Press forming for carbon fiber reinforced thermoplastics

メタデータ	言語: jpn
	出版者:
	公開日: 2018-04-18
	キーワード (Ja):
	キーワード (En):
	作成者:
	メールアドレス:
	所属:
URL	http://hdl.handle.net/2297/00050527

This work is licensed under a Creative Commons Attribution-NonCommercial-ShareAlike 3.0 International License.

博　士　論　文

熱可塑性 CFRP のプレス成形加工法

金沢大学大学院自然科学研究科
機械科学専攻

学籍番号　1624032006
氏名　立野　大地
主任指導教員名　米山　猛
提出年月　2017 年 3 月 13 日

概要

本論文は，熱可塑性 CFRP シートを用いた成形加工技術としてプレス成形，切断，接合を取り上げ，それぞれの工程にかかわる要素の相互関係を解明し，各工程において求められる機能を明らかにし，実操業における一連の成形加工プロセスの構築を検討したものである．

第 1 章では，まず熱可塑性 CFRP に注目が集まっている社会的背景について述べる．次に熱可塑性 CFRP の成形加工技術について概説し，国内外の研究開発動向を解説する．本研究で扱うプレス成形加工プロセスについて概略を説明し，各プロセスに関わる要素の分析を行う．最後に先行研究の検討をしたうえで，本研究の位置づけを行う．本研究の目的，方法について述べる．

第 2 章では，本研究で扱う材料とプレス機を説明する．本研究では目的に応じて種々の金型を用いるが，それぞれのプロセスおよび金型の特徴について述べる．さらに，成形後の評価方法について説明する．

第 3 章では，熱可塑性 CFRP シートの変形を扱う．本研究で扱う平織の基本的な変形について解説し，実際に角筒および異形断面ビーム模型の成形において，平織組織がどのように変形するかを実験的に調べた結果について述べる．さらに，成形形状に対する繊維の方向と成形後の強度との関係を示す．また，平織組織を利用したひずみの定量測定方法を検討する．有限要素法を用いたシミュレーションと実際の繊維の変形との比較検討を行う．

第 4 章では，プレス成形圧力および金型温度条件と強度との関係を扱う．まずは金型の中のシート温度変化および金型とシートの接触状態の可視化から，プレス成形現象を捉える．この知見をもとに，成形後に高い強度を得るスライドモーション条件を検討する．次に，加圧中のシートの冷却速度条件と成形後の強度との関係および内部組織を解明する．冷却速度と金型内の圧力との関係を解明する．サーボプレスのサーボダイクッションを活用してプレス荷重とは独立して側面に荷重を与える，側面加圧方法を検討する．油媒体を用いた金型温調システムを用いて，ヒートアンドクールをプレス成形に適用することを試みる．金型温度条件および圧力条件と成形後の形状精度との関係を調べる．熱可塑性 CFRP で製作した閉断面ビームの圧潰特性を評価する．均質化法を用いて熱可塑性 CFRP の熱物性を予測し，成形中の温度変化を解析した結果と実際との比較を行う．

第 5 章では，本研究で開発した加熱搬送装置について述べる．熱可塑性 CFRP のプレス成形では，成形する前の材料の加熱と搬送とが重要である．本章では，加熱と搬送における課題を述べ，装置の構想，必要機能の分析，機構の発案，製作といった設計製作の流れを解説する．製作した加熱搬送装置の性能評価を行い，本装置が熱可塑性 CFRP のプレス成形

において有効であることを示し，本装置の課題をまとめる．

第 6 章は，プレス成形後の後加工を扱う．まずは熱可塑性 CFRP をせん断でトリミングする試みについて述べる．せん断荷重波形，切り口形状を評価し，せん断による熱可塑性 CFRP のトリミングについて検討する．次に，プレスを用いた接合として溶着接合を取り上げる．重ね合わせたシートの接合条件と強度との関係を明らかにする．プレス成形したものどうしをプレス機により接合し，閉断面ビームを製作できることを示す．機械的締結法としてリベット接合をとりあげ，リベット接合した閉断面ビームの圧潰特性を調べる．

第 7 章は，本研究で明らかになったことと課題をまとめ，本研究の発展について検討し，総合的な考察とする．

第 8 章は，本研究で得た成果をまとめる．

目次

第 1 章　序論
1.1　熱可塑性CFRPに対する期待　1
1.2　熱可塑性CFRPの成形加工技術　2
1.3　国内外の研究開発動向　5
1.3.1　研究開発プロジェクト　5
1.3.2　研究開発拠点　6
1.4　プレス成形加工プロセスとその要素　7
1.4.1　要素の分析　7
1.4.2　先行研究について　10
1.5　本研究の目的　11

第 2 章　熱可塑性 CFRP と成形設備および評価方法
2.1　熱可塑性 CFRP シート　13
2.1.1　炭素繊維　13
2.1.2　スタンパブルシート　15
2.1.3　本研究で使用するスタンパブルシート　17
2.2　メカニカルサーボプレス　20
2.2.1　メカニカルサーボプレス機を熱可塑性CFRPの成形加工に用いる意義　22
2.2.2　メカニカルサーボプレスの構造　22
2.3　成形プロセスと金型　24
2.3.1　角筒成形　24
2.3.2　異形断面ビーム模型成形　27
2.3.3　平板圧縮成形　28
2.3.4　異形断面ビーム成形　30
2.3.5　U 字ビーム成形　31
2.4　成形後の評価方法　36
2.4.1　曲げ試験の方法　36
2.4.2　形状精度の測定方法　37
2.4.3　内部組織の観察方法　37

第 3 章　プレス成形時の繊維の変形と強度
3.1　平織組織の変形　40
3.2　角筒成形における平織組織の変形挙動　41

3.2.1　繊維の変形　41
3.2.2　シートの変形　42
3.2.3　織物の変形メカニズムの考察　43
3.3　異形断面ビーム模型成形における繊維の変形　44
3.3.1　繊維および内部組織の変形　44
3.3.2　繊維の圧縮を防ぐためのパッドの効果　45
3.4　繊維方向と強度の関係　46
3.4.1　変形を考慮した繊維配向設計　46
3.4.2　成形後の繊維および内部組織　47
3.4.3　曲げ試験結果　49
3.4.4　繊維方向による強度制御の検討　50
3.5　ひずみ測定法の提案　51
3.5.1　測定原理　51
3.5.2　主せん断ひずみ実測結果　52
3.5.3　ひずみ測定法の検討　53
3.6　変形のシミュレーション　56
3.6.1　角筒の変形シミュレーション　56
3.6.2　均質化法を用いたフロントサイドメンバの変形シミュレーション　59
3.6.3　変形シミュレーションの検討　61

第 4 章　プレス成形における圧力，温度と強度
4.1　角筒成形におけるプレス荷重，シート温度および金型界面接触状態の解明　63
4.1.1　加熱時のシート内部温度変化　63
4.1.2　プレス成形荷重とシート内部温度　64
4.1.3　金型界面とシート表面との接触状態の可視化　64
4.1.4　実験結果の検討　65
4.2　荷重制御の効果　66
4.2.1　メカニカルサーボプレスでの荷重制御メカニズム　66
4.2.2　荷重制御プログラムでの荷重制御波形　66
4.2.3　荷重制御の強度への効果と検討　67
4.3　加圧中のシートの冷却速度および圧力の効果　68
4.3.1　平板圧縮成形条件　68
4.3.2　加熱時のシート温度変化　69
4.3.3　加圧中のプレス荷重，シート温度および圧力波形　69
4.3.4　曲げ試験荷重波形　71
4.3.5　曲げ強度　72

4.3.6　曲げ強度と圧力保持時間との関係　72
4.3.7　平板の成形条件と内部組織　73
4.3.8　実験結果の検討　73
4.4　側面加圧およびヒートアンドクール成形の効果　74
4.4.1　U 字ビーム成形条件　74
4.4.2　成形荷重およびシート内部温度変化　75
4.4.3　曲げ強度　78
4.4.4　U 字ビームの成形条件と内部組織　82
4.4.5　内部組織と強度との関係　84
4.4.6　U 字ビームの成形条件と形状精度　86
4.4.7　実験結果の検討　88
4.5　熱可塑性 CFRP 製閉断面ビームの圧潰特性　89
4.5.1　閉断面ビーム成形方法　89
4.5.2　圧潰試験　90
4.5.3　成形条件と衝撃吸収量　92
4.5.4　他の材質との比較検討　93
4.6　温度と圧力のシミュレーション　94
4.6.1　均質化による熱物性の予測　94
4.6.2　樹脂の塑性域を考慮した材料物性の予測　94
4.6.3　解析条件　95
4.6.4　解析結果　96
4.6.5　温度と圧力のシミュレーションの検討　97

第 5 章　加熱搬送装置
5.1　加熱および搬送における課題　98
5.2　装置の構想　98
5.3　必要機能の分析　99
5.4　基本となる機構　101
5.5　実際に製作した加熱搬送装置　103
5.5.1　ヒータパネル　103
5.5.2　駆動装置　104
5.5.3　加熱搬送装置　104
5.5.4　プレス機と加熱搬送装置の関係　105
5.6　性能評価　106
5.6.1　加熱性能　106
5.6.2　設置性能　107

5.7　加熱搬送装置の検討　108
5.7.1　加熱時間について　108
5.7.2　ベルトの耐久性について　108
5.7.3　シートの設置方法について　109

第 6 章　せん断および接合
6.1　せん断　110
6.1.1　せん断金型　110
6.1.2　せん断荷重波形　111
6.1.3　切り口形状　113
6.1.4　せん断過程の考察　113
6.1.5　せん断によるトリミングの検討　114
6.2　接合　115
6.2.1　重ね合わせ接合条件と接合強度　115
6.2.2　プレスを用いた溶着接合による閉断面ビームの製作　119
6.2.3　溶着接合の検討　120
6.2.4　溶着接合とリベット接合との圧潰特性の比較　121

第 7 章　総合的考察
7.1　織物の変形および繊維方向と強度との関係について　124
7.2　成形条件と成形後の強度との関係について　126
7.3　シミュレーションについて　127
7.4　加熱搬送装置について　128
7.5　トリミングについて　128
7.6　接合について　129
7.7　プレス成形加工プロセスについて　129
7.8　本研究の発展について　130

第 8 章　結言　131

参考文献　133

謝辞　137

付録
掲載論文

第 1 章　序論

1.1　熱可塑性 CFRP に対する期待

繊維強化樹脂(Fiber Reinforced Plastic，以下 FRP)は，樹脂を繊維で強化したもので，軽量で強度が高くさびないといった特徴があり，住宅設備や産業用途で利用されている．強化繊維に炭素繊維を用いた炭素繊維強化樹脂(Carbon Fiber Reinforced Plastic，以下 CFRP)は，炭素繊維の高い引張強度を活かし，1970 年代からスポーツ用品，宇宙分野，軍事分野およびレーシングカーなどで用いられてきた．近年では，民間航空機や一般の乗用車に CFRP を適用して稼働時の消費エネルギを削減することが期待されている．2011 年に商業運行を開始したボーイング 787 や 2013 年に発売が開始された BMW の i3 はその代表例である．国内においても 2017 年に発売が予定されているトヨタのプリウスプラグインハイブリッドの一部に CFRP が適用されようとしている．このように，輸送機器分野での CFRP の利用は今後ますます発展していくと思われる．

これらの CFRP は，不飽和ポリエステル樹脂やエポキシ樹脂などの熱硬化性樹脂を用いたものである．繊維との接着性にすぐれ，低粘度であることから繊維束の狭い隙間に含浸しやすいが，樹脂の硬化のための化学反応に時間がかかる，板金プレスとは全く異なる成形設備を必要とするなど，成形加工プロセスにおける課題がある．熱硬化性 CFRP は主に一品生産や少量生産の製品に用いられており，その成形方法の大半は手作業である．近年では量産への対応として成形の短時間化や自動化が進んでいるが，硬化前の樹脂の管理や特殊な設備が必要であり，CFRP のさらなる普及発展への妨げとなっている．このため，生産性の向上，低コストおよび高品質を満足する成形加工プロセスの開発が求められている．

このような背景から，近年では世界的に，熱可塑性樹脂を用いた炭素繊維強化熱可塑性樹脂(Carbon Fiber Reinforced Thermoplastic，以下 CFRTP)に注目が集まっている．熱可塑性樹脂は，加熱すればやわらかくなり変形させることができ，冷やせばふたたび固まるため，ごく短い時間での成形が可能である．また成形したものをふたたび加熱して他の部品と接合することが容易である．さらに熱可塑性樹脂は長鎖状の分子構造のため，熱硬化性樹脂よりも靭性にすぐれ，衝撃吸収能力が期待されている．

CFRTP のなかでも注目されているのが連続繊維を用いたものである．射出成形の分野では，短く刻んだ繊維を樹脂に分散させたものが使われているが，連続繊維と樹脂を組み合わせることで，炭素繊維の強度を効率よく利用することができる．したがって大きな荷重を受け持つ構造部材への適用が可能である．

CFRTP は，その特徴を活かした応用展開が今後期待できる材料である．その材料開発，成形加工技術開発およびアプリケーション開発など，さまざまな方向から CFRTP の実用化に向けた研究開発が進められている．

1.2　熱可塑性 CFRP の成形加工技術

ここでは，熱可塑性 CFRP の成形加工技術の代表的なものを取り上げ，それらの特徴について述べる．熱可塑性樹脂は溶融状態での粘度が高いことから炭素繊維のすきまに含浸させることが難しく，この課題を克服するためにさまざまな中間基材や成形方法が研究開発されている．

1)　コミングルを用いた成形法

熱可塑性樹脂は溶融状態での粘度が高いため，炭素繊維のすきまに含浸することが難しい．そこで樹脂の繊維と炭素繊維を混ぜて含浸距離を短くした混繊糸(コミングル)が用いられる．コミングルで作成した織物を金型のなかに敷き詰め，熱と圧力で樹脂を含浸させたのち冷却して取り出す [1]．成形前の織物はやわらかいため複雑な形状にも対応できる反面，金型の加熱から冷却にかかる時間が長いため，成形に時間がかかるのが問題である．また繊維と樹脂とのむらが発生しやすい．

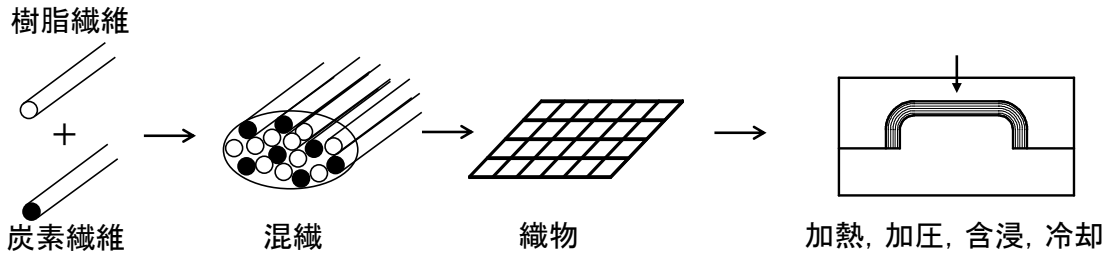


図 1.1　コミングルを用いた成形法

2)　スタンパブルシートを用いた成形法

成形にかかる時間を短縮する方法として，樹脂が含浸して固まったスタンパブルシートと呼ばれる中間基材を用いる方法がある．スタンパブルシートを加熱してやわらかくしたものを，金型で成形して加圧しながら冷却する．金型は通常，樹脂の融点より低い温度にしておき，短時間で樹脂を固化する．この方法はスタンピング成形またはプレス成形と呼ばれる [2]．スタンパブルシートを製作する工程とプレス成形する工程が別々であり，板金プレスに近いプロセスである．短時間成形に適したプロセスであるとされている．スタンパブルシートの種類には，不織布を用いたマット材，一方向繊維を用いた UD (Uni Directional)材および織物を用いたものがある．UD を所定の長さに切って敷き詰めて製作したランダムシートは，高い強度と成形性を兼ね備えた材料として注目されており，国内では東京大学が中心となり研究が進められている [3]．

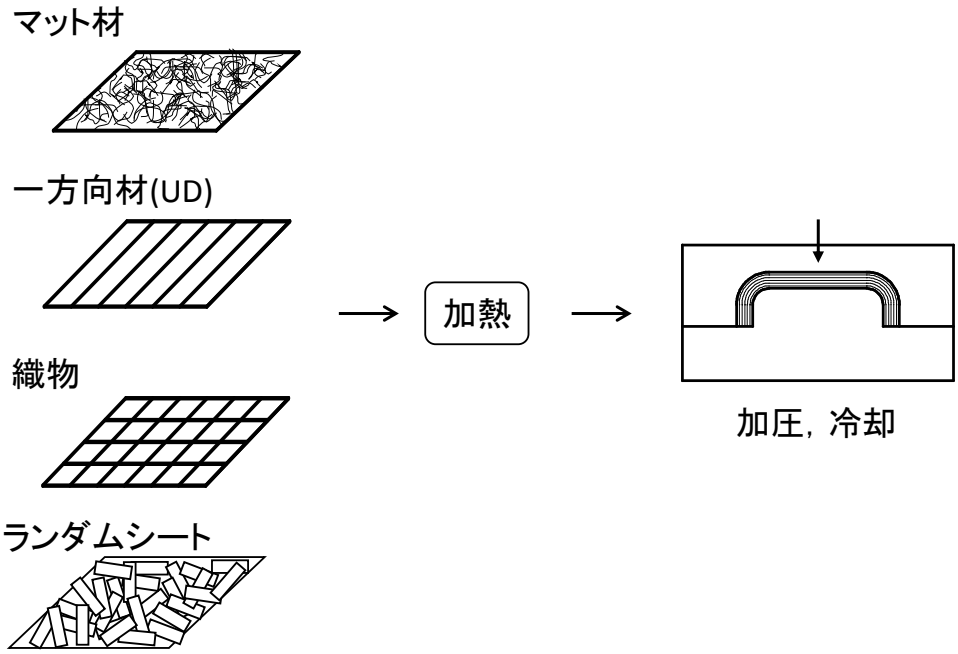


図 1.2　プレス成形法

3)　ハイブリッド成形

織物や UD を用いたスタンパブルシートでは対応できない複雑形状を成形する方法として，ハイブリッド成形がある [4]．スタンパブルシートの成形と同時に，背面に繊維強化樹脂を射出してリブ等を形成する．連続繊維の高い強度と不連続線によるリブ構造を組合せることで，さまざまな形状や強度特性を実現できる．

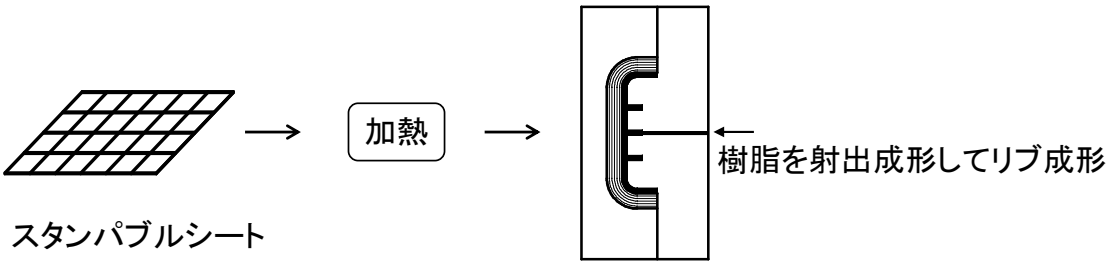


図 1.3　ハイブリッド成形法

4)　LFT-D

中間基材をつくらずに原料から直接成形する方法として LFT-D(Long Fiber Thermoplastic-Direct)がある [5]．炭素繊維の束と溶融した樹脂を混練機に直接投入して内部で混練，繊維の切断をおこない，不連続繊維と樹脂の塊をつくる．塊は高温のまま金型でプレス成形する．中間基材を製作するコストと時間を省略でき，複雑で大型な部品の成形に向いている．不連続繊維であるため強度は連続繊維に比べて低いため，強度不足を補う工夫が必要である．国内では名古屋大学の NCC での研究がさかんである．

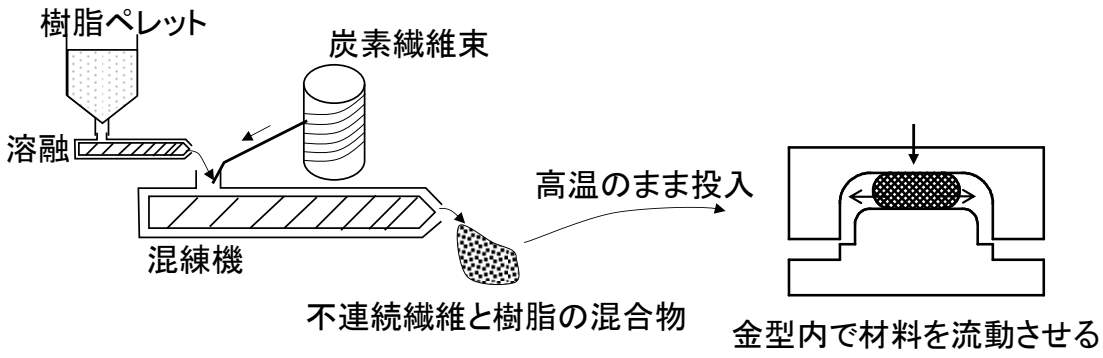


図 1.4　LFT-D

5)　テープ成形

炭素繊維の強度をもっとも活用する成形法として，テープ成形法がある[6,7]．樹脂が含浸した UD テープを繰り出して局所的に加熱加圧しながら対象物に貼り付ける方法である．マンドレルに巻き付けて閉断面構造を製作する，平面または曲面に貼り付けてパネルを製作する，といった成形に用いられ，主に航空機分野で研究が進められている．プレス成形では大荷重が必要となる面積の大きいパネルや閉断面構造の成形，ならびに部分的な補強に適している．UD テープのハンドリングには多軸ロボットが用いられる．

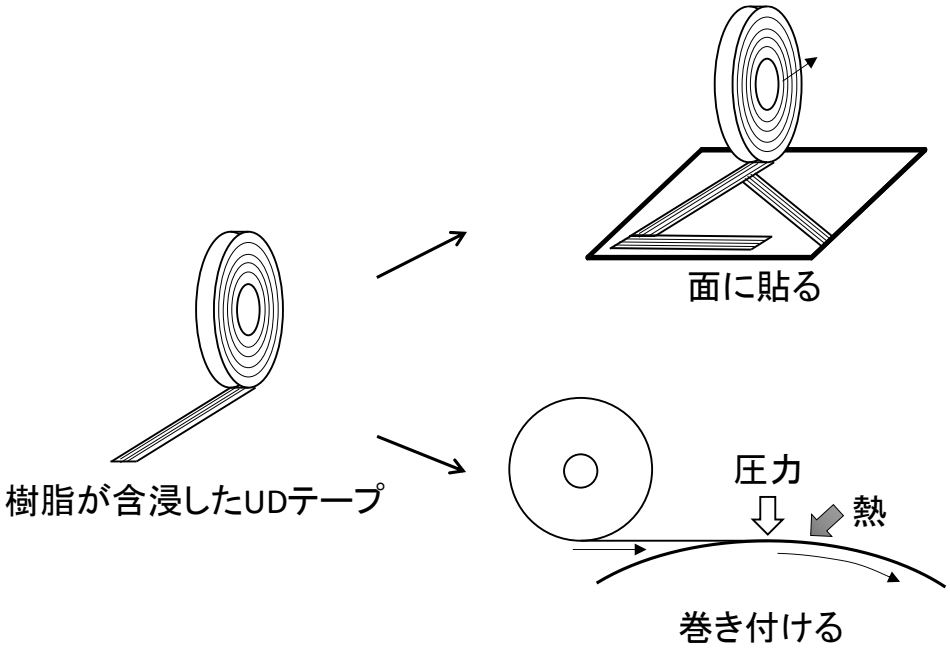


図 1.5　テープ成形法

6) モノマーを用いた成形法

モノマー状の熱可塑性樹脂を使用し，成形の現場で含浸・重合してポリマー状の樹脂に変化させる方法がある[8]．金型の中に炭素繊維の織物をあらかじめ閉じ込め，そこにモノマー状の熱可塑性樹脂を注入する．モノマー状であれば粘度が低いので低圧で含浸しやすく，重合に要する熱はポリマーの溶融温度よりも低いため，高い圧力や高い温度を必要としない．熱硬化の RTM と同じ製法であるが，できたものは熱可塑性であるので 2 次加工性に優れる．

以上のように，熱可塑性樹脂の含浸の問題を克服するために，含浸距離を短くする方法，含浸と成形を別々の工程に分ける方法，樹脂そのものを工夫する取り組みがなされている．熱可塑性 CFRP の場合はとくに短時間で高品質な成形ができる成形加工方法が求められている．

1.3 国内外の研究開発動向

ここでは熱可塑性CFRPの成形にかかわる研究開発動向について述べる．熱可塑性CFRP関連の研究においては，欧州をはじめとして，材料から製造に至る一連のプロセスを対象とした，分野横断型，産学連携体制での共同研究が多く展開されている．欧州では航空宇宙産業が盛んであるため，熱硬化性 CFRP の研究も盛んであるが，ここでは熱可塑性 CFRP を取り扱ったものに絞り，欧州と国内における研究プロジェクトおよび研究拠点の代表的なものを取り上げ，現状を紹介する[9]．

1.3.1 研究開発プロジェクト

欧州では主に航空機分野において熱可塑性 CFRP を実用化することを目的とした研究プロジェクトが進められている．

ALCAS(2005~2009 年)は，EU 内の国や企業が連携し，航空機の構造部材の低コスト製造技術を開発するプロジェクトであり，そのなかで熱可塑性 CFRP を用いた成形加工技術も取り上げられた．TAPAS では，航空機の構造部材を熱可塑性 CFRP で製造するための成形技術が研究されている[10]．CAMISMA(2011~2015 年)では，熱可塑性 CFRP のプレス成形やハイブリッド成形などを組み合わせ，軽量な自動車のシートフレームの試作と，そのための製造技術の研究が行われた[11]．

国内では自動車分野への適用を念頭においたプロジェクトが進められている．NEDO プロジェクト，サステナブルハイパーコンポジット技術の開発(2008~2012 年)では，易加工性中間基材の開発，高速成形加工技術，接合およびリサイクル技術の研究が行われた[3]．文部科学省の地域イノベーション戦略支援プログラム「いしかわ炭素繊維クラスター」(2012~2016 年)では，スタンパブルシート製造技術およびプレス成形加工技術の研究が進

められている[12]．JST プロジェクト，センター・オブ・イノベーションプログラム(COI)の「革新材料による次世代インフラシステムの構築」(2013~2021 年)では，都市インフラおよび海洋インフラへの適用を目指して，バイオ由来の素材開発，長尺大型構造部材の製造プロセス開発およびリサイクル技術の研究が，金沢工業大学を中心に，複数の大学，企業および研究機関の協働によって進められている[13]．NEDO プロジェクト，革新的新構造材料等研究開発(2014~2022 年)のテーマの一つとして，熱可塑性 CFRP の中間基材，性能評価技術，構造設計技術および成形加工技術の開発が進められている[14]．

1.3.2　研究開発拠点

欧州では公的資金と企業からの支援をもとに大規模な設備をもつ研究拠点が多く存在する．熱可塑性 CFRP を扱った研究を 25 年前から行っているのがドイツの IVW[15]であり，そのほか同じくドイツの CFK Valley[16]，フランスの EMC2[17]，イギリスの NCC[18]，そしてオランダの TPRC[19]が代表的な研究開発拠点である．これらのなかでは自動車分野に関する研究も行われているが，航空機分野における熱可塑性 CFRP の実用化にむけた研究が主体である．

Fraunhofer ICT，IPT[20]および Achen 工科大学の IKV[21]は，熱可塑 CFRP の成形加工技術の研究をさかんに行っている研究所である．

国内においても，欧州の例をモデルとした研究開発拠点が近年構築されてきた．名古屋大学の NCC[22]では自動車向けの LFT-D 技術を中心とした研究が行われており，金沢工業大学の ICC[23]では，COI プロジェクトの拠点として，インフラ向けの大型構造部材の成形加工技術などが研究されており，得意分野やテーマごとに大学や企業が連携した体制を構築している．

岐阜大学の GCC，福井県の FCC なども産学連携の研究活動を行っている．また中部北陸地域の連携活動として，東海北陸連携コンポジットハイウェイも発足している．

熱可塑性 CFRP の実用化に向けた研究では，材料開発から製造技術開発およびアプリケーション開発までを一貫して相互に連携しながら進めることが重要である．欧州ではこの点において先行しているが，日本国内においては自動車産業への熱可塑性 CFRP の展開を念頭にした連携体制が構築されつつあり，今後研究が大幅に発展することが期待される．

1.4　プレス成形加工プロセスとその要素

ここではまず，本研究で扱うプレス成形加工プロセスについて説明する．つぎにプレス成形，切断，接合それぞれについて，各プロセスに関わる要素を分析し，解明すべき関係性について述べる．さらに先行研究と本研究との比較検討を行い，本研究の位置づけを行う．

図 1.6 に本研究で扱うプレス成形加工プロセスを示す．本研究では，プレス成形，トリミング，接合までの一連の成形加工プロセスを扱う．一連のプロセスに機械式サーボプレス(以下，単にサーボプレスあるいはプレスと呼ぶ)を用いていることも本研究の特徴である．このため，この一連のプロセスのことを本研究ではプレス成形加工プロセスと呼ぶ．

織物スタンパブルシートを加熱してやわらかくし，それを金型に搬送して成形し，圧力を加えながら樹脂を冷却する．プレス成形した製品の不要な部分はせん断切断によってトリミングする．さらに，成形したものどうしを接合し，例えば閉断面ビームなどを製作する．

本研究では将来的な量産に求められるであろう，短時間成形プロセスの構築を目指している．プレス成形では，成形から製品の取り出しまでのサイクルが 1 分程度となるプロセスを検討している．

以下では，各プロセスにおける現象と関わる要素を分析し，それらの相互関係について考察する．

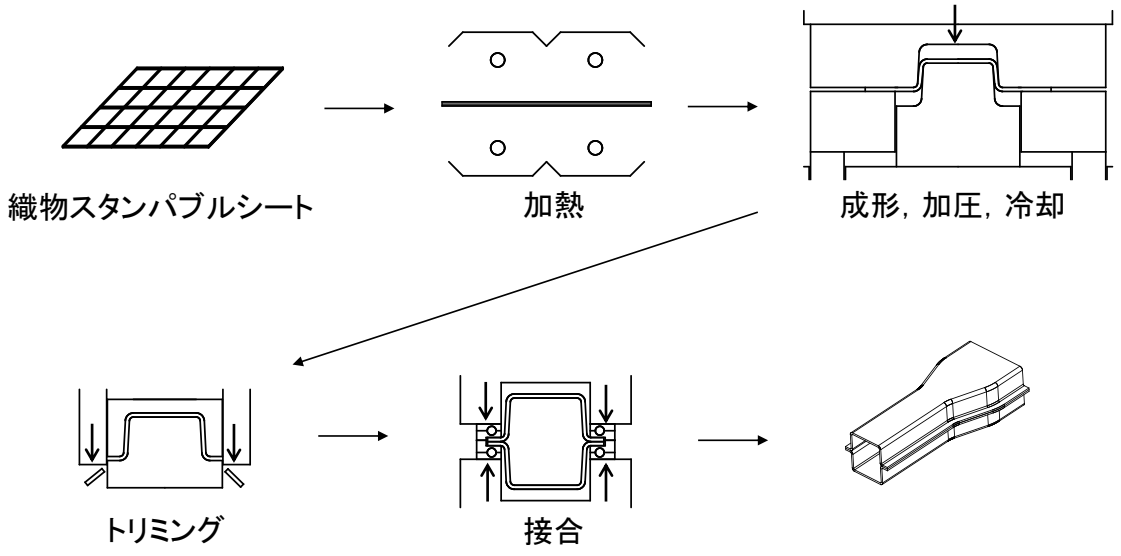


図 1.6　本研究で扱うプレス成形加工プロセス

1.4.1　要素の分析

1)　プレス成形に関わる要素の分析

図 1.7 はプレス成形に関わる要素を分析したものである．成形後の製品の強度特性を決める主な要因の一つは繊維方向である．炭素繊維は繊維の引張方向にもっとも強度を発揮するものであるので，成形後の強度特性は，製品に対する繊維の方向に依存する．織物組織の基本的な変形は第 2 章で述べる．成形によって繊維がどのように変形するかを解明すれば，

それを逆算して，成形前のシートの繊維方向を，製品に求められる強度特性を満たすように設計できるはずである．織物組織の場合はとくに製品形状と繊維の変形との関係が密である．成形による繊維の変形や板厚分布を考慮した金型形状設計および金型クリアランス設計が求められる．

強度に影響するもう一つの要因として，繊維と樹脂の密着強度および気泡などの内部組織状態が挙げられる．プレス成形では，成形前の加熱で溶融した樹脂が，金型のなかで流動したのち再度固化すると考えられる．シートの加熱温度，金型温度が成形中の樹脂の流動状態に影響し，プレス荷重が金型の中で樹脂を流動する原動力となる．

金型温度は，金型の中の樹脂の流動状態を決めるものである．金型温度が低いと樹脂がすぐに冷え固まって変形しにくくなり，一方で金型温度が高すぎると成形圧力で樹脂が流れ出てしまうであろう．成形中の樹脂温度の解明，適切な金型温度の解明，1 分成形を実現する金型温度制御方法が課題である．

CFRTP のプレス成形は，板金とは異なり，成形品全体に圧力を付加することが求められる．樹脂と繊維の密着強度および樹脂の中の気泡の存在が，成形品の強度に影響するからである．プレスは基本的に垂直方向に荷重を与えるものである．曲げや絞り加工において，垂直な側面にどのようにして圧力を付加するか，が CFRTP のプレス成形における大きな課題である．

成形後のソリなどの形状精度にも，プレス成形中の温度条件および圧力条件が関係しているはずである．

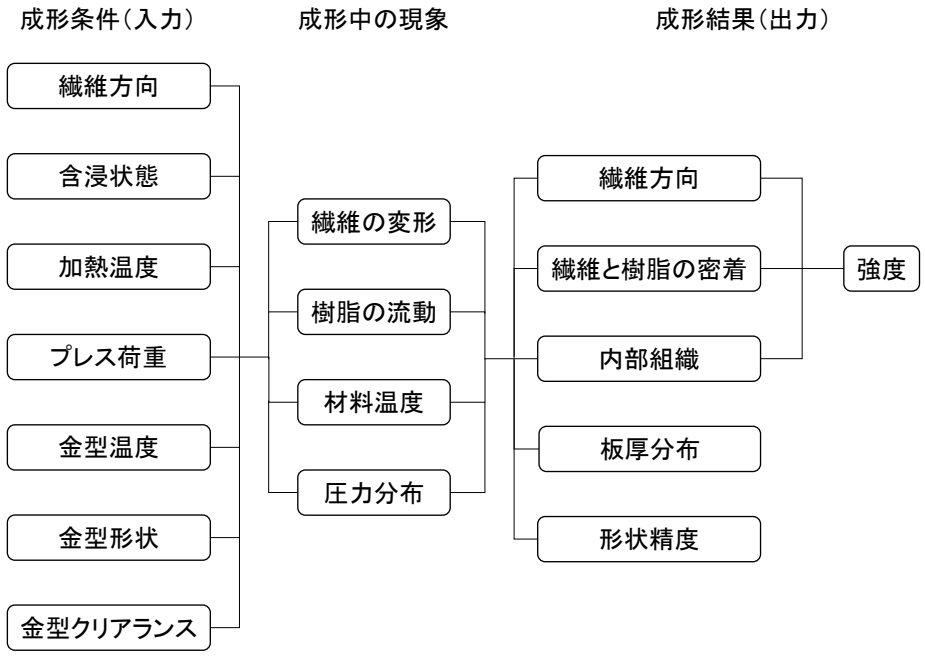


図 1.7　プレス成形の要素分析

2)　トリミングに関わる要素の分析

本研究ではトリミング方法としてせん断を扱う．図 1.8 にせん断の要素を分析したものを示す．せん断においては，切断後の切り口の形状が問題になる．切り口形状には，切り刃のクリアランス，速度および形状が繊維と樹脂の切断過程に影響すると考えられる．材料温度および板厚の影響も考えられる．切断荷重を小さくする切り刃条件も求められる．

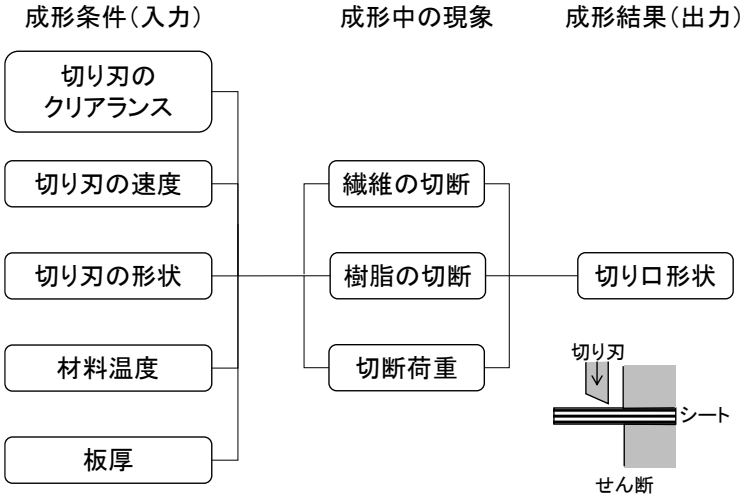


図 1.8　せん断の要素分析

3)　接合に関わる要素の分析

接合方法には，シートどうしを密着させて熱と圧力を加える溶着法を扱う．図 1.9 が溶着接合に関わる要素である．溶着法では，密着させた界面の樹脂を融合させるため，プレス成形と同様に，温度および圧力条件が重要である．界面の樹脂を十分に流動させるための加熱温度条件および荷重条件の解明が求められる．単に重ね合わせるのか，継ぎ手構造とするのかなど，接合構造の問題もある．これらの要素と接合強度との関係の解明が求められる．

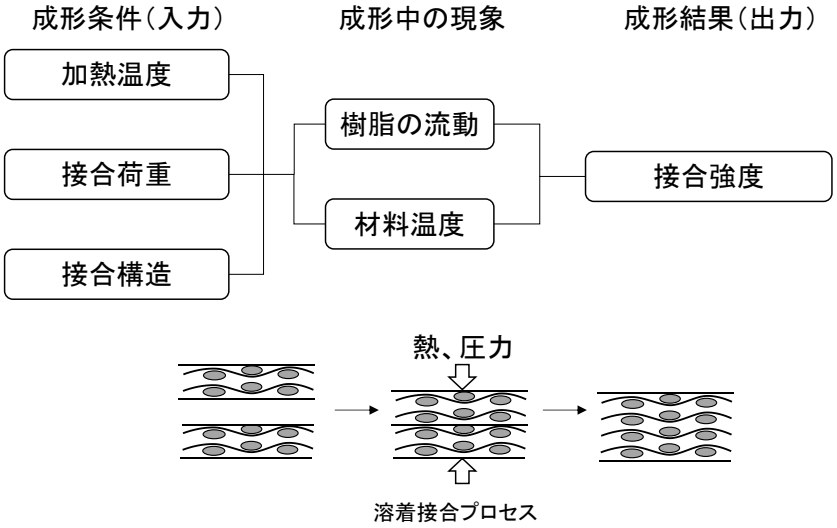


図 1.9　溶着接合の要素分析

1.4.2　先行研究について

スタンパブルシートの開発は 1960 年代に欧州で始まったとされている [9]．当初は不連続のガラス繊維でつくったマット材とよばれるものに熱可塑性樹脂を含浸させたもので，これは GMT(Glass Mat reinforced Thermoplastic)と呼ばれる．この多くが自動車用途であり，バンパービーム，エンジンカバーなどに用いられた．欧州ではガラス繊維を用いた部品が現在も自動車に使われている [24]．1980 年代後半からはスタンパブルシートの高性能化として連続繊維を用いたものの開発が国内外で進められた．このときは含浸の問題からまずはコミングルやパウダー状の樹脂が付着した布など，成形工程で含浸を行う材料が開発されたが，現在は短時間成形の需要から含浸済みのスタンパブルシートの開発が活発である．近年ではより軽量で高強度な炭素繊維を用いたスタンパブルシートの開発および成形加工技術に注目があつまっている．NEDO プロジェクト，サステナブルハイパーコンポジット技術の開発(2008~2012 年)では，不連続炭素繊維を用いて成形時の流動性を高めた，易加工性中間基材の開発が行われた [3]．

プレス成形条件と成形後の品質との関係を調べた例としては，成形圧力および温度条件と形状精度を調べた研究や，金型温度条件と強度との関係を調べた研究などがある．Hou らは，V 曲げ成形において成形圧力と成形後の曲げ部の角度との関係を検討し，高い圧力で曲げ部の角度が小さくなることを見いだした [25]．プレス成形中の板押さえ圧力と成形品に発生するしわとの関係を検討し，0.3MPa 程度の圧力がしわを押えるのに適切であることを示した [26]．内部にボイド(シート内部の空洞)が残存するスタンパブルシート(炭素繊維と PEI 樹脂)を再度加熱加圧する条件とその後のボイド率(シート中の空洞の体積比率)との関係を調査し，加熱温度を 310°C，圧力を 4MPa，保圧時間を 5 分とすることでボイドのないシートを作成し，ボイド率が低いものほど曲げ強度が高いことを明らかにした．さらに，U 字成形における曲げ部の角度が金型温度を高くするほど小さくなることを見いだした [27]．Lessard らは，シートの加熱温度，金型までの搬送時間，金型温度および成形圧力を条件として成形後の層間せん断強度との関係を検討し，金型温度が強度にもっとも影響することを明らかにした [28]．Chen らは，シートの加熱温度分布がその後のシートの成形性に影響することを明らかにした [29]．米山らは，複数の圧力センサを挿入した金型とシート内に挿入した熱電対を用い，プレス速度が成形中の金型内の圧力分布およびシートの温度変化に影響することを示した [30]．

Sadighi らは，層ごとに繊維方向が異なるスタンパブルシートを成形すると，各層が異なる方向に流動することで層間の相互作用がはたらき，成形後にしわが発生することを示した [31]．米山らは，織物スタンパブルシートを半球状カップに成形するときの繊維の集積を考慮した金型クリアランスの設計を示した [32]．Lomov らは，カメラを用いて光学的にひずみを測定する手法を樹脂が含浸していない織物に適用し，半球状に成形した際の織物のひずみを測定することを試みた [33]．

FRP では金型の曲げ部の角度よりも成形品の曲げ部の角度がちいさくなるスプリングイ

ンが生じることが知られている．Zahlan らは，スプリングインの量が面内方向と板厚方向との熱膨張係数の差および成形中の温度降下量に依存する理論式を提案した[34]．根田らは，V 曲げ成形において，曲げの内側と外側の金型の温度を変えて曲げ部の角度との関係を検討し，内側の金型を外側よりも高温とすることでスプリングイン量が減少する傾向を見いだした[35]．

熱可塑性 CFRP のプレス成形では，均一に加圧することが重要である．米山らは，スタンパブルシートをシリコンゴムシートで挟んで加熱，成形することで良好な製品を得るプロセスを見いだした[36]．Antonelli らは，ゴム粒を集合したポンチと金属のダイを用いて圧力分布を測定し，直径が小さく柔らかいゴムを用いることで均一な圧力分布になることを見いだした[37]．Hopmann らは，樹脂フィルムと強化繊維を交互に重ねたものをダイアフラムではさみ，ダイアフラムごと加熱したのち真空成形するプロセスを構築し，加熱から取り出しまでが 7 分程度で実現できることを示した[38]．Hou らは，プレスのスライドの動作を利用して成形品の側面に加圧する金型をもちいて U 字形状を成形した[39]．

黄木らは，熱硬化性 CFRP のトリミングにせん断を適用し，クリアランスを 0.05mm にすることで良好な切り口を得ることを示した[40]．古閑らは，熱可塑性 CFRP をせん断で穴開けする際，シェービングを施すことで平滑な切り口が得られることを示した[41]．Shanmugam らは，アブレイシブウォータージェット(砥粒をまぜた水を噴射する)またはレーザで熱硬化性 CFRP を切断し，切断面の粗さに関してアブレイシブウォータージェットが有利としている[42]．

Pappada らは，電磁誘導加熱を用いて熱可塑性 CFRP を局所的に加熱してローラで圧着する接合システムを用い，平板に L アングルを連続的に接合して高い接合強度を得られることを示した[43]．Villegas は，超音波接合における超音波出力と押し込み変位との関係を明らかにし，接合過程で起きる現象と接合強度との関係を解明した[44]．上田らは，熱硬化 CFRP 用にセルフピアシングリベットを開発し，下穴をあけずにシートどうしをリベット締結し高い接合強度を得られることを示した[45]．

1.5　本研究の目的

本研究は，メカニカルサーボプレスを用いた，熱可塑性 CFRP の成形，切断，接合を実践し，これら一連の成形加工プロセスを確立することを目的とする．

炭素繊維の世界シェアの 6 割を国内の 3 社(東レ，東邦テナックス，三菱レイヨン)が占め，自動車分野においても世界的な企業がある一方で，熱可塑性 CFRP を成形加工する企業が国内にないのが現状である．したがって，将来的な需要が見込まれる熱可塑性 CFRP の成形加工法の知見，ノウハウを蓄積することが課題である．自動車等の量産においてもとめられる 1 分サイクルでの成形を実現することが本研究における目標である．

熱可塑性 CFRP を成形するにあたり，サーボプレスをいかに活用するかという課題に取り組むことも本研究のテーマの一つである．サーボプレスの高速スライドモーションや多

様なモーションを活用して，生産性の向上や難加工材の成形ができるとして，鍛造および板金成形の分野でサーボプレスの利用が進んでいる．油を使用しないことからメンテナンスも容易であり，サーボプレスは今後さらなる普及が見込まれる．将来的にはサーボプレスで熱可塑性 CFRP を成形する可能性も高く，サーボプレスを活用した成形方法を確立することも意義があると考えている．

繊維の変形挙動，繊維方向と強度との関係，成形条件による樹脂の状態変化とそれにともなう強度への影響など，基礎的な現象を扱った研究は多くなされておりこれらももちろん重要である．一方でどのようにして熱可塑性 CFRP の製品をつくるか，ということも大きな問題である．すなわち，ある形状，強度の製品を実現するにあたり，材料の設計，加熱温度，成形圧力，切断および接合などの条件はどのようにすればよいか，適切な条件の下で成形ができるためには，設備や金型などにどのような機能が必要であるか，を明らかにすることである．

本論文では，サーボプレスにより熱可塑性 CFRP をもちいた成形，切断および接合を実践し，サーボプレスによるプレス成形加工プロセスが可能であることを示す．各プロセスにおける現象および関連する要素の相互関係を解明し，そのうえで短時間・高品質を満足するために生産設備や金型などに求められる機能および課題を明らかにする．

成形では，熱可塑性樹脂が含浸した炭素繊維シートを用いるプレス成形法を扱い，材料の変形挙動，金型内温度および圧力などの成形現象，成形条件と強度との関係などを解明し，プレス成形に求められる金型，プレス機および周辺機器の機能ならびに適切な成形条件を明らかにする．プレス成形後の切断では板金で用いられるせん断を扱い，熱可塑性 CFRP をせん断でトリミングすることの妥当性，せん断メカニズム，せん断金型に求められる機能などを明らかにする．接合ではプレス成形後の部材を局所的に加熱加圧する溶着接合を扱い，溶着接合でえられる接合強度，プレス機を用いて接合する方法および金型構造を解明する．本論文ではこれらの研究成果と明らかになった課題をまとめ，本研究の展望について述べる．

第 2 章　熱可塑性 CFRP と成形設備および評価方法

ここでは，実験で使用する熱可塑性 CFRP シートとプレス機および金型について述べ，本研究で扱う成形プロセスを説明する．さらに，成形品の評価方法について説明する．

2.1　熱可塑性 CFRP シート

2.1.1　炭素繊維

炭素繊維はポリアクリルニトリル繊維(PAN 繊維)またはピッチ(石油，石炭，コールタールなどの副生成物)を原料として，これらを高温で炭化してつくる繊維である．原料によって PAN 系繊維またはピッチ系繊維と呼ばれるが， PAN 系繊維の利用が 90%を占めているため，ここでは PAN 系繊維の歴史，構造，特性などについて概説する．

1)　炭素繊維製造の歴史

PAN 系炭素繊維の製造法の開発は, 1959 年に大阪工業技術試験所の進藤昭雄が取り組んだことがはじまりとされている．進藤はその後炭素繊維の製造法についての特許を出願し登録されている．工業利用の先駆けは 1971 年に東レ(株)が上市した T300 と呼ばれるものである．1970 年代に釣り竿とゴルフクラブに炭素繊維を使ったことで用途が広がり，その後繊維そのものの性能向上の開発が進み，軍事用途，競技車両，民間航空機へと利用が拡大し，近年では一般乗用車への適用が進められている．

2)　炭素繊維の構造

図 2.1 は炭素繊維の断面構造と炭素繊維でつくった平織である. 炭素繊維は直径 5~10μm で，グラファイト構造が互いに折り重なって 1 本の糸を構成している．炭素繊維は 3000 本などの束にまとめられ，織機で織物に加工するのが一般的である．

3)　炭素繊維の製造方法

PAN 系炭素繊維は，図 2.2 に示すように，PAN 繊維を炭化することでつくられる．PAN 繊維を 200~300°C の空気中で酸化して耐炎化処理をし, 1000~2000°C の不活性ガス中で炭化したのちさらに 2000~3000°C の不活性ガス中で黒煙化して炭素繊維を得る．最後にサイジングとよばれる表面処理を施し，ボビンに巻き取る．

4)　炭素繊維の特性

表 2.1 は東レ製の主な炭素繊維の特性である．糸種によって強度特性が異なる．T300, T700SC，T1000GB は引張強度を持たせたもので，T300 の引張強度が 3530MPa にたいして T1000GB は 6370MPa である．M60JB は最も高弾性率のものであり，引張強度は

3820MPa であるが弾性率は 588GPa である．伸びが 0.7%とちいさい．なお，銘柄の最後のアルファベット 1 文字は撚りの種類を表すものであり，それ以外は糸種を表す．

5） PAN 系炭素繊維のメーカ

東レ，東邦テナックス，三菱レイヨンの 3 社で世界シェアの 6 割をしめ，東レが世界シェア 1 位である．海外では独 SGL カーボン，台湾プラスチックグループが主な炭素繊維メーカである．

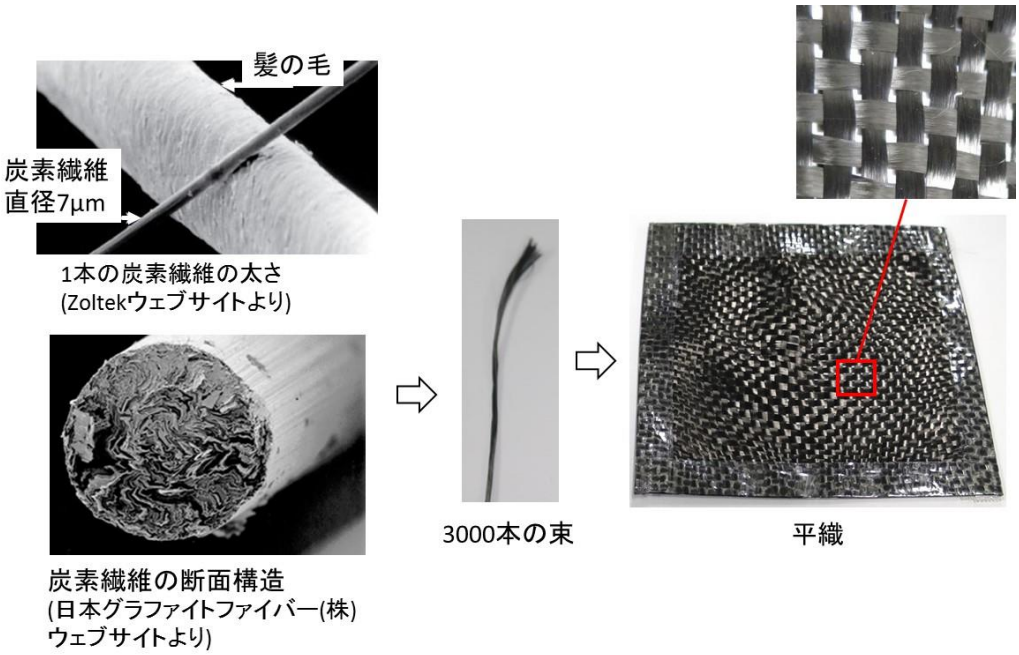


図 2.1　炭素繊維と炭素繊維でつくった平織

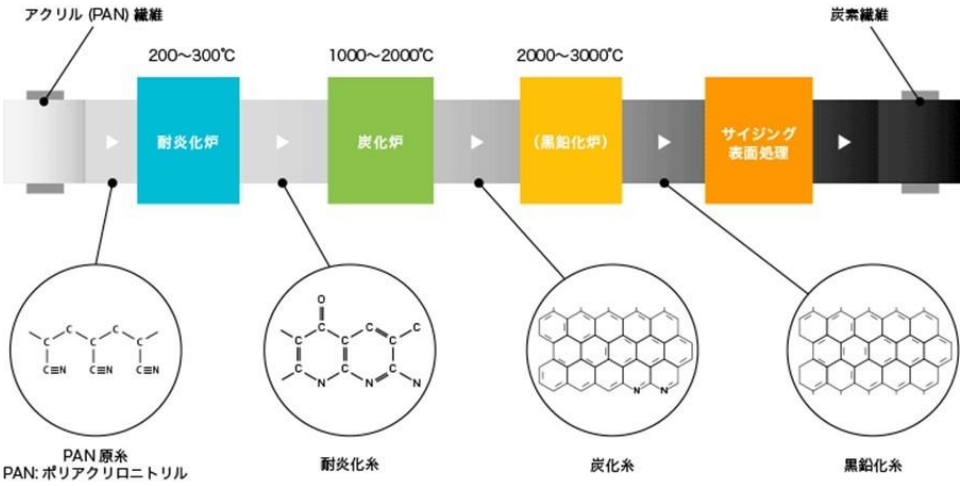


図 2.2　PAN 系炭素繊維の製造方法(東レウェブサイトより)

