

論文 / 著書情報
Article / Book Information

題目(和文)	トラスコアパネル構造体実用化のための非線形有限要素法応用技術の開発
Title(English)	Development of technique to apply nonlinear finite element method for practical use of truss core panel structure
著者(和文)	戸倉直
Author(English)	Sunao Tokura
出典(和文)	学位:博士(工学), 学位授与機関:東京工業大学, 報告番号:甲第7947号, 授与年月日:2010年3月26日, 学位の種別:課程博士, 審査員:萩原 一郎
Citation(English)	Degree:Doctor (Engineering), Conferring organization: Tokyo Institute of Technology, Report number:甲第7947号, Conferred date:2010/3/26, Degree Type:Course doctor, Examiner:
学位種別(和文)	博士論文
Type(English)	Doctoral Thesis

トラスコアパネル構造体実用化のための 非線形有限要素法応用技術の開発

機械物理工学専攻

戸倉 直

目 次

第 1 章 緒論	1
1.1 折紙工学の創生とその将来性について.....	1
1.2 非線形有限要素法の応用に関する現状と課題.....	2
1.3 研究の目的.....	5
1.4 本論文の構成.....	7
第 2 章 トラスコアパネルの製造シミュレーション[3]	8
2.1 緒言.....	8
2.2 四面体トラスコアの成形性の基礎検討.....	9
2.3 トラスコアパネルの形状および物性.....	10
2.4 材料構成式.....	11
2.5 予備解析.....	12
2.5.1 解析の目的.....	12
2.5.2 解析モデル.....	12
2.5.3 解析条件.....	13
2.5.4 結果と考察.....	14
2.6 多工程成形シミュレーション.....	15
2.6.1 目的および工程設計.....	15
2.6.2 解析モデル.....	15
2.6.3 解析条件.....	15
2.6.4 結果と考察.....	17
2.7 結言.....	23
第 3 章 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強度の検討	24
3.1 緒言.....	24
3.2 解析モデルの作成.....	25
3.2.1 トラスコアパネルの基本形状.....	25
3.2.2 曲げ解析モデルの作成手順.....	25
3.2.3 ハニカムパネルのモデル化と検証.....	29

3.3	3点曲げの解析条件.....	30
3.4	結果と考察.....	32
3.5	結言.....	35
第4章	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[19]	37
4.1	緒言.....	37
4.2	トラスコアパネルとコルゲートパネルの比較検討.....	38
4.2.1	解析モデル.....	38
4.2.2	解析結果と検討.....	42
4.3	形状最適化の問題設定.....	43
4.4	最適化計算のためのシステム構成.....	44
4.5	最適化手法.....	47
4.6	結果と検討.....	48
4.7	結言.....	53
第5章	トラスコアパネルのスプリングバック予測と強度解析への非線形有限要素法の適用	54
5.1	緒言.....	54
5.2	トラスコアパネル実製品の成形トライとシミュレーション[26].....	54
5.2.1	解析の目的.....	54
5.2.2	予備成形金型の形状を特定するための比較解析.....	55
5.2.3	トラスコアパネル成形シミュレーション.....	64
5.2.4	スプリングバックシミュレーション.....	82
5.2.5	まとめ.....	85
5.3	トラスコアパネルの強度解析のためのモデル化の検討.....	90
5.3.1	目的.....	90
5.3.2	嵌合型トラスコアパネルのモデル化.....	90
5.3.3	荷重条件, 境界条件のモデル化および解析例.....	91
5.3.4	まとめ.....	93
5.4	結言.....	97
第6章	結論.....	98
6.1	研究のまとめ.....	98

6.2	非線形有限要素法を援用した折紙工学の展開.....	99
6.3	生産技術と設計開発の融合をめざして.....	100
付録 A	反転らせん型円筒折紙のハイドロフォーミングおよび衝撃シミュレーション	102
A.1	解析の目的.....	102
A.2	ハイドロフォーミングシミュレーション.....	102
A.3	衝撃シミュレーション.....	112
A.4	まとめ.....	113
付録 B	トラスコアパネルの音響解析.....	117
B.1	解析の目的.....	117
B.2	解析モデル.....	117
B.3	解析条件の設定.....	117
B.4	結果と検討.....	119
	参考文献.....	122
	謝辞.....	123

第1章 緒論

1.1 折紙工学の創生とその将来性について

1枚の紙から様々な「かたち」を生み出す折紙は、その起源には諸説あるものの、日本の伝統的な工芸創作技法のひとつと考えられている(図1.1)。折紙の特徴としてあげられるのは、1枚の紙(2次元形状)から軽量の立体(3次元形状)が作り出せること、折り目に沿って折りたたむことで、立体的な形状をコンパクトに収納できることなどである。このような特徴を数理学、あるいは工学的な観点から見直すことにより、折紙は単に遊びや装飾の領域から実用的で機能的な材料や構造物を製造するための基礎技術となりうるということが次第に明らかとなってきた。著名な応用例としては東大名誉教授三浦公亮氏が人工衛星の太陽電池パネルを展開する方法として開発された折りたたみ手法がある。これは現在日本だけでなく、海外でも「ミウラ折り(Miura-ori)」として知られ、観光ガイドマップの折りたたみにも応用されている。

このようなアイデアを拡大し、平面/空間充填構造を実現するための手法のひとつととらえることで、さらに幅広い応用の可能性が展望されつつある。こうした折紙技術の応用に注目して体系的に研究を推進するため「折紙工学」が提唱されている。折紙工学の立場からすると、折紙構造は必ずしも1枚の紙から構成されるものばかりではなく、より一般的な平面/空間充



図 1.1 伝統的な折紙の例(手前左より風船, 折り鶴, 奥左よりあやめ, 菓子箱)

填構造（立体折紙）も含まれる．これにより折紙工学はより豊かな素材と応用分野を手中にしたということがいえるであろう．

ところで、これまでも折紙を数学的に取り扱った研究は少なからず存在する．しかしこのような研究の中では、折紙を折る過程で紙の厚みを無視していたり、また紙は折線上に仮想的なヒンジをもつ一種の剛体パネルとして仮定され、折りたたむ過程での変形を考慮していない、いわゆる剛体折紙など理想化されているものも少なくない．実際に折紙を何らかの工業製品として加工する場合は、当然のことながら材料の板厚を考慮に入れ、成形可能性について検討する必要がある．そのような成形性の検討を行わない限り、どのようなエレガントな幾何形状であっても理念にとどまり、実現することはできない．そこで本研究は、折紙工学で提案された構造部材の成形可能性および性能設計に注目し、これら諸分野にかかわるいくつかの課題を研究テーマとして取り上げている．

1.2 非線形有限要素法の応用に関する現状と課題

計算力学の分野において Turner, Clough, Martin および Topp が 1956 年に発表した論文 "Stiffness and Deflection Analysis of Complex Structures," において新しい解析手法が提案された．それこそが現在、有限要素法 (Finite Element Method) とよばれている手法であり、現在においては Turner らの論文が線形 FEM に関する最初の論文であると認識されている．初期において FEM は部材の機械強度を計算するための線形構造解析に用いられていたが、ほどなく非線形解析へも拡張されることとなった．線形 FEM と異なり、非線形 FEM には同時期に多くの先駆者がかかわっているため、その起源を特定することは今日ではほとんど不可能である．また非線形 FEM の基礎となっている仮想仕事の原理、微分方程式の離散化、連立方程式の解法や数値積分法、解の安定条件などの解析理論はコンピューターが登場するはるか以前から存在していたことを考えると、現代的なコンピューターの発明と発展も FEM の進化に本質的にかかわっているとみないわけにはいかない．

一般の設計者、技術者にとって FEM が身近な存在となってきたのは商用コードの登場によってであると考えられる．そのような商用コードの潮流を遡ると、最初の商用コードとして世に出たのは NASTRAN (NAsa STRucture ANalysis program) (MacNeal & Schwendler, 1968) であるとみなされているが、NASTRAN は基本的に線形解析のプログラムであった．非線形解析用プログラムに関しては MARC (Marcal, 1969), ANSYS (Swanson, 1969), ABAQUS (Hibbitt, 1972), ADINA (Bathe, 1978) などが続々と登場してきた．ここで上記ソフトウェア名に続く () 内は代表的な開発者と開発された年である．これらはいずれもシステムの剛性マトリックスを構成し、平衡方程式を行列演算によって解く静的陰解法コードであったため、当時としては解の収束性の問題から高度の非線形問題への適用が困難であり、適用範囲は限定されていたと考えられる．その一方で運動方程式をたて、中心差分時間積分により運動方程式を解く動的陽解法を採用した最初の FEM プログラムは、1964 年、シカゴの IIT Research Institute で Constantino が開発したものであるといわれているが、当時のハードウェアの制約や、公開されたプログラムではなかったことなどから応用実績は極めて限定されたものであったものと思

われる[1]。このような前例に対し、動的陽解法 FEM の発展史のマイルストーンとして特筆されるのが、1976 年、米国 Laurence Livermore National Laboratory (LLNL) のジョン・O. ホルキスト (John O. Hallquist) が開発した DYNA3D である。DYNA3D は今日の動的陽解法をベースとした商用ソフトウェアの先駆的存在とみなされている。DYNA3D は当初は衝撃解析を目的として開発されたが、後に準静的問題へも応用が試みられ、その有効性が次第に実証されることとなった。現在は LS-DYNA という名称でメーカーにおける製品開発のための CAE のみならず、工学上の研究手段のひとつとして様々な分野で用いられている。

現在の商用 FEM ソフトウェアは高度な非線形解析理論と実装技術からなる極めて複雑なシステムとなっており、その多様な機能を適切に用いることにより、実現象を忠実にモデル化し、高精度な解を得ることができる。しかしときとして誤った使用により、実際とは異なるシミュレーション結果を与えることもありえる。とくに問題となるのは解析者が、自らが選択した解析手法が、対象とする問題や現象に適用できないことを認識していない場合である。このようなとき、得られた解析結果を十分検討することなく製品設計等に適用することで危険な製品が生産されてしまうリスクもないとはいえない。

一例として低減積分ソリッド要素に用いられるアワーグラスコントロール手法があげられる。低減積分要素は塑性変形した材料や非圧縮性材料の体積ロッキングを回避できるというメリットがあるが、ゼロエネルギー変形モードを含んでいるため、このような変形モードを抑制するアワーグラスコントロールが必須であることはよく知られている。アワーグラスコントロールの手法には多くのものが提案されているが、その中には剛体回転に対する直交性を有しないものも存在する。このようなアワーグラスコントロールを使用したソリッド要素モデルを作成し、解析を行なった場合、モデルの変形が抑制され、物理的な挙動と異なる誤った結果となる。図 1.2 は剛体回転に対する直交性を有するアワーグラスコントロールと有さないアワーグラスコントロールを使用したダミーモデルの挙動の比較である。ダミーモデルの重心周りに初期角速度を与えることにより、ダミーが回転する。他の外力は一切作用していないためダミーは一定速度で回転し続けなければならない。しかし剛体回転非直交型アワーグラスコントロールを用いたダミーモデルの場合、時間が進行するにつれ角速度が徐々に低下しているのがわかる。自動車の通常の前面衝突ではダミーは回転しないため、こうした違いは問題とはならないが、オフセット衝突やロールオーバーのように車体とともにダミーが回転するような衝突形態、あるいは二輪車乗員が衝突時に空中に投げ出されるような事故解析では、このような挙動の違いが人体障害値の計算にも影響を与えることは十分考えられる。したがってダミーモデルに対しては剛体回転非直交型アワーグラスコントロールを適用した場合は誤った結果を与えることとなる。

また大変形、大回転問題では応力アップデートに Jaumann 応力速度など objective な応力速度を用いた要素を適用しなければならないにもかかわらず、大変形、大回転問題が日常的に解析される今日では、こうした問題に non-objective な要素が使用されているケースも散見される。このような誤った応用は、非線形解析手法の研究者が開発した手法がマニュアル化された時点で、研究者の想定を離れ、本来の使用法を逸脱したことによって生じていると考えられる。また逆に研究者からは、自ら開発した手法が実際に存在するどのような対象物に対し、どのように適用すべきかという具体的なビジョンが示されていないことにも誤った用法の遠因

があると考えられる。

理論的手段，実験的手段に並び，計算力学は理工学的研究の第3の手段であるといわれている。しかしそれも有限要素法等の解析品質が一定水準以上の信頼性を保持してこそ成立する。一般的に有限要素解析における誤差の発生の原因として以下の要因があげられる[2]。

- (1) 自然現象を連続体力学の問題として近似することによるモデル化の誤差
- (2) 材料データのもつ誤差

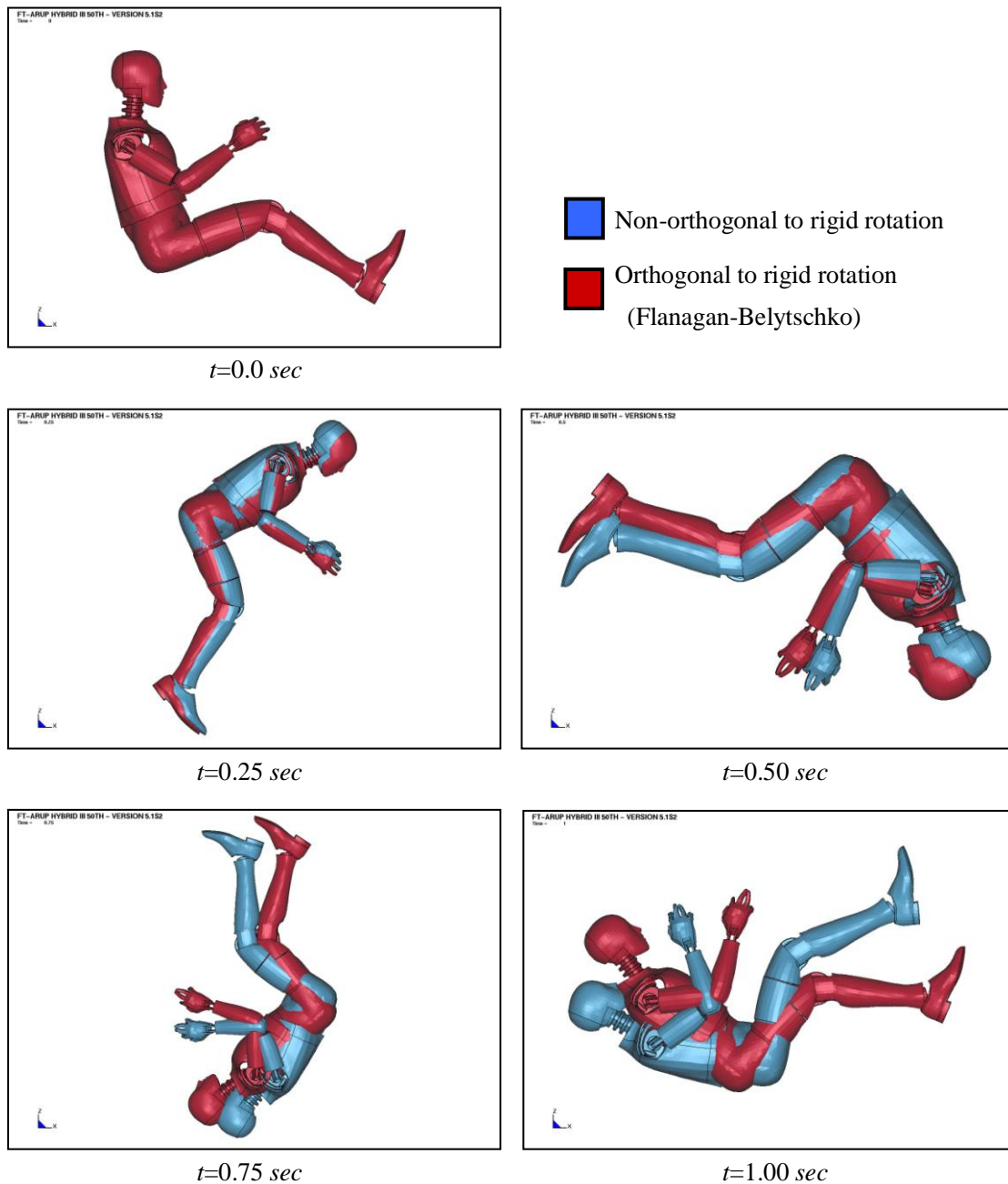


図 1.2 Comparison of rotational displacement for two dummy models. BLUE dummy model has hourglass control orthogonal to rigid body rotation, whereas RED dummy model has non-orthogonal to rigid body rotation.

- (3) 形状の近似による誤差
- (4) 境界条件の設定による誤差
- (5) 離散化誤差
- (6) 丸め誤差
- (7) 結果の表示にかかわる誤差
- (8) 単純な誤り

こうした誤差要因を分析し、取り除かない限り有限要素解析は単に実験の補助手段にとどまるのみとなる。非線形有限要素法に関し、解析手法自体の開発とは別に、その解析手法の適用範囲を明確にし、多くの解析手法の中から実物のモデル化に適した手法を採用するための指標を与える非線形 FEM の応用技術の開発が必要であると考えられる。

1.3 研究の目的

折紙工学によって考案された代表的な構造材料としてトラスコアパネルがある。図 1.3 にトラスコアパネルの一例を示す。正四面体と正八面体を組み合わせることで平行菱形六面体が構成されるが、この平行菱形六面体により 3 次元空間を充填することが可能となる。この空間充填形の稜線のみを取り出すとよく知られたバックミンスター・フラーのオクテット・トラスと同じ構造となる。トラスコアパネルの名称はこのようなトラス状コアをもつことによっている。オクテット・トラスは非常に安定な構造であることからこれまで多くの建築物に応用されている。このトラスコアパネルも単独あるいは複数のパネルを組み合わせることで軽量かつ高剛性な構造物が構築できるものと考えられている。しかし実際に強度部材として金属材料によりト

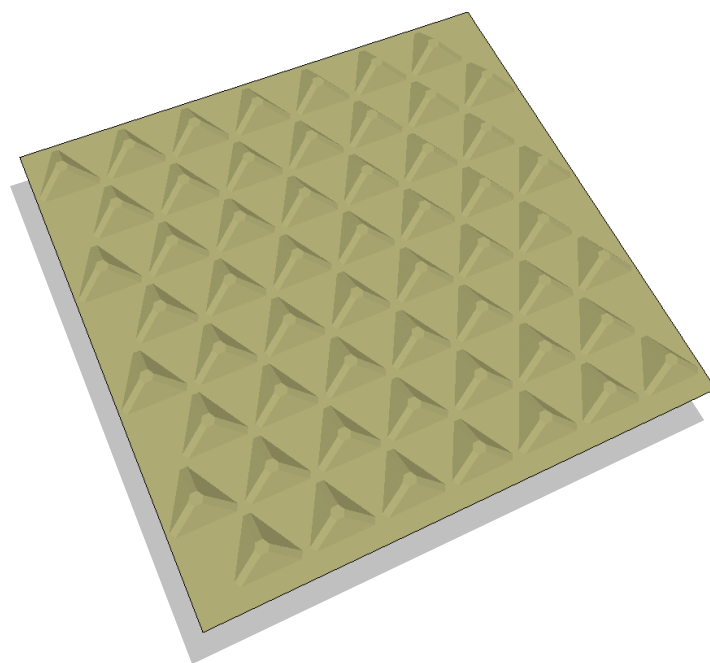


図 1.3 Truss core panel

ラスコアパネルを製作することは非常に困難である。薄板の加工方法としてはプレス成形、液圧成形等が考えられるが、材料の伸びが大きいため通常の加工法では加工できない。そこで本研究はまずラスコアパネルの加工方法に着目し、実際に成形可能であり、しかも生産コストが安く大量生産が可能な加工方法を確立することを目的とした。そのために非線形有限要素法を用いたが、その際計算精度を損なうことなく計算時間を高速に行なうことができるモデル化手法を検討した。

コア構造をもつ軽量パネルとしてはハニカムパネルが現在ひろく使われているが、ハニカムパネルは複雑な製造工程を経て製作されるため、単位面積当たりの価格が高価である。またコア材と上下面天板を接着しているため、火災時に接着剤が燃焼する危険性が指摘されている。そこでラスコアパネルをハニカムパネルの代替物とすることで、より安全かつ廉価な軽量構造材として利用できるものと期待される。このような用途にラスコアパネルを適用する場合、その強度が少なくともハニカムパネルと同等である必要がある。そのため研究のひとつとしてともに軽量・高剛性であるハニカムパネルとラスコアパネルの曲げ強度に着目し、両者の比較を行なって、ラスコアパネルの有用性について検討した。比較検討の手段として、大変形をとまなう非線形有限要素法による解析を用いたが、信頼性の高いハニカムパネルの FEM モデルを作成するため、3点曲げの実験結果を忠実に再現できるハニカムパネルのモデルを作成した。また成形シミュレーションの結果を基に、加工硬化が曲げ強度に及ぼす影響について検討した。さらにシェル要素フォーミュレーションによる結果の比較を行ない、より高精度な解析を行なううえでの指針を得ることを目的のひとつとした。

ラスコアパネルの広範な用途のひとつとして、車両の衝撃エネルギー吸収部材として用いられることも考えられている。とくに電気自動車などの平坦な床構造の場合、床材料にエネルギー吸収機能を持たせることで側面衝突に効果的な車体設計が行えるものと期待される。床構造材としてはラスコアパネルのほかに、現状においてトラック荷台の床材に用いられているコルゲートパネルも考えられる。そこで衝撃エネルギー吸収性能という観点からラスコアパネルとコルゲートパネルの比較を行ない、ラスコアパネルの有効性を検討した。また衝撃エネルギー吸収性能を向上させることを目的として、ラスコアパネルのコア形状の最適化を行なった。

ラスコアパネルに関しては現在実製品の開発も進められている。本研究の結果を参考として実用的なプレス成形金型の製作が行われることとなったが、金型製作に際して、その形状の決定をシミュレーションにより行なった。本論文において、ラスコアパネル成形に関する研究成果の具体的な応用例について示す。また曲げ以外の荷重負荷形態に対するラスコアパネルの強度評価方法のための FEM モデル作成手法について示した。次いでラスコアパネルとともに折紙工学の研究から考案された構造材料のひとつである反転らせん型円筒折紙の成形性検討および実用的な応用の可能性について検討した。さらに将来的な検討課題としてラスコアパネルの音響特性の検討のためのモデル化手法についても提案した。

このようなシミュレーションを通じて、FEM 解析の誤差要因の除去に努め、信頼性の高いモデル作成手順を示した。また可能な限りシミュレーション結果と実験結果を比較することで解析結果の検証を行なった。

1.4 本論文の構成

本論文は以下の本文 6 章，付録 A，B および参考文献，謝辞から構成されている．主としてトラスコアパネルという幅広い応用が期待される構造材料が実際に製造され，使用されることを想定し，生産技術，構造設計，機能設計の各フェーズで課題となる代表的な工学問題を取りあげている．また折紙工学材料の将来的な応用の可能性についても検討している．

第 1 章 緒論

第 2 章 トラスコアパネルの製造シミュレーション

第 3 章 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強度の検討

第 4 章 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

第 5 章 折紙工学材料への非線形有限要素法の応用

第 6 章 結論

付録 A 反転らせん型円筒折紙のハイドロフォーミングおよび衝撃シミュレーション

付録 B トラスコアパネルの音響解析

第2章 トラスコアパネルの製造シミュレーション^[3]

2.1 緒言

現在の建造物，航空機，鉄道車両の壁床材等には高剛性を有する軽量化構造材として，ハニカムコアに表面材を接着したハニカムパネルが多く用いられている．ハニカムパネルは用途に応じて様々なコアサイズ，パネル寸法のものが比較的容易に製作でき，また強度部材として大きな曲げ剛性をもつという特性を有している．しかしせん断変形を受けた場合や，面内の圧縮荷重については強度的に十分でなく，またハニカムコアと表面材とが接着剤で固着されているため，火災時に接着剤が燃焼するという危険性がある．そこで折紙工学の応用という観点からハニカムコアと同程度の曲げ剛性を有し，せん断強度，面内圧縮特性に優れ，さらに難燃性の金属材料だけで製作可能な軽量構造物としてトラスコアパネル^{[4], [5]}が着目されている．トラスコアパネルは正四面体，正八面体による空間充填形状の研究の中から考案された構造材料であり，ハニカムコアの代替物として様々な利用が考えられる^[6]．

トラスコアは空間充填の基本となるコア形状を基に様々な種類が考案できるが，実際の製品開発に当たっては加工可能性が問題となる．材料がプラスチックであれば成形は容易であり，実際正四面体や正四面体の稜線に切隅を加えた様々なバリエーションのトラスコアパネルが試作されている．しかし建造物や輸送機器等の部材として用いるには金属薄板で成形する必要がある．そこで金属薄板の成形限界内で望まれる形状が加工可能かどうかを形状ごとに検討する必要がある．金属薄板の成形手法としては一般にプレス成形，ハイドロフォーミング，超塑性成形等が用いられる．しかしハイドロフォーミングや超塑性成形は製造コストが高いため，なるべく製造コストの安いプレス成形で加工できることが望ましい．そこで本稿では，まず幾何学的に理想的な形状のトラスコアパネルの成形可能性について考察した後，プレス成形により実現性の高いトラスコア形状を想定して，非線形有限要素法による成形シミュレーションを実施した．シミュレーションには大規模な非線形解析に有効な陽解法 FEM を採用することとし，市販の陽解法ソフトウェア LS-DYNA を使用した^[7]．シミュレーションではまず単工程の加工を行い，トラスコアのおおよそのひずみ分布を求めた．その結果，トラスコアの加工には局所的なひずみ集中を緩和するための予備成形工程を含む多工程加工の必要性が示された．多工程加工の結果を予測するため，実際に想定される加工工程を忠実にモデル化し，シミュレーションを実施した．またシミュレーション結果と，ほぼ同等の加工条件による成形実験によって得られた試作品との比較を行った．さらにその結果を基に実現可能なトラスコア成形工程について提案する．

2.2 四面体トラスコアの成形性の基礎検討

初期板厚 t_0 の金属薄板を成形することを考える．図 2.1 (a)に示す一辺の長さが a の三角形領域を同図(b)の高さ h の三角錐形状に加工するものとする．板が純粋に一様伸びのみによって成形されると考え，成形後の板厚が t となったと想定する．初期の三角形領域の体積 V_0 は次式で与えられる．

$$V_0 = \frac{\sqrt{3}a^2}{4} \cdot t_0 \quad (2.1)$$

また，三角形領域が三角錐に成形されたときの体積 V は

$$V = \frac{3a}{2} \sqrt{\frac{1}{12}a^2 + h^2} \cdot t \quad (2.2)$$

となる．三角形領域は全体が塑性変形するので体積一定と仮定し，式(1)と(2)を等しいとおく．またアスペクト比として h と a の比を

$$\alpha = \frac{h}{a}$$

とおき，さらに板厚減少率 γ を

$$\gamma = \frac{t_0 - t}{t_0}$$

と定義すると次式が得られる．

$$\alpha = \sqrt{\frac{\gamma(2-\gamma^2)}{12(1-\gamma)^2}} \quad (2.3)$$

式(2.3)をプロットすると図 2.2 のようになる．同図は三角錐のアスペクト比と，そのアスペク

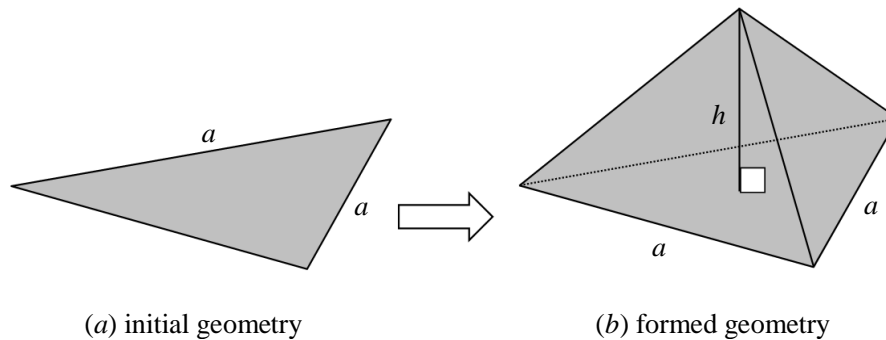


図 2.1 Ideal deformation of equilateral triangle plate to trigonal pyramid shape

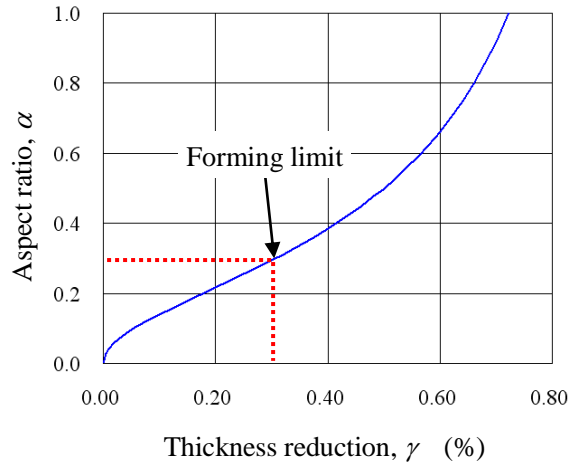


図 2.2 Aspect ratio (h/a) versus thickness reduction

ト比を張出のみで実現した場合の板厚減少率の関係を表している。材料のグレードにもよるが、汎用的な鋼材では板厚減少率 30%程度が成形限界とみなされることが多い。これからすると成形可能なアスペクト比は 0.29 程度となる。空間充填形として理想的な正三角錐（アスペクト比 ≈ 0.81 ）を成形しようとするならば板厚減少率は 67%となり、プレスによる張出成形のみでは加工は不可能であることが容易に推察される。そこでこの考察を基に通常のプレス成形で加工可能と思われるアスペクト比のモデルを想定し、シミュレーションを行った。

2.3 トラスコアパネルの形状および物性

底面の辺長 82 mm, 高さ 23 mm (アスペクト比=0.28) となる三角錐形状のトラスコアをシミュレーションの対象とした。板の寸法およびトラスコアの縦横の配列数は用途に応じて変化するため様々な配列数が考えられる。図 2.3 にはトラスコア数が 6×5 となる配列のトラスコアパネルの形状および寸法を示している。同図に示されるように、実用的な部材として加工ができるよう、幾何学的にシャープな形状から以下の変更を行っている。

- (1)三角錐頂部をスポット溶接することを想定して平坦部を設定した。
- (2)三角錐の稜線および底面に R を設けた。

このような局所的な形状を含むモデルの全体形状を CAD ソフトにより作成し、IGES データ形式で書き出された形状データを基にメッシュを生成した。シミュレーションは前述のとおり陽解法 FEM により行った。使用した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[8], [9]であり、陽解法 FEM でひろく用いられている要素である。面内積分点は要素中心の 1 点 Gauss 積分、板厚方向積分点は 3 点とした。

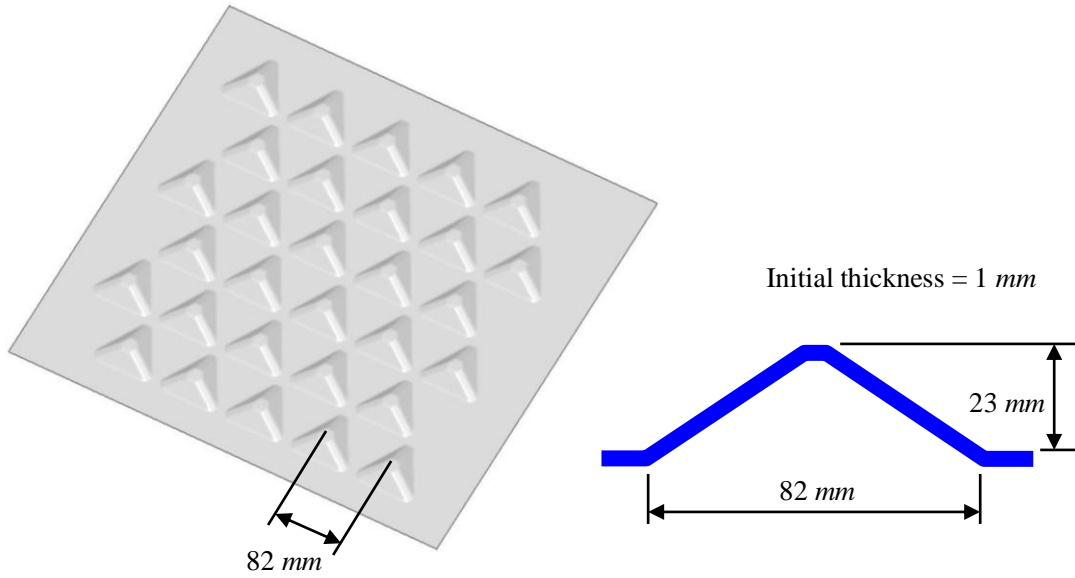


図 2.3 Typical geometry and dimensions of truss core panel

2.4 材料構成式

材料は深絞り成形用鋼板 SPCE であり表 2.1 および図 2.4 に示す物性値を用いた。降伏関数は基本的に Hill の 1948 年降伏関数[10]

$$F(\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + G(\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + H(\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + 2L\sigma_{23}^2 + 2M\sigma_{31}^2 + 2N\sigma_{12}^2 - 1 = 0 \quad (2.4)$$

に基づいている。ここで σ_{ij} は応力テンソル成分, F, G, H, L, M , および N は材料パラメータである。式(4)に面内等方性および平面応力 ($\sigma_{33}=0$) の条件を適用し, さらに塑性ひずみ速度が関連流れ則に従うと仮定することにより次式が得られる[11].

$$f(\sigma) = \left(\sigma_{11}^2 + \sigma_{22}^2 - \frac{2r}{r+1} \sigma_{11} \sigma_{22} + 2 \frac{2r+1}{r+1} \sigma_{12}^2 \right)^{\frac{1}{2}} \quad (2.5)$$

ここで r は Lankford の r 値である。表 1 に示した n 値は応力-塑性ひずみ曲線を Swift の式

$$\sigma = K(\varepsilon_0 + \varepsilon_p)^n$$

でフィッティングすることにより得られる値である。

表 2.1 Material properties (SPCE)

Young's modulus	206 GPa
Poisson's ratio	0.3
Yield stress	159.74 MPa
Density	$7.84 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$
n	0.258
r	1.815

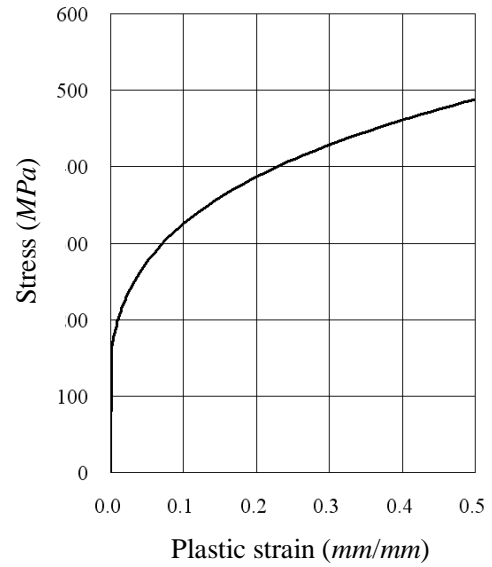


図 2.4 Stress-plastic strain curve

2.5 予備解析

2.5.1 解析の目的

プレス成形による板厚分布を見積もるため、簡易的なプレス成形モデルを作成し、単工程のみでトラスコア形状を成形する予備解析を行った。

2.5.2 解析モデル

モデル形状を図 2.5 に示す。コア配列は 6×8 とした。ブランクのシェル要素の大きさは離散

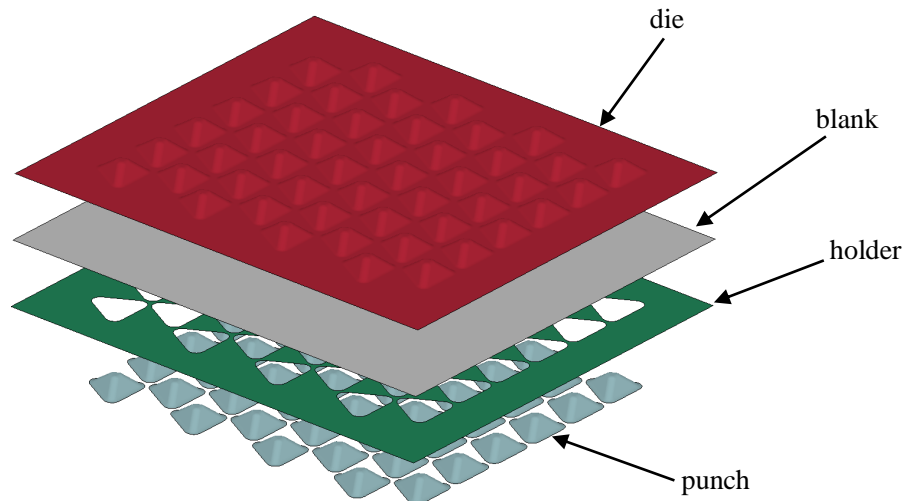


図 2.5 Preliminary forming simulation model

化誤差を減少させるという観点から一般に精細であるほど望ましいが、板厚と同程度かそれ以下になると変形モードによっては平面応力の仮定が損なわれる可能性があるため、ブランクは1辺 1.2 mm の四角形シェル要素で分割した。またこの要素サイズであればペナルティ法接触アルゴリズムを用いた接触計算でも妥当な接触力が得られるものと考えられる。ブランクの節点数は 371,218, シェル要素数は 370,000 となった。ダイ, パンチ, ホルダーは剛体として定義した。ブランクと金型間にはペナルティ法による接触面を定義した。ペナルティ剛性は次式で定義される[12].

$$k = \frac{fKA}{D_{\max}} \quad (2.6)$$

ここで K 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の対角線長さ, f はペナルティ係数であり通常は $f=0.1$ と置かれる。ペナルティ係数は接触する 2 物体にそれぞれ個別に定義される。こうして定義されたペナルティ係数を使う限りにおいて, 接触する 2 物体の材料の体積弾性係数とメッシュ密度がほぼ同じであれば妥当な接触力が得られ, 貫入量もモデル寸法に比べ無視できる大きさであるため, 通常の金属材料では経験的にペナルティ剛性の調整はほとんど必要ないことが知られている。

2.5.3 解析条件

一般的なプレス成形条件と同様に, ダイを固定, ホルダー圧 (保持力) 156.8 kN を設定の後, パンチに強制速度を与えて加工した。実際の成形にかかる時間は数秒であるが陽解法 FEM では中心差分時間積分の安定条件によりタイムステップが $2.0 \times 10^{-7} \text{ sec}$ となった。そのため実用的な時間内に計算できるよう, 解析結果に影響を及ぼさない範囲で, 金型の動作を実際より数十倍程度加速してシミュレーションを行った。実際に解析に用いたホルダー圧履歴およびパンチ速度履歴を図 2.6 に示す。プレス成形シミュレーションでは材料の板厚変化を高精度に求めることが目的となる。そのためには材料と金型の位置合わせを正確に行なう必要がある。本論文で用いている接触アルゴリズムは材料のシェル要素の板厚のみを考慮し, 金型のシェル要素

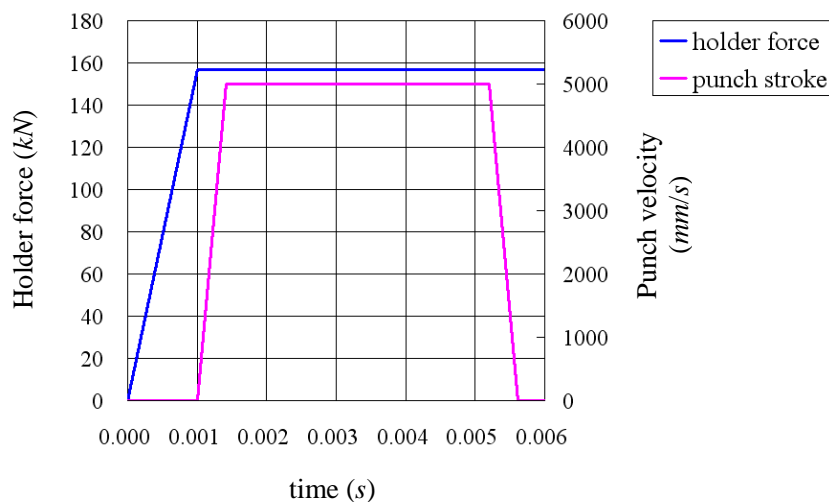


図 2.6 Holder force and punch velocity history used in forming simulation

の板厚は考慮していない。そのため材料を構成するシェル要素の中立面から板厚の 1/2 分オフセットした位置に正確に金型のシェル要素の中立面を置く必要がある。ペナルティ法接触アルゴリズムでは初期貫入があると過大な接触力を発生させ、非現実的な変形を生じる可能性があるため、初期貫入がないように十分注意する必要がある。

2.5.4 結果と考察

本シミュレーションの結果、図 2.7 (a)に示す板厚減少率の分布を得た。これから頂部周辺に 60%を超える板厚減少の領域が生じていることがわかった。これは SPCE の成形限界を超え、われが発生する可能性が高いことを示している。また図 2.7 (b)の節点変位ベクトルの分布をみるとブランクの周辺部は端部から三角錐領域への流れ込みが見られるが、中心付近では規則的に隣接している各トラスコアの領域が張出し的に単独で伸展し、トラスコア周囲からの板の流入がほとんどみられない。すなわち各トラスコア領域はほとんどブランクの伸びのみによって成形されており、鋼材の成形としては厳しい加工条件となっていることがわかる。このように単工程の加工では大ひずみ領域が頂部近傍に局所的に発生してしまい、第 2 章で仮定したような、三角錐領域の一樣ひずみ状態とは全く異なるひずみ分布となることが予測できた。そこで、ひとつのトラスコアの領域を一樣ひずみ分布に近づけるような予備成形をした後、本成形を行うような多工程加工の試みが必要であることが示された。

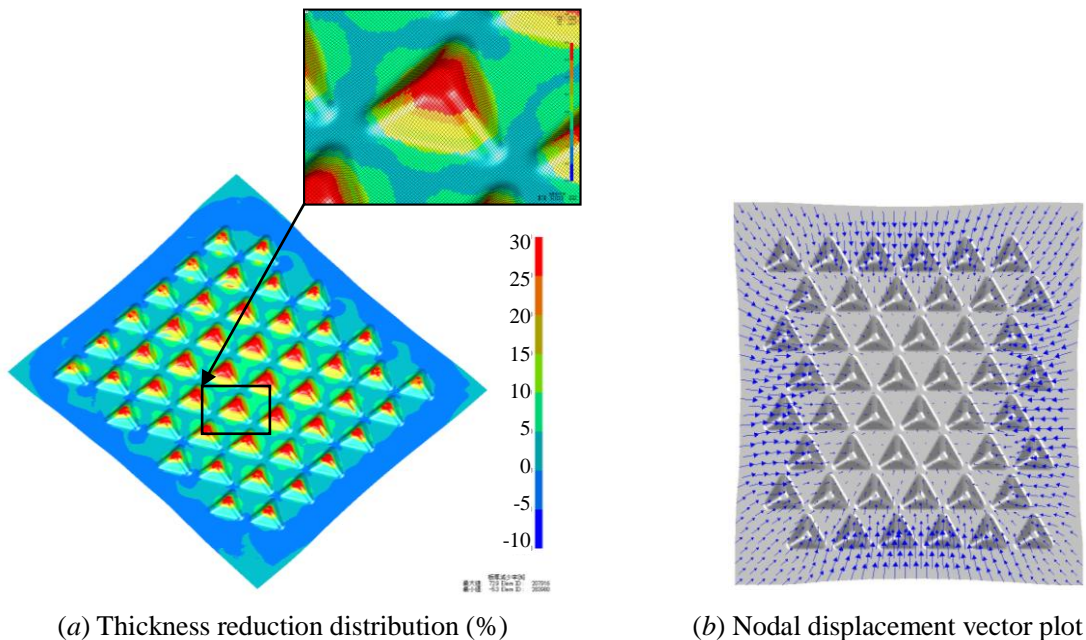


図 2.7 Results of single stage forming simulation

2.6 多工程成形シミュレーション

2.6.1 目的および工程設計

三角錐形状のトラスコアを成形するための予備成形の形状については様々なパターンが考えられるが、ここでは張出成形により、ある程度の高さまで半球状に加工した後、三角錐形状に加工する2段階の加工工程を試みた。

2.6.2 解析モデル

図 2.8 に金型とブランクのモデル初期形状および寸法を示す。パンチは予備成形パンチ（直径 74.94 mm 、高さ 23 mm ）、位置合わせのためのガイドピン（直径 71.29 mm 、高さ 21.05 mm ）、本成形用の三角錐形状パンチ（幅 76.06 mm 、高さ 23 mm ）より構成されている。ダイは三角錐の上型のほか、予備成形パンチとガイドピンの位置に対応した穴を有する。

2.6.3 解析条件

パンチの動作順序と各工程間のブランクの動きを図 2.9 に示す。第 1 工程では予備成形パンチのみが所定の位置に置かれ、ダイとホルダーにはさまれたブランクが予備成形パンチに押しつけられて成形される。このときブランクは予備成形パンチのみによって深絞り成形される。ガイドピンと三角錐パンチは使用されない。次の第 2 工程では、ブランクがトラスコアのピッチである 82 mm 移動するとともに、第 1 工程で成形された半球部分がガイドピン上に来る。ガイドピンの高さとは予備成形パンチよりわずかに小さいため、ガイドピンは予備成形パンチで成形された半球部分にはめ込まれるだけであり、成形には寄与しない。第 2 工程では予備成形パンチによって 2 列目の半球が成形される。第 3 工程では、ブランクがさらにトラスコアの 1 ピッチ分ずらされるので、第 1 工程で成形された最初の半球部分が三角錐パンチ上に来る。第 3 工程で三角錐パンチが成形位置に設置されるので、この工程で半球部分が三角錐形状に加工されるとともに予備成形パンチによって 3 列目の半球部分が成形される。第 4 工程以降はこ

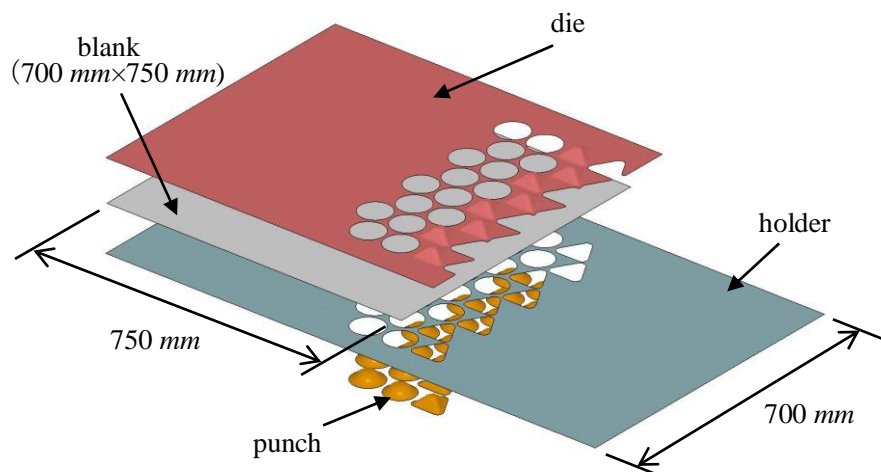


図 2.8 Multi-stage forming model

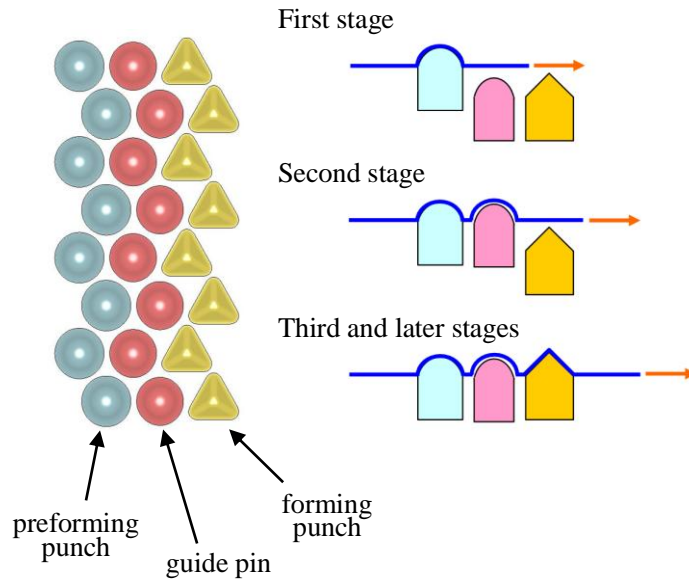


図 2.9 Punch motion and blank transfer

れの繰り返しとなり、予備成形された半球部分が順に三角錐形状に本成形されていく。注意すべき点は、成形が進むにつれてブランクにうねりや局所的なしわが生じ、平坦でなくなってくるために金型との位置合わせが難しくなってくることである。ブランクの板厚分オフセットされた表面と金型表面とが正確に接し、初期貫入が生じないよう各工程ごとに慎重に位置合わせを行なう必要がある。ブランクが平坦でなくなると手動で位置合わせを行なうことが非常に困難となるため、最近接点をサーチするようなプログラムが必要になる場合もある。本解析ではプレス成形シミュレーション専用ソフトウェア JSTAMP[13]の位置合わせ機能を用いている。

本シミュレーションもまた陽解法 FEM を用いたため、計算時間短縮のため図 2.6 と同様のホルダー圧、パンチ速度を与え、実際の成形速度を加速して計算を行った。以下、ホルダー、ダイ、パンチのそれぞれの動作設定と、前工程から後工程への引き継ぎ操作について述べる。

(1) ブランクホールディング

各工程で解析開始から 1~2 msec 間に線形にホルダー圧を立ち上げ、一定値 156.8 kN となるように設定した。ホルダー圧の立ち上げ時間に幅がある理由は、ブランクが平坦である場合は比較的短時間にホルダー圧をかけても動的な影響が少ないが、ブランクが平坦でない場合、ブランクをはさむホルダーとダイの間隔が広がるため、ホルダー圧をかける時間を長めにとらないとブランクが慣性の影響で途中で折れ曲がってしまい、正常な成形ができなくなるためである。

(2) フォーミング

ホルダー圧が一定となった時点で、ダイもしくはパンチに強制変位を与え、加工した。実際の加工では固定されたパンチに対してブランクをつかんだダイとホルダーが降下し、成形されるが、加工工程を加速して計算しているため、工程によってはブランクに大きな慣性が作用し

ないよう、ブランクとそれを保持するダイとホルダーを固定し、パンチを移動させた。ただしブランクの上型を移動させるか、下型を移動させるかは相対的な問題であり、本質的な違いはない。ブランクのダイとホルダーには含まれた部分と、金型の外にある部分とで段差ができないよう、ダイかパンチのいずれかを動かすように設定した。

(3)ブランク移動および加工結果の引継ぎ

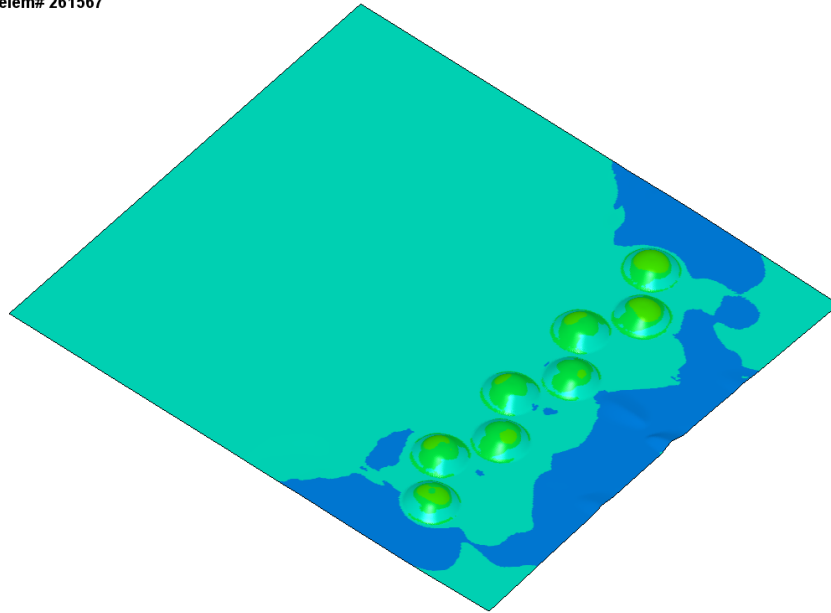
加工されたブランクをトラスコア1ピッチ分移動する工程はプリプロセッサによりマニュアルで行った。ブランクメッシュはシミュレーションを通じて同じものを使用したので、前工程で得られたブランクの変位、板厚、応力は各節点、要素ごとに正確に次工程へ引継いだ。

2.6.4 結果と考察

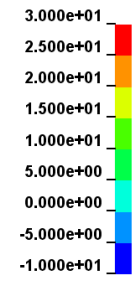
多工程成形シミュレーションの結果を図2.10 (a)~(d)に示す。成形は全部で8工程からなる。各工程で成形されたブランクの形状と、板厚減少率(%)を濃淡で示している。第1工程では1列目の予備成形の半球が成形されている。等二軸引張に近い成形であるためほぼ半球全体が一樣な伸びを示しており、板厚減少率は14%程度となっている。図2.11に1工程目と2工程目のブランクの変位ベクトル分布を示す。これをみると材料が前方(図右手)から予備成形金型方向に引き寄せられ、またわずかではあるが後方からも材料が引き寄せられている。したがって変形は張出しのみではなく、深絞りに近い挙動も含まれていることがわかる。2工程目では2列目の予備成形が行われ、1列目はガイドピン上に移動している。前方からの材料の流入はほとんどなくなり、流入は後方(図左手)のみからとなる。そのため予備整形の2列目では張出し量が大きくなり、板厚減少率が18%程度に上昇している。第3工程では1列目が三角錐形状に加工され、三角錐頂部周辺の板厚減少率は28%となった。第3工程以降は予備成形、本成形が同時に進行していき、第6工程に至る。さらに第7、第8工程で予備成形部分が本成形され、加工プロセスが終了する。全工程を通じて発生した板厚減少率の最大値は28.4%となった。これはSPCEのわれの基準30%に達していないことから、この工法によりSPCE材のトラスコアパネルの加工が可能であることが判断できる。

