

平成 29 年度博士後期課程学位論文

電気自動車車体に適用する
折紙構造の実用化に関する研究

孔 呈 海

埼玉工業大学 大学院

工学研究科 システム工学専攻

目 次

第1章 序論.....	1
1.1 研究の背景と目的.....	2
1.2 従来の研究成果.....	5
1.3 本研究の概要.....	8
1.4 本論文の構成.....	10
第2章自動車車体開発に適用する折紙構造とその検討手法.....	13
2.1 サイドメンバーに適用する反転らせん型折紙構造.....	13
2.1.1 反転らせん型折紙構造の幾何学構成.....	13
2.1.2 反転らせん型折紙構造の衝突エネルギー吸収性能.....	16
2.1.3 反転らせん型折紙構造の加工方法と問題点.....	19
2.2 フロアー構造に適用するトラスコアパネル.....	21
2.2.1 トラスコアパネルの幾何学構成.....	21
2.2.2 トラスコアパネルの力学特性.....	29
2.2.3 トラスコアパネルの加工方法と問題点.....	34
2.3 折紙構造の加工工程のシミュレーション手法.....	36
2.3.1 解析モデルの設定.....	36
2.3.2 成形素材の材料特性.....	40
2.3.3 成形限界線図（FLD）による成形品質の評価.....	41
2.4 折紙構造の加工工程の最適設計.....	43
2.4.1 最適設計モデル.....	44
2.4.2 応答曲面による最適化解析法.....	44
2.5 本章のまとめ.....	51
第3章 反転らせん型折紙構造のハイドロフォーミング成形工程の最適化.....	53

3.1	反転らせん型折紙構造の解析モデル.....	53
3.2	ハイドロフォーミング成形工程のシミュレーション.....	56
3.3	ハイドロフォーミング成形工程の最適化条件.....	59
3.4	最適化結果と考察.....	63
3.4.1	最適化結果.....	63
3.4.2	荷重経路による影響.....	64
3.4.3	制約条件による成形品質評価.....	69
3.5	本章のまとめ.....	71
第4章	不均一板厚を有する反転らせん型折紙構造とその加工法.....	73
4.1	不均一板厚を有する反転らせん型折紙構造の提案.....	73
4.2	開口式金型の設計.....	76
4.3	成形過程のシミュレーション.....	79
4.4	衝突エネルギー吸収性能に関する考察.....	82
4.5	本章のまとめ.....	87
第5章	反転ねじり型折り紙構造の提案とその実用化.....	89
5.1	反転ねじり型折紙構造と部分加熱回転加工法.....	89
5.2	成形過程のシミュレーションと加工パラメータの設定.....	92
5.2.1	部分加熱回転加工法の解析モデル.....	92
5.2.2	部分加熱温度と成形精度の検討.....	95
5.2.3	捩じり成形工程における回転角度の設計.....	98
5.3	成形した反転ねじり型折紙構造の品質検討.....	102
5.3.1	板厚分布.....	102
5.3.2	部分加熱温度の変化による成形荷重への影響.....	105
5.3.3	圧潰しわに対する誘導効果.....	107

5.3.4 衝突エネルギー吸収性能の検討.....	109
5.4 部分加熱回転成形装置の開発.....	114
5.5 本章のまとめ.....	117
第6章 トラスコアパネルの多段階プレス成形法の品質向上.....	119
6.1 トラスコアパネルの幾何学構成と成形問題.....	119
6.2 半球型中間モデルを用いた多段階プレス成形法.....	121
6.3 最大板材面積設計法と六角錐台中間モデルの提案.....	125
6.4 六角錐台中間モデルによる成形品質に関する検討.....	128
6.5 六角錐台中間モデルの金型開発と成形試作実験.....	131
6.6 成形したトラスコアパネルの品質検討.....	136
6.7 本章のまとめ.....	142
第7章 結論.....	145
参考文献.....	151
本研究に関する公表成果.....	157
謝 辞.....	159

記 号 表

a	:	底面六角形の辺長
A	:	面積
b	:	カーナーカット長さ
c	:	ベース三角形辺長
C_1, C_2, C_3	:	未定係数
$C_{00}, C_{10}, C_{01}, C_{02}$:	未定係数
CFE	:	衝突荷重効率値
d	:	距離
d_0	:	長径
d_1	:	長軸方向の長径
d_2	:	短軸方向の長径
d_{org}	:	元管の長径
d_{in}	:	金型の内部長径
d_{cir}	:	金型の外部長径
E	:	ヤング率
f	:	摩擦係数
f_a	:	ペナルティ係数
$F(\vec{x})$:	目的関数
F_1, F_2, F_3	:	軸力
F_{mean}	:	圧潰反力の平均値
F_{peak}	:	圧潰反力のピーク値

$g_j(\vec{x})$:	制約条件
h_a	:	ユニットの高さ
h	:	コアの高さ
k	:	バネ定数
L	:	多角形横断面の辺長
m	:	質量
m_n	:	正六角形横断面の辺数
$M(t)$:	荷重曲線の値
n	:	加工硬化係数
p	:	荷重
P_1, P_2, P_3	:	液圧力
PRF	:	圧潰反力のピーク値
r	:	深絞り比
R_c	:	円筒折り紙構造の多角形断面頂点での回転直径
SEA	:	単位質量あたり衝突エネルギー吸収量
t, T	:	厚さ
t_0, T_0	:	元の厚さ
t_1, t_1, t_3	:	荷重時間
T_e	:	温度
T_{MAX}	:	最大厚さ
T_{MIN}	:	最小厚さ
$T_{average}$:	平均厚さ
v	:	速度
V_0	:	初速度

W	:	最大肉厚減少率
W_1, W_2, W_3	:	各水準における特性値
\vec{x}	:	設計変数
\bar{x}	:	x の平均値
x^*	:	最適化の解
x_i	:	応答曲面モデルの要因
x^q	:	設計変数ベクトル
δ	:	寸法誤差
\varnothing	:	長径
α	:	上傾角
β	:	下傾角
θ	:	捩じり回転角度
$\sigma_0, \sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$:	応力
σ_{max}	:	最大主応力
σ_{min}	:	最小主応力
ε_1	:	長軸の方向の歪み
ε_2	:	短軸方向の歪み
ε_y	:	降伏ひずみ
ε_p	:	塑性ひずみ

第1章 序論

現在、環境保護のために自動車の軽量化と安全性に関する研究が注目され、近年に新構造、新素材や新加工法などに関する研究開発が大学、企業及び研究機関で盛んに行われている。電気自動車に関する開発も急速に発展しており、これまでのエンジンに替わる動力にモーターを使用して走行が可能となっているが、車両全体の重量バランスが大きく変わって、衝突安全に関してもまだ解決できていない課題が多数存在し、それらの課題を解決するために、新しい電気自動車の車体構造を検討する必要がある。

従来の研究調査結果によれば、自動車の衝突事故の中で、前面衝突が最も多く、約 52% を占めており [1]、前面衝突は自動車の衝突安全に関する研究の基本となり非常に重要である。走行中の自動車が持っている運動エネルギーは、運動する部分の重量と速度の二乗に比例して一定と考えても良いが、車両が衝突する時、その運動エネルギーの大部分が車体の塑性変形や乗員の傷害などによって吸収される。車体構造に関する衝突安全性を考える角度から、出来るだけ多くの衝突エネルギーを車両前部の塑性変形に吸収させ、後方に伝わるエネルギー量は比較的になくなることによって、運転室の生存空間を確保することができれば理想的な設計目標となっている [2]。

自動車の軽量化と衝突安全性は互いに影響し合って、車両の衝突安全性を向上するために、新材料の適用、部材強度の調整や、車体構造の改良などの対策があるが、車両が前面衝突する時、その衝突エネルギーは車両の前部両側に前後方向に沿って設置するサイドメンバーを通して車体後方に伝えるため、サイドメンバーの吸収する衝突エネルギー量は自動車の衝突安全性を左右する重要な要因となる。特に、電気自動車の場合、普通車のような重いエンジンやミッションなどを搭載しないので、フロアー構造を車両の前部までにつくり、サイドメンバーと一緒に衝突エネルギーを吸収することも考えられる。こうしてサイドメンバーとフロアーを同時に考慮した新しい電気自動車の車体構造の衝突安全性に関する研究課題は、まだ十分に検討されていないのは現状である。

そこで、新しい電気自動車の車体構造を構成する方法として提案された折紙構造は、軽量化、高剛性や高い衝突エネルギー吸収性能などの優れた特性があることが確認されつつあるが、実車に採用される例はまだ見受けられていなく、大量生産に至っていない。その一番大きな原因としては、折紙構造の 3 次元的複雑形状を持つことによる加工困難

の問題が挙げられている。

本研究では、電気自動車の車体開発のニーズに合わせて、車両強度部品の軽量化と高性能化を実現するために提案されている折紙型サイドメンバーとフロアー構造の高度化と新しい加工法を中心に検討を行い、その実用化を目指す研究を実施する。

1.1 研究の背景と目的

電気自動車は、電気をエネルギー源として動く自動車である。車両に搭載されたバッテリーに蓄積した電気をエネルギー源としてモーターを回転させる事で走り出す。電気自動車のシステム構成は、電池や充電器などのエネルギー源、モーターやインバーター、VCU (Vehicle Control Unit)などのパワーコントロールユニット、動力を車輪に伝達するドライブトレインから構成される [3]。

伝統的なエンジン搭載の自動車のシャシーは、動力発生装置のエンジン、伝動装置や走行装置などから構成され、シャシーはフレームにサスペンションを組み合わせたものである。一方、電気自動車は重いエンジンを搭載していないので、車体全体の重量バランスが大きく変化し、前面衝突が発生する時、サイドメンバーだけではなく、シャシーでも衝突エネルギーを吸収することが可能である。

車両前部の両側に前後方向に沿って配置されるサイドメンバーは細長い中空構造であるため、圧縮荷重を受ける時にオイラ座屈がよく発生し横へ折れ曲がる変形モードとなり、その場合に衝突エネルギー吸収量は著しく落ちることがある。従って、サイドメンバーの設計においては、如何に圧潰変形過程で生じる座屈しわを有利な方向に誘導して、出来るだけ圧潰変形をアコーディオン形状のように長く続けさせることが重要な検討課題になっている。

また、電気自動車は普通のガソリン車に比べて走行距離が短い。走行距離が短くなる理由は、電気自動車に搭載するリチウムイオン二次電池が重く、大量に搭載できない原因と挙げられている。まず、電池の改善は必要であるが、それ以外に走行距離を伸ばす方法が考えられる。その中では、最も基本的な取り組みは電気自動車の車体重量の削減と思われる。従来の研究結果により、ガソリン車であれば、車体重量を 10%減らすと、約 6%燃費効果が向上できる[4]ことを考えて、電気自動車でも同様の効果が期待され、軽量かつ高剛性のフロアー構造の開発も非常に重要である。

一方、京都大学の野島博士は 2002 年 11 月に初めて応用数理学の観点から折紙工学を

提唱した。その後、2003 年 4 月に、東京工業大学の萩原教授をはじめ日本応用数理学会に折紙工学研究部会を設立して[5]、折紙構造の軽量化、高強度や高剛性などの力学特性を活かして、自動車や宇宙開発などの幅広い産業分野に適用する折紙構造に関する研究が行われている。

折紙工学とは、伝統的な折紙技術、折りパターンの幾何学的な計算とコンピュータによるシミュレーション技術の融合によって達成されたものである。



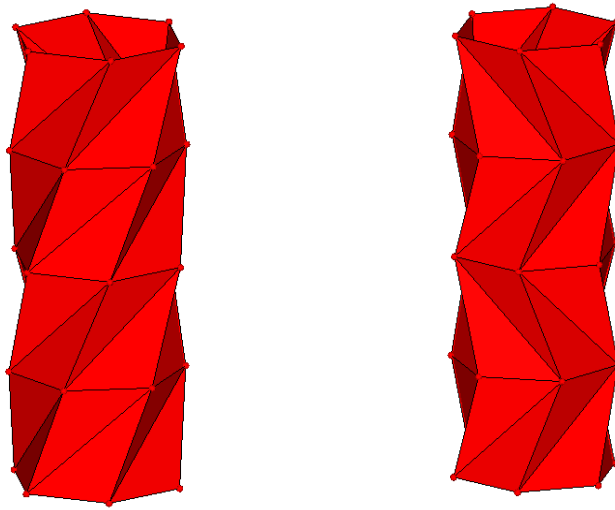
(a) spiral shape in plane



(b) spiral shape in space

Figure 1.1 Plants with spiral shape

ここでは、注目されているバイオミメテックスの観点から折紙構造が考えられている。図 1.1 を示すように自然界に多くのらせん型構造が現れる。このような植物の模様を参考し、折紙の折線を利用して、図 1.2 に示す展開収縮機能を有するらせん型折紙構造と反転らせん型折紙構造が提案されている。図 1.2(a)に示すらせん型折紙構造では、展開収縮時にらせん角は同じ方向にする構造となり、軸方向に小さな力を加えても展開収縮できる特性がある。逆に、図 1.2(b)に示す展開収縮時にらせん角は隣の段の違う方向に反転する構造となり、軸方向に力を加える時に着力端面から順番にしわを重ねてアコーディオン状の圧縮変形が進む現象から、自動車のサイドメンバーの軽量化と高性能化設計に適用することが考案され研究が進められている [6]。



(a) spiral origami structure (b) reverse spiral origami structure

Figure 1.2 Origami structure tube

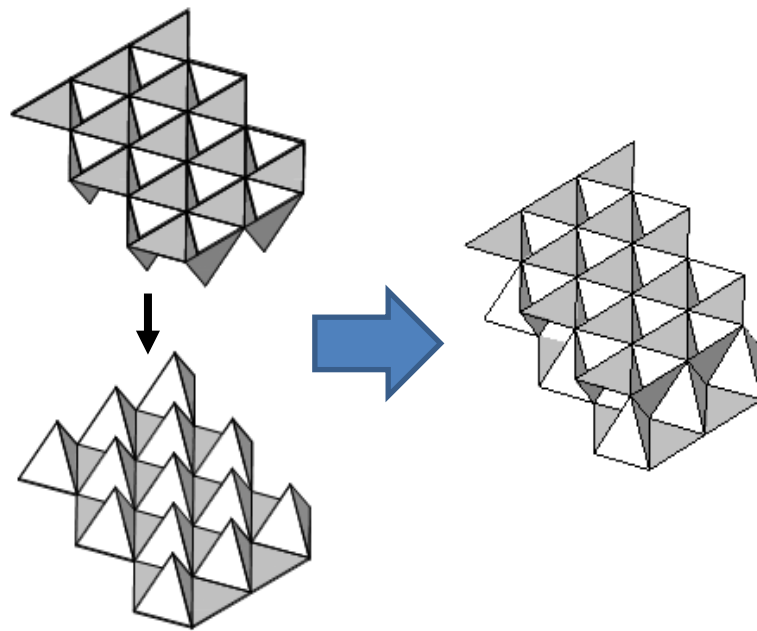


Figure 1.3 Truss cone panel structure

一方、三角錐台コアによる空間充填原理に基づき、図 1.3 の左側に示すように 2 枚のパネルを三角錐台コアの凸部と凹部が向かい合うような方向に重ね合わせて、同図の右側に示すトラスコアパネルが構成される。こうして構成される新しいトラスコアパネル構造は、現在最も使用されている軽量化構造のハニカム構造より、比剛性や比強度

などに優れる力学的特性があるため、自動車のフロア構造の軽量化と高性能化設計に適用する研究が進められている [7] .

ただし、提案された折紙構造の軽量化かつ高い衝突エネルギー吸収性能などの優れた特性があることが確認されるにもかかわらず、3 次元的複雑形状を持つことによる加工困難の問題は十分に解決されていなく、折紙構造が実車に採用される例はまだ見受けられていないのは現状である。

このような現状を踏まえて、本研究では、電気自動車の軽量化と衝突安全性の観点から、電気自動車の車体設計問題を取扱い、サイドメンバー衝突安全設計問題とフロア軽量化設計問題に対して、それぞれ反転らせん型折紙構造とトラスコアパネルの 2 種類の折紙構造に適用し、その軽量化および高い衝突エネルギー吸収性能に関する検討を行い、特に実車に適用できる大量生産を目指す加工問題について研究し、それを実現することを主な目的とする。

1.2 従来の研究成果

自動車が衝突時に出来るだけ多く衝突エネルギーをサイドメンバーに吸収させる目標を実現するために、中沢[8]は横断面に四つの補強リブがあるサイドメンバー構造を提案したが、この構造は確かに衝突エネルギー吸収性能が改善されたが、補強リブを作るためサイドメンバー構造の重量も多くなっている。Rusinek [9]はサイドメンバー横断面の衝突エネルギー吸収性能の影響要因を研究して、充填構造により衝突エネルギー吸収性能を向上することを考え、サイドメンバー構造の構成パラメータに関する最適化を行い、衝突エネルギー吸収量が向上したサイドメンバー構造を求めて、得られた最適化構造は高い衝突エネルギー吸収性能があるが、ただし、サイドメンバー構造が重いので軽量化の特性が低減された。

サイドメンバーの衝突エネルギー吸収量を多くするため、圧潰変形途中で横へ折れ曲がることはなく圧潰変形を続けることを実現するように、北川と萩原[10]は、圧潰変形する時のサイドメンバーの座屈波長を求め、座屈の節点にビード切欠きを入れることによって、確実にアコーディオン型の圧潰変形の形状実現を得ている。ただし、自らの嵩張りのためサイドメンバー全長の 70%以上の圧潰変形長さを得ることは難しいことが判った。

一方、野島[11]は折紙の折り畳み法を利用し初めて平板と円筒折紙構造をモデル化し

て典型的な折紙構造を提案して、さらに、野島[12], [13]は折紙構造を工学への応用が考え、円筒構造の側面を折紙構造にすると、小さい荷重でも構造物を折れ畳めることが判った。そして、野島[12]は折紙工学の考え方に基づいて、色んな折紙構造を検討した結果、反転らせん型折紙構造を提案した。その後、永島[15], 萩原[16]は折紙工学から得た知見を活かして作った折紙構造に対する数値解析を行い、折線の条件を理論値よりわずかにずらすことにより平均圧潰荷重も大きく変わることが明らかになった。

そこで、萩原ら[17]は折紙工学から得た収縮展開できる特性を活かして図 1.2 に示す反転らせん型折紙構造をサイドメンバー構造設計に適用することを提案して、側面壁に適当に折り線を入れることによって、圧潰長さは常にサイドメンバー全長の 90%以上続けられる特性を得ており、得られたサイドメンバー自身の重量が従来の矩形断面サイドメンバーとほぼ同じであったが、しかし圧潰変形に対する反力は低くなっており、現行の矩形断面のサイドメンバー構造より衝突エネルギー吸収量を上げることはできなかった。奥ら[18]は反転らせん型折紙構造を自動車サイドメンバーに適用する改良方法について検討したが、依然として問題が解決されなかった。

これを改善するために、呉ら[19]は幾何学形状を細分化し滑らかな曲面が得られるサブディビジョン法を反転らせん型折紙構造に適用し、その最大圧潰荷重や平均荷重など圧潰特性の改良に関する検討を行ったが、現行構造に勝る衝突エネルギー吸収性能をもつ構造を得ることはできなかった。

そこで、趙ら[20]は応答曲面法による最適化技術を反転らせん型折紙構造に適用し、折紙構造の上下段の回転角度、らせん型折紙構造の軸方向に沿う段数、正多角形断面の辺数とサブディビジョンの計算回数を設計変数とした条件下で、衝突エネルギー吸収量の最大化を目的とした最適化解析を実施し、現行の矩形断面のサイドメンバーと同重量で比較して圧潰エネルギーが約 1.37 倍多く吸収できる新しいサイドメンバー構造を開発した。

ただし、反転らせん型折紙構造を加工するため、その薄肉角筒に近い形状特徴からハイドロフォーミング法が適用できることが容易に思われるが、大型な加工装置と複雑な成形用金型が必要であり、その加工コストは最も大きな問題として解決されておらず、如何に反転らせん型折紙構造を安価で製造できる方法を開発することは大きな研究課題となっている。

これに対して、萩原[21], 陶[22]は反転らせん型折紙構造の加工方法について有限要

素法によるシミュレーションで検討したが、実際に反転らせん型折紙構造の加工問題の解決に至っていない。

一方、平坦なパネル状の折紙構造の高剛性など優れた力学特性を活かして、自動車フロアー構造の軽量化と高性能化を実現するために提案されたトラスコアパネル (図 1.3) に関する研究は非常に注目されている。

野島[23], 斉藤[24], [25]は、折紙工学の研究成果を薄鋼板から構成するパネル構造設計に適用し、トラスコアパネル構造を開発して、三点曲げ試験を用い静的な力学特性検討を行い、トラスコアパネル構造は比較的良い比強度と比剛性を持つことが確認できた。武田[26], 戸倉[27], 萩原, [28], 斉藤[29]は、それぞれシミュレーション法を用い、トラスコアパネルの応力と変形特性を解析して、トラスコアパネルの優れた力学特性を検証し、従来最もよく使用されているハニカム構造より良い軽量化効果を有することが判った。武田[30]はトラスコアパネルの形状パラメータを変更して、その形状パラメータの変化によりトラスコアパネルの力学特性への影響について検討した。

また、斉藤ら[31]はトラスコアパネルの幾何学的パターンと機械的特性の関係について検討して、トラスコアパネルのコアが互いに斜面に接触していることで、そのせん断抵抗効果と曲げ剛性は従来のハニカム構造より良い原因を調べた結果を発表した。夏[32], 楊[33]は有限要素法によるシミュレーションにより、トラスコアパネルとハニカムパネルの構造力学特性の比較を行い、トラスコアパネルはハニカム構造より優れた曲げ剛性と衝突エネルギー吸収性能をもつことが確認された。

さらに、田中[34], [35]はトラスコアパネルの振動騒音特性に関する検討を行い、トラスコアパネルの優れた防音性能と振動特性が確認できた。戸倉[7]はトラスコアパネルの曲げ剛性と衝突特性について検討して、衝突過程における横へ折れ曲げる問題を考慮したうえで、衝突エネルギー吸収量が最も多いトラスコアパネルの形状構成を求める方法を提案した。楊ら[33]は実際にトラスコアパネルを自動車のフロアーに適用する検討を行い、トラスコアパネルの実用化にも一歩前進した。

しかし、三次元的複雑な形状をもつトラスコアパネルを加工するために、最も適用する板金プレス法で加工する場合、張り出し成形モードが支配的になっているため、トラスコアパネルの成形高さに限界があり、トラスコアの頂部に部分的板厚が著しく薄くなり、き裂が生じやすい問題が存在する。

この加工問題を解決するため、戸倉[36]は多段階プレス成形法を利用した半球型中間

金型モデルを提案して、有限要素法を用いてトラスコアパネルの成形過程をシミュレーションしたが、全工程を通じて発生した最大板厚減少率は成形板材の破裂基準 30% に達していない結果が得られたが、その板厚減少率は既に破裂基準の 30% に近づけて、大量生産のための安定性を確保することは困難である。

また、夏[37]は半球型中間モデルを用いた多段階プレス成形工程に対して有限要素法解析と最適設計法を利用して、成形したトラスコアパネルの板厚が均一になることを目的とした最適化解析を行ったが、トラスコアパネルの成形高さに限界があり、き裂が発生しやすい問題が未だに解決されていない。

さらに、戸倉[38]は多段階プレス成形工程に対して有限要素法による成形シミュレーションを行い、塑性加工による加工硬化効果から成形したトラスコアパネルの曲げ剛性への影響について検討した。

一方、Nguyen[39]はトラスコアパネルのコアとパネル底板を別々に加工して組み立てる加工方法を提案されて、コア自身の成形、コアと底板の結合には溶接が必要となり、加工コストは高くなり、溶接部位の強度が弱くなる問題が存在する。

トラスコアパネルの比剛性、比強度および衝突エネルギー吸収特性などの力学特性が優れ、自動車のフロアー構造の軽量化と高性能設計に適用することを確認したものの、多段階プレス成形法を含めた数多くの検討が行われていても、未だにトラスコアパネルの加工問題が解決されていない。

すなわち、電気自動車をはじめ車体開発のために提案された 2 種類の折紙構造、サイドメンバーに適用する反転らせん型折紙構造とフロアーに適用するトラスコアパネルに関する研究は、現行の車両部品より優れた力学性能を持ち、新しい車体構造開発に実用化することが出来れば車体性能が大きく改善する可能性が十分にあることが確認されているにもかかわらず、それぞれの実用化展開に加工困難な問題があり、実車両に採用することが大きく遅れているのは現状である。

1.3 本研究の概要

本研究では、電気自動車の車体開発に適用する反転らせん型折紙構造とトラスコアパネルの加工問題を中心に、大量生産をベースとした新しい製造方法について検討する。具体的には、以下の 4 つの課題と検討内容を中心に研究を進める。

(1) 反転らせん型折紙構造を加工するために利用するハイドロフォーミング法の実

用化問題を解決する．ハイドロフォーミング法の加工パラメータの最適な組み合わせを求めるために，時系列の金型の締め付け力，円筒パイプ素材の内部に加える液圧力，パイプ素材の端部に加える押し力をそれぞれ設計変数とし，成形した反転らせん型折紙構造の板厚分布が出来るだけ均一になるように，すなわち最大板厚と最小板厚の差を最小化することを目的関数とした最適設計を行い，今まで十分に解決できなかったハイドロフォーミング法による反転らせん型折紙構造の製造問題を解決することを目指す検討を進める．

(2) 衝突時に反転らせん型折紙構造の軸方向反力が弱くなることがあることにより，全体の衝突エネルギー吸収性能が小さくなる可能性が考えられる．この問題を改善するため，本研究では，従来のハイドロフォーミング法で加工する場合に，成形素材の内部に加えられる液圧を利用して張り出し成形に用いるしっかり閉じた金型の代わりに，独自の発想に従い，各金型ブロックの間に隙間を設けて，その隙間から少し成形素材を外側に押し出すことによって，得られた反転らせん型折紙構造が軸方向に沿って細長い板厚の厚くなった柱状部分の剛性補強特性を活かした新しい不均一板厚の反転らせん型折紙構造となる．その壁面に沿って反転らせん状の折線形状が座屈しわの発生を有効に誘導することによって圧潰変形を長く続ける効果と，軸方向に沿って出来た柱状の押し出し部分が圧潰反力を補強することによって衝突エネルギー吸収性能を向上する効果を同時に実現する目標を目指す検討を行う．

(3) ハイドロフォーミング法を利用して反転らせん型折紙構造を加工する場合，複雑な油圧システムを含めた大型成形機械および成形金型が必要であり，その成形品としての反転らせん型折紙構造の製造コストが高い問題がある．さらに，パイプ素材の内側にある液圧力による張り出し変形モードが存在するため，成形した反転らせん型折紙構造の部分的に著しく板厚が薄くなってしまう問題がある．これらの問題を改善するため，本研究では，図 1.2 に示すように反転らせん型折紙構造の軸方向に沿って単純な形状を繰り返し構成されたことに着目して，ハイドロフォーミング法のように成形品全体を同時に作るのではなく，軸方向に沿って段に分けて一段ずつ成形するような部分加熱回転成形法を考案して，折紙構造ありきではなく，単純な部分回転により自然にできた新しい反転ねじり型折紙構造を提案する．この新しい成形法および得られる反転ねじり型折紙構造の主な利点としては，ハイドロフォーミング法のような張り出し塑性成形モードは存在しないため，成形品の板厚が比較的均一となるだけでなく，段に分

けて逐次に成形することで容易に加工システムを構成することができ、製造コストが低い利点から、本研究の提案する部分加熱回転成形法を容易に実用化にし、長年の自動車業界の懸案課題を解決する可能性が高いと考えられる。そのため、本研究では、円筒素材の外側のみ固定治具を設置して、部分加熱温度装置の設計と適切な部分加熱温度の設定、固定治具と角筒素材の接触面の滑り変位に関する定量的解析とコントロール技術や、得られた成形品が従来の反転らせん型折紙構造より良い衝突エネルギー吸収性能を持つか等の問題について詳しく検討して、大量生産をベースにした最適な加工パラメータを求める。

(4) 多段階プレス法を利用してトラスコアパネルを加工するため、今まで半球型中間モデルを適用することを中心に研究されているが、依然として成形したトラスコアパネルのコア頂部の板厚は部分的著しくなる問題が解決されていない。この問題を解決するために、本研究では、多段階プレス成形工程に用いる中間モデルの設計問題に対して、新たに「最大板材面積設計法」を提案する。それを使って設計した六角錐台中間モデルを従来半球型中間モデルの代わりに、多段階プレス成形工程に適用して、加工したトラスコアパネルの板厚分布は、今までの半球型中間モデルを使う場合により大幅に改良する可能性が高いと考えられる。それが正しいかどうかを検証するために、有限要素法汎用解析ソフトウェア **LS-DYNA** を利用し、六角錐台中間モデルと半球型中間モデルを用いた多段階プレス成形工程をそれぞれシミュレーションして、応答曲面による最適化法を利用して、六角錐台中間モデルを用いた多段階プレス法のトラスコアパネルの加工過程を最適化して、その最適な加工パラメータを求める。さらに、六角錐台中間モデルを用いた多段階プレス用の金型を製作して、実際のトラスコアパネルの試作実験を行い、シミュレーションと成形試作実験の結果を比較しながら、本研究の提案する最大板材面積設計法と六角錐台中間モデルによる多段階プレス法の有効性と妥当性を検証する。

1.4 本論文の構成

本論文では、「電気自動車車体に適用する折紙構造の実用化に関する研究」を題にして、以下に示すように第1章から第7章まで構成される。

第1章の「序論」では、本研究の研究背景を述べ、電気自動車の設計開発と折紙構造に関する従来の研究成果を概説し、また、車体のサイドメンバーに適用するビーム状の

反転らせん型折紙構造と、フローア構造に適用するパネル状のトラスコアパネルとの 2 種類の折紙構造に分けて、それぞれの実用化研究の重要性と従来の研究成果をまとめ、本研究の研究目的、研究内容及び本論文の構成について概説する。

第 2 章の「自動車車体開発に適用する折紙構造とその検討手法」では、本研究第一歩として、電気自動車の車体開発に適用する反転らせん型折紙構造とトラスコアパネルの 2 種類の折紙構造の幾何学構成、反転らせん型折紙構造の衝突エネルギー吸収性能、トラスコアパネルの静動力学特性および加工方法についてそれぞれ検討を行い、さらに折紙構造の成形過程に関する有限要素解析手法と、加工パラメータ分布に関する最適設計法について検討し、次章からの折紙構造の加工工程のシミュレーションおよび最適化検討のために必要な基礎理論と技術準備を用意する。

第 3 章の「反転らせん型折紙構造のハイドロフォーミング成形工程の最適化」では、自動車のサイドメンバーの衝突エネルギー吸収性能を向上するために開発した反転らせん型折紙構造とそれを製造するハイドロフォーミング法について検討を行い、まず、反転らせん型折紙構造の解析モデルを検討し、それから、汎用有限要素法解析ソフトウェア LS-DYNA を使いハイドロフォーミング法の成形過程を解析し、さらに応答曲面法による最適化手法を利用して、反転らせん型折紙構造のハイドロフォーミング加工法の最適な成形パラメータ構成を求め、ハイドロフォーミング法を使い反転らせん型折紙構造を加工することが可能であることを確認した上で、得られた反転らせん型折紙構造の板厚分布、加工荷重経路による影響、成形限界線図 (Forming Limit Diagram, FLD) による成形品質および衝突エネルギー吸収性能について詳しく検討を行う。

第 4 章の「不均一板厚を有する反転らせん型折紙構造とその加工法」では、衝突時に反転らせん型折紙構造の軸方向反力が弱くなる問題を改善するため、独自に提案する不均一板厚を有する反転らせん型折紙構造とその加工方法及び衝突エネルギー吸収性能などについて検討する。まず、不均一板厚を有する反転らせん型折紙構造の幾何学構成を検討し、それから、ハイドロフォーミング法による不均一板厚を有する反転らせん型折紙構造の成形過程をシミュレーションして、その結果により適切な成形加工パラメータを求める。さらに、成形した不均一板厚を有する反転らせん型折紙構造の品質評価および衝突エネルギー吸収性能について詳しく検討を行う。

第 5 章の「反転ねじり型折紙構造の提案とその実用化」では、ハイドロフォーミング法が複雑な大型成形設備が必要であることと加工コストが高い問題に対して、新しい

反転ねじり型折紙構造とそれを加工する部分加熱回転成形法を提案する。まず、部分加熱回転成形法の成形原理とシステム構成および反転ねじり型折紙構造の幾何学構成を検討し、それから、有限要素法による成形過程のシミュレーションを行い、適切な成形加工パラメータを求めるために、固定治具と成形素材の滑り変位および成形素材の性質による部分加熱温度の設定について検討を行った上で、実際に部分加熱回転成形装置を開発する。さらに、成形した反転ねじり型折紙構造の板厚分布、部分加熱温度の変化による成形性能への影響、圧潰しわに対する誘導効果および衝突エネルギー吸収性能について詳しく検討を行い、本研究の提案する反転ねじり型折紙構造の品質検証と、これから実用化へ展開するための基礎技術をまとめる。

第6章の「トラスコアパネルの多段階プレス成形法の品質向上」では、自動車のフロア構造の軽量化及び力学特性向上のために開発したトラスコアパネルの加工問題を取扱い、従来の半球型中間モデルによる多段階プレス成形法に対して、新たに六角錐台中間モデルによる多段階プレス成形法を提案する。まず、トラスコアパネルの幾何学構成と多段階プレス成形法について検討を行い、それから、有限要素法を利用して従来の半球型中間モデルによるプレス成形法の成形過程および得られたトラスコアパネルの板厚分布結果と問題点を分析した上で、独自に考案する最大板材面積設計法に基づき六角錐台中間モデルとそれによる多段階プレス成形法を提案して、六角錐台中間モデルによる多段階プレス成形法の成形過程をシミュレーションして、その成形性能に及ぼす影響要因などを検討する。さらに、提案する六角錐台中間モデルによる多段階プレス成形法の成形性能検証および実用展開のために、実際に六角錐台中間モデルの成形金型を設計製作して、手動式油圧プレス機を利用した多段階プレス成形システムを開発して、実際にトラスコアパネルを試作して、シミュレーションの結果と成形試作実験の結果を比較して詳細な検討を行い、本研究の提案する六角錐台中間モデルによるトラスコアパネルの多段階プレス成形法の妥当性と有効性および成形したトラスコアパネルの板厚分布などの成形品質について詳しく検証する。

第7章の「結論」では、本研究から得られた結論をまとめる。

第2章 自動車車体開発に適用する折紙構造とその検討手法

従来の自動車車体の設計開発では、車両の軽量化と高性能化を実現するために、薄肉のパネルにスポット溶接など方法で補強リブを結合させて構成した軽量化構造がよく使用されている。しかし、溶接点周辺の局部的強度不足、構造の比剛性低下や製造工程コストが高いなどの欠点が挙げられる。

一方、折紙構造を設計する場合、薄い鋼板に意図的に折線を入れることによって、折線に沿う方向に比較的強い剛性が得られることが容易に思われる。また、反転らせんのように折紙構造の角筒構造に対して適切に折線を入れることによって、軸方向に力を加える時に自由に収縮展開できる特性が得られる。このような折紙構造の特性を活かして自動車車体の設計開発に適用して良い効果があることが寄与できる。

本章では、サイドメンバーの衝突エネルギー吸収性能を向上するために開発している反転らせん型折紙構造と、フロアー構造の軽量化及び高性能化のために開発しているトラスコアパネルを研究対象として、それぞれの幾何学構成、力学特性および加工方法を検討する。また、次章からの詳しい検討に必要な折紙工学の加工工程シミュレーション手法と最適設計法についても検討を行う。

2.1 サイドメンバーに適用する反転らせん型折紙構造

自動車のサイドメンバーが細長い薄肉構造であるため、衝突時によく横へ折れ曲がる座屈変形して衝突エネルギー吸収量が極端に落ちる可能性がある。そこで、出来るだけアコーディオン状に近い形で圧潰変形が長く続けられるように、収縮展開できる性質をもつ反転らせん型折紙構造を適用することは非常に有利と思われる。

2.1.1 反転らせん型折紙構造の幾何学構成

反転らせん型折紙構造形状は図 2.1 に示す方法で構成される。まず、図 2.1 の左図に示すような角筒を用意し、それから角筒を軸方向に沿って段に分けて、上端面または下端面から偶数断面、すなわち図示の Edge2, Edge4... で示す断面だけを、図示の矢印方向へある角度のねじり変形させることによって、最後に図 2.1 の右図に示す反転らせん型折紙構造が得られる。図示のように、片端面から軸方向に沿って、三角形と直線分で構成する壁面部分形状が段毎に逆方向に回転される形になっていることから反転らせん

型折紙構造の名前が付けられた.

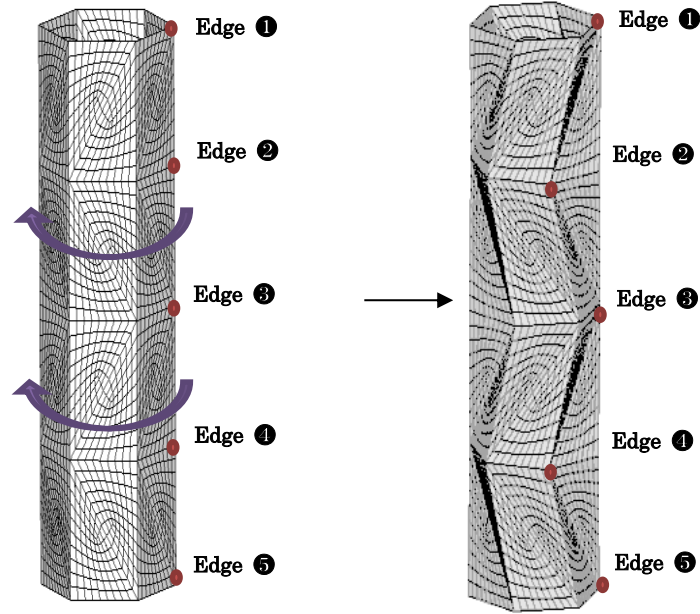


Figure 2.1 Design of reverse spiral origami structure

一方, 反転らせん型折紙構造の幾何学構成および圧縮展開特性を定量的に検討するため, 図 2.1 の右図に示す反転らせん型折紙構造を図 2.2 に示すように展開して, その斜め辺の挟む角度 α と β , 正六角形横断面の辺数 m_n の間に式(2-1)と(2-2)の関係が存在し, 反転らせん型折紙構造が軸力を受ける時に立体から平面に折り畳むことができる[40].

$$\alpha = \frac{\pi}{m_n} \quad (2-1)$$

$$\frac{\pi}{4} - \frac{\pi}{2m_n} < \beta < \frac{\pi}{2m_n} \quad (2-2)$$

実際に反転らせん型折紙構造を設計する時, 図 2.2 に示すように, まず平板の上に平行四辺形の並べた形状を描いて, それから実線は紙面の外への山折り, 点線は紙面の奥への谷折りのように平板を折って, 最後に折った平板の左右の辺を繋がり閉じるように接合させて行けば, 直接に反転らせん型折紙構造が得られる. ここでは, 平行四辺形の底辺の長さは反転らせん型折紙構造の横断面の正六角形の辺長になり, 角度 α と β を変えることによって反転らせん型折紙構造の幾何学形状を調整することができる.

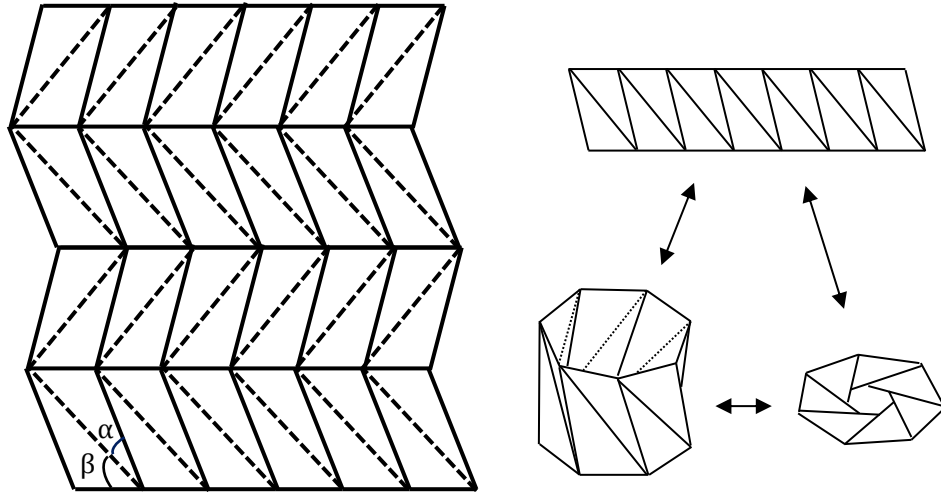


Figure 2.2 The development of unfolded reverse spiral origami structure

さらに，折紙構造の形状変更をパラメータ化するために，折紙構造が図 2.3 に示すように矩形状のユニットから片辺を回転させて構成されたと考える．ここで，図 2.1 の振り角度 θ と図 2.2 の反転らせん型折紙構造の構成角度 α, β との関係は，図 2.3 に示す三角形 $A_1B_1B_0$ の幾何学的関係を利用して以下の式で与えられる．

$$h^2 + \left(2R \sin \frac{\theta}{2}\right)^2 = \left(\frac{L \sin \beta}{\sin \alpha}\right)^2 \quad (2-3)$$

ここで， h はユニットの高さ， L は多角形横断面の辺長， R は円筒折紙構造の多角形断面頂点での回転直径である．

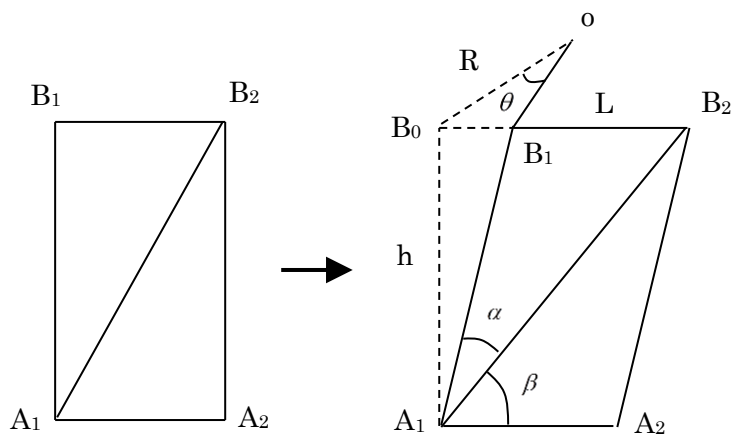


Figure 2.3 Original and folding strip structure

図 2.1 の右図に示す反転らせん型折紙構造が収縮展開できる特性を持つことで、軸方向に衝突荷重を受けた時に、全体的に横へ折れ曲がるオイラ座屈変形が避けられるが、圧潰変形に対する反力値が低下して衝突エネルギー吸収量も小さくなる可能性があり、これを改善するために、式(2-1)と(2-2)に示す折り畳む条件を満たさないような反転らせん型折紙構造を検討する必要がある。

2.1.2 反転らせん型折紙構造の衝突エネルギー吸収性能

反転らせん型折紙構造は、側面壁に沿って折り辺があり、軸方向に衝撃荷重を受ける時、折り辺に沿って圧潰変形を発生しやすいため、反転らせん型折紙構造の圧潰変形に対する剛性の低減する現象がよく見られるが、ただし、斜め方向に配置する折り辺は互いに支え合う 3 次元トラス構造に近い構成にすれば、構造全体の圧縮剛性が向上される可能性が得られる。すなわち、折り辺の配置を適切に調整して、軸方向に衝撃荷重を受ける時に発生する座屈しわを有効に誘導すると同時に、如何に軸方向の圧縮剛性を向上するかが反転らせん型折紙構造を設計する大きな課題となっている。この問題を解決するため、趙ら[20]は、反転らせん型折紙構造の形状特徴を分析して、その形状変更をパラメータ化した上で、LS-DYNA による衝突解析シミュレーションと応答曲面法による最適化技術を適用して、その衝突エネルギー吸収量の最大化を目的とした最適化解析を実施し、図 2.4 に示す新しい反転らせん型サイドメンバー構造を得た。

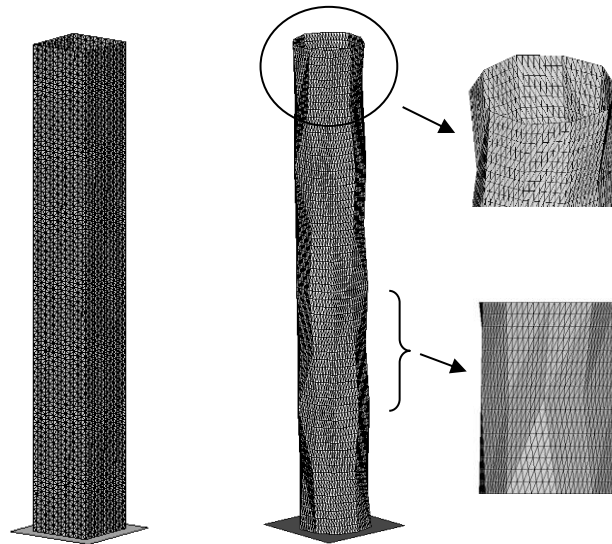
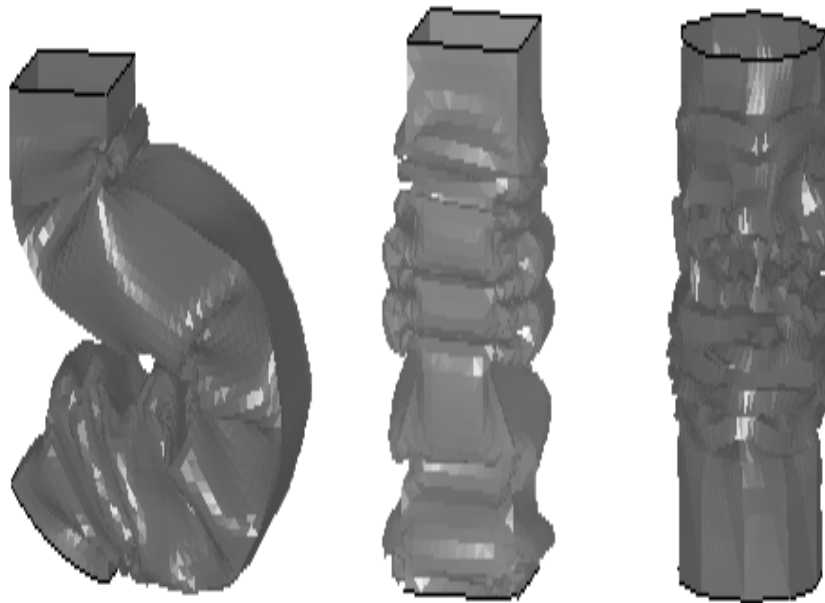


Figure 2.4 Reverse spiral origami structure [20]



(a). Original case (1) (b). Original case (2) (c). Optimal structure

Figure 2.5 Crash deflection of each structure [20]

検討のため、現行サイドメンバー構造の矩形断面と図 2.4 に示す反転らせん型折紙構造に対して、同じ条件の下で、それぞれ衝突解析を行い、その圧潰変形の解析結果を図 2.5 に示す。図 2.5(a)に実際によく見られる矩形断面構造が圧潰変形途中で倒れるケース(1)、図 2.5(b)に矩形断面構造の解析メッシュや計算条件の対称性などをよく調整して実際にほとんど見られない最後までアコーディオン状の座屈変形を続けたケース(2)と、反転らせん型折紙構造との圧潰変形が後半に進んだ同じ時刻の座屈変形の様子をそれぞれ示している。

図 2.5(a)に示す現行構造のケース(1)では、途中で倒れた構造の大部分は中心軸から外れてエネルギー吸収に貢献できない形になっている。図 2.5(b)の現行構造は、各条件が理想的に揃えることによって、圧潰変形がアコーディオン状で最後まで続けることができたが、図 2.5(c)の反転らせん型折紙構造では、事前に適当に設置した折り線の影響で、現行構造より細かい皺を持つアコーディオン状で折り畳まれ、軸方向に沿う座屈変形を続けている。

一方、図 2.5 の(b)と(c)を比べると、(b)は矩形断面として最高に潰れる場合であるため最終的な変形量は(c)と同程度であるが、(b)が圧潰し終っても、(c)はまだ圧潰変形途中

であり、より長い時間をかけて圧潰するという衝突特性を向上させる特性を有することが判る。

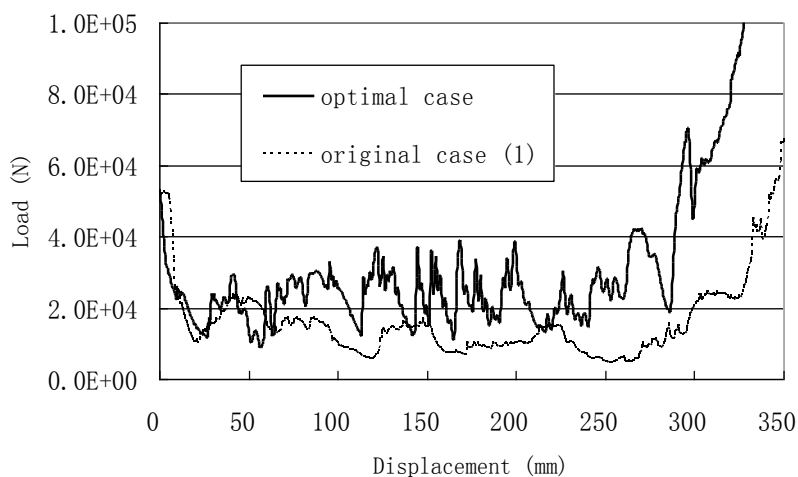


Figure 2.6 Load difference of original case (1) and optimal case [20]

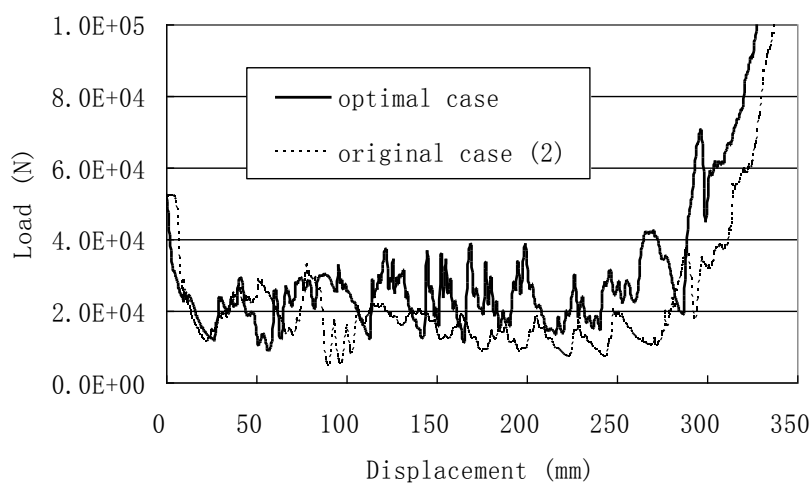


Figure 2.7 Load difference of original case (2) and optimal case [20]

図 2.6 では反転らせん型折紙構造と現行構造のケース(1), 図 2.7 では反転らせん型折紙構造と現行構造ケース(2)の圧潰変形途中の荷重特性の比較を示している. 図中により, 衝突の初期段階では, 初期構造の 2 ケースは反転らせん型折紙構造とほぼ同じレベルの荷重値を続けるが, 圧潰変形の後半に入ってから反転らせん型折紙構造の圧潰荷重値が高くなって, 現行構造より高い値を保ち続けて最後まで進行する傾向がはっきり見

える．一方，現行構造の荷重変化グラフ（図 2.6 と図 2.7）と比べ，反転らせん型折紙構造の荷重値は比較的高い値レベルを維持しながら上下変化の回数が増える傾向が見られる．これは図 2.4(b)に示したように反転らせん型折紙構造が軸方向に沿って段階的に折り線を入れることによって，座屈変形の皺数をより多く増やし，圧潰エネルギー吸収部位を軸方向へ分散させる効果があると考えられる．これは図 2.5 の(b)と(c)に示すような圧潰変形皺数の違いと吸収エネルギー量の大きな差からその効果を検証することができる．

また，図 2.4(b)の部分拡大図に示すように反転らせん型折紙構造の外表面において，軸方向に沿って段階的に斜め方向に折り線を入れていることによって，3 次元トラス構造と似たような補強効果が生じることが考えられる．これに起因した圧潰荷重の増大によって，理論的に圧潰荷重と圧潰変形量の積で表現される反転らせん型折紙構造のエネルギー吸収量を高くすることに非常に重要である．

その結果，現行構造と同重量の条件下で比べて，反転らせん型折紙構造のエネルギー吸収量は，通常よく見られる圧潰途中で倒れるケース(1)と比べて約 1.91 倍，最も理想的に最後まで座屈変形を続けるケース(2)と比べても約 1.37 倍多くなった．従って，衝突エネルギー吸収量の立場から見れば，反転らせん型折紙構造の方は断然に有利であることが明らかになった．

2.1.3 反転らせん型折紙構造の加工方法と問題点

中空薄肉パイプの形状特徴から反転らせん型折紙構造の加工にはハイドロフォーミング法を適用することが容易に思われる．

ハイドロフォーミング法とは，金型の中に入れたパイプ状素材の内部に高压液体を加え，必要に応じてパイプの端部から押し込みを行いながら塑性変形させ，金型に沿ってパイプを成形する加工法である[41]．現在，この技術は自動車の車体構造部品の加工を中心に数多く応用され，図 2.8 にその代表的な実用例を示し，排気システムの構成品，モーター，クロス，サイドメンバー，ルーフフレーム，ビラーなどが含まれる．

ハイドロフォーミング法の成形流れは図 2.9 に示すように 4 つの工程に分けられる．第 1 工程では，成形品の形状に彫った分割した金型にパイプ素材をセットする．第 2 工程では，分割した金型を中心方向に移動し，左右のピストンが前進しパイプ素材の両端を密閉する．第 3 工程では，パイプ素材の中に高压の液体を注入して，パイプ素材を膨

らめることによってパイプ素材を金型表面に貼り付けるように塑性変形させる。第4工程では、金型を開き、ピストンを後退し、成形品を取り出し、成形工程が完了する。

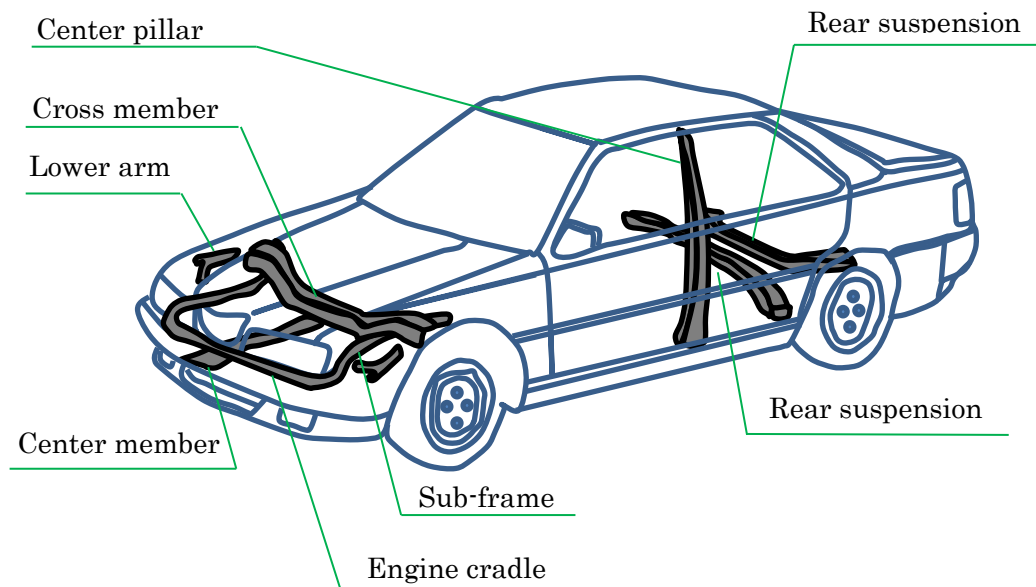


Figure 2.8 Vehicle parts processed by hydroforming

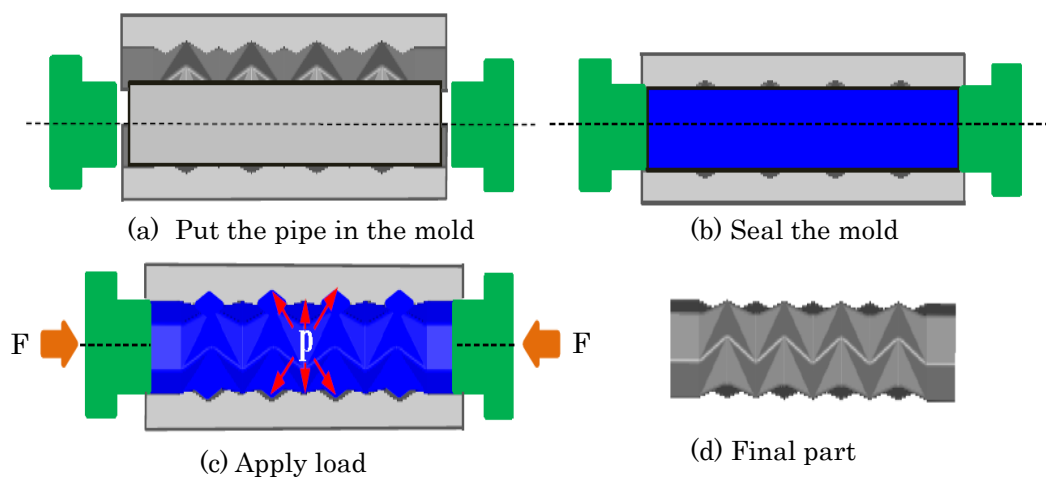


Figure 2.9 Hydroforming process

ハイドロフォーミング法の内部液圧による成形力は均一なので、パイプ素材の材料が流れやすい利点があるが、その塑性成形の過程において、パイプ素材の内部に液圧力、パイプ素材の両端に加える押し力と、パイプ素材の外側から中心軸方向への金型の締め付け力、合わせて3種類の加工荷重が時系列で変わりながら互いに影響し合い、さら

に金型とパイプ素材の間に接触する摩擦条件が成形品質に大きく影響することも考えられるので、その組み合わせた結果は非常に複雑であり、実際の成形品の形状特性及び材料特性などに合わせて、き裂など成形欠陥が発生しないように、如何に3種類の荷重経路を含めた最適な加工パラメータの組み合わせを求めるのは重要な課題となっている。本研究の第3章では、ハイドロフォーミング法を用いた反転らせん型折紙構造を加工する成形工程の最適な加工パラメータを求める。また、成形した反転らせん型折紙構造の軸方向反力が小さくなり衝突エネルギー吸収性能も低下する問題と、ハイドロフォーミング法の加工コスト高い問題を解決するため、第3章と第4章では、それぞれ独自に新しい加工法と改善対策を提案して検討を進める。

2.2 フロアー構造に適用するトラスコアパネル

構造の軽量化及び高性能化を実現するためにトラスコアパネル[42][43]が提案されており、従来の軽量化構造として最もよく使用されているハニカム構造より、比剛性、比強度、振動特性および衝突エネルギー吸収特性などが優れていることが確認され、それを自動車フロアー構造に適用することは有利と思われる。

2.2.1 トラスコアパネルの幾何学構成

トラスコアパネルは、図 2.10 に示すように平板からプレス法で成形した三角錐状のコアを千鳥状に配置されるパネル構造である。2枚のトラスコアパネルを対向方向に組み立てることによって図 2.11 の左上図に示すような実際に使用されるトラスコアパネル構造が得られる[44]。

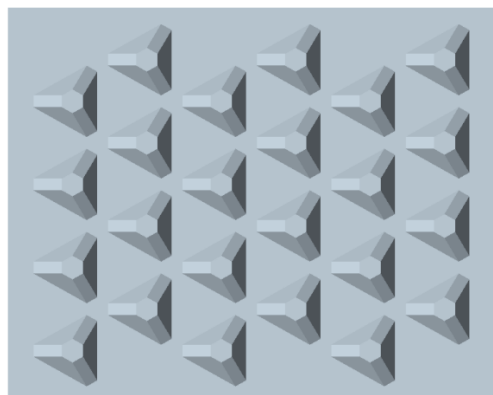


Figure 2.10 Truss core panel

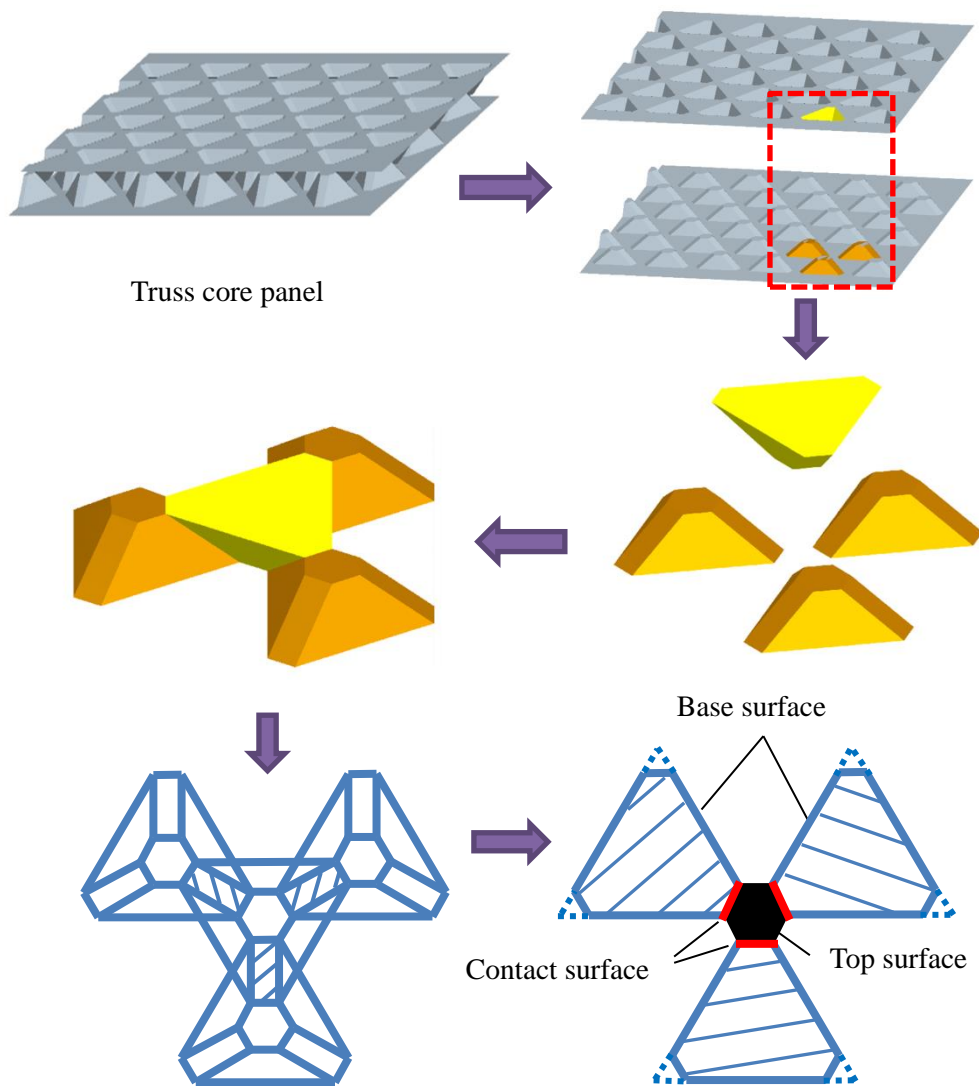


Figure 2.11 Disassembly process of truss core panel

ここで、トラスコアパネルの形状構成を分析するために、図 2.11 に示すように、まず、組み立てられたトラスコアパネルを分解して、その代表的なコア形状だけを切り離して、さらに、上から投影して、下底面にある図形だけを取り底面投影図と名付けて、図 2.11 の右下図に示すように単独で描いておき、その中央にある黒い六角形はトラスコアパネルの頂面、3 つの斜線で表す六角形はトラスコアパネルの底面、3 本の赤い線分はトラスコアパネルの間の接触面を示している。すなわち、底面投影図にはトラスコアの幾何学特徴がすべて表されているため、底面投影図を使いトラスコアパネルを検討し設

計するのは可能である.