表 2.1　東レ製炭素繊維の特性(東レウェブサイトより)

銘柄	引張強度	引張弾性率	伸び	密度
T300	3530MPa	230GPa	1.5%	1.76g/cm^3
T700SC	4900MPa	230GPa	2.1%	1.80g/cm^3
T1000GB	6370MPa	294GPa	2.2%	1.80g/cm^3
M60JB	3820MPa	588GPa	0.7%	1.93g/cm^3

2.1.2　スタンパブルシート

前述の炭素繊維の織物などに熱可塑性樹脂を含浸したものをスタンパブルシートと呼ぶ．ガラス繊維を強化材にしたものは 1960 年代から開発，利用がはじまっているが，近年では炭素繊維を用いたものに注目が集まっている．

国内では一村産業(株)がスタンパブルシートを製造販売しており，本研究では一村産業のものを使用する．海外では独 Lanxess グループの Bond Laminates 社が製造販売している Tepex，オランダ Tencate 社の Cetex が代表的なものである．

スタンパブルシートは，図 2.3 に示すように，炭素繊維に熱可塑性樹脂を含浸させたものであるが，その製法には主にフィルムスタッキング法，ダブルベルトプレス法がある．フィルムスタッキング法は，炭素繊維と樹脂フィルムとを交互に重ねてプレス機等で金型のなかで加熱，加圧，冷却する方法であり，バッチ生産方式である．ダブルベルトプレス法は図 2.4 に示すように, 樹脂フィルムと炭素繊維をベルトで送り込みながら含浸を行う方法で，連続的にスタンパブルシートを製造するため，長尺のシートの製造に向く．

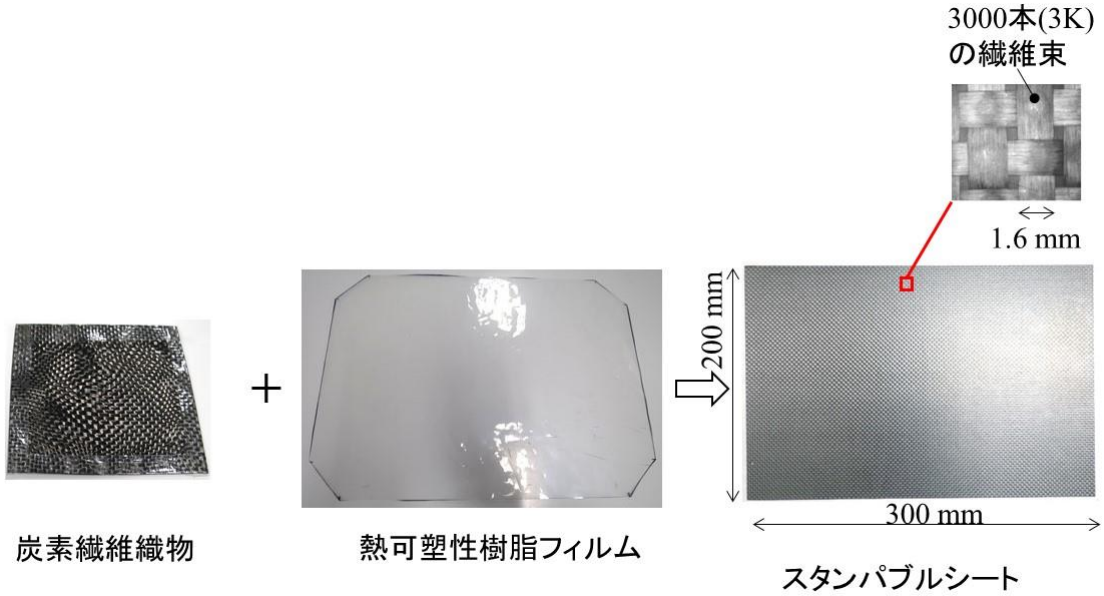


図 2.3　スタンパブルシート製造の基本的な手順

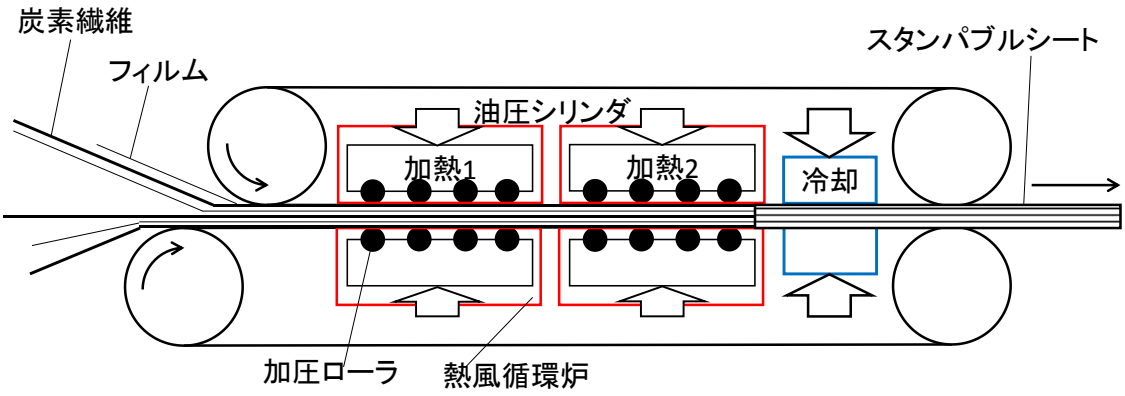


図 2.4　ダブルベルトプレスによるスタンパブルシートの製造

図 2.5 は強化材の形態によるスタンパブルシートのちがいを示したものである．織組織は平織と綾織りが代表的なものであり，綾織りは平織よりも交差点の数が少ないので変形がしやすい．3000 本の繊維を束ねたものを 3K とよび，12000 本束ねたものは 12K と呼ばれる．12K で織ったものは繊維束の幅が広くなるため，面積の大きな成形品に用いられる．炭素繊維を切断して不連続にしたものもあり，流動性が高いため複雑な形状に対応できる一方で強度は連続繊維に比べて低い．最も炭素繊維の強度を活かすことができるのが一方向繊維(Uni Directional，UD と呼ばれる)を用いたものである．UD は繊維と直交方向は強度がないので成形品に対する繊維方向の設計が重要である．

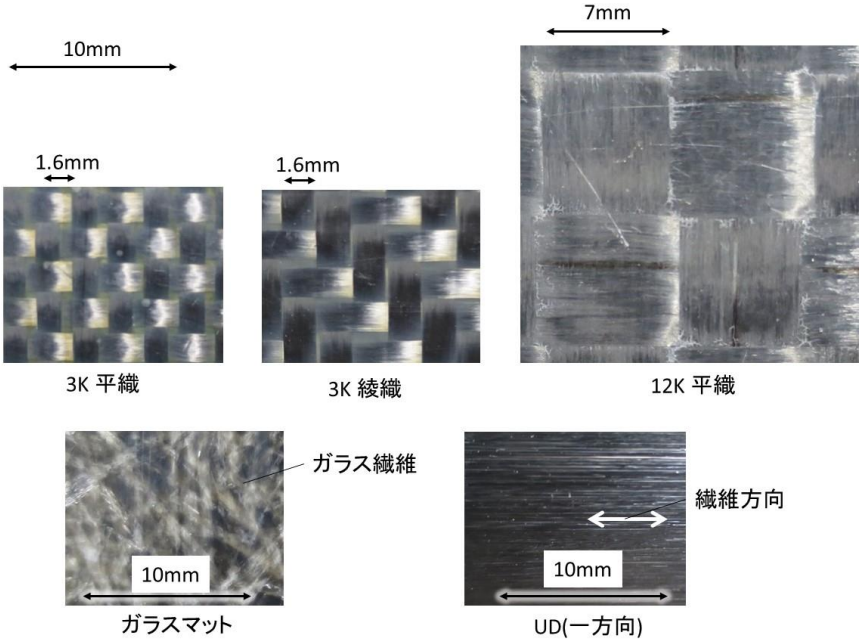


図 2.5　強化材の形態によるスタンパブルシートのちがい

2.1.3　本研究で使用する熱可塑性 CFRP シート

本研究で使用する熱可塑性 CFRP シート(以下, 単にシートと呼ぶ)の外観を図 2.6 に示す. 東レ製の炭素繊維 T300 と PA6 を用いた，一村産業(株)製のものである．織構造は，3K と呼ばれる 3000 本の繊維の束(幅 1.6mm)を交互に交差した平織とよばれるものであり, そこに PA6 を含浸させてシートを製作する．シートのなかの炭素繊維の体積割合(Volume Fraction，以下単に Vf と呼ぶ)は設計値で 55%である.

本論文で繊維の方向を表すときは，紙面に向かって右手を基準とした反時計回りの座標系を用いる．図 2.1 で示す平織組織は 0°方向と 90°方向の繊維からなるので，(0/90)シートと呼ぶ.

シートの物性値を表 2.2 に示す．Vf から算出したシートとしての密度は 1.47g/cm^3 であり，実測で求めた引張強度は 600MPa であった．600MPa 級の鋼板の密度が 7.8 g/cm^3 であるから，平織 CFRTP シートの単位質量あたりの引張強度は鋼板の約 5 倍である.

成形の内容に応じて，2 種類の積層のシートを用いた．一つは厚さ 0.2mm の単層のシート(以下，0.2mm シートと呼ぶ)である(図 2.7)．幅 1.6mm の繊維束が 2mm ピッチで交互に交差しており，繊維束の内部にも樹脂が含浸している．もう一つは厚さ 0.2mm シートを 5 層重ねて熱と圧力で一体化した 1mm 厚のシート(以下, 1mm シートと呼ぶ)である(図 2.8).

織物シートは，重ねる層の数によって厚さを調整するものである．面内方向には繊維が連続しているが，重ねた層と層の間は樹脂で接合しているだけであり，このことが均質な金属材料などと異なる強度および変形の特性を生む.

平織を実験に用いる理由は，織組織の中で最も変形しにくいもので，平織で成形できれば他の織組織でも成形できると考えた.

3K の繊維束を用いる理由は，成形対象とするサイズのためである．12000 本の繊維束(12K と呼ばれる)や 24K などの繊維束は幅が 7mm 以上あり，航空機などの大型部品にもちいられる．本研究ではまず最初に 200×100 サイズのものを成形対象とし，これに合う繊維束として幅の狭い 3K を選択した．その後 1m サイズの成形においても，それまでの知見を生かすため，同じシートを用いた.

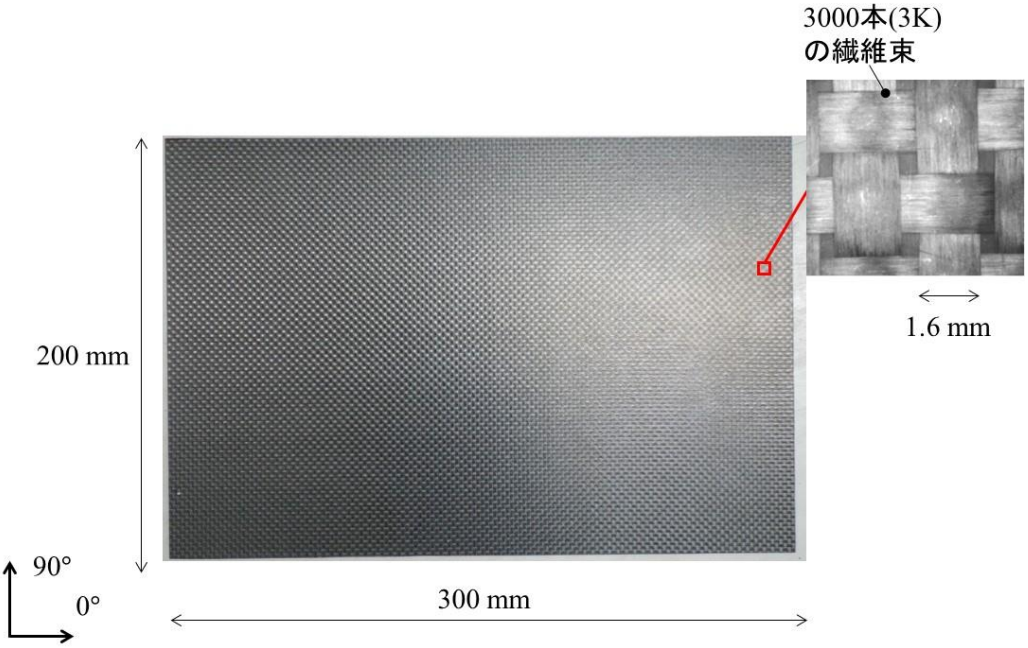


図 2.6　本研究で使用するスタンパブルシートの外観

表 2.2　熱可塑性 CFRP シートの物性

	密度	引張強度	成形温度範囲
炭素繊維(T300)	1.76 g/cm^3	3530 MPa	ー
PA6	1.13-1.14 g/cm^3	80-85 MPa	230-260 ℃
シート(平織，Vf55%)	1.48 g/cm^3	600 MPa	230-260 ℃

炭素繊維の物性：東レウェブサイトより

PA6 の物性：Carbon Fibers and their Composites[46)]より

シートの物性：Vf から密度を計算．引張強度は実測値.

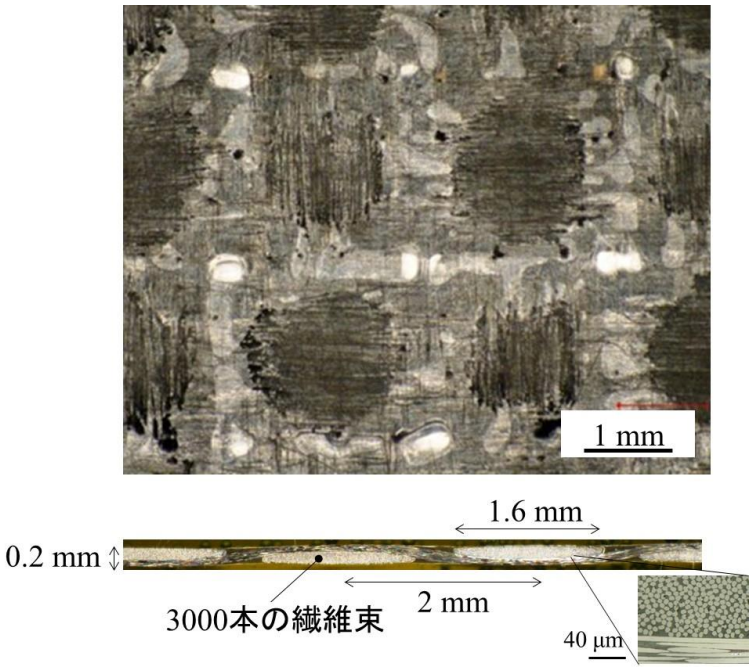


図 2.7　0.2mm シートの表面と内部組織

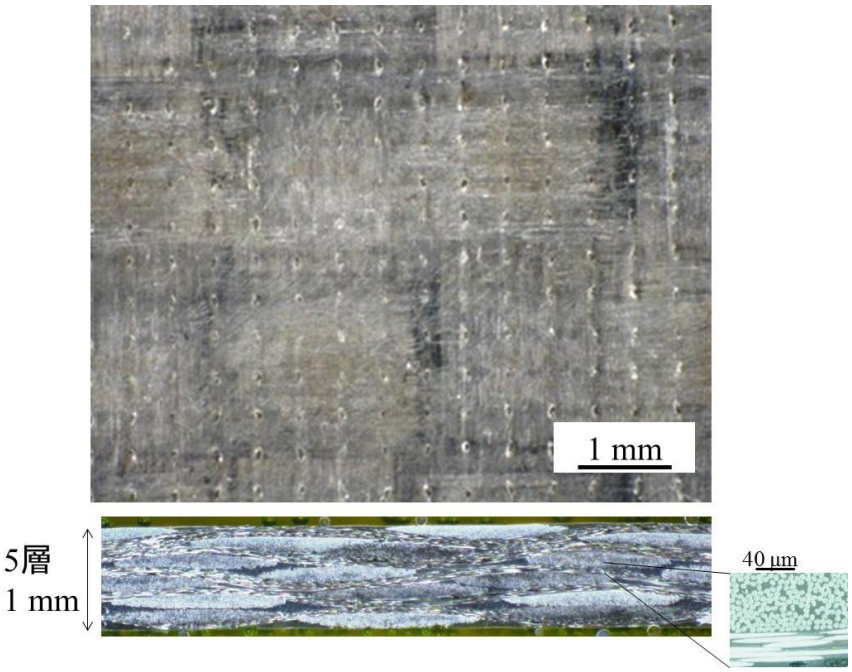


図 2.8　1mm シートの表面と内部組織

2.2　メカニカルサーボプレス

3 種類のプレス機を，成形内容に応じて使い分けた．各プレス機の仕様を表 2.3 に，外観を図 2.9 に示す．いずれもコマツ産機(株)製のメカニカルサーボプレスである．メカニカルサーボプレスの構造は後述する．

H1F45(図 2.9(a))はスライド加圧能力とストロークがそれぞれ 450kN と 100mm であり，空気圧式のダイクッションを備える．熱可塑性 CFRP のプレス成形は面圧と成形品サイズが比例するが, 本研究における H1F45 の成形対象は最大で 280mm×108mm のものである．この成形品に与えられる最大面圧は 14MPa である．シートの加熱装置には 4kW のハロゲンヒータを用いた．

H2F300(図 2.9(b))はスライド加圧能力とストロークがそれぞれ 3000kN と 250mm であり，ダイクッションはサーボモータで稼働する．成形品のサイズは 850mm×260mm であり，最大で 14MPa の面圧をあたえることができる．

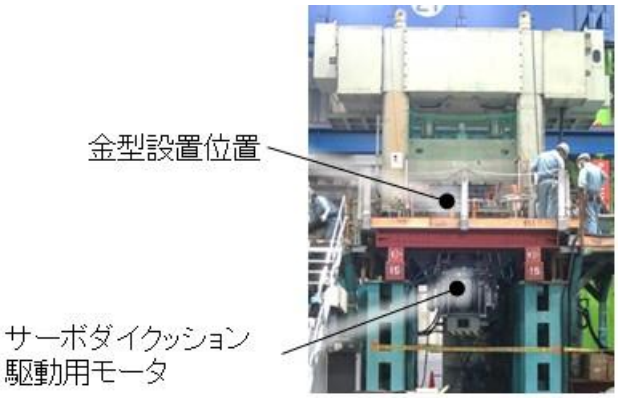
H2W300 図 2.9(c))はスライド加圧能力とストロークがそれぞれ 3000kN と 350mm であり，ダイクッションはサーボモータで稼働する．成形品のサイズは 950mm×200mm であり，最大で 15MPa の面圧をあたえることができる．金型の温調に，松井製作所製の油媒体式温調器を用いた．

H2F300 と H2W300 での成形には，シートの加熱に加熱搬送装置を用いた．この装置の詳細は第 6 章で述べる．

表 2.3　プレス機の仕様と成形対象

プレス機	スライド加圧能力	スライドストローク	ダイクッション能力	ダイクッション駆動	付帯設備	成形対象	成形品の外形寸法 長さ×幅×高さ 板厚
H1F45	450kN	100mm	35kN	空気圧	ハロゲンヒータ	角筒	200×100×40 t1mm
						異形断面ビーム模型	280×108×32 t3mm
						平板	200×100 t3mm
H2F300	3000kN	250mm	1000kN	サーボモータ	加熱搬送装置	異形断面ビーム	850×260×53 t3mm
H2W300	3000kN	350mm	400kN	サーボモータ	加熱搬送装置 油媒体式金型温調器	U字ビーム	950×200×93 t2.4mm

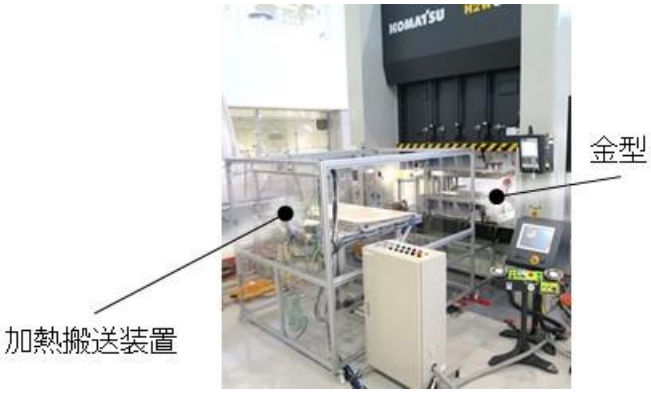
(a) H1F45



全景

加熱搬送装置との位置関係

(b) H2F300



(c) H2W300

図 2.9　各プレスと付帯設備の外観

2.2.1　メカニカルサーボプレスを熱可塑性 CFRP の成形に用いる意義

熱可塑性 CFRP を成形するにあたり，メカニカルサーボプレスをいかに活用するかという課題に取り組むことも本研究のテーマの一つである．メカニカルサーボプレスの高速スライドモーションや多様なモーションを活用して，生産性の向上や難加工材の成形ができるとして，鍛造および板金成形の分野でメカニカルサーボプレスの利用が進んでいる．油を使用しないことからメンテナンスも容易であり，メカニカルサーボプレスは今後さらなる普及が見込まれる．将来的にはメカニカルサーボプレスで熱可塑性 CFRP を成形する可能性も高く，メカニカルサーボプレスを活用した成形方法を確立することも意義があると考えている．

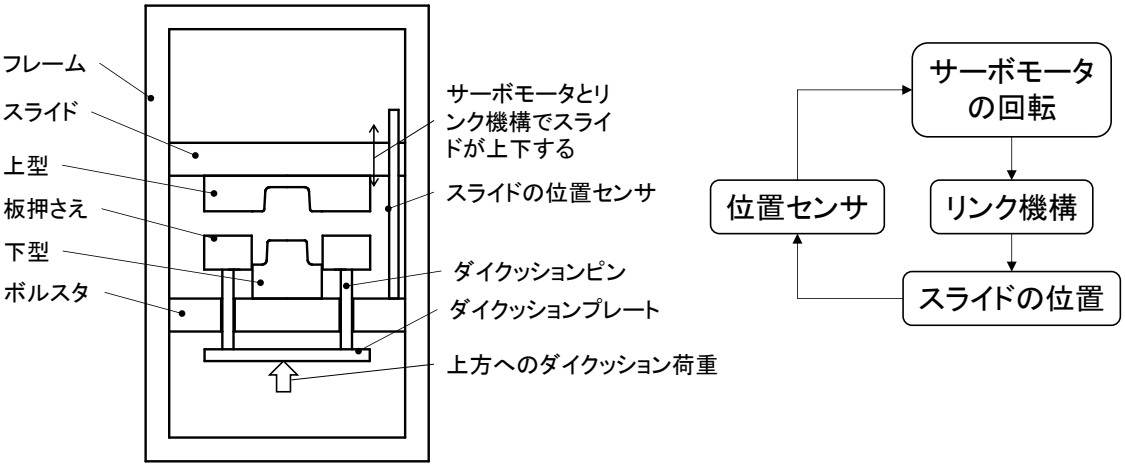
2.2.2　メカニカルサーボプレスの構造

メカニカルサーボプレスは，サーボモータにより複雑なスライドモーションを実現できるものである．本研究で用いるメカニカルサーボプレスの基本構造を図 2.10 に示す．なお，油圧をもちいたサーボプレスもあるが，とくに断りがない限り，本論文ではここからはメカニカルサーボプレスのことを単にサーボプレスあるいはプレスと呼ぶ．

スライドは，サーボモータとリンク機構により直線往復運動をする．位置センサがスライドの位置(ボルスタの上面からスライドの下面までの距離)を検出し，サーボモータの回転角度を制御する．プレスの最大能力を発揮するのは，スライドが下死点に位置するときである．スライドの下死点は，ボルスタの上面からスライドの下面までの距離で表され，これをダイハイトと呼ぶ．ダイハイトは金型の高さに応じて調整し，その調整量は H1F および H2F300 では 100mm，H2W300 では 200mm である．

ダイクッションは，プレス成形後の製品を下から突き上げたり，絞り加工のしわ押えのための反力を発生させたりする装置である．H1F45 は空気圧で，H2F300 および H2W300 ではサーボモータでダイクッションを駆動し，いずれも所定の荷重を保持する荷重制御である．駆動装置はボルスタの下に配置されており，ダイクッションピンを介して上方へ荷重を伝達する．

サーボプレスにおけるプレス荷重の調整方法について説明する．サーボプレスは，スライドの位置を目標値とする位置制御である．したがって，油圧プレスのように，プレス荷重を目標値としてあたえることができない．サーボプレスにおけるプレス荷重は，成形品の板厚に対するスライドの「追込み量」によって決まる．図 2.11 に追込み量の設定方法を示す．まず，上型と下型のクリアランスが材料の板厚と同じになるようにスライドの下死点を定める．これを下死点の基準位置と呼ぶ．追込み量は，材料を圧縮しない無負荷運転において下死点の基準位置からさらに下げた量のことを指す．追込み量をあたえた状態で材料を圧縮すると，材料からの反力でプレスのフレームが伸び，この伸びに応じてプレス荷重が発生する．フレームの伸びのため，材料は追込み量と同じだけ圧縮されるわけではない．



(a) 構造の模式図　　(b) 制御信号の流れ

図 2.10　メカニカルサーボプレスの構造

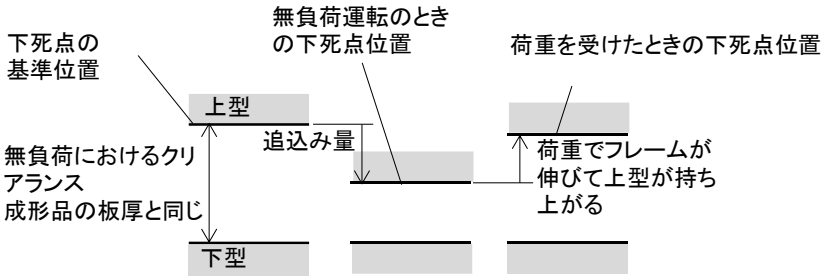


図 2.11　メカニカルサーボプレスにおける追込み量の設定

2.3　成形プロセスと金型

ここでは，本論文で扱う成形品ごとの成形プロセスおよび金型について概説する．ここではプレス成形のみについて扱い，トリミングおよび接合はそれぞれの章であらためて取り上げる．

2.3.1　角筒成形

図 2.12 の右下に示す形状をここでは角筒とよぶ．200mm×100mm×20mm の直方体の上に 100mm×100mm×20mm の直方体が乗った，2 段の箱である．板厚は 1mm である．角筒成形では，おもに角部や段差における繊維の変形やシートと金型表面との接触状態など，成形現象の解明を行う．

300mm×220mm にカットした 1mm シートをハロゲンヒータで 320°C まで加熱し，室温の金型でプレス成形する．320°C まで加熱するのは，金型まで運ぶ間にシートが冷えて，プレス成形のときにシート全体が成形温度である 260°C になるためである．金型の辺の方向にシートの辺を合わせ，下型の板押さえの中央にシートを設置する．

図 2.13 に金型の構造を示す．上型と下型それぞれに板押さえがある．加熱したシートは最初に板押さえの上に設置するので，板押さえにカートリッジヒータを挿入してあらかじめ加熱してシートの冷えを防ぐ．金型が閉じると板押さえが冷却板に接触し，板押さえが冷える．金型には抜き勾配が設けられており，短い側面は 5°，長い側面は 10°とした．成形による繊維の集積を考慮して，短い側面のクリアランスは 1.08mm，長い側面のクリアランスは 1.16mm とした．ダイクッション荷重でシートを押えながら成形することで絞り加工によるしわを防ぐ．実際の金型の外観を図 2.14 に示す．

下型には，直径 2.9mm の内視鏡(SPI エンジニアリング製)を図 2.15 に示すようにスリーブにいれて先端をガラスで補強した，金型界面観察内視鏡[47]を挿入した．図 2.11 に示すように，金型の 1 段目に挿入し，成形過程のシートと下型との接触状態を観察する．

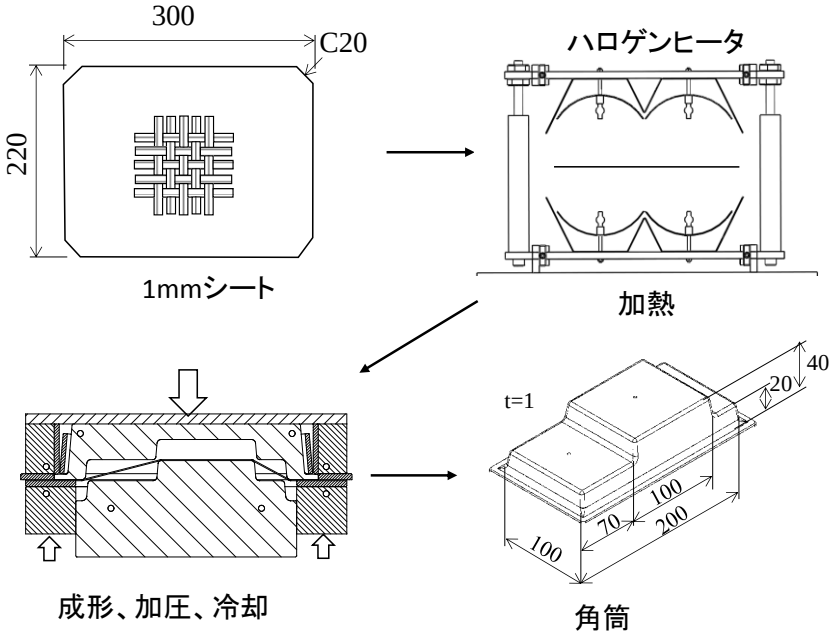


図 2.12　角筒成形プロセス

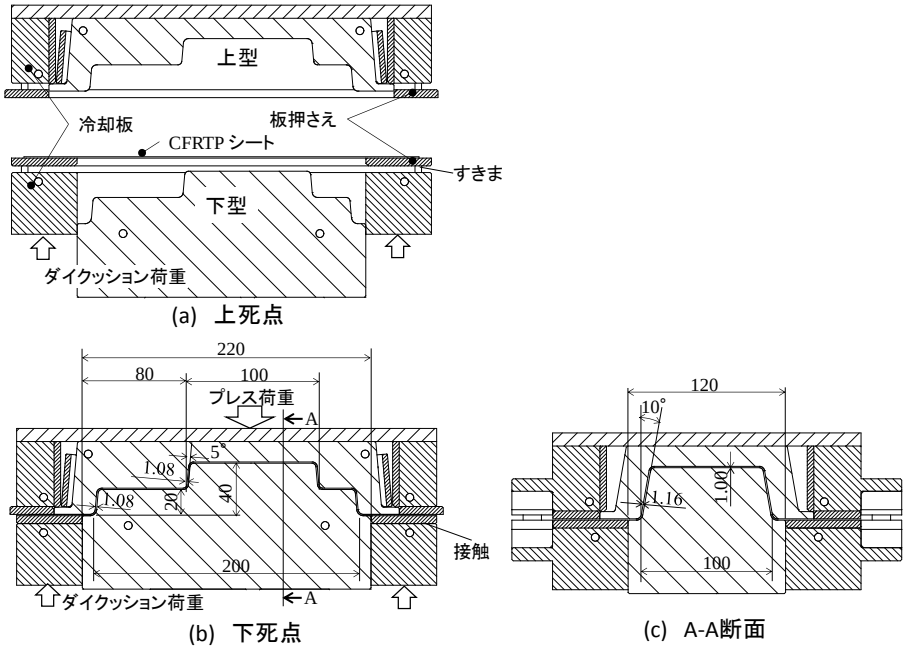


図 2.13　角筒金型の寸法

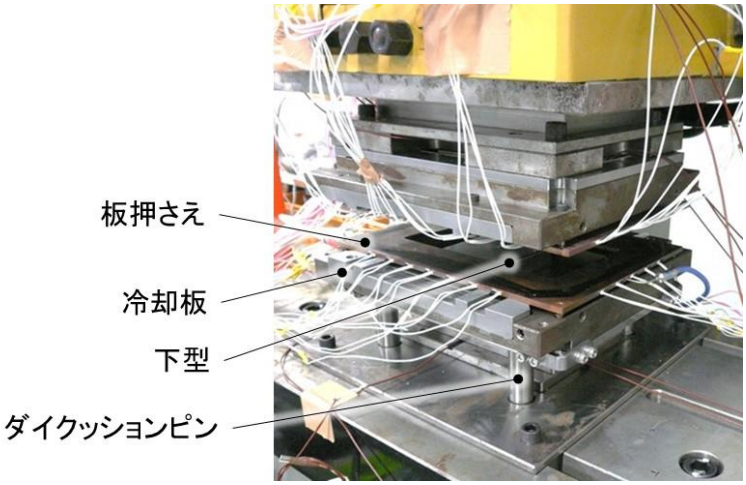


図 2.14　角筒金型の外観

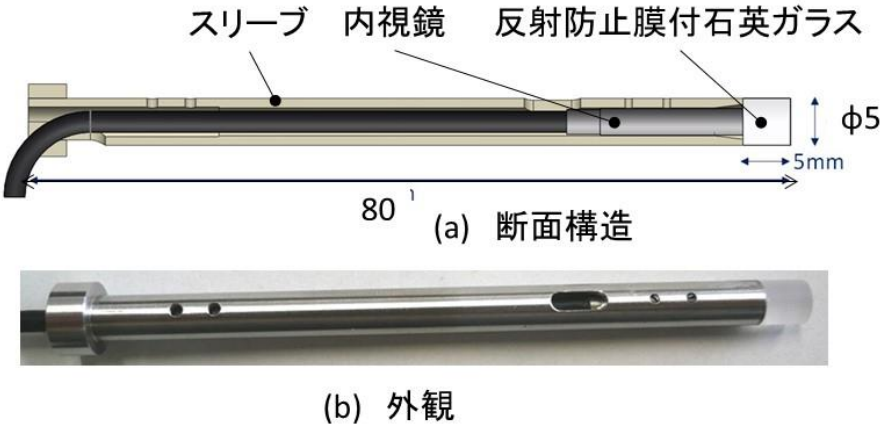


図 2.15　金型界面観察内視鏡

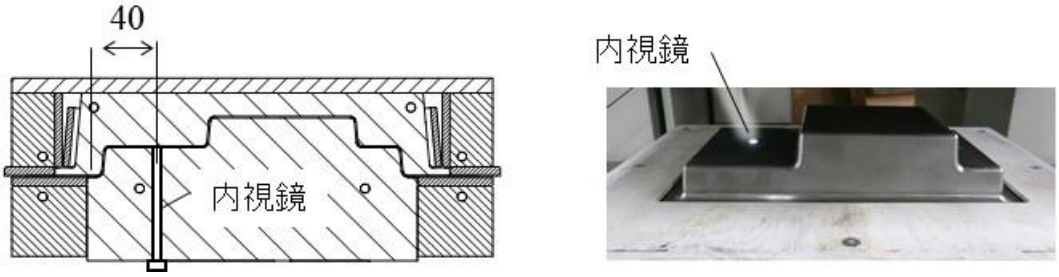


図 2.16　内視鏡挿入位置

2.3.2　異形断面ビーム模型成形

図 2.17 の右下に示す形状をここでは異形断面ビーム模型とよぶ. 幅が途中で 58mm から 108mm に広がる．長さ 280mm，高さ 32mm，板厚 3mm である．後に解説する 3000kN プレスで成形するものの約 3 分の 1 の寸法であるため，これと区別するために異形断面ビーム模型と呼ぶ.

異形断面ビーム模型の成形では，プレス成形圧力条件や繊維方向と強度との関係を主に調べる．また，プレス成形後のトリミングおよび接合についても検討する.

0.2mm シートを 15 枚重ねて 280°C まで加熱し，室温の金型でプレス成形する．重ねたシートはプレス成形の圧力によって一体化し，成形後の板厚が 3mm となる． 0.2mm シートを用いる理由は，繊維方向の異なる層を混ぜた成形が容易であること，変形の際に層間が滑ることで成形性がよいと考えたからである. 板厚が 3mm で搬送中の冷えが遅いので加熱は 280°C とした.

角筒成形と同様に板押さえでシートのしわを防ぎながら成形する．金型は室温である．形状が比較的単純で繊維の集積がないと考え，金型のクリアランスは一様に 3mm とした．抜き勾配は全体にわたって 3°とした.

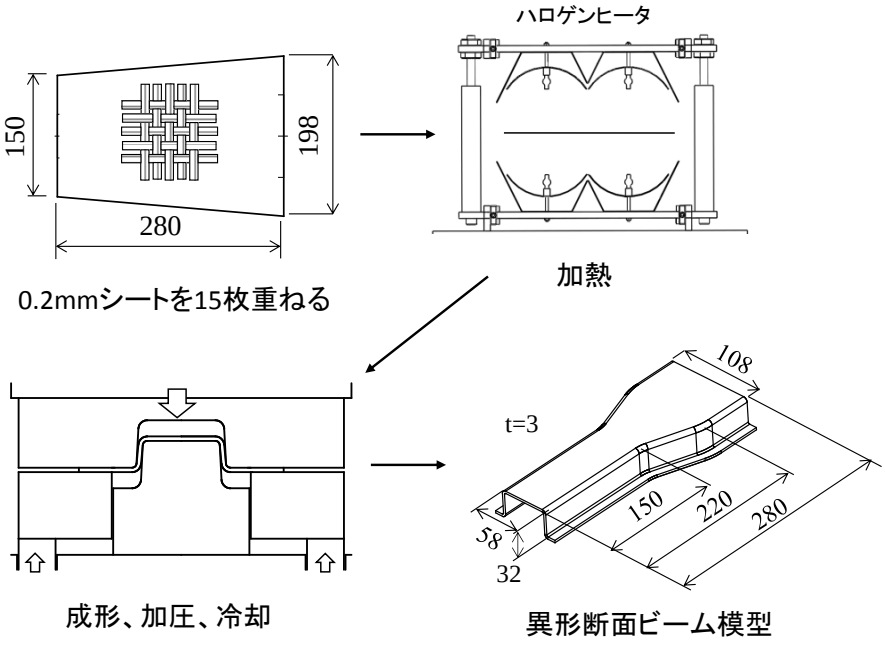


図 2.17　異形断面ビーム模型成形プロセス

2.3.3　平板圧縮成形

平板圧縮成形では，シートの変形の影響を除いた状態でのプレス成形圧力条件および金型温度条件と強度との関係を調べる．

成形手順を図 2.18 に示す．0.2mm シートを 15 枚重ねて 280°C まで加熱し，プレスと同時に重ねたシートを一体化して板厚 3mm の平板を成形する．平板の寸法は 200mm×100mm，板厚 3mm である．

図 2.19 に金型の概略を示す．シートを圧縮する下型は周囲を壁で囲って圧力による材料の流出を防ぐ．上型は下型のくぼみに合わせた凸形状であり，下型を蓋するとともにシートを圧縮する．上型下型ともにカートリッジヒータであらかじめ加熱しておき，下死点でそれぞれの背後にある冷却板と接触することで加圧しながら冷却する [48]．実際の金型の外観を図 2.20 に示す．

加熱する金型の熱容量が小さいため，220°C に加熱した金型が 100°C になるまでが 25 秒である．金型温度変化などの詳細は第 4 章で述べる．1 分成形のうち，シートを設置する時間，金型を開閉する時間および製品を取り出す時間を除くと，成形にあてられるのは 30 秒程度であると考えられる．このような，短時間成形での金型温度条件の影響を調べる．

下型には図 2.21 に示す圧力センサを挿入した．受圧面に作用する圧力を，薄板のひずみから求める．薄板にはブリッジ回路を組んだひずみゲージを 4 枚貼りつけた．圧力の検定として，室温の状態でシリコンゴムシートを押し付けたときの荷重とひずみの関係を求めた．温度の影響を調べるため，260°C に加熱した金型にシリコンゴムシートを敷き，5MPa で加圧冷却したが，圧力センサの出力は一定であり温度の影響はみられなかった．

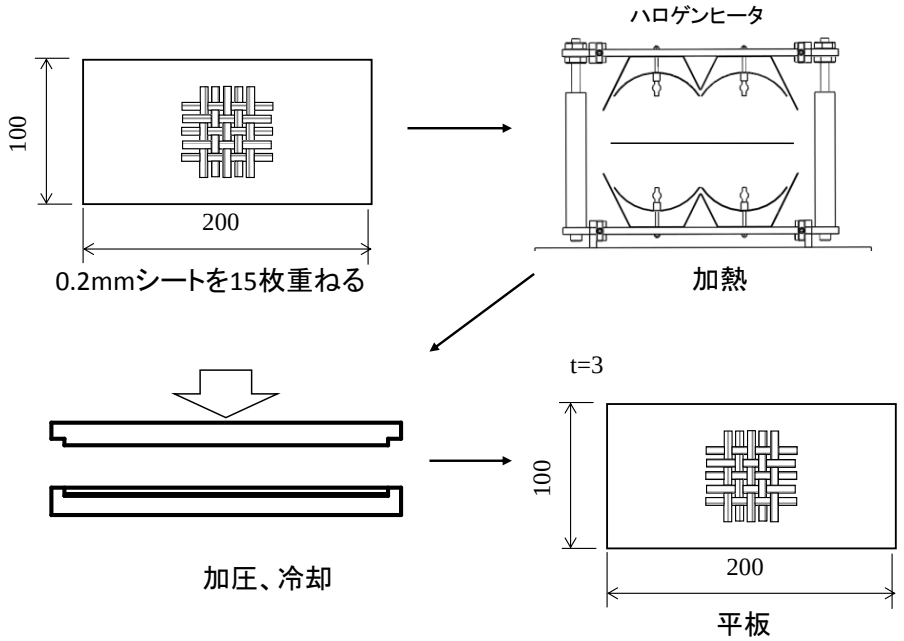


図 2.18　平板圧縮成形プロセス

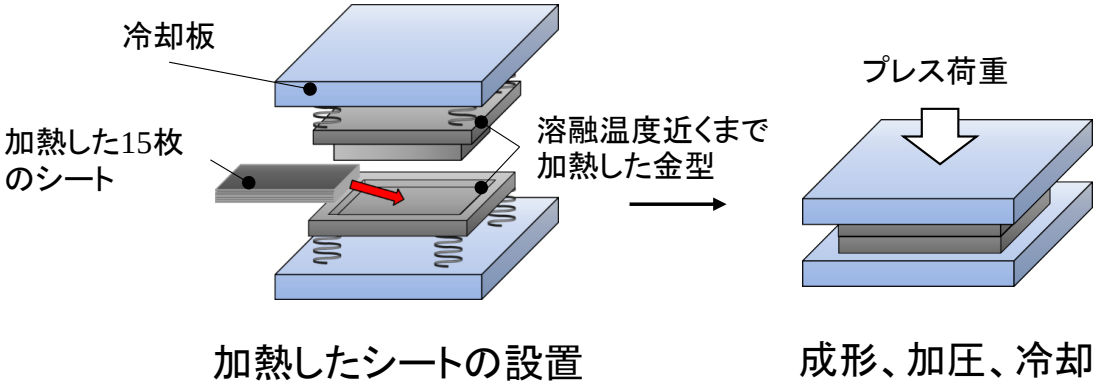


図 2.19　平板圧縮金型の動作

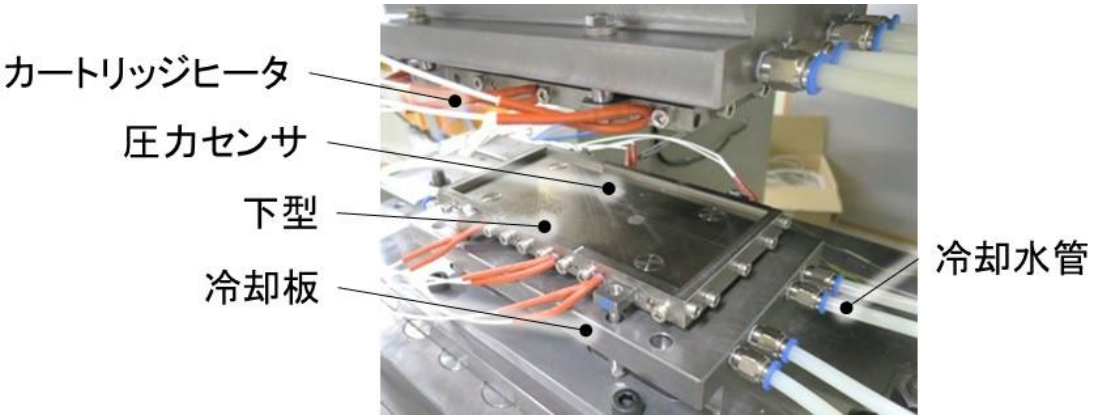


図 2.20　平板圧縮成形金型の外観

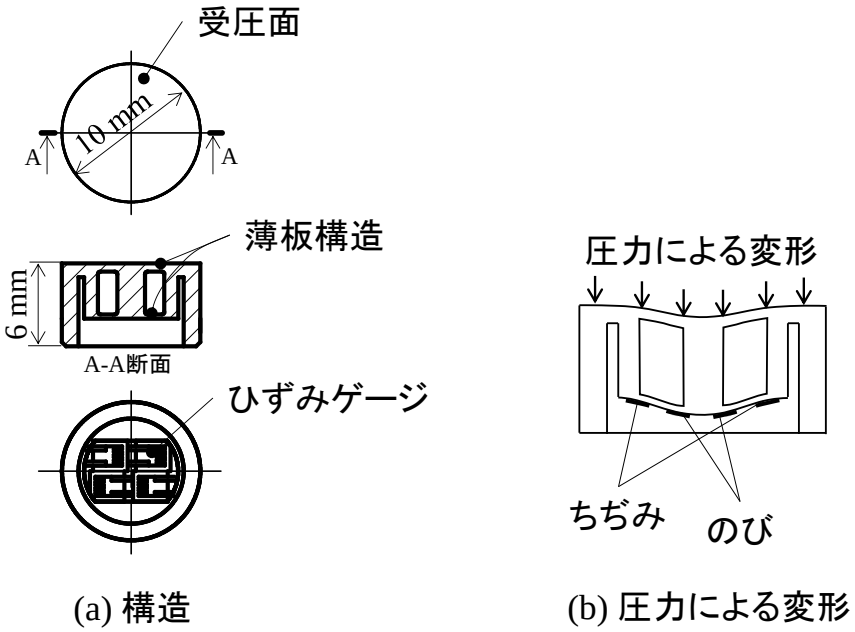


図 2.21　圧力センサの構造

2.3.4　異形断面ビーム成形

異形断面ビームは，前述した異形断面ビーム模型の実物大のものである．自動車の前方衝突吸収部材であるフロントサイドメンバをモデルとした．実際のフロントサイドメンバは閉断面形状であるがプレスでは成形できないため，それを半分に割ったものとした．長さ 850mm，高さ 53mm，板厚が 3mm である．幅が途中で 130mm から 260mm に変化する．抜き勾配は全体にわたって 5°とした．

図 2.22 に示すように，0.2mm シートを 15 枚重ねて加熱搬送装置で加熱してプレス成形する．金型は室温である．

加熱搬送装置は，加熱とその後の搬送の機能を一体化したもので，搬送中のシート温度低下を防ぐことができる，熱可塑性 CFRP のプレス成形に適した装置である．異形断面ビーム成形のために開発した．加熱搬送装置の詳細は第 6 章で述べる．

プレス成形した異形断面ビームを接合して閉断面ビームを製作し，圧潰試験により熱可塑性 CFRP の衝撃吸収特性を評価した．接合と圧潰特性の詳細は第 5 章および第 8 章で述べる．

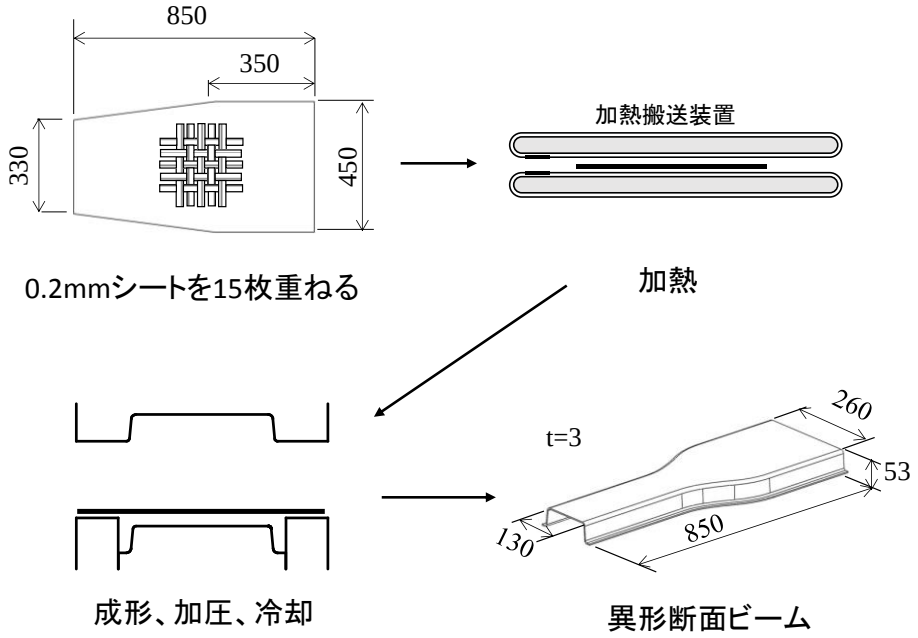


図 2.22　異形断面ビーム成形プロセス

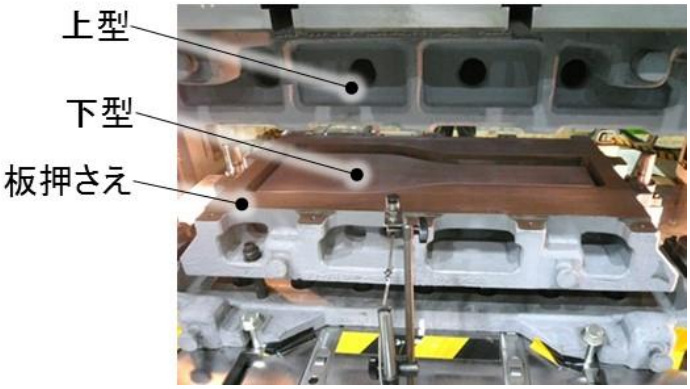


図 2.23　異形断面ビーム成形金型

2.3.5　U 字ビーム成形

図 2.24 に示す長さ 950mm，幅 200mm，高さ 93mm，板厚 2.4mm の成形品を U 字ビームと呼ぶ．0.2mm シートを 12 枚重ねて加熱，プレス成形する．

U 字ビームの成形では，変形をともなう場合の金型温度条件および側面圧力と強度および形状精度との関係を調べる．

U 字ビーム成形金型の特徴は，プレス成形ではむずかしい垂直な側面への加圧が可能なことである[49]．図 2.25 に示すように，サーボプレスに備わるサーボダイクッションがダイクッションピンを突き上げ，クサビがその力を横方向に拡大して側壁がシートを圧縮する．