さらにシミュレーションで得られたブランクの変形の詳細を試作品と比較した。試作は三角錐形状を逐次加工しており、またトラスコアの寸法、材料の形状、板厚はシミュレーションと異なるので定量的な比較はできないが、材料の変形の傾向は比較可能であると考えられる。図2.12 (a)に試作品の加工形状、図2.12 (b)にシミュレーションで得られた最終形状および初期形状の外形線を示す。試作品は幅に比べて板の送り方向寸法が長くとられた短冊状をしている。図2.12 (a)の右より加工前、加工途中、加工後の状態が比較されている。トラスコアが成形される領域に板が引き込まれるため送り方向の長さが加工が進行するにつれて短縮している。図2.12の下端部で示されるように、シミュレーション結果も進行方向と逆方向の板の収縮がみられ、試作と同様の傾向が得られた。また図2.13 (a)に示すように試作において板のフランジ部分にパンチ穴による窪みが生じたが図2.13 (b)のシミュレーション結果も同様な窪みの発生がみられた。

Contours of % Thickness Reduction- based on current z-strain
min=-3.50294, at elem# 354326
max=14.5506, at elem# 261567

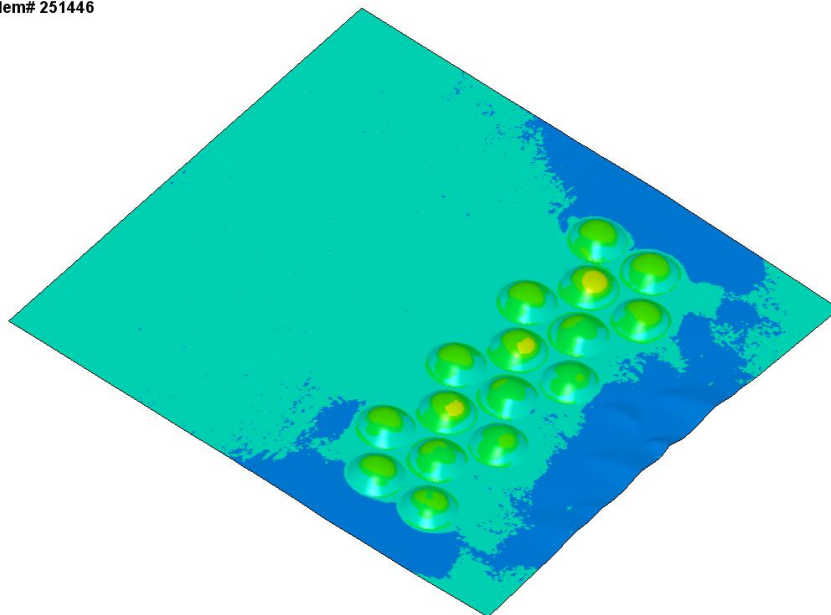


Fringe Levels

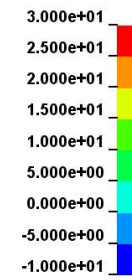


Stage 1

Contours of % Thickness Reduction- based on current z-strain
min=-5.31244, at elem# 276215
max=18.125, at elem# 251446



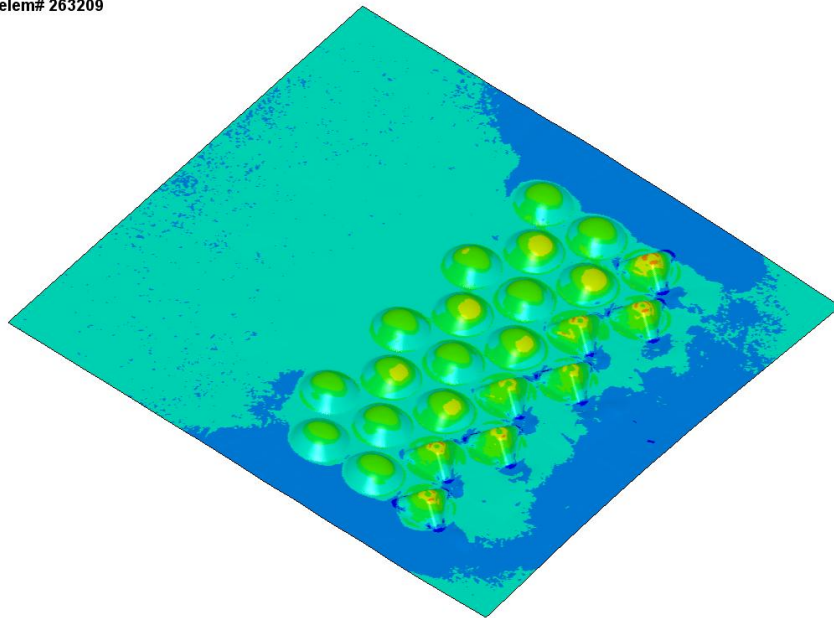
Fringe Levels



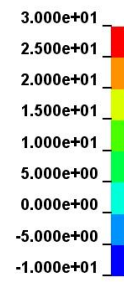
Stage 2

☒ 2.10 (a) Results of multi-stage forming simulation (thickness reduction (%))

Contours of % Thickness Reduction-based on current z-strain
min=-19.8137, at elem# 306131
max=28.4496, at elem# 263209

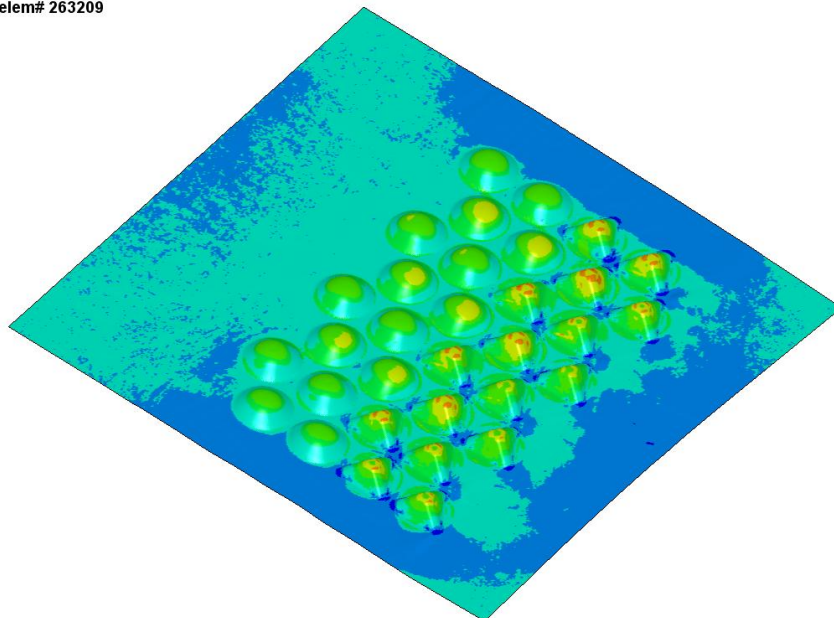


Fringe Levels



Stage 3

Contours of % Thickness Reduction-based on current z-strain
min=-21.2231, at elem# 269426
max=28.3294, at elem# 263209



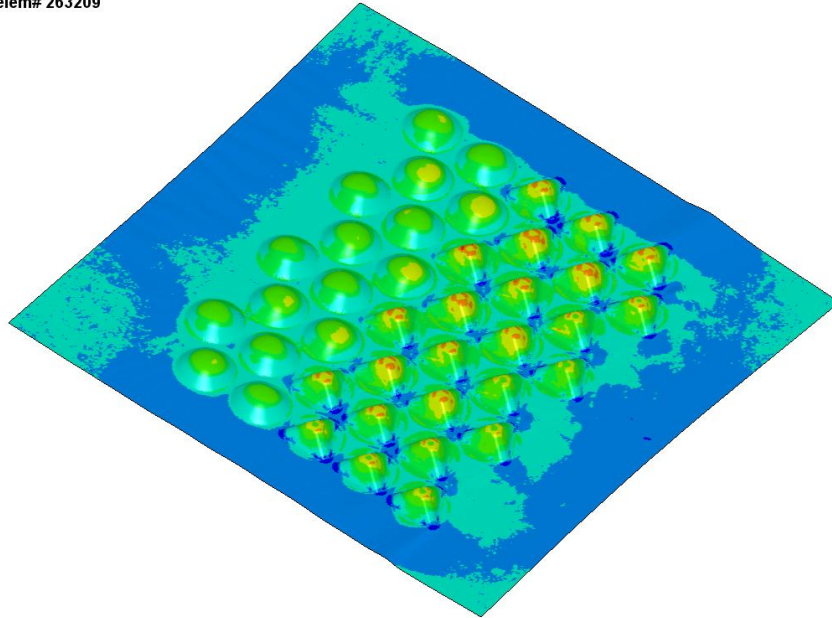
Fringe Levels



Stage 4

☒ 2.10 (b) Results of multi-stage forming simulation (thickness reduction (%))

Contours of % Thickness Reduction-based on current z-strain
min=-23.777, at elem# 198802
max=28.3522, at elem# 263209

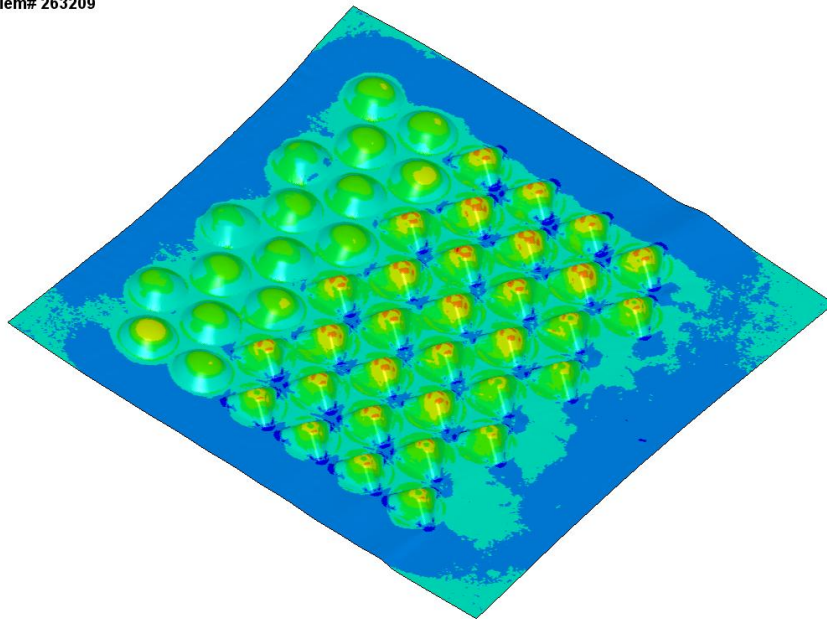


Fringe Levels

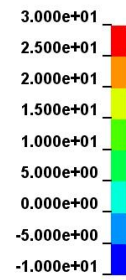


Stage 5

Contours of % Thickness Reduction-based on current z-strain
min=-23.7717, at elem# 198802
max=28.3459, at elem# 263209



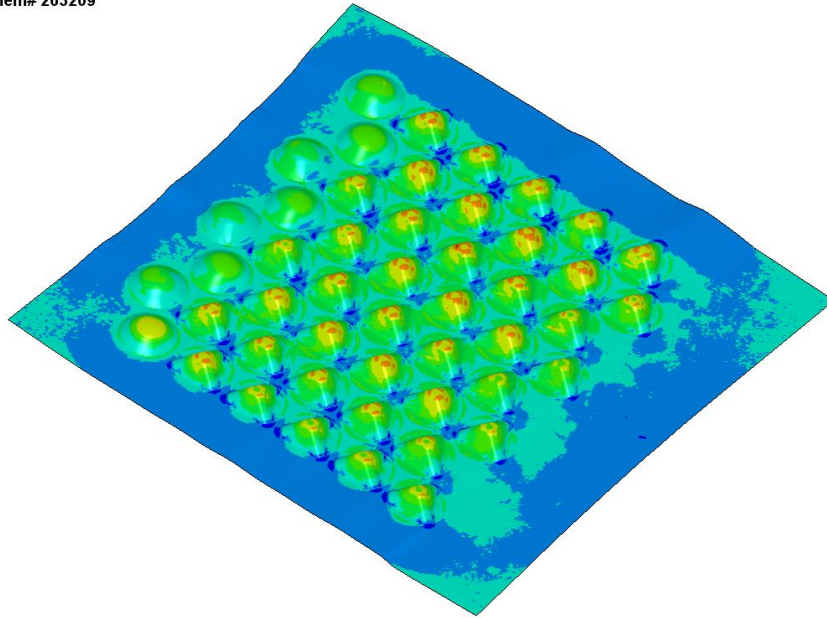
Fringe Levels



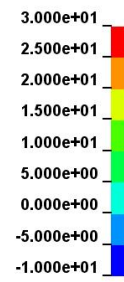
Stage 6

2.10 (c) Results of multi-stage forming simulation (thickness reduction (%))

Contours of % Thickness Reduction- based on current z-strain
min=-23.7925, at elem# 198802
max=28.3502, at elem# 263209

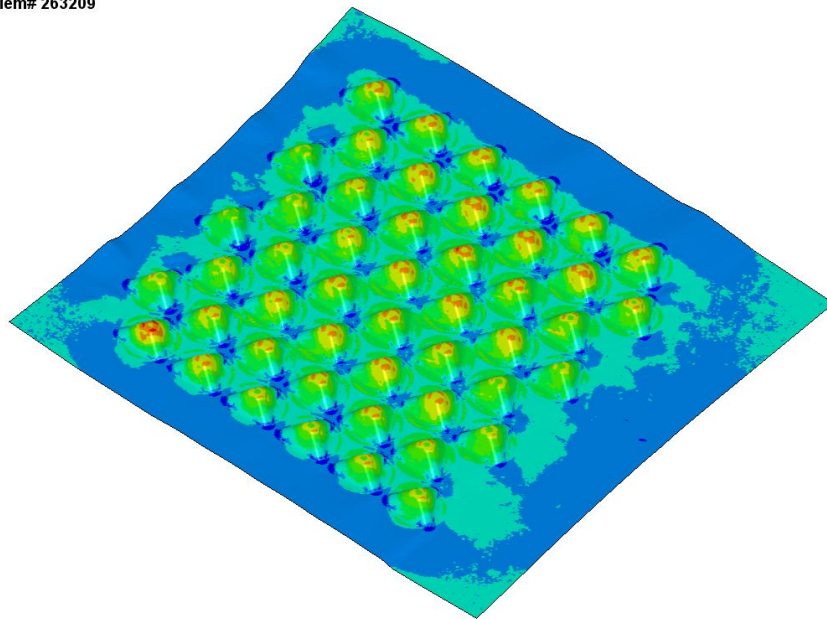


Fringe Levels

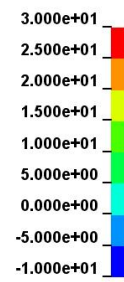


Stage 7

Contours of % Thickness Reduction- based on current z-strain
min=-23.8092, at elem# 198802
max=28.3472, at elem# 263209



Fringe Levels



Stage 8

图 2.10 (d) Results of multi-stage forming simulation (thickness reduction (%))

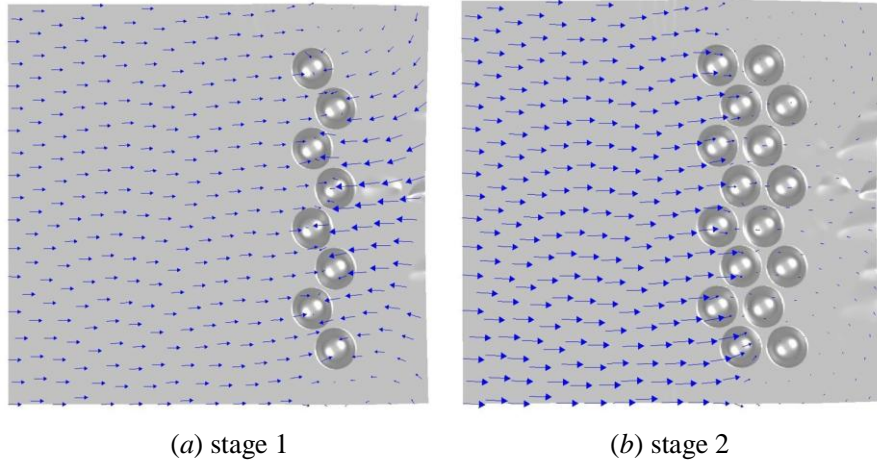


图 2.11 Displacement vector plot of blank

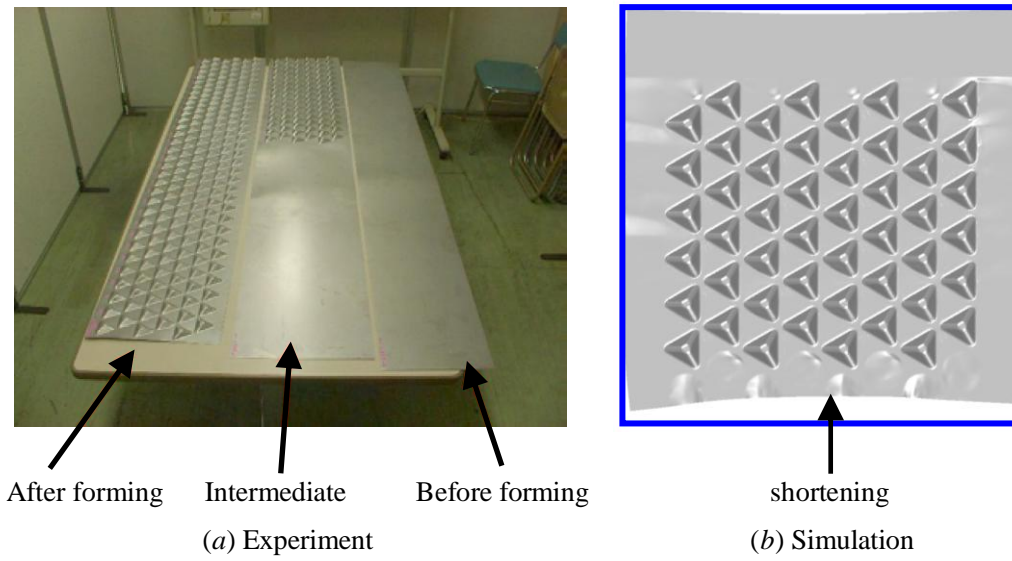


图 2.12 Through-forming-direction shortening of blank

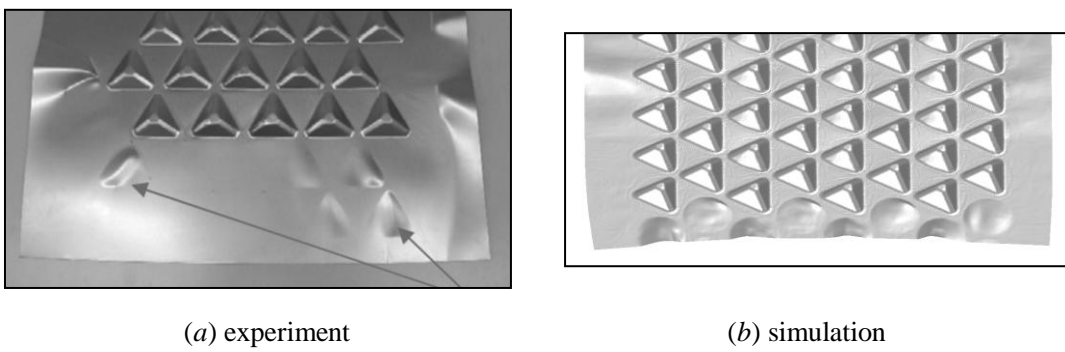


图 2.13 Dents formed by punch holes

2.7 結言

陽解法 FEM により，単工程および多工程のトラスコアパネルのプレス成形シミュレーションを行い，アスペクト比が 0.28 程度の高さのトラスコアパネルの製造にはプレス成形が適用可能であることを示した．さらに全 8 工程の多工程成形シミュレーションを実施した．予備成形，本成形を組み合わせたこのようなプレス成形は一般の 1 工程プレス成形に比べて材料が受けるひずみ経路が複雑であるため，最終的な材料の加工状態はこのような精密なシミュレーションなくしては予測することができないと考えられる．今回のシミュレーション結果と現在試行されているプレス試作成形結果との比較を行い，製造工程を忠実にモデル化することにより，シミュレーションで実際の多工程によるトラスコアパネルの加工形状を詳細に捉えることが可能であることが示された．

またシミュレーション結果より得た知見として，トラスコアの成形にプレス加工を適用するためには張出し成形のみでは限界があり，図 2.12 に示すように材料の進行方向に対して後方からの材料の流入が必要となることがわかった．そのためには材料の流入を許すようにホルダー圧を低減する必要があるが，ホルダー圧が小さ過ぎるとしわ等の成形不良が生じる可能性があるため，しわの発生を抑えつつ，流入が生じるようにホルダー圧を適度に調整する必要がある．

以上をふまえ，トラスコアパネルの製造および実用化に関する研究の今後の課題として以下のような項目があげられる．

- (1) 成形工程の設計，成形不良（われ，しわ）の予測と対策
- (2) 板厚減少を均質化する予備成形パンチの形状
- (3) より正三角錐に近いアスペクト比のトラスコアを加工するプレス技術の開発
- (4) トラスコアのアスペクト比，稜線および頂部の面取りの寸法等の幾何形状とトラスコアパネルの機械強度，吸音特性の関係の明確化
- (5) 使用目的に応じたトラスコアパネルの形状最適化
- (6) トラスコアパネルの機械強度の評価に関して，加工硬化の影響を考慮したシミュレーション

これらの検討項目のいくつかについては後の研究でとりあげており，本論文中で研究成果について述べる。

第3章 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強度の検討

[14][15]

3.1 緒言

前章では成形シミュレーションによりトラスコアパネルは大量生産に向けた製造コストの低いプレス成形により製作することが可能であることが示された。今後ハニカムコアパネルの代替物として建造物、車両等幅広い分野への応用が考えられるほか、金属のみで構成されるトラスコアパネルは、これまでハニカムパネルの使用が困難であった火災発生の可能性の高い箇所への適用も考えられる[16]。そこでトラスコアパネルをハニカムパネルの代替物として力学的荷重を受け持つ構造部材として用いるためにはトラスコアパネルの機械強度特性を検討する必要がある。

トラスコア自体は樹脂材料など様々な材料を用いた成形が考えられるが、構造部材として用いる場合は金属薄板を用いて成形すること多いと考えられる。さらに構造部材としての強度検討を行う場合、面外曲げ、面外・面内せん断などいくつかの負荷形態を想定する必要があるが、筆者らはまず曲げ強度に着目し、非線形有限要素法によるシミュレーションを用いてトラスコアパネルの曲げ挙動の検討を行うことを試みた。実用的な構造材として用いるためにはトラスコアパネルを単独で用いるほか、文献[5]で提案されているように、より強度を増すために2枚のトラスコアパネルを貼り合わせることも考えられる。本研究では2枚のうちの1枚を上下反転させ、片側のトラスコアの頂点ともう一方のトラスコアの平坦面をスポット溶接で接合することを想定した。

また実際のトラスコアは金属平板からプレス成形等の塑性加工によって成形されるため、成形後のトラスコアパネルの強度評価には塑性加工の影響を考慮する必要があると考えられる。そこで前章で示したプレス成形シミュレーションで得られた結果を用いて、加工硬化を考慮した強度評価を行うことを試みた。またハニカムパネルのFEモデルを作成し、曲げ強度に関してトラスコアパネルとハニカムパネル両者の比較を行なった。

さらに、非線形有限要素法による強度解析を行なう場合、シェル要素のフォーミュレーションが結果に及ぼす影響についても調査した。本研究は準静的な負荷に対するトラスコアパネルの挙動を調査することにあるため、静解析に向けた陰解法 FEM を採用すべきであるが、接触をともなう非線形性の強い問題のため、陰解法では収束解が得られない可能性が考えられた。そこで本研究でも大規模な非線形解析に有効な陽解法 FEM を採用することとし、市販の陽解法ソフトウェア LS-DYNA を使用した[7]。

3.2 解析モデルの作成

3.2.1 トラスコアパネルの基本形状

本研究で対象としたトラスコアパネルの形状および寸法を図 3.1 に示す。寸法はフランジ部分を除いて前章の成形シミュレーションで用いたモデルと同等であり、ひとつのコアは底辺の長さ 82 mm 、高さ 23 mm の三角錐（アスペクト比=0.28）が基本となっている。設計上の板厚は 1 mm である。このトラスコアパネルを 2 枚用い、図 3.2 に示すように三角錐の頂点がそれぞれ相手側に向くように貼り合わせ、片側のトラスコアの頂点ともう一方のトラスコアの平坦面をスポット溶接で接合することを想定したモデル化を行なった。

3.2.2 曲げ解析モデルの作成手順

第 2 章の成形シミュレーションで得られたトラスコアパネルのモデルを基に曲げ解析のモデルを作成した。以下に作成手順を示す。

(1) 成形後のトラスコアパネルは余肉部を含む寸法が約 $727\text{ mm} \times 713\text{ mm}$ であった。図 3.3 (a)

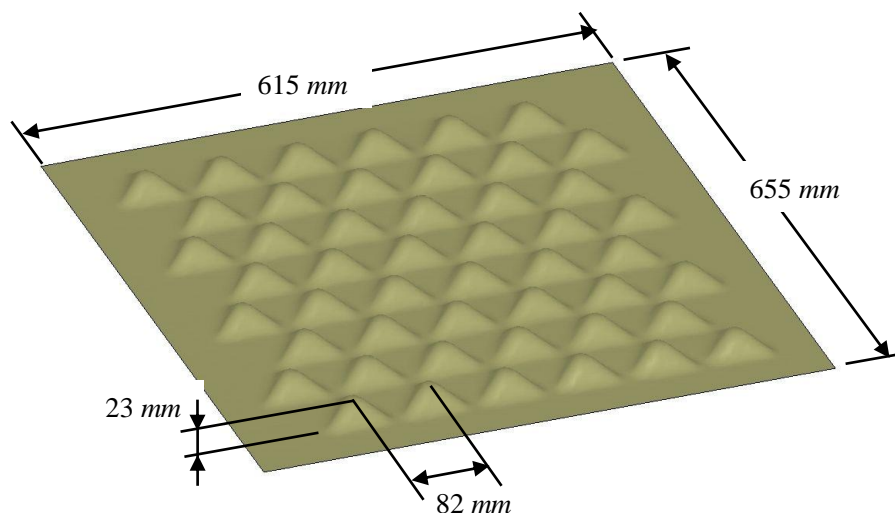


図 3.1 Dimensions of truss core panel

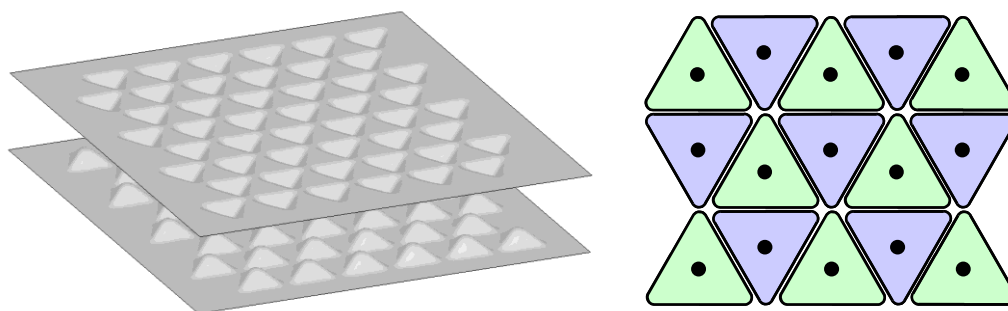
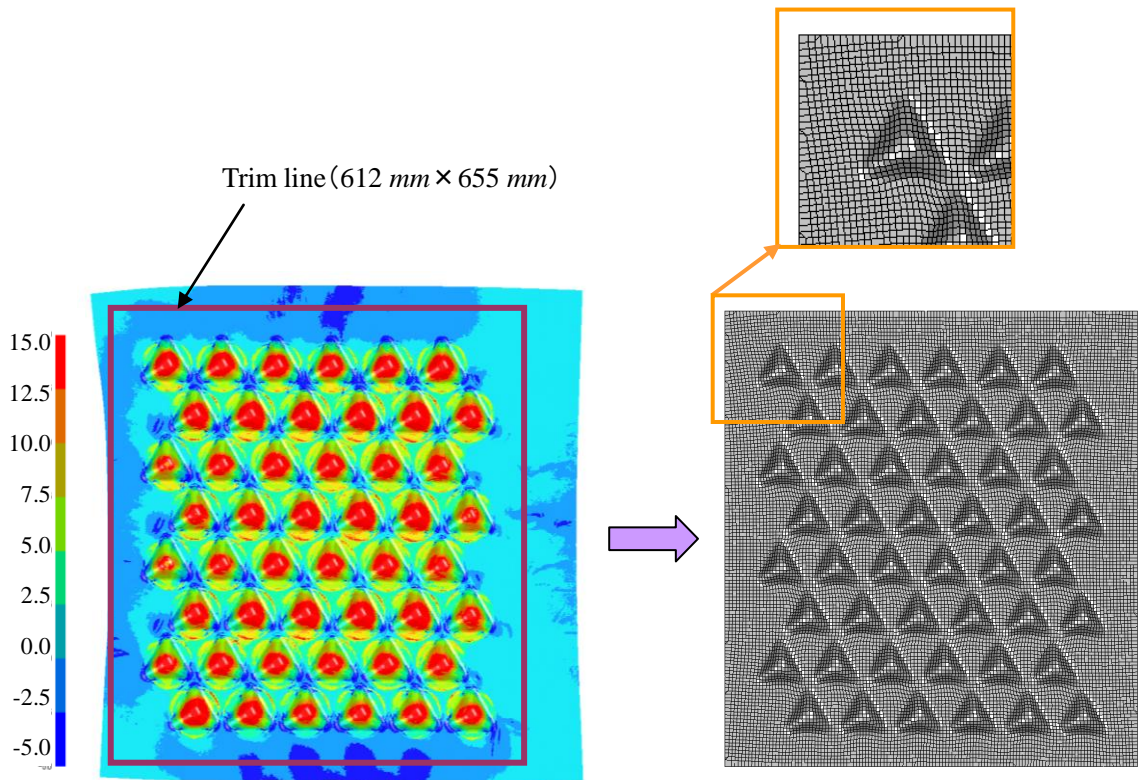


図 3.2 Combination pattern of lower and upper truss core panels (“●” indicates spot weld points)

に成形シミュレーションで得られたトラスコアパネルの最終的な形状を示す。また最終的な板厚減少率のコンターもあわせて示す。余肉部は曲げ強度の評価には不要であるため、これを図中に示す $612\text{ mm} \times 655\text{ mm}$ のトリムラインに沿ってにトリミングした。トリミングに際してはトリムラインと元のメッシュラインの交点に新たな節点を生成し、トリムライン上の要素を再分割、リメッシュした。図 3.3 (b) にトリム (カットおよびリメッシュ) されたモデルのメッシュパターンを示す。

- (2) プレス成形シミュレーションにおいては応力、相当塑性ひずみ、板厚の局所的な分布を可能な限り正確にとらえるため、ブランクを構成する四角形シェル要素の要素サイズはブランクの初期板厚 (1.0 mm) とほぼ同じ 1 mm としたが、曲げ解析においては計算時間を短縮するため 1 mm の要素を用いた。これにより要素数は $740,000$ から $34,524$ に減少した。動的陽解法のタイムステップは要素長に比例し、また計算時間は要素数に比例する。そのため 5 mm メッシュを用いることでタイムステップは 4.2 倍となり、計算時間は約 $1/21$ となる。したがって解析時間は約 $1/90$ に短縮できた。また要素長が 5 mm であればひとつのコアの曲げ変形モードをとらえるのに十分精細であり、解析精度を損なうこともほとんどないと考えられる。メッシュ密度を変更したため、応力、ひずみ、板厚分布に関して、細かいメッシュから粗いメッシュへのマッピング処理を行った。図 3.4 (a) にプレス成形シミュレーションと曲げ解析に用いたメッシュを示す。マッピングアルゴリズムと



Thickness reduction (%)

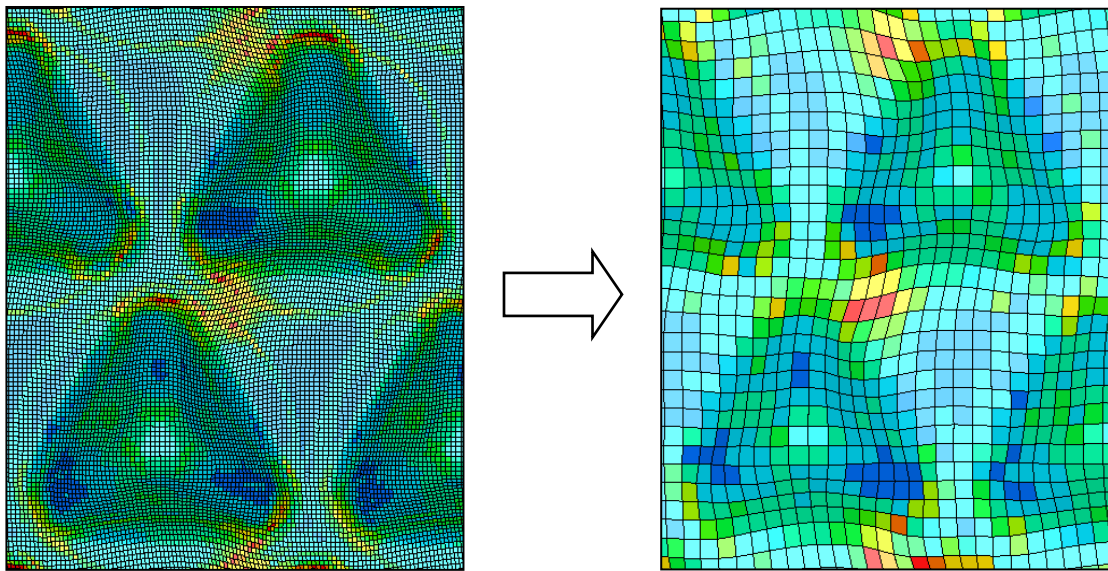
(a) Final result of press forming simulation

(b) Remeshed model along the trim line

図 3.3 Final result of formed blank and trim line (a). The contour of thickness reduction at final stage is shown. The mesh is cut and remeshed through the trim line (b).

しては、図 3.4 (b)に示すようにマッピング先の粗い要素の積分点に最も近いマッピング元の細かい要素の値を、マッピング先の要素積分点に与える方法を用いた。

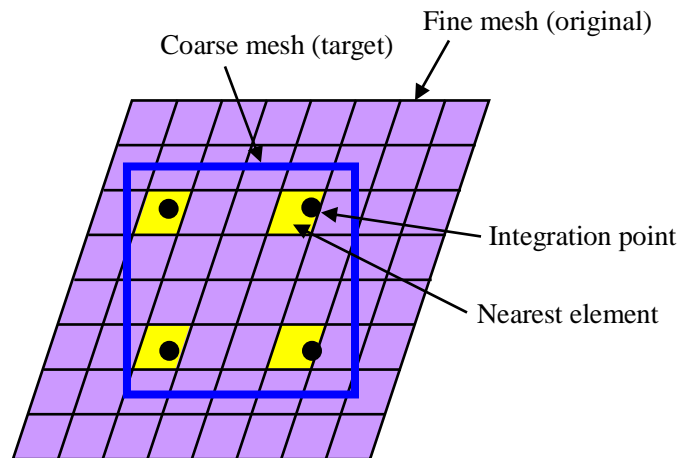
- (3) 応力、相当塑性ひずみ、板厚を含む 1 枚のトラスコアパネルを複製し、上下反転した。このとき反転した側の応力テンソルは 2 階テンソルの通常の変換則に従って変換した。
- (4) 上下 2 枚のトラスコアパネルの組み合わせ位置に関しては上下のトラスコアの三角錐の稜線どうしを接合するように配置する方法などいくつかのパターンが考えられる。しかし稜線を接合する場合、相当の加工精度が要求され、生産コストが上昇することが考えられる。そこで本解析では生産がより容易な図 3.2 に示した配置で接合した。実際のトラスコアパ



Mesh for forming simulation

Mesh for bending simulation

(a) Mesh coarsening from high density to low density



(b) Values of the element nearest to the integration point are mapped to the new element

図 3.4 Fine mesh (mesh size = 1.2 mm) and coarse mesh (mesh size = 5.0 mm)

ネルは三角錐の頂点ともう一方のパネルの平坦部をスポット溶接することで接合されることが考えられる。そこでシミュレーションではスポット溶接をモデル化する方法としてよく用いられるビーム要素によるモデル化手法を採用した。スポット溶接モデルの概念図を図 3.5 に示す。この方法ではスポット溶接点を表すビーム要素両端の節点はスポット溶接されるシェル要素面上の任意の位置に置くことができる。スポット溶接節点は母材となるシェル要素を構成する節点に自由度拘束される。なおスポット溶接を模擬したビーム要素に軸力あるいはせん断力などを基準とした破断を定義することも動的陽解法では比較的容易に行える。適切な破断基準を設定することでより実現象に近い曲げ挙動がモデル化できると考えられるが、現状では破断判定のためのデータが不足していることと、トラスコアパネル本体の強度とスポット溶接部の強度を同時に考えなければならなくなり問題が複雑になることから本解析ではスポット溶接部の破断は考慮していない。

- (5) 上下に接合したトラスコアパネルの下方両端にサポート（支持部）、上方中心部にパンチを設置した。サポートとパンチはともに剛体であり、直径 100 mm の円筒形状とした。図 3.6 に曲げ解析モデルの全体形状を示す。

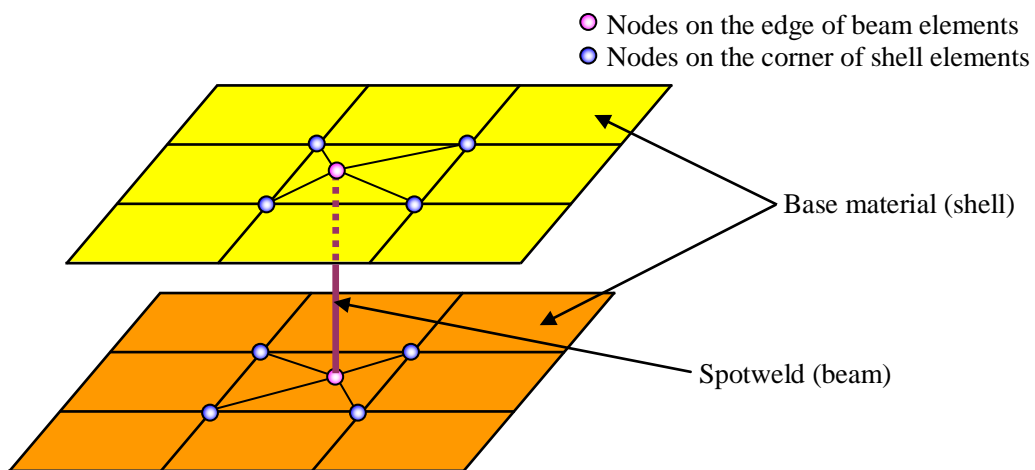


図 3.5 Definition of spotweld using beam element

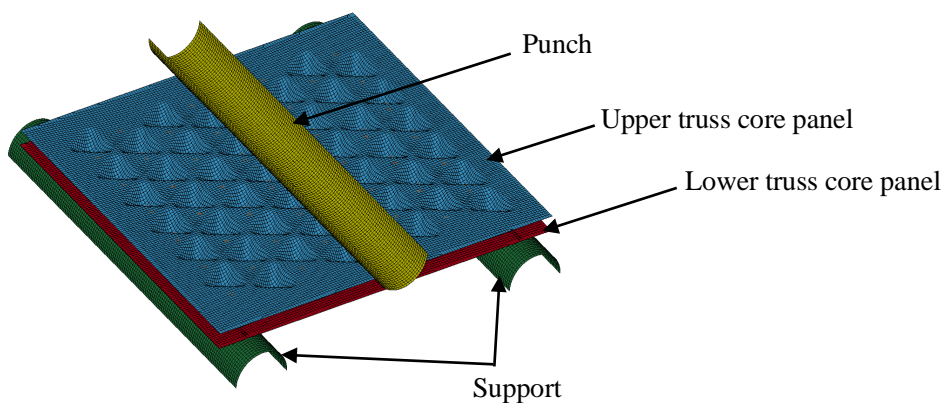


図 3.6 Truss core panel model configuration for bending analysis

3.2.3 ハニカムパネルのモデル化と検証

トラスコアパネルの曲げ強度をハニカムパネルと比較するため、ハニカムパネルの FE モデルを構築する必要がある。そこでトラスコアパネルとハニカムパネルの FE モデルどうしによる比較に先立ち、3 点曲げ試験の結果が得られているアルミハニカムパネルをモデル化し、実験結果との比較を行なうことにより、比較対象とするハニカムパネル FE モデルの妥当性の検証を行なった。図 3.7 にモデル化したハニカムの寸法を示す。同図に示すようにハニカムセルは 2 枚の板が接着されて形成されるため、接着面のシェル要素の板厚を単純に非接着面の 2 倍とし、接着剤そのものはモデル化していない。ハニカムパネルはハニカムセルを上下表面板で挟んだサンドイッチ構造であり、表面板の板厚は上側 1.0 mm、下側 0.5 mm である。用いた材料物性値はヤング率 70.4 GPa, ポアソン比 0.33, 降伏応力 54.96 MPa であり、降伏後の応力 (σ_y) - 塑性ひずみ (ϵ_p) 曲線を Swift の式

$$\sigma_y(\epsilon_p) = K(\epsilon_0 + \epsilon_p)^n, \quad \epsilon_0 = \left(\frac{\sigma_{y0}}{K}\right)^{\frac{1}{n}} \quad (3.1)$$

で近似した場合のパラメーターとして $K=183.60 \text{ MPa}$ および $n=0.125$ を用いた。上式中の σ_{y0} は初期降伏応力である。なお、実験では下部表面板に亀裂が発生し、曲げ強度が急激に低下する挙動がみられたため、解析においても破断を考慮した。鋼材では破断の判定値として前章でも示したように板厚減少率がよく用いられるが、アルミの場合、大きく曲げられたときにも破断する挙動がみられる。曲げ変形を受けた場合の板厚変化は実際それほど大きくなく、また解析上は曲げ変形では板厚は変化しないため、アルミの破断をとらえようとしたとき板厚減少率は明確な破断基準とはならない。そこで本研究では破断基準を相当塑性ひずみとした。すなわち要素の相当塑性ひずみが 0.09 に達した時点で要素が破断したとみなし、その要素を計算から削除する手法を用いた。解析は実験条件に合わせ、サポート（支持部）スパン 275 mm とし、中央パンチに強制変位 20 mm を与えた。サポート部材は完全固定とした。さらにパンチ・ハニカムパネル間、サポート・ハニカムパネル間にペナルティ法による接触条件を定義し、ハニカムパネル自体にも自己接触条件を定義した。図 3.8 に解析結果と実験の比較を示す。図 3.8 (a) は解析で得られたハニカムパネルの相当塑性ひずみ分布と実験で用いたハニカムパネルの写

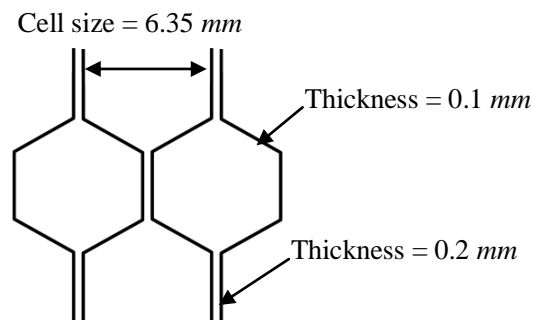


図 3.7 Honeycomb cell structure and dimensions

真であり、解析による破断（要素削除）位置と実験による亀裂の位置がよく一致している。また図 3.8 (b)に解析と実験の変位（パンチストローク）-荷重曲線の比較を示す。両者はよく相関がとれており、最大強度および下側表面板の破断による強度低下が捉えられている。なお解析結果のグラフには荷重の立ち上がり時と破断直後に振動がみられるが、これは本解析においては構造減衰等の減衰メカニズムを考慮していないため、陽解法動解析に起因する数値振動が生じているためである。これらの比較により、構築したハニカムパネル FE モデルが実際のハニカムパネルの曲げ挙動を再現できることが示された。これをふまえて、以下において鋼製ハニカムパネルも同様のモデル化を行っている。

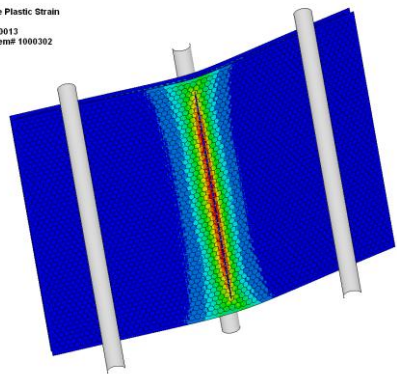
3.3 3点曲げの解析条件

サポート用部材は完全固定とし、パンチに対して、下方（ $-z$ 方向）に強制変位を与えた。トラスコアパネルとパンチ、トラスコアパネルとサポート間にペナルティ法に基づく接触面を定義した。またトラスコアパネル自体の自己接触も想定し、やはりペナルティ法による接触条件を定義した。

トラスコアパネルの加工硬化（応力、相当塑性ひずみ分布）と加工にともなう板厚変化の考慮の有無、およびシェル要素フォーミュレーションの違いにより表 3.1 に示す 1～4 の 4 ケースの解析を行った。要素フォーミュレーションについては陽解法 FEM でよく用いられる代表的な要素として Bathe-Dvorkin 完全積分シェル要素[17]（面内積分点数 4 点）と Belytschko-Tsay 低減積分シェル要素[8]（面内積分点数 1 点）を用いた。なお板厚方向積分点数はどちらのフォーミュレーションに対しても 3 点とした。

さらに曲げ強度の比較のため、ハニカムパネルモデルを作成し、トラスコアパネルと同様の解析条件により曲げ解析を実施した。ハニカムの寸法は次のように定めた。すなわち図 3.9 に示すようにトラスコア底面の三角形の頂点に小さな正六角形を挿入し、切隅とよばれる操作によって正六角形の 1 辺が三角形の 1 辺の $1/3$ になるまで拡大することにより、ハニカム構造が得られる。この寸法のハニカムパネルを比較対象とした。ハニカムは曲げ加工のみによって作成されるため、加工による板厚変化および加工硬化の影響はないものと仮定した。ただしこうして作成されたハニカムパネルの重量は、板厚を 1.0 mm とすると 9.154 kg であるのに対して、比較対象のトラスコアパネルの重量は 6.935 kg であり、重量比は 1.32 倍となるため単位重量当たりの強度比較ではハニカムパネルのほうが有利となることが考えられる。そこでハニカムパネルの重量をトラスコアパネルと等しくするため、ハニカムパネルの板厚を $1/1.32$ 倍し、 0.758 mm とした。図 3.10 にハニカムモデルの形状を示す。

ALUMINIUM HONEYCOMB 10MM PANEL
 Time = 0.016
 Contours of Effective Plastic Strain
 max (pt. value)
 min=0, at elem# 1000013
 max=0.090001, at elem# 1000302



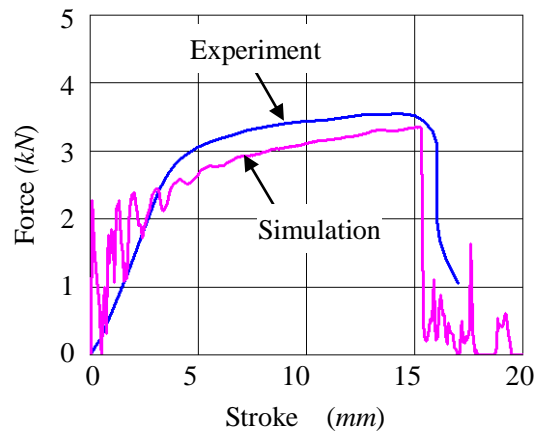
Fringe Levels
 9.000e-02
 8.000e-02
 7.000e-02
 6.000e-02
 5.000e-02
 4.000e-02
 3.000e-02
 2.000e-02
 1.000e-02
 0.000e+00



Analysis with plastic strain distribution

Experiment

(a) Deformation and failure



(b) Force-displacement curve

图 3.8 Comparison of analysis and experiment

表 3.1 Analysis cases

Case	Model	Work hardening	Thickness change	Shell formulation
1	Truss core	○	○	Full int.
2	Truss core	×	○	Full int.
3	Truss core	×	×	Full int.
4	Truss core	○	○	Reduced int.
5	Honeycomb	×	×	Full int.

