilon_{xy}^{(n)} & 1 + 2\Delta\epsilon_y^{(n)} \end{Bmatrix} \quad (3.20)$$

つまり、 \mathbf{F} は \mathbf{G} の特異値分解により次式にて表すことができる。

$$\mathbf{F}^{(n)} = \mathbf{Q}^{(n)T} \sqrt{\mathbf{D}^{(n)}} \mathbf{Q}^{(n)} \quad (3.20)$$

式 (3.20) により計算ステップ毎に \mathbf{F} を求めるのは計算負荷が大きいですが、増分形式で考えるため、ひずみ増分は微小と仮定すれば、 \mathbf{F} は次式で近似できる。

$$\mathbf{F}^{(n)} = (\mathbf{I} + 2\Delta\boldsymbol{\epsilon}^{(n)})^{1/2} \approx \mathbf{I} + \Delta\boldsymbol{\epsilon}^{(n)} = \begin{Bmatrix} 1 + \Delta\epsilon_x^{(n)} & \frac{\Delta\epsilon_{xy}^{(n)}}{2} \\ \frac{\Delta\epsilon_{xy}^{(n)}}{2} & 1 + \Delta\epsilon_y^{(n)} \end{Bmatrix} \quad (3.21)$$

ひずみ増分が十分に小さければ上記の \mathbf{F} の近似は成立するが、本研究では陽解法を用いるため、クーラン条件による計算時間増分の制約を受け、計算ステップ間隔は非常に小さくなる。そのため、ひずみ増分は、上記近似を満足するのに十分に小さいと考える。

RVC 座標系におけるひずみ増分成分 $\Delta\boldsymbol{\epsilon}$ は座標変換テンソル $\mathbf{T}_f(\theta_f)$, $\mathbf{T}_w(\theta_w)$ により z 軸周りに θ_f , θ_w の角度分座標変換され、繊維束の材料軸におけるひずみ増分成分 $\Delta\boldsymbol{\epsilon}_f$, $\Delta\boldsymbol{\epsilon}_w$ に変換される。

$$\Delta\boldsymbol{\epsilon}_f^{(n)} = \mathbf{T}_f(\theta_f) \cdot \Delta\boldsymbol{\epsilon}^{(n)} \cdot \mathbf{T}_f^T(\theta_f), \quad \Delta\boldsymbol{\epsilon}_w^{(n)} = \mathbf{T}_w(\theta_w) \cdot \Delta\boldsymbol{\epsilon}^{(n)} \cdot \mathbf{T}_w^T(\theta_w) \quad (3.22)$$

2) 織構造の形状変化の計算

次に、繊維束同士の接触摩擦による回転抵抗を求めるため、織構造の形状変化を計算する。時間積分に中心差分法を用いる場合、図 3.18 に示す $n+1/2$ ステップ目の RVC の縦糸（上部）、横糸（下部）の繊維束を単純化した幾何学的構造を考える。

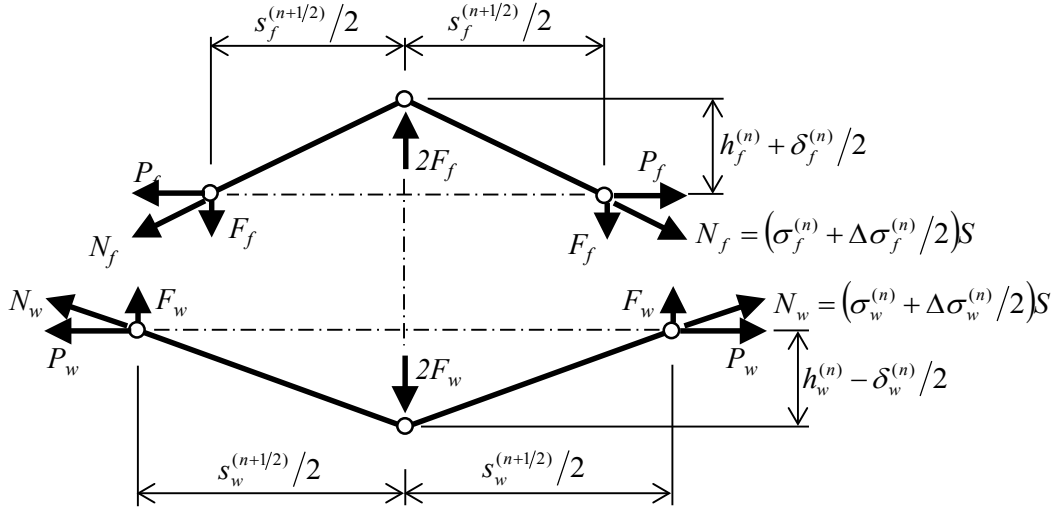


Fig.3.18 Equilibrium of the vertical components of yarn forces [79]

まず，式 (3.23) と式 (3.24) で表される $n+1/2$ ステップ， n ステップの繊維束の伸び Λ を履歴変数として保持する．

$$\Lambda_f^{(n+1/2)} = \Lambda_f^{(n)} \lambda_f^{(n+1/2)}, \quad \Lambda_w^{(n+1/2)} = \Lambda_w^{(n)} \lambda_w^{(n+1/2)} \quad (3.23)$$

$$\Lambda_f^{(n+1)} = \Lambda_f^{(n)} \lambda_f^{(n+1)}, \quad \Lambda_w^{(n+1)} = \Lambda_w^{(n)} \lambda_w^{(n+1)} \quad (3.24)$$

ここで， λ は繊維束の伸び率を示し，式 (3.22) で繊維束座標に変換されたひずみにより，次式で表される．

$$\lambda_f^{(n+1/2)} = \sqrt{1 + \Delta \varepsilon_{f11}^{(n)}} \approx 1 + \frac{\Delta \varepsilon_{f11}^{(n)}}{2}, \quad \lambda_w^{(n+1/2)} = \sqrt{1 + \Delta \varepsilon_{w11}^{(n)}} \approx 1 + \frac{\Delta \varepsilon_{w11}^{(n)}}{2} \quad (3.25)$$

$$\lambda_f^{(n+1)} = \sqrt{1 + 2\Delta \varepsilon_{f11}^{(n)}} \approx 1 + \Delta \varepsilon_{f11}^{(n)}, \quad \lambda_w^{(n+1)} = \sqrt{1 + 2\Delta \varepsilon_{w11}^{(n)}} \approx 1 + \Delta \varepsilon_{w11}^{(n)} \quad (3.26)$$

また， $n+1/2$ ステップ， n ステップの縦糸，横糸の繊維束間隔 s_f ， s_w および繊維束を模擬したバーの直線長さ L_f ， L_w は次式にて表される．

$$s_f^{(n+1/2)} = \Lambda_f^{(n+1/2)} s, \quad s_w^{(n+1/2)} = \Lambda_w^{(n+1/2)} s \quad (3.27)$$

$$s_f^{(n+1)} = \Lambda_f^{(n+1)} s, \quad s_w^{(n+1)} = \Lambda_w^{(n+1)} s \quad (3.28)$$

$$L_f^{(n+1/2)} = \sqrt{\left(\frac{s_f^{(n+1/2)}}{2}\right)^2 + \left(h_f^{(n)} + \frac{\delta^{(n)}}{2}\right)^2}, \quad L_w^{(n+1/2)} = \sqrt{\left(\frac{s_w^{(n+1/2)}}{2}\right)^2 - \left(h_w^{(n)} + \frac{\delta^{(n)}}{2}\right)^2} \quad (3.29)$$

$$L_f^{(n+1)} = \sqrt{\left(\frac{s_f^{(n+1)}}{2}\right)^2 + \left(h_f^{(n)} + \delta^{(n)}\right)^2}, \quad L_w^{(n+1)} = \sqrt{\left(\frac{s_w^{(n+1)}}{2}\right)^2 - \left(h_w^{(n)} + \delta^{(n)}\right)^2} \quad (3.30)$$

繊維束荷重の垂直成分 F_f , F_w は式 (3.31) および式 (3.32) により表すことができ、また、面外方向における力のつり合いを考えれば、式 (3.33) が成立する。

$$F_f = \frac{h_f^{(n)} + (\delta^{(n)}/2)}{L_f^{(n+1/2)}} N_f = \frac{h_f^{(n)} + (\delta^{(n)}/2)}{L_f^{(n+1/2)}} \left(\sigma_f^{(n)} + \frac{\Delta \sigma_f^{(n)}}{2} \right) S \quad (3.31)$$

$$F_w = \frac{h_w^{(n)} - (\delta^{(n)}/2)}{L_w^{(n+1/2)}} N_w = \frac{h_w^{(n)} - (\delta^{(n)}/2)}{L_w^{(n+1/2)}} \left(\sigma_w^{(n)} + \frac{\Delta \sigma_w^{(n)}}{2} \right) S \quad (3.32)$$

$$2F_f = 2F_w \quad (3.33)$$

ここで、 h_f , h_w は繊維束のうねりによる厚み方向の高さを表す。また、 $\delta^{(n)}$ はその増分である。 N_f , N_w は繊維束の引張荷重であり、繊維束の繊維直交方向およびせん断の応力成分は繊維方向の応力と比較して非常に小さいとして繊維方向直応力のみを考慮し、繊維束の断面積 S との積で求められる。

σ_f , σ_w は繊維束の繊維方向の応力であり、繊維束の繊維方向弾性係数、 E_{y11} により、その応力増分は次式にて表される。

$$\Delta \sigma_f^{(n)} = E_{y11} \Delta \varepsilon_f^{(n)}, \quad \Delta \sigma_w^{(n)} = E_{y11} \Delta \varepsilon_w^{(n)} \quad (3.34)$$

また、 $\Delta \varepsilon_f$, $\Delta \varepsilon_w$ は繊維束の繊維方向のひずみ増分であり、次式にて表される。

$$\Delta \varepsilon_f^{(n)} = \frac{L_f^{(n+1)} - L_f^{(n)}}{L}, \quad \Delta \varepsilon_w^{(n)} = \frac{L_w^{(n+1)} - L_w^{(n)}}{L} \quad (3.35)$$

L は繊維束を模擬したバーの初期の直線長さであり，次式で表される．

$$L = \sqrt{\left(\frac{s}{2}\right)^2 + \left(\frac{t}{4}\right)^2} \quad (3.36)$$

式 (3.33) に式 (3.29)，式 (3.30)，式 (3.34) および式 (3.35) を代入して整理すると，式 (3.37) が得られ，これを Newton-Raphson 法により解くことで $\delta^{(n)}$ が求められる．

$$\begin{aligned} & (\delta^{(n)} + 2h_f^{(n)}) \sqrt{(\delta^{(n)} - 2h_w^{(n)})^2 + (s_w^{(n+1/2)})^2} \\ & \times \left(2\sigma_f^{(n)} L + E_{y11} \left[\sqrt{(\delta^{(n)} + h_f^{(n)})^2 + \left(\frac{s_f^{(n+1)}}{2}\right)^2} - L_f^{(n)} \right] \right) \\ & + (\delta^{(n)} - 2h_w^{(n)}) \sqrt{(\delta^{(n)} + 2h_f^{(n)})^2 + (s_f^{(n+1/2)})^2} \\ & \times \left(2\sigma_w^{(n)} L + E_{y11} \left[\sqrt{(\delta^{(n)} - h_w^{(n)})^2 + \left(\frac{s_w^{(n+1)}}{2}\right)^2} - L_w^{(n)} \right] \right) = 0 \end{aligned} \quad (3.37)$$

3) RVC の平均応力を計算

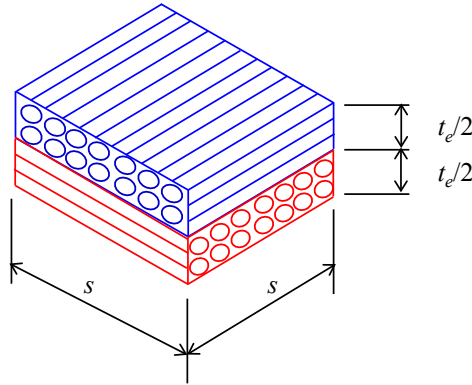


Fig.3.19 Smear RVC oriented in yarn direction [79]

図 3.19 に示すように RVC の縦糸と横糸を簡略化した構造を考え，繊維束の材料座標におけるひずみ増分から，繊維束の各応力成分を式 (3.40) ～ (3.42) にて表す．

$$\sigma_{f11}^{(n+1)} = \sigma_{f11}^{(n)} + \frac{2\Delta\sigma_f^{(n)}S}{st_e}, \quad \sigma_{w11}^{(n+1)} = \sigma_{w11}^{(n)} + \frac{2\Delta\sigma_w^{(n)}S}{st_e} \quad (3.40)$$

$$\sigma_{f22}^{(n+1)} = \sigma_{f22}^{(n)} + \alpha E_{y22} \Delta\varepsilon_{f22}^{(n)}, \quad \sigma_{w22}^{(n+1)} = \sigma_{w22}^{(n)} + \alpha E_{y22} \Delta\varepsilon_{w22}^{(n)} \quad (3.41)$$

$$\sigma_{f12}^{(n+1)} = \sigma_{f12}^{(n)} + \alpha G_{y12} \Delta\varepsilon_{f12}^{(n)}, \quad \sigma_{w12}^{(n+1)} = \sigma_{w12}^{(n)} + \alpha G_{y12} \Delta\varepsilon_{w12}^{(n)} \quad (3.42)$$

ここで、 $\Delta\sigma_{f11}$ 、 $\Delta\sigma_{f22}$ 、 $\Delta\sigma_{f12}$ および $\Delta\sigma_{w11}$ 、 $\Delta\sigma_{w22}$ 、 $\Delta\sigma_{w12}$ はそれぞれ縦糸、横糸の繊維束の繊維方向、繊維直交方向の直応力とせん断応力の増分である。また、 E_{y11} 、 E_{y22} 、 G_{y12} は繊維束の繊維方向弾性係数、繊維直交方向の弾性係数、せん断弾性率である。 s 、 t_e はそれぞれ繊維束の間隔、有効厚さ（ドライファブリックの面密度を繊維束の質量密度で除した得る値）である。また、スケールファクター α は繊維束の回転ずれによる効果を考慮表す係数で、せん断ロッキング以前は繊維束同士の横方向の接触が生じず、繊維束横方向の圧縮変形もないと仮定し、 α は 0 の値をとり、ロッキング以降は 1 の値をとる。この α を用いるのは、繊維基材は、面内せん断変形に対し、せん断ロッキングに至るまでは繊維束が相対的なずれにより面内に回転するため、繊維束の横方向の変形が生じない。そのため、本マイクロメカニカルモデルにおいて、せん断ロッキングに至るまで繊維束の繊維直交方向の圧縮変形やせん断変形はない仮定に基づいている。

式 (3.40) ~ (3.42) で計算された横糸および縦糸の各繊維束の応力成分は次式で RVC 座標における応力 $\bar{\sigma}_f$ 、 $\bar{\sigma}_w$ に変換される。

$$\bar{\sigma}_f = \mathbf{T}_f^T(\theta_f) \cdot \sigma_f \cdot \mathbf{T}_f(\theta_f), \quad \bar{\sigma}_w = \mathbf{T}_w^T(\theta_w) \cdot \sigma_w \cdot \mathbf{T}_w(\theta_w) \quad (3.43)$$

さらに、図 3.20 に示すように繊維束が平面的に交差する状態を仮定し、式(3.31) および式 (3.32) の垂直方向接触力が交差面積 A に一定圧力で作用すると仮定すれば、接触摩擦によるモーメントは次式により表せる。

$$M = \nu \langle \sigma_c \rangle \int_A r dA = 2\nu \frac{\langle F_f \rangle}{A} \int_A r dA \quad (3.44)$$

ここで、 ν は繊維束間の摩擦係数、 $\langle \rangle$ は Macauley のカッコ、 r は RVC 中心座標からの距離である。また、 A は次式にて表される。

$$A = \frac{w^2}{\sin(2\theta)} \quad (3.45)$$

断面二次極モーメント I_w は次式にて表される[103].

$$I_w = \int_A r dA = \frac{1}{12} w^3 \left(\log \frac{\tan(45^\circ + (\theta/2))}{\tan(\theta/2)} + \frac{\cos \theta}{\sin^2 \theta} + \frac{\sin \theta}{\cos^2 \theta} \right) \quad (3.46)$$

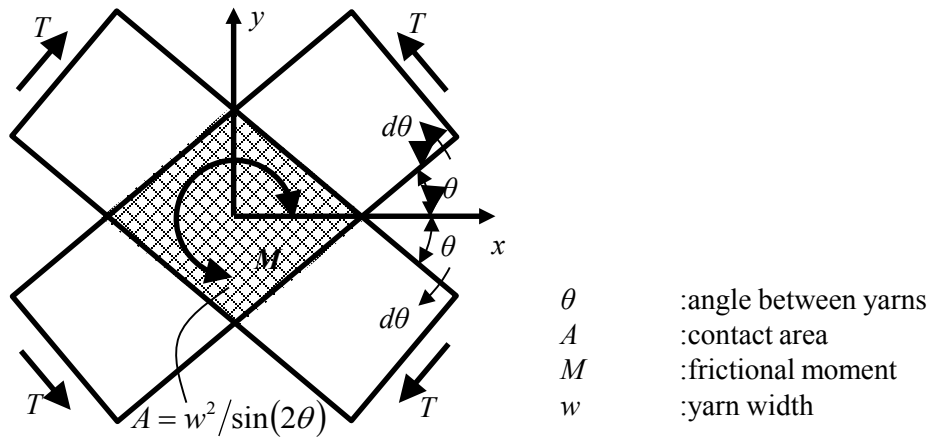


Fig.3.20 Rotational friction [79]

接触摩擦による応力成分 $\hat{\sigma}_x$, $\hat{\sigma}_y$ は次式で表せる.

$$\hat{\sigma}_x = -\frac{2T \sin \theta \operatorname{sgn}(d\theta)}{st_e} = -\frac{2M \sin \theta \operatorname{sgn}(d\theta)}{s^2 t_e} \quad (3.47)$$

$$\hat{\sigma}_y = \frac{2T \cos \theta \operatorname{sgn}(d\theta)}{st_e} = \frac{2M \cos \theta \operatorname{sgn}(d\theta)}{s^2 t_e} \quad (3.48)$$

本マイクロメカニカルモデルの RVC 座標における平均応力 σ_x , σ_y , σ_{xy} は最終的に, 繊維束の応力成分と摩擦による応力成分を足し合わせ次式のように表される.

$$\sigma_x = \frac{\bar{\sigma}_{fx} + \bar{\sigma}_{wxx}}{2} + \hat{\sigma}_x \quad (3.49)$$

$$\sigma_y = \frac{\bar{\sigma}_{fy} + \bar{\sigma}_{wyy}}{2} + \hat{\sigma}_y \quad (3.50)$$

$$\sigma_{xy} = \frac{\bar{\sigma}_{fxy} + \bar{\sigma}_{wxy}}{2} \quad (3.51)$$

式 (3.49) ~ (3.51) から明らかなように本マイクロメカニカルモデルは膜要素を想定して構築しており、ドライファブリックのプレス成形シミュレーションにおける正確なしわ評価にせん断特性とともに重要な曲げ剛性が考慮されていない。これに対し、3.2 節で提案した膜要素にシェル要素を付加する手法を加え、膜要素にマイクロメカニカルモデルを用い面内の挙動表現をし、シェル要素を用いて曲げ剛性を付加することで、曲げ剛性の問題を解決する。

図 3.21 は、面内特性を表現する膜要素にマイクロメカニカルモデルを用い、面外曲げ剛性を表現するシェル要素を付加する本提案モデルの材料モデル構築の流れである。

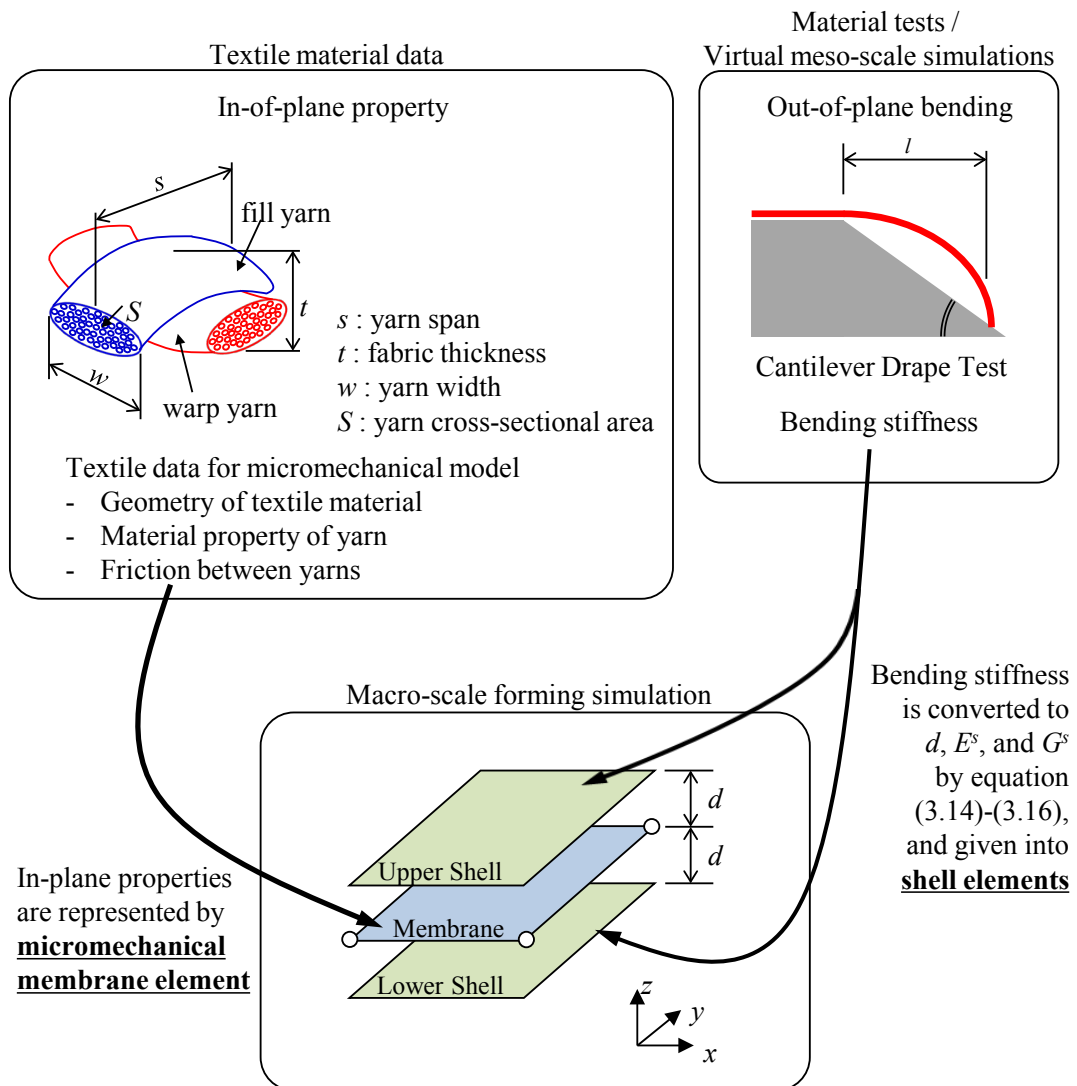


Fig.3.21 Model building flow of proposed macro-scale model with micromechanical model

3.3.3 マイクロメカニカルモデルのせん断挙動検証

図 3.22 に示すメゾスケールモデルを用いて、繊維束一束あたりにそれぞれ 10N, 20N, 40N の引張荷重を負荷した状態で面内にモーメント荷重を負荷し、せん断変形を与える解析を行う。なお、繊維束間の相互作用は接触計算とクーロン摩擦モデルにより解析する。メゾスケールモデルと試験の整合性を検証した文献[69, 85]では、摩擦係数は 0.2 から 0.3 の値が用いられることから、本解析ではせん断挙動に対し最も大きな力が作用すると考えられる摩擦係数 0.3 を用いる。表 3.2 はマイクロメカニカルモデルに与える条件である。

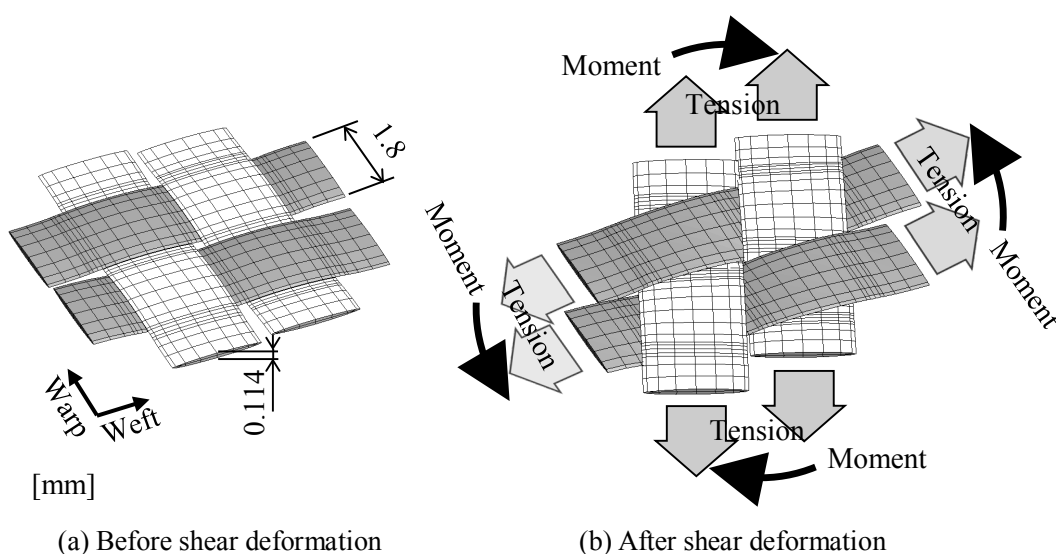


Fig.3.22 Meso-scale model to verify the tensile dependent shear behavior

Table 3.2 Material parameters for textile micromechanical model

Yarn span	s	[mm]	2.0
Textile thickness	t	[mm]	0.24
Yarn width	w	[mm]	1.7
Yarn cross-sectional area	S	[mm ²]	0.15
Longitudinal Young's modulus	E_{y11}	[MPa]	17,400
Transverse Young's modulus	E_{y22}	[MPa]	11.0
Longitudinal shear modulus	G_{y12}	[MPa]	1.0
Shear locking angle	θ_{lock}	[°]	32.0
Friction coefficient	ν	[-]	0.3

また、メゾスケールモデルの解析結果が真のせん断特性を示すと仮定し、以下の解析を実施する。すなわち、同じ境界条件の下でマイクロメカニカルモデルを用いた解析結果とメゾスケールモデル解析結果を比較することでマイクロメカニカルモデルの引張依存のせん断挙動を検証する。

せん断挙動を検証する。図 3.23 は、メゾスケールモデルおよびマイクロメカニカルモデルの負荷モーメントと変形角より算出したせん断応力-せん断ひずみの関係の比較結果である。また、picture frame 試験と bias-extension 試験を模擬したメゾスケールモデル解析より得たせん断特性を合わせて示す。本マイクロメカニカルモデルが、繊維束方向の引張荷重を変化させた各状態において、メゾスケールモデル同様にせん断剛性が引張荷重の増大と共に増加する挙動をよく表現できることがわかる。