頂面と底面が三角形または六角形であるかによって, トラスコアパネルは 6-6 型, 3-3 型や 6-3 型などに分類できる.

図 2.12 に示すのは, ベース三角形の縮小による 6-6 型トラスコアパネルのコア設計過程であり, まず, 設計平面に対して図 2.12(a)に対して辺長 c の正三角形で平面全体を分割する. それから, 設計対象となる三角形の中で図 2.12(b)のように辺長を a に縮小した底面三角形を作成する. また, 3 つの底面三角形の各コーナに対して図 2.12(c)のように辺長 b でカットして, トラスコアの底面になる六角形が得られる. さらに, 3 つの底辺六角形が互いに挟んでいる部分において図 2.12(d)のようにトラスコアパネルの頂面になる六角形が得られる. 最後に, 図 2.12(d)に示す底面と頂面の形状に基づき, 高さ h を加えて, 直接に図 2.12(e)のトラスコア形状が作成できる.

即ち, 事前にベース三角形辺長 c , 底面三角形辺長 a , カーナークット長さ b と高さ h の 4 つの形状パラメータさえ与えれば, 図 2.12 の設計手順に従い正確にトラスコア形状を設計することができる.

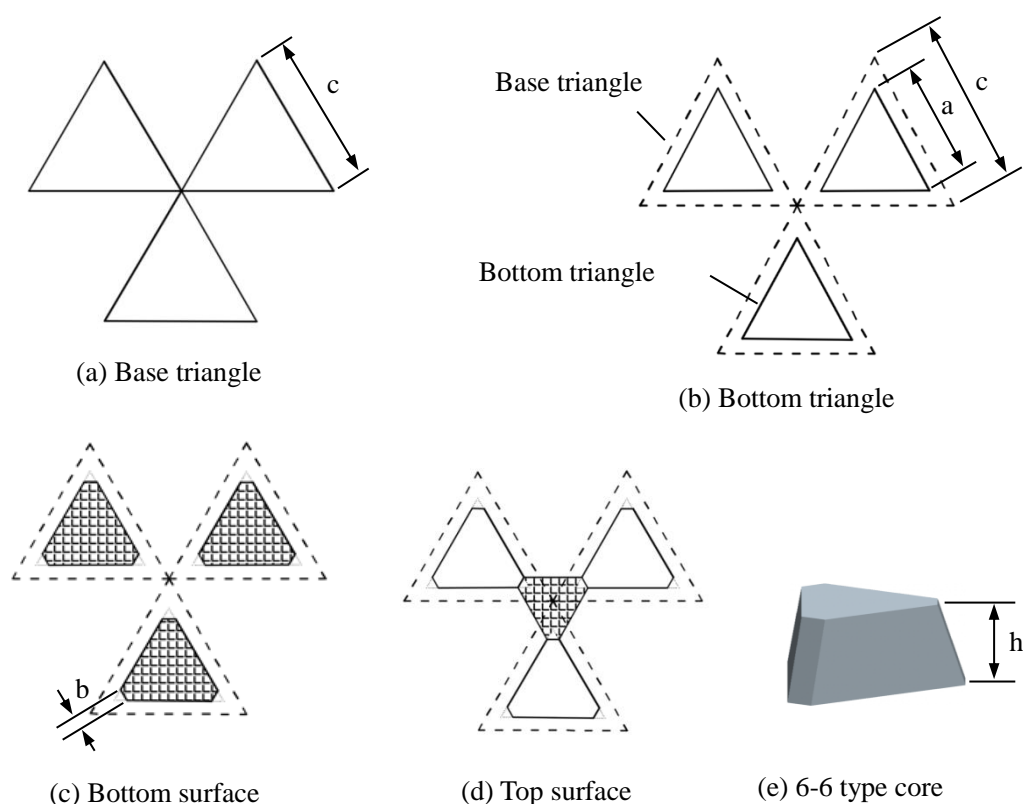


Figure 2.12 Design of 6-6 truss core from scale-down shape of basic triangle

同様に、図 2.13 に示すように、ベース三角形の拡大による 6-6 型トラスコアパネルのコア形状を設計することができる。図 2.13 では、まず設計平面に対して図 2.13(a) に対して辺長 c の正三角形で平面全体を分割する。それから、設計対象となる三角形の中で図 2.13(b) のように辺長を a に拡大した底面三角形を作成する。また、3 つの底面三角形の各コーナに対して図 2.13(c) のように辺長 b でカットして、トラスコアの底面になる六角形が得られる。さらに、3 つの底面六角形が互いに挟んでいる部分において図 2.13(d) のようにトラスコアパネルの頂面になる六角形が得られる。最後に、図 2.13(d) に示す底面と頂面の形状に基づき、高さ h を加えて、直接に図 2.13(e) のトラスコア形状が作成できる。

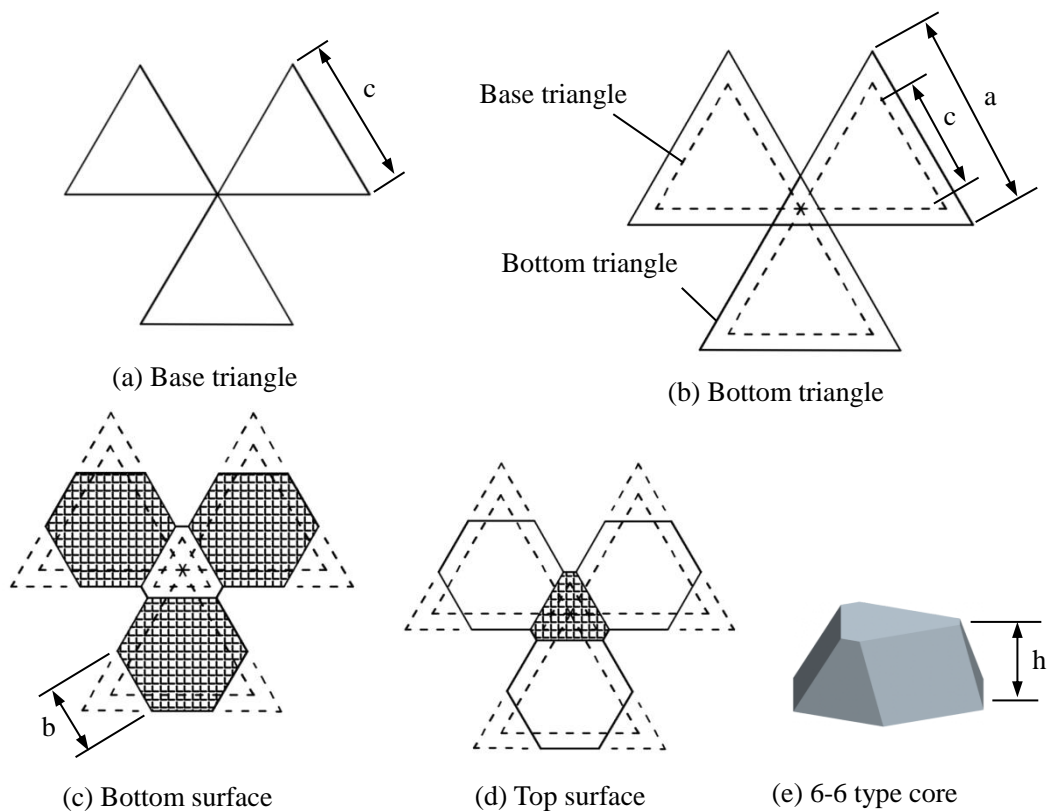


Figure 2.13 Design of 6-6 truss core from scale-up shape of basic triangle

図 2.12 と図 2.13 に示す 6-6 型は、トラスコアパネルの基本型となっているが、一部の形状パラメータをある特定値に固定することによって、図 2.14～図 2.19 に示す他の形のトラスコアパネルが構成される。

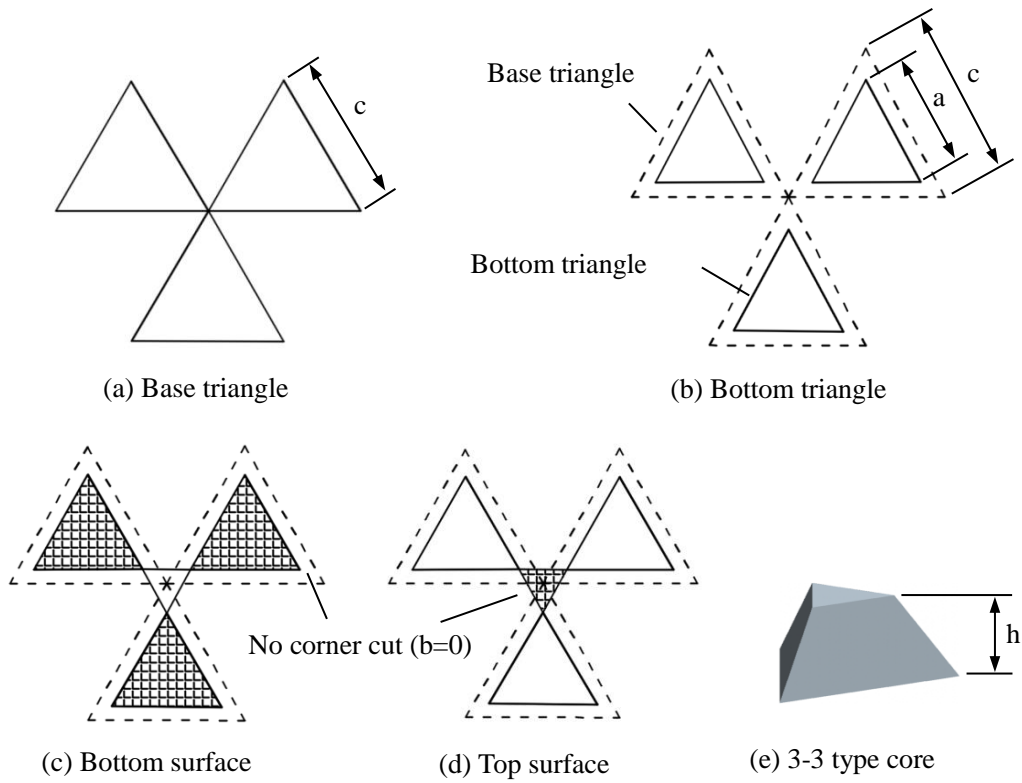


Figure 2.14 Design of 3-3 truss core from no angle cut of basic triangle

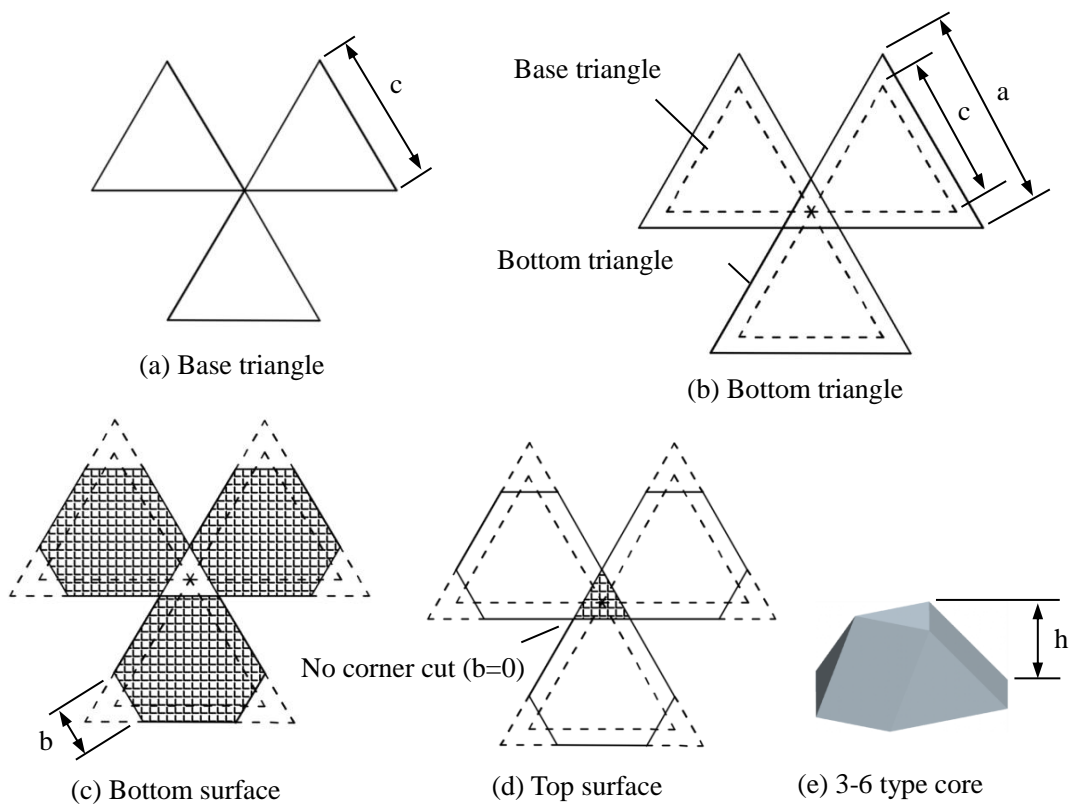


Figure 2.15 Design of 3-6 truss core from angle cut of basic triangle

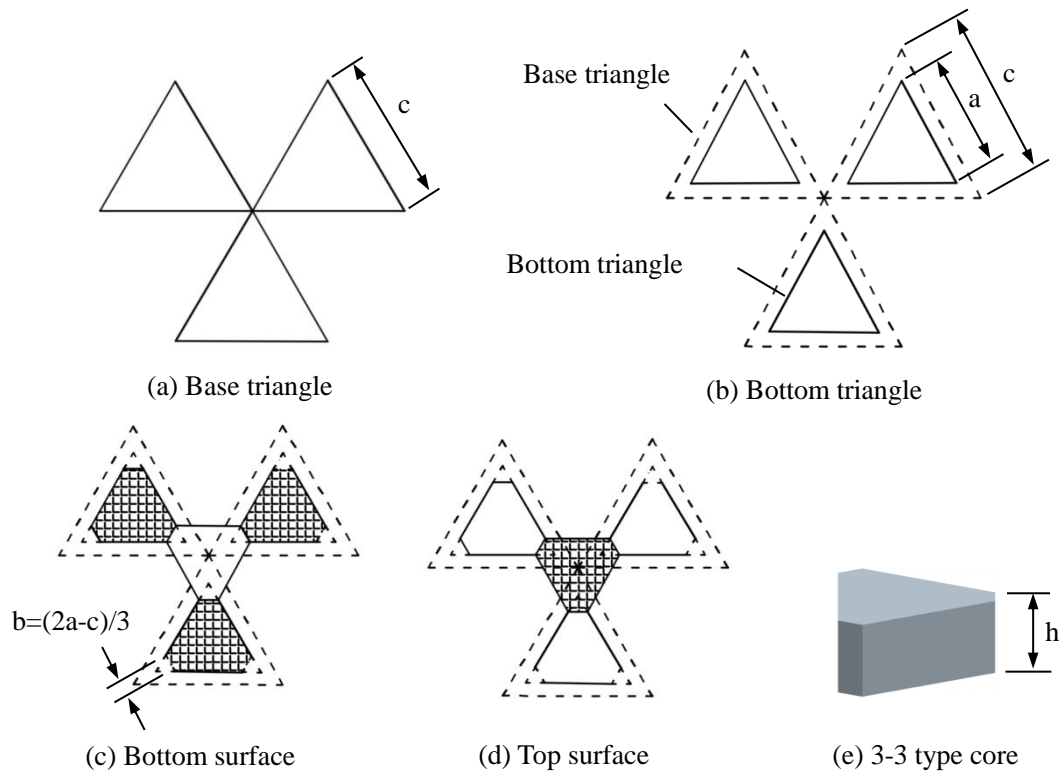


Figure 2.16 Design of hexagonal column core ($b=(2a-c)/3$) from basic triangle

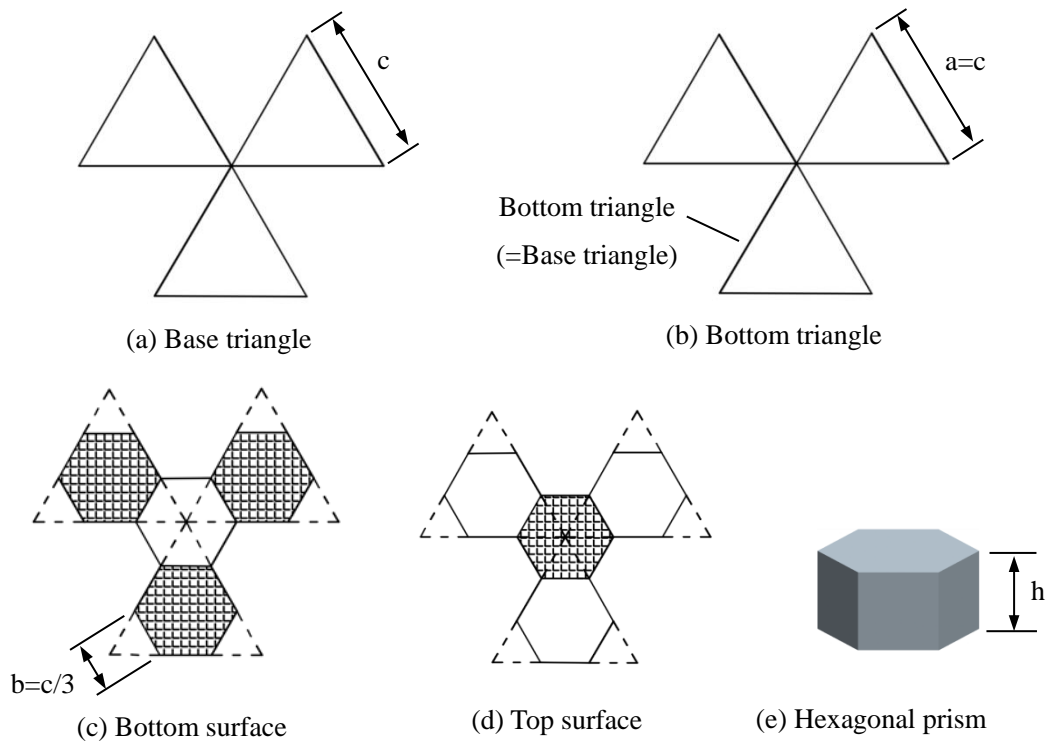


Figure 2.17 Design of hexagonal column core ($a=c$ and $b=c/3$) from basic triangle

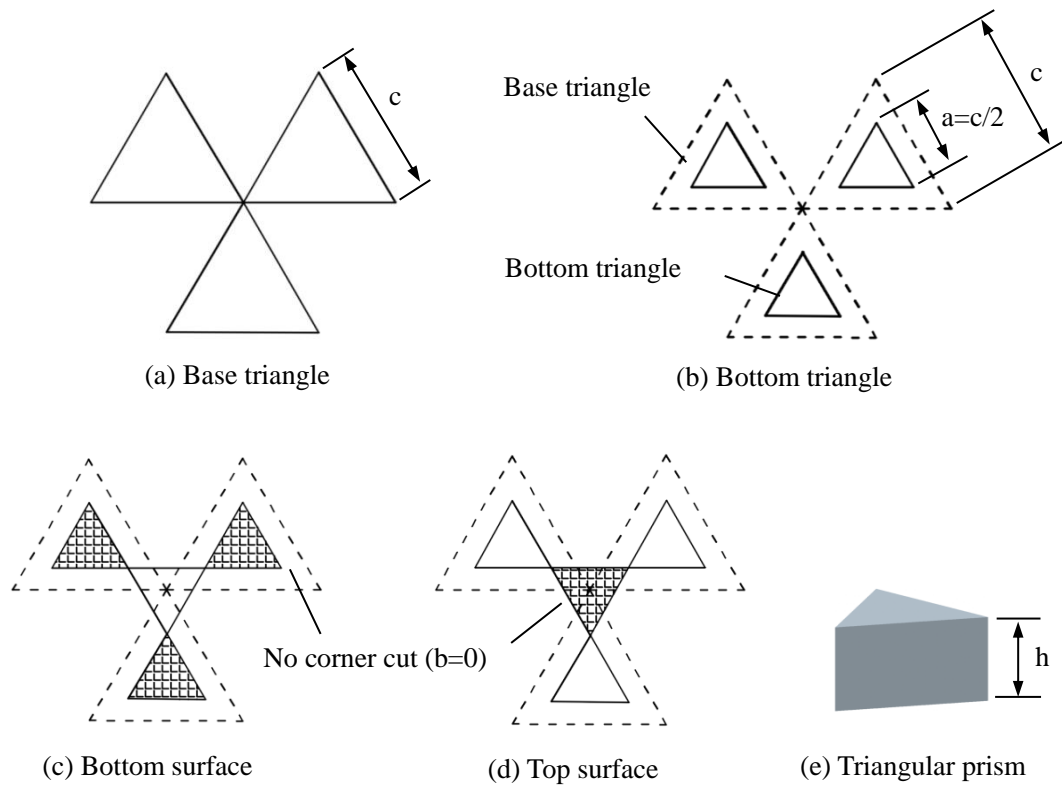


Figure 2.18 Design of triangular column core ($a=c/2$ and $b=0$) from basic triangle

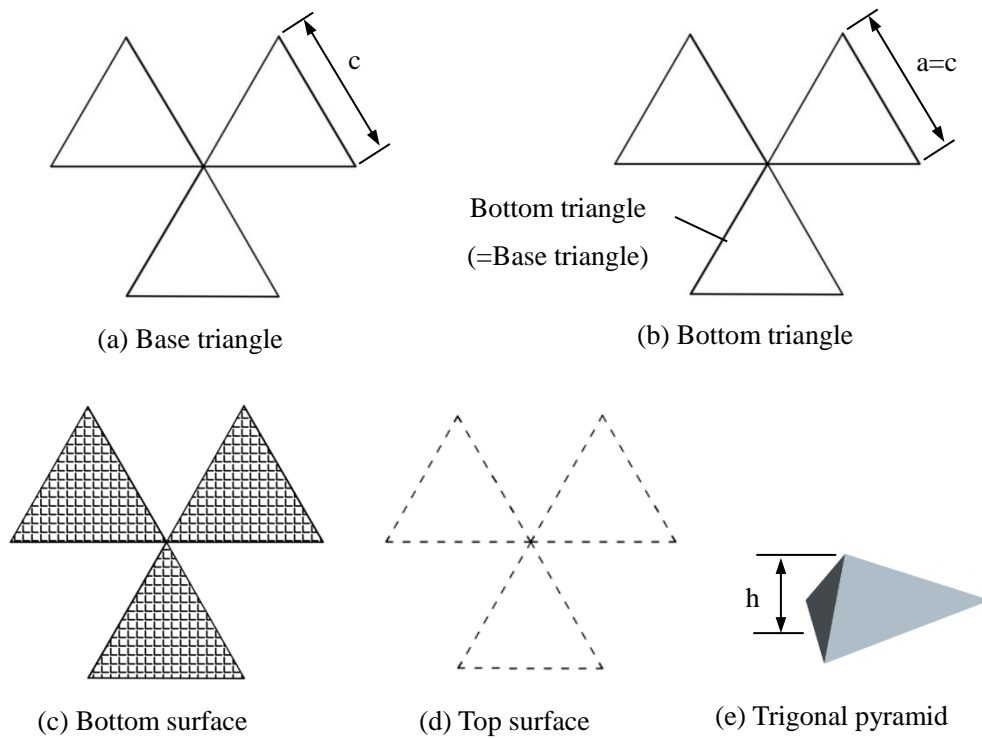


Figure 2.19 Design of quadrihedron core ($a=c$ and $b=0$) from basic triangle

図 2.14 に示すのは、頂面と底面の三角形にコーナーカットしない($b = 0$)で得られた頂面と底面がすべて三角形となる 3-3 型トラスコアである。

図 2.15 に示すのは、底面三角形にコーナーカットあり($b \neq 0$) 且つ頂面三角形にコーナーカットしない ($b = 0$) で得られた 3-6 型トラスコアである。

図 2.16 に示すのは、コアナーカット長さをベース三角形辺長と底面三角形辺長の間に $b=(2a-c)/3$ の関係を設定して、得られた六角柱トラスコアである。

図 2.17 に示すのは、底面三角形とベース三角形の辺長が等しく ($a = c$) 且つコーナーカット長さがちょうどベース三角形辺長の三分の一 ($b = c/3$) 得られた正六角柱トラスコアである。

図 2.18 に示すのは、底面三角形の辺長がベース三角形の辺長の半分 ($a = c/2$) 且つコーナーカットしない ($b = 0$) で得られた正三角柱トラスコアである。

図 2.19 に示すのは、底面三角形とベース三角形の辺長が等しく ($a = c$) 且つコーナーカットしない ($b = 0$) で得られた正三角錐トラスコアである。

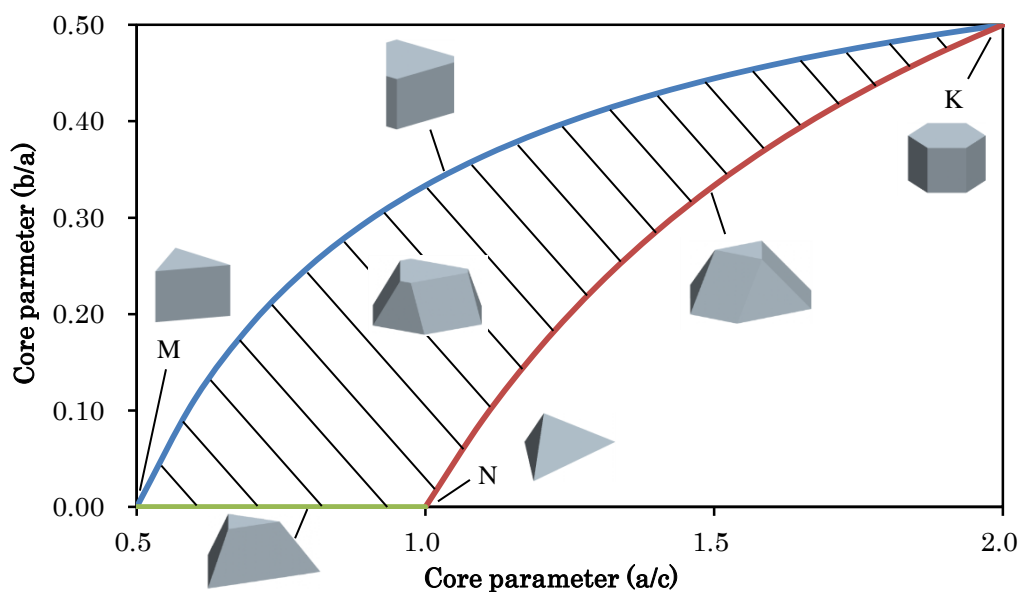


Figure 2.20 Relationship of core types and core parameters

以上までのトラスコアと形状パラメータの関係を整理して、図 2.20 のようにまとめられる。図 2.20 では、横軸は底面三角形辺長とベース三角形辺長の比 (a/c)、縦軸はコーナーカット長さと底面三角形辺長の比 (b/a) であり、中央にある斜線の部分はトラスコアが構成できる区域を示している。斜線部分の内部にある点は、図 2.12 と図 2.13 に示

す 6-6 型のトラスコアパネルの基本型である。横軸に沿う辺 MN は図 2.14 に示す 3-3 型トラスコアである。辺 MK は図 2.15 に示す 3-6 型トラスコアである。辺 MK は図 2.16 に示す六角柱トラスコアである。点 K は図 2.17 に示す正六角柱トラスコアである。点 M は図 2.18 に示す正三角柱トラスコアである。点 N は図 2.19 に示す正三角錐トラスコアである。

2.2.2 トラスコアパネルの力学特性

トラスコアパネルは複数の三角錐コアから構成され、二枚のパネルを対向して組み立てることによって、角錐の稜線と斜面が互いに貼りあわせて、パネルの間には八面体型の中空部が連続的に構成された安定な複合コアパネルとなる。こうして組み立てられたトラスコアパネル表面に外部荷重がかけられる場合、コアの斜面に互いに接触することで、変形は荷重点周辺に集中することはなく、連続的なコア斜面の接触部を通してトラスコアパネルの全面に分散して行く特性が観察できる。

トラスコアパネルの力学特性を検証するため、現在最も使用されているハニカム構造（図 2.21）を比較対象として、図 2.22 に示す三点曲げの数値解析問題を設定し、トラスコアパネルとハニカム構造に対して、それぞれ解析モデルを作成して、同じ条件の下で解析した変位の結果を比較して、さらに得られた変位値と質量の比で表す比剛性値を使い、トラスコアパネルとハニカム構造の静的な力学特性を評価し検証する。

図 2.23(a)と図 2.23(b)に、それぞれトラスコアパネルとハニカム構造の変形分布を示し、図中よりハニカム構造の変形が荷重点の下に局所的に集中することに対して、トラスコアパネルの変形のほうは明らかにパネルの全面に分散されている傾向が見える。それに起因して、トラスコアパネルの比剛性値は従来のハニカム構造より 10%ほど高いことが判った。

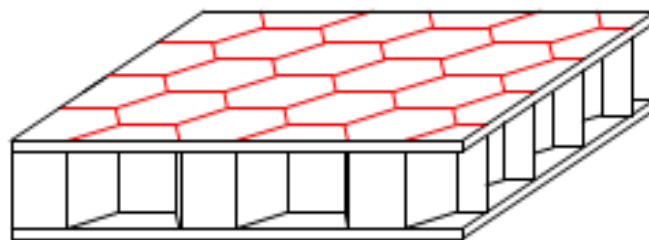


Figure 2.21 Honeycomb structure

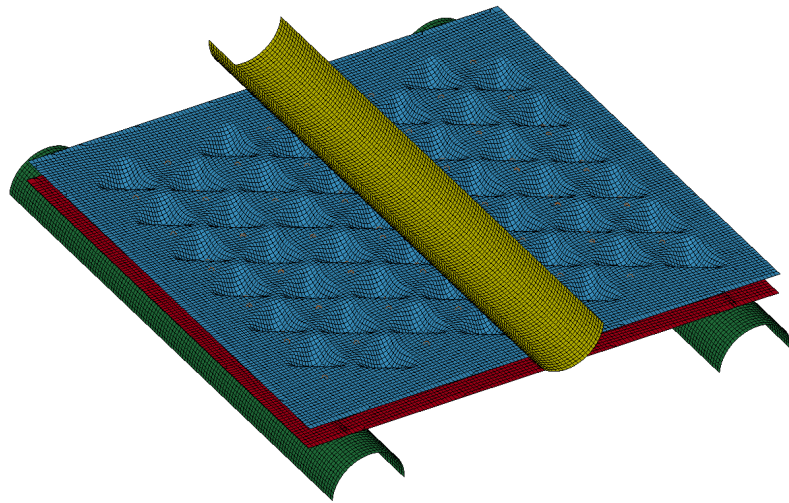


Figure 2.22 Three point bending test

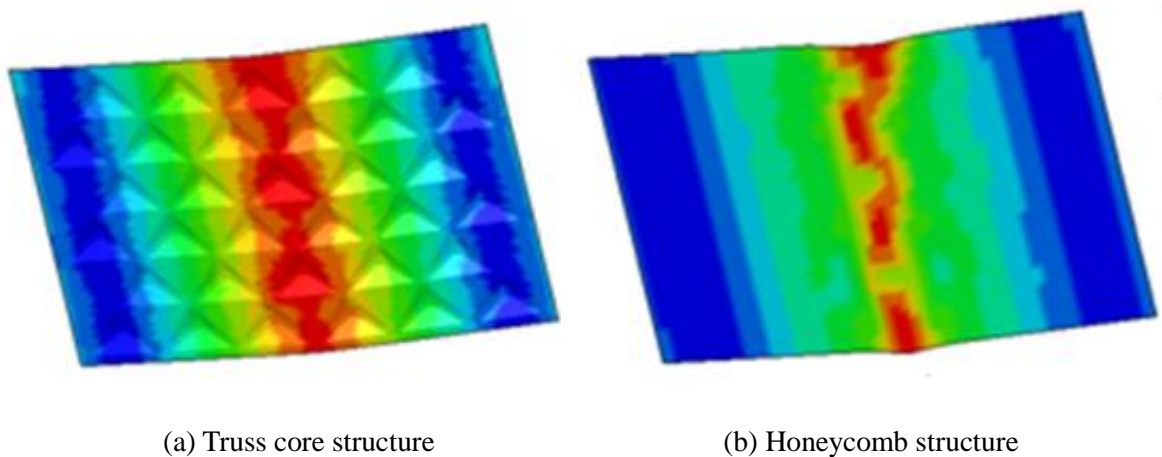


Figure 2.23 Comparison of three point bending test result

また，トラスコアパネルの振動特性を検証するため，何ら[45]は，繊維強化プラスチック（FRP）材料でハニカム構造とトラスコアパネルを作成して，図 2.24 に示すように振動台の上に取り付けて，さらにパネルの表面に加速度センサーを貼り付けスウィープ加振実験を行い，それぞれ固有振動数を計測し比較する．その測定結果は表 2.1 のようにまとめられた．

表 2.1 の比較結果により，従来のハニカム構造に比べて，トラスコアパネルの固有振動数は高く，比較的良い振動特性をもつことが確認できた．

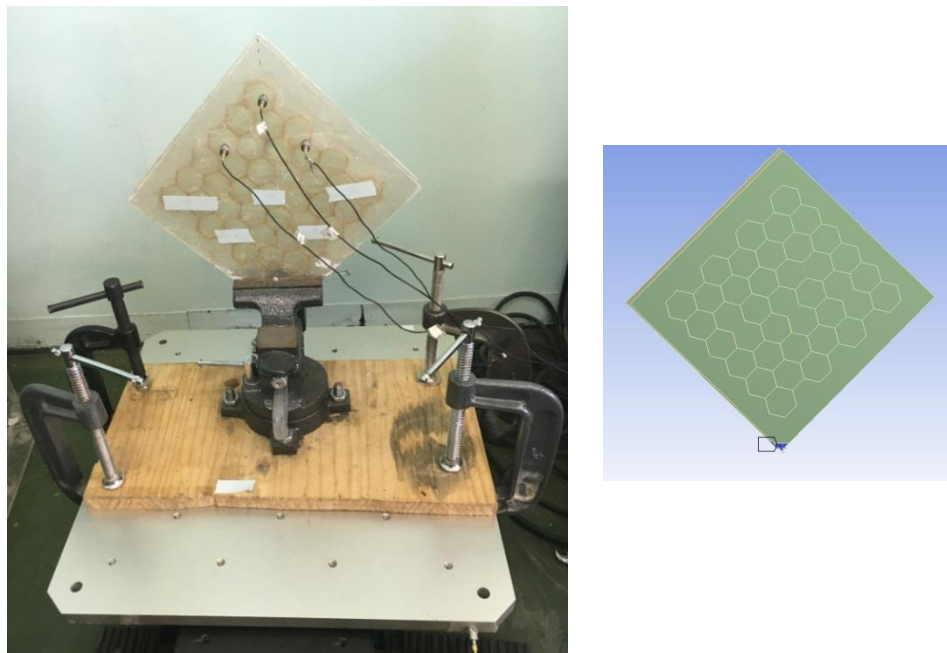


Figure 2.24 Measure of natural vibration characteristic by sweep wave [45]

Table 2.1 Measure results of natural vibration characteristic [45]

構造	$\Omega 1(\text{Hz})$	$\Omega 2(\text{Hz})$	$\Omega 3(\text{Hz})$
トラスコアパネル	48.5	81.5	97.5
ハニカム構造	44.0	76.0	86.5

さらに、トラスコアパネルの衝突エネルギー吸収性能を検証するため、楊ら[33]は、図 2.25 と 2.26 に示すようなハニカム構造とトラスコアパネルを用い構成した図 2.27 に示す自動車フロアを想定した軽量化構造に対して、全体的な寸法、板厚や材料特性などを全て同じとした上で、それぞれ衝突解析を行い、得られた衝突エネルギー吸収量を解析し比較を行った。

図 2.27 では、フロア構造の片側に剛性壁であり、その反対側のフロア構造境界に自動車重量の模擬した 1000kg の集中質量を取り付け、初期速度 54km/h を与えて衝突解析をそれぞれ行った。

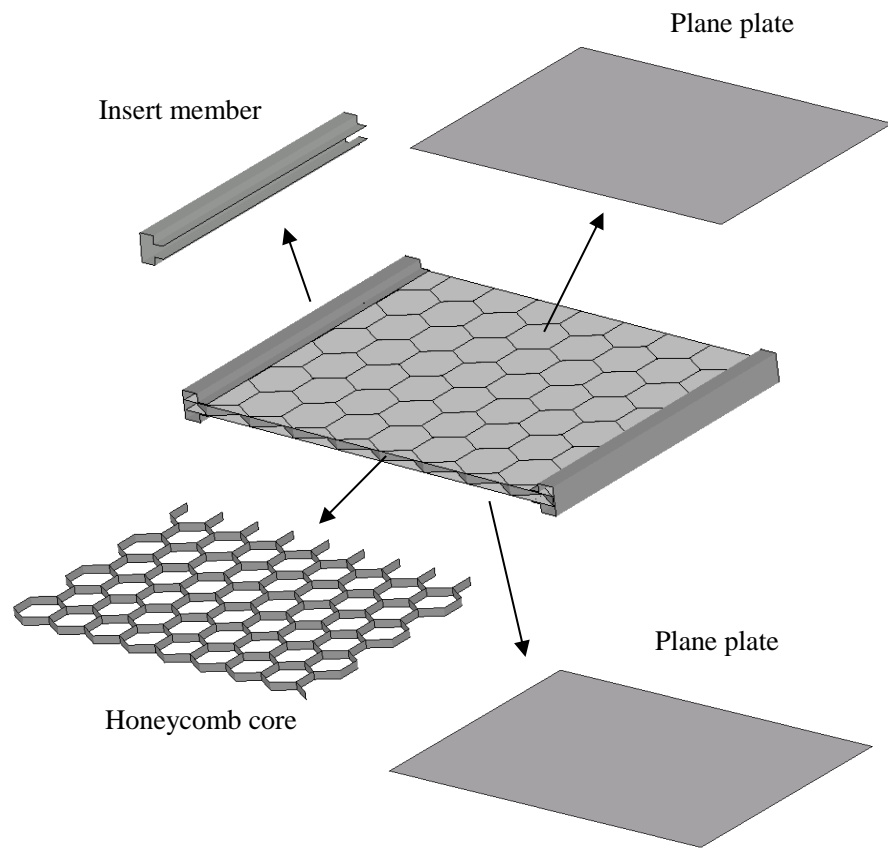


Figure 2.25 Floor structure form of honeycomb structure

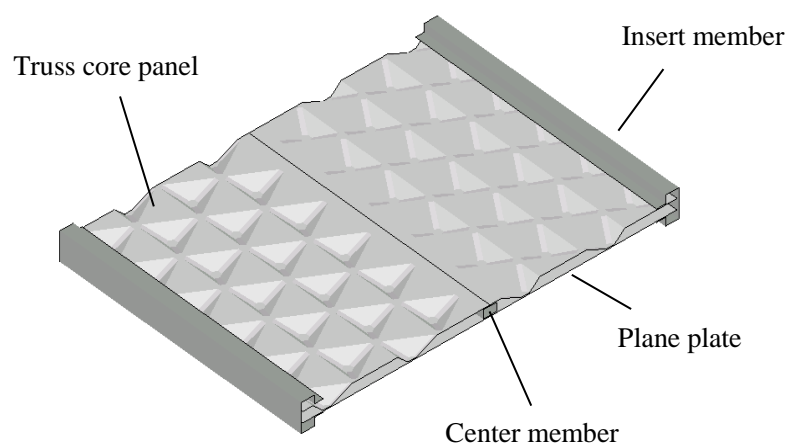


Figure 2.26 Floor structure form of truss core structure

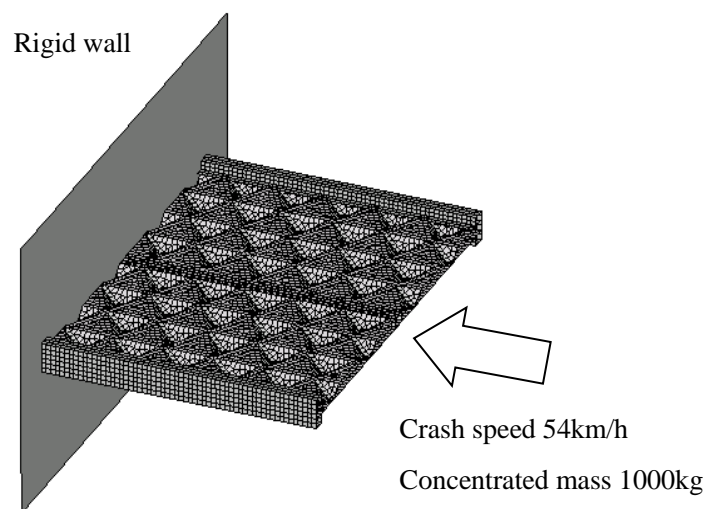


Figure 2.27 Crash test model of floor structure

衝突解析の結果は表 2.2 と図 2.28 のようになっている。表 2.2 に示すのは、トラスコアパネルとハニカム構造から構成したフロー構造の衝突エネルギー吸収量と、構造の衝突エネルギー吸収性能を表す評価値としての衝突エネルギー吸収量と構造重量の比である。一方、図 2.28 に示すのは、衝突開始から同じ時刻 0.009 秒での衝突圧潰変形の様子である。図中より、トラスコアパネルで構成したフロー構造は衝突時に先端から順番に圧潰しわを積み重ねながら変形していく理想的な圧潰変形パターンとなっていることに対して、ハニカム構造で構成したフロー構造のほうは既に横へ折れ曲がる圧潰変形が発生してしまうことが見える。

よって、従来のハニカム構造に比べて、トラスコアパネルの衝突エネルギー吸収性能が確かに良いことが判る。

Table 2.2 Energy absorption results of crash test

	吸収エネルギー	吸収エネルギー／重量
トラスコアパネル	$10.87 \times 10^6 \text{ N} \cdot \text{mm}$	$3.99 \times 10^6 \text{ N} \cdot \text{mm/kg}$
ハニカム構造	$9.35 \times 10^6 \text{ N} \cdot \text{mm}$	$3.28 \times 10^6 \text{ N} \cdot \text{mm/kg}$

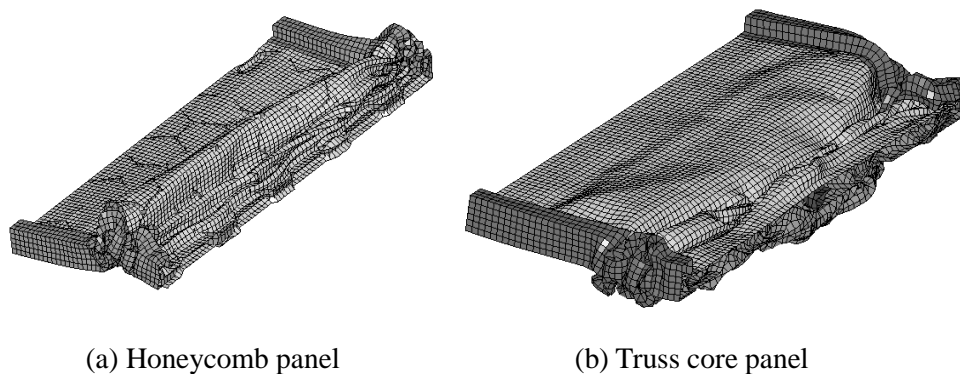


Figure 2.28 Comparison of fold-collapse shape on 0.009s of crash test

以上までの比較結果から、トラスコアパネルは従来の軽量化構造より優れた力学特性をもつことが明らかになったが、三次元的に複雑な形状を持ち、通常のプレス法で加工することが難しい問題が十分に解決されておらず、トラスコアパネルの実用化のための検討が継続して行う必要がある。

2.2.3 トラスコアパネルの加工方法と問題点

プレス加工法とは、プレス機械の中に金型を取り付け、その間に金属の平板素材を入れて大きな圧力を加え、その押し付ける力で平板素材を金型の形状とサイズどおりに変形させ、その形を永久に維持させるようにする加工法である。

トラスコアパネルの三角錐形状コアの成形は、板材のプレス成形の典型的なモデルなので、それを成形する時に、板材の脹らむ張り出し成形モードがメインになっているため、コア頂部における板厚が局所的に激しく薄くなる欠陥が生じる可能性が高い。

コア部だけを取り出し、その成形前の平面状態の面積と、成形した後の立体的な面積を比較して、さらに成形前後の体積が一定という条件により、容易に成形後の平均板厚の減少率が予測できるが、ただし、成形した後のコア部の板厚分布は均一ではないので、こうした平均的な板厚計算より、成形後のコア頂部周辺の危険部位に生じるき裂の予測のほうがもっと重要だと思われる。

通常のプレス法の成形工程は、図 2.29 のように 3 つの工程に分けられ、まず平板素材を凸型と凹型の間にセットして、次に金型に加工荷重を加え、金型を締め付けることによって、平板素材を三次元的な形状に成形させる。最後に、金型を開き成形品を取り出して、プレス成形工程が完了する。

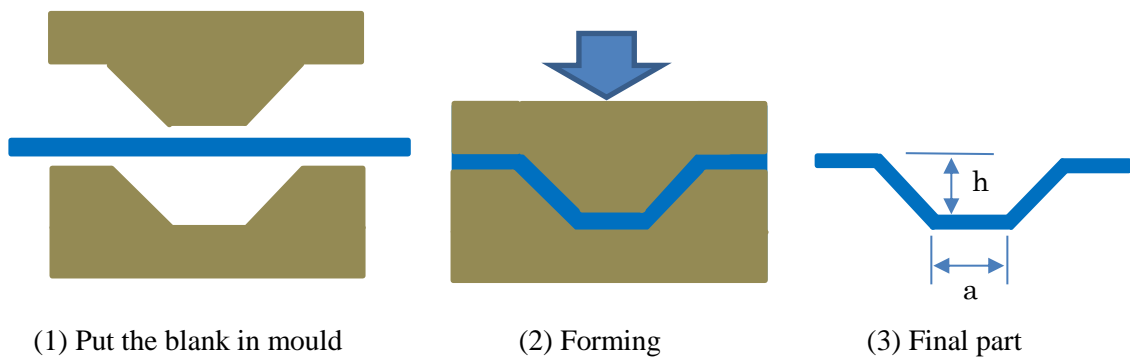


Figure 2.29 Press forming progress

ただし、図 2.29 に示すプレス法で加工する成形品の深さ h が大きくまたは底辺 a が小さい場合、底辺に塑性変形が集中し局所的に激しい薄くなるため、き裂の発生する可能性が高い。この問題を解決するため、多段階プレス法がよく使用されている。

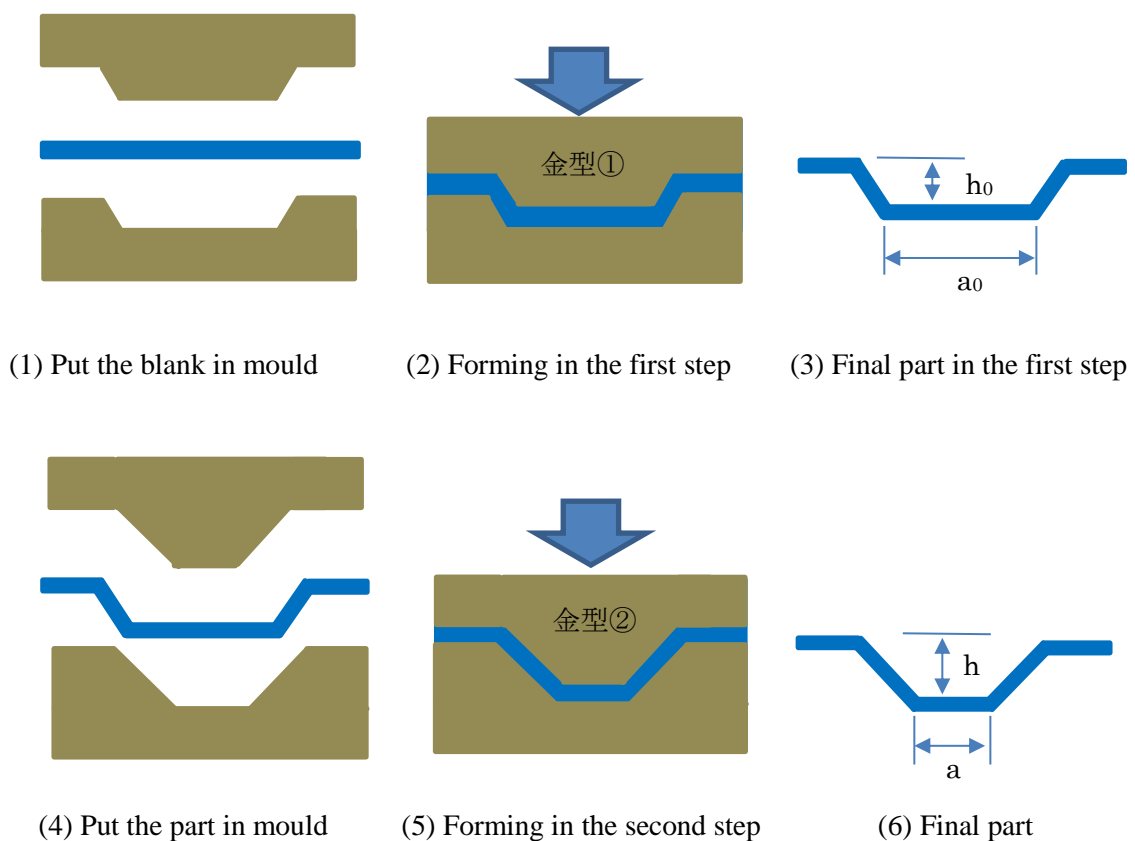


Figure 2.30 Multi-step stamping process

図 2.30 に示すのは 2 段階プレス法の例であり、図示のように出来るだけ多くの材料を絞り変形に引き込まれるようにプレス加工を 2 回に分けて、第 1 回目では、比較的深さ h が小さく且つ底辺 a が大きい中間モデルを平板素材から金型①でプレス成形して、次の第 2 回目では、第 1 回目の成形工程で得られた中間モデルを成形素材にして金型②を使い本来の成形品をプレス成形する。こうして、複数回のプレス工程に分けて成形することによって、成形品の板厚分布はより均一になる効果が得られるが、プレス法の成形工程が複雑となり、特に中間モデル形状および金型の設計は非常に重要である。

本論文の第 6 章では、今まで十分に解決されていない多段階プレス法によるトラスコアパネルの加工問題に対して、独自に考案した最大板材面積設計法に基づき、新たな角錐台中間モデルを提案して、それを利用した新しい多段階プレス成形法について詳しく検討する。

2.3 折紙構造の加工工程のシミュレーション手法

本研究の取扱う反転らせん型折紙構造とトラスコアパネルの加工問題を検討するために、それぞれ金型を開発して成形品の試作実験を行う方法で検討を進めて行けば、最も確実な研究方法であるが、しかし成形工程の初期検討段階において、加工パラメータなどの組み合わせによるたくさんの試作成形案が存在しており、それらに対して 1 つずつ金型を開発して試作実験を実施することは現実ではないため、試作実験の代わりに数値解析による加工工程のシミュレーションを行うことは非常に重要である。