○ : Included × : Not included

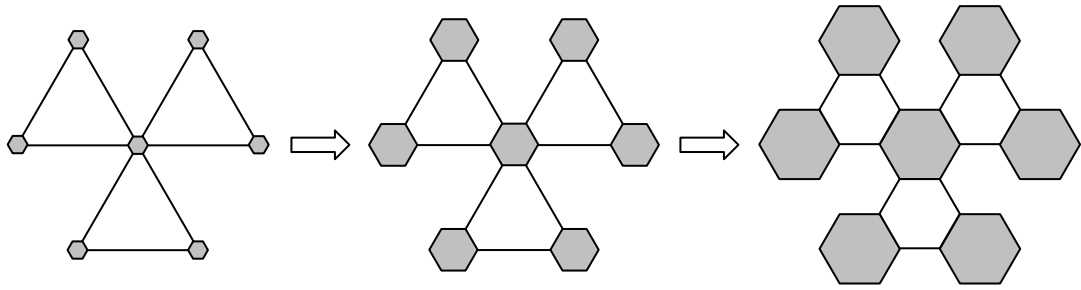


図 3.9 Transformation of truss core geometry to honeycomb geometry

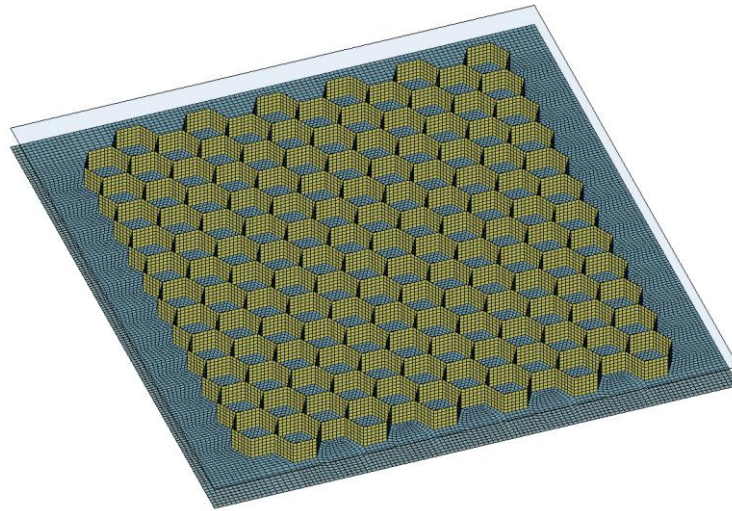


図 3.10 Honeycomb model (upper plate invisible)

3.4 結果と考察

トラスコアパネルの曲げ解析の一例として図 3.11 に表 1 中の解析ケース 1 の変形図を示す。他の解析ケースについても変形形状については顕著な違いは見られなかった。パンチストロークとパンチ・トラスコアパネル間の接触力をプロットすることにより曲げ強度の比較を行った。パンチストロークと接触力のグラフを図 3.12 に示す。その結果加工硬化と板厚変化をともに考慮したケースでは両者を考慮しないケースに比べ、約 1.6 倍の強度が示された。本解析の結果は、このように金属薄板から成形されたトラスコアパネルの強度評価を行う場合は加工硬化の影響を必ず考慮する必要があることを示している。実際に加工硬化の影響がこのように大きなものであるかどうかはプレス成形されたトラスコアパネルの曲げ試験により検証する必要がある。また板厚変化のみを考慮したケースと加工硬化、板厚変化をともに考慮しないケースとでは大きな違いはみられなかった。

さらにシェル要素から構成されるモデルでは、シェル要素フォーミュレーションによっても異なる結果が得られる可能性がある。実用的な汎用 FEM ソフトウェアに実装されている要素フォーミュレーションは計算時間と計算精度のトレードオフを勘案して開発されているが、変形モードによるそれらの挙動の違いを把握することは実験等との定量的な比較を行なう場合にも非常に重要である。そこで本研究では構造部材の曲げ強度の問題に対して、大変形問題によく使用されている代表的なシェル要素フォーミュレーションを2種類とりあげ、両者の比較を行なった。ひとつは大規模問題を動的陽解法で効率的に解くために開発された非常に高速な要素である Belytschko-Tsay 低減積分シェル要素である。この要素はひずみ速度から直接応力速度を計算することにより応力・ひずみの計算速度を向上させている。もうひとつは大変形問題であってもせん断ロッキングを回避できる Bathe-Dvorkin 完全積分シェル要素である。この要素は面外せん断ひずみを積分点で計算する代わりに節点のたわみと回転角から計算している。実用的な観点からは Belytschko-Tsay 低減積分シェル要素は Bathe-Dvorkin 完全積分シェル要素に比べ3倍高速に計算できるため、両者の計算精度の比較は要素選択の重要なひとつの指標となるものと考えられる。そこで本研究ではまったく同一の解析条件の下でシェル要素フォーミュレーションを変更した際の曲げ強度の比較を行なった。その結果 Belytschko-Tsay 低減積分シェル要素は Bathe-Dvorkin 完全積分シェル要素に比べ、22%程度低い強度しか得られていないことがわかった。この理由としては、文献[8]に記述されているように、Belytschko-Tsay 低減積分シェル要素は要素が平面であることを仮定して定式化されているためと考えられる。すなわちひずみ速度の計算の際に要素のねじれた形状が考慮されていない。このためねじれた要素であってもひずみ速度は平坦な要素と変わらず、応力にねじれの影響が反映されないため、いわゆるねじり剛性が不足しているものと考えられる。この要素は実用問題において要素のねじれ角

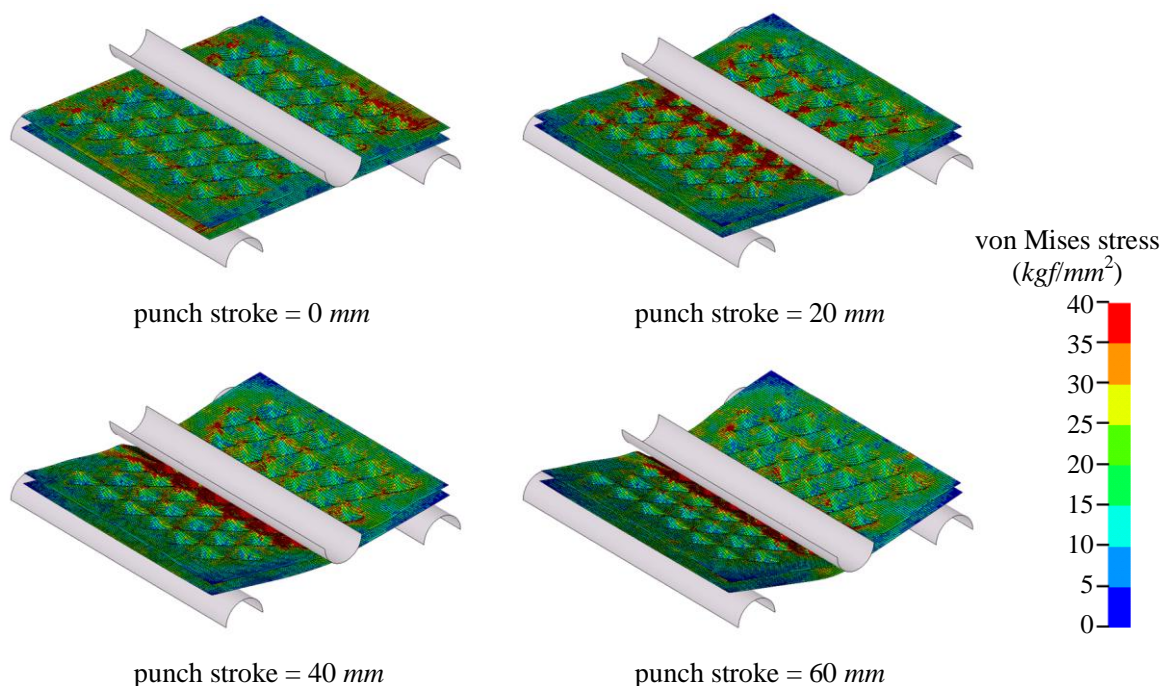


図 3.11 Deformation and von Mises stress distribution on truss core panel

が5度を超えるあたりから精度(要素剛性)が低下することが知られている。一方 Bathe-Dvorkin 完全積分シェル要素では要素剛性マトリックスに各節点のたわみの情報が反映されているため、平面でない、ねじれた形状の要素に対しても精度は大きく損なわれない。実際にトラスコアパネルの要素のうち、ねじれ角が5度以上の要素をみると図 3.13 のようになる。図 3.13 において赤色で示されるシェル要素がねじれ角5度以上の要素を示している。このモデルでは要素数でモデル全体の32%の要素がねじれ角5度以上の要素となっている。このように、このモデルではねじれた要素が多いため Belytschko-Tsay 低減積分シェル要素を用いた場合解の精度が低下していることが考えられる。

トラスコアパネルとハニカムパネルの比較では、加工硬化を考慮したトラスコアパネルの曲げ強度(ケース1)はハニカムパネル(ケース5)に対し、約80%程度の強度が得られている。ただしハニカムパネルの曲げ試験の結果をみたように、ハニカムパネル表面板の破断の可能性

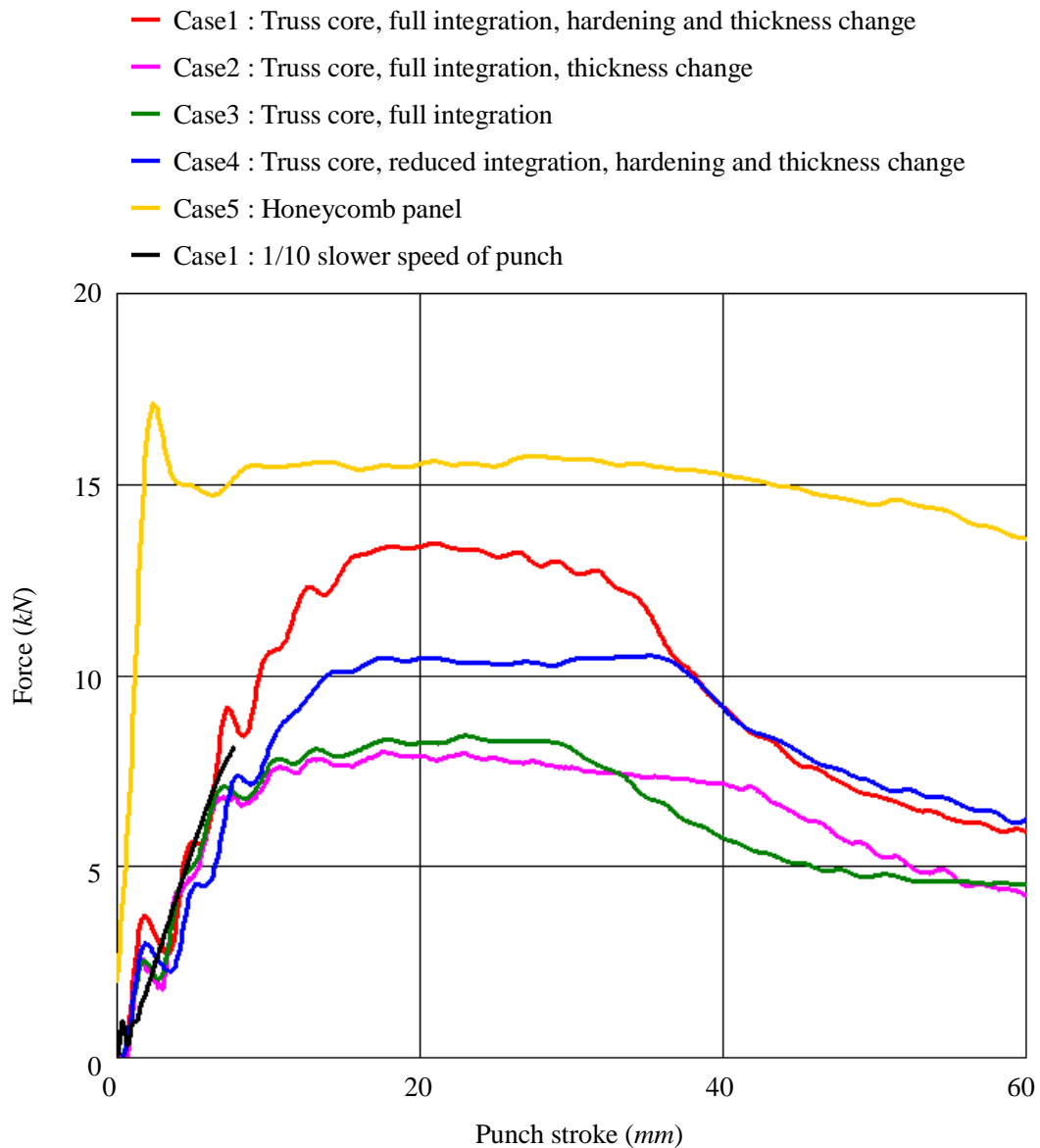


図 3.12 Force-Punch stroke curve

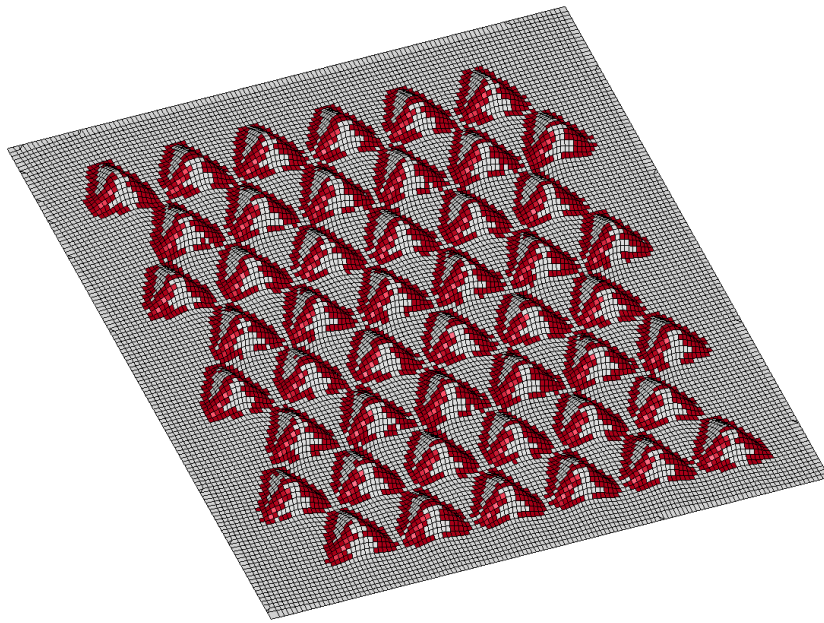


図 3.13 Red elements have warpage of over 5 degrees

を考えれば，SPCE の場合，破断判定値として一般に相当塑性ひずみ 25%程度の値が用いられる．このことを考慮すると，図 3.14 に示すように本解析においてパンチストローク量 30 mm 近傍でハニカムパネルに 25%の相当塑性ひずみが生じる結果が得られており，図 3.12 において，ストローク量 30 mm の時点でハニカムパネルの強度が急激に低下することが考えられる．エネルギー吸収という観点からトラスコアパネルのほうが優位となる．さらに難燃性というトラスコアパネルの優位性を考慮すれば，トラスコアパネルの有用性は充分にあるものと考えられる．

なお，本研究では衝撃的な荷重を受けた際のパネルのエネルギー吸収を検討する観点から，塑性域も含めた曲げ強度を評価するため，大変形に追従できるよう動的陽解法による準静的解析を行った．そのため図 3.12 の各曲線において荷重の立ち上がり時に数値的な振動が生じている．弾性域での曲げ強度を検討する場合にはこの振動を抑制する必要があるが，そのためにはパンチの移動速度を低下させ，より静的な条件に近づければよい．図 3.12 の Case1 について，パンチ移動速度を 1/10 に低下させた結果を図中の黒い実線で示す．振動が抑制され，ほぼ線形の荷重-変位関係が得られることが示された．

3.5 結言

多工程成形シミュレーションによって得られたトラスコアパネルの形状，応力 6 成分，相当塑性ひずみおよび板厚分布を用いて，実用的なトラスコアパネル構造体モデルの作成手順を示した．また作成したモデルを用いて加工硬化の影響を考慮したトラスコアパネルの曲げ強度解析を行なった．さらに加工硬化の影響を考慮しない場合およびシェル要素フォーミュレーションの違いによる曲げ強度の結果の比較を行なった．その結果，トラスコアパネルの曲げ強度評

価においては加工硬化の影響が顕著である可能性が高いことを示した。

加工硬化が構造強度に及ぼす影響については近年自動車の衝突エネルギー吸収部材に対して研究されているが、吸収エネルギーに着目して加工の影響（板厚変化および加工硬化の有無）を比較検討した場合、その差異は数%程度であることが示されている[18]。これは衝撃問題においては座屈モードが構造部材の形状でほぼ決まってしまうためであると考えられる。このような問題に比べて本解析とりあげたような準静的な問題では加工硬化の影響がより顕著に現れることが明確に示されている。

シェル要素フォーミュレーションに関しては、要素のねじり（warping）形状が要素剛性に反映された要素を用いない限り、高精度な解析を行なうことができないことを示した。

さらにハニカムパネルの有限要素モデルを構築し、トラスコアパネルとハニカムパネルの曲げ強度に関する基本的な比較を行なった。

今後は実験により加工硬化の影響の定量的な検証を行う必要がある。またトラスコアパネルとハニカムパネルの強度比較に関しては、ハニカムの破断および接着面の剥離を考慮した、より詳細なハニカムパネルのモデル化を行ない、実現に近い曲げ強度評価を行なう必要性が考えられる。さらに曲げ強度だけでなく、せん断、圧縮などの負荷形態に対してもハニカムパネルとトラスコアパネルの強度比較を行なうことが必要であると考えられる。

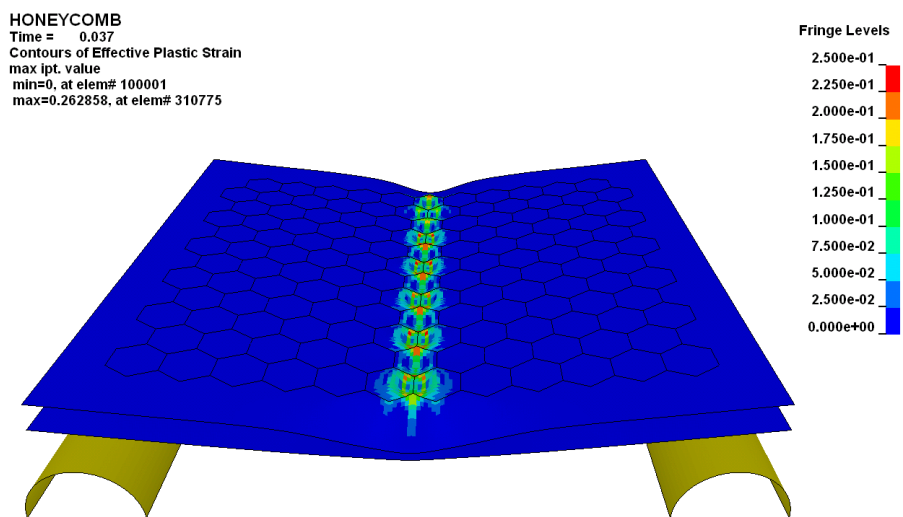


図 3.14 Equivalent plastic strain on honeycomb panel at punch stroke = 30 mm

第4章 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^[19]

4.1 緒言

地球環境問題への取り組みのため、ガソリン車等従来の化石燃料を用いるエンジン動力自動車から、ハイブリッド車、さらには電気自動車への急激な転換が進みつつある。実際すでに複数の自動車メーカーにおいて電気自動車の本格的な市場販売が実施、予定されている。充電バッテリーもしくは燃料電池を動力源とする電気自動車では、床下の排気管の配管経路やプロペラシャフト等の機械的な動力伝達系が不要となり、床を平坦な形状とすることができる。床の一部はバッテリー等の収納に用いられる。このような車体構造の変化は衝突安全性能に関する設計法にも影響を与えることが予想される。現在の設計方法は、前面衝突に関してはエンジンルーム両側にあるサイドメンバーにより衝突時のエネルギーを吸収するメカニズムを搭載することにあるが、側面衝突に関してはこのようなエネルギー吸収機構は考えられていない。その代わりドアトリム等の衝撃緩衝材により乗員への衝撃をいかに緩和するかが課題となっている。そこで床が平坦化できれば、床材の形状を工夫することで床材自体にエネルギー吸収効果をもたせ、乗員への衝撃負荷を軽減できるとともに、床の剛性を高めることで乗車空間を確保することも可能となるものと考えられる。このような車両の床材として使用可能な構造部材として、トラスコアパネルの開発が進められている。トラスコアパネルは折紙工学に基づく正四面体、正八面体等による空間充填形状の応用研究の中から考案された構造材料である。トラスコアパネルの基本となるコア形状としては、理論上は様々な多面体およびその組み合わせパターンが考えられるが、金属薄板を比較的製造コストの安いプレス成形で加工することを想定した場合、実際に加工可能な形状はある程度限定される。これまで筆者らによる FEM を用いた多工程成形シミュレーションおよび試作試験により、三角錐（四面体）コアによるトラスコアパネルが実際に製作可能であることが実証されている。

トラスコアパネルはその軽量、高剛性という特長を活かし、図 4.1 に示すように乗用車等の車両の床材、ピラー補強材、電気自動車の燃料電池収納容器等への応用が期待されているが、こうした部材に用いるためには衝突時におけるエネルギー吸収性能に優れている必要がある。自動車の床材としては現在、貨物車両の荷台の床材としてコルゲートパネルが使用されている [20]。そこで本研究ではまずシミュレーションにより、従来から用いられているコルゲートパネルとトラスコアパネルのエネルギー吸収性能を比較し、トラスコアパネルの有効性を検討した。そのうえで、これまでに試作された形状をもとに、最適化手法を用いてエネルギー吸収性能をいっそう向上させうる形状に関する検討を行なった。

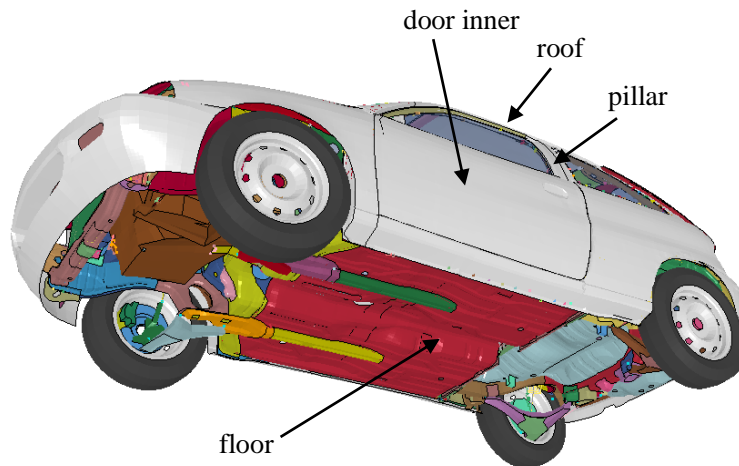


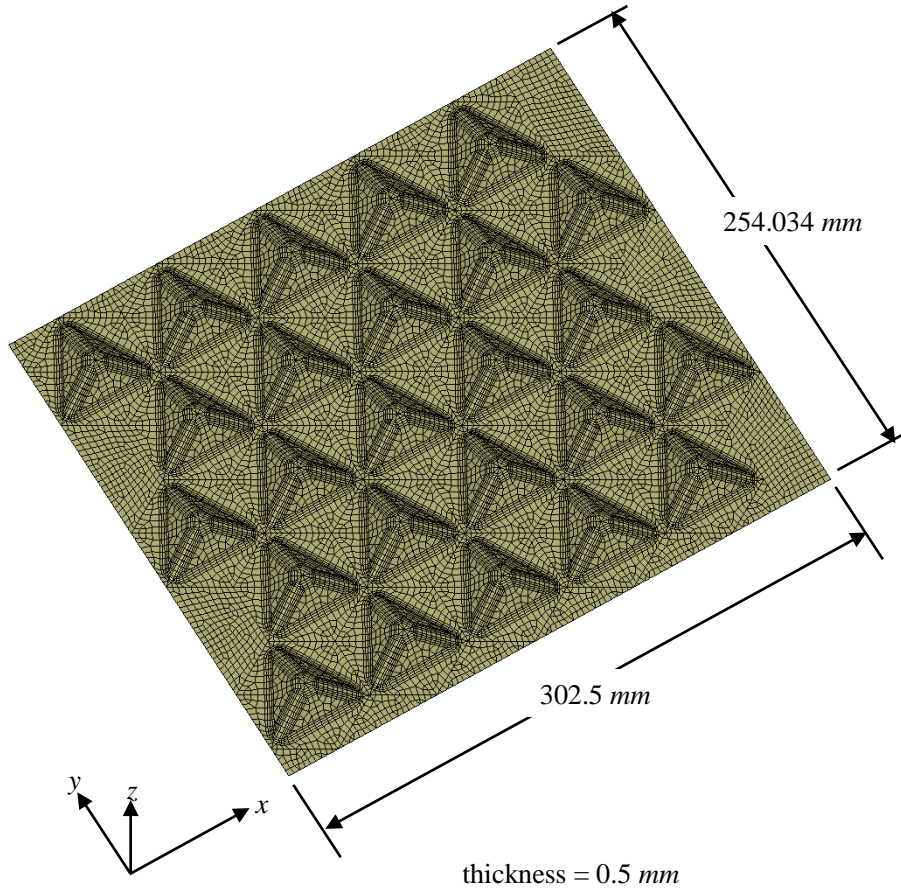
図 4.1 Candidate parts to adopt truss core panel (FE model courtesy of NCAC[21])

三角錐コアが縦横に配列したトラスコアパネルは形状的に面内異方性があるため、乗車空間周りの部材としてエネルギー吸収を考える場合、衝突方向を考慮する必要がある。本研究では面内2方向と面外方向からの衝突を想定し、各方向からのエネルギー吸収量がそれぞれ最大となるような形状を求めることを目的とした。形状最適化および衝突シミュレーションのためにはおもに市販の解析ソフトを用いたが、非線形性の強い複雑な設計空間を取り扱う必要があることが予想され、そのために計算回数も比較的多くなることが想定されたため、計算を効率化するためにハードウェアも含めたシステム構築が必要となった。そこで本稿では最初にトラスコアパネルの形状最適化の問題設定を提示し、ついで最適化計算のために構築したシステム構成について述べる。その後最適化計算の結果を示し、最後に得られた結果の妥当性について検討を加える。

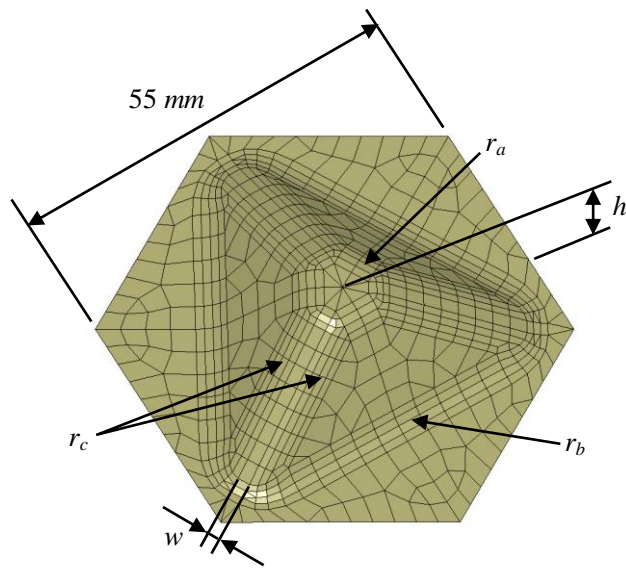
4.2 トラスコアパネルとコルゲートパネルの比較検討

4.2.1 解析モデル

比較を行なったトラスコアパネルとコルゲートパネルの形状と寸法を図 4.2 および図 4.3 に示す。トラスコアパネルのコアの高さ h は 15 mm 、頂部周辺 R 部の半径 r_a 、底部 R 部の半径 r_b 、および稜線に沿った R 部の半径 r_c はすべて 5 mm であり、稜線を面取りした平面の幅 w は 1.69 mm である。トラスコアパネル全体はこれを千鳥状に 5×5 に配置しており、全体の寸法は $302.5\text{ mm} \times 254.034\text{ mm}$ となる。コルゲートパネルの波型も様々な寸法のものがあるが、ここでは波型の高さはトラスコアパネルのコアの高さと同じ 15 mm とし、幅はコアの底面の正三角形の高さ 47.63 mm とした。また実際に加工可能な形状とするため、すべてのコーナーに半径 5 mm の R 部をもうけた。トラスコアパネル、コルゲートパネルともに形状異方性を有しているため、衝撃荷重に対するトラスコアパネルとコルゲートパネルのエネルギー吸収を評価するためには様々な方向からの衝突形態を考慮すべきであるが、斜め衝突の場合は衝突角度の



(a) Truss core panel FE model (5×5 cores)



(b) Design parameters for truss core geometry

图 4.2 Geometry and dimensions of truss core panel

わずかな変動が結果に大きく影響するであろうことが予想される。またパネル単独では拘束条件の与え方が難しく、斜め衝突によるパネルの変形を考える際には実際に車体に組み込まれた状態を想定する必要がある。さらに現状では法規で規定されている実車の衝突形態は全面衝突や側面衝突に限定されている。そこで本研究では基本的な衝突形態として図 4.2, 4.3 示す x 方向および y 方向からの剛体平面（インパクター）の衝突を設定した。図 4.4 にはトラスコアパネルに対する 3 方向からのインパクターの衝突ケースを示しているが、コルゲートパネルとの比較ではこのうちの x 方向および y 方向の衝突のみを行なった。コルゲートパネルに対しても図 4.4 (a), (b) と同様の解析条件を設定した。この 2 方向からの衝突に関しては同図に示したように、トラスコアパネルおよびコルゲートパネルの、衝突側と反対の端部節点を完全拘束とした。またこうした面内衝突の場合、端部拘束のみではパネルが面外に折れ曲がり、制御が困難な不安定な座屈変形モードとなることが容易に予想される。実際に車体の床材等に使用する場合はパネル上部に平板をスポット溶接したり、周囲のフランジ部が、車体のクロスメンバーと溶接されることが想定される。こうした取り付け方法により、面内衝突に対して、パネルを面内圧縮変形させ、エネルギー吸収量をコントロールすることが実用的であると考えられる。そこで本研究では面内衝突に対するエネルギー吸収量を求めるため、トラスコアパネルおよびコルゲートパネルの上下 1 mm の位置に仮想的な固定剛体平面を定義し、各パネルが面内圧縮変形するように変形モードを制御することとした。

材料はともにスチールであり、図 4.5 に示す物性値を用いた。図 4.2 のトラスコアパネルの

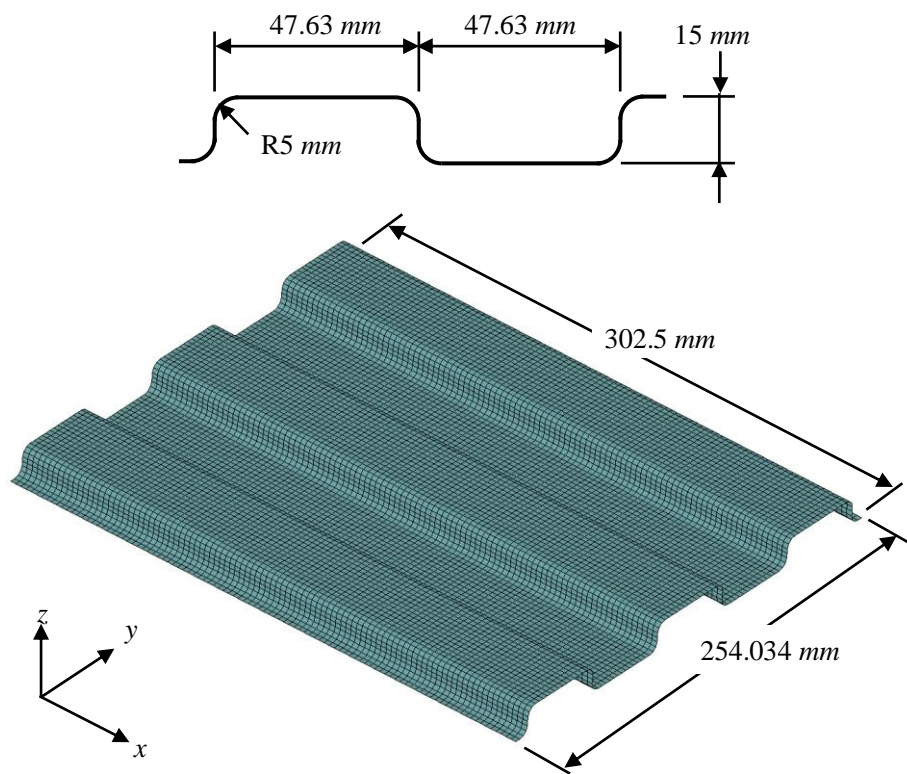


図 4.3 Geometry and dimensions of corrugated panel

板厚は 0.5 mm 、質量は 0.323 kg であり、同じ板厚ではコルゲートパネルのほうがわずかに質量が大きくなるため、質量を合わせるためにコルゲートパネルの板厚を 0.496 mm とした。インパクターの質量は 10.0 kg とした。パネルの強度は方向によって異なるため、インパクターの衝突速度はこれを考慮し、パネルが過大に変形し過ぎないように x 方向衝突速度を 12500.0 mm/s (45 km/h)、 y 方向衝突速度を 11111.1 mm/s (40 km/h) に設定した。解析は衝突の瞬間から 20.0 msec まで行ない、解析終了時点での結果を評価した。

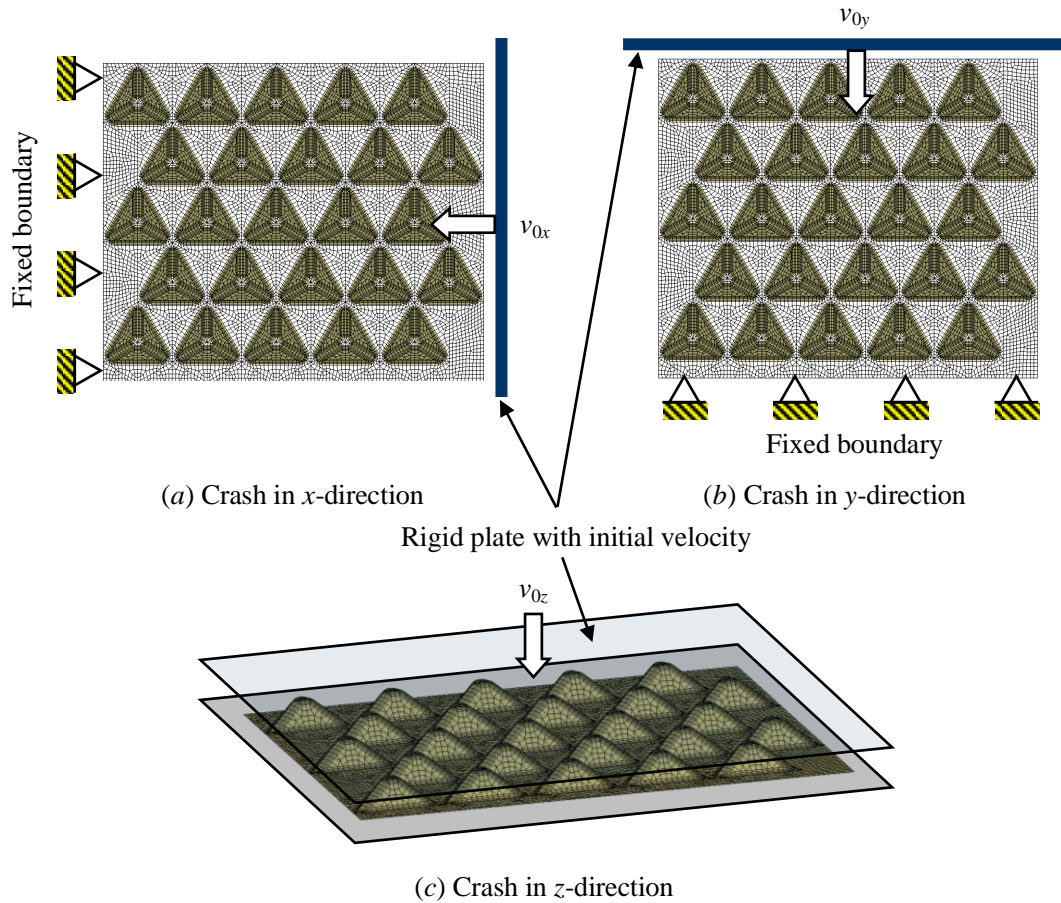


図 4.4 Impact of rigid plate to truss core panel from three directions

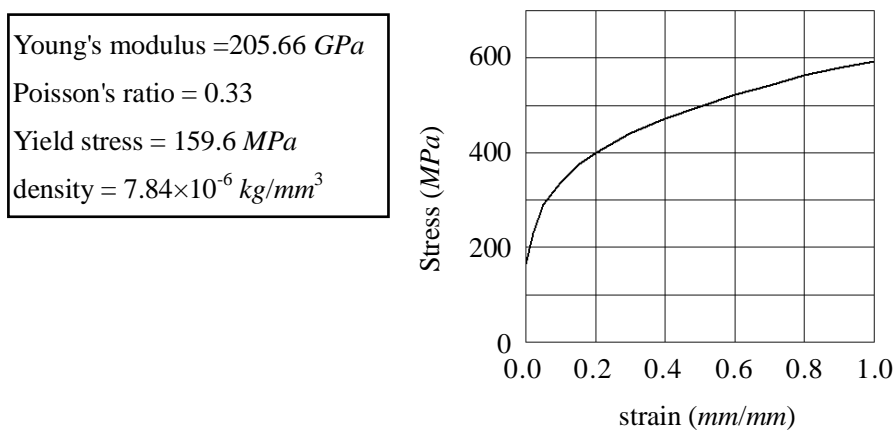


図 4.5 Material properties of panels

4.2.2 解析結果と検討

解析で得られた変形形状を図 4.6 に示す．またパネルの吸収エネルギー（ひずみエネルギー）を表 4.1 にまとめる．トラスコアパネル，コルゲートパネルともに x 方向と y 方向ではエネル

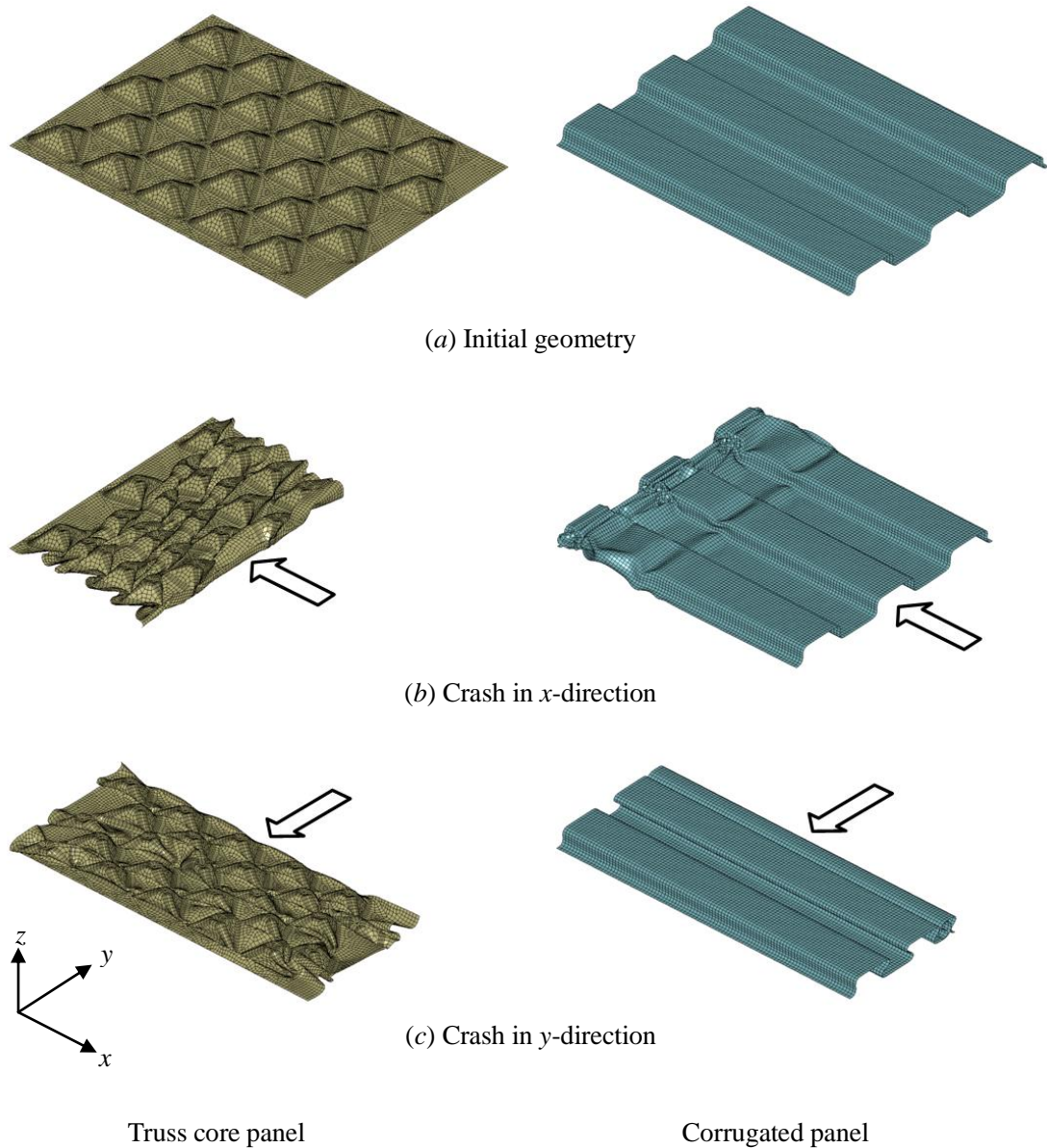


図 4.6 Deformed shape of two panels

表 4.1 Comparison of absorbed energy between truss core panel and corrugated panel

	Absorbed energy (J)	
	x -direction	y -direction
Truss core panel	718.1	603.6
Corrugated panel	751.3	62.0

ギー吸収量に差がみられるが、トラスコアパネルに関してはその差は比較的小さいのに対し、コルゲートパネルでは10倍以上の差がみられる。コルゲートパネルを床材に用いる場合、側面衝突に関し、衝突安全基準に適合するようにエネルギー吸収量の大きい方向を衝突方向、すなわち側面に向けて取り付けられることも考えられるが、実際の道路上での斜め衝突などを想定した場合、衝突方向によってはエネルギー吸収部材としての効果が十分でないことが予想される。このことから衝撃吸収機能をもたせた電気自動車等の平坦な床材としては、面内2方向に関するエネルギー吸収性能に大きな差をもたないトラスコアパネルが有望であると考えられ、エネルギー吸収量をさらに向上させるための形状の改良を行なうことで、実用的な衝撃吸収部材として使用可能であると考えられる。

4.3 形状最適化の問題設定

図4.2に示したトラスコアパネルの形状をベースラインモデルとして形状最適化を行なうこととした。図4.2中の形状パラメーターのうち、 h 、 w 、 r_a 、および r_b の4パラメーターを設計変数とした。このモデルのメッシュパターンから r_c は r_a と r_b に依存して変化するため、 r_c は稜線に沿って一定とは限らず、 r_a と r_b の値によってはテーパーがかかるように変化することもありうる。

トラスコアパネルのエネルギー吸収性能を評価するに当たり、面外方向からの衝撃も考慮して、図4.4に示すようにトラスコアパネルに対し、3方向からの剛体インパクトの衝突を設定した。 z 方向からの衝突速度は 6250.0 mm/s (22.5 km/h)とし、衝突後 2.0 msec までを解析した。評価した応答としてはトラスコアパネルの吸収エネルギーと面内衝突時の変位量である。吸収エネルギーに関しては各方向衝突に対してそれぞれ吸収エネルギー量が算出されるが、トラスコアの形状によっては吸収エネルギーの最大値がトレードオフの関係となることが予想される。そこで各方向の吸収エネルギーをそれぞれ独立した目的関数とし、多目的最適化問題とした。また車両部材として衝突時に乗車空間を確保するためには変位量が一定以下であることが求められる。そこで x 方向、 y 方向衝突に関しては衝突側端部の中心節点の x 方向、 y 方向変位を制約条件とした。制約条件の限界値はベースラインモデルの変位量とし、変位量がこれ以下となる条件を課した。以下形状最適化の条件をまとめる。

(1) 設計変数とその範囲

- $12.0\text{ mm} \leq h \leq 18.0\text{ mm}$
- $1.2\text{ mm} \leq w \leq 2.0\text{ mm}$
- $3.0\text{ mm} \leq r_a \leq 6.5\text{ mm}$
- $3.0\text{ mm} \leq r_b \leq 8.0\text{ mm}$

(2) 目的関数

- x 方向衝突時の吸収エネルギー E_x を最大化
- y 方向衝突時の吸収エネルギー E_y を最大化
- z 方向衝突時の吸収エネルギー E_z を最大化

(3) 制約条件

- x 方向衝突時の変位量 $d_x \leq 156 \text{ mm}$
- y 方向衝突時の変位量 $d_y \leq 117 \text{ mm}$

4.4 最適化計算のためのシステム構成

設計変数を変化させることにより形状を変更する手段としては有限要素モデルに対するモーフィング技術を用いることとし、市販の汎用プリポストプロセッサHyperMeshに内蔵されているHyperMorphモジュールを使用した[22]。HyperMorphのモーフィング機能は、モデル上に複数のドメインを定義する。各ドメインは形状変更の対象となる節点および要素を含んでいる。与えられたパラメーターによりドメインが変形されることにより、そこに属している節点位置が移動し、要素形状が変更される。図4.7にモーフィングのために設定したドメインを示す。図中のドメインCは設計変数 r_a の値に従ってR部の半径が変化する。同様にドメインFは r_b 、ドメインBは w により形状が変化する。さらにトラスコアを形成するドメインA~Fはパラメーター h によりコアの高さが変化するのにもないそれぞれ変形される。実際のモデル化に当たっては、全部で25個あるトラスコアのすべてに多くのドメインを定義するのは非常に煩雑であり、またデータ作成上の誤りも生じやすい。そこで本研究ではモーフィングのためのドメインを定義するのはマスターとなるひとつのコアのみとし、残りのコアに関してはモーフィングを受けたマスターコアの各節点の初期位置からの移動量を、残りのコアの対応する位置にある節点に与えるプログラムを作成することで、すべてのコアにモーフィングを反映させるようにした。すなわち形状変更の前処理の段階はHyperMorphと自作プログラムの組み合わせ

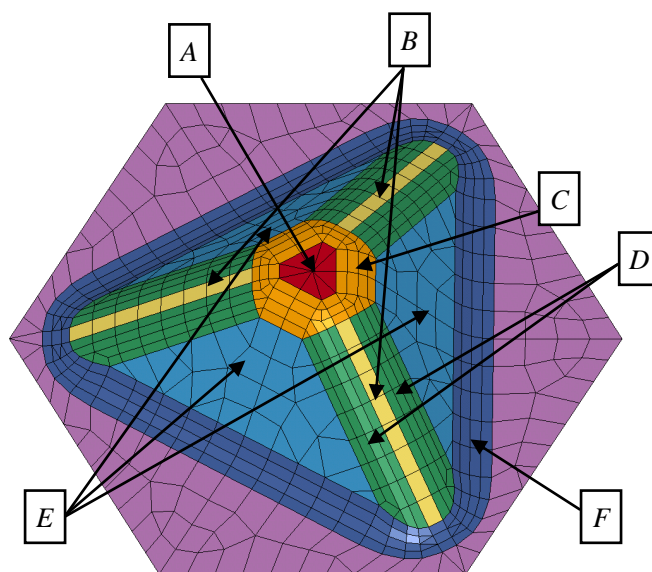


図 4.7 Definition of domains for morphing

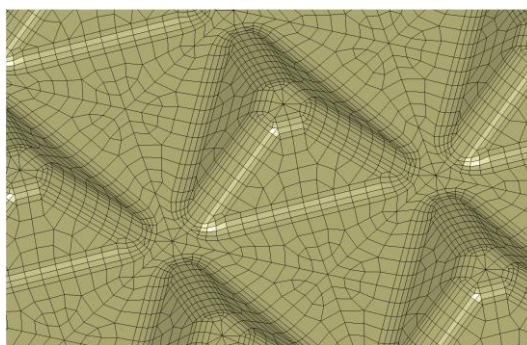
せにより行なっている。図 4.8 にモーフィングを受けたコア形状（メッシュ）の例を示す。

衝突シミュレーションには動的陽解法ソフト **LS-DYNA** を用いた。トラスコアパネルのモデル化にはせん断ロックを回避可能な仮想ひずみ完全積分シェル要素を用いた。インパクトおよび固定剛体平面と **FE** モデルの接触計算には拘束法による接触計算アルゴリズムを用いた。計算時間短縮のため、1 ジョブ当たり **4CPU** の並列計算を行なった。

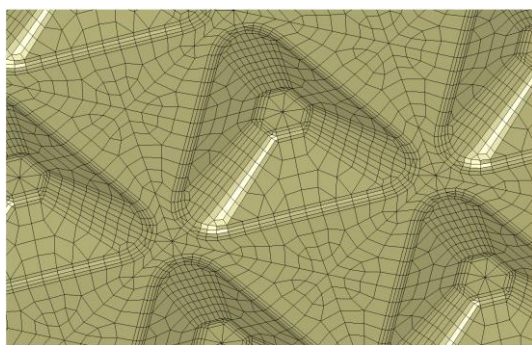
最適化のためのサンプリング点の生成と解析の自動実行には最適化ソフト **LS-OPT** を使用した[23]。複雑な設計空間の探索を想定して大域的な最適化手法を用いる必要があったため、計算回数は数百回となった。効率よく計算を進めるため、**Linux** クラスタシステムにより、**LS-OPT** から複数解析を並行して実行した。すなわちマルチジョブ、マルチプロセッサによる処理により実用的な時間内での効率的な処理をめざした。

図 4.9 に最適化計算のために構成したシステムの概念図を示す。図に示すようにひとつのコアのモーフィングとすべてのコアの形状変更は **PC** 上で行ない、汎用的なネットワークコマンドである **rsh** コマンドにより **PC** から **Linux** クラスタにジョブ投入を行なった。**Linux** クラスタでは複数の並列計算を同時実行した。各計算が終了した時点で解析結果より応答を抽出し、必要なサンプリング数を得た時点で **PC** 上で最適化計算を実行した。

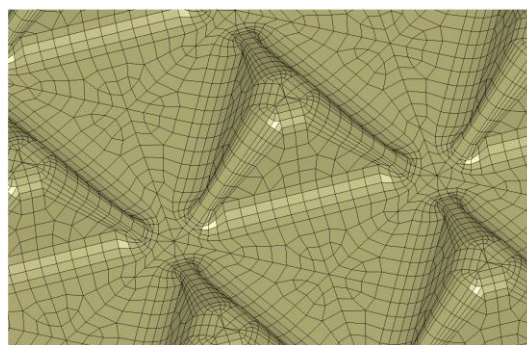
なお自動車メーカーで実車開発等に用いられるような計算専用クラスタサーバーシステ



(a) Initial geometry
 $h=15.0\text{ mm}$ $w=1.69\text{ mm}$
 $r_a=5.0\text{ mm}$ $r_b=5.0\text{ mm}$



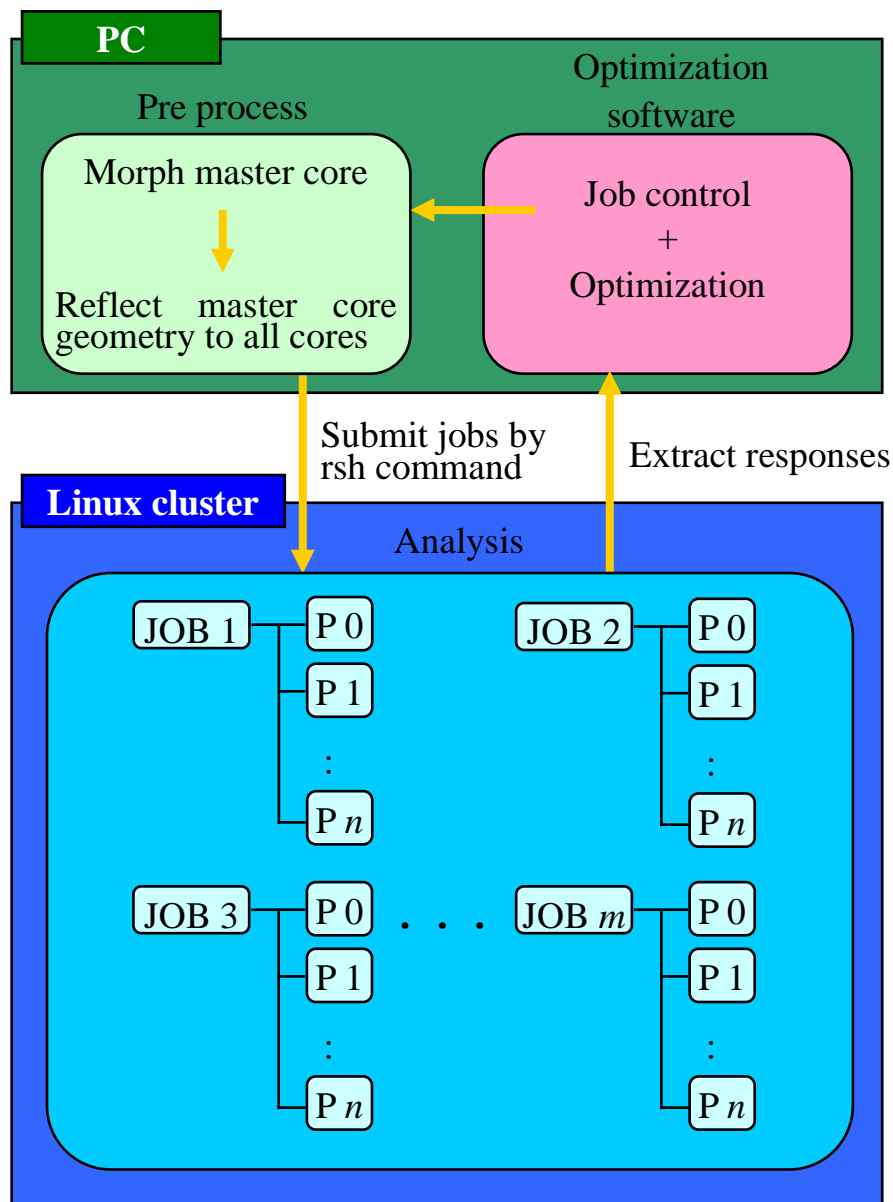
(b) Variables at lower limit
 $h=12.0\text{ mm}$ $w=1.2\text{ mm}$
 $r_a=3.0\text{ mm}$ $r_b=3.0\text{ mm}$



(c) Variables at upper limit
 $h=18.0\text{ mm}$ $w=2.0\text{ mm}$
 $r_a=6.5\text{ mm}$ $r_b=8.0\text{ mm}$

図 4.8 Examples of variation of truss core geometry

ムは数千万円以上の規模のものであるが、本研究ではサードパーティー製 PC を用いることにより、4 並列 4 ジョブ程度の計算を実行できるシステムを数十万円程度で構築し、最適化計算の全工程を 150 時間程度で行なった。計算専用サーバーでは高速なネットワークが採用されているため同規模の計算をさらに数%から十数%高速に行えると思われるが、本研究程度の規模の計算処理は特別な計算環境は必要ではなく、システム構築さえ行なえば比較的容易に実行可能である。ただし並列計算を行わない逐次処理の場合、同規模の計算を行なうにはほぼ 1 箇月を要することが見込まれる。



JOB m ; m -th job of evaluation analysis

P n ; n -th processor for multi-processing

図 4.9 Architecture of optimization system for large problem

4.5 最適化手法

本研究の対象となる解析は設計変数の変化に対する応答が本質的に非線形であり、またその設計空間は複雑であることが予想されたため、最適化手法としてニューラルネットワークの一種である Radial Basis Function (RBF) 法を用いた。RBFは大域的探索に適しており、大規模な非線形問題に関しては他の類似手法に比べて複雑な応答曲面を構成できることが実証されている[24]。さらにニューラルネットワークの中で代表的なフィードフォワードニューラルネットワークに比べ、少ないサンプリング数で効率的に学習できるという特徴をもち、実車モデルによる衝突性能および固有値に関する多目的最適化問題への適用等によりその有効性が検証されている[25]。RBFの基底関数としては Gauss 関数を用い、式(4.1)によりサンプリング点の数に合わせ、 h 個の基底関数の重ね合わせとして近似応答曲面を構成した。

$$Y(\mathbf{x}) = \sum_{i=1}^h w_i \exp \left[- \left\{ \sum_{j=1}^k (x_j - c_{ij})^2 \right\}^{\frac{1}{2}} / r_i \right] \quad (4.1)$$

ここで $\mathbf{x}=(x_1, x_2, \dots, x_k)$ は k 個の設計変数からなる k 次元の入力ベクトル、 c_{ij} 、 r_i 、および w_i はそれぞれ i 番目の基底関数の中心、半径、重み係数である。基底関数の中心はサンプリング点にとった。半径は与えられたデータ点のうち中心近傍に近い 5~10 点と中心との平均距離の 1.5~2.0 とした。重み係数は最小二乗法により決定した。基底関数の数と半径に関しては数回のトライアンドエラーにより決定している。RBF で得られた応答曲面を基に近似最適解と設計変数値を求め、さらにその設計変数値を使って検証解析を 1 回行ない、実際の解析モデルの応答値を求めた。

一般に RBF などニューラルネットワークや同種の最適化手法では近似応答曲面を生成するため多くのサンプリング点が必要となる。本研究ではまず 20 点のサンプリング点を用いて衝突解析を実行した。これを 1 サイクルとし、得られた最適化結果が十分でない場合、さらに 20 点を追加することによって応答曲面を更新した。この計算サイクルを必要な回数繰り返すことにより、不必要に計算回数が増加しないよう、結果をみながら解析回数を増やすこととした。なお x, y, z 方向の 3 ケースの衝突解析がワンセットとなっているため、実際には 1 点のサンプリング点当たり動的 FEM による 3 回の衝突解析を行っていることになる。計算時間は 1 サンプリング点当たり 1 時間となった。

本研究では x, y, z 方向からの衝突による吸収エネルギーを独立した目的関数として設定することにより、各目的関数のトレードオフ関係を調べることを目標のひとつとおいた。そこで RBF 法で得られた近似応答曲面を用いて遺伝的アルゴリズム (GA) によりパレートフロントを求めることを試みた。GA の個体数は 100 個とし、250 世代にわたりトーナメントによる選択、simulated binary real crossover による交叉、およびミューテーションを組み合わせて進化させた。ただし本研究では GA は単純に応答曲面上でのパレートフロントを求めるためにのみ用いているので、どのような進化手法を用いても得られる結果には大きな違いがないと考えられる。