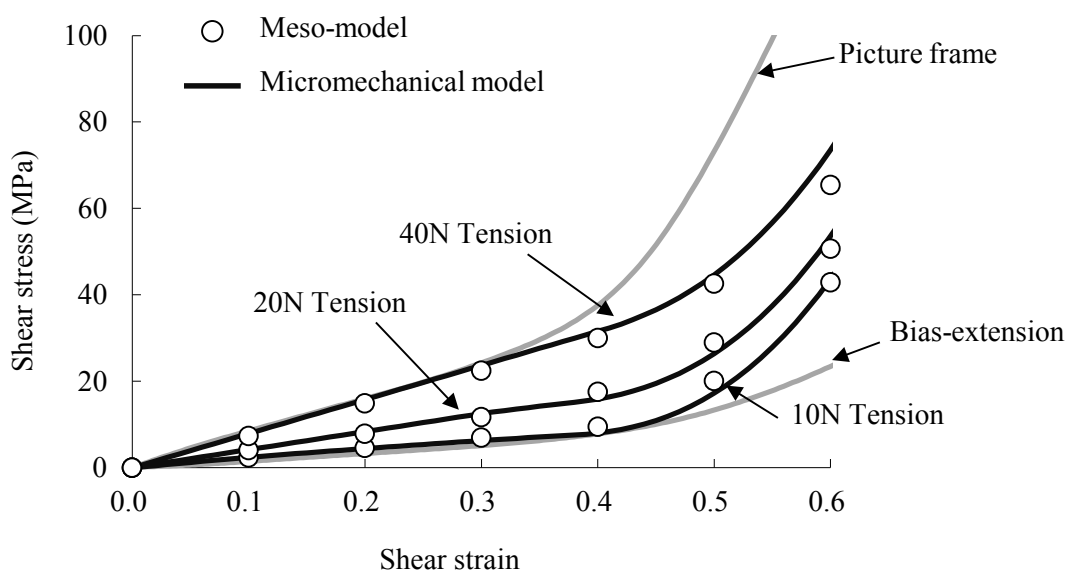


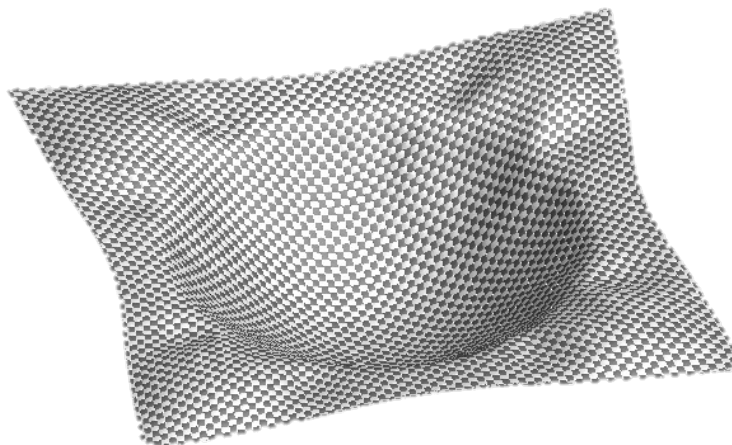
Fig.3.23 Shear responses under various tensile loads

3.3.4 プレス成形シミュレーションへの適用検証

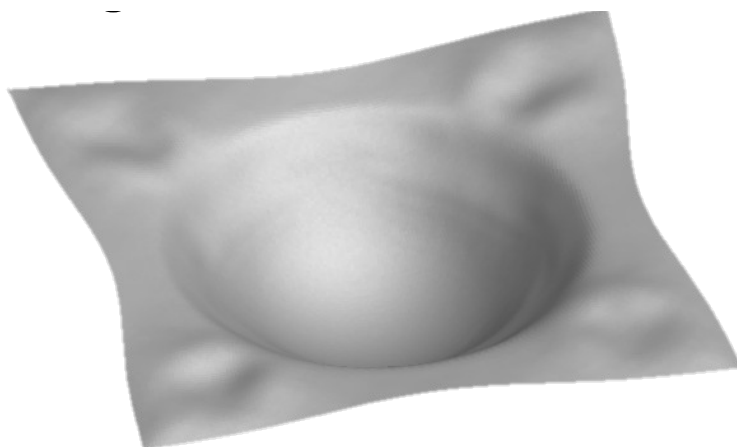
膜要素にシェル要素を組み合わせた手法を用い、従来の hyperelastic モデルを与えた膜要素に替えて、せん断特性の引張依存性を考慮するマイクロメカニカルモデルを適用し、3.3.1で行った解析と同様にブランクホルダーを用いない場合と用いた場合の半球形状のプレス成形シミュレーションを行う。さらに同様の条件で解析したメゾスケールモデルの結果を比較することで、本手法の有効性を検証する。なお、メゾスケールモデルの解析結果が真のしわの発生状況を示しているものと仮定し検証を進める。

図 3.24 は、図 3.11 に示した繊維束に張力が作用しない状態で成形されるブランクホルダーを用いない条件で行った解析結果である。この場合、hyperelastic モデルを用いた解析では picture frame 試験より得たせん断特性を入力した解析結果には非常に多くのしわが発生しており、bias-extension 試験の特性を入力した解析結果が図 3.24(a)のメゾスケールモデルとよく一致していることがわかる。この条件下は繊維束方向の引張りはほとんど発生しないため、せん断剛性はブランクホルダーを用いた条件より小さくなる。本マイクロメカニカルモデルを用いれば、図 3.24(b)に示すようにメゾスケールモデルと同等のしわを表現でき

ることがわかる。



(a) Meso-scale model

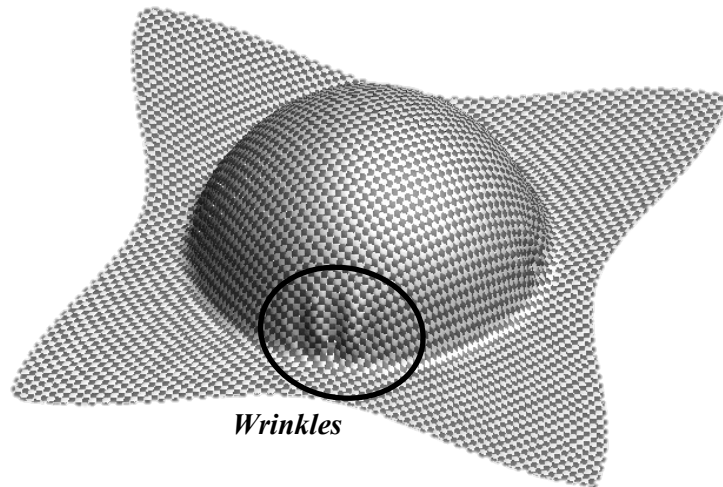


(b) Proposed macro-scale model

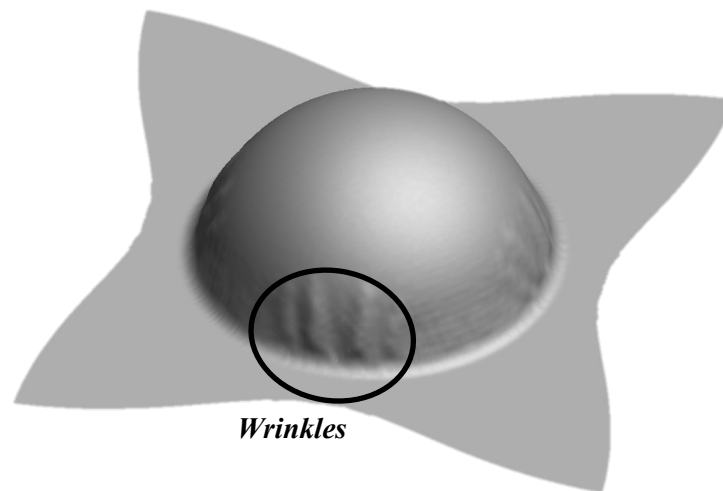
Fig.3.24 Comparison of deformations without blank-holder

図 3.25 は，図 3.15 に示した繊維束に引張りが負荷される状態で成形されるブランクホルダーを用いる条件にて行った解析結果である．図 3.25(a)に示すようにメゾスケールモデルの解析では，しわが生じる結果を得る．この条件では，せん断特性は繊維束に張力が生じる picture frame 試験の条件で取得した特性に近くなるためと考えられる．一方，膜要素にマイクロメカニカルモデルを用いた場合も，引張りによるせん断剛性の増加が考慮されるため，図 3.25(b)に示すようにメゾスケールモデルの結果と合致する結果を得る．

膜要素に本マイクロメカニカルモデルを用いることで，従来の異方性超弾性モデルでは表現することができなかった繊維束に引張りが生じる条件と生じない条件におけるせん断特性の違いをメゾスケールモデル同様に表現可能になる．そのため，本手法により境界条件に依存せずしわを精度よく評価可能なことがわかる．



(a) Meso-scale model



(b) Proposed macro-scale model

Fig.3.25 Comparison of deformations with blank-holder

さらにマイクロメカニカルモデルを膜要素に適用した本提案マクロスケールモデルの繊維方向変化，繊維破損の予測性能を評価する。

図 3.26 は，ブランクホルダーを用いない条件のメゾスケールモデルと本提案マクロスケールモデルの対角方向のせん断変形角の比較であり，図 3.27 は，ブランクホルダーを用いた条件のメゾスケールモデルと本提案マクロスケールモデルの対角方向のせん断変形角の比較である。ドライファブリックのせん断剛性は繊維方向の引張剛性に対し非常に小さいため，繊維束 45° 方向であるブランク対角の方向に大きく伸びる変形を示す。また，ダイ R で最も大きなせん断変形が生じ，Skordos らの試験結果[26]と同様の傾向を示している。本提案モデルにてメゾスケールモデルと同等のせん断変形分布を捉えていることがわかる。

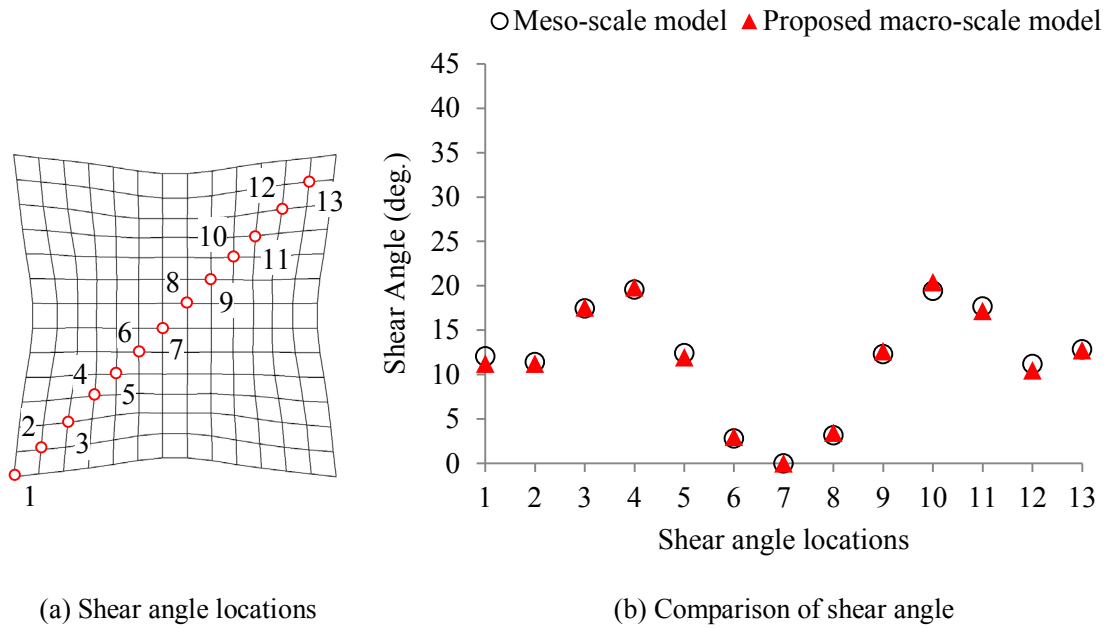


Fig.3.26 Comparison of shear angle without blank-holder between meso-scale and proposed model

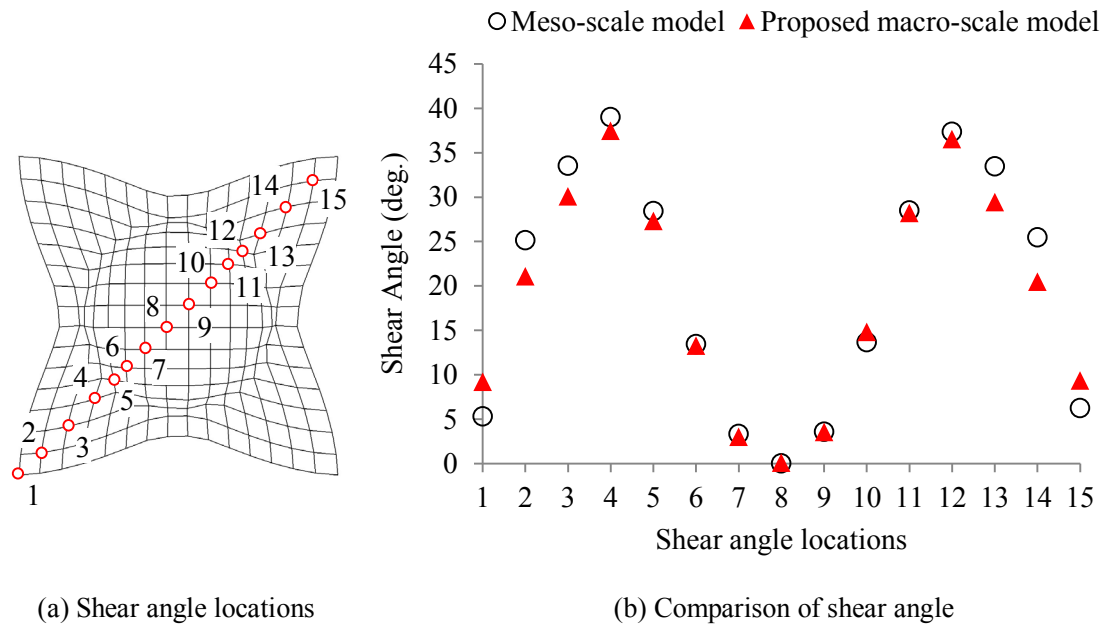


Fig.3.27 Comparison of shear angle with blank-holder between meso-scale and proposed model

図 3.28 は、メゾスケールモデルおよび本提案モデルの変形前のブランク基材に 12mm ピッチで描いた直交グリッドの変形図である。最大せん断変形箇所の縦糸と横糸の角度はメゾスケールモデルで 59° 、本提案モデルで 57° とよく一致しており、本提案モデルにてメゾスケールモデルと同等のプレス成形中の繊維挙動を捉えていることがわかる。

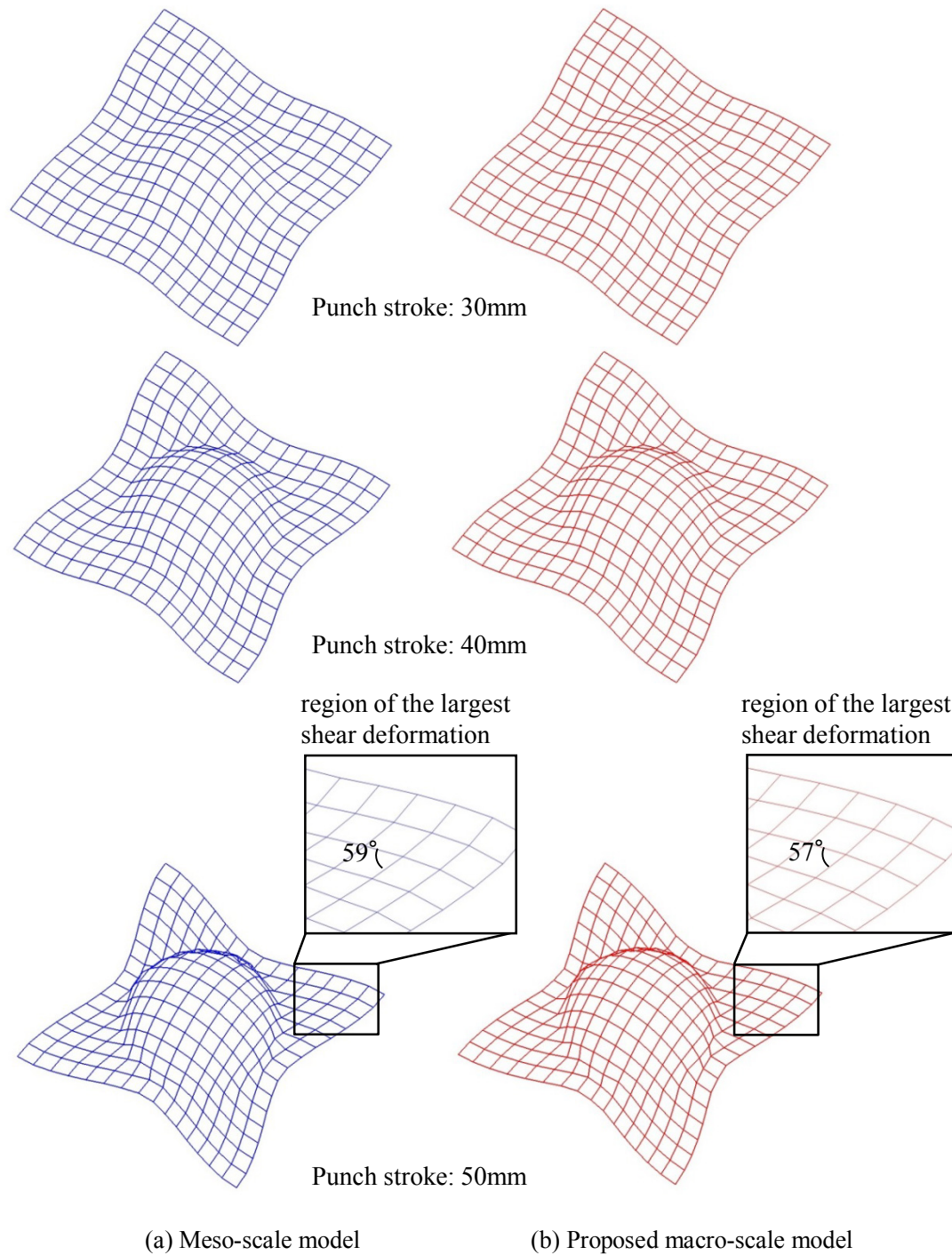
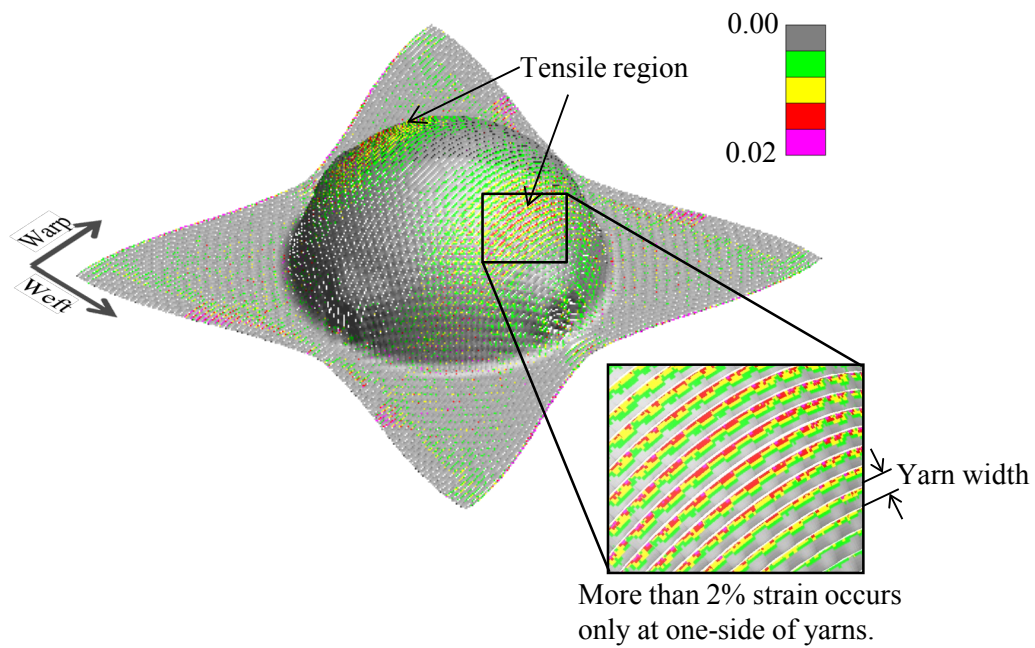


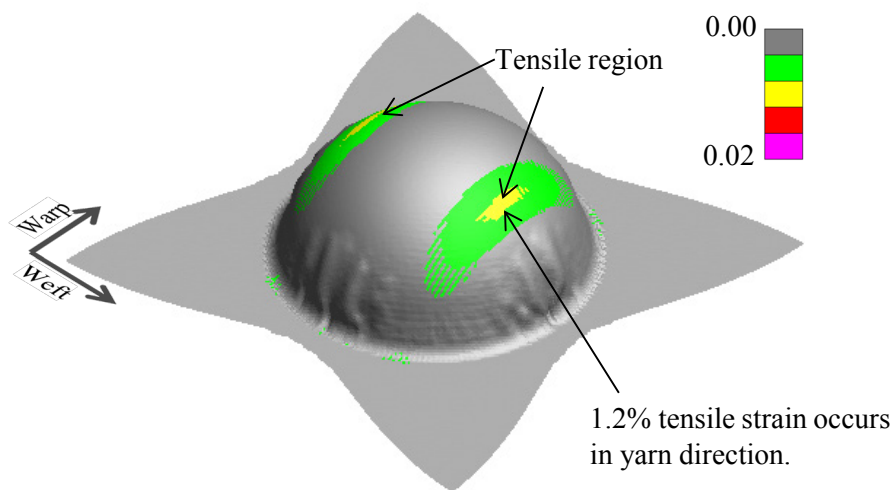
Fig.3.28 Comparison of fiber distribution between meso-scale and proposed models

図 3.29(a)には、メゾスケールモデルの繊維方向のひずみ分布を、図 3.29(b)に本提案マクロスケールモデルの繊維束方向の引張ひずみの分布を示す。メゾスケールモデル、本提案モデルとも半球の底部から少し離れた二つの領域にて大きなひずみが生じている。メゾスケールモデルでは局所的に繊維方向に 0.02 を超える引張ひずみが生じるが、本提案モデル

における繊維束方向の最大ひずみは 0.012 である。メゾスケールモデルの繊維束は引張と面内曲げの複合変形を受けており、面内曲げに対し引張側の要素で 0.02 を超える繊維方向引張ひずみが生じている。複合変形を受ける際の繊維破損の評価については今後、詳細な検証を加える必要があるが、本提案モデルの繊維束方向の引張ひずみ分布がメゾスケールモデルの繊維の引張ひずみ分布と似た傾向を示しており、本提案モデルにて繊維破損を予測するための特徴的な変形を捉えることができると考える。



(a) Meso-scale model



(b) Proposed model

Fig.3.29 Comparison of strain distribution between meso-scale and proposed model

3.4 結 言

本章では、RTM 工法のプリフォーム工程における成形不良の代表であるしわ形状を正確に評価するためのドライファブリックのプレス成形モデルを提案した。

まず、面内特性を表現する膜要素にシェル要素を付加することで面外の曲げ剛性を考慮するマクロスケールモデルを提案し、第 2 章で行ったメゾスケールモデルに各方向荷重を与える材料挙動解析と同等のマクロな材料特性を表現できることを確認した。また、曲げ剛性を考慮する本提案マクロスケールモデルにて、メゾスケールモデルの解結果に近いしわ発生状況を予測できることを確認した。

次に、面内特性の表現に関して、従来の *hyperelastic* モデルやトラス要素を組み合わせたモデルでは各方向の特性を完全に独立に扱うため、境界条件により繊維束の生じる引張状態が異なり、*bias-extension* 試験から得たせん断特性が適する場合と *picture frame* 試験から得たせん断特性が適する場合があることを示した。この問題を解決するため、本研究では上記の膜要素とシェル要素を組み合わせる提案モデルの膜要素に面内挙動の表現に繊維束間の摩擦抵抗を加えることで引張依存のせん断特性が考慮可能なマイクロメカニカルモデルを適用し、メゾスケールモデル解析と同等の引張依存性を有する面内のせん断特性を表現できることを確認した。また、本提案マクロスケールモデルにてブランクホルダーの有無などの成形条件に依存せず、プレス成形中の挙動を高精度にしわの予測が可能なことを確認した。さらに、プレス成形中の繊維方向変化挙動がメゾスケールモデルによる解析と同等であることを示した。また、本提案マクロスケールモデルにて、メゾスケールモデル解析の繊維束に生じる繊維方向のひずみ分布の特徴を捉えており、繊維破損の予測が可能なことを確認した。

メゾスケールモデルの半球プレス成形シミュレーションは CPU コア 64 並列計算にて約 5 日要したのに対し、マイクロメカニカルモデルを面内特性の表現に適用した本提案マクロスケールモデルの計算時間は CPU コア 4 並列計算により 30 分未満であった。本提案モデルを用いたプレス成形シミュレーションによりしわ発生、繊維方向の変化、繊維破損を短時間でおおむね予測することができ、プリフォーム工程のプレス成形のプロセス設計に寄与できると考える。

第4章 織物 FRTP のプレス成形シミュレーション

4.1 緒言

FRP は車両の軽量化による燃費向上が求められる自動車分野において金属に代わる材料として、その適用拡大が期待されている。1.2 節で述べたように量産成形技術の課題から FRP の適用範囲は一部の高級車にとどまっていたが、近年では硬化特性を改良された樹脂開発により 10 分以内で成形可能な RTM 工法も開発され[8,9]、成形時間が大幅に短縮されている。それでも量産車に要求される成形サイクルは 1 分以内であり、量産車へ本格的に適用されるためには、更なる成形時間の短縮が必要とされている。そこで、より成形時間を短縮できる工法として、繊維基材に熱可塑性樹脂を含浸させた FRTP シートを加熱してプレス成形する工法が注目されている。FRTP シートのプレス成形では、プレス成形の前工程においてプリプレグを所定の方向に積層し、熱間プレスにて樹脂を含浸させ積層 FRTP シートを作成する。この工程では温度、成形圧、加圧時間等の成形条件により FRTP シートの V_f が変化し、材料特性が大きく変化することも知られている。熱間プレスにて FRTP シートを作成した後、成形温度まで加熱した FRTP シートを金型にてプレス成形する工法が考えられている。FRTP のプレス成形工法は金型の温度条件から大きく 2 種類に分類できる。一つは、金型に加熱冷却装置を埋め込み金型を成形温度まで加熱した状態でプレス成形し、その後、冷却する工法である。もう一つは、常温の金型を用いてプレス成形工程と冷却工程を明確に区別せず、成形しながら冷却する工法である。後者の工法では、成形と冷却の工程を同時に行い、金型の加熱冷却の必要がないため、1 分以内での成形が可能となる[11]。FRTP シートの常温金型を用いたプレス成形は、大量生産に適した非常に魅力的な工法であるが、成形時の材料挙動の制御が難しく、その挙動解析のためのシミュレーション手法の確立が求められている。

繊維強化材のプレス成形に対するシミュレーションアプローチとしては、1.3 節で述べたように、RTM 工法のプリフォーム工程を対象とし、樹脂を含浸させる前のドライな織物繊維基材のプレス成形シミュレーションの FE モデルが過去に多く提案されている[25-44]。しかし、そのほとんどは、しわの発生などプレス時の局所的な変形を予測するために重要な面外の曲げ剛性を考慮していない。第3章では、RTM のプリフォーム工程を対象とし、曲げ剛性を考慮し、さらに面内のせん断特性の引張依存性まで表現可能なドライファブリックの成形シミュレーションモデルを提案し、その有効性を示した。一方で、熱可塑性樹脂を含浸させた FRTP シートのプレス成形では材料を加熱しプレス成形するため、成形時の温度が成形挙動に与える影響が大きく材料特性の温度依存性の考慮が重要である。また、FRTP シートは高温時に曲げ特性が非線形性を示すことが試験で観測されている[48]。Wang ら[49]や Haanappel ら[47]は、曲げ剛性を考慮する FRTP シートのモデルを提案している。また、

面内特性は異方性超弾性モデルに粘性を加えることで表現している。しかし、線形の曲げ特性のみを考え、高温時の曲げ特性の非線形性までは考慮していない。そのため、プリプレグから熱間プレスにて FRTP シートを作成する際の成形条件の変更により V_f が変化し、その材料特性が変化した際には、再び材料試験を行い、材料物性値を調整する必要がある。さらに Wang ら[49]および Haanappel ら[47]のモデルはいずれも金型を加熱し、FRTP シートを一定温度にてプレス成形する工法を対象としており、金型との接触による FRTP シートの温度変化が成形挙動に与える影響については検証されていない。