サーボダイクッションを用いることで，外部的な加圧装置なしで，プレス荷重と側面荷重をそれぞれ設定することができる．

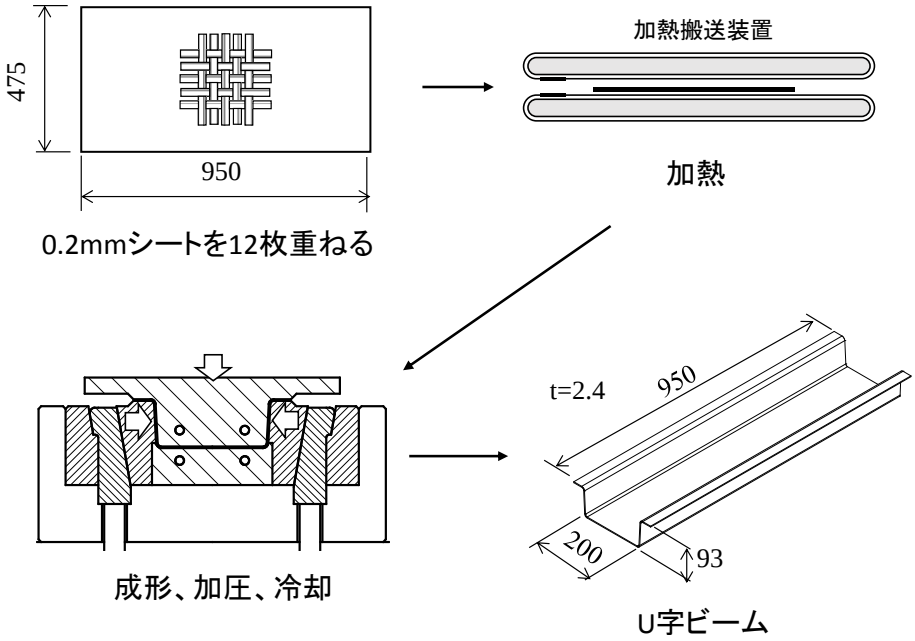


図 2.24　U 字ビーム成形プロセス

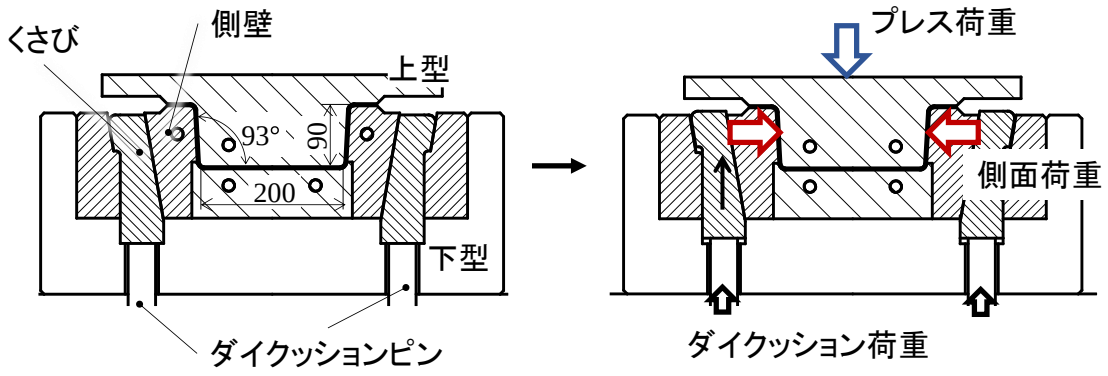


図 2.25　U 字ビーム金型の側面加圧機構

ダイクッション荷重と側面荷重の関係を図 2.26 に示す．ダイクッション荷重の半分が 10°のクサビで横方向に変換されるので，その力の関係は，

$$\text{側面荷重} = \frac{\text{ダイクッション荷重} \times 0.5}{\tan 10^\circ}$$

これを整理すると，

$$\text{側面荷重} = 2.83 \times \text{ダイクッション荷重}$$

であり，ダイクッション荷重の約 2.8 倍の荷重が側面に作用する．ただし摩擦などの損失がない場合である．

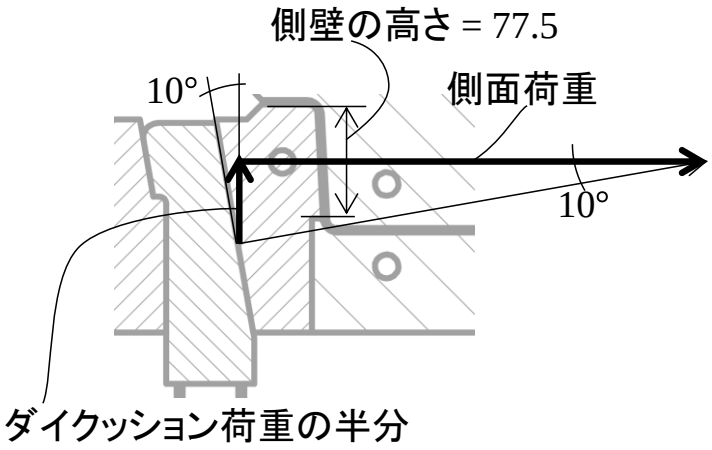


図 2.26　ダイクッション荷重と側面荷重の関係

金型の動作とプレス荷重との関係を図 2.27 に示す．スライドが下死点に到達すると，追込み量に応じたプレス荷重が立ち上がる．プレス荷重を検知するとダイクッション荷重が立ち上がり，側面に荷重が付加される．ダイクッション荷重はプレス荷重とほぼ同時に立ち上がる．

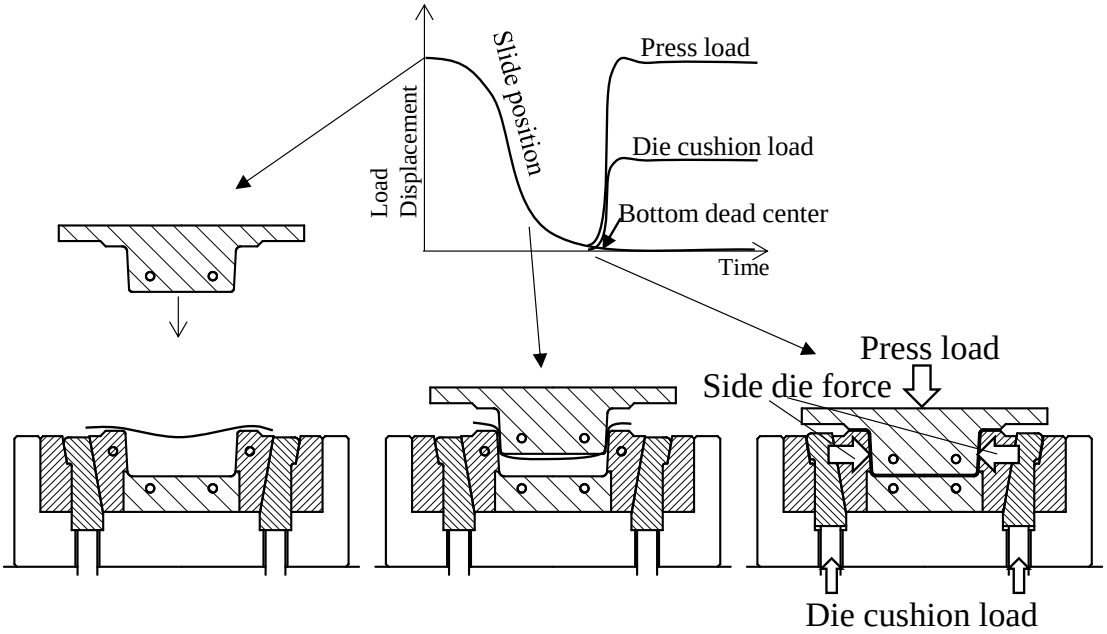


図 2.27　スライド位置とプレス荷重およびダイクッション荷重の関係

金型の温調には，松井製作所の油媒体式温調システムを用いた．このシステムは，図 2.28 に示すように，あらかじめ高温と低温の油媒体をタンク内に準備しておき，切換え弁の操作により，高温の油を流して金型を加熱し，低温の油を流して冷却するものである．1 つの流路に高温の油と低温の油を流すため金型の構造が単純である．油媒体の最高温度は 300°C であり，融点の高い樹脂に対応する．上型に 1 系統，下型に 1 系統それぞれ接続した．金型の実際の外観を図 2.29 に示す．本システムは射出成形の分野で利用されているものであるが，本研究ではこれをプレス成形に適用し，その利用可能性を検討する．

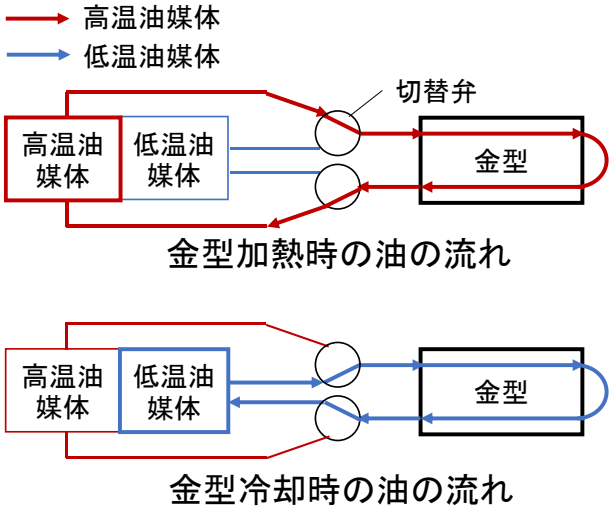
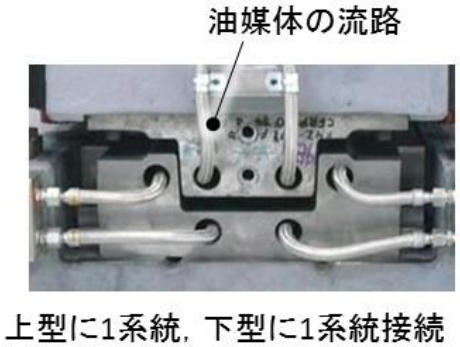


図 2.28　金型に流す油媒体の流れ

(a) 金型の外観



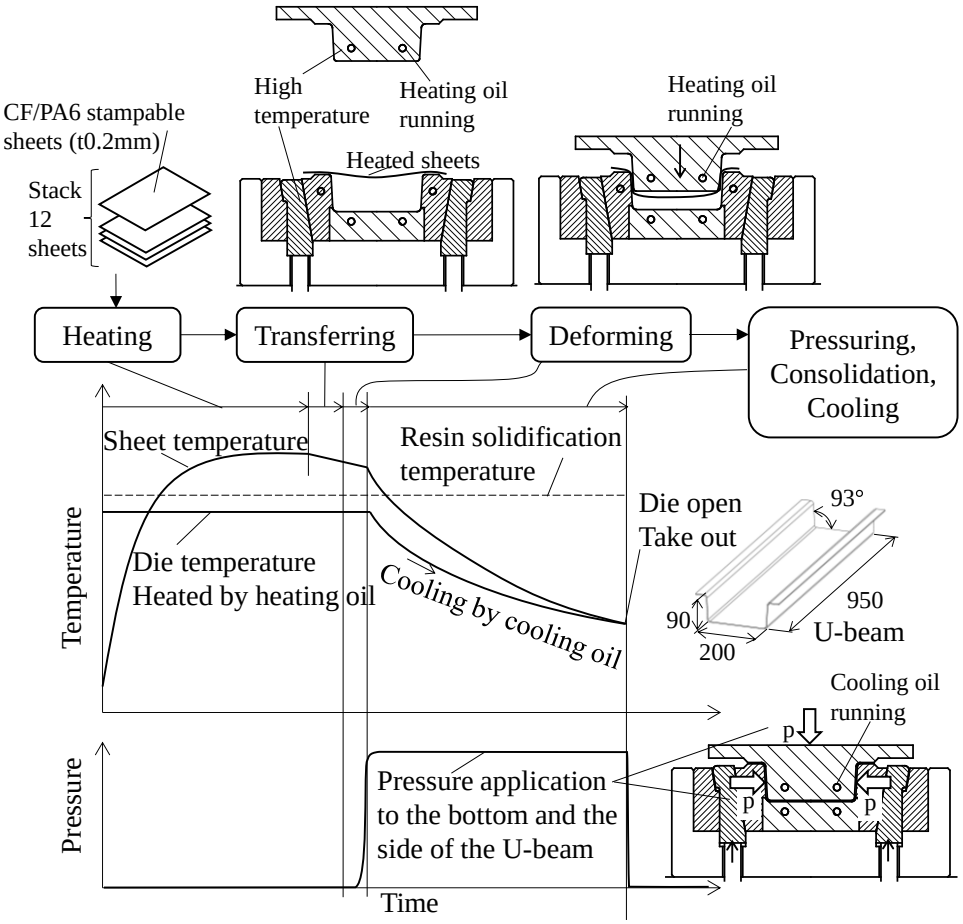
(b) 油媒体の流路の接続

図 2.29　U 字ビーム成形金型の外観

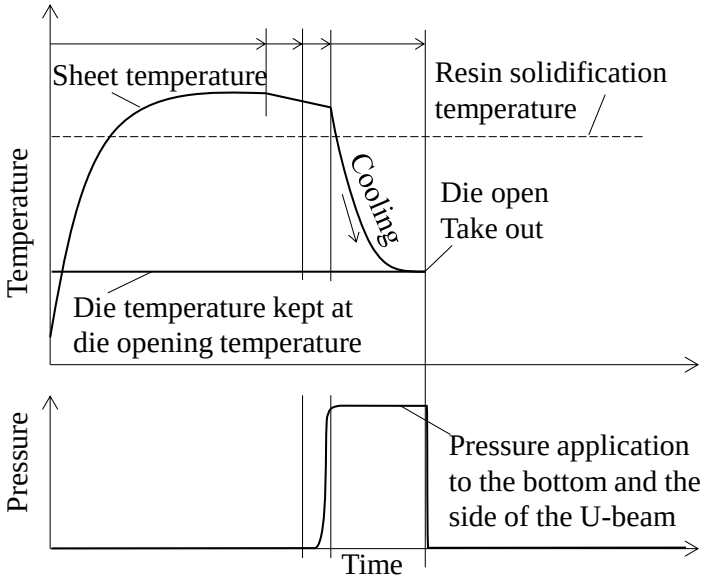
本研究で扱う金型温度制御は，ヒートアンドクール成形と一定温度成形である．ヒートアンドクール成形における金型温度変化と荷重との関係を図 2.30(a)に示す．高温油を金型に流して樹脂の融点の近傍まで金型を加熱する．スライドが下死点に到達してプレス荷重および側面荷重が所定の荷重に到達すると同時に低温油に切り替えて金型を冷却しながら加圧をつづける．シートの変形過程と加圧過程では樹脂を流動状態に保ち，シートの確実な変形およびボイド等の確実な除去を狙う．加圧冷却過程では金型を積極的に冷却することで短時間成形を狙う．

一方で一定温度成形では，図 2.30(b)に示すように，樹脂の融点より十分低い温度に保った金型でプレス成形を行う．これは樹脂の短時間固化を狙ったものである．

以上のように，成形内容や実験目的に応じてプレス機および金型を選択する．450kN プレスではおもに成形中の現象の解明および成形条件と成形品の品質との関係に着目し，3000kN プレスでは大きなものの成形における課題の抽出や新しい装置の開発を行う．これらの実験結果を総合して，プレス成形における要素の相互関係を解明し，熱可塑性 CFRP のプレス成形技術の構築を目指す．



(a) ヒートアンドクール成形



(b) 一定温度成形

図 2.30　U 字ビーム成形における金型温度とプレス荷重との関係

2.4　成形後の評価方法

2.4.1　曲げ試験の方法

成形後の強度の評価は,成形品から切り出した試験片の3点曲げ試験で行う．JIS K 7074「炭素繊維強化プラスチックの曲げ試験方法」[50]の試験条件に従う．試験に用いる装置は島津製作所製卓上型精密万能試験機 AGS-10kNX(最大荷重 10kN)である．

図 2.31 に示すダイヤモンドバンドソー(ダイヤモンド砥粒のついた帯鋸，ラクソー社製V-19)を用いて水をかけながら成形品から所定の寸法の試験片を切り出す．つぎにストルアス社製テグラミン 20 を用いて，320 番の耐水ペーパで側面を水とぎして平滑に仕上げる．バンドソーの跡がなくなるまで仕上げる．80°C の熱風乾燥炉に 8 時間以上設置して樹脂の中の水分を乾燥させる．

試験速度および支点間距離は以下の式に当てはめて決定する．試験片の曲げ応力は，曲げ荷重の最大値と試験片の寸法から算出する．

$$\text{支点間距離 L} = (40 \pm 8) \times \text{試験片の厚さ } h \text{ (mm)}$$

$$\text{試験速度 V} = \frac{\text{ひずみ速度 } 0.01(min^{-1}) \times L^2}{6 \times h} \text{ (mm/min)}$$

$$\text{曲げ応力} = \frac{3 \times \text{最大試験荷重(N)} \times \text{L(mm)}}{2 \times \text{試験片幅(mm)} \times \text{試験片厚さ(mm)}^2} \text{(MPa)}$$

図 2.31　島津製作所 AGS-10kNX

図 2.32　ラクソー社バンドソーV-19

2.4.2　形状精度の測定方法

成形品の3次元形状測定には石川県工業試験場所有のSteinbichler社のCOMET Systemを用いた．測定原理を図2.33に示す．光の反射ムラを押える目的で，撮影前に探傷用の白い塗料を成形品に吹きつける．ロータリテーブルに成形品を設置し，プロジェクタで投影した縞模様をカメラで撮影する．つぎにロータリテーブルを一定角度回転させて，投影，撮影を繰り返し，成形品全体にわたって画像を取得する．取得した画像はPC内のソフトウェアで自動的に合成されて，3次元データが生成される．投影した縞模様の形状から奥行き情報を取得するのが基本原理である．

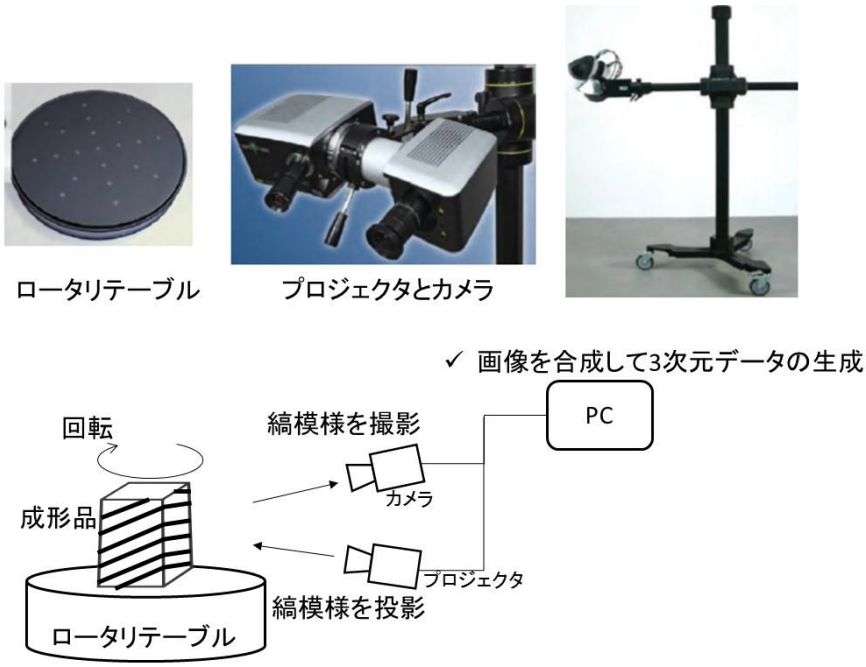


図2.33　Steinbechler社COMET systemを用いた3次元形状測定方法

2.4.3　内部組織の観察方法

成形品から切り出したサンプルを樹脂に埋めるまでの手順は以下の通りである．

1) 高さ15mm以上20mm以内，幅25mm以内に収まるようサンプルをダイヤモンドバンドソーで切り出す．この寸法は，モールドカップの寸法および研磨機にセットするときの制約で規定される．
2) モールドカップに離型剤を塗布する．モールドカップは深さ20mm，内径25mm.
3) 切り出したサンプルを固定治具にはさみ，モールドカップに入れる．サンプルの高さが15mmより低い場合はCFRTPの端材などを敷いて調整する．
4) 埋め込み樹脂を調合する．
   サンプル数に9.66倍かけた重量の樹脂を基準とする．
   重量比が樹脂7，硬化剤1，染料0.0043になるようにして，これらを混ぜ合わせる．
   例えば，サンプル数を8とすると，樹脂は77.28g.

計量を簡単にするため，樹脂を 80.5g として硬化剤は 11.5g，染料は 0.35g とする．
※一度に大量に調合すると硬化発熱が暴走するので，12 個までとする．
※混ぜる際は十分攪拌(目視で樹脂と硬化剤が判別できなくなるまで)し，その後数分放置して内部の気泡を抜くこと．湯煎すると気泡が抜けやすい．

5) 調合した混合物をモールドカップに注ぐ．
6) ドラフトチャンバ内で 24 時間放置して硬化させる．室温でよい．

つぎに硬化したサンプルを研磨するレシピを示す．ストルアス社テグラミン 20 を用いるが，装置の操作は付属のマニュアルを参照すること．

1) 320 番で水研ぎし，観察したい面がでるまで削る．
2) 1200 番で水研ぎし，320 番の研磨傷をならす．
3) 9μm の砥粒と専用のバフで 5 分間研磨する．
4) 3μm の砥粒と専用のバフを用い，潤滑剤を塗布しながら 5 分間研磨する．
5) 1μm の砥粒と専用のバフを用い，潤滑剤を塗布しながら 10 分間研磨する．

※砥粒や潤滑剤が多すぎると滑って研磨できないため，バフが少ししめっている程度の状態を維持する．

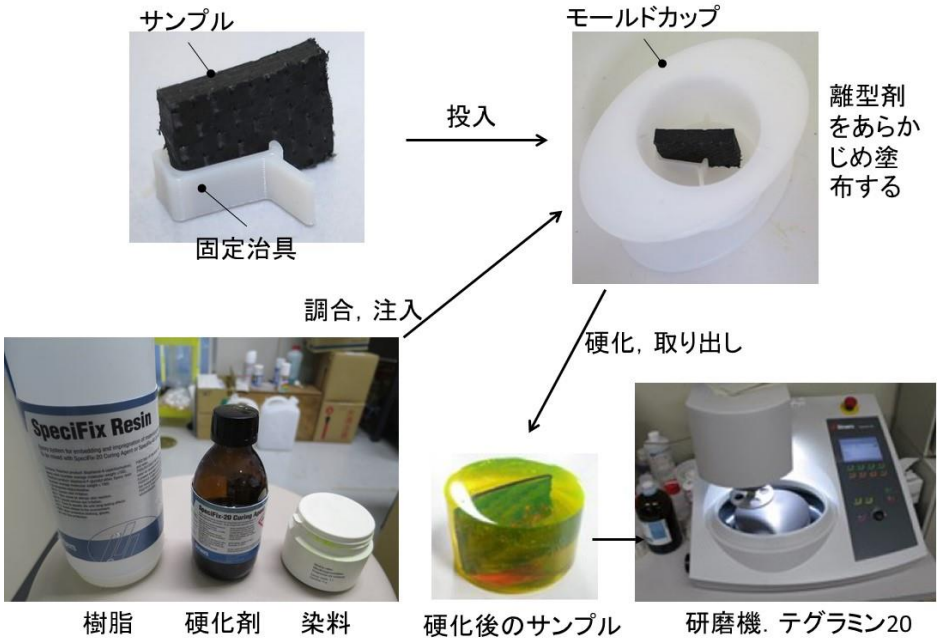


図 2.34　断面観察試料の作成手順

内部組織の観察はキーエンスの光学顕微鏡 VH-5500 を用いる．撮影しようとする倍率に応じてレンズを交換して撮影する．試験片の全体を撮影する場合は 50 倍までのレンズ，繊維 1 本 1 本を見たい場合は 450 倍以上のレンズを用いるとよい．

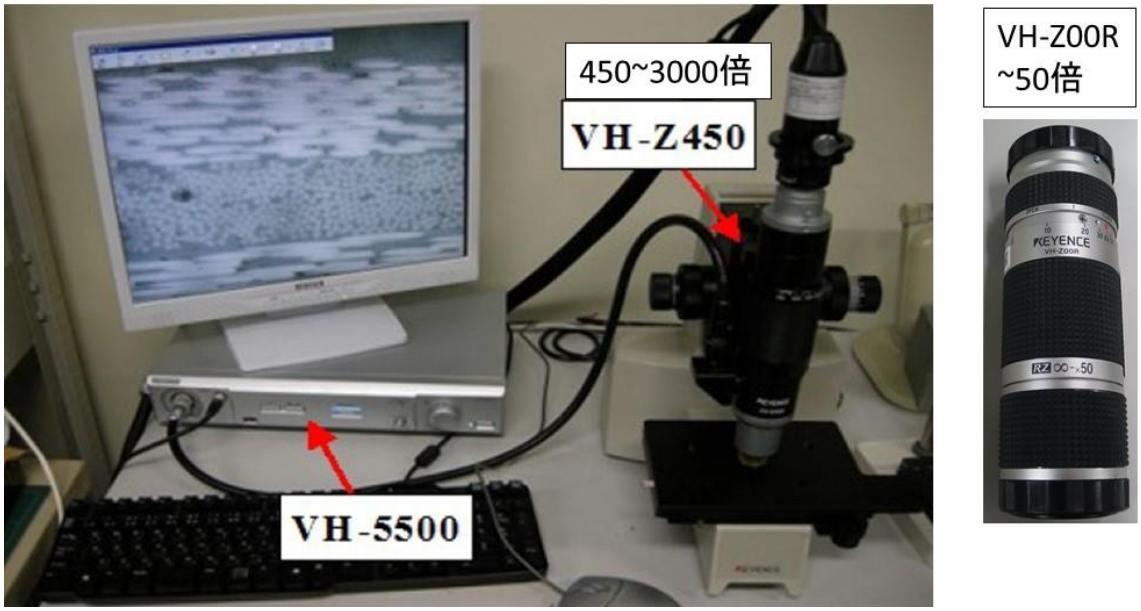


図 2.35　光学顕微鏡 VH-5500 とレンズ

第 3 章　プレス成形時の繊維の変形と強度

ここでは，まず平織組織の基本的な変形について説明し，実際の成形でどのように繊維が変形するかについて検証する．成形による繊維の変形を考慮してシートの繊維方向を設計し，繊維方向と成形後の強度との関係を解明する．本研究で考案したひずみ定量測定法を実践して本手法を検討する．異方性物性を入力した変形の有限要素解析と実際の変形との比較をし，変形シミュレーションについて検討する．

3.1　平織組織の変形

平織の基本的な変形について述べる．平織は縦糸と横糸が交互に交差した図 3.1 に示す構造である．まずは繊維の方向の変形を考える．横糸(または縦糸)を引張ると繊維のうねりがまっすぐになり伸びが生じる．実際は縦糸(または横糸)の変形抵抗があり，元のうねりもさほど大きくはなく，さらに炭素繊維は伸びないので，平織における繊維方向の伸び量は微小である．逆に横糸を圧縮するとうねりはさらに大きくなり，かつ交差する縦糸の幅が縮まり厚さが増す．繊維は圧縮方向には簡単に座屈するので，圧縮変形は起きやすい．繊維に対して斜め方向に力が加えると，平織組織がもっとも大きく変形する．これはせん断変形と呼ばれ，繊維束の交差角度が変わることで一方には伸びて他方には縮む．絞り加工などの 3 次元的な変形では，せん断変形が主な要素である．

積層したものの曲げ変形では，層間すべりが生じる．図 3.2 のように，積層したシートを曲げると内側と外側の周長差によって端部がずれる．複数の層が一体化した熱可塑性 CFRP は，層間は樹脂でつなぎとめられている．これが曲げ変形するには，樹脂を溶融させて層間が滑る状態にすることが条件である．

このように，織物とそれを積層したシートは，均質な金属材料などと異なる変形特性をもつ．このようなシートが実際にどのように変形するかを理解することが重要である．

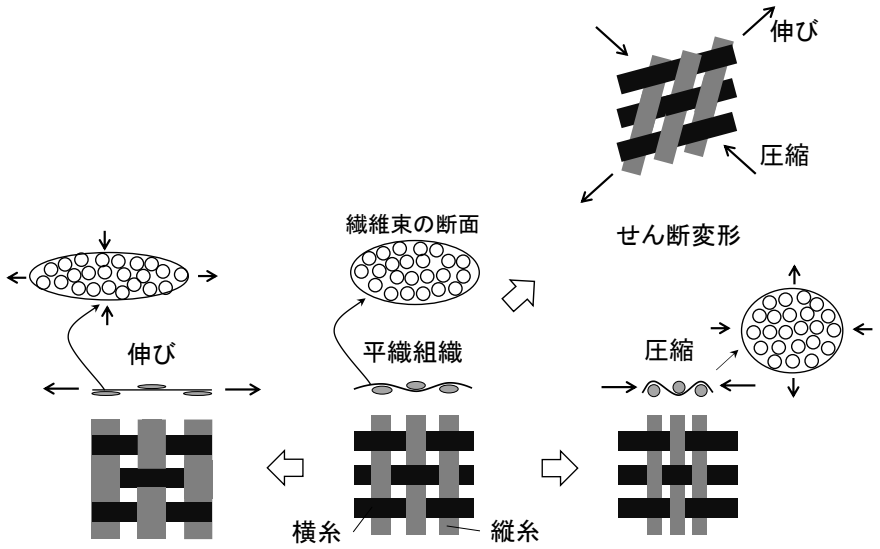


図 3.1　平織組織の基本的な変形

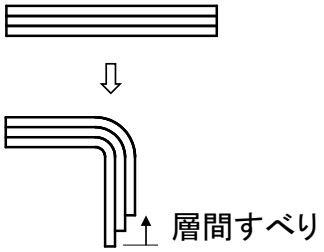


図 3.2　積層シートの曲げによる層間すべり

3.2　角筒成形における平織組織の変形挙動

3.2.1　繊維の変形

平織シートの変形の基礎的な調査として，金型に対して繊維方向を変えた場合の変形のちがいを検証する．図 3.3 に示すように，繊維方向とシートの辺方向が一致した(0/90)シート，繊維方向が斜めになった(-45/45)シートを用いて角筒成形を行い，それぞれの変形挙動を観察した．いずれも 5 層が一体化した 1mm シートである．

図 3.4 は，成形後の角筒の繊維束に沿って色のついたテープを貼り付け，繊維の形状がわかるようにしたものである．

(0/90)シートのコーナ部では，繊維の交差角度が変化しており，せん断変形していることがわかる．段差部では，水平方向の圧縮と，上下方向のせん断変形が見られる．

(-45/45)シートでは，平面であるトップ面において，シートが長手方向に伸びている．コーナ部の繊維の交差角度はほぼ 90°である．段差部は，水平方向の圧縮がみられるが，(0/90)シートに比べて変形は小さい．

成形品に対する繊維の方向によって繊維の変形が異なることが明らかとなった．

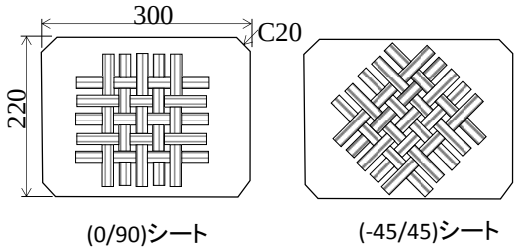
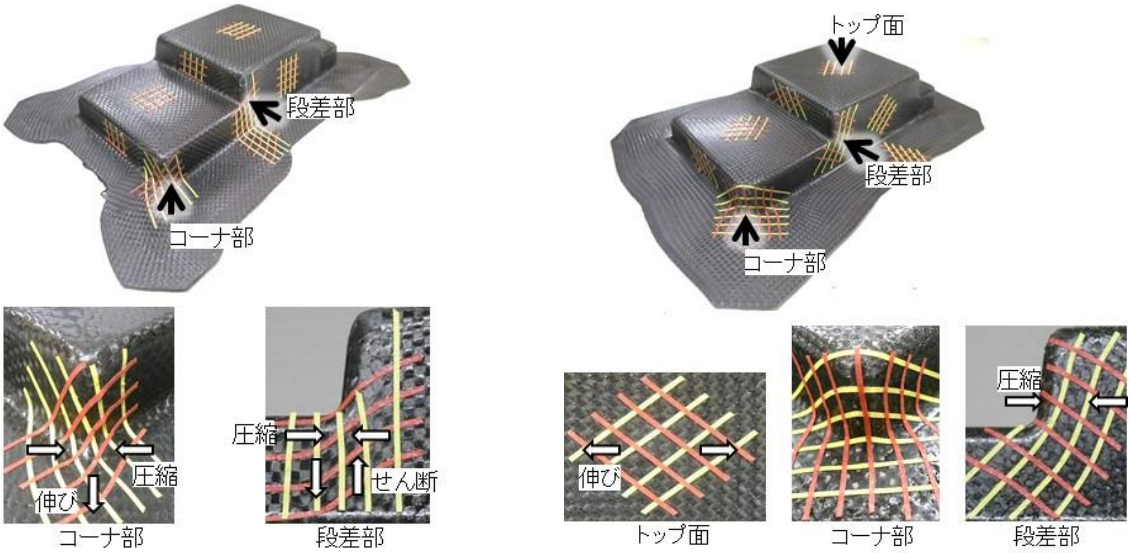


図 3.3　シートの繊維方向



(a) (0/90)シート　　(b) (-45/45)シート

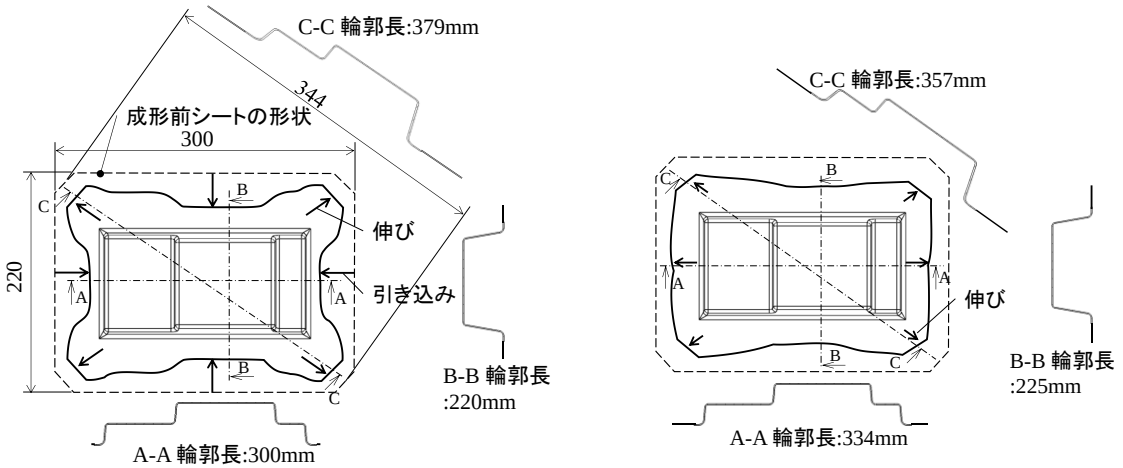
図 3.4　角筒成形における繊維方向による繊維の変形のちがい

3.2.2　シートの変形

図 3.5 は, 成形前後のシートの外形と成形後の断面の輪郭長さを示したものである. (0/90)シートは, 横向の輪郭長(A-A)および縦方向の輪郭長(B-B)は成形前シートの縦および横方向の長さと同じである．一方で対角方向の輪郭長(C-C)は成形前に対して 10%伸びている．これは，平織組織は繊維方向に伸びず，斜め方向に伸びるためである．

(-45/45)シートは，横(A-A)および縦(B-B)方向いずれも成形前に対して伸びており，その伸び率はそれぞれ 11%と 2%である．横方向の伸びが大きいのは，縦方向の段の数が 1 つに対して横方向は 2 つであり，上型の 2 つの凸角がシートを伸ばしながら下型の凹角に押し込むためと考えられる．対角方向の輪郭長(C-C)も成形前に対して 4%伸びているが，これはシートの対角線の方向と繊維の方向が一致していないためである．

成形品に対する繊維の方向によって，シートがことなる変形を示し，成形後の外周部の形状が異なることがわかった．



(a) (0/90)シート　　(b) (-45/45)シート

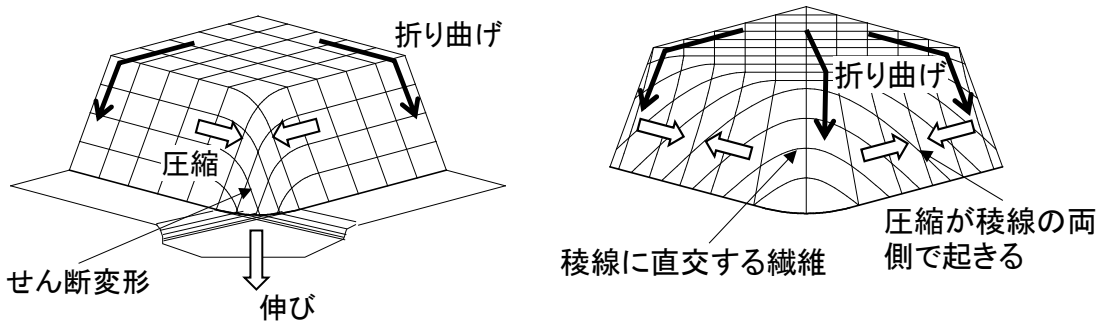
図 3.5　角筒成形における繊維方向によるシートとしての変形のちがい

3.2.3　織物の変形メカニズムの考察

角筒のコーナ部での平織シートの変形を模式的に表したのが図 3.6 である．

(0/90)シートでは，上側の直交する 2 つの辺それぞれに沿ってシートが曲げられて側面に沿うと，紙を角筒に沿わせるのと同様に，余ったシートが稜線部に集積する．稜線の周方向の圧縮は，シートがせん断変形して稜線に沿った方向に伸びることで吸収される．

(-45/45)シートでは，稜線に直交する繊維があるため周方向の圧縮が生じず，稜線の両側にシートが広がろうとする．上側の直交する 2 つの辺にそって曲げられたシートと，稜線から広がるシートとがぶつかることで，稜線をはさんだ両側でシートの圧縮が起きる．段差部の水平方向の圧縮はこの動きによるものと考えられる．



(a) (0/90)シート　　(b) (-45/45)シート

図 3.6　角部における繊維の変形メカニズムの考察

3.3　異形断面ビーム模型成形における繊維の変形

3.3.1　繊維および内部組織の変形

図 3.7 は，成形した異形断面ビーム模型の繊維の変形を示したものである．赤い線が 1 本の繊維束を示している．上面の 1，2 層目の端部は中央方向に引き込まれており，長手方向の繊維束はとくに中央で長手方向の圧縮を受けている．これは，図 3.8 に示すように，上面から斜めの部分を通って側面に至る経路長が，上面の経路長よりも長いために起きる．シートが上面から側面に折り込まれるときに，側面の繊維が成形品の中央にむかって引き込まれ，これにつられて上面の繊維も引き込まれるためである．また，成形後の閉断面ビームの中心線は，金型の中心線に対してずれている．加熱したシートを設置するときは金型の中央に設置したので，成形中にずれたのである．

図 3.9 は上面の長手方向の断面観察画像である．上面の表層付近の繊維束は圧縮を受けてうねりが大きくなっている．一方で下型に接触する表層付近の繊維束は圧縮変形を受けていない．これは，加熱したシートの下面は先に下型に当たって冷えて樹脂が流動性を失うためと考えられる．

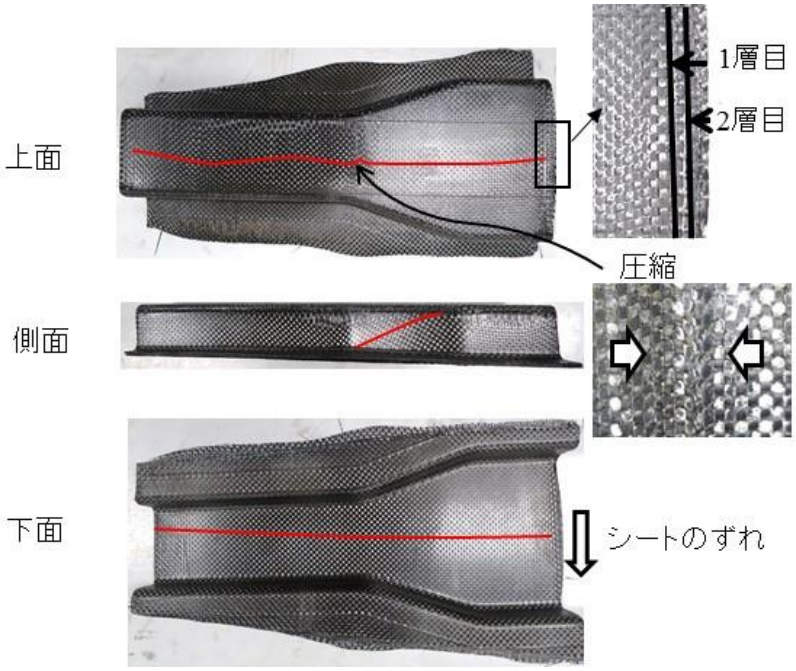


図 3.7 異形断面ビーム模型における繊維の変形

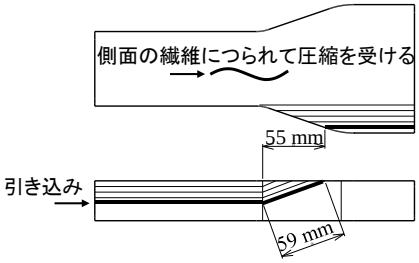


図 3.8 経路長のちがいによる繊維の変形

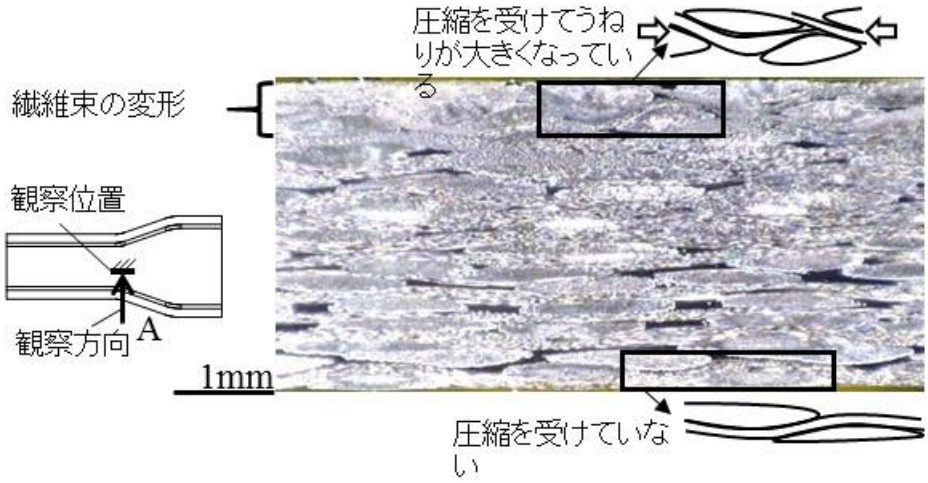


図 3.9　圧縮をうけている部分の内部組織

3.3.2　繊維の圧縮を防ぐためのパッドの効果

成形の際に，上面も先に加圧して冷やせば，繊維の圧縮を防ぐことができると考え，図 3.10 のようなパッドを上型に組み込んだ．上型の中のパッドをバネでつきだしておき，まずパッドと下型でシートの中央を押えて固定し，その後側面を押し込むことで，繊維の圧縮とシートのずれを防ぐことを考えた．

図 3.11 はパッド付の金型で成形した異形断面ビームである．繊維束は圧縮を受けることなく，断面観察においても繊維束の局所的な変形がないことがわかる．トップ面をさきに押えることで繊維のゆがみを防ぐことができた．

シートのずれは側面を成形するときの左右の摩擦のバランスが原因の一つとして挙げられる．側面はしごくような成形ではなく，いったん曲げてから加圧するような金型とすることが考えられる．または，パッドの押しつけ力を十分に高くすることも効果的であろう．このような，連続繊維の変形を考慮した金型設計が求められる．

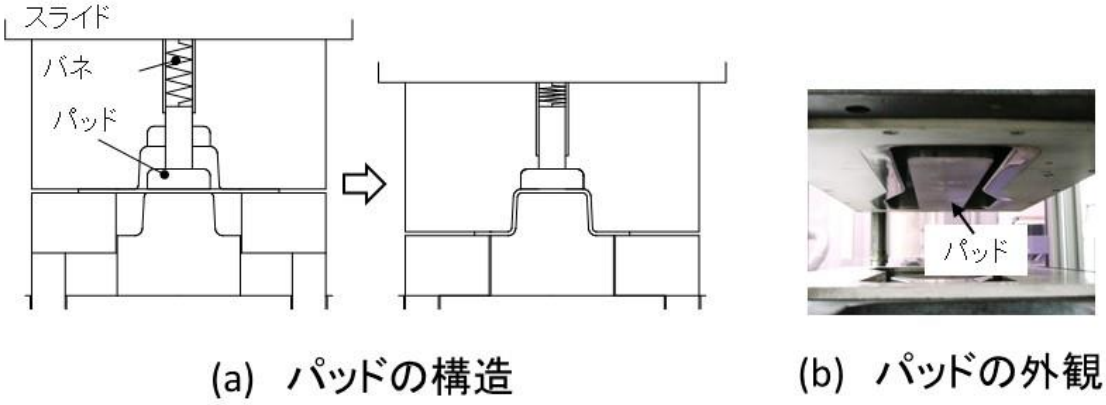
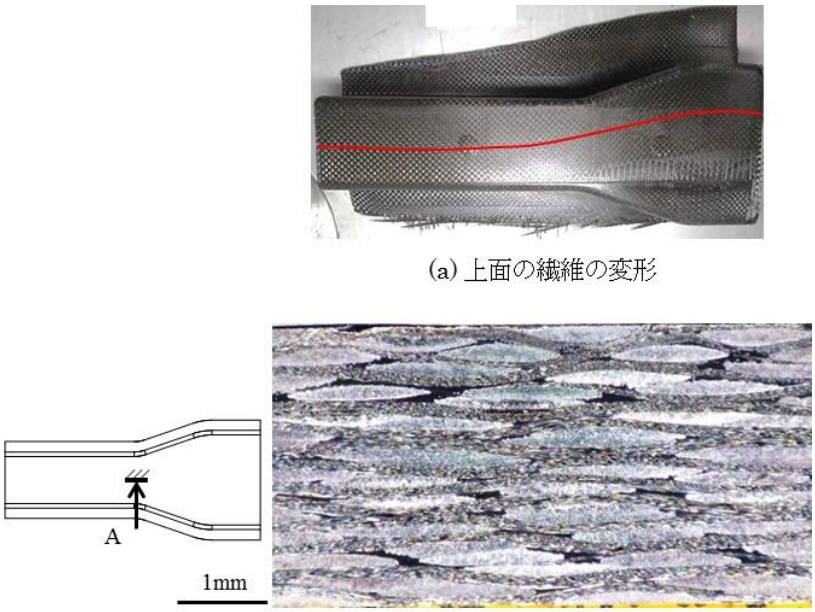


図 3.10　上型に組み込んだパッド



(a) 上面の繊維の変形

(b) 内部組織(左図のA断面)

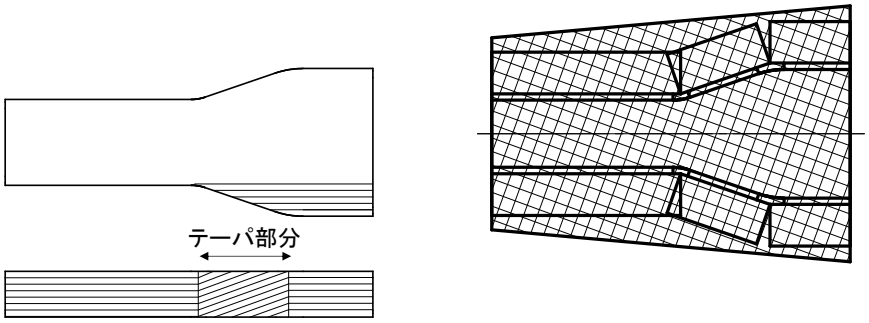
図 3.11　パッドを用いて成形した異形断面ビーム模型

3.4　繊維方向と強度の関係

3.4.1　変形を考慮した繊維配向設計

ここでは，異形断面ビーム模型において，成形によって生じる繊維の変形を考慮したシートを用いることによる，強度への効果を検証する．

異形断面ビーム模型を連続繊維で成形すると，図 3.12(a)のように，幅の変化するテーパ部分の側面の繊維が長手方向に対して斜めに配向する．このため，この部分の長手方向の強度は他の部分に比べて低下すると考えられる．そこで，成形後の繊維が長手方向に配向するシートを図 3.12(b)のように設計した．異形断面ビーム模型の展開図をもとに，テーパ部の側面に平行になる繊維角度を求めた．(0/90)シートに対して時計方向に 20°傾けたこのシートを(-20/70)シートと呼ぶ．



(a)　側面の繊維の変形　　(b)　(-20/70)シートの繊維方向

図 3.12　変形を考慮した繊維配向の設計

3.4.2　成形後の繊維および内部組織

(-20/70)シートを上から 1,2 層目と 14,15 層目に配置し，それ以外の 11 層は(0/90)シートで構成し，これを加熱してプレス成形した．プレス成形後の外観を図 3.13 に示す．側面の繊維はほぼ長手方向に沿って配向している．上面は，長手方向に圧縮を受けている．

成形した異形断面ビームから切り出した曲げ試験片の繊維方向を，上型に接触する面と下型に接触する面それぞれについて図 3.14 に示す．上面中央の B，テーパ部の側面 D の試験片を示す．

まず試験片 B に着目すると，(0/90)シートのみのもの(図 3.14(a))は繊維が試験片の長手方向にわたってつながっている．(-20/70)シートを混ぜたもの(図 3.14(b))は繊維が斜めになっているため繊維が途中で途切れている．つぎに試験片 D に着目すると，(0/90)シートのみのもの(図 3.14(c))は繊維が斜めになっているため途中で途切れている．(-20/70)シートを混ぜたもの(図 3.14(d))は繊維がつながっており，とくに下型にあたる面は繊維が直線状である．

試験片 B および D の長手方向に沿った内部組織を図 3.15 に示す．まず B 断面に着目すると，(0/90)シートのみのもの(図 3.15(a))は，長手方向の繊維がすべての層でつながっている．(-20/70)シートを混ぜたもの(図 3.15(b))は表面の 2 層の繊維が途中で途切れている．つぎに D 断面に着目すると，(0/90)シートのみのもの(図 3.15(a))は，すべての層において長手方向の繊維が途中で切れている．(-20/70)シートを混ぜたもの(図 3.16(b))は表面の 2 層の繊維が長手方向につながっている．

(-20/70)シートを導入することで，狙い通りの繊維配向を得ることができている．

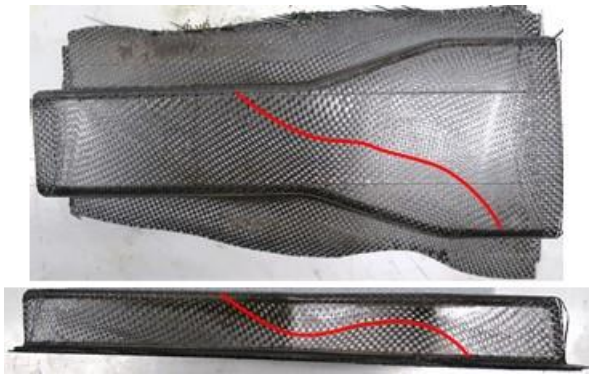


図 3.13　(-20/70)シートを用いた異形断面ビーム模型における繊維の変形

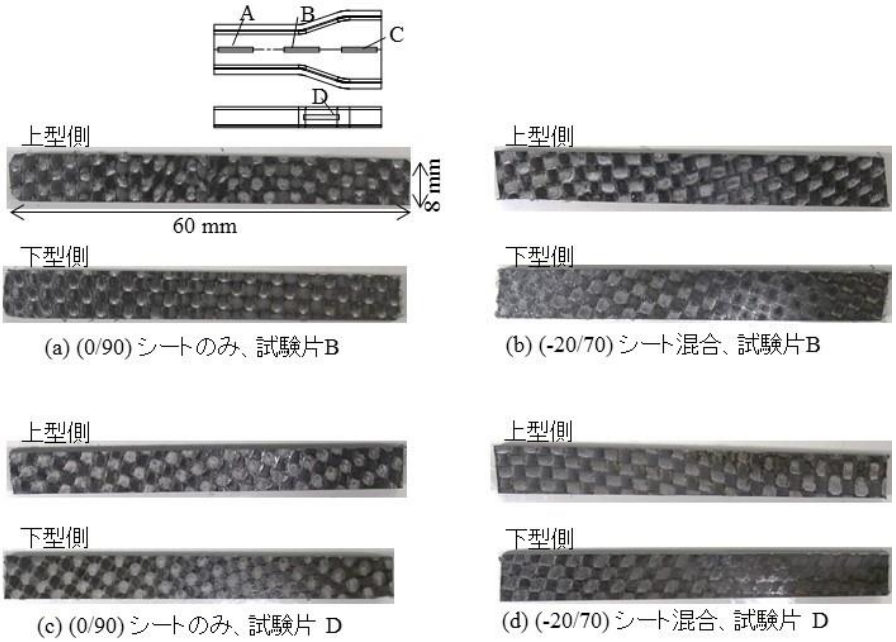


図 3.14　試験片表面の繊維方向

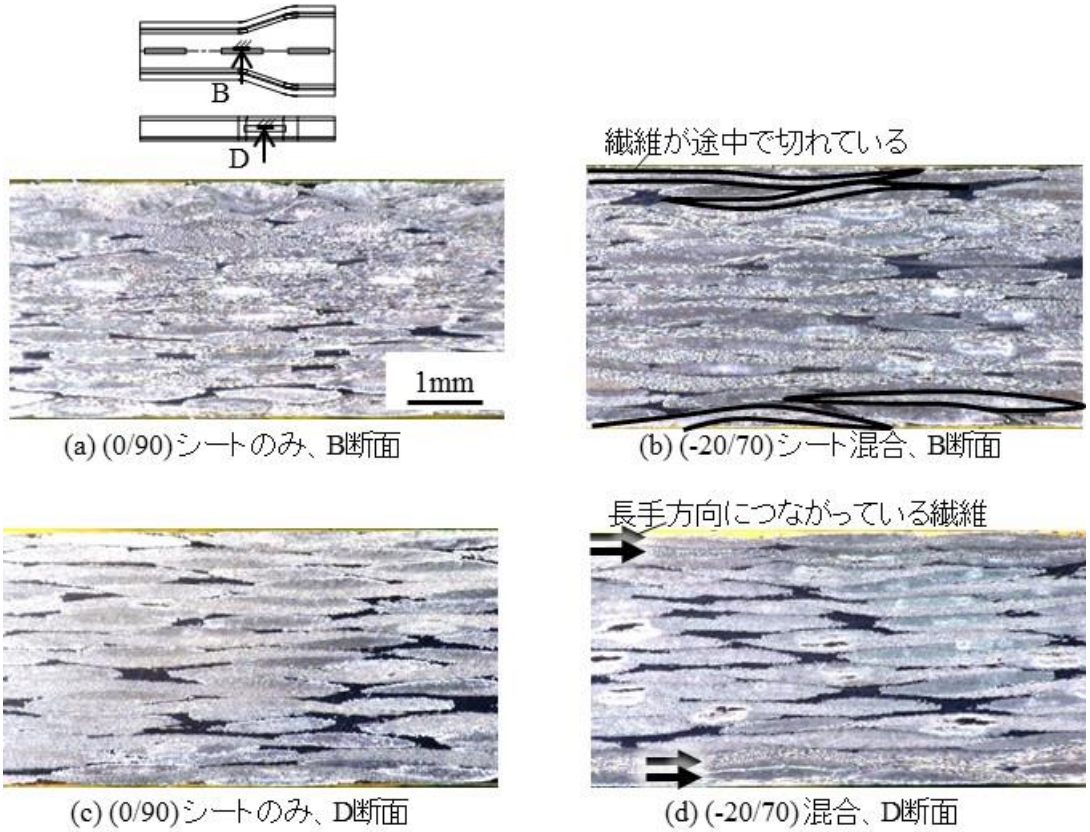


図 3.15　トップ面と側面の内部組織

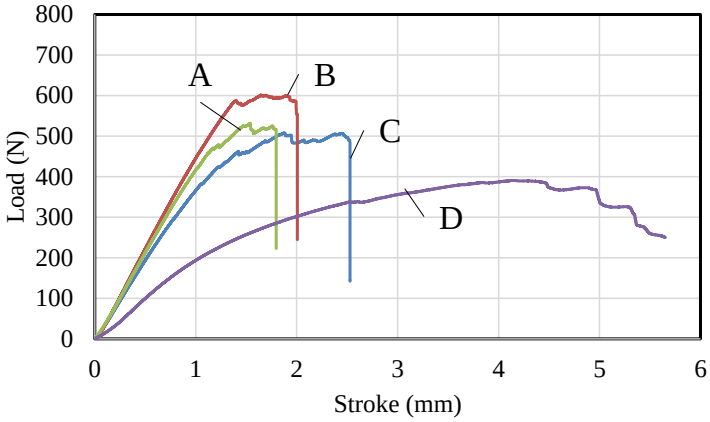
3.4.3　曲げ試験結果

試験片の３点曲げ試験結果を図3.16に示す. 支点間距離は40mm, 試験速度は0.9mm/minとした．成形品の上型に接触する面から押し込んだ.