本研究では、汎用有限要素法解析ソフトウェア LS-DYNA を利用して、反転らせん型折紙構造のハイドロフォーミング法とトラスコアパネルの多段階プレス法による加工過程に対し詳細なシミュレーション検討を行う。

2.3.1 解析モデルの設定

図 2.31 に示すのは、ハイドロフォーミング法による反転らせん型折紙構造の加工工程をシミュレーションするための解析モデルである。図 2.31 の左図の中央に円筒状の成形素材のモデルを、その周辺に 3 つに分けた金型のモデルを示している。図 2.31 の右図に分割した金型を中心軸に強制変位で移動してから、円筒状の成形素材のモデルの内側に液压荷重と両端面に押し付け力を加えた荷重条件を示す。

図 2.32～2.34 に示すのは、そのハイドロフォーミング法の加工荷重グラフであり、横

軸は加工開始からの時間，縦軸は力または強制変位で表す加工荷重である．図中により，成形開始から，まず金型を取り締める強制変位（グラフ A）は，起動し金型を締めてから一定の移動量を最後まで維持し，すなわち金型を締め続けている．また，金型が円筒素材をしっかり掴んでから，円筒素材の両端の押し付け力と内側の液圧力が起動し始めて，それぞれの最大値に達してから，しばらく圧力を維持し続けて，最後に荷重を抜いて成形工程が完成することを示し，実際に成形解析を行う時に，図 2.21～2.23 に示す荷重条件を入力データとして LS-DYNA に入力する．

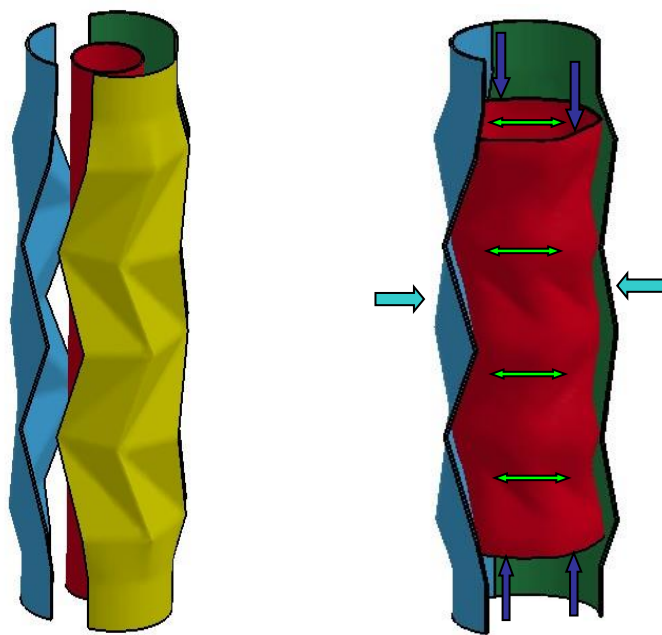


Figure 2.31 Simulation model of reverse spiral origami structure by hydroforming

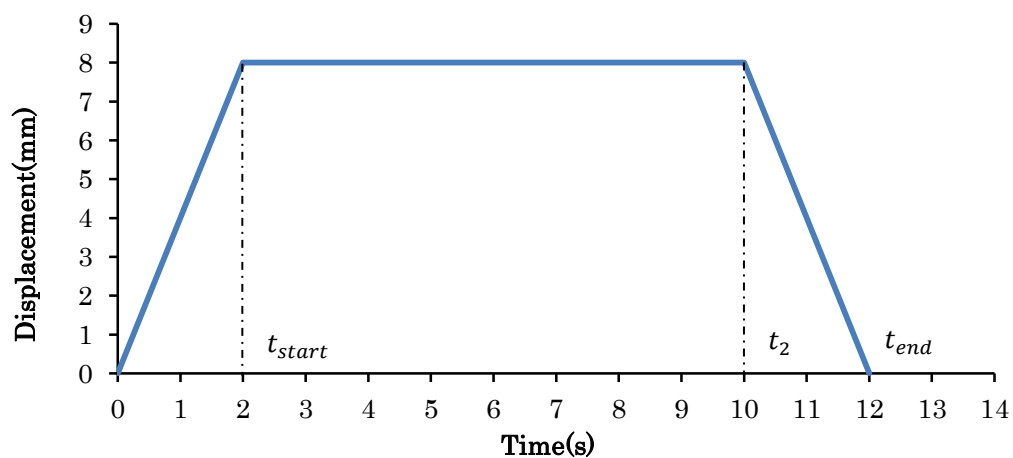


Figure 2.32 Load curve of displacement of divided dies

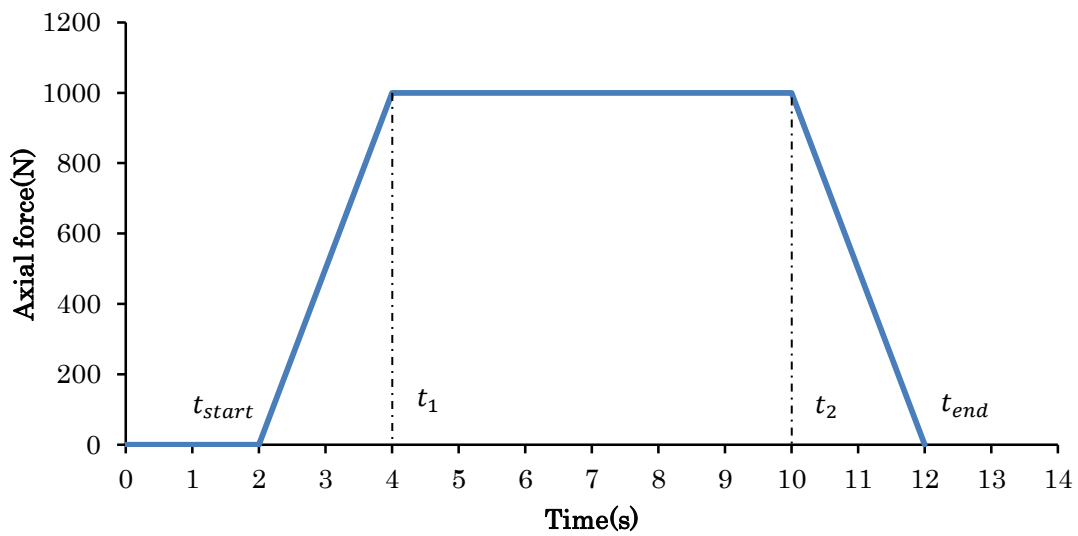


Figure 2.33 Load curve of axial force in hydroforming

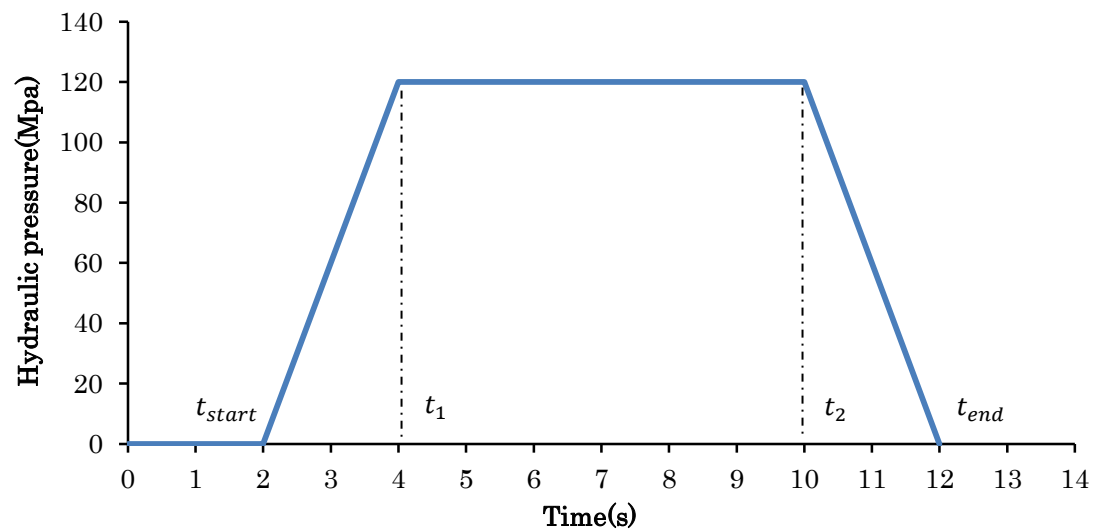


Figure 2.34 Load curve of hydraulic pressure in hydroforming

一方、図 2.35 に示すのは、多段階プレス法によるトラスコアパネルの加工工程をシミュレーションするための解析モデルである。図中より、その解析モデルは凸型、凹型および平板素材から構成される。金型の成形部分に当たるコア形状が 3 列に並べて、実際にプレス成形解析を行う、図 2.36 に示すように 3 回に分けてコア形状のプレス成形を解析する。

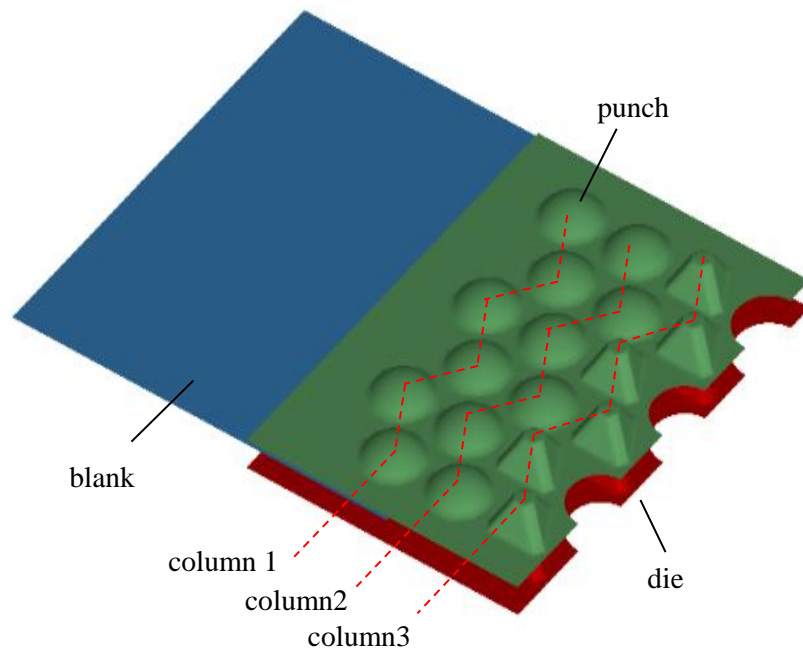


Figure 2.35 Simulation model of truss core panel in multi-press forming process

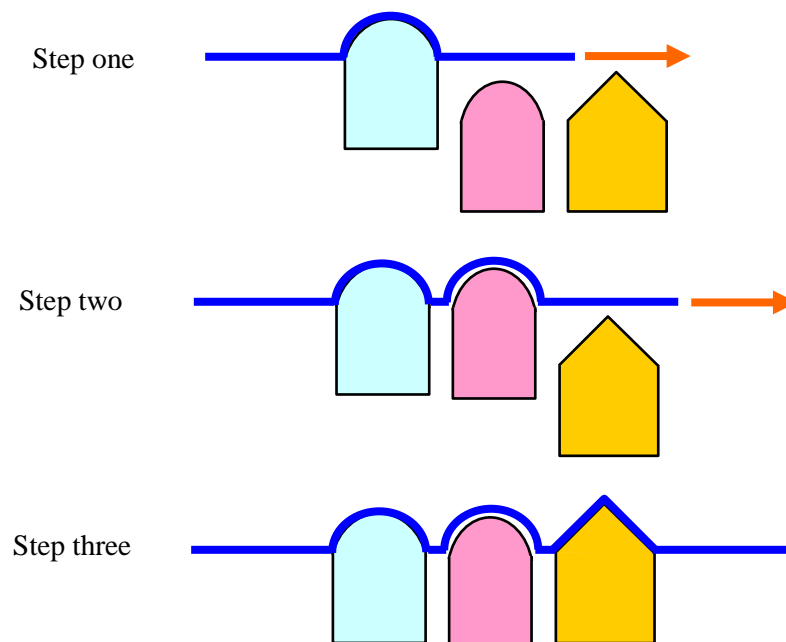


Figure 2.36 Forming process of truss core panel

まず、第1回目の成形では、平板素材を列1の凸型と凹型の間に挟み、第1列の中間モデル形状をプレス成形する。次に、成形素材を1列幅の長さに前に進めさせて、第2列の凸型と凹型が第1回目で成形した中間モデルをしっかりと挟めることによって成形素材を正しく位置決めをして、さらに凸型と凹型を押し付けて、列1に当たる位置でもう1列のコア形状がプレス成形される。最後に、成形素材を1列幅の長さに前に進めさせて、第2列の凸型と凹型が第1回目で成形した中間モデルをしっかりと挟めることによって成形素材を正しく位置決めをして、さらに凸型と凹型を押し付けて、列1に当たる位置でもう1列のコア形状がプレス成形されると同時に、列3に当たる位置で中間モデル形状からトラスコア形状への最終プレス成形工程が行われる。

このような成形工程を繰り返し行っていくことによって、最終的に全てのトラスコアパネルをプレス成形することが完成できる。

2.3.2 成形素材の材料特性

本研究の塑性成形検討に使用する材料は深絞り成形用鋼板 SPCE であり、図 2.37 および表 2.3 に示す物性値を用いる。

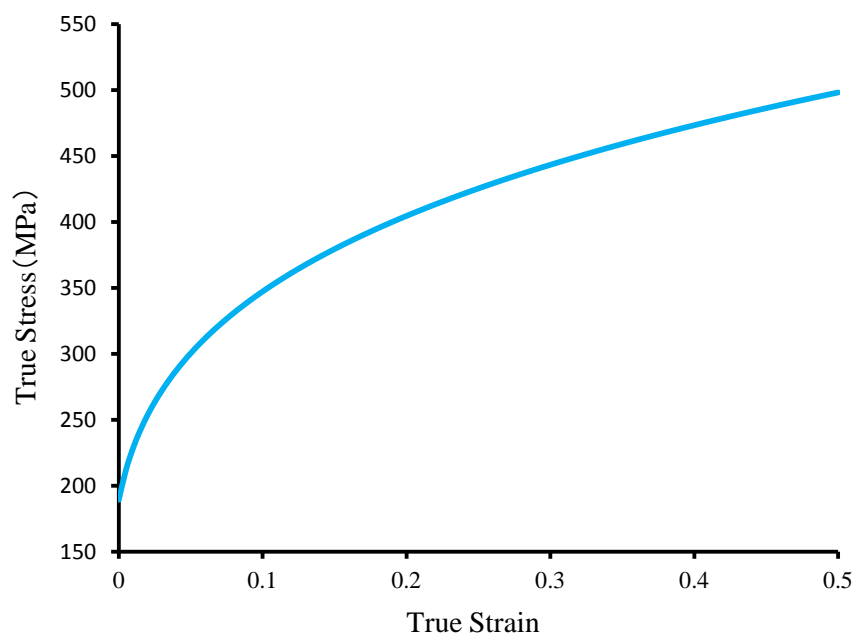


Figure 2.37 Stress-strain curve of SPCE

Table 2.3 Material parameters of SPCE

Young' modulus	206 GPA
Poisson ratio	0.3
Yield stress	159.74 MPa
Density	7.84×103 kg/m2
n value	0.258
r value	1.815

材料の降伏関数には式(2-4)を適用する.

$$f(\sigma) = \sqrt{\sigma_{11}^2 + \sigma_{22}^2 - \frac{2r}{r+1} \sigma_{11} \sigma_{22} + 2 \frac{2r+1}{r+1} \sigma_{12}^2} \quad (2-4)$$

ただし, r は深絞り比であり, 板材の面内方向の対数ひずみと板厚方向の対数ひずみの比で表される.

また, 表 2.3 に示した n 値は, 加工硬化係数と呼ばれ, 図 2.26 に示す SPCE 材料の応力-塑性ひずみ曲線を n 乗べき硬化近似式

$$\sigma = K(\varepsilon_y + \varepsilon_p)^n \quad (2-5)$$

でフィッティングすることにより得られる. ただし, ε_y と ε_p はそれぞれ降伏ひずみと塑性ひずみである.

2.3.3 成形限界線図 (FLD) による成形品質の評価

板材をプレス加工する時, 平板素材から立体的形状に成形されるため, 局所的にき裂やしわなど成形欠陥が発生する可能性がある. 通常, 引張ひずみはき裂の発生する原因, 圧縮ひずみはしわの発生する原因と思われる. すなわち, 成形品の成形不良または成形品質を評価する際に, 正確にプレス成形工程におけるひずみ分布を解析し把握することは非常に重要である.

本研究の研究対象となっている反転らせん型折紙構造とトラスコアパネルの成形工程には張り出し変形モードが支配的になるため, 出来るだけき裂が発生しないように成形工程を検討して行く.

従来、自動車車体の設計開発現場では、ひずみの大きさを計測する方法としてはスクライブドサークルテストと呼ばれる方法が用いられる。この方法は成形する前の平板素材の上に図 2.38 に示すような円形のパターンを描いておいて、プレス成形した後、変形した円の形状を測定する。成形後の円は楕円状になっているので、その長軸方向のひずみが最大主ひずみ ε_1 、短軸方向のひずみが最小 ε_2 となり、式(2-6)で定量的に主ひずみ計算できる。

$$\varepsilon_1 = \ln \frac{d_1}{d_0} \quad \varepsilon_2 = \ln \frac{d_2}{d_0} \quad (2-6)$$

ただし、 d_0 は成形前の円形の直径、 d_1 と d_2 はそれぞれ成形後の楕円形の長軸と短軸の長さである。

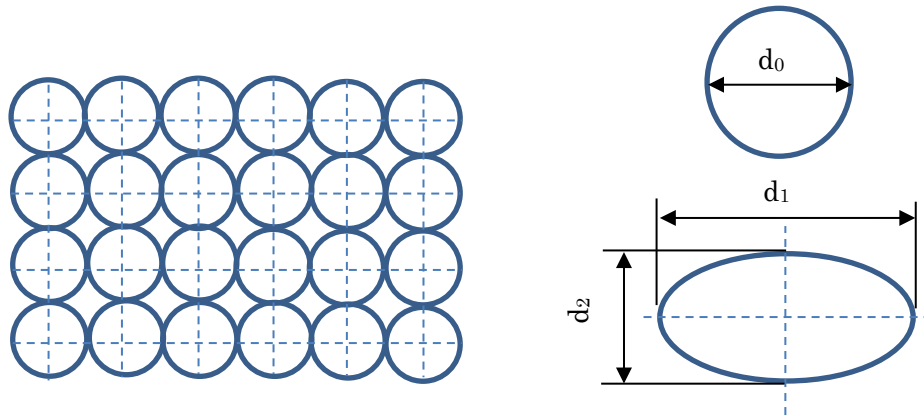


Figure 2.38 Scribed circle pattern

最大主ひずみ ε_1 と最小主ひずみ ε_2 が得られた後、それらを使いプレス成形の欠陥と品質を評価する際に、図 2.39 の成形限界線図 FLD がよく使用されている。図 2.39 では、横軸と縦軸はそれぞれ最大主ひずみ ε_1 と最小主ひずみ ε_2 である。図示のように材料特性などに決められた成形限界線が主ひずみ平面を分割されており、上の部分には主ひずみが許容値を超えてき裂が発生する区域、下の部分にはき裂が発生しない区域を示している。

実際にプレス成形品の上にある任意点の最大ひずみ ε_1 と最小ひずみ ε_2 が求められれば、それは必ず FLD 線図の座標面内の一点に対応できる。その点がどの区域に位置することによって簡単にプレス成形品にき裂が発生するかが判断できる。

ただし、本研究におけるプレス成形工程のシミュレーションでは、主ひずみは計算で

きるため、各危険部位の最大主ひずみ ε_1 と最小主ひずみ ε_2 が得られてから、直接に図 2.39 の FLD 線図を用いき裂が発生するかを判断すれば良い。

図 2.39 では、FLD 曲線が最大主ひずみ ε_1 と最小主ひずみ ε_2 で構成した主ひずみ平面を 2 つの部分に分割している。もし実際に成形品観測点の主ひずみ値の対応する点は FLD 曲線の上区域に当たるのであれば、成形品観測点にき裂が発生することを示し、逆に成形品観測点の主ひずみ値の対応する点は FLD 曲線の下区域に当たるのであれば、成形品観測点にき裂が発生しないことを示している。

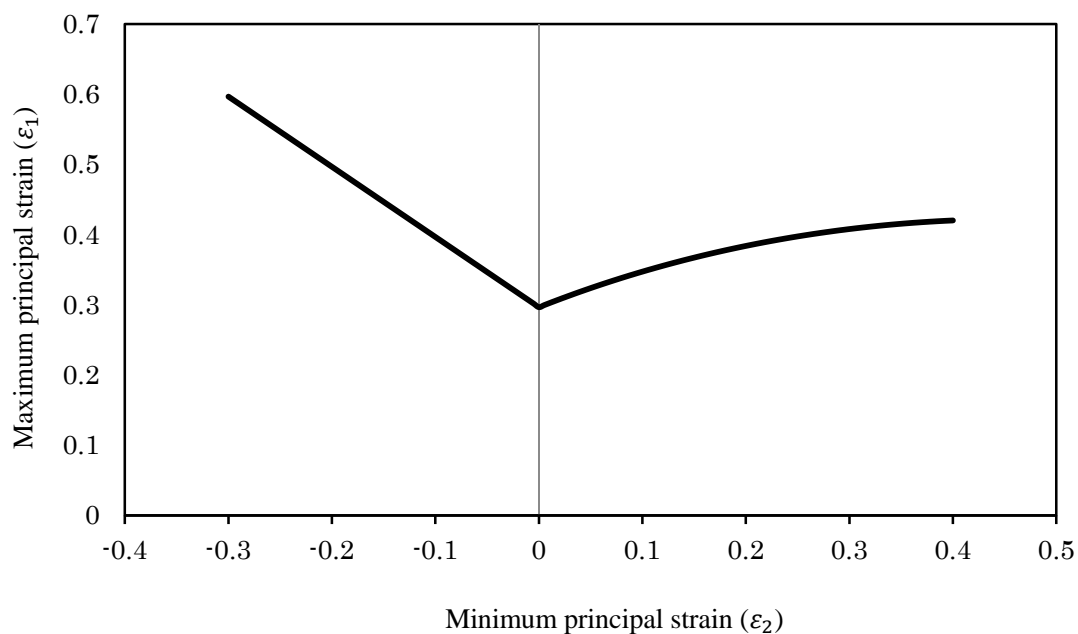


Figure 2.39 Forming Limit Diagram (FLD)

2.4 折紙構造の加工工程の最適設計

本研究の反転らせん型折紙構造とトラスコアパネルの成形工程においては、加工荷重や接触面摩擦力などの複数の加工パラメータを同時に存在し、互いに影響し合い成形品の品質を左右しており、それらの組合せを適切に選択し設定すること困難であり、さらにき裂や形状精度不良などの成形欠陥を強制に排除することが要求されているため、最適化法を利用して、高効率かつ精度よく折紙構造の加工工程の最適設計を行われることは非常に重要である。

2.4.1 最適設計モデル

最適化問題を解析する前に、設計変数、目的関数および制約条件を含める最適設計モデルを設定する必要がある。設計変数とは最適化解析過程において自由に調整できるパラメータである。目的関数とは最適化目標を数式的に表すものである。制約条件とは、強制に満足させる性能に関する制約式である。目的関数と制約条件は、それぞれ設計変数の関数あるいは直接に計算式で表せない陰関数となる。一般に、目的関数は 1 つだけで、設計変数と制約条件は多数ある[46][47]。

最適化解析とは、全ての制約条件を強制に満足させた上で、各設計変数を調整して、目的関数の最大化または最小化を実現することである。

本研究の反転らせん型折紙構造とトラスコアパネルの成形工程最適化を行うための最適設計モデルを次式のように数式的表すことができる。

$$\begin{aligned} \vec{x} &= (x_1, x_2, \dots, x_n)^T \\ \text{Min } &F(\vec{x}) \\ \text{S.T. } &g_j(\vec{x}) \leq 0 \quad (j = 1, 2, \dots, J) \end{aligned} \tag{2-7}$$

式(2-7)中では、設計変数の $(x_1, x_2, \dots, x_n)^T$ は、折紙構造の成形工程における加工パラメータなどからなる。目的関数の $F(\vec{x})$ は、出来るだけ成形品の板厚分布が均一になるように、成形品の全面にわたる最大板厚と最小板厚の差を取り、その最小化を求めることとする。制約条件の $g_j(\vec{x}) \leq 0$ は、成形品のき裂が発生する可能性の高い部位の板厚はある基準値より薄くならないことなど成形品の品質確保または欠陥排除のために必要な条件を含める。

2.4.2 応答曲面による最適化解析法

本研究の最適化問題(式(2-7))では、目的関数および制約条件は設計変数との関係が数式で表せなく、1 組の設計変数を与えて、その目的関数値または制約条件値を求めるために、有限要素法解析ソフトウェア LS-DYNA を用いる成形工程のシミュレーションが必要であり、相当解析時間がかかることが容易に判る。よって、通常の数理計画法など最適化手法で直接に最適化問題(式 (2-7))を解析することは困難である。そのため、本研究では、非線形最適化問題に適用する応答曲面法を利用して最適化問題(式(2-7))を解析する。

応答曲面法とは、最適化解析過程において、目的関数と制約条件の計算時間が長い問

題を解決するため、事前に幾つかの設計可能な領域にあるサンプリング設計点を設定して、それからこれらのサンプリング設計点に対して解析を行い、目的関数値と制約条件値を計算して、それらの対応関係を利用して、設計変数と目的関数および制約条件の近似計算式を求める[48]。それから、通常の数理計画法などの最適化手法を用いて解析を行い、ただし目的関数値と制約条件値を計算するには近似計算式を利用することで、簡単に最適化問題の近似解が求められる。

ここでは、設計変数と目的関数および制約条件の近似計算式を一般的な関数としてグラフ化すれば、幾何学的に n 次元設計空間における応答曲面になることから、この種の最適化法は応答曲面法と名づけられた。

応答曲面法を使い最適化問題を解析する利点としては、サンプリング設計点に対する解析が事前に決められた解析回数で実施するだけで、確実に最適解が得られるが、その欠点としては、最適化解析に応答曲面を使ったので、傾向的な特徴が捉える近似的な最適解しか得られない。ただし、本研究のような生産工程における加工パラメータの最適化問題では、細かいデータの精度より各加工パラメータから成形品質と成形欠陥への影響など傾向的な結論がもっと重要なので、本研究では応答曲面法による最適化手法を利用することとした。

実際に、本研究に適用する応答曲面法を用いた折紙構造の成形工程における加工パラメータを最適化する解析流れは図 2.40 に示している。具体的に次の計算手順を踏まえて行われる。

(1) 最適化条件を入力する。本研究では、設計パラメータには成形工程における各加工パラメータを、目的関数には成形品の最大板厚と最小板厚の差を、制約条件には成形品の最小板厚がき裂の発生しないように考慮し設定した基準値より大きいことなどを適用する。

(2) 設計パラメータの数および変更範囲に従い、適当な直交表を選択して、複数のサンプルデータを生成する。

(3) 各サンプルデータに対応する加工パラメータを使い、それらに対応する折紙構造の成形工程に対してそれぞれ成形解析を行い、得られた結果から最適化に必要な板厚分布などの情報を抽出する。

(4) 統計的な方法を利用して、設計パラメータと目的関数および制約条件の関係を表す応答曲面、すなわち近似計算式を作成する。

(5) 通常の数理計画法と応答曲面法を組合せて最適化計算を行い，最適な設計パラメータおよび応答曲面で計算された最適化結果が得られる．

(6) 最適化結果を出力する．必要に応じて，得られた最適な設計パラメータを使い成形解析を行い，応答曲面ベースで得られた最適解の精度を確認しても良い．

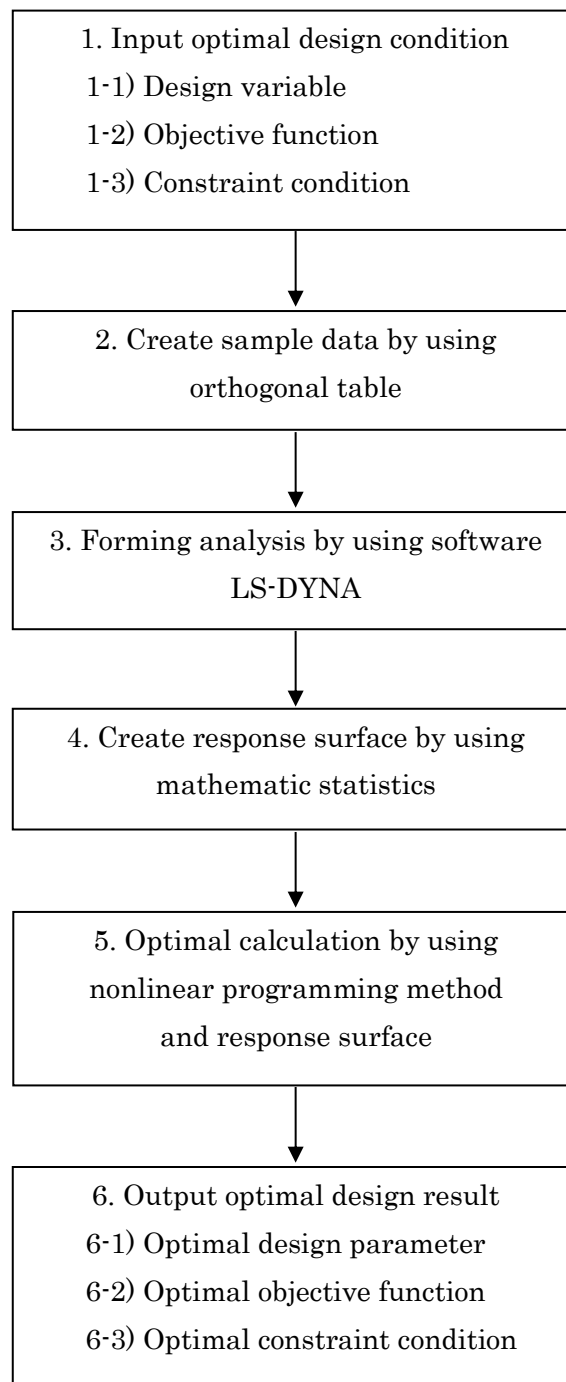


Figure 2.40 Analytical steps of optimization by response surface method

以上までの最適化解析流れの中で、入出力関係の手順（１）と（６）、汎用ソフトウェア LS-DYNA による解析の手順（３）を除いて、最適化計算手順（５）では、通常の数値計画法を利用するには、多項式で表す応答曲面を解析方法として使うため、直接に汎用最適化モジュールを適用すれば良い。よって、図 2-40 の最適化解析手順の中には、特に検討する必要があるのは、直交表を用いてサンプルデータ作成と統計的方法を用いて応答曲面作成の２つだけである。

まず、直交表を用いてサンプルデータの作成問題に対して、本研究の最適化問題にある設計パラメータの数は 2～10 程度であり、また水準数は変更範囲の最小値、平均値と最大値の 3 つの値を使用する 3 水準に統一して、本研究の応答曲面による最適化には、表 2.4 に示す 3 水準直交表 $L_9(3^4)$ と、表 2.5 に示す $L_{27}(3^{13})$ だけを適用することができる。表中の各列に設計パラメータを振り分け、理論的には、 $L_9(3^4)$ には最大 4 個、 $L_{27}(3^{13})$ には最大 13 個の設計パラメータが利用できる。数字 1,2,3 はそれぞれ対応する列の設計パラメータの最小値、平均値と最大値に与えられる。各行には 9 または 27 個のサンプルデータのリストを示している。

実際に、直交表を使いサンプルデータを作成する場合、まず設計パラメータを表の列に振り分けて、次に行ごとにデータをまとめ、設計パラメータのある列との交差項に数字 1 であれば最小値、2 であれば平均値、3 であれば最大値のように書き直せば、直接にサンプルデータのリストを得ることができる。

Table 2.4 Orthogonal table $L_9(3^4)$

No.	1	2	3	4
1	1	1	1	1
2	1	1	1	1
3	1	1	1	1
4	1	2	2	2
5	1	2	2	2
6	1	2	2	2
7	1	3	3	3
8	1	3	3	3
9	1	3	3	3

例えば，最小値，平均値と最大値からなる 3 水準の設計パラメータ $A[2,4,6]$, $B[7,8,9]$, $C[10,11,12]$ を表 2.5 の列 1, 2, 5 にそれぞれ振り分ける場合，各行のサンプルデータは表 2.6 に示すようにまとめられる．

Table 2.5 Orthogonal table $L_{27}(3^{13})$

No.	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
2	1	1	1	1	2	2	2	2	2	2	2	2	2
3	1	1	1	1	3	3	3	3	3	3	3	3	3
4	1	2	2	2	1	1	1	2	2	2	3	3	3
5	1	2	2	2	2	2	2	3	3	3	1	1	1
6	1	2	2	2	3	3	3	1	1	1	2	2	2
7	1	3	3	3	1	1	1	3	3	3	2	2	2
8	1	3	3	3	2	2	2	1	1	1	3	3	3
9	1	3	3	3	3	3	3	2	2	2	1	1	1
10	2	1	2	3	1	2	3	1	2	3	1	2	3
11	2	1	2	3	2	3	1	2	3	1	2	3	1
12	2	1	2	3	3	1	2	3	1	2	3	1	2
13	2	2	3	1	1	2	3	2	3	1	3	1	2
14	2	2	3	1	2	3	1	3	1	2	1	2	3
15	2	2	3	1	3	1	2	1	2	3	2	3	1
16	2	3	1	2	1	2	3	3	1	2	2	3	1
17	2	3	1	2	2	3	1	1	2	3	3	1	2
18	2	3	1	2	3	1	2	2	3	1	1	2	3
19	3	1	3	2	1	3	2	1	3	2	1	3	2
20	3	1	3	2	2	1	3	2	1	3	2	1	3
21	3	1	3	2	3	2	1	3	2	1	3	2	1
22	3	2	1	3	1	3	2	2	1	3	3	2	1
23	3	2	1	3	2	1	3	3	2	1	1	3	2
24	3	2	1	3	3	2	1	1	3	2	2	1	3
25	3	3	2	1	1	3	2	3	2	1	2	1	3
26	3	3	2	1	2	1	3	1	3	2	3	2	1
27	3	3	2	1	3	2	1	2	1	3	1	3	2

一方，統計的方法を用いて応答曲面作成については，本研究では，最適化問題の設計変数を最小値，平均値と最大値の 3 水準等間隔のサンプルデータ設定に統一し，直交多項式を用い応答曲面を生成する．

Table 2.6 Sample of sorting of sample data

	Orthogonal table element				Sample data		
Line	A	B	C		A	B	C
1	1	1	1	→	2	7	10
2	1	1	2	→	2	7	11
:	:	:	:		:	:	:
12	2	1	3	→	4	7	12
:	:	:	:		:	:	:
26	3	3	2	→	6	9	11
27	3	3	3	→	6	9	12

設計変数 a に関する最適化特性値（目的関数値または制約条件値）の近似推定式を考え，できるだけ少ないサンプル解析結果を用いて近似推定式が作成できるように，特性値を次の直交多項式とする．

$$w = c_0 + c_1 A_1(a) + c_2 A_2(a) \quad (2-8)$$

ただし， w は推定する振動応答値， c_0, c_1, c_2 は未定係数， $A_1(a), A_2(a)$ は設計変数 a に関する直交多項式の関数項である．次の 3 水準等間隔のサンプルデータ

$$a_1 = \bar{a} - h \quad a_2 = \bar{a} \quad a_3 = \bar{a} + h \quad (2-9)$$

を用いて，直交多項式の関数項を次のように設定する．

$$A_1(a) = \frac{a - \bar{a}}{h}$$

$$A_2(a) = \frac{(a - \bar{a})^2}{h} - \frac{2}{3} \quad (2-10)$$

ここで， \bar{a}, h はそれぞれ設計変数 a の平均値，間隔値である．式(2-9)を式(2-10)に代入し，さらに $A_0(a) = 1$ を適用して，次式に示す関数項の直交性を簡単に確認することができる．

$$\sum_{j=1}^3 A_i(a_j)A_k(a_j)=0 \quad i \neq k \quad i, k = 0,1,2 \quad (2-11)$$

さらに，式(2-11)を展開すれば，次式のようになる．

$$\begin{aligned} \sum_{j=1}^3 A_1(a_j) &= 0 & \sum_{j=1}^3 A_2(a_j) &= 0 \\ \sum_{j=1}^3 A_1(a_j)A_2(a_j) &= 0 \end{aligned} \quad (2-12)$$

ここでは，サンプルデータと解析した特性値を式(2-8)に代入して，次式が得られる．

$$\begin{aligned} c_0 + c_1 A_1(a_1) + c_2 A_2(a_1) &= w_1 \\ c_0 + c_1 A_1(a_2) + c_2 A_2(a_2) &= w_2 \\ c_0 + c_1 A_1(a_3) + c_2 A_2(a_3) &= w_3 \end{aligned} \quad (2-13)$$

ただし， w_1, w_2, w_3 は各水準における特性値である．式の両側にそれぞれ $A_0(a_j)=1$ ， $A_1(a_j)$ と $A_2(a_j)$ を掛けて足し合わせて，式（2-9）のサンプルデータを代入する．

さらに式（2-12）の直交関係を考慮して，未定係数は以下のように計算することができる．

$$\begin{aligned} c_0 &= \frac{w_1 + w_2 + w_3}{3} \\ c_1 &= \frac{-w_1 + w_3}{2} \\ c_2 &= \frac{3w_1 + 9w_2 + 3w_3}{11} \end{aligned} \quad (2-14)$$

ここでは，式(2-10)の直交多項式の関数項と式(2-14)の未定係数を式(2-8)に代入すれば，単独変数 a に関する推定式が得られる．

さらに推定式の近似精度を上げるため，設計変数 a と b の交差項を考慮した推定式を次のように設定する．

$$w = c_{00} + c_{10}A_1(a) + c_{20}A_2(a) + c_{01}B_1(b) + c_{02}B_2(b) + c_{11}A_1(a)B_1(b) \quad (2-15)$$

ここでは， $c_{00}, c_{10}, c_{20}, c_{01}, c_{02}$ は常数項と単独項の未定係数であり， $B_1(b)$ と $B_2(b)$ は設計変数 b に関する直交多項式の関数項であり，式(2-10)と同様に平均値と間隔値を使い作成できる．交差項の未定係数 c_{11} については，同様な誘導手順に従い，関数項の直交関係を利用して，次式で計算することが出来る．

$$c_{11} = \frac{w_{11} - w_{13} - w_{31} + w_{33}}{4} \quad (2-16)$$

ただし、 w_{ij} は $a=a_i$ 、 $b=b_j$ の時の特性値である．ここで、計算した各未定係数と直交多項式の関数項を式(2-15)に代入すれば、交差項を考慮した推定式が作成できる．

従って、複数の設計変数に関する最適化応答値の近似推定式は、次の手順で作成することができる．

- (1) 最適化応答値の全平均値を計算して、常数項 c_0 とする．
- (2) 式(2-14)を用い、単独項の未定係数 c_1, c_2 を計算し、 $c_1 A_1(a) + c_2 A_2(a)$ を推定式に足し合わせる．
- (3) 式(2-16)を用い、交差項の未定係数 c_{11} を計算し、 $c_{11} A_1(a) B_1(b)$ を推定式に足し合わせる．

以上の計算手順を全ての設計変数に対して順番に行い、その結果、最適化特性値に関する近似推定式を生成することが出来る．

2.5 本章のまとめ

本章では、自動車車体開発に適用する折紙構造およびその加工方法について検討するために必要な基礎理論と問題点を概説して、サイドメンバーの衝突エネルギー吸収性能を向上するために開発している反転らせん型折紙構造と、フローア構造の軽量化及び高性能化のために開発しているトラスコアパネルを研究対象として、それぞれの幾何学構成、力学特性および加工システムを検討する．さらに次章からの研究展開に必要な成形工程のシミュレーション方法と成形工程における加工パラメータに関する最適化手法についても検討を行った．

(1) 自動車のサイドメンバーに適用する反転らせん型折紙構造の幾何学構成特徴と形状設計方法を検討して、それに基づき設計された反転らせん型折紙構造の衝突エネルギー吸収性能の評価とその衝突エネルギー吸収メカニズムを分析して、さらに実際に自動車サイドメンバーに適用する反転らせん型折紙構造の加工方法と問題点についても検討を行った．

(2) 自動車のフローア構造に適用するトラスコアパネルの幾何学構成特徴と形状設計方法を検討して、それに基づき設計されたトラスコアパネルの静的な曲げ剛性、振動特性および衝突エネルギー吸収性能についてそれぞれ詳しく検討を行い、トラスコアパ

ネルの持つ優れた力学特性のメカニズムを分析して、さらに実際に自動車フロアー構造に適用するトラスコアパネルの多段階プレス加工法と問題点について、特に新しい中間モデルによる２段階プレス加工法の実用化に関する検討を行った。

(3)折紙構造の成形試作実験の代わりに、適切な加工パラメータを選択するために適用する成形工程のシミュレーション方法を検討して、汎用有限要素法ソフトウェア **LS-DYNA** を利用する際に必要となる解析モデルの設定や成形素材の材料特性設定などの問題について検討を行った。さらに、成形工程のシミュレーション結果が得られた後、成形限界線図 **FLD** による成形品質および成形品欠陥の評価方法についても詳しく検討を行った。

(4)き裂が発生しない条件の下で、できるだけ成形品の板厚が均一になることを目標とした最適化問題を設定して、成形過程における加工パラメータの最適な組合せを求めるために応答曲面法による最適化手法を検討した。

本章の検討結果により、次章からの反転らせん型折紙構造とトラスコアパネルの実用化に関する研究展開のために必要な折紙構造の幾何学形状構成や加工システムなどに関する基礎理論と検討手法が用意できた。

第3章 反転らせん型折紙構造のハイドロフォーミング成形工程の最適化

前章の検討結果により、反転らせん型折紙構造が自動車車体の衝突エネルギー吸収構造に適用することが確認されているが、その加工が難しいので実用化に至っていないことが判った。

本章では、反転らせん型折紙構造の加工問題を取扱い、非線形有限要素法解析ソフトウェア LS-DYNA によるハイドロフォーミング成形工程のシミュレーションと、応答曲面法による最適化解析を行い、反転らせん型折紙構造の加工問題の解決と得られた成形品の衝突エネルギー性能向上を主な研究目的として検討を進めていく。

3.1 反転らせん型折紙構造の解析モデル

反転らせん型折紙構造のハイドロフォーミング成形過程をシミュレーションするために、まず、汎用 CAD ソフトウェア Pro-Engineer を利用して成形品の 3D 形状モデルを作成する。次に、汎用 CAE プリポスト専用ソフトウェア Hypermesh を利用して 3D 形状モデルからシミュレーションのための有限要素解析モデルを作って、さらに汎用衝突解析ソフトウェア LS-DYNA の入力データファイルを作成して、最後に入力データファイルを LS-DYNA に入力し解析を実行した後、Ls-propost を利用してシミュレーションの結果を確認することができる。

図 3.1 を示すのは反転らせん型折紙構造のハイドロフォーミング成形解析モデルである。円筒の初期厚さは 1.0mm、長さは 468mm、直径は 54mm である。金型の段長は 47mm、回転角度は 30°である。材料は SPCE でその応力-ひずみ特性曲線を図 3.2 に示している。材料の密度は $7.83 \times 10^3 \text{Kg/m}^3$ 、ヤング率は 189.38 Gpa、ポアソン比は 0.3 である。両端から押し付けピストンと成形金型を剛体と設定し、成形金型を 3 つに分割した金型と設定した。成形する場合に、素管は自由状態で、分割金型は長径方向だけ移動でき、パンチは軸方向に移動できる。

LS-DYNA による解析の要素タイプは、粘性型アワーグラスコントロールを有する 4 節点四角形低減積分シェル要素であり、陽解法 FEM でよく使用されている要素である。

その面内積分点は要素中心の 1 点 Gauss 積分とし、板厚方向積分点は 3 点とした。要素サイズを決める時、荷重条件と計算コストを考える必要があり、要素のサイズは小さいと、計算の精度を向上することができるが、計算時間が増加することになり、要素のサイズが大きい時に解析精度が落ちる可能性がある。本章では、反転らせん型折紙構造のハイドロフォーミング成形解析に使用する要素サイズは 1.5mm～2.0mm で、要素数は 169142 である。

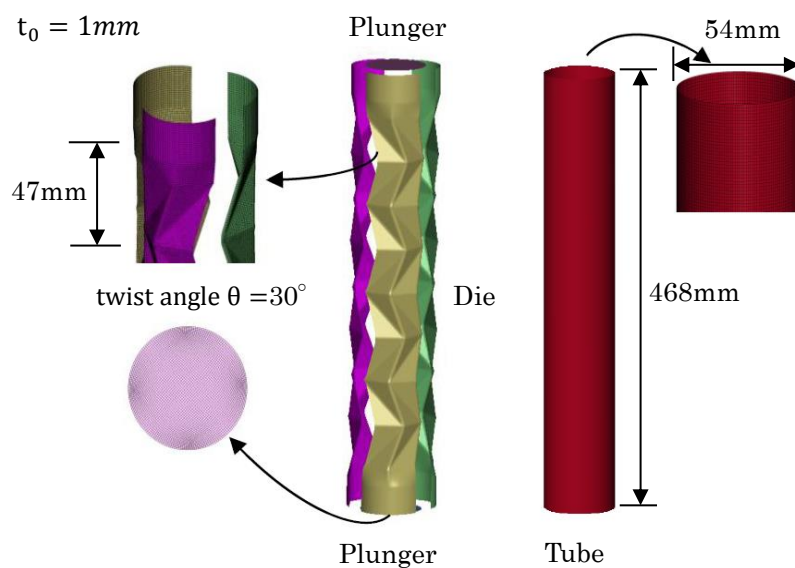


Figure.3.1 Reverse spiral origami structure

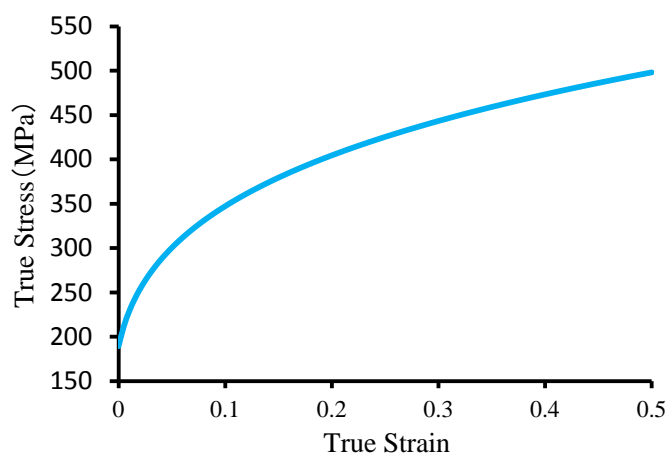


Figure 3.2 Stress-strain curve of SPCE

LS-DYNA で成形工程を解析するのは準静解析であるので、その計算する時間が非常に多くかかるため、成形金型を剛性と設置し、適当な要素サイズを選択することによ

って全体的な計算時間が節約することが可能である．そのため，楊(2015)[49]は LS-DYNA で解析する時のシミュレーション仮想時間と実際の成形時間の関係を研究して，シミュレーションの仮想時間を実際の成形時間の 1/1000 以内とした時，シミュレーションの結果は実際の加工結果はほぼ同じであることが判る．よって，実際のドロフォーミング成形時間が 10s 前後であることを考え，本章のドロフォーミング法のシミュレーション仮想時間を 0.1s と設定した．

また，パイプ状の成形素材と成形金型の間にある摩擦条件を考えるため，ベナルティ法による接触面を定義して，そのベナルティ剛性を次式で与えられる．

$$k_a = \frac{f_a K_a A}{D_{max}} \quad (3-1)$$

ここでは， K_a は材料の体積弾性係数， A はシェル要素の面積， D_{max} はシェル要素の最大対角線の長さ， f_a はベナルティ係数であり通常は $f=0.1$ と設定する．また，パイプ状の成形素材と成形金型の間にある摩擦係数をすべて 0.175 と設定した．

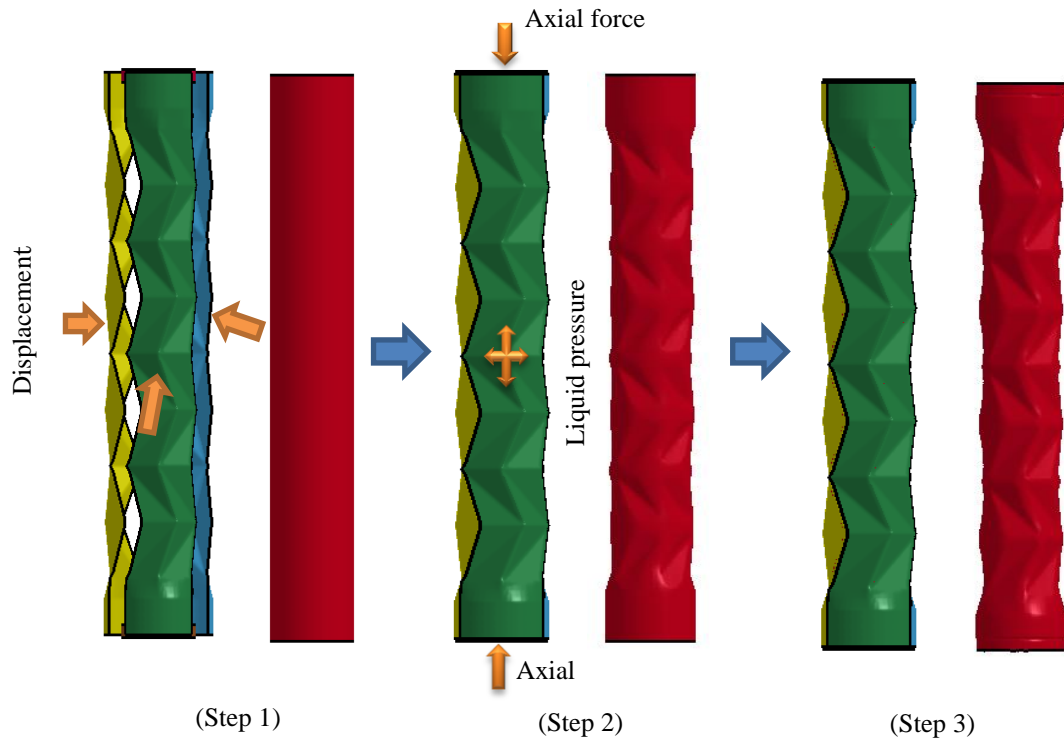


Figure.3.3 Hydroforming process of reverse spiral origami structure

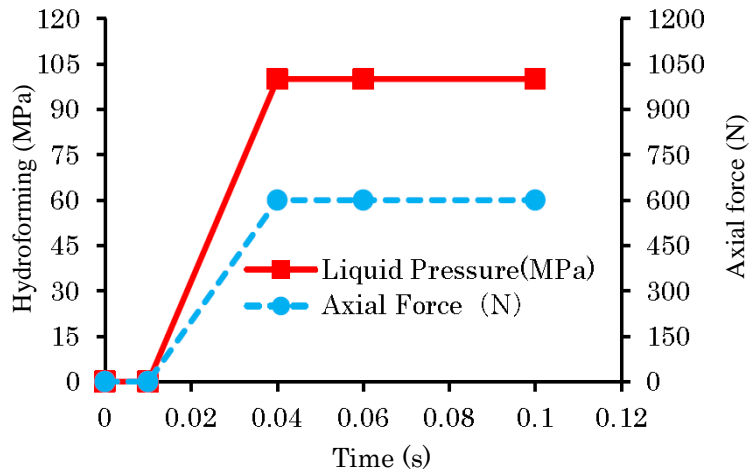


Figure.3.4 Load curve of hydroforming

Zhang (2009) [50], Teng (2013) [51], Huang (2016) [52]は解析モデルを用いて、提案した最適化方法で荷重経路を最適化して、得られたハイドロフォーミング法の加工パラメータで成形した構造の成形性能が大幅に向上された. 図 3.3 と 3.4 に示すのは、反転らせん型折紙構造のハイドロフォーミング成形過程と荷重経路グラフである. 図中により、その成形過程が 3 つの工程から構成しており、まず、第 1 工程の 0-0.01s では、分割した金型は中心軸方向に移動して型締めを行い、左右のピストンが前進してパイプの両端を密閉する. 次に、第 2 工程の 0.01s-0.04s では、液圧力はパイプ成形素材の中に入れ、軸力はパイプ成形素材の両側に加えて、パイプ素材は金型と接触させる. 第 3 工程の 0.04s-0.1s では、液圧力と軸力が増加させ、パイプ成形素材は完全に金型と接触して成形工程が完了する. その加工過程においては、局所的な折り辺のあるところに最後に成形されることになる.

3.2 ハイドロフォーミング成形工程のシミュレーション

前節の解析モデルを利用して、LS-DYNA を用い反転らせん型折紙構造のハイドロフォーミング成形工程をシミュレーションした結果を図 3.5 に示す. 図中により、反転らせん型折紙の成形過程では、まず分割した成形金型に強制変位を加え軸方向に移動して、成形金型が完全に閉められる. 次に、パイプ成形素材の中に液圧力と、パイプ素材の両端に軸力を加え、パイプ素材が成形されることが見える.