そこで本章では、成形時間 1 分以内が実現可能な工法として注目される常温の金型を用いるプレス成形工法を対象とし、3.2 節で提案した線形の曲げ剛性を考慮するマクロスケールモデルを、FRTP シートの高温時非線形性を有する曲げ特性を表現可能なモデルに拡張する。面内特性については、3.3 節のマイクロメカニカルモデルにて計算する繊維基材の応力成分に樹脂の応力成分を付加して、熱可塑性樹脂の影響による温度依存性を考慮した非線形性かつ異方性を有する特性を表現する。さらに、面内せん断挙動を正確に表現するため、節点の変位から樹脂のひずみ成分を計算する際に、Reuss モデル[61]を導入し、樹脂の素材の材料特性と V_f から FRTP シートのせん断特性を予測できるモデルを提案する。図 4.1 は、提案モデルの概要である。提案モデルを用いて、成形中の温度変化とそれに伴う材料特性の変化を考慮した熱構造連成解析を行い、金型との接触による FRTP シートの温度変化が成形挙動に与える影響を検証する。また、試験結果と比較することで提案モデルにおけるプレス成形時の変形挙動を評価し、その有効性を示す。

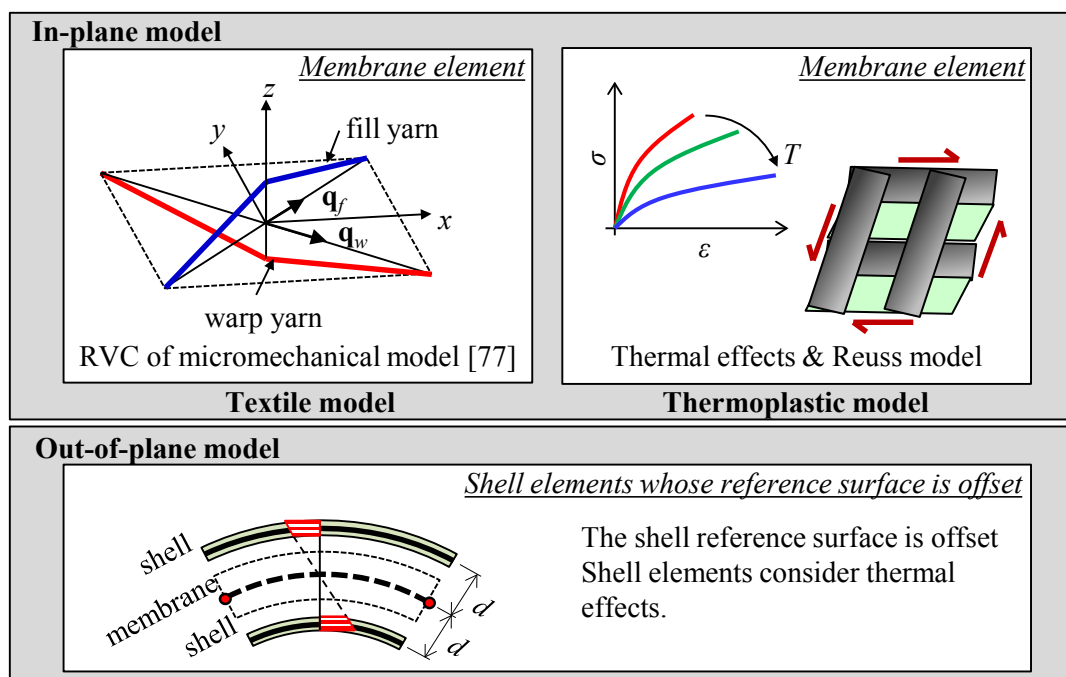


Fig.4.1 Schematic of the proposed model for FRTP sheet

4.2 織物 FRTP のマクロスケールモデル提案

本章で提案する FRTP シートのマクロスケールモデルでは、第 3 章で提案したドライファブリックのプレス成形モデル同様に、面内特性は膜要素、面外曲げ特性は膜要素に付加したシェル要素で表現する。面外曲げ特性は FRTP シートの高温時の曲げ特性の非線形性を有する特性を表現できるように拡張し、面内特性には樹脂の影響を Reuss モデルにより付加する。面外曲げ特性を表現するモデル化手法および面内特性を表現する面内モデル化手法について、それぞれの詳細を記述する。

4.2.1 面外曲げ特性の材料非線形特性を考慮したモデル

第 3 章で述べたように、織物シートは複雑な 3 次元構造を持つ不連続な材料であり、その曲げ特性は圧縮・引張の面内特性からは算定できない。そのため、面内の引張とせん断のみの表現に注目し、面外の曲げ剛性は面内の引張剛性に対し非常に小さいとして、曲げ剛性を持たない膜要素を用いた解析モデルが良く用いられる[29-41]。しかし、プレス成形のように局所変形が重要である現象を解析するには、曲げ剛性の考慮が必要不可欠である。そこで 3.2 節では、図 4.2 に示すように厚み中心位置に置いた面内特性を表現する膜要素に、面外曲げ剛性を考慮するため膜要素と節点を共有するシェル要素を 2 要素付加するモデルを提案した。

しかし、FRTP に適用するには、高温時に曲げ特性が大きな非線形性を持つために、曲げ剛性を付加するシェルモデルを、非線形性を有する曲げ特性を表現できるように拡張する必要がある。この非線形性を表現可能とするために、微小な変形増分を仮定し、本モデルのシェル要素に与える応力ひずみ特性の勾配を f^s' とし、シェル要素の曲げモーメント増分 $\Delta \mathbf{M}$ を第 3 章の式 (3.7) ~ (3.9) の増分形式として表すことにする。なお、シェル要素の法線方向を z とし、厚み中心位置（中立面）を $z=0$ とする。

$$\Delta \mathbf{M} = \left\{ \Delta M_y \quad \Delta M_x \quad \Delta M_{xy} \right\}^T \quad (4.1)$$

$$\Delta M_y = \int_{-d-t/4}^{-d+t/4} f_x^s \Delta \varepsilon_x^s z dz + \int_{d-t/4}^{d+t/4} f_x^s \Delta \varepsilon_x^s z dz \quad (4.2)$$

$$\Delta M_x = \int_{-d-t/4}^{-d+t/4} f_y^s \Delta \varepsilon_y^s z dz + \int_{d-t/4}^{d+t/4} f_y^s \Delta \varepsilon_y^s z dz \quad (4.3)$$

$$\Delta M_{xy} = \int_{-d-t/4}^{-d+t/4} f_{xy}^s \Delta \varepsilon_{xy}^s z dz + \int_{d-t/4}^{d+t/4} f_{xy}^s \Delta \varepsilon_{xy}^s z dz \quad (4.4)$$

また、節点の回転変位増分 $\Delta \theta$ によりシェル要素に生じるひずみ増分 $\Delta \boldsymbol{\varepsilon}^s$ は、式 (4.5) で記述できるため、式 (4.2) ~ (4.4) は、次のように変換される。

$$\Delta \boldsymbol{\varepsilon}^s = \begin{Bmatrix} \Delta \boldsymbol{\varepsilon}_x^s \\ \Delta \boldsymbol{\varepsilon}_y^s \\ \Delta \boldsymbol{\gamma}_{xy}^s \end{Bmatrix} = \mathbf{z} \begin{bmatrix} \frac{\partial}{\partial x} & 0 \\ 0 & \frac{\partial}{\partial y} \\ \frac{\partial}{\partial y} & \frac{\partial}{\partial x} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \Delta \boldsymbol{\theta}_y \\ \Delta \boldsymbol{\theta}_x \end{Bmatrix} \quad (4.5)$$

$$\Delta M_y = f_x^{s'} \Delta \left(\frac{\partial \boldsymbol{\theta}_y}{\partial x} \right) t \left(d^2 + \frac{t^2}{48} \right) \quad (4.6)$$

$$\Delta M_x = f_y^{s'} \Delta \left(\frac{\partial \boldsymbol{\theta}_x}{\partial y} \right) t \left(d^2 + \frac{t^2}{48} \right) \quad (4.7)$$

$$\Delta M_{xy} = f_{xy}^{s'} \Delta \left(\frac{\partial \boldsymbol{\theta}_y}{\partial y} + \frac{\partial \boldsymbol{\theta}_x}{\partial x} \right) t \left(d^2 + \frac{t^2}{48} \right) \quad (4.8)$$

y 軸周りの曲率 ϕ_y , x 軸周り曲率 ϕ_x , およびねじり率 ϕ_{xy} の増分 $\Delta \boldsymbol{\phi}$ は, 式 (4.9) にて表される.

$$\Delta \boldsymbol{\phi} = \begin{Bmatrix} \Delta \phi_y \\ \Delta \phi_x \\ \Delta \phi_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial}{\partial x} & 0 \\ 0 & \frac{\partial}{\partial y} \\ \frac{\partial}{\partial y} & \frac{\partial}{\partial x} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \Delta \boldsymbol{\theta}_y \\ \Delta \boldsymbol{\theta}_x \end{Bmatrix} \quad (4.9)$$

これを式 (4.6) ~ (4.8) に代入すれば, シェル要素に与える x 方向および y 方向の応力ひずみ特性の勾配 $f_x^{s'}$, $f_y^{s'}$ およびせん断の応力ひずみ特性の勾配 $f_{xy}^{s'}$ は, t , d , 曲げ試験[42]で観測されるモーメント曲率曲線, およびねじり試験[100, 101]で観測されるねじりモーメント - ねじり率曲線の傾き ($\Delta M / \Delta \phi$) により式 (4.10) ~ (4.12) にて表すことができる.

$$f_x^{s'} = \frac{\Delta M_y}{\Delta \phi_y} \frac{48}{t(48d^2 + t^2)} \quad (4.10)$$

$$f_y^{s'} = \frac{\Delta M_x}{\Delta \phi_x} \frac{48}{t(48d^2 + t^2)} \quad (4.11)$$

$$f_{xy}^{\prime s} = 2 \frac{\Delta M_{xy}}{\Delta \phi_{xy}} \frac{48}{t(48d^2 + t^2)} \quad (4.12)$$

図 4.2(b)に示すように曲げ試験やねじり試験で得られた非線形性を有する曲げ特性も，式 (4.10) ～ (4.12) を用いることで，表現することができる．なお，面外特性を非線形性まで考慮したモデルに拡張しても，本モデルでは，面外の曲げ特性と面内の特性は相互依存がなく完全に独立なものとして扱える．

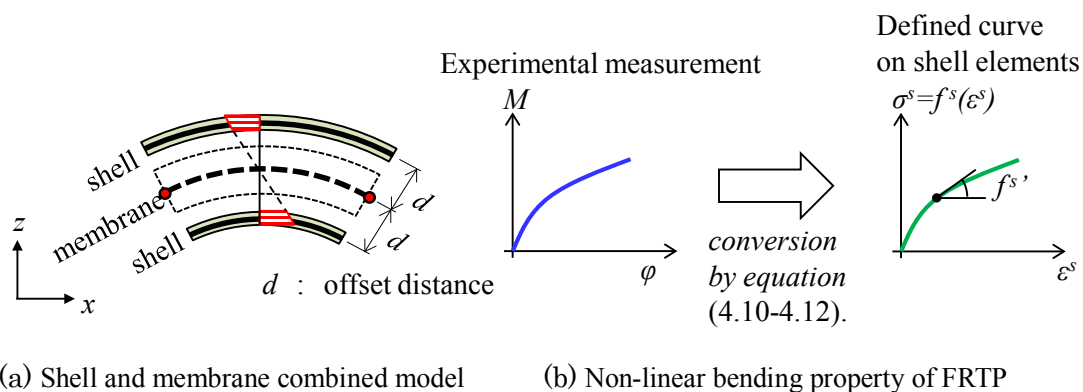


Fig.4.2 Schematics of out-of-plane model considering non-linear bending property of FRTP

4.2.2 面内せん断特性に対する樹脂の影響を考慮したモデル

FRTP シートの面内挙動は，異方性かつ非線形特性を考慮する織物繊維基材モデルと温度依存性を有する等方性弾塑性体の熱可塑性樹脂モデルにより表現する．繊維基材モデルと熱可塑性樹脂モデルは並列構成とし，それぞれに膜要素を用いる．また，織物 FRTP シートは繊維方向の引張りに対する変形抵抗は大きい，面内のせん断に対しては樹脂変形が主であり抵抗は非常に小さく，3.3 節で示したようにプレス成形におけるせん断変形の影響が大きい．そのため，特にせん断特性を正確に表現することを重視したモデル化手法を提案する．

繊維基材成分の応力計算には，3.3 節にてドライファブリックの面内特性を表現に用いたマイクロメカニカルモデルを適用する．ただし，FRTP シートのプレス成形では繊維束間には樹脂が存在するため，式 (3.45)，(3.46) に示した繊維束間の摩擦抵抗がせん断抵抗に与える影響は考慮しないものとする．

次に樹脂成分の応力計算方法について記述する．樹脂モデルは繊維基材モデルの膜要素と節点を共有する膜要素にて表現する．ここでは von-Mises 降伏型の弾塑性モデルを用い，温度依存性を有する応力ひずみ特性を考慮する．面内特性の表現には繊維基材の応力成分と樹脂の応力成分を別々に計算する．繊維束方向にあたる 0/90 方向は樹脂の応力成分に対

して繊維基材の応力成分が著しく大きいため、樹脂の応力成分がマクロ特性へ与える影響は非常に小さい。一方、せん断変形に対しては、3.3節で述べたように繊維基材モデルにはせん断ロッキングに至るまでは応力が生じず、樹脂成分の応力のみが作用する。

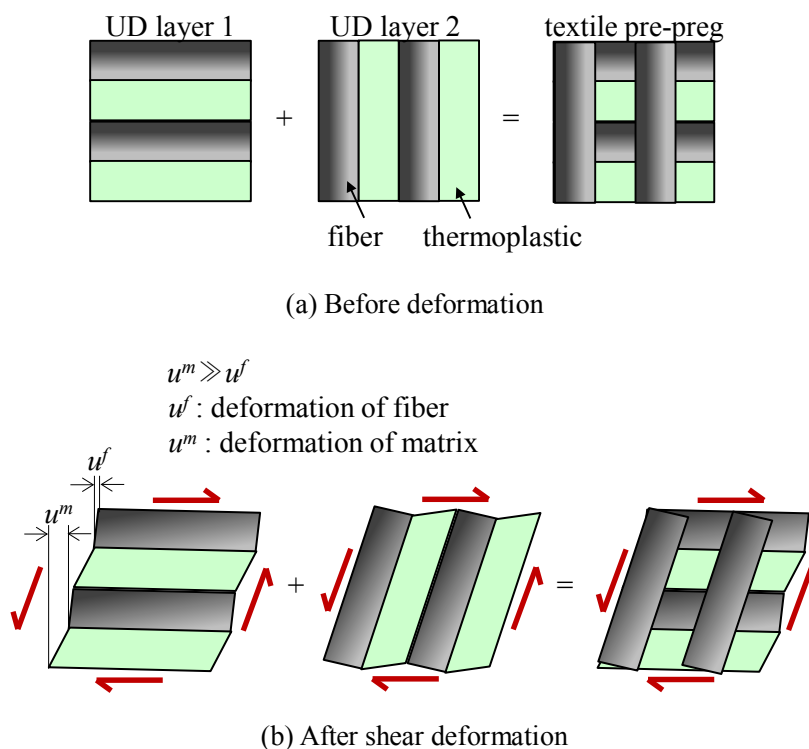


Fig.4.3 Schematic illustration of textile as superposed two UD layers

織物 FRTP シートのメゾスケールの材料構造を簡易化するため、図 4.3(a)に示すように 2つの異なる UD 層がそれぞれ 90°回転して配置されていると考える。2つの層に相互依存はなくそれぞれ独立に変形すると仮定し、織構造の影響を無視する。図 4.3(b)に示すように、せん断変形下では、繊維と樹脂に同じせん断応力が作用すると仮定するのが妥当であると考えられるため Reuss モデルを適用すれば、樹脂ひずみ ε_{ij}^m は繊維ひずみ ε_{ij}^f とプリプレグのマクロひずみ（つまり、膜要素のひずみ） ε_{ij} と次の関係式で表せる。なお、添え字の f と m はそれぞれ繊維（fiber）と樹脂（matrix）を示す。

$$\varepsilon_{ij}^m = \frac{\varepsilon_{ij} - V_f \varepsilon_{ij}^f}{(1 - V_f)} \quad (4.13)$$

ここで、 V_f は繊維体積含有率である。繊維の剛性は樹脂に比べて非常に大きく $\varepsilon_{ij}^m \gg \varepsilon_{ij}^f$, $\varepsilon_{ij} \gg \varepsilon_{ij}^f$ と考えれば ε_{ij}^m は次式で近似できる。

$$\varepsilon_{ij}^m = \frac{\varepsilon_{ij}}{(1-V_f)} \quad (4.14)$$

繊維基材モデルと熱可塑性樹脂モデルはそれぞれに膜要素を用いて節点共有にて並列構成としているため、本来は樹脂のひずみは膜要素のひずみと一致するが、樹脂のひずみの算出には式 (4.14) を用いる。算出された樹脂の各ひずみ成分より弾塑性モデルにより樹脂の応力成分を計算し、繊維基材の応力成分に加算することで、FRTP シートの応力が求められる。本モデルを用いることで、プレス成形で特に重要な面内せん断特性を樹脂の特性と V_f から予測可能であり、プレス成形の前工程で FRTP シートを作成する際に V_f が変化した場合も、再度、試験によりせん断特性を計測し材料物性値を調整することなく、そのせん断特性を予測できる。

4.3 温度依存性を考慮した織物 CFRTP のマクロスケールモデル構築

本研究では、母材に熱可塑性のアクリル樹脂 (PMMA) を、強化基材に炭素繊維 3K 平織を用いた CFRTP シートを解析対象とする。図 4.4 は、解析対象とした CFRTP シートである。PMMA のガラス転移温度 (T_g) は 105°C 、融点は $265\sim 285^\circ\text{C}$ である。熱間プレスにより樹脂を含浸した 4 枚のプリプレグから積層 CFRTP シートを作成した。CFRTP シートの厚みは平均で 0.84mm 、 V_f は平均で 70% であった。本節では、熱間プレス後の CFRTP シートについて、成形中の温度変化とそれに伴う材料特性の変化を考慮可能な材料モデル構築について記述する。解析には前章と同様に、汎用有限要素解析コード LS-DYNA を用いる[86]。

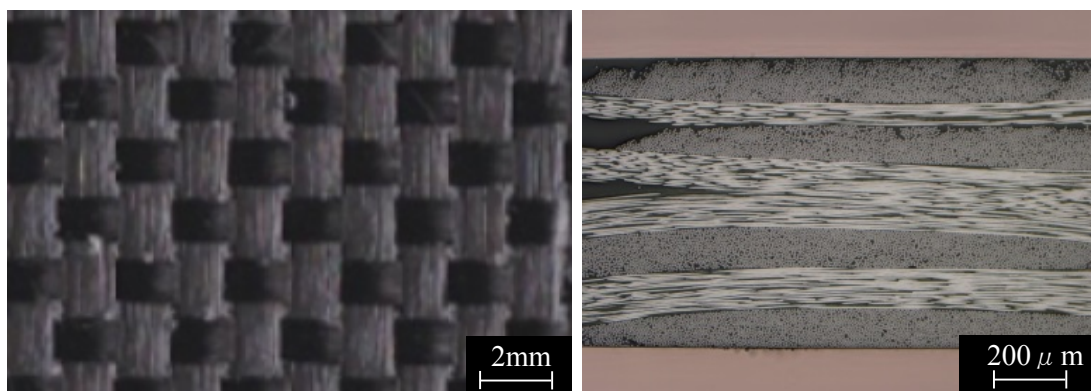


Fig.4.4 Micrographs of the material

4.3.1 温度依存性を考慮した面外モデル

CFRTP シートの面外曲げ特性の温度依存性を把握するため、 T_g 以下の温度条件、50°C、75°C、100°Cにて3点曲げ試験を行い、CFRTP シートの曲げ特性を計測した。試験片は長さ60mm、幅25mmの短冊型、支点間距離は30mmとした。

シェルモデルには温度依存性を考慮した弾塑性モデルを用い、試験で得られた曲げ特性より式(4.10)～(4.12)によりシェルモデルに与える条件を求める。表4.1は、シェルモデルの条件である。なお、シェル要素の中立面からの距離 d に板厚の10倍の値を与えている。この場合、シェル要素の参照面を中立面として計算する場合と比較して約1/4800の弾性率をシェル要素に与えることで所定の曲げ剛性を表現できる。そのため、シェル要素がプレス成形中の面内挙動に与える影響は無視できるほど十分に小さいと考える。

Table 4.1 Defined parameters in shell element

Material parameters			50°C	75°C	100°C
Young's modulus	E^s	[MPa]	35.49	34.65	25.00
Yield stress at $\varepsilon_y^s = 0\%$	σ_y^s	[MPa]	9.01	5.20	1.60
Yield stress at $\varepsilon_y^s = 0.2\%$	σ_y^s	[MPa]	9.58	5.44	1.74
Yield stress at $\varepsilon_y^s = 0.5\%$	σ_y^s	[MPa]	9.81	5.79	1.94
Yield stress at $\varepsilon_y^s = 2.0\%$	σ_y^s	[MPa]	9.94	6.32	2.63
Yield stress at $\varepsilon_y^s = 5.0\%$	σ_y^s	[MPa]	9.96	6.35	3.11
Offset distance	d	[mm]	8.4		

提案モデルの各温度に対する面外曲げ挙動の表現性を検証するため、3点曲げ試験と同等の試験片寸法、境界条件を与える解析を行い、解析結果を試験結果と比較する。試験片は1mmサイズで要素分割し、要素数は3,000要素である。

図4.5は、3点曲げ試験から得られる曲げ応力ひずみ特性の試験結果と解析結果である。解析は増分理論で行っているため、荷重低減は実施できないことを考慮すれば、最大荷重に至るまでの領域で両者はよく合致しており、本提案モデルにて試験の曲げ特性をよく表現できていることがわかる。

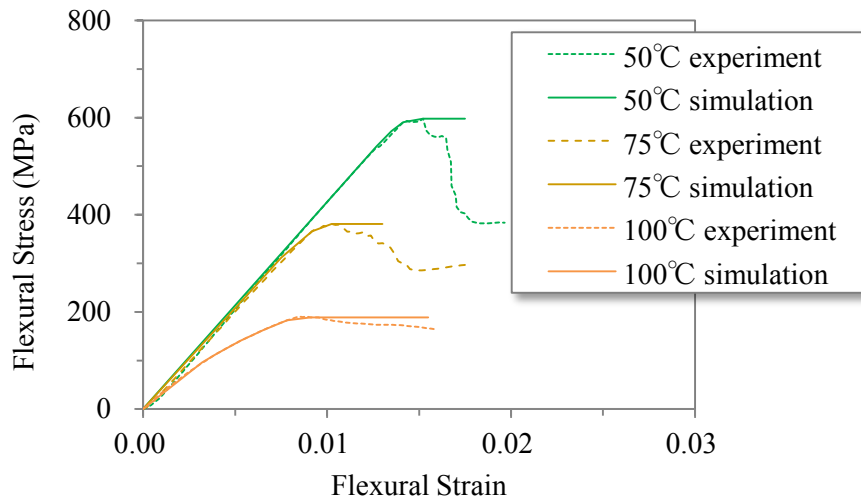


Fig.4.5 Comparison of bending responses between simulations and experiments

4.3.2 温度依存性を考慮した面内モデル

次に、提案モデルの各温度に対する面内せん断挙動の表現性を検証するため、 $\pm 45^\circ$ 方向に試験片を伸張させる bias-extension 試験により CFRTP シートのせん断特性を計測した。試験片は長さ 150mm、幅 25mm の短冊型であり、試験時の温度は 25°C、50°C、100°C、150°C、180°C および 200°C の 6 条件とした。繊維束間の接触部はピンジョイントで滑りがなく繊維束の引張変形が生じないと仮定すれば、bias-extension 試験の荷重と変位の関係からせん断応力とせん断ひずみの関係を算出できる[87-89]。提案モデルを用いて、図 4.6 に示すように bias-extension の挙動を有限要素解析する。

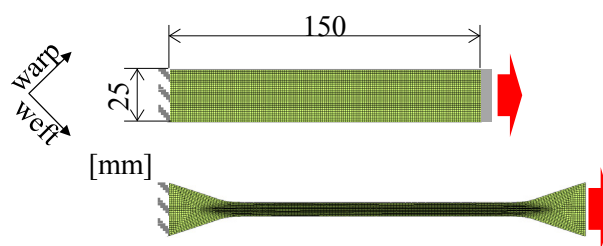


Fig.4.6 Dimension of bias-extension test specimen

強化基材は第 3 章と同様に炭素繊維 3K 平織であるため、マイクロメカニカルモデルには第 3 章と同じ条件を与える。ただし、前述のように繊維束間の接触摩擦抵抗は考慮しないものとし、繊維束間の摩擦係数には 0 を与える。表 4.2 は織物繊維基材モデルに与える条件である。また、表 4.3 は、熱可塑性樹脂モデルに与える物性値である。熱可塑性樹脂モデルに与える PMMA の応力ひずみ特性について、 T_g 以下の温度 (25°C、50°C、100°C) の特性は

CAMPUS データベース[104]を参照した。T_g以下の温度（150℃，180℃，200℃）ではデータベースがなかったため，解析結果のせん断ひずみとせん断応力の関係が試験結果と一致するように繰り返し計算を行い，各温度の PMMA の応力ひずみ特性を同定している。なお，試験片は 1mm サイズで要素分割し，要素数は 7,500 要素である。

Table 4.2 Material parameters for textile micromechanical model

Yarn span	s	[mm]	2.0
Textile thickness	t	[mm]	0.24
Yarn width	w	[mm]	1.7
Yarn cross-sectional area	S	[mm ²]	0.15
Longitudinal Young's modulus	E_{y11}	[MPa]	17,400
Transverse Young's modulus	E_{y22}	[MPa]	11.0
Longitudinal shear modulus	G_{y12}	[MPa]	1.0
Shear locking angle	θ_{lock}	[°]	32.0
Friction coefficient	ν	[-]	0.0

Table 4.3 Material parameters for thermoplastic model with Reuss model

Material parameters		25℃	50℃	100℃	150℃	180℃
Young's modulus	E^m [MPa]	3,730	2,867	1,106	18.3	4.0
Yield stress at $\varepsilon_y^m = 0\%$	σ_y^m [MPa]	23.15	13.46	7.52	1.90	0.23
Yield stress at $\varepsilon_y^m = 0.2\%$	σ_y^m [MPa]	39.02	28.41	12.09	1.96	0.23
Yield stress at $\varepsilon_y^m = 0.5\%$	σ_y^m [MPa]	54.49	41.22	15.97	2.04	0.23
Yield stress at $\varepsilon_y^m = 2.0\%$	σ_y^m [MPa]	77.16	49.55	18.33	2.16	0.23
Yield stress at $\varepsilon_y^m = 5.0\%$	σ_y^m [MPa]	85.10	52.24	19.72	2.23	0.23

図 4.7～4.11 は，試験結果，Reuss モデルを適用しない解析結果と Reuss モデルを適用した解析結果の荷重変形特性から算出した各温度における面内せん断の応力-ひずみ特性である。

まず，図 4.7～4.11 に破線で示した試験で観測されたせん断特性について説明する。T_g以下の 25℃，50℃，100℃では図 4.7～図 4.9 に示すように弾塑性体のようなせん断特性を示し，温度に依存して特性が大きく変化していることがわかる。一方，T_g以上の 150℃，180℃，200℃では図 4.10 および図 4.11 に示すように，せん断剛性は T_g以下の場合と比較して非常に小さく，せん断ロッキング以降はせん断剛性が急激に上昇する。また，180℃と 200℃ではせん断特性にほとんど差は見られない。