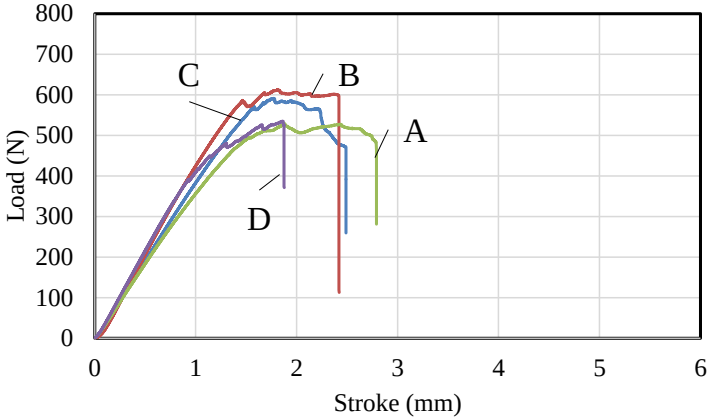
(0/90)シートのみの場合は，図 3.16(a)に示すように，A,B,C に比べて D の剛性が低い. 曲げ強度は, 図 3.16(c)に示すように, A,B,C の平均値が 490MPa なのに対し, D は 358MPa とかなり低い.

(-20/70)を導入したシートでは，図 3.16(b)に示すように，D の剛性が A,B,C と同等である．D の曲げ強度は 469MPa で，A,B,C の平均値 460MPa と同等である.

(-20/70)シートを混合したテーパ部 D は表面の 2 層の繊維が長手方向につながっているだけであるが，(0/90)シートのみのトップ面と同等の強度である．このことは，曲げ強度においては，表層の繊維方向の影響が強いことを示している.



(a) (0/90) シートのみの荷重波形



(b) (-20/70) シートを混合した荷重波形

図 3.16　繊維方向と曲げ強度の関係

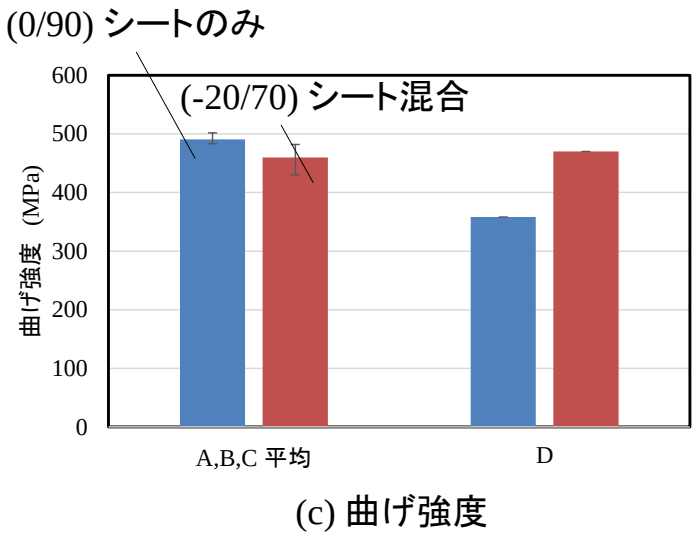


図 3.16　繊維方向と曲げ強度の関係

3.4.4　繊維方向による強度制御の検討

成形による変形を考慮した繊維をもつシートを用いることで，成形品の強度特性を制御することが可能である．異形断面ビーム成形では，テーパ部に合わせて繊維方向を決定し，この部分の曲げ剛性と強度とを向上させることができた．一方で，反対の側面の繊維は長手方向につながっていないので，評価はしていないが，強度は低いはずである．すなわち，織物をつかった成形では，ある箇所に繊維を合わせると他の場所の強度が犠牲になる．(0/90)と(-45/45)とを交互に重ねたシートを用いることもあるが，曲げ強度は表層の繊維方向で定まるので，最表層が(0/90)だとしてもその下の(-45/45)は曲げ強度にはほとんど寄与しないと考えられ，強度は期待できない．いろいろな応力方向に対応しようと繊維方向を積層すると板厚が厚くなりかえって重量増を招く．成形後に繊維方向が適切になるように，1 つの層のなかにさまざまな方向の繊維を配置することも考えられる．成形品にはたらく応力を正確に予測し，適切な繊維方向の設計が必要である．

成形中のシートのずれなどによって意図しない変形をすることが問題である．側面をしごくような成形では，金型との摩擦でシートが金型に対してずれ，設計とはことなる繊維配向になってしまい，狙いの強度が得られない．成形過程のシートと金型との摩擦状態，シートがうごくタイミングなどを解明し，意図しない変形を防ぐ成形法が課題である．成形品に応じてさまざまな繊維方向のシートを成形することになるが，最終的に狙いの繊維方向が得られる金型設計，成形条件の解明が課題である．

3.5　ひずみ測定法の提案

3.5.1　測定原理

繊維方向と強度とは密接に関係しているが，成形後のひずみを測定する手法は確立されていない．ここでは，織物熱可塑性 CFRP のひずみの定量測定法として，連続体の変位とひずみを取り扱う手法を応用した方法[51]を提案し，これを実践してその妥当性を検討する．

図 3.17 に示すように，縦糸と横糸の交差点からなる四辺形を 1 つの変形要素として考え，成形前後の形状の差からひずみを求める．繊維束の交差点の中間点を頂点とする方法も考えられるが，繊維束の幅が広がったり縮んだりする変形や繊維束の間隔の変化も捉えるために，このように頂点を設定した．(0/90)および(-45/45)シートそれぞれにおける四辺形要素の座標の取り方を図 3.18 に示す．

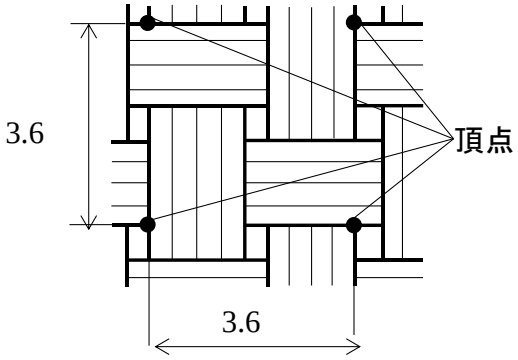


図 3.17　平織組織における四辺形要素の頂点

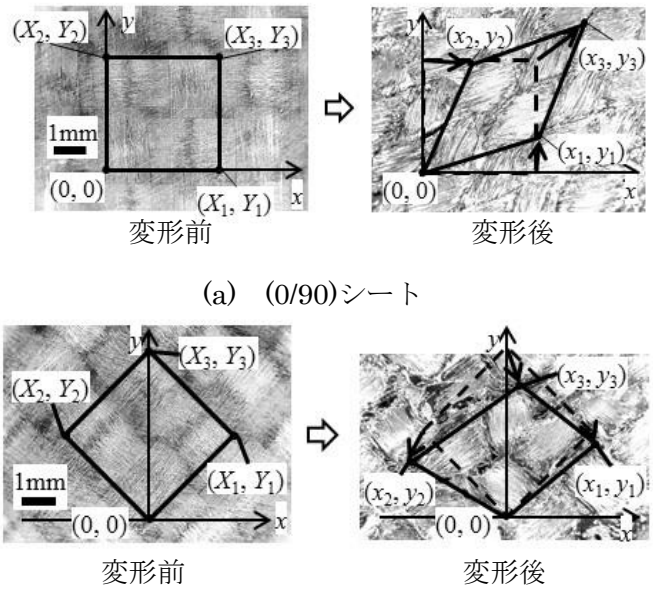


図 3.18　四辺形要素の取り方

ひずみの算出方法について解説する．まずカメラで角筒表面の任意の四辺形を撮影し，撮

影した四辺形の角頂点の座標(x_i，y_i)を求める．成形前の四辺形の各頂点の座標(X_i，Y_i)からの変位(u_i，v_i)は，変位関数により式(1)で表すことができるとする．これらの連立方程式より定数項(a,b,･･･,f)を求め，式(2)で垂直ひずみとせん断ひずみを求め，さらに式(3)，(4)を用いて主ひずみと主せん断ひずみを求める．

$$u_i = x_i - X_i = aX_i + bY_i + c \quad (i = 1,2,3)$$
$$v_i = y_i - Y_i = dX_i + eY_i + f \quad (i = 1,2,3)$$
式(1)

$$\varepsilon_x = a, \qquad \varepsilon_y = e, \qquad \gamma_{xy} = b + d$$
式(2)

$$\varepsilon_1, \varepsilon_2 = \frac{(\varepsilon_x + \varepsilon_y) \pm \sqrt{(\varepsilon_x - \varepsilon_y)^2 + 4\gamma_{xy}^2}}{2}$$
式(3)

$$\gamma_{12} = \left|\frac{\varepsilon_1 - \varepsilon_2}{2}\right|$$
式(4)

四辺形の撮影は，デジタル顕微鏡 Anyty(スリーアールシステム(株))を用いて倍率 60 倍で行い，四辺形の各頂点の座標は製品に付属の測距機能を用いて求めた．成形前のシートの四辺形は一辺 3.6mm の正方形であり，この寸法および形状はシート内で一様であったため，成形前の四辺形の座標には同一の値を用いた．この方法では，四辺形をカメラで撮影するため，角筒の最表面層についてのひずみを計測することとなる．

3.5.2　主せん断ひずみ実測結果

前述の手法にもとづいて求めた主せん断ひずみの測定結果について述べる．主せん断ひずみを扱うのは，角筒の主な変形要素はせん断変形だからである．ひずみの算出における座標系は，測定する四辺形が属する面に対して上方を y，右方向を x とした．(0/90)シートで成形したものと(-45/45)シートで成形したものについて 1 回ずつ測定を行った．

(0/90)シートの角筒の主せん断ひずみ分布を図 3.19 に，成形後の四辺形を面ごとにまとめて図 3.20 に示す．垂直ひずみが大きい場合は四辺形の画像の下にその値を示す．

まずフランジ面および上面の主せん断ひずみに着目すると，フランジ面では角筒の側面 1，2，3 の延長線上の I，H，F の主せん断ひずみが大きく，G は小さい．垂直ひずみは F，G，H で小さく，I では x 軸方向に圧縮，y 軸方向に引張を受けている．上面 1，2 の中央部 A，C では主せん断ひずみおよび垂直ひずみはともに小さく，側面 3 に近い D，E では主せん断ひずみが大きい．次に側面 1，2，3 に着目すると，4 つ角近傍の N，O，M や側面 3 の K，J で主せん断ひずみが大きい．N，O は x 軸または y 軸方向の圧縮ひずみが大きい．K は x 軸方向の圧縮が見られる一方で，J は x，y 軸方向ともに圧縮を受けている．

(-45/45)シートの主せん断ひずみ分布を図 3.21 に，各四辺形を図 3.22 に示す．上面 1，2

の A，C では x 軸方向の引張ひずみが見られる．E は主せん断ひずみと y 軸方向の圧縮が大きい．フランジ面の 4 つ角付近 F，G，H はほとんど変形を受けていない．フランジ面中央 I では主せん断ひずみ，x 軸方向の圧縮，y 軸方向の引張が大きい．側面 1，2，3 に着目すると，4 つ角近傍の N，M は主せん断ひずみと y 軸方向の引張が大きい．P は x 軸方向の圧縮を受けている．段差部 J の主せん断ひずみは小さいが，x，y 軸方向の圧縮を受けている．一方で K の変形は小さい．M は大きな主せん断ひずみと y 軸方向の引張を受けている．0/90 シートの変形とは大きなひずみの発生する場所が異なることがわかる．

3.5.3　ひずみ測定法の検討

提案したひずみ測定法は，市販のカメラを用いて行えるため，簡易的にひずみを測定することができる．接写式のカメラを用いるため，一度に撮影できるのが 1 つの要素だけであり，連続したひずみ分布を捉えることが難しい．曲率をもつ面にある要素の寸法を正確に測定できない．一度に複雑な形状のひずみを測定する方法としては，後に述べる 3 次元形状測定とともに織組織の画像も取得し，これらのデータを重ね合わせることが考えられる．カメラで撮影するため最表面のみの計測であるが，すべての層の繊維方向が同じであれば，内部のひずみも表面のひずみに近いものになると考えられる．(0/90)シートと(-45/45)シートが交互に積層したシートを用いる場合もあるが，層間の摩擦などの相互作用が小さければ，各層はそれぞれの繊維方向を反映した変形をするはずである．

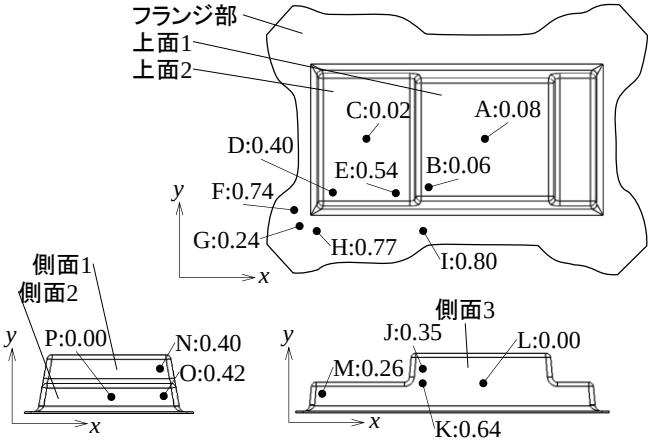


図 3.19　(0/90)シートにおける主せん断ひずみ分布

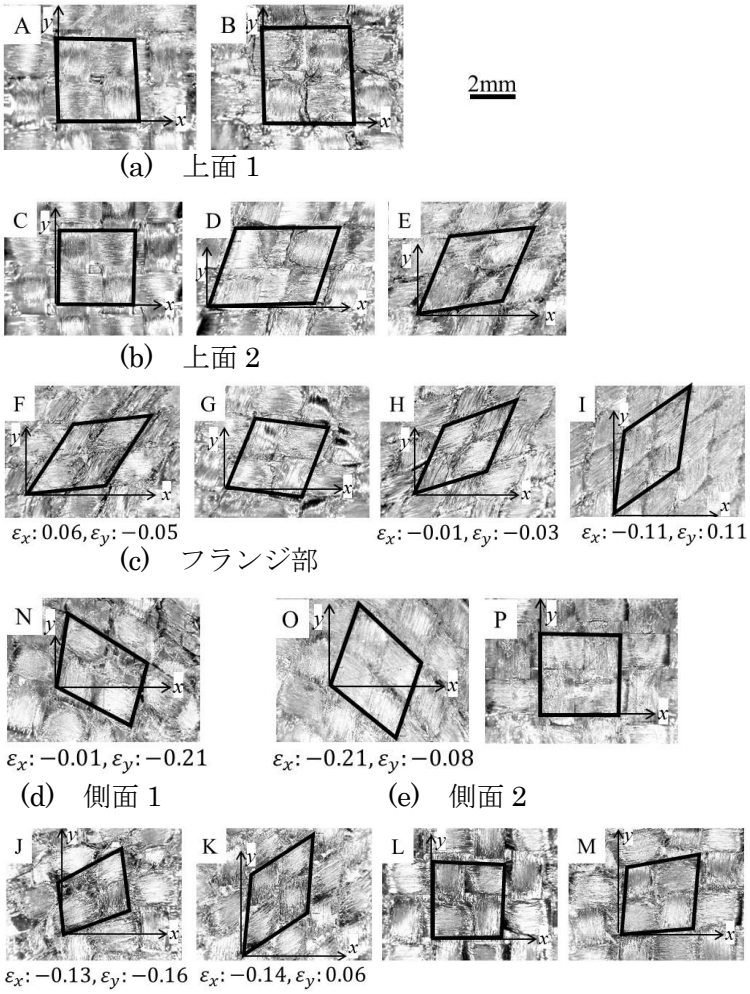


図 3.20　(0/90)シートにおける各四辺形要素の変形

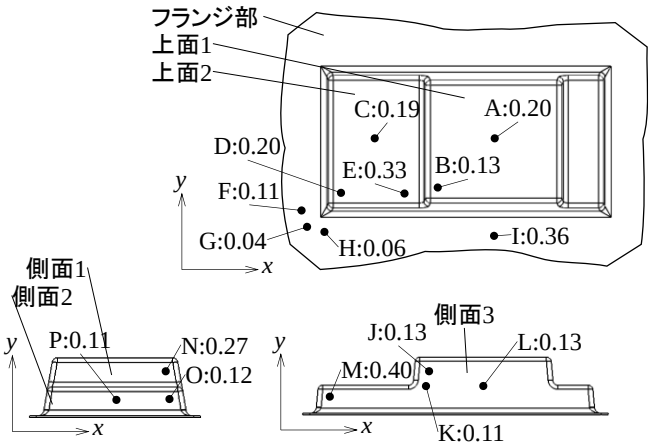


図 3.21　(-45/45)シートにおける主せん断ひずみ分布

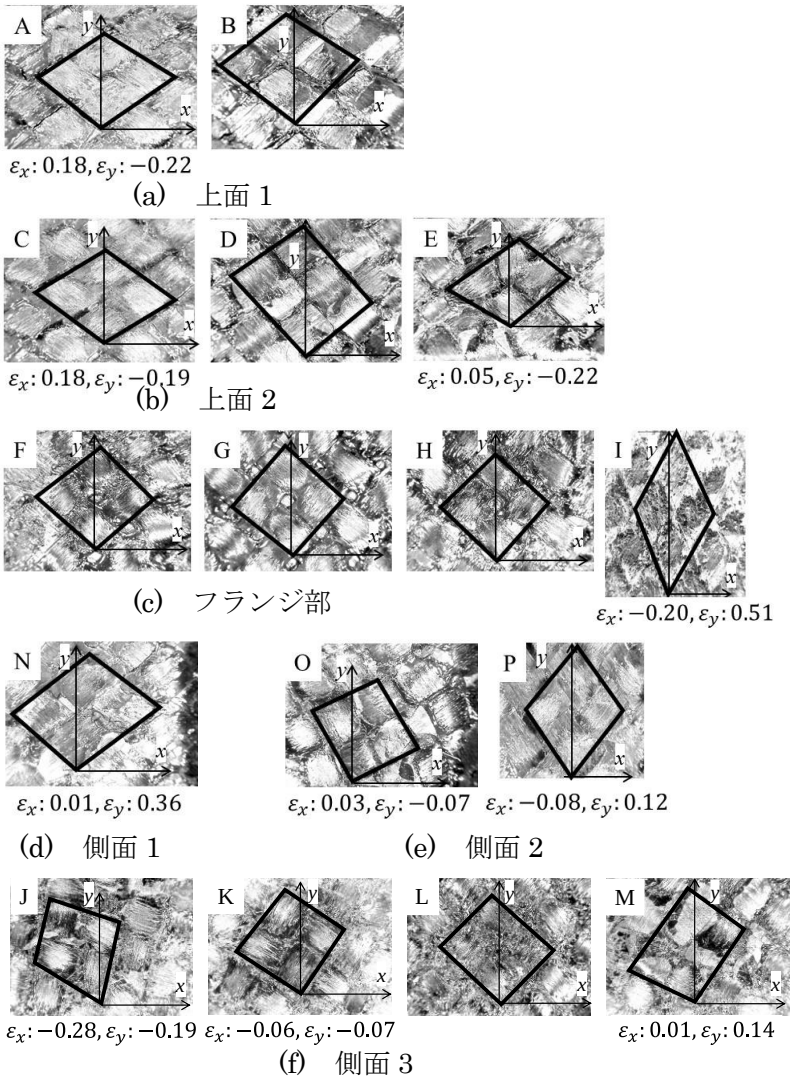


図 3.22　(-45/45)シートにおける各四辺形要素の変形

3.6　変形のシミュレーション

成形による変形を予測することも重要な課題であるが，織物の変形は連続体と比べて複雑であるため，精度の高い変形シミュレーションは発展途上である．ここでは，織物の物性を入力することができる有限要素解析ソフトとして日本イーエスアイ(株)の PAM-FORM を取り上げ，角筒成形の変形シミュレーションをおこない，実際の変形との比較を行う．また，サイバネットシステム(株)の協力により，炭素繊維と樹脂それぞれの物性からマクロな物性を予測する均質化法により熱可塑性 CFRP の物性をもとめ，異形断面ビーム成形での変形シミュレーションと実際との比較も行う．実際との比較を通して，シミュレーションの確立に必要な開発項目を検討する．

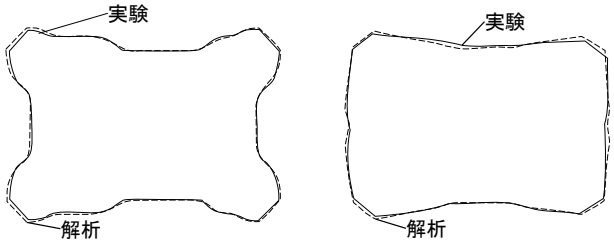
3.6.1　角筒の変形シミュレーション

1)解析条件

炭素繊維平織物は，繊維方向の引張に対してはほとんど変形せず，繊維方向に対して斜めに引張ると，繊維束の交差角度が変化することで織物が伸びる．このときの抵抗は繊維束どうしが溶融樹脂を介して滑ることによるものであるが，非常に小さいと考えられる．今回の解析では PAM-FORM による推奨値に基づいて，縦糸と横糸方向の縦弾性係数 E1，E2 を 100GPa，せん断弾性係数 G を 0.1GPa とした．また繊維束の交差角度が 45°以下になるとそれ以上交差角を小さくすることが困難になるとして，このときのせん断弾性係数を 1GPa とした．PAM-FORM による解析はこれらの弾性係数を用いた弾性解析である．シートの寸法は実物と同じであるが，計算の都合上積層はせず 1 層のみのシェル要素とした．メッシュサイズは約 1.5mm とした．金型は剛体とし，金型と材料間の摩擦係数を 0.3 とした．シェルの中立面から 0.5mm の範囲内に金型表面が侵入すると接触したと判定する．侵入量に対して非線形に接触力が増加する接触条件とした．

2)解析結果

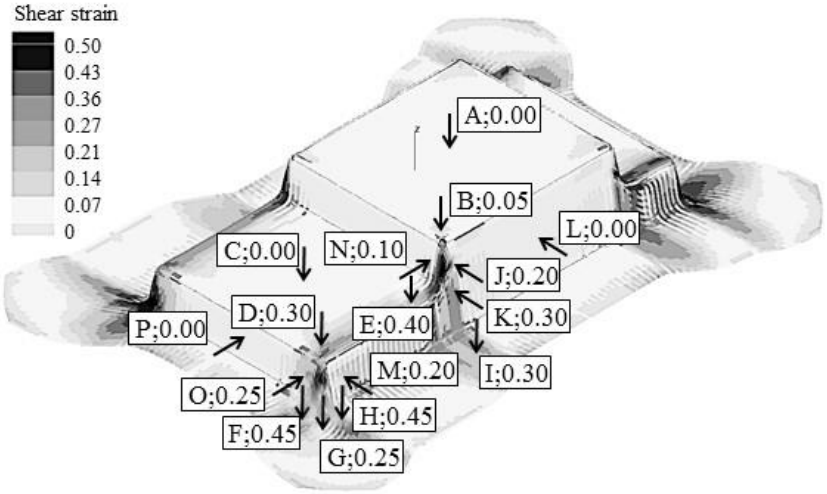
PAM-FORM の解析による成形品外形と実際の成形品外形の比較を図 3.23 に示す．破線が解析結果，実線が実際のフランジ部の外形である．いずれのシートにおいても，フランジ部の外形は実際のものとよく一致している．



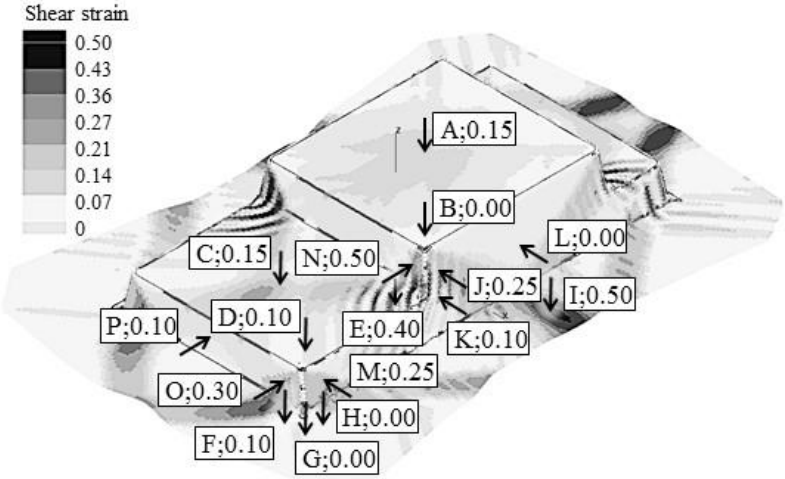
(a)　(0/90)シート　　(b)　(-45/45)シート

図 3.23　実験と解析でのフランジ形状の比較

解析で得られた主せん断ひずみ分布および実測した位置と同じ位置の値を図 3.24 に示す．(0/90)シートではひずみが角筒の辺に沿って集中しているのに対し，(-45/45)シートでは稜線の両側に集中している．



(a)　(0/90)シート



(b)　(-45/45)シート

図 3.24　主せん断ひずみ解析結果

3) 実測と解析の主せん断ひずみ分布の比較

主せん断ひずみについて実測と解析結果を比較したのが図 3.25 である．両者の傾向はよく一致しており，このように縦弾性係数とせん断弾性係数に大きな差をつけた弾性解析で，実際の変形に対応したひずみ分布が得られることがわかる．ただし，(0/90)シートでは実測に対して解析で得たひずみが小さい．解析ではコーナ部の稜線上に局所的に大きなひずみが集中しているが，実際は繊維束の変形であり，ひずみの生じる範囲が広い．ひずみの実測は稜線から少し離れた位置であり，解析では稜線部にひずみが集中して，稜線から離れた位置でのひずみが小さくなったからだと考えられる．

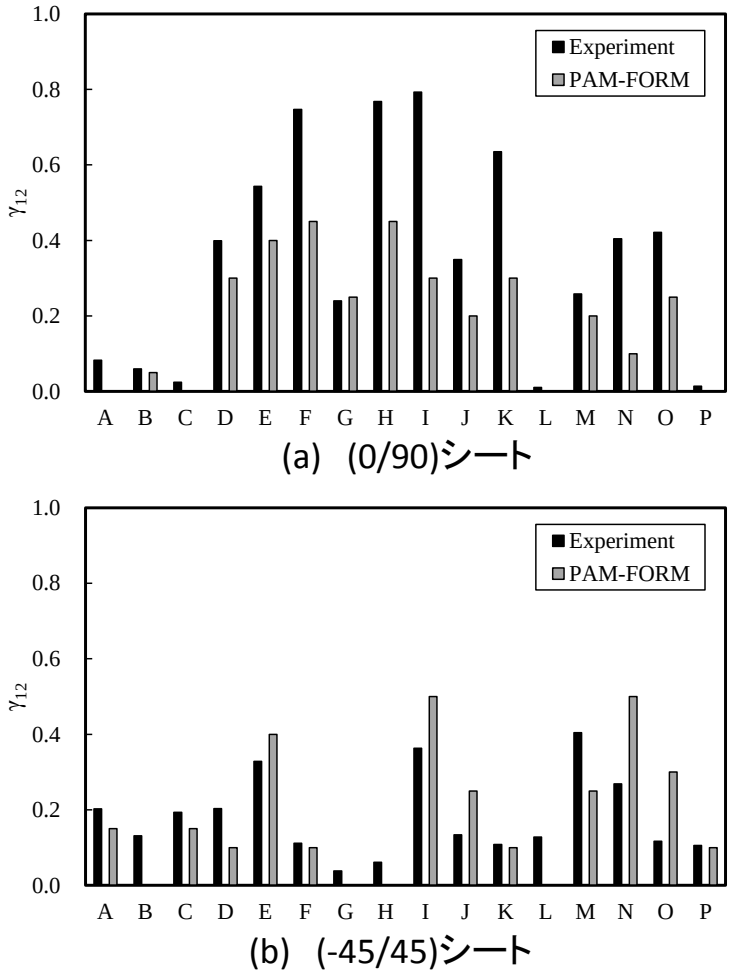


図 3.25　主せん断ひずみ分布の解析と実験の比較

3.6.2　均質化法を用いたフロントサイドメンバの変形シミュレーション

ここでは，平織 CFRTP シートの物性の算出に均質化法を用いた場合の変形シミュレーションと実際との比較について述べる．解析はサイバネットシステム(株)が行った．

1)　均質化法による CFRTP の物性算出

母材樹脂と炭素繊維それぞれの物性から，図 3.26 に示す手順で，均質化解析により平織 CFRTP シートの物性を算出した. サイバネットシステム(株)の Multi-scale.Sim を用いた.

まずは PA6 のフィルムを重ねて加熱加圧して試験片(幅 10mm，厚さ 3mm)を製作し，高温のチャンバー内で引張試験(つかみ治具間距離 100mm, 引張速度 10mm/min)を行い, PA6 の融点付近の応力ひずみ線図をもとめた．220°C で樹脂が大きく軟化し，230°C で溶融状態となった．つぎに，PA6 の応力ひずみ線図と炭素繊維の物性(ヤング率を 230GPa，ポアソン比を 0.20 とした)をもとに, PA6 と一方向繊維からなるユニットセルの直交異方性物性を均質化法によって算出した. さらに, ユニットセルの直交異方性物性を利用して構築した平織要素の隙間に樹脂を導入し，マクロな直交異方性物性を算出した.

この手順で求めた平織 CFRTP シートの直交異方性物性を表 3.1 に示す. 230°C における縦弾性係数が 540MPa に対してせん断弾性係数は 3.2MPa であり，3.6.1 項で述べたように，両者の開きが大きい.

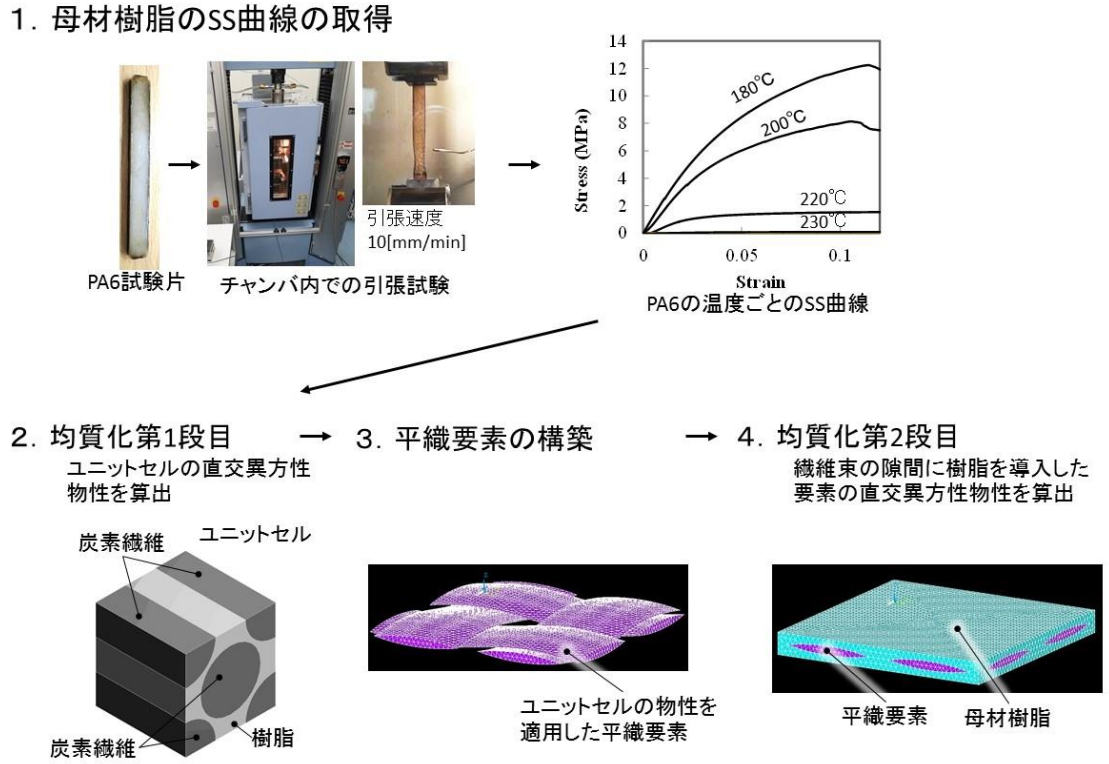


図 3.26　均質化法を用いた平織 CFRTP シートの物性算出手順

表 3.1　均質化解析で求めた温度ごとの直交異方性物性

物性	単位	方向	180℃	200℃	220℃	230℃
縦弾性係数	[Pa]	x	2.5960×10^{10}	2.2883×10^{10}	1.1998×10^{10}	5.4210×10^{8}
		y	2.5960×10^{10}	2.2883×10^{10}	1.1998×10^{10}	5.4208×10^{8}
		z	1.1634×10^{9}	9.1402×10^{8}	3.2422×10^{8}	7.1799×10^{6}
せん断弾性係数	[Pa]	xy	4.0356×10^{8}	3.0754×10^{8}	1.0840×10^{8}	3.1854×10^{6}
		yz	4.1353×10^{8}	3.2668×10^{8}	1.1793×10^{8}	1.9099×10^{6}
		xz	4.1353×10^{8}	3.2679×10^{8}	1.1793×10^{8}	1.9100×10^{6}
ポアソン比	[-]	xy	1.2300×10^{-1}	1.2300×10^{-1}	1.2300×10^{-1}	1.2300×10^{-1}
		yz	7.0587×10^{-1}	7.4445×10^{-1}	9.3055×10^{-1}	6.5288×10^{-1}
		xz	7.0588×10^{-1}	7.4445×10^{-1}	9.3074×10^{-1}	6.5289×10^{-1}

2)　解析条件

成形対象は異形断面ビームである．解析は ANSYS　LS-DYNA を用い，線形弾性材料を仮定したシェル要素での陽解法で行った．加熱してから成形までの間にシートが冷却することを考慮して，図 3.27 に示すように，3mm シートを厚み方向に 9 分割し，5 層目を中心とした対称温度分布を与えた．各層の温度に対応する直交異方性を導入した．ただし成形中の温度は一定である．なお，シェル要素であるため要素自体は厚みを持たず，厚みは属性として与えた．

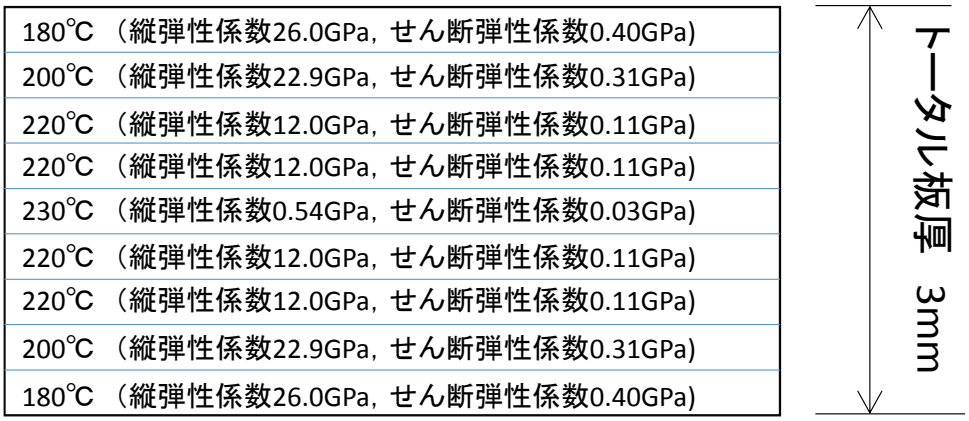


図 3.27　解析するシートに与えた板厚方向の温度分布

3) 解析結果

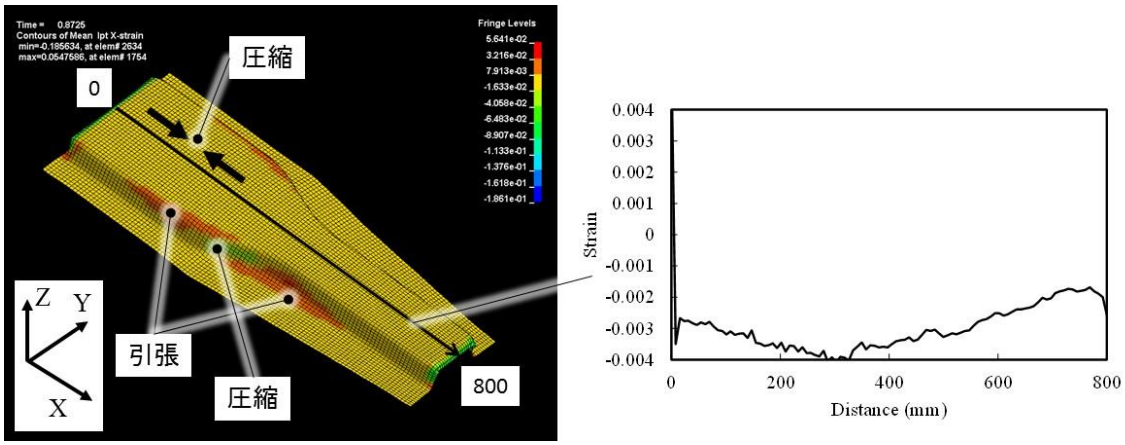
解析で得たX方向(長手方向)のひずみ分布, せん断ひずみ分布および実際の成形品の繊維方向をそれぞれ図 3.28，図 3.29 および図 3.30 に示す．X 方向の分布をみると，異形断面ビームの凸部と凹部には引張が, 幅の変化する側面には圧縮がはたらいている．トップ面に沿って圧縮方向のひずみが生じており, 中央部の圧縮がもっとも大きい. せん断ひずみは幅の変化する側面に集中しており，繊維方向の変化も再現している.

成形前のシートの長さと成形後のトップ面の長さから求めた実測ひずみが-0.018 であるのに対し，図 3.28(b)に示す分布の平均値で求めたひずみは-0.002 であった．実際に対して解析のひずみのレベルは 10 分の 1 である．溶融状態では繊維方向に圧縮がはたらくと繊維がたわんで座屈するはずである．引張では変形せず圧縮で変形しやすいことを表現する物性を入力することで実際の変形に近づくと考えられる．解析ではシート表面が 180°C と仮定したが，実際のシートの表面温度はより高温になっている可能性もある.

3.6.3 変形シミュレーションの検討

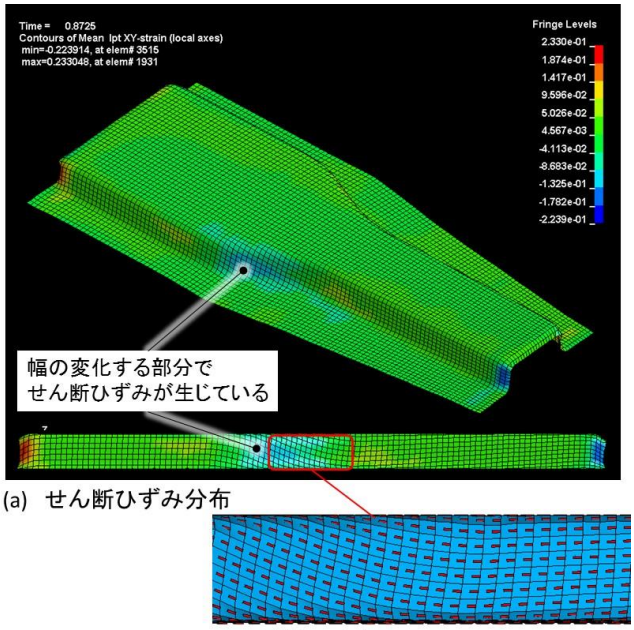
有限要素解析において，繊維方向の引張弾性係数に対してせん断弾性係数を十分に小さい物性を与えることで, 織物の変形をおおよそ予測できることがわかった. 均質化法によってそのような異方性物性を予測し，変形を再現することができた.

ここで述べた解析は，温度が一定で 1 層のみを扱った．実際には成形過程で温度が冷えて樹脂の粘性が変化し，重ねた層が別々に動く．しかしここで示した解析方法でも，繊維やシートの変形を捉えることはできており，成形によってどのように繊維が変化するかを予測することは可能である．温度および圧力の変化を考慮したシミュレーションは，4.5 項にて述べる.



(a)　X 方向ひずみ分布　　(b)　トップ面のひずみ分布

図 3.28　X 方向ひずみ分布の解析結果



(a)　せん断ひずみ分布

(b)　繊維の方向

図 3.29　せん断ひずみ分布と繊維方向

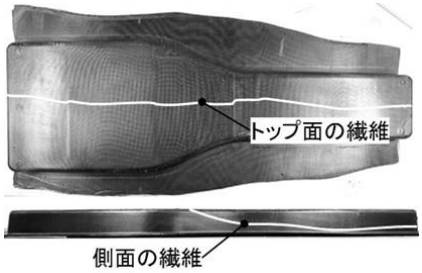


図 3.30　実際の繊維の変形

第 4 章　プレス成形における圧力，温度と強度

本章では，まずプレス成形現象として，プレス荷重，シート温度およびシートと金型との接触状態を解明する．次にプレス荷重の与え方と成形後の強度を評価する．次に加圧過程でのシートの冷却速度と成形後の強度との関係を明らかにする．油媒体式ヒートアンドクールおよび側面加圧金型を適用し，成形条件と強度および形状精度との関係を調べる．熱可塑性 CFRP の閉断面ビームを作成し，その圧潰特性を評価する．さらに，均質化法でもとめた CFRTP の熱物性を利用した温度変化シミュレーションと実測との比較検討を行う．

4.1　角筒成形におけるプレス荷重，シート温度および金型界面接触状態の解明

ここでは，角筒成形を取り上げ，熱可塑性 CFRP シートのプレス成形中の基本的な現象として，プレス荷重およびシート温度変化を明らかにする．さらにプレス成形中のシートと金型表面との接触状態を，金型内部に挿入した内視鏡によって可視化し，プレス荷重およびシート温度との関係を明らかにする．

4.1.1　加熱時のシート内部温度変化

まず，シートの加熱過程におけるシート内部温度変化を図 4.1 に示す．0.2mm シートを 5 枚重ね，中心となる 3 層目の切り欠きに直径 0.25mm のシース熱電対を挿入して加熱からプレス成形までのシート内部温度を測定した．シート内部は，加熱を開始して 60 秒後に 320°C になる，その後，金型に運んでシートと金型が接触するまでの搬送中に，内部温度は 290°C まで冷却し，プレスと同時に数秒で室温となる．板押さえはあらかじめ 260°C に加熱しておき，金型温度は室温とした．追込み量は，シートの総板厚 1mm に対して 0.4mm とした．スライド速度(下死点から成形品の高さ 40mm の平均速度)は 120mm/s である．

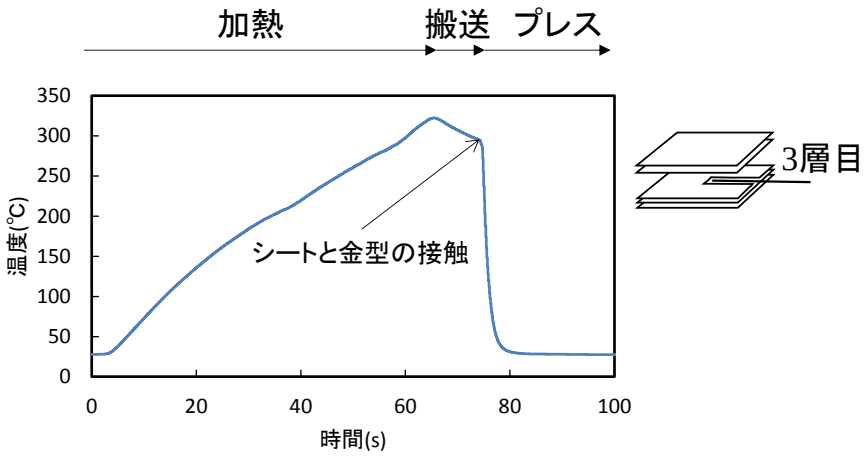


図 4.1　加熱中のシート内部温度変化

4.1.2　プレス成形荷重とシート内部温度

図 4.2 は，プレス過程でのプレス荷重とスライド位置の関係およびシート内部温度である．スライド位置は，下死点をゼロとしたときのスライドの高さである．

まずプレス荷重波形に着目すると，スライドが下死点に到達するまでのあいだ，プレス荷重は発生せず，溶融した熱可塑性 CFRP シートの変形抵抗は微小であることがわかる．下死点直前でプレス荷重が少し高くなっているのはダイクッション荷重である．スライドの下死点でプレス荷重が最大となり，その後徐々に低下する．シート内部温度に着目すると，下死点直後から温度が低下し，290°C だった温度が 1 秒間に 100°C の割合で冷却している．シート表面はさらに早い速度で冷却していると考えられる．

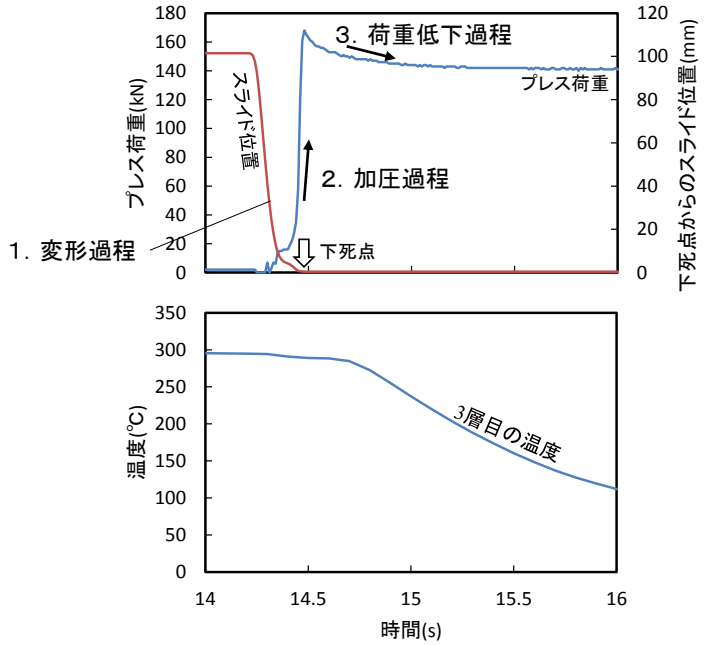


図 4.2　プレス成形荷重とシート内部温度変化

4.1.3　金型界面とシート表面との接触状態の可視化

金型内部に挿入した内視鏡で撮影した画像を図 4.3 に示す．再生速度を実際の 4 分の 1 にしたビデオ映像から，おもな部分を切り取ったものである．各画像の下には，内視鏡のガラス面と樹脂との接触状態を断面でみたときのイメージを示す．スライドが下降する成形過程では，シートが引き込まれて移動するようすをとらえている．荷重が上昇する加圧過程では，内視鏡のガラス面に付着した樹脂が圧力の上昇とともに押し出されて広がる．図中の赤で囲ったのが，ガラス面に樹脂が密着したとみられる領域である．とくに，繊維束の交差点の樹脂が周囲に広がる．最大荷重から 1 秒の間に，樹脂がガラス面から離れるようすをとらえた．繊維の交差点は樹脂の多い領域であり，冷却とともに体積収縮を起こすためである．

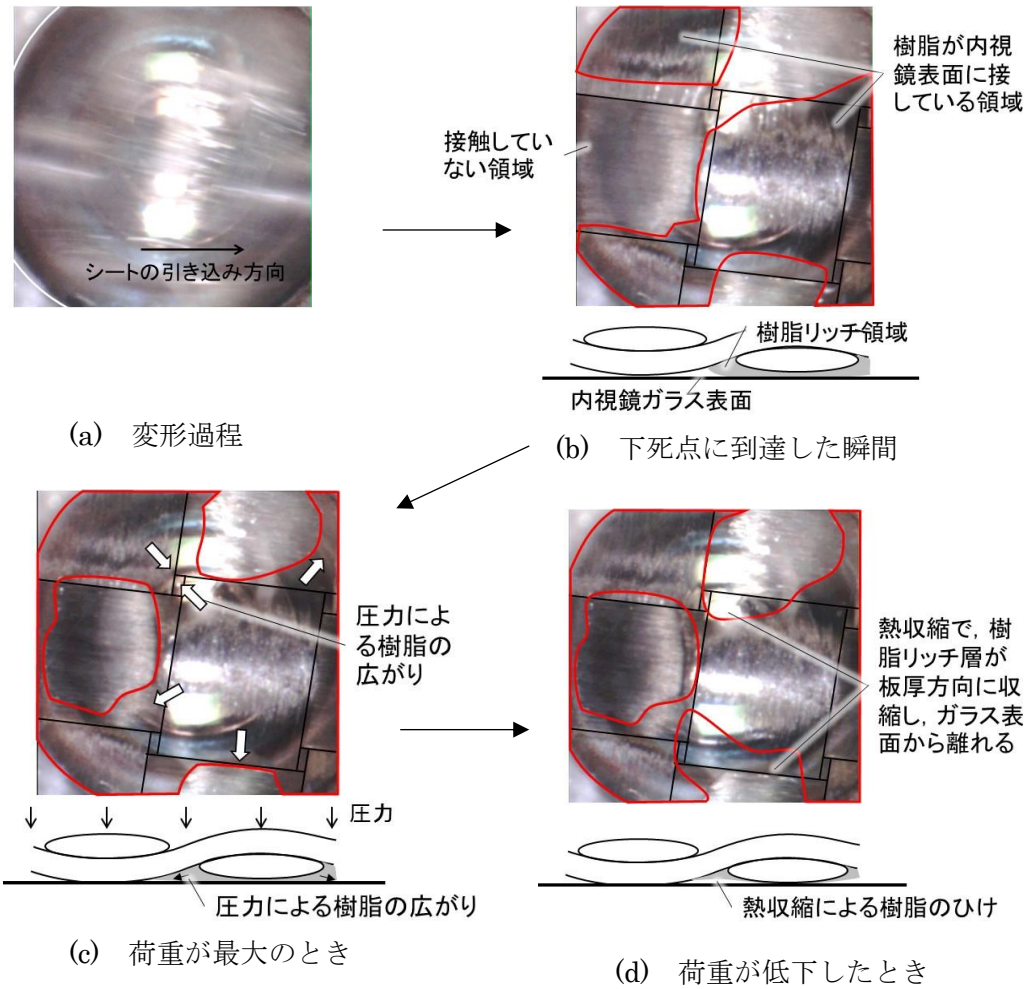


図 4.3　プレス成形過程のシートと金型表面との接触状態

4.1.4　実験結果の検討

熱可塑性 CFRP シートのプレス荷重波形は，変形抵抗がないこと，最大荷重のあと荷重が低下することがわかった．荷重の低下は，シート温度の低下による樹脂の収縮によるものであることが，内視鏡観察から明らかになった．サーボプレスは，クランクが 180°まで回りきるとスライドをさらに下げることができないので，樹脂の収縮にともなう荷重の低下を補うことができないのである．プレス荷重が完全に抜けてしまわないのは，熱収縮を見越して追込み量を与えているためである．