4.6 結果と検討

前節で述べたように 20 回の解析セットを 1 サイクルとして、7 サイクルまでの最適化計算を実施した。図 4.10 に各サイクルごとに得られた最適化されたエネルギー吸収量の履歴を、ベースラインモデルを基準としてパーセントで示す。図の中でサイクル 0 は初期形状による結果(ここを向上率 0% とする) であり、以下サイクル 1, 2, 3, ... で得られた向上率が示されている。図中の E_{total} は E_x, E_y, E_z の合計値である。また最適解に対応した設計変数の履歴を図 4.11 に示す。図 4.10, 4.11 の履歴は E_{total} が最大となった E_x, E_y, E_z とそのときの設計変数についてまとめたものである。図 4.10 からわかるように、 E_x に関してはサイクル 5 で最大値となり 7.1% のエネルギー吸収量の向上が得られた。すなわちエネルギー吸収量は $769.3 J$ となり、これは表 1 に示したコルゲートパネルの x 方向エネルギー吸収を上回る性能である。 E_y と E_z はサイクル 2 で最大値となりそれぞれ 0.2% と 0.6% の向上率となった。 E_{total} としてはサイクル 5 で 3.5% の向上率となっている。これらの結果から各目的関数を同時に最大化することが不可能である可能性が示されたため、各目的関数間のトレードオフ関係をみるためにパレートプロットを行なった。その結果図 4.12 および 4.13 に示すように E_x と E_y 間、 E_y と E_z 間で明確な パレートフロントが得られた。これは前節で述べたように応答曲面上で GA を用いて得られたものであり、△のシンボルが GA の各個体を表している。またシンボルの色の濃淡は設計変数 h の大小を示してい

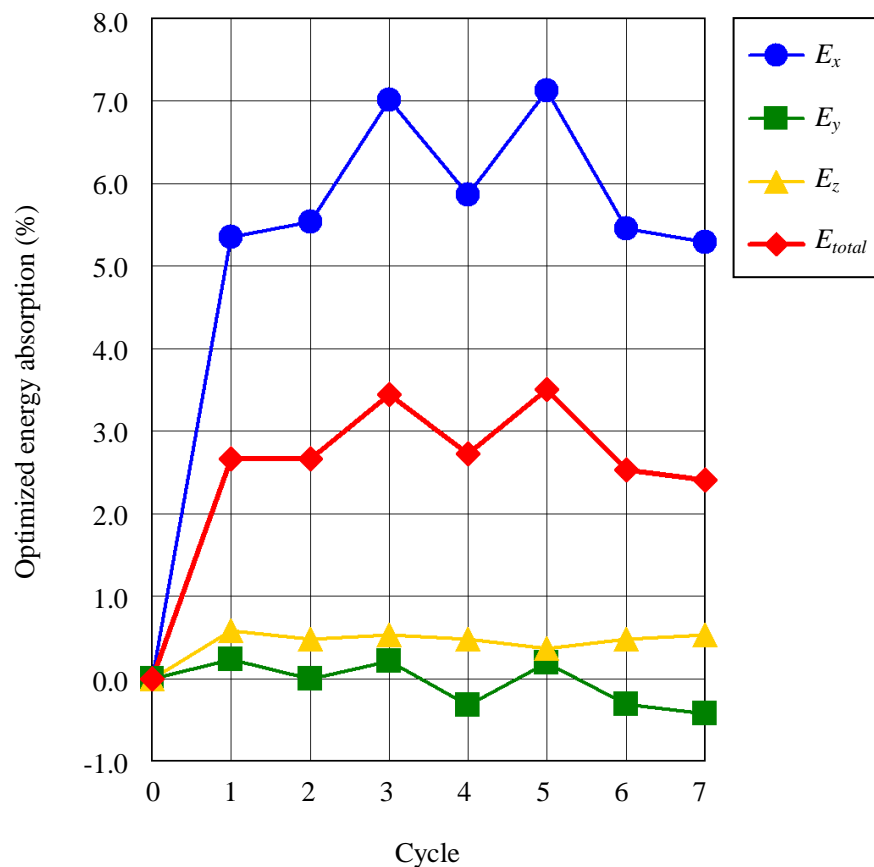
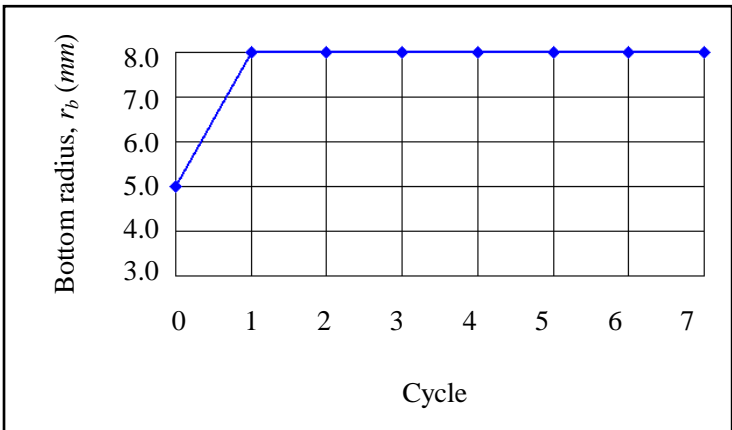
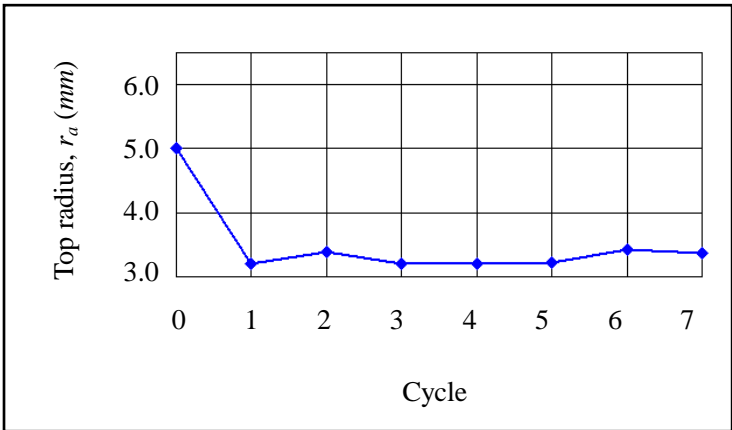
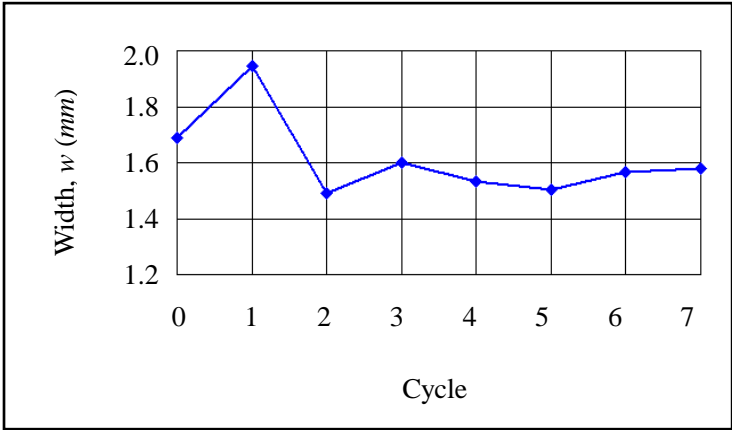
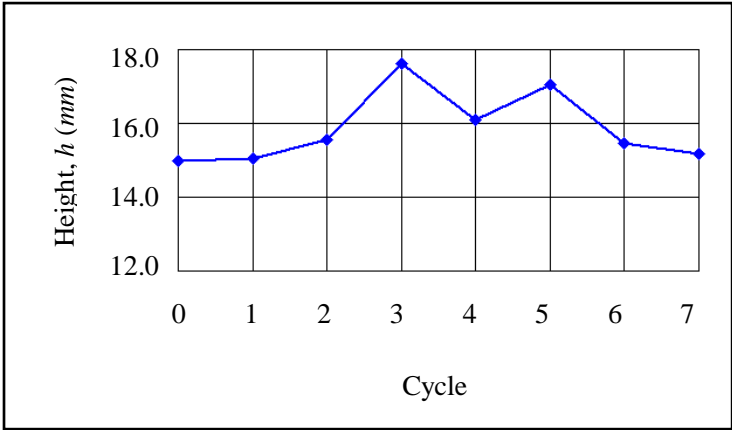


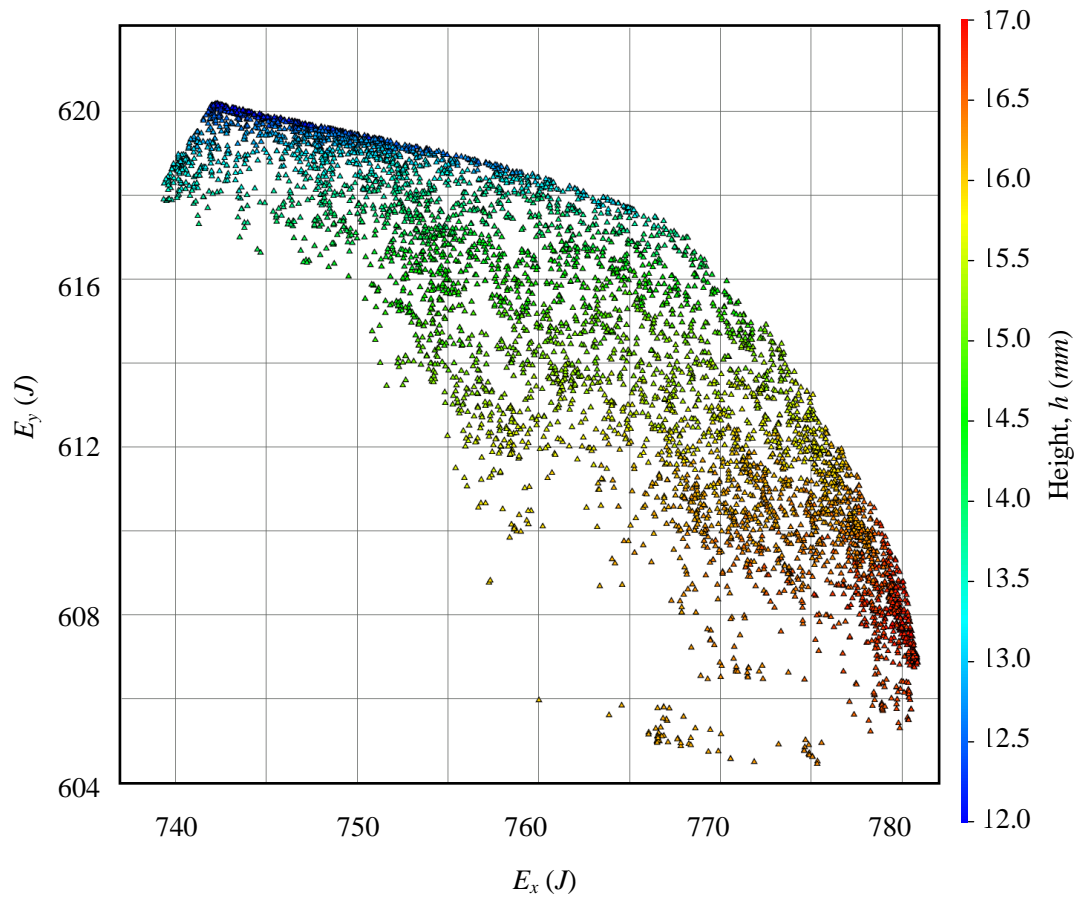
図 4.10 Relative improvement of energy absorption ability of truss core panel

る。すなわち E_x と E_y , E_y と E_z はそれぞれ h をパラメーターとしてトレードオフの関係にあることが示された。これは以下のように解釈できる。図 4.6 に示したトラスコアパネルの変形をみると、トラスコアは x 方向に直線状に並んでいるため、 x 方向衝突では、コア全体が圧縮され、重なり合う状態で圧縮される。三角錐全体がエネルギー吸収に寄与するため、三角錐の高さ h が高いほどエネルギー吸収が増大する。これに対し y 方向に関してはコアと三角形の平坦部が交互に並んでおり、コアの $-y$ 方向に平坦部がめり込み、コアの $+y$ 側の稜線が平坦部にもぐりこむように変形している。すなわち y 方向衝突に関しては、三角錐の底面と平坦部に変形が集中しており、三角錐の高さが低いほど、三角錐底部の変形が大きくなる傾向となり、従って h が低いほどエネルギー吸収量が増大する。また z 方向衝突に関しては、トラスコアの高さが高いほうが面外圧縮変形量が大きくなるためエネルギー吸収量が増大するものと考えられる。

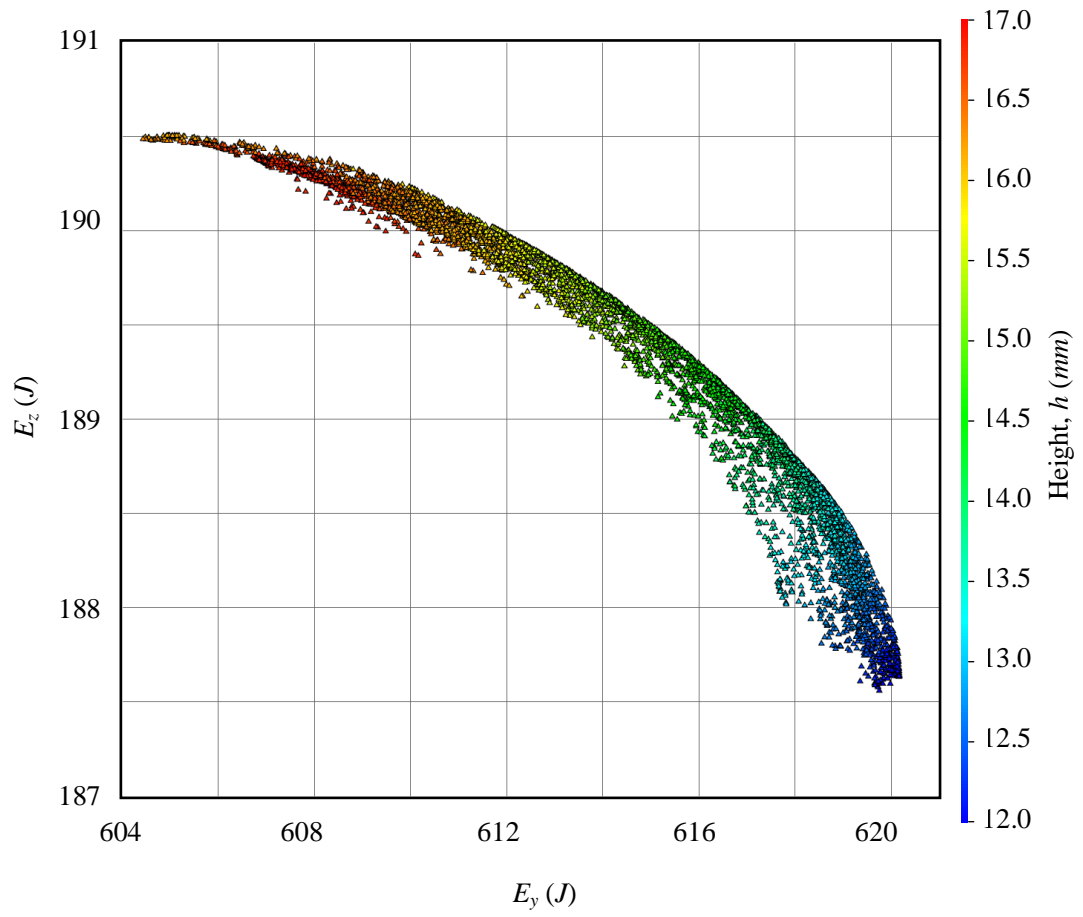
本研究で行なった多目的最適化計算の結果、 x 方向に関しては顕著なエネルギー吸収量の向上がみられたが、 y 方向、 z 方向に関してはエネルギー吸収量の大きな向上は得られていない。この原因としてはトラスコアの配置からして x 方向のエネルギー吸収量が最も大きくなることが自明であることに加え、各方向の吸収エネルギーのトレードオフ関係を検討するため、エネルギー吸収量の絶対値にかかわらず E_x, E_y, E_z をすべて同じ重みづけで扱ったことによるものと考えられる。



☒ 4.11 Optimization history of design variables



☒ 4.12 Pareto front for E_x vs E_y



☒ 4.13 Pareto front for E_y vs E_z

4.7 結言

今後急速に普及するであろう電気自動車の平坦な床材等に適した素材としてトラスコアパネルとコルゲートパネルを比較し、エネルギー吸収性においてトラスコアパネルの優位性を示し、トラスコアパネルのFEメッシュに対するモーフィング手法とニューラルネットワークの一種であるRBFを用いて形状最適化計算を行なった。本研究では各衝突方向に対するエネルギー吸収量の大きさのトレードオフ関係をとらえるため、各方向に対するエネルギー吸収量を独立した目的関数とし、RBFによる近似応答曲面を用いて明確なパレートフロントを得ることができた。さらに最適化計算の結果としてターゲットとすべきトラスコアパネルの形状・寸法に対する指標が得られた。特にx方向衝突に関してはコルゲートパネルをうわまわる顕著なエネルギー吸収性能の向上を得ることができた。

トラスコアパネルのエネルギー吸収性能に関しては各方向のエネルギー吸収量を単独の目的関数として個別に最大化することも考えられる。こうすることで、y方向、z方向のエネルギー吸収性能もさらに向上させうる可能性がある。今後トラスコアパネルを実際の車体に組み付けた状態を想定した最適化問題を検討する必要がある。

また本論文では各種汎用ソフトとPCおよびLinuxクラスタを組み合わせたシステム構築を示し、これを用いて非線形衝撃問題の効率的な最適化計算を行なった。同様のシステムを構築することにより実際の製品設計プロセスの中で、ある程度大規模な問題であってもこのような最適化計算を効率的に実行できることが可能であることを示した。

本論文で示した形状最適化手法はトラスコアパネルのみならず、他の空間充填形状に基づくさまざまな構造部材の最適化に役立つものであると考えられる。

第5章 トラスコアパネルのスプリングバック予測と強度解析への非線形有限要素法の適用

5.1 緒言

第2～4章において代表的な新しい軽量高剛性材料であるトラスコアパネルについて、非線形有限要素法を用い、成形手法、静的負荷に対する剛性評価、衝撃荷重に対するエネルギー吸収性能に関する研究成果を示した。トラスコアパネルに関しては本研究で得られた知見を基に、実際の製品の開発が進行している。また折紙工学に基づいて考案された材料はほかにも反転らせん型折紙円筒など実用面への応用が期待されているものが少なくない。そこで本章では本研究に関連して、トラスコアパネルに代表される折紙工学の今後の応用の可能性について示す。まず第2節ではトラスコアパネルの試作と成形シミュレーションとの比較を示す。第3節では曲げ以外のトラスコアパネルの剛性評価方法についてまとめる。第4節で本章の内容を総括する。

5.2 トラスコアパネル実製品の成形トライとシミュレーション[26]

5.2.1 解析の目的

トラスコアパネル実用化のための生産技術開発プロジェクトでは、トラスコアパネルの試作に当たって基本的に第2章で開発されたプレス成形技術が応用されることとなったが、実際の試作においてトライアンドエラーを減少し、効率的に進めるため、いくつかのフェーズにおいてシミュレーションが用いられた。以下に実施したシミュレーションとその目的を示す。

(1) 予備成形金型の形状を特定するための比較解析

実際の試作に先立ち、単一コア金型モデルにより、最も板厚減少の少ない予備成形金型を決めるため、3種類の金型形状に対して予備成形とそれに続く本成形の2段階成形シミュレーションを行ない、結果を比較した。また本成形時に生じるしわの予測を行なった。

(2) トラスコアパネル成形シミュレーション

実際の試作金型と加工条件に基づき、トラスコアパネルの成形シミュレーションを行ない、成形結果を試作品と比較した。成形されたパネルにはそりが生じ、設計形状からの形状誤差が

みられたため、シミュレーション結果を基に、板の流入状態などを詳細に分析し、誤差発生の要因を検討した。

(3) スプリングバックシミュレーション

トラスコアパネルは成形後、三角錐コア頂部に平板がスポット溶接され、製品として完成するが、スムーズにスポット溶接できるためにはトラスコアパネルが可能な限り平坦である必要がある。しかし実際の試作ではスプリングバックが生じ、パネル全体が平坦ではなくなった。そこで成形シミュレーションの結果を用いてスプリングバックのシミュレーションを行ない、スプリングバック量について試作品との比較を試みた。

以下では上記3ケースの解析モデル、解析条件およびその結果についてまとめる。

5.2.2 予備成形金型の形状を特定するための比較解析

(1) 解析モデル

われを生じることなく三角錐トラスコアを成形するための予備成形の段階で用いる金型形状を適切に決めることは非常に重要であり、シミュレーションを効果的に用いることができる問題でもある。ここでは高さの異なる3種類の予備成形金型モデルと1種類の本成形金型モデルを作成した。解析はひとつのコアのみをモデル化した。図5.1に金型モデルの形状と寸法を示す。

(2) 解析条件

材料は表2.1および図2.4に示したSPCEとした。材料の寸法は100 mm×100 mm、板厚は0.4 mmである。ホルダー圧は予備成形、本成形とも10,000 kgfとした。また摩擦係数は0.1とした。

(3) 結果および検討

図5.2(a)~(c)に各成形工程で得られた板厚減少率分布図を示す。板厚減少率30%をわれの限界値とすると、金型Aを用いた場合は半球形状の広い範囲で板厚減少率が30%を超え、予備成形の段階で破断が生じるという結果となった。このため本成形の解析は実行しなかった。金型Bと金型Cでは最大板厚減少率がそれぞれ14.9%、15.4%となり、かなりの裕度を持って予備成形の段階ではわれは生じない結果となった。板の引き込み量も比較的小さくほとんどが材料の伸びによる変形であるとみなされる。金型Bの予備成形に続く本成形では頂部周辺R部において板厚減少率44.3%となり、われ発生の予測結果となった。予備整形で金型Cを用いたときのみ本成形での板厚減少率は25.7%となり、われが生じないという予測結果となった。このケースでは周辺部中央付近においてこれらの結果より、予備成形金型は高さとともに直径も適切に設定しなければならないことが確認され、のちの試作金型作製に反映された。

また図5.2(c)に本成形時の各辺の面内垂直方向への板の引き込み量を示す。三角錐底辺の三角形の底辺に近い側の引き込み量は、三角形頂部の引き込み量に比べ4倍以上の大きさとなっている。この引き込み量の差が後のトラスコアパネル成形時の湾曲の原因のひとつと考えられる。

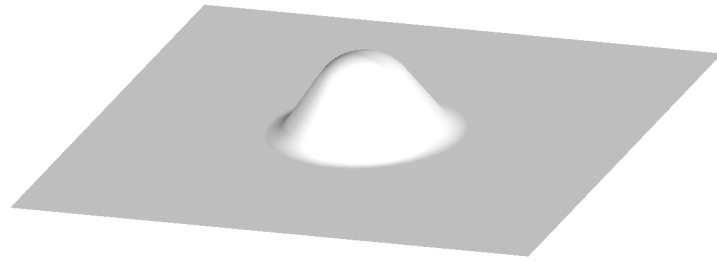
なお第4章に示したような形状最適化手法を用いることでさらに最適な金型形状を得ることが可能であると考えられる。

さらに図 5.3 に本成形時のブランクの変形状態を示す。成形途中でいったんしわが生じるが下死点ではしわが押しつぶされるのがわかる。しかし押しつぶされたしわの痕跡が表面に残ることがあり、製品によっては表面仕上げの状態が問題となることもある。

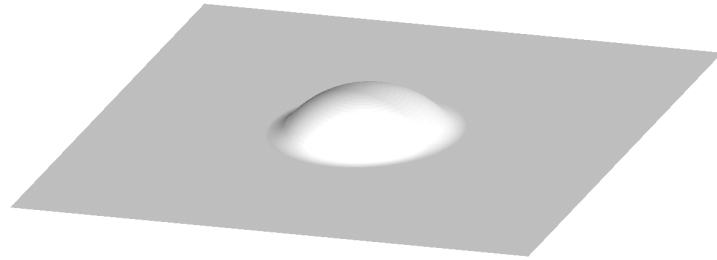
(4) シミュレーションの精度確認

シミュレーションで得られる板厚分布の精度を確認するため、試作実験を実施済みの金型と同条件によるシミュレーションを行ない、板厚分布を比較した。図 5.4 に示す金型による成形シミュレーションを行なった。ホルダー圧も実験に合わせ 9 ton とした。ブランクの公称板厚は 0.5 mm であるが、試験体の実測値^{*}は 0.47 mm であったため、シミュレーションもこれに合わせ初期板厚を 0.47 mm とした。図 5.5 (a)に成形後のコアの高さと板厚のグラフを示す。また図 5.5 (b)に成形シミュレーションで得られた板厚分布を示す。実験では高さ $8\text{ mm}\sim 10\text{ mm}$ にかけて板厚が急激に低下しているが、この位置の形状の変化はゆるやかであり、急激な板厚変化は測定誤差の可能性が考えられる。おおむねシミュレーションは実測値とよく一致しているとみることができる。

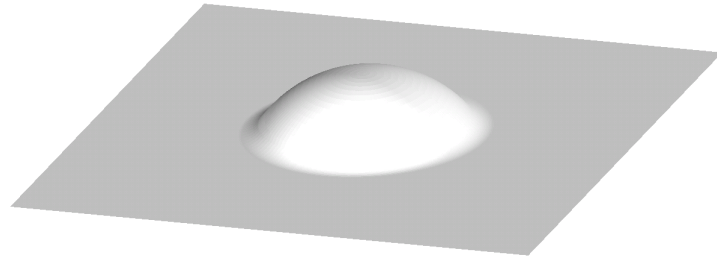
※実測値はオカダ工業による油圧プレス成形で得られた試験体のマイクロゲージによる計測値 (2007/10/31) による。



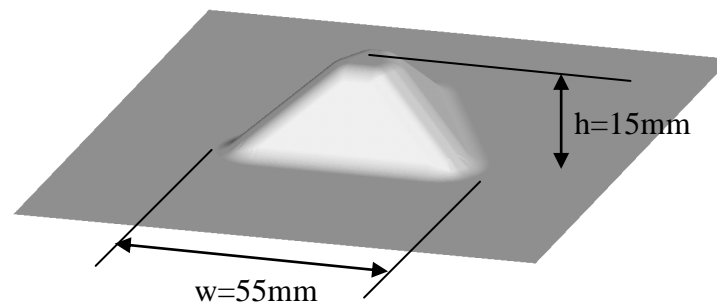
(a) Preforming tool A



(b) Preforming tool B

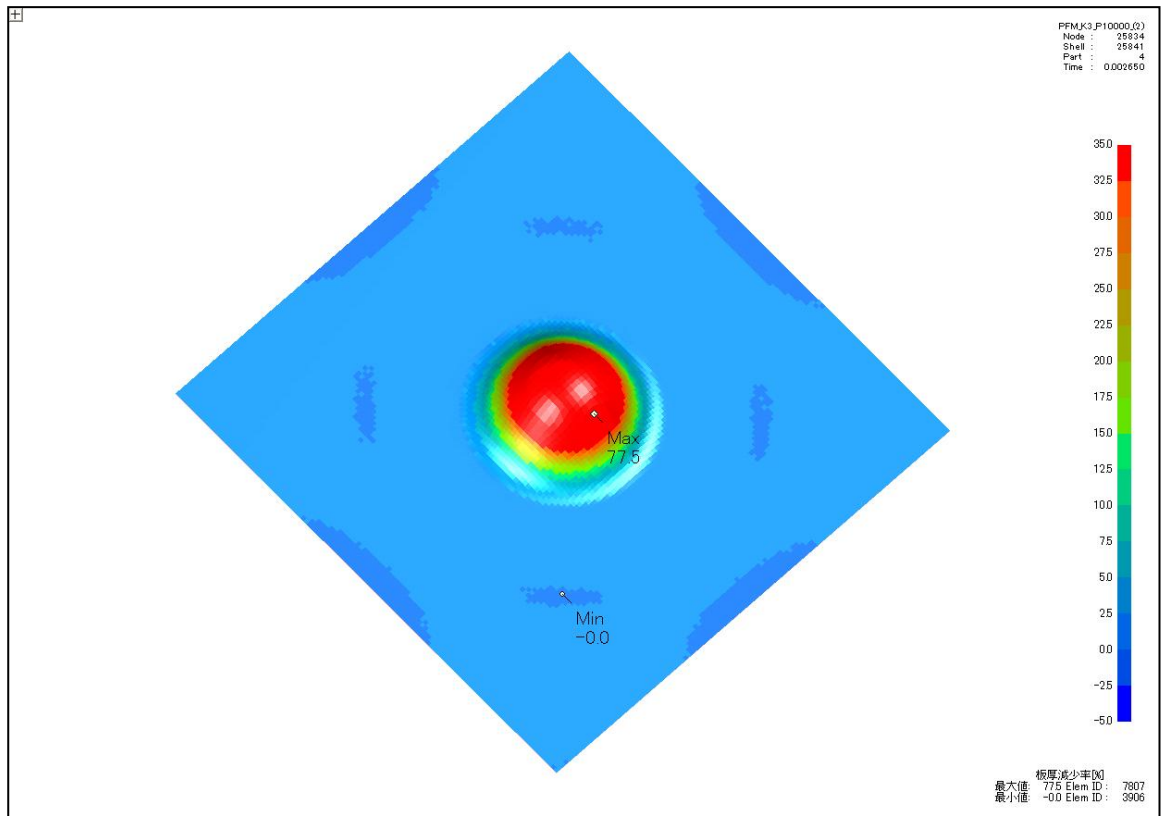


(c) Preforming tool C

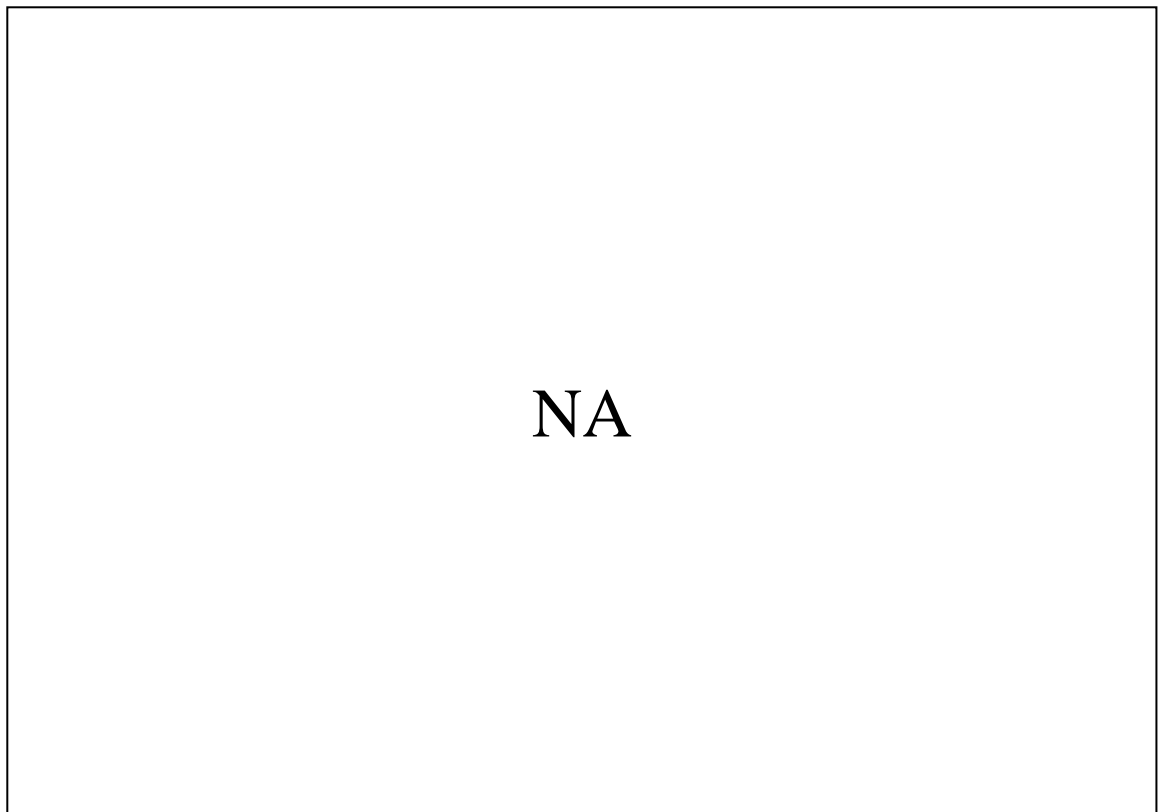


(d) Forming tool

图 5.1 Single core model tool geometry

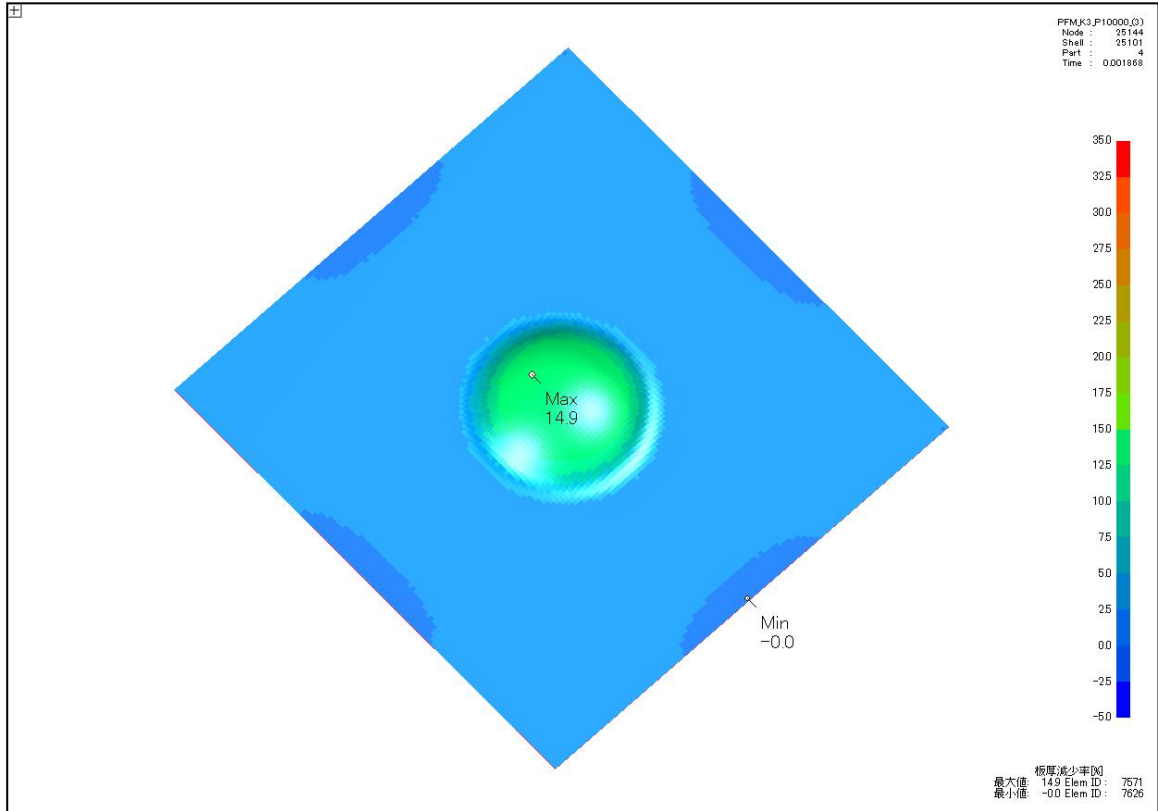


Preforming with tool A, Maximum thickness reduction = 77.5%

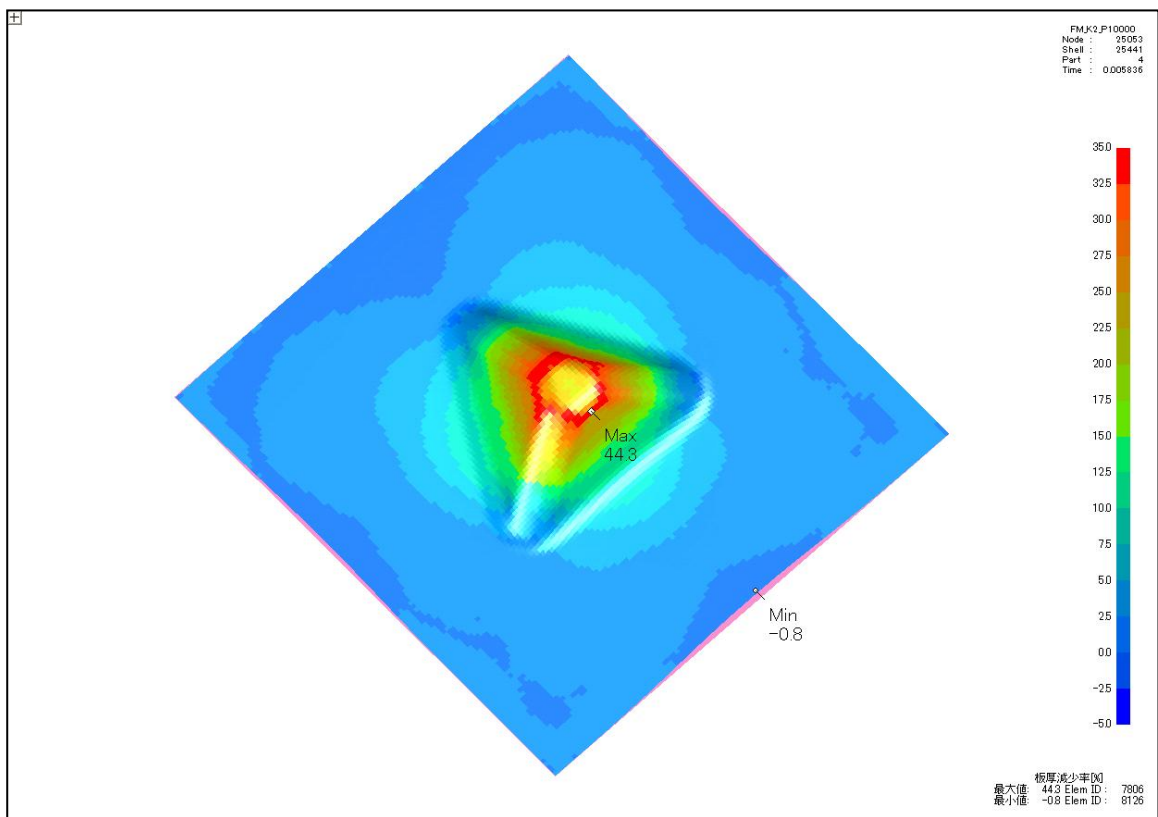


Simulation of forming process was not performed as large thickness reduction occurred in the preforming process.

図 5.2 (a) Results of preforming and forming simulation with tool A

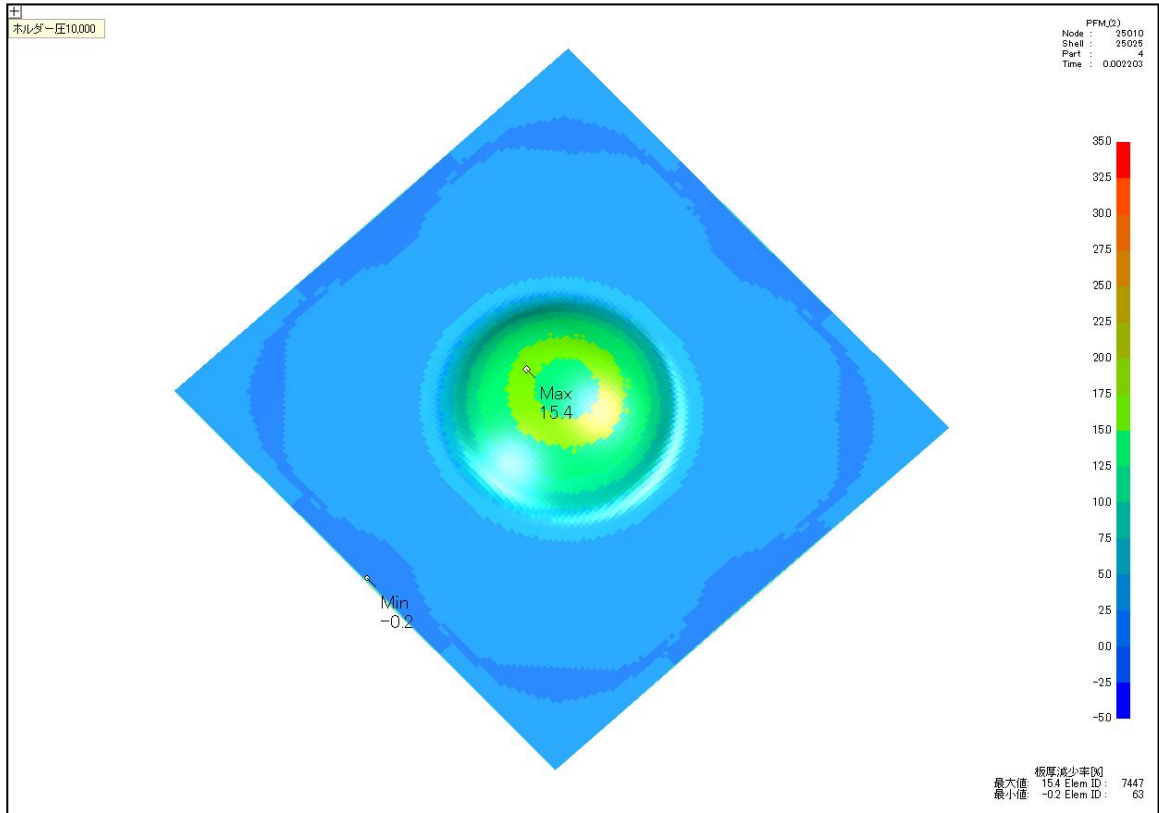


Preforming with tool B, Maximum thickness reduction = 14.9%

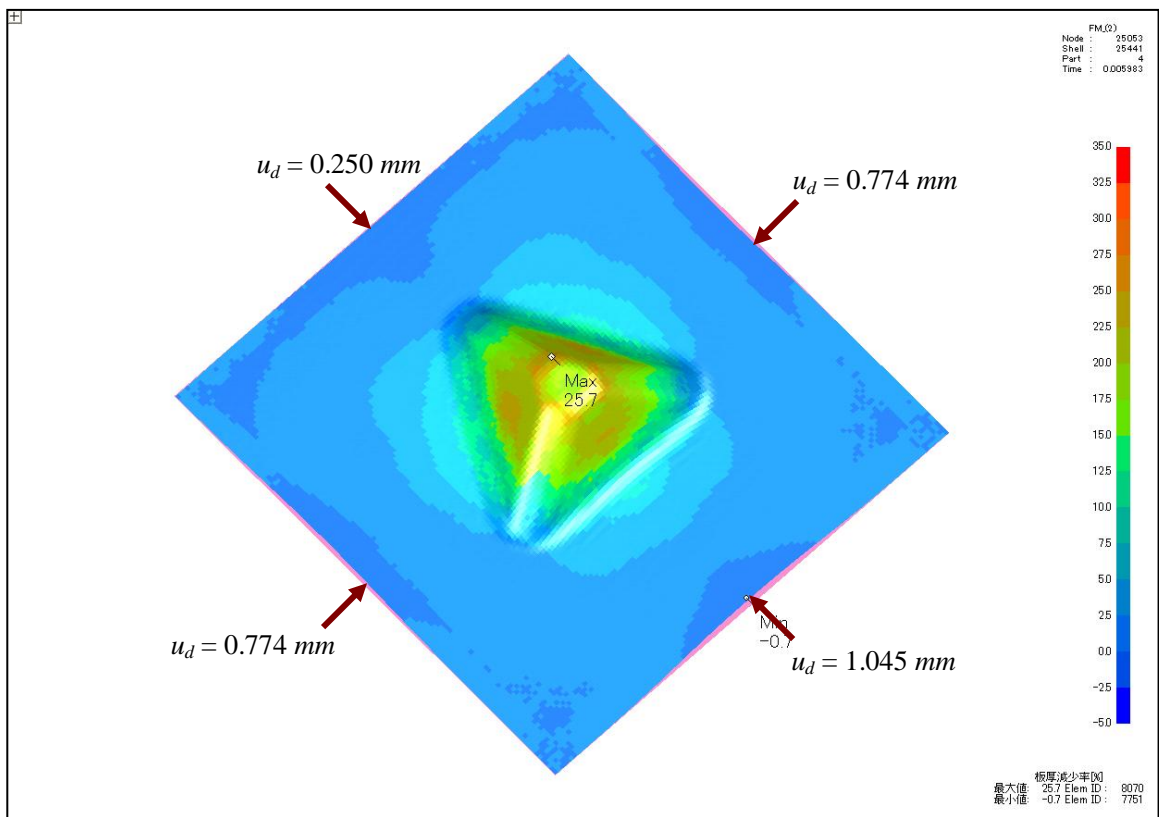


Forming, Maximum thickness reduction = 44.3%

图 5.2 (b) Results of preforming and forming simulation with tool B



Preforming with tool B, Maximum thickness reduction = 15.4%



Forming, Maximum thickness reduction = 25.7%

図 5.2 (c) Results of preforming and forming simulation with tool C

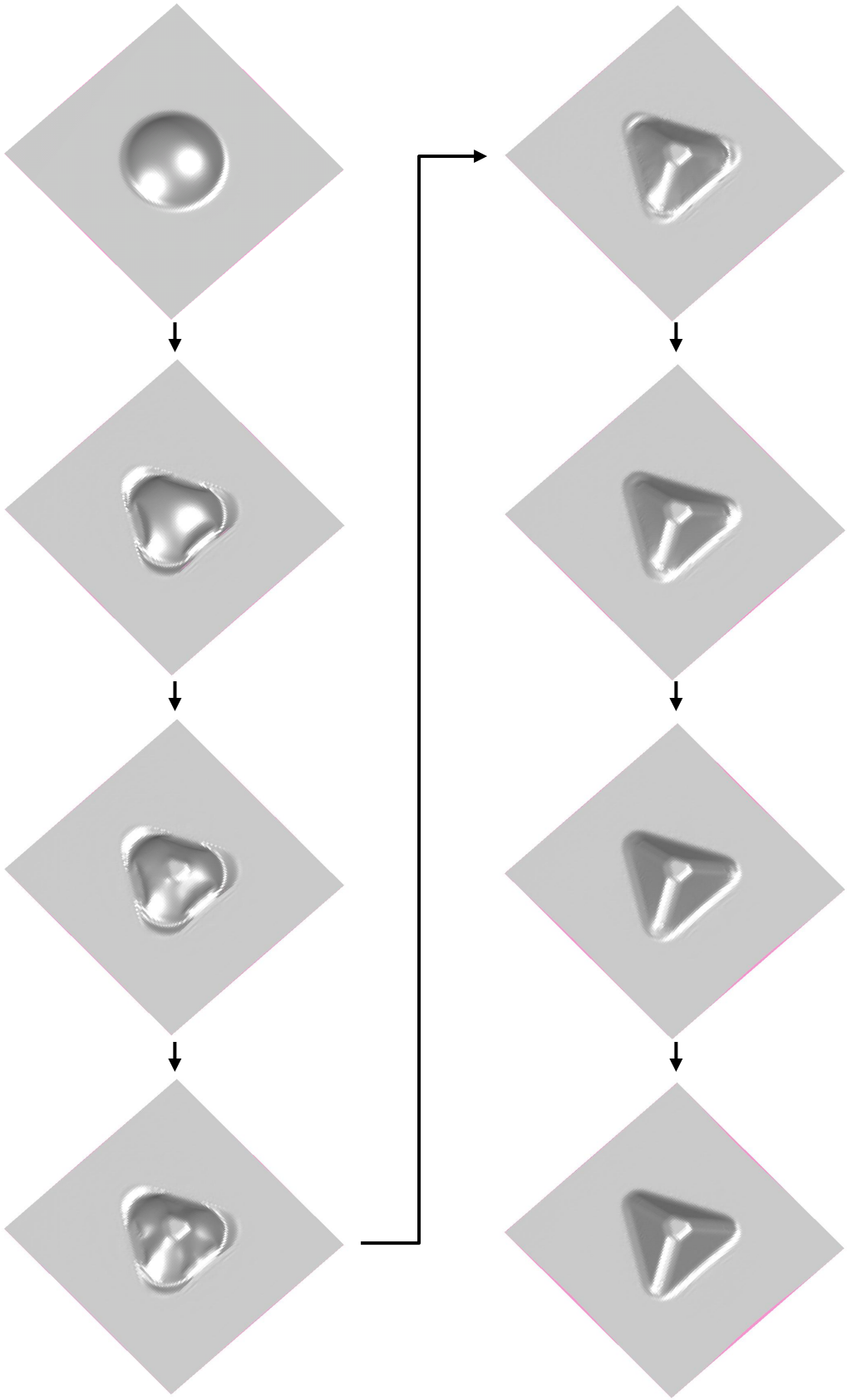
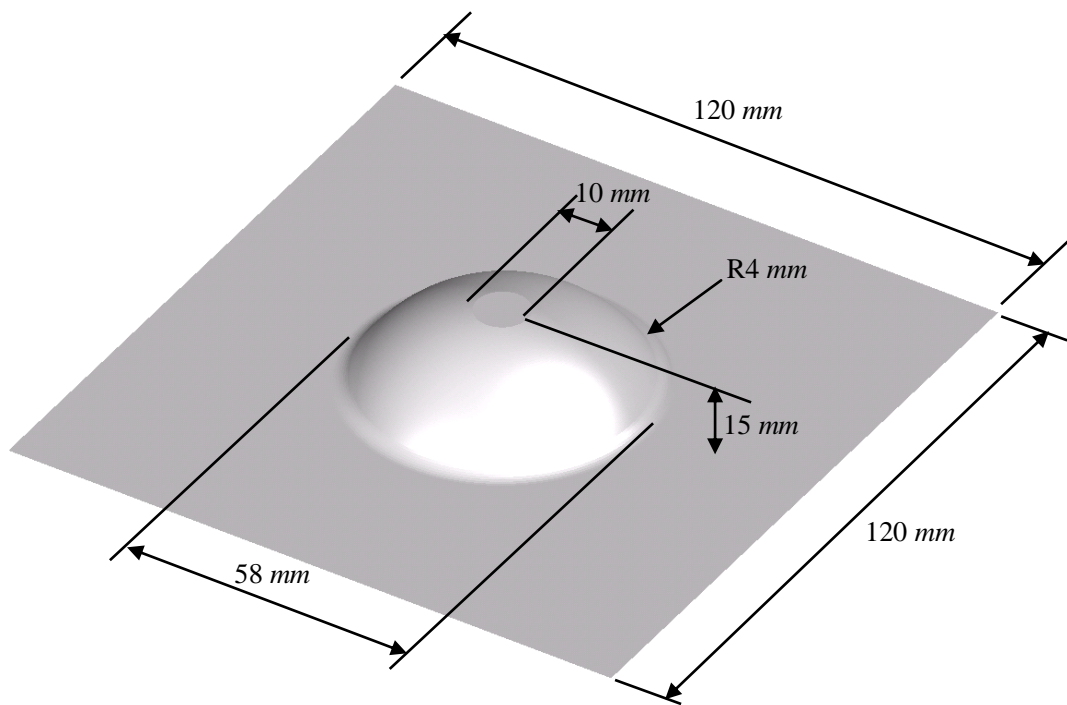
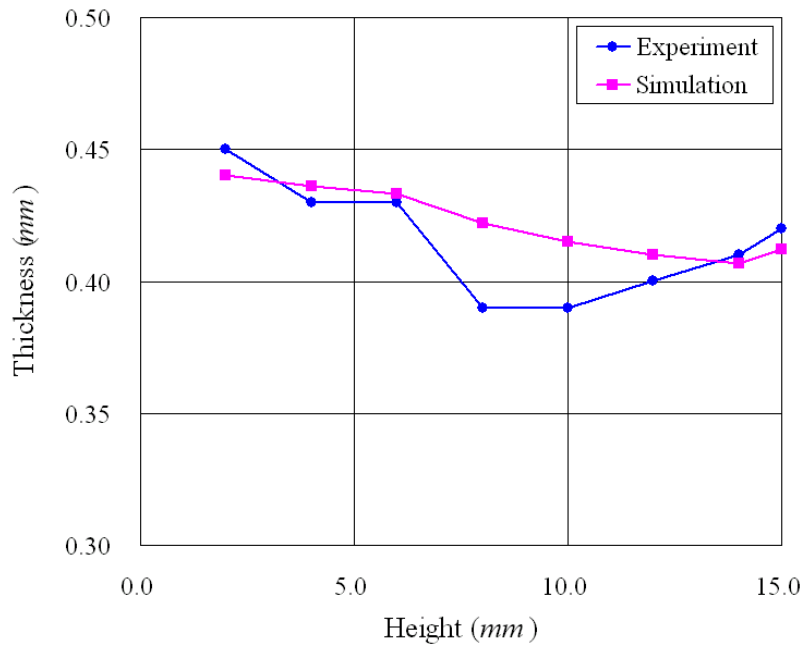


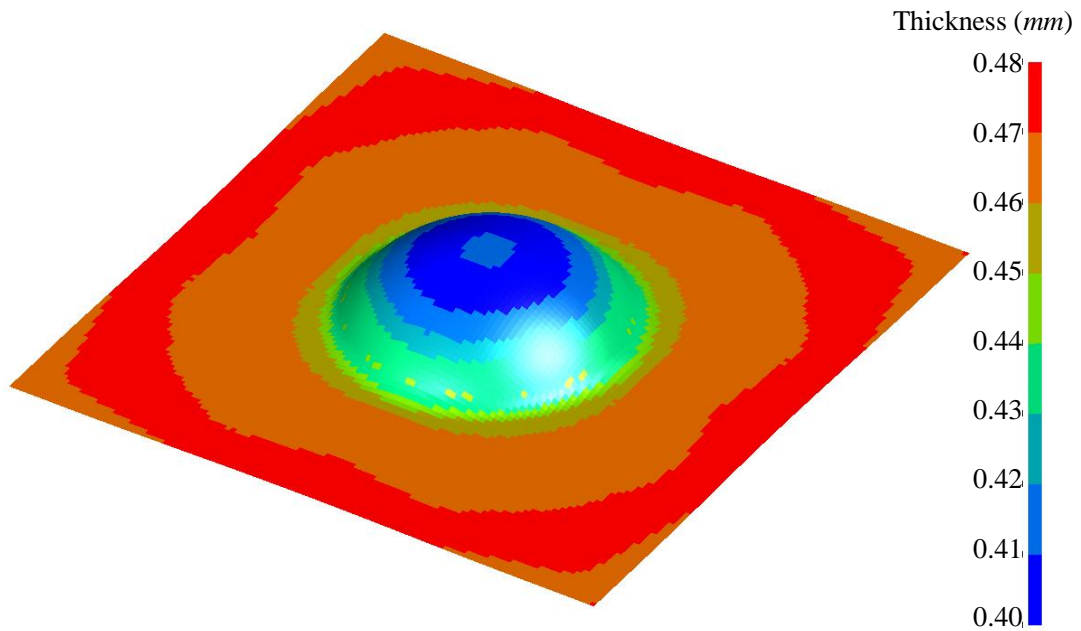
图 5.3 变形 of blank in forming process after preforming with tool C