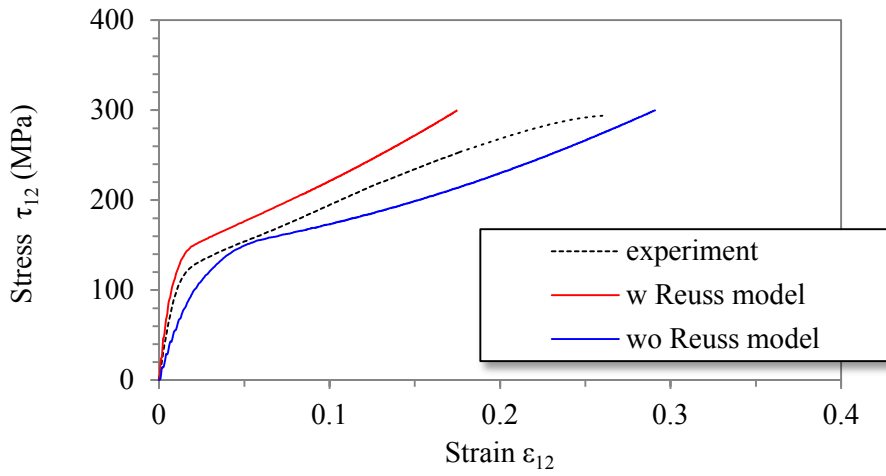


Fig.4.7 Comparison of shear responses between simulation and experiment at 25°C

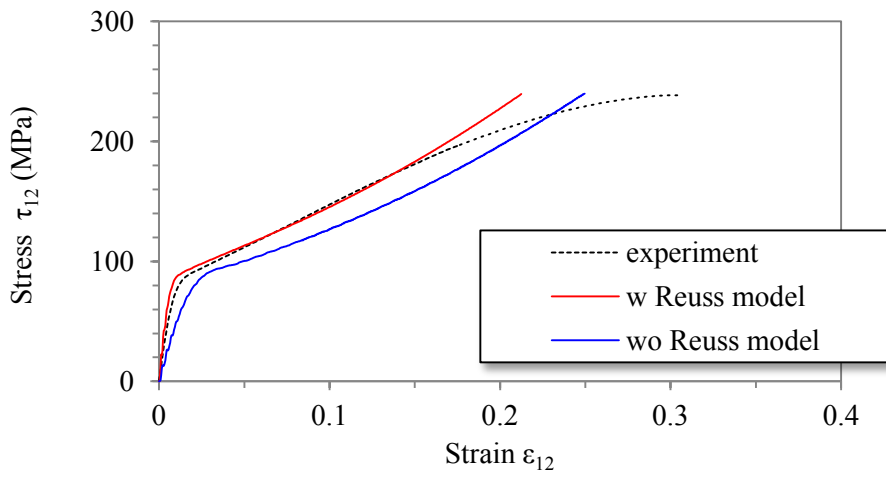


Fig.4.8 Comparison of shear responses between simulation and experiment at 50°C

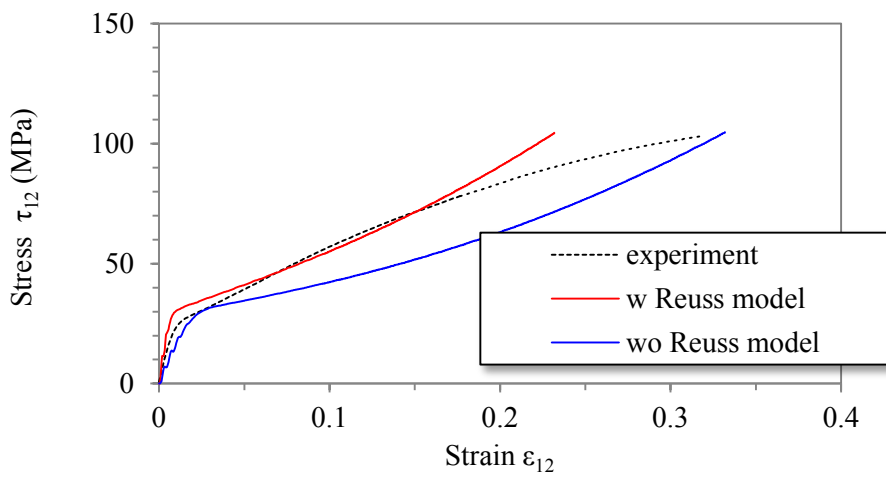


Fig.4.9 Comparison of shear responses between simulation and experiment at 100°C

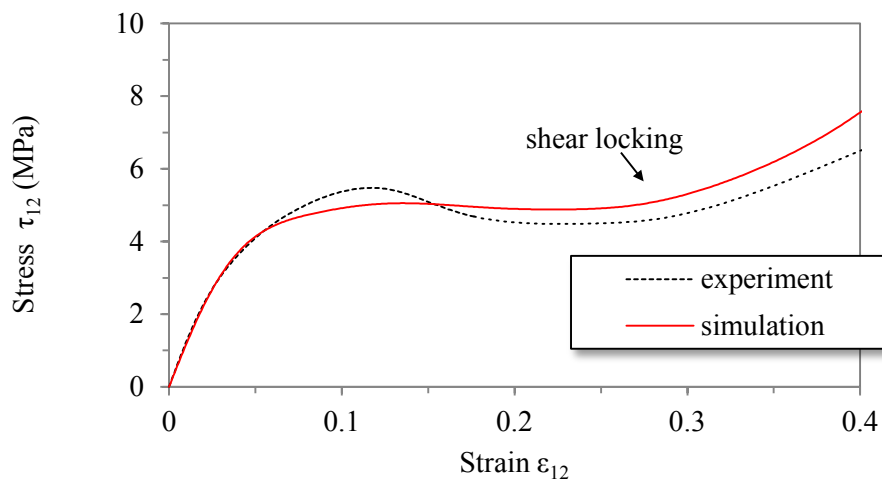


Fig.4.10 Comparison of shear responses between simulation and experiment at 150°C

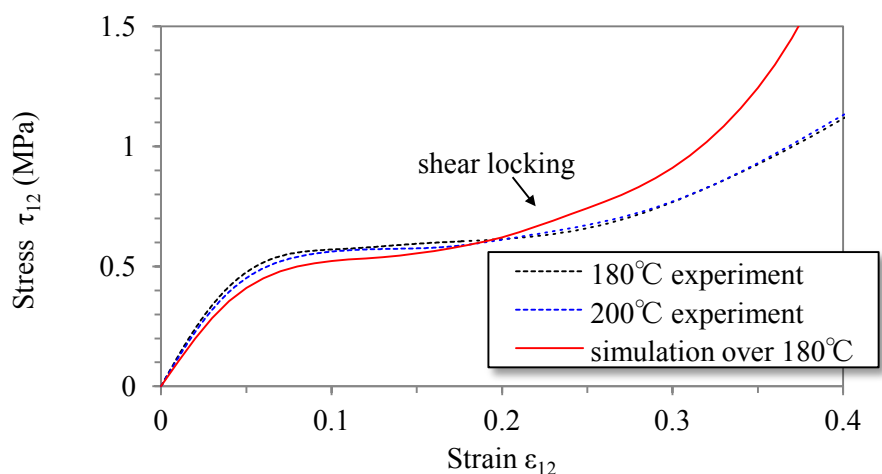


Fig.4.11 Comparison of shear responses between simulation and experiment over 180°C

図 4.12 に示すように、 T_g 以上の温度では、せん断ロッキング以降では繊維束の間からの樹脂の滲み出しや繊維束の滑りが生じることが観測された。Harrison ら[105]の行った高温下における bias-extension 試験でもせん断ロッキング以降に繊維束に滑りが生じることが観測されており、せん断ロッキング以降において bias-extension 試験で得られたせん断特性が picture frame 試験の結果と比較して低く見積られることが指摘されている。図 4.13(a)は繊維束の交差部において滑りが生じない場合の bias-extension の繊維束の変形挙動であり、図 4.13(b)は繊維束の交差部において滑りが生じた場合の bias-extension の繊維束の変形挙動である。繊維束間に滑りが生じた場合には、せん断変形が増加することなく、試験片が伸張してしまう。そのため、bias-extension 試験で得られたせん断特性はせん断ロッキングより小さなひずみ領域においてのみ信頼性のあるせん断特性が計測できていると解釈し、解析結果との比較検証を行う。

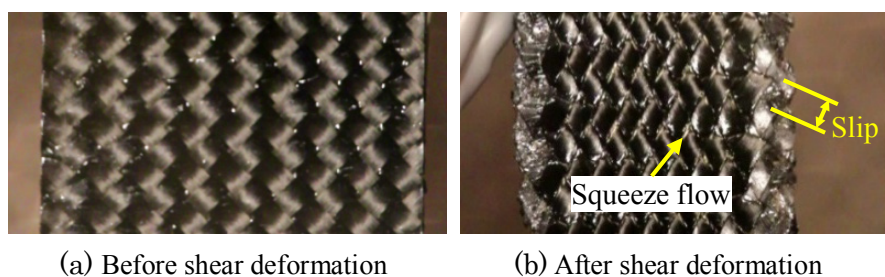


Fig.4.12 Experimental specimens before and after shear deformation at 180°C

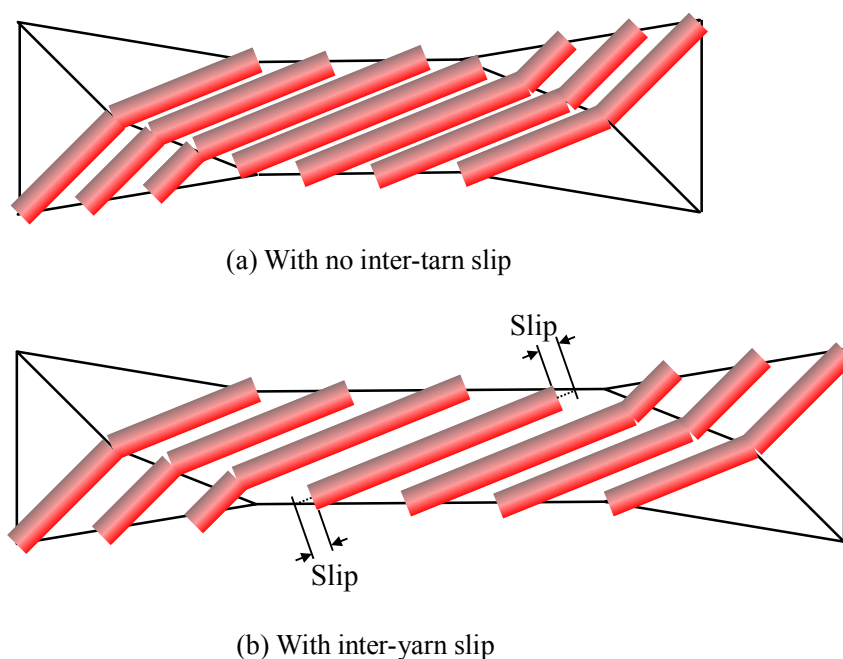
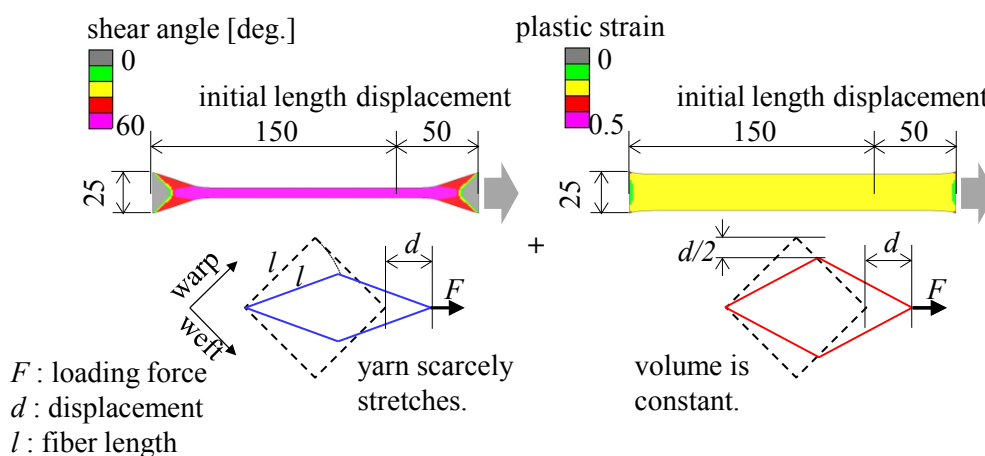


Fig. 4.13 Schematic of one set of yarns in the deforming regions of a bias-extension sample

次に、図 4.7~4.11 に実線で示した各温度における提案モデルのせん断特性の予測精度について記述する。 T_g 以下の温度域においては、赤の実線は 4.2.2 で提案した樹脂ひずみの算出に Reuss モデルを適用して計算した場合の結果であり、青の実線は膜要素のマクロひずみを単純に樹脂ひずみとして計算した場合の結果である。樹脂ひずみの計算に Reuss モデルを適用した計算結果が試験のせん断特性をより正確に予測していることがわかる。また、図 4.7~図 4.9 に示すようにせん断ひずみが大きくなると試験結果と乖離が大きくなる。これは、次に記述するように織物繊維基材モデルと熱可塑性樹脂モデルのポアソン効果による幅方向の変形の違いが原因と考えられる。

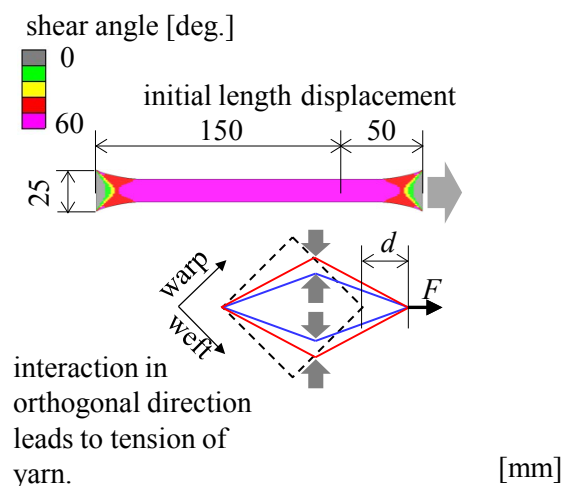
図 4.14 は、長さ 150mm、幅 25mm の短冊型の試験片を用いて、bias-extension 試験と同様に、繊維基材モデルの +/-45 方向、樹脂モデルおよび本提案 CFRTP モデルの +/-45 方向に 50mm の引張変位を与えた際の変形図の比較である。織物繊維基材モデルにおけるせん断変形は、繊維束の交差部における回転変形が主であり、繊維束方向にはほとんど伸び変形は

生じない。そのため、 $\pm 45^\circ$ 方向の引張変形下では図 4.14(a)に示すように面積は縮小され、幅方向に大きく縮む挙動を示す。一方、熱可塑性樹脂モデルには弾塑性モデルを用いており、塑性変形下では体積一定を仮定しているため、図 4.14(b)に示すように、繊維機材モデルを伸長させた場合と比べて幅方向の縮み変形は小さい。両モデルの幅方向の変形の違いにより、樹脂剛性が大きい T_g 以下の温度条件ではせん断ひずみが大きくなる変形域において繊維基材モデルで繊維束方向に引張が生じせん断剛性が増加する。しかし、プレス成形中に T_g 以下の温度で大きなせん断変形が生じると樹脂破断の原因となるため、適切な条件でプレス成形される場合は、 T_g 以下の温度で大きなせん断変形を生じることとはなく、プレス成形中の変形予測精度に与える影響は少ないと考える。



(a) Textile reinforcement model

(b) Thermoplastic model



(c) Textile model + Thermoplastic model

Fig.4.14 Experimental specimens before and after shear deformation at 180°C

図 4.10 および 4.11 に T_g 以上の温度において、せん断ひずみとせん断応力の関係が試験結果と一致するように繰り返し計算を行い、各温度の PMMA の応力ひずみ特性を同定した計算結果を赤の実線で示す。PMMA 樹脂の応力ひずみ特性を調整することで、せん断ロックングに至るまでは解析で試験とよく一致する特性を得ていることがわかる。前述したように、せん断ロックング以降では解析結果のせん断特性が試験より極端に大きくなるが、これは試験にて繊維束すべりが生じているためであり、bias-extension 試験ではせん断ロックング以降は正確なせん断特性が計測できないことが原因である。

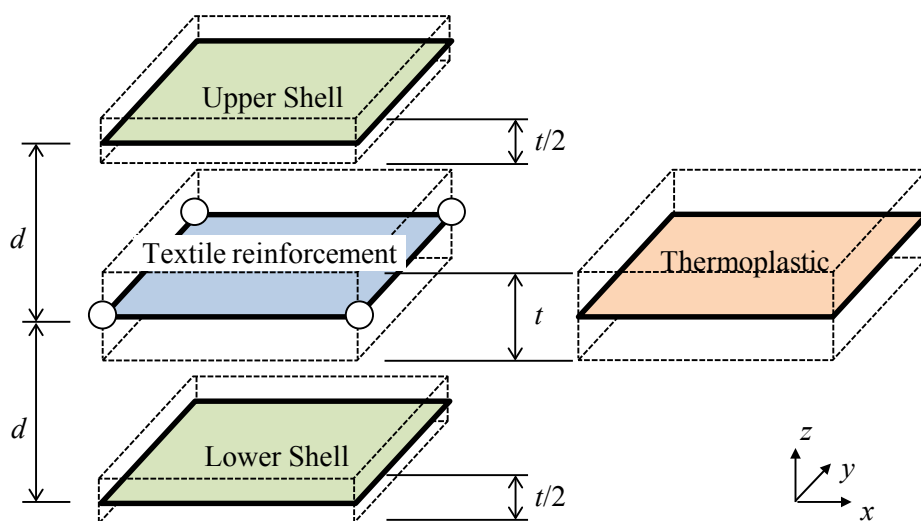
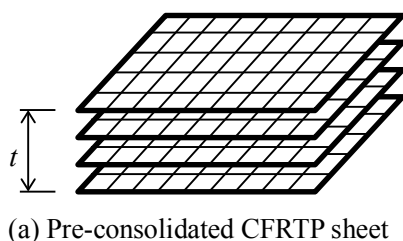


Fig.4.15 Model for CFRTP sheet which consists of 4 plies

図 4.16 は、繊維基材の面内特性を表現するマイクロメカニカルモデルを適用した膜要素、面内の樹脂の影響を Reuss モデルにより付加する膜要素、非線形性を有する面外曲げ特性を表現するシェル要素で構成される本提案モデルの材料モデル構築の流れである。なお、本解析では、曲げ特性は 4 枚のプリプレグから作成した積層 CFRTP シートの曲げ試験から得た特性を導入しているため、図 4.15 に示すように 4 層の CFRTP シートを一体の 1 枚の CFRTP シートとしてモデル化している。本モデルは成形中の温度変化とそれに伴う材料特性の変化を考慮可能なモデルである。

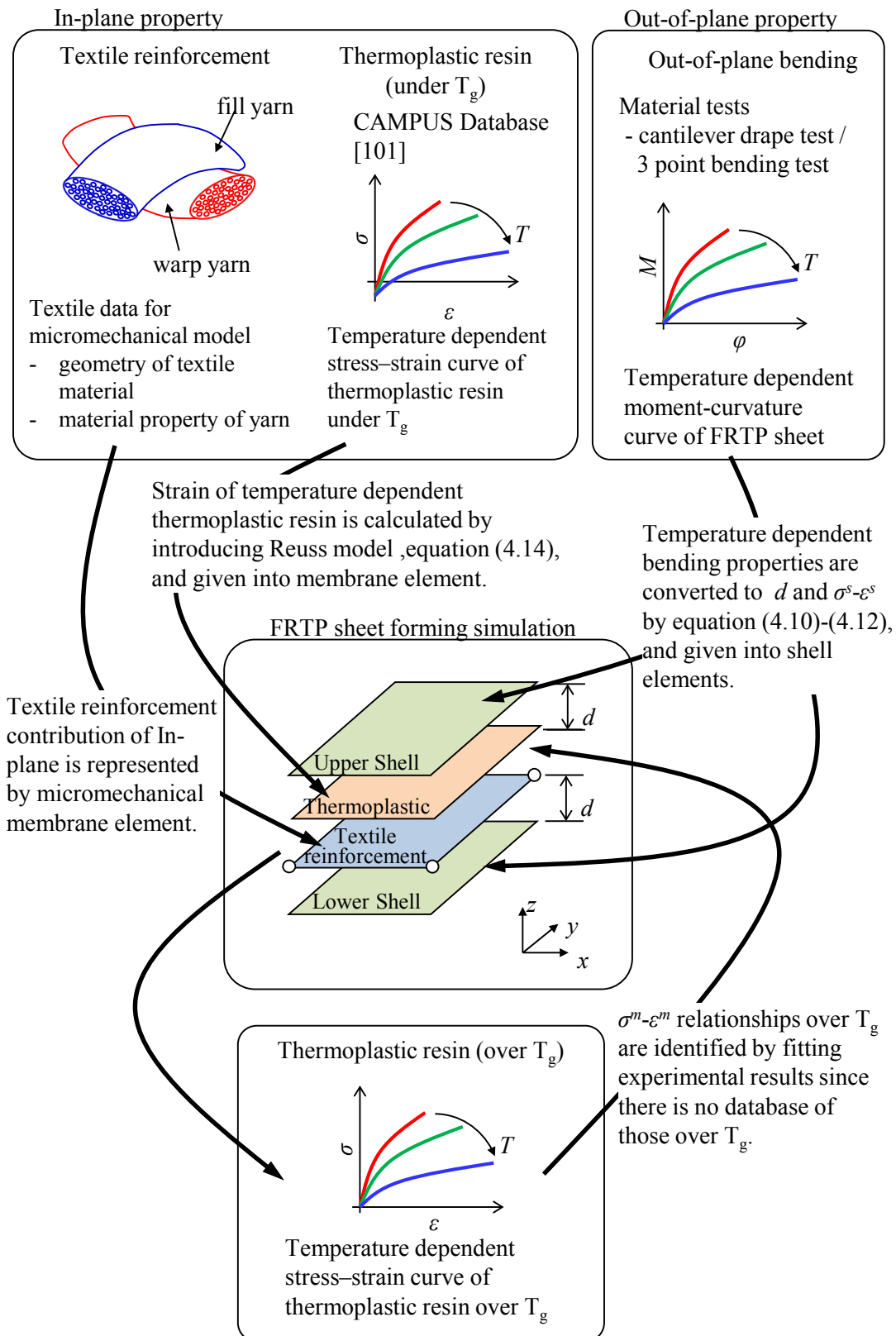


Fig.4.16 Model building flow of proposed CF RTP sheet model

4.3.3 伝熱モデル

CFRTP のプレス成形における面内せん断変形の影響は大きく、せん断挙動の正確な表現は特に重要になるが、4.3.2 で示したように CFRTP シートのせん断特性が温度に依存して大きく変化するため、プレス成形シミュレーションにおいても温度依存性のせん断特性を考慮することは非常に重要と考える。

本研究では、CFRTP シートおよび金型の熱伝導・熱伝達を考慮する熱解析と構造解析を連成し、成形中の温度変化による材料特性の変化を考慮するプレス成形シミュレーションを行う。表 4.4 は熱シミュレーションに使用する各パラメータ値である。

Table 4.4 Thermal parameters for thermal analysis

Thermal conductivity	K	[N/(s-K)]	0.024
Heat transfer conductance	h	[mJ/(mm ² -s-K)]	3.0
Critical gap for HTC	L_{min}	[mm]	0.01
Critical gap for HTC	L_{max}	[mm]	0.4
In-plane thermal conductivity of pre-preg	K_{11}, K_{22}	[mJ/(mm-s-K)]	3.40
Out-of-plane thermal conductivity of pre-preg	K_{33}	[mJ/(mm-s-K)]	0.68
Heat capacity of pre-preg	HC	[(mJ/(g-K))]	1,100

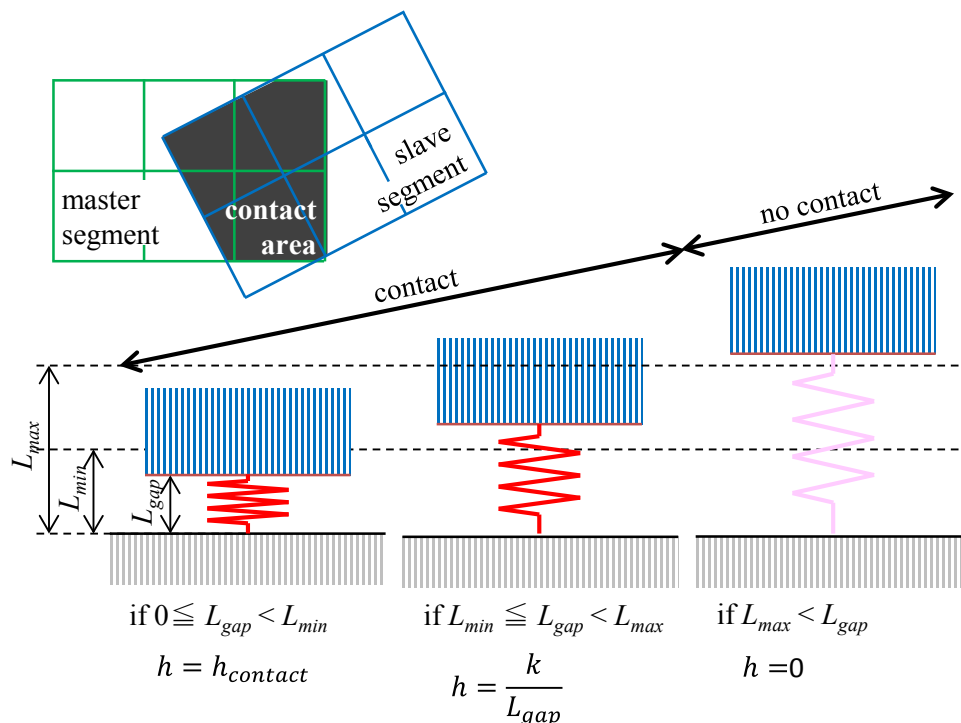


Fig.4.17 Calculation of heat transfer for thermal contact

熱伝導は繊維配向を考慮して各方向の熱伝導率に異方性を考慮する。熱伝導率は炭素繊維

維および PMMA のそれぞれの熱特性より等価介在物理論をベースとしたマイクロメカニカル材料モデリングソフトウェア Digimat-MF[106]によりに算出した。

また接触面で移動する熱流束 \dot{q} は式(4.15)にて解析する。

$$\dot{q} = hA(T_{master} - T_{slave}) \quad (4.15)$$

ここで、 h は熱伝達係数、 A は接触面積、 T_{master} 、 T_{slave} はそれぞれ接触面の節点の温度である。 h は図 4.17 に示すようにシートと金型の接触状態に依存して変化する。シートと金型の距離 L_{gap} が $0 \leq L_{gap} < L_{min}$ の条件では、シートと金型は完全に接触したとみなされる。次に、 L_{gap} が $L_{min} \leq L_{gap} < L_{max}$ の条件では、接触面間の空気を介して熱が伝達すると考え、空気の熱伝導率を L_{gap} で除した値を h とする。 $L_{max} < L_{gap}$ では接触面間の熱の移動はないものとする。

4.4 プレス成形シミュレーションへの適用検証

提案モデルのプレス成形における変形予測精度を検証するためプレス成形試験を行い、試験と同じ条件を与えるプレス成形シミュレーションを行い、試験とシミュレーションの変形挙動を比較する。

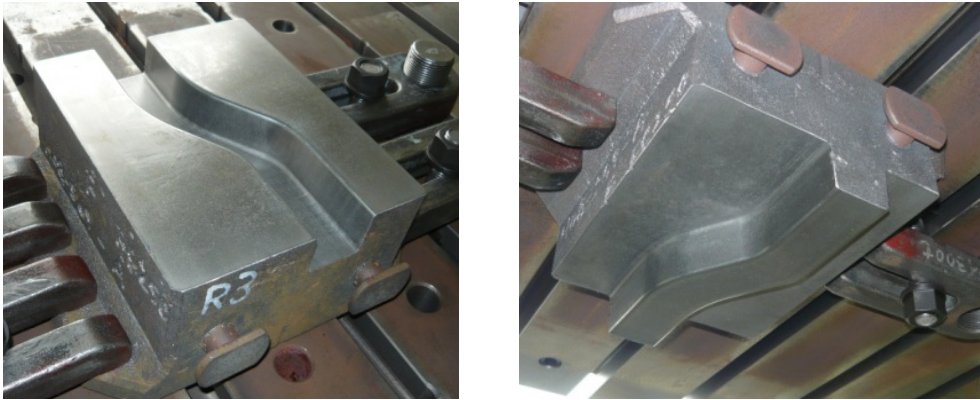
4.4.1 プレス成形試験

最初、熱間プレスにて[(0/90)₄]および[(45/-45)₄]の積層 CFRTP シートを作成し、その後 250 mm×250mm にカットした CFRTP シートをオープンの中で加熱し、取り出して金型にセットしプレス成形を行った。常温の金型を用いているため、積層 CFRTP シートは成形過程において金型と接触する部分より冷却される。プレス成形と同時に CFRTP シートが冷却されるため金型の加熱冷却の熱サイクルが不要であり、成形サイクル 1 分以内が実現可能な工法である。