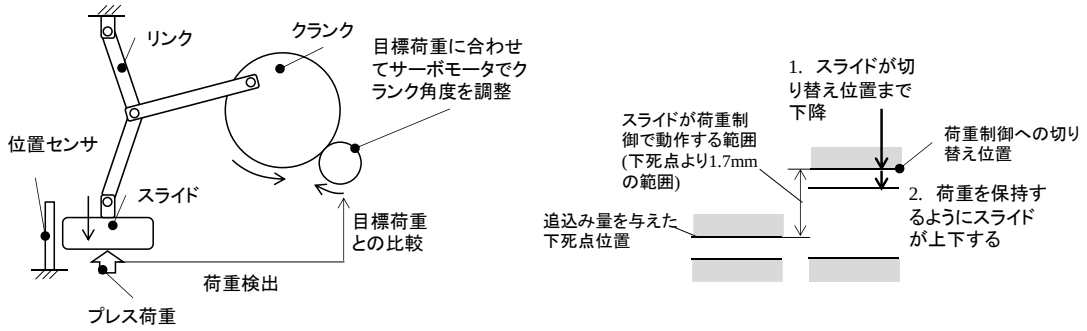
シートが金型から離れることは，その場所の圧力が抜けることを意味する．FRP は樹脂と繊維との密着状態が強度に影響するが，成形中に圧力を抜けないようにすることが課題である．このためには，サーボプレスでも油圧プレスのように，一定荷重を保つモーションが必要である．

4.2　荷重制御の効果

成形後の強度に影響を及ぼす要因の一つとして，ここではスライドモーションのちがいによる圧力条件を取り上げる．樹脂の冷却過程での荷重低下を補うプログラムをサーボプレス機に導入し，このプログラムによる成形後の強度への効果を検証する．

4.2.1　サーボプレスでの荷重制御メカニズム

下死点付近でスライドを制御して目標荷重を保持するプログラム(以下，荷重制御プログラムと呼ぶ)を H1F45 に導入した．シートを圧縮して生じるプレス荷重を検出し，プレス荷重があらかじめ設定した目標荷重に一致するようにサーボモータがクランクの角度を調整する仕組みである(図 4.4)．上死点にあるスライドはまず荷重制御への”切り替え位置”を目標に下降する．切り替え位置を通過すると荷重制御プログラムに切り替わり，目標荷重を保持するようにスライドが上下する．切り替え位置の通過時，スライドは止まらずに下降をつづける．



(a)　荷重制御における
フィードバックの流れ

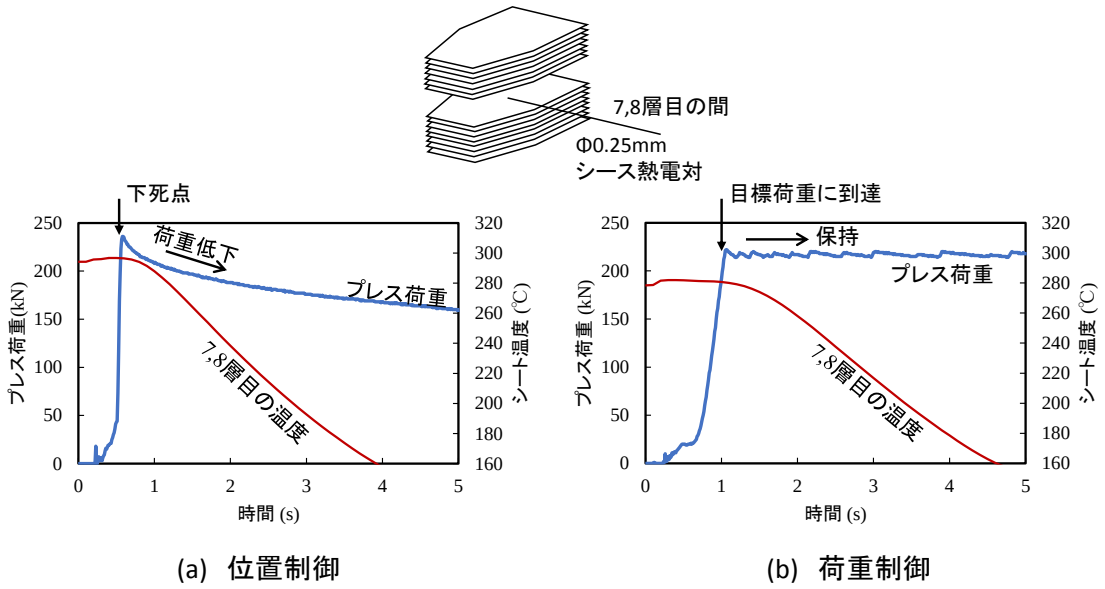
(b)　下死点付近のスライドの動き

図 4.4　サーボプレスにおける荷重制御方法

4.2.2　荷重制御プログラムでの荷重波形

図 4.5 は，従来どおりの位置制御と，新たに導入した荷重制御それぞれで成形したときのプレス荷重波形である．異形断面ビーム模型の成形で比較した．7 層目と 8 層目の間に直径 0.25mm のシース熱電対を挿入してプレス成形中のシート内部温度を測定した．280°C に加熱したシートを室温の金型でプレスし，10MPa を 30s 保持したのち成形品を取り出した．

位置制御の場合では，最大荷重のあとでプレス荷重が低下し，PA6 の再結晶化温度である 180°C になるころに荷重は 170kN まで低下している．荷重制御で成形した場合は，目標荷重である 220kN に到達したのちも同じ荷重を保持している．荷重制御での荷重の立ち上がりが遅いのは，オーバーシュートによる荷重の振動を防ぐために，切り替え位置以下のスライド速度を遅く設定したためである．



(a) 位置制御　　(b) 荷重制御

図 4.5　スライドモーションによる荷重波形のちがい

4.2.3　荷重制御の強度への効果と検討

成形した異形断面ビームのトップ面から切り出した試験片の曲げを図 4.6 に示す．3 点曲げ試験の結果から曲げ強度を算出した．同じ条件の試験片の数は 2 つである．いずれの試験片も荷重制御で成形したものの曲げ強度が高い．樹脂の冷却過程で一定の圧力を保持することで高い強度の成形品を得られることが明らかとなった．

サーボプレスでも荷重制御することができたが，実際はモータの負荷の制限のため，荷重を保持できる時間が決まっている．本実験では 200kN を 30 秒保持したが，金型を冷やすような成形ではより長い保持時間が求められる．サーボプレスでも荷重を長く保持できる加圧機構の開発が求められる．

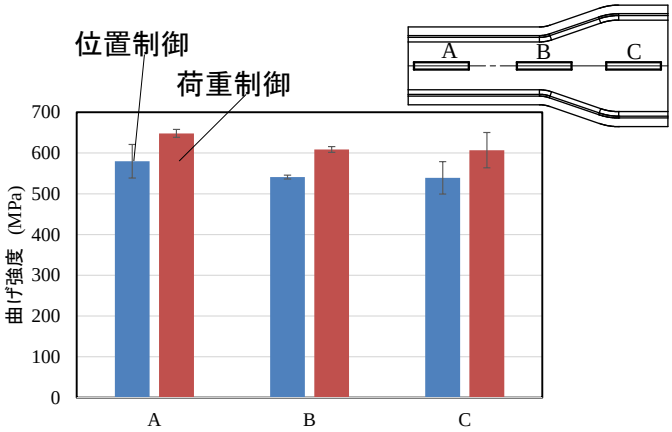


図 4.6　スライドモーションによる曲げ強度のちがい

4.3　加圧中のシートの冷却速度および圧力の効果

シートの変形の影響を除いた平板圧縮成形において，加圧中のシートの冷却速度と成形後の強度との関係について調べる．さらに，金型内の圧力センサの波形を分析して高い強度を得るための成形条件を検討する．

4.3.1　平板圧縮成形条件

平板圧縮金型の温度と，それを冷却する冷却板に流す冷水の温度との組み合わせで，加圧中のシートの冷却速度を調整する．表 4.1 にシートの冷却速度条件と金型初期温度(成形前の金型温度)および冷水温度との関係を示す．シートの冷却速度-26°C/s の場合は，金型初期温度を室温，冷水温度を 30°C とした．冷却速度-6.6°C/s の場合は，金型初期温度を 170°C，冷水温度を 30°C とした．冷却速度-4.4°C/s の場合は，金型初期温度を 220°C とし，冷水温度を 80°C とした．冷却速度の算出については 4.3.3 で述べる．

荷重制御で 5 MPa(プレス荷重を成形品の面積 200mm×100mm で割った値)を 25 秒間保持した．0.2mm シートを 15 枚重ねて加熱してプレス成形した．1 つの条件につき 5 回成形した．成形した平板を図 4.7 に示す．

表 4.1　平板圧縮成形条件

シートの冷却速度	金型初期温度	冷水温度
-26 °C/s	室温	30 °C
-6.2 °C/s	170 °C	30 °C
-4.4 °C/s	220 °C	80 °C

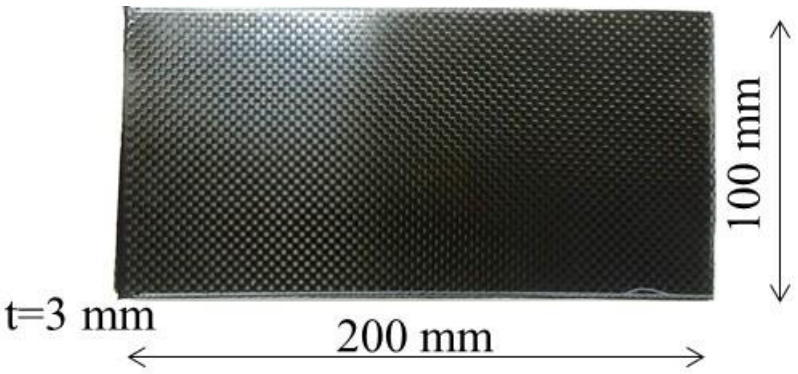


図 4.7　成形した平板の外観

4.3.2　加熱時のシート温度変化

図 4.8 に加熱時のシート内部温度変化を示す．2，8 および 14 層目の切り欠きに直径 0.25mm のシース熱電対を挿入して加熱からプレス成形までのシート内部温度を記録した．サンプリングタイムは 0.1s である．シート温度が 100℃になってから記録を開始した．

表面の 2，14 層目の温度は 20 秒後にそれぞれ 320℃と 250℃まで上昇し，その後ゆるやかに上昇をつづけて 100 秒後にはそれぞれ 360°C と 340°C になっている．一方で中心の 8 層目の温度上昇は直線的であり，100 秒後に 280°C である．加熱がおわってからスライドが下死点に到達するまでの 10 秒間に 2, 14 層は 240°C まで低下しており，第 8 層は 260°C まで低下している．複数回の測定において温度波形は同じ傾向を示した．

表面と中心との温度差は 60~80°C である．加熱時は，輻射によってまず表面層の温度が上昇し，表面層からの熱伝導で中心の温度が上昇するため，板厚方向の温度分布が生じる．加熱後は，表面層の温度が空気中に伝わり急激に低下するが，中心層はその上下の層で保温されているため温度低下が緩やかとなる．PA6 の成形温度は一般に 230°C から 260°C である．金型が閉じたときのシート温度は， 2，4 層とも 230°C 以上を保っているので，PA6 が成形可能な温度範囲にあるうちに圧力を付与することができている．

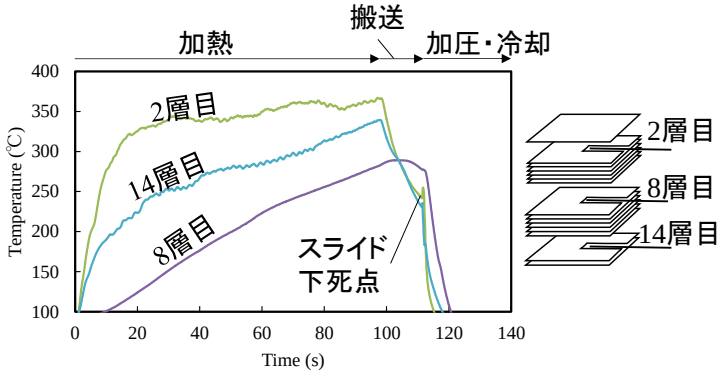


図 4.8　15 枚重ねたシート内部の加熱中の温度変化

4.3.3　加圧中のプレス荷重，シート温度および圧力波形

加圧中のプレス荷重波形を図 4.9 に示す．スライドが下降を始めた時点をゼロ点とした．荷重制御での成形のため，100kN を 25 秒保持している．すべての実験は同様の荷重波形で行った．

シートの中心層である 8 層目の加圧中の温度変化を冷却速度ごとに図 4.10 に示す．シートの 8 層目の温度が 280°C から 150°C になる勾配をシートの冷却速度とした．

加圧中の圧力センサの波形をシート温度変化とともに図 4.11 に示す．圧力センサが計測した圧力波形に着目する．シート冷却速度が-26°C/s の場合(図 4.11(a))は，圧力センサの値がプレス荷重とともに 7 MPa まで上昇し，7 秒時点で圧力が急速に下がる．圧力センサの値が低下したとき，8 層は 160°C である．冷却速度が-6.6°C/s の場合(図 4.11(b))は，圧力

センサの値がプレス荷重とともに 9MPa まで上昇し，13 秒時点で圧力が急速に下がる．圧力センサの値が低下したとき，8 層は約 180°C である．冷却速度が-4.4°C/s の場合(図 4.11(c))は，圧力センサの値がプレス荷重とともに 9MPa まで上昇し，18 秒時点で圧力が急速に下がる．圧力センサの値が低下したとき，8 層は約 190°C である．5 回の成形において，圧力センサの波形は同じ傾向を示した．

圧力センサの値の最初のピーク直後の圧力低下は樹脂の熱収縮によるものと考えられる．圧力のピークの後数秒して圧力センサの値がさらに下がるのは，8 層が 190°C を下回ったときである．溶融した PA6 を冷却すると 180°C から 190°C の間に再結晶を起こすと考えられている[52]．再結晶化するときに PA6 が体積収縮を起こし，溶融した樹脂で押し込まれていた圧力センサの受圧面が元に戻るため圧力が低下すると考えられる．荷重制御のため，シート全体にかかるプレス荷重は一定に保たれる．

なお，圧力センサの検定として，220°C に加熱した金型内でシリコンゴムシートを 220°C に加熱して加圧冷却したが，センサの値は一定であった．したがって圧力センサの値の変動は樹脂の状態の変化によるものと考えられる．

金型初期温度を高くすることで加圧中のシートの冷却が遅くなることがわかった．また圧力センサが検出する圧力は，シート温度が 190°C を下回ると低下することがわかった．

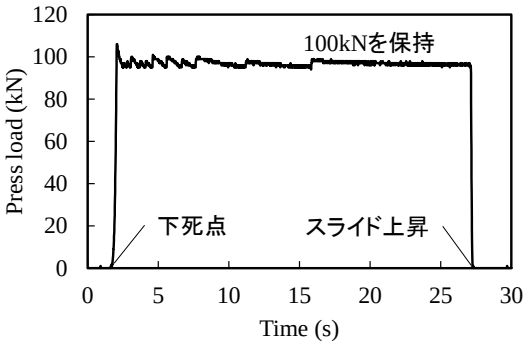


図 4.9　プレス荷重波形

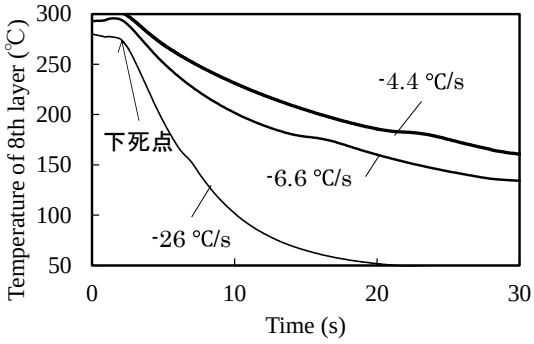


図 4.10　冷却速度によるシート 8 層目の温度変化のちがい

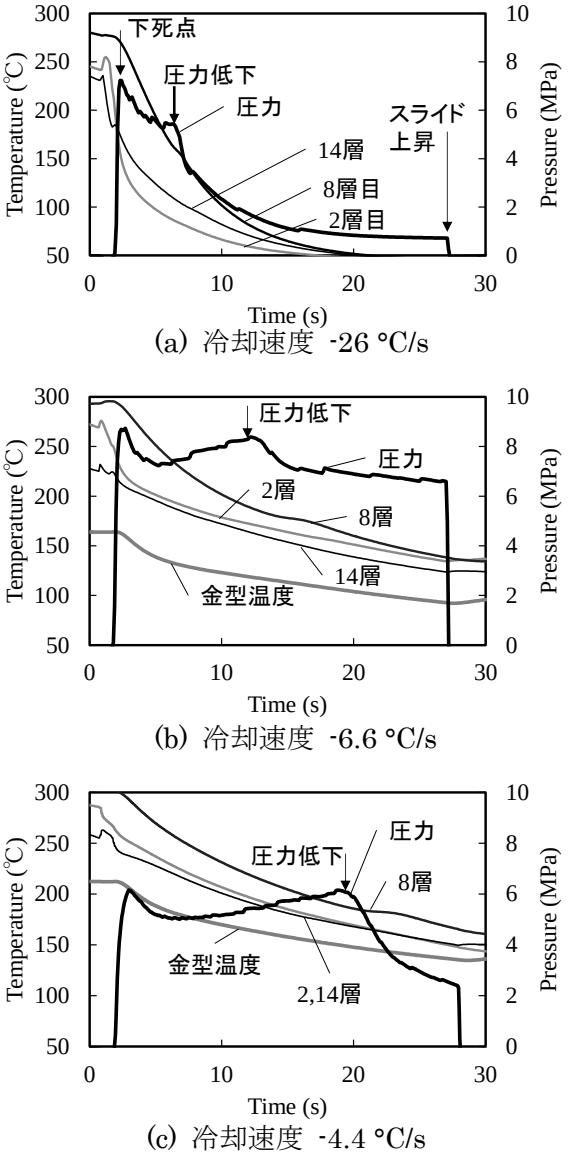


図 4.11　冷却速度ごとの圧力，シート温度の変化

4.3.4　曲げ試験荷重波形

成形した平板から長さ 100mm，幅 15mm の試験片を切り出し，JISK7074 を参考に 3 点曲げ試験を行った．試験速度は 3.6mm/min，支点間距離は 80mm である．下型が接触する面を引張側とした．冷却速度ごとの曲げ試験の荷重ストローク線図を図 4.12 に示す．各条件につきサンプル数は 5 個であるが，ここではその中の 1 つを示す．

冷却速度を遅くすると，試験片の剛性および最大試験荷重が大きくなり，より脆性的に破壊する傾向がある．これは，樹脂と繊維の密着が高くなり繊維が受け持つ荷重の割合が高くなるためと考えられる．

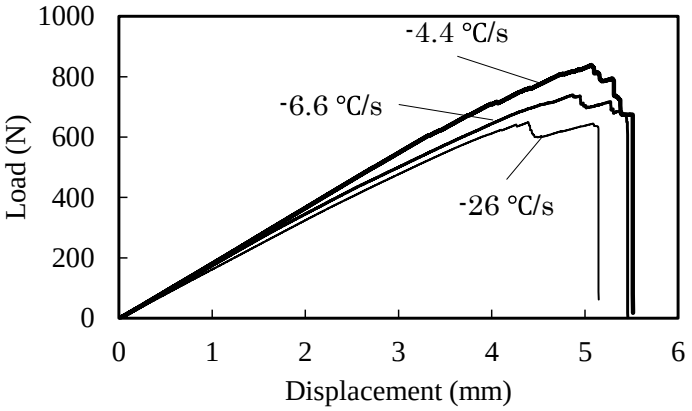


図 4.12　冷却速度による曲げ荷重波形のちがい

4.3.5　曲げ強度

金型温度条件による曲げ強度の違いを図 4.13 に示す. 図 4.11 における最大荷重を用いて曲げ強度を算出し，5 つの試験片の平均値を算出した.

シート冷却速度が-26°C/s の場合は，曲げ強度が 536MPa ともっとも低い．冷却速度が-6.6°C/s の場合は 631MPa である．冷却速度が-6.6°C/s の場合は 733MPa であり，最も強度が高い．シートの冷却速度を遅くすると曲げ強度が向上することが明らかになった.

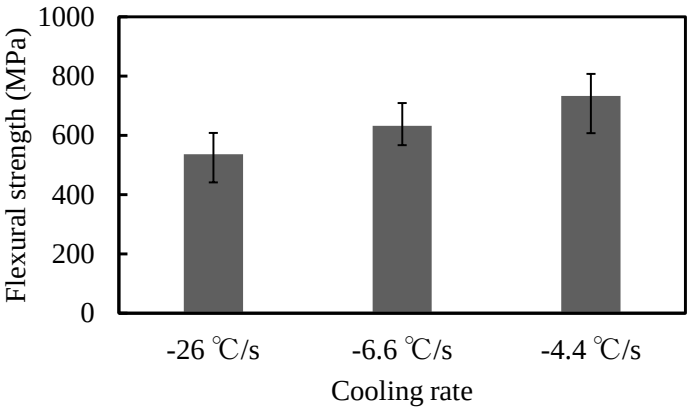


図 4.13　冷却速度と曲げ強度との関係

4.3.6　曲げ強度と圧力保持時間の関係

図 4.11 において，圧力センサの値が最初のピークを迎えてから次に急速に下がるまでの区間を圧力継続時間として，曲げ強度との関係を示したのが図 4.14 である．冷却速度が遅いほど圧力継続時間が長い．圧力継続時間が長いほど曲げ強度が高くなる関係がある.

冷却速度を遅くすることで強度が向上する理由は以下のように考えられる．遅い冷却速度にすることで樹脂の溶融状態が長く継続する．さらに圧力を与えることで溶融した樹脂

が流動する．樹脂の溶融時間が長いため，層と層の境界の樹脂の分子鎖がより多く絡み合みあい，また繊維にも分子鎖がからみ，繊維と樹脂との密着が高まる．圧力によって樹脂と繊維および樹脂どうしの密着状態を維持しながら冷却することで，高い強度の成形品を得ることができる．

もう一つの考えられる理由としては，結晶化度が挙げられる．冷却速度を遅くすることでPA6 の結晶化度が高くなることが知られている[53]．

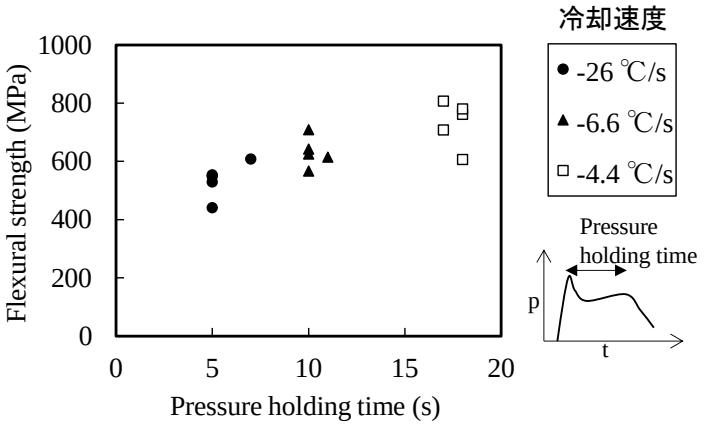


図 4.14　圧力保持時間と曲げ強度との関係

4.3.7　平板の成形条件と内部組織

平板圧縮成形条件と内部組織の関係を図 4.15 に示す．いずれの条件でも，顕微鏡で確認できるようなボイド等の欠陥は見当たらなかった．冷却速度-26°C/s (図 4.15(a))でもボイドがないのは，平板全体に圧力が加わってボイドが抜けやすいこと，荷重制御で成形していること，が理由として考えられる．

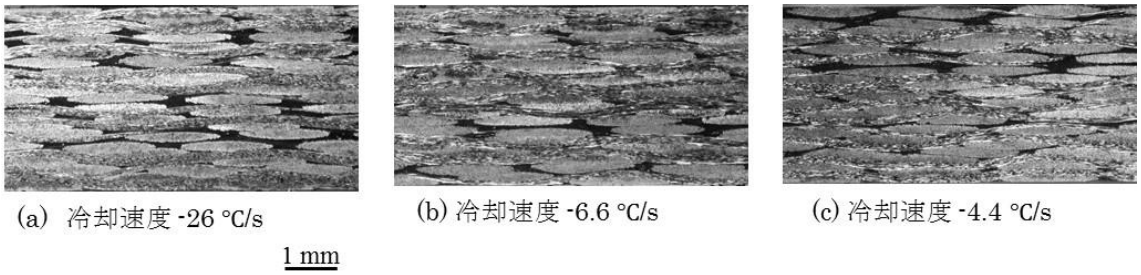


図 4.15　平板圧縮成形における冷却速度による内部組織のちがい

4.3.8　実験結果の検討

冷却過程におけるシート温度変化と圧力変化の分析から，シートの冷却速度と強度との関係を明らかにした．PA6 が含浸したシートを重ねて一体化するプロセスでは，樹脂が再

結晶化するまでを 20 秒程度とし, 5MPa を与えながら冷却することで曲げ強度 700MPa を得られることが明らかとなった.

このようなシート温度変化を実現するには, 図 4.11(c)に示すように, 金型表面を 3.9 °C/s ((220°C–150°C)/18 s)で冷却できる金型温度制御が求められる. 本実験では, 加熱した金型と冷却板とを接触させて急速冷却を実現したが, 金型の加熱には 3 分ほど要した. 曲げや絞りなどの複雑な形状をした金型の温調方法としては, 金型表面付近にヒータと冷却媒体の流路を設ける方法, 加熱媒体と冷却媒体を流す方法, あるいは表面を輻射などで加熱する方法などが考えられる.

4.4 側面加圧およびヒートアンドクール成形の効果

ここでは, 変形をともなう場合のプレス成形条件の影響を調べるため, U 字ビーム成形を取り上げる. 油媒体を用いた金型温調システムによりヒートアンドクール成形を行い, 金型温度条件と成形中のシート温度変化との関係を解明し, 強度との関係を明らかにする. サーボダイクッションを活用した側面加圧を行い, 側面加圧力と成形後の強度との関係を調べる.

4.4.1 U 字ビーム成形条件

プレス成形条件を表 4.2 に示す. プレス圧力(プレス成形中の最大プレス荷重を U 字ビームの投影面積で割った値)は, この圧力になるように追い込み量を設定して得られる圧力である. 主として U 字ビームの底面およびフランジ面に付加される. 追込み量はすべての条件で同じにしたが, プレス圧力は 5.1MP から 6.0MPa の範囲であった.

U 字ビームにかかる側面圧力(図 2.26 に示す関係から算出した側面荷重を側壁の面積 77.5mm×950mm で割った値)と金型温度を成形パラメータとした. ダイクッションを駆動させず側面圧力を付与しない条件, 側面圧力が 5.9MPa, 7.8MPa の条件を側面圧力条件とした.

金型温度一定成形では, 160°C の油を金型に流して表面温度を 120°C 一定にした. スライドは下死点で 30s 保持した. ヒートアンドクール成形では, プレス成形前にあらかじめ金型に 270°C の油を流して金型表面温度を 220°C にし, スライドが下死点に到達したときに, 作業者がパネルを操作して, 30°C の油に切り替えて金型を冷却した. 金型から出てくる返媒の温度が 120°C になるまでスライドを下死点で 6 分間保持した.

シートの加熱には加熱搬送装置を用いた. あらかじめ 290°C に加熱した加熱搬送装置のヒータプレートの間に重ねたシートを挿入し, 280°C になるまで 10 分間加熱した.

上型がスタンパブルシートに接触してから変形が完了する過程(90mm 区間)でのスライド平均速度は 180 mm/s とした.

図 4.16 に成形した U 字ビームの外観を示す.

表 4.2　U 字ビーム成形条件

	プレス圧力	側面圧力	成形前の金型表面温度	保圧過程の金型表面温度
金型温度一定成形	5.1 MPa	0 MPa	120 ℃	120 ℃
	5.7 MPa	5.9 MPa	120 ℃	120 ℃
	6.0 MPa	7.8 MPa	120 ℃	120 ℃
ヒートアンドクール成形	5.3 MPa	7.8 MPa	220 ℃	30 ℃ の油で冷却

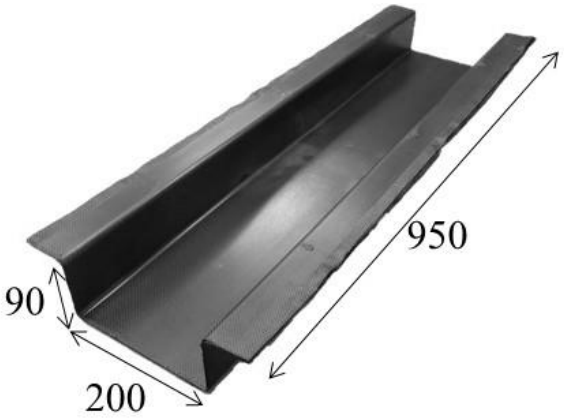


図 4.16　U 字ビームの外観

4.4.2　成形荷重およびシート内部温度変化

シート内部温度の測定位置を図 4.17 に示す．金型温度一定の条件の場合，U 字ビームの底面にあたる位置の表面(1，2 層目の間)と，側面の中心(6，7 層目の間)にそれぞれ直径 0.25mm のシース熱電対を挿入した．ヒートアンドクール成形の場合は，U 字ビームの側面の中心と表面(11，12 層目の間)に挿入した．

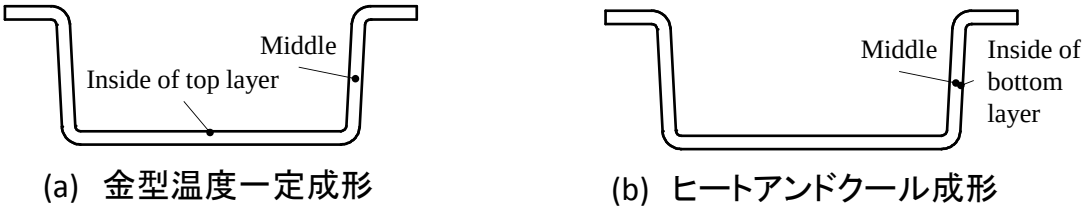


図 4.17　シート内部温度測定位置

プレス成形が完了してから金型を開けるまでのプレス荷重波形，ダイクッション荷重波形およびシート内部の温度波形を図 4.18 および図 4.19 に示す. 取得した温度波形に電気的

ノイズを除去する処理を施した．図 4.18 の温度波形は生データからノイズを除いてフィットさせたものを示してある．図 4.19 の温度波形は生データに 17 点の移動平均処理を施したものである．

金型温度一定の条件では，プレス成形を終えて 10 秒後に材料温度が定常状態になる．材料温度が 160°C で定常状態になるのは，金型を閉じると，金型の表面温度が金型内部を流れる 160°C の油と同じ温度になるためと考えられる．シートは成形の直前で 260°C になる．プレス荷重は下死点で最大となり，その後樹脂の冷却収縮に伴って低下する．ダイクッション荷重はプレス荷重と同時に立ち上がり一定荷重を保持する．

ヒートアンドクール成形では，成形完了後の温度低下はゆるやかで，170°C になるまで 6 分間である．樹脂と金型が熱収縮するためプレス荷重の低下が大きい．

シートの温度変化を詳しく見たものを図 4.20 および図 4.21 に示す．金型温度一定成形の場合は，プレス成形が完了するとシートの表面および中心とも約 1 秒で樹脂の固化温度 230°C を下回っている．したがって加圧過程では樹脂はほとんど流動しないと考えられる．

ヒートアンドクール成形の場合はシートの温度低下がゆるやかであり，中心の温度が 230°C を下回るのは成形完了の 8 秒後であることがわかった．シート内部の樹脂は，加圧過程で 8 秒間程，流動状態を保っていることが示唆された．

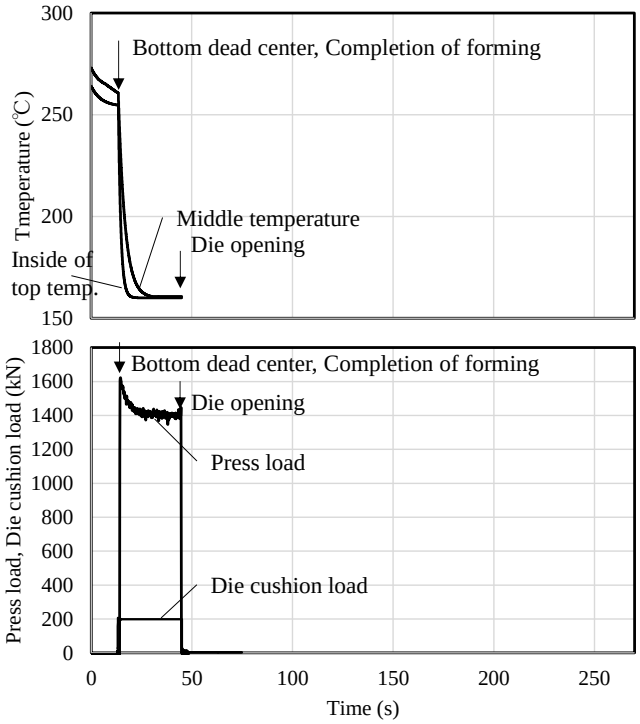


図 4.18　金型温度一定成形におけるシート温度(上)とプレス荷重(下)

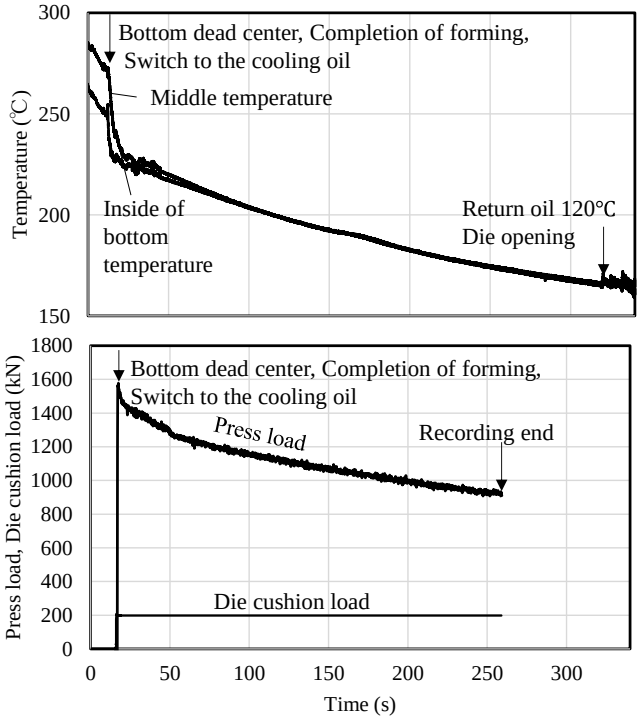


図 4.19　ヒートアンドクール成形におけるシート温度(上)とプレス荷重(下)

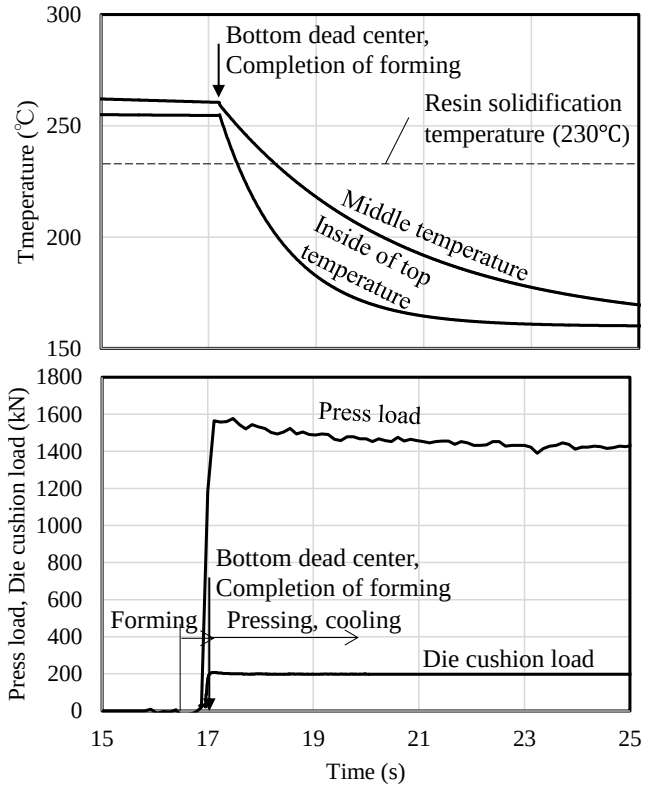


図 4.20　金型温度一定成形におけるシート温度(上)とプレス荷重(下) の詳細

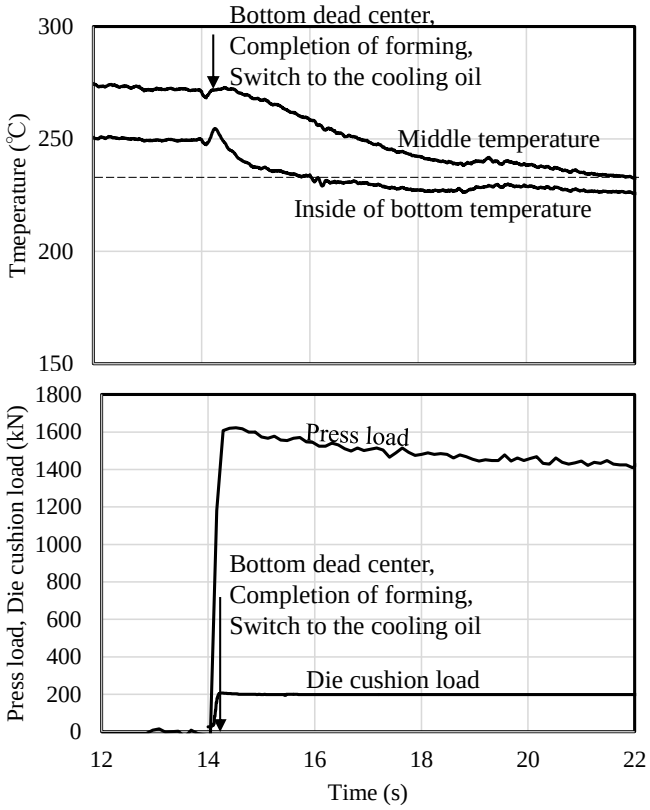


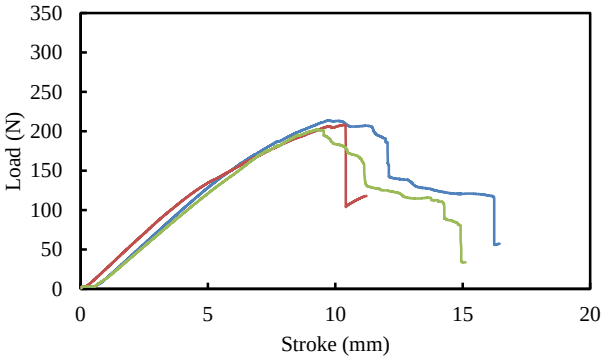
図 4.21　ヒートアンドクール成形におけるシート温度(上)とプレス荷重(下）の詳細

4.4.3　曲げ強度

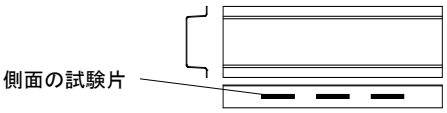
U 字ビーム成形品の底面と側面から切り出した試験片について 3 点曲げ試験を行った．試験片は長さ 140mm，幅 15mm とし，支点間距離を 120mm，ヘッド速度 8mm/min で 3 点曲げ試験を行った．U 字ビームの下型側に接触する面から圧子を押し込んだ．側面および底面の試験荷重波形をそれぞれ図 4.22 および図 4.23 に示す．

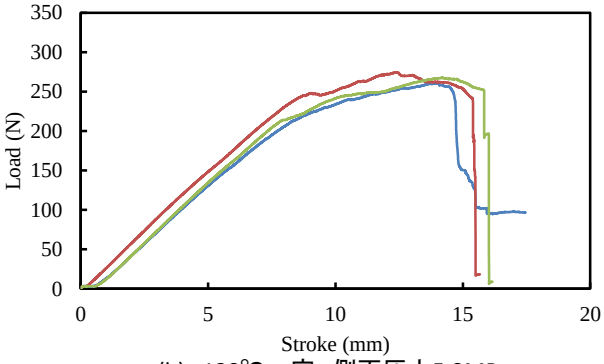
まず側面の 120°C 一定の成形に着目する．側面加圧なしのものは最大荷重が最も低い．側面圧力が 5.9MPa および 7.8MPa のものは，荷重の傾きが途中で変化し，延性的に破壊している．ヒートアンドクール成形では，荷重が直線的に増加して脆性的に破壊している．

底面の 120°C 一定の成形も同様に，延性的な破壊をしている．ヒートアンドクール成形では脆性的に破壊している．

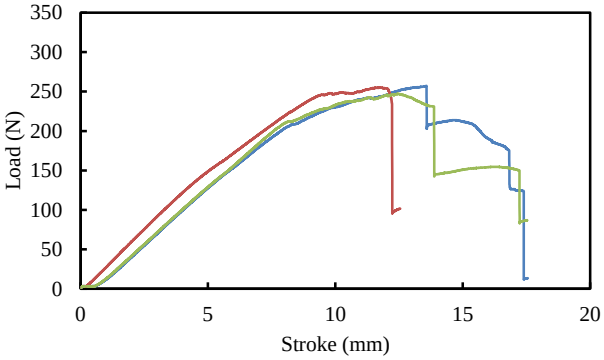


(a) 120℃一定，側面加圧なし

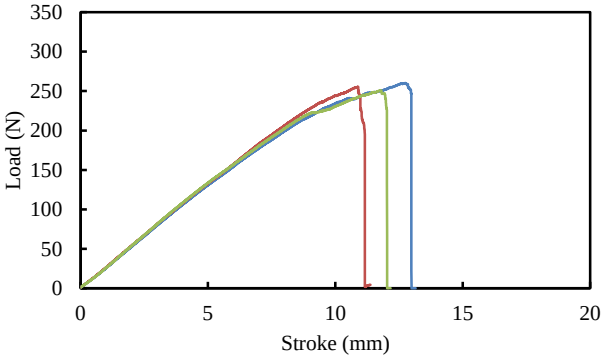




(b) 120℃一定，側面圧力5.9MPa

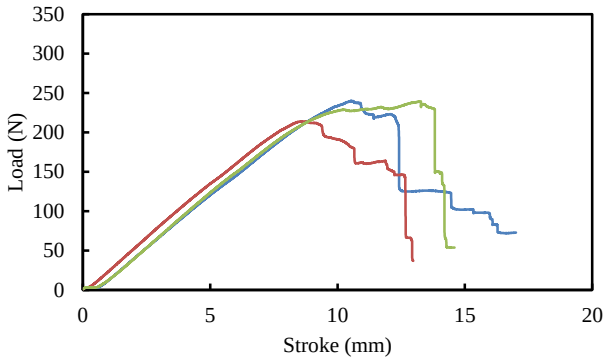


(c) 120℃一定，側面圧力7.8MPa

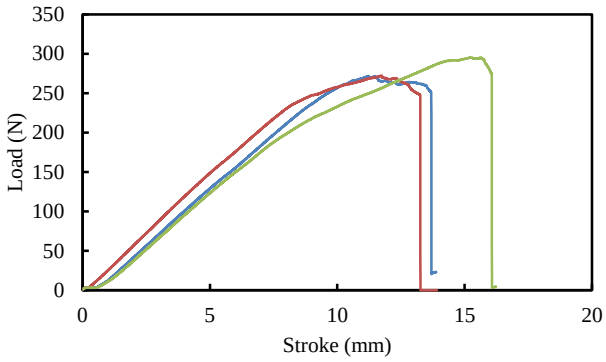


(d) ヒートアンドクール，側面圧力7.8MPa

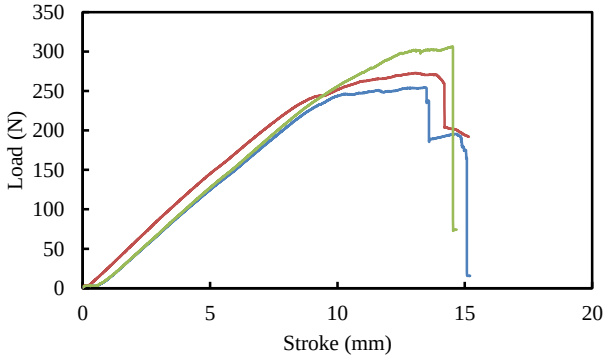
図 4.22　成形条件による側面の試験片の曲げ試験荷重波形



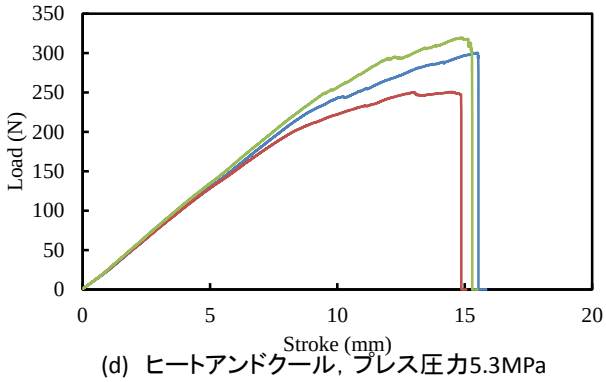
(a) 120℃一定，プレス圧力5.1MPa



(b) 120℃一定，プレス圧力5.7MPa



(c) 120℃一定，プレス圧力6.0MPa



(d) ヒートアンドクール，プレス圧力5.3MPa

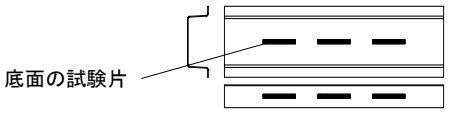


図 4.23　成形条件による底面の試験片の曲げ試験荷重波形

側面および底面の，3 点曲げ強度と成形条件との関係を図 4.24 に示す．3 箇所の平均値を曲げ強度とした．

側面に着目すると，側面圧力をかけないものの曲げ強度は 370 MPa である．側面圧力が 5.9 MPa，7.8 MPa のものはそれぞれ 468 MPa，458MPa であり，これらはほぼ同等の強度である．ヒートアンドクールで成形したものの強度が最も高く 526MPa である．

底面も同様に，プレス圧力と金型温度が高いほど強度が高い．ヒートアンドクール成形したものの曲げ強度が最も高く 600 MPa である．

側面圧力がプレス圧力より高いにもかかわらず，側面は底面より曲げ強度が低い．理由は，側壁とクサビの斜面との摩擦抵抗，上型から U 字ビームのフランジ部を通してクサビに与えられるプレス荷重などによって側壁の動きが抑制され，実際に側面にはたらく圧力が低かった可能性がある．

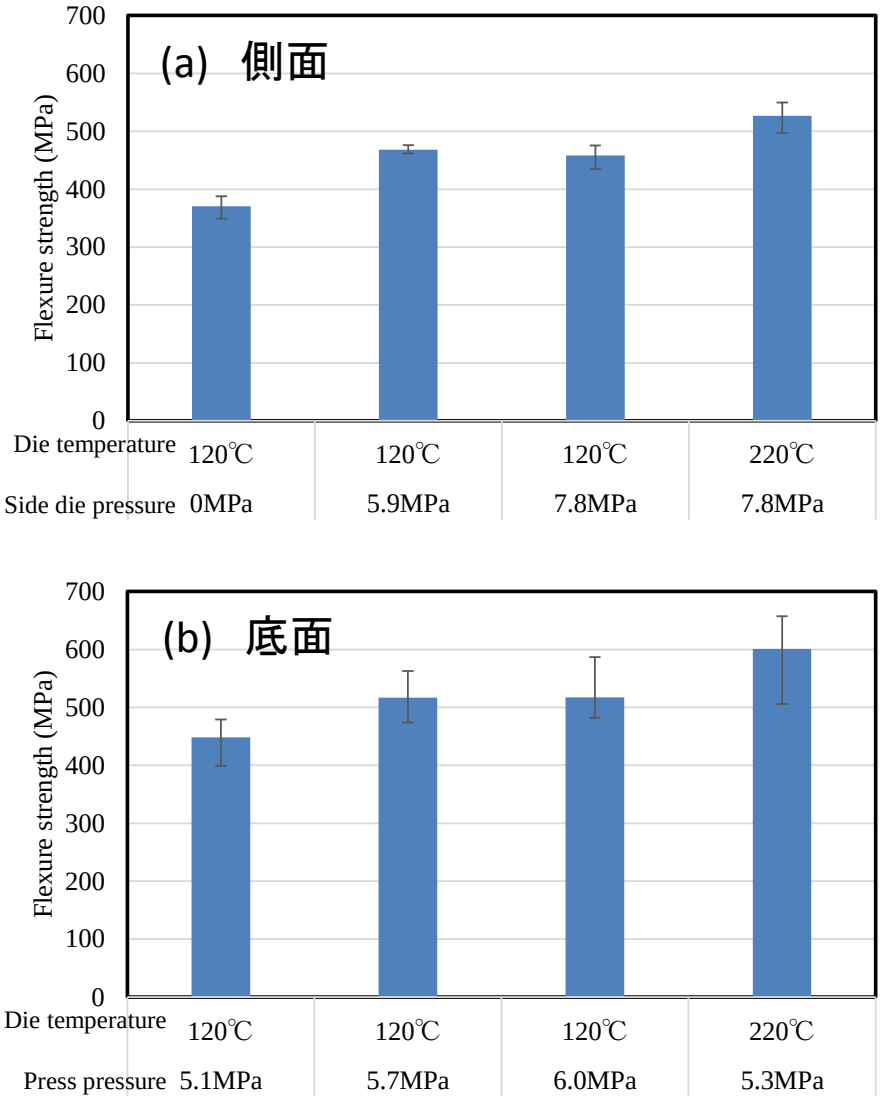
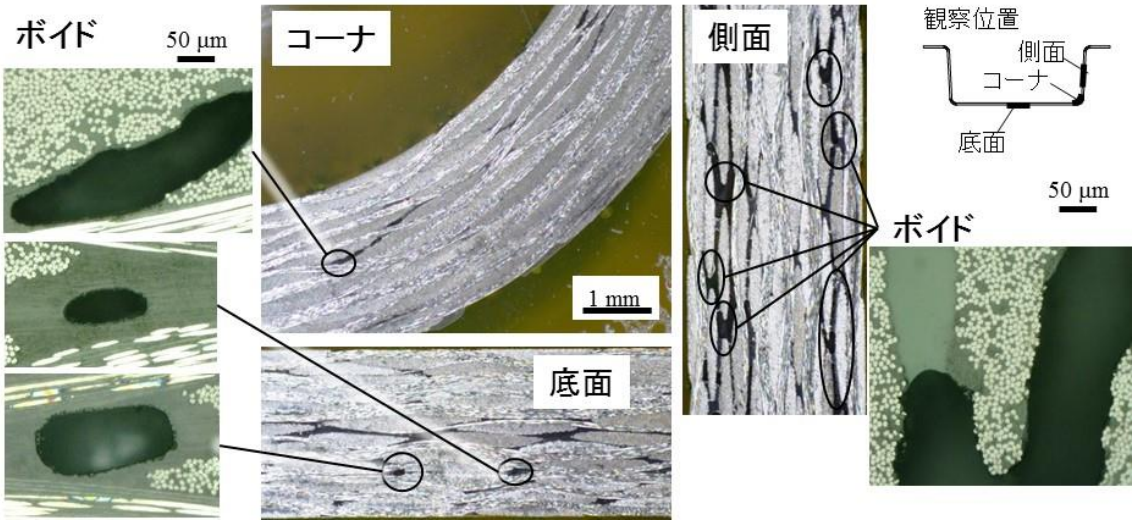


図 4.24　成形条件と曲げ強度の関係

4.4.4　U 字ビームの成形条件と内部組織

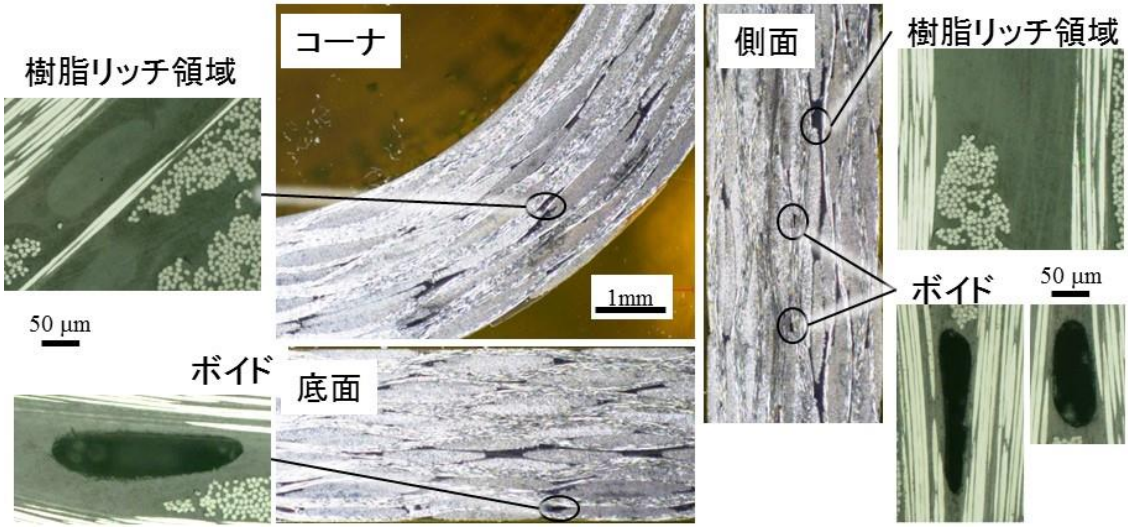
U 字ビームの内部組織を図 4.25 に示す．底面，側面，コーナ部から切り出した試験片をエポキシ樹脂に埋め込み，研磨したものを顕微鏡観察した．中央の低倍率(50 倍)の画像では，層間剥離，ボイドおよび層間の樹脂層いずれも黒く写るので，高倍率(450 倍)の画像もあわせて掲載する．