☒ 5.4 Dimensions of die for comparison of thickness distribution between experiment and simulation



(a) Thickness vs height of core



(b) Thickness distribution obtained from simulation

☒ 5.5 Comparison of thickness between experiment and simulation

5.2.3 トラスコアパネル成形シミュレーション

(1) 解析モデル

第2章で示した成形シミュレーションにより、トラスコアパネルの成形工法として順送型の多工程成形の有効性が確認されたため、これに基づいて実パネルの試作が検討された。実パネル製作に当たっては用途に応じて三角錐コアの寸法が変更でき、同時に金型製作コストを抑えるためにコア型部のみを置換できるようにした汎用金型の使用が検討された。そのため第2章で用いた金型と異なり、予備成形金型と本成形金型を分離した金型が製作された。この試作金型のCADデータを基にして製作したパンチ、ダイ、ホルダー、ブランクのFEMモデルを図5.6に示す。パンチと対をなすダイ側の凹型部は本成形ダイを除いて中空となっており、コアの高さをある程度変更することができるように設計されている。トラスコアのピッチは55 mmであり、予備成形金型高さは16 mm、本成形金型高さは17 mmである。またブランクは幅500 mm、長さ825 mm、板厚0.5 mmであり、ブランクのメッシュサイズは1 mmとした。ブランクの節点数は413,826、シェル要素数は412,500となった。コア配列は幅方向に9列となっている。ブランクは図の左から右方向に順送され、成形される。

(2) 解析条件

材料は表2.1および図2.4に示したSPCEとした。ホルダー圧は予備成形時3,000 kgf、本成形時20,000 kgfとした。またブランクと金型との摩擦係数はすべて0.1とした。成形が進行するにつれてブランク全体にうねりが生じたため、成形時に可能な限り平坦に保つため、第2成形工程以後の各工程後にダイ上に置かれたブランクを平坦化するためのブランクホールディングの工程を追加した。

(3) 結果および検討

図5.7(a)~(g)に各成形工程で得られた板厚減少率分布とブランクの成形形状を示す。第1工程(図5.7(a)上)では予備成形の1列目が成形される。半球形に成形されたコアの頂部から約6 mm離れた箇所に最大の板厚減少箇所(板厚減少率21.2%)がみられる。板の順送方向先端にしわが発生しているが、これはダイおよびホルダーの外にはみ出た部分である。また板の左右両端部にもしわが生じた。これは側面からコア部への板の流入によるものである。なお最小板厚減少率-11.1%の箇所が図中に表示されているが、これは板厚が厚くなったことを示している。その位置はしわが集中している箇所であり、局所的にシェル要素が圧縮されて板厚の増加が生じているものと思われる。製品化の際には切断される余肉部に当たるため計算上は無視しても差し支えないと考えられる。

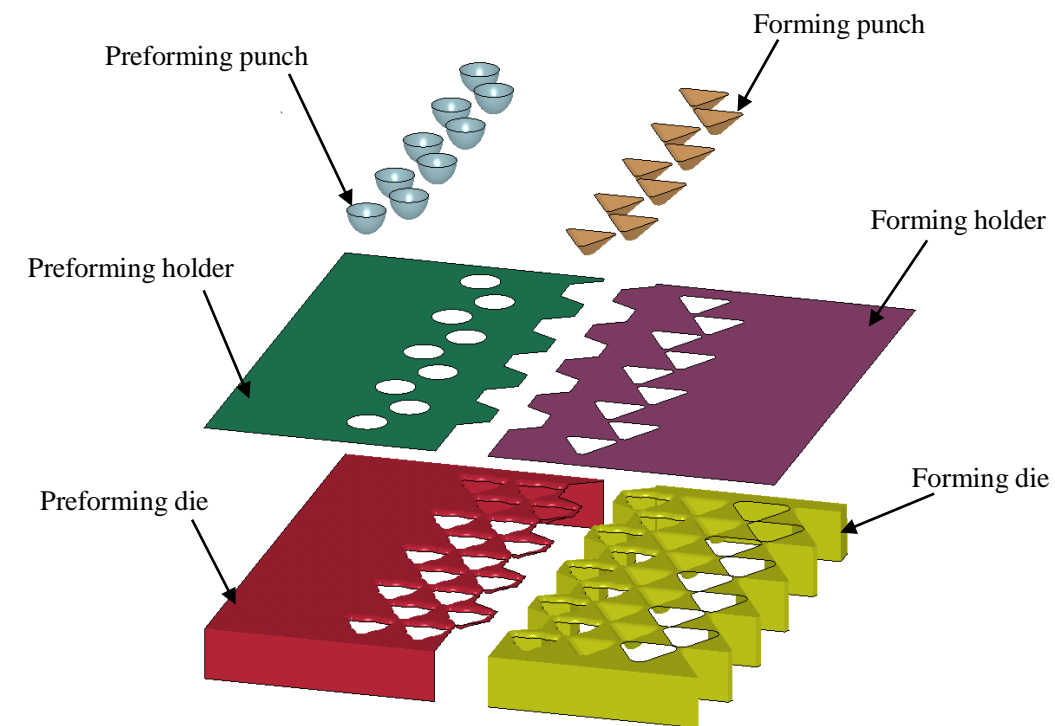
第2工程では予備成形の2列目が成形されているが、1列目のコアがあるため前方からの板の流入量が減少したことにより、2列目の板厚減少率は25.9%に上昇している。やはり板の左右に流入によるしわが生じた。

第3工程では前方よりの板の流入はさらに少なくなり、予備成形の3列目の板厚減少率は30.9%に上昇している。

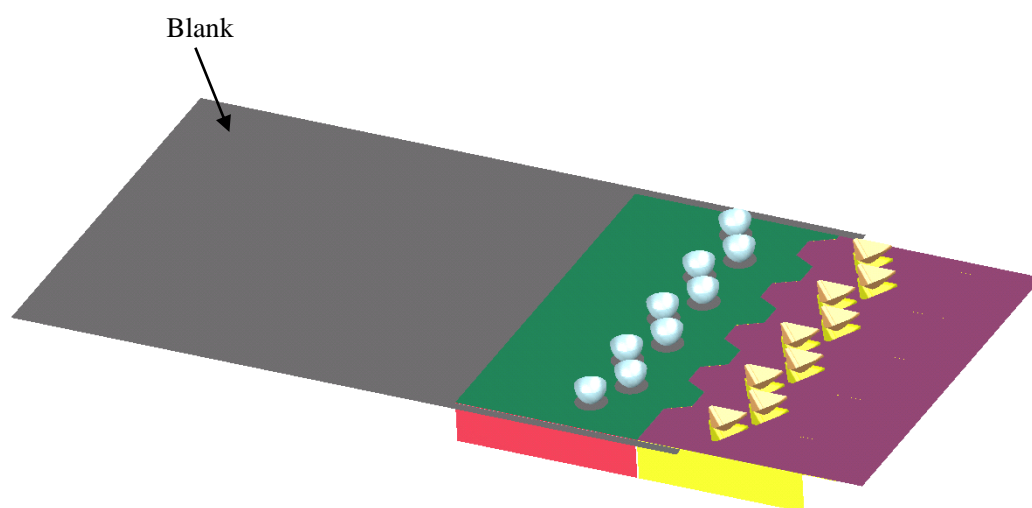
第4工程において本成形の三角錐コアの1列目が成形される。このとき1列目最下端のコア

に板厚減少率 30.5%が生じるが、30%を大きく超えるものではなく、実際にはわれが生じることなく成形できている。

以下第 5, 第 6, . . . 工程と続くが、工程が進行するにつれてブランクの後部にうねりが生じてきた。その原因のひとつは予備成形金型より後方の板が上下に振動することにあるが、シミュレーションでは実際の金型の動作よりも高速に加工しているため、上下の振動がより大き



(a) Forming tools



(b) Initial setup of entire model

図 5.6 Real truss core panel and tool model

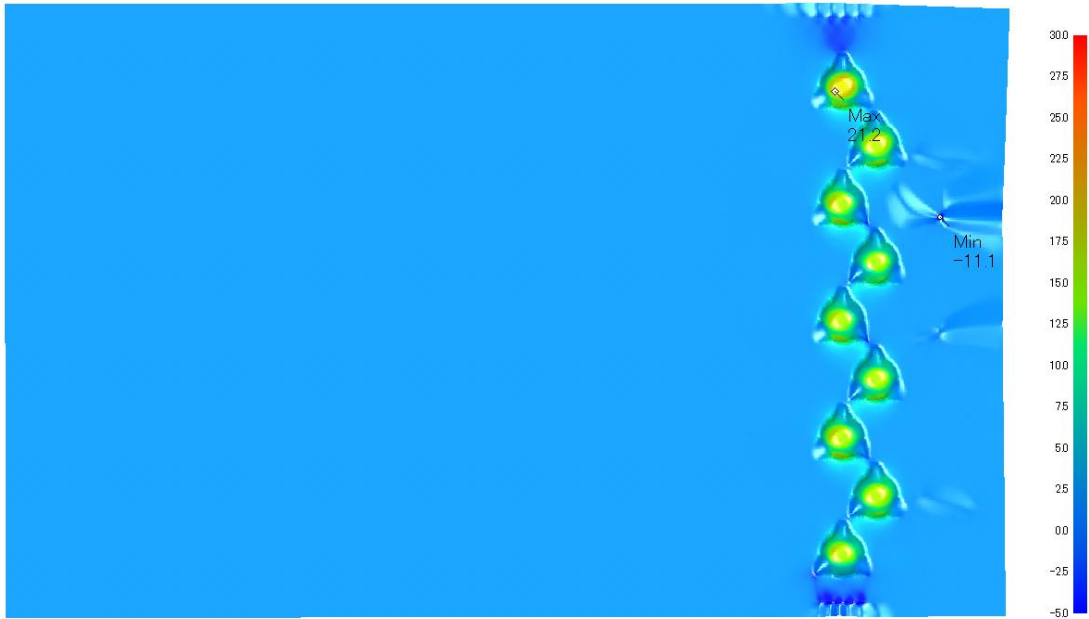
くなる傾向となっている。また第4工程以降、ブランク全体が進行方向に対し右に曲がる傾向にあることがわかる。これは進行方向右側、すなわちコアの三角形の底面の側のほうが進行方向左側、すなわち三角形の頂部側よりも板の引き込み量が多いためと考えられる。

図5.7(g)に最終結果を示す。板厚減少率の分布をよくみると、図の上から2段目が最も板厚減少が生じているのがわかる。実際の成形トライでもこの列に亀裂が生じることが観察されたということが報告されており、シミュレーションでもその傾向がとらえられているが、そのメカニズムは十分解明するに至っていない。

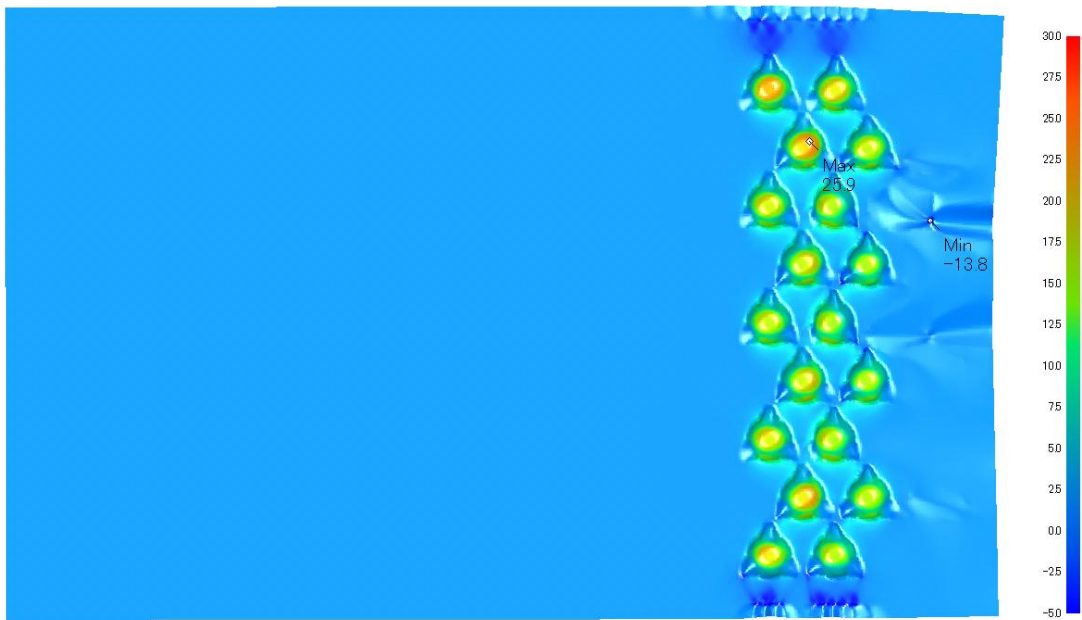
図5.8(a)~(g)はシェーディング表示により各工程終了時のブランクの形状を示している。コアの成形が進行するにつれてブランクの長さが短縮していく状態が読み取れる。またブランク後部が上下にたわんでいる様子がとらえられている。図5.9に工程ごとのブランク長さの変化のグラフを示す。ブランクの長さの短縮の量は左右で異なるがどちらもほぼ線形に短縮していることがわかる。ブランクのフランジ部に適当なドロースタンプを設置し、左右の短縮量を一致させることでブランクが全体的に右にカーブする変形を抑制することが可能になるものと思われる。

また本解析では比較的廉価な鋼材であるSPCEを用いたが用途によってはSUS304など他の材料を用いて成形することも考えられる。材料ごとに r 値は異なるため、板厚の変化量やしわの発生箇所、その大きさなどの r 値の影響を受ける材料の挙動も異なることが予想される。このような材料挙動の予測は本シミュレーション技法によって予測することが可能であり、今後シミュレーションを用いて成形に適した r 値をもつ材料の選定を行なうことも考えられる。

本解析にはIntel(R) Xeon(R) 3.00GHzを搭載したLinux PC クラスタ8CPUを用い、CPU時間は平均してフォーミング工程が1時間30分、ブランクホールド工程が2時間程度であった。またこの後のスプリングバックの計算時間は35分であった。

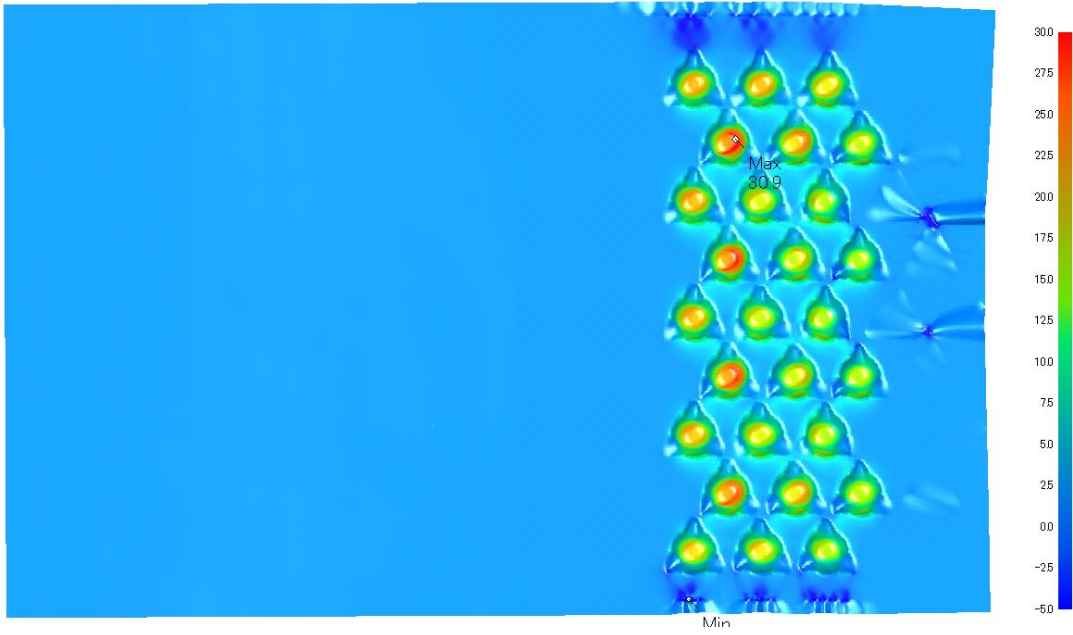


Forming stage 1

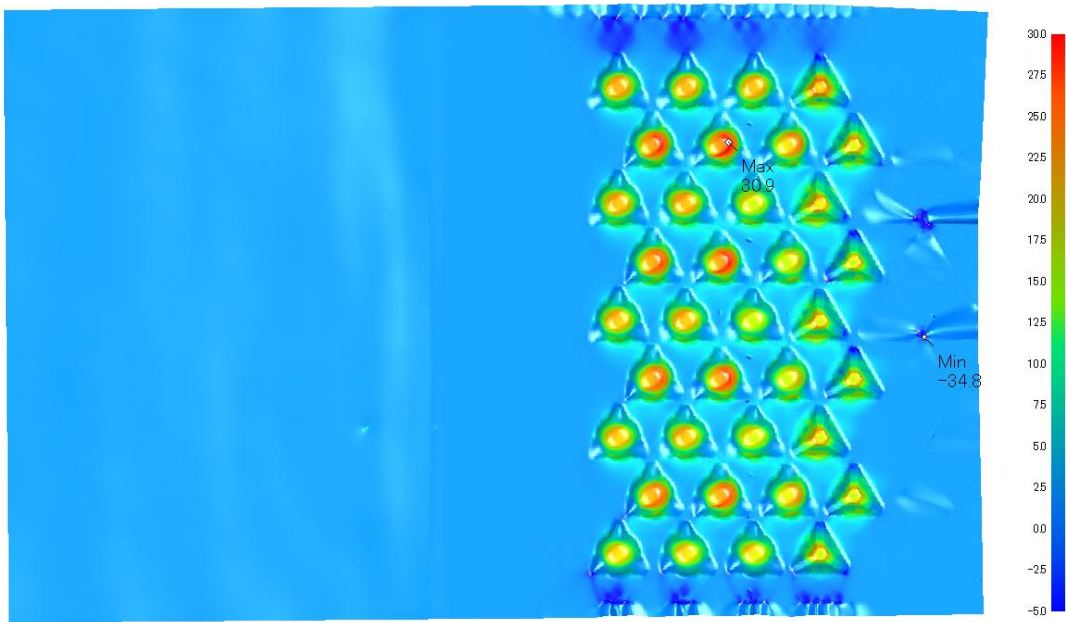


Forming stage 2

☒ 5.7 (a) Real truss core panel forming simulation (thickness reduction (%))

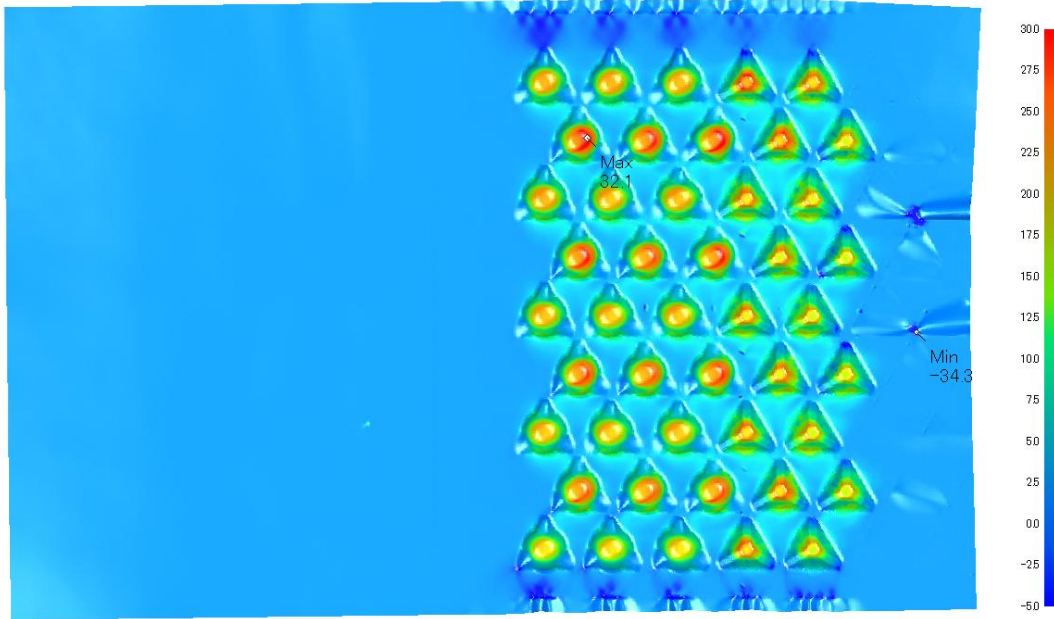


Forming stage 3

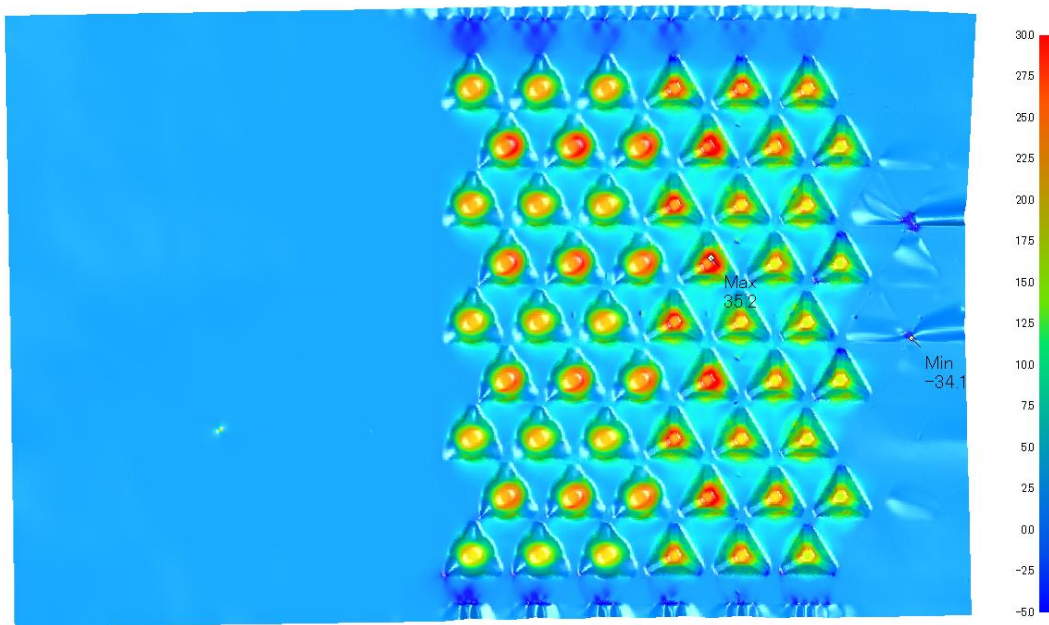


Forming stage 4

☒ 5.7 (b) Real truss core panel forming simulation (thickness reduction (%))

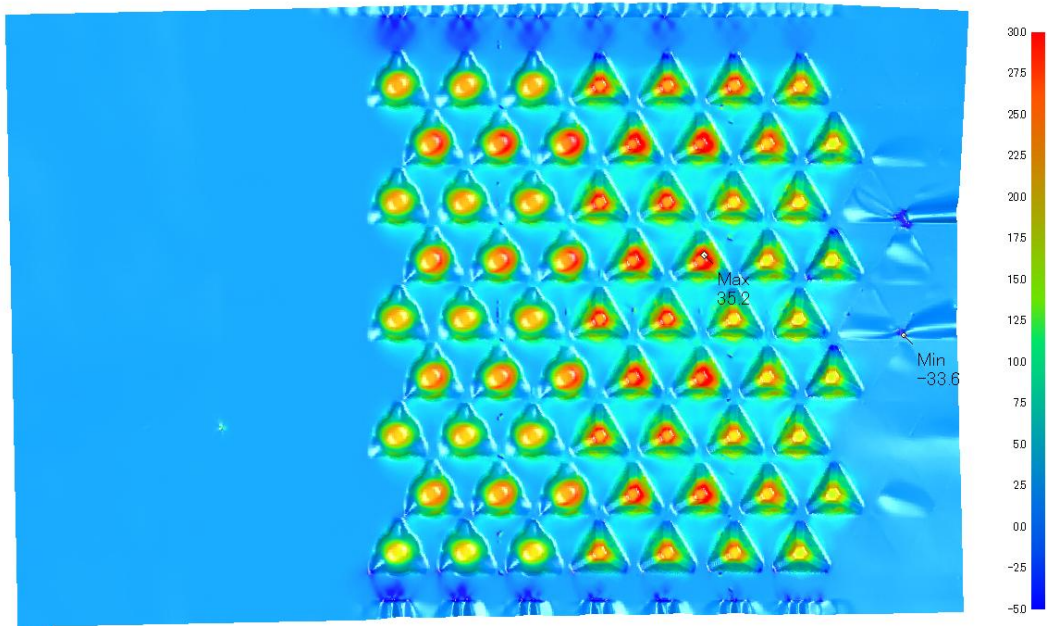


Forming stage 5

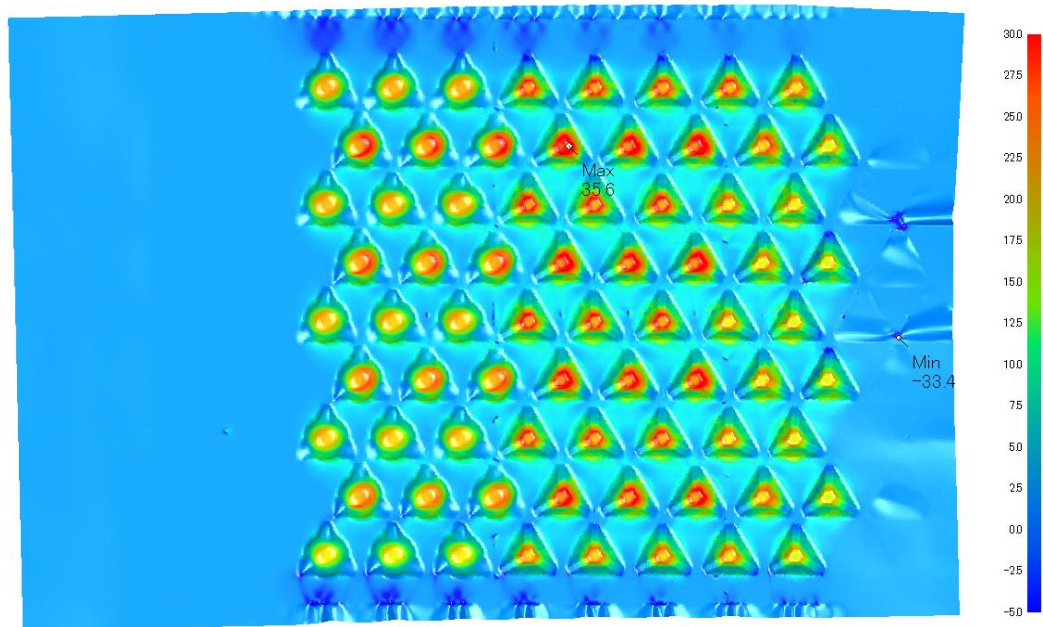


Forming stage 6

☒ 5.7 (c) Real truss core panel forming simulation (thickness reduction (%))

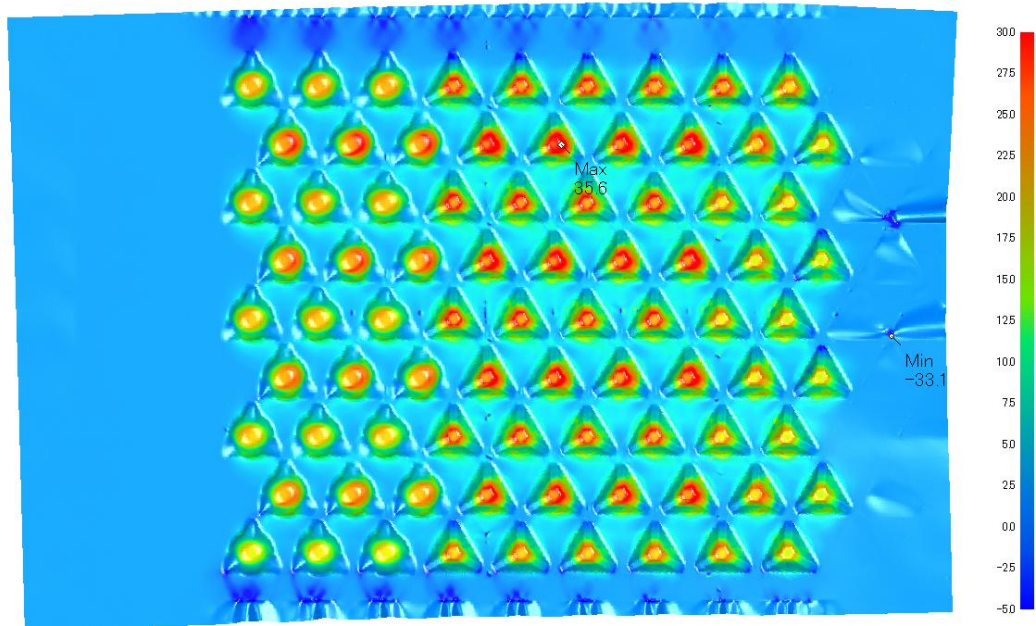


Forming stage 7

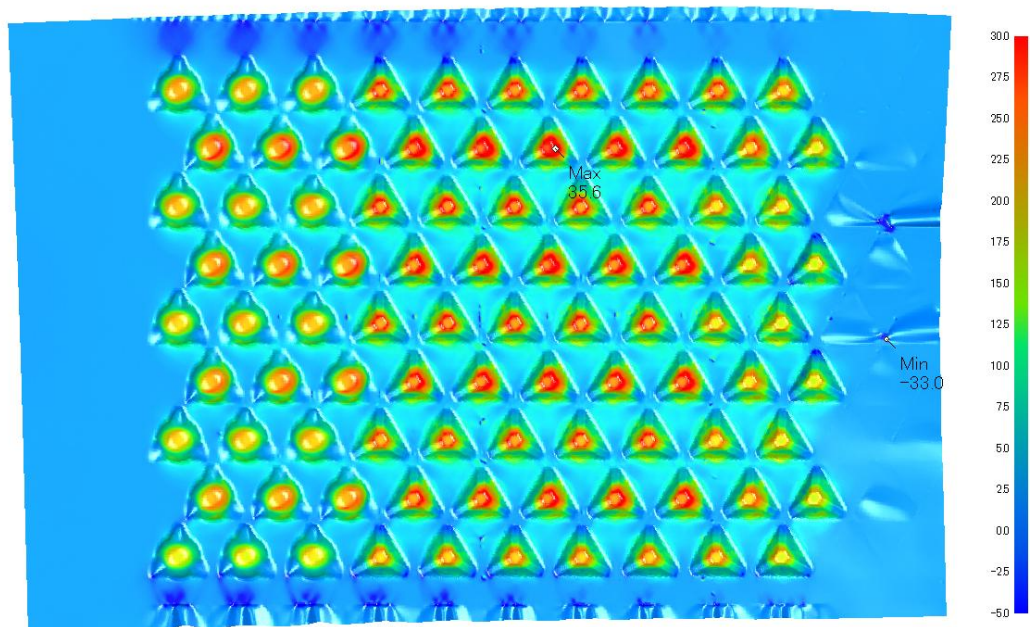


Forming stage 8

☒ 5.7 (d) Real truss core panel forming simulation (thickness reduction (%))

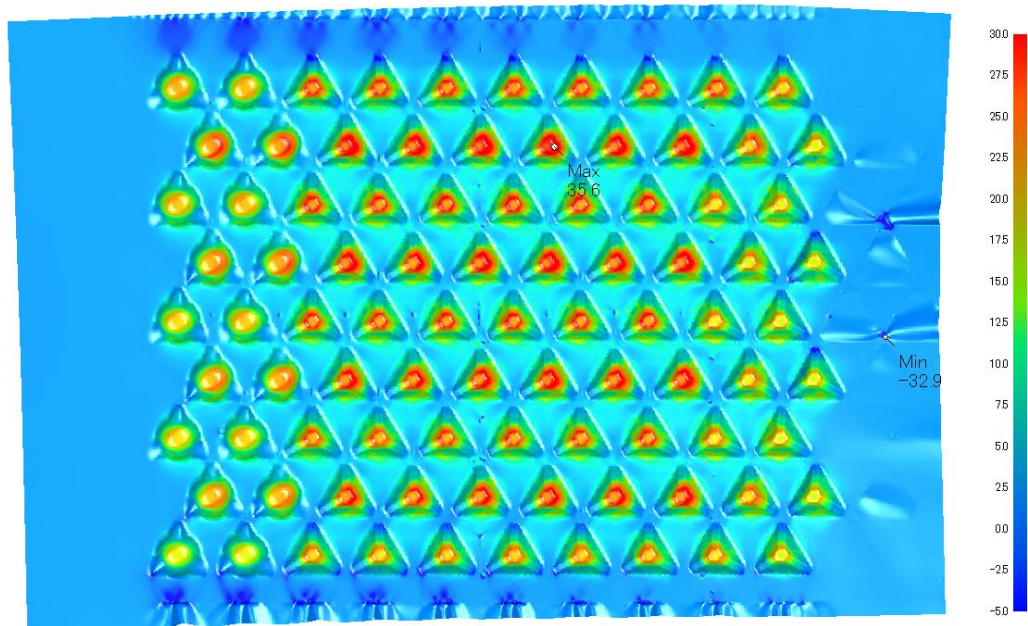


Forming stage 9

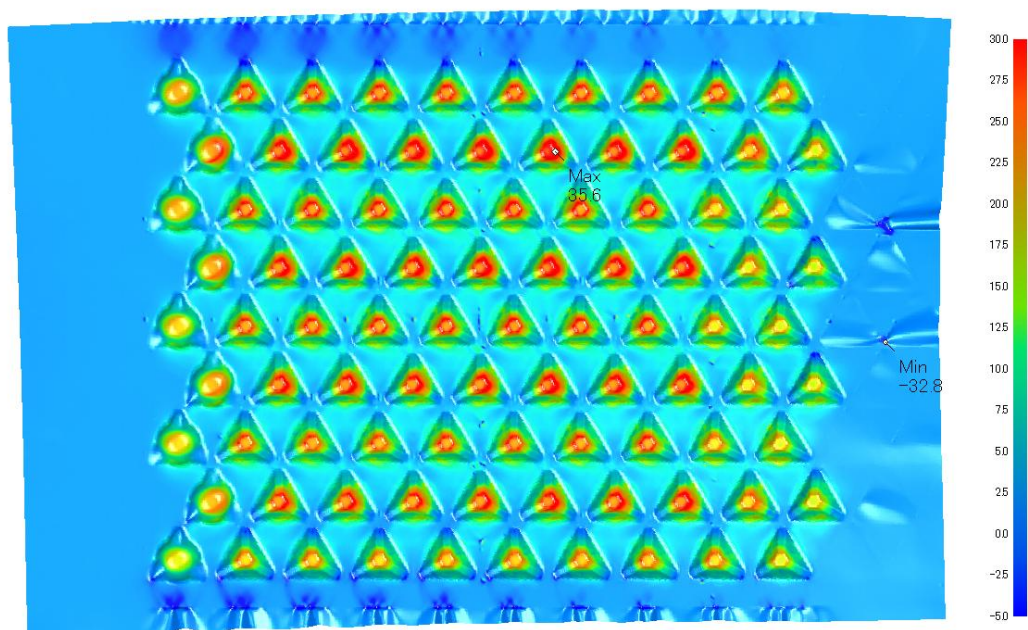


Forming stage 10

图 5.7 (e) Real truss core panel forming simulation (thickness reduction (%))

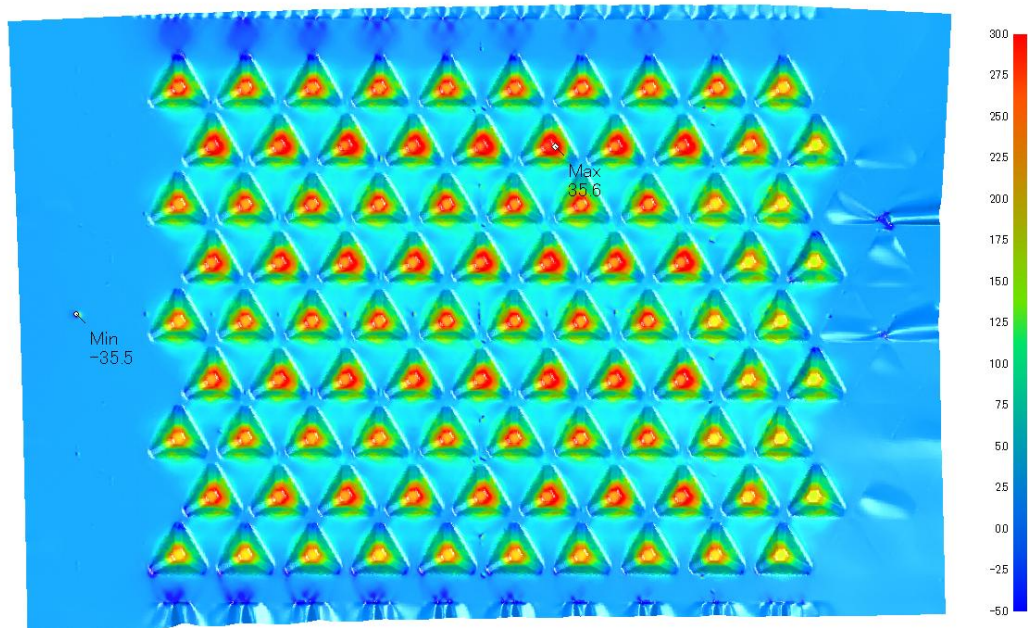


Forming stage 11



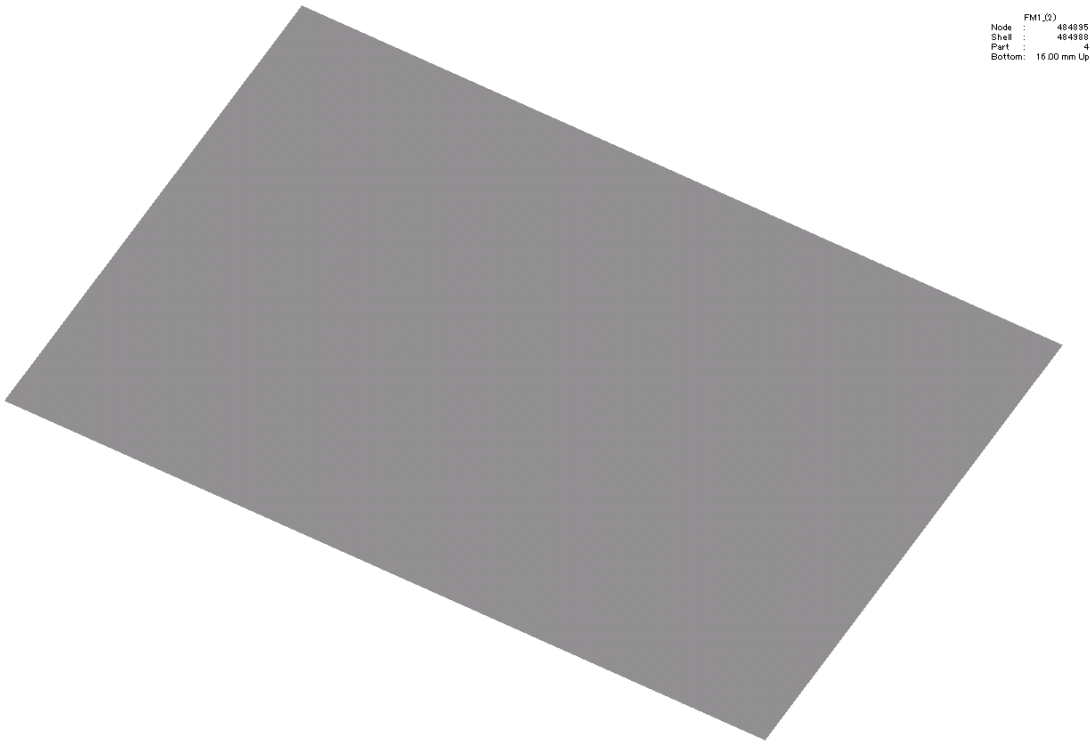
Forming stage 12

图 5.7 (f) Real truss core panel forming simulation (thickness reduction (%))



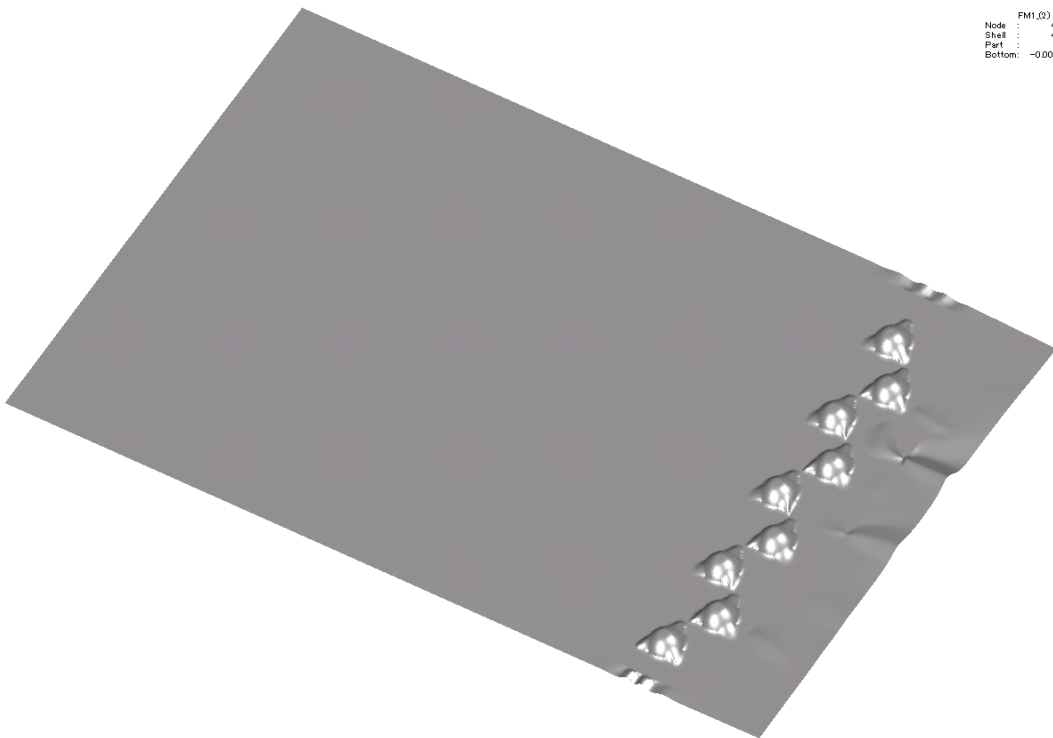
Forming stage 13

☒ 5.7 (g) Real truss core panel forming simulation (thickness reduction (%))



FM1,(2)
Node : 484895
Shell : 484898
Part : 4
Bottom: 16.00 mm Up

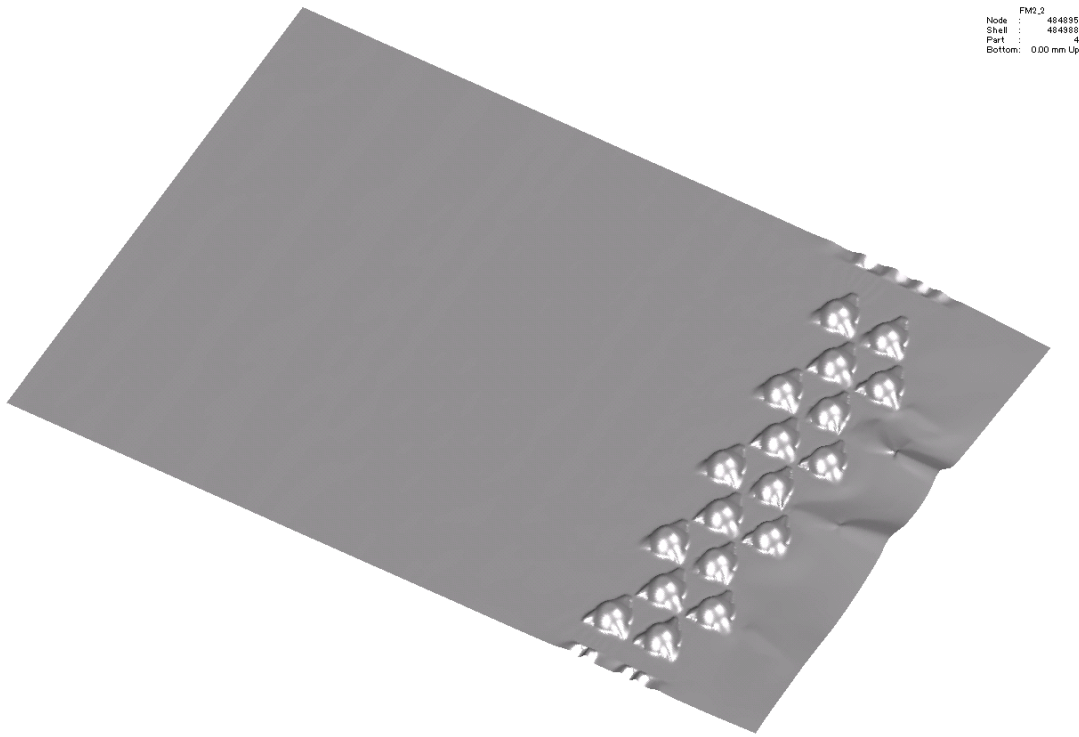
Initial geometry



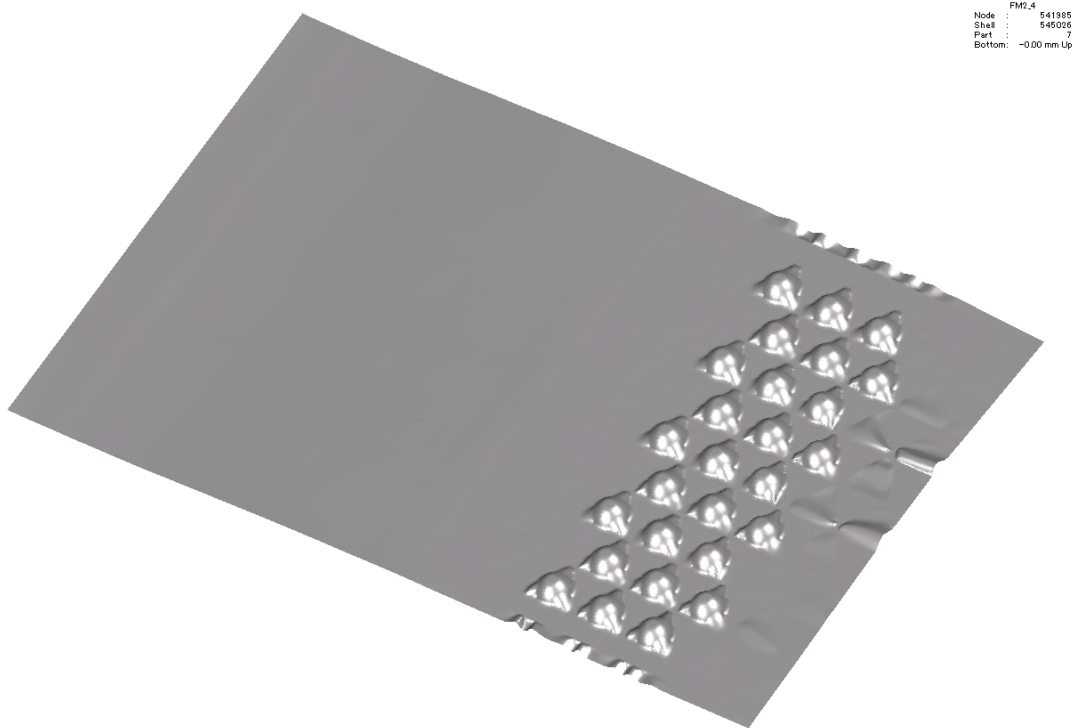
FM1,(2)
Node : 484895
Shell : 484898
Part : 4
Bottom: -0.00 mm Up

Forming stage 1

☒ 5.8 (a) Real truss core panel forming simulation (deformation)

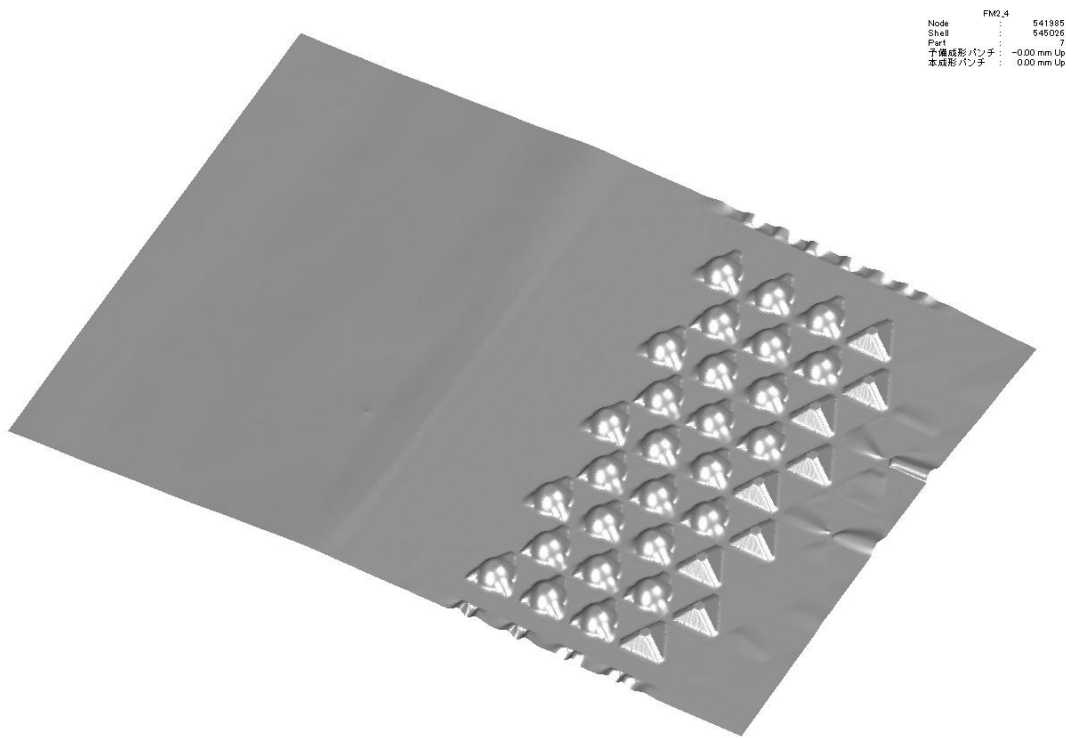


Forming stage 2

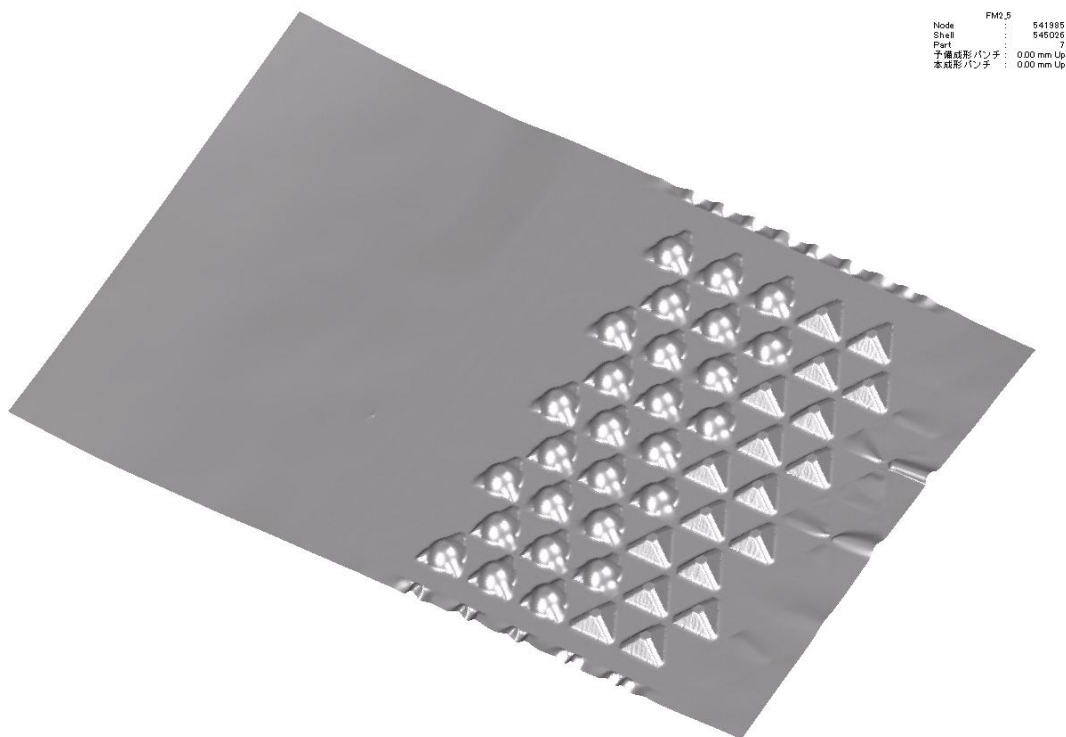


Forming stage 3

☒ 5.8 (b) Real truss core panel forming simulation (deformation)