金型形状は、図 4.18 に示すように自動車のサイドフレームを単純化した S レール形状とし、パンチストロークは 40mm、パンチ速度は 20mm/s にてプレス成形する。

図 4.19 は金型の断面寸法である。なお、成形直前のシートの温度は、図 4.20 に示すようにサーモグラフィーにより計測し、185°Cでほぼ一様な温度分布になることを確認している。

図 4.21 は、[(0/90)₄]および[(45/-45)₄]の積層 CFRTP シートのプレス成形品である。



(a) Lower die

(b) Upper punch

Fig.4.18 Die and punch for forming experiment

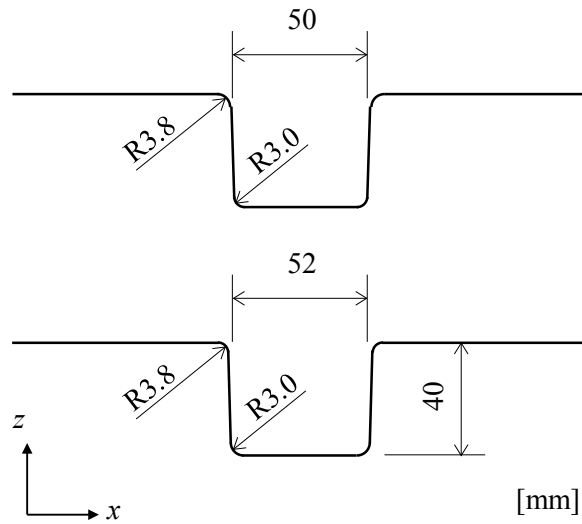


Fig.4.19 Geometry of the tools

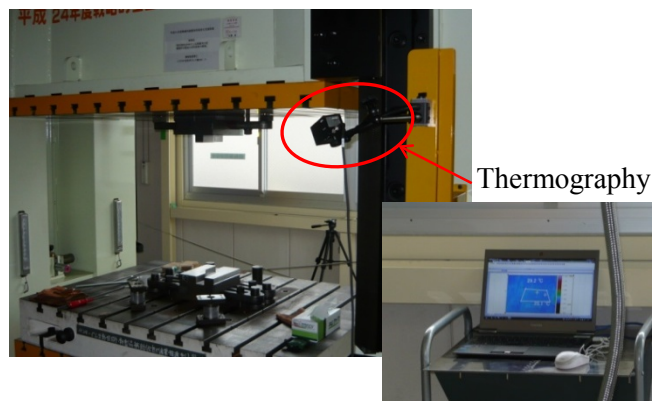


Fig.4.20 Distribution of blank temperature was confirmed by a thermography



(a) [(0/90)]₄ layup



(b) [(45/-45)]₄ layup

Fig.4.21 Thermoforming result of CFRTP sheets

4.4.2 試験とシミュレーションの変形挙動比較

提案モデルを用いて、[(0/90)]₄と[(45/-45)]₄の積層 CFRTP シートに対し、プレス成形シミュレーションを行う。図 4.22 は、解析モデルの概要である。プレス成形中の温度変化が成形挙動に与える影響を検証するため、プレス成形中の CFRTP シートの温度低下を考慮せず温度一定として行う解析と、成形中の温度変化と材料特性の温度依存性を考慮した熱構造連成解析を実施する。熱解析では CFRTP シートと金型の接触による熱伝達と CFRTP シートの面内および面外方向の熱伝導による温度変化を計算する。また、構造解析には陽解法を、熱解析には陰解法を用いる。

プレス成形初期の CFRTP シートの温度は 185°C とし、金型の温度は 25°C とする。CFRTP シートには材料挙動の検証解析で同定した温度毎の材料物性を与える。各温度間の特性は線形近似で補間する。なお、金型の線膨張係数は 10⁻⁵ のオーダーであるため、金型の温度変化による熱膨張が CFRTP シートの変形挙動に与える影響は少ないとして、ダイおよびパンチは表面形状を剛体シェル要素でモデル化する。また、本研究で実施したプレス成形試験

では、成形中に CFRTP シートの層間にすべりは確認されなかったため、解析において各層間のすべりは考慮していない。CFRTP シートと金型間の接触摩擦は、成形温度域が樹脂の融点以下の比較的低い温度域であることから本解析ではクーロン摩擦モデルを用い、温度変化は考慮せず摩擦係数は 0.2 で一定として計算する。CFRTP シートの要素サイズは 1mm とし、節点数は、面内モデルの膜要素と面外モデルのシェル要素を合わせた要素数は 250,000 要素である。

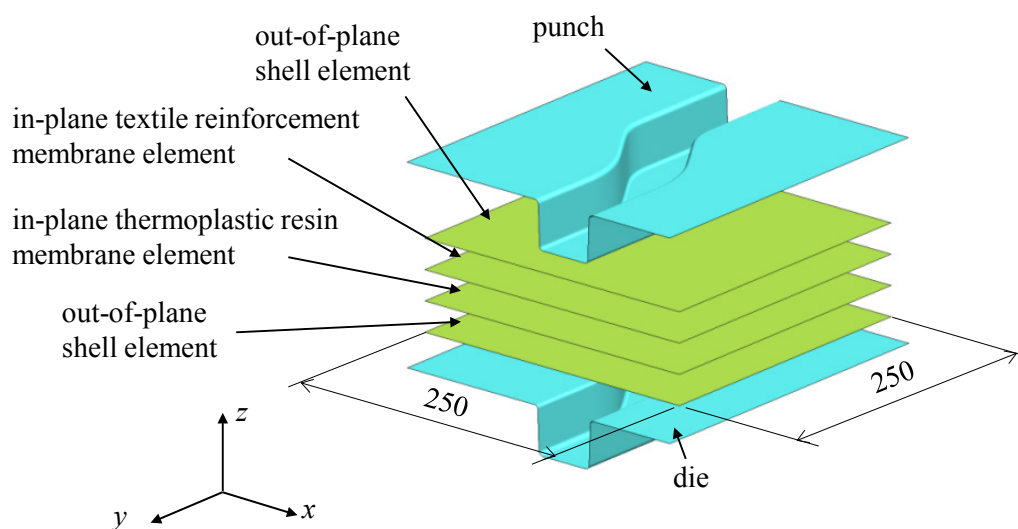


Fig.4.22 S-rail thermoforming simulation model

図 4.23 は $[(0/90)]_4$ 積層、図 4.24 は $[(45/-45)]_4$ 積層の試験、温度一定解析、および温度変化を考慮した熱構造連成解析のプレス成形後の+z 方向から見た外形形状の比較である。温度変化を考慮した解析の外形形状は、 $[(0/90)]_4$ と $[(45/-45)]_4$ のいずれの繊維配向でも試験とよく一致している。一方、温度一定解析の結果は、試験と比較すると部分的に大きく流入しているのがわかる。

温度一定解析で試験に対して、大きな流入が生じた原因について考察する。図 4.25 は、 $[(0/90)]_4$ 積層 CFRTP シートの熱構造連成解析のプレス成形中の CFRTP シートの温度分布である。パンチコーナー付近のたて壁部において、プレス成形中に急激な温度低下が生じているのがわかる。たて壁部では下死点到達前に CFRTP シートの両面がパンチとダイに接触するため、成形中に激しい温度低下が生じていると考える。

次に、 $[(0/90)]_4$ 積層 CFRTP シートのプレス成形後のたて壁部のパンチコーナー付近の縦糸と横糸のなす角度について、図 4.26 に試験結果と解析結果の比較を示す。プレス成形試験では、成形後のせん断変形を観測するため、プレス成形前の CFRTP シートに縦糸と横糸方向に沿って 10mm ピッチで直交グリッドを描き、試験を行っている。成形後の縦糸と横糸のなす角度は、試験では 71° 、温度一定解析は 61° 、熱構造連成解析は 71° である。図 4.25

に示したように、熱構造連成解析ではたて壁部の温度が成形中に急激に低下し、せん断剛性が増加するため、この部分でせん断変形が抑制されたことがわかる。一方、温度低下によるせん断特性の変化を考慮しない温度一定解析では、大きなせん断変形が生じている。温度一定解析では、たて壁部に大きなせん断変形が生じ、試験と比較して一部で大きな流入が生じたと考える。

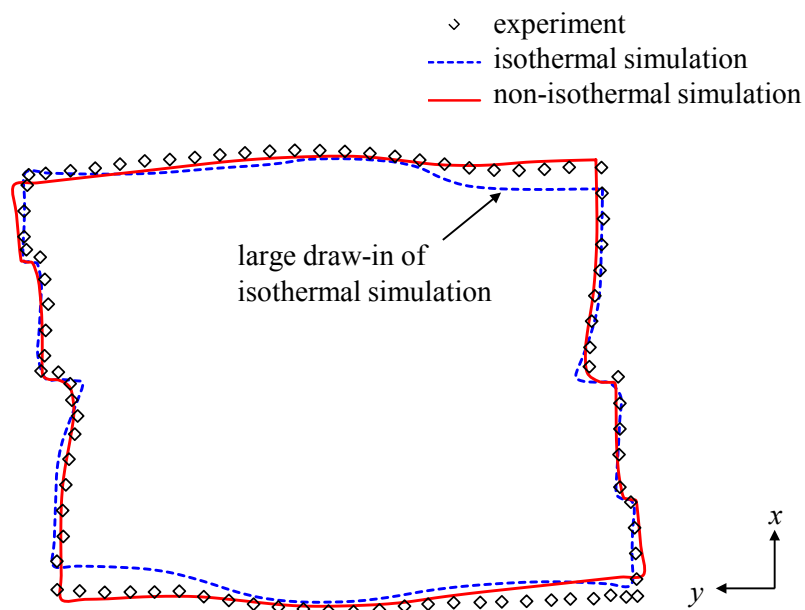


Fig.4.23 Comparison of final outlines between experiments of [(0/90)₄] layup

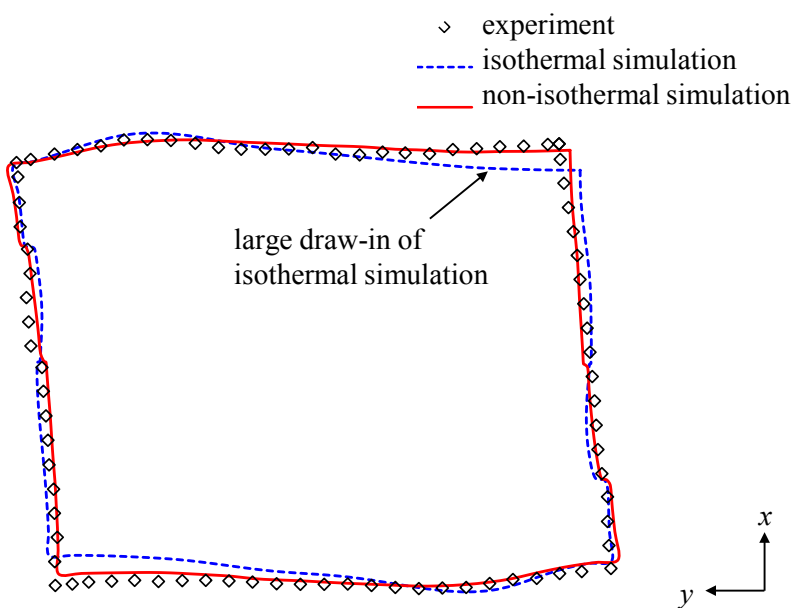
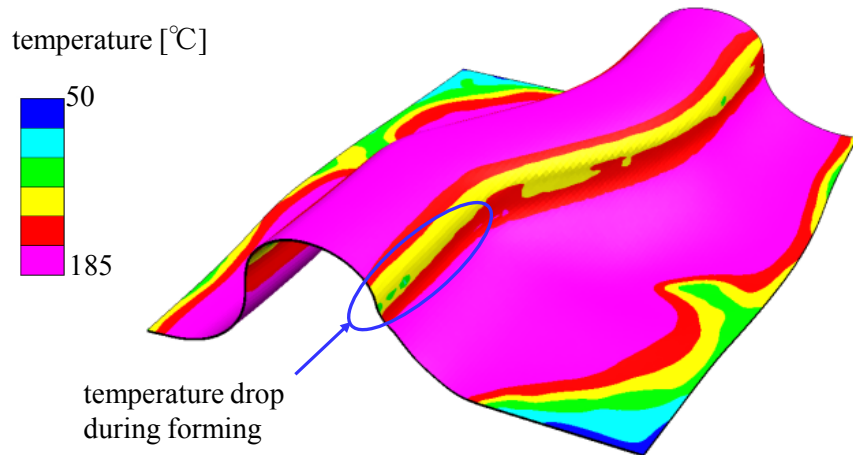
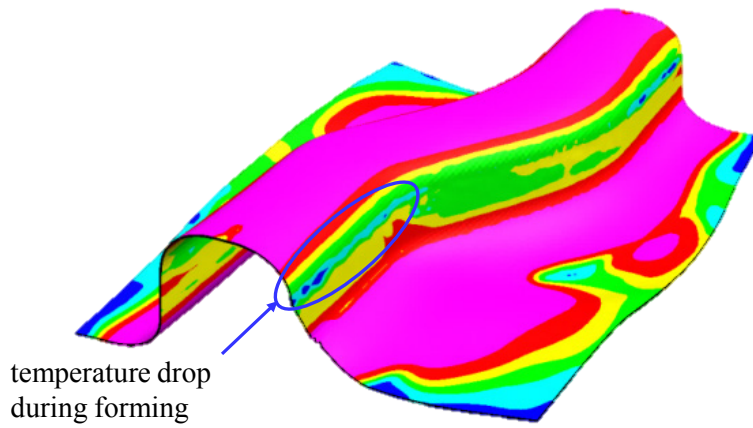


Fig.4.24 Comparison of final outlines between experiments of [(45/-45)₄] layup



(a) Stroke 20 mm



(b) Stroke 30 mm

Fig.4.25 Temperature distribution during non-isothermal forming simulation of $[(0/90)]_4$ lay-ups

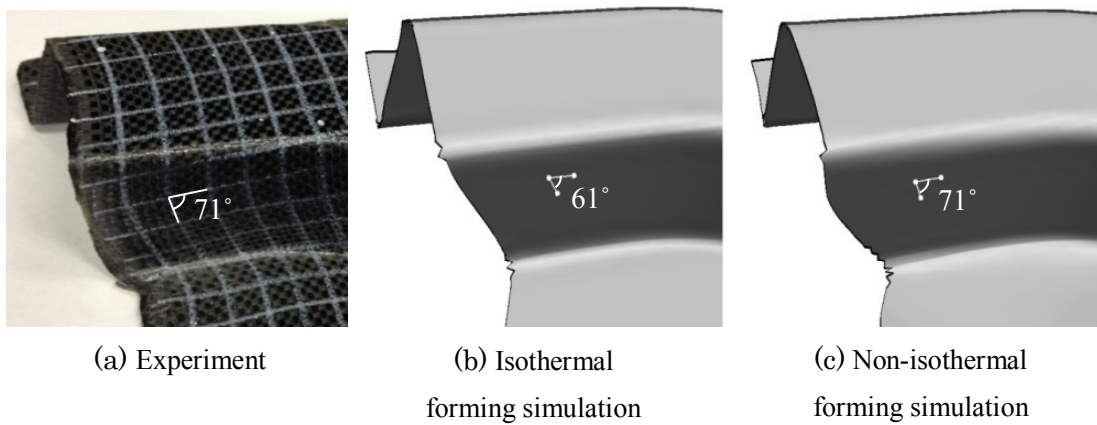


Fig.4.26 Comparison of shear angle of $[(0/90)]_4$ lay-ups

常温の金型を用いるプレス成形に対し、提案モデルを用いて熱構造連成解析を行うことにより、成形後のCFRTPシートの外形形状の予測を含め、プレス成形中の変形挙動を予測できることを示せたと考える。なお、本研究ではCFRTPシートのプレス成形モデル提案の第一段階として樹脂モデルに等方性のvon-Mises降伏条件を用いたが、熱可塑性樹脂の応力ひずみ特性は静水圧依存性を示すことも報告されており[107-119]、さらに高精度にプレス成形挙動を予測するためには、熱可塑性樹脂の応力ひずみ特性の静水圧依存性等も考慮した適切な降伏関数の選定が今後の課題と考える。

4.5 結言

本章ではプレス成形中の材料挙動を予測するため、面外の曲げ特性と面内の特性を独立に表現するFRTPシートのためのマクロスケールFEモデルを提案した。曲げ特性は、3.2節にてドライファブリックのプレス成形シミュレーションのために提案した膜要素にシェル要素を付加するモデルを拡張し、FRTPシートの高温時の非線形性を有する曲げ特性を表現可能とした。また、面内の挙動には、繊維基材の特性を表すマイクロメカニカルモデルに、 V_f の変化も考慮できるRuessモデルを用いて樹脂の応力成分を付加するモデルを提案した。

さらに、温度により大きく変化するCFRTPシートの面外と面内の特性を材料試験により把握し、温度依存性を考慮するCFRTPシートのFEモデルを構築した。構築したモデルを用いて熱構造連成解析を行い、常温の金型を用いるプレス成形におけるCFRTPシートの変形挙動が予測できた。

CFRTPシートの常温金型を用いたプレス成形は、成形時間が短く大量生産に適した非常に魅力的な工法であるが、プレス成形と冷却を同じ工程で行うため、金型を加熱しCFRTPシートを一定温度に保ってプレスする工法に比べ、成形時の材料挙動の制御が難しい。本提案モデルを用いたプレス成形シミュレーションにて最適な成形条件を模索することで、CFRTPシートのプレス成形工法による成形時間の短縮に寄与できるものと考えられる。

今回のプレス成形試験では成形不良の代表であるしわは生じず、提案モデルによる解析でも同様にしわは確認されなかった。しかし、本提案マクロスケールモデルはしわの評価に重要な曲げ特性を正確に考慮しているため、FRTPシートのプレス成形におけるしわ発生の予測についても有効な手法になると考える。

第5章 FRP のプレス成形限界の評価手法の提案

5.1 緒言

第3章でドライファブリック，第4章でFRTPシートのプレス成形マクロスケールFEモデルを提案し，しわの発生予測を含めプレス成形中の材料挙動を予測にできることを示した．マクロスケールFEモデルを用いてFRPのプレス成形シミュレーションを行うことへの目的は，製品形状における繊維配向を予測することに加え，しわや繊維破損といった成形不良を事前予測し成形不良の生じない最適な成形条件を模索することにある．FEモデルによる解析では，しわ発生の有無は要素の局所的な座屈による曲げ変形から判断する．しかし，特にUDプリプレグを blanks 材とした場合には非常に小さな波長のしわ（マイクロなしわ）が生じることが知られている．図5.1に示す Haanappel ら[47]のプレス成形試験では，UDプリプレグでは波長の大きなしわだけでなく，マイクロなしわが生じること，さらに小さなしわはFEモデルの要素サイズに対して非常に小さく予測するのが困難であることが報告されている．

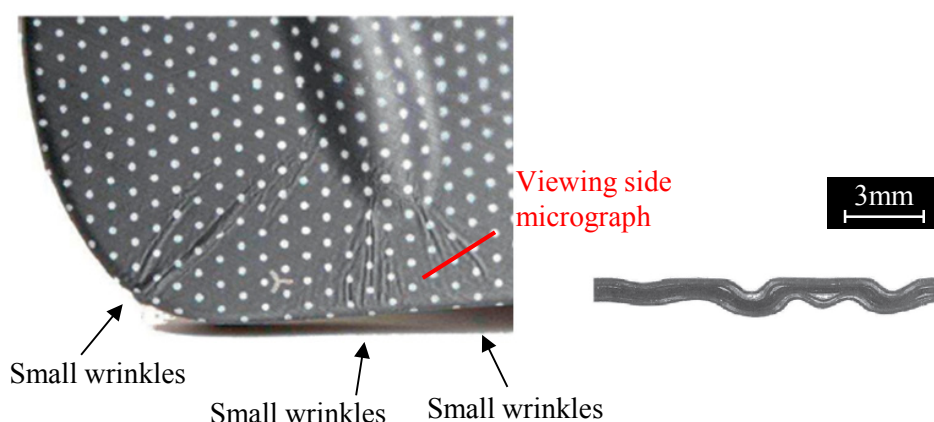


Fig.5.1 Micrographs of a region in the product where the small wrinkles develop typically [47]

金属薄板のプレス成形では，成形不良を予測する指標として，FLDが提案され[82]，シミュレーションで得られた局所的なひずみ状態から，破断やしわを予測するために広く利用されている．一方，FRPのプレス成形においては，Dessenberger ら[83, 84]が面内等方性の材料特性を持つランダムマットのプレス成形を対象として繊維破損としわを予測するため，図5.2に示すように主伸張（主ひずみ方向の伸長） λ_1 ， λ_2 によりひずみ空間における成形限界線図を試験計測から構築している．しかしながら，面内に強い異方性を有する連続繊維FRPシートのプレス成形について成形不良の代表であるしわを予測するための手法は未

だ提案されていない。

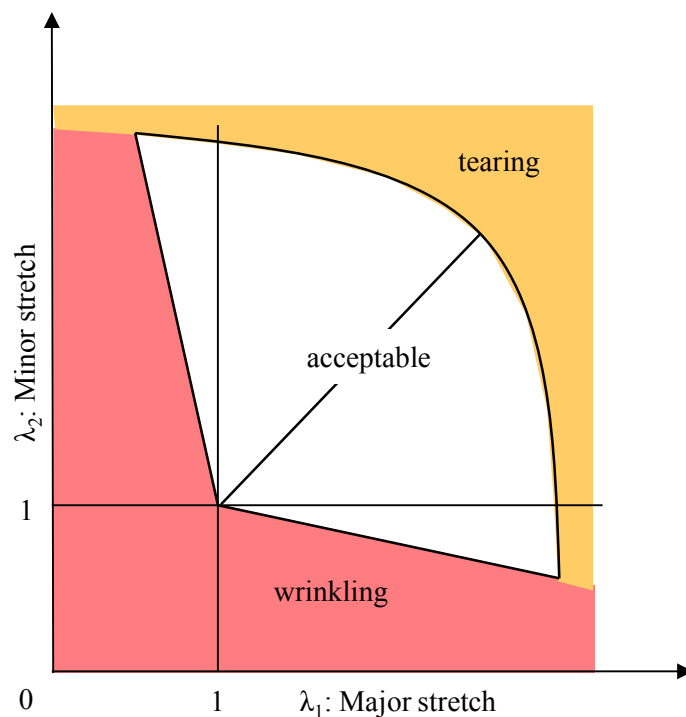


Fig. 5.2 Forming limit diagram of random mat [83, 84]

また、航空機に主に用いられる熱硬化性樹脂プリプレグの厚板の積層材では賦形後に加熱し樹脂を硬化する工程において樹脂の硬化収縮により繊維が動くことで図 5.3 に示すように積層内部でしわが発生することも知られている[120]. このようなしわは最終製品の圧縮強度を大幅に低下させ重大な問題を引き起こす可能性があるが、積層内部のしわは目視による検査では発見できないため、試作を繰り返し試作品の断面切断による検査などで対応しているのが現状である。

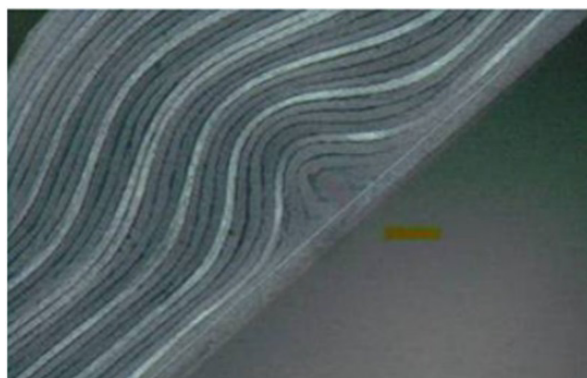


Fig.5.3 Out-of-plane wrinkling on joggled spar with quasi-isotropic layup [120]

1.1 節で述べたように B787 や A350XWB などの中型機では機体重量の約半分に CFRP が採用され、大幅な機体の軽量化を実現している。一方、A380 などの大型機における CFRP の適用は 25%にとどまっているのが現状である[3]。大型機の主要構造へ CFRP を適用する際は積層枚数の多い厚板の積層材が必要になる。そのため、設計段階にて積層内部に生じるしわを予測・制御する手法が確立できれば、大型機の主要構造への CFRP 適用に大きく貢献できると考える。

そこで本章では、連続繊維 FRP シートの成形限界を予測する手法構築の第一段階として、熱硬化性樹脂 UD プリプレグ（炭素繊維/エポキシ樹脂）を対象としマクロスケール FE モデルによるシミュレーションの各要素のひずみ状態から、要素の変形からは予測できないようなミクロなしわを予測する評価基準を提案する。さらに、硬化過渡の物性変化が非常に大きい熱硬化性樹脂プリプレグ積層材の樹脂の硬化工程でのしわの発生予測のための第一歩として、エポキシ樹脂の硬化前の UD プリプレグと硬化過渡状態の UD プリプレグの 2 つの材料特性に対して、しわ発生予測の基準を構築し、予測性能を評価する。

5.2 プレス成形シミュレーションによるしわ発生予測

第 4 章では、熱可塑性樹脂を織物繊維基材に含浸させたプリプレグシートを積層した CFRTP シートを対象とし、面内特性は膜要素、面外曲げ特性は膜要素に付加したシェル要素で表現するモデルを提案し、面内の挙動には繊維基材の特性を表すマイクロメカニカルモデルに、 V_f の変化も考慮できる Ruess モデルを用いて樹脂の応力成分を付加するマクロスケールモデルを提案したが、ここでは、FRP のプレス成形限界評価の第一段階の研究であることから、簡単のため直交異方性弾性モデルを用いたシミュレーションを行い、しわ発生の評価基準について考察を行うものとする。

5.2.1 UD プリプレグの材料物性同定

UD プリプレグを直交異方性弾性モデルとして解析する際に必要となる材料定数を取得するため、45°方向材と 90°方向材の引張試験を行う。また、0°方向材では引張時のチャック内のすべりが発生すると予想されるため、0°方向材については 3 点曲げ試験から材料定数を取得する。

45°方向材の引張試験の試験片は長さ 300mm、幅 40mm とし、90°方向材の引張試験の試験片は長さ 220mm、幅 40mm とする。図 5.4 は、引張試験の概要である。試験片にアルミニウム製の錘により荷重を徐々に負荷し、マイクロ스코プにてひずみを計測する。なお、UD プリプレグの厚みは、0.19mm である。