側面圧力をかけない場合(図 4.25(a))は，側面に大きなボイドが生じており，底面およびコーナ部の層間にもボイドが存在する．側面圧力が 5.9 MPa のもの(図 4.25(b))は，側面に小さなボイドが残っている．底面にもボイドが残っている．側面圧力が 7.8 MPa のもの(図 4.25(c))の側面にもボイドが残存している．底面とコーナ部にボイドは見られないが，これはプレス圧力が上記 2 つに比べて高いためである．ヒートアンドクール成形したもの(図 4.25(d))は，側面，コーナ部および底面いずれもボイドは見られない．

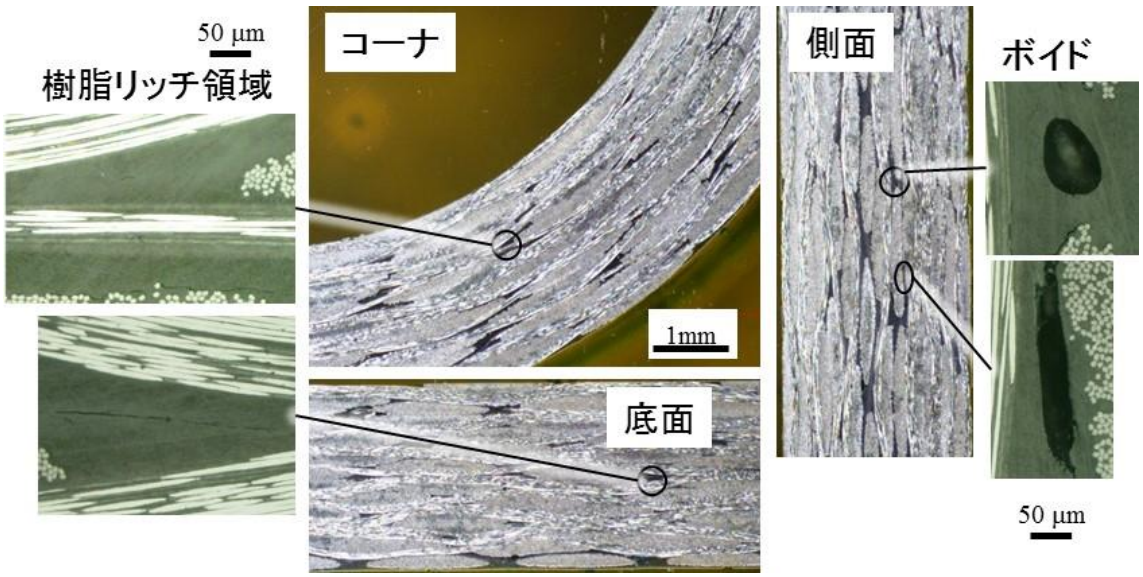


(a)　金型 120 度一定成形，側圧なし，プレス圧力 5.1MPa

図 4.25　U 字ビーム成形条件による内部組織のちがい

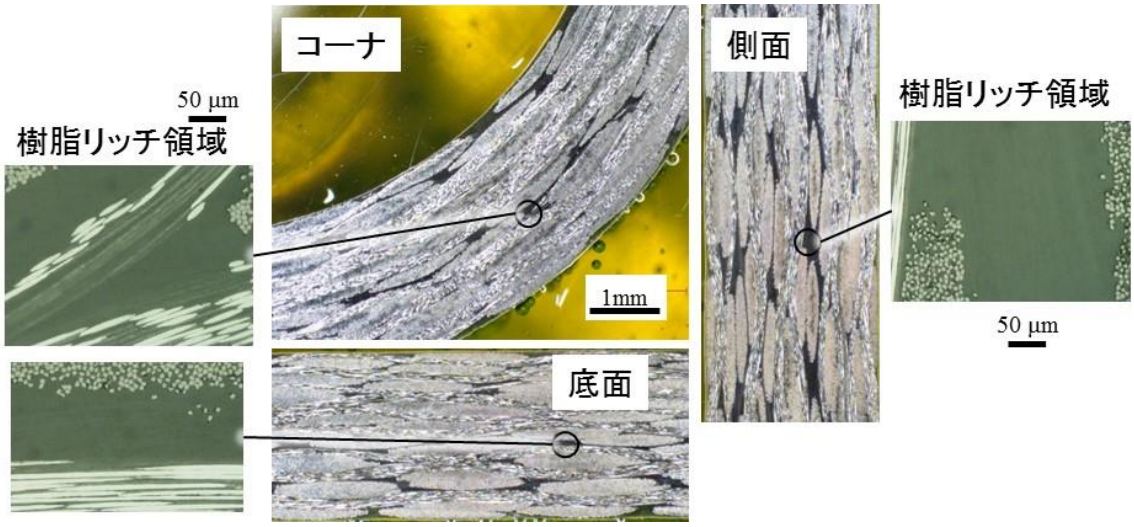


(b)　金型 120 度一定成形，側圧 5.9MPa，プレス圧力 5.7MPa



(c)　金型 120 度一定成形，側圧 7.8MPa，プレス圧力 6.0MPa

図 4.25　U 字ビーム成形条件による内部組織のちがい



(d)　ヒートアンドクール成形，側圧 7.8MPa，プレス圧力 5.3MPa

図 4.25　U 字ビーム成形における成形条件による内部組織のちがい

4.4.5　内部組織と強度との関係

U 字成形および平板圧縮成形の曲げ強度と内部組織との関係を表 4.3 に示す．曲げ強度は図 4.13 および図 4.24 に示した値である．ボイドの有無は，全数にわたって観察したものではなく，図 4.15 および図 4.25 の画像から判断したが，全体を代表しているものと考える．

内部組織にボイド等があるのは，曲げ強度が 517 MPa 以下のもので，526 MPa 以上のものにはボイドがないことがわかる．

この結果から，プレス成形条件と内部組織と強度との関係を以下のように考察する．金型温度が 120°C の場合はボイドを含む可能性が高い．成形圧力を 6 MPa まで高めればボイドの数や大きさは減るがなくならない．その場合の強度は 520 MPa 程度が限界である．一方で金型温度を 170°C 以上にすると，5MPa でもボイドはなくなり，曲げ強度が 600 MPa 程度となる．さらに金型を 220°C とすると曲げ強度が 700 MPa となる．ボイドがないもののなかで強度を決める要因として考えられるのは，樹脂と繊維との間の微細なすきま，樹脂の分子鎖どうしのからみぐあい，分子鎖と繊維との接合強度など，よりミクロな現象が挙げられる．

表 4.3　曲げ強度とボイドおよび成形条件との関係

曲げ強度	ボイド等の欠陥	成形条件
733 MPa	なし	平板，金型初期220℃/冷水80℃，5 MPa
696 MPa	なし	平板，金型初期220℃/冷水30℃，5 MPa
631 MPa	なし	平板．金型初期170℃/冷水30℃，5 MPa
600 MPa	なし	U字，底面，金型初期220℃，5.3 MPa
591 MPa	なし	平板，金型初期170℃/冷水80℃，5 MPa
536 MPa	なし	平板，金型室温，5 MPa
526 MPa	なし	U字，側面，金型初期220℃，7.8 MPa
517 MPa	なし	U字，底面，金型120℃一定，6.0 MPa
516 MPa	繊維束の間に所々ボイドがある	U字，底面，金型120℃一定，5.7 MPa
466 MPa	繊維束の間に所々ボイドがある	U字，側面，金型120℃一定，5.9 MPa
458 MPa	繊維束の間に所々ボイドがある	U字，側面，金型120℃一定，7.8 MPa
448 MPa	繊維束の間に所々ボイドがある	U字，底面，金型120℃一定，5.1 MPa
370 MPa	繊維束の間に大きなボイドが多数	U字，側面，金型120℃一定，側圧なし

4.4.6　U 字ビームの成形条件と形状精度

Steinbichler 社 COMET System を用いて U 字ビームの 3 次元形状を測定した．U 字ビームの設計形状に 3 次元形状測定結果を重ねて形状偏差を解析した．解析結果の見え方の模式図を図 4.26 に示す. 設計形状の表面に対して成形品表面が外側に飛び出した領域は赤, 内側に入り込んだ領域は青, 一致している領域は緑で表示される. 設計形状と測定結果が互いに最もフィットする方法で重ね合わせた．カラーバーの範囲は±2mm である．金型の底面と側面のなすコーナ角度は 93°である. 図 4.27 に形状偏差分布と中央の断面形状を示す. 図 4.28 はプレス成形条件とコーナ部の角度との関係である.

側面加圧をしない場合(図 4.27(a))は，側面の内側が赤く表示されており，底面と側面がなすコーナ角度は 90.9°である．金型のコーナ角度は 93°であるので，この成形品は 2.1°のスプリングインを起こしている．底面には青，緑，赤の領域があり，ねじれていることがわかる. 側面圧力を 5.9MPa としたもの(図 4.27(b))も, 側面の内側が赤く, コーナ角度は 90.5°と 91.0°である．したがってスプリングイン量は 2.0°から 2.5°である．底面は全面的に緑であり，ねじれは見られない．側面に 7.8MPa を付与したもの(図 4.27(c))の側面の内側は黄色で表示されており, コーナ角度は 91.2°と 91.3°である. スプリングイン量は 1.7°から 1.8°である．ヒートアンドクール成形したもの(図 4.27(d))の側面の内側は赤く，コーナ角度は 89.5°と 89.7°で，スプリングイン量は 2.3°から 2.5°である．一方で底面の角度は 179.1°で他の条件に対してもっとも平坦である.

スプリングインは，積層方向には熱収縮するのに対して面内方向には炭素繊維のためにほとんど熱収縮しないことによって生じると考えられている [34]．根田らは，V 曲げ成形において金型温度と曲げ角度との関係について検討し，曲げの内側の金型を外側よりも高温にすることでスプリングイン量が低減する傾向を示した [35].

以上の結果から, 金型温度は形状精度に影響していることが明らかになった. スプリングイン量は, 金型温度一定成形よりもヒートアンドクール成形のほうが大きい. 120°C の金型では, シートの変形過程で金型に温度を奪われてシート表面が先に固化するが, シートの中心は表面より高温となり，シート表面のスプリングバックとシート中心のスプリングインが互いに相殺したと考えられる．一方でヒートアンドクール成形ではシート表面も中心もほぼ同じ冷却速度になるはずであるので，スプリングインの成分が主体になったと考えられる.

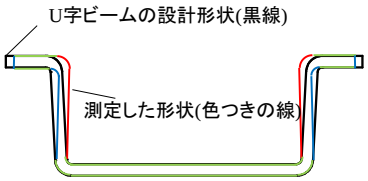
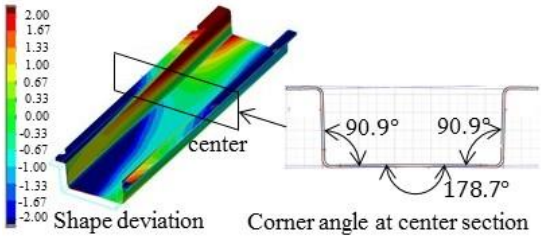
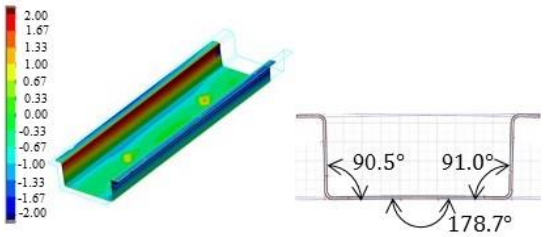


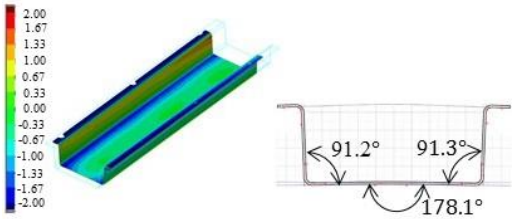
図 4.26　形状測定結果の表示方法



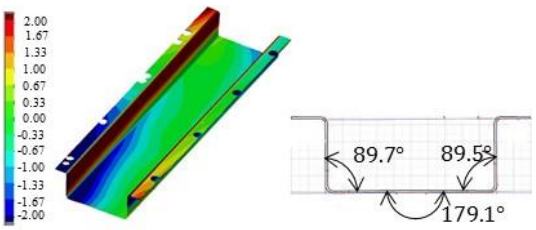
(a)　金型 120 度一定成形，側圧なし，プレス圧力 5.1MPa



(b)　金型 120 度一定成形，側圧 5.9MPa，プレス圧力 5.9MPa



(c)　金型 120 度一定成形，側圧 7.8MPa，プレス圧力 6.0MPa



(d)　ヒートアンドクール成形，側圧 7.8MPa，プレス圧力 5.3MPa

図 4.27　成形条件による 3 次元形状のちがい

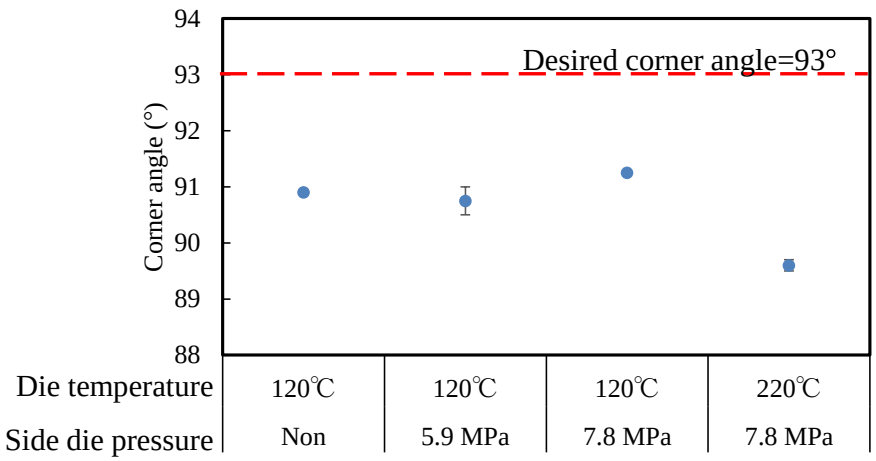


図 4.28　成形条件とコーナ角度との関係

4.4.7　実験結果の検討

サーボダイクッションを活用して，プレス荷重とは独立した側面加圧が可能であることを示した．側面にかかる圧力は，摩擦がない仮定で算出したが，実際にどのくらいの圧力が加わっているかを実測する必要がある．

油媒体によるヒートアンドクール成形をプレス成形に適用し，その効果を検証した．平板圧縮成形で行ったような成り行きの温調とは異なり，積極的に金型温度を制御することができるのが利点である．本実験では金型の熱容量が大きく結果的に成り行き冷却のようになってしまったが，本来は一定温度を保ったのち急速に冷却する制御が必要である．このためには熱容量を小さくした金型設計，油の流路の設計が課題である．

ヒートアンドクール成形は成形品の強度に有効であるが，形状精度との両立を図るために，金型温度とスプリングイン量との関係を解明し，スプリングイン量を見込んだ金型設計が今後の課題である．

4.5　熱可塑性 CFRP 製閉断面ビームの圧潰特性

熱可塑性 CFRP は，母材樹脂の靭性が高いため，自動車の衝撃吸収部材に活用することが期待されている．本研究で取り上げた異形断面ビームは，自動車の前方衝撃吸収部材であるフロントサイドメンバをモデルとしてそれを分割したものである．そこで，プレス成形した異形断面ビームをプレス機で接合して閉断面ビームを製作し，実際に圧潰特性を調査した[54]．さらに熱硬化性 CFRP および鋼板の圧潰特性との比較を，文献を元におこなった．

図 4.29 に示すように，プレス成形した異形断面ビームの細い部分をウォータージェットで切り出し，閉断面ビームを製作した．異形断面ビームの全体を試験するのはむずかしいので，その一部分を取り出した．

0.2mm シートを 15 枚用いてプレス成形したものと，1mm シートを 3 枚用いて成形した異形断面ビームを準備した．

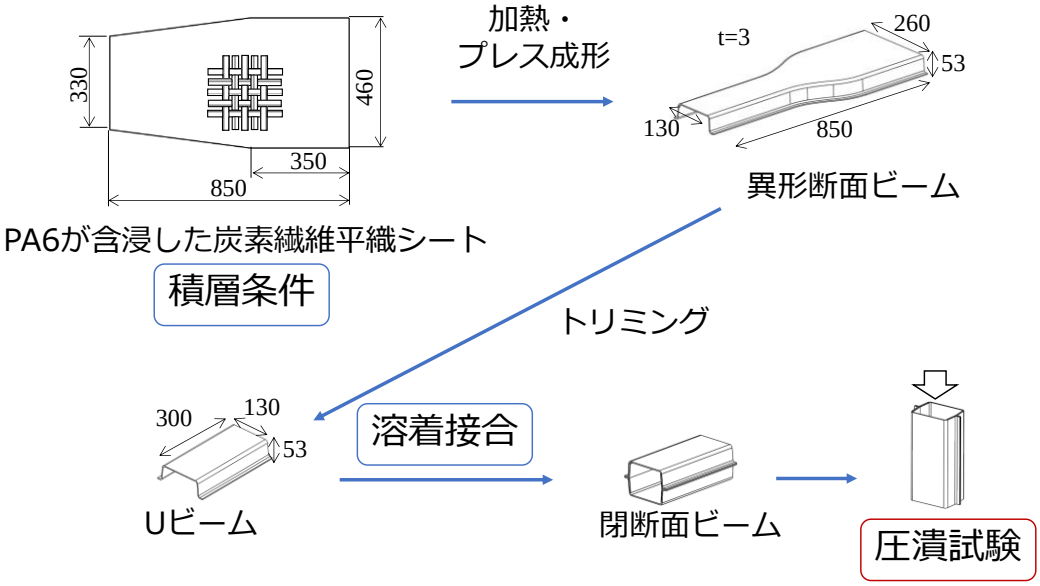


図 4.29　異形断面ビームを用いた閉断面ビームの製作から圧潰試験の流れ

4.5.1　閉断面ビーム成形方法

フランジ部のみでは接合面積が小さく，圧潰試験で分解する可能性があるので，フランジ部を溶着するとともにビームの内側に 3mm 厚の CFRTP シートを溶着した(図 4.30)．接合部の引張せん断強度が，母材の引張強度と同じになるよう，内張の幅を 80mm とした．

溶着接合した閉断面ビームは，図 4.31 に示すように，高さ 300mm，幅 130mm，奥行き 106mm である．先行研究にならい，破壊がスムーズに進行するように，先端は 45°の面取りをほどこした．プレス機による接合で閉断面ビームを製作することができた．

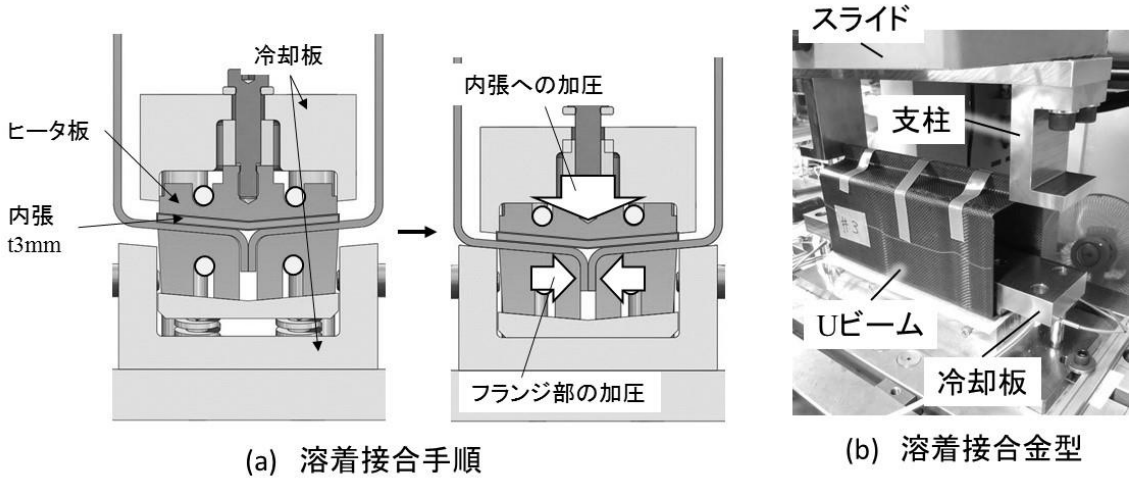


図 4.30　内張をもちいた溶着接合

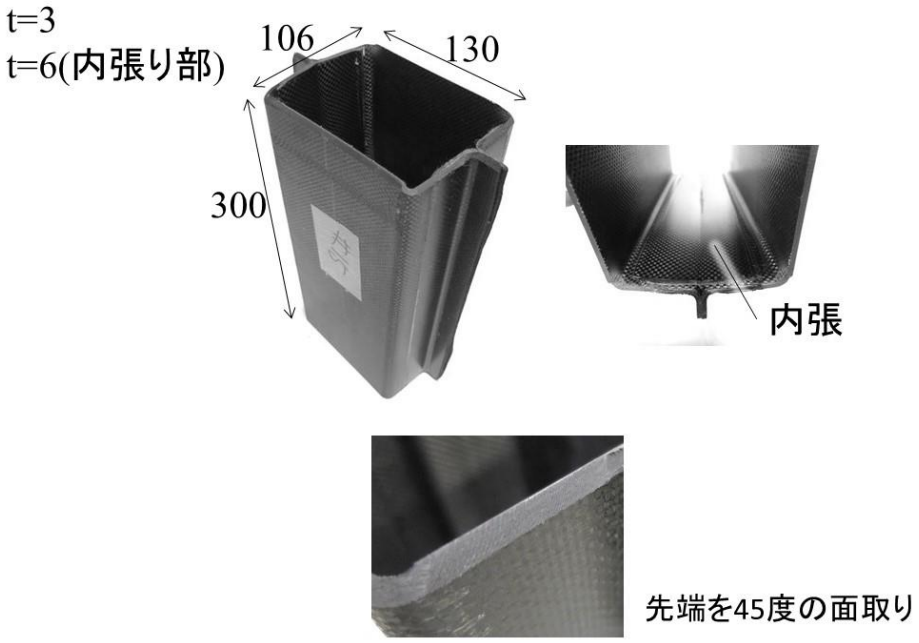


図 4.31　溶着接合した閉断面ビーム

4.5.2　圧潰試験

1)　圧潰試験条件

1000kg の錘を高さ 1.5m から落とす条件とした．60kN の荷重が 250mm にわたって継続するエネルギからこの条件を求めた．衝突時の錘の速度は 19.5km/h である．錘の変位と荷重および高速度ビデオ映像を記録した．試験の様子を図 4.32 に示す．

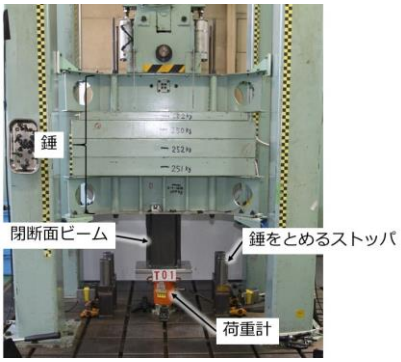
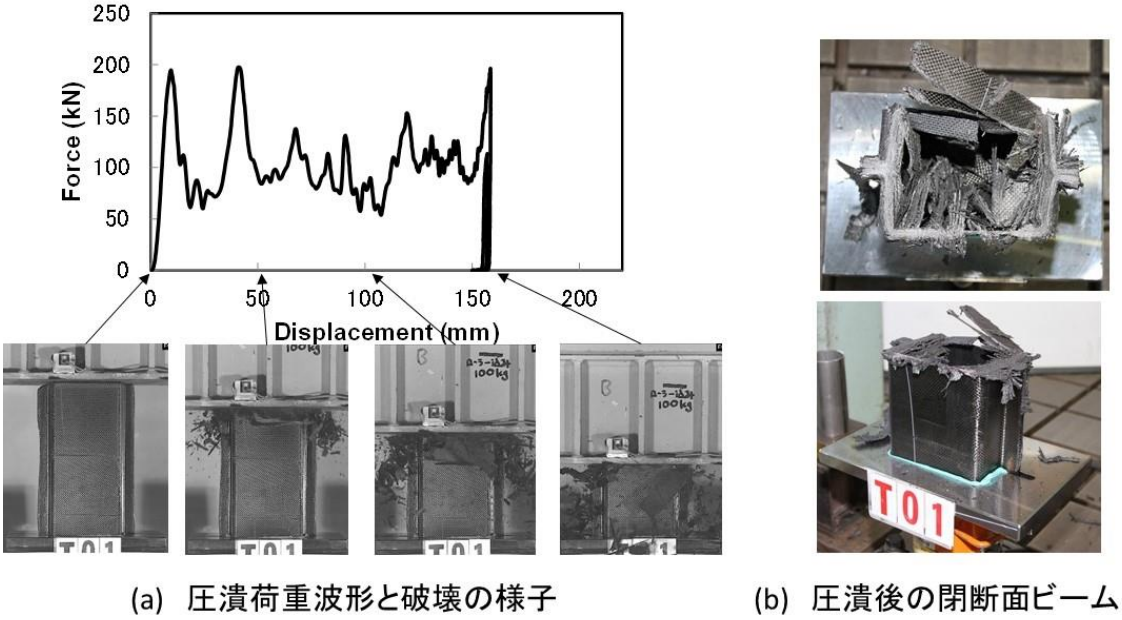


図 4.32　圧潰試験の様子

2)　圧潰試験結果

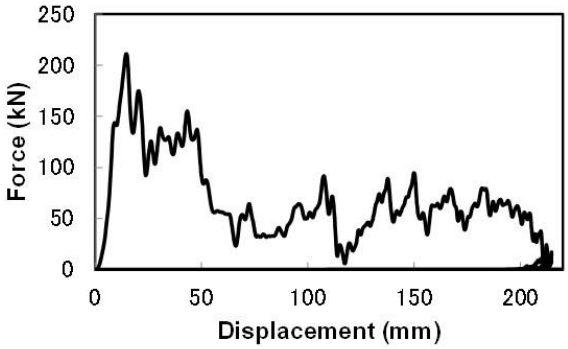
1mm シートを用いた閉断面ビームの圧潰荷重波形を図 4.33 に示す．100kN を基本として 200kN のピークが 3 つでている．金属とは異なり，CFRTP そのものが砕けながら衝撃を吸収している．細かくくだけた破片が多く，大きな破片もある．

0.2mm シートを用いた閉断面ビームは，図 4.34 に示すように，50mm までは 100kN から 200kN の荷重を受けているが，それ以降は 50kN を中心として推移している．この試験では，閉断面ビームでエネルギを吸収しきれず，錘はストッパに当たって停止した．



(a)　圧潰荷重波形と破壊の様子　　(b)　圧潰後の閉断面ビーム

図 4.33　圧潰試験荷重波形(1mm シート×3 枚)



(a) 圧潰荷重波形

(b) 圧潰後の閉断面ビーム

図 4.34　圧潰試験荷重波形(0.2mm シート×15 枚)

4.5.3　成形条件と衝撃吸収量

図 4.35 は，荷重波形の面積(エネルギ)を破壊した長さで割った，単位長さあたりの衝撃吸収量である．0.2mm シートを用いたものは，1mm シートのものに比べて 6 割程度の衝撃吸収量である．室温の金型で成形したために，成形中にシートが冷え，層間の密着強度が得られなかったと考えられる．成形後の密着強度が衝撃吸収能力に影響していることが示唆された．

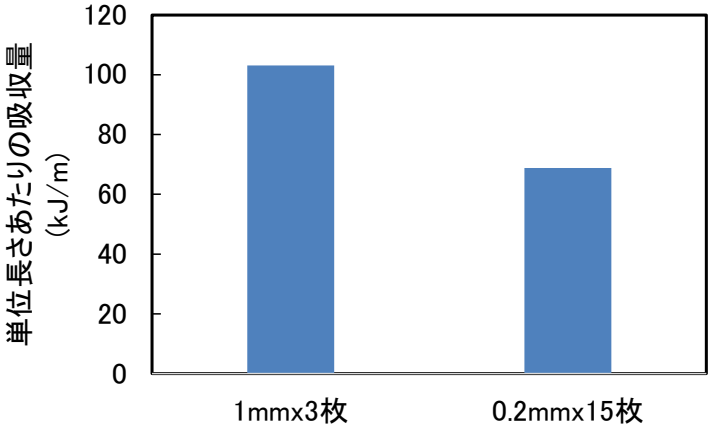


図 4.35　成形条件による単位長さあたりの衝撃吸収量の比較

4.5.4　他の材質との比較検討

熱可塑性 CFRP の圧潰特性が，他の材質に対してどの程度のものであるのかを，文献の値を参考にして比較検討した．

熱硬化性 CFRP を用いてシートワインディグで製作したもの[55]，300MPa 鋼板をレーザ接合で製作した閉断面ビームの圧潰特性[56]から，圧潰応力と質量あたりの吸収量を求めたのが表 4.4 である．

圧潰応力は，圧潰荷重波形の基本となる荷重をビームの断面積で割って求めた．本研究の圧潰応力の算出では，1mm シートを用いた閉断面ビームの圧潰荷重と，内張を除いた断面積から求めた．圧潰荷重は 100kN とした．内張を除いた理由は，基本的な圧潰荷重が 100kN だと考えたためである．質量あたりの吸収量は破壊した体積と吸収エネルギ量から求めた．

本研究の熱可塑性 CFRP の圧潰応力が 72.5MPa に対し，熱硬化性 CFRP のそれは 64.5MPa であり，差はあるものの，同等と考えるべきであろう．鋼板は 125MPa で，熱可塑性 CFRP の倍近い応力である．

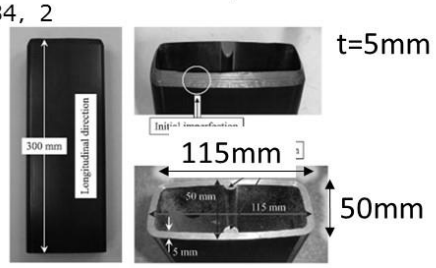
一方で質量あたりの吸収量で比較すると，鋼板が 21.4kJ/kg であるのに対し，熱可塑性 CFRP と熱硬化性 CFRP はそれぞれ 48.9kJ/kg と 39.9kJ で，ほぼ倍のエネルギを吸収することがわかる．最近の自動車の衝撃吸収部材には 700MPa 級のハイテンが用いられており，いまのところ圧潰特性に関する文献を見つけることができていないが，それとの比較も今後の課題である．

熱可塑性 CFRP は，優れた圧潰特性をもつことが明らかとなった．層間の密着強度が圧潰強度に関係すると考えられる．繊維方向の影響の解明，破片の飛散を防止する方法などが今後の課題である．

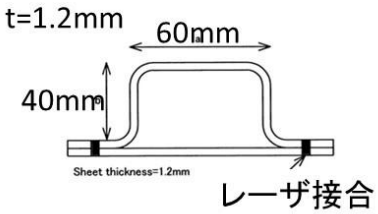
表 4.4　材質による圧潰特性の比較

	製法	圧潰応力	質量あたりの吸収量
CFRTP(本研究)	1mmシート×3枚，溶着	72.5MPa	48.9kJ/kg
熱硬化CFRP※1	シートワインディング	64.5MPa	39.9kJ/kg
300MPa鋼板※2	ハットと平板のレーザ接合	125MPa	21.4kJ/kg

※1　金ら，自動車のフロントサイドメンバ用CFRP角柱の衝撃実験と解析，日本複合材料学会誌，34，2



※2　古迫ら，高強度鋼板の適用による衝撃エネルギー吸収能の向上，新日鉄技報第385号，2006



4.6　温度と圧力のシミュレーション

ここでは，Multiscale.Sim を用いた均質化法により予測した熱伝導率および比熱を材料物性に導入し，ANSYS LS-DYNA を用いて成形中の温度変化およびプレス荷重変化を解析した結果について述べる．解析はサイバネットシステム(株)が行った．

4.6.1　均質化による熱物性の予測

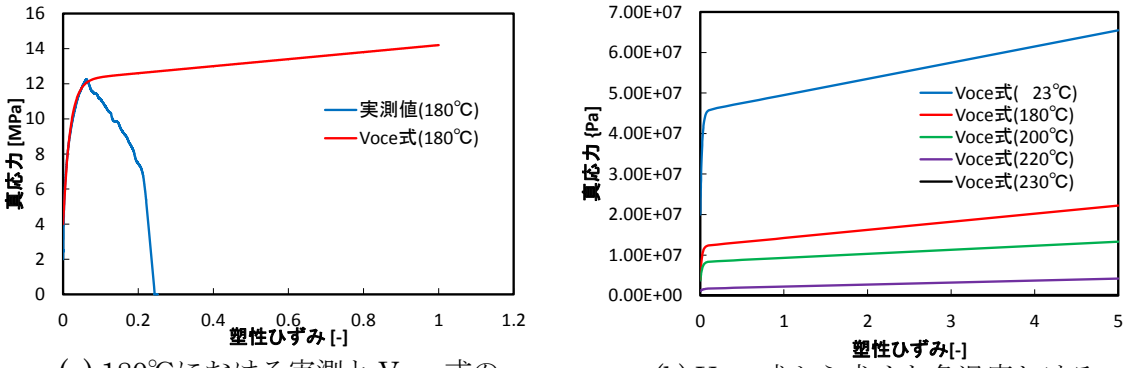
基本的な手順は 3.6.2 項で述べた通りである．まず一方向繊維と樹脂のユニットセルに炭素繊維と樹脂それぞれの熱伝導率および比熱を与え，ユニットセルの熱物性を均質化法により予測する．ユニットセルの熱物性を利用して平織要素を構築し，すきまに樹脂を導入してマクロな熱物性を均質化解析で予測した．炭素繊維と樹脂それぞれの熱物性と，均質化法でえた平織 CFRP の熱物性を表 4.5 に示す．なお，実際のシートの炭素繊維含有率(Vf)が 53%であるが，Vf が高すぎてマクロな要素の形状が作成できないため，Vf10，20 および 24%の等価物性値を計算し，外挿によって Vf53%の熱物性を予測した．

表 4.5　炭素繊維と PA6 および均質化解析で予測した熱物性

	熱伝導率 [W/m・K]	比熱 [J/kg・K]	密度 [kg/m^3]
炭素繊維	10.0	753	2000
PA6	0.2	1674	1130
平織CFRTPシート	0.49	1190	1590

4.6.2　樹脂の塑性域を考慮した材料物性の予測

シートのモデルは LS-DYNA の MAT_249 を利用した．MAT_249 は繊維と温度依存非線形性の母材樹脂を定義できる．PA6 単体の高温引張試験(3.6.2 項)で求めた応力ひずみ線図に Voce 式をフィッティングし，塑性域も含めた応力ひずみ線図を求めた．図 4.36 に 180°C における実測値と Voce 式のフィッティング例および各温度における塑性ひずみの予測カーブを示す．ここで求めた PA6 の温度依存性物性と炭素繊維の物性を MAT_249 に適用した．



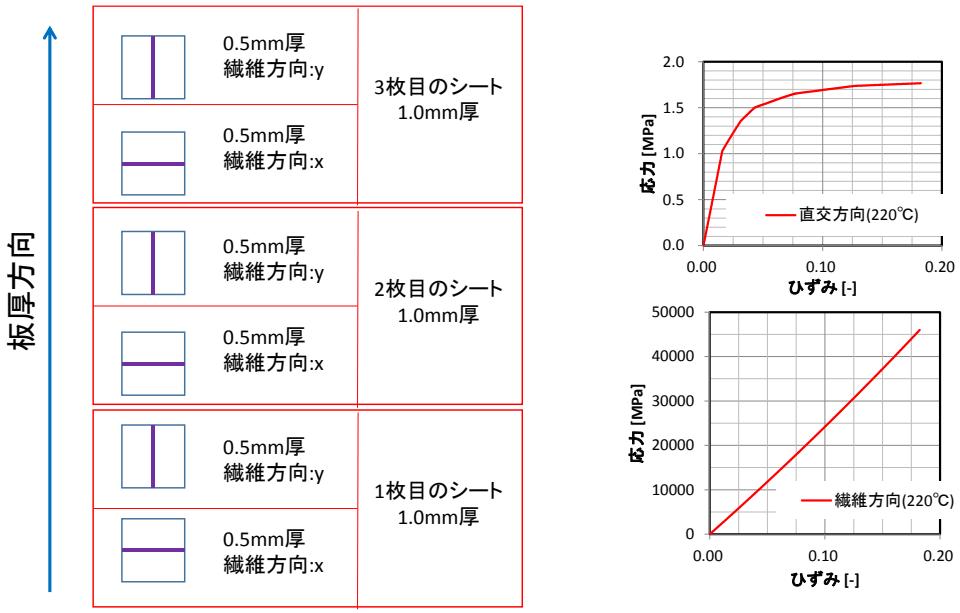
(a) 180℃における実測と Voce 式の応力ひずみ線図

(b) Voce 式から求めた各温度おける応力ひずみ線図

図 4.36　Voce 式による塑性ひずみの予測

4.6.3　解析条件

シートを図 4.37 に示すように，板厚方向に 3 つにわけ，それぞれのシートに繊維方向が直交する 0.5mm 厚の層を割り当てた．各層には繊維方向と繊維の直交方向に，温度依存性物性を適用した．



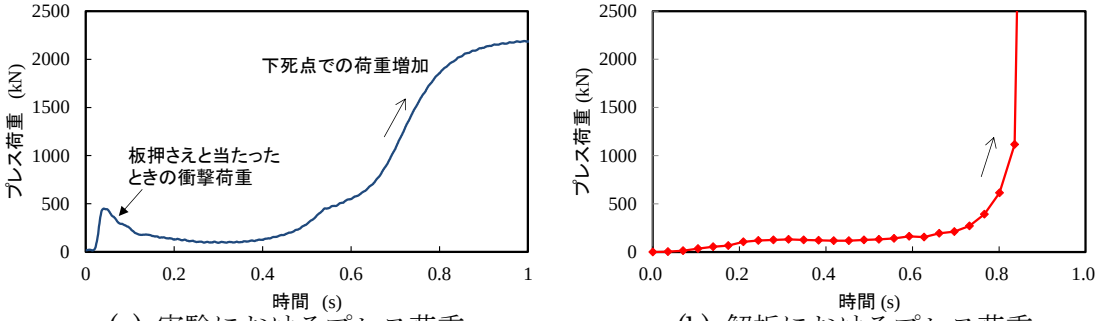
(a)　材料の構成

(b)　与えた物性の例

図 4.37　材料物性の与え方

4.6.4　解析結果

図 4.38 はプレス荷重波形を実験と解析結果で比較したものであるが，下死点での荷重の増加を解析で再現することができた．



(a) 実験におけるプレス荷重　　(b) 解析におけるプレス荷重

図 4.38　プレス荷重波形の実験と解析との比較

初期温度を 230°C としたシートの成形中の温度変化を図 4.39 に示す．中心層の温度変化を解析した．シートと金型との間の熱伝達率は 8.0W/m²K とした．板押さえにはさまれる部分は冷却が速く，下死点のときの温度は 169°C である．シートの中央部は下死点まで金型にはさまれないので，この解析の時間範囲では温度が保たれている．

シート中央部の中心層を実測した温度変化と，同じ位置の解析結果とを比較したのが図 4.40 である．解析したのはシートの変形が開始してから下死点までであり，ほとんど温度が変化しないため，実測との比較検討はむずかしい．解析で得た下死点の温度分布を初期値として加圧中の温度変化を解析するのが今後の課題である．

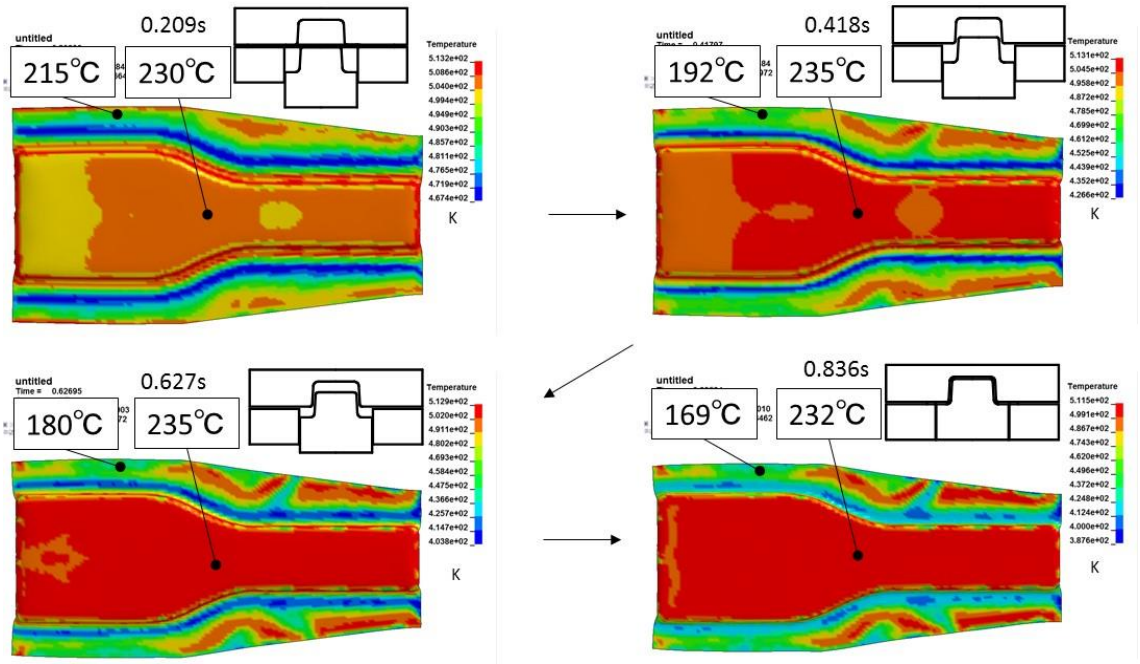


図 4.39　プレス成形過程の中心層の温度変化

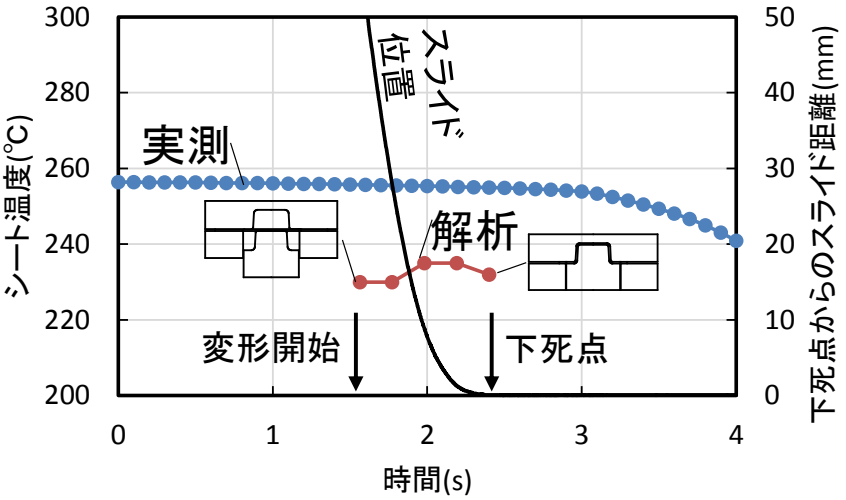


図 4.40　プレス成形過程の中心層の温度変化の実測と解析の比較

4.6.5　温度と圧力のシミュレーションの検討

均質化法により CFRTP の熱物性をもとめ，予測した熱物性を使ってプレス成形過程のシート温度変化を解析することができた．板押さえと接触する部分は冷却が早くなっており，傾向はつかめていると考えられるが，板押さえ部分の温度変化の実測データがないので比較検討ができていない．加圧中の温度変化も解析し，実験結果との比較検討が課題である．

プレス荷重の解析結果は実際とよく一致している．荷重の立ち上がりが解析のほうが遅いが，解析では板厚と金型のクリアランスを 3mm で一致しているため側面の押し込み荷重が反映されていないと考える．実際のシートは重ねているため 3mm より厚く，加熱により膨らんでいる．解析の荷重が実際よりも大きいが，板厚方向の弾性率や接触判定などの改善が求められる．成形中の金型にはたらく圧力分布の解析も今後の課題である．

第 5 章　加熱搬送装置

熱可塑性 CFRP のプレス成形では，成形前のシートの加熱と搬送が重要なパラメータである．本研究では，シートの加熱と搬送の機能を一体化した加熱搬送装置を開発した．ここでは，加熱と搬送における課題，加熱搬送装置の機構，全体の構成，性能評価結果について述べ，本装置について検討する．

5.1　加熱および搬送における課題

プレス成形において，CFRTP シートの温度管理は，樹脂の変形抵抗を左右し，結果としてシートの成形性に影響するとともに，成形後の強度にも影響する重要な要素である．

輻射式の加熱炉で加熱したシートを金型まで搬送してプレス成形するのは基本的なプロセスの一つであるが，炭素繊維は熱伝導率が高いため，搬送中に温度が低下する問題がある．熱可塑性樹脂の成形可能温度よりも低い温度で大きな変形を与えると，樹脂が弾性変形もしくは破断し繊維も破断する．また，樹脂が溶融しているうちに圧力を加えることで樹脂と繊維との密着が高まり，成形後の強度が向上する．したがって搬送中のシートの温度低下を防ぐ方法を確立することが課題である．

加熱したシートを高速で搬送する方法も考えられるが，本研究では，加熱と搬送を一体にして，金型まで温度を低下させずにシートを設置できる装置[57,58]を開発した．

5.2　装置の構想

搬送中の CFRTP シートの温度低下を防ぐ方法として，搬送中の冷却を見込んで加熱温度を高くすることも考えられるが，樹脂の成形温度を超えて加熱をすると樹脂の分解が進行する．

本研究では，加熱したシートを保温しながら金型まで搬送する装置を作ることを目的とした．開発しようとする装置の構想を図 5.1 のように考えた．加熱装置でシートを加熱したのち，加熱装置ごと金型の間に挿入する．その後，加熱装置の退却にあわせてシートを引き出せば，加熱装置から金型までの距離を短くすることができ，設置にかかる時間を短縮できると考えた．この装置を加熱搬送装置と呼ぶ．従来の近赤外線加熱炉は上下のヒータ設備の厚さおよび輻射源とシートとの距離をとる必要性などから装置全体の厚さを薄くすることは困難で，上下の金型の間に装置を挿入することは難しい．このため加熱されたシートを独自の搬送装置で金型間に挿入し，手作業でシートをつかんで下型に設置することになる．搬送中のシートの温度低下を極力防ぐためには高速の搬送装置を加熱装置とは別に製作することが必要となる．筆者らが手作業で加熱したシートを金型に設置するのには 10 秒要していた．この場合，成形時にシート全体が樹脂の成形温度である 260°C になるようにするには，シート表面を 320°C に加熱する必要があり，シート表面では樹脂の分解が懸念されて

いた．本研究では搬送時間を短くすることでシートの冷却を防ぐとともに，シートの過加熱も防ぐ目的で，搬送時間を 5 秒にすることを目標とした．

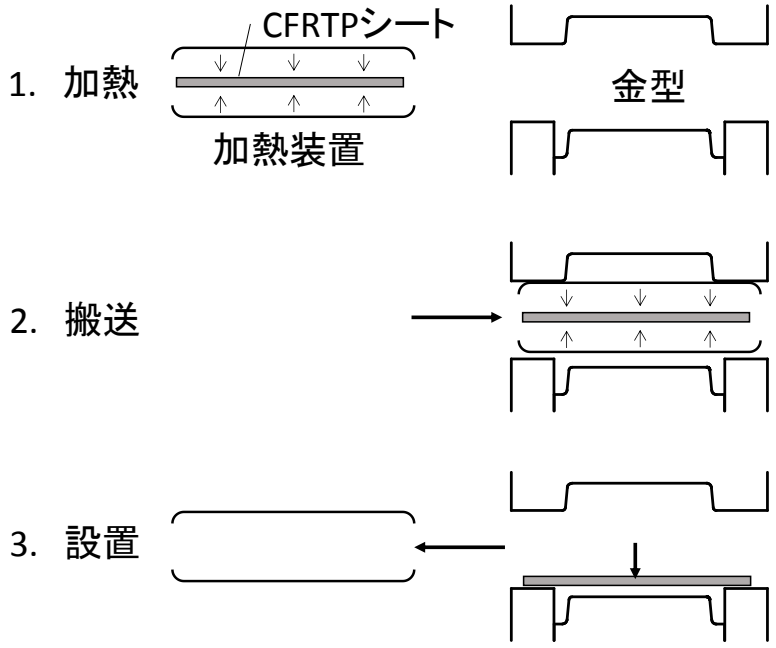


図 5.1　加熱搬送装置の構想

5.3　必要機能の分析

まず加熱搬送装置の基本機能と必要な機構を考える．加熱搬送装置に求められる機能は，加熱，搬送および設置に大別される．これらの機能と機構を分析したのが図 5.2 である．

シートの加熱には，熱源となるヒータとヒータの温度を制御するための温度センサおよびコントローラが必要である．また，シートを均一に加熱するには，ヒータが均一に発熱することが望ましい．

搬送にはまずシートの重量を支える剛性をもつ支持体が求められる．さらに，加熱したシートはやわらかく変形しやすいので，シートの形が崩れないよう，面で支持する構造が望ましい．シートを載せた支持体を案内するガイドレール，指示した速度と位置を与える駆動装置，位置センサおよびコントローラが必要である．加熱搬送装置の特徴は搬送中にシートを保温することであるが，このためのヒータと断熱構造が求められる．

設置の際にはシートを加熱搬送装置から分離させる必要がある．このとき，溶融した樹脂は粘着質であるので，シートとの接触部には樹脂が付着しにくい材質が求められる．シートを設置する機構には，やわらかく粘着質になったシートの形を崩さずに速やかに加熱装置から分離させる機能が求められ，本装置における最も重要な要素である．

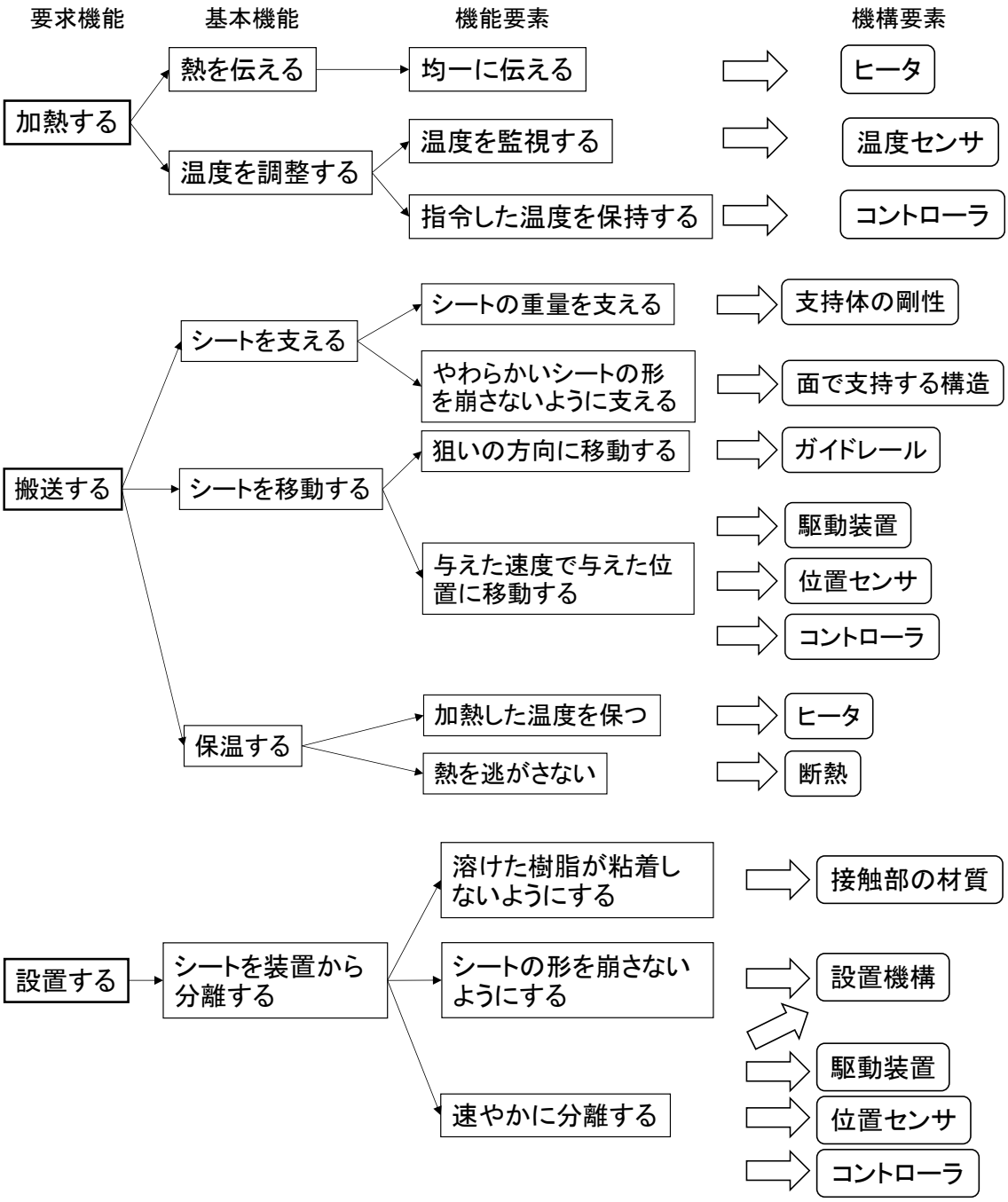


図 5.2　加熱搬送装置に必要な機能と機構の分析

5.4　基本となる機構

加熱搬送装置を実現するために，図 5.3 に示すベルトコンベヤ機構に着目した．ベルトを 1 か所で固定しておき，中のヒータパネルを動かせば，ベルトの上に設置したシートとベルトとの間に相対的なすべりが起きず，ベルトがシートから剥がれるように分離する．ベルトとしてガラス繊維で強化した PTFE シートを用いれば，溶けた樹脂でも容易にシートがベルトから分離すると考えた．ヒータパネルはシートの加熱，支持および搬送中の保温の機能を併せ持つ．面ヒータによる加熱なので，シートの温度分布が小さくなることが期待できる．また，輻射加熱とは異なり熱源と被加熱材との距離を接近させて加熱装置の高さを低くでき，金型の間に挿入することが容易である．