図 3.6 に示すのは、成形過程にパイプ成形素材の厚さ分布である. 通常の軟鋼材 SPCE

のき裂が発生する判断標準である板厚減少率 30%には達することを参考にし、図 3.6 に示す最後の成形品の最小板厚は0.631mmとなったので、板厚減少率に換算して約 36.1%となったため、成形品がすでにき裂が発生したことを示している。

ハイドロフォーミングの成形過程には、型締めによる屈曲変形、液圧による膨らむ成形と最後の金型表面に貼り付ける成形との3つの成形段階が含まれる。屈曲変形段階には材料が集中されて、脹らむ成形段階には材料を展開して、最後の貼り付ける成形段階には材料が金型の形状に成形されることが判る。屈曲変形段階では、脹らむ成形段階に十分な材料を提供することができれば、得られた成形品の板厚分布はより均一になる。ただし、屈曲変形段階であまり多くの材料が集中されると、脹らむ成形段階に液圧でその材料を展開することができなくしわが発生する可能性も出て来る。よって、成形品の板厚がより均一になるために、型締め変位、液圧力と軸力の3種類の加工パラメータに関する最適な組合せを求めるのは重要である。

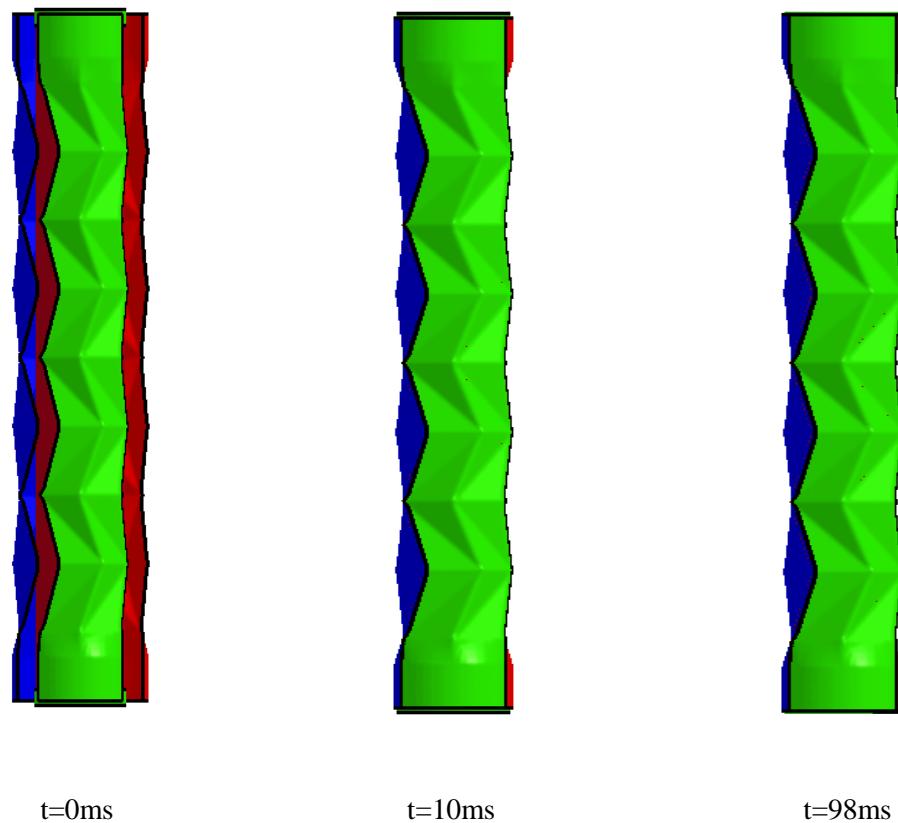


Figure 3.5 Forming process of hydroforming

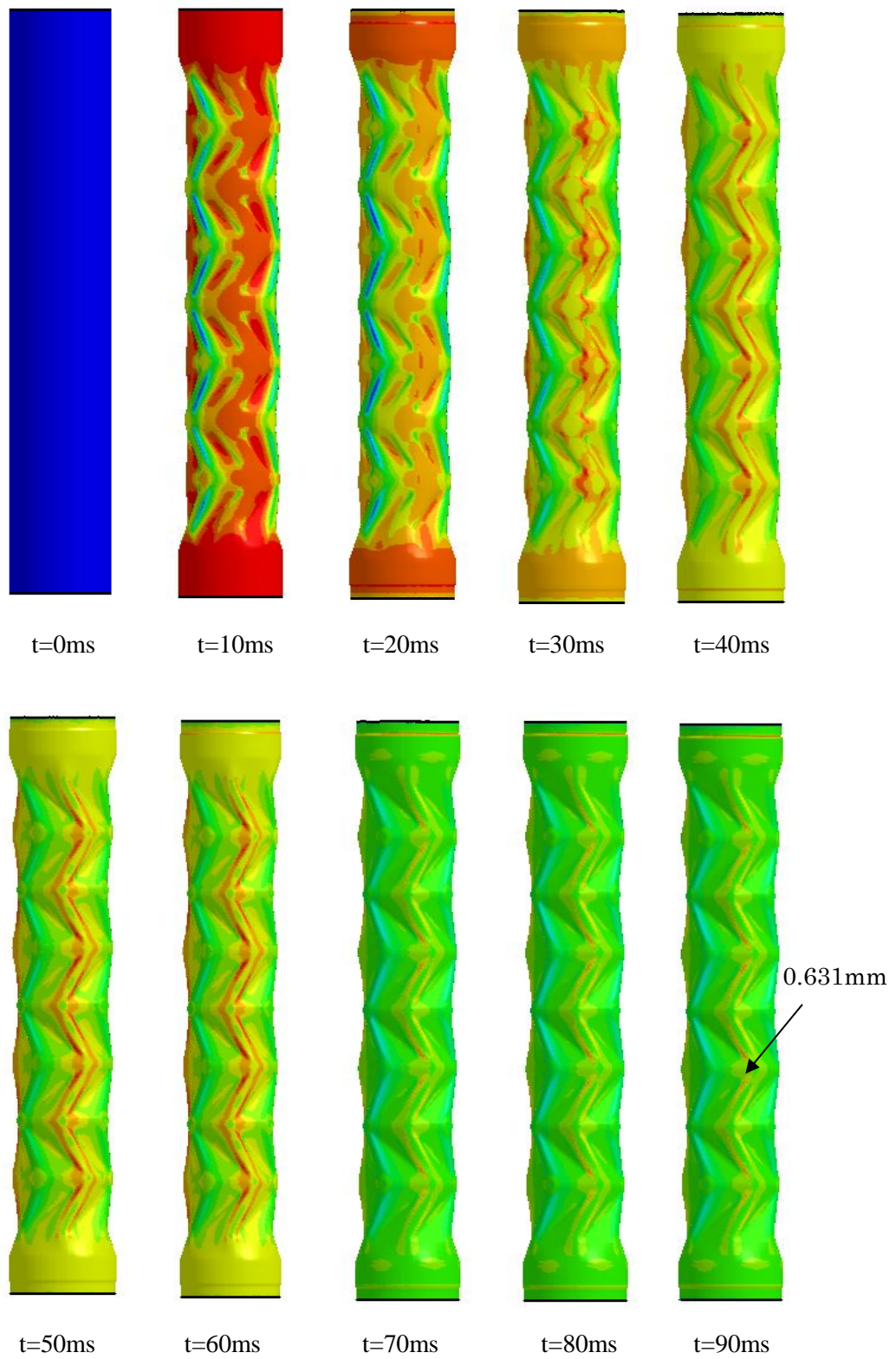


Figure.3.6 Thickness distribution of reverse spiral origami structure

3.3 ハイドロフォーミング成形工程の最適化条件

前節の解析結果により、ハイドロフォーミング法で加工した反転らせん型折紙構造の板厚は部分的に激しく薄くなって、すでにき裂が発生する限界値を超えていることが判った。この問題を改善するため、型締め変位、液圧力と軸力の 3 種類の加工荷重パラメータの組合せを適切に設計する必要がある。

ここでは、応答曲面法を用いた最適化設計法を利用して、ハイドロフォーミングによる反転らせん型折紙構造の成形工程の加工パラメータに関する最適設計を行う。そのため、時系列の設計変数となる加工パラメータを簡略化して分段直線近似モデルで表現して、そして、その分段直線近似モデルの節点位置を直接に設計変数として最適設計解析を行うこととする。

具体的には、液圧力と軸力荷重経路は時間—液圧力と時間—軸力で表現して、荷重経路が離散化され、幾つかの時間—荷重の節点を設定して、節点間に直線でつなげて荷重曲線で表すことができ、節点の位置座標が変えれば、荷重経路も変える。

節点の位置座標を設計変数として最適化すれば、荷重経路も最適化されることになる。もちろん、最適化の設計変数となる節点は多ければ、最適化する荷重経路はより実際の荷重経路に近づけるが、計算時間の立場から、また傾向的な荷重経路特徴を捉えることを主な目的と考えて、本章の荷重経路検討には、図 3.7 に示すように 4 つの節点を用いて最適化解析を行った。

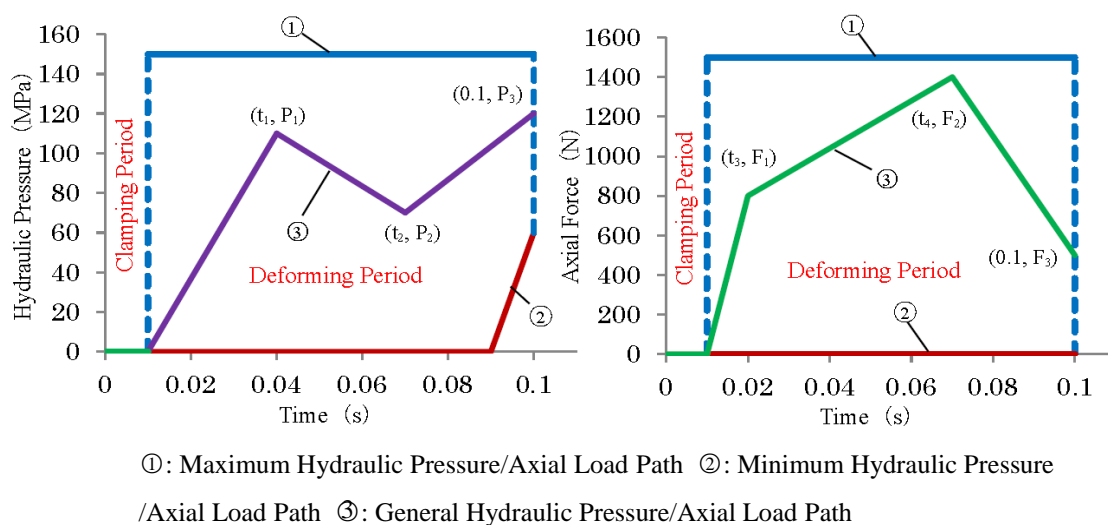


Figure.3.7 Discrete variables of load path

検討のため、図 3.7 に示すように、荷重経路が 2 つの部分に分けて設けさせる。第 1 段階の 0-0.01 s では、分割した成形金型が締めるだけなので、圧力荷重は 0 のままとなる。第 2 段階の 0.01-0.1s では、液圧力がパイプ素材の中に加えられ、軸力がパイプ素材の両側に加えられる。ここでは、荷重経路を最適化するため、第 2 段階の荷重経路を離散化して、図示のように節点の $(0.01,0)$, (t_1,P_1) , (t_2,P_2) , $(0.1,P_3)$, (t_3,F_1) , (t_4,F_2) , $(0.1,F_3)$ を移動できる節点として、さらにパラメータの $t_1, t_2, t_3, t_4, P_1, P_2, P_3, F_1, F_2, F_3$ に対して、それぞれ移動可能な範囲を $0 \leq t \leq 0.01$, $0 \leq P_1, P_2 \leq 150$, $60 \leq P_3 \leq 150$, $0 \leq F_1, F_2, F_3 \leq 1500$ と設定し、これらの節点の値を直接に設計変数として荷重経路の最適化解析に適用することができる。

ハイドロフォーミング法を用いて反転らせん型折紙構造を加工する工程においては、内部液体とパイプ素材および成形金型とパイプ素材の 2 種類の接触面摩擦が存在しており、その内、内部液体とパイプ素材の間にある摩擦係数は小さく、その影響を無視しても良いであるが、一方、パイプ素材と成形金型の間にある摩擦係数が成形工程における成形品の塑性変形分布に大きく影響される[53][54]。一般的に言えば、その摩擦係数が大きいほどパイプ素材の材料は動きにくく、成形品の局所的板厚の減少は大きくなって、き裂が発生する可能性が大きくなるが、逆にその摩擦係数が小さいほどパイプ素材の材料は流れやすく、しわの生じる可能性が高くなる。

よって、本章の検討では、成形金型とパイプ素材の間にある摩擦係数を設計変数として最適化解析に用いる。ただし、実際の摩擦係数は温度や潤滑剤などの影響を受けて離散的パラメータであり、自由に変更することができないが、検討しやすいため、本章では、まず摩擦係数を連続変数として最適化解析に取扱い、得られた最適化結果の中にある摩擦係数の値を見て、それに一番近い利用可能な摩擦係数と取り換えて、更に確認解析を行いその妥当性を確認する方法を用いる。

一方、ハイドロフォーミング法を用いて加工した反転らせん型折紙構造の成形品質を評価する定量的な指標として板厚を用いる。成形品の板厚が局所的に薄くなればき裂が発生する可能性が高くなり、逆に局所的に厚くなればしわが生じる可能性がある。本章の検討では、内部液圧力による張り出し変形モードが支配的になっているため、主な成形欠陥はき裂発生であることを考えて、次式で定義する最大板厚減少率

$$W = \frac{T_0 - T}{T_0} \times 100\% \quad (3-2)$$

を目的関数として、その最小化となるような最適化解析を実施する。ただし、 T は成形後の最小板厚、 T_0 は初期板厚である。実際に目的関数 W の変化範囲は $0 \leq W \leq 1$ であり、 $W=0$ の場合、成形品の最小板厚は初期板厚と同じで、き裂が発生する可能性はなく、最も理想的な板厚分布状態であるが、現実的には存在しないと考えるも良いが、逆に $W=1$ の場合、成形品の最小板厚は 0 となる極端的なケースになる。一般に考えれば、目的関数 W は小さくなればなるほど、成形した反転らせん型折紙構造の板厚分布はより均一になることが本章の検討で追求する目標となる。

また最適化解析の過程においては、ハイドロフォーミング法を用いて加工した反転らせん型折紙構造の成形品質を確保するために、強制的に満足する制約条件を設定する必要がある。本章の検討では、成形した反転らせん型折紙構造には、き裂が発生しないこと、成形品の形状精度が確保すること、各設計変数が常に許容設計範囲以内にあるとの3種類の制約条件を設定する。

まず、成形した反転らせん型折紙構造にき裂が発生しないことを考慮するために、図3.8に示す成形限界線図 (Forming Limit Diagram, FLD) を利用する。実際に最適化解析を行う時、成形解析で得られた主ひずみ値をFLD平面にプロットして、もし得られた主ひずみ点はFLD曲線の上部分に当たるであれば、最大主ひずみが大きすぎて成形品にき裂が発生して、逆に得られた主ひずみ点はFLD曲線の下部分に当たるであれば、成形品にき裂が発生しないことを示す。

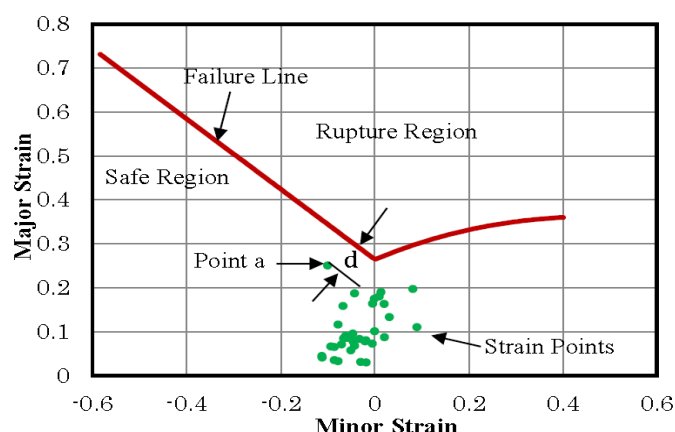


Figure.3.8 Forming limit diagram

毎回の成形解析が終了して、き裂が発生するかどうかを判断するために、き裂が発生する危険部位にある観測点の主ひずみ値を計算して、FLD平面にプロットして、それから、それらの主ひずみ点の中に最もFLD曲線に近い点a(図3.8)を探して、さらにa点か

ら FLD 曲線までの最短距離 d を計算して、次式

$$d \geq 0.1 \quad (3-3)$$

を制約条件式として最適化解析に適用する．ここで、制限値 0.1 は成形安定性を考慮して設けた安全距離値である．もし制約条件式(3-3)が満足すればき裂が発生しなく、満足しないであればき裂が発生することとする．

また、成形した反転らせん型折紙構造の成形精度を考慮するために、図 3.9 に示すように、成形パイプ素材と金型の間にある最大距離を δ として、この数値は大きくなればなるほど成形精度が低くなることが判断できる．実際に最適化解析を行う時、反転らせん型折紙構造の成形精度を保証するため最大距離 δ を利用して、次式

$$\delta \leq 2.8 \text{ mm} \quad (3-4)$$

を制約条件式として最適化解析に適用する．ここで、制限値 2.8mm は成形精度を評価して設けた基準値である．もし制約条件式(3-4)が満足すれば成形精度が合格とし、満足しないであれば成形精度が不合格とする．

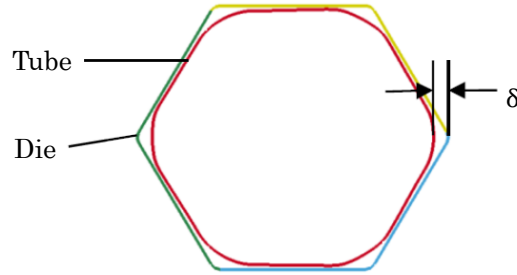


Figure.3.9 Transverse section of reverse spiral origami tube

以上までの検討をベースに本章の最適化モデルは次式ようにまとめられる．

$$\begin{aligned}
 &\text{Find} \quad \mathbf{x} = [f, t_1, t_2, t_3, t_4, F_1, F_2, F_3, P_1, P_2, P_3]^T \\
 &\text{Min.} \quad W = F(\mathbf{x}) \quad (3-5) \\
 &\text{S.T.} \quad \left\{ \begin{aligned}
 &d \geq 0.1 \\
 &\delta \leq 2.8 \\
 &0.05 \leq f \leq 0.3 \\
 &0.02s \leq t_1 \leq 0.05s ; 0.06s \leq t_2 \leq 0.09s \\
 &0.02s \leq t_3 \leq 0.05s ; 0.06s \leq t_4 \leq 0.09s \\
 &0 \leq F_1 \leq 1500\text{N} ; 0 \leq F_2 \leq 1500\text{N} ; 0 \leq F_3 \leq 1500\text{N} \\
 &0 \leq P_1 \leq 150\text{Mpa} ; 0 \leq P_2 \leq 150\text{Mpa} ; 60 \leq P_3 \leq 150\text{Mpa}
 \end{aligned} \right.
 \end{aligned}$$

式中では、 \vec{x} は設計変数であり、パイプ成形素材と成形金型の間にある摩擦係数 f と荷重経路を表現する時間節点および圧力値を含まれる。 $w = f(\vec{x})$ は目的関数であり、式 (3-2) で表す成形した反転らせん型折紙構造の最大肉厚減少率である。制約条件には、 $d \geq 0.1$ は図 3.8 に示す危険部位の主ひずみ点から FLD 曲線までの最短距離が許容値 0.1 より大きいこと、 $\delta \leq 2.8$ は図 3.9 に示す成形パイプ素材と金型の間にある最大距離が許容値 0.28 より小さいこと及び各設計変数の限界値制約を含まれる。

3.4 最適化結果と考察

応答曲面法による最適化法と LS-DYNA による成形解析を組み合わせて、最適化問題 (3-5) を解析して、通常的设计方法に従い設計したハイドロフォーミングの加工パラメータからなる初期設計案から最適化解析をスタートして、繰返し計算を経て、全ての制約条件を満足した最適解が得られる。

3.4.1 最適化結果

最適化前後の板厚変化と最大板厚減少率を表 3.1 に示している。表中より、最適化前に比べて、最適化後の反転らせん型折紙構造の板厚分布はより均一になり、最小板厚は 0.631mm から 0.767mm に厚くなり、最大肉厚減少率は 36.9% から 23.3% に減少されたことが判った。

Table 3.1 Thickness and thinning rate before and after optimization

Variable	T _{MAX} (mm)	T _{MIN} (mm)	W (%)
Before optimization	1.430	0.631	36.9
After optimization	1.430	0.767	23.3

表 3.2 を示すのは最適化前後における設計変数の変化である。最適化前と比べて、最適化後の設計変数が大きく変わることが判る。その内、最大液圧力は 140MPa から 120MPa に、最大軸力は 1000N から 613N に小さくなって、成形可能な範囲以内で出来るだけ加工圧力を小さくしたほうが、き裂としわの発生防止に有利であることを示している。また、パイプ素材と成形金型の間にある摩擦係数は 0.3 から 0.05 に小さくなり、パイプ素材の材料が流れやすく、局所の薄くなることを抑制する効果が見える。

Table 3.2 Hydroforming parameters before and after optimization

	Lower limit value	Initial value	Optimal value	Upper limit value
f	0.050	0.175	0.050	0.300
t1(s)	0.020	0.050	0.040	0.050
t2(s)	0.060	0.060	0.070	0.090
t3(s)	0.020	0.020	0.023	0.050
t4(s)	0.060	0.075	0.060	0.090
P1(MPa)	0	140	60	150
P2(MPa)	0	140	60	150
P3(MPa)	60	140	120	150
F1(N)	0	1000	613	1500
F2(N)	0	1000	300	1500
F3(N)	0	1000	300	1500

3.4.2 荷重経路による影響

図 3.10 を示すのは、最適化前後の荷重経路であり、点線で最適化前、実線で最適化後の荷重経路をそれぞれ示している。図中より、最適化前に比べて、最適化後の荷重値は全体的に小さくなり、加工に必要なエネルギーが少なくなる傾向が見える。

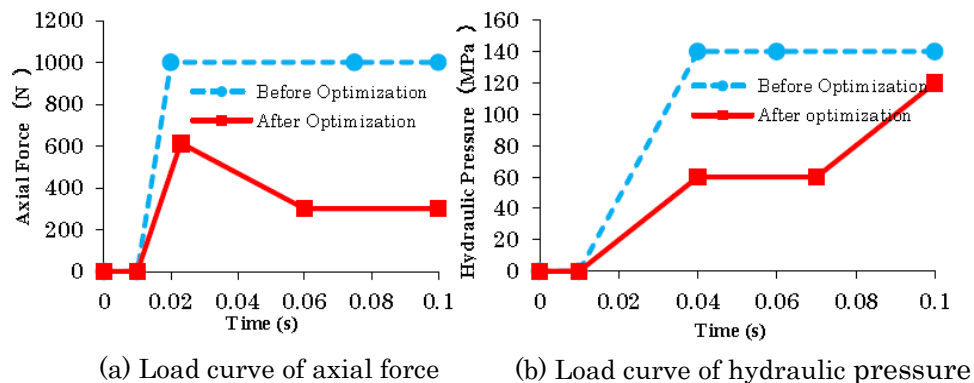


Figure.3.10 Load curve before and after optimization

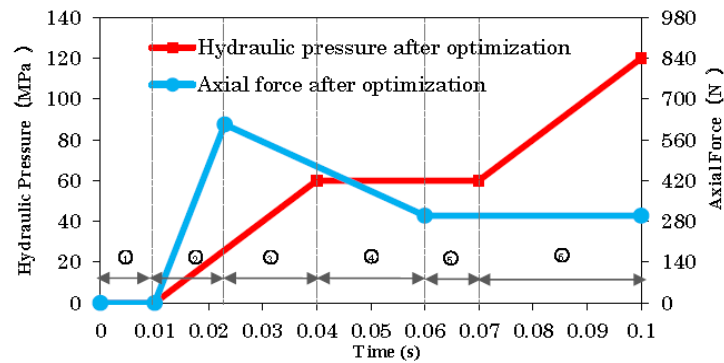


Figure.3.11 Load curve after optimization

さらに、成形時間に沿って詳しく検討するために、図 3.11 に示すように、最適化後の荷重経路は 6 つの部分に分割して検討を進める。またそれらに合わせて、図 3.12～図 3.16 にそれぞれ板厚分布を示す。

第 1 段階の 0～0.01s では、分割した金型は軸中心に移動して、液圧力と軸力が作用していないため、図 3.12 に示す第 1 段階の板厚分布は、最大板厚は金型と金型の接合側に集中する傾向がある。その理由としては、図 3.13 に示すように型締めをする時、摩擦力によってパイプ素材の材料は金型と金型の接合側に積んで厚くなって、一番厚い所の板厚は 1.4mm になった。一方、金型中心部の材料は金型と金型の接合側に流れたことによって、金型中心部の最小板厚は 0.99mm になった。よって、摩擦係数が小さくすればするほど成形品の板厚分布は均一になりやすくなることが判る。

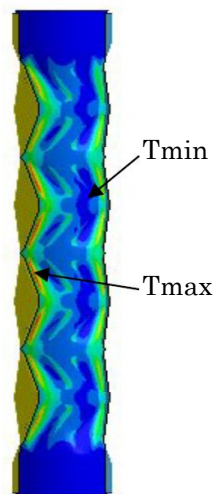


Figure.3.12 Thickness distribution of the first stage

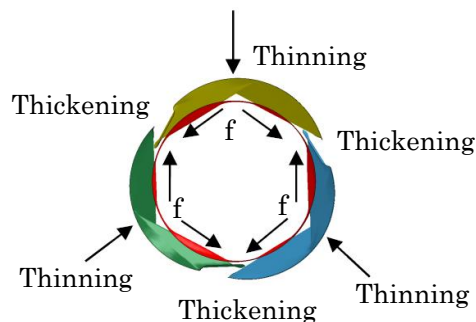


Figure.3.13 Friction distribution of the first stage

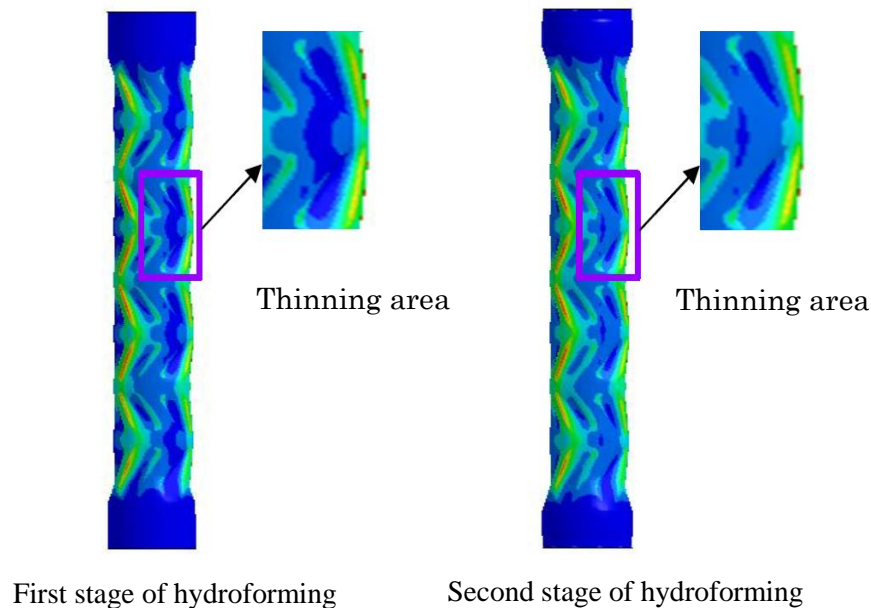


Fig.3.14 Thickness distribution of first and second stage of hydroforming

第2段階の0.01～0.023sでは、軸力は0から613Nに、液圧力は0から25MPaに増加する。この時、パイプ素材はまだ成形金型と完全に接触していなく、軸力を増加すると、パイプ素材両端の材料は成形部分に流れ、パイプ素材の板厚減少を抑制する効果があり、一旦にパイプ素材は成形金型と接触すると、摩擦力が生じる原因で、軸力を増加しても、材料は軸方向に流れることが難しく、図3.14を示すように、第1段階と第2段階の板厚分布があまり変わらないことが判る。

第3段階の0.023～0.040sでは、液圧力は25MPaから60MPaに増加して、軸力が630Nから500Nに減少された。この時、パイプ素材はすでに成形金型と接触して、摩擦力は大きくなって、軸力を増加しても、軸方向に材料の流れが難しくなり、逆にしわが発生する可能性が高くなるため、軸力が小さくなったほうが有利となる。一方、液圧力を増加することで、材料はパイプ素材の直径方向へ流れ、成形精度を向上する効果が得られると思われる。

第4段階の0.04～0.06sでは、軸力は継続して500Nから300Nまで下がり、液圧力は60MPaを維持し続ける。そして、第5段階の0.06～0.07sでは、軸力は300Nを、液圧力は60MPaを維持する。その結果、パイプ素材の材料が引き続き成形金型に流れて行くことが判る。

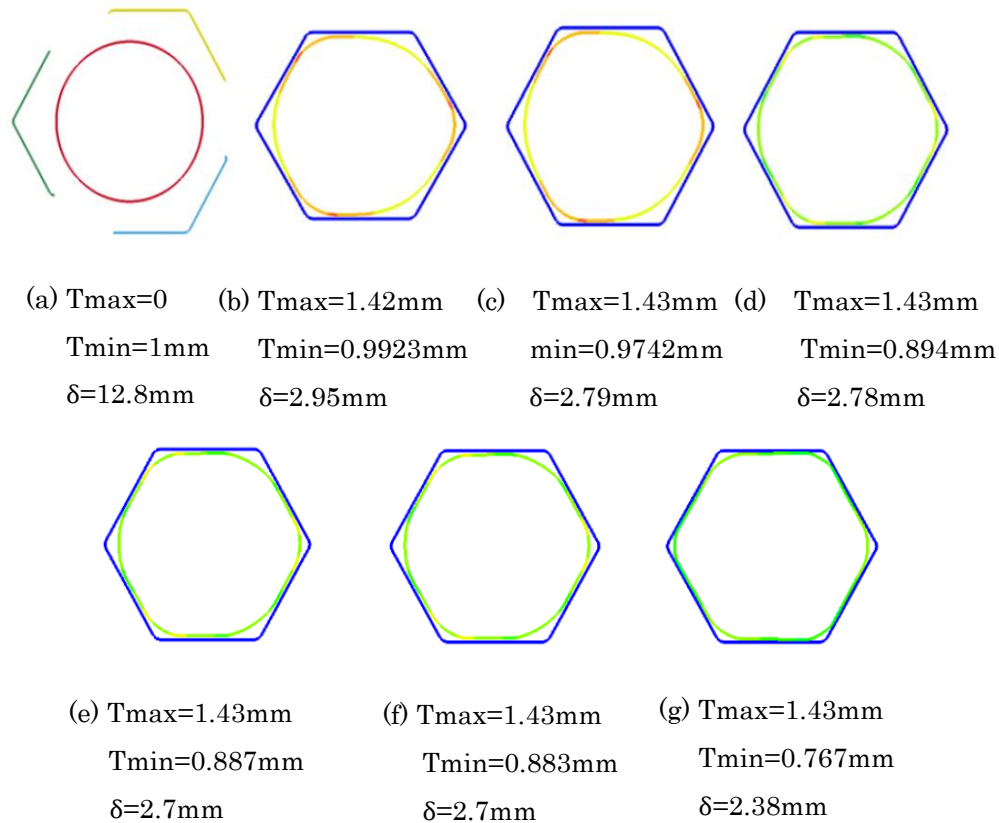


Figure.3.15 Cross-section shape of different stages of reverse spiral origami structure in hydroforming process

最後の第 6 段階の 0.07~0.1s では、液圧力は 60MPa から 120MPa まで大きくなって、軸力は 300N を維持し続ける。最後の成形段階においては、パイプ素材の細かい局所形状をより正確に成形させるために、より大きい液圧力が必要となるが、しかし、液圧はあまり大きく加えれば、パイプ素材にき裂が発生する可能性が出て来ることが考えられる。ここでは、最適化解析した結果、最大液圧力は 120MPa となった。

一方、図 3.15 に示すのは成形過程における断面形状で、図 3.16 に示すのは成形過程における成形精度を表すパイプ素材と成形金型の距離と、最大板厚および最小板厚の結果である。図 3.15 と 3.16 に示すように、第 1 段階においてパイプ素材と成形金型が接触して、成形品の最大板厚と成形精度を表すパイプ素材と成形金型の距離は、ある一定値になって、その後の第 2 段階から最後までほとんど変わらなく続けて行く傾向があり、ただし、成形品の最小板厚のほうは、成形工程の進行に伴い徐々に薄くなり、最終的な最小板厚は 0.767mm になることが明らかになっている。

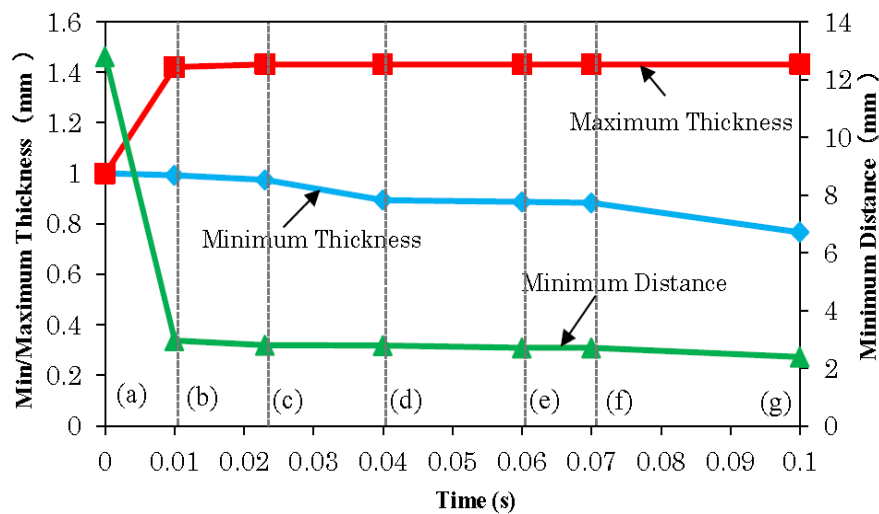


Fig.3.16 Shape accuracy and min/max thickness after optimization

図 3.11 と図 3.16 に示すように、最適化解析した結果の第 6 段階では、成形精度を上げるために、液圧力を 60MPa から 120MPa に増加させたが、成形の最終段階になって、パイプ素材の各部分が既に成形金型にしっかり接触しており、結果的には成形精度はあまり変わらなく、逆に危険部位にあるローカルの最小板厚はやや小さくなってしまった。すなわち、第 6 段階での液圧力を上げることによって成形形状に対する最終仕上げ効果が比較的小さいことが明らかになり、また液圧力を上げることで加工コストの増加にもつなげることが予測できる。

ここでは、最適化解析で得られた最適結果に対して、実用的な立場から図 3.11 と図 3.16 に示す結果を参考に図 3.17 に示すように荷重経路の一部修正を行い、第 6 段階での液圧力を上げなく 60MPa のまま最後までに維持して、他の条件を変えないこととする。図 3.17 に示す修正した荷重経路を利用して成形解析した結果を図 3.18 に示し、図中により、荷重経路を修正する前の結果(図 3.16)に比べて、最大板厚は変わらず、最小板厚は 0.767mm から 0.871mm に厚くなって、成形精度を表すパイプ素材と成形金型の間にある距離は 2.38mm から 2.70mm にやや大きくなったが、それに対応する制約条件 $\delta \leq 2.8mm$ を満足していることが確認できる。

すなわち、最適化解析の結果を直接に利用するより、経験的に一部の荷重経路データを修正して、成形精度の制約条件が許容範囲以内でやや緩めになったが、それより大事な最小板厚が予想通りに改善でき、実用的な利点が大きいと思われる。

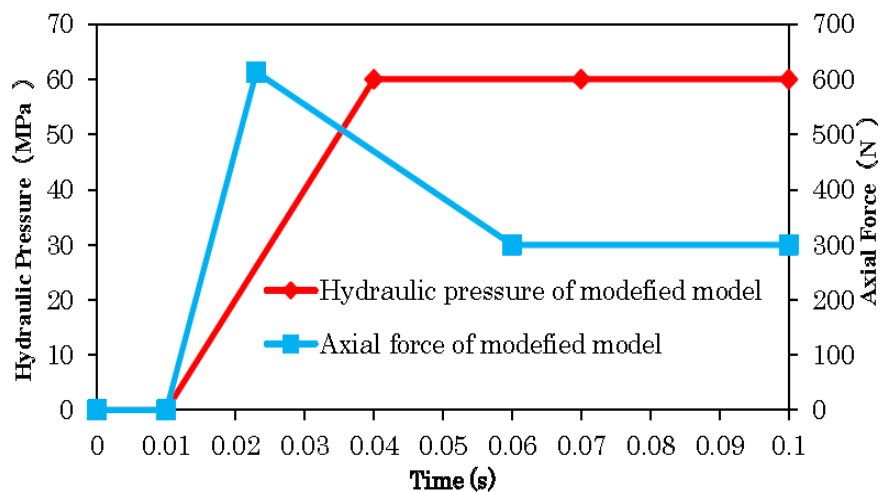


Figure.3.17 Modified load path of hydroforming

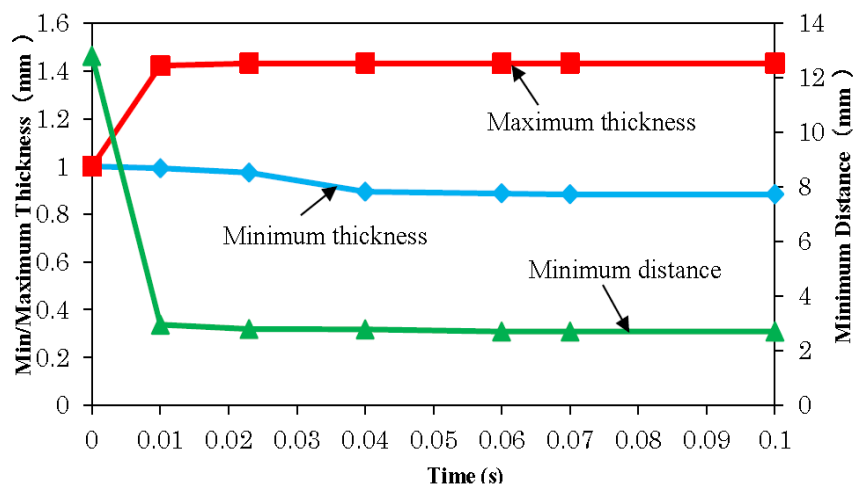


Figure.3.18 Shape accuracy and min/max thickness of modified model

3.4.3 制約条件による成形品質評価

応答曲面法による最適化解析の結果は近似的な計算式を使うので、得られた最適なパラメータを用いて解析モデルを作成して、LS-DYNA を使い成形解析を行い最適解の妥当性を確認するのは重要である。

LS-DYNA による確認解析を行い、得られた結果を表 3.3 と図 3.19 を示し、まず FLD 線図によるき裂が発生する評価値 d を調べ、最適化前に $d = -0.098$ であるため既にき裂

が発生したことを示しているが、最適化後では $d=0.210$ になってき裂が発生しないように改善された。一方、成形精度を表すパイプ素材と成形金型の最大距離 δ を調べ、最適化前に $\delta=2.95\text{mm}$ になり、許容値 2.8mm より大きいため成形品質が不合格であることを示しているが、最適化後では $\delta=2.70\text{mm}$ になって成形品質が合格範囲内に改善されたことを示している。

Table 3.3 Constraint conditions before and after optimization

Variable	d	$\delta(\text{mm})$
Before optimization	-0.098	2.95
After optimization	0.210	2.70

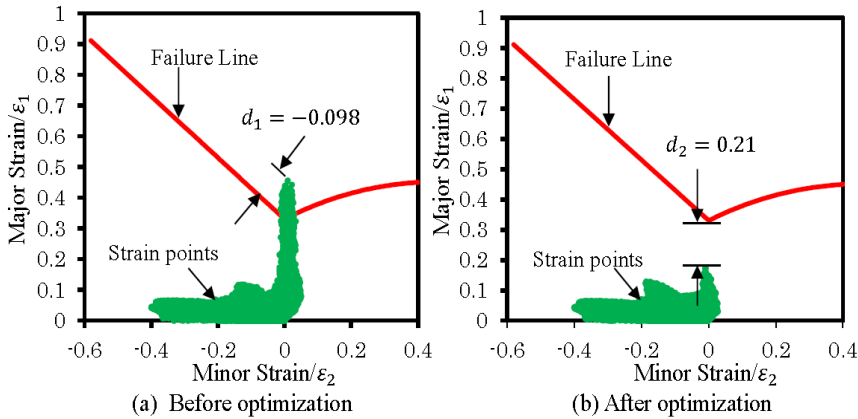


Figure.3.19 Forming limit diagram (FLD)

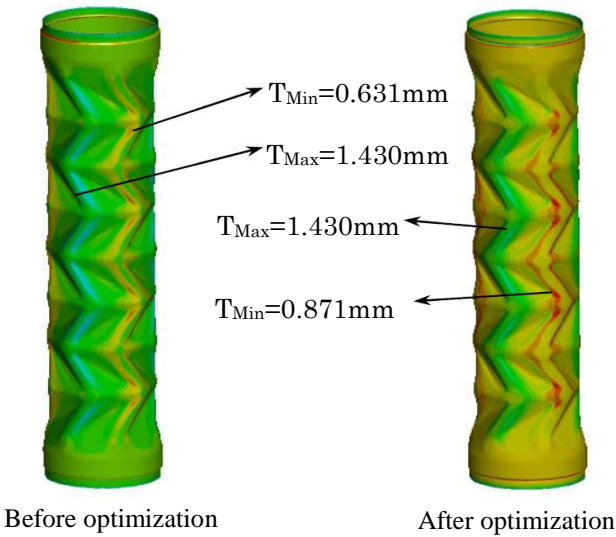


Figure.3.20 Thickness distribution before and after optimization

さらに検討するために、最適化前後の加工パラメータを使い成形解析して得られたと板厚反転らせん型折紙構造分布を図 3.20 に示す。図中より、最適化前に比べて、最適化後の板厚分布は大幅に改善され、調整したパラメータで作った反転らせん型折紙構造の最小板厚は 0.767mm から 0.871mm に、最大薄肉減少率は 10.4% に小さくなり、それによって、き裂が発生する可能性もかなり小さくなることが容易に判る。

3.5 本章のまとめ

本章では、反転らせん型折紙構造の加工問題を取扱い、そのハイドロフォーミング成形過程のシミュレーションを行い、さらに応答曲面法による最適化法を使い、反転らせん型折紙構造のハイドロフォーミング成形過程における加工パラメータに関する最適化解析を行い、以下の結論が得られた。

- (1) 応答曲面法を利用してハイドロフォーミング成形法の最適化解析に適切であることが確認できた。
- (2) 本章の最適化解析で得られた反転らせん型折紙構造は、成形精度およびき裂が防ぐ制約条件を全て満足しており、成形前の板厚 1.0mm に対して、成形した反転らせん型折紙構造の最小板厚は 0.871mm になって、板厚の減少率は 12.9% となる。最適化前より 24% 改善された。
- (3) 従来のハイドロフォーミング法で設計した反転らせん型折紙構造の加工工程に比べて、本章の最適化解析結果に従い設計した加工工程のほうは、パイプ素材の内部液圧力が 140MPa から 60MPa に、パイプ素材の両端に加える軸力は 1000N から 600N にそれぞれ大きく低減することができることを示している。

ただし、本章で得られた反転らせん型折紙構造の板厚分布に不均一な部分があり、それによる衝突エネルギー吸収性能の影響と、ハイドロフォーミング法による加工コストが高く実用展開に難しい問題について継続して検討する必要がある。

第4章 不均一板厚を有する反転らせん型折紙構造とその加工法

前章では、ハイドロフォーミング法を利用して反転らせん型折紙構造を加工することは可能であることが検証できた。しかし、ハイドロフォーミング法で加工する場合、パイプ素材の内部液圧力による張り出し変形モードが支配的になるため、成形した反転らせん型折紙構造の側面壁に沿う峰部と谷部にある板厚分布が不均一になっている傾向があり、それによって、反転らせん型折紙構造の圧潰変形に対する反力が変化し、衝突エネルギー吸収性能にも影響があることが考えられる。

本章では、通常の設計法と逆の発想に従い、ハイドロフォーミング法で加工して得られた不均一な板厚分布の特性を活かし、反転らせん型折紙構造の衝突エネルギー吸収性能を向上する可能性について検討を行う。

4.1 不均一板厚を有する反転らせん型折紙構造の提案

まず、前章で得られた反転らせん型折紙構造の衝突エネルギー吸収性能を検証する。成形前のパイプ素材の直径による衝突エネルギー吸収性能への影響について検討するために、成形前の直径が 56mm と 48mm の 2 種類のパイプ素材を用い、成形金型の平均直径を 58mm とした条件で、ハイドロフォーミング成形解析を行い、その結果を図 4.1 に示す。

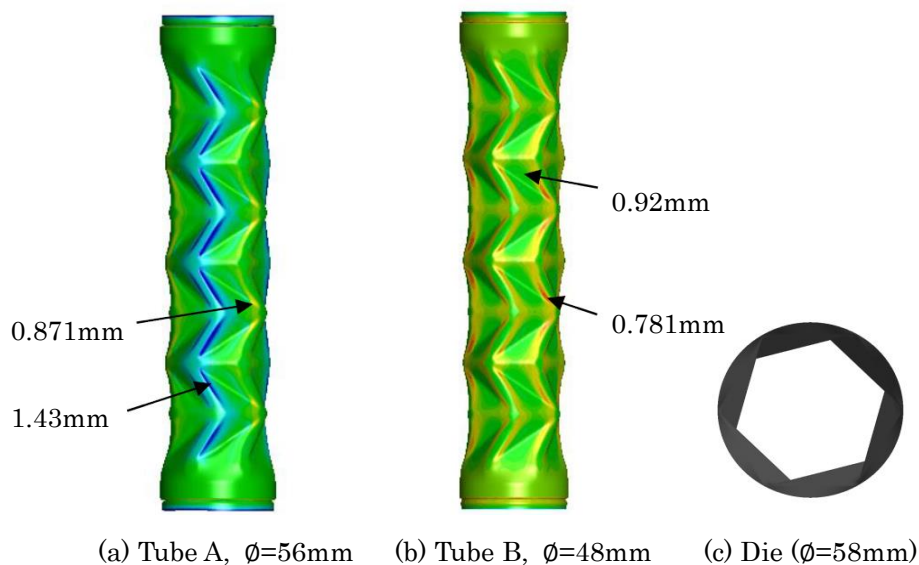


Figure.4.1 Thickness distribution of tube in different diameter

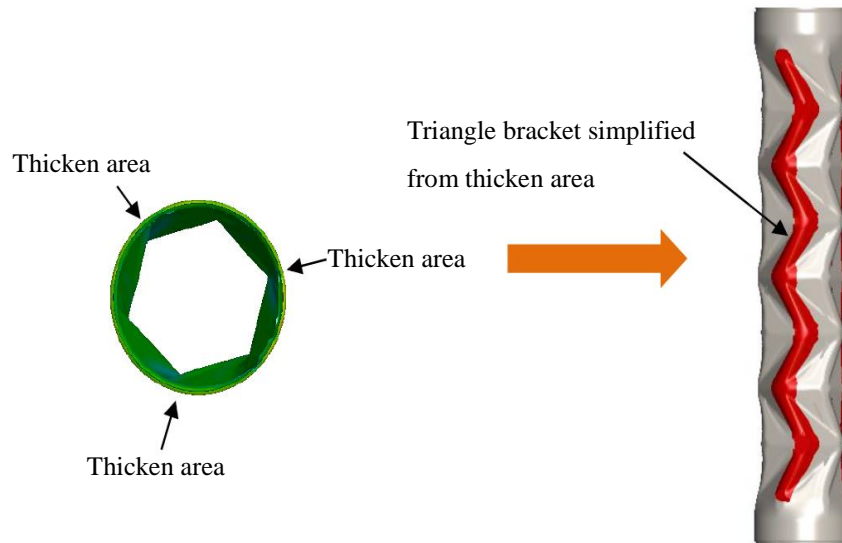


Figure.4.2 Simplified model of reverse spiral origami tube by hydroforming

図 4.1 では、図 (a) と図 (b) にそれぞれ成形前の直径が 56mm と 48mm のパイプ素材を用いて成形した反転らせん型折紙構造とその板厚分布である。図中により、パイプ直径 48mm の素材に比べ、パイプ直径 56mm の素材を使用したほうが、得られた成形品の板厚分布は厚くなるだけでなく、成形金型の型締めラインに沿って比較的板厚の厚い部分ができた傾向が見られる。これは型締めの段階では、パイプ素材が成形金型にしっかり接触した後、摩擦力の作用で型締めと共に型締めラインに沿った部分の板厚は厚くなる傾向が確認できる。

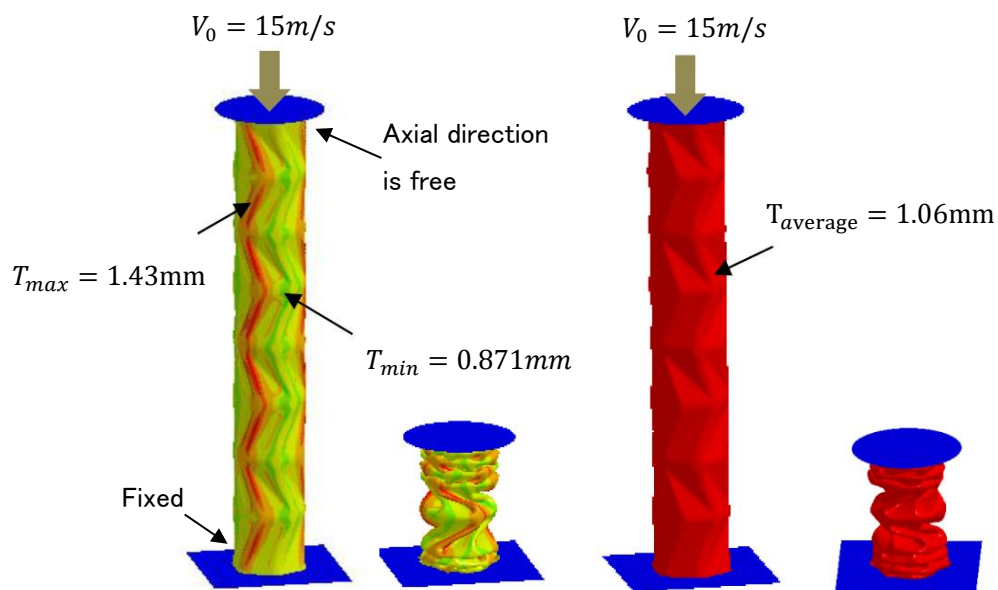


Figure.4.3 Crash model of reverse spiral origami tube

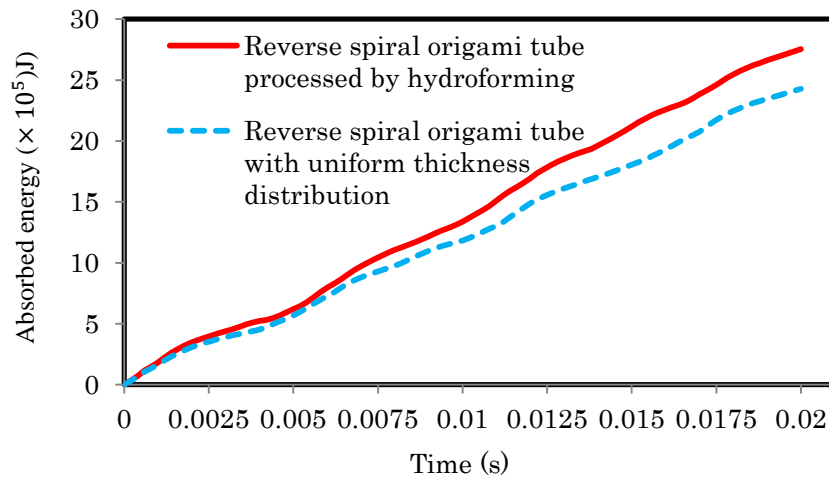


Figure.4.4 Energy absorbing history of reverse spiral origami tube

さらに得られた反転らせん型折紙構造の不均一な板厚分布により衝突エネルギー吸収性能への影響を調べるために、図 4.1 に示す反転らせん型折紙構造に対して、それぞれ同じ計算条件の下で衝突解析を行い、その結果を図 4.3 と図 4.4 に示す。図 4.3 に示すように要素のサイズは 1mm で、衝突実験が行う時、パイプの底面を固定させ、パイプの頂部に軸方向の移動ができる。上のパンチに 15m/s の速度を加え、衝突実験を行っていく。図 4.3 の左図と右図に示す不均一板厚と均一板厚の反転らせん型折紙構造の圧潰変形様子を比較して、同じ折線配置の原因で、ほぼ同じ座屈モードを持ち圧潰変形を進行して行くことが判る。ただし、図 4.4 に示すように、実線で示す不均一板厚の反転らせん型折紙構造は、均一板厚の反転らせん型折紙構造より 13.46% 多く衝突エネルギーを吸収することが確認できる。

その理由を分析すると、図 4.1 の左図に示すように、不均一板厚の反転らせん型折紙構造の材料が成形金型の接合面の周辺に集中して、軸方向に沿って補強柱のような構造ができて、それにより、圧潰変形に対する反力が大きくなり、さらに衝突エネルギー吸収量の増加にも繋げることが容易に判る。

従って、反転らせん型折紙構造により多く衝突エネルギーを吸収させるために、本章では、ハイドロフォーミングの加工方法をベースに改良して、図 4.5 に示すように、通常の反転らせん型折紙構造から、必要に応じて成形金型の接合面周辺に板厚を増やして、円周上に等分割の形で補強柱を立てるように不均一板厚を有する反転らせん型折紙構造を構成させ、それに対応する成形金型と加工パラメーターについて検討を行い、

さらに得られた不均一板厚を有する反転らせん型折紙構造の衝突エネルギー吸収性能についても検証する.

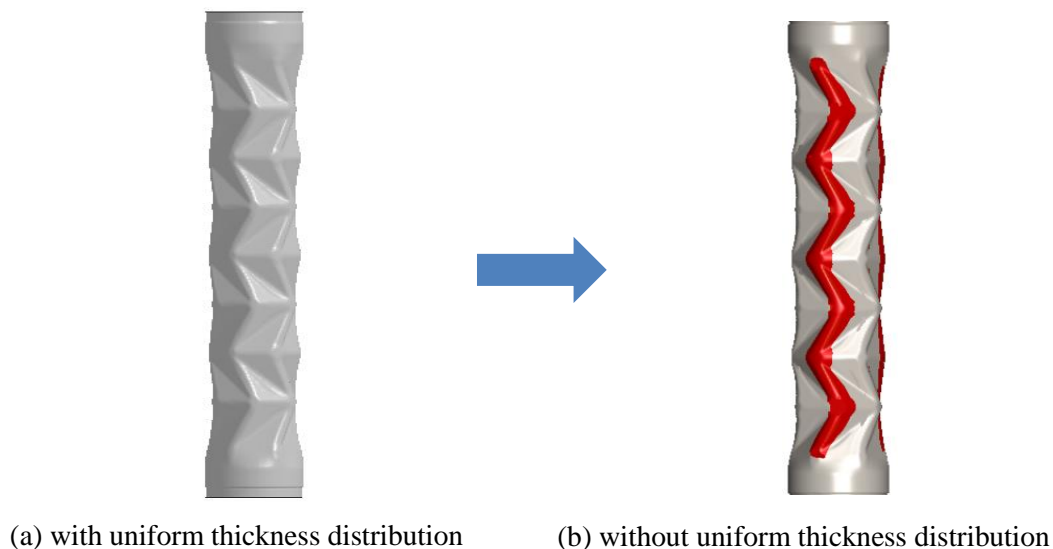


Figure.4.5 Angle strengthen reverse spiral origami structure

4.2 開口式金型の設計

ハイドロフォーミング法を利用して反転らせん型折紙構造を加工する時、パイプ素材と成形金型の直径の相互関係によって、図 4.6 に示すように成形後の反転らせん型折紙構造の板厚分布を決める.