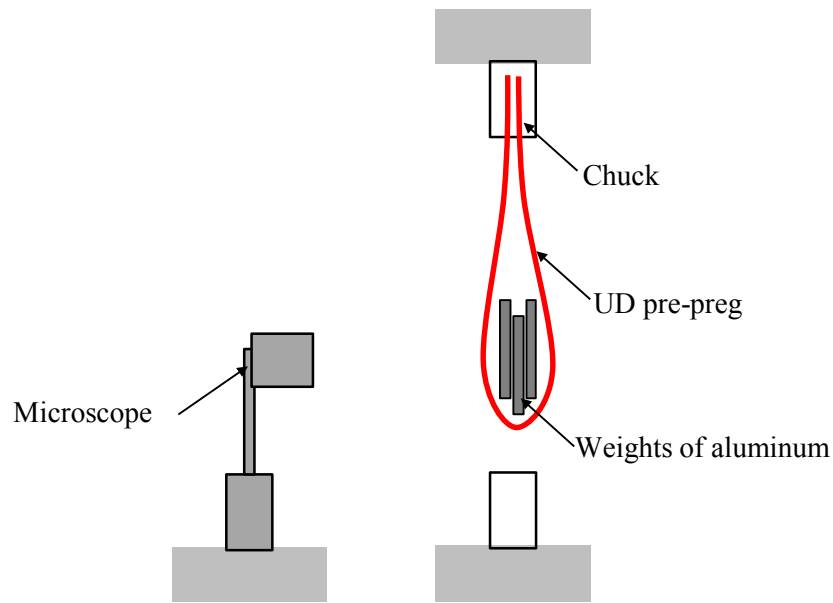


Fig.5.4 Tensile experiments in 45 deg. and 90 deg. direction

図 5.5 は、45°方向材の引張試験にて計測した応力-ひずみ特性である。試験で計測された応力-ひずみ特性から最小二乗法により 45°方向材の弾性係数は 14.9MPa と近似する。

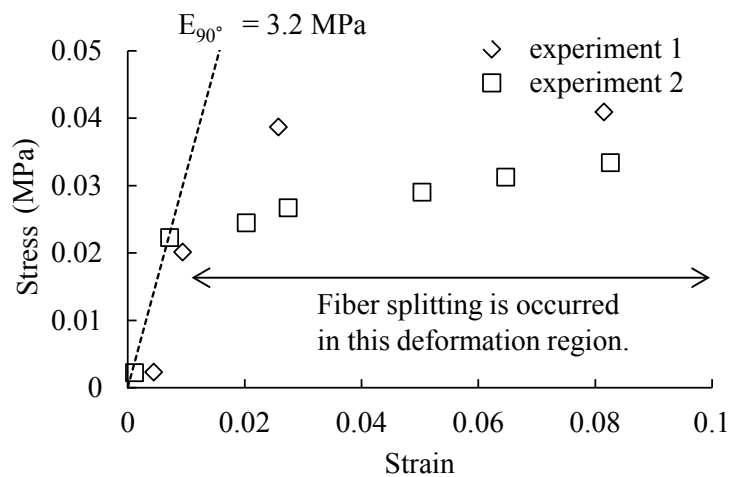


Fig.5.5 Experimental results under tensile deformation in 45 deg. direction

図 5.6 は、90°方向材の引張試験にて計測した応力-ひずみ特性である。ひずみ 0.01 を超える変形域においては非線形性を有する材料特性を示すが、ここではひずみ 0.01 未満で計測された応力-ひずみ特性から最小二乗法により 90°方向材の弾性係数は 3.2MPa と近似する。

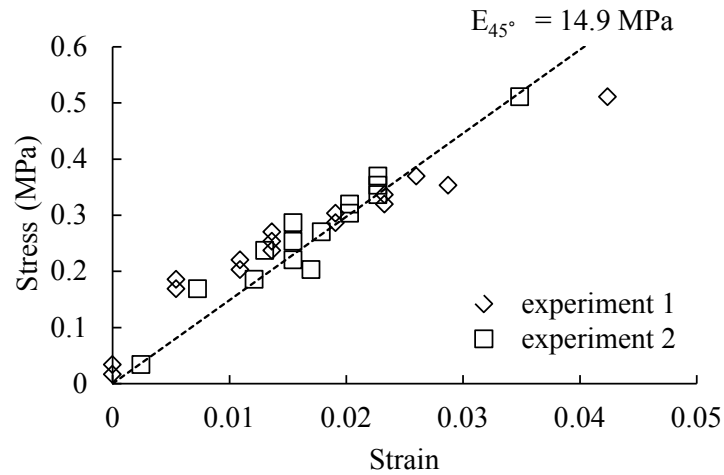


Fig.5.6 Experimental results under tensile deformation in 90 deg. direction

0°方向材の3点曲げ試験の試験片は、支点間長さ150mm、幅40mmとし、引張試験と同様にアルミニウム製の錘により荷重を負荷し、たわみを計測することで0°方向材の特性を取得する。図5.7は、曲げ試験の概要である。なお、UDプリプレグの厚みは引張試験同様に0.19mmである。

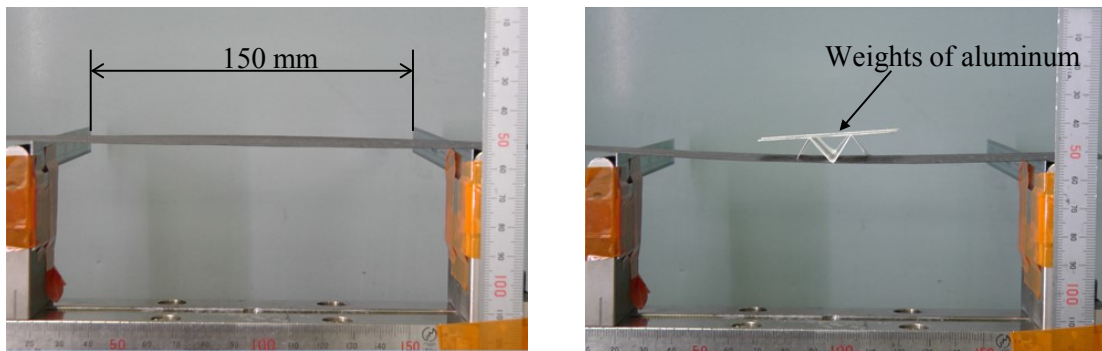


Fig.5.7 Three point bending experiment in 0 deg. direction

図5.8は、曲げ試験から荷重-たわみ関係である。0°方向材の弾性係数は式(5.1)より計算し、44,100MPaとする。

$$E = \frac{Pl^3}{4bh^3\delta} \tag{5.1}$$

ここで、 P は錘により試験片に負荷した荷重、 l は支点間距離、 b は試験片の幅、 h は試験片の厚み、 δ は錘の載荷部のたわみである。

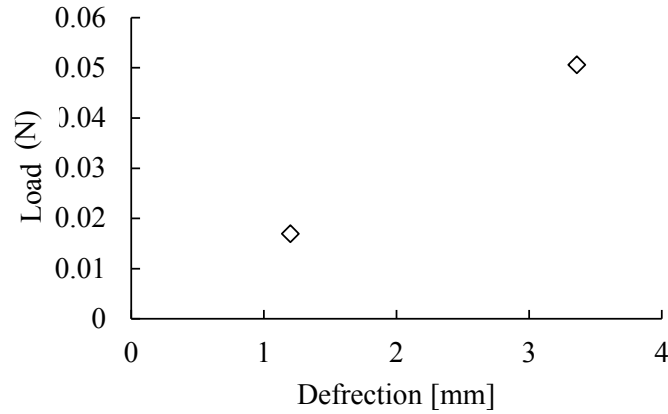


Fig.5.8 Experimental response of 3 point bending in 0 deg. direction

各試験において幅方向の変形は小さく、ひずみの計測は困難であった。そのため、0°方向材と90°方向材の弾性係数、せん断弾性係数および炭素繊維とエポキシ樹脂の素材の材料物性から、式(5.2)～式(5.6)の理論式により推定する。表5.1はUDプリプレグの物性算出に用いた炭素繊維およびエポキシ樹脂である。なお、UDプリプレグの V_f は50%である。

$$\nu_{12} = \nu_{12}^f V_f + \nu^m (1 - V_f) \quad (5.2)$$

$$\nu_{23} = \nu_{23}^f V_f + (1 - V_f) \left(\nu^m - \frac{\nu_{12} E_{22}}{E_{11}} \right) \quad (5.3)$$

$$\frac{\nu_{12}}{E_{11}} = \frac{\nu_{21}}{E_{22}} = \frac{\nu_{31}}{E_{22}} \quad (5.4)$$

$$\frac{4}{E_{45^\circ}} = \frac{1}{E_{11}} + \frac{1}{E_{22}} - \frac{2\nu_{12}}{E_{11}} + \frac{1}{G_{12}} \quad (5.5)$$

$$G_{23} = \frac{E_{22}}{2(1 + \nu_{23})} \quad (5.6)$$

ここで、 E_{11} 、 E_{22} および G_{12} はそれぞれ繊維方向、繊維直交方向の弾性係数およびせん断弾性係数であり0°方向材の曲げ試験と90°方向材の引張試験および45°方向材の引張試験から得られた値を用いる。 ν はポアソン比であり右上の添え字の f と m はそれぞれ炭素繊維とエポキシ樹脂を示す。 V_f は繊維含有率を示し0.5とする。また、右下の添え字の数字は、1が繊維方向、2と3が繊維直交方向を示す。

Table.5.1 Material parameters for carbon fiber and epoxy

Material parameters			Carbon fiber	Epoxy
Young's modulus	E_{11}	[MPa]	230,000	3.4
Young's modulus	E_{22}, E_{33}	[MPa]	14,710	3.4
Shear modulus	G_{23}	[MPa]	5.0	1.3
Shear modulus	G_{31}, G_{12}	[MPa]	9.4	1.3
Poisson's ratio	ν_{23}		0.45	0.48
Poisson's ratio	ν_{31}		0.01	0.48
Poisson's ratio	ν_{12}		0.20	0.48

Table.5.2 Material characterization of UD prepreg

Young's modulus	E_{11}	[MPa]	44,100
Young's modulus	E_{22}, E_{33}	[MPa]	3.2
Shear modulus	G_{23}	[MPa]	1.1
Shear modulus	G_{31}, G_{12}	[MPa]	22.3
Poisson's ratio	ν_{23}		0.47
Poisson's ratio	ν_{31}		2.5e-5
Poisson's ratio	ν_{12}		0.34

表 5.2 は、45°方向材と 90°方向材の引張試験および 0°方向材の曲げ試験から計測した各方向の弾性係数、表 5.1 に示した炭素繊維とエポキシ樹脂の素材の各材料特性、および式(5.2)～(5.6)の理論式より同定した UD プリプレグの直交異方性の弾性定数である。

5.2.2 UD プリプレグのプレス成形試験

しわの発生は局所的な材料の曲げの変形により生じるため、本研究では曲げ変形が生じ易くプレス成形評価に用いられる代表的な形状である S レール形状を用いて検証する。表 5.3 は成形条件である。プランク材のサイズは 140mm×105mm とし、長手方向に繊維が並ぶように UD プリプレグシートよりプランク材を切り出し、プレス成形試験を行う。

Table.5.3 Forming condition of UD prepreg

Travelling stroke of punch	[mm]	20.0
Travelling speed of punch	[mm/s]	20.0
Blank holder force	[N]	500

図 5.9 はプレス成形試験後の変形形状である。図 5.9 に示すようにウェブ中央部にて、繊維方向に波打つ長波長かつ振幅の大きなしわが確認できる。繊維方向に生じるしわは、材

料内部で繊維座屈を引き起こすため、最終製品の圧縮強度低下の原因になり、設計段階において事前予測・対策が必要なしわである。



Fig.5.9 Appearance of wrinkling in forming process

5.2.3 UD プリプレグのプレス成形シミュレーション

プレス成形試験と同等の成形条件を与えるマクロスケール FE モデルを構築する。UD プリプレグの厚みは 0.19mm とし、シェル要素[98, 99]により要素サイズ 1mm にてモデル化する。要素数は 14,700 要素である。金型のダイ、パンチおよびホルダーは表面形状を剛体シェル要素でモデル化する。ブランクと金型の接触摩擦係数は 0.2 とする。図 5.10 は、解析モデルの概要である。なお、解析には汎用有限要素法コード LS-DYNA[86]を用いる。

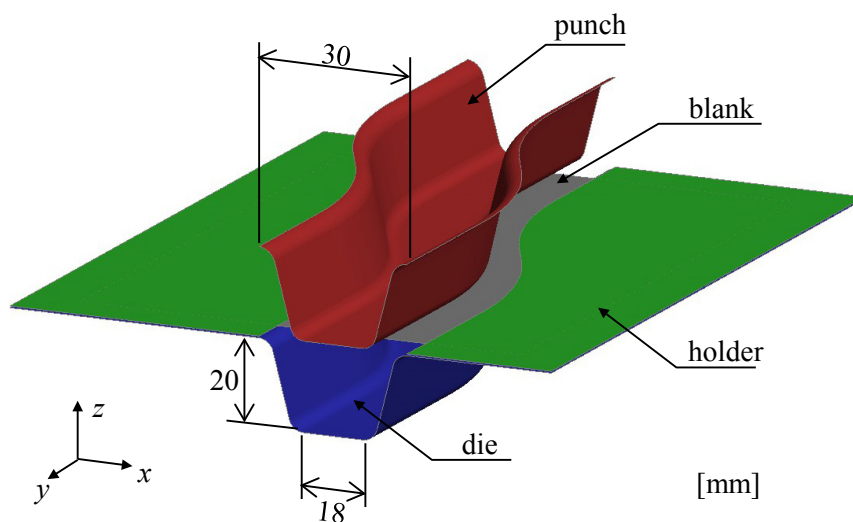


Fig.5.10 Geometry of S-rail tools

5.2.1 の材料試験と 5.2.2 のプレス成形試験において、UD プリプレグ保管時の温度条件を

揃えることが設備上困難であったため、プレス成形試験に用いた UD プリプレグではエポキシ樹脂が硬化進行していた可能性がある。プレス成形試験時の硬化過渡状態の UD プリプレグの材料物性を同定するため、事前解析として、5.2.1 で同定したエポキシ樹脂の硬化前の UD プリプレグの材料物性に対し、樹脂の弾性係数を 5 倍、10 倍、50 倍として算出した材料物性を用いたパラメトリックスタディ解析を行い、プレス成形試験のしわ形状との比較を行った。樹脂の弾性係数を 10 倍としたプレス成形シミュレーションにて試験と同等のしわが生じることを確認している。図 5.11 は、試験結果と樹脂の弾性係数を 10 倍として算出した UD プリプレグの材料物性を用いたプレス成形シミュレーション結果の比較である。なお、図 5.11(b)のシミュレーション結果はしわの発生位置を強調するため要素の曲率変化の分布を示している。

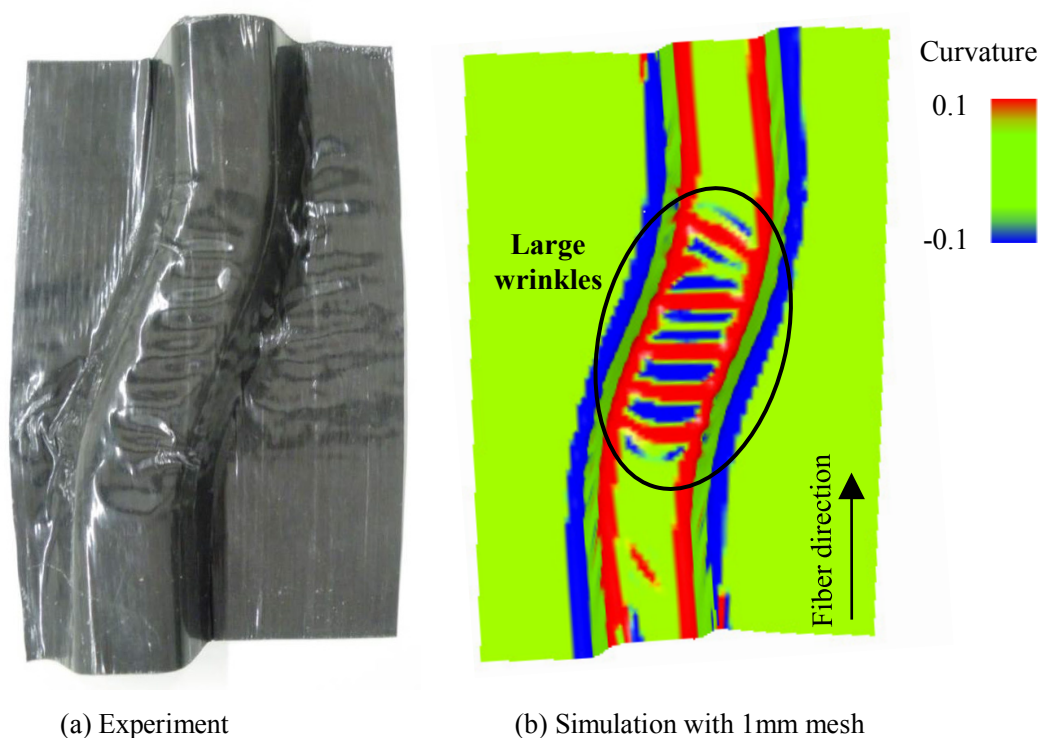


Fig.5.11 Comparison of deformation of UD prepreg (E of matrix is scaled to 10 times)

次に、要素サイズ 1mm のブランクモデルに材料試験から同定したエポキシ樹脂の硬化前の UD プリプレグの物性値を与え、プレス成形シミュレーションを行う。図 5.12(a)は、解析結果の曲率変化分布である。図 5.11(b)に示す樹脂の硬化過渡の物性値を与えた UD プリプレグの解析結果と比較して、波長の小さなしわが多数生じていることが確認できる。次に、ブランクモデルの要素サイズを 2mm に変更し、エポキシ樹脂の硬化前の材料特性を与えた解析を行う。図 5.12(b)は、2mm の要素サイズを用いたマクロスケール FE モデルの曲率変化分布である。しわの発生形状を表現するのに要素分割が不十分であり、要素の変形

形状からは硬化前の UD プリプレグで生じる波長の小さなしわ（マイクロなしわ）は予測できないことがわかる。複雑な形状を持つ実際の製品では、さらに小さなしわが生じると考えるが、マクロスケール FE モデルでしわを予測する場合には、非常に小さなサイズの要素が必要であることがわかる。

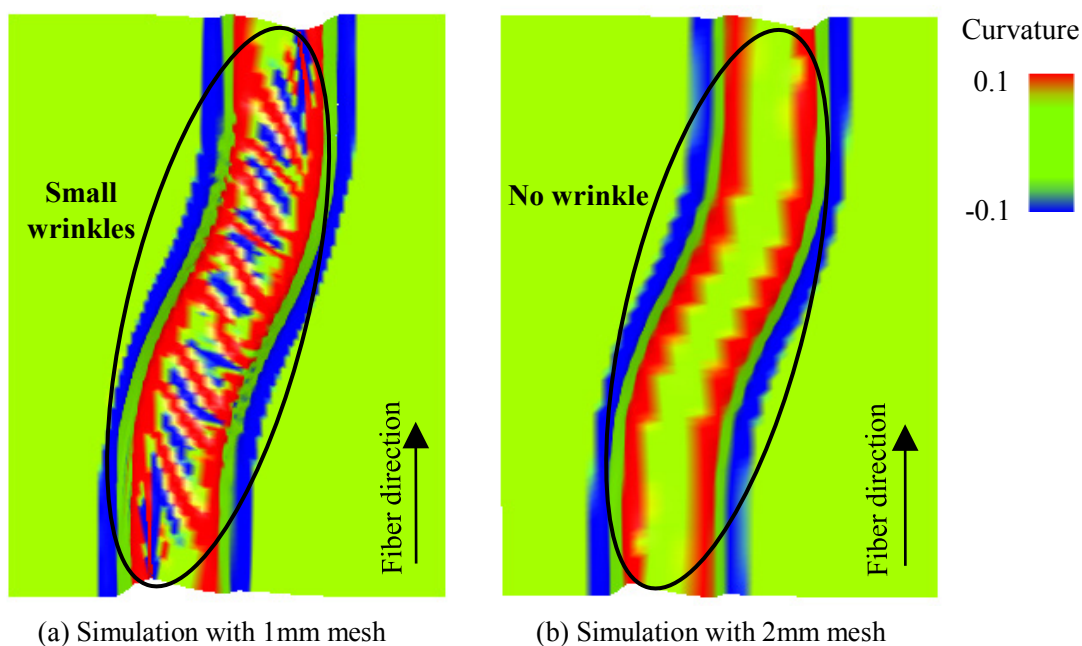


Fig.5.12 Simulated deformation of UD prepreg (No curing: E of matrix is not scaled)

マクロスケール FE モデルで予測可能なしわのサイズは、図 5.13 に示すように要素サイズに依存する。マイクロなしわを予測するためにはブランクの要素サイズを小さくする必要があるが、計算コストの制約がある。例えば、陽解法によりプレス成形シミュレーションを行う場合は要素サイズを 2mm から 1mm に再分割すれば、要素数は 4 倍、さらにクーラン条件[86]により決まる計算ステップの刻みを 1/2 にする必要があり、計算ステップ数は 2 倍になる。そのため、計算時間はおよそ 8 倍になると見積もれる。実際には、UD のプリプレグは複数積層した状態でプレス成形される、要素サイズを小さくすれば、さらに積層枚数の分だけ要素数は増加することになり、計算コストは劇的に増加してしまう。

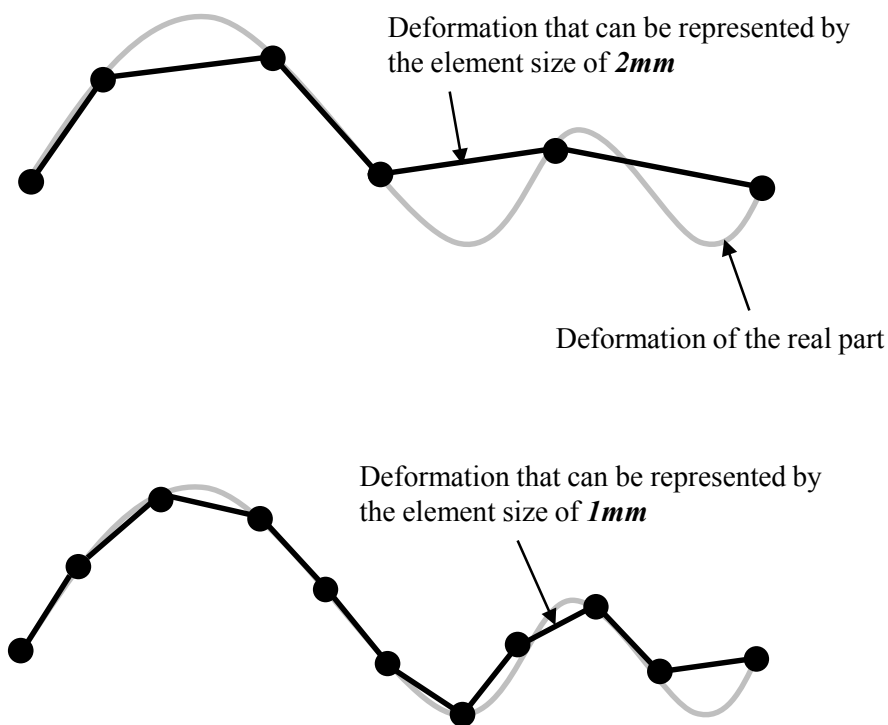


Fig.5.13 Capability of representing shape depends on element size

5.3 ミクロなしわ予測手法の提案

本節では、連続繊維 FRP の成形限界評価の手法構築の第一段階として、マクロスケール FE モデルの変形形状として表現できないミクロなしわを予測するため、5.2 節で実施した直交異方性弾性モデルを用いたシミュレーション結果における各要素のひずみ状態からしわ発生を予測する基準を提案する。具体的には、しわ発生時の繊維方向のひずみ ϵ_f および繊維直交方向のひずみ ϵ_m 状態をグラフにプロットし、ひずみ比が異なる場合のしわ発生の限界基準を作成する。

しわの発生メカニズムは、面内の圧縮変形により生じる圧縮力が座屈荷重を超えることで面外の座屈変形に分岐すると考えられる。そのため、しわ発生のきっかけとなる面内の圧縮応力（圧縮ひずみ）は、しわが生じた後は低下する。また、しわ発生前の面内圧縮変形時には図 5.14(a)に示すように厚み方向でひずみ分布は一様な状態であるのに対し、面外変形を伴うしわの発生後には、図 5.14(b)に示すように厚み方向でひずみ分布は不均一な状態に移行すると考えられる。そのため、本研究ではシェル要素の板厚方向の各積分点の繊維方向および繊維直交方向の面内ひずみ履歴を観察し、図 5.14(c)に示すように板厚方向の積分点におけるひずみ値に差異が生じるタイミングにより、しわ発生のタイミングを特定する。

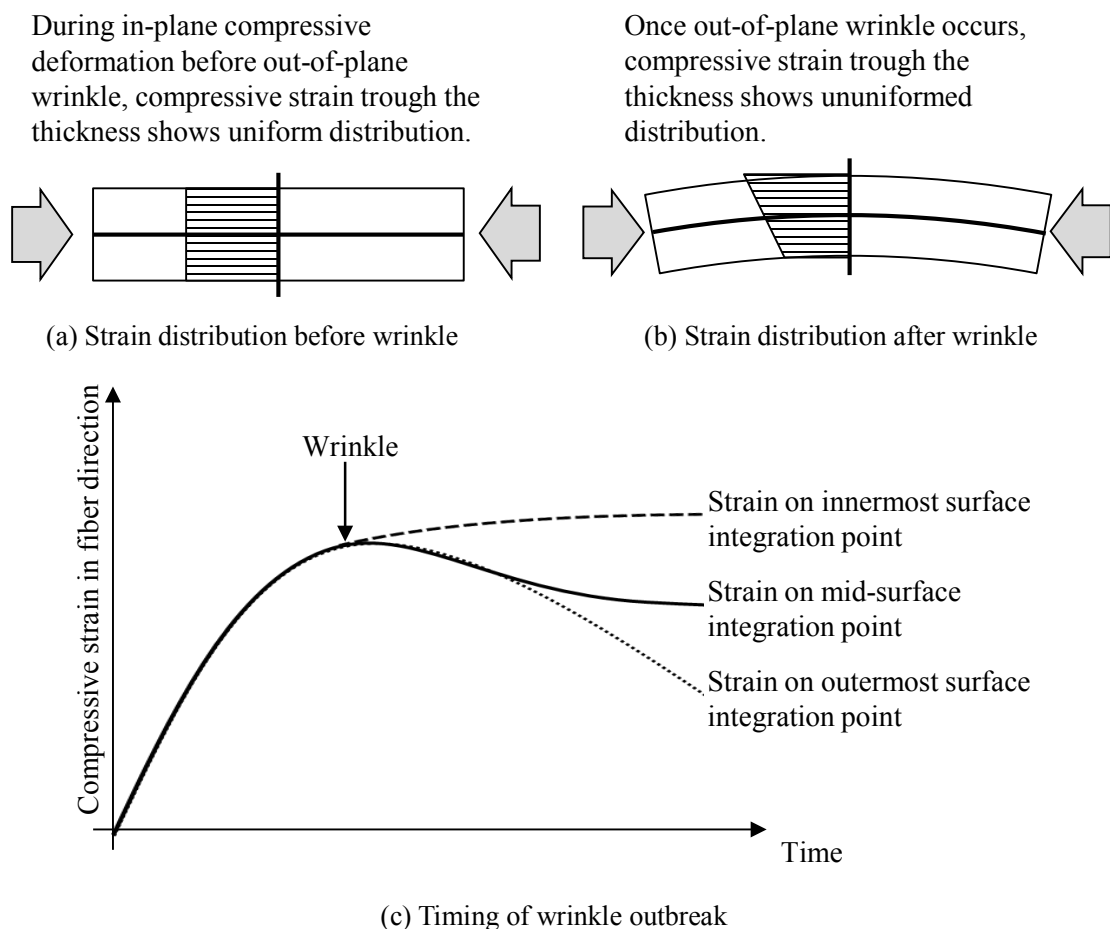


Fig.5.14 Judgment of moment wrinkles occur

図 5.15 は、樹脂の弾性係数を 10 倍とし要素サイズ 1mm のブランクモデルにて行ったプレス成形シミュレーションのしわ発生のタイミングの ε_f と ε_m をプロットしたグラフである。なお、図 5.15 中の青線は、繊維直交方向に一軸引張を与えた際のひずみ状態を示す。これは式 (5.7) に示す ε_f と ε_m の関係式で表される。

$$\varepsilon_f = -\nu_{21}\varepsilon_m = -2.45 \times 10^{-4} \cdot \varepsilon_m \quad (5.7)$$