この機構は，古川機工(株)製のスイットル[59]に着想を得た．スイットルはケチャップなどの不定形で粘着質のワークを，形を崩さずに搬送するために用いられている．本研究の加熱搬送装置は，この機構にヒータパネルを適用し，シートを加熱，保温する機能を持たせたことに特徴がある．

この機構を発展させ，シートをヒータパネルで上下からはさむことで効率の良い加熱と搬送中の保温が実現できると考えた．加熱搬送装置を上から見たポンチ絵を図 5.4 に示す．ベルトで包んだヒータパネルを，スライドレールを介してフレームに接続する．油圧シリンダ等の駆動装置によってヒータパネルをスライドレールに沿って前後するとともに，ベルトがシートから分離する．ただし，図 5.4 では上のヒータパネルを省略している．

実際の成形過程を考慮した，加熱搬送装置の動作手順を図 5.5 に示す．まず，加熱しようとするシートをヒータパネルの前方に設置し，ヒータパネルを前進させてシートをヒータの間に挿入する．その後，シートを加熱しながらヒータパネル全体を金型の間に挿入してシートを下型の真上に搬送する．シートの加熱を終えたのち，ヒータパネルを後退させてシートを下型の上に設置し，ヒータパネル全体を退却させてプレス成形する．

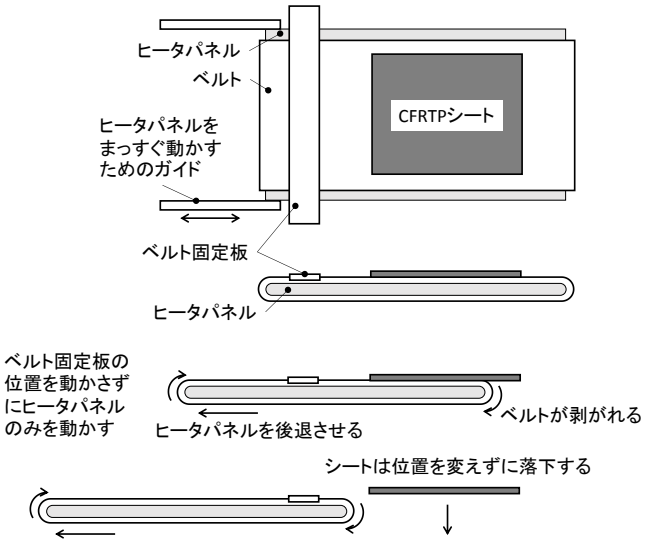


図 5.3　基本となる機構

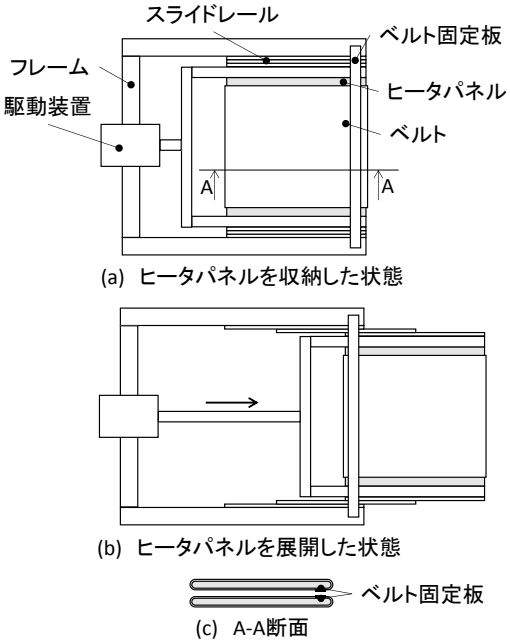


図 5.4　加熱搬送装置のポンチ絵

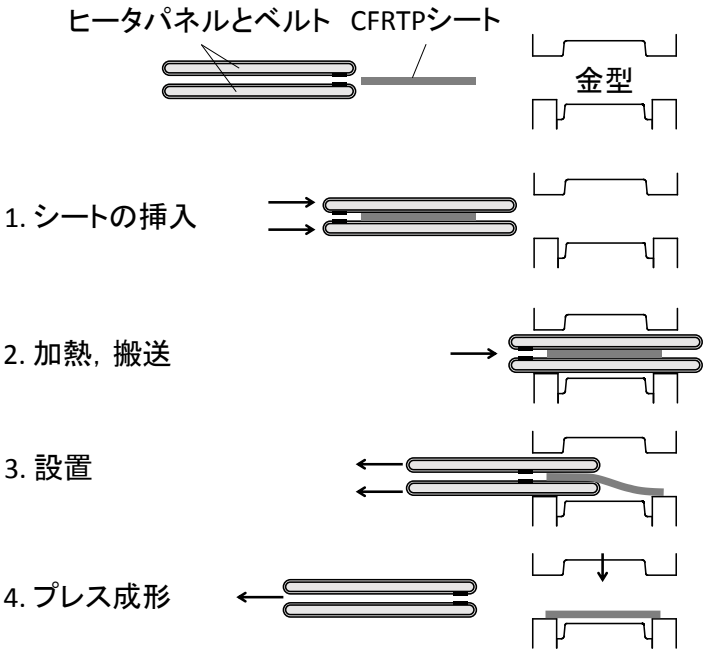


図 5.5　実際の成形を想定した動作手順

5.5　実際に製作した装置

5.5.1　ヒータパネル

本研究で成形対象とするシートの寸法は長さ 850 mm，幅 450 mm，厚さ 3 mm である．母材樹脂の PA6 の成形可能温度範囲は 230℃から 260℃である．本研究で用いる金型は，金型が開いた状態での上型と下型との間の最も狭い間隔が 188 mm である．したがって面積，温度および高さの条件を満たすヒータパネルが必要である．

対象とするシートの面積，電力および高さの条件を満たすヒータパネルとして，図 5.6 に示す黒崎播磨(株)のセラミック溶射ヒータ [60]を採用した．厚さ 1mm の面状マイカヒータ(ステンレス箔の抵抗発熱体を雲母ではさんだもの)を，厚さ 1mm のステンレス製の箱ではさんだもので，縦横それぞれ 300mm，高さが 15mm である．1 枚の重量は 2.3kg で，カートリッジヒータを用いた熱板に比べて軽量である．

セラミック溶射ヒータを縦 2 枚，横 3 枚連結して，図 5.7 に示す縦 600mm，横 900mm のヒータパネルを製作した．各ヒータの連結は側面の穴を用いてボルトで締結し，自重たわみを抑制する目的で厚さ 4mm のステンレス製補強ビームを横方向に挿入した．ヒータパネルの熱が伝わらないように，ハット形状のステーと断熱板を介してアルミフレームに接続した．アルミフレームを含む外形寸法は縦 701mm，横 1000mm である．ボルト類を除くヒータパネル 2 枚の合計重量は 36kg である．

ヒータパネルの温度制御は，市販の温度調節器を用いて PID 制御によって行った．図 5.8 に示すようにヒータパネルを 2 枚 1 組とし，背面に取付けた熱電対で温度を監視した．

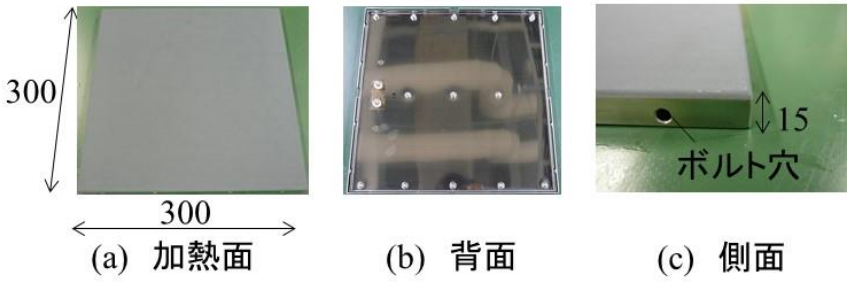


図 5.6　セラミック溶射ヒータの外観

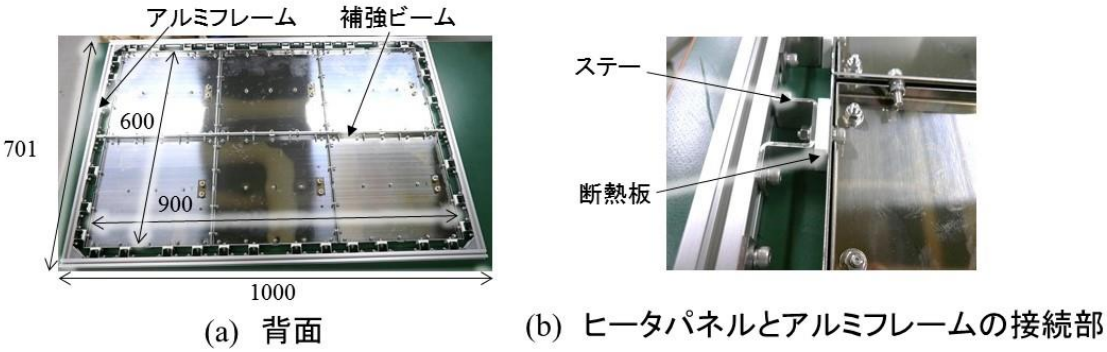


図 5.7　連結したヒータパネル

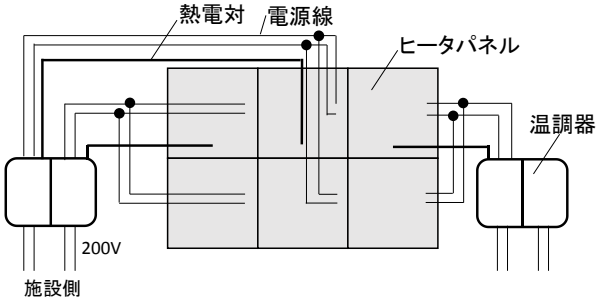


図 5.8　ヒータパネルの配線図

5.5.2　駆動装置

ヒータパネルのストロークは，ヒータパネルの奥行き(ここでは 701 mm 以上)よりも長い必要がある．ヒータパネルの駆動装置として，図 5.9 に示す(株)椿本チエインのジップチェーンアクチュエータ [61]を採用した．筐体内にある 1 対のチェーンがかみ合いながらロッド状になるため省スペースで，圧縮空気や油を必要としない．本研究で製作しようとする加熱搬送装置はモータを用いず手動でジップチェーンアクチュエータを動作させることとした．

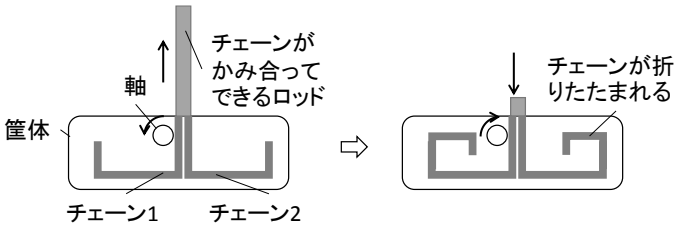


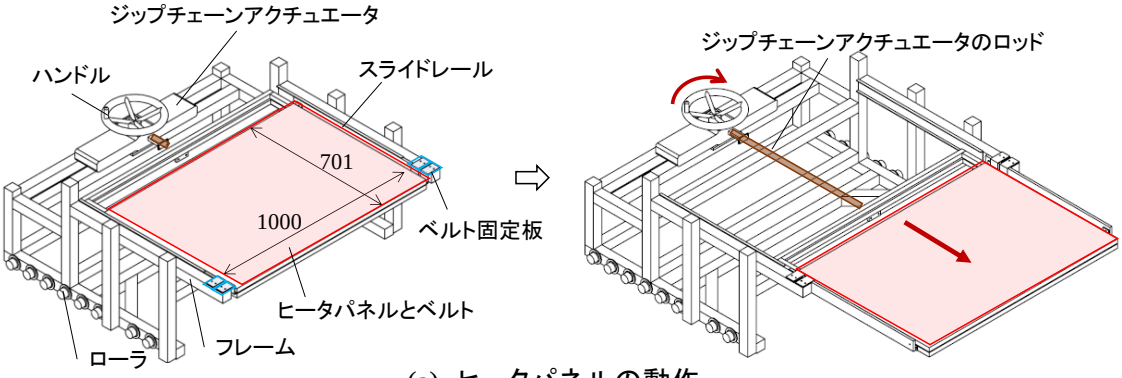
図 5.9　ジップチェーンアクチュエータの動作原理

5.5.3　加熱搬送装置

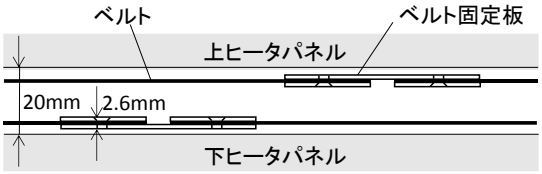
実際に製作した加熱搬送装置の図を図 5.10 に示す．図 5.4 および図 5.5 に示した構想を元に，各構成要素の寸法と重量および金型との干渉を考慮してフレームの構造を決定した．ヒータパネルの合計重量 36kg を支えることができ，ストロークを満足するスライドレールを選定した．作業者がジップチェーンアクチュエータのハンドルを回すことでヒータパネルがスライドレールに沿って前後に移動する．

ベルトには平織ガラス繊維で強化した厚さ 0.22mm の PTFE シート [62]を用いた．日東電工(株)製である．図 5.10(b)に示すようにベルト端部をベルト固定板で挟むとともにフレームに固定した．上下ヒータパネルの間隔は，シートの上下両面を接触加熱する狙いから，シートの厚さに合わせて 3mm にすることを考えた．このため，ベルト固定板は厚さ 1.2mm のステンレス板を用い，上下のベルト固定板が互いに干渉しないよう位置をずらして配置した．しかし実際はヒータパネルが熱膨張で反って上下ヒータパネルの間隔が狭くなり加熱したシートを圧縮するため，ヒータパネルが室温の状態での間隔を 20mm とした．

フレーム下部のローラは加熱搬送装置自体を前後に移動させるためのものである．加熱搬送装置の主要な構成要素の合計重量は 83kg である．



(a) ヒータパネルの動作



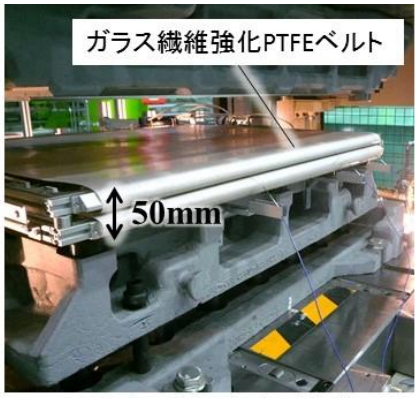
(b) ベルト固定板の断面図

図 5.10　製作した加熱搬送装置の図

5.5.4　プレス機と加熱搬送装置の関係

加熱搬送装置を実際にプレス機にセットした状態の画像を図 5.11 に示す．プレス機のベッドの高さに合わせ，かつプレス機の安全装置である光センサを遮断しないように加熱搬送装置を遠ざけるため，図 5.11(a)に示すように，加熱搬送装置を載せるレールをベースフレーム上に設置した．加熱搬送装置自体の移動も手動で行うこととした．図 5.11(b)はシートの加熱中のヒータパネルと金型の位置関係であるが，ヒータパネルが薄いことで開いた金型の間にヒータパネルを挿入することができた．

(a) 操作者側



(b) ヒータパネルを金型の間に挿入した状態

図 5.11　加熱搬送装置とプレス機および金型との関係

5.6　性能評価

5.6.1　加熱性能

図 5.12 に示す異形断面ビーム成形で，加熱搬送装置の性能評価を行った．加熱中のシート内の温度変化を図 5.13 に示す．重ねたシートの 1，2 層目の間，7，8 層目の間，14，15 層目の間にそれぞれ直径 0.25mm のシース熱電対を挿入して温度を測定した．測定位置は長手方向にずらした．あらかじめ 260°C に加熱したヒータプレートにシートを挿入した．加熱を開始して 400 秒でシート全体が 260°C 以上となった．その後シート全体の温度が均一になるまで 180 秒待機した．最終的な各測定位置の温度の差は最大 10°C であり，均一に加熱することができている．

ベルトによってシートが空気に触れないため，加熱中のシートから煙が発生しない利点も明らかになった．

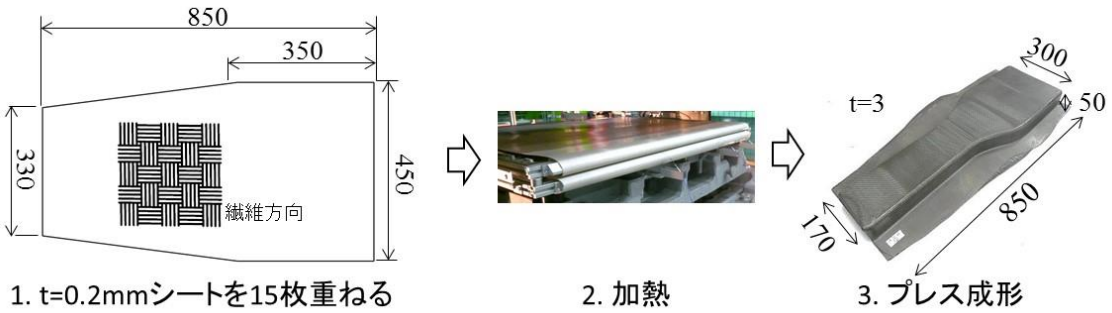


図 5.12　加熱搬送装置の性能評価手順

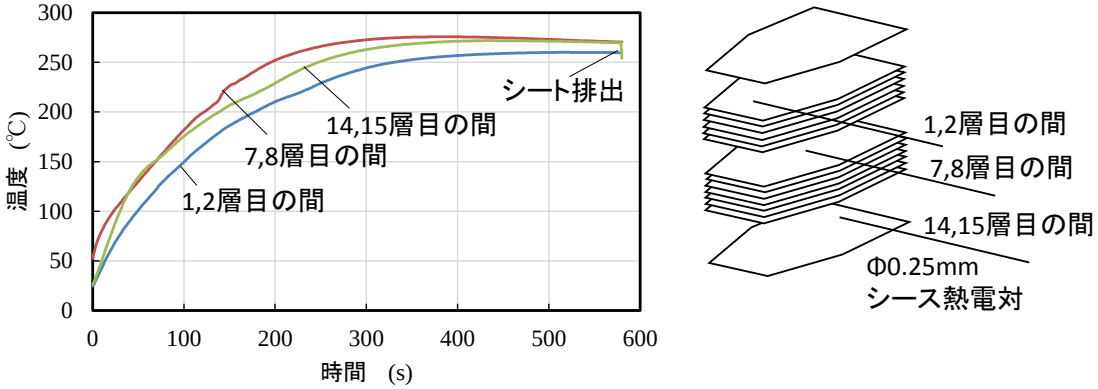


図 5.13　加熱中のシート内部温度変化

5.6.2　設置性能

加熱が終わり，シートが排出されてからプレス成形までの温度変化を図 5.14 に示す．この検証実験では 7，8 層目の間に挿入した熱電対が途中で断線したため，表面層のみの温度を示している．シートがヒータパネルから排出されたときから温度が徐々に低下しているが，スライドが下死点に到達したときの温度は 1，2 層目の間で 250°C，14，15 層目の間で 230°C である．シートの中心は冷えにくいためさらに温度が高いと予想される．したがってシート全体が成形可能温度にあるうちに変形と加圧をすることができている．

シートの排出を開始してからスライドが下死点に到達するまでは 11 秒であるが，その内訳は，プレスのスライドを降ろす直前の安全確認とスライドの下降にかかる時間が含まれており，シートの設置に要した時間は 5 秒であった．

シート設置中の様子を横から見たものを図 5.15 に示す．シートはベルトに粘着することなく分離し，加熱搬送装置の機構が想定通りの機能を果たしたことを確認した．シートがヒータパネルから排出されると，空気に触れた部分から煙が発生する．加熱中はこのような煙は発生しない．シート表面の樹脂の一部がベルトに付着していたが，ごく微量であるため成形品の品質に影響はないと考える．

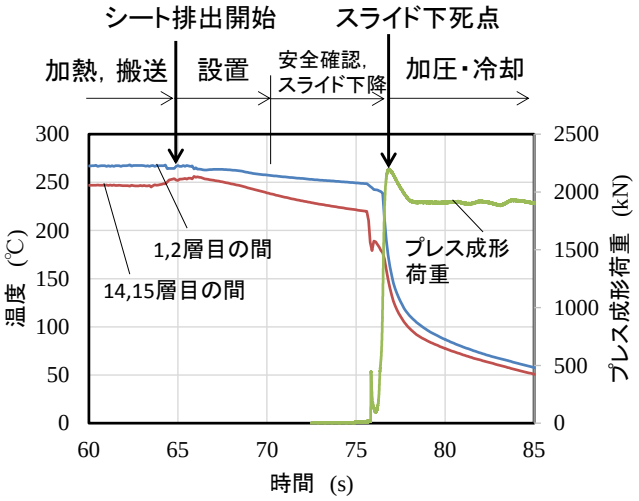


図 5.14　設置からプレス成形までのシート内部温度変化

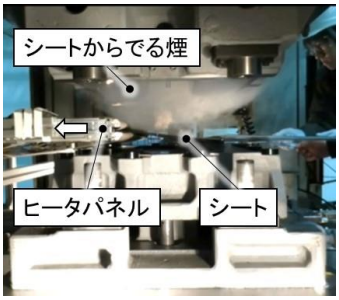


図 5.15　シートの設置を横からみた様子

5.7　加熱搬送装置の検討

プレス成形に適した，加熱搬送装置を開発した．開いた金型の間でシートを加熱することができた．ベルトとヒータパネルの運動により，加熱したシートをスムーズに金型の上に設置することができた．

加熱搬送装置は，シートの温度低下を防ぐ以外にも，以下のような利点をもつ．

1) シートがベルトで覆われて空気と遮断されていることで，加熱中の煙の発生がなく，作業環境が改善する．またハロゲンヒータのような強い光も発生しない．
2) シートを面で支える構造であるため，強化材に不連続繊維を用いたシートを加熱搬送する場合，シートの形状を崩さずに搬送できる可能性がある．
3) 接触式の加熱は，熱源の温度と被加熱材の温度がほぼ一致する．したがって，樹脂の融点に合わせてたとえば 180℃にヒータパネルを加熱しておけば，その後の繰り返しの加熱において，高い再現性で加熱することができる．

加熱搬送装置の課題は以下の通りである．

5.7.1　加熱時間について

本装置を用いた場合の加熱時間はおよそ 10 分であった．室温から 260°C までの昇温に約 7 分，温度の均一化に約 3 分要した．プレス成形そのものは 1 分程度で完了するため，シートの供給もこれに合わせることが望ましい．本装置はシートを 1 分で 260°C に加熱できるようにヒータパネルの電力を試算した．しかし実際の加熱時間はおよそ 10 分であった．

試算のように 1 分で加熱できなかった理由は，ヒータパネルとシートとの接触状況があげられる．当初はシートの上下両面にヒータパネルが接触することを想定していたが，実際は熱によるパネルの反りの問題からヒータパネルの間隔を広げたたこと，ヒータパネルとシートの間にベルトがしたことで加熱効率が下がった．また，15 枚重ねたシートを加熱するため，層間の熱伝導率が，一体のものに比べて低いと考えられる．

加熱時間を短縮するには，加熱中はヒータパネルをシートに押しつけて伝熱効率を高めるなどが考えられる．カートリッジヒータを挿入した熱板で CFRTP シートを上下から挟んでわずかに加圧しながら加熱をすることで，15 枚重ねた CFRTP シートが 2 分程度で 260°C に到達することを確認している．加熱中はシートを圧縮し，設置時にヒータパネルの間隔を広げる機構が有効であろう．

5.7.2　ベルトの耐久性について

PTFE は使用可能温度の上限が 260°C とされているため，PA6 のような高い温度での加熱を繰り返した場合に，ベルトの耐久性が問題になることが予想される．本装置を用いた加熱はこれまでに 80 回程度実施しており，溶融した樹脂の付着やベルトのたわみなどを部分的に確認しているが，加熱搬送への影響はみられない．

5.7.3　シートの設置方法について

実際に加熱したシートを設置する際は，ヒータパネルから出てきたシートの先端を作業者がトングでつかみ，シートの先端の垂れを防ぐとともに下型に対するシートの位置の修正を行った．シート先端の垂れを防ぐには，ヒータパネルの先端を下に向けてヒータパネルの先端と下型上面の距離を縮めることや，金型周囲にシートの設置位置を定めるガイド機構を設けることなどが考えられる．

本装置は作業者が空中に保持したシートをヒータパネルが飲み込む方式のため，ヒータパネル内のシートの位置が定まりにくく，設置時の位置補正が必要である．上のヒータパネルが自動車のボンネットフードのように開く構造にすることで，ヒータパネルに対するシートの位置が定まり，設置時の位置補正が不要になるはずである．

第 6 章　せん断および接合

プレス成形後のトリミングをどのようにするかも，成形加工技術を確立するうえで重要である．本研究ではせん断切断法を取り上げる．せん断切断は板金成形の分野で広く利用されている方法で，プレス機などを用いて一度に切り落とすことができるので，短時間成形に適している．せん断によるトリミングを試み，熱可塑性 CFRP シートへのせん断の適用を検討する．

また，プレス成形後の接合方法として，溶着接合法を取り上げる．熱可塑性 CFRP は局所的な加熱圧着することで接合が容易であることも特徴である．トリミング後の異形断面ビーム模型を，プレスを用いて接合して閉断面ビームを製作する．異形断面ビームから切り出した部をリベットで接合し，溶着接合したものとリベット接合したものの圧潰特性を評価する．

6.1　せん断

6.1.1　せん断金型

プレス成形した異形断面ビームを，図 6.1 に示すように，プレス機に設置したせん断切断金型でトリミングする [63,64]．スライドを降ろし，ゴムスプリングで成形品を押えながら，上下の切り刃でフランジ部を切断する．ゴムスプリングによるホールド力は最大 35kN である．

上型に取り付けられた上切り刃は，図 6.2(a)に示すように，横から見ると逆 V 字形状である．したがって図 7.2(b)に示すように，切断は板厚方向と長手方向に進行する．下切り刃の形状はストレートである．切り刃の刃先は 90°である．上切り刃と下切り刃とのクリアランスを調整することができる．切り刃は焼き入れ処理した SKD11 製である．せん断切断金型を図 6.3 に示す．

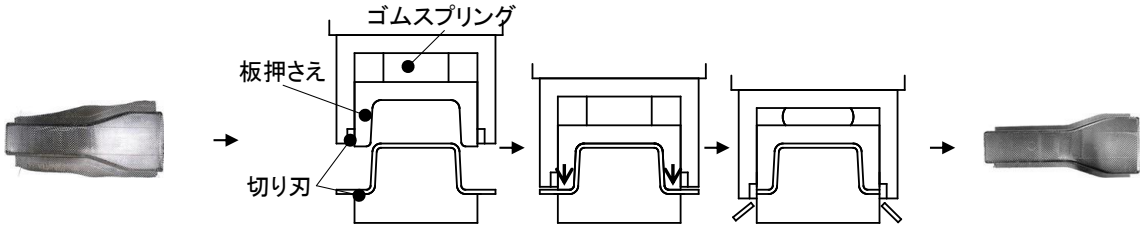


図 6.1　トリミングプロセス

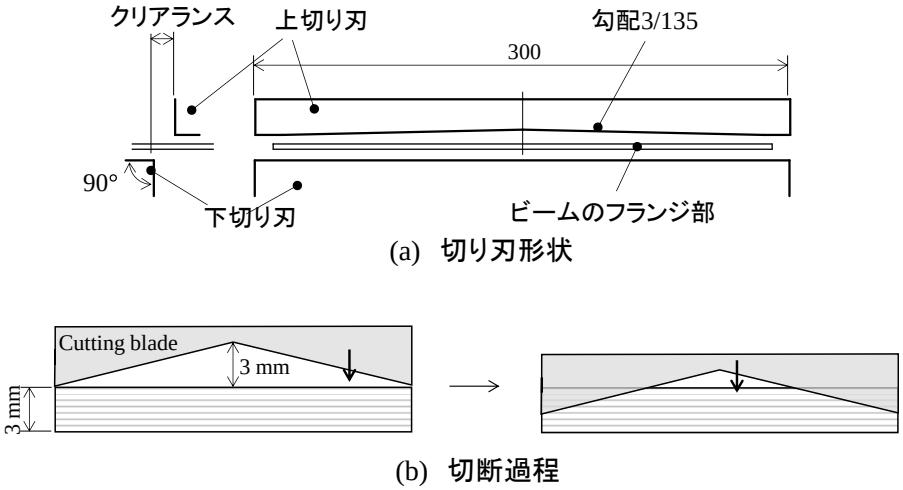


図 6.2　切り刃形状と切り刃の進行

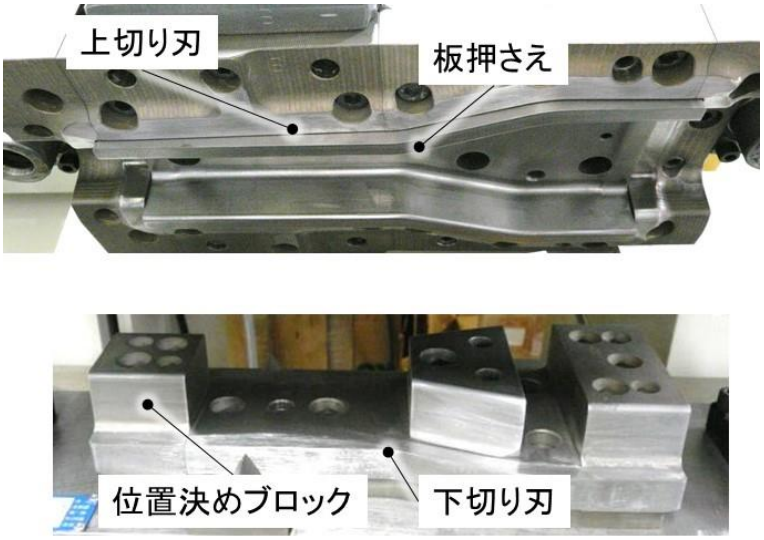


図 6.3　せん断金型の外観

6.1.2　せん断荷重波形

上と下の切り刃のクリアランス c を c=0.1mm および c=0.3mm, せん断速度 v を v=2mm/s および v=26mm/s としたときのせん断荷重波形を図 6.4(a)に示す．グラフの横軸はスライドの位置を下死点からの高さで示したものである．8mm の位置が切り始め，5mm が切り終わりである．せん断速度は，切り始めから切り終わりまでの時間から求めた．なお，スライドが上死点から下死点に到達するまでにかかる時間(行程 100mm)は，せん断速度 2mm/s では 8 秒，26mm/s では 0.7 秒である．

クリアランス，スライド速度にかかわらず，荷重波形の傾向は同じである．スライド速度を 26mm/s とした場合の最大荷重は，スライド速度 2mm/s のときに比べ 10kN ほど小さい．26mm/s では樹脂が脆性的に破壊してせん断抵抗が小さくなったと考えられる．

荷重波形から推定した，切断中の切り刃の位置関係を図 6.4(b)に示す．切り刃が材料に接触してから材料の板厚中心に到達するまで(図 7.3 の 1 から 2)は荷重が増加している．切り刃先端が板厚中心から材料の裏側に到達するまでは(図 7.3 の 2 から 3)荷重が一定である．切り刃先端が材料の裏側に貫通した直後に荷重がゼロになる(図 7.3 の 4)．したがって切り刃が進行している途中でシートが破断していると考えられる．

図 6.5 に切断後の異形断面ビーム模型を示す．全周にわたって切断することができており，せん断切断が CFRTP にも適用できることが明らかになった．

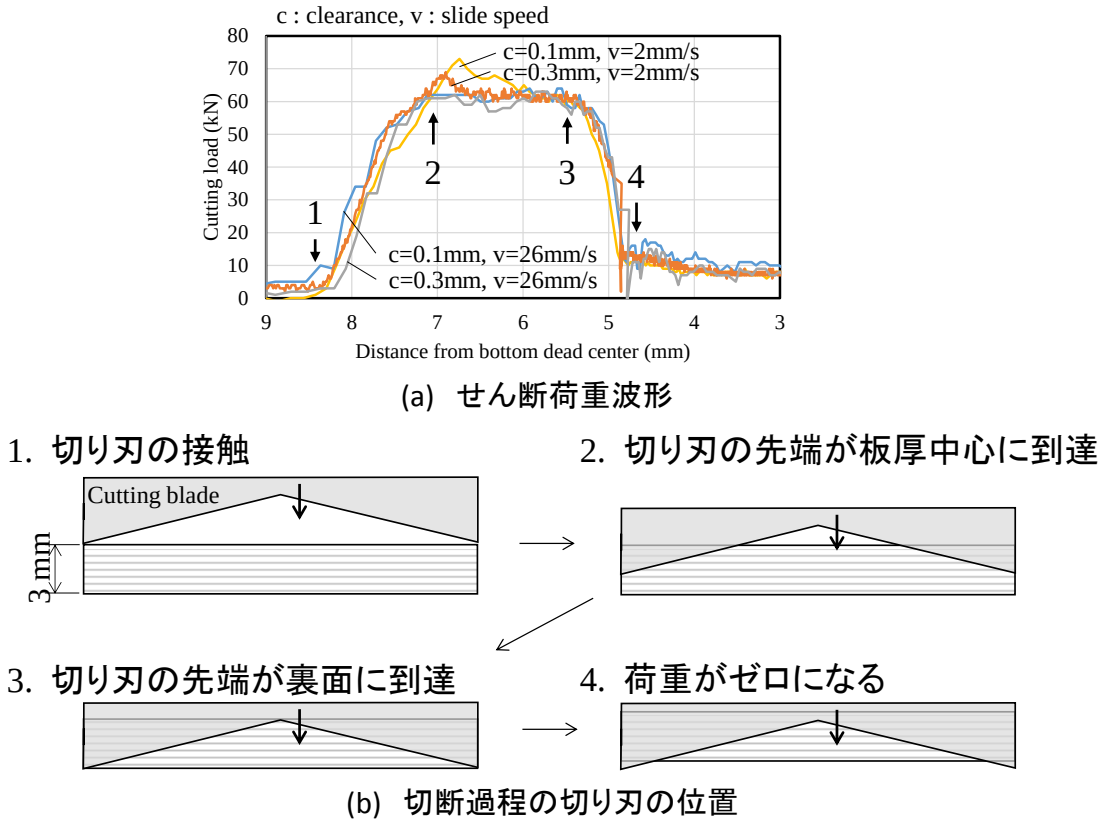


図 6.4 せん断荷重波形と切り刃の位置との関係

図 6.5 せん断した異形断面ビーム模型

6.1.3　切り口形状

切り口形状は，図 6.6 に示すように，上半分と下半分に平滑な斜面があり，その間には毛羽だった領域がある Z 字型である．平滑な領域は切り刃によるせん断で生成されたとしてせん断面とここでは呼ぶ．毛羽だった領域は繊維の破断によって生成されたと考えて破断面とここでは呼ぶ．今回の切断条件の中では，切り口形状のちがいはなくほぼ同一である．

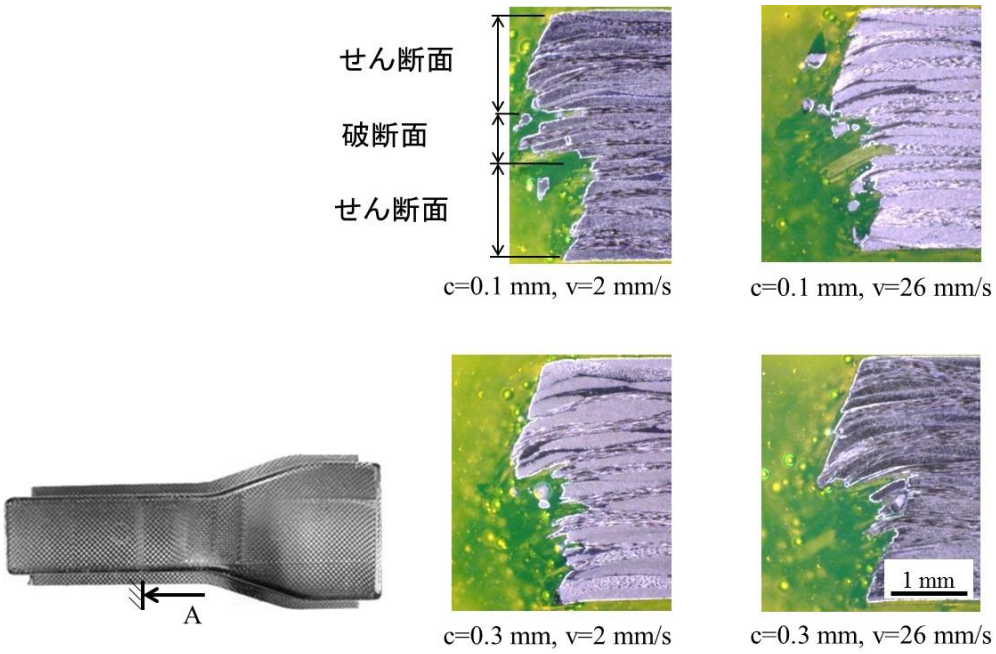


図 6.6　せん断条件と切り口形状の関係

6.1.4　せん断過程の考察

荷重波形と切り口形状から，図 6.7 のようにせん断切断過程を推定した．切り刃がシートに接触した直後はシートが弾性変形をする．その後切り刃がさらに下降すると，シートの上下両側からせん断面が生じる．切り刃の進行にともなってシート中央の繊維が引張によって破断する．せん断面と破断面がつながったときにシートが 2 つに分割する．切り刃を取り除くと，切り口は弾性回復するため，せん断面が斜めになり，破断面が奥に引っ込む．

切り口形状が図 7.6 のような Z 字になるのは，上切り刃がつくりだすせん断面と，下切り刃のせん断面が互いにずれているためである．したがって，それぞれのせん断面がつながるように切断することで，切り口形状がまっすぐになるはずである．

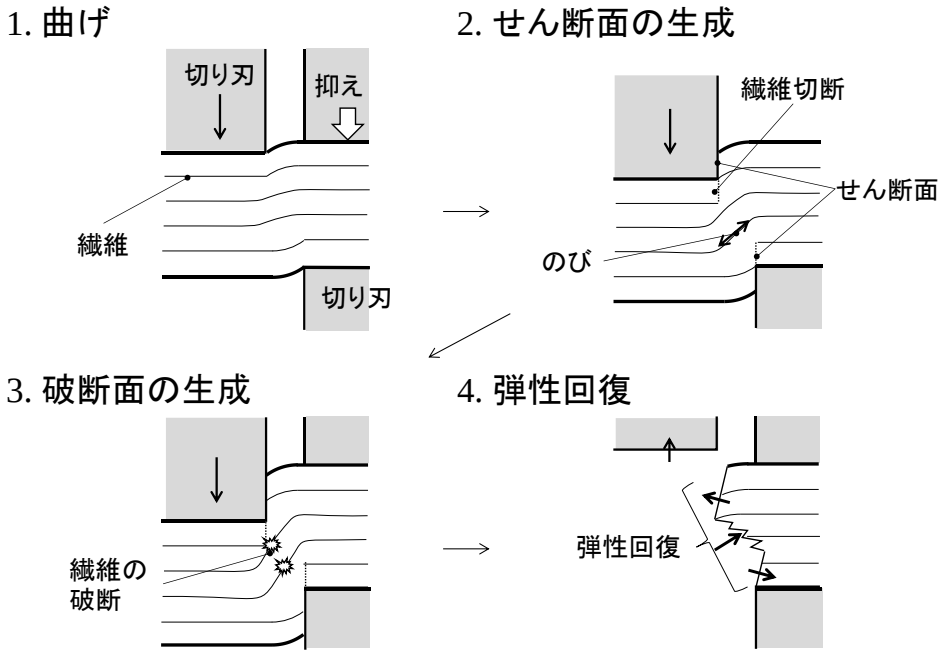


図 6.7　推定したせん断切断過程

6.1.5　せん断によるトリミングの検討

せん断切断は，ごく短時間で CFRTP を切断できることがわかった．せん断による切り口形状はせん断面と破断面からなる Z 字型であることがわかった．切り口形状は，クリアランス 0.1 mm から 0.3mm，せん断速度 2 mm/s から 26mm/s では変わらないことがわかった．

せん断における課題の一つは，切り口形状の改善である．より狭いクリアランスで切断すれば．せん断面のずれを小さくすることができ，Z 字の山と谷の距離を小さくできるはずである．面内方向に圧縮を加えてシート中心の繊維の破断を抑えることも有効であろう．このためには，上切り刃に対抗するポンチが必要である．切り刃そのものの形状や，サーボプレスのスライド制御を活用した切断モーションも今後の課題である．

切り刃の寿命も問題である．炭素繊維は硬いため切削加工では工具の摩耗が問題となっている．本研究ではまだ評価できていないが，せん断切断でも寿命が問題になるはずであり，工具の材質やコーティングなどをどのようにするかが今後の課題である．

6.2　接合

6.2.1　重ね合わせ接合条件と接合強度

1)　重ね合わせ接合方法

ここでは，重ね合わせたシートどうしの接合を取り上げ，接合条件と接合強度との基本的な関係について調べる．1mm シートを図 6.8 に示すように重ね合わせ，接合領域に熱と圧力を加えて接合する [65]．シートは長さ 53mm，幅 15mm とし，重ね合わせ長さを 6mm とした．

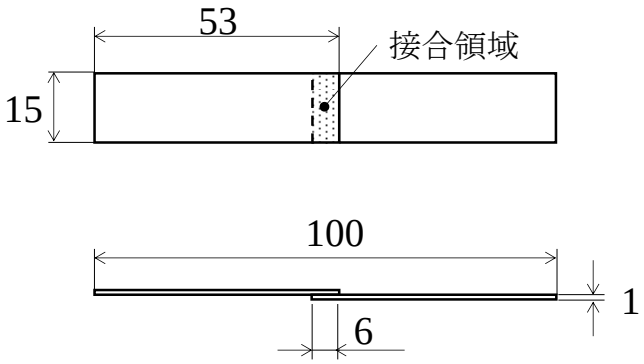
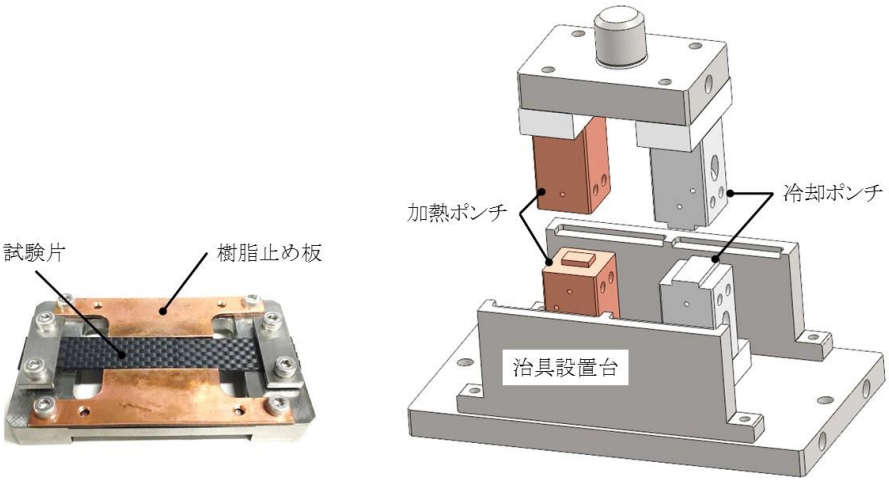


図 6.8　シート寸法と重ね合わせ寸法

重ね合わせたシートを図 6.9(a)の治具に固定する．溶けた樹脂が流れ出ないように樹脂止め板をシートの横に設けた．治具を図 6.9(b)の接合装置の加熱ポンチ側にまず設置し，加熱ポンチで挟んで加熱して樹脂を溶融する．ポンチを一度上昇させて治具を冷却ポンチ側に設置し，冷却ポンチで加圧しながら樹脂を冷却して接合する．接合には島津製作所の精密万能試験機 AG-50kNXplus を用いた．図 6.10 に接合後のシートを示す．



(a)　試験片固定治具　　(b)　接合装置

図 6.9　重ね合わせ接合装置

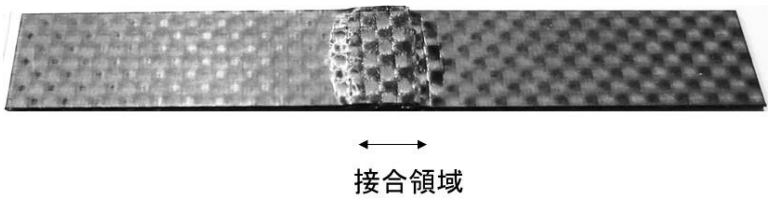


図 6.10　重ね合わせ接合後のシート

2)　接合条件と接合強度

ポンチ温度と接合強度との関係について検討する．過去の研究で，接合強度にもっとも影響するのが冷却ポンチ温度であることがわかっている．加熱ポンチは 300°C，加熱時の圧力は 0.1MPa，保圧時間を 35 秒とした．冷却圧力は 5MPa，保圧時間は 15 秒とした．冷却ポンチ温度を 30°C，100°C，150°C，170°C とした．各条件につき 5 回実験した．

図 6.11 は接合面の温度変化を冷却ポンチ温度ごとに示したものである．直径 0.25mm のシース熱電対を接合面にはさんで温度を測定した．加熱が終了して治具を冷却ポンチ側に搬送している間に接合面の温度が 300°C から 260°C まで低下し，冷却ポンチとシートが接触してからは冷却ポンチの温度に応じた冷却速度で温度が降下している．

5MPa 到達時の接合面の温度は，冷却ポンチが 170°C のときは 190°C，150°C のときは 170°C，100°C のときは 132°C，3°C 0 のときは 100°C である．ポンチがシートに接触してから 5MPa の到達まで 3 秒であるが，これ以上速くすると圧力波形が振動するためこの増圧速度とした．

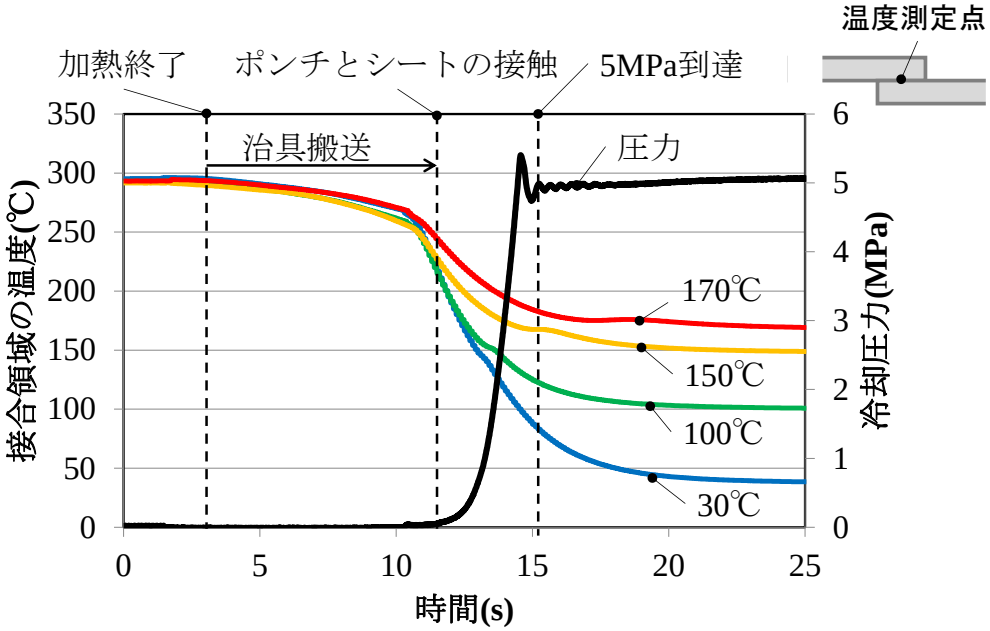


図 6.11　冷却ポンチ温度による接合面の温度変化のちがい

接合条件ごとの引張せん断荷重波形および強度をそれぞれ図 6.12 および図 6.13 に示す．最大引張せん断荷重を接合面積(6mm×15mm)で割った値を引張せん断強度とし，5 つの平均値をグラフに示してある．試験片は図 6.14 に示すように接合面で破断した．

冷却ポンチ温度が高いほど最大引張せん断荷重が大きくなり，冷却ポンチ 170°C で引張せん断強度は 55MPa である．せん断加工荷重からもとめた PA6 のせん断強度は 50MPa 前後であるとされており [66]，母材樹脂の強度と同等の接合強度を得ることができた．接合面の温度が 190°C 以上のときに 5MPa を付与するのが高い強度を得る条件であるが，これはプレス成形で高い強度を得る条件と一致する．

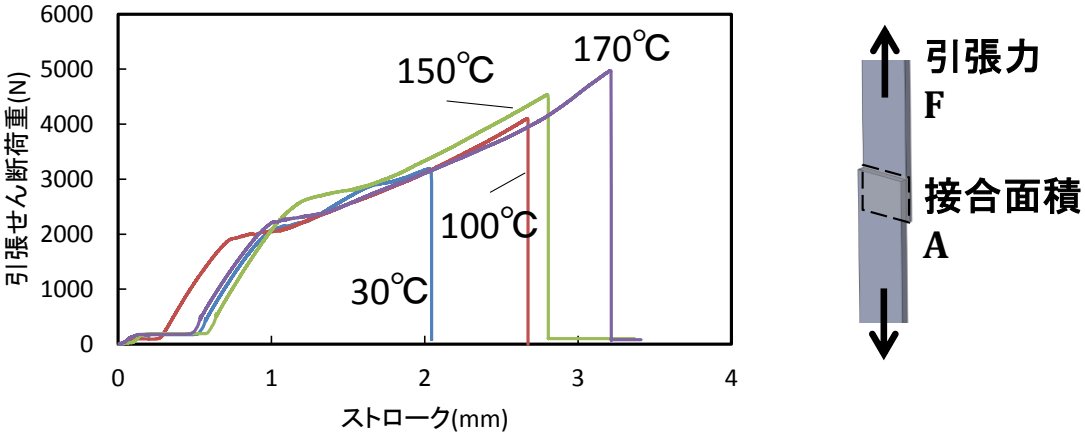


図 6.12　冷却ポンチ温度による引張せん断荷重波形のちがい

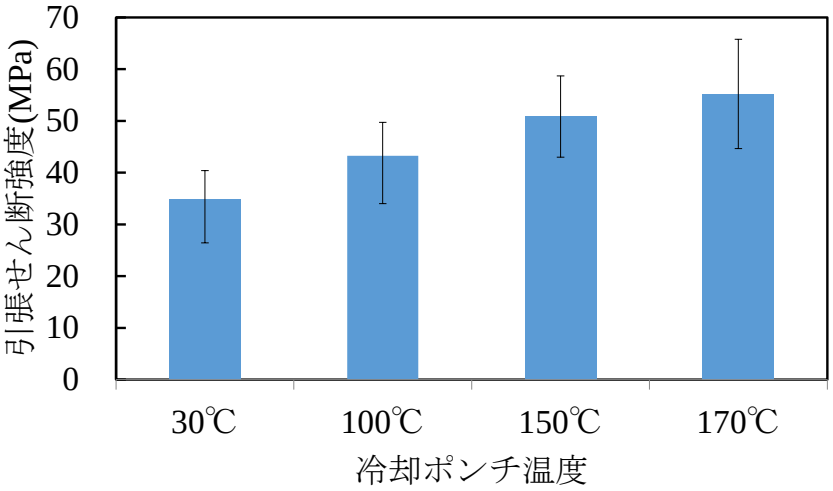


図 6.13　冷却ポンチ温度による引張せん断強度のちがい

図 6.14　破断後の試験片

3)　接合部の内部組織

図 6.15 は接合部の内部組織である．いずれの条件でもシートの境界は接合されているようにみえるが，シートのなかにはボイドが見られる．とくに冷却ポンチ温度が低いものほどボイドが多い．冷却ポンチを 170°C としたものはボイドがほとんどなく密な組織である．