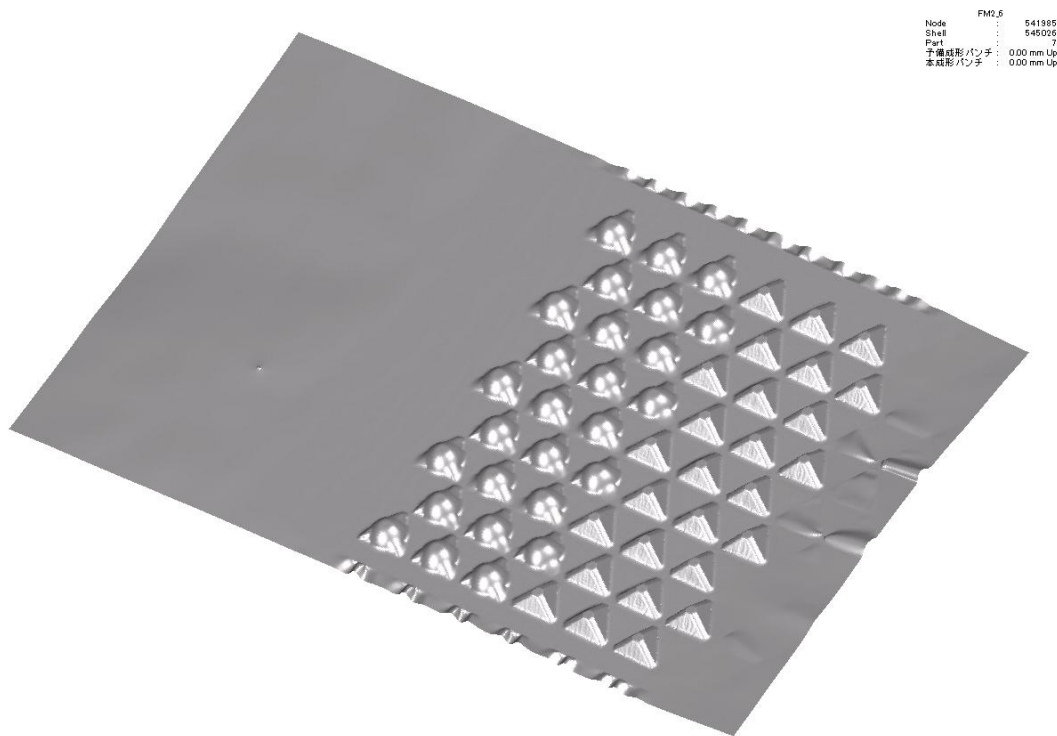


Forming stage 4



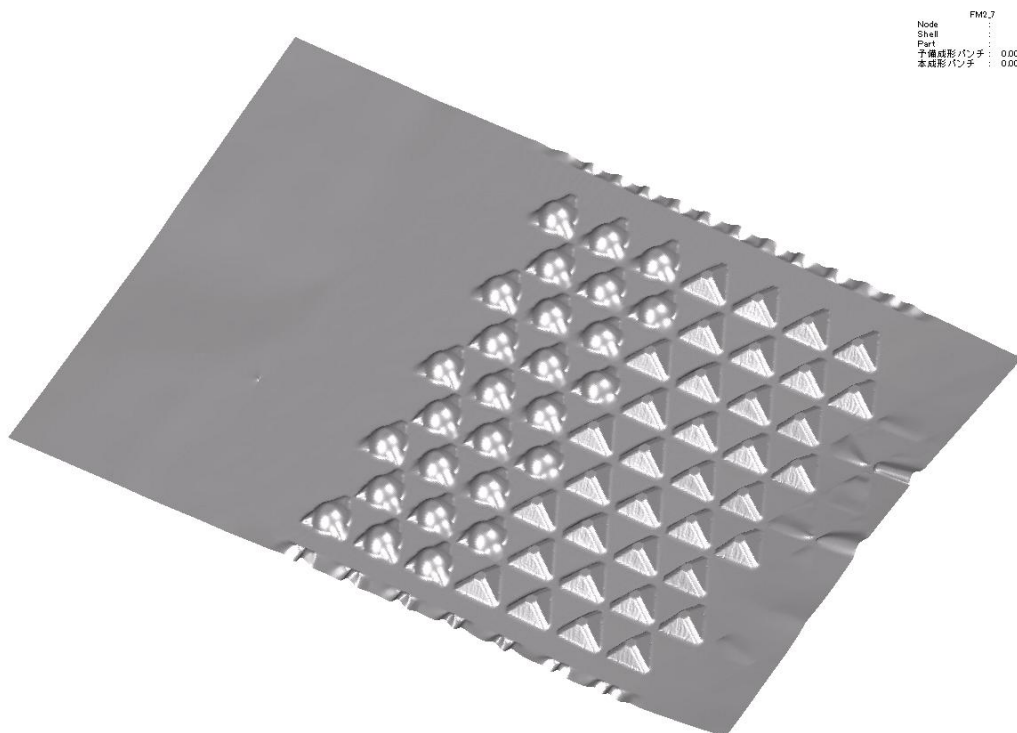
Forming stage 5

☒ 5.8 (c) Real truss core panel forming simulation (deformation)



	FM2.6	
Node	:	541985
Shell	:	545026
Part	:	7
子機成形パンチ	:	0.00 mm Up
本機成形パンチ	:	0.00 mm Up

Forming stage 6

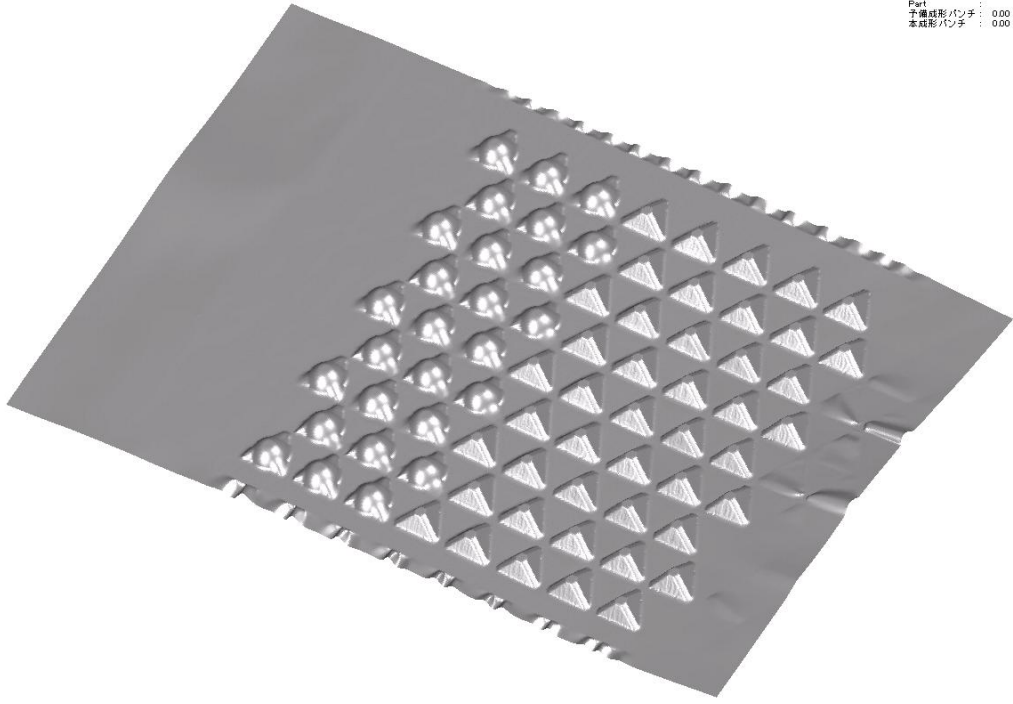


	FM2.7	
Node	:	541985
Shell	:	545026
Part	:	7
子機成形パンチ	:	0.00 mm Up
本機成形パンチ	:	0.00 mm Up

Forming stage 7

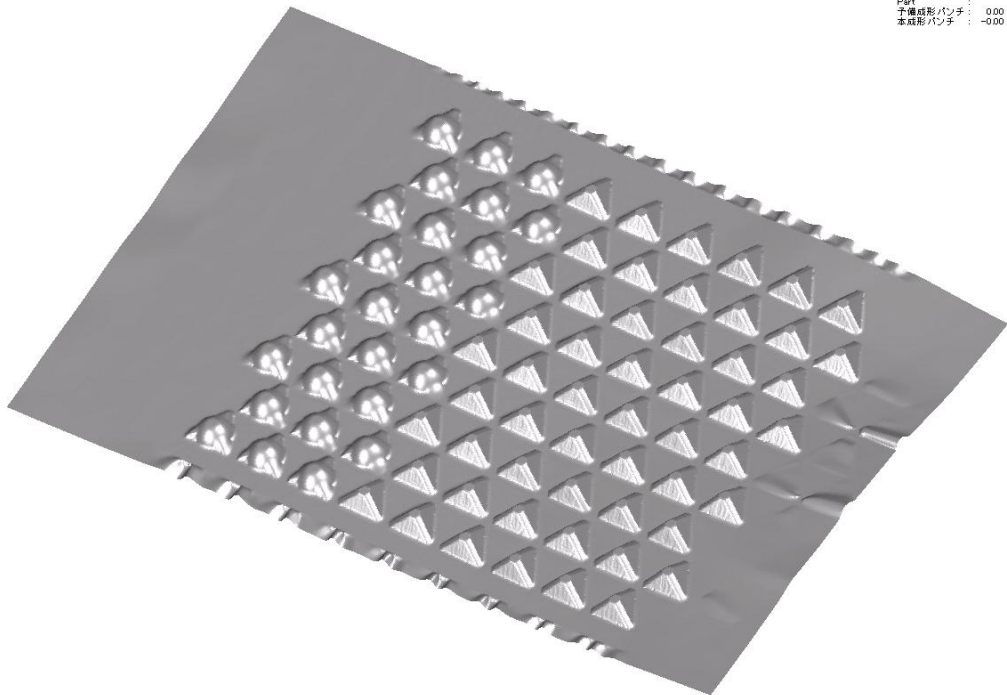
☒ 5.8 (d) Real truss core panel forming simulation (deformation)

	FM2.8	
Node	541985
Shell	545026
Part	7
予備成形パンチ	0.00 mm Up
本成形パンチ	0.00 mm Up



Forming stage 8

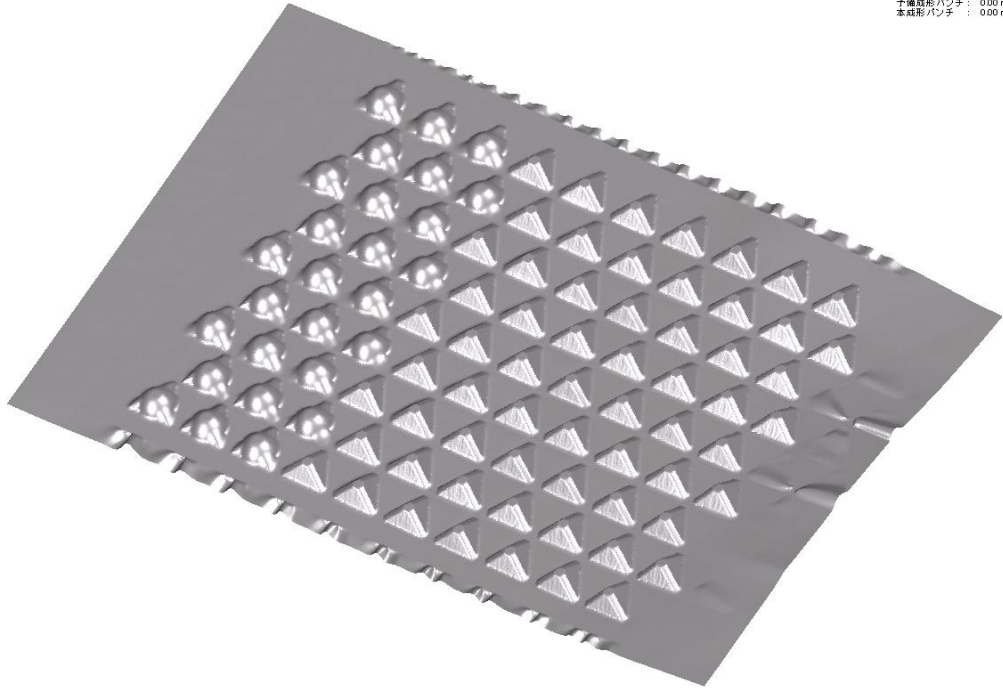
	FM2.9	
Node	541985
Shell	545026
Part	7
予備成形パンチ	0.00 mm Up
本成形パンチ	-0.00 mm Up



Forming stage 9

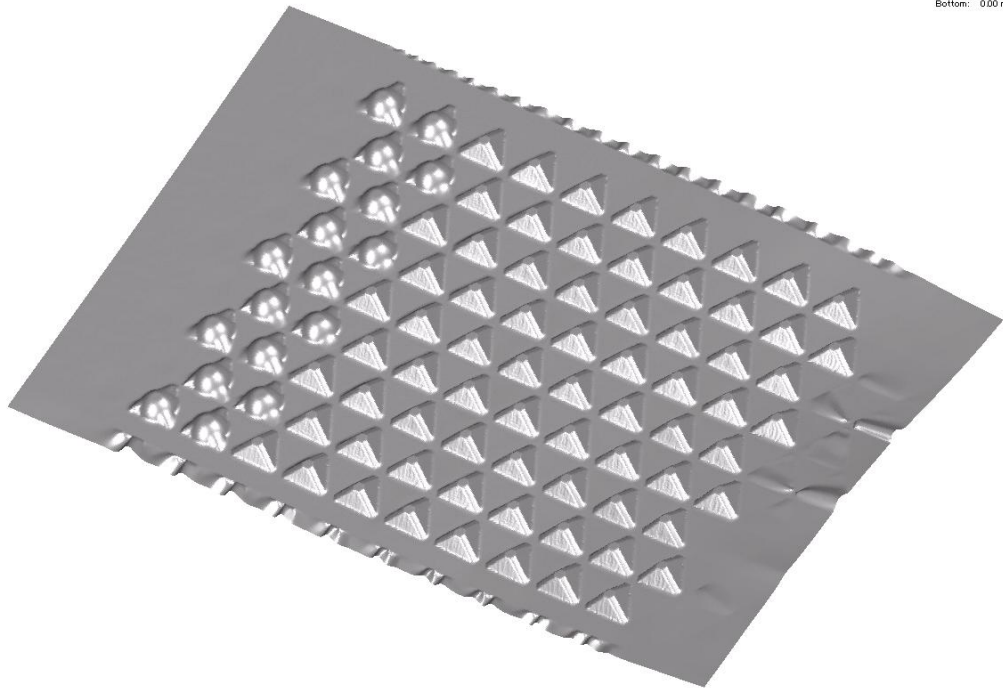
☒ 5.8 (e) Real truss core panel forming simulation (deformation)

FM2_10
Node : 541985
Shell : 545026
Part : 7
予備成形パンチ : 0.00 mm Up
本成形パンチ : 0.00 mm Up



Forming stage 10

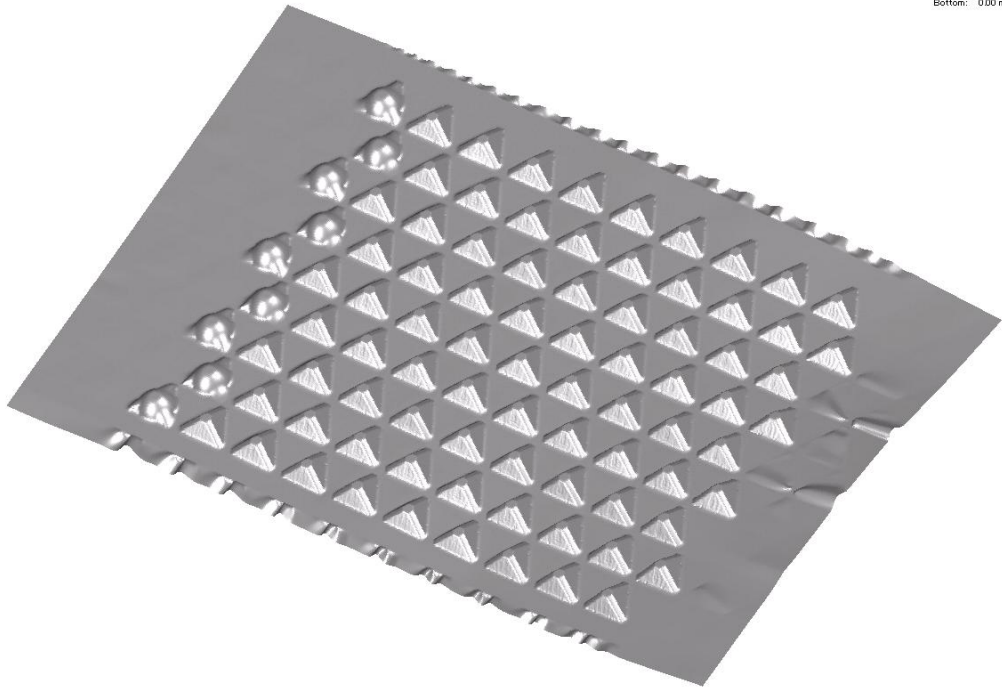
FM2_11
Node : 554228
Shell : 527170
Part : 6
Bottom: 0.00 mm Up



Forming stage 11

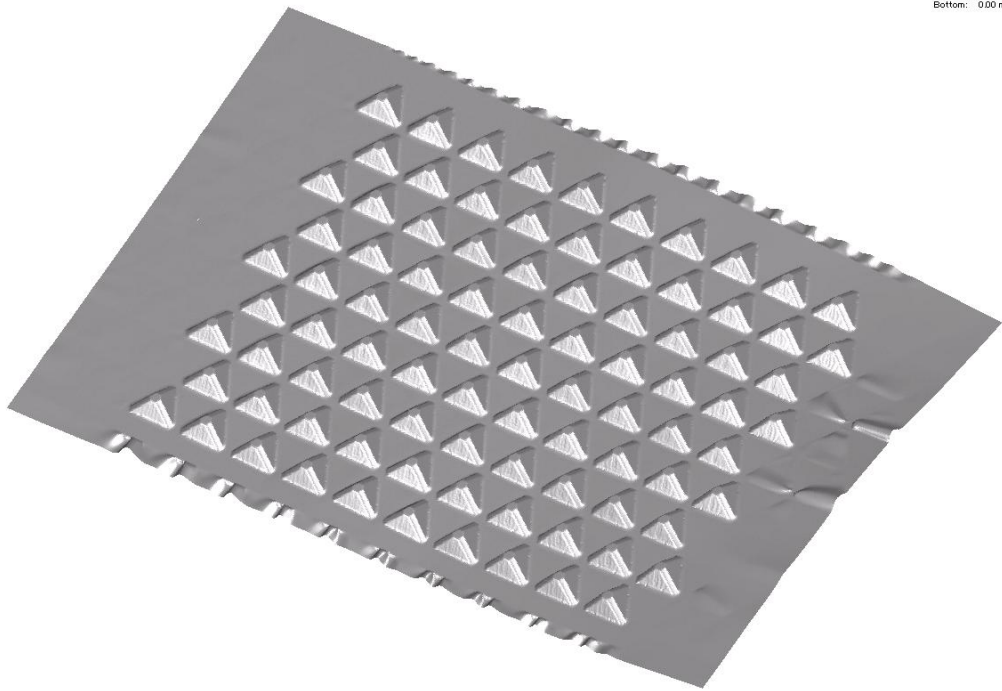
☒ 5.8 (f) Real truss core panel forming simulation (deformation)

FM2,12
Node : 524228
Shell : 527170
Part : 6
Bottom: 0.00 mm Up



Forming stage 12

FM2,13
Node : 524228
Shell : 527170
Part : 6
Bottom: 0.00 mm Up



Forming stage 13

☒ 5.8 (g) Real truss core panel forming simulation (deformation)

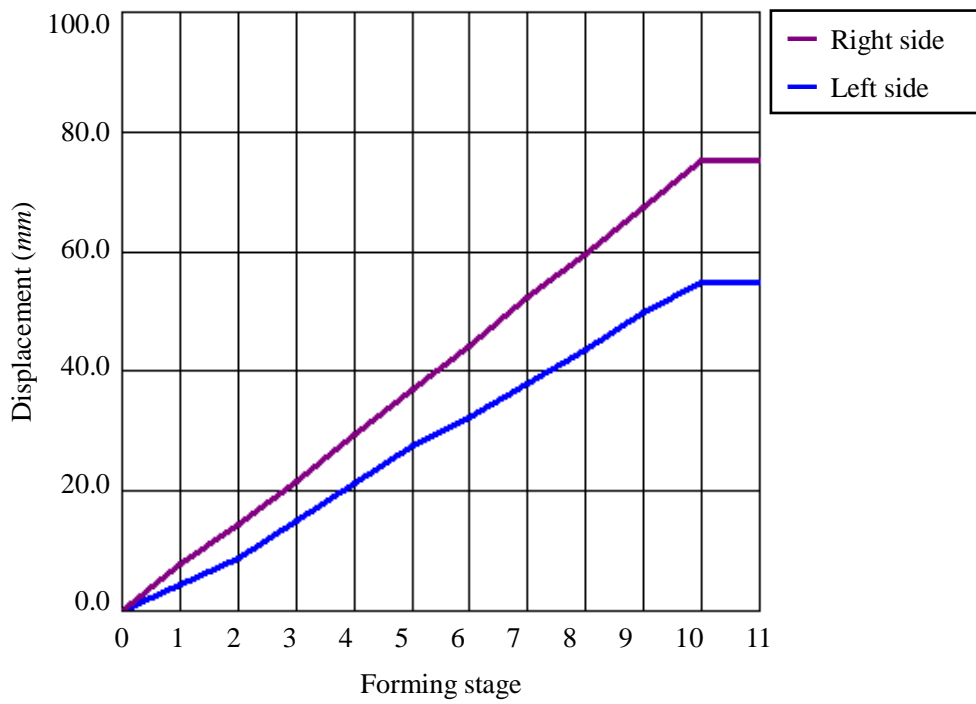
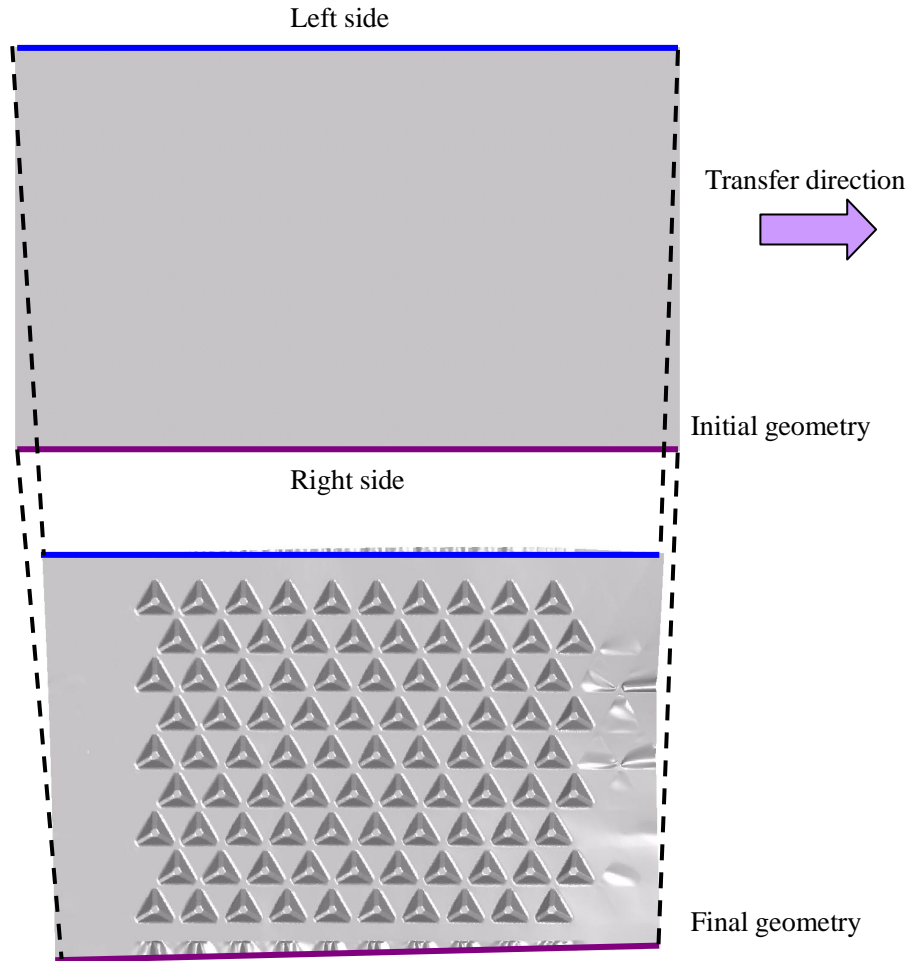


图 5.9 位移变化 of 边长 of 右 and 左 side of 桁架 core 面板

5.2.4 スプリングバックシミュレーション

(1) 解析モデル

前節の成形シミュレーションにより得られたトラスコアパネルの成形結果を用いてスプリングバックの解析を行なった。スプリングバックはブランクが金型から離型した後の形状変化であるため、金型をすべてモデルから取り除き、成形後のブランク形状データ、板厚分布、応力・ひずみ結果のみを用いた。

スプリングバックは準静的な現象であるため静的陰解法を用いて計算した。このとき剛性マトリックスの大きさを縮小し、計算を効率的に行なうためにメッシュコースニング (mesh coarsening) もしくはメッシュフュージョン (mesh fusion) と呼ばれる手法を用いた。本解析で用いたメッシュコースニングは、解析実行前の段階で、4個の隣接要素間の角度が与えられた閾値以下であるとき、4個の隣接要素を1個のシェル要素に置き換える手法である。図 5.10 にメッシュコースニング適用前後のトラスコアパネルのメッシュを示す。メッシュコースニングを適用すると、コースニングされた粗いメッシュとされない細かいメッシュとの間に浮遊節点が生じるが、このような浮遊節点は隣接する独立節点と自由度結合され、従属節点として拘束される。本解析ではメッシュコースニングの閾値角度としては 10° とした。これにより表 5.1 に示すようにメッシュコースニングの前後で節点数が約 1/2 に減少した。またコースニング前後のメッシュの板厚減少率分布の比較を図 5.11 に示す。コースニングの前後でメッシュ密度が異なるため、要素の板厚、応力およびひずみに関してマッピングの処理が必要となるが、マッピングアルゴリズムとしては、4個のシェル要素の加重平均値を1個のシェル要素に与えている。シェル要素は次数低減積分要素を用いているため、面内積分点は要素中心の1点である。

表 5.1 Comparison of model size before and after applying “mesh coarsening”

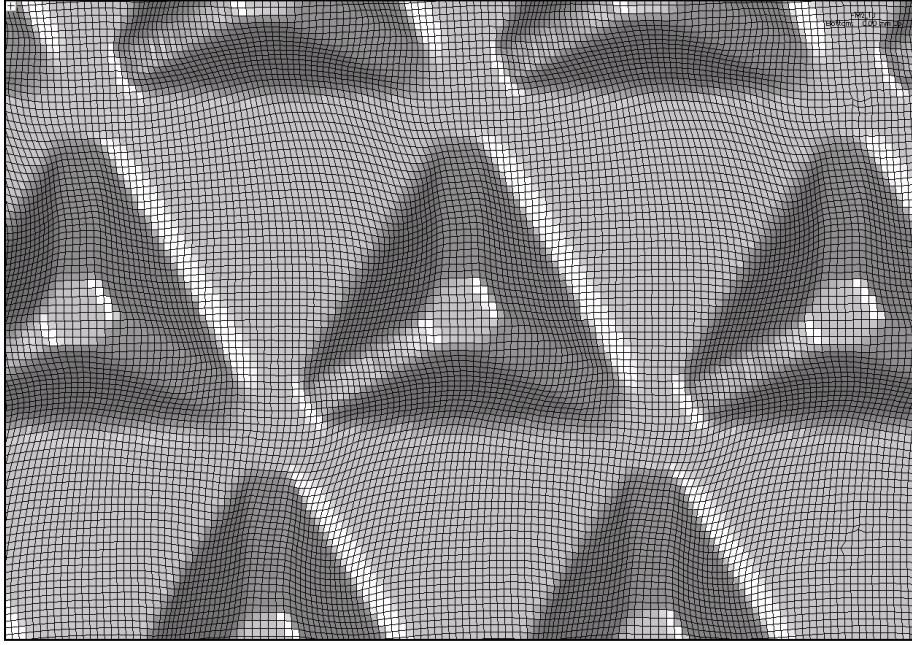
Mesh coarsening	Number of nodes	Number of elements
Before	413,826	412,500
After	204,567	186,396

(2) 解析条件

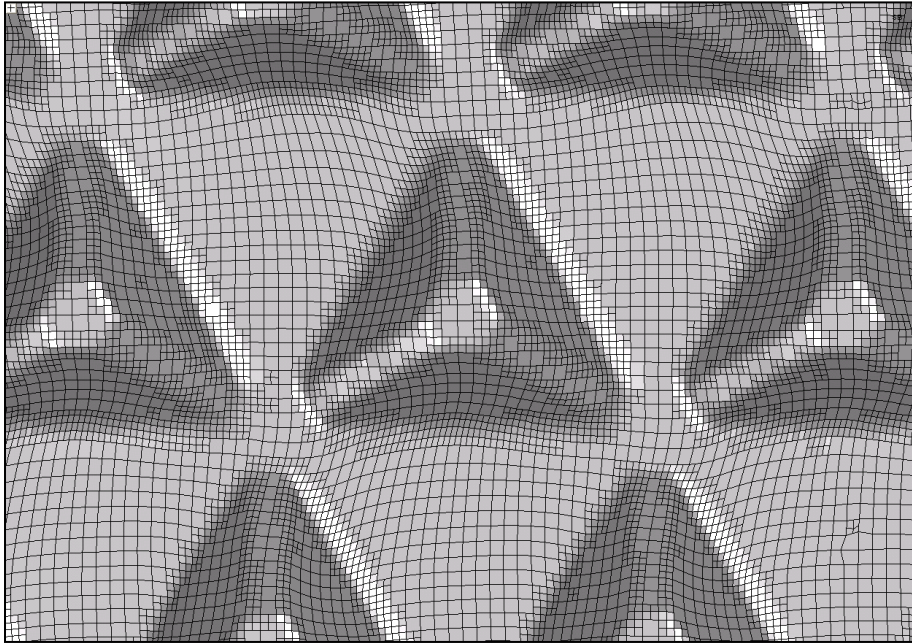
図 5.12 に示すようにトラスコアパネルのコーナー周辺の3節点のみを拘束し、完全ニュートン法による陰解法計算を実行した。なお高精度なスプリングバック解析のためには要素は完全積分要素、構成式は移動硬化および等方硬化を正確に表せるものを使用すべきであるが、今回のスプリングバック解析は先の成形シミュレーション結果を流用したため、低減積分要素と等方硬化モデルを使用した。

(3) 結果および検討

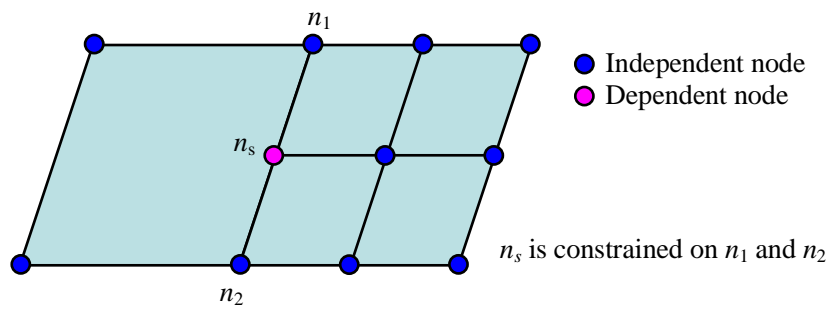
図 5.13 (a)~(c)にトラスコアパネルのスプリングバック後の形状を示す。また図 5.14 に成形



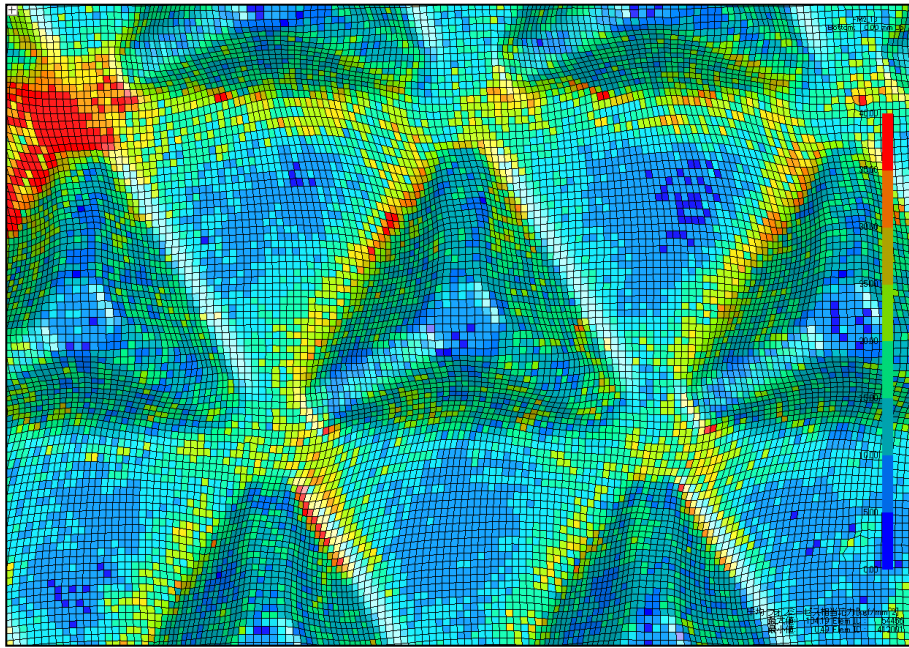
(a) Before mesh coarsening



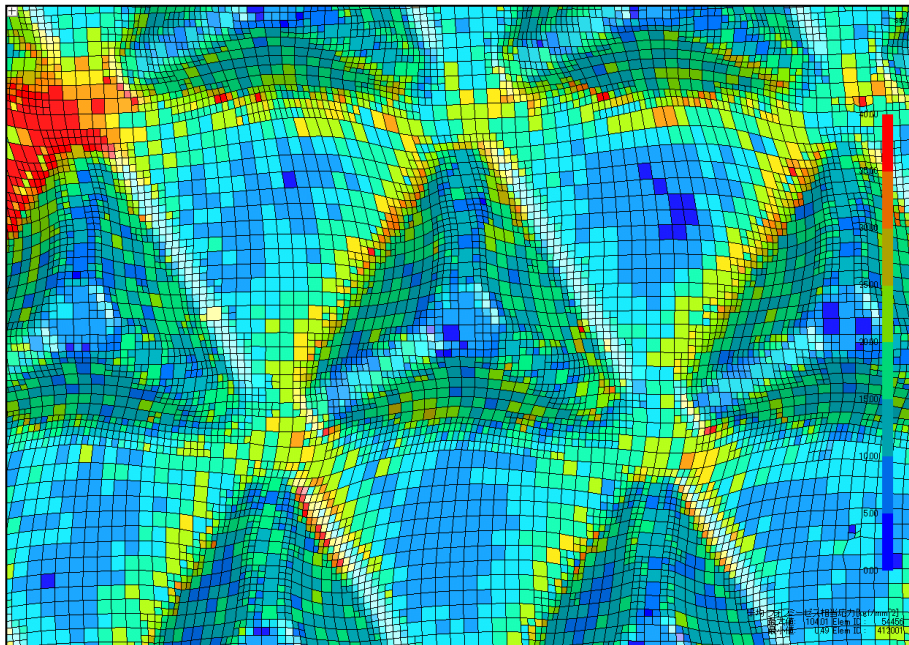
(b) After mesh coarsening



⊗ 5.10 Reduction of the number of elements using “mesh coarsening” technique



(a) Before mesh coarsening



(b) After mesh coarsening

図 5.11 Von Mises equivalent stress distribution before and after mesh coarsening

トライの結果とシミュレーション結果の比較を示す。成形トライでは通常のプレス機によるプレス成形に加え、サーボプレス機を用いた成形も実施された。その結果同図にあるように通常プレス機では 70 mm であったスプリングバックによるそりが 40 mm まで低減したことが報告されている。サーボプレスでは材料の塑性硬化を適切にコントロールすることにより、スプリ

ングバック量を低減できる可能性があると考えられるが、サーボプレスの有効性と塑性加工学上の理論的な検討は今後の研究課題のひとつであろう。

シミュレーションではそりは約 40 mm であった。しかし実機とシミュレーションとではパネル長さが異なることと、実機では自重の影響も考えられるため、その絶対量については単純な比較はできないと考えられる。しかしスプリングバックの傾向としてはシミュレーションで、実機に近い結果が得られたとみなすことができる。

成形トライおよびシミュレーションでみられるこうしたそりは、トラスコアパネルを溶接する際の手順を複雑にする原因となる。各コアの頂部を平板等にスポット溶接する場合、トラスコアパネルを平坦に矯正するためにクランプ等で抑え込む必要がある。スポット打点が増加するにしたがい、そり形状も変化するため、クランプ位置を随時調整しなければならない。こうした矯正動作を極力減らすためには、そりや波打ちを低減する加工方法を検討する必要がある。

5.2.5 まとめ

本節ではまず、トラスコアパネル実製品の試作に先立って、単一コアモデルにより予備成形金型の形状を特定するために実施した解析についてその結果を示した。このような解析は実際の試作段階でのトライアンドエラーを減少させるうえで非常に有効である。予備成形金型の形状決定の後、トラスコアパネルの成形シミュレーションを実施した。シミュレーションは試作と並行して実施し、試作結果との比較によりその精度が検証された。本シミュレーションは実験結果と極めてよい相関が得られ、試作における成形不具合の原因の究明にも用いられた。さらに成形後のスプリングバックのシミュレーションを実施し、やはり試作結果と同様の傾向が再現できた。今後はシミュレーション結果を用い、パネルの変形および波打ちを矯正しながら溶接を行なう最適な溶接手順の策定に応用することが考えられる。

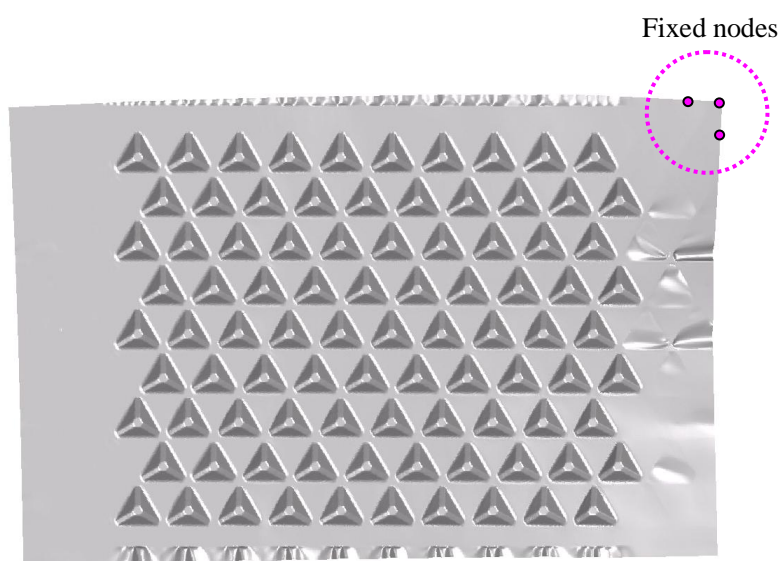
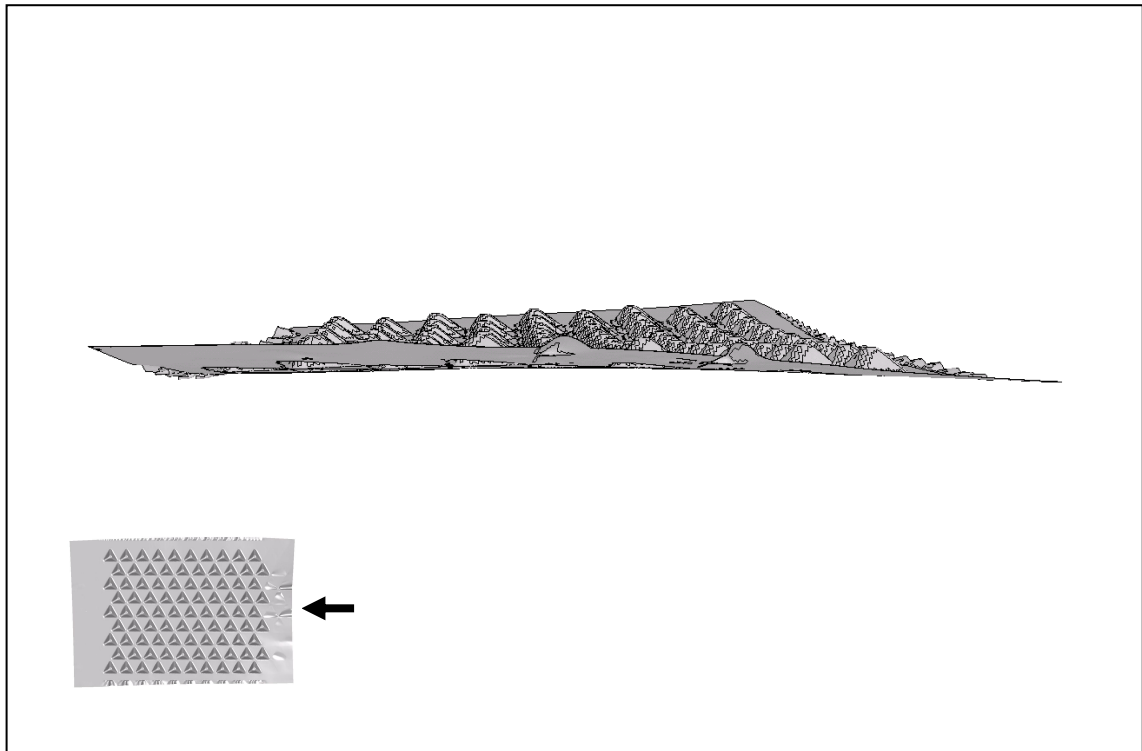
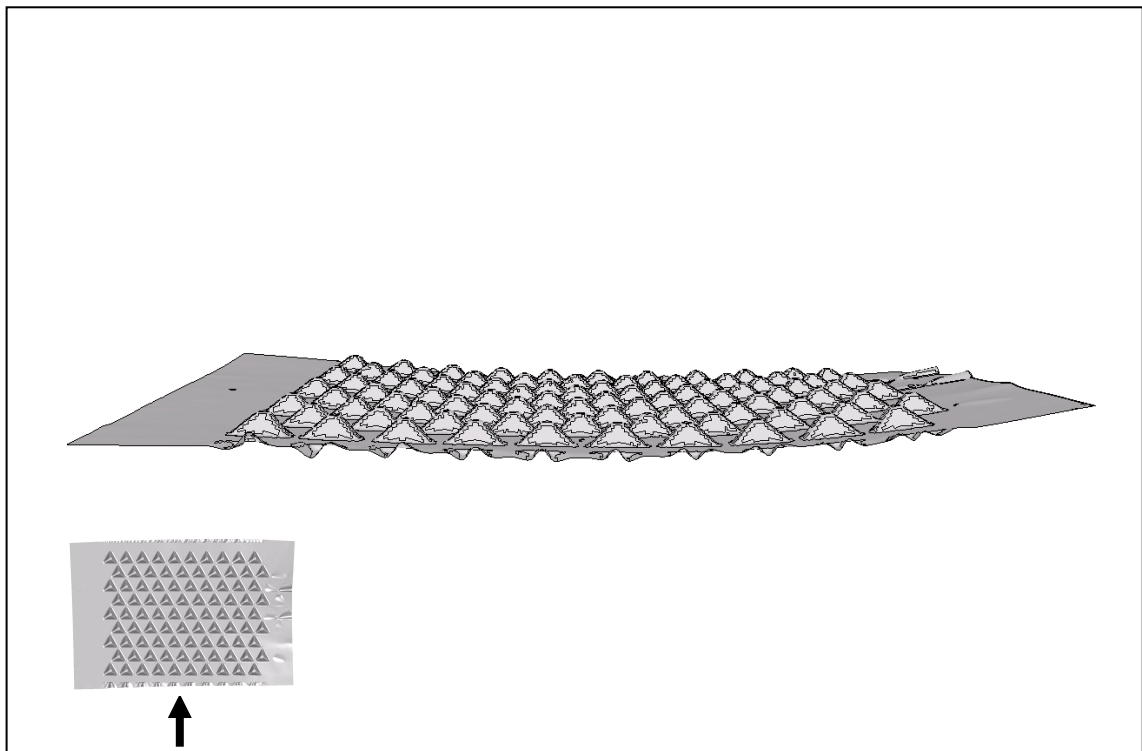


図 5.12 Boundary condition for springback simulation of truss core panel

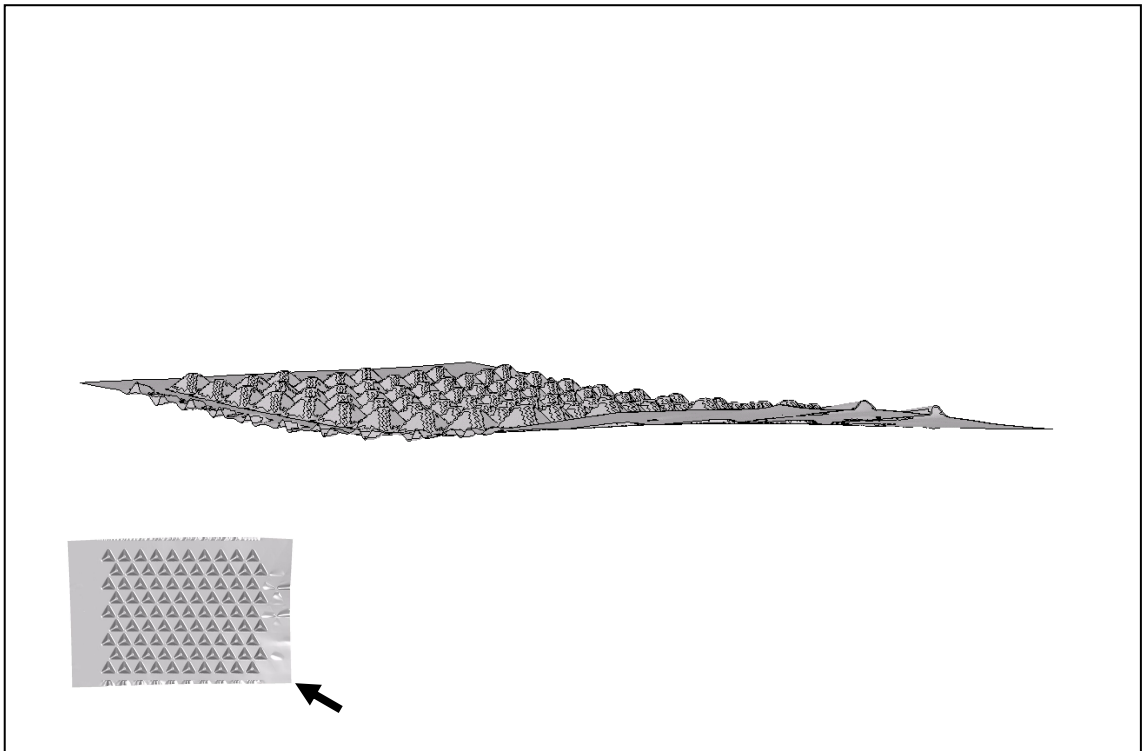


Front view

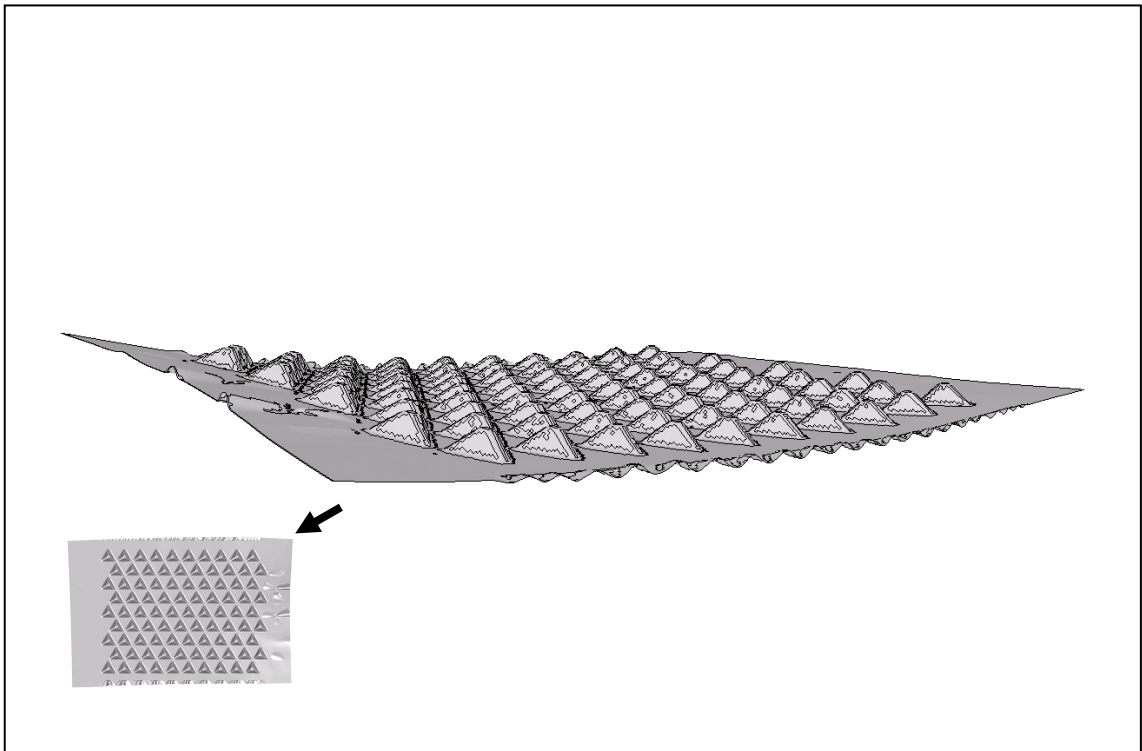


Side view

☒ 5.13 (a) Shape of truss core panel after Springback

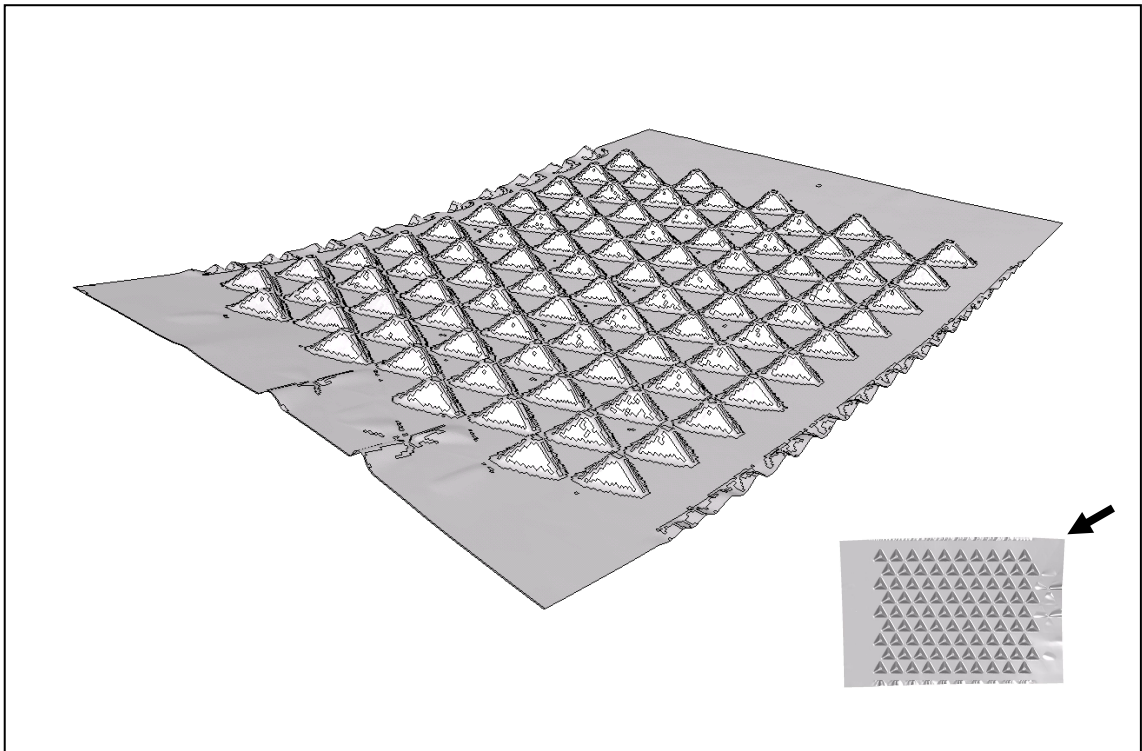


Oblique view from right

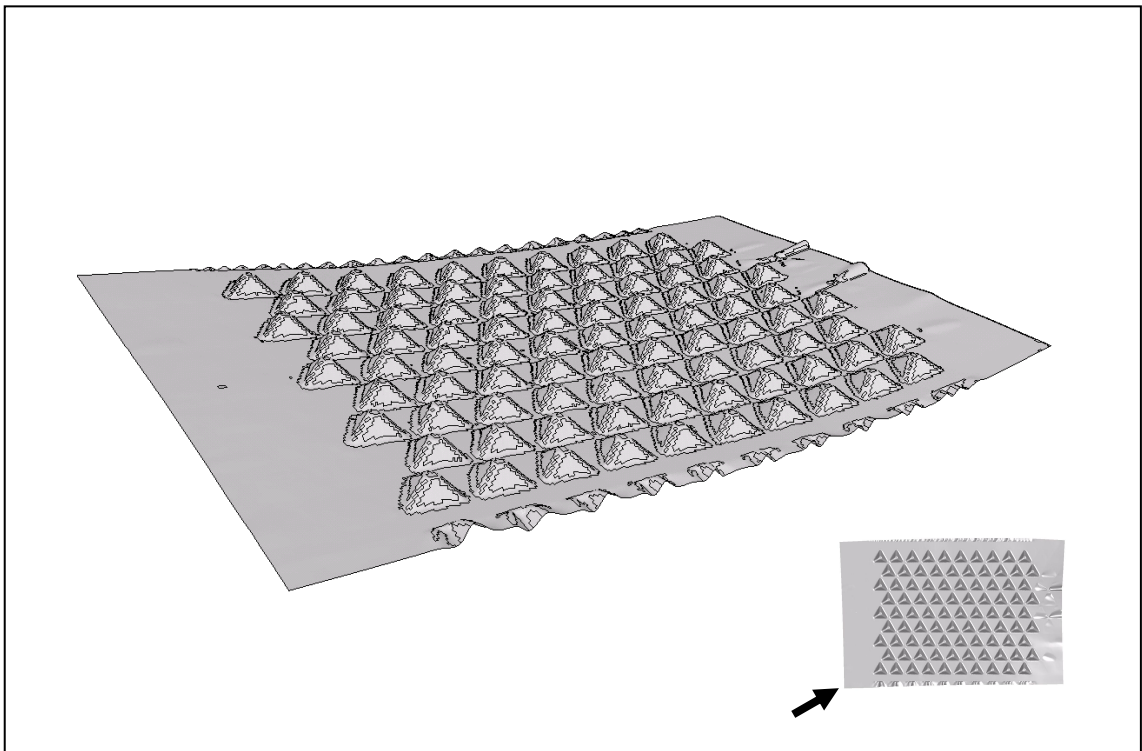


Oblique view from left

☒ 5.13 (b) Shape of truss core panel after Springback

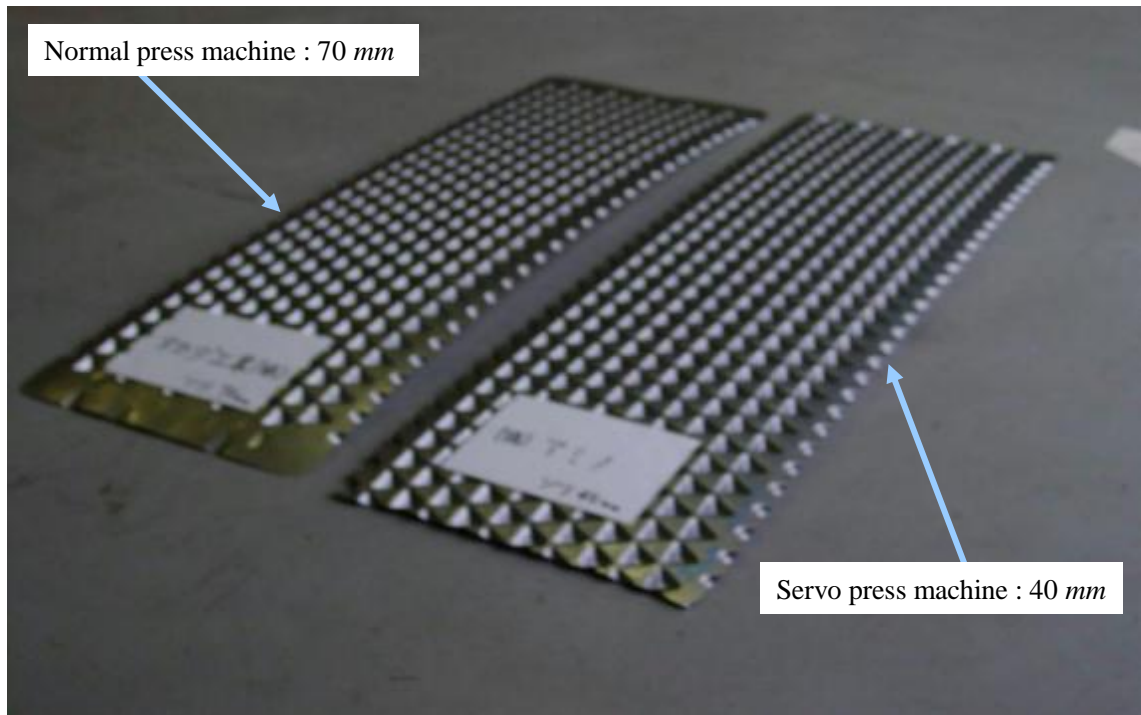


Oblique view from front left upper

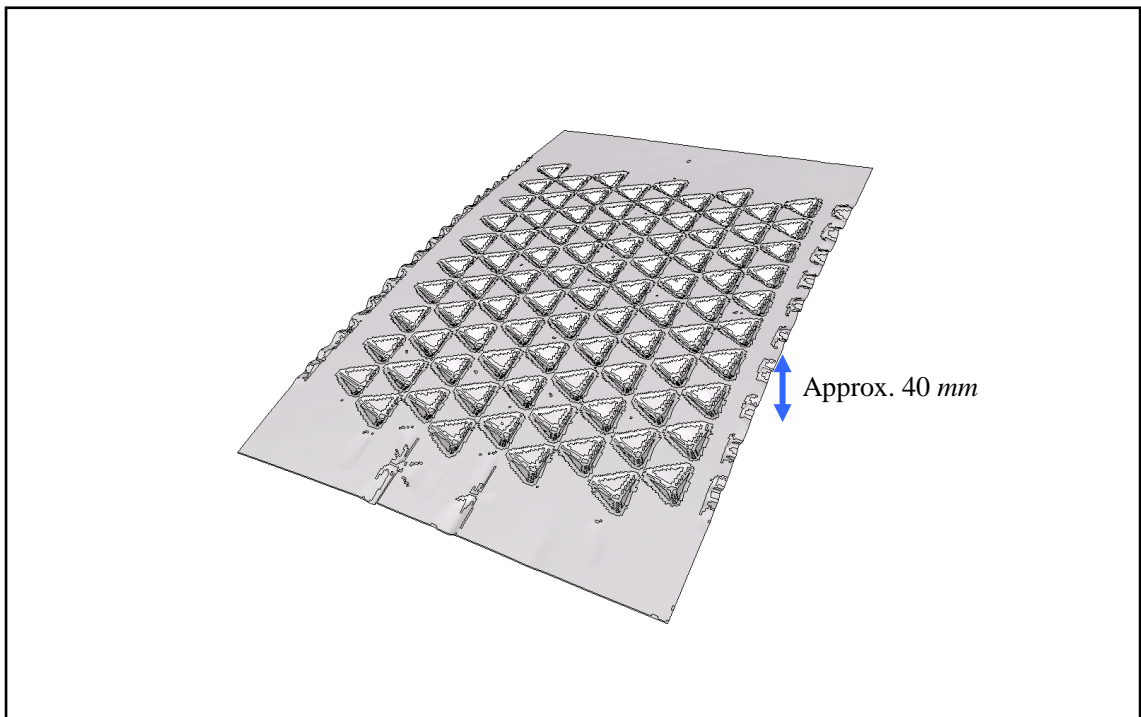


Oblique view from back right upper

图 5.13 (c) Shape of truss core panel after Springback



(a) Experiment



(b) Simulation

☒ 5.14 Comparison of amount of warpage of truss core panel after springback

5.3 トラスコアパネルの強度解析のためのモデル化の検討

5.3.1 目的

第3章ではトラスコアパネルを構造部材として用いることを想定し、曲げ強度の評価を行った。しかし実際に構造部材として用いるためにはこれのみでは十分ではなく、そのほかの想定される機械的荷重の負荷に対する強度を検討する必要も生じる。そこで本章ではトラスコアパネルの強度評価のためのモデル化手法のいくつかを検討する。モデル化に当たっては実験との直接的な比較が可能であるようなモデル化が望ましい。この観点に立って、実際の実験条件を忠実にモデル化する手法を提案する。