ここで、 ν_{21} は繊維直交方向に伸張した際のポアソン比である。つまり、青線より左側の領域では繊維に圧縮力が生じるため、しわが生じる可能性があると考えることができる。また、図 5.15 の赤線は、繊維方向に圧縮変形を与えるひずみエネルギーと繊維直交方向に引張変形を与えるひずみエネルギーの平衡の状態を示す直線である。繊維方向、繊維直交方向に生じるひずみエネルギーは式 (5.8) および式 (5.9) で表されるため、赤線が示す繊維方向の圧縮変形と繊維直交方向の引張変形のエネルギー平衡状態は、 ε_f と ε_m を用いて式

(5.10) の関係式で表すことができる。

$$U_f = \int_V \left(\frac{1}{2} \sigma_f \varepsilon_f \right) dV = \int_V \left(\frac{1}{2} E_{11} \varepsilon_f^2 \right) dV \quad (5.8)$$

$$U_m = \int_V \left(\frac{1}{2} \sigma_m \varepsilon_m \right) dV = \int_V \left(\frac{1}{2} E_{22} \varepsilon_m^2 \right) dV \quad (5.9)$$

$$\varepsilon_f = -\sqrt{\frac{E_{22}}{E_{11}}} \varepsilon_m = -0.02688 \cdot \varepsilon_m \quad (5.10)$$

ここで、 σ_f と σ_m はそれぞれ繊維方向、繊維直交方向の応力であり、 E_{11} と E_{22} は繊維方向、繊維直交方向の弾性係数である。

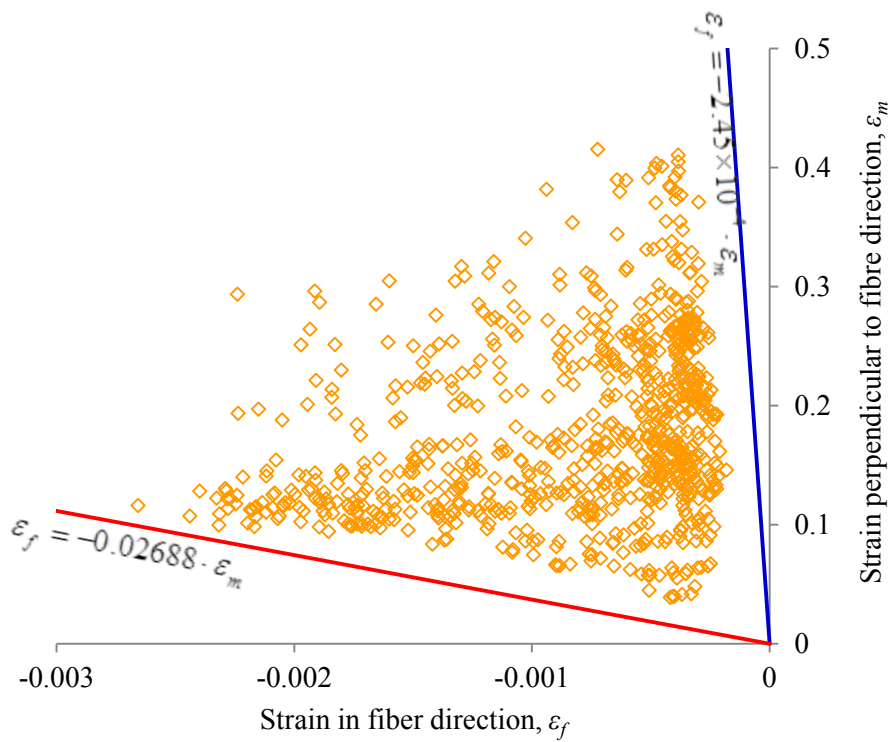


Fig.5.15 Computational representation of strain indicator for curing transient UD pre-preg
(E of matrix is scaled to 10 times)

図 5.16 は、材料試験から同定したエポキシ樹脂の硬化前の UD プリプレグの物性値を与え、要素サイズ 1mm のブランクモデルにて行ったプレス成形シミュレーションにおけるしわ発生のタイミングの ε_f と ε_m をプロットしたグラフである。図 5.15 と同様に繊維直交方向に一軸引張のひずみ状態を青線で示し、繊維方向の圧縮ひずみエネルギーと繊維直交方向

の引張ひずみエネルギーの平衡の状態を赤線で示す. 硬化過渡状態と比較し, ν_{21} と E_{22} の値が異なるため, 青線と赤線の関数は式 (5.11) と式 (5.12) のように変化するが, やはり, 青線と赤線に囲まれるひずみ状態においてしわが発生することが確認できる.

$$\varepsilon_f = -\nu_{21}\varepsilon_m = -2.45 \times 10^{-5} \cdot \varepsilon_m \quad (5.11)$$

$$\varepsilon_f = -\sqrt{\frac{E_{22}}{E_{11}}}\varepsilon_m = -0.0085 \cdot \varepsilon_m \quad (5.12)$$

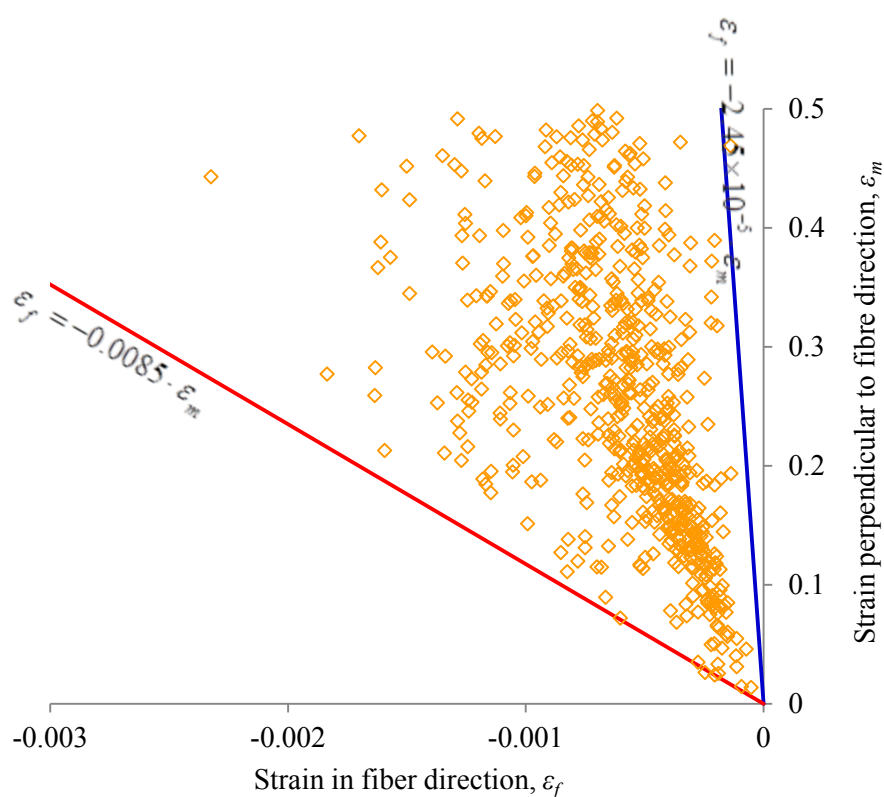


Fig.5.16 Computational representation of strain indicator for uncured UD pre-preg
(No curing: E of matrix is not scaled)

図 5.17 は, 本研究にて提案するしわ発生の予測基準の概要である. さらに, 図 5.12 に示したようにマクロスケール FE モデルの変形形状から直接しわの発生を予測できなかった樹脂硬化前の UD プリプレグに対する要素サイズ 2mm のシミュレーションに式 (5.11) と式 (5.12) で表されるしわ発生の予測基準を適用し, しわ発生の予測を行う. 図 5.18 は, プレス成形後のひずみ状態が, 青線と赤線で囲まれる状態 (図 5.17 の Risk of wrinkles の領域) を黄色, 赤線を超える繊維方向の圧縮ひずみが生じている状態を赤色 (図 5.17 の Wrinkles

の領域)で示したものである。なお、繊維方向に青線より小さな圧縮ひずみが生じている状態(図 5.17 の Acceptable deformation の領域)は灰色で示している。

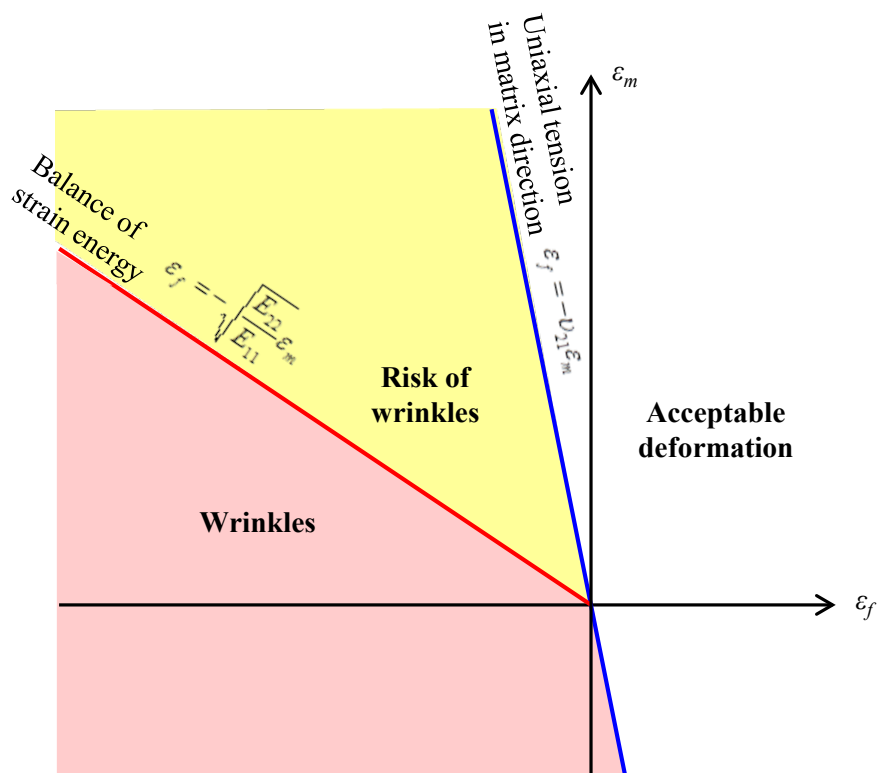


Fig.5.17 Schematic forming limit diagram for UD prepreg

図 5.18 について金型形状として曲率を有する箇所を除いて評価すると、ウェブ中央部の要素が黄色のひずみ状態にあり、しわの発生するリスクがあることが予測できるのがわかる。これは、要素サイズ 1mm のシミュレーションにて、しわの発生が確認された箇所と合致しているのがわかる。要素サイズ 2mm のシミュレーションでは要素変形状からは予測できなかった波長の小さなしわを、本研究にて提案するしわ発生基準により予測しており、マイクロしわをマクロスケール FE モデルの結果から予測できることが示唆される。

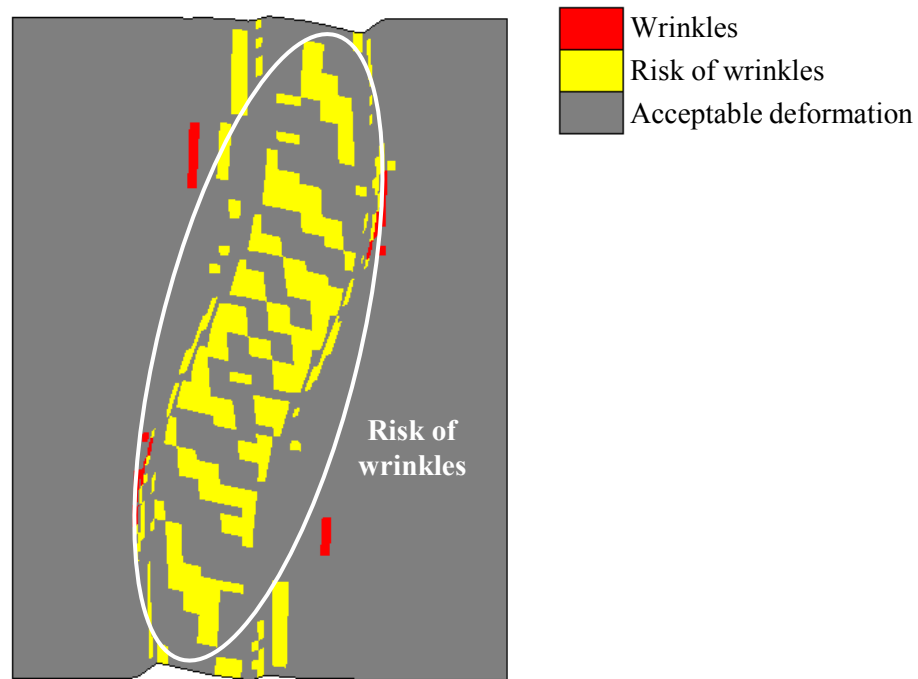


Fig.5.18 Contour plot of the formability over deformed FE elements with 2mm mesh

5.4 結言

本章では、UD プリプレグ（炭素繊維/エポキシ樹脂）を対象とし、マクロスケール FE モデルによる解析では、これまで予測することができなかったマイクロなしわをひずみ状態から予測する基準を作成した。具体的には、直交異方性弾性モデルを用いたプレス成形シミュレーションのひずみ状態を詳細に解析し、なしわの発生時のひずみ状態が繊維直交方向一軸引張のひずみ状態と、繊維方向の圧縮ひずみエネルギーと繊維直交方向の引張ひずみエネルギーの平衡状態を表す状態の間にあることを確認した。さらに、マクロスケール FE モデルの要素の変形形状から直接予測できないマイクロなしわを本提案基準により予測できることを示した。

本章で提案したなしわ発生基準を利用することで、UD プリプレグで生じるマイクロなしわも現実的な計算コストのマクロスケール FE モデルにて予測が可能になり、UD プリプレグのプレス成形によるプロセス設計に寄与できるものと考ええる。

本研究では、連続繊維 FRP の成形限界評価の手法構築の第一段階として、直交異方性弾性モデルを用いた解析結果からなしわの発生基準を構築したが、UD プリプレグの 90° 方向材の引張試験では非線形性を有する材料特性を確認している。また、第 4 章では、面内と面外の非線形性および異方性を正確に表現するマクロスケール FE モデルを提案しており、今後は材料特性の非線形性を正確に考慮したマクロスケール FE モデルのシミュレーション結果からなしわ発生を含めた成形限界の評価手法の構築を深く考察することが必要と考える。

さらに、5.1 で述べたように、熱硬化プリプレグの厚板の積層材では賦形後に加熱し樹脂を硬化する工程において、樹脂の硬化収縮により繊維が動き、積層材の内部にてしわが発生することが知られている。このような積層内部のしわの発生をマクロスケール FE モデルのシミュレーションにて予測するためには、厚み方向の応力を考慮したしわ発生の予測基準を構築する必要がある。そのため、積層状態をソリッド要素でモデル化したシミュレーション結果のひずみ状態を詳細に分析し、しわ発生評価基準を検討することが今後の課題と考える。

第6章 結論

CFRP は、比強度および比剛性に優れることから、航空機分野ではその適用拡大により大幅な機体の軽量化が実現されている。一方、排出ガス規制が強化され、車両の軽量化による燃費向上が求められる自動車分野においても、RTM を含む FRP のプレス成形工法の改良により成形時間が大幅に短縮され、今後、量産車における CFRP の適用が拡大することが予測されている。しかし、FRP のプレス成形工法は、成形時の制御パラメータが多く、試験による成形条件の最適化には多くの時間と費用が必要になるため、プレス成形不良を予測し、最適な成形条件を探索できるシミュレーション手法の確立が課題となっている。

そこで本研究では、FRP のプレス成形シミュレーションと成形性の評価を研究対象とした。FRP シートは、金属とは大きく異なる異方性かつ非線形性を有する材料挙動を示すため、複雑な異方性と非線形性を有する材料挙動をマクロスケール FE モデルで如何に表現するかに着目した研究が行われてきた。しかし、プレス成形中の支配的な変形モードであるせん断特性の表現については、繊維方向とせん断を完全に独立の関数で表現するモデルがほとんどであり、せん断特性の引張依存性が考慮されていない問題があった。さらに、成形不良の代表であるしわ形状の予測には面外の曲げ特性の正確な表現が重要であるが、従来のマクロスケール FE モデルでは膜要素が用いられており曲げ剛性が考慮されていない問題があった。2011 年に Boisse ら[43]は面外の曲げ剛性を考慮したマクロスケール FE モデルを提案している。しかし、線形かつ等方性の曲げ剛性のみを考慮しており、ドライファブリックの方向依存性の曲げ剛性や FRTP シートの高温時の非線形性を有する曲げ特性は考慮されていない問題があった。さらに、連続繊維 FRP シートの成形限界を予測する手法は過去に提案されておらず、UD プリプレグでみられるマイクロなしわをマクロスケール FE モデルで予測するには、非常に小さく要素分割されたモデルを用いる必要があり、計算コストの制約から現実的には予測不可能であった。

既存研究におけるこれらの課題を解決するため、本研究では、下記を研究項目とした。

- (1) 成形不良の代表であるしわの発生予測を含め成形性を総合的に評価するため、曲げ剛性とせん断挙動の引張依存性を考慮したドライファブリックのマクロスケール FE モデルの提案
- (2) FRTP シートの高温時の非線形性を有する曲げ特性と温度依存性の材料挙動を考慮し、さらに V_f の変化に対応できる FRTP シートのマクロスケール FE モデルの提案
- (3) FRP シートのプレス成形限界を予測する手法構築の第一段階として、直交異方性弾性体モデルを用いたマクロスケール FE モデルの各要素のひずみ状態から UD プリプレグのしわ発生を予測する手法の提案

6.1 本研究の成果

本研究の成果を以下にまとめる。

第 1 章では、緒論として自動車分野で金属に代わる材料として期待される FRP の適用状況と、量産車へ適用を拡大するために量産技術の確立が課題になっていることを記述した。さらに、RTM 工法のプリフォーム工程や FRTP シートのプレス成形シミュレーションを対象とし、既存研究にて提案されているマクロスケール FE モデルとそれらの問題点について記述した。研究目的として、面外曲げ剛性と面内せん断の引張依存性を考慮したドライファブリックモデルの提案、非線形性を有する曲げ特性および V_f の変化に対応した温度依存性を考慮した FRTP シートモデルの提案、連続繊維 FRP シートのプレス成形限界予測手法の構築の第一段階として直交異方性弾性体モデルによるしわ発生予測手法の提案を設定した。これらの目的を達成することで、自動車分野において、FRP の量産車への適用に適した工法であるプレス成形による量産成形技術の確立に貢献することを最終的な目標とすることを記述した。

第 2 章では、異方性かつ非線形性を有するドライファブリックの複雑な材料挙動を詳細に分析することを目的として、繊維束スケールで織り構造をソリッド要素によりモデル化し、繊維束の変形と相互作用を直接計算するメゾスケールモデルを用いて解析を行い、ドライファブリックのプレス成形時の材料挙動を把握した。また、半球形状の成形シミュレーションを実施し、ブランクホルダー荷重の違いがしわ発生や繊維束間のすべりに与える影響、織構造の違いが成形性に与える影響を確認した。

メゾスケール解析はドライファブリックの材料挙動を詳細に捉えることができる非常に有効な手法であるが、モデリングと計算コストが膨大になるため、より実用的な手法として、第 3 章では、RTM 工法のプリフォーム工程を対象にしたドライファブリックのマクロスケール FE モデルを提案した。ドライファブリックのプレス成形時のしわの発生を正確に予測するため、膜要素にシェル要素を組み合わせる曲げ剛性を付加する手法を提案した。さらに、引張依存のせん断特性が考慮可能なマイクロメカニカルモデルを面内挙動の表現に適用し、提案モデルを用いてプレス成形シミュレーションを行い、第 2 章で実施した大規模メゾスケールモデルと同等のしわ発生予測が可能であることを示した。メゾスケールモデルの半球プレス成形シミュレーションは CPU コア 64 並列計算にて約 5 日要するのに対し、本提案マクロスケールモデルの計算時間は CPU コア 4 並列計算により 30 分であり、しわの発生予測を含め成形性を本提案モデルにて短時間で予測できることを示した。

第 4 章では、成形時間 1 分以内が実現可能な工法として注目される常温の金型を用いる FRTP シートのプレス成形工法を対象とし、第 3 章で提案したドライファブリックモデルを拡張して高温時の非線形な曲げ特性まで表現できるマクロスケール FE モデルを提案した。また、面内特性については、熱可塑性樹脂の影響による温度依存性を表現し、Reuss モデルを導入することで樹脂の材料特性と V_f から FRTP シートのせん断特性を予測可能とした。さらに、温度により大きく変化する CFRTP シートの面外曲げと面内せん断の特性を材料試

験により把握し、温度依存性を考慮した CFRTP シートモデルを構築した。構築したモデルを用いて熱構造連成解析を行い、プレス成形時に材料特性が大きく変化する常温の金型を用いる工法における CFRTP シートの変形挙動が予測できることを示した。

第 3 章と第 4 章では、要素の変形形状からしわの発生予測可能なマクロスケール FE モデルを提案した。これらの手法では、要素のサイズより小さな波長のしわは予測できない。そこで、第 5 章では、連続繊維 FRP のプレス成形の成形限界線図を構築するための第一歩として、マクロスケール FE モデルでは予測できないマイクロなしわを直交異方性弾性モデルの各要素のひずみ状態から予測する手法を提案した。さらに、本手法によりマクロスケール FE モデルによる要素の変形形状からは直接予測できないマイクロなしわを予測できることを示した。

本研究で提案した手法により、FRP のプレス成形時のしわを含めた成形性をシミュレーションにより予測可能とした。プレス成形による FRP の量産成形技術確立に貢献できるものとする。

6.2 今後の展望

6.1 に本研究の成果を記述したが、シミュレーションの活用により FRP のプレス成形工法のプロセス設計を支援するため、本研究の今後の展望を以下にまとめる。

第 2 章で、繊維束の変形および相互作用を直接モデル化したメゾスケール解析によりドライファブリックのプレス成形中の複雑な材料挙動を把握し、それらを表現可能なマクロスケール FE モデルを第 3 章で提案した。メゾスケールモデルを用いたプレス成形シミュレーションでは、ブランクホルダー荷重を過度に大きく設定した場合、しわの発生は抑制されるが、繊維束間ですべりが生じ織り目が開く現象が確認された。このようなメゾスケールの現象はドライファブリックを膜要素やシェル要素でモデル化したマクロスケールモデルでは当然ながら予測できない。しかし、織り構造の変化をより詳細に解析で評価したい要望は多く、現実的な計算コストで繊維束の滑りや小さなしわなどを解析できる手法が構築できれば、材料構造とプレス成形性の関連などより詳細な分析が可能になり、プロセスに適した材料設計までを解析可能になると考える。

第 4 章では、面外の曲げ特性と面内の特性を独立に表現する FRTP シートのマクロスケール FE モデルを提案し、CFRTP シートのプレス成形における変形挙動が予測できることを示した。比較検証の対象としたプレス成形試験は単純な金型形状を用いたため、成形不良の代表であるしわは生じなかった。今後、より複雑な金型形状を用いたプレス成形試験との比較により、本提案モデルのしわ発生の予測性能について評価を行う必要があると考える。また、樹脂モデルに等方性の von-Mises 降伏条件を用いたが、さらに高精度にプレス成形挙動を予測するためには、熱可塑性樹脂の応力ひずみ特性の静水圧依存性等も考慮した適切な降伏関数の選定が必要である。

第 5 章では、連続繊維 FRP の成形限界評価の手法構築の第一段階として、直交異方性弾性モデルを用いた解析結果からしわの発生基準を構築したが、材料の非線形性を考慮した成形限界評価に拡張する必要がある。さらに、厚板の積層材の積層内部のしわを予測するためには、厚み方向の応力を考慮するしわ発生予測基準について深く考察する必要がある。積層内部のしわがシミュレーションにより予測可能となれば、ボーイング 787 やエアバス A350XWB のような中型機の主翼だけでなく、大型機の主翼などの積層枚数の多い機体構造部材への本格的な CFRP の適用に非常に有効な設計ツールになると考える。

謝 辞

本論文をまとめるにあたり、暖かい激励と御指導を頂いた大阪大学大学院工学研究科ビジネスエンジニアリング専攻 教授 上西 啓介 博士に対し、ここに深く御礼申し上げます。また、本論文の作成において、有益な御指導と御助言を賜りました大阪大学大学院工学研究科機械工学専攻 教授 渋谷 陽二 博士、同ビジネスエンジニアリング専攻 教授 大村 悦二 博士に厚く御礼申し上げます。

大阪大学大学院工学研究科ビジネスエンジニアリング専攻 准教授 倉敷 哲生 博士には、本研究を遂行するにあたり、直接の御指導と御教授を賜り、本論文の内容について詳細で有益な御助言を頂きました。倉敷准教授には、著者の研究遂行にあたり終始暖かい御指導を頂きましたことをここに記し、心より感謝の意を表します。

本研究を進めるにあたり、有益なご助言、ご指導ならびに激励を下さいました大阪大学 名誉教授 座古 勝 博士に厚く御礼申し上げます。

本研究で参考にした CFRTP のプレス成形実験は、平成 24 年度戦略的基盤技術高度化支援事業「熱可塑性 CFRP による車載用大型複雑形状製品の成形技術の開発」において実施されたものであり、実験データの提供に御協力を頂いた株式会社浅野 中村 仁氏、群馬工業高等専門学校機械工学科 教授 黒瀬 雅詞 博士、群馬産業技術センター 鏑木 哲志氏に心より御礼申し上げます。また、UD プリプレグの材料試験のデータ整理に御協力頂いた大学院工学研究科ビジネスエンジニアリング専攻 特任研究員 李 興盛 氏に感謝いたします。

博士課程への国内留学を快く御承認下さり、多くの御支援を頂いた株式会社 JSOL エンジニアリングビジネス事業部 林 敏弘 事業部長に感謝いたします。同 平島 禎 グループマネージャーには、本研究を行うきっかけを作って頂き、研究の方法、論文の執筆などについても懇切丁寧な御指導を頂きました。さらに、国内外の分野の研究者と知り合うきっかけなど、著者にとって数多くの大変貴重な機会を与えて頂きました。ここに心よりの御礼を申し上げます。また、本研究の遂行、論文の作成にあたり多大な御協力を頂いた職場の先輩・同僚諸氏に感謝の意を表します。

最後に、陰ながら支えてくれた妻と子供たちの理解と協力に感謝します。

参考文献

- [1] 末益博志, “入門 複合材料の力学”, 培風館, (2009).
- [2] Boeing website. <http://www.boeing.com/boeing/commercial/787family/index.page>, (accessed on 8 August, 2014).
- [3] 福田博, 邊吾一, 末益博志, “新版 複合材料・技術総覧”, 産業技術サービスセンター, (2011).
- [4] 環境省 website. <http://www.env.go.jp/earth/ondanka/ghg/2012.pdf>, (accessed on 26 August, 2014).
- [5] 瀬古俊之, “日米欧などにみる燃費規制の現状と今後”, *JAMAGAZINE*, (2008).
- [6] C.D Rudd, A.C Long, K N Kendall, C. Mangin, ” Liquid molding technologies”, *CRC Press, Woodhead Pub.: Cambridge, UK*, (1997).
- [7] “軽くて安いクルマを造る 材料、加工技術総覧”, *日経Automotive Technology/日経ものづくり*, (2013).
- [8] L. Ulich, P. Fairley, “Carbon car [2013 Tech To Watch]”, *IEEE Spect.*, Vol. 50, pp.30-31, (2013).
- [9] 山崎真明, 関戸俊英, 山口晃司, “ハイサイクルRTM成形方法の開発”, *成形加工*, Vol.19, pp.645-648, (2007).
- [10] 関戸俊英, 山崎真明, 岩澤茂郎, 武田一郎, 和田原 英輔, “RTM成形法によるハイサイクル大型一体成形技術の開発”, *日本複合材料学会誌*, Vol.34, No.2, pp.89-92, (2008).
- [11] A.C. Long, “Composite forming technologies”, *CRC Press, Woodhead Pub.: Cambridge, UK*, (2007).
- [12] C. Mack, H. M. Taylor, The fitting of woven cloth to surfaces’, *Journal of Textile Institute*, Vol.47, pp477-488, (1956).
- [13] R.E. Robertson, E.S. Hsiue, G.S.Y. Yeh, “Fibre rearrangements during the moulding of continuous fibre composites II” *Polymer Composite*, Vol.5, pp191-197, (1984).
- [14] A.J. Smiley, R.B. Pipes, “Analysis of the diaphragm forming of continuous fiber reinforced thermoplastics”, *Journal of Thermoplastic Composite Materials*, Vol.1, pp.298-321, (1988).
- [15] F.L. Heisey, K.D. Haller, “Fitting woven fabric to surfaces in three dimensions”, *Journal of the Textile Institute*, Vol.2, pp.250-263, (1988).
- [16] A.C. Long, C.D. Rudd, “A simulation of reinforcement deformation during the production of preforms for liquid moulding processes”, *Journal of Engineering Manufacture*, Vol.208, pp.269-278, (1994).