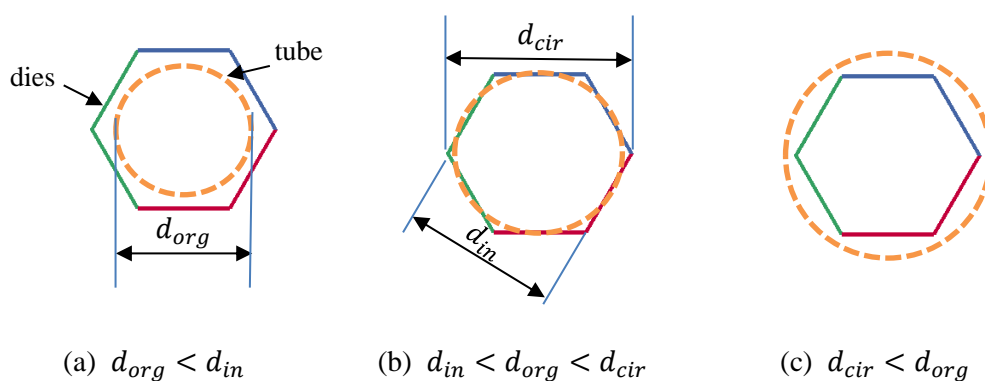


Figure.4.6 Relationship of tube and dies

図 4.6 では、 d_{org} は元のパイプ素材の直径、 d_{in} は金型の内部直径、 d_{cir} は金型の外部直径である. 図 4.6(a) に示すように、 $d_{org} < d_{in}$ の場合、分割した成形金型が閉じる時、成形金型とパイプ素材が接触しない. その後、液圧力を加えられて、パイプ素材は液圧

力によって膨張して、パイプ素材は引張り力の作用で薄くなって、成形した反転らせん型折紙構造の板厚は薄くなり、最終の板厚は全面的に元のパイプ素材より小さく、局部的にき裂が発生する可能性が高い。

図 4.6 (b) に示すように、 $d_{in} < d_{org} < d_{cir}$ の時、成形金型が閉じる途中でパイプ素材が成形金型と接触し始めて、一部の材料が型締めと共に、金型と金型の間にある隙間の方向へ流れ、部分的に板厚が増加することが考えられる。ただし、パイプ素材と成形金型の間にある摩擦力が大きくなればなるほど、型締めと一緒に移動される材料が多く、部分的な板厚増加が大きくなる。また内部液圧力を大きく加える時に、材料の流れが多くなり、部分的な板厚が薄くなる可能性があると思われるが、ただし、内部液圧力が大きくなる場合、パイプ素材と成形金型の間にある摩擦力も圧力と比例関係で大きくなることがあるので、内部液圧力と成形品の板厚分布との依存関係が非常に複雑になると思われる。

図 4.6 (c) に示すように、 $d_{cir} < d_{org}$ の場合、成形金型の外径より元のパイプ素材の直径のほうが大きいので、最初の型締めの段階でも、成形金型がパイプ素材を押し付けて、パイプ素材にしわが生じる可能性が高い。その後の内部液圧力によって先に生じたしわを展開させることが考えられるが、場合により展開することができなく最後まで残されるしわが存在する可能性もあると思われる。

以上の分析で、図 4.6(b) のケースで反転らせん型折紙構造を加工する場合、比較的に成形品の板厚分布を調整することが比較的に容易に実現できて、き裂としわを避けることも比較的にコントロールしやすい利点がある。

また図 7 に示すように、反転らせん型折紙構造の側面を構成する基本三角形を取り出し分析すると、基本三角形の 3 つの辺は折線から構成されて、軸方向から衝撃荷重を受ける時、基本三角形の斜め辺と横辺は主に圧潰しを誘導して、縦辺は主に圧潰変形に対する剛性を補強していることが考えられる。そこで、三角形の縦辺に沿って図 4.5 に示すように部分的な板厚を増やせば圧潰変形の反力が大きくなることにより、圧潰変形の反力と変位の積で表現される衝突エネルギー吸収量も大きくなる結果となる。

この衝突エネルギー吸収性能が向上する特性を活かせるように、本章では、図 4.8 に示すハイドロフォーミング法に適用する新しい開口式金型を提案する。図 4.8 に示す成形金型は通常の成形金型と比べて、金型の幅だけが短くカットされて、加工開始後の型締めをしても、金型と金型の間に幅 d の隙間が残される。実際に内部液圧力が加えられ

る時に、隙間 d の周辺に塑性変形の抵抗力が弱いので、材料が厚く集中して、その結果、
図 4.5 右図に示すような補強柱構造が形成される。

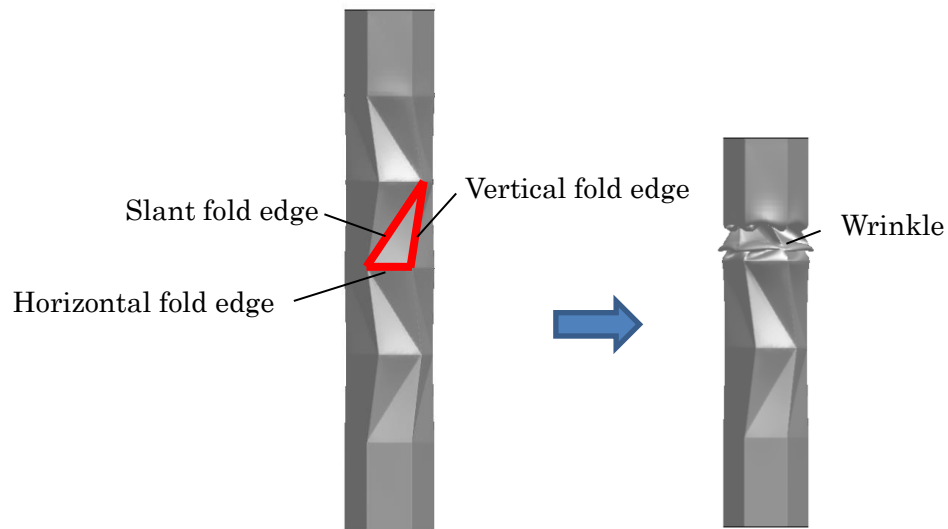


Figure.4.7 Yield pattern of reverse spiral origami structure

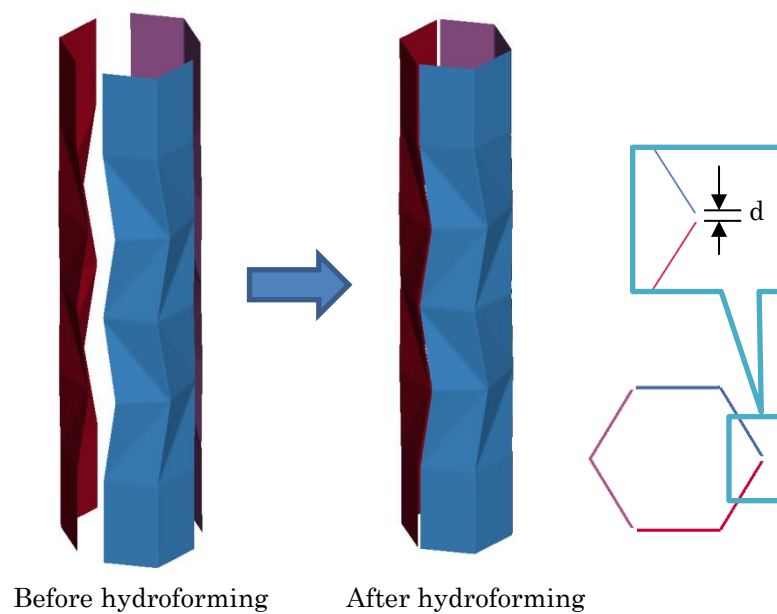


Figure.4.8 Unfolded mold for hydroforming

4.3 成形過程のシミュレーション

図 4.8 に示す開口式金型を使い、実際にハイドロフォーミング法で反転らせん型折紙構造の成形工程を実現するには、型締めの変位、内部液圧力とパイプ素材両端に加える軸力から荷重経路を検討し設定する必要がある。そのため、LS-DYNA を利用して、その成形過程のシミュレーションを行う。

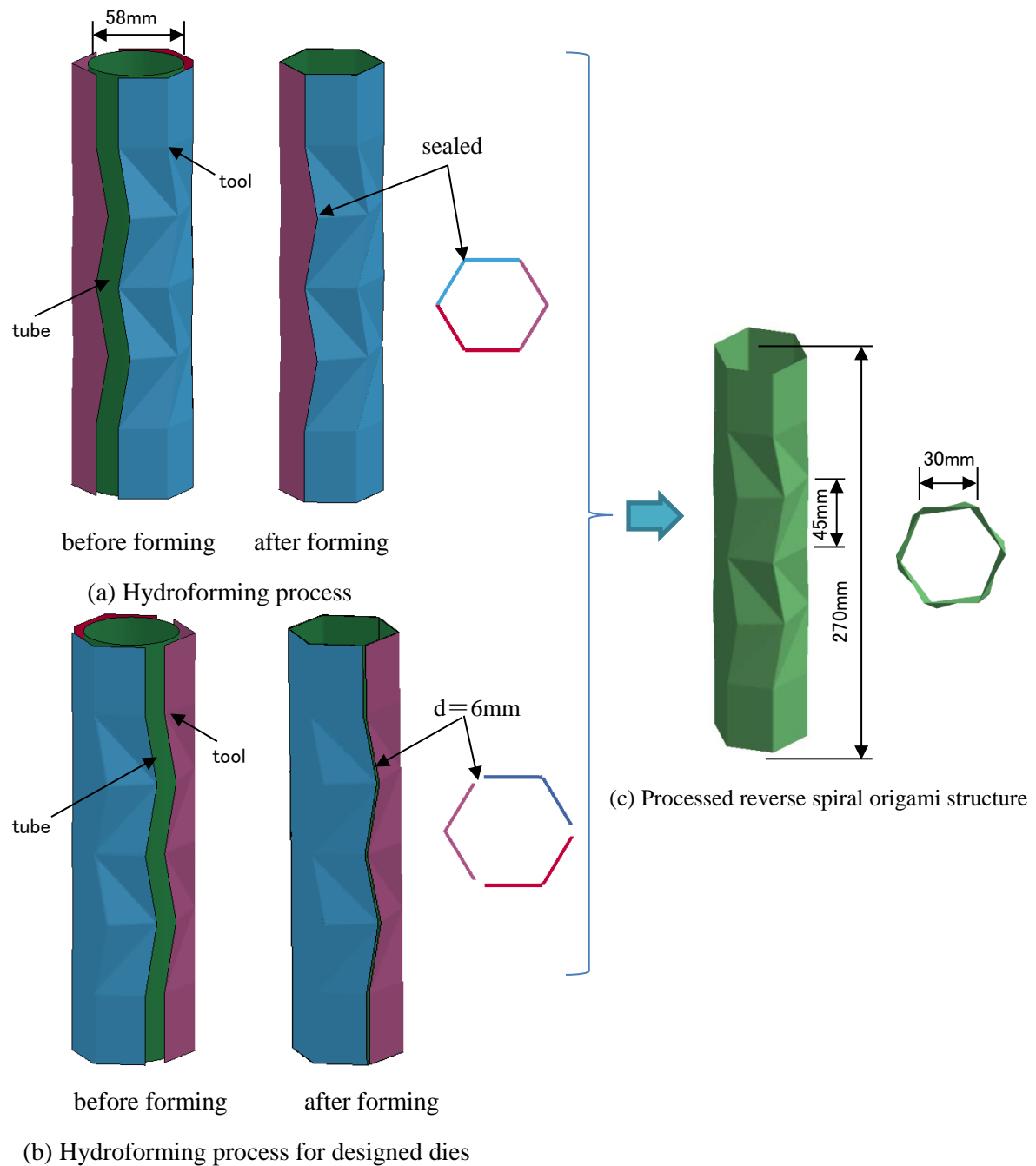


Figure.4.9 Simulation model for hydroforming

図 4.9 に示すのは、ハイドロフォーミング成形のモデルである。円筒の初期板厚は 1.0mm で、長さは 270mm、直径は 58mm である。図 4.9 (a) に示すのは従来のハイドロフォーミング成形の解析モデル、図 4.9 (b) に示すのは新しく設計した開口式金型を用いたハイドロフォーミング成形の解析モデルで、その成形金型が閉じた後に金型と金型の間にある隙間は 6mm と設定した。2 種類の成形金型の長さは 270mm、段の長さは 45mm、平均直径は 60mm、回転角度は 15°で統一している。

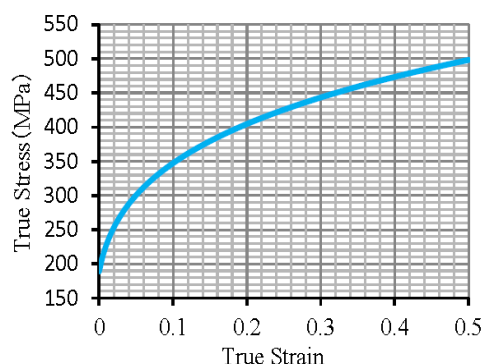


Figure.4.10 Stress-strain curve

Table 4.1 Material characteristic parameters

Young' modulus	189.38GPa
Poisson ratio	0.28
Yield stress	210MPa
Density	$7.83 \times 10^3 \text{ Kg/m}^3$

成形用のパイプ素材には図 4.10 に示すような特性を持つ鋼材（SPCE）を用いた。その材料の特性パラメーターは表 4.1 に示すように、鋼材の密度は $7.83 \times 10^3 \text{ Kg/m}^3$ 、ヤング率は 189.38 GPa、ポアソン比は 0.3 である。成形金型を剛体と設定する。実際に成形する時、分割した金型が閉じてから、パイプ素材の中に液圧力を加える荷重経路と金型の締め付ける移動経路をそれぞれ図 4.11 と図 4.12 に示す。

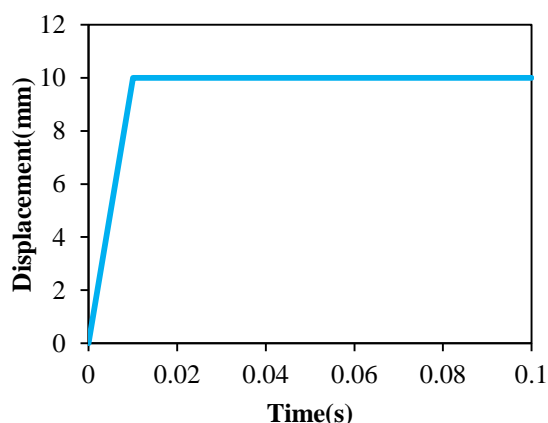


Figure.4.11 Load curve for dies

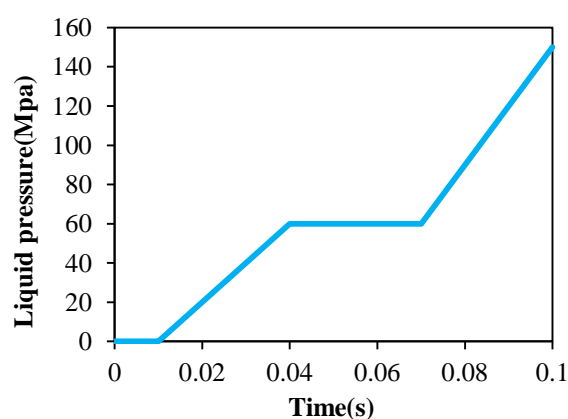


Figure.4.12 Load curve for hydroforming

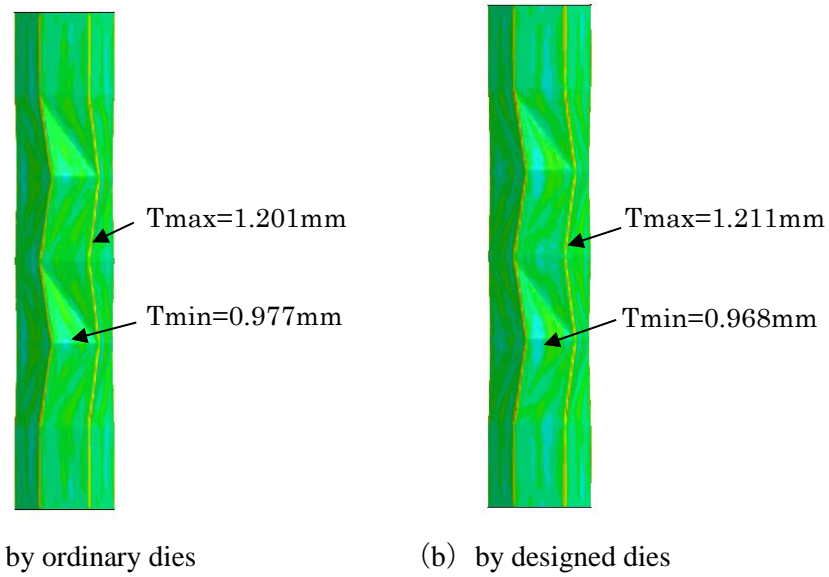


Figure.4.13 Thickness distribution of reverse spiral origami structure

図 4.13 に示すのは、ハイドロフォーミング法で加工した反転らせん型折紙構造の板厚分布である。図中より、従来の金型を使うより開口式金型で加工した反転らせん型折紙構造のほうが部分的に厚くなり、軸方向に沿って補強柱のような構造が形成されることが確認できる。開口式金型を使う場合の最大板厚は 1.211mm で、従来の金型を使う場合の最大板厚 1.201mm より 0.01mm 大きくなっており、また開口式金型を使う場合の最小板厚は 0.968mm で、従来の金型を使う場合の最小板厚 0.977mm より 0.009mm 小さくなっていることが判る。

一方、図 4.14 に示す FLD 線図で確認して、2 種類の金型で成形した反転らせん型折紙構造にはき裂が発生することはないことを示している。

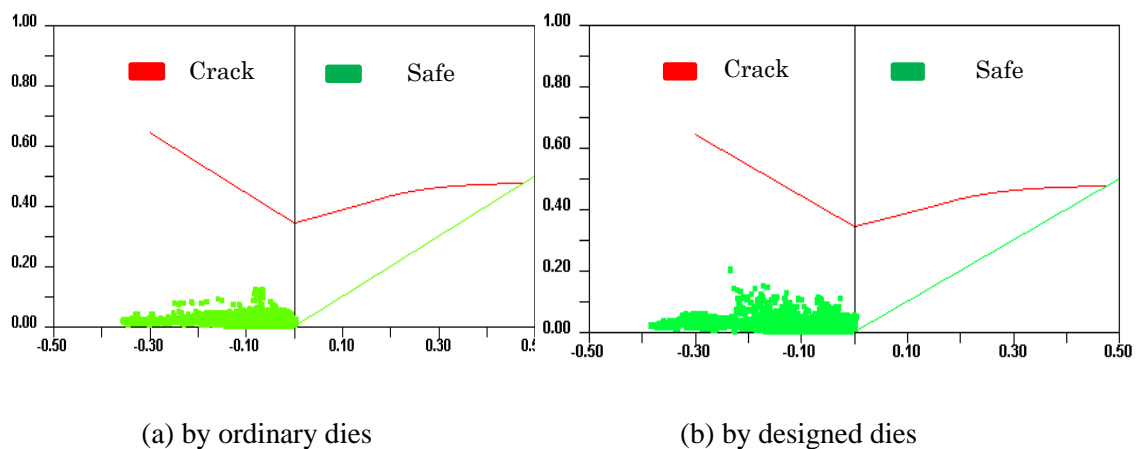


Figure.4.14 Forming limit diagram

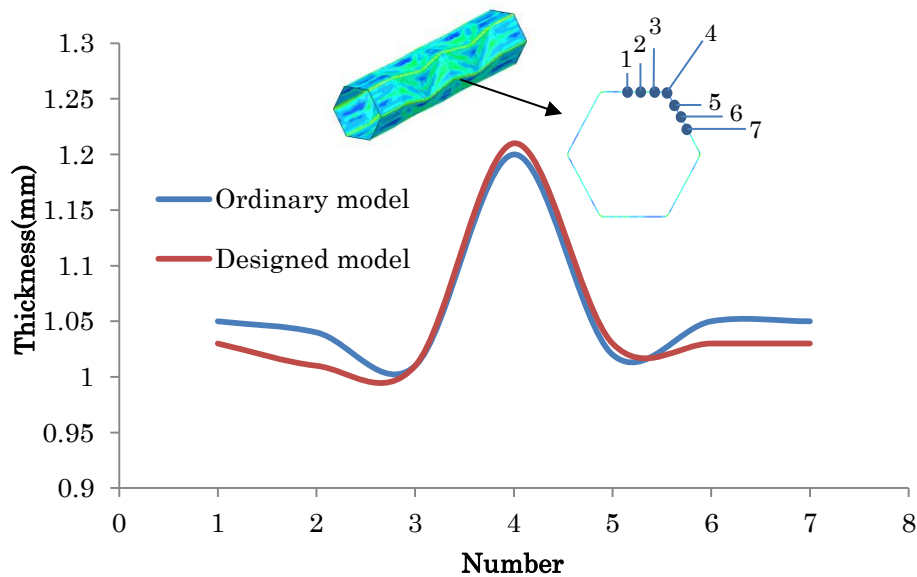


Figure.4.15 Thickness distribution along cross section

さらに、成形した反転らせん型折紙構造の板厚分布を詳しく比較し検討するため、成形解析で得られた反転らせん型折紙構造に対して金型と金型の接合面周辺の一部断面を切り出し、その板厚分布をグラフした結果を図4.15に示す。図示により、2種類の金型を使い成形した板厚分布の傾向がよく似ており、金型と金型の接合面に板厚が最も集中している。ただし、両方比較して、開口式金型で成形した部分的な板厚は比較的厚くなっていることが確認できる。

4.4 衝突エネルギー吸収性能に関する考察

加工した反転らせん型折紙構造の衝突エネルギー吸収性能を確認するため、図 4.16 に示す解析モデルを使い衝突解析を行う。図中に示すように、反転らせん型折紙構造の頂部境界に軸方向の自由度だけをフリーとして、他の自由度を固定とする。底部境界にある 6 自由度を完全固定とする。衝突荷重として、自動車の重量を模擬した初期速度 15m/s、重さ 1000kg の集中質量を頂部境界に与える。

具体的な衝突エネルギー吸収性能を比較するため、本章の提案する不均一な板厚を有する反転らせん型折紙構造の他に、従来のハイドロフォーミング法で加工した反転らせん型折紙構造と、均一な板厚分布の反転らせん型折紙構造を設定してそれぞれ衝突解析を行い、詳細な検討を実施する。

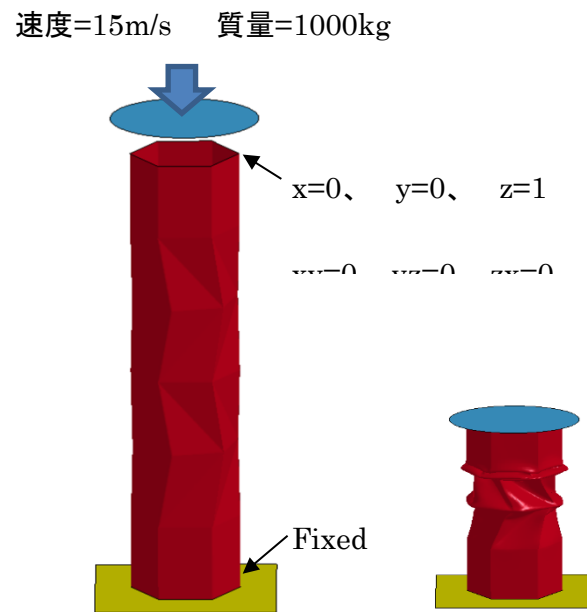
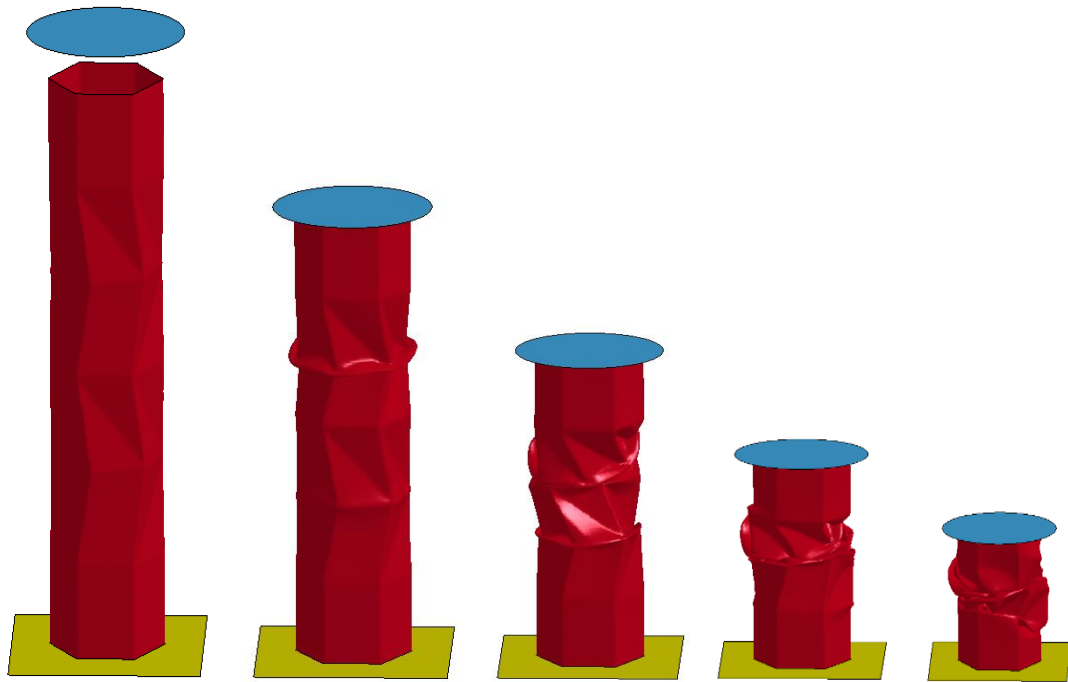


Figure.4.16 Crash model

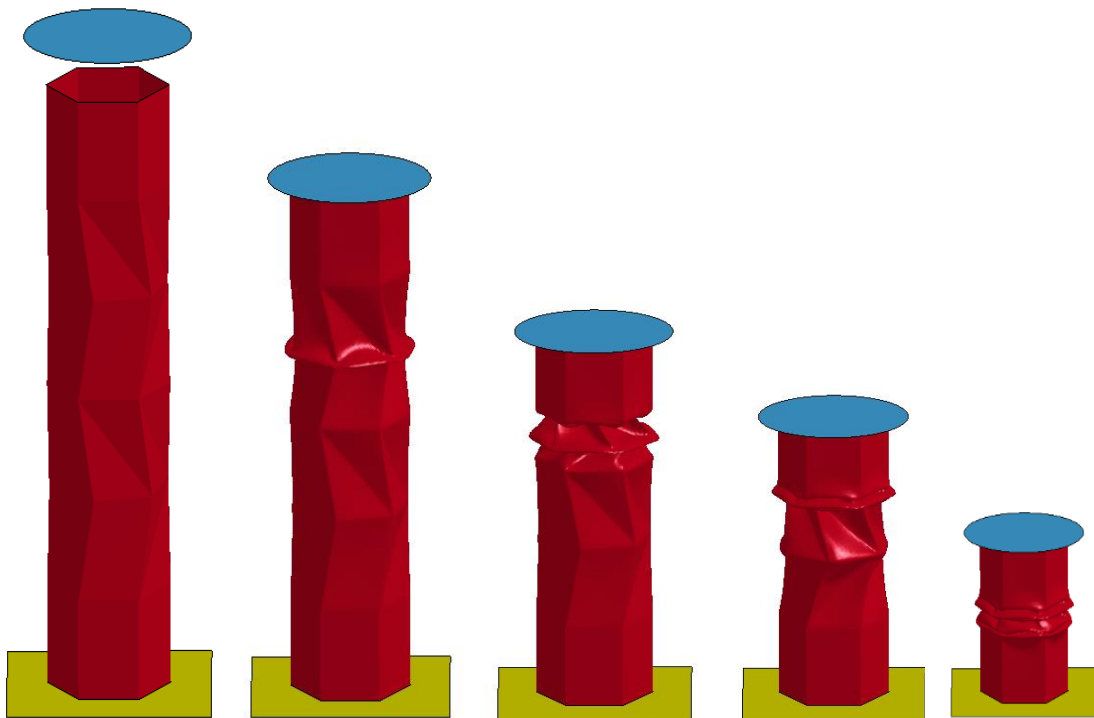
図 4.17 に示すのは、3 種類の反転らせん型折紙構造に対してそれぞれ衝突解析を行い、衝突開始から同じ時刻での圧潰変形の様子である。図 4.17(a)には従来のハイドロフォーミング法で加工した反転らせん型折紙構造、図 4.17(b)には本章の提案した反転らせん型折紙構造、図 4.17(c)には均一な板厚の反転らせん型折紙構造の衝突解析結果を示している。



(a) by ordinary dies



(b) by designed dies



(c) with uniform thickness distribution, $t=1\text{mm}$

Figure.4.17 Crash deforming process of reverse spiral origami structure

Fig.4.17 に示す反転らせん型折紙構造の衝突解析結果を比較する. 3 種類の反転らせん型折紙構造の折線配置は同じなので, それに起因する圧潰しわの誘導効果は似ており, 3 種類の反転らせん型折紙構造の圧潰変形は横へ折り曲がることはなく, 同様な圧潰しわを重ねながら圧潰変形を進行していることが確認できる.

Table 4.2 Absorption energy of reverse spiral origami structure

	Uniform structure	Structure by sealed tool	Structure by unsealed tool
Absorption energy(10^6 J)	2.67	3.56	3.84
Absorption energy changing rate to uniform structure	0%	33.3%	43.8%

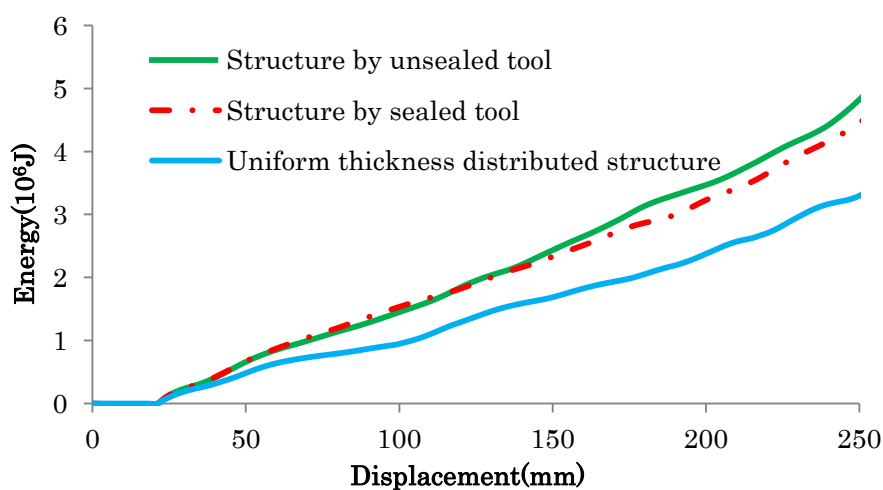


Figure.4.18 Absorption energy of reverse spiral origami structure

また, 3 種類の反転らせん型折紙構造の衝突エネルギー吸収量を整理して図 4.18 と表 4.2 に示す. 図中により, 均一な板厚の反転らせん型折紙構造に比べて, ハイドロフォーミング法で加工した反転らせん型折紙構造のほうは比較的高いエネルギー吸収性能をもつことが確認できる. また, 2 種類の反転らせん型折紙構造の衝突エネルギー吸収量

を比較して、本章の提案する開口式金型で加工した不均一な板厚を有する反転らせん型折紙構造のほうは高いエネルギー吸収性能をもつことが判る.均一な板厚をもつ反転らせん型折紙構造の衝突エネルギー吸収量を基準とすれば、従来のハイドロフォーミング法で加工した反転らせん型折紙構造は 33.3%多く、本章の提案する開口式金型で加工した不均一な板厚を有する反転らせん型折紙構造のほうは 43.8%多く衝突エネルギーが吸収できることを示している.

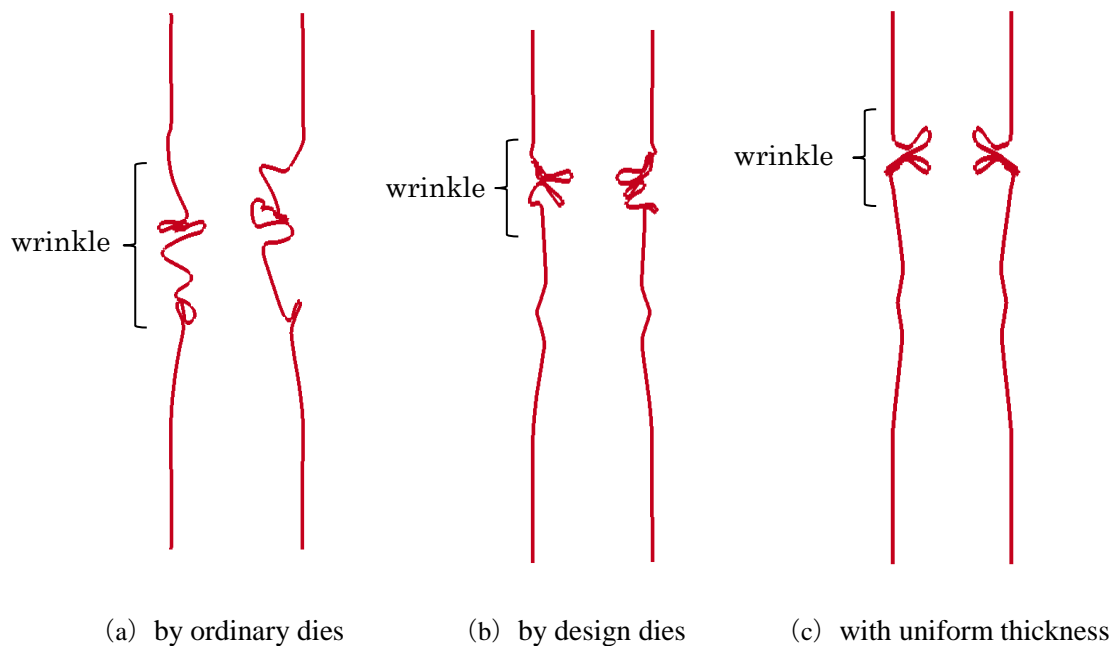


Figure.4.19 Shape of reverse spiral origami structure along cross section

さらに詳しく検討するため、3種類の反転らせん型折紙構造の圧潰変形過程における同じ時刻 0.0068s での圧潰変形の断面図を図 4.19 にまとめる. 図中より、均一な板厚の反転らせん型折紙構造に比べて、ハイドロフォーミング法で加工した2種類の反転らせん型折紙構造の圧潰しわの数が多いことが確認できる. 通常、1 個の圧潰しわが生じることに1回の座屈変形が生じることを対応して、毎回の座屈変形には比較的多くのエネルギー吸収になるため、同じ表面積の前提下で比較して、座屈しわの多い圧潰変形モードのほうがより多くエネルギー吸収できることが一般に認識されている. それに従って、図 4.18 と表 4.2 に示すようにハイドロフォーミング法で加工した2種類の反転らせん型折紙構造の衝突エネルギー吸収量は、均一な板厚の反転らせん型折紙構造より多い理由が判る.

また、図 4.19 の(a)と(b)を比較して、本章の提案する不均一な板厚を有する反転らせん型折紙構造の座屈しわは、従来の反転らせん型折紙構造に比べて、比較的集中されている傾向が見えて、これは断面のコーナー部に材料が集中して補強柱のような構造ができ、軸方向に沿って剛性が比較的に高くなった原因と思われる。それに起因して、不均一な板厚を有する反転らせん型折紙構造の衝突エネルギー吸収量は、従来の反転らせん型折紙構造より多いことが判る。

4.5 本章のまとめ

本章では、ハイドロフォーミング法で加工した成形品の板厚分布が不均一となる特性を活かして、加工された反転らせん型折紙構造の衝突エネルギー吸収性能向上に関する検討を行い、以下の結論が得られた。

(1) 本章の提案した不均一な板厚を有する反転らせん型折紙構造の不均一な板厚部分から衝突エネルギー吸収性能への影響について検討して、反転らせん型折紙構造の全体のエネルギー吸収量の増加に有効であることが明らかになった。

(2) 提案した成形金型作った不均一な板厚を有する反転らせん型折紙構造は通常の金型で作った構造により板厚変化率が 8.48%向上された。

(3) 本章の提案する加工方法で得られる不均一な板厚を有する反転らせん型折紙構造の衝突エネルギー吸収量は従来のハイドロフォーミング法で得られた反転らせん型折紙構造により 7.87%向上された。

ただし、ハイドロフォーミング法で反転らせん型折紙構造を加工する際に、大型の加工設備が必要であり、加工工程を実現するには、分割した成形金型を軸中心に移動する変位、パイプ素材の内部液圧力およびパイプ両端に加える軸力、いわゆる 3 種類の荷重経路を統合的に設計しコントロールすることは非常に複雑であるため、加工コストも高く、簡単に実用化することは困難である。またハイドロフォーミング法で加工して得られる反転らせん型折紙構造の軸方向長さに制限があり、自動車車体開発などの要求に満たせない可能性がある。さらに、ハイドロフォーミング法で得られた反転らせん型折紙構造の板厚分布にばらつきがあり、場合により不安定な板厚分布から構造の衝突エネルギー吸収性能にも影響があることが考えられる。これらの問題について引き続き検討して行く必要がある。

第5章 反転ねじり型折り紙構造の提案とその実用化

前章では、不均一な板厚を有する反転らせん型折り紙構造の加工法およびその衝突エネルギー吸性能について検討し、ハイドロフォーミング法で加工した反転らせん型折り紙構造の性能向上を実現することができたが、依然としてハイドロフォーミング法の製造設備が複雑で加工コストが高く、さらに加工して得られた反転らせん型折り紙構造の板厚分布が不安定などの問題は解決されていない。よって、反転らせん型折り紙構造の実用展開に至っていないのは現状である。

本章では、従来の反転らせん型折り紙構造の考え方と異なる発想により、反転らせん型折り紙構造の代わりに、新たに反転ねじり型折り紙構造とそれを簡易的に成形できる部分加熱回転加工法を提案して、今まで解決できていない加工コストが高いなどの問題を解決することを目的として検討を行う。

5.1 反転ねじり型折り紙構造と部分加熱回転加工法

前章の検討結果により、反転らせん型折り紙構造は主に折線と三角形平面から構成され、その衝突エネルギー性能に大きく影響しており、また折線を配置することで、折線に沿う方向に曲げ剛性が大きくなり、逆に折線の垂直方向に沿って曲げ剛性が小さくなる特性が存在する。実際に反転らせん型折り紙構造を設計する時、軸方向と斜め方向または垂直方向に沿って配置した折線により座屈しわの発生を誘導する効果を持たせて、軸方向に沿って配置した折線により圧潰変形に対する反力を補強する効果を持たせることによって、反転らせん型折り紙構造の衝突エネルギー吸収量を向上する効果が確認できる。ただし直な折線と部分的な三角形平面から構成される反転らせん型折り紙構造を精度よく加工することは非常に困難であることが予測できる。

一方、軸方向に衝突荷重を受ける時、反転らせん型折り紙構造が横へ折れ曲がることはなくアコーディオン状に座屈しわを重ねながら圧潰変形が進行し続けることは理想的な圧潰変形モードであり、このような座屈しわの発生を誘導するために設けた折線は直線状に限らず、多少湾曲にしても同様な座屈しわを誘導する効果が変わらないと思われる。さらに折り紙構造の三角形面要素を直線面から曲線面まで変えて、圧潰変形に対する剛性が向上できる可能性も寄与される。

本章では、従来の反転らせん型折り紙構造が軸方向に沿って単純な三角形を繰り返し

構成される形状特徴に着目して、軸方向に沿って段に分けて、一段ずつ順番にねじり変形させることによって、図 5.1 に示すように左図の角筒パイプから右図の反転ねじり型折紙構造を作成する方法を提案する。従来のハイドロフォーミング法で成形した反転らせん型折紙構造と比べて、反転ねじり型折紙構造の局所的な違いを図 5.2 に示すようになるが、反転らせん型折紙構造は直辺の三角形面要素から、反転ねじり型折紙構造は湾曲辺の三角形面要素に変わっていることが判る。ただし、新しく提案した反転ねじり型折紙構造については、2 つほど問題点があり確認する必要がある。1 つは反転ねじり型折紙構造の加工方法を検討し実用化することで、もう 1 つは加工された反転ねじり型折紙構造が十分な衝突エネルギー吸収性能をもつかを検証することである。

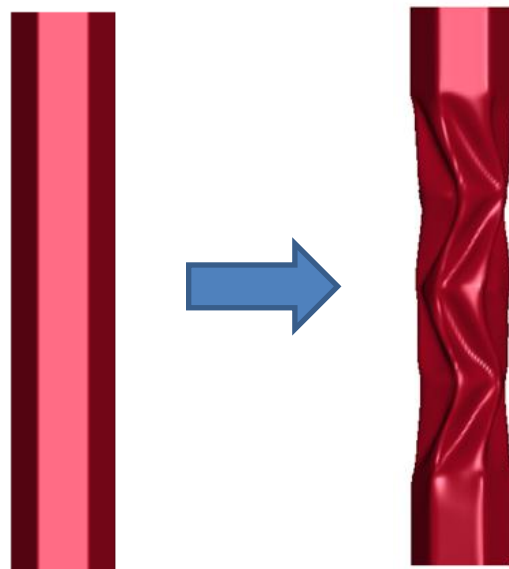


Figure 5.1 Reverse torsion origami structure

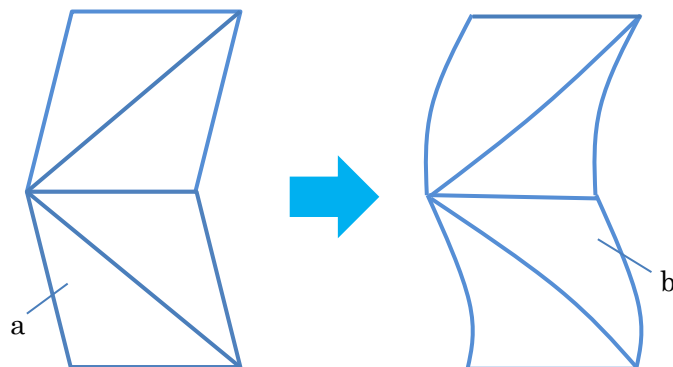


Figure 5.2 Surface elements for origami structure

ここでは、反転ねじり型折紙構造の加工法として、図 5.3 に示す部分加熱回転加工法を提案する。まず、正多角形断面の薄肉角筒素材を用意し、それから、軸方向に沿って決められた間隔に置き固定治具で角筒素材を固定して、片方の固定治具を中心軸のまわる方向へ回転させて、固定治具と固定治具の間にある角筒素材を塑性変形させることによって、一段の反転ねじり型折紙構造が成形できる。更に、同様な成形法を軸方向に沿って左右交代しながら捩じり塑性変形を行って行けば、最終的に図 5.3 の右側に示すような反転ねじり型折紙構造が得られる。

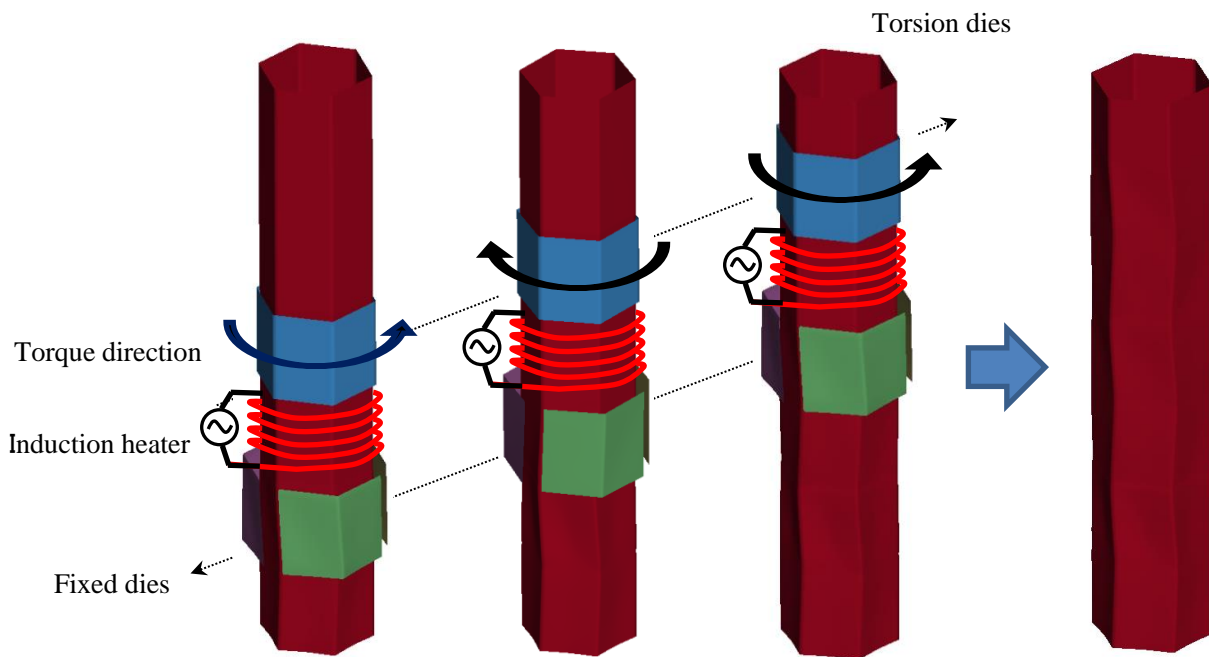


Fig. 5.3 Schematic drawing of the three steps in the torsion forming process: (1) fix the first segment and twist the third segment through a certain angle, thus deforming the second segment; (2) move the dies one segment along the axial direction; (3) repeat step (1), twisting in the opposite direction.

ただし、外側から固定治具を使うだけで角筒素材をしっかり固定することは難しく、細長い角筒の内部にも固定治具を設置することが必要となる可能性がある。しかし、これは極めて困難と思われるため、本章では、図 5.3 に示すように、ねじり塑性変形の局部のみに対して高周波誘導加熱(IH : Induction Heating)することによって、比較的小さいトルクを用いても角筒パイプ素材の部分ねじり塑性加工が可能と考えられる。さらに外側からの固定治具のみで六角形断面形状の角筒素材を固定する方法を適用する。ただし、この固定方法を適用する場合、固定治具と角筒素材の間に生じる相対変位と、塑

性変形部分の角筒パイプ素材に与える加熱温度を検討する必要がある。

5.2 成形過程のシミュレーションと加工パラメータの設定

図 5.1 に示す反転ねじり型折紙構造を図 5.3 に示す部分加熱回転成形法で加工することを実現するために、その成形性能を左右する回転角度と加熱温度、そして、部分加熱成形法を適用した場合、反転ねじり型折紙構造の成形性能を検討する必要がある。

5.2.1 部分加熱回転加工法の解析モデル

図 5.3 に示す部分加熱回転加工法の成形工程を検討するため、図 5.4 に示す解析モデルを使い成形解析を行う。解析モデルには、固定部分、加熱部分と回転部分が含まれる。まず、分割した金型が移動し閉じて、固定部分と回転部分の治具により角筒素材をしっかり固定する。それから、ねじり変形部分に対して加熱しながら、回転部分の治具を回転させて、一段のねじり成形工程を解析する。次に、固定治具を外して上に移動して、前の成形工程と同様に、逆方向へ回転部分の固定治具を回転させて、次の段の捩じり成形工程を解析することができる。また、同じように部分回転による成形作業を繰り返して、最後に反転ねじり型折紙構造全体までの成形解析結果が得られる。実際の成形解析モデルの要素数は 12750、節点数は 13056、成形素材要素の平均寸法は 1.0mm であり、治具要素の平均寸法は 1.0mm である。成形に使用する素材の寸法は、長さ 90mm、段差 30mm、周長 120mm、板厚 1.0mm である。

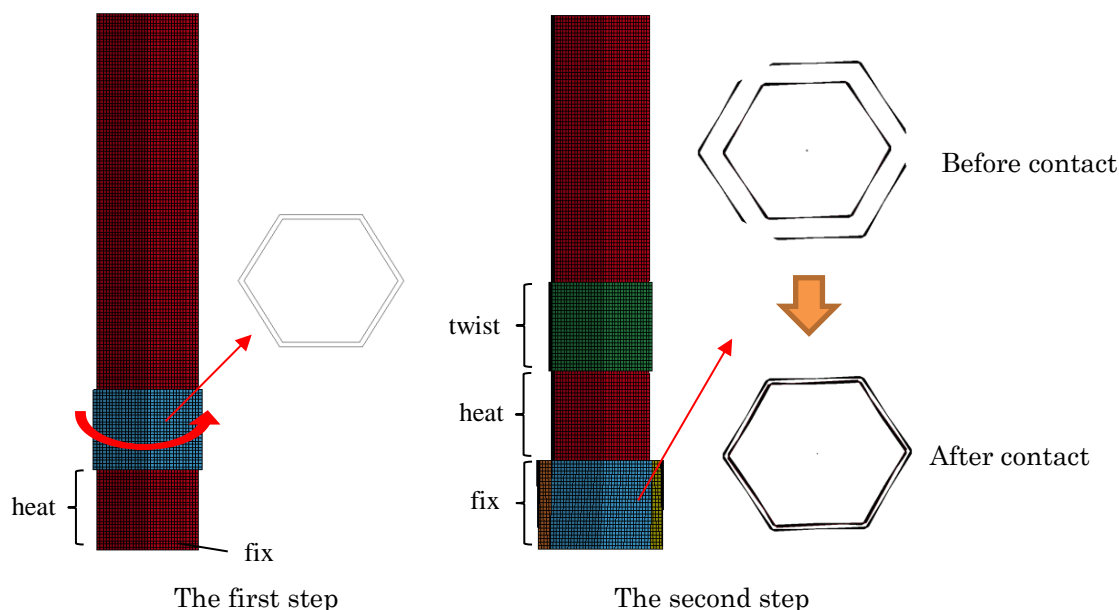


Figure 5.4 Local heating forming analysis model

図 5.5 に示すのは、本章の成形解析に用いる角筒パイプ素材の応力と塑性ひずみの関係グラフである。また加熱による温度の変化に伴う材料のヤング率と降伏応力の温度依存関係については、図 5.6 と図 5.7 に示す軟鋼材のデータを用いる。

一方、高周波誘導加熱の温度については、軟鋼材の熱間塑性加工特性と加工の安定性を参考に 950 度とした。本章の提案する部分加熱回転加工法に適用する時、式(5-1)に従い高周波誘導加熱のコイルの電気抵抗や渦電流などを設計することができる。

$$T = \frac{I^2 R t}{m C} \quad (5-1)$$

ただし、 T は温度、 R はコイルの電気抵抗、 I は流れる渦電流、 m は加熱する角筒部分の質量、 C は比熱、 t は加熱時間である。

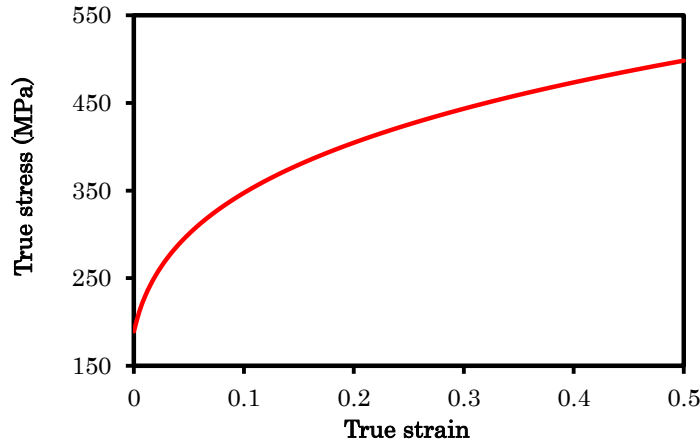


Figure. 5.5 True stress and true plastic strain.

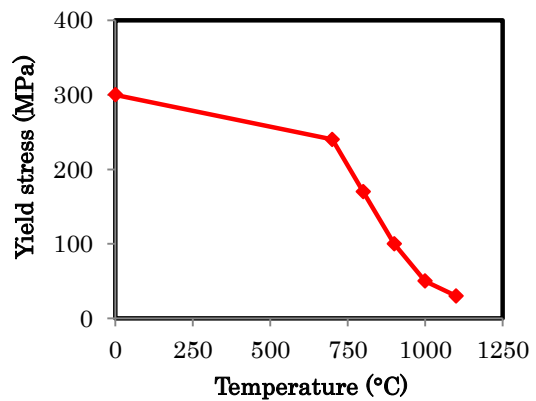
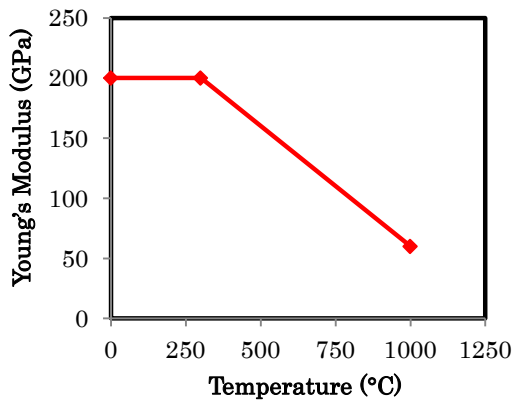


Figure 5.6 Temperature and Young's modulus. Figure 5.7 Temperature and yield stress.

角筒パイプ素材に与える時系列の成形荷重経路を図 5.8 に示す. 0~0.02 秒では, 3 つに分かれた固定治具をそれぞれ中心軸方向へ 5mm 移動し角筒素材をしっかりと締め付ける. それから 0.02~0.04 秒では, 治具と治具の間にある角筒パイプ素材を加熱しながら, 回転する部分の治具で角筒素材を締め付けたまま回転させ, それをねじり塑性変形させる. 各解析過程における解析モデルを図 5.9 に示している.

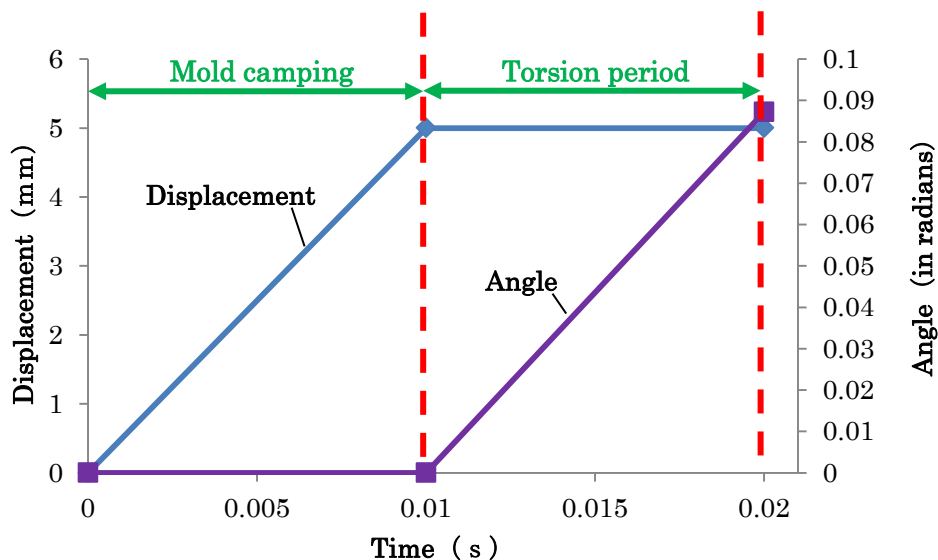


Figure 5.8 Load curve for torsion forming

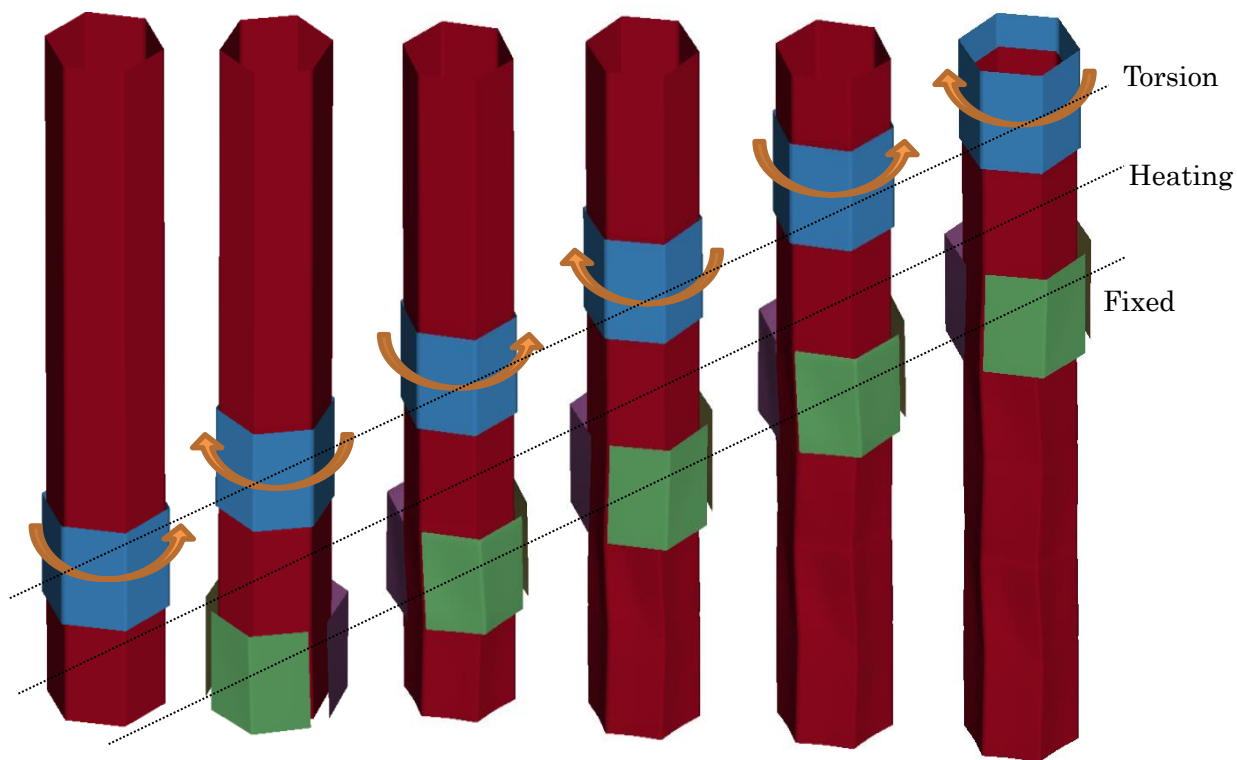


Figure 5.9 Process of local heating forming

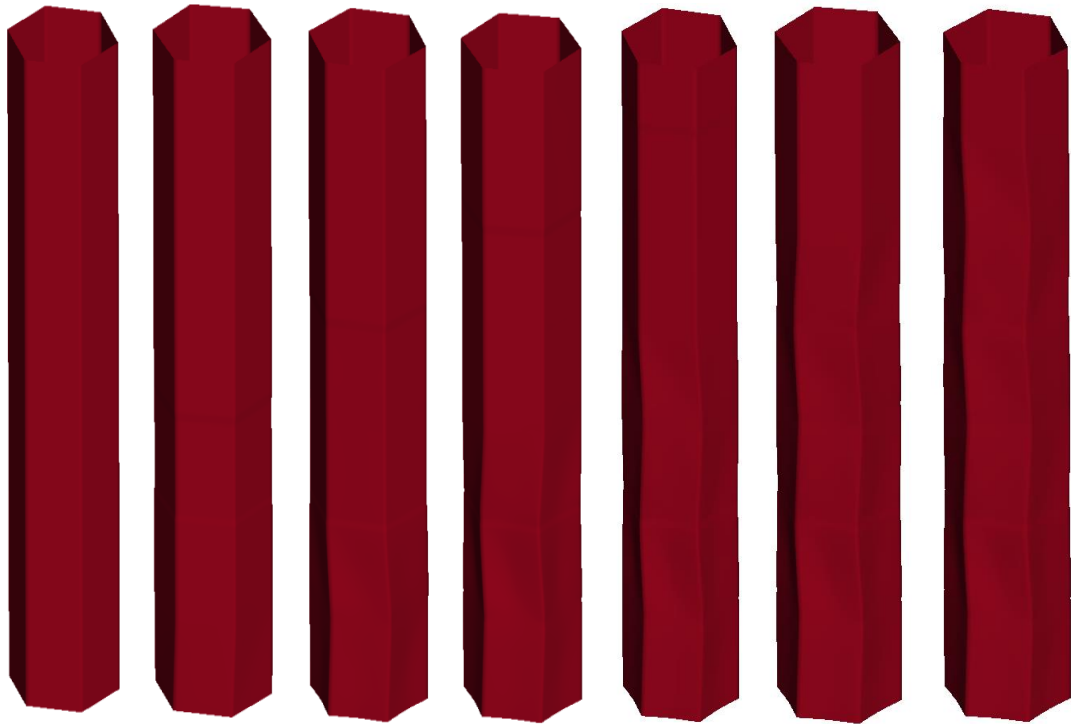


Figure 5.10 Model in local heating forming process

図 5.10 に示すのは、回転角度 5° で成形解析した結果である。ここでは、回転角度に合わせて、成形する時に加熱温度から成形精度への影響はとても重要であるので、次節から、部分加熱回転成形法の加工パラメータ及び成形精度に及ぼす影響要因などについて詳しく検討する。

5.2.2 部分加熱温度と成形精度の検討

塑性変形部分だけに対して加熱しながら成形させることで、小さい加工荷重を加えても成形が可能となることで、2つの利点があると考えられる。1つは、加熱しない部分を固定して加熱する部分を捩じり変形させるので、角筒パイプ素材の内側の固定治具を省略して、外側の固定治具だけを使い加工する可能性がある。もう1つは、加熱される部分の塑性変形に対する抵抗力は小さくなり、また成形後の弾性回復（スプリングバック）も小さくなるため成形精度向上に有利となる。

本章では、図 5.11 に示すように、捩じり成形の前後における治具と角筒パイプの間にあるペア節点の相対変位を用いて成形精度を評価する。A1 と A4 は固定治具の節点、A2 と A3 はパイプ素材の節点であり、ペア節点 A1 と A2 の変位差を使い回転部分の成形精

度を、ペア節点 A3 と A4 を使い固定部分の成形精度を評価する．具体的には、本章の成形検討に用いる角筒パイプ素材の平均直径 $d = 60\text{mm}$ で、捩じり角度を θ とすれば、ペア節点の変位差 δ と捩じり円弧長さ $d\theta$ を用いて、次式のように成形誤差 λ を定義することができる．

$$\lambda = \frac{\delta}{d\theta} \times 100\% \quad (5-2)$$

ここでは、もし成形誤差 $\lambda = 0$ であれば、治具とパイプ素材の相対変位が 0 になるため、完全に捩じり塑性変形ができたと考えても良いが、逆に成形誤差 λ が大きくなればなるほど、治具とパイプ素材の相対変位が大きくなり、捩じり成形品質も悪くなると考えられる．

一方、加熱温度より成形精度への影響を調べるため、塑性成形部分に与える加熱温度を 20°C , 150°C , 350°C , 550°C , 750°C と 950°C として、それぞれ成形解析を行い、図 5.11 に示すペア節点の変位差を使い成形精度を検討する．