図 6.16 は接合領域とその周囲を含めた内部組織であるが，冷却ポンチの圧力が加わる領域の外側にもボイドがある．これは加熱ポンチの熱が伝わって樹脂が溶融したことによるものと考えられ，この領域を熱影響部と呼ぶ．熱影響部はボイドの存在により周囲よりも強度が低いと考えられるため，熱影響部を発生させない接合方法の検討が課題である．重ね合わせ接合の場合は，加熱と同時に周囲を冷却するか，冷却加圧のときに熱影響部も含めた加圧をすることで熱影響部のボイドを排除できるはずである．

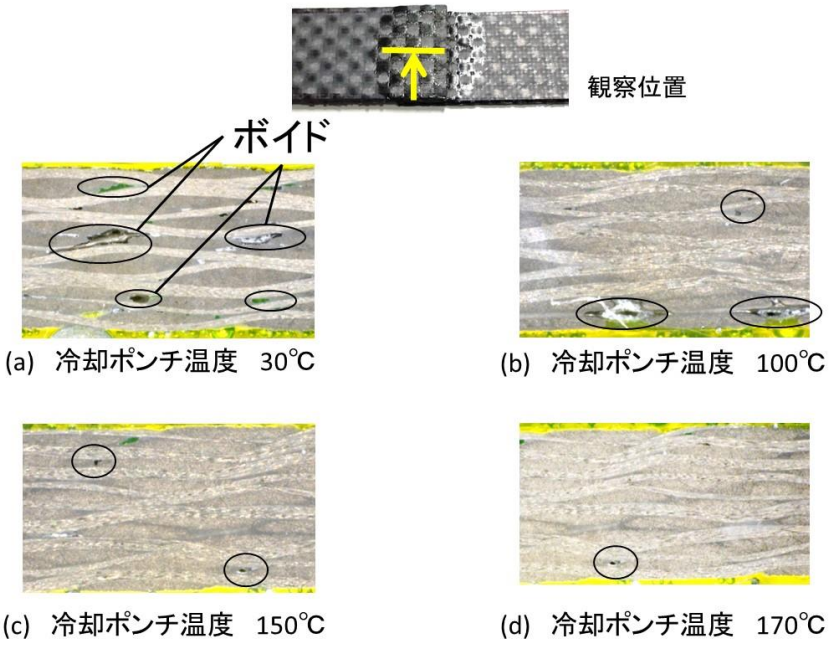


図 6.15　接合部の内部組織

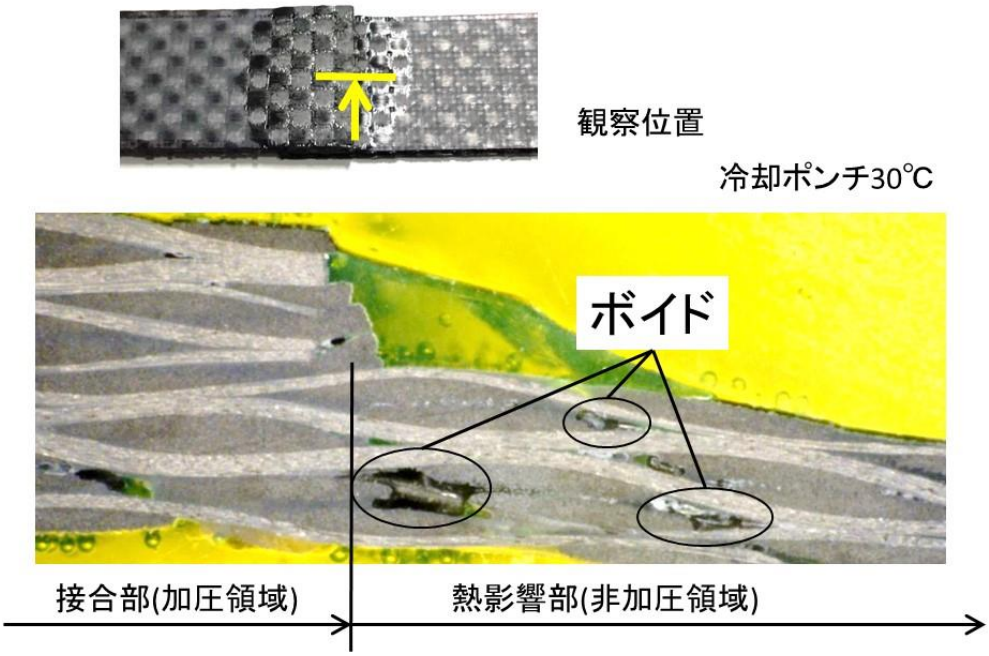


図 6.16　熱影響部の内部組織

6.2.2　プレスを用いた溶着接合による閉断面ビームの製作

トリムした異形断面ビーム模型を，図 6.17 に示すように，プレス機に設置した接合金型を用いて接合する．ヒータ板を 290°C に加熱し，異形断面ビーム模型のフランジ部に 0.1MPa を付与しながら加熱する．フランジ部が溶融したのち，ダイクッションに空気を入れて冷却板をヒータプレートに接触させる．ヒータプレートの電源を切り，5MPa で加圧しながらフランジ部を冷却する．この接合条件は，重ね合わせ接合実験から求めた．接合金型の外観を図 6.18 に示す．

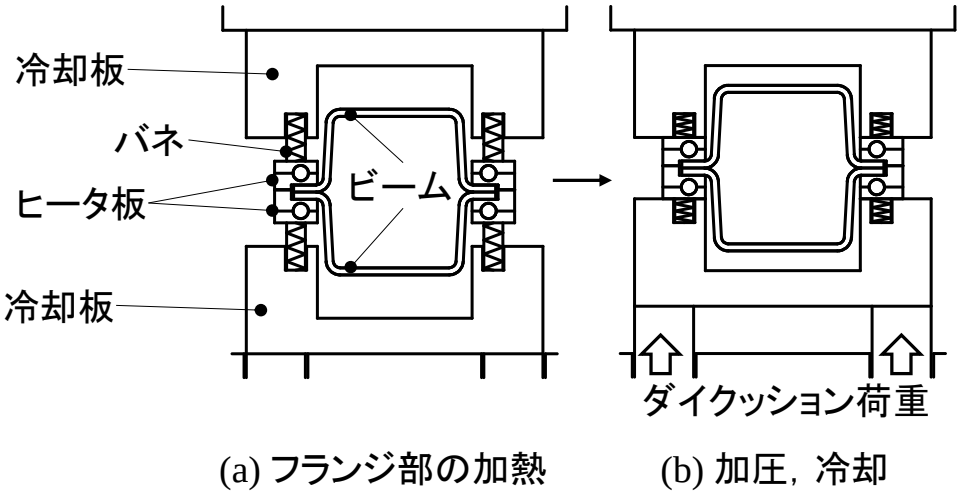


図 6.17　異形断面ビーム模型の接合プロセス

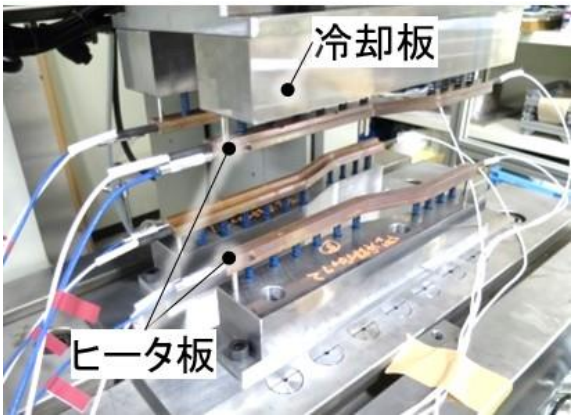


図 6.18　接合金型の外観

接合した閉断面ビームを図 6.19 に示す．プレス機を用いて接合することで閉断面ビームを製作することができた．　A 部の内部組織をみると，ヒータプレートが接触する領域（接合領域）はフランジどうしが密着している．接合領域よりも左側にはボイドを内包する熱影響部が見られる．

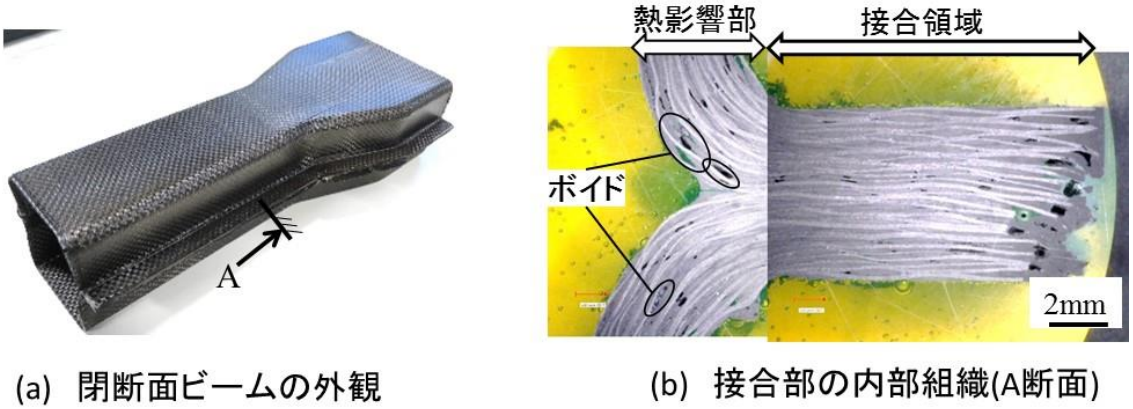


図 6.19　接合した閉断面ビーム

6.2.3　溶着接合の検討

重ね合わせ接合において，接合面の温度を 190°C 以上として 5MPa を付与することで，母材樹脂の強度と同等の接合強度を得ることができた．接合においても，プレス成形と同様に，冷却過程での温度と圧力が重要であることがわかった．局所的な加熱では熱影響部にボイドが発生することが明らかになった．プレス機による接合で閉断面ビームを製作することができた．

フランジ部どうしの接合など，形状が複雑な場合にどのように熱影響部の発生を回避するかが今後の課題である．溶着接合は板厚全体を加熱するが，どのくらいの板厚まで対応できるかを解明する必要がある．溶着接合は樹脂の強度が限界であるが，繊維の強度を活かした接合方法の解明が課題である．鋼板との接合など，異種材接合も課題である．

6.2.4　溶着接合とリベット接合との圧潰特性の比較

1)　リベット接合

5.3 項では溶着接合による圧潰特性を調べたが，ここでは他の接合方法としてリベット接合を実践し，溶着接合の圧潰特性との比較検討をおこなう[54]．

リベット接合には，図 6.20 に示す CFRP 用のセルフピアシングリベット[45]を用いた．リベットが押し込まれながら母材に穴を開けるため，下穴加工が不要である．接合作業は福井鋲螺に委託した．1mm シートを用いた異形断面ビームから閉断面ビームを製作した．図 6.21 に示すように，38mm ピッチで片側に 8 箇所，合計 16 箇所で締結した． 16 本のリベットの合計の破断強度は，CFRTP シートの引張破断強度の 3 割弱である．38mm ピッチとしたのは，リベットの間隔の都合である．閉断面ビーム先端は 45°の面取りをほどこした．

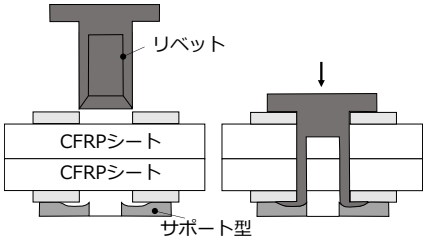


図 6.20　セルフピアシングリベットによる接合プロセス

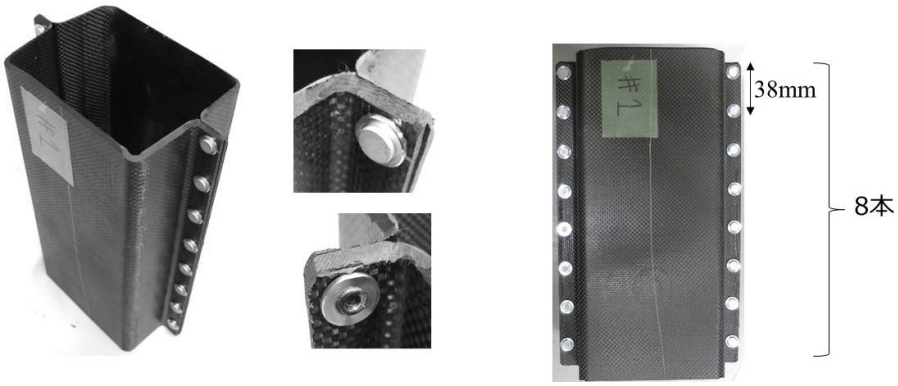
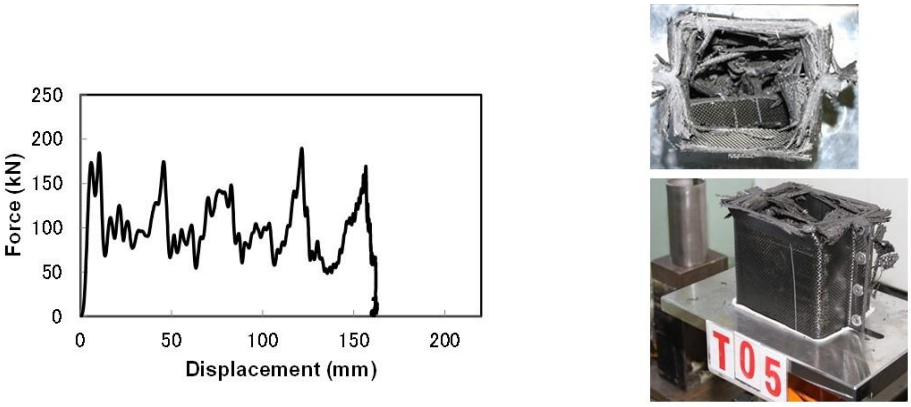


図 6.21　リベット接合した閉断面ビーム

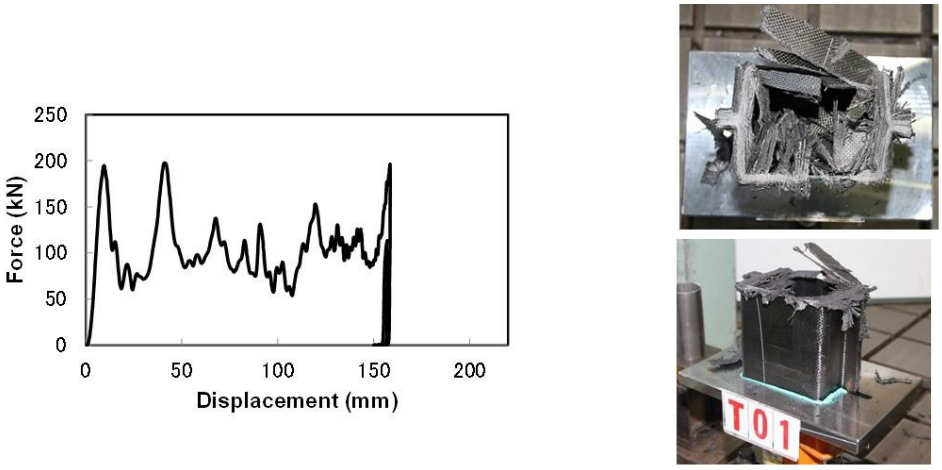
2)　圧潰試験結果

リベット接合した閉断面ビームの圧潰荷重波形は，図 6.22 に示すように，周期的なピークが見られる．ピークはリベットの位置と重なるので，リベットをはがす荷重である．リベットは周囲に飛散した．リベットをはがす荷重をのぞくと，板厚 3mm の CFRTP の圧潰荷重は 100kN 程度である．参考として，1mm シートを溶着接合したものの圧潰荷重波形を図 6.23 に示す．この場合も 100kN を中心としてピークがあるが，ピークは内張がはがれたときの荷重であると考えられる．



(a) 圧潰荷重波形　　(b) 圧潰後の閉断面ビーム

図 6.22　リベット接合した閉断面ビームの圧潰試験荷重波形



(a) 圧潰荷重波形と破壊の様子　　(b) 圧潰後の閉断面ビーム

図 6.23　溶着接合した閉断面ビームの圧潰試験荷重波形

3) 圧潰試験結果の検討

リベット接合により閉断面ビームを製作することができた．圧潰試験の荷重波形から，本研究で製作した閉断面ビームの熱可塑性 CFRP の圧潰荷重は 100kN と推測した

図 6.24 は単位長さあたりのエネルギ吸収量を接合方法で比較したものであるが，リベットも内張接合も同等の値である．内張の接合強度がリベットの合計破断強度よりも高いので，この比較において差がでると予測したが，本研究で扱ったような高さ/断面積比の閉断面では座屈が生じず接合面を引きはがす力が小さかったことから，熱可塑性 CFRP の圧潰荷重のみが現れたと考える．より長いビームでは座屈が生じるはずであり，内張接合強度が圧潰強度に反映されると考えられる．成形品に加わる力を分析して適切な接合方法を検討することが必要である．

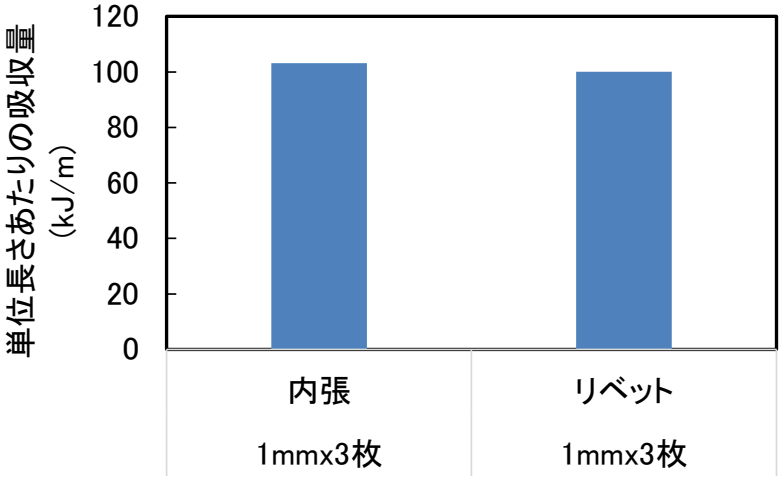


図 6.24　接合方法による単位長さあたりの吸収量のちがい

第 7 章　総合的考察

ここでは，本研究で実施した成形，切断，接合プロセスを検討し，さらにプレス成形加工プロセスを総合的に検討する．そして本研究の発展について考察する．

7.1　織物の変形および繊維方向と強度との関係について

成形品に対する繊維の方向で，図 7.1 に示すように，シートの変形がことなることが明らかになった．成形後の外形形状を整えるには，シートの変形異方性を考慮して成形前シートの形状を決定する必要がある．層ごとに繊維方向を変えたシートをもちいた成形では，それぞれの層が動く方向が互いに干渉して変形がスムーズにいかないと考えられる．異形断面ビーム模型の成形において斜めの繊維を混ぜたが，成形前の層が一体化していないため層間の干渉は見られなかった(図 7.2)．一体化していないシートを用いることで，繊維方向をまぜた成形をスムーズに行うことができる．

成形品に対する繊維の方向で強度が変わることを明らかにした．特定の場所に合わせて繊維方向を設計することで強度を制御することができるが，1 枚の織物で全体を成形すると，他の場所の強度が犠牲になる(図 7.3)．これを防ぐために疑似等方積層などをすることもあるが，かえって重量増を招くはずである．層内に複数の繊維方向をもつシートを用いて成形することが考えられる．

成形中にシートが金型に対してずれることがある(図 7.4)．この原因は側面をしごくことによる摩擦のバランスであると考えられる．シートの動かない部分をさきに押えておいて，側面はあとから成形するか，側面はしごくのではなくいったん曲げてから加圧するなどの金型設計が必要である．

カメラを用いたひずみ測定法を提案した．この方法はひずみを簡便に測定することができるが，局所的な測定であり，測定できるのは平面に限られる．複雑な形状について全体的にひずみを評価する方法としては，3 次元形状測定データに成形品の表面画像を貼り込んだものを用いることが考えられる．

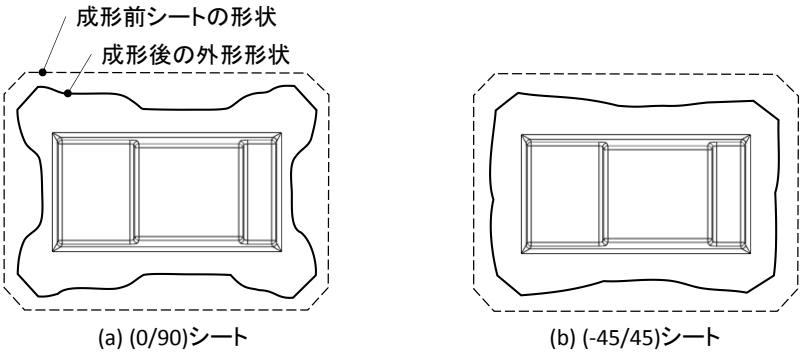


図 7.1　繊維方向によるシートの変形のちがい

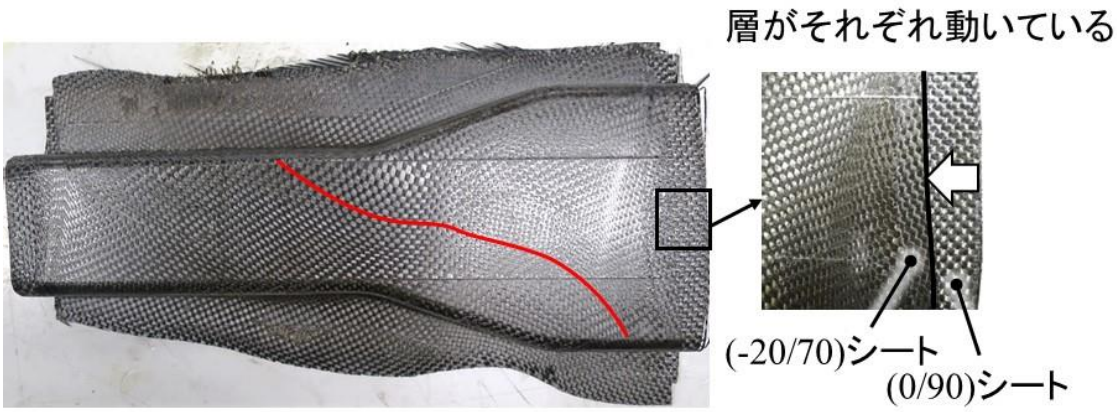


図 7.2　斜めのシートを導入した場合の各層の変形

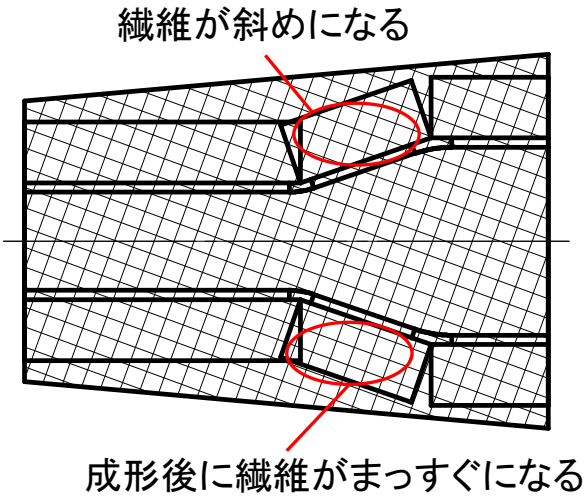


図 7.3　織物シートの繊維方向を変えた場合の各場所の繊維方向

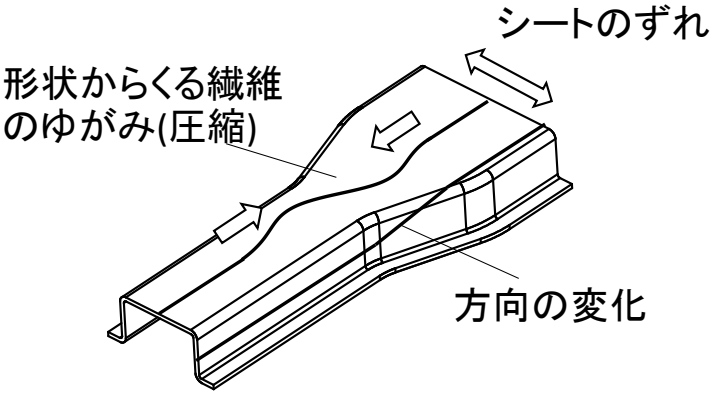


図 7.4　成形によるシートおよび繊維のずれ

7.2　成形条件と成形後の強度との関係について

金型温度条件と圧力条件は成形後の強度に影響していることを明らかにした．本研究では，図 7.5 に示すように，溶融した樹脂が再結晶化するまでを 20 秒として 5MPa を付加することで曲げ強度 700MPa の成形品を得ることができた．一方で室温の金型で成形する場合の曲げ強度は 520MPa が限界であることを示した．

金型の加熱冷却に時間がかかるのが問題であり，成形サイクルが長くなってしまう．平板圧縮成形で示したように，熱容量の小さい金型を冷却板に接触させて成り行きで冷やす方法もあるが，金型温度を一定時間一定温度で保ったのち急速に冷やす，積極的な温度制御が理想である．PA6 の場合は 150~220°C の間をいったりきたりする制御が求められる．このためには熱容量の小さい金型設計や急速加熱冷却ができる温調システムが必要である．とくに金型の加熱に時間がかかるが，仮に 150°C から 220°C までが 1 分，その後の加圧冷却に 30 秒とすると，現実的なサイクルタイムは 2 分ほどであると考えられる．

プレス機による接合で閉断面ビームを製作することができた．閉断面ビームは優れた圧潰特性をもつことが明らかになった(図 7.6)．圧潰過程で閉断面ビームが破壊しながらエネルギを吸収することが明らかになった．プレス成形による層間密着強度が圧潰特性に影響していることが示唆された．質量あたりのエネルギ吸収量は鋼板の 2 倍であり，熱可塑性 CFRP を衝撃吸収部材に適用することで自動車の軽量化が進むと考える．繊維方向と圧潰特性との関係の解明，破片の飛散防止方法の解明が今後の課題である．

金型温度を高くするとスプリングイン量が増加することが明らかになった(図 7.7)．成形後の強度の視点からは金型温度は高いほうがよいが，金型温度と曲げ角度との関係を解明し，スプリングイン量を考慮した金型設計が必要である．

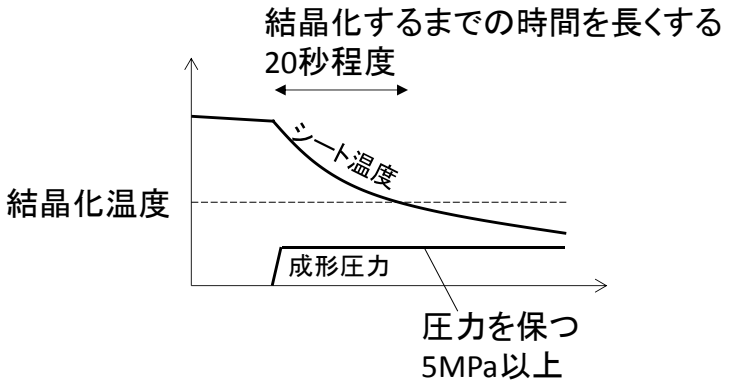


図 7.5　高い強度を得るための温度圧力条件

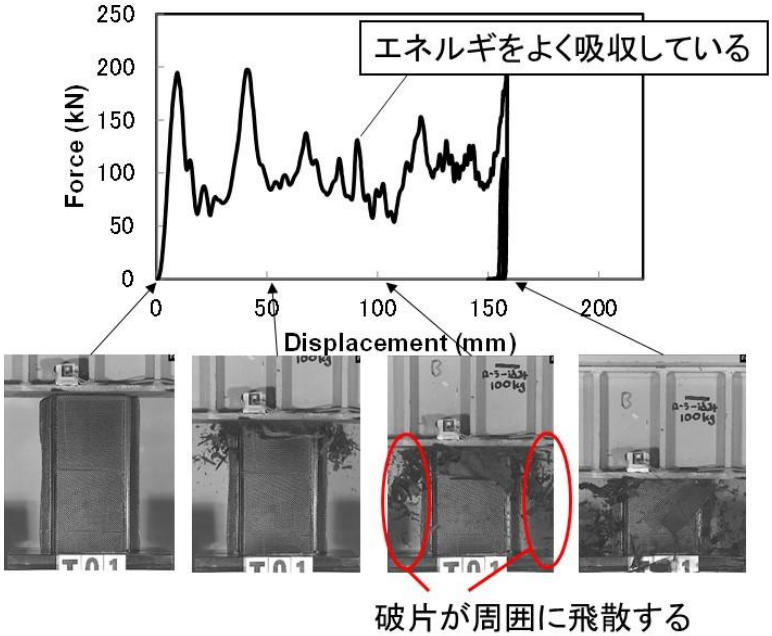


図 7.6　閉断面ビームの圧潰特性と破壊の様子

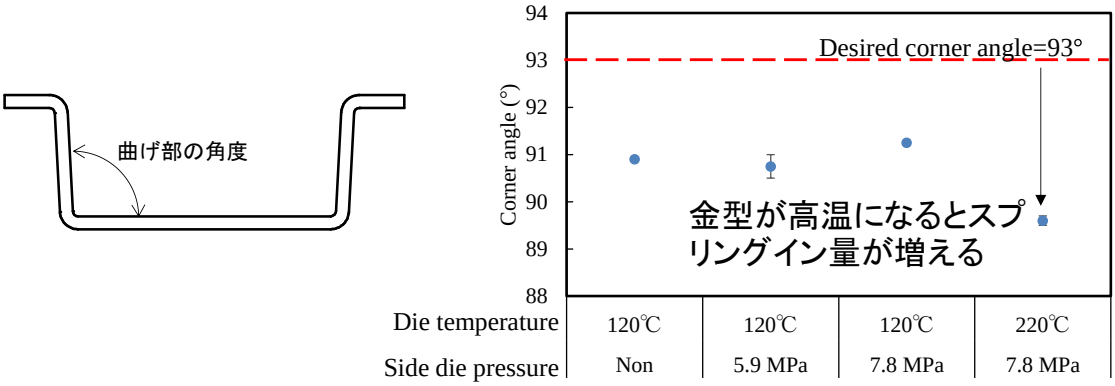


図 7.7　成形条件と曲げ部の角度との関係

7.3　シミュレーションについて

有限要素解析で引張弾性係数に対してせん断弾性係数を十分に小さくすることで変形をシミュレーションすることができた．解析と実測とのひずみを比較すると解析の精度はまだ不十分であった．解析に用いる物性がまだ十分な精度になっていないのが原因である．実験的に織物の変形を分析し，シミュレーションとの比較検討を行い，織物を表現できる妥当な物性を解明することが課題である．

均質化法を用いて熱可塑性 CFRP の熱物性を予測し，これによる成形中の温度変化を解析した．実測との比較が十分ではないので，本研究で解析結果を検討することはむずかしいが，加圧中の温度変化の解析と実測との比較が今後の課題である．

7.4　加熱搬送装置について

加熱搬送装置を開発し，加熱したシートを 5 秒で金型に設置することができた．光や煙の発生もなく，輻射加熱に比べて作業環境が改善されることも明らかになった(図 7.8)．シートの加熱に 10 分かかっているのが問題である．加熱時間を短くするには，加熱中はヒータパネルをシートに押しつけて伝熱を促進する方法が考えられる．あるいは成形サイクル応じて加熱搬送装置の数を合わせることも考えられる．ベルトの耐久性の検証も今後の課題である．

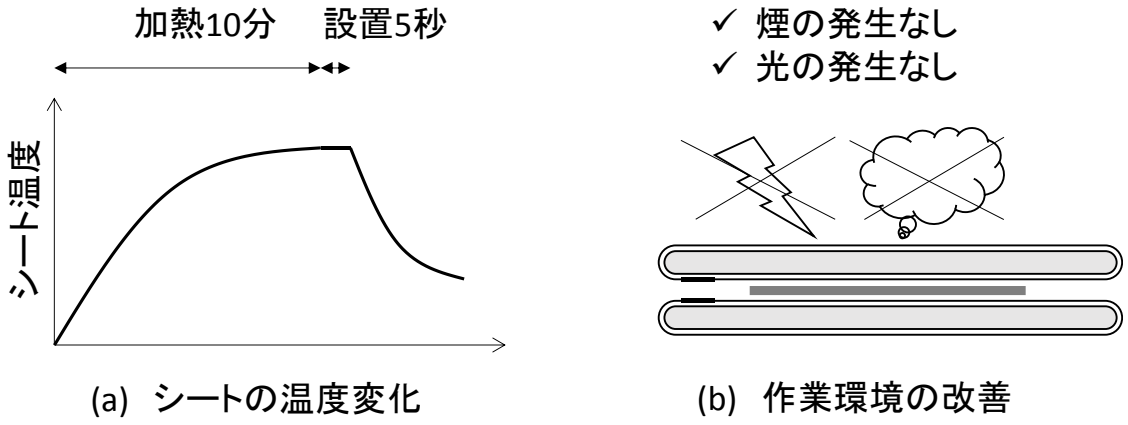


図 7.8　加熱搬送装置の特徴

7.5　トリミングについて

せん断により熱可塑性 CFRP を切断することができた. せん断にかかる時間は 10 秒以内であり，ごく短時間での切断を実現した．切り口形状は図 7.9 に示すように，Z 字型をしており，この改善が今後の課題である．穴開け加工ではシェービングの効果が確かめられているが，トリミングにおいても検証する必要がある．プレスと同時にトリミングして平滑な切り口を得られる可能性もある．切り刃の寿命の検証をする必要がある．せん断が可能な板厚も明らかにする必要がある．

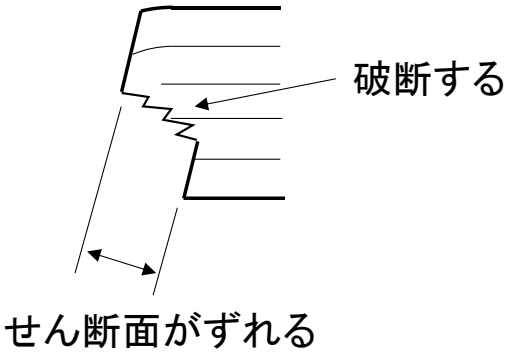


図 7.9　せん断による切り口形状

7.6　接合について

溶着接合により，母材樹脂と同等の接合強度を得る条件を見いだした．図 7.10 に示すように，接合部周辺の熱影響部にボイドが生じることが明らかとなった．フランジ部どうしの接合など，圧力がかけにくい場合の熱影響部への対策が今後の課題である．板厚が厚いものの場合にどのように加熱するかが課題である．接合面のみを加熱する方法が考えられる．異種材との接合も今後必要である．

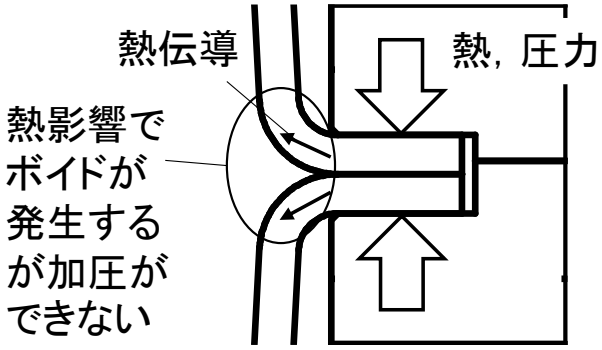


図 7.10　溶着接合における熱影響部の発生

7.7　プレス成形加工プロセスについて

本研究では，サーボプレスによる熱可塑性 CFRP を用いた成形，切断および接合を行う，プレス成形加工プロセスを構築し，本プロセスが妥当であることを示した．サーボプレスは，成形中の荷重保持ができること，サーボダイクッションを利用して側面加圧ができることなどを示し，熱可塑性 CFRP の成形に活用できることを明らかにした．

図 7.11 はプレス成形加工プロセスで板厚 3mm のシートを成形したときの各工程にかかるおおよその時間を示したものである．

加熱搬送装置を用いるとシートの加熱に 10 分要した．これはヒータパネルでシートを加圧しながら加熱することで加熱時間を短縮できる可能性がある．

プレス成形は，金型温度条件によって成形サイクルが変化する．室温の金型であれば冷却が速いので，保圧時間とスライド動作時間を含めても 1 分以内である．高温の金型でも，熱容量の小さい平板成形であれば加圧冷却が 30 秒以内となるので 1 分成形ができる．熱容量の大きな金型では，金型の冷却に時間がかかるため取り出しまで 6 分要した．ただしこのサイクルには金型を加熱する時間は含まれていない．平板金型を 220°C に加熱するまでは約 3 分，U 字ビーム金型を加熱するまでは 1 時間ほど要した．

トリミングはせん断で行えば 10 秒以内で加工ができる．

接合は，接合部の溶融に 120 秒かかり，冷却も合わせると 5 分程度であった．

熱可塑性 CFRP の成形加工は，材料および金型の加熱がサイクルタイムに直結するが，金型の熱容量を小さくする，温度制御範囲を狭めるなどしてこれを短縮する余地はある．金型温度制御を行う場合，現実的なサイクルタイムとしては，2 分ではないかと考えている．

1 分ごとの生産を行おうとすれば，生産ラインを 2 つ設置することになる．

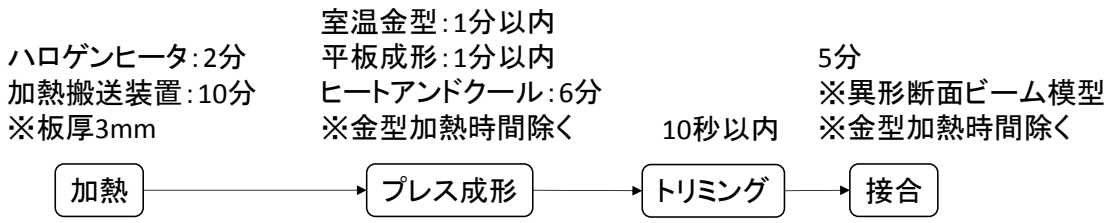


図 7.11　プレス成形加工プロセスの各工程にかかる時間

7.8　本研究の発展について

本研究の成果が今後どのように活用されるかについて検討する．

本研究で示したサーボプレスを活用した成形方法は，今後さらに普及が見込まれるサーボプレスの可能性を広げるものである．また既存の装置を熱可塑性 CFRP の成形に活用できることを示したことは，特別な装置を導入せずとも熱可塑性 CFRP の研究開発あるいは実生産に取り組むことが可能であることを意味し，熱可塑性 CFRP の成形加工の分野の発展に寄与するものであると考える．

実測で解明した繊維の変形，シート温度変化，圧力変化，成形条件と強度との関係などは，将来的に利用が見込まれるシミュレーション技術の開発にとって有用である．求められる形状および強度特性から，変形を予測して繊維方向を設計し，さらに金型の構造を設計する，成形加工プロセス設計が可能になるはずである．さらに，成形中の温度変化や圧力分布の予測と，成形後の強度の予測なども将来的に求められるであろう．解析結果を実測結果に照らし合わせながらのシミュレーション開発が不可欠である．

本研究で用いた油媒体式の温調システムは媒体の流路が一つで済むため金型構造が簡便であり，金型のできるだけ表面に多数の流路を設けることで表面だけの加熱冷却の可能性がある．絞り加工など 3 次元的な形状をした金型の場合は，光造形などを用いた立体的な流路の形成が考えられる．

加熱搬送装置は，搬送中のシートの冷えを解決した画期的なものである．また作業環境の改善も見込まれるため，実際の生産現場での利用価値も高いと考える．

せん断によるトリミングは短時間成形にもっとも適しており，実際の生産ではもっとも活用される加工方法と考える．

熱板を用いた溶着接合は，レーザや超音波などの特殊な装置が不要でプレス機でおこなうことができ，汎用性の高い接合方法である．

金型内の圧力センサは樹脂の状態変化を捉えることができていると思われるが，固体を伝達する圧力から液圧への切り替わりを検出して含浸状態のモニタリングもできるはずである．含浸状態の異なるシートの成形において，圧力センサで含浸状態と溶融状態を監視し，金型を冷却するタイミングを調整するシステムが今後考えられる．

第８章　結言

本研究は，プレス機を用いて熱可塑性 CFRP シートを成形，切断，接合するプレス成形加工プロセスを構築した．プレス成形では，繊維の変形挙動，成形中に起きる現象および成形条件と強度との関係を解明し，サーボプレスを活用した熱可塑性 CFRP の成形方法を示した．これまでにない加熱搬送装置を開発した．プレスを用いて切断および接合ができることを示した．本研究の成果を要約すると以下のとおりである．

1) 平織組織の変形挙動を解明した．成形品に対する繊維の方向によって，シートが異なる変形を示すことを明らかにした．織物組織を活用したひずみの実測手法を提案し，成形品のひずみ分布を測定した．繊維の変形を考慮した繊維配向のシートを用いることで，成形後の強度を制御できることを示した．

2) プレス成形中のプレス荷重変化，シート温度変化およびシートと金型との接触状態の可視化により，プレス成形現象を解明した．この結果をもとに，サーボプレスに荷重制御を導入し，高い強度の成形品を得られることを示した．

3) 油媒体式の金型温調システムをプレス成形に適用し，金型温度制御と強度との関係を明らかにした．ヒートアンドクール成形により，高強度な成形品を得られることを示した．金型内の圧力を分析し，高い強度を得るための圧力条件を見いだした．成形条件と内部組織と強度との関係を考察し，高い強度を得るための成形条件を示した．

4) 引張弾性係数に対してせん断弾性係数を十分に小さくした物性を適用することで，有限要素解析で実際の変形をおおよそ再現できることを示した．均質化法を用いてこのような物性を予測し，実際の変形を再現できることを示した．均質化法により熱物性を予測し，成形中のシート温度変化を解析した．

5) サーボプレスの機能を活用した加圧方法を開発した．サーボダイクッションを用いて垂直な側面に加圧できることを示した．

6) これまでにない加熱搬送装置を開発した．加熱後のシートの搬送距離を短くし，シート設置時の温度低下を抑えることができた．加熱中の煙が発生しないこと，やわらかいシートの形を崩さないことなどの利点もある．

7) せん断切断は熱可塑性 CFRP のトリミングに有効であることを示した．切り口形状は

せん断面と破断面をもつ Z 字型になることを明らかにした．せん断メカニズムを考察した．

8) 重ね合わせ接合により母材樹脂と同等の接合強度を得る条件を見いだした．プレスで接合して閉断面ビームを製作することができた．接合した閉断面ビームは，すぐれた圧潰特性を持つことが明らかとなった．

9) 本研究で構築したプレス成形加工プロセスの成形サイクルタイムを明らかにした．

参考文献

第 1 章

1) A. Gibson, et al. Impregnation technology for thermoplastic matrix composites, Composites Manufacturing, 3, pp.223, 1992
2) M. Hou, et al. Stamp forming of continuous carbon fibre/polypropylene composites, Composites Manufacturing, 2, pp. 3, 1991
3) NEDO, サステナブルハイパーコンポジット技術の開発中間評価報告書，2010
4) M. Stegelmann, Integration of Textile Reinforcements in the Injection-moulding Process for Manufacturing and Joining Thermoplastic Support-frames, 20th International Congress on Composite Materials, no. 5101-3, 2015
5) NEDO マルチマテリアルシンポジウム講演資料，2015
6) Z. Qureshi, et al. In situ consolidation of thermoplastic prepreg tape using automated tape placement technology: Potential and possibilities, Composites Part B: Engineering, 66, pp. 255, 2014
7) AFPT ウェブサイト，http://www.afpt.de/welcome/
8) K. van Rijswijk, et al. Reactive processing of textile fiber-reinforced thermoplastic composites - An overview, Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 38, pp. 666, 2007
9) 山根ら，熱可塑性 CFRP 技術集，サイエンス＆テクノロジー，2015
10) TAPAS ウェブサイト，http://www.tapasproject.nl/en/
11) A. Kover, et al, CAMISMA – Carbon/Amid/Metal based Interior Structure with Multi-material system approach, CFK-VALLEY Convention, 2012
12) いしかわ炭素繊維クラスターウェブサイト，http://www.isico.or.jp/icfc
13) 金沢工業大学 COI 研究推進機構ウェブサイト，http://www.icc-kit.jp/coi/
14) 新構造材料技術研究組合ウェブサイト，http://isma.jp/provision.html
15) IVW ウェブサイト，http://www.ivw.uni-kl.de/startseite/
16) CFK Valley ウェブサイト，http://cfk-valley.com/index.php
17) EMC2 ウェブサイト，http://www.pole-emc2.com/
18) 英 NCC ウェブサイト，http://nccuk.com/
19) TPRC ウェブサイト，https://tprc.nl/
20) Fraunhofer ウェブサイト，http://www.fraunhofer.jp/
21) Achen IKV ウェブサイト，http://www.ikv-aachen.de/
22) 名古屋大学 NCC ウェブサイト，http://ncc.engg.nagoya-u.ac.jp/
23) 金沢工業大学 ICC ウェブサイド， http://www.icc-kit.jp/

24) K. Friedrich, et al, Manufacturing Aspects of Advanced Polymer Composites for Automotive Applications, Applied Composite Materials, 20, pp.107, 2013
25) M. Hou, et al, Stamp forming of continuous carbon fibre/polypropylene composites, Composites Manufacturing, 2, pp.3, 1991
26) M. Hou, et al, 3-D stamp forming of thermoplastic matrix composites, Applied Composite Materials, 2, pp. 135, 1994
27) M. Hou, et al, Manufacturing process and mechanical properties of thermoplastic composite components, Journal of Materials Processing Technology, 63, pp. 334, 1997
28) H. Lessard, et al, Influence of process parameters on the thermostamping of a [0/90]12 carbon/polyether ether ketone laminate, Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 70, pp. 59, 2015
29) J. Chen, et al, Stamping of continuous fiber thermoplastic composites, Polymer Composites, 21, pp. 539, 2000
30) T. Yoneyama, et al, Effect of Press Slide Speed and Stroke on Cup Forming Using a Plain-Woven Carbon Fiber Thermoplastic Composite Sheet, International Journal of Automation Technology, 10, pp. 381, 2016
31) M. Sadighi, et al, Effects of laminate sequencing on thermoforming of thermoplastic matrix composites, Journal of Materials Processing Technology, 201, pp. 725, 2008
32) 米山，他，熱可塑性炭素繊維織物シートを用いた半球状カップのプレス成形，塑性と加工，55，pp. 23，2014
33) S. Lomov, et al, Full-field strain measurements in textile deformability studies, Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 39, pp. 1232, 2008
34) N. Zahlan, et al, Design and fabrication of composite components; the spring-forward phenomenon, Composites, 20, pp. 77, 1989
35) 根田, 他, 熱可塑性炭素繊維織物シートの V 曲げ成形, 塑性と加工, 57, pp. 63, 2016
36) 米山，他，熱可塑性炭素繊維シートのプレス成形，塑性と加工，53，pp. 145，2012
37) V. Antonell, et al, Pressure Distribution and Surface Quality During Forming of Thermoplastic Composites With a Collection of Rubber Particles As Mould Half, 17th International Conference on Composite Materials, 2009
38) C. Hopmann, et al, Inline-Impregnation – Individualized Production of Thermoplastic Continuous Fiber Reinforced Composite Parts, SAMPE Baltimore, 2015
39) M. Hou, et al, Manufacturing process and mechanical properties of thermoplastic composite components, Journal of Materials Processing Technology, 63, pp. 334,

1997
40) K. Ogi, et al, Effect of temperature and clearacne on shear cutting behaviors in CFRP laminates, 20th International congress on composite materials, 2015
41) 古閑, 他, 炭素繊維強化熱可塑性プラスチック板の精密穴あけ加工, 塑性と加工, 57, pp. 655, 2016
42) D. Shanmugam, et al, Comparative study of jetting machining technologies over laser machining technology for cutting composite materials, Composite Structures, 57, pp. 289, 2002
43) S. Pappada, et al, Fabrication of a thermoplastic matrix composite stiffened panel by induction welding, Aerospace Science and Technology, 43, pp. 314, 2015
44) I. Villegas, Strength development versus process data in ultrasonic welding of thermoplastic composites with flat energy directors and its application to the definition of optimum processing parameters, Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 65, pp. 27, 2014
45) M. Ueda, et al, Instantaneous mechanical fastening of quasi-isotropic CFRP laminates by a self-piercing rivet, Composite Structures, 94, pp. 3388, 2012

第 2 章

46) P. Morgan, Carbon Fibers and their Composites, Taylor & Francis, 2005
47) 塩崎，他，熱可塑性 CFRP のプレス成形時の金型界面の観察，第 65 回塑性加工連合講演会，2014
48) 野形，他，熱可塑性 CFRP シートの積層平板成形における温度と圧力効果，H28 年度塑性加工春季講演会，2016
49) 立野, 他, 熱可塑性 CFRP シートを用いたプレス成形における側面加圧の効果, H28 年度塑性加工春季講演会，2016
50) 日本工業規格，JIS K 7074，炭素繊維強化プラスチックの曲げ試験方法

第 3 章

51) 立野, 他, 織物炭素繊維強化熱可塑性シートの角筒プレス成形における変形とひずみ, 塑性と加工，57，pp. 892，2016

第 4 章

52) S.S. Pesetskii, et al, Influence of a cooling rate on a structure of PA6. Eur. Polym. J., 41, pp. 1380, 2005
53) T. Guglhoer, et al, Influence of Carbon Fibers on the Crystallinity of Polyamide 6, 20th International Congress on Composite Materials, 2015

第 5 章

54) 立野，他，熱可塑性 CFRP の接合による閉断面ビームの製作と衝撃吸収特性，第 67 回塑性加工連合講演会，2016

55) 金，他，自動車のフロントサイドメンバ用 CFRP 角柱の衝撃実験と解析，日本複合材料学会紙，34，pp. 51，2008

56) 古迫，他，高強度鋼板の適用による衝撃エネルギー吸収能の向上，新日鐵技報第 385 号，2006

第 6 章

57) 立野，他，熱可塑性 CFRP シートの加熱搬送装置，第 40 回複合材料シンポジウム，2015

58) 特開 2016-147401，加熱装置および成形方法，2016

59) 古川機工ウェブサイト，http://www.furukawakikou.co.jp/index.html

60) 黒崎播磨ウェブサイト，http://www.krosaki.co.jp/

61) 椿本チエインウェブサイト，http://www.tsubakimoto.jp/

62) 日東電工ウェブサイト，http://www.nitto.com/jp/ja/

第 7 章

63) 立野，他，熱可塑性 CFRP シートを用いたビーム成形およびせん断加工，H26 年度塑性加工春季講演会，2014

64) D. Tatsuno, et al, Investigation of Deformation Behaviour in Press Forming of Saddle Shape U beam Using CFRTP Laminate and Shear Cutting Behaviour, 20th International Congress on Composite Materials, 2015

第 8 章

65) 立野，他，熱可塑性 CFRP シートの加熱溶融接合，H27 年度塑性加工春季講演会，2015

66) 日本塑性加工学会，せん断加工，コロナ社，2016

謝辞

本研究を進めるにあたり，5 年間の研究員活動ならびに博士後期課程での多大な御支援，御指導，御鞭撻を賜りました米山猛教授に深く感謝申し上げます.

人間・機械創造研究室の香川博之講師，渡邊哲陽准教授，技術専門員の北山外志夫氏には，本研究に対しまして御助言，御支援くださいまして，御礼申し上げます.

本論文の審査員となられ，本論文にご助言いただきました山田良穂教授，細川晃教授，北山哲士教授，浅川直紀教授に感謝申し上げます.

本研究に多大な御指導，ご助言を賜りました，いしかわ炭素繊維クラスターの金原勲教授，鵜澤潔教授，西原正浩氏，斉藤義弘氏に深謝いたします.

本研究の進行にあたり，コマツ産機(株)の守安隆史氏，河本基一郎氏，中川雅哉氏，岡本雅之氏，越後雄斗氏には御助力，御助言を賜り御礼申し上げます.

本研究ならびに金型製作に対して御助言，御協力くださいました，(株)アークの山田幸彦氏，山下次郎氏，板東十三夫氏には大変お世話になりました.

石川県工業試験場の奥村航氏，根田崇史氏，栗山亘氏には成形品の評価で大変お世話になり，御礼申し上げます.

サイバネットシステム(株)の秋山誠氏，齋藤圭一氏，山本晃司氏には有限要素解析を行っていただき，感謝申し上げます.

岡田将人講師(現福井大学)，小笠原幹君には有限要素解析を手がけていただき，お世話になりました.

実験や装置の製作など数々のご協力をくださった，米山研究室の卒業生伊藤拓実君，日根野翔治君，木村理紀君，塩崎佳祐君，現修士 1 年生の野形諒太君，木村太亮君，4 年生の渡邉凌君，谷口洸紀君に感謝申し上げます.

最後に，本研究でお世話になった方々に心から感謝申し上げるとともに，皆様の今後の一層のご活躍を願っております.