5.3.2 嵌合型トラスコアパネルのモデル化

第3章でも示したように2枚のトラスコアパネルを貼り合わせることで、より高強度な構造部材が得られる。このとき組み合わせのパターンとしては図5.15に示すようにふたつのパターンが考えられる。パターンAは一方の四面体コア頂部と相手側の平坦部が接触するパターンであり、パターンBは相対する四面体の稜線を合わせ、2枚のパネルを嵌合する組み合わせである。パターンBでは三角錐が正三角錐の場合、内部に正四面体と正八面体からなる空間充

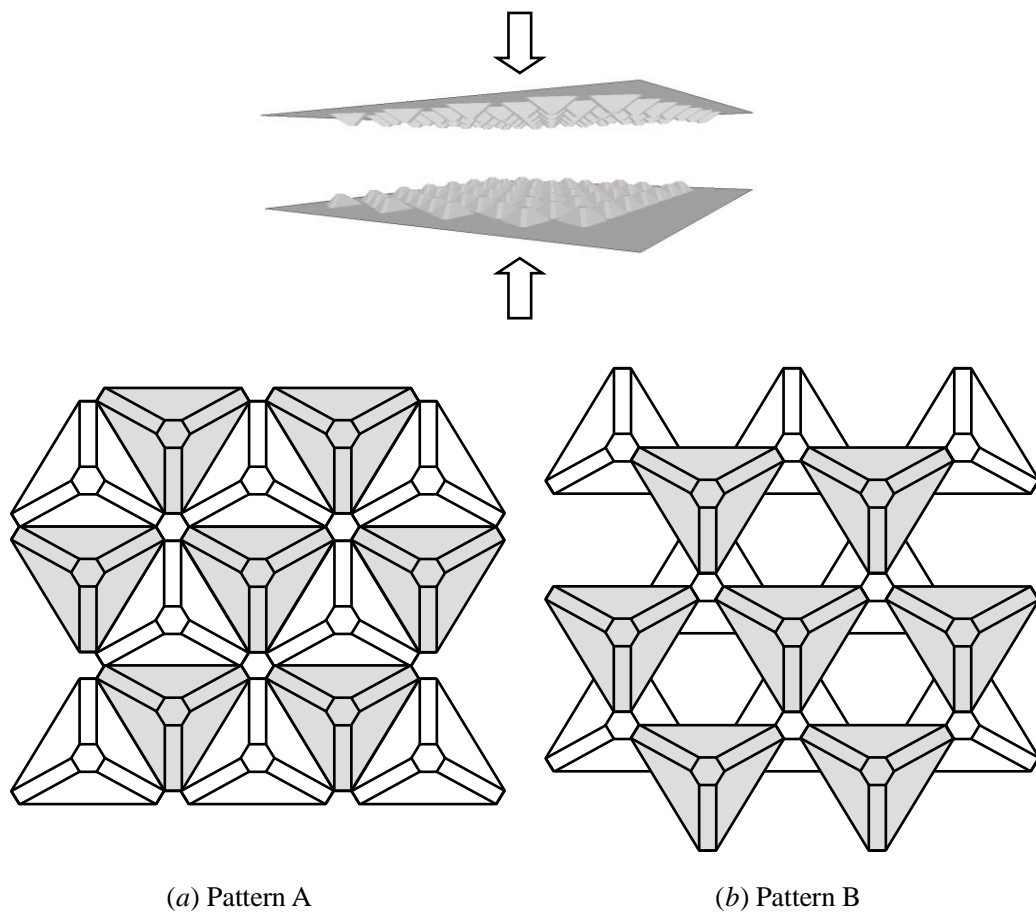


図 5.15 Combination patterns of truss core panel

充填が形成され、強度的に安定した構造になるものと考えられている。ただし実際には上下2枚のパネルが全く同形では単に稜線で接触するだけであるので、接合時に初期応力が発生し、圧着させるためには、本節ではパターンBの組み合わせによる嵌合型トラスコアパネルによるモデル化を行なった。パネルの寸法は720 mm×736 mmであり、板厚は1 mmである。コア配置は7列×8列となっている。

5.3.3 荷重条件、境界条件のモデル化および解析例

比較的低い加工精度で安価に製作可能な組み合わせパターンAと、高度な加工精度が要求され、製造コストの高価なパターンBとでどの程度、相対的な強度差があるかは検討すべき課題である。あるいはハニカムパネルやコルゲートパネルのような他のコア構造との機械強度の比較により、トラスコアパネルの優位性を検討することは重要であると考えられる。機械強度の比較において、現実的に考えられるほとんどの負荷形態を考慮するため、以下の6種類の荷重ケースが想定される。

- (a) 3点曲げ
- (b) 分布荷重
- (c) ねじり
- (d) 面内せん断
- (e) 面外せん断
- (f) 衝撃（エネルギー吸収）

このうち(a)～(e)は準静的な荷重条件であり、(f)は動的な荷重条件となる。(a)に関しては第3章で、(f)に関しては第4章でモデル化方法を示した。また(d)と(e)はモデル化方法としては共通であるため、本節では上記のうち(b)、(c)、(d)の3種類の負荷方法のモデル化方法について述べる。シミュレーションには市販の非線形構造解析ソフトウェアLS-DYNAを用いた。解法としては主として中心差分時間積分による動的陽解法を用いたが、収束解が容易に得られる負荷形態については準ニュートン法による静的陰解法も適用した。本研究ではFEMシミュレーションを実験の代替方法として用いるため、現実の負荷方法および固定方法をなるべく忠実に再現するためのモデル化手法について検討を行なった。試験体と保持工具、負荷工具との間にはペナルティ法に基づく接触面を定義した。それ以外のモデル化手法については以下に各荷重ケースごとに記述する。

(1) 分布荷重

太陽電池ベースパネルなどとしてトラスコアパネルを屋外で使用する場合、風圧や積雪等の分布荷重によるパネルのたわみ量に関する設計基準が適用される場合がある。こうした場合を想定し、図5.16に分布荷重負荷実験のシミュレーションモデルを示す。剛体フレーム上にトラスコアパネルを置き、上面に砂袋等で分布荷重を負荷する実験を想定している。パネル下部に変位計を設置することにより荷重に対する変位が計測される。モデル化に際しては、同図に示したように、コア底面の面積を除いたトラスコアパネル上面に対して圧力荷重を負荷した。全体で最大100 kgfの荷重（圧力換算で $7.7884 \times 10^4 \text{ kgf/mm}^2$ ）を負荷したときの変形図およびミーゼスの相当応力分布とパネル下面中心の変位履歴を図5.17に示す。本解析では動的陽解法を

採用しているが、負荷時間を比較的長く (1.0 sec) とっているため、変位の動的な振動はほとんどみられない。

(2) ねじり

パネル端部をクランプで固定し、反対側の端部に剛体治具を取り付け、端部中間点を中心としてパネルのねじり剛性を測定する実験を想定する。トルクを剛体治具に取り付けたロードセルで測定する。これをモデル化した例を図 5.18 に示す。図の奥行き方向のパネル端部の節点は完全拘束とし、手前の端部にはシェル要素と節点共有するように剛体ビーム要素を貼り付ける (図中の RB1)。そして長さおよび厚み方向の中間点に 1 個の節点を置き、この節点の自由度を RB1 に拘束する (図中の N_{RB1})。またトラスコアパネルの手前に別の剛体要素を定義する。この剛体要素はどのような形でもかまわないが、ここでは十字型に剛体ビーム要素を組み合わせた形としてある (図中の RB2)。さらに NRB1 と RB2 中心の節点間に回転バネ要素を定義する。こうすることにより RB1 と RB2 は回転バネ要素を介して連結される。回転バネ要素は両端の節点間のねじれ角に比例してトルクを生じる要素である。すなわち

$$T = k\theta \quad (5.1)$$

ここで θ は回転角、 T はトルクであり、 k は回転バネ定数である。RB2 に関しては 6 自由度のうち、回転軸周りの自由度以外は拘束する。RB2 の回転軸周りの自由度に強制回転を与えることにより、回転バネを通じて RB1 が回転し、パネルの手前端部が回転してパネル全体にねじりが負荷される。ここで k に関しては、回転バネが大きく回転しないようにある程度大きな値を設定する必要があるが、動的陽解法では下に示すように回転バネ要素のタイムステップが k によって決められる。

$$\Delta t \leq \frac{2}{\omega} = \sqrt{\frac{2m_1m_2}{k(m_1+m_2)}} \quad (5.2)$$

ここで ω は回転バネ要素の固有値であり m_1 、 m_2 は両端の節点質量の 1/2 である。式(5.2)より k に極端に大きな値を用いた場合、タイムステップが極めて小さくなって事実上計算が進まなくなってしまうことがありうるので注意する必要がある。本モデルではトライアンドエラーにより $k=1.0 \times 10^8 \text{ kgfmm}$ とした。こうしてモデルに組み込まれた回転バネ要素はロードセルの役割を果たし、トルクが出力される。

図 5.19 にねじりが負荷されたトラスコアパネルの変形図と Mises の相当応力分布、および回転角-トルク曲線を示す。この解析は動的陽解法を用いているため、回転角-トルク曲線にはわずかではあるが動的な影響により振動が発生している。

(3) 面内せん断

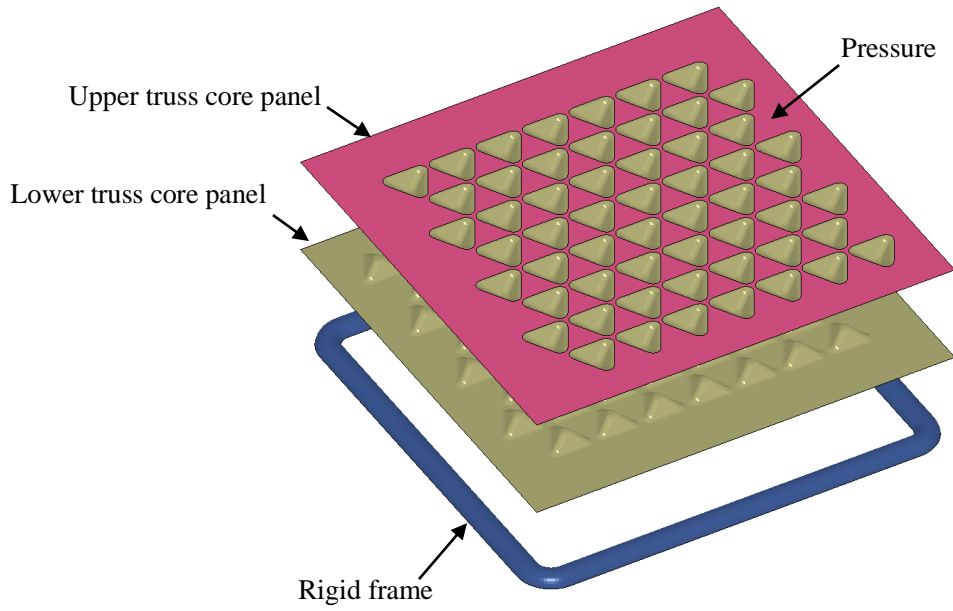
トラスコアパネルの一端を完全固定し、反対側の端部に取り付けたクランプ等を介して、せん断変形を与える試験を考える。図 5.20 に示すように、トラスコアパネルの手前側の端部に剛体ビーム要素を定義し、この剛体要素の x 方向自由度以外の 5 自由度を拘束する。 x 方向に対しては強制変位を与える。拘束節点の反力をモニターすることにより、力の成分が求められる。

図 5.21 はせん断変形時の変形形状（変形倍率 5 倍）とミーゼスの相当応力分布，および変位に対する節点反力の x 方向， y 方向成分の履歴である．純粹なせん断変形に加え，面外方向にも変位していることがわかる．また上下パネルのコアどうしの接触のため，各コアの底部付近に応力集中がみられる．本解析も動的陽解法を用いた．

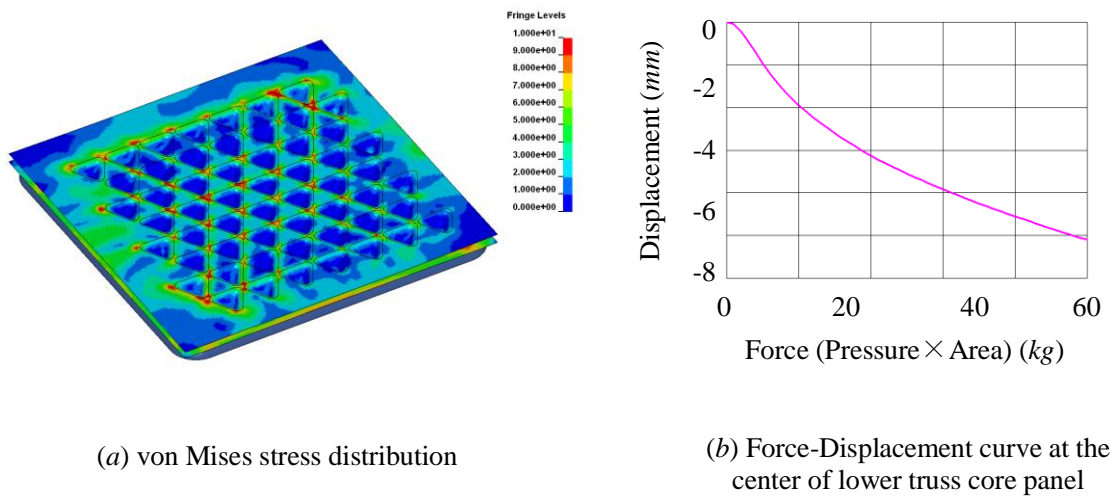
5.3.4 まとめ

トラスコアパネルに機械荷重を負荷する強度テストを想定したモデル化方法についてまとめた．FEM 解析において，治具で支持された部分を完全拘束条件とした場合，拘束が強すぎて実際の実験結果とは異なる結果となる可能性があるが，このようなとき適切な接触条件を課すことで，より実験条件に忠実なモデル化が行える．

なお，このような解析においては高精度な解を得るため，基本的に第 3 章で用いた条件を適用すべきである．すなわち要素フォーミュレーションとしては完全積分シェル要素を用い，板厚方向積分点数は 3 点以上とすることが必要となる．準静的な機械荷重を負荷する場合は静的陰解法を適用することが望ましいが，収束解が得られないような非線形性の強い解析の場合は動的陽解法を用いることも考えられるが，この場合は荷重の負荷履歴をなるべく低速で行なうことが望ましい．本節の例では $0.1 \sim 1.0 \text{ sec}$ 程度の時間で荷重を負荷したが，計算時間との兼ね合いから負荷時間を決める必要がある．



☒ 5.16 Truss core panel model under distributed load. The distributed load is applied on the surface of the upper truss core panel (red area).



☒ 5.17 Results of distributed load case

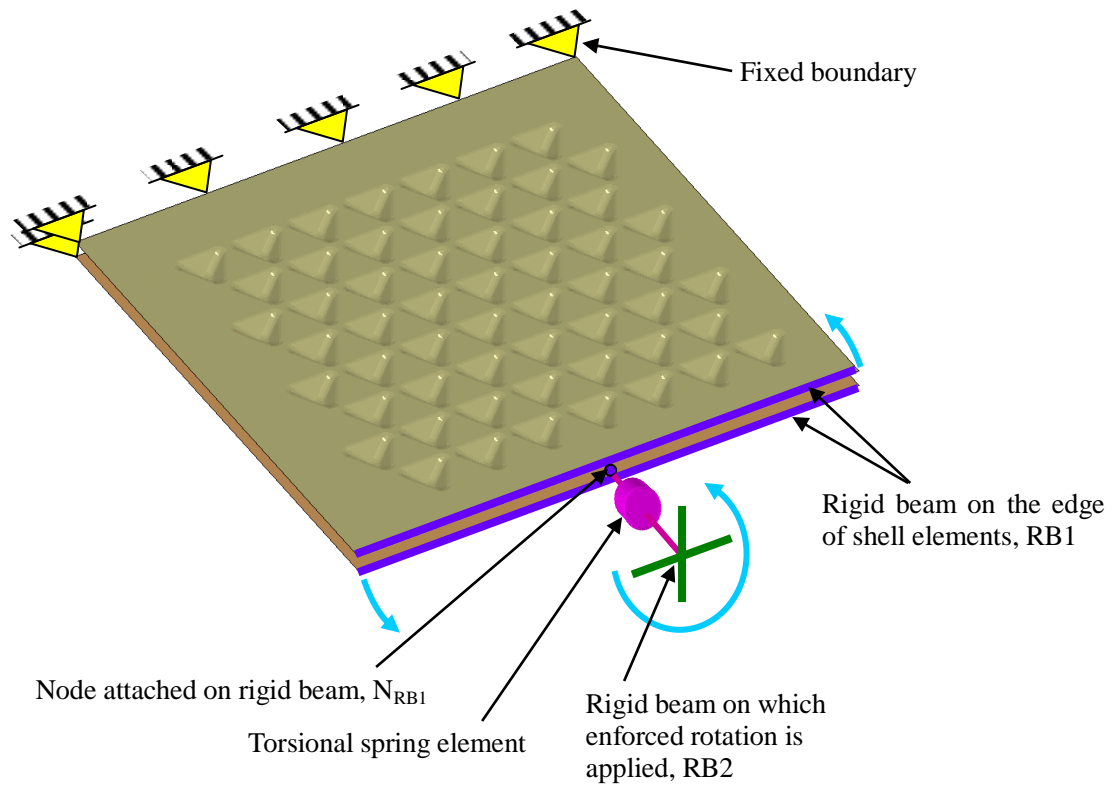


图 5.18 Truss core panel model under enforced rotation

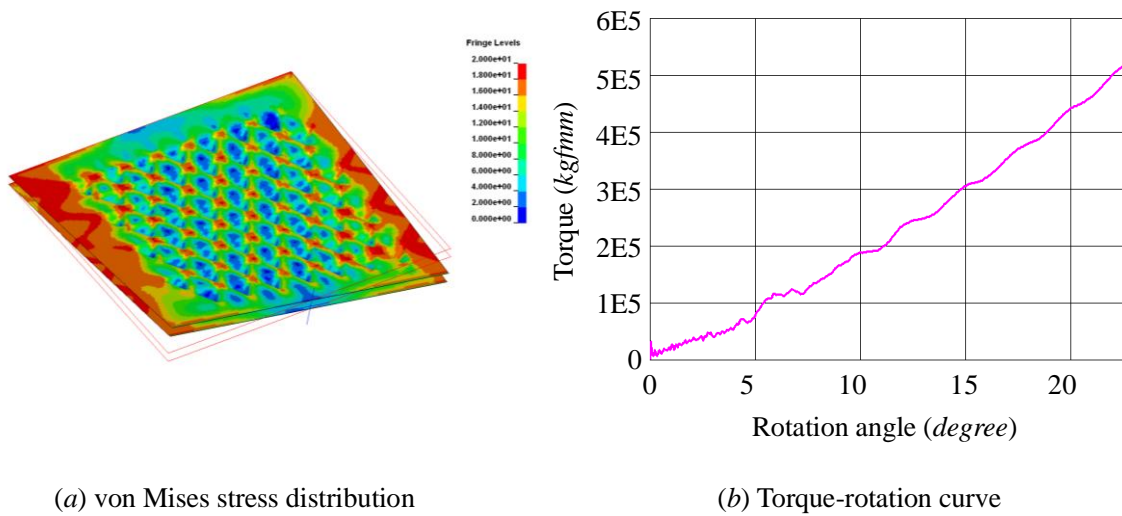


图 5.19 Results of distributed load case

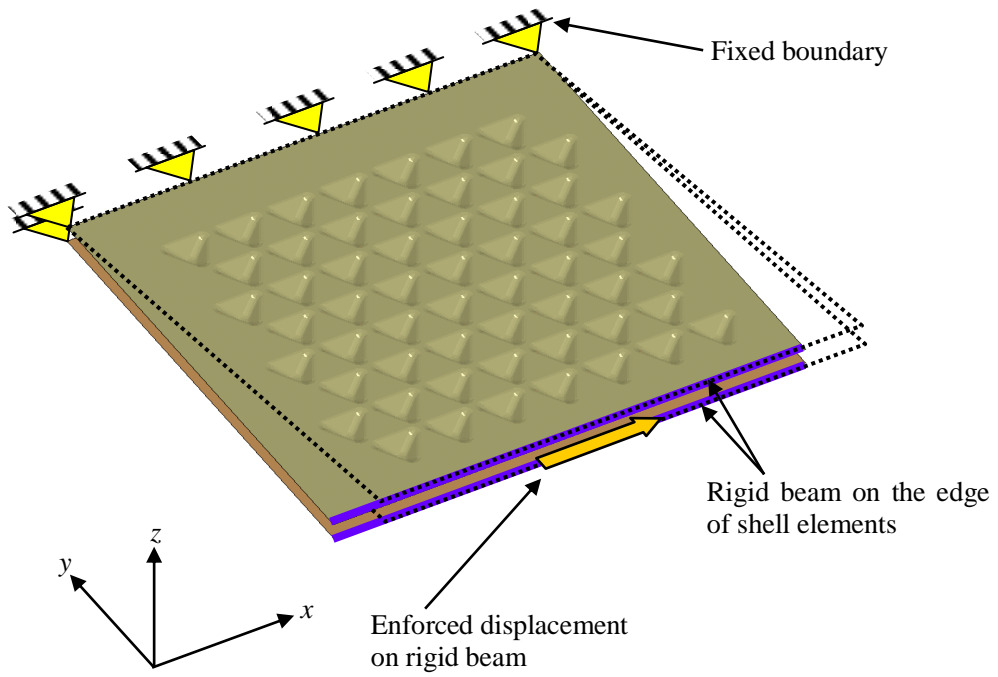
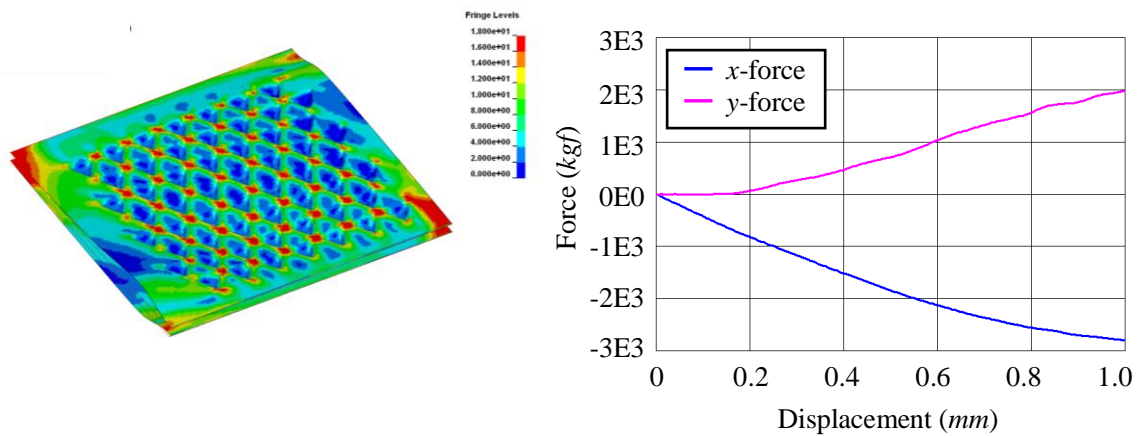


图 5.20 Truss core panel model under shear deformation



(a) von Mises stress distribution
(displacement scale $\times 5$)

(b) Force-displacement curve

图 5.21 Results of shear deformation

5.4 結言

本章では実製品トラスコアパネルの試作と成形シミュレーションとの比較およびトラスコアパネルの剛性評価方法について、そのモデル化方法と評価方法について示した。こうした数値シミュレーションはトラスコアパネルのみならず、折紙工学より考案された各種構造材料の成形可能性検討に援用できるとともに、それらの機械特性の研究手段としてもきわめて有用であり、折紙工学形状の実用化を大きく推し進めることに貢献できるものと考えられる。

第6章 結論

6.1 研究のまとめ

折紙工学より考案された代表的な構造材料であるトラスコアパネルに着目し、製造シミュレーションを行なった。その結果、低コストで製造可能なプレス成形を採用し、適切な形状の金型を用いた予備成形工程と本成形工程を組み合わせた多工程成形によりトラスコアパネルが製造可能であることを示した。本研究においては全部で8工程の順送成形シミュレーションを行ない、その結果と試作結果との定性的な比較を行った。その結果シミュレーション結果は試作結果をよく再現していることが確認できた。

また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曲げ強度の比較を行ない、より廉価なトラスコアパネルがハニカムパネルの代替物として構造材料として使用可能であることを示した。その際実験結果をよく表すことのできるハニカムパネルのFEMモデルを作成した。同時にこの研究の中でトラスコアパネルのプレス成形にともなう残留応力、ひずみによる加工硬化を考慮することにより、加工硬化を考慮しない場合に比べて1.6倍もの曲げ強度が得られることを示した。またねじり剛性を正確に評価できる完全積分シェル要素を用いることで、低減積分シェル要素よりも22%高い曲げ強度を得ることを示した。このことはシミュレーションによる曲げ強度の評価において、適切な要素フォーミュレーションを用いなければならないことを強く示唆している。

衝撃エネルギー吸収性能に関しては、トラスコアパネルとコルゲートパネルの比較を行ない、トラスコアパネルの優位性を示すとともに、エネルギー吸収性能をより向上させるためのコア形状の最適化を実施し、ベースラインモデルを最高で7.1%向上する形状を得た。最適化問題としてはトラスコアパネルに対する3方向からの剛体平板の衝突時のエネルギーをそれぞれ目的関数とする多目的最適化問題とした。これにより目的関数に関するPareto最適解を得た。最適化手法としては複雑な近似応答曲面の構築が可能なRadial Basis Functionネットワークを用い、さらに応答曲面上でのPareto解探索に効率的なGAを用いることでこれらの有効性を確認した。最適化計算に当たってはPCとLinuxクラスターを組み合わせた廉価な解析システムを構築した。

本研究で得られた成形シミュレーションの成果をもとに、トラスコアパネルの実製品試作に対し、シミュレーションによる金型形状の事前検討を行ない、最適な金型形状を得るとともにその結果を参考として試作が実施され、良好な結果を得た。また成形結果とシミュレーション結果の比較を実施し、それらがよく相関していることが確認できた。

トラスコアパネルを構造部材として用いる場合、曲げ以外にも分布荷重、ねじり、面内・面外せん断に対する強度も検討する必要がある。このためにFEMによるモデル化手法の例につ

いても示した。ここで提案されたモデル化手法はトラスコアパネルと他のパネル構造材との比較検討にもひろく適用できるものである。

反転らせん円筒折紙構造に対しては、ハイドロフォーミングによる成形シミュレーションを実施し、ハイドロフォーミングによる成形が可能であることが示された。これに加え円筒折紙の衝撃圧壊シミュレーションを実施し、円筒折紙の圧壊過程を詳細に分析した。その結果圧壊時の荷重-変位曲線と圧壊過程との関連が明らかとなり、円筒折紙を衝撃吸収部材として応用することの可能性が示された。

本研究で行なった FEM シミュレーションは一部を除き解析品質を確保するため、モデル化の範囲、材料構成式、モデル化による形状近似、境界条件、空間的・時間的離散化および要素フォーミュレーション、丸め誤差および結果表示方法に関して検討したうえで実施した。実験結果との比較も行ない一定の精度が確保された解析結果を用いて研究を遂行したものであり、今後類似の解析を行なう上での指標をある程度提示できたと考えられる。

6.2 非線形有限要素法を援用した折紙工学の展開

本論文では主としてトラスコアパネルをとりあげ、非線形有限要素法による高精度なシミュレーションにより成形可能性およびその機能特性を明らかにした。シミュレーションなくして試作だけでは実製品トラスコアパネルの製作は困難を極めたであろうことは想像に難くない。鋼製トラスコアパネルに関しては、現在アスペクト比（三角錐コアの底面寸法と高さの比）がそれほど大きくないものについてはプレス成形で製造がある程度可能となっているが、今後正三角錐に近いコアのものや、より軽量化を目指したアルミ製トラスコアパネルの成形にはプレス成形では限界があり、熱間液圧成形や超塑性成形などの加工法も検討の対象となってくるものが考えられる。こうした他の加工法についても試作に先立ち、シミュレーションを用いることで事前に成形条件や不具合対策に関する検討を行なうことができ、効率的な製品開発が行なえるものと考えられる。

折紙工学によって今後トラスコアパネル以外にも多種多様な構造材料のアイデアが生み出されてくることが期待されるが、それらが実用化されるためには実際に加工可能であることが前提となる。折紙形状の中で折線は通常シャープなコーナーとして定義されるが、曲げ加工やプレス加工のような実際の加工において板を曲げるためには最小限の R 部をもうける必要がある。R 部のあるコーナーとないコーナーとでは、部材が圧壊するような荷重を受けた場合でも変形モードや座屈荷重が全く異なることも考えられる。したがって折紙工学形状もこうした R 部をもつ形状として成立するかどうかということも実用化の過程で検討されなければならない。

折紙工学材料を構造部材として用いる場合には、静的荷重や動的荷重に対する応答をシミュレーションにより事前に予測することも非常に重要である。折線の位置や角度を変えることにより、最終製品の特性がどのように変化するかを知ることで、望ましい特性をもつ構造材料を設計することも可能となる。

環境に対する負荷を低減することが大きな社会的課題となっている今日、折紙工学材料のよ

うな軽量構造材料は今後ますます必要とされ、その応用範囲が急速に拡大していくことが予想される。折紙工学はこうした要求に合致する実製品を創造する大きな可能性を有しており、非線形有限要素法を研究開発手段のひとつとしてもつことで、有用な構造材料の開発、普及をいっそう加速していくことができるものと思われる。

6.3 生産技術と設計開発の融合をめざして

多くの製造産業分野において、有限要素法を中核とする CAE (Computer Aided Engineering) は製品開発に欠かすことのできない技術として定着している。構造分野に限ってみても基本設計に必要な線形応力解析だけでなく、材料非線形、大変形、接触をとまなう非線形挙動を考慮した高度な解析技術が用いられている。

製造産業においては製品開発の各フェーズに関連した部門ごとに解析業務を分担していることが多い。たとえば自動車製造においては、外装・内装パネル部品、車体フレームなどの開発に関しては生産技術部門が担当し、シミュレーションを用いてプレス成形やハイドロフォーミング、溶接などの加工技術を検討・適用している。こうした分野では加工時のわれ、しわ、スプリングバックといった成形不良の削減をめざし、材料の成形可能性、加工方法、加工工程設計などの検討を行なっている。一方設計開発部門では製品の機能面に関する設計を担当しており、線形・非線形 FEM によるシミュレーションを主要なツールとして車体強度、振動、衝突安全性などの検討を行なっている。

これらの部門ではどちらも強度の非線形問題（成形シミュレーション、衝突シミュレーション）を扱っており、こうした問題には多くの場合 LS-DYNA のような動的陽解法ソフトウェアが用いられている。それぞれの部門で解析すべき問題はまったく異なるが、解析手法としてみた場合、同一の手法を採用していることになる。しかし材料構成式に関しては、同じ鋼材であっても生産技術部門と設計開発部門とでは異なるものを用いている。すなわち生産技術部門では材料の板厚減少やわれを正確に評価する目的で各種の塑性異方性モデルが用いられているが、設計開発部門ではひずみ速度依存性を考慮した等方塑性モデルを用いるのが一般的である。

各分野において、より高精度なシミュレーションが要求されつつある中で、自動車衝突シミュレーションでは部材の破断を考慮する必要性が増してきている。そこでこれまで生産技術部門で必要とされてきた材料構成式が、設計開発部門でも必要となってきた。一方生産技術部門ではサーボプレスのシミュレーションなどにおいて、ひずみ速度依存性を取り込む必要性が生じている。すなわちこれまで独自に進んでいた生産技術部門と設計開発部門における CAE 応用技術の共有化が必要とされるようになってきた。

これまでは同じメーカーであっても生産技術部門と設計開発部門の技術的な交流はほとんどみられなかった。これはメーカーにおける組織構成がその一因と考えられるが、各部門がよって立つ工学分野が異なることもその要因としてあげられるであろう。今後はより複雑化する現象に対し複数の分野からの視点に立ったいわゆる interdisciplinary なアプローチがますます重要になってくるものと思われる。本論文は非線形有限要素法という共通の技術基盤に立って、生産技術（成形シミュレーション）から設計開発（強度解析、衝突シミュレーション）までを

包括したテーマで研究を展開しており，生産技術と設計開発の技術的な交流の一助となることを願うものである．

付録A 反転らせん型円筒折紙の hidroフォーミング および衝撃シミュレーション

A.1 解析の目的

折紙工学の応用という観点から、軸方向に容易に折りたたみ可能な反転らせん型モデルを用いた円筒形折紙構造（以下円筒折紙）が考案され、飲料容器や車両の衝撃エネルギー吸収部材への応用が提案されている。本節ではまずこの円筒折紙の成形シミュレーションを実施した。文献[27]では樹脂材料を用いたラピッドプロトタイピングによる造形が試みられており、さらに文献[28]では薄板の曲げ加工による試作が研究されている。円筒折紙を構造部材として用いるためには金属で加工する必要がある、さらに曲げ加工では円筒折紙の1段しか製作できないため、多段の円筒折紙を製作するためには溶接などの工程を組み合わせる必要がある。そこで本論文では、金属材料を用いたより実用的な機能部材の成形方法としてチューブ hidroフォーミングを採用することとした。この工法は溶接などの後工程を用いることなく、複雑な形状の中空構造を単工程で成形可能であるというメリットがある。通常のチューブ hidroフォーミングでは水圧等により内圧を負荷しながら軸押し量をコントロールすることにより成形するが、このとき図 A.1 に示すように、内圧が過大である場合われが、また軸押し量が過大である場合座屈が生じる。内圧と軸押しの負荷履歴を適正に制御し、成形不良を生じない荷重経路を設計することが課題となる。本シミュレーションでは内圧、軸押し量履歴を適切に設定することで、円筒折紙を成形可能であることを示した。

またチューブ hidroフォーミングのシミュレーション結果を用いて、円筒折紙を軸方向に急速に圧縮する衝撃解析を実施し、吸収エネルギーと荷重-変位履歴の評価を行なった。

A.2 hidroフォーミングシミュレーション

A.2.1 解析モデル

解析対象である円筒折紙の形状および寸法を図 A.2 (a)に示す。また円筒および金型の FEM モデルを図 A.2 (b)に示す。円筒の初期板厚 t_0 は 1.0 mm である。材料は表 2.1 および図 2.4 と同じ物性値をもつ鋼材 (SPCE) を用いた。金型は剛体とした。円筒の周囲に反転らせん型の金型を置き、内圧負荷により材料を金型に圧着することで成形されるが、最終的な設計形状と初期円筒形状は図 A.3 (a)に示すようにそのままでは干渉するため、図 A.3 (b)に示すように金型を

3分割し、金型を3方向から円筒に押しつけながら内圧を負荷する方式を用いた。金型のメッシュは金型設計用 CAD データを基に生成した。

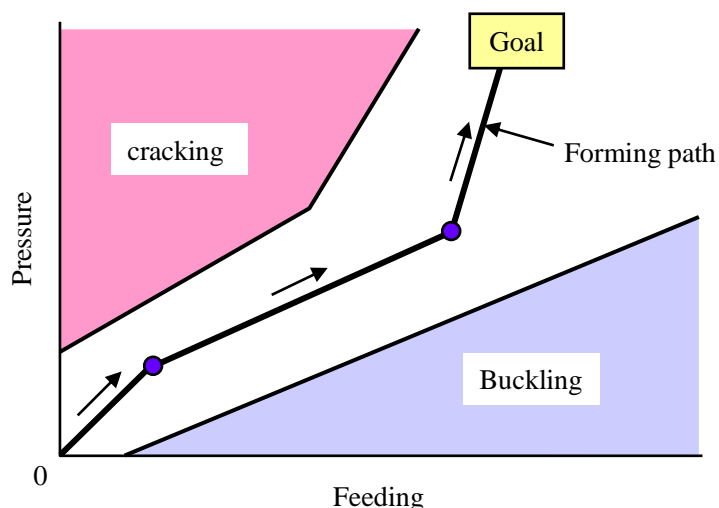


図 A.1 Schematic forming path of tube hydroforming

A.2.2 解析条件

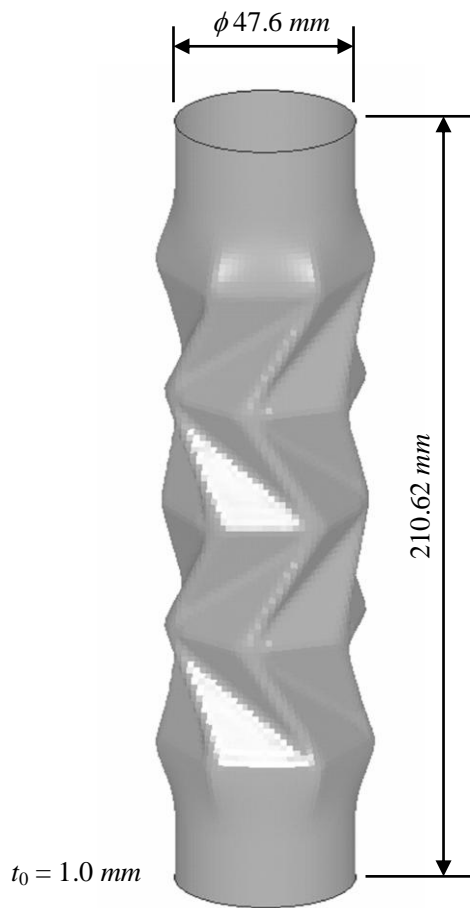
チューブハイドロフォーミングの成形条件として以下の3種類の条件設定をした。各成形条件の負荷時刻歴を図 A.4 にまとめる。解析には動的陽解法を用いた。そのため同図に示すように、強制変位および圧力の負荷履歴は計算時間を短縮するため、実際の加工時間よりも高速となるように設定している。

- (i) 金型への強制変位：初期状態において円筒折紙から離れた位置にある3個の金型を強制変位により円筒中心軸方向へ移動させる。移動距離は 6.9544 mm である。
- (ii) 軸押し：円筒両端部に対し、それぞれ 4 mm の強制変位を与える。
- (iii) 内圧：円筒内部に最大圧力 9.8 MPa を負荷する。

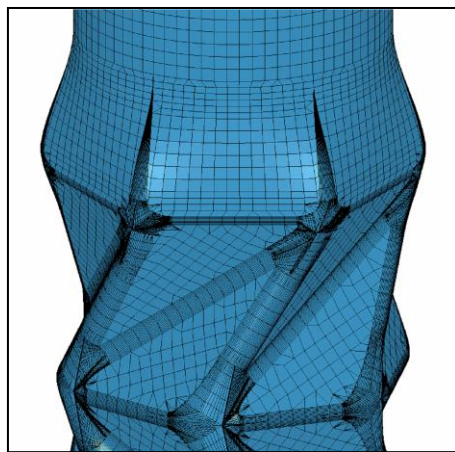
A.2.3 解析結果

成形加工プロセスにおける変形図を図 A.5 (a)~(c)に示す。材料の変形がわかるよう、金型は半透明で表示している。解析実行直後から金型の強制変位と内圧が負荷される。金型の強制変位は一定速度で与えられ、 2.0 msec において3分割された金型が完全に合体し、円筒折紙本体が金型に包含される。この時点で内圧の負荷カーブの勾配が大きくなり、 4.0 msec まで線形に立ち上がる。一方軸押しの強制変位は加工後 1.0 msec より起動し、 2.0 msec から勾配が大きくなり 2.5 msec において両端各 4.0 mm の軸押しが停止する。 2.5 msec 以降は圧力のみが上昇し、材料が金型に完全に圧着するまで加工が続けられる。図 A.6 および図 A.7 に成形終了後の円筒折紙の相当塑性ひずみ分布および板厚減少率分布を示す。相当塑性ひずみとしては最大 84% 程

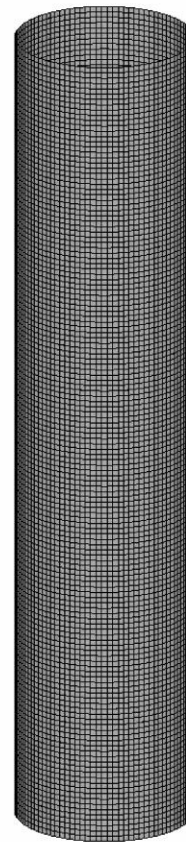
度のひずみ発生箇所がみられるが、板厚減少率は 24.7%程度であり、通常の鋼材のわれの判断指標である 30%には到達していない。したがって大きな相当塑性ひずみの発生要因は板厚方向ひずみではなく、材料の曲げによる寄与が大きいと考えられる。以上のことからこの加工方法により、円筒折紙は加工可能であると判断できる。



(a) Model geometry and dimensions



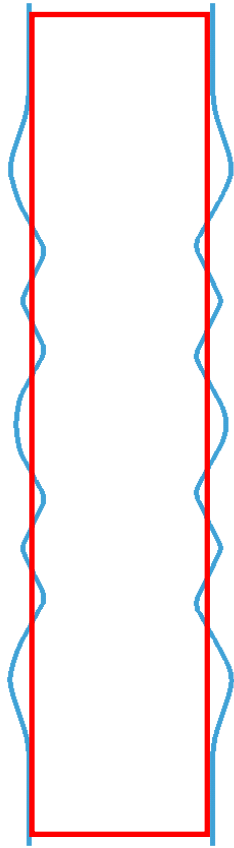
Tool mesh



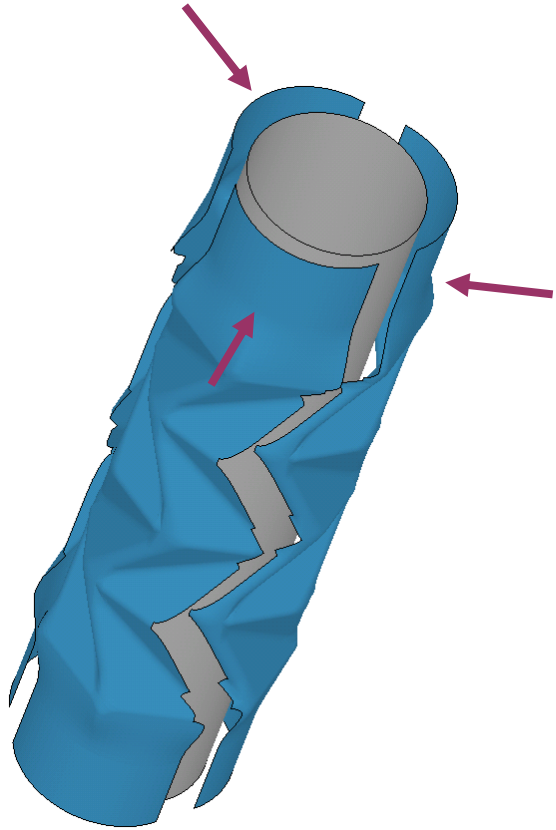
Tube mesh : 14,892 shells
element size $\sim 1.5 \text{ mm} \times 1.5 \text{ mm}$