以上までの解析条件を使い成形解析を行い、得られた結果を整理し、表 5.1 と図 5.12 に示す．これらの結果により、加熱温度の増加に伴い成形誤差も小さくなり、加熱温度が 950°C になった時に、成形誤差が 1% 以下になったため、本章の提案する部分加熱回転成形法の加熱温度を 950°C とする．

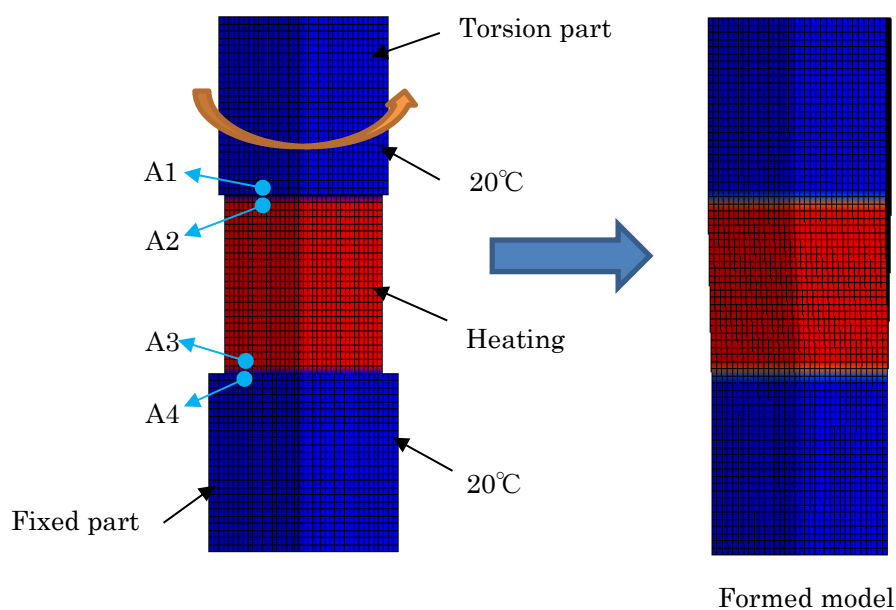


Figure 5.11 Model for local heating forming

Table 5.1 Distance between points in different temperature (torsion angle:5°)

成形 温度	位置	成形前の距離 (mm)	成形後の距離 (mm)	相対距離 (mm)	成形誤差 (%)
20°C	回転部分	1.408	1.308	0.100	3.82
	固定部分	1.407	1.306	0.101	3.86
150°C	回転部分	1.407	1.310	0.093	3.55
	固定部分	1.406	1.308	0.098	3.75
350°C	回転部分	1.406	1.318	0.086	3.29
	固定部分	1.404	1.316	0.088	3.36
550°C	回転部分	1.404	1.327	0.077	2.94
	固定部分	1.402	1.327	0.075	2.87
750°C	回転部分	1.399	1.354	0.044	1.68
	固定部分	1.398	1.353	0.045	1.72
950°C	回転部分	1.386	1.367	0.019	0.73
	固定部分	1.385	1.366	0.019	0.73

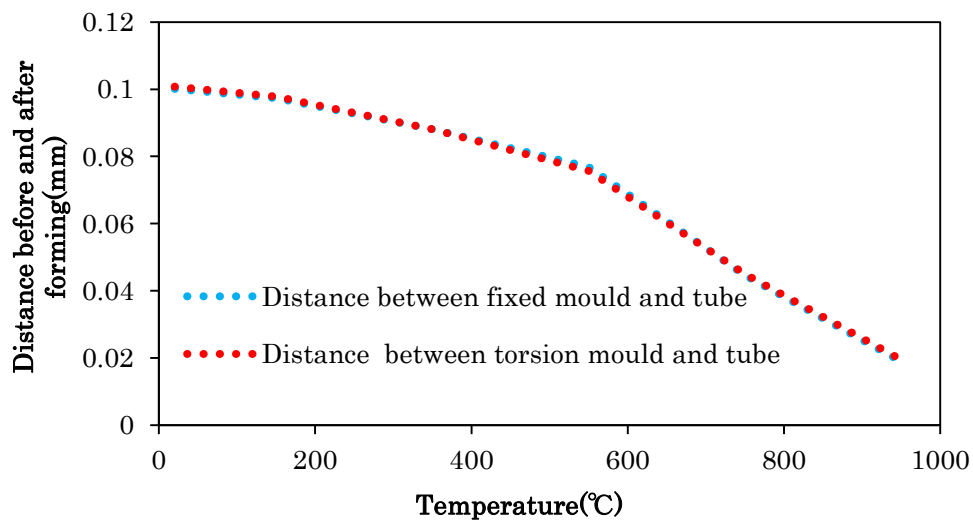


Figure 5.12 Relationship between temperature and displacement (torsion angle:5°)

5.2.3 捩じり成形工程における回転角度の設計

反転ねじり型折紙構造を構成する適切な回転角度は、衝突エネルギー吸収量が最大になるように決めたほうが良いである。ここでは、適切な回転角度を決めるため、幾つかの回転角度をもつ反転ねじり型折紙構造の解析モデルをそれぞれ作成し衝突解析を行い、比較しながら検討を進める。図 5.13 に示すのは反転ねじり型折紙構造の衝突解析モデルであり、横断面の周長は 180 mm、軸方向の長さは 375mm、板厚は 1mm である。衝突剛体には辺長 2.0mm の 3 節点剛体シェル要素を、反転ねじり型折紙構造には辺長 1.5mm の 3 節点シェル要素を適用して、要素数は 65285、節点数は 32851 である。境界条件としては、反転ねじり型折紙構造の上面境界に軸方向変位をフリーして、ほかの変位を拘束して、底面境界に完全拘束する条件を与える。

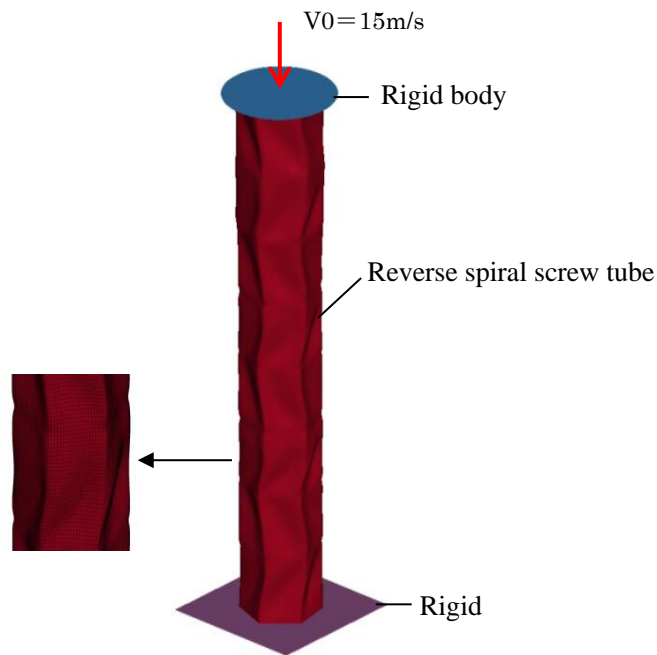
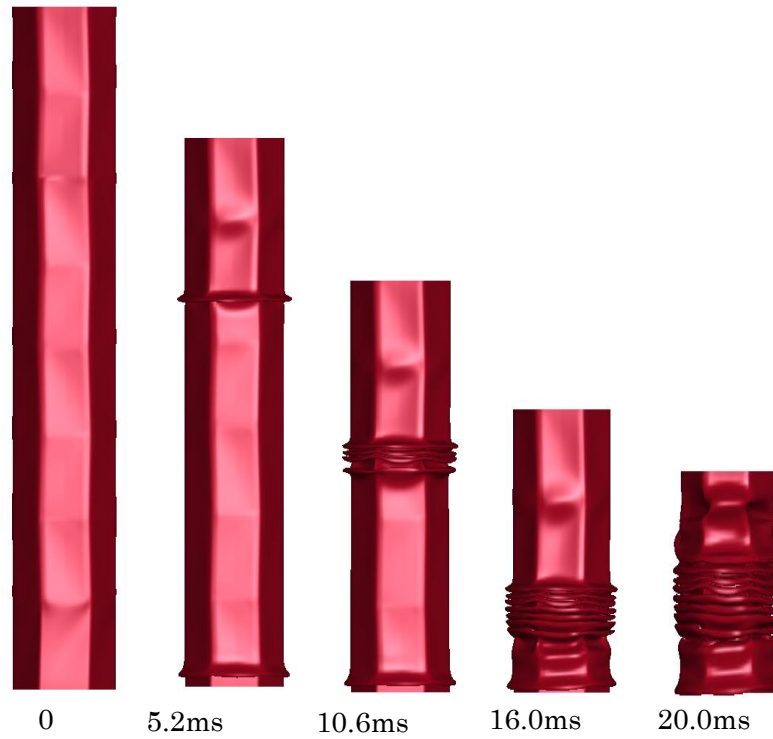
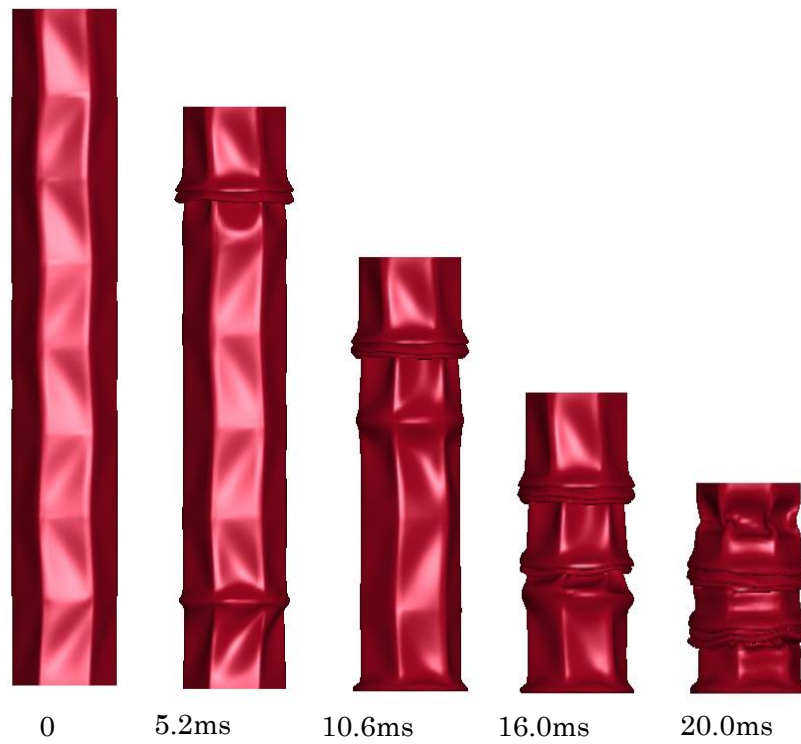


Figure.5.13 Crash model of reverse torsion origami structure

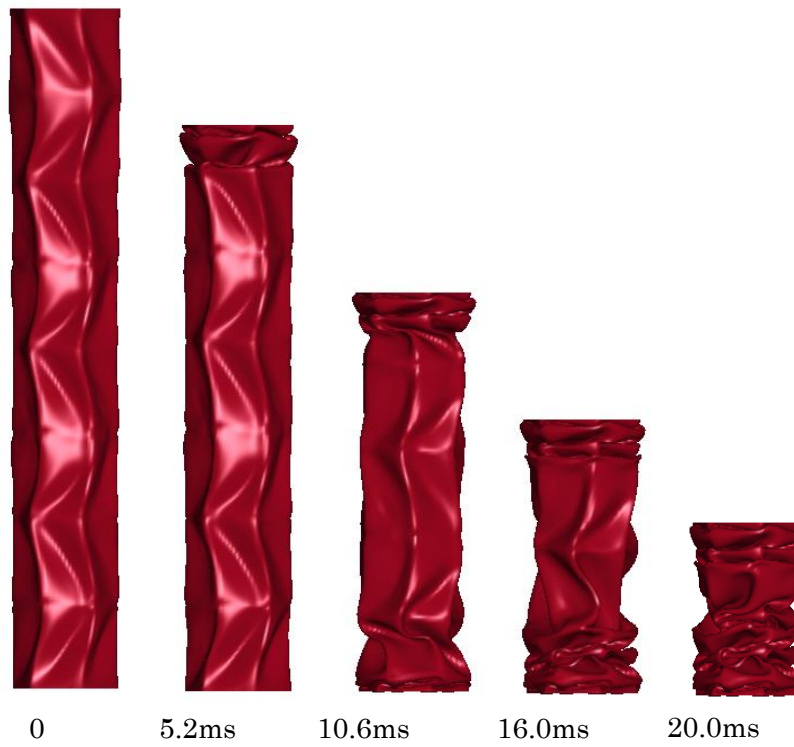
図 5.14 に示すのは、回転角度を 2.5°、5.0°、15°と 30°に設定した時の反転ねじり型折紙構造に対して衝突解析を行い得られた圧潰変形結果である。図 5.14(a)により、回転角度 2.5°の時、折線自身が浅いので、それらの折線から座屈しわの誘導効果が弱いことが確認できる。一方、図 5.14(a)～(d)により、回転角度 5.0°、15°と 30°の時、座屈しわが全て折線から生じることになり、折線から座屈しわの誘導効果が強くなることを示している。



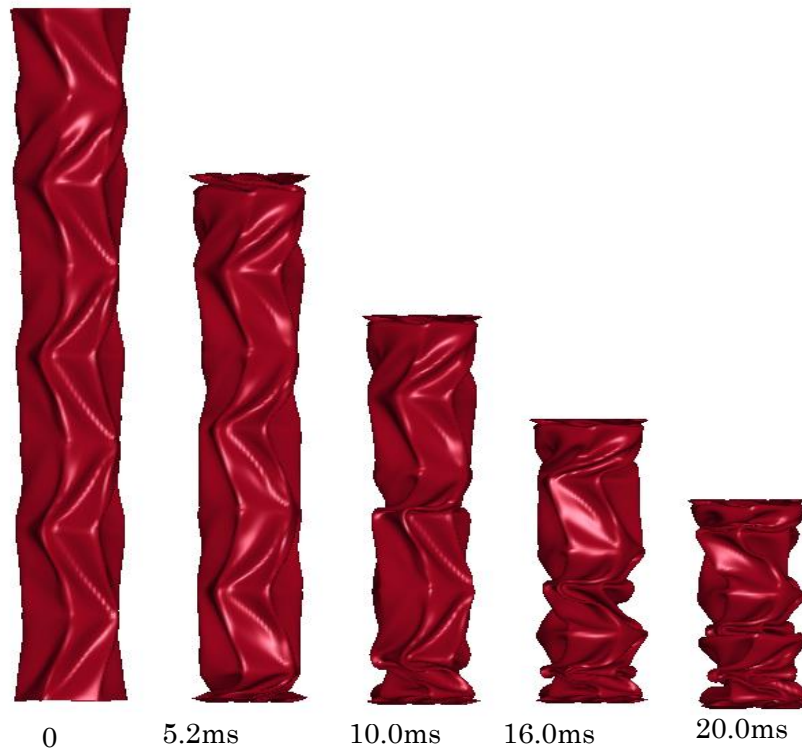
(a) Torsion angle: 2.5°



(b) Torsion angle : 5.0°



(c) Torsion angle : 15°



(d) Torsion angle : 30°

Figure 5.14 Deform processes of reverse spiral torque structures with different torsion angles in crash test

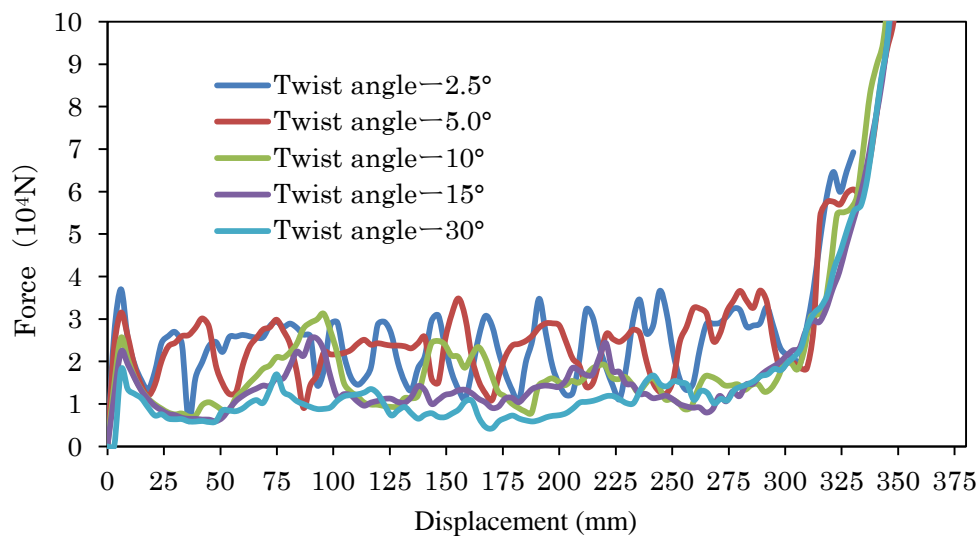


Figure 5.15 Reaction force of origami structure in different angle

図 5.15 に示すのは圧潰変形と反力の関係グラフである。図中により、回転角度 5° を超えてから、回転角度の増加に伴い圧潰変形に対する反力は段々と小さくなる。回転角度 15° と 30° 時、折線の挟む角度が大きくなることによって、結構の剛性と反力が低くなって、グラフも徐々に平坦になる傾向が見える。

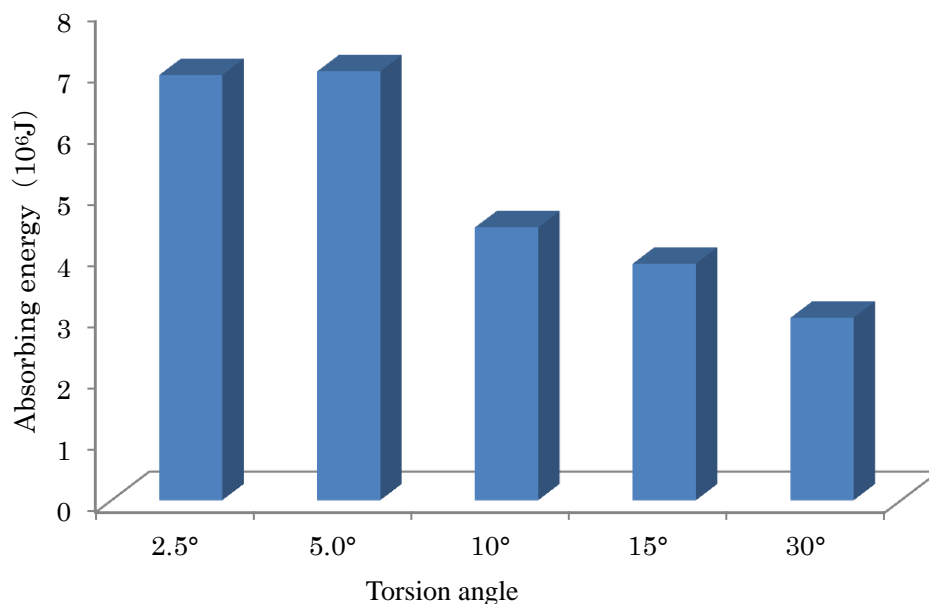


Figure 5.16 Energy absorption of origami structure

図 5.16 に示すのは衝突エネルギー吸収量の比較結果である。図中より、衝突エネルギー吸収量が一番多いのは回転角度 5° の折紙構造で、その衝突エネルギー吸収量は

$6.83 \times 10^6 \text{J}$ である。回転角度 2.5° の折紙構造は、 5° の折紙構造に近い衝突エネルギー吸収量を持っているが、図 5.14 に示すように折線から座屈しわの誘導効果がほとんど表れないので、折紙構造がさらに細長くなる場合、圧潰変形は横へ折れ曲がる可能性があると思われる。回転角度 5° 以上の折紙構造は、折線による反力が低減するため衝突エネルギー吸収量が低くなっていくことが確認できる。

よって、折線による座屈しわの誘導効果を確保した上で、なるべく高い反力が維持できる立場から、本章の提案する反転ねじり型折紙構造の回転角度を 5° と設定したほうが妥当であると思われる。

5.3 成形した反転ねじり型折紙構造の品質検討

5.3.1 板厚分布

前章で検討したไฮドロフォーミング法による反転らせん型折紙構造の成形過程と比較するため、部分加熱回転成形法による反転ねじり型折紙構造とไฮドロフォーミング法による反転らせん型折紙構造の成形過程に対してそれぞれ成形解析を行い、双方の成形性能等を比較し検討する。

図 5.17 に部分回転加工法による反転ねじり型折紙構造の成形解析モデルを示す。節点数は 42600、角筒素材の要素の平均寸法は 1.0mm、要素数は 22050 であり、治具の要素の平均寸法は 1.0mm、要素数は 20148 である。図 5.18 にไฮドロフォーミング法による反転らせん型折紙構造の成形解析モデルを示す。節点数は 46875 であり、円筒素材の要素の平均寸法は 1.0mm、要素数は 31710 であり、金型の要素の平均寸法は 1.5mm、要素数は 16892 である。2 つの成形法に使用する素材の寸法は同様とし、長さ 210mm、周長 150mm、板厚 1.0mm である。

図 5.19 に部分回転加工法の成形荷重グラフを示し、0～0.02 秒では、3 つに分かれた固定治具をそれぞれ中心軸方向へ 5mm 移動し角筒パイプ素材をしっかりと締め付ける。それから 0.02～0.04 秒では、回転する部分の固定治具で角筒パイプ素材を締め付けたまま 5° 回転させ、治具と治具の間にある角筒パイプ素材を加熱しながら、それをねじり塑性変形させる。一方、図 5.20 にไฮドロフォーミング法の成形荷重グラフを示し、0～0.02 秒では、3 つに分かれた金型はそれぞれ中心軸方向へ 10mm 移動し、円筒パイプ素材をしっかりと締め付け、その後ずっと最後まで円筒パイプ素材を締め付けたままにして、0.02～0.05 秒では、円筒パイプ素材の内部に液圧力を最大 150Mpa まで入れて、円筒パ

イプ素材を外側へ金型表面に張り付けるように塑性変形させる。

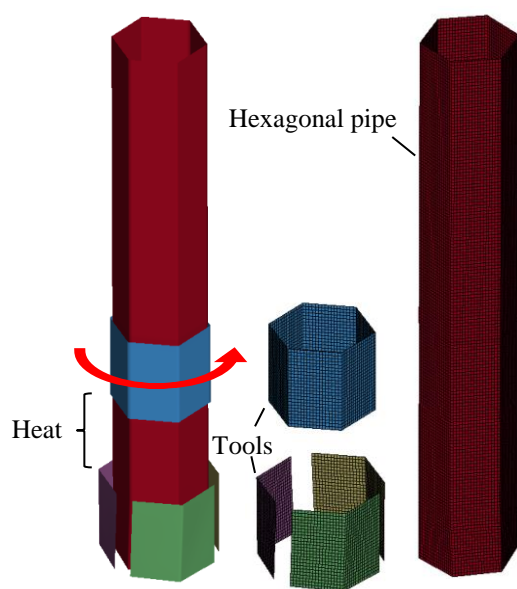


Figure 5.17 Finite element model of reversed torque origami structure.

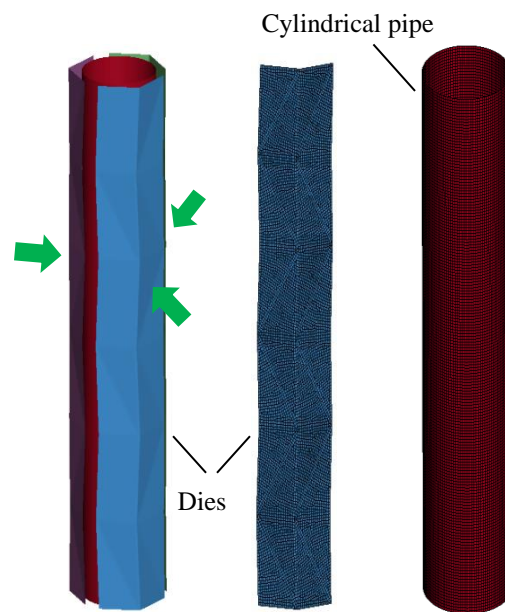


Figure 5.18 Finite element model of the reversed spiral origami structure.

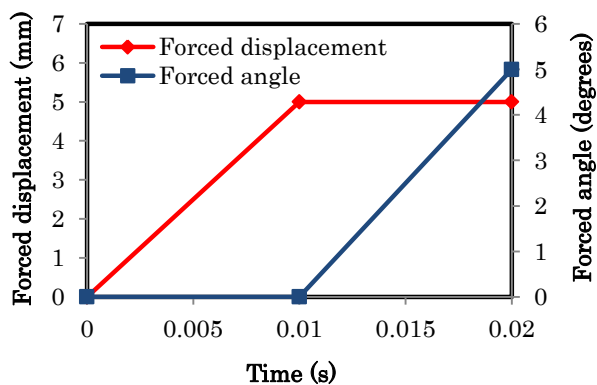


Figure 5.19 Load curve of torsion forming

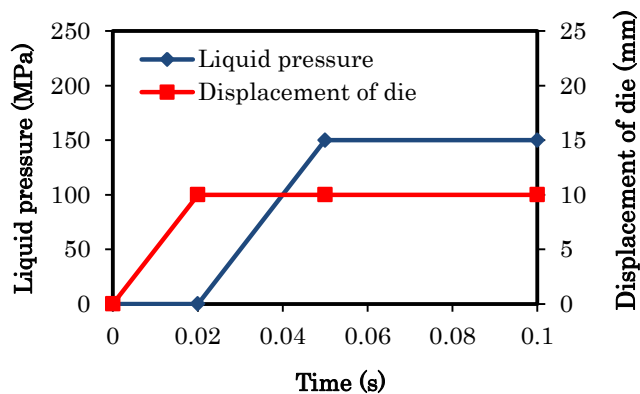


Figure 5.20 Load curve of hydroforming

以上の条件の下でそれぞれ成形解析を行い、得られた成形品の形状と板厚分布を図 5.21 に示す。同図で、コンター図の赤い部分は板厚が薄いことを示し、 T_{max} と T_{min} はそれぞれ最大と最小の板厚を示している。同図から、2つの加工法で得られた成形品形状はよく似ているが、同図(a)のハイドロフォーミング法でつくられた反転らせん型折紙構造では、張り出し変形モードが存在するため、軸方向に沿って帯状のように板厚が薄くなる特徴がある。これに対して、部分回転加工法では張り出し成形しないため、得られる同図(b)の反転ねじり型折紙構造では比較的板厚が均一に近い分布になっている。

ことが容易に分かる．部分回転加工法で成形した反転ねじり型折紙構造の最小板厚は 0.999mm で，元の板厚より僅か0.1%減少に対し，ハイドロフォーミング法でつくられた反転らせん型折紙構造の最小板厚は 0.953mm で，元の板厚より 4.7%減少となった．よって，部分加熱回転加工法のほうがより安定的に成形できることが示されている．

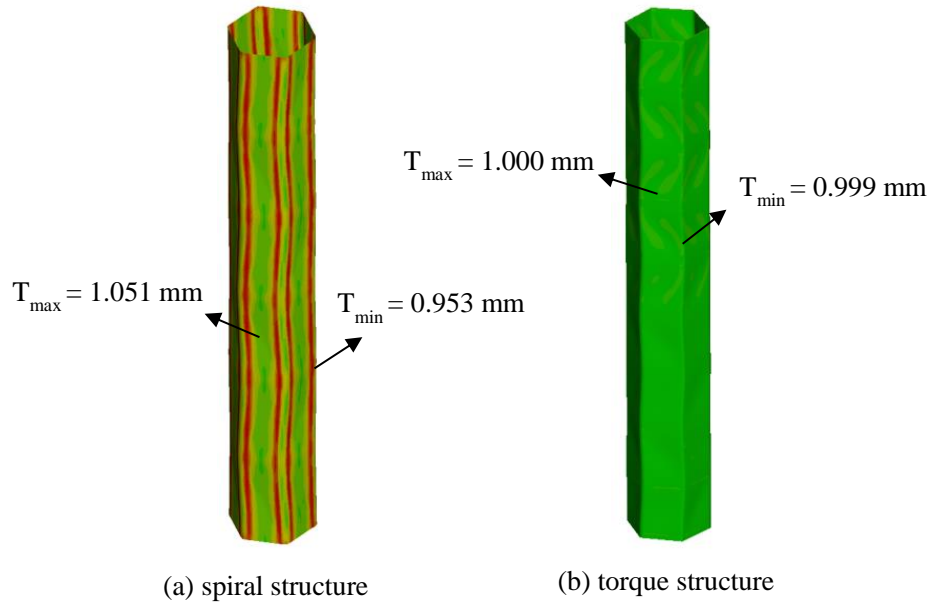


Figure 5.21 Thickness distributions for origami structures

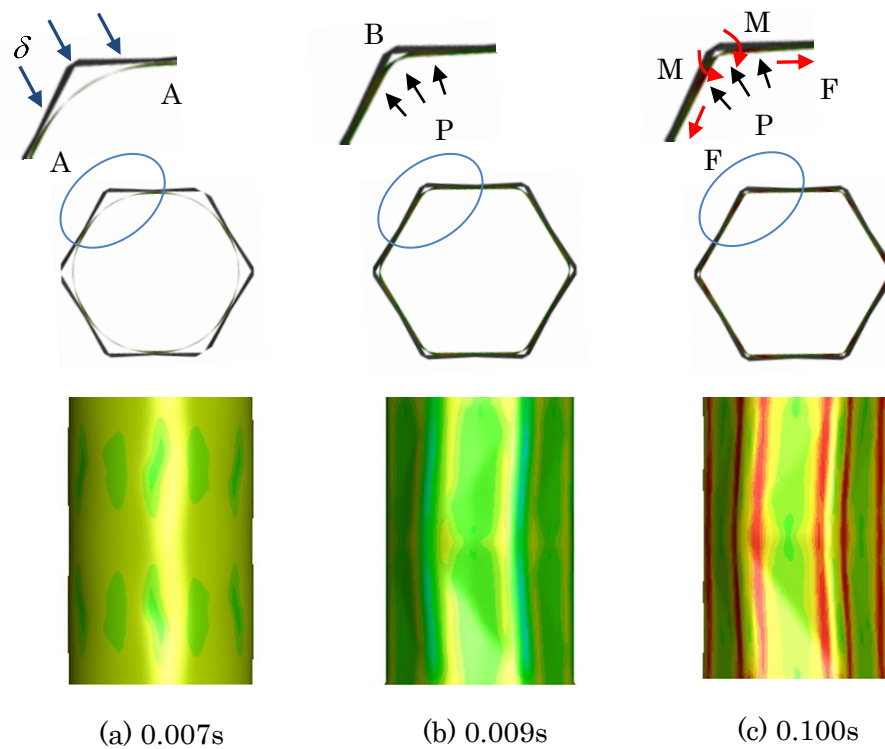


Figure 5.22 Forming mechanism of the hydroforming method.

ここでは、塑性成形メカニズムの観点から、本章の提案した部分回転加工法でつくった反転ねじり型折紙構造とハイドロフォーミング法でつくった反転らせん型折紙構造の板厚分布を検討して見る。

部分回転加工法の場合、角筒パイプ素材の断面形状が正六角形のままで、図形の中心を回る方向に少し回転させるだけなので、図 5.21(b)に示すように成形した反転ねじり型折紙構造の板厚はほぼ成形前のまま変わっていない結果となっている。

一方、ハイドロフォーミング法の場合は少し複雑であり、検討のため、ハイドロフォーミング成形途中の 0.007, 0.009 と 0.100 秒における横断面形状と成形品の 2 段部分の板厚分布を図 5.22 に示す。同図で、青色は板厚が厚く、赤色は板厚が薄くなることを示している。

図 5.22 により、ハイドロフォーミング法は 3 つの成形過程に分けられると考えられる。まず、同図(a)に示すように、成形の初期段階では、3 つに分けられた金型は外側から中心軸方向へ変位 δ で移動し円筒パイプ素材を締め付け、金型が円筒パイプ素材の A 点近傍を部分的に接触し押し付けることにより、一部の板厚がやや厚くなる傾向が見える。次に、同図(b)に示すように、成形の中間段階では、金型の角部 B 点の近傍にある円筒パイプ素材は、内部の液圧 P を受けて張り出し変形をすることによって、角部近傍の板厚が比較的薄くなる傾向が容易に見える。最後に、同図(c)に示すように、成形の最終段階では、円筒パイプ素材が金型表面にしっかり貼り付けられるように円筒パイプ素材に曲げモーメント M と面内張力 F が生じ、それらの作用によって、角部はやや厚く、その両側は最も薄くなり、全体的に軸方向に沿って細長い帯状のような板厚分布になることが理解できる。

5.3.2 部分加熱温度の変化による成形荷重への影響

部分回転加工法を用い反転ねじり型折紙構造を成形するための部分加熱の温度設定は非常に重要な加工ポイントになる。ここでは、部分加熱の温度変化による成形荷重への影響を検討する。

部分加熱によって、ねじり塑性変形に必要な加工荷重が小さくなることが予測できるが、外側の固定治具だけで角筒パイプ素材を固定した場合のねじり塑性加工性能を評価するために、部分回転加工法の解析モデルを使い、他の解析条件と同じ条件で、ねじり塑性変形部分に対する加熱なしと加熱ありの 2 つの解析ケースに分けて、それぞれ

成形解析を行い、ねじり塑性変形に必要な加工荷重に相当する回転トルクの解析結果を図 5.23 にまとめる。

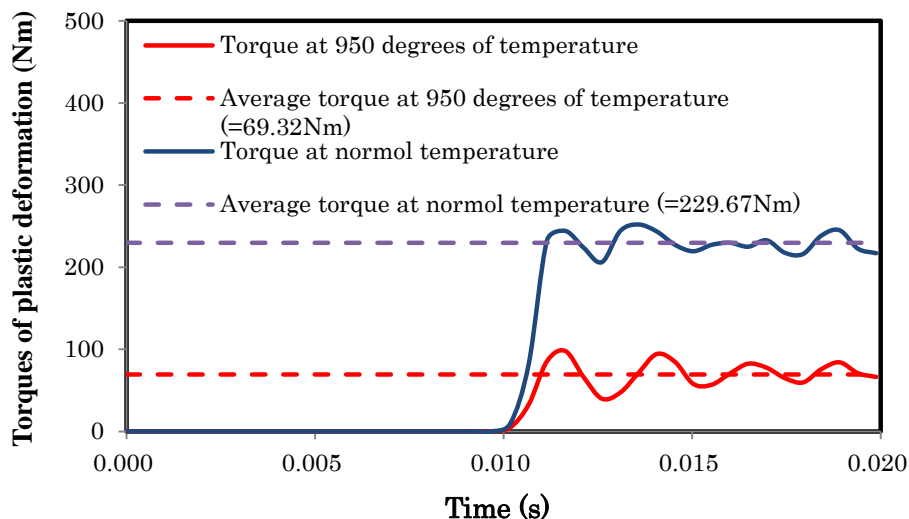


Figure 5.23 Comparison of torsional plastic deformation torque with and without heating.

ただし、加熱なしの場合、角筒パイプ素材の内部に固定治具を設置しない条件で成形解析したが、外側の固定治具と角筒素材の間の相対滑り変位が大きく、ねじり塑性加工は不能となったため、ここで、ねじり塑性変形に必要な回転トルクを解析することを目的とする前提で、固定治具と角筒素材の間にある接触条件を剛的結合（接触の対応するペア節点変位を強制的に等しく設定する）として解析を行った。

図 5.23 により、部分回転加工を開始すると、固定治具が移動し 0.01 秒後に角筒パイプ素材の固定が終了する。従って、0.01 秒までは、ねじり塑性加工トルクは 0 となっているが、0.01 秒を超えてから、ねじり塑性加工が開始し、トルクが 0 から急に増加して、その後、多少トルクの値が変動する傾向が見えるが、双方のトルクの平均値を比較すると、部分加熱をすることによって、常温でねじり塑性加工に必要となる平均トルク値 229.67Nm に対し、加熱 950 度でのトルク値は 69.32Nm であり、約 3.31 倍小さくなったことが判る。

ここでは、部分加熱により加工トルクが小さくなることによって、2 つの有利点があると考えられる。1 つは、ねじり塑性加工トルクが小さくなって、固定治具と角筒パイプ素材の間にある相対変位も小さくなり、角筒パイプ内部の固定治具が省略でき、外側の固定治具だけで確実に角筒パイプ素材を固定することができるようになる。もう 1 つは、角筒素材の他の部分と比べて、加熱された部分が局所的に塑性変形に対する抵抗力が 3

割以下小さくなるため、他の部分は塑性変形せず、ねじり塑性変形部分だけが安定的に加工できることになる。

5.3.3 圧潰しわに対する誘導効果

上述のように、自動車サイドメンバーの衝突エネルギー吸収性能を向上するため、萩原らは、図 5.24 に示す、自動車のエネルギー吸収材であるサイドメンバー構造において、矩形断面の縦と横の寸法 a 、 b に対して、間隔 $(a+b)/2$ を置き、切欠きまたは突起を入れる方法を提案した。その結果、切欠きと突起は有効に座屈しわの発生を誘導して、構造全体の座屈変形がアコーディオンのように横へ倒れることなく、座屈しわを順番に重ねて行くことによって、より多くの衝突エネルギーを吸収することが実現できた。

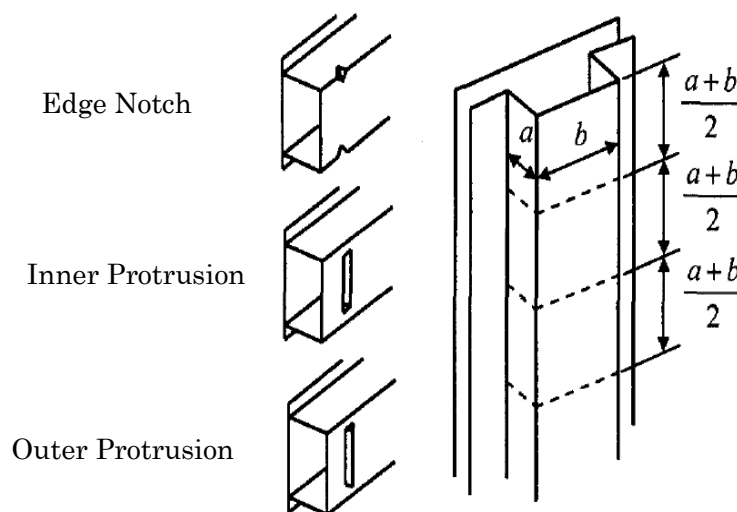


Figure 5.24 Modified side member (Hagiwara, et al, 1991).

一方、前章まで検討した反転らせん型折紙構造では、軸方向に沿って周長の $1/4$ の長さで段に分けて、折線を適切に配置することによって、図 4.24 に示す構造と同様なアコーディオン状の圧潰変形モードが得られている。これは反転らせん型折紙構造が衝突エネルギー吸収体として適用できる最も重要な原因と思われる。

本章の提案する反転ねじり型折紙構造が、同様な座屈しわを誘導し全体的にアコーディオン状の圧潰変形モードが発生する特性を持つかを検証するため、反転らせん型折紙構造と反転ねじり型折紙構造の基本構成要素として、それぞれの 2 段の基本構造だけを取り出し、軸方向に沿って静的な荷重を加え応力分布を解析し、応力集中に対応す

る部分的な座屈部位を検討する．図 5.25 に両者の解析モデルを示す．両者とも，板厚 1mm，周長 150mm の軟鋼材とし，底辺に単純支持の境界条件を設定して，上辺に一様分布の荷重を合わせて 2000N とする．解析した結果を図 5.26 に示す．2 種類の折紙構造の応力分布はよく似ており，段の境界部にローカル応力集中が生じて，そこから先に座屈しわが発生することが容易に見える．よって，本報の提案する反転ねじり型折紙構造は，反転らせん型折紙構造と同様に段の境界部から先に座屈しわが発生し，軸方向に沿ってアコーディオン状の圧潰変形が進行して行くことを示している．

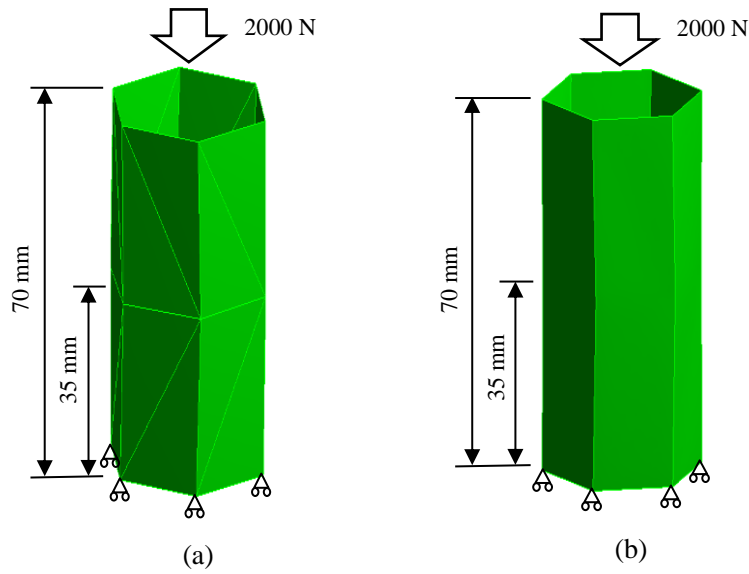


Figure 5.25 Static analysis models of the simplified (a) reverse spiral and (b) reverse torsion origami structures.

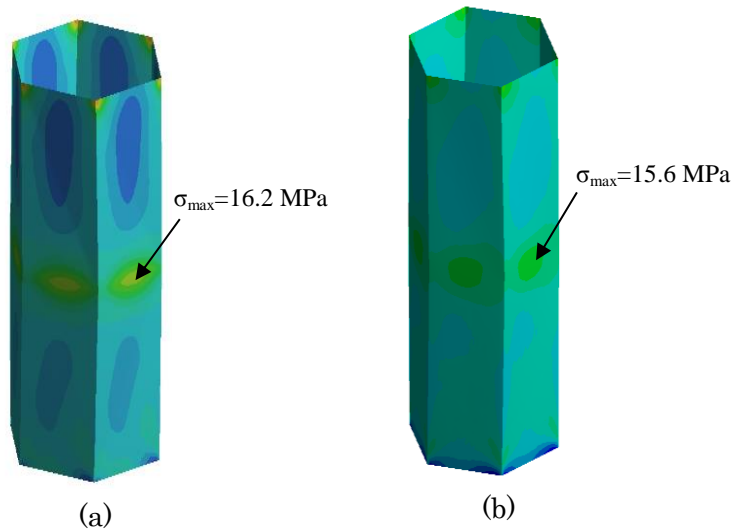


Figure 5.26 Von Mises-stress distributions (a) reverse spiral origami structure and (b) reverse torsion origami structure. σ_{\max} is the maximum stress.

ここでは、反転ねじり型折紙構造の適切な捩じり角度を検討するために、図 5.25(b)と同様な静解析モデルに対して、捩じり角度を変えながら圧縮変位を求めて、図 5.27 に示す捩じり角度と静剛性（静荷重／圧縮変位）のグラフを得た。図 5.27 では、捩じり角度が5度より小さい場合、反転ねじり型折紙構造の静剛性はほぼ一定で、5度を超えると静剛性は急に大幅に下がる傾向を示している。

圧潰しを誘導する観点からはねじり角度を大きくしたほうが有利で、逆に、静剛性を高くして衝突エネルギー吸収性能を向上する観点からはねじり角度を小さくしたほうが有利となるが、双方のバランスを考慮して、図 5.27 に示すように、ねじり角度は5度が妥当である。

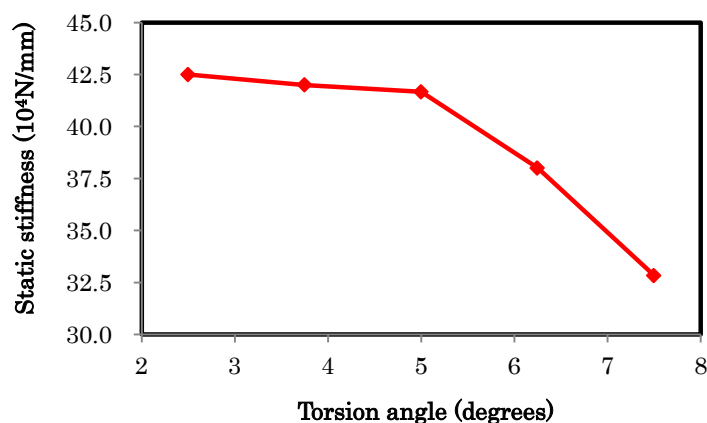


Figure 5.27 Static stiffness and torsion angle. When the torsion angle increased to 5 degrees, the static stiffness of the reversed torque origami structure suddenly decreased.

5.3.4 衝突エネルギー吸収性能の検討

衝突エネルギー吸収性能を検討するため、ハイドロフォーミング法で成形した反転らせん型折紙構造と部分回転加工法で成形した反転ねじり型折紙構造に対して、それぞれ解析モデルを作成する。構造の長さは375mm、断面周長は180mm、捩じり角度を5度と同様に設定し、双方の成形解析で得られた板厚分布結果と材料特性をそれぞれの衝突解析モデルに反映させ、要素数は65285、節点数は32851であり、折紙構造の上端面に1000kgの集中質量をつけ衝突速度15m/sの同じ解析条件の下で衝突解析を行い、結果を図5.28～5.30に示す。

図 5.28 に示すのは 2 種類の折紙構造と衝突後の圧潰変形の様子であり、同図に示されるように衝突荷重を受ける 2 種類の折紙構造の圧潰変形はよく似ており、横へ折れ曲がることはなく、折線に誘導されることによって、座屈しわが衝突端から順番に積み重なるアコーディオン型の圧潰変形モードになっていることが判る。

従来の研究結果により、理想的な衝突エネルギー吸収性能向上の圧潰変形パターンは、最初の座屈しわが生じる際の初期ピーク荷重を出来るだけ低く抑えて、横へ折れ曲がらない圧潰変形を出来るだけ長く続けると同時に、圧潰反力を出来るだけ一定に保つことである。

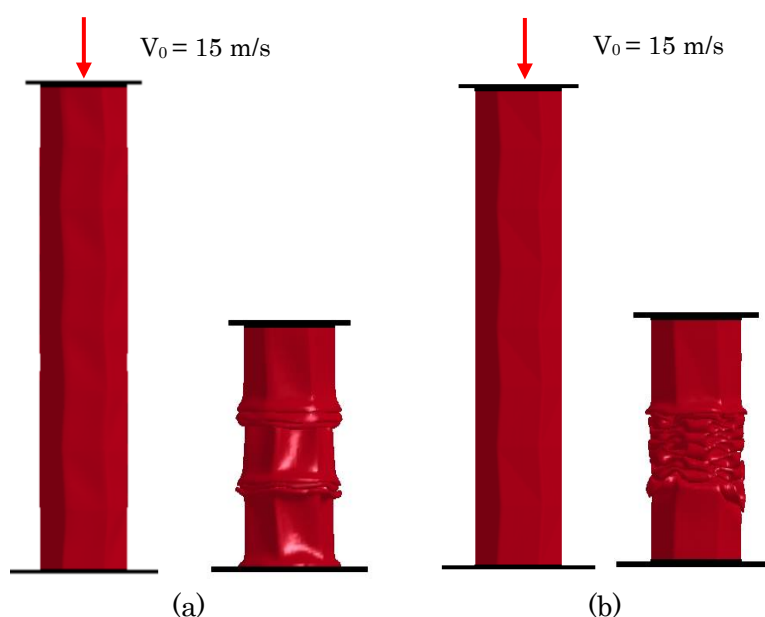


Figure 5.28 Crash mode of (a) reverse spiral and (b) reverse torsion origami structures.

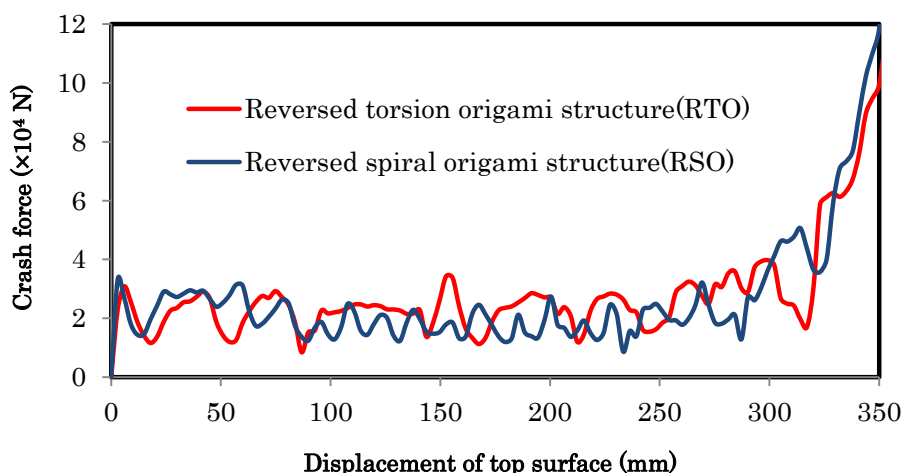


Figure 5.29 Comparison of crash forces of reverse spiral and reverse torsion origami structures.

図 5.29 に圧潰反力の変化を示す。同図により、反転ねじり型折紙構造の初期ピーク荷重は 30878N で、反転らせん型折紙構造の 33324N よりやや低く、圧潰変形の過程において、2 種類の折紙構造の圧潰反力は、座屈しわが生じることに伴い多少波打ちしたりしているが、構造全長の 375mm に対して、320mm (約 85%) まではほぼフラットな圧潰反力を持ち続けることが確認できる。

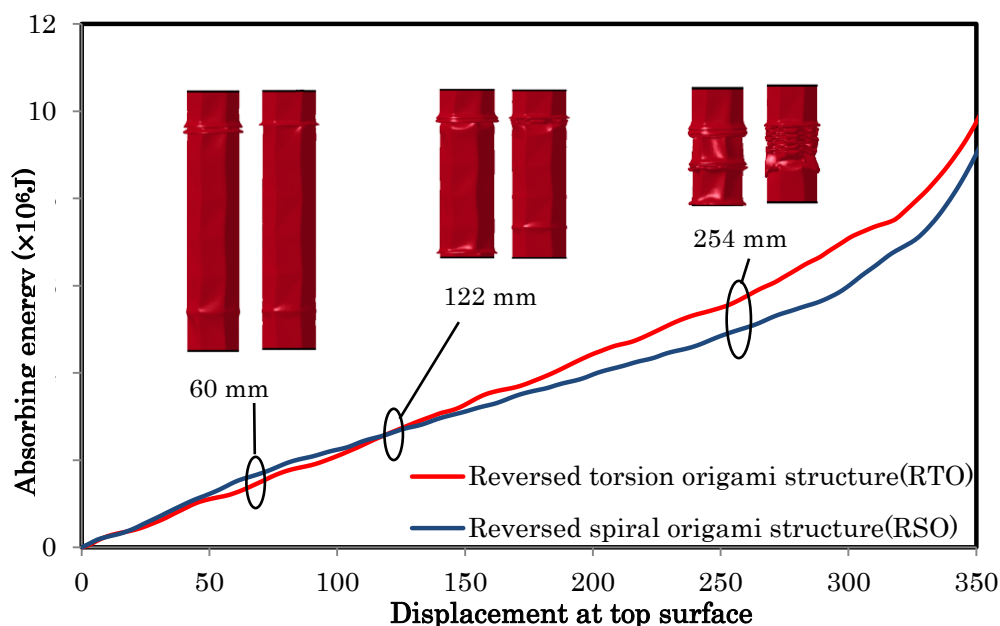


Figure 5.30 Energy absorption of reverse spiral origami and reverse torsion origami structures during the crash process.

また図 5.29 に示すグラフの 1 つの谷部は 1 つの座屈しわが生じることに対応すると考えられる。捩じり塑性変形で得た湾曲な側面の反転ねじり型折紙構造に比べ、フラットな三角形側面の反転らせん型折紙構造のほうが、図 5.28 にも確認されるように比較的多くの小さい座屈しわを重ねて圧潰変形が進行して行く傾向が存在し、その影響で、反転ねじり型折紙構造の圧潰反力の平均値 23406N は、反転らせん型折紙構造の平均値 20364N より高く、それによって、反転ねじり型折紙構造の衝突エネルギー吸収量も反転らせん型折紙構造より高くなると思われる。

図 5.30 に圧潰過程における衝突エネルギー吸収量の変化を示す。同図により、圧潰変形は 0~120mm の初期段階（全長の 1/3 程度）では、反転らせん型折紙構造の衝突エネルギー吸収量はやや多く見えるが、圧潰変形 120mm 以後は、反転ねじり型折紙構造のエネルギー吸収量は逆転して明らかに大きくなっている。この現象を調べるため、圧潰

変形が60mm, 122mm, 254mmに進展した時の構造変形の様子を図 5.30 に示し、それぞれ左側には本章提案の反転ねじり型折紙構造、右側には反転らせん型折紙構造を示している。同図により、圧潰変形 60mm に進展した初期段階では、反転ねじり型折紙構造のほうは湾曲な側面に起因し、衝突力の初期ピーク値が抑えられたことで、衝突エネルギーの初期吸収量もやや低くなる。ただし、初期段階を超えてから、反転ねじり型折紙構造の衝突エネルギー吸収量は徐々に多くなり、圧潰変形 122mm に進展した時に反転らせん型折紙構造の衝突エネルギー吸収量を超えて、その後ずっと最後まで高いエネルギー吸収性能を保ち続けており、座屈しわのパターンも反転らせん型折紙構造の 1 カ所に座屈しわが集中するのと違い、軸方向に沿ってより分散した座屈しわが発生する傾向が見える。

従って、従来の反転らせん型折紙構造の衝突エネルギー吸収性能と比べて、本章の提案する反転ねじり型折紙構造の方は、衝突の初期段階では、より柔軟に初期ピーク衝突力を受け止めて、初期の衝突による傷害を緩和する効果があると考えられ、更に衝突変形の進展に伴い、徐々に衝突エネルギー吸収量を増加する特性を有する。以上により、衝突エネルギー吸収体としては非常に優れた特性を示している。

更に、2 種類の折紙構造の衝突エネルギー吸収性能を比較するため、衝突圧潰変形過程における圧潰反力のピーク値 PRF (Peak Reaction Force)、式 (5-2) に示す、荷重値のフラット性を現す衝突荷重効率値 CFE (Crash Force Efficiency) と式 (5-3) に示す単位質量あたり衝突エネルギー吸収量 (SEA-specific energy absorption) を使い詳しく検討する。

$$CFE = \frac{F_{mean}}{F_{peak}} \times 100\% \quad (5-2)$$

$$SEA = \frac{E_{absorb}}{m} \quad (5-3)$$

ここで、 F_{mean} は圧潰反力の平均値、 F_{peak} は圧潰反力のピーク値、 E_{absorb} は衝突エネルギー吸収量、 m は構造質量である。同条件で 2 種類の折紙構造の圧潰過程における衝突エネルギー吸収性能を比較して、表 5.3 に整理する。同表により、本章の提案する反転ねじり型折紙構造は、反転らせん型折紙構造と比べて、圧潰反力のピーク値 PRF は 7.21% 低く、衝突荷重効率値 CFE は 10.66% 高い、単位質量あたりの衝突エネルギー吸収量 SEA は 9.97% 高いことが確認できる。

Table 5.3 Crash performance of reverse spiral origami and reverse torsion origami structures.

	RSO	RTO	Change
PRF ($\times 10^4$ N)	3.33	3.09	-7.21%
CFE (%)	65.17	75.83	10.66%
SEA (kJ/g)	12.84	14.12	9.97%
Absorb energy ($\times 10^6$ J)	8.11	8.92	9.97%

よって、2種類の折紙構造が衝突される際に部分的な座屈しわを有効な方向へ誘導する効果が同様に存在しているものの、構造側面に沿って捩じり変形により得られる反転ねじり型折紙構造のほうが、衝突エネルギー吸収体としてはより有利になる可能性が高いと考えられる。

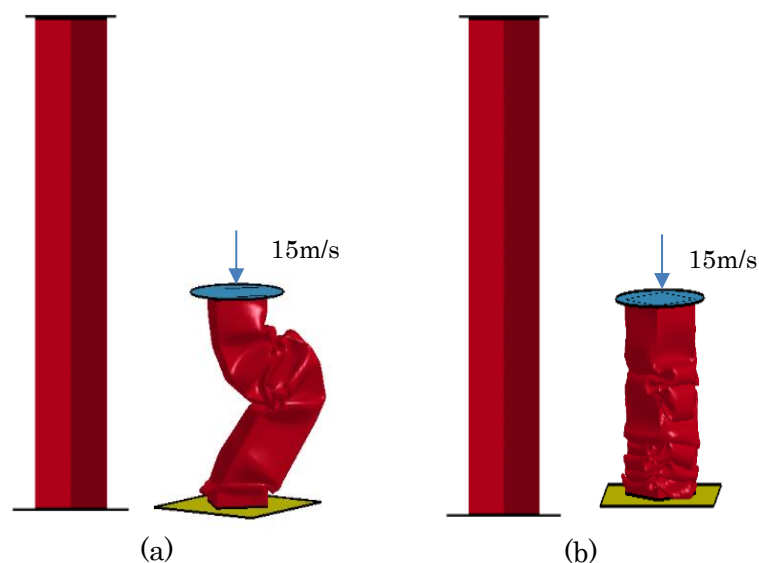


Figure 5.31 Crash deformation mode of the square cross section structure.