- [17] F. Trochu, A. Hammami, Y. Benoit, "Prediction of fibre orientation and net shape definition of complex composite parts", *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Vol.27, pp.319-328, (1996).
- [18] O. Bergsma, "Three-dimensional Simulation of Fabric Draping", *PhD thesis Delft University of Technology*, (1995).
- [19] M. Aono, D.E. Breen, M.J. Wozny, "Fitting a woven-cloth model to a curved surface: mapping algorithms", *Computer-Aided Design*, Vol.26, pp. 278–292, (1994).
- [20] M. Aono, D.E. Breen, M.J. Wozny, "Fitting a woven-cloth model to a curved surface: Dart Inse", *IEEE Computer Graphics and Applications*, Vol.16, pp.60-70, (1996).
- [21] Siemens website. http://www.plm.automation.siemens.com/en_us/products/fibersim/, (accessed on 23 August, 2014).
- [22] ESI Group website. <https://www.esi-group.com/software-services/virtual-manufacturing/composites/solutions-cati-a-v5>, (accessed on 23 August, 2014).
- [23] A.C. Long, B. Souter, F. Robitaille, C.D. Rudd, "Effects of fibre architecture on reinforcement deformations", *Plastics Rubber and Composites*, Vol.31, pp.87-97. (2002).
- [24] T.C. Lim, S. Ramakrishna, "Modelling of composite sheet forming: a review", *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Vol.33, pp.515-537, (2002).
- [25] S. Kato, T. Yoshida, H. Minami, "Formulation of constitutive equations for fabric membranes based on the concept of fabric lattice model", *Engineering structures*, Vol.21, pp.691-708, (1999).
- [26] R.R. Tanov, M. Brueggert, "Finite element modelling of non-orthogonal loosely woven fabrics in advanced occupant restraint systems", *Finite Element in Analysis and Design*, Vol.39, pp.357-567, (2003).
- [27] S.B. Sharma, M.P.F. Sutcliffe, "A simplified finite element model for draping of woven material", *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol.35, pp.637–643, (2004).
- [28] A.A. Skordos, C.M. Aceves, M.P.F. Sutcliffe, "A simplified rate dependent model of forming and wrinkling of pre-impregnated woven composites", *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol.38, pp.1318-1330, (2007).
- [29] B. Chen, M. Govindaraj, "A physically based model of fabric drape using flexible shell theory", *Textile Research Journal*, Vol.65, pp.324-330, (1995).
- [30] T.J. Kang, W.R. Yu, "Drape simulation of woven fabric by using the finite element method", *Journal of the Textile Institute*, Vol.86, pp.635-648, (1995).

- [31] W.R. Yua, F. Pourboghata, K. Chungb, M. Zampalonia, T.J. Kangb, “Non-orthogonal constitutive equation for woven fabric reinforced thermoplastic composites”, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol.33, pp.1095–1105, (2002).
- [32] P. Xue, X. Peng, J. Cao, "A non-orthogonal constitutive model for characterizing woven composites", *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol.34, pp.183–193, (2003).
- [33] P. Boisse, M. Borr, K. Buet, A. Cheroaut, “Finite element simulation of textile composite forming including the biaxial fabric behavior”, *Composites Part B: Engineering*, Vol.28, pp453-464, (1997).
- [34] P. Boisse, A. Gasser, G. Hivet, “Analyses of fabric tensile behavior: determination of biaxial tension-strain surface and their use in forming simulations”, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Vol.32, pp.1395-1414, (2001).
- [35] P. Boisse, B. Zouari, J.L. Daniel, “Importance of in-plane shear rigidity in finite element analyses of woven fabric composite preforming”, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Vol.37, pp.2201-2212, (2006)
- [36] Y. Aimene, B. Hagege, F. Sidoroff, E. Vidal-Sallé, P. Boisse, S. Dridi, “Hyperelastic Approach for Composite Reinforcement Forming Simulations”, *International Journal of Material Forming*, Vol.1, pp.811-814, (2008).
- [37] Y. Aimene, E. Vidal-Sallé, B. Hagege, F. Sidoroff, P. Boisse, “A hyperelastic approach for composite reinforcement large deformation analysis”, *Journal of Composite Materials*, Vol.44, pp.5-26, (2010).
- [38] A. Willems, S. V. Lomov, I. Verpoest, D. Vandepitte, P. Harrison, W. R. Yu, “Forming simulation of a thermoplastic commingled woven textile on a double dome”, *International Journal of Material Forming*, Vol.1, pp.965-968, (2008).
- [39] R.H.W. ten Thije, R. Akkerman, J. Hu’etink, “Large deformation simulation of anisotropic material using an updated Lagrangian finite element method”, *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, Vol.196, pp. 3141-3150, (2007).
- [40] R.H.W. ten Thije, R. Akkerman. “Solutions to intra-ply shear locking in finite element analyses of fibre reinforced materials”, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Vol.39, pp.1167-1176, (2008).
- [41] R.H.W. ten Thije, R. Akkerman, “A multi-layer triangular membrane finite element for the forming simulation of laminated composites”, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Vol.40, pp.739–753, (2009).
- [42] E. de Bilbao, D. Soulat, G. Hivet, A. Gasser, “Experimental study of bending behaviour of reinforcements”, *Experimental Mechanics*, Vol.50, pp.333-351, (2010).

- [43] P. Boisse, N. Hamila, E. Vidal-Sallé, F. Dumont, “Simulation of wrinkling during textile composite reinforcement forming. Influence of tensile, in-plane shear and bending stiffnesses”, *Composites Science and Technology*, Vol.71, pp.683–692, (2011).
- [44] S. Allaoui, P. Boisse, S. Chatel, N. Hamila, G. Hivet, D. Soulat, E. Vidal-Salle, “Experimental and numerical analyses of textile reinforcement forming of a tetrahedral shape”, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Vol.42, pp.612-622, (2011).
- [45] P. Harrison, M.J. Clifford, A.C. Long, C.D. Rudd, “A constituent-based predictive approach to modelling the rheology of viscous textile composites”, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Vol.35, pp.915–931, (2004)
- [46] Q. Chen, P. Boisse, C.H. Park, A. Saouab, J. Breard, “Intra/inter-ply shear behaviors of continuous fiber reinforced thermoplastic composites in thermoforming processes”, *Composite Structures*, vol.93, pp.1692-1703, (2011).
- [47] S.P. Haanappel, R.H.W. ten Thije, U. Sachsa, B. Rietman, R. Akkerman, “Formability analyses of uni-directional and textile reinforced thermoplastics”, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Vol.56, pp.80-92, (2014).
- [48] Margossian, A., Ding, M., Avila Gray, L., Bel, S. and Hinterhölzl, R., Flexural characterisation of unidirectional thermoplastic tapes using a dynamic mechanical analysis system, *Proceedings of the 16th European Conference on Composite Materials (ECCM16)* (2014).
- [49] P. Wang, N. Hamila, P. Boisse, “Thermoforming simulation of multilayer composites with continuous fibres and thermoplastic matrix”, *Composites Part B: Engineering*, Vol.52, pp.127–136, (2013).
- [50] Y.R. Larberg, M. Åkermo, “On the interply friction of different generations of carbon/epoxy prepreg systems”, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Vol.42, pp.1067-1074, (2011).
- [51] P. Rahulkumar, A. Jagota, S.J. Bennison, S. Saigal, “Polymer interfacial fracture simulations using cohesive elements”, *Acta Materialia*, Vol.47, pp. 4161–4169, (1999).
- [52] P. Rahulkumar, A. Jagota, S.J. Bennison, S. Saigal, “Cohesive element modeling of viscoelastic fracture: application to peel testing of polymers”, *International Journal of Solids and Structures*, Vol.37, pp.1873–1897, (2000).
- [53] S. Maiti, P.H. Geubelle, “Cohesive modeling of fatigue crack retardation in polymers: crack closure effect”, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol.73, pp.22–41, (2006).
- [54] H. Kim, W.G. Buttlar, “Finite element cohesive fracture modeling of airport pavements at low temperatures”, *Cold Regions Science and Technology*, Vol.57, pp.123–130, (2009).
- [55] G. Geißler, M. Kaliske, “Time-dependent cohesive zone modelling for discrete fracture simulation”, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol.77, pp.153–169, (2010).

- [56] W.B. Lu, J. Wu, J. Song, K.C. Hwang, L.Y. Jiang, Y. Huang, “A cohesive law for interfaces between multi-wall carbon nanotubes and polymers due to the van der Waals interactions”, *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, Vol.197, pp. 3261–3267, (2008).
- [57] A. Turon, P.P. Camanho, J. Costa, J. Renart, “Accurate simulation of delamination growth under mixed-mode loading using cohesive elements: definition of interlaminar strengths and elastic stiffness”, *Composite Structures*, Vol.92, pp.1857-1864, (2010).
- [58] P. Harrison, N. Correia, “Temperature and rate dependent modelling of molten thermoplastic advanced composites during forming”, *Proceedings of the 19th International Conference on Composite Materials (ICCM19)*, (2013).
- [59] C.D. Morris, L.M. Dangora, J.A. Sherwood, “Using LS-DYNA to simulate the thermoforming of woven-fabric reinforced composites”, *Proceedings of 13th International LS-DYNA Users Conference*, (2014).
- [60] Y.R. Larberg, M. Åkermo, “In-plane deformation of multi-layered unidirectional thermoset prepreg –modelling and experimental validation”, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Vol.56, pp.203-212, (2014)
- [61] D. Hull, T.W. Clyne, “An Introduction to Composite Materials”, *Cambridge University Press*, pp.60-77, (1996).
- [62] T. Ishikawa, T.W. Chou, “In-plane Thermal expansion and thermal bending coefficient of fabric composite”, *Journal of Composite Materials*, Vol.17, pp92-104, (1983).
- [63] H.J. Kim, C.C. Swan, “Voxel-based meshing and unit-cell analysis of textile composites”, *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, Vol.56, pp.977-1006, (2003).
- [64] I. Verpoest, S.V. Lomov, “Virtual textile composites software WiseTex: Integration with micro-mechanical, permeability and structural analysis”, *Composite Science and Technology*, Vol.65, pp.2563-2574, (2005).
- [65] T. Kurashiki, M. Zako, H. Nakai, M. Imura, S. Hirose, “Damage development of woven composite based on multi-scale analysis”, *Proceedings of the 16th International Conference on Composite Materials (ICCM16)*, (2007).
- [66] TexGen website. http://texgen.sourceforge.net/index.php/Main_Page, (accessed on 24 August, 2014).
- [67] P. Boisse, B. Zouari, A. Gasser, “A mesoscopic approach for the simulation of woven fibre composite forming”, *Composites Science and Technology*, Vol.65, pp.429-436, (2005).
- [68] P. Boisse, A. Gasser, B. Hagege, J.L. Billoet, “Analysis of the mechanical behavior of woven fibrous material using virtual tests at the unit cell level”, *Journal of Materials Science*, Vol.40, pp.5955-5962, (2005).

- [69] P. Badel, E. Vidal-Sallé, P. Boisse, “Computational determination of in-plane shear mechanical behaviour of textile composite reinforcements”, *Computational Materials Science*, Vol.40, pp.439-448, (2007).
- [70] G. Hivet, P. Boisse, “Consistent mesoscopic mechanical behaviour model for woven composite reinforcements in biaxial tension”, *Composites Part B: Engineering*, Vol.39, pp.345-361, (2008).
- [71] P. Badel, E. Vidal-Sallé, P. Boisse, “Large deformation analysis of fibrous materials using rate constitutive equations”, *Computers & Structures*, Vol.86, pp.1164-1175, (2008).
- [72] P. Boisse, N. Hamila, P. Wang, S. Gatouillat, S. Bel, A. Charmetant, “Composite reinforcement forming simulation: continuous and mesoscopic approaches”, *Proceedings of the 18th International Conference on Composite Materials (ICCM18)*, (2011).
- [73] P. Boisse, E. Vidal-sallé, T. Nguyen, A. Charmetant, “Hyperelastic and hypoelastic models for the mesoscopic analyses of composite reinforcement deformation during forming”, *Proceedings of the 19th International Conference on Composite Materials (ICCM19)*, (2013).
- [74] D. Durville, “Simulation of the mechanical behaviour of woven fabrics at the scale of fiber”, *International Journal of Material Forming*, Vol.3, pp.1241-1251, (2010).
- [75] S. Green, A. Long, S. Hallett, “Numerical Modelling of 3D woven composite Preform deformations”, *Proceedings of 9th European LS-DYNA Users Conference*, (2013).
- [76] 西正人, “繊維強化複合材料におけるCAE技術”, 日本繊維機械学会 講演会 繊維強化複合材料の最前前線, (2014).
- [77] M.J. King, “A continuum constitutive model for the mechanical behavior of woven fabrics including slip and failure”, *Ph.D. thesis Massachusetts Institute of Technology*, (2006).
- [78] A. Tabiei, I. Ivanov, “Computational micro-mechanical model of flexible woven fabric for finite element impact simulation”, *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, Vol.53, pp.1259-1276, (2002).
- [79] I. Ivanov, A. Tabiei, “Loosely woven fabric model with viscoelastic crimped fibres for ballistic impact simulations”, *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, Vol.61, pp.1565-1583, (2004).
- [80] A. Shahkarami, “An efficient unit cell based numerical model for continuum representation of fabric systems”, *Ph.D. thesis University of British Columbia*, (2006).
- [81] M. Boljen, S. Hiermaier, “Continuum constitutive modeling of woven fabrics”, *The European Physical Journal Special Topics*, Vol.206, pp.149-161, (2012).
- [82] J. Jakumeit, M. Herdy and M. Nitsche, “Parameter optimization of the sheet metal forming process using an iterative parallel Kriging algorithm”, *Structural and Multidisciplinary Optimization*, Vol.29, pp.498-507, (2005).

- [83] R.B. Dessenberger, C.L. Tucker, "Forming Limit Measurements for Random-Fiber Mats", *Polymer Composites*, Vol.19, pp.370-376, (1998).
- [84] R.B. Dessenberger, C.L. Tucker, "Ideal Forming Analysis for Random Fiber Preforms", *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, Vol.125, pp. 146-153, (2003).
- [85] P. Badel, E. Vidal-Sallé, E. Maire, P. Boisse, "Simulation and tomography analysis of textile composite reinforcement deformation at the mesoscopic scale", *Composites Science and Technology*, Vol.68, pp.2433-2440 (2008).
- [86] J.O. Hallquist, "LS-DYNA Theory Manual", ISBN 0-9778540-0-0, Livermore Software Technology Corporation (LSTC), (2006).
- [87] W. Lee, J. Padvoiskis, J. Cao, E. de Luycker, P. Boisse, F. Morestin, J. Chen, J. Sherwood, "Bias-extension of woven composite fabrics", *International Journal of Material Forming*, Vol.1, pp. 895-898, (2008).
- [88] A. Willems, S.V. Lomov, I. Verpoest, D. Vandepitte, "Optical strain fields in shear and tensile testing of textile reinforcements", *Composites Science and Technology*, Vol.68, pp.807-819, (2008).
- [89] A. Willems, "Forming simulation of textile reinforced composite shell structures", *Ph.D. thesis Katholieke Universiteit Leuven*, (2008).
- [90] S.V. Lomov, P. Boisse, E. Deluycker, F. Morestin, K. Vanclooster, D. Vandepitte, I. Verpoest, A. Willems, "Full-field strain measurements in textile deformability studies", *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Vol.39, pp.1232-1244, (2008).
- [91] F. Ludmila, "A new method of measuring the bending rigidity of fabrics and its application to the determination of the their anisotropy" *Textile Research Journal*, Vol2013, Vol. 83, pp.883-892, (2013).
- [92] A.C. Long, "Design and manufacture of textile composites", *CRC Press, Woodhead Pub.: Cambridge, UK*, pp.73-87, (2005).
- [93] J. Launay, G. Hivet, A.V. Duong, P. Boisse, "Experimental analysis of the influence of tensions on in plane shear behaviour of woven composite reinforcements" , *Composites Science and Technology*, Vol.68, pp.506-515, (2008).
- [94] U. Mohammed, C. Lekakou, L. Dong, M.G. Bader, "Shear deformation and micromechanics of woven fabrics", *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Vol.31, pp.299-308, (2000).
- [95] G. Kirchhoff, "Über das Gleichgewicht and die Bewegung einer elastischen Scheibe", *Journal für reine und angewandte Mathematik*, Vol.40, pp.51-88, (1850).
- [96] R.D. Mindlin, "Influence of rotatory inertia and shear on flexural motions of isotropic, elastic plates", *Journal of Applied Mechanics*, Vol.18, pp.31-38, (1951).

- [97] E. Reissner, "The effect of transverse shear deformation on the bending of elastic plates", *ASME Journal of Applied Mechanics*, Vol.12, pp.68-77, (1945).
- [98] S.P. Timoshenko, S. Woinowsky-Krieger, "Theory of plates and shells, 2nd ed.", *McGraw-Hill, New York*, (1959).
- [99] K. J. Bathe, "Finite Element Procedures 1st ed.", *Prentice Hall*, (1995).
- [100] S.P. Timoshenko, J.N. Goodier, "Theory of elasticity, 3rd ed.", *McGraw-Hill, New York*, (1970).
- [101] S.P. Haanappel, R. Akkerman, "Shear characterisation of uni-directional fibre reinforced thermoplastic melts by means of torsion", *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Vol.56, pp.8–26, (2014).
- [102] Ala Tabiei, Ivelin Ivanov, "Fiber Reorientation in Laminated and Woven Composites for Finite Element Simulations", *Journal of Thermoplastic Composite Materials*, Vol.16, pp.457-474, (2003).
- [103] J. Page, J. Wang, "Prediction of shear force and an analysis of yarn slippage for a plain-weave carbon fabric in a bias extension state", *Composites Science and Technology*, Vol.60, pp.977-986, (2000).
- [104] CAMPUS® website. <http://www.campusplastics.com/campus> (accessed on 12 December, 2013).
- [105] P. Harrison, M.J. Clifford, A.C. Long, "Shear characterisation of viscous woven textile composites: a comparison between picture frame and bias extension experiments", *Composites Science and Technology*, Vol.64, pp.1453–1465, (2004).
- [106] Digimat-MF website. <http://digimat.jsol.co.jp/index.html> (on 12 December, 2013).
- [107] K. Matsushige, S. V. Radcliffe, E. Baer, "The pressure and temperature effects on brittle-to-ductile transition in PS and PMMA", *Journal of Applied Polymer Science*, Vol.20, pp. 1853–186, (1976).
- [108] K. Matsushige, S. V. Radcliffe, E. Baer, "The mechanical behavior of poly(methyl methacrylate) under pressure", *Journal of Polymer Science*., Vol.14, pp. 703–721, (1976).
- [109] D. R. Mears, K. D. Pae, J. A. Sauer, "Effects of Hydrostatic Pressure on the Mechanical Behavior of Polyethylene and Polypropylene", *Journal of Applied Physics*, Vol.40, pp.4229-4237, (1969).
- [110] S. Rabinowitz, I. M. Ward, J. S. C. Parry, "The effect of hydrostatic pressure on the shear yield behaviour of polymers", *Journal of Materials Science*, Vol.5, pp. 29-39, (1970).
- [111] R. A. Duckett, S. Rabinowitz, I. M. Ward, "The strain-rate, temperature and pressure dependence of yield of isotropic poly(methylmethacrylate) and poly(ethylene terephthalate)", *Journal of Materials Science*, Vol.5, pp.909-915, (1970).

- [112] A.W. Christiansen, E. Baer, S.V. Radcliffe, “The mechanical behaviour of polymers under high pressure”, *Philosophical Magazine*, Vol.24, pp.451-467, (1971).
- [113] C.A. Pampillo, L.A. Davis, “Volume Change during Deformation and Pressure Dependence of Yield stress”, *Journal of Applied Physics*, Vol.42, pp.4674-4679, (1971).
- [114] L.A. Davis, C.A. Pampillo, “Deformation of Polyethylene at High Pressure”, *Journal of Applied Physics*, Vol.42, pp.4659-4666, (1971).
- [115] A.A. Silano, K.D. Pae, J.A. Sauer, “Effects of hydrostatic pressure on shear deformation of polymers”, *Journal of Applied Physics*, Vol.48, pp.4076-4084, (1977).
- [116] J.S. Trent, M.J. Miles, E. Baer, “The mechanical behaviour of high-impact polystyrene under pressure”, *Journal of Materials Science*, Vol.14, pp.789-799, (1979).
- [117] R. A. Duckett, “Transitions between crazing, fracture and yield under hydrostatic pressure”, *Journal of Materials Science*, Vol.15, pp.2471-2477, (1980).
- [118] R.W. Truss, R.A. Duckett, I.M. Ward, “Effect of hydrostatic pressure on the yield and fracture of polyethylene in torsion”, *Journal of Materials Science*, Vol.16, pp.1689-1699, (1981).
- [119] A. Haufe, P.A. DuBois, S. Kolling, M. Feucht, “A semi-analytical model for polymers subjected to high strain rates”, *Proceedings of the 5rd European LS-DYNA Conference*, 2b-58, (2005).
- [120] P. Hallander, M. Akermo, C. Mattei, M. Petersson, T. Nyman, “An experimental study of mechanisms behind wrinkle development during forming of composite laminates”, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Vol.50, pp.54-64, (2013).

研究業績

1. 投稿論文

- [1] 西正人, 平島禎, 倉敷哲生, “有限要素法による単層ドライファブリックの成形シミュレーション”, *Journal of Textile Engineering*, Vol.60, No.3, pp.51-59, (2014).
- [2] 西正人, 平島禎, 倉敷哲生, “せん断挙動の引張依存性を考慮したドライファブリックのプレス成形解析”, *日本材料学会論文誌 材料*, Vol.63, No.5, pp.380-385, (2014).
- [3] M. Nishi, T. Kaburagi, M. Kurose, T. Hirashima, T. Kurasiki, “Forming simulation of thermoplastic pre-impregnated textile composite”, *International Journal of Chemical, Nuclear, Metallurgical and Materials Engineering*, Vol.8, No.8, pp.671-679, (2014).
- [4] 西正人, 鎗木哲志, 黒瀬雅詞, 平島禎, 倉敷 哲生, “有限要素法による織物強化熱可塑性樹脂のプレス成形解析”, *日本機械学会論文集*, Vol.80, No.820, (2014).

2. 国際会議

- [1] T. Fukushima, M. Shitamichi, O. Nishikata, M. Mori, K. Hatano, T. Torigaki, M. Nishi, T. Miyachi, “A study of the ditch fall-over test method using numerical simulation”, *SAE 2012 World Congress*, (2012), Michigan, USA.
- [2] M. Nishi, T. Hirashima, “Comparison of meso-scale modeling and macro-scale modeling for draping simulation”, *17th Korean LS-DYNA Users Conference 2012*, (2012), Seoul, Korea.
- [3] T. Fukushima, M. Shitamichi, T. Torigaki, H. Sokusai, M. Nishi, T. Miyachi, “Parameter identification of sled test method to simulate vehicle soil trip rollover dynamic accurately by numerical simulation considering soil-vehicle interaction”, *SAE 2013 World Congress*, (2013), Michigan, USA.
- [4] M. Nishi, T. Hirashima, “Approach for dry textile composite forming simulation”, *19th International Conference on Composite materials (ICCM-19)*, (2013), Montreal, Canada.

- [5] M. Nishi, T. Hirashima, T. Kurashiki, “Textile composite reinforcement forming analysis considering out-of-plane bending stiffness and tension dependent in-plane shear behavior”, *16th European Conference for Composite Materials (ECCM16)*, (2014), Seville, Spain.
- [6] M. Nishi, T. Hirashima, T. Kurasiki, K. Uenishi, “Forming simulation of textile composite by finite element method”, *12th International Conference on Textile Composites (TEXCOMP-12)*, (2015), North Carolina, USA, (*submitted*).
- [7] M. Nishi, T. Hirashima, T. Kurasiki, M. Kurose, T. Kaburagi, K. Uenishi, “Thermoforming simulation of thermoplastic pre-impregnated textile reinforcement”, *20th International Conference on Composite materials (ICCM-20)*, (2015), Copenhagen, Denmark, (*submitted*).

3. 国内発表

- [1] 西正人, 遠藤明香, 宮地岳彦, 梅津康義, “加工プロセス連携解析における問題点とその解決に関する取り組み HYCRASH 紹介”, *第14回計算工学講演会*, (2009)
- [2] 西正人, 平島禎, “複合材料の解析ソリューション”, *日本繊維機械学会 コンポジテックス研究会*, (2012).
- [3] 西正人, 平島禎, “メゾスケールモデルとマクロスケールモデルによるドレーピング解析の比較”, *日本機械学会 M&M2012材料力学カンファレンス*, (2012).
- [4] 西正人, 平島禎, “メゾおよびマクロスケールのモデリングによるドレーピング解析へのアプローチ”, *第4回日本複合材料会議(JCCM-4)*, (2013).
- [5] 西正人, “コンジット材料の CAE ソリューション”, *日本トライボロジー学会 高分子のトライボロジー研究会*, (2013).
- [6] 福島達也, 下道雅史, 息才秀壽, 鳥垣俊和, 西正人, 宮地岳彦, “Soil Trip Rollover 挙動を台車装置で再現する実験手法の開発”, *自動車技術会 2013 年春季大会*, (2013).
- [7] 福島達也, 下道雅史, 西正人, 宮地岳彦, 息才秀壽, 鳥垣俊和, “砂地における車両の横転挙動の数値シミュレーション”, *第18回計算工学講演会*, (2013), (ベストペーパーアワード受賞).

- [8] 西正人, 平島禎, 倉敷哲生, “メゾスケールモデルによるドライファブリックの成形シミュレーション”, *日本機械学会 M&M2013材料力学カンファレンス*, (2013).
- [9] 一ノ瀬規世, 八木英輝, 西正人, “三次元流動解析によるRTMプロセスシミュレーション”, *第1回オートモーティブ・コンポジットシンポジウム*, (2013).
- [10] 西正人, 清水則雄, 平島禎, 黒瀬雅詞, 倉敷哲生, “温度依存性を考慮した熱可塑性炭素繊維シートのプレス成形解析”, *第5回日本複合材料会議(JCCM-5)*, (2014).
- [11] 大浦仁志, 西正人, 平島禎, 倉敷哲生, “CFRTP プリプレグ物性予測のためのメゾスケール解析”, *日本機械学会 M&M2014 材料力学カンファレンス*, (2014).
- [12] 西正人, “繊維束変形を考慮した FRP のプレス成形解析”, *日本繊維機械学会 コンポジットテックス研究会*, (2014).
- [13] 西正人, “繊維強化複合材料における CAE 技術”, *日本繊維機械学会 講演会 繊維強化複合材料の最前線*, (2014).
- [14] 西正人, “繊維強化複合材料のプレス成形シミュレーション”, *日本繊維機械学会, バーチャルテキスタイル研究会*, (2015).
- [15] 阿部徳秀, 鎗木哲志, 西正人, 岩沢知幸, 黒瀬雅司, “円孔切欠きを有する CFRP のねじれ変形に対するひずみ分布挙動”, *日本機械学会 関東支部第21期総会・講演会*, (2015).