(b) FEM model of tube and tool

☒ A.2 Geometry and FEM model of reversed-spiral-origami structure

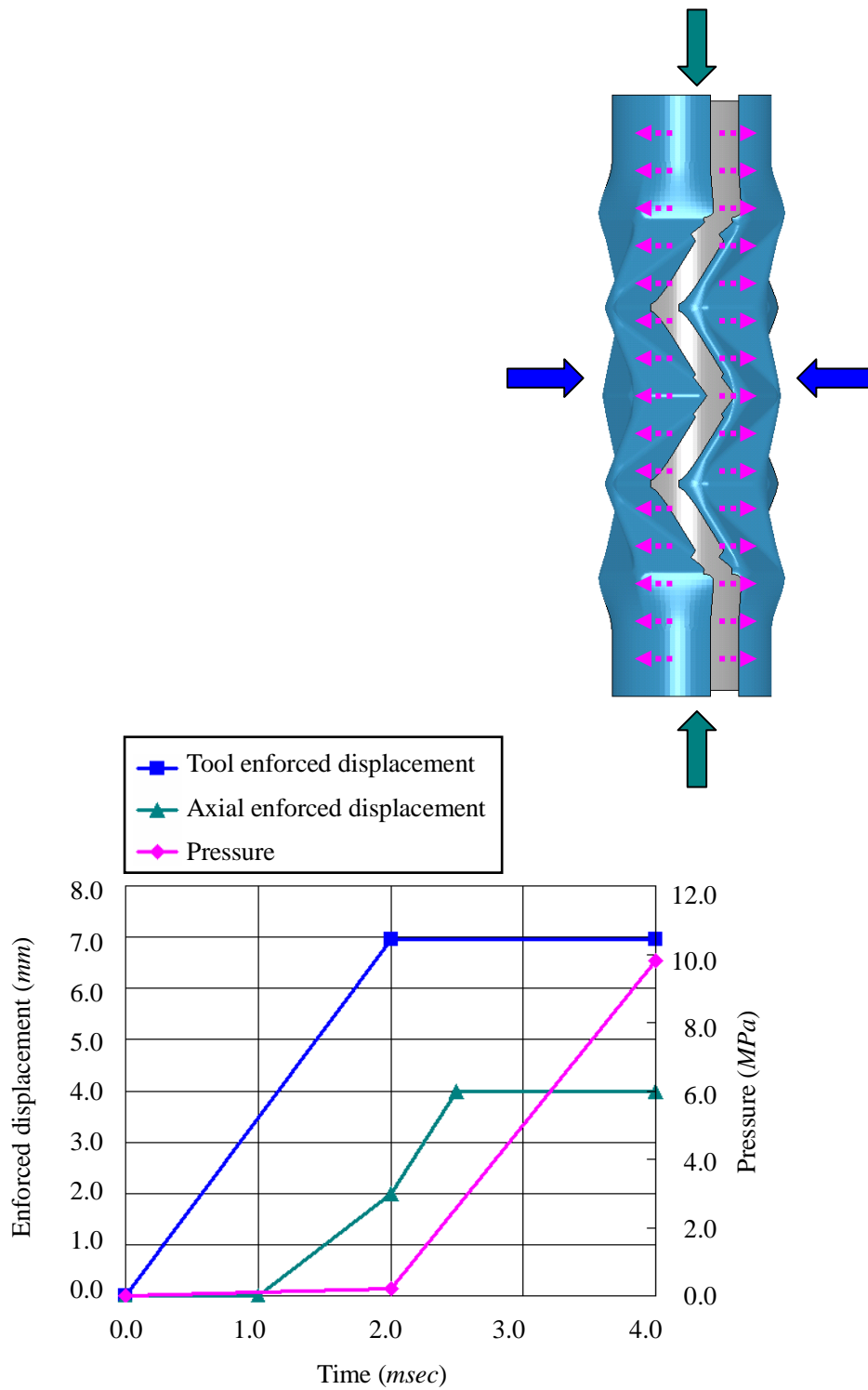


(a) Cross section of initial tube and tool

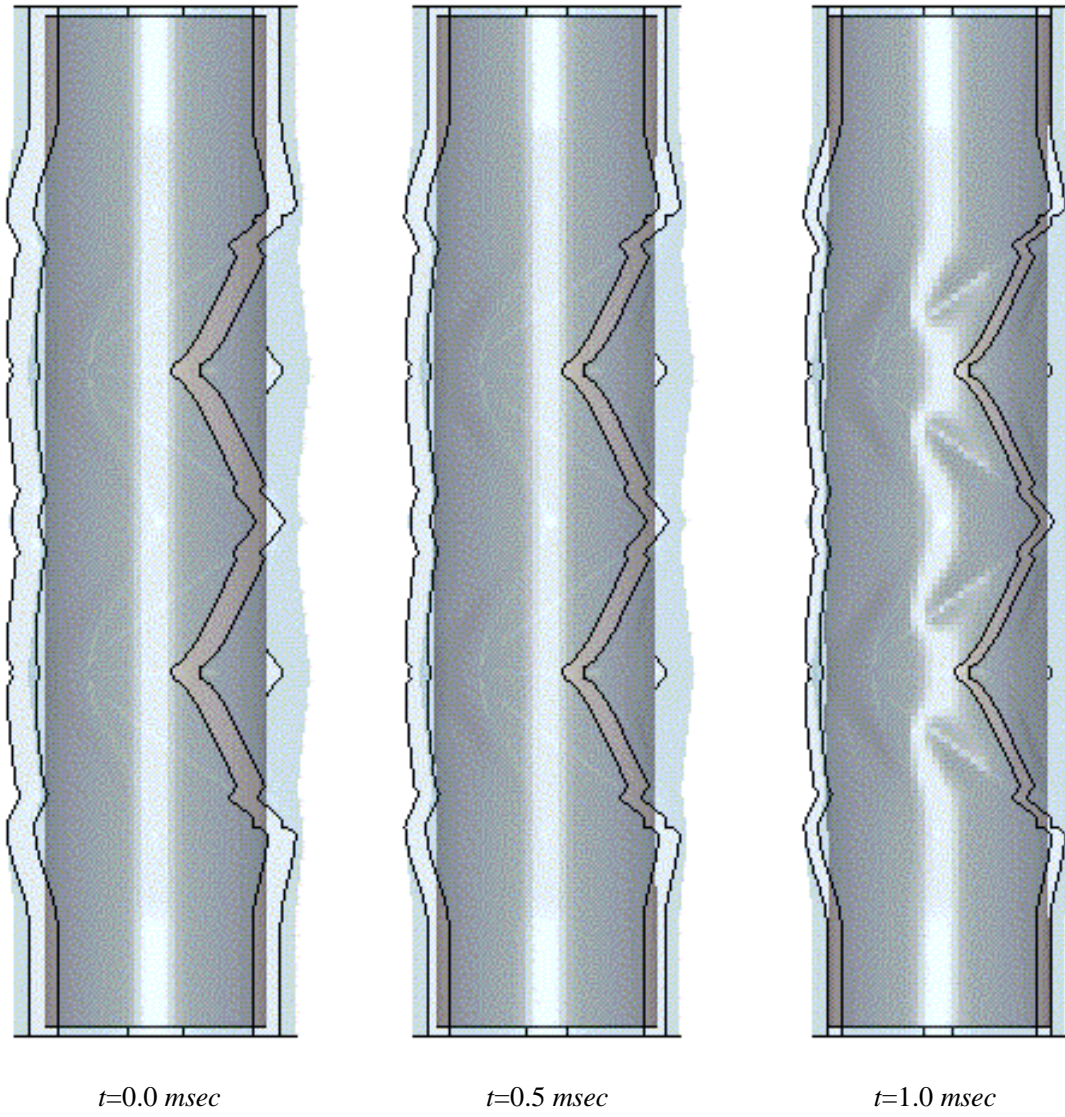


(b) The tool is separated into three parts to avoid initial interference

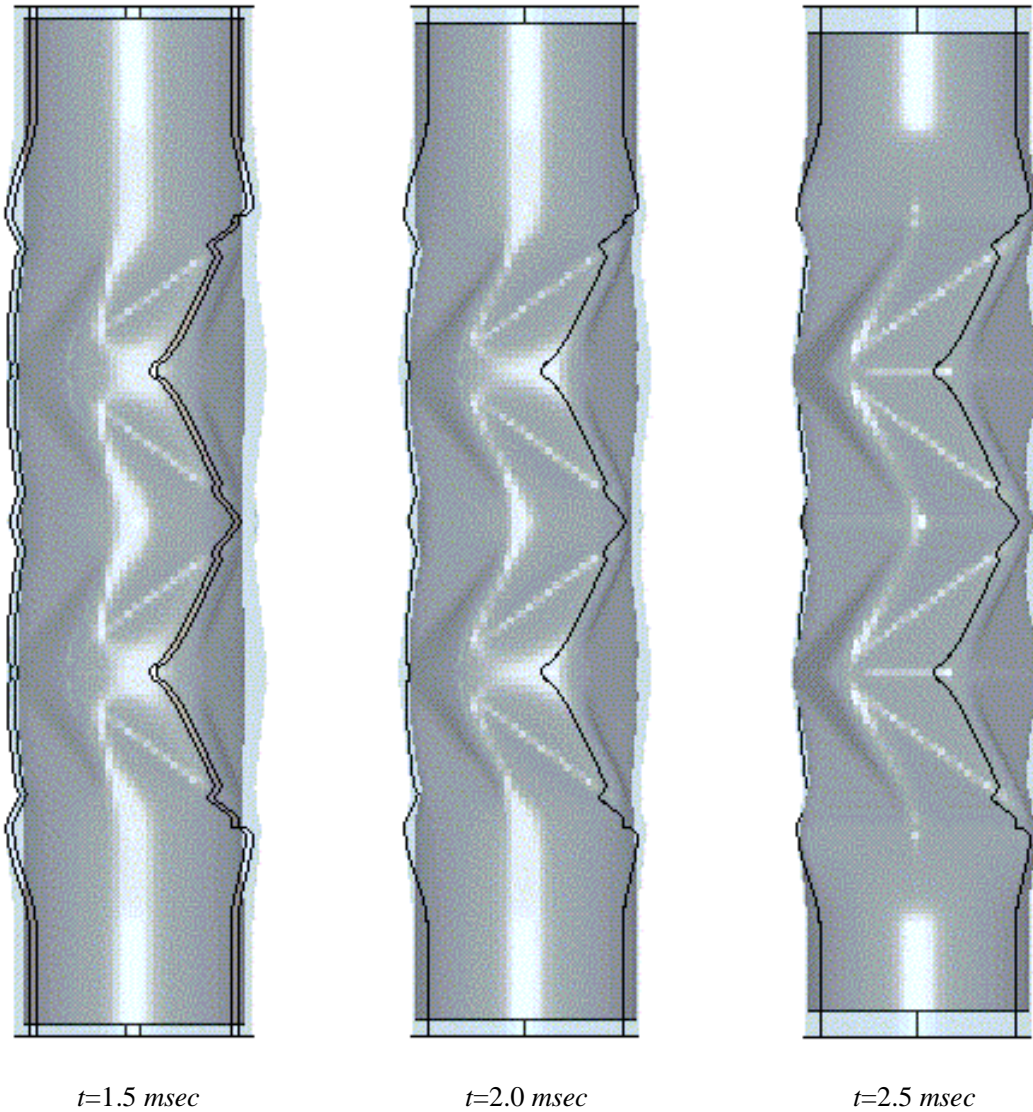
☒ A.3 Geometry and FEM model of reversed-spiral-origami structure



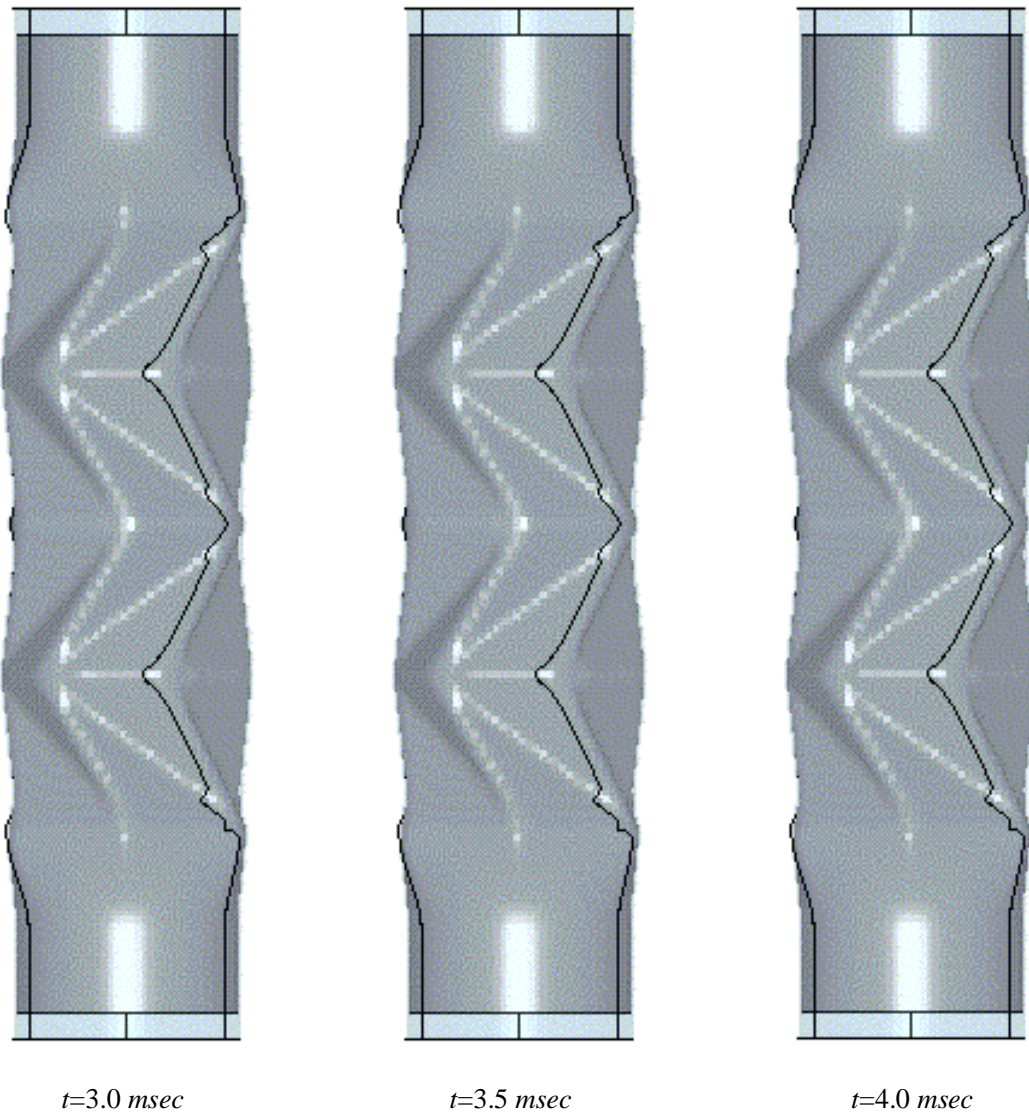
☒ A.4 Enforced displacement and pressure loading history



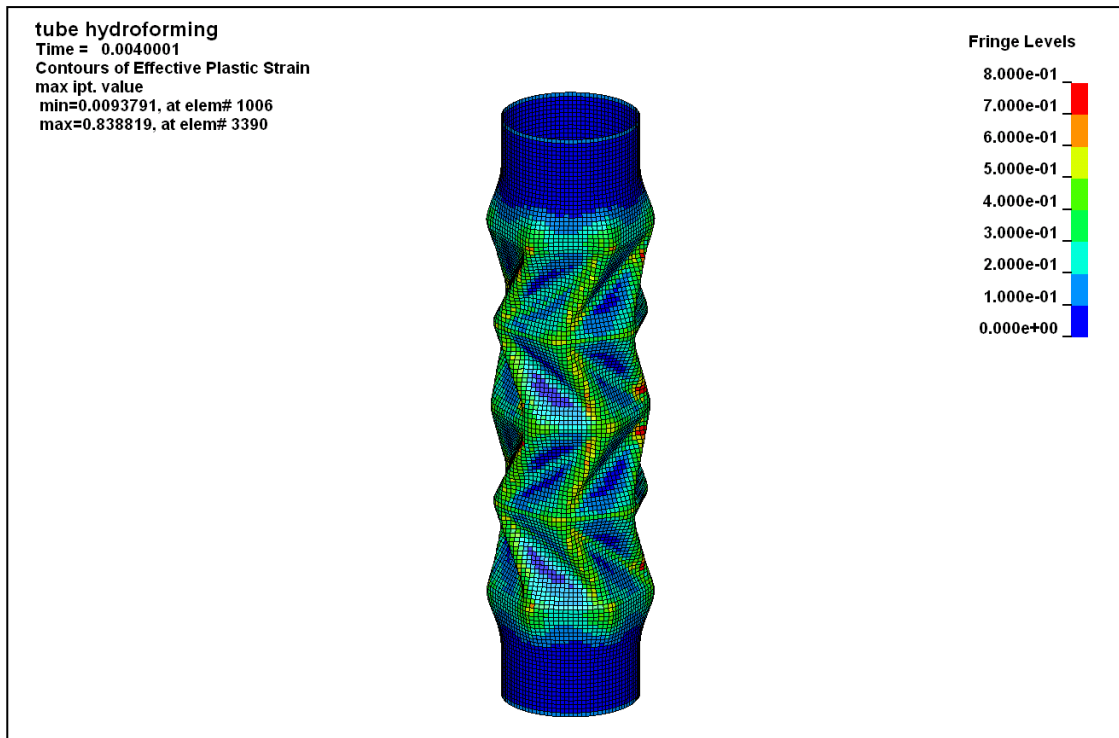
☒ A.5 (a) Deformation of origami-tube under hydroforming process



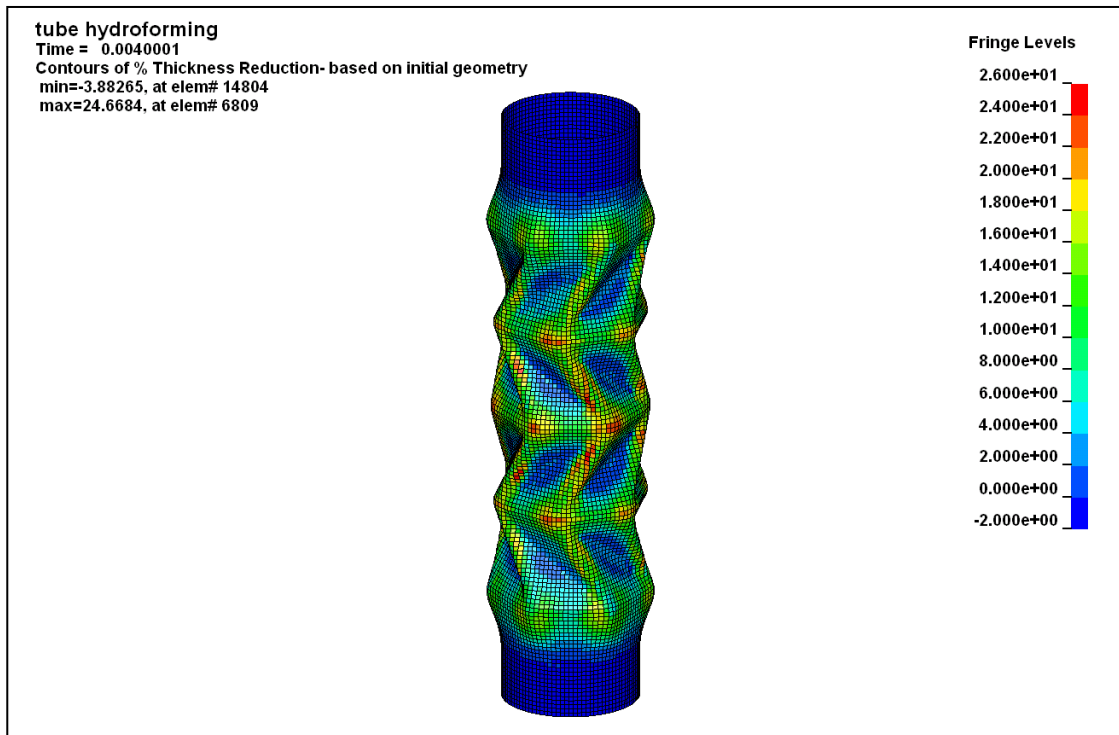
☒ A.5 (b) Deformation of origami-tube under hydroforming process



☒ A.5 (c) Deformation of origami-tube under hydroforming process



☒ A.6 Equivalent plastic strain distribution of origami-tube at final forming stage



☒ A.7 Thickness reduction (%) of origami-tube at final forming stage

A.3 衝撃シミュレーション

A.3.1 解析モデル

円筒折紙を車両衝突時の衝撃エネルギー吸収部材として用いることを想定し、軸方向の衝撃圧壊シミュレーションにより、圧壊時の変位-荷重曲線を求めるためのモデルを作成した。剛体床上に円筒折紙を置き、上方から剛体平板のインパクターが衝突する。図 A.8 に解析モデルの形状を示す。円筒折紙の形状はハイドロフォーミングシミュレーションで得られた加工後の形状をそのまま使用した。

A.3.2 解析条件

図 A.8 に示すように、インパクターに一定強制速度 $13,888.89 \text{ mm/s}$ (50 km/h)を与え、円筒を圧縮した。円筒折紙と剛体床、インパクター間にはペナルティ法による接触条件を与えた。ハイドロフォーミングによる加工硬化（応力，塑性ひずみ）および加工による板厚変化の影響に

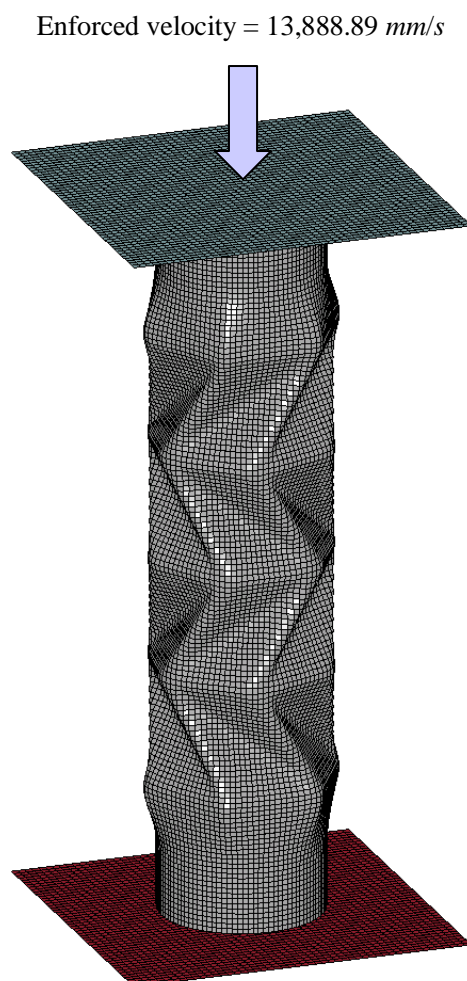


図 A.8 Analysis model configuration of origami-tube for impact simulation

について検討するため、加工硬化の有無により 2 ケースのシミュレーションを行ない、結果を比較することとした。

ケース 1：加工硬化および板厚変化を考慮しない。板厚は初期板厚 1 mm で一定とする。

ケース 2：加工硬化および板厚変化を考慮する。

A.3.3 解析結果

図 A.9 にケース 2 の変形図および相当塑性ひずみ分布を示す。全体的な変形モードとしては円筒が折線に沿って折りたたまれるように圧壊していく状態が観察される。また図 A.10 に 2 ケースの変位-荷重曲線を示す。ケース 1 とケース 2 では最初のピークは一致しており、その後の挙動も類似しているが細部が異なっており、ピーク荷重発生のタイミングも異なる。そこでまず、変位-荷重曲線の形とケース 1 の円筒の変形との関連を詳細に分析してみると次のようになる。図 A.10 においてフェーズ 1 の最初のピークは円筒上端が塑性変形するタイミングである。フェーズ 2 では円筒の上側半分の範囲の稜線に沿った部分が塑性変形しておりこれがケース 1 の細かいピークのタイミングと一致する。フェーズ 3 では塑性した稜線がヒンジとなり、円筒上側半分の部分が折りたたまれていく過程にある。このとき荷重は低下している。フェーズ 4 では折りたたまれた円筒上側半分がさらに圧縮されるため荷重が増加する。フェーズ 5 では円筒下側半分の稜線が塑性し始める。フェーズ 6 では下側半分の塑性した稜線がヒンジとなって折りたたまれていくので抵抗が小さくなり、このときも荷重が低下する。フェーズ 7 では円筒折紙構造全体が折りたたまれ圧壊状態となり、さらに圧縮されるため荷重が増加している。

ケース 1 とケース 2 を比較してみると、フェーズ 1 の最初のピークは同じタイミング、同じ大きさである。フェーズ 2 ではケース 2 は稜線がすでに塑性しており、また稜線近傍の板厚も薄くなっているため、ケース 1 のようなピークは少ない。フェーズ 4 でケース 2 にやや大きなピークがみられるが、ケース 2 は板厚減少により折りたたまれやすいため、一気に折りたたまれて重なった部分が急激に自己接触することによって荷重が一時的に大きくなっているものと思われる。フェーズ 4 にみられるピークを除いて、ケース 2 はフェーズ 4 以降ケース 1 に比べて全体的に荷重が低い傾向にある。これは塑性加工による板厚減少の影響が大きいものと考えられる。

一般に金属材料では加工硬化により強度は増加し、加工にともなう板厚減少により強度は低下する。したがって塑性加工の影響として加工硬化と板厚減少のどちらが卓越するかで全体の強度が増加するか減少するかが決まる。この円筒折紙の場合は板厚減少の効果のほうが大きく、全体として荷重は低下しており、荷重-変位曲線の面積として定義される吸収エネルギーを求めるとケース 1 が 95.8 J、ケース 2 が 82.7 J であり、ケース 2 のほうがエネルギー吸収量が低下していることが明らかとなった。

A.4 まとめ

本節では反転らせん型円筒折紙のハイドロフォーミングのシミュレーションによる成形可能性の検討および衝撃荷重による軸圧縮時の荷重-変位曲線および吸収エネルギーの評価を行った。その結果、円筒折紙はハイドロフォーミングによる成形が可能であることが示された。

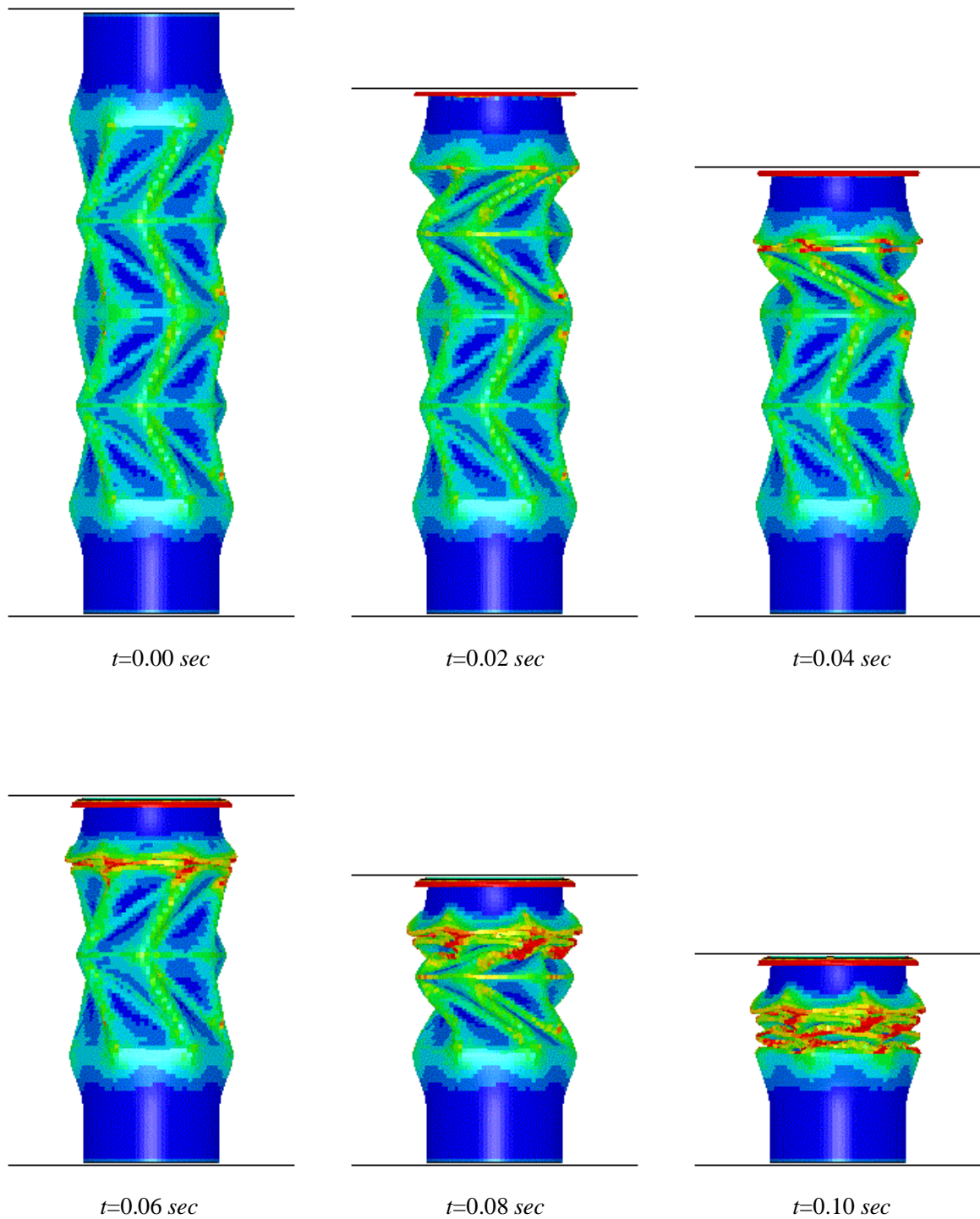
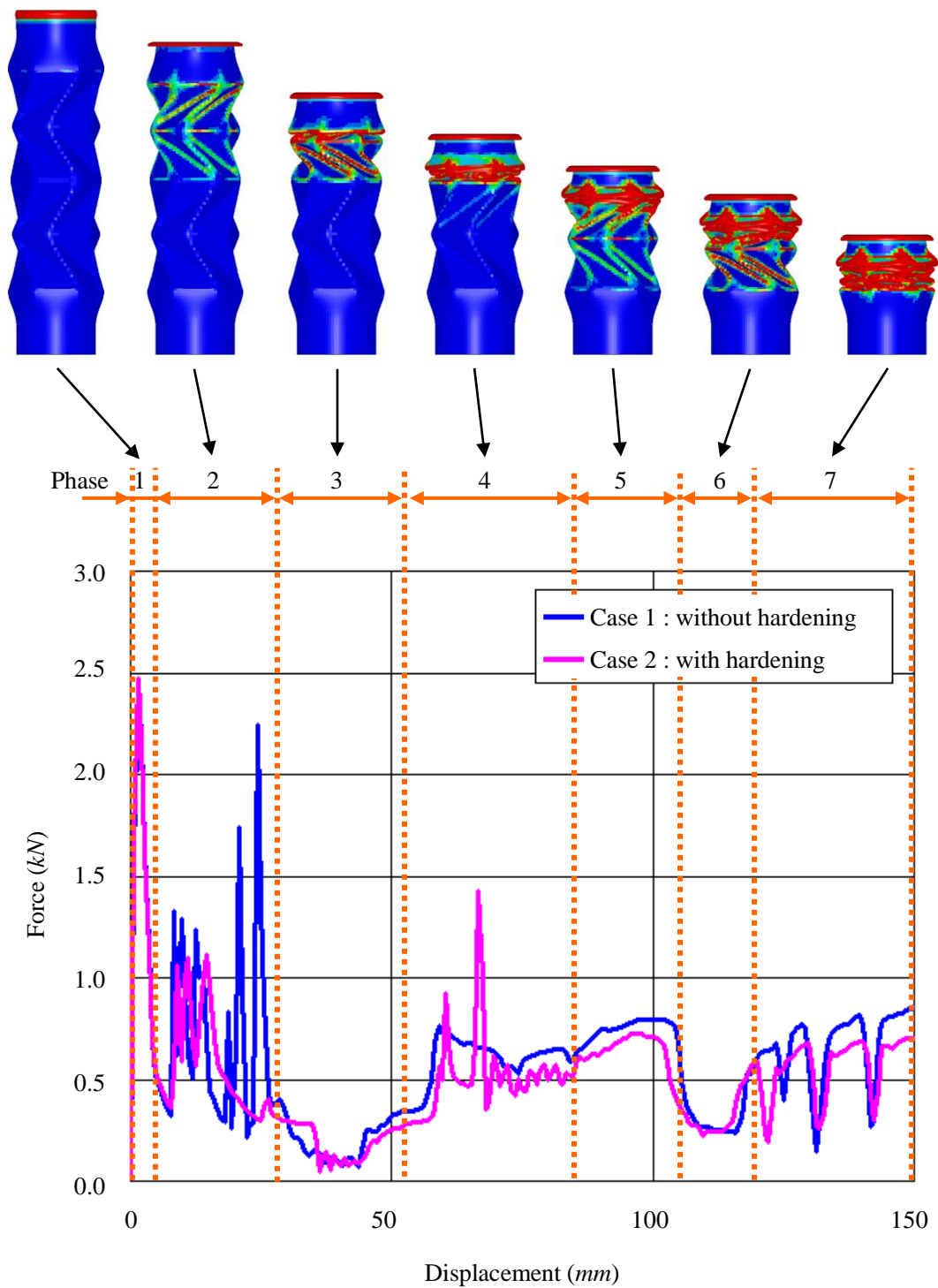


図 A.9 Crash sequence of origami-tube under impact loading for the case in which the work hardening and thickness change are considered. Deformed geometry with equivalent plastic strain distribution is shown.

また衝撃シミュレーションでは円筒折紙が、折線に沿って折りたたまれる状態と圧壊荷重の関係が明らかとなった。

このことから円筒折紙は形状の起伏の大きさや折線の形状により衝撃荷重をコントロールできる可能性を示しているものと思われる。すなわち単に軸方向の強度を高めるというだけでなく、圧壊荷重値を目的に応じて適正な大きさにコントロールすることができることが可能であると考えられる。その場合応用のひとつとして考えられるのは、自動車の衝撃緩衝装置である。これについては文献[27]でも言及しているが、より具体的には自動車のバンパーステイに適用していると考えられる。自動車が低速で衝突した場合、バンパーが損傷するが、バンパーステイでエネルギー吸収できればその部品を交換するだけで済み、修理コストを削減できる。また歩行者との衝突時に、人体への負荷を低減する緩衝装置としての役割も期待できるであろう。さらに同じく車両への応用例としては、コンパクトシティ性能の向上のための緩衝装置に用いることも考えられる。すなわち大型車と小型車が衝突した際に大型車が加害者側となり、小型車に大きなダメージを与えることが問題となっているが、大型車に円筒折紙構造に基づく緩衝装置を取り付けることにより、衝突した小型車のダメージを低減することができる。こうした目的のため、今後は折線の形状と衝撃荷重の関係をより詳細に検討していくことが必要である。



☒ A.10 Force-displacement curve and deformation mode with equivalent plastic strain distribution in each phase of crash sequence

付録B トラスコアパネルの音響解析

B.1 解析の目的

折紙構造物の応用のひとつとして、大型のトラスコアパネルを高速道路等の防音壁に用いることで、従来の防音壁よりも軽量かつ遮音・吸音効果の高い防音壁が製作できる可能性が検討されつつある。そこで本研究ではその初期段階として、トラスコアパネルと音響との相互作用が FEM によりモデル化可能であるかどうかの検討を行なった。

B.2 解析モデル

縦 2,309.4 mm, 横 2,750.0 mm のトラスコアパネルのモデルを解析対象とした。図 B.1 に音響解析のモデル形状を示す。コアの間隔は 500 mm, コア高さは 136.4 mm である。これは 5.3 で用いた強度評価用のモデルをスケーリングしたものである。トラスコアパネルの平坦部から前方に 1,500 mm の位置に音源となる振動板 (1,000 mm×1,000 mm) を置いた。またこのトラスコアパネルと振動板を取り囲む音場を求めるため空気をモデル化した。空気 (流体領域) の寸法は 2,000 mm×3,200 mm×2,800 mm とし、これを 1 辺 100 mm のソリッド要素でモデル化した。モデルの規模はトラスコアパネルが節点数 19,027, 要素数 20,048, 振動板が節点数 2,601, 要素数 2,500, 空気が節点数 20,097, 要素数 17,920 である。トラスコアパネルと音源は通常の Lagrange 要素であるが、空気は流体的な取り扱いをするため Euler 要素でモデル化した。すなわち空気に関しては要素は変形せず、圧力と流速が計算される。

B.3 解析条件の設定

物性モデルとしてはトラスコアパネルは鋼材であり、等方弾性体とした。ヤング率, ポアソン比, 質量密度はそれぞれ 205.8 GPa, 0.3, $7.8 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$ である。パネルの周辺上の節点をすべて完全拘束した。振動板は剛体とし、振動方向 (面の法線方向) 以外の 5 自由度をすべて拘束した。空気に関しては密度は 1.2 kg/m^3 とした。圧力は状態方程式

$$p(\mu, E_0) = (\gamma - 1)(\mu + 1)E_0 = (\gamma - 1)\frac{\rho}{\rho_0} E_0 \quad (\text{B.1})$$

で与えられる。ただし

$$\mu = \frac{v_0 - v}{v} = \frac{\rho}{\rho_0} - 1$$

ここで E_0 は単位体積当たりの初期内部エネルギー, v_0, ρ_0 はそれぞれ初期状態の体積および密度であり v, ρ はそれぞれ現在の体積と密度である. また γ は比熱比

$$\gamma = \frac{C_p}{C_v}$$

である. ここで C_p は定圧比熱, C_v は定積比熱であり, $\gamma=1.4$ とした. さらに大気圧 0.1 MPa を設定するため $E_0=0.25 \times 10^6 \text{ J/m}^3=0.25 \text{ MPa}$ とした.

トラスコアパネルに向かって 400 Hz の音波を発生させることとし, 音源となる振動板に *sine* カーブによる強制振動を与えた. 振動板の振幅は 3 mm である. 振動板が空気を圧縮することにより圧力が生じ, これが空気中を伝播してトラスコアパネルに圧力荷重として負荷される. 解析は動的陽解法を用い, 0.01 sec までの現象を追った.

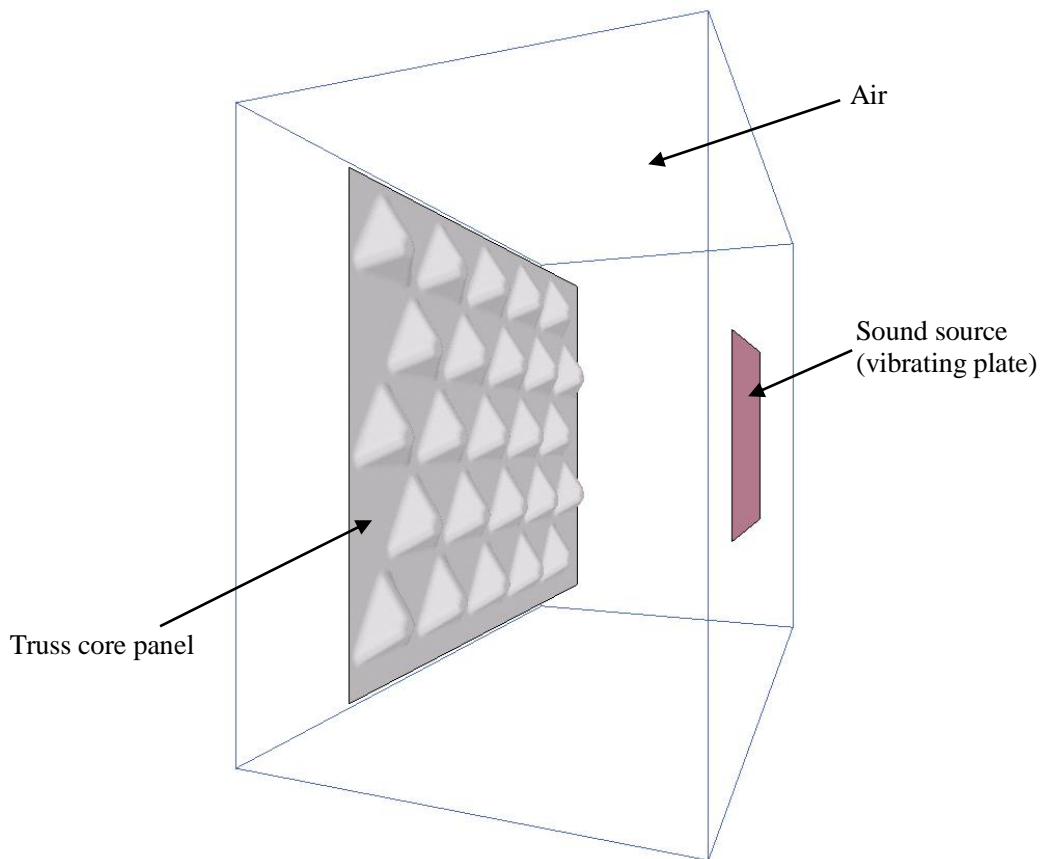


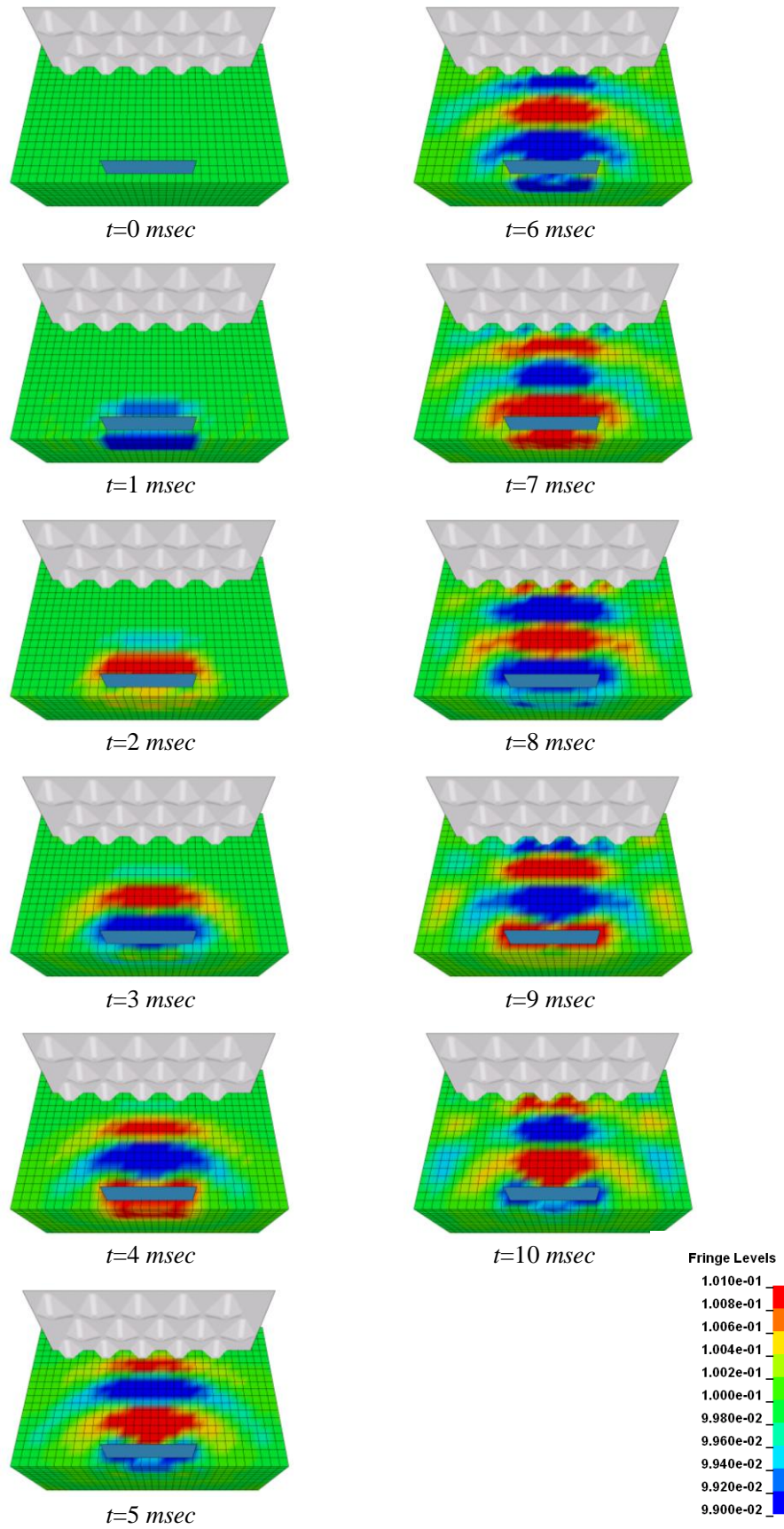
図 B.1 Model configuration for acoustic analysis of truss core panel

B.4 結果と検討

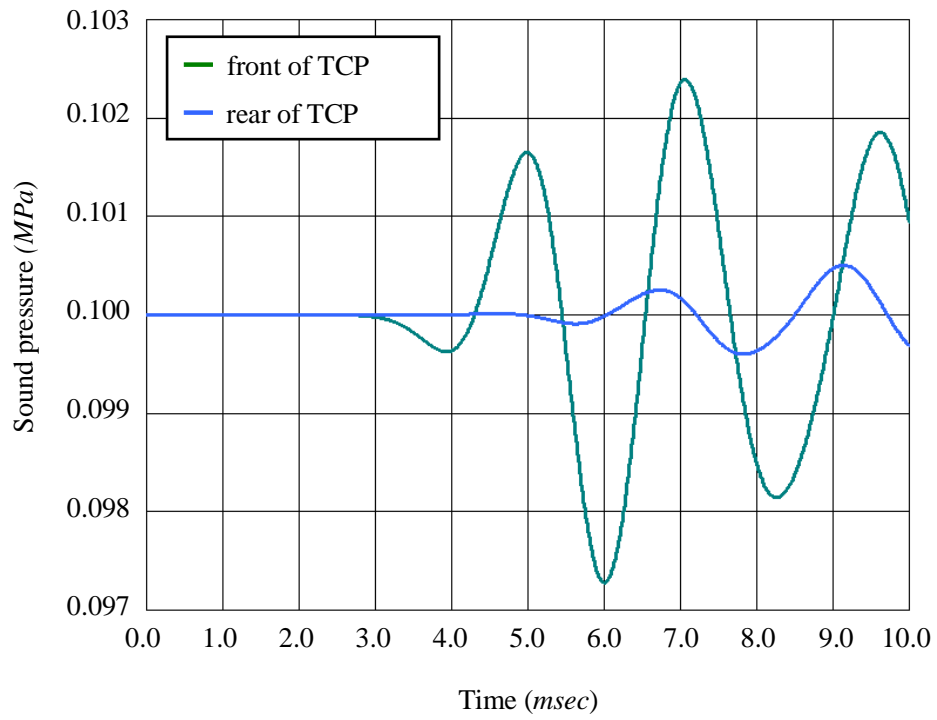
図 B.2 に空気中を伝播する音波の音圧分布を示す。この図は空気層の断面を表示し、音圧分布を可視化している。音波はトラスコアパネルまで到達した後、反射、吸収または透過する。一部はトラスコアパネルの周囲を回りこみ後方に向かっている。トラスコアパネルの前後の Euler 要素で計算された音圧の履歴を図 B.3 に示す。音波は約 3 msec 後に音源からトラスコアパネルに到達しているのがわかる。動的陽解法を用いているため音圧は時間領域で計算されている。そのため実験で測定される実効音圧と比較するためには解析で得られた圧力履歴から実効音圧を求めればよい。

$$p_e = \sqrt{\frac{1}{T} \int_{t_1}^{t_2} p^2(t) dt} \quad (\text{B.2})$$

ここで p_e は実効音圧、 p は計算された音圧、 t_1 および t_2 は音圧が定常状態にある時間の開始時間と終了時間であり $T=t_2-t_1$ である。このモデルでは空気のメッシュ密度がやや粗いため明確ではないが、さらに解像度の高いメッシュとすることにより、入射波と反射波の相互作用などの詳細な挙動が得られるものと考えられ、こうしたシミュレーションによりトラスコアの寸法と波長による挙動の相違などの検討が行えるものと思われる。なお本解析は Linux Xeon 8 CPU を用い、CPU 時間は約 30 分であった。



☒ B.2 Sound pressure distribution (MPa)



⊠ B.3 Sound pressure history at the front and rear of truss core panel

参考文献

- [1] Belytschko, T., Liu, W. K., and Moran, B., *Nonlinear Finite Elements for Continua and Structures*, JOHN WILEY & SONS, pp.27-37, 2000
- [2] 横浜国立大学 白鳥正樹教授, 日本計算工学会「統計的設計支援システムの開発とその応用」研究分科会第42回(最終報告会)講演(2004年3月9日)
- [3] 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
- [4] 野島武敏, 斉藤一哉, パネルおよびパネル作成方法, 特開2007-023661(オクテットトラス構造のパネル化とその一般化したパネル)
- [5] 野島武敏, パネルおよびパネル片, 特開2007-055143(嵌合して作る強靱なコアパネル)
- [6] Taketoshi Nojima and Kazuya Saito, Development of Newly Designed Ultra-Light Core Structures, *JSME Inter. J. A*, Vol.49, No.1, P38-42 (2006)
- [7] Hallquist, J.O., *LS-DYNA Keyword User's Manual*, LSTC, (2007)
- [8] Belytschko, T., and C.S. Tsay, Explicit algorithms for Nonlinear Dynamics of Shells, *Comp. Meth. Appl. Mech. Eng.*, 43, 251-276 (1984)
- [9] Belytschko, T., and C.S. Tsay, A Stabilization Procedure for the Quadrilateral Plate Element with One-Point Quadrature, *Int. J. Num. Method. Eng.*, 19, 405-419 (1983)
- [10] Hill, R., *Proc. Roy. Soc. A*, 193 (1948) 281
- [11] Hallquist, J.O., *LS-DYNA Keyword User's Manual*, pp.171-174, LSTC, (2007)
- [12] Hallquist, J. O., Goudreau, G. L., Benson, D.J., "Sliding Interfaces with Contact-Impact in Large-Scale Lagrangian Computations", *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering* (1985)
- [13] <http://www.jstamp.jp/>
- [14] 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
- [15] S. Tokura, I. Hagiwara, A Study for the Influence of Work Hardening on Bending Stiffness of Truss Core Panel, *J. Appl. Mech.*, Vol.77, Issue 2, (To be published)
- [16] 斉藤一哉, 野島武敏, 平面/空間充填形に基づく新しい軽量高剛性コアパネルのモデル化, 日本機械学会論文集(A編), 73巻735号(2007-11), pp.1302-1309
- [17] Bathe, K. J., Dvorkin, E. D., Short Communication A Four-Node Plate Bending Element Based on Mindlin/Reissner Plate Theory and a Mixed Interpolation, *Int. J. Num. Method. Eng.*, 21, 367-383 (1985)
- [18] 麻寧緒, 梅津康義, 衝突挙動に及ぼす板成形加工の影響, 平成12年度塑性加工春季講演会講演論文集, (2000), pp.17-18
- [19] 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)投稿中
- [20] 國本 隆, アルミニウム合金製サンドイッチ構造, *軽金属*, Vol.40, No.5, (1990), pp.390-405
- [21] National Crash Analysis Center, Public Finite Element Model Archive, <http://www.ncac.gwu.edu/vml/models.html>

- [22]Altair HyperWorks Manual, Altair Engineering, Inc., (2008)
- [23]Stander, N., Roux, W., Eggleston, T., and Graig, K., LS-OPT User's Manual, LSTC, (2009)
- [24]Jin, R., Chen, W. and Simpson, T., Comparative Studies of Metamodeling Techniques under Multiple Modeling Criteria, J. Strct. Opt., 23(1), (2001), pp.1-13
- [25]Stander, N., Goel, T., Metamodel Sensitivity to Sampling Strategies : A Crashworthiness Design Study, 10th International LS-DYNA Users Conference, (2008), pp.4-15-4-30
- [26]五島庸他, 関東経済産業局平成 20 年度戦略的基盤技術高度化支援事業「トラスコアパネル実用化のための生産技術開発」成果報告書, 平成 20 年度採択事業受付番号: 20131402030
- [27]陶キン, 萩原一郎, 呉 卓, 反転らせん型モデルを用いた円筒形折り紙構造の機能とデザイン, 日本機械学会関東支部総会講演会講演論文集, 2004, pp.195-196
- [28]陶キン, 萩原一郎, 呉 卓, 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, 2004, pp.193-194

謝辞

本研究を遂行するに当たり, 担当教官である東京工業大学大学院理工学研究科機械物理工学専攻教授萩原一郎先生に深い感謝の念を表す。著者は萩原教授が日産自動車株式会社のシニアリサーチャーを務めておられたころからたびたびお会いする機会に恵まれていた。当時萩原教授は衝撃解析ソフトウェアを用いて日本で初めて衝突シミュレーションを試みられた研究者のひとりである。筆者もそのころより衝撃解析ソフトウェアにかかわることとなったが, その当時 1990 年代初期のころは, 衝撃解析ソフトといっても現在のものと比べものにならないほどシンプルであり, また非常に不安定なものであった。そのような限られた手段と環境の中で果敢に困難な課題に挑戦された姿勢には敬服せずにはいられない。こうした先行研究があったからこそ, 衝突シミュレーションが短期間にこれほどまでに自動車開発に重要なキーテクノロジーとして重要な位置を占めることになったということがいえるであろう。また学会等の様々な技術発表の場において, 萩原教授は衝突のみならず, 実に多彩な分野について講演者と質疑応答されている姿をたびたび拝見しており, 様々な研究分野においてイニシアチブをとられていることに深い感銘を受けた。その後東京工業大学大学院の教授職に着任された後にも, ホログラフィックニューラルネットワークのご研究に関連して, 動的陽解法ソフトを用いた乗員傷害値低減のための最適化問題について, ダミーモデルを提供させていただくなどお手伝いさせていただいたり, 勉強させていただく機会に恵まれた。本研究を通して国内のみならず国際的にもご著名な萩原教授に直接ご指導いただけることとなったことはまことに光栄の至りである。研究を進める中で, 萩原教授からはほとんど実現不可能と思われるような課題を投げかけられることも何度かあったが, 今にして思えば研究内容を少しでも充実させる必要があるという教授のお計らいであったと理解している。

筆者は社会人大学院コースであるため, 学内に常駐することができなかった。そのため萩原研究室の安井位夫助教には学業に関する様々な諸手続きなど数多くの面で助けていただいた。この場を借りて感謝の意を表したい。

本研究は折紙工学から考案されたトラスコアパネルを研究対象として取り上げている。折紙

工学という発想がなければ本研究も成り立ちえなかった。折紙工学を提唱され、自然界の数理的な美しさおよび合理性とその工学的な応用の可能性について探求を続けられている萩原研究室の野島武敏特任教授には深い敬意の念を表したい。また斉藤一哉 JSPS 研究員には折紙工学の基礎となる空間充填パターンや先行研究に関する多くの論文を紹介していただくとともに、折紙工学材料の数々の試作品をみせていただいた。斉藤研究員が夜を徹して作成されたカラフルな試作品は折紙構造を立体的に把握するうえで非常に役立つものであり参考にさせていただいた。ここに感謝の念を表したい。

そのほか萩原研究室のスタッフ、学生のみなさん、それに東工大発ベンチャー株式会社インターローカスの篠田純一代表取締役および同社メンバーの方々には研究テーマや研究手法について多くの示唆を頂くなど本研究を強力にサポートしていただいた。これらの方々にも深く感謝する。

本研究はFEMシミュレーションをベースとして様々な工学問題に取り組んだものであるが、そのための手段として動的陽解法ソフトウェア LS-DYNA を使用した。この LS-DYNA の開発者である Livermore Software Technology Corporation の Dr. John O. Hallquist にも感謝したい。この LS-DYNA は数々の先進的な機能を有しており、今日の製品開発に欠かすことのできないツールとなっている。本研究も LS-DYNA なくしてはありえなかった。Dr. Hallquist にはこれまでもソフトウェアに実装されている解析手法などについて直接詳細なご教示をいただくことができ、これが本研究を進めるうえで非常に役立った。

本研究において使用した CAD データおよび実験結果は城山工業株式会社五島 庸氏、鈴木晴夫氏にご提供いただいた。ここに謝意を表す。また本研究の一部は、独立行政法人鉄道建設・運輸施設整備支援機構の「運輸分野における基礎的研究推進制度」、科研費基盤研究 (S)No.20226006 の援助を受けてなされた。ここに記して謝意を表す。

著者は社会人大学院生であるため、論文執筆は休日の時間を充てるよりほかなかったが、これも妻直美の理解があつてのことであつた。また図 1.1 の数々の折紙は彼女が作成してくれたものであり、これにもあわせて感謝したい。我が家に来てから休日にもなかなかかまってくれず、寂しい思いをさせたが論文執筆の合間にしばしのうるおいを与えてくれたキャバリア・キング・チャールズ・スパニエルのソフィーにもお礼を述べたい。

2009 年 12 月 21 日