さらに、本章の提案する反転ねじり型折紙構造と同条件で、現在、自動車のエネルギー吸収材として最も使用されている矩形断面角筒構造の衝突解析を行い、その結果を図 5.31 に、衝突エネルギー吸収特性を表 5.4 に示す。図 5.31 に示すように、オイラー座屈が生じやすいため矩形断面角筒構造の衝突圧潰変形のほとんどは同図(a)に示す変形途中で横へ折れ曲がるケース(I)と、まれに解析中に構造形状は正確に対称性が保たれて最後まで圧潰変形が続けられるケース(II)が存在している。

Table 5.4 Crash performance of square cross section structure and torsion structure.

	Square case (I)	Square case (II)	RTO
PRF ($\times 10^4$ N)	4.68	4.68	3.09
CFE (%)	30.13	33.76	75.83
SEA (kJ/g)	7.08	7.95	14.12
Absorb energy ($\times 10^6$ J)	4.47	5.02	8.92

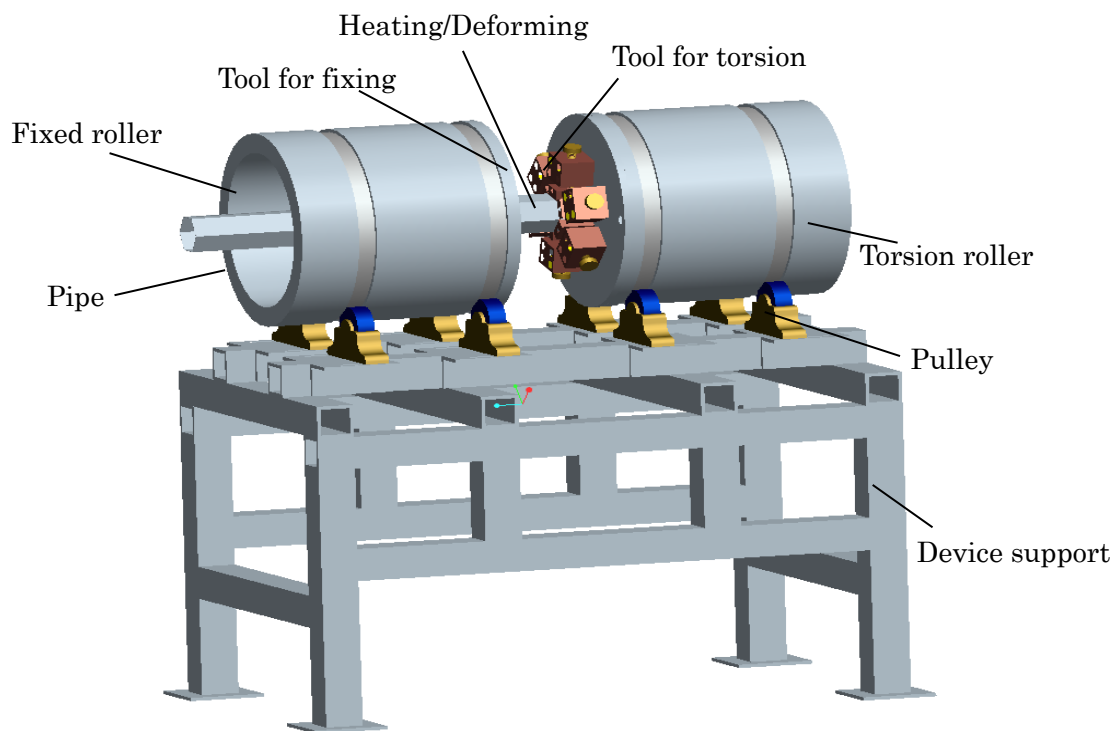
表 5.4 の比較結果より，提案する反転ねじり型折紙構造は矩形断面角筒構造より非常に良い衝突エネルギー吸収性能を持ち，通常の横へ折り曲がるケース(I)より 1.99 倍，最も理想的に最後まで圧潰変形を続けるケース(II)に比較しても 1.77 倍多く衝突エネルギーを吸収することができるため，反転ねじり型折紙構造が衝突エネルギー吸収材としての有用性を示している。

5.4 部分加熱回転成形装置の開発

図 5-32 (a) に示すのは部分加熱回転成形装置の設計案である。図示のように，成形装置は，回転ロール，固定治具，回転治具，加熱部分，回転滑車と架台から構成される。架台の上に設置した回転滑車を通して回転ロールを支える。回転ロールの中心に沿って成形用の角筒パイプ素材を通して，固定治具と回転治具を使い成形パイプ素材を固定する。成形のため，治具と治具の間にある角筒パイプ素材に対して高周波誘導加熱装置で加熱しながら回転ロールを回すことによって，治具と治具の間にある角筒パイプ素材を捩じり塑性加工を行う。一度捩じり塑性成形が終了すれば，治具を外して，角筒パイプ素材を回転ロールの中心軸方向に沿って移動してから，もう一度同様な成形工程を行い，このように繰り返し成形工程を続けて行けば，最終的に必要な反転ねじり型折紙構造が得られる。

図 5.32(b)に示すのは，角筒パイプ素材を固定する治具の設計案である。現時点では，成形工程の実用性を確認することを主な目的とするため，図示のような簡易的な試作実験用の治具を設計し，6 個の固定ボルトを使い別々な方向から角筒パイプ素材を固定する。実際に試作成形実験を行う時に，角筒パイプ素材を回転ロールの中心位置にしっかりと固定するために，複数の固定ボルトを細かく調整する必要があり，非常に手間がかかると予測されるが，将来的に成形工程の検証と調整が完成し実用展開の段階になる

時に，固定ボルトの代わりに専用液压固定装置を開発し適用する予定である．



(a) Locate heating torsion forming device assembly drawing

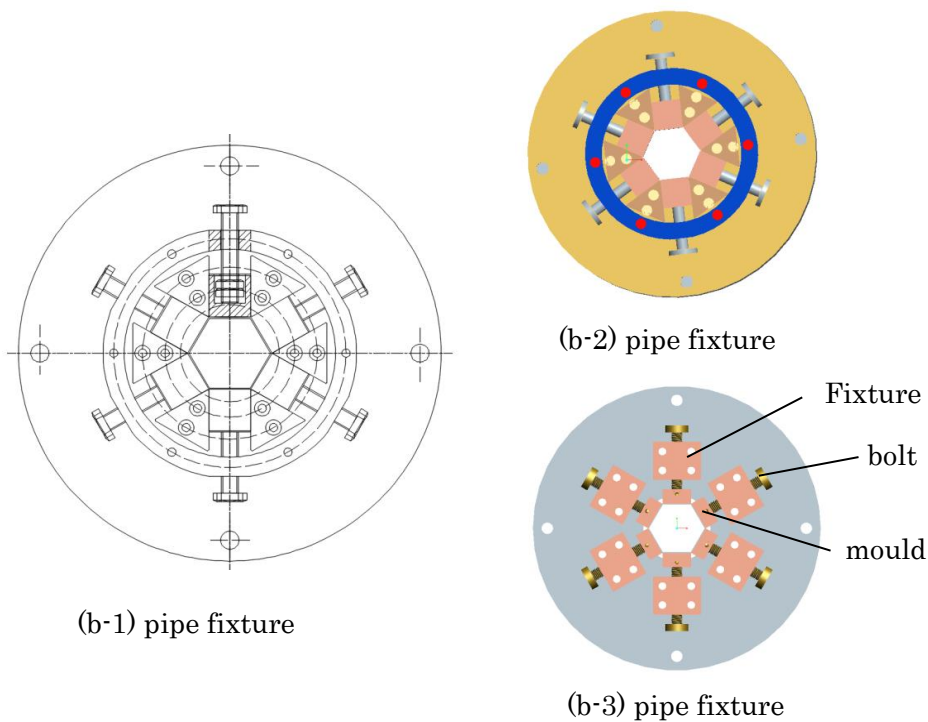


Figure 5.32 Locate heating torsion forming device

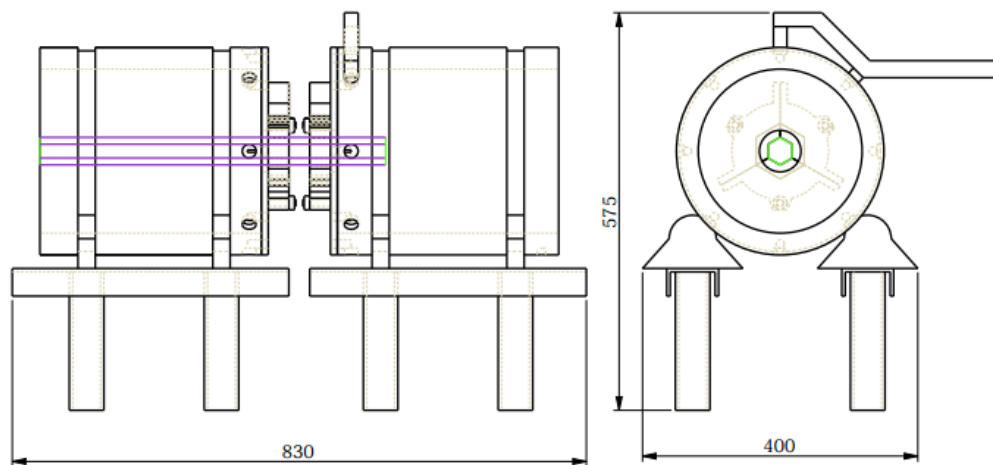


Figure 5.33 Sizes of the main frame

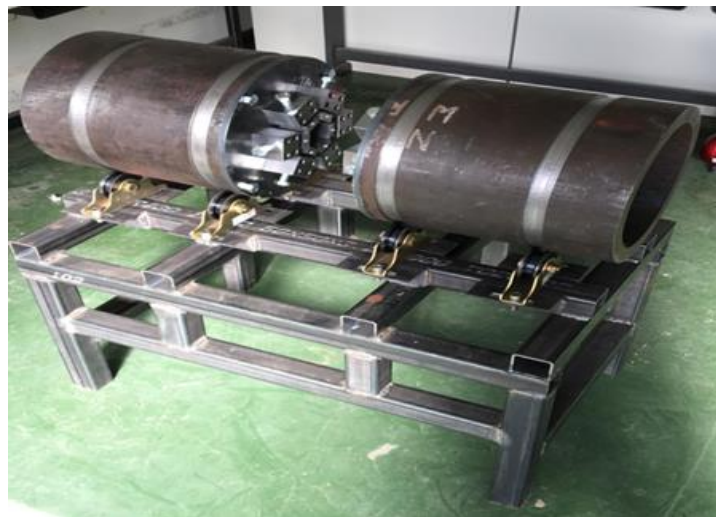


Figure 5.34 Support frame and roller

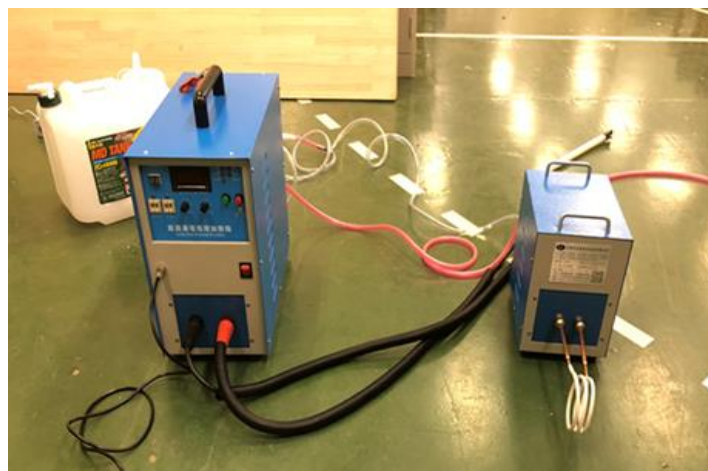


Figure 5.35 High frequency induction heater

図 5.33 に示すのは加熱回転成形装置の主要寸法である。図 5.34 に示すのは実際に作製中の部分加熱回転成形装置の架台と回転ロールの写真である。図 5.35 に示すのは高周波誘導加熱装置である。

現在、固定治具、回転治具や部分加熱装置などはまだ開発中であるが、部分加熱回転成形装置を完成してから、実際の試作成形実験結果および成形品質に関する検証結果をまとめて、別の機会で報告する予定である。

5.5 本章のまとめ

本章では、今まで衝突エネルギー吸収体として開発されている反転らせん型折紙構造の加工困難の問題を解決するため、新たに、簡単な方法で加工できる部分加熱回転加工法とそれによって得られる反転ねじり型折紙構造を提案して、部分加熱回転加工法の実用化および反転らせん型折紙構造の衝突エネルギー吸収性能に関する検討を行い、以下の結果が得られた。

(1)本章の提案する反転らせん型折紙構造は、単純ねじり変形だけで成形するため、得られた成形品の最小板厚は 0.999mm で、ほとんど元の板厚が変わらない。ハイドロフォーミング法で得られる反転らせん型折紙構造の最小板厚は 0.953mm で、反転ねじり型折紙構造の成形性能が良いことが判る。

(2)静的な解析中、提案する反転ねじり型折紙構造の最大応力は 16.2MPa 、従来の反転らせん型折紙構造最大応力は 15.6MPa で、同様に折線配置ところに最大応力が発生することがわかる。

(3)数値解析の結果より、本章提案の部分加熱回転成形法は常温 20° で加工誤差は 3.86% 、 950° で加工誤差は 0.73% になる。その時成形荷重は常温の 229.67Nm から 69.32Nm になって加工難度が低減された。

(4)シミュレーションの結果として、提案する反転ねじり型折紙構造のエネルギー吸収量は従来の反転らせん型折紙構造により 9.97% 向上された。

本章の研究結果により、3 次元の複雑な形状をもつ折紙構造の加工困難な問題を解決することができ、折紙構造を衝突エネルギー吸収体として実製品に組み込む目的に一步前進した。

今後の研究課題としては、部分加熱回転加工法による固定治具や回転装置などを継続して開発し、実際に反転ねじり型折紙構造を成形して、衝撃実験を実施し、その衝突

エネルギー吸収性能を詳しく検証したうえで、実製品への応用展開に関する研究開発を行う予定である。

第6章 トラスコアパネルの多段階プレス成形法の品質向上

前章では、新エネルギー自動車のサイドメンバー構造の衝突エネルギー吸収性能向上のために、反転ねじり型折紙構造とそれを加工する部分加熱回転加工法を提案して、さらに得られた反転ねじり型折紙構造の衝突エネルギー吸収性能や、部分加熱回転加工法を実現する問題点などについて詳細な検討を行い、提案した反転ねじり型折紙構造の有用性が確認できた。

ただし、電気自動車の動力源チェンジによって、車両前部に普通車の持つ重いエンジンおよびミッションの部分を搭載しないため、従来の衝突エネルギーが主にエンジンの両側に設置されるサイドメンバーに吸収されることに加えて、フロアー構造も車両の前部までにつくって、フロアーとサイドメンバーの両方から一緒に衝突エネルギーを吸収することが可能と考えられる。

しかし、比剛性、比強度、振動特性および衝突エネルギー吸収性能が優れるトラスコアパネルは開発されて、自動車のフロアー構造に適用する力学特性も多数の研究に確認されつつあるが、三次元的に複雑な形状を持つことに起因して、トラスコアパネルの加工問題はまだ十分に解決されていなく、実際の車両設計採用に至っていないのは現状である。

本章では、トラスコアパネルの加工問題を解決するために、多段階プレス成形方法を利用する新しい中間モデルを提案して、トラスコアパネルの実製品への応用展開を目指して詳しく検討を行う。

6.1 トラスコアパネルの幾何学構成と成形問題

第2章で検討したように、トラスコアパネル（図 6.1）は三角錐台コアを千鳥状に配置し構成した軽量化パネルであり、2枚のトラスコアパネルを対向させ、互いに稜線と斜面が一致するように貼りあわせて安定な複合コアパネルが構成でき、コアの斜面に接触することによって、従来の軽量化パネルより強いせん断能力と曲げ剛性をもつことが確認できる。

本章で検討するトラスコアパネルの形状と寸法を図 6.2 に示す。トラスコアの底面の辺長は 35mm、上面の辺長は 5mm、コアの高さが 9mm である。通常のプレス成形法で加工する場合、張り出し塑性変形モードが支配的になっているため、トラスコアの頂部に

極端に板厚が薄くなり、き裂が発生しやすい問題が存在する。

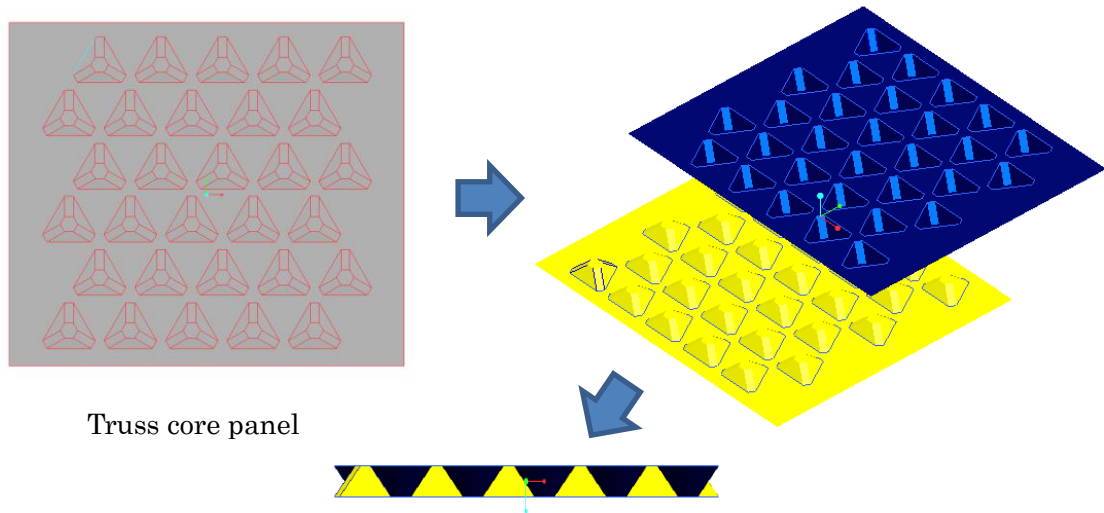


Figure 6.1 Composite structure of truss core panel

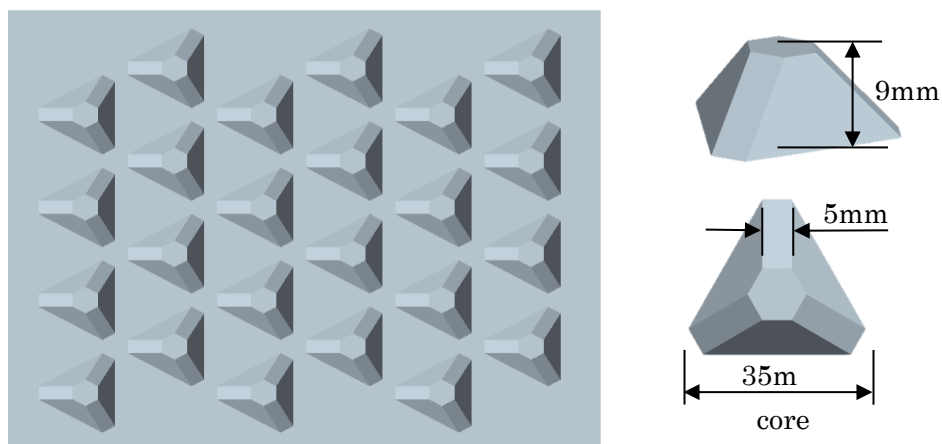


Figure 6.2 Truss core panel

一方、トラスコアパネルの成形としては、トラスコアを高く成形すればするほど、その曲げ剛性や衝突エネルギー吸収性能などの力学特性が良くなる特徴があるため、出来るだけトラスコアパネルを高く成形するのは最も求められる研究目標となっているが、これを実現するために、多段階プレス成形法を用いたトラスコアパネルを高く加工する加工方法を検討する必要がある。

6.2 半球型中間モデルを用いた多段階プレス成形法

多段階プレス成形法でトラスコアパネルを加工するため、最もよく考えられるのは、図 6.3 に示す半球型中間モデルを用いた 2 段階プレス成形法である。図示のように、半球型中間モデルを用いた 2 段階プレス成形法に 3 つの成形工程が含まれる。

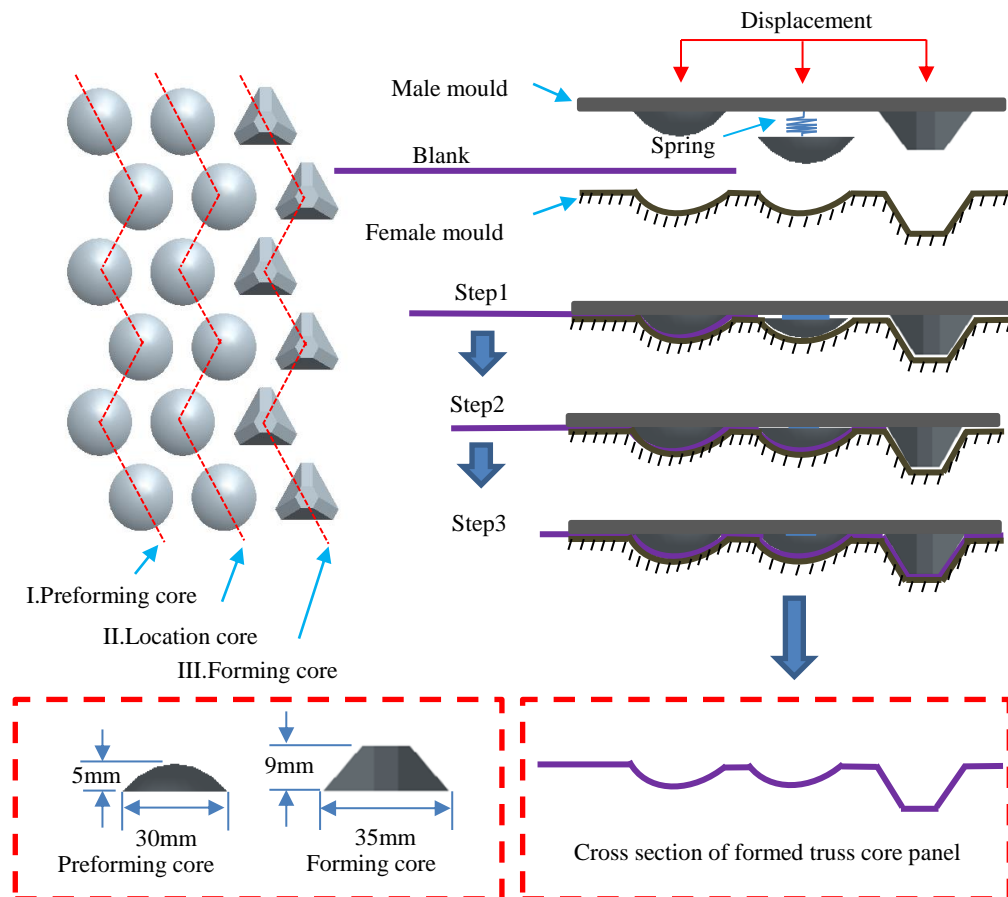


Figure 6.3 Progressive multistep press forming with a hemisphere transition

第 1 工程では、平板素材を下型に置き、上型を下へ押し付け予備成形の半球型中間モデルコアが成形される。

第 2 工程では、板材を前に 1 工程分の長さ（隣接コアの間の距離）で移動させて、第 1 工程で成形した半球型中間モデルコアを第 2 列の定位下型に入れて、上型を下へ押しつけて、弾性バネが付いてある第 2 列の定位金型が先に閉じられることによって、板材を正確な位置にセットさせて、さらに上型を下へ押しつけて、第 2 列の定位金型が弾性バネの圧縮で下へ移動されると同時に、第 1 列の予備成形金型でもう 1 列の半球型中間

モデルが成形される。

第3工程では、板材を前に1工程分の長さで移動させて、第2工程と同様に、第1工程で成形した半球型中間モデルコアを第2列の定位下型に入れてから、上型を下へ押しつけて、先に第2列の定位金型により板材を正確な位置にセットして、さらに上型を下へ押しつけることによって、第1列と第3列の金型でそれぞれ予備成形の半球型中間モデルと最終的なトラスコアが成形される。

このような3つの成形工程から構成したプレス成形作業を繰り返して行けば、最終的にトラスコアパネルが得られる。

ここで、検討のため、図6.4に示す解析モデルを使い、図6.3に示す半球型中間モデルによる多段階プレス成形工程を解析する。解析モデルは、凸型、凹型と板材の3つの部分から構成される。凸型と凹型を平均辺長1.0mmの4節点剛体シェル要素と、板材を平均辺長1.0mmの4節点シェル要素でモデル化して、板材の要素数は42000、節点数は42411である。

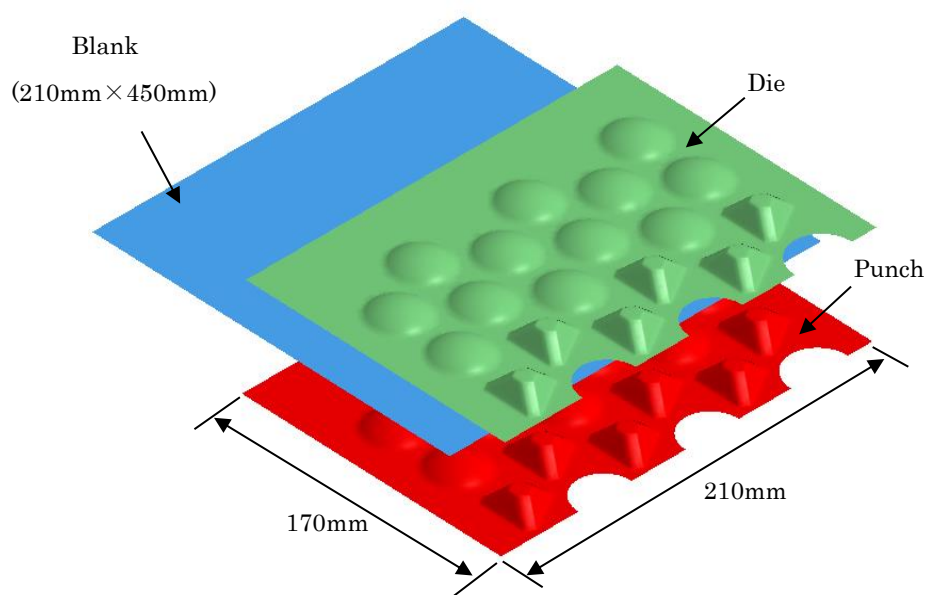


Figure 6.4 Hemisphere transition mould for progressive multistep press forming

成形板材は板厚1mmのSPCE深絞り用鋼板を用いることを想定して、その材料特性パラメータと応力-塑性ひずみ曲線を表6.1と図6.5に示す。

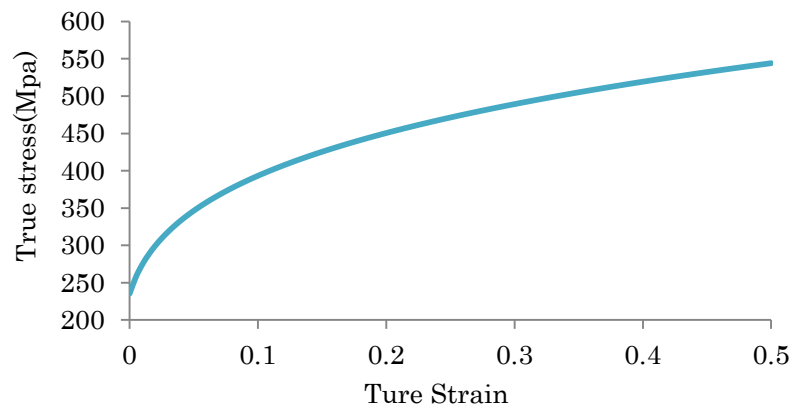


Figure 6.5 Stress-strain curve

Table 6.1 Material character parameters

セング率	186.5GPa
ポアソン比	0.3
降伏応力	235MPa
密度	$7.83 \times 10^3 \text{ Kg/m}^3$

プレス成形過程における荷重経路を図 6.6 示す. 図示により, 予備成形過程の最大圧力は 30MPa で, 最終成形過程の最大圧力は 60MPa であり, プレス成形が終了してからしばらく圧力を保持することが判る.

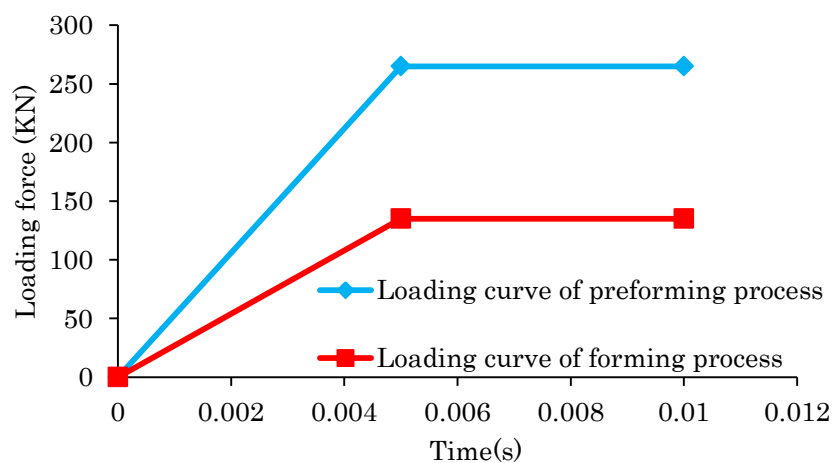


Figure 6.6 Load curves of dies

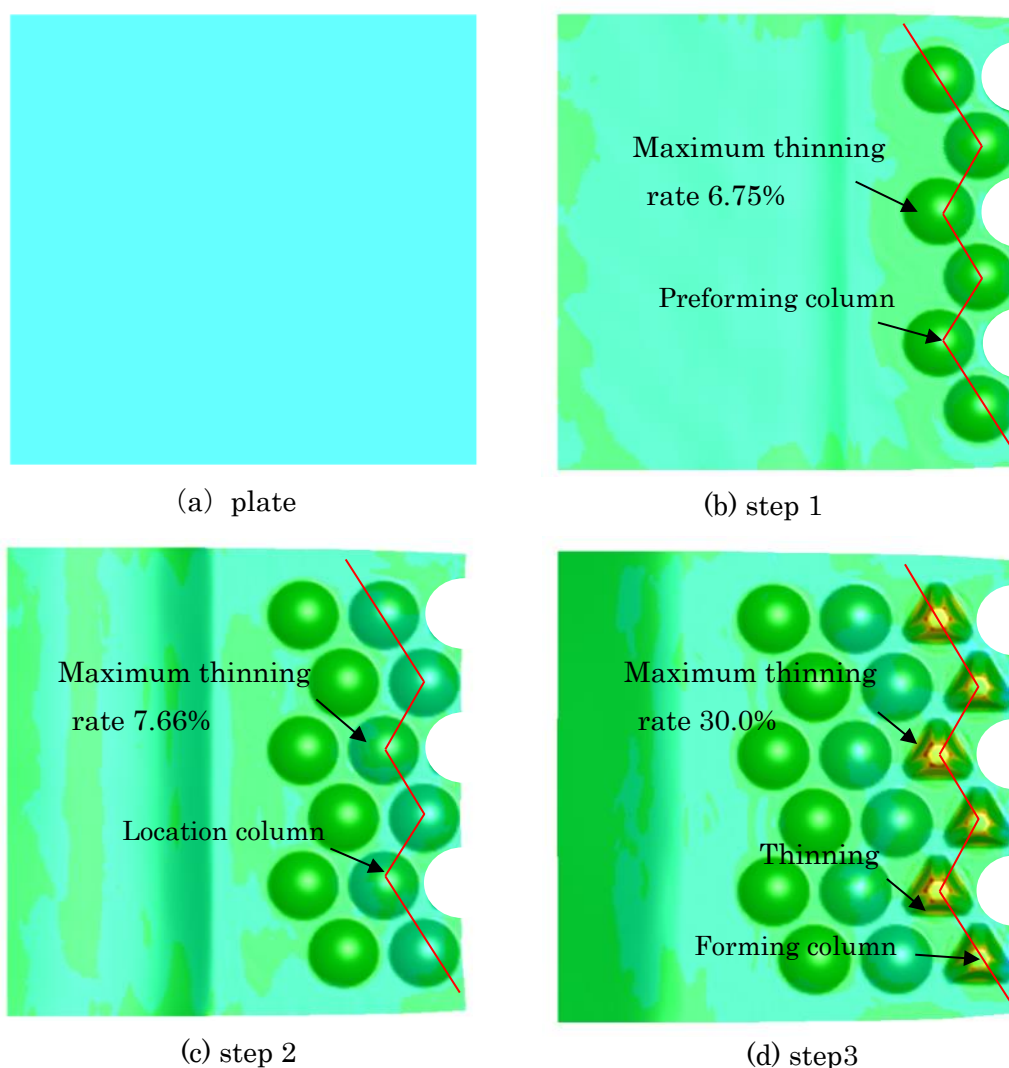


Figure 6.7 Maximum thinning rate of the truss core panel produced by the hemisphere dies

以上の計算条件を使い成形解析を行い得られた結果を図 6.7 に示し、同図の(a)～(d)にそれぞれ成形前の平板素材と成形工程 1～3 の結果であり、図示の赤色は板厚の薄い部位を示している。第 1 工程の予備成形では、予備成形の半球型中間モデルコアの板厚減少率は 6.75% で、第 2 工程の成形列の板厚減少率は 7.66% になる。半球型中間モデルの金型はスムーズな形になっているため、プレス成形する時、コアの底面の材料は半球コアの壁に沿って流れて、半球の板厚は比較的均一になることが判る。

第 3 工程の成形列の最大板厚減少率は急に 30.0% となり、トラスコア頂部の最大板厚減少率は最も大きく、き裂が発生する可能性が大きい。ただし、コア頂部以外の部分の

板厚減少率はほぼ同じ程度の 20%以下になっている。これはトラスコア頂部の形状は小さく、プレス成形の板厚減少はトラスコア頂部に集中しているためである。

また、成形したトラスコアパネルの底面におけるコアとコアの間に挟む平坦な部分はプレス成形されていなく、その板厚は元の平板素材と変わらない部分が存在しており、すなわち、半球型中間モデルによる 2 段階プレス加工法で成形したトラスコアパネルの板厚分布は不均一になっている問題があり、これを改善することによって、き裂が発生する可能性を低減するための検討を行う必要がある。

6.3 最大板材面積設計法と六角錐台中間モデルの提案

プレス加工法を使いトラスコアパネルを成形する場合、成形前後の材料の体積が変わらないとすれば、成形前の平面素材から成形後の立体コア形状へ板材の表面積が大きくなるには、板厚を減らすことしか実現できない。成形品の表面積は変形前の平板素材面積より大きくなければなるほど、成形後の板厚はもっと薄くなる。き裂が発生しないように、成形した成形品の板厚減少は局所に集中しなく、出来るだけ材料を全面にわたり均一的に分布させることは理想的である。

多段階プレス成形法を適用する場合、最終成形のトラスコア形状が決められて変えることができないが、予備成形の中間モデル形状のほうが自由に設計することができるため、中間モデル形状が成形品質向上に大きく影響していることが考えられる。

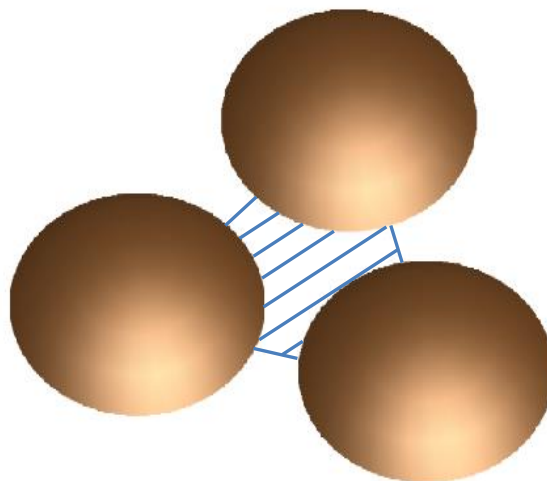


Figure 6.8 Unformed area of hemisphere core

図 6.8 に示す半球型中間モデルでは、3つの半球型中間モデルの間に挟む斜線で示す部分を調べて、プレス成形前後における板厚はほとんど変わらないことが容易に判る。すなわち、板材をプレス成形する部分とプレス成形しない部分の2つ部分に大別することができる。如何にプレス成形しない部分の面積を小さくして、その部分の材料を出来るだけ多くプレス成形に流動できるようにするかが中間モデルの重要な設計ポイントになっている。

本章では、この問題を明確に解決するため「最大板材面積設計法」を提案する。図 6.9 の黒太線で示す六角形は、第2章で検討したコア設計法に基づき設計したトラスコアパネルの底面コア形状である。そして、60°の交差線に沿ってコア形状を取り囲む正六角形（赤太線で示す）を作成する。もしこの正六角形をそのまま中間モデルの底面形状に用いるのであれば、平面内の材料は全て中間モデルにプレス成形され、プレス成形しない面積は 0 になる。ただし、この理想的な成形工程は、金型の幅があまり狭いから金型の強度問題があるため実際には実現できない。従って、図 6.10 に示すように金型と金型の間に金型の強度条件を満たした条件で最も小さい隙間幅 d を開けて、図示の赤太線で示す中間モデルの底面形状が得られる。さらに、中間モデルの底面形状からある割合で縮小して中間モデルの頂面形状を決めて、また適当に高さを持たせて行けば、最終的に六角錐台中間モデルが図 6.11 に示すように得られる。図 6.11 の斜線で示すのは金型強度を確保するために設けたプレス成形しない最小面積である。

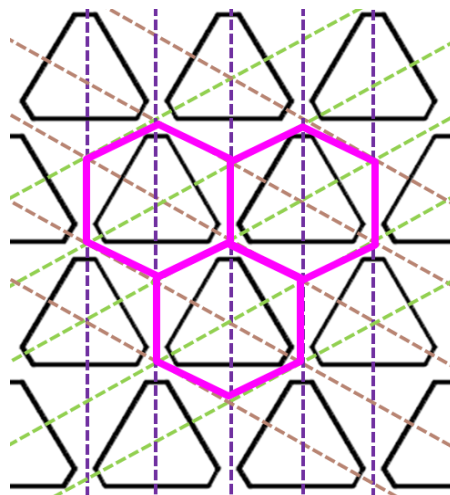


Figure 6.9 The maximum bottom area of truss core

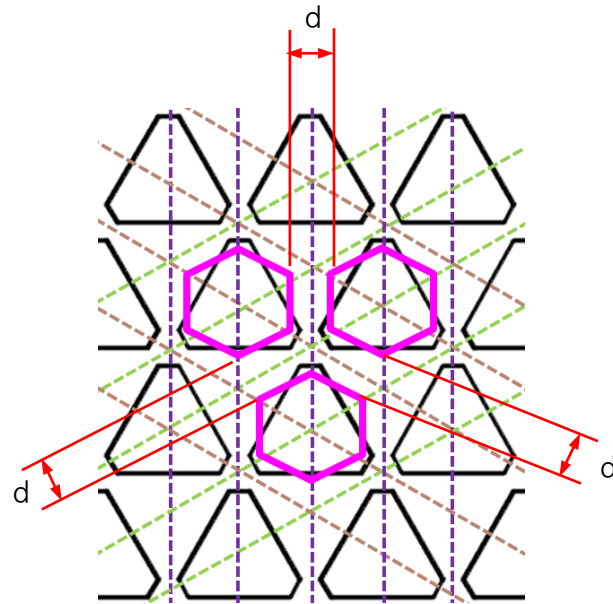


Figure 6.10 Bottom shape of truss core

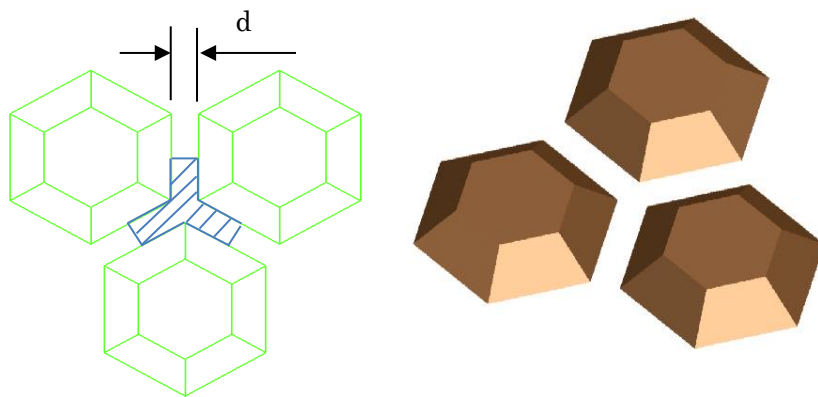


Figure 6.11 The shape of pyramid transition core

ここでは、比較のため、図 6.2 に示すトラスコアパネルを 2 段形プレス成形するため、本章の提案する最大板材面積設計法と従来の設計法を使い、それぞれ設計した六角錐台中間モデルと半球型中間モデルの底面形状を積み重ねて図 6.12 に示す。図中により、半球型中間モデルの底面形状は円形となり、その面積は 706.86mm^2 になり、六角錐台中間モデルの底面形状は正六角形となり、その面積は 777.45mm^2 になっている。両方の面積を比較して、六角錐台中間モデルの底面面積は半球型中間モデルより約 10% 大

きくなって、それにより、六角錐台型中間モデルを用いて 2 段階プレス成形法でトラスコアパネルを成形する場合、従来の半球型中間モデルより約 10% 多くの材料をプレス成形に流れさせて、すなわち、約 10% プレス成形しない材料が中間モデルを変えることによってプレス成形する材料に改善できる。

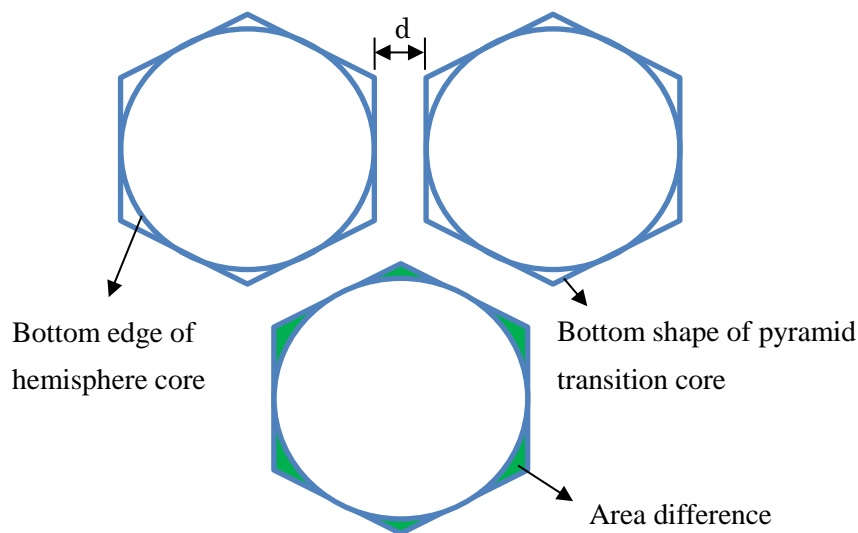


Figure 6.12 Comparison of bottom shape of different cores

6.4 六角錐台中間モデルによる成形品質に関する検討

前節で検討した六角錐台型中間モデルを適用した成形性能を検証するため、図 6.13 のように六角錐台を用いた 2 段階プレス成形工程を解析する。また、できるだけ同じ条件下で従来の半球型中間モデルを用いた 2 段階プレス成形工程の解析結果と比較して、本章の提案する六角錐台型中間モデルの妥当性と有効性について検討する。

図 6.13 に示す六角錐台を用いた 2 段階プレス成形工程の解析モデルは、凸型、凹型と板材の 3 つの部分から構成される。凸型と凹型を平均辺長 1.0 mm の 4 節点剛体シェル要素と、板材を平均辺長 1.0mm の 4 節点シェル要素でモデル化して、板材の要素数は 42000、節点数は 42411 である。

成形板材は第 2 節で検討した半球型中間モデルを用いた多段階プレス成形解析と同様に、板厚 1mm の SPCE 深絞り用鋼板を用いることを想定して、その材料特性パラメータと応力-塑性ひずみ曲線を表 6.1 と図 6.5 に示す。プレス成形過程における荷重経路も同様に図 6.6 示すプレス荷重を適用する。

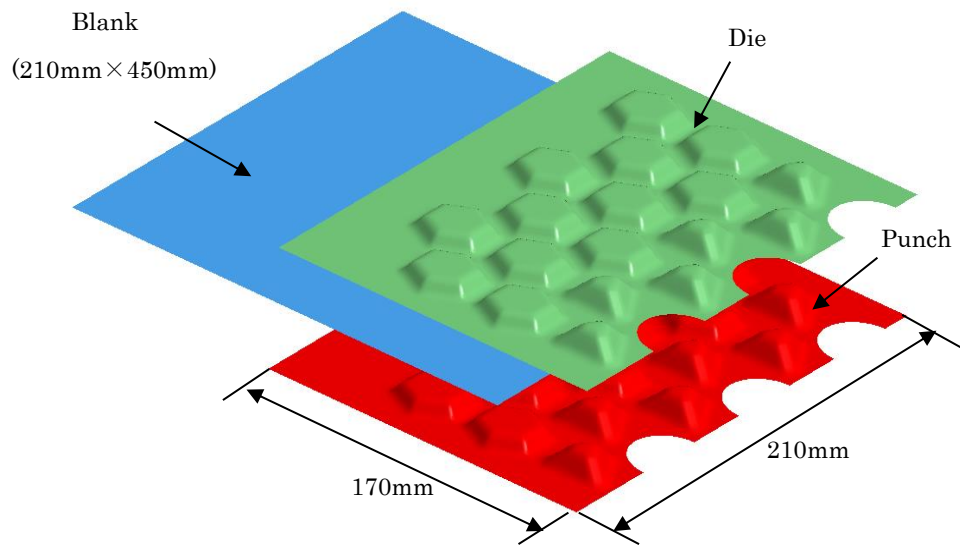


Figure 6.13 Pyramid transition dies for progressive multistep press deforming

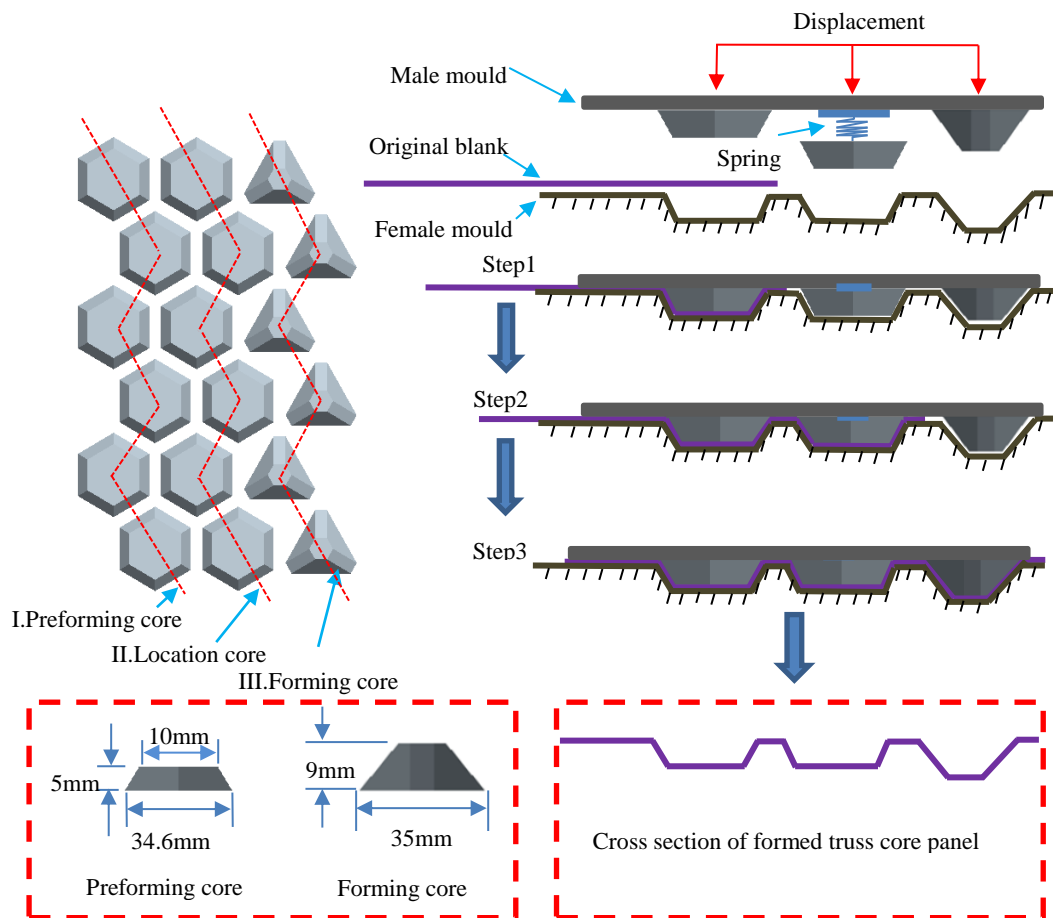


Figure 6.14 Progressive multistep press deforming with the pyramid transition core

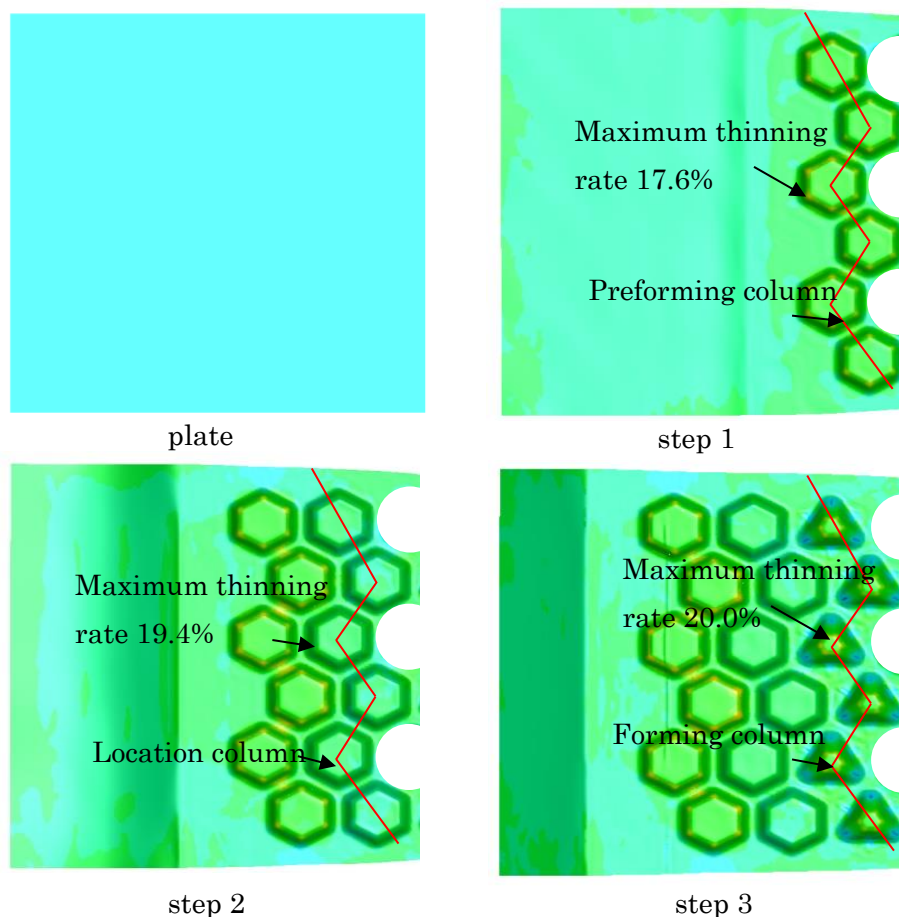


Figure 6.15 Maximum thinning rate of the truss core panel produced by the pyramid transition

以上の計算条件を用いて解析した結果を図 6.15 に示す. 図中により, 第 1 工程の予備成形で成形した六角錐台中間モデルコアの最大板厚減少率は 17.6%, 第 2 工程で成形した六角錐台中間モデルコアの最大板厚減少率は 19.4%, 第 3 工程の最終成形で成形したトラスコアの最大板厚減少率は 20.0% となり, トラスコアパネル成形変形に板厚減少を各工程に分散されている傾向を示しており, さらに 3 つのプレス成形工程の最大板厚減少率がかなり近いことが確認できる.

従来の半球型中間モデルを用いるプレス成形工程の解析結果と比較して, 次の結論がまとめられる.

(1) 第 1 工程では, 半球型中間モデルによる予備成形は比較的分散されて, その最大板厚減少率は 6.75% となり, 予備成形としては不十分な部分があると思われる. 一方, 六角錐台型中間モデルによる予備成形は, 比較的多くの材料を予備成形に流れさせて,

その最大板厚減少率は 17.6%になり、よって、最終成形工程のトラスコアの成形板厚分布改善に有利なことである。

(2) 第 2 工程では、成形列は板材の中央部に移動され、周囲から成形コアへの材料流動抵抗はやや大きくなったため、第 1 工程の成形した最大板厚減少率に比べて、やや大きくなった結果、半球型中間モデルによる成形の最大板厚減少率は 7.66%、六角錐台型中間モデルによる成形の最大板厚減少率は 19.4%になった。全体的には、第 1 工程の成形結果と同じ傾向が見える。

(3) 第 3 工程では、半球型中間モデルによる最終成形の板厚減少が激しく、その最大板厚減少率は 30.0%になり、これは前工程の予備成形が不十分であることが原因になると思われる。一方、六角錐台中間モデルによる最終成形の最大板厚減少率は 20.0%になり、第 2 工程の予備成形よりわずか 0.6%増えただけで、その板厚減少はほぼ予備成形段階における大面積の中間モデルに対するプレス成形で完了して、第 3 工程の最終成形は単なるコア形状を仕上げる作業に近い成形工程になることが判る。

よって、本章の提案する六角錐台中間モデルによる 2 段階プレス成形法の特徴としては、第 1 段階の予備成形では、最大限に大きな中間モデルを成形することによって、できるだけ大きい面積の中間モデルに対して材料を予備成形コアに流れさせて、それから、第 2 段階の最終成形では、板厚がほとんど変更せず、単純に形状をトラスコア形状に整えるだけで済むため、全体的にプレス成形したトラスコアパネルの板厚分布はより均一になることが実現できた。従来の半球型中間モデルによる 2 段階プレス成形して得られたトラスコアパネルの最大板厚減少率 30%に比べて、六角錐台中間モデルによる 2 段階プレス成形で得られたトラスコアパネルの最大板厚減少率が 20%に大幅に改善できる優位性を示している。

6.5 六角錐台中間モデルの金型開発と成形試作実験

前節で提案した六角錐台中間モデルを用いた 2 段階プレス加工法の妥当性と成形したトラスコアパネルの成形品質を検証するために、ここでは、前節で設計した六角錐台中間モデルをベースにして、2 段階プレス成形用の順送り金型を開発して、さらに開発した順送り金型を手動式プレス機に取り付けて、実際に六角錐台中間モデルを用いたトラスコアパネルの 2 段階プレス成形実験装置を構成して、トラスコアパネルの試作成形実験を行い、詳細な成形性能検証を行う。

図 6.16 に実際に製作した六角錐台中間モデルによるトラスコアパネルを 2 段階プレス法で加工する凸型と凹型を示す。図示の金型の外形サイズは 170×210×40mm, 材料は S50C である。製作した金型を焼き入れ熱処理して, 金型の表面硬度は 63HRC になっている。図中では, 左から右へそれぞれ第 1 列に予備成形金型, 第 2 列に定位金型, 第 3 列に最終成形金型をそれぞれ配置している。

ここでは, 第 2 列の定位金型の凹型の中央部にある白い六角錐台中間モデル凹型ブロックの下に弾性ばねをつけており, 他の凹型部分より高く設置している。実際にプレス成形する際に, 先に予備成形された角錐台中間モデルを定位金型の白い凹型ブロックの上に置き, 凸型が上から下へしっかり予備成形した角錐台中間モデルを白い凹型ブロックに押し付けて弾性ばねを圧縮しながら, 成形板材を正確に位置決め, 第 1 列での予備成形と第 3 列での最終成形を同時に成形することができる。

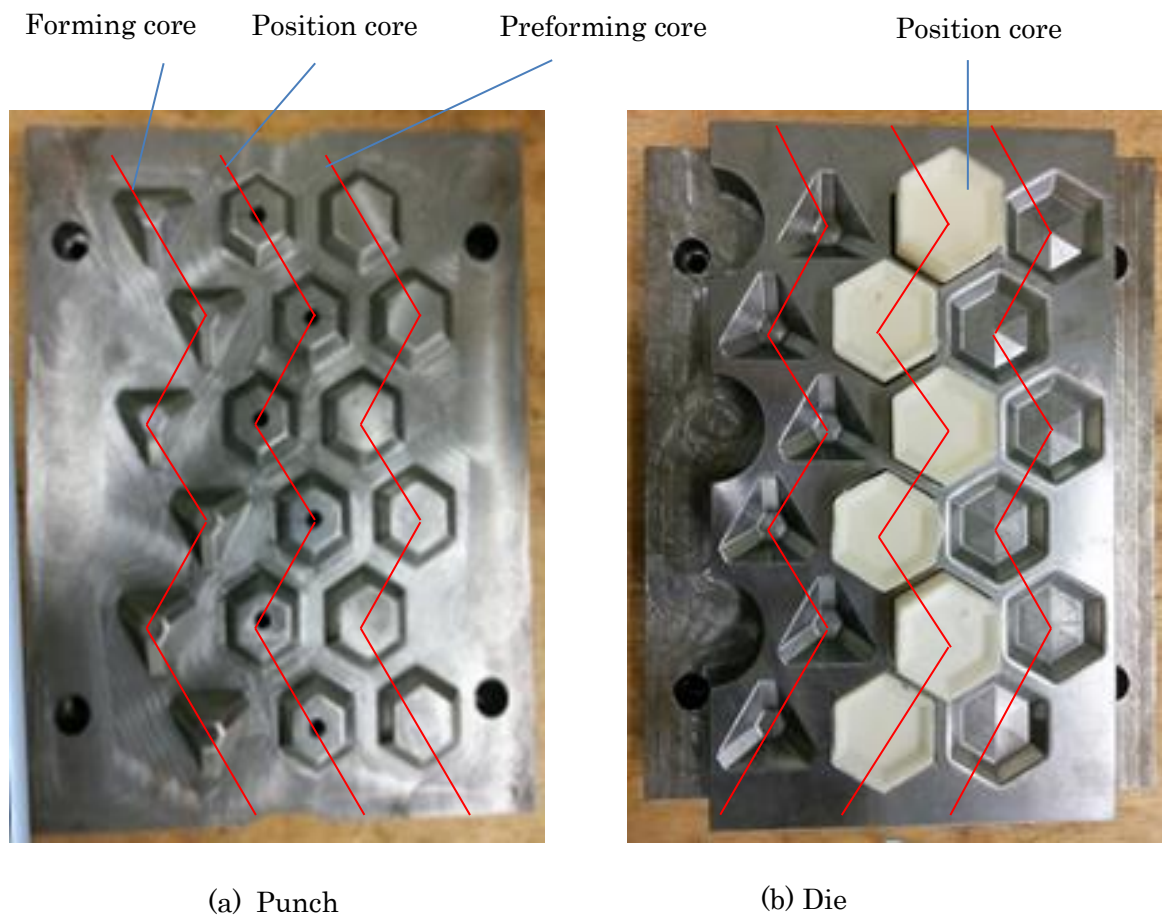


Figure 6.16 Processed dies with the pyramid transition core

図 6.17 に示すのは、本章の提案する六角錐台中間モデルを検討するために開発したトラスコアパネルの2段階プレス成形装置である。図 6.17(a)に 30T 手動油圧プレス機に取り付けた順送り成形金型、図 6.17(b)にトラスコアパネルの成形様子を示す。実際にプレス成形を行う時に、板材の表面に潤滑油を塗り、板材は前節までの解析に用いた板材と同じ SPCC で、板厚は 1mm である。

実際にプレス成形を行う時、まず板材を第 1 列の成形位置に置き、手動の増圧ポンプで液圧シリンダーに圧力を加えて、上型を徐々に下に移動させて、下型と接触してから継続して成形圧力を 30MPa までに加え、さらに圧力を 10s 保持して、板材を確実に中間モデルに予備成形する。次に、液圧シリンダーの圧力を抜き出し、上型を上げてから、板材を 35mm 前進させて、第 1 工程で成形したコアは第 2 列の定位凹型の中に入れて、上型を下へ押し付けて、板材の位置決めと次列の中間モデル予備成形を同時に行われる。ここで、もう一度液圧シリンダーの圧力を抜き出し、上型を上げてから、板材を 35mm 前進させて、第 1 工程で成形したコアは第 2 列の定位凹型の中に入れて、上型を下へ押し付けて、板材の位置決めと第 1 列の中間モデル予備成形および第 3 列のトラスコア最終成形を同時に行われる。このような成形工程を繰り返し進めて行けば、図 6.18 に示すような任意長さのトラスコアパネルを加工することができる。

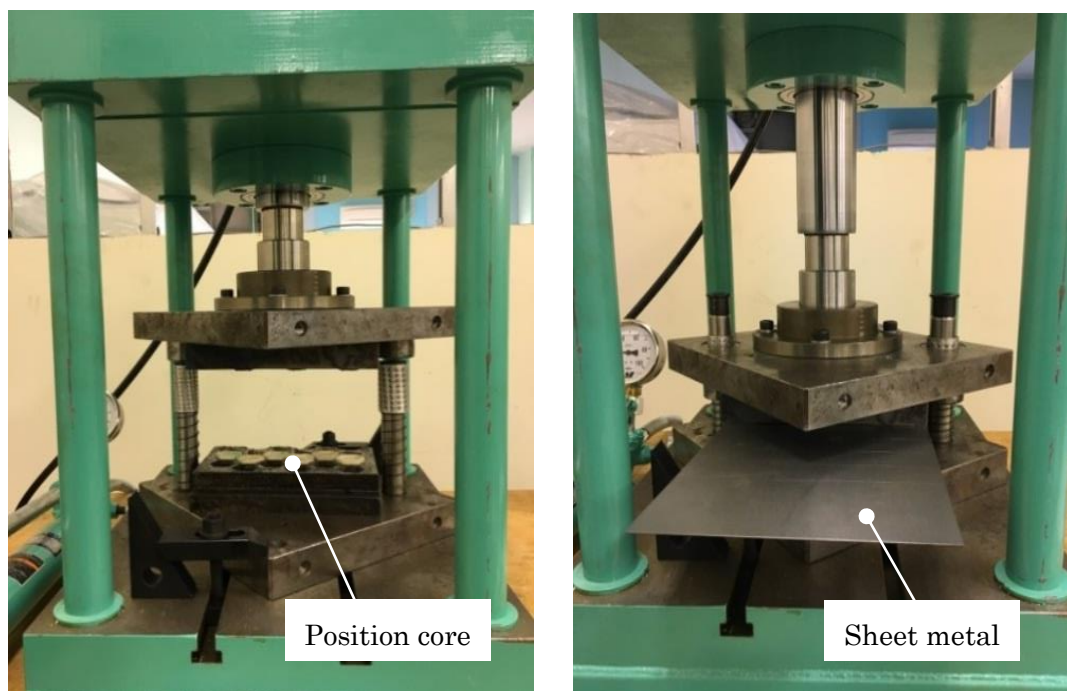


Figure 6.17 Manufacture of a truss core panel



Step1



Step2



Step 3

Figure 6.18 Processing progress of truss core panel

全てのプレス成形工程が終了した後、最終的に得られたトラスコアパネルを図 6.19 に示す。図中により、本章の提案する六角錐台中間モデルによる 2 段階プレス加工法で成形したトラスコアパネルの全面にわたりき裂は発生しなく、正常に成形することが確認できる。



Figure 6.19 Manufactured truss core panel

ここで、成形品質を検討するため、試作試験で得たトラスコアパネルを図 6.20(a)に示す矢印方向に沿って切断して、その切断面に沿って代表点を取ってそれぞれ板厚を測定して、さらに図 6.20(b)に示すトラスコアパネル成形の解析結果と同じ代表点での板厚を比較して、そのトラスコア部分の比較結果を図 6.21 に示す。

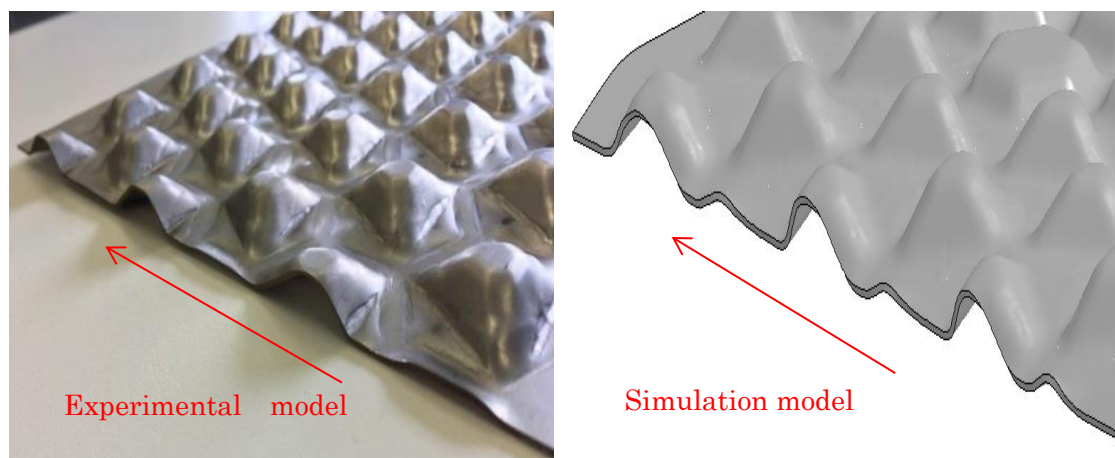


Figure 6.20 Thickness distributions in the experiment and simulation model

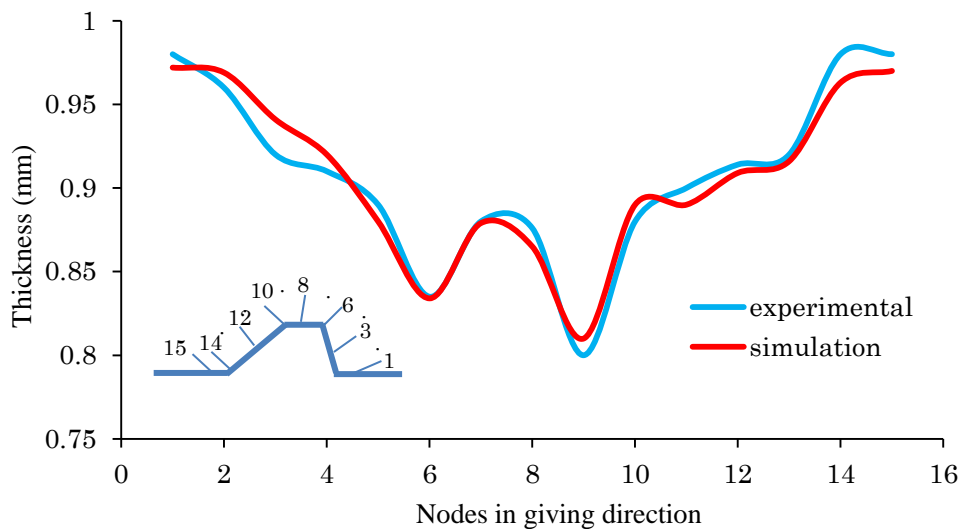


Figure 6.21 Thickness distribution of the truss core panel by experiment and simulation

図 6.21 の横軸はトラスコアの代表点番号，縦軸は板厚である．図中により，成形したトラスコアパネルの板厚分布の実測結果と解析結果の傾向がよく一致しており，トラスコアの上面角部にある最も薄い板厚を比べ，実測結果は 0.82mm，解析結果は 0.83mm となり，その誤差は非常に小さいことが判る．

6.6 成形したトラスコアパネルの品質検討

トラスコアパネルの 2 段階プレス成形には，深絞り成形モードがメインになっているため，成形したコア部の頂部にある板厚は大きく薄くなり，特にコア頂部の角部にき裂が発生する可能性は高いことが容易に思われる．

ここでは，2 段階プレス加工法の成形品質を検証するため，FLD 線図を利用してトラスコアパネルを成形する際に危険部にき裂が発生する可能性を定量的に評価する．従来の半球型中間モデルと本章の提案する六角錐台中間モデルを用いてプレス成形したトラスコアパネルの各部位の主ひずみ成分を用い作成した FLD 線図をそれぞれ図 6.22 と図 6.23 に示す．

図中では，FLD 線により 2 つの区域に分けられ，FLD 線の上部分にき裂が発生する状態と，FLD 線の下部分にき裂が発生しない状態を示している．

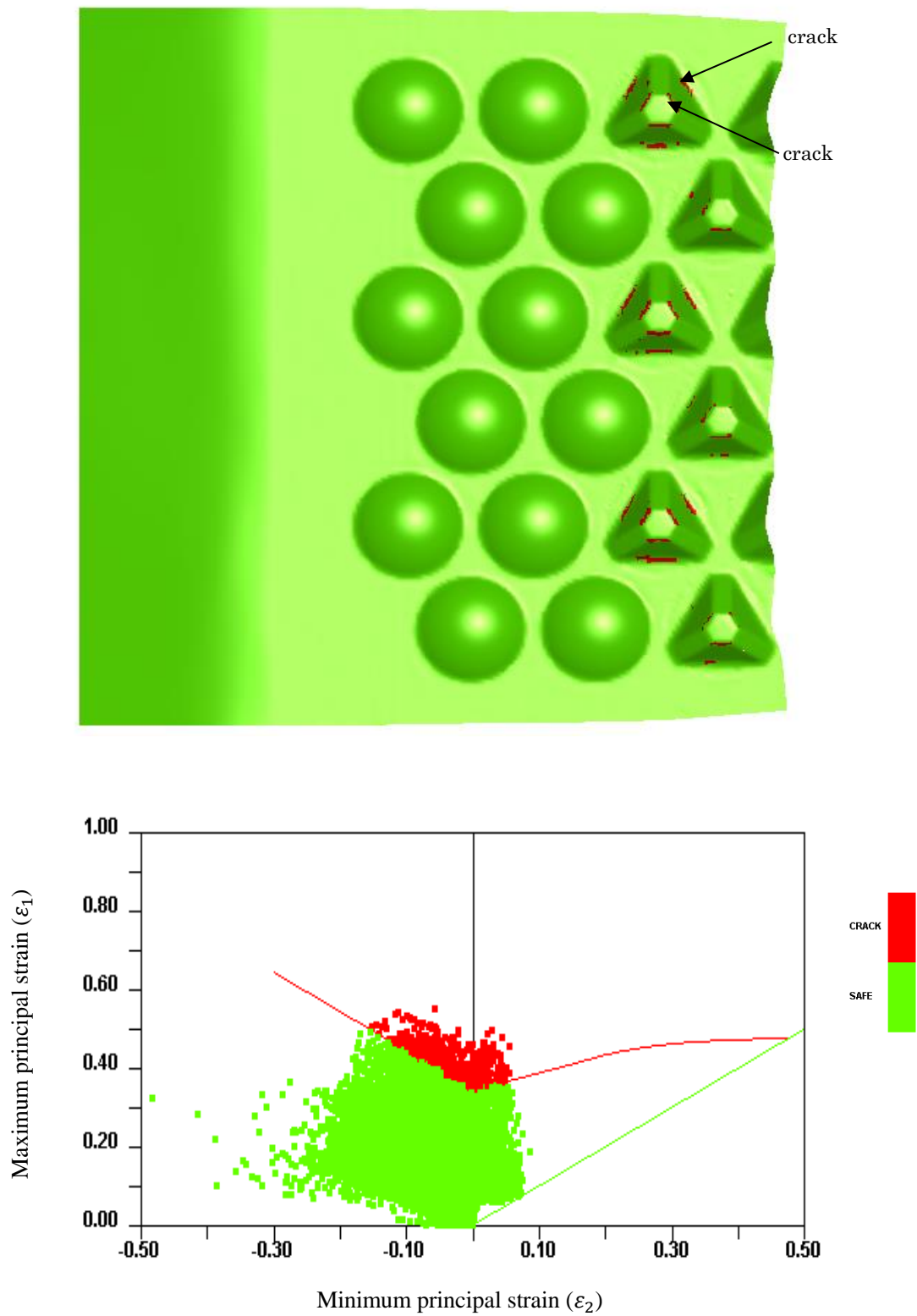


Figure 6.22 FLD of the truss core panel produced using the hemisphere transition core

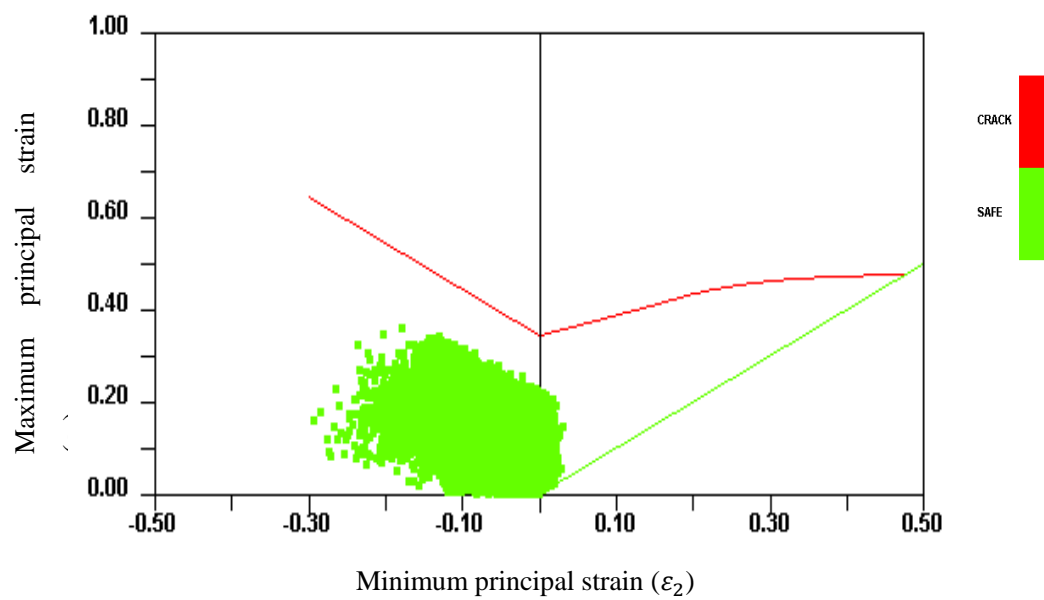
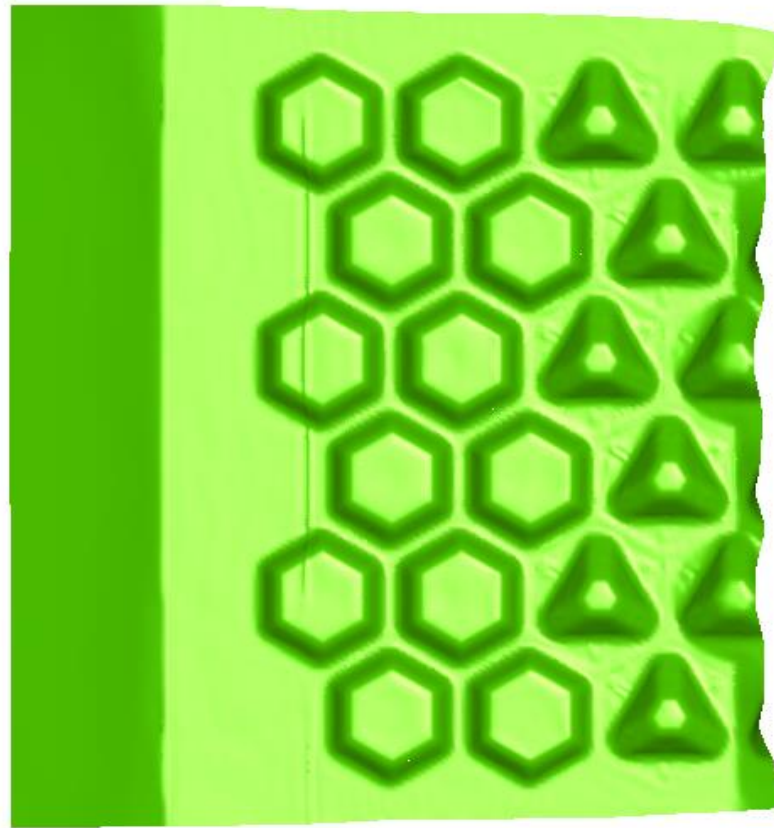


Figure 6.23 FLD of the truss core panel produced using the pyramid transition core

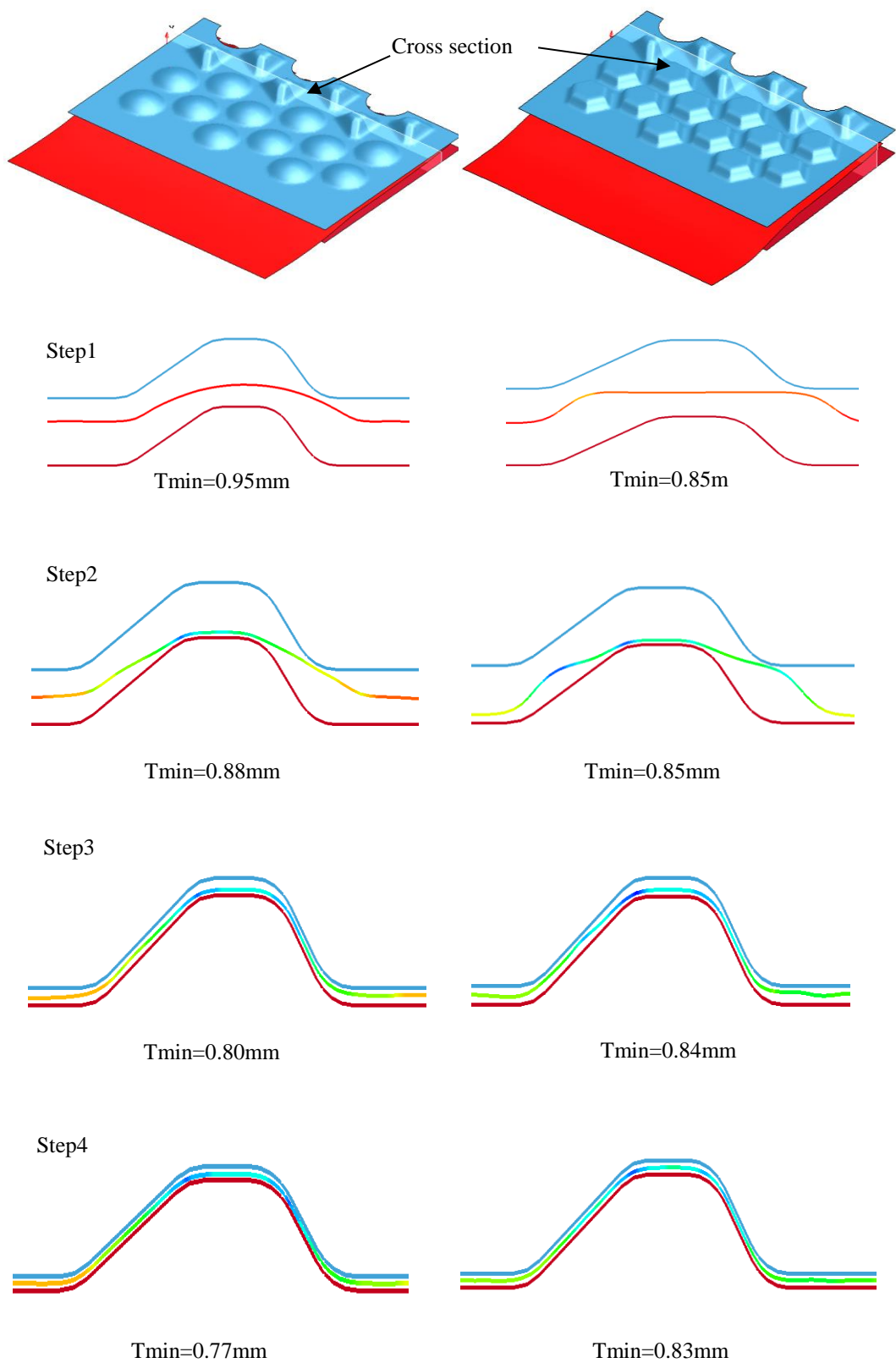


Figure.6.24 Thickness variation along cross section of panel in deforming

図 6.22 には半球型中間モデルで成形したトラスコアパネルの FLD 線図とひずみ分布図を示し、図中により、予備成形が不十分の関係で、最終成形で得たトラスコアの頂部の角部に赤色で表す主ひずみはき裂が発生する区域に入っており、成形したトラスコアパネルの頂面の角部周辺の赤色で示す部分は、すでにき裂が発生していることが図中から観察できる。

図 6.23 には六角錐台中間モデルを用いてプレス成形したトラスコアパネルの FLD 線図とひずみ分布を示し、図中により、予備成形の中間モデルを六角錐台中間モデルに変えることによって、最終成形段階で得られたトラスコアの頂部の角部を含めてトラスコアの全面にわたり主ひずみは全て成形安全区域に位置しており、すなわち、成形したトラスコアパネルの前面にわたりき裂が発生する部分がないことを示しており、従来の半球型中間モデルで成形したトラスコアより成形性能が大幅に改善されていることが明らかになる。

ここで、プレス成形過程における板厚の変化を詳しく検討するため、予備成形された 2 種類の間接モデルに対して最終成形を行う時、1 つのコアを取り出し、その成形過程を図 6.24 にまとめる。

図 6.24 の左図と右図にそれぞれ半球型中間モデルと六角錐台中間モデルを使い成形したトラスコアの断面変化を示す。ステップ 1 では、金型と板材はまだ完全に接触していないため、両方の最小板厚は予備成形後の中間モデルの最小板厚と変わらず、それぞれ 0.95mm と 0.85mm になっている。

ステップ 2 では、金型と板材を接触して、半球型中間モデルの塑性変形が先端部に集中して、局所的な深絞り成形モードになるため、その最小板厚は 0.95mm から 0.88mm に薄くなった。一方、予備成形で成形された六角錐台中間モデルに広い平坦底面があるため、先に金型と接触して圧力を受けるのは六角錐台中間モデルの底面角部であることが容易に判る。金型から受けた圧力は中心軸方向へ作用する成分が多くなり、ステップ 2 の段階に底面部分の受ける引張力はかなり小さいと思われて、その最小板厚は 0.85mm のままで変わらないことになった。

ステップ 3 では、半球型中間モデルの先端にある局所的な深絞り成形が続けられて、その最小板厚は部分的に集中し続けた結果 0.80mm になった。六角錐台中間モデルのほうは予備成形で広く成形された底面を比較的細長いトラスコア形状に絞り成形が中心となっているため、板厚の減少は非常に小さく、最小板厚は 0.84mm になった。

ステップ 4 では、トラスコア成形の最終段階になり、板材は完全に金型と接触して、摩擦力が大きくなったため、半球型中間モデルの塑性成形はもっとコア先端部分に集中する傾向があり、その最小板厚は更に 0.77mm に薄くなった。一方、六角錐台中間モデルの塑性変形は最後までコア先端部分に集中する傾向は見えなくて、その最小板厚は 0.83mm になった。

さらに、検討のため、2 種類の間中間モデルを用いてそれぞれ成形したトラスコア部を取り出して、コア部を横断するラインに沿って一連の代表点を設けて、各代表点の板厚分布を図 6.25 にまとめ比較して、以下の結果を得る。

(1) 平板から 2 段階プレス成形により得た 2 つのコア部の板厚分布は同じ傾向を示しているが、六角錐台中間モデルで成形したコア部の板厚分布は、全体的に半球型中間モデルで成形したコアより厚いことが明らかになった。

(2) コア部からやや離れるフラットのコア成形しない部位にある a 点と b 点を観察して、半球型中間モデルで成形する場合、a 点と b 点の板厚の変化は小さく、コア成形しない部分からコア成形する部分への材料流れ込みは非常に少ないことを示している。一方、角錐台中間モデルで成形する場合、a 点と b 点の板厚はそれぞれ 5%ほど薄くなっていることが判り、コア成形しない部分からコア成形する部分へ材料が成形に有利な方向に流れ込まれていることを示している。これは、六角錐台中間モデルは従来の半球型中間モデルよりトラスコアパネルの 2 段階プレス成形性能向上に適する最も重要な原因となる。

(3) 2 種類の間中間モデルで成形したトラスコアの観測点の中で、比較的に板厚の薄い危険部位は同じくコアの頂部の角部にあるが、六角錐台中間モデルで成形したコア形状の最も薄い板厚は、半球型中間モデルで成形したコア形状よりそれぞれ 5%厚くなったことが判る。

(4) 成形したトラスコアとトラスコアの間に挟むプレス成形しない部分は図 6.25 の a 点に対応する。半球型中間モデルで成形する場合、コア部の深絞り成形のフランジ部に生じる圧縮ひずみの影響で、その板厚は元の板厚 1.0mm に対し 1.01mm にやや厚くなった。一方、六角錐台中間モデルで成形する場合、本章の提案する最大板材面積設計法を適用したため、従来のプレス成形しない面積は 0 となり、それに対応する板厚は 0.94mm に薄くなった。

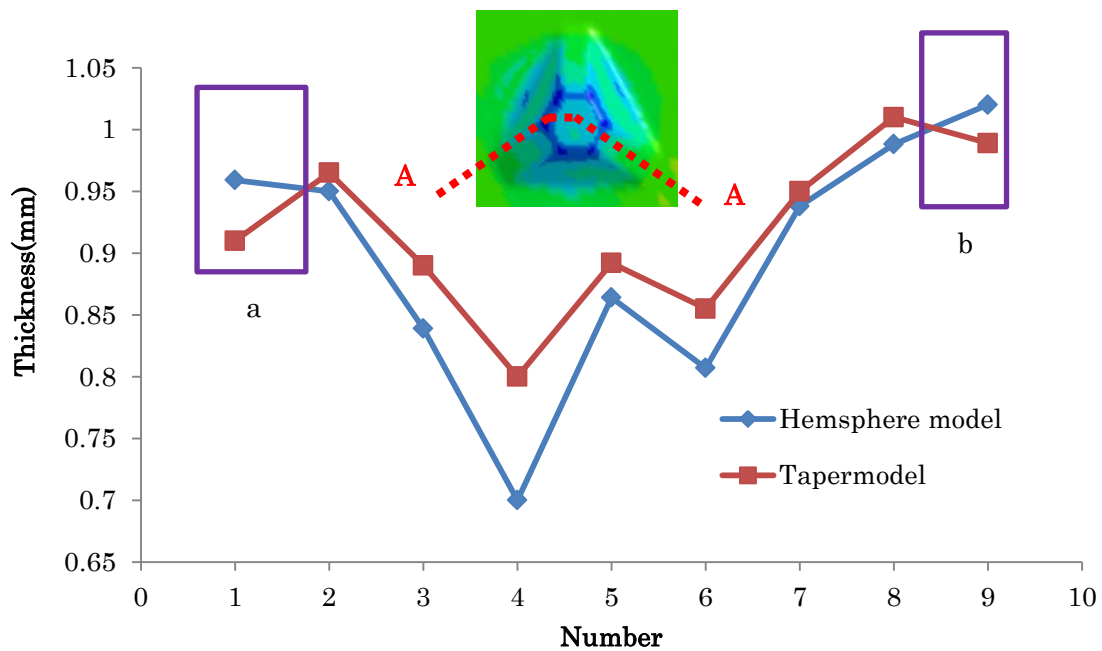


Figure 6.25 Thickness distribution of the cross section of taper and hemisphere model along section A-A

以上の検討結果により、本章の提案する六角錐台中間モデルで成形したトラスコアの全面にわたり、得られた板厚は初期板厚の 1.0mm より小さくなり、すなわち、従来の半球型中間モデルで成形したトラスコアパネルにプレス成形しない部分が存在することに対して、六角錐台中間モデルを用いることによって、すべての板材の材料が深絞り塑性変形に流れ込まれ、板材の全面的に薄くなる傾向が 2 段階プレス成形に有利であると思われる。

6.7 本章のまとめ

本章では、トラスコアパネルの成形品質と成形安定性を向上するために、新たに最大板材面積設計法と六角錐台中間モデルによるトラスコアパネルの 2 段階プレス成形法を提案して、さらに有限要素法による成形解析と試作成形実験を用い詳細な検討を行い、以下の結論を得た。

(1)新たに最大板材面積設計法とそれに基づく六角錐台中間モデルを提案して底面面積は従来の半球型中間モデルより 9.99%向上された。

(2)六角錐台中間モデルで作ったトラスコアパネルは従来の半球型中間モデルで作っ

たトラスコアパネルより最小厚さが 10.0% 向上された。

(3)本章の提案する六角錐台中間モデルで得られたトラスコアパネルの板厚分布と実際に試作成形実験で得られたトラスコアパネルの板厚分布はほぼ同じで、コアの頂部の角部にある最も薄い板厚の誤差は僅か 0.01mm であり、非常に高い予測精度を示す。

本章のトラスコアパネルのプレス成形に対して、独自に提案した六角錐台中間モデルの設計法、2 段階プレス成形性能の数値解析法や試作実験による評価法などが今までされていない折紙構造の工学的実用化問題の解決に有効な手法となることが見込まれる。

今後の研究課題としては、六角錐台中間モデルによるトラスコアパネルの 2 段階プレス成形法の汎用化に関する検討を継続して行うと同時に、大量生産のための成形効率向上と自動化生産システムの構築に関する検討を展開する予定である。

第7章 結論

本研究では、電気自動車の車体開発などに適用する折紙構造の加工問題を取り扱い、車体強度部材のサイドメンバーの衝突エネルギー吸収性能向上のために開発される反転らせん型折紙構造と、車体のフローア構造の軽量化及び高性能化のために開発されるトラスコアパネルを研究対象として検討した。有限要素法による成形解析、応答曲面法による加工工程の最適化及び試作成形実験等の検討手段を利用して、今まで解決されていない折紙構造の製造コストが高く、成形品の成形性能が不安定などの研究課題を中心にして、独自に新しい反転ねじり型薄肉構造と不均一板厚を有する反転らせん型折紙構造を提案した。さらに新しい折紙構造の加工手法として部分加熱回転成形法と六角錐台中間モデルによる多段階プレス加工法を提案して詳細な検討を行い、今まで十分に検討されていない折紙構造の工学的実用化問題の解決を目指して、大量生産のための基礎技術に関する研究開発を中心に行った。

本論文では、新しい折紙構造の力学性能向上のための幾何学形状構成分析と設計法の確立の関する検討を行い、独自に提案する折紙構造の加工システムを実現するために、加工工程のシミュレーションと試作成形実験を実施し、主要な研究テーマに分けて詳細な検討結果をまとめた各章の主な成果は、次の通りである。

第1章は序論であり、本研究の研究背景を述べ、自動車の車体開発などに適用する折紙構造とその加工問題に関する従来の研究成果を概説し、本研究の目的と研究内容を述べた。

第2章では、自動車車体開発に適用する折紙構造およびその加工方法について検討するために必要な基礎理論と問題点を概説して、次章からの研究展開に必要な成形工程のシミュレーション方法と最適化手法についても検討を行った。

まず、自動車のサイドメンバーに適用する反転らせん型折紙構造の幾何学構成特徴と形状設計方法を検討して、それに基づき設計された反転らせん型折紙構造の衝突エネルギー吸収性能の評価とその衝突エネルギー吸収メカニズムを分析して、反転らせん型折紙構造の加工方法と問題点についても検討を行った。

次に、自動車のフローア構造に適用するトラスコアパネルの幾何学構成特徴と形状設計方法を検討して、それに基づき設計されたトラスコアパネルの静的な曲げ剛性、振

動特性および衝突エネルギー吸収性能についてそれぞれ詳しく検討を行い、トラスコアパネルの持つ優れた力学特性およびメカニズムを分析して、トラスコアパネルの加工方法と問題点について検討を行った。

さらに、折紙構造の成形試作実験の代わりに、時系列となる加工パラメータを適切に選択するために利用する成形工程のシミュレーション方法を検討して、汎用有限要素法ソフトウェア LS-DYNA を利用する際に必要となる解析モデルの設定や成形素材の材料特性設定などの問題について検討を行い、成形工程のシミュレーション結果が得られた後、成形限界線図(FLD)による成形品質および成形品欠陥の評価方法についても詳しく検討を行った。

最後に、成形品質の確保およびき裂が発生しない制約条件の下で、出来るだけ成形品の板厚が均一になることを目標とした最適化問題を設定して、成形過程における加工パラメータの最適な組合せを求めるために応答曲面法による最適化手法を検討した。本章の検討結果により、次章からの研究展開のために必要な折紙構造に関する基礎理論と検討手法が用意できた。

第3章では、車体のサイドメンバーに適用する反転らせん型折紙構造の加工問題を取扱い、そのハイドロフォーミング成形過程に関するシミュレーションを行った上で、応答曲面法による最適化法を使い、反転らせん型折紙構造のハイドロフォーミング成形過程における加工パラメータに関する最適化解析を行った。

まず、ハイドロフォーミング成形法の荷重経路を最適化するために、成形時間と共に変化する型締めの変位グラフ、パイプ素材の内部液圧力グラフおよびパイプ素材の両端に加える軸力グラフをそれぞれパラメータ化して、得られたパラメータ t_1 , t_2 , t_3 , t_4 , P_1 , P_2 , P_3 , F_1 , F_2 , F_3 を直接に最適化解析の設計変数として、パイプ素材と成形金型の間にある摩擦係数も設計変数とした方法は、ハイドロフォーミング成形法の最適化解析に適切であることが確認できた。

次に、成形限界線図(FLD)を用い反転らせん型折紙構造の成形過程におけるき裂が発生しない制約条件と、パイプ素材と成形金型の最大距離を用い成形精度に関する制約条件を定義して、成形した反転らせん型折紙構造の最大板厚減少率を目的関数とした最適化解析を行い、反転らせん型折紙構造のハイドロフォーミング成形法の加工パラメータに関する最適化結果が得られることが確認できた。

本章の最適化解析で得られた反転らせん型折紙構造は、成形精度 $d \leq 2.8$ およびき裂

が発生しない制約条件 $\delta \geq 0.1$ を全て満足しており、成形前の板厚 1.0mm に対して、成形した反転らせん型折紙構造の最小板厚は0.831mmになって、板厚の減少率は16.9%となり、成形材料の成形基準より小さいため、本章の最適化解析で得た加工パラメータとハイドロフォーミング法を用いて反転らせん型折紙構造を加工することが可能であることが明らかになった。

最後に、従来のハイドロフォーミング法で設計した反転らせん型折紙構造の加工工程に比べて、本章の最適化結果に従い設計した加工工程のほうは、パイプ素材の内部液圧力が140MPaから60MPaに、パイプ素材の両端に加える軸力は1000Nから600Nにそれぞれ大きく低減することができることを示している。それにより、加工設備に対する高压システムなど厳しい要求が緩和されるだけでなく、加工コストの低減にも有利となることが判った。

第4章では、ハイドロフォーミング法で加工した成形品の板厚分布が不均一となる特性を活かして、加工された反転らせん型折紙構造の衝突エネルギー吸収性能向上に関する検討を行った。

まず、前章で検討したハイドロフォーミング法で加工する反転らせん型折紙構造の衝突エネルギー吸収性能を検証するため、不均一な板厚を有する反転らせん型折紙構造を対象とした衝突解析を行い、その不均一な板厚部分から衝突エネルギー吸収性能への影響について検討して、反転らせん型折紙構造の全体のエネルギー吸収性能向上に有効であることが明らかになった。

次に、従来のハイドロフォーミング法に用いる成形金型をベースに、金型と金型の間に隙間を設ける新しい反転らせん型折紙構造の成形金型を提案して、従来のハイドロフォーミング法に適用し不均一な板厚を有する反転らせん型折紙構造の加工工程を解析して、本章の提案する加工法の妥当性と有効性が検証できた。

最後に、本章の提案する加工法で得られる不均一な板厚を有する反転らせん型折紙構造の衝突エネルギー吸収性能を確認するため、従来のハイドロフォーミング法で得られた反転らせん型折紙構造と均一板厚の反転らせん型折紙構造に対してそれぞれ衝突解析を行い、得られた衝突エネルギー吸収性能を比較すると、提案した構造のエネルギー吸収量は従来に構造により7.87%向上することができた。

第5章では、今まで衝突エネルギー吸収体として開発されている反転らせん型折紙構造の加工困難の問題を解決するため、新たに単純な方法で加工できる部分加熱回転加

工法とそれによって得られる反転ねじり型折紙構造を提案して、部分加熱回転加工法の実用化および反転らせん型折紙構造の衝突エネルギー吸収性能に関する検討を詳しく行った。

まず、本章の提案する反転らせん型折紙構造は、部分加熱回転加工法を用い安価に加工することができ、従来のハイドロフォーミング加工法の張り出し変形モードはなく単純ねじり変形だけで成形するため、得られた成形品の板厚はほとんど元の板厚と変わらない。一方、ハイドロフォーミング法で得られる反転らせん型折紙構造では、最小板厚が 4.7%ほど小さくなり、部分回転加工法を用いたほうが、より安定的に成形できることを示した。

次に、本章の提案する部分加熱回転加工法は、軸方向に沿って段毎に成形していくため、必要な加工設備は簡単に用意できるものであり、また軸方向に沿う長さの制限はないので、従来のハイドロフォーミング法より、部分加熱回転加工法の優位性が明らかになった。また、本章の提案する反転ねじり型折紙構造は、従来の反転らせん型折紙構造と同様に折線配置により圧潰しわの分布を調整することができ、圧潰変形過程において、衝突エネルギー吸収性能向上に必要となる安定的にアコーディオン型の圧潰変形を最後まで続ける特性をもつことが確認できた。

さらに、数値解析の結果より、本章提案の反転ねじり型折紙構造は、従来の反転らせん型折紙構造より、衝突エネルギー吸収量、圧潰反力のピーク値や荷重値のフラット性など全ての点において優れていることが確認でき、従来よく使用されている衝突エネルギー吸収体である中空矩形断面と比較しても、大型成形機械と金型が省略可能でしかも同程度の大量生産性もあることから、従来の衝突エネルギー吸収体の代わりに反転ねじり型折紙構造の適用は十分に可能性があることが明らかになった。

本章の研究結果により、3 次元の複雑な形状をもつ折紙構造の加工困難な問題を解決することができ、折紙構造を衝突エネルギー吸収体として実製品に組み込む目的に一步前進した。

第 6 章では、車体のフローア構造に適用するトラスコアパネルの成形品質と成形安定性を向上するために、新たに最大板材面積設計法と六角錐台中間モデルによる 2 段階プレス成形法を提案して、数値解析と試作実験を用い詳細な検討を行った。

まず、トラスコアパネルの 2 段階プレス成形問題に対して、板材をコア成形する区域とコア成形しない区域に分けて、最大限にコア成形しない区域の材料をコア成形する

区域に流れ込まれるように、新たに最大板材面積設計法とそれに基づく六角錐台中間モデルを提案して、数値解析と試作実験で検証した結果、六角錐台中間モデルで成形したトラスコアパネルの板厚分布は、従来の半球型中間モデルで成形したトラスコアパネルより成形性能が大幅に改善されたことが確認できた。

次に、成形限界線図（FLD）を用い、2段階プレス成形法で得たトラスコアパネルを検証して、従来の半球型中間モデルで成形したトラスコアの頂部の角部にき裂が発生する危険部位が存在することに対して、本章の提案した六角錐台中間モデルで成形したトラスコアのすべての部位が正常な成形範囲以内に改善され、本加工法は安定性があり、今後の大量生産へ展開する可能性を示している。

また、より確実に本章の提案する六角錐台中間モデルによるトラスコアパネルの2段階プレス成形法を検証するため、有限要素法解析に用いる成形金型モデルを CAD 形状データに変換して、その形状データを基に試作実験用の金型を製作して、実際にトラスコアパネルの2段階プレス成形試作実験を行い、得られたトラスコアパネルの板厚分布と成形品質が良好であり、本加工法の成形性能が実試作実験で確認できた。

それから、有限要素法を用い六角錐台中間モデルによるトラスコアパネルの2段階プレス成形過程を解析して、得られたトラスコアパネルの板厚分布結果を、実際に試作実験で得られたトラスコアパネルの板厚分布の測定結果と比較して、よく一致している傾向が見られ、コアの頂部の角部にある最も薄い板厚の誤差は僅か 0.01mm であり、非常に高い予測精度を示しており、本章の用いる数値解析法は、トラスコアパネルの2段階プレス成形性能予測に適用でき、実際の試作実験の代わりに、より広い範囲で成形性能検証が可能であることが判った。

本章の提案する六角錐台中間モデルで成形したトラスコアの全面にわたり得られた板厚は初期板厚より小さくなり、すなわち、従来の半球型中間モデルで成形したトラスコアパネルにプレス成形しない部分が存在することに対して、六角錐台中間モデルを用いることによって、すべての板材の材料が深絞り塑性変形に流れ込まれ、板材の全面的に薄くなる傾向が2段階プレス成形に対する優位性を示しており、本章の独自に提案した六角錐台中間モデルの設計法、2段階プレス成形性能の数値解析法や試作実験による評価法などが今までされていない折紙構造の工学的実用化問題の解決に有効な手法となることが見込まれる。

第7章では、本論文の研究内容をまとめた。

今後の研究課題としては、継続して新エネルギー自動車の車体開発などに適用する折紙構造の力学特性向上問題とその加工問題を検討して、独自に提案した反転ねじり型折紙構造の部分加熱回転加工法と六角錐台中間モデルによるトラスコアパネルの多段階プレス成形法の汎用化に関する検討を行い、加工システムの簡素化問題、製造コストの削減問題と成形した折紙構造の板厚分布など品質安定化問題を検討し解決した上で、さらに将来的な大量生産のための成形効率向上と自動化生産システムの構築に関する検討を展開する予定である。

参考文献

- [1] 交通事故総合分析センター, 自動車の工作物への衝突事故, イタルダ・インフォメーション, No.82, 2010, pp.1-12.
- [2] 小野古志郎, 自動車の衝突安全について, 安全工学, 1994, pp.42-50.
- [3] 廣田幸嗣, 小笠原悟司, 電気自動車工学, 森北出版株式会社, pp.24-26.
- [4] Plotkin, S. Examining fuel economy and carbon standards for light vehicles. *Energy policy*, Volume 37, Issue 10, (2009), pp.3843-3853.
- [5] “Origami”から生まれる世界的な技術革新, <http://www.nippon.com/ja/currents/d00161/>, 2015.02.13.
- [6] 萩原一郎, 灘吉聡, 折り紙工学を利用した円筒構造物の圧潰解析, 自動車技術会論文集, Vol.34, No.4, (2003), pp. 145-149.
- [7] 戸倉直, 萩原一郎, トラスコアパネルの製造シミュレーション, 日本機械学会論文集 A 編, 74 巻 746 号, (2008), pp.5-10.
- [8] Nakazawa, Y., Tamura, K., Yoshida, M., Development of crash-box for passenger car with high capability for energy absorption, *VIII International Conference on Computational Plasticity*, Barcelona, 2005.
- [9] Rusinek, A., Zaera, R., Forquin, P., Klepaczko, J.R., Effect of plastic deformation and boundary conditions combined with elastic wave propagation on the collapse site of a crash box, *Thin-Walled Structures*, Vol. 46, (2008), pp.1143-1163.
- [10] Hagiwara, I., Tsuda, M., Kitagawa, Y., and Futamata, T., Method of determining positions of beads, *United States Patent*, (1991), Patent Number: 5045345.
- [11] 野島武敏, 平板と円筒の折りたたみ法の折紙によるモデル化, 日本機械学会論文集 C 編, 66 巻 643 号, (2000), pp.1050-1056.

- [12] 野島武敏, 数理折り紙による構造モデル-折紙工学の提案, 京都新聞, 2002 年 11 月 27 日朝刊.
- [13] 野島武敏, 異なる要素形状の組合せからなる折りたたみ可能な筒状構造異型筒及び角錐の折紙によるモデル化, 日本機械学会論文集 C 編, 68 巻 667 号, (2002), pp.1009-1014.
- [14] 野島武敏, 折紙構造モデル, 応用数理, 114 巻 3 号, (2004), pp.270-271.
- [15] 永島豪, 野島武敏, 折りたたみ可能な円筒の製作とその伸縮特性, 日本機械学会第 7 回機械材料, 機械加工技術講演論文集, (1999), pp.151-152.
- [16] 萩原一郎, 灘吉聡, 折り紙工学を利用した円筒構造物の圧潰解析, 自動車技術会論文集, 34 巻 4 号, (2003), pp. 145-149.
- [17] 萩原一郎, 自動車の事後衝突研究から折紙工学研究へ, 学術の動向, (2014), 19 巻 4 号 pp.18-23.
- [18] 奥尚人, 萩原一郎, 自動車サイドメンバーの折紙構造の検討, 計算力学講演会講演論文集, 18 巻 601 号, (2005), pp 103-104.
- [19] Wu, Z.Q ., Tao, X ., Hagiwara, I., A Consideration of Function and Design for Application Using Origami Structure and Subdivision Technology, *Dynamics & Design Conference 2004*, 2004.
- [20] 趙希祿, 胡亜波, 萩原一郎, 折紙工学を利用した円筒薄肉構造物の衝突圧潰特性の最適設計, 日本機械学会論文集 A 編, 376 巻 761 号, (2010), pp.10-17.
- [21] 萩原一郎, 折紙構造の自動車強度部材への適用検討, 応用数理, 14 巻 3 号, (2004), pp.271.
- [22] 陶キン, 萩原一郎, 吳卓齊, 反転らせん型モデルを用いた円筒形折り紙構造の加工法検討, 日本機械学会関東支部総会講演会講演論文集, 10 巻 7302 号, (2004), pp.193-194.

- [23] 野島武敏, 斉藤一哉, 超軽量高剛性コア構造の折紙モデル, Dynamics & Design Conference , 2005.
- [24] 斉藤一哉, 野島武敏, 森村浩明, 萩原一郎, 新しく開発した軽量コアパネルの曲げ剛性の評価, 日本機械学会論文集 A 編, 75 巻 750 号, (2009), pp. 259-265.
- [25] 斉藤一哉, 野島武敏, 萩原一郎, 空間充填形の折紙モデルに基づく新しい軽量コアパネルの特性検討, Dynamics & Design Conference , 2009.
- [26] 武田晃太 , 戸倉直 , 萩原一郎 , 斉藤一哉, プレス成形後のトラスコア構造の強度特性, Dynamics & Design Conference , 2008.
- [27] 戸倉直 , 萩原一郎, トラスコアパネルの曲げ剛性評価に関する一考察, Dynamics & Design Conference , 2008.
- [28] 萩原一郎, 胡亜波, 夏智臻, 反転らせん型モデルを用いた円筒形折り紙構造の圧潰特性の最適化解析: 第 1 報:折紙車体構造コンセプト, 最適化シンポジウム講演論文集, 8 巻, (2008), pp.5-10.
- [29] 斉藤一哉, 野島武敏, 萩原一郎, 新しく開発した軽量コアパネルの幾何学的パターンと機械的特性の関係, Dynamics & Design Conference , 2008.
- [30] 武田晃太, 戸倉直, 斉藤一哉, 萩原一郎, 幾何学的パターン変化によるトラスコアパネルのプレス成形解析と成形後の強度特性, 計算力学講演会講演論文集, 21 巻, (2008), pp.387-388.
- [31] 斉藤一哉, 野島武敏, 萩原一郎, 新しく開発した軽量コアパネルの幾何学的パターンと機械的特性の関係, 日本機械学会論文集 A 編, 74 巻 748 号, (2008), pp.1580-1586.
- [32] 夏智臻, 胡亜波, 趙希祿, 萩原一郎, トラスコアパネルとハニカムパネルの構造特性の比較, 計算力学講演会講演論文集, 23 巻, (2010), pp.242-243.
- [33] 楊陽, 趙希祿, 戸倉直, 萩原一郎, トラスコアパネルからなる軽量化構造の衝突エ

- エネルギー吸収性能向上, 日本機械学会論文集, 80 巻 815 号, (2014), pp.1-14.
- [34] 田中聡, 斉藤一哉, 森村浩明, 萩原一郎, トラスコアパネルの騒音振動に関する検討, *Dynamics & Design Conference* , 2009.
- [35] 田中聡, 森村浩明, 斉藤一哉, 萩原一郎, トラスコアパネルの振動特性に関する研究, 日本機械学会論文集 C 編, 76 巻 765 号, (2010), pp.1050-1055.
- [36] 戸倉直, 萩原一郎, トラスコアパネルの製造シミュレーション, 日本機械学会論文集 A 編, 74 巻 746 号, (2008), pp.1379-1385.
- [37] Xia, Z.Z., Hu, Y.B., Zhao, X.L., Hagiwara, I., Multi-stage press formability of Tress Core Panel, *Dynamics & Design Conference* , 2009.
- [38] 戸倉直, 萩原一郎, 成形シミュレーションで得られる加工硬化を考慮したトラスコアパネルの曲げ剛性の検討, 日本機械学会論文集 A 編, 75 巻 753 号, (2009), pp.588-594.
- [39] Nuyen, H.T.T., Thai, P.T., Yu, B., Hagiwara, I., Development of a manufacture method for truss core panels based on origami-forming, *Journal of Mechanisms and Robotics*, Vol.76, No.3 , (2016), Paper No: JMR-15-1177, doi: 10.1115/1.4032208.
- [40] 萩原一郎, 山本千尋, 陶金, 野島武敏, 反転らせん型モデルを用いた円筒形折り紙構止の圧潰変形特性の最適化検討, 日本機械学会論文集 A 編, 70 巻 689 号, (2004), pp.36-42.
- [41] F. Dohmann., Ch, Hartl., Tube hydroforming-research and practical application, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 71, No.1, (1997), pp. 174-186.
- [42] 戸倉直, 萩原一郎, トラスコアパネルの衝撃エネルギー吸収性能向上のための形状最適化, 日本機械学会論文集 A 編, 76 巻 765 号, (2010), pp.564-572.
- [43] 寺田耕輔, 戸倉直, 佐藤秀俊, 牧田哲暢, 萩原一郎, 組立式軽量高剛性構造パネルの曲げ剛性評価, 日本機械学会論文集, 81 巻 828 号, (2015), pp.1-15.

- [44] 斉藤一哉, 武田晃太, 戸倉直, 萩原一郎, 新しく開発した軽量コアパネルの幾何学的パターンとプレス成形性の関係, 日本機械学会論文集 A 編, 77 巻 751 号, (2009), pp.381-387.
- [45] 何帥, 趙希祿, 繊維強化プラスチック製のトラスコアパネルの開発, 精密工学会学術講演会講演論文集, 2016.
- [46] 田村明久, 最適化法, 共立出版社株式会社, (2002), pp.1-10.
- [47] 長尾智晴, 最適化アルゴリズム, 株式会社昭晃堂, (2000), pp.1-4.
- [48] 山田秀, 実験計画法-方法編, 株式会社日科技連出版社, (2004), pp.185-260.
- [49] Yang, B., Zhang, W.G., Lin, Z.Q., Chen, X.P., The dynamic explicit finite element simulation analysis for virtual loading time of hydroforming, *China Mechanical Engineering*, Vol.18, No.8, (2007), pp.904-911.
- [50] Zhang, Y ., Luen, C. C., Wang, C.M., Wu, P., Optimization for loading paths of tube hydroforming using a hybrid method, *Materials and Manufacturing Processes*, Vol.24, (2009), pp. 700–708.
- [51] Teng, B., Li, K., Yuan, S.J., Optimization of loading path in hydroforming T-shape using fuzzy control algorithm, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol.69, (2013), pp.1079-1086.
- [52] Huang, T., Song, X., Liu, M., A Kriging-based non-probability interval optimization of loading path in T-shape tube hydroforming, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol. 85, (2016), pp.1615-1631.
- [53] Eftekhari Shahri, S.E., Ahmadi Boroughani, S. Y., Khalili. K., Kang. B. S., Ultrasonic tube hydroforming a new method to improve formability, *Procedia Technology*, Vol.19, (2015), pp.90-97.
- [54] Yang, L.F., Wu, C.L., He, Y.L., Dynamic frictional characteristics for the pulsating

hydroforming of tubes, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*,
(2015), pp.1-11.

本研究に関する公表成果

1. 査読付き学術論文

- [1] C.H.Kong, X. L. Zhao, I.Hagiwara, “Hydroforming process of manufacturing for reverse spiral origami structure,” International Journal of Vehicle Performance, Volume 3, No.4, 2017. ←第3章
- [2] C.H. Kong, X. L. Zhao, I. Hagiwara, “Progressive multi-step press forming of a truss core panel for floor structure of electric vehicle,” International Journal of Vehicle Performance, Volume 4, No.2, 2018.←第6章
- [3] 趙希祿、孔呈海、萩原一郎、“折紙構造の安価な成形法とその成形品の衝突エネルギー吸収特性,” 日本機械学会論文集（査読中）←第5章

2. 国内学会口頭発表論文

- (1) 孔呈海、趙希祿、萩原一郎、“円筒折紙構造のハイドロフォーミング工程の最適設計,” 日本機械学会 第27回計算力学講演会, 2014.
- (2) 孔呈海、田中遼、趙希祿、“低周波振動騒音に関する実験検討,” 日本機械学会 2015年度年次大会, 2015.
- (3) 季承、孔呈海、田志磊、趙希祿、“トラスコアパネルの多段階プレス成形のシミュレーション,” 日本機械学会 第28回計算力学講演会, 2015.
- (4) 孔呈海、趙希祿、萩原一郎、“新しいエネルギーを吸収する構造ねじり型薄肉構造に関する研究,” 第29回計算力学講演会, 2016.
- (5) 孔呈海、趙希祿、萩原一郎、“反転らせん型折紙構造のハイドロフォーミング成形工程の最適化設計,” 日本機械学会 第26回設計工学・システム部門講演会, 2016.

3. 国際学会口頭発表論文

(1) C.H. Kong, X. L. Zhao, I. Hagiwara, “Mathematical Simulation and Optimal Design of Rverse Spiral Thin-wall Tube Processed by Hydro-forming,” The 35th JSST Annual Conference International Conference on Simulation Technology, 2016.

(2) C.H. Kong, X. L. Zhao, I. Hagiwara, “A new local thickening reverse spiral origami thin-wall construction for improving of energy absorption,” 2017 International Conference on Mechanical Engineering and Applied Composite Materials, 2017.

謝 辞

本研究を進めるにあたり、終始懇切なるご指導並びにご鞭撻を賜りました埼玉工業大学院工学研究科システム工学専攻の趙希禄教授に深甚の謝意を表します。また、副査をお引き受け下さり、有益なるご助言とご討論を賜りました埼玉工業大学院工学研究科システム工学専攻の小西克享教授、上月陽一教授、福島祥夫教授、高坂祐顕准教授に深く感謝の意を表します。さらに発表論文のご指導を賜りました明治大学研究・知財戦略機構・特任教授（東京工業大学名誉教授）萩原一郎教授に深甚の謝意を表します。

また、埼玉工業大学大学院機械工学科趙研究室の田志磊氏、景陽氏ならびに皆様に心から感謝の意を表します。

最後に、本研究の遂行に終始応援して頂いた埼玉工業大学機械工学科趙研究室の皆様
に心から感謝の意を表します。