

東京大学大学院新領域創成科学研究科
社会文化環境学専攻

2021 年度
修 士 論 文

鋼製骨組に板ガラスが拘束された構造体の
解析手法における形状の一般化と最適化問題への適用

Pattern Generalization and Optimization Problems
for Analysis of Glass Panels in a Steel Frame

2022 年 1 月 17 日 提出
指導教員 佐藤 淳 准教授

今井 連
Imai, Ren

概要

本研究では、小径断面の金属製の骨組材を用いて薄いガラス板を拘束した構造体を「ステンドグラス状の構造体」として提案している。ステンドグラス構造はガラスを構造部材として用いることを目的とした構造体である。

鋼製骨組、緩衝材の錫板、板ガラスから成るステンドグラス構造の力学的性質は様々な要因が作用して複雑であり、モデル化と解析によって定量的に評価することに課題があった。既往研究では、卍型と称される直線から構成される形状のステンドグラス構造について実験と解析が行われており、詳細なモデルを作成して荷重増分解析を行うことで初期剛性に良い一致が見られることが確認されている。しかし、卍型以外の形状については研究が及んでいなかった。

本研究では、曲線から構成される任意の形状(自由形状)のステンドグラス構造を対象に実験を行い、力学的な性状の分析を行った。分析をもとに、初期剛性を再現するモデル化手法とガラスの応力状態を再現するモデル化手法を提案し、検証を行った。また、再現モデルで形状パラメータによる力学的な最適化問題を解き、自由形状のステンドグラス構造の可能性を示した。

目次

第 1 章	序論	1
1.1	研究背景	2
1.1.1	ガラスの特性	2
1.1.2	ガラス構造体の既往事例・既往研究	3
1.1.3	ステンドグラス構造概要	5
1.2	既往研究	7
1.3	本研究の目的	10
1.4	本論文の構成	11
第 2 章	試験体載荷実験の詳細と結果	13
2.1	実験の目的	14
2.1.1	model 120: うろこ型	15
2.1.2	model135: 曲線凹型	20
2.2	試験体作成	25
2.3	試験体載荷試験	27
2.3.1	載荷試験概要	27
2.4	実験結果	34
2.4.1	うろこ型：荷重変形関係	35
2.4.2	うろこ型：ガラスの破壊分析	36
2.4.3	うろこ型：錫板の観察と分析	40
2.4.4	曲線凹型：荷重変形曲線	48
2.4.5	曲線凹型：ガラスの破壊分析	49
2.4.6	曲線凹型：錫板の観察と分析	53
2.5	結語	61
第 3 章	詳細解析の自由形状への適用法	63
3.1	解析モデル	64

3.1.1	鋼製骨組	65
3.1.2	板ガラス	67
3.1.3	錫板	68
3.1.4	ガラスの形状サイズと初期位置	70
3.1.5	ガラスの隅切	72
3.2	解析手法	73
3.2.1	錫ばね剛性判定法	73
3.2.2	錫ばねの位置補正	74
3.3	解析結果	76
3.3.1	卍型	77
3.3.2	くも型	83
3.3.3	直線幾何学模様	87
3.3.4	自由曲線模様	90
3.3.5	うろこ型	93
3.3.6	曲線卍型	99
3.3.7	ポロノイ型	105
3.4	結語	110
第4章	初期剛性再現モデルの提案	111
4.1	モデル化手法	112
4.1.1	ガラス	112
4.1.2	錫板	117
4.1.3	取付プレート	118
4.2	検証	119
4.2.1	ガラス	120
4.2.2	錫ばね	123
4.2.3	取付プレート	125
4.2.4	まとめ	129
4.3	解析結果	131
4.3.1	卍型	131
4.3.2	うろこ型	137
4.3.3	曲線卍型	146
4.4	結語	153
第5章	自由形状ガラスの応力再現モデルの提案	155

5.1	提案モデル概要	156
5.2	錫ばね除去法	157
5.2.1	モデル形状	157
5.2.2	錫ばね除去法	159
5.3	座屈解析	160
5.3.1	うろこ型	160
5.3.2	曲線凹型	163
5.4	ガラスの主応力算定の理論	166
5.4.1	ガラスのモデル化理論と主応力の関係	166
5.5	解析結果とガラスの主応力の分析	171
5.5.1	うろこ型	171
5.5.2	曲線凹型	179
5.6	結語	186
第 6 章	形状最適化	187
6.1	形状最適化の問題設定	188
6.1.1	最適化環境	188
6.1.2	パラメータ	188
6.1.3	目的関数	188
6.1.4	最適化アルゴリズム	189
6.2	最適化の計算過程と結果	191
6.3	結語	196
第 7 章	結論と展望	197
7.1	結論	197
7.2	課題と展望	198
謝辞		201
参考文献		203

第 1 章

序論

本研究では、ガラスの構造部材としての利用の具体案として H 型断面の金属製の骨組材を用いて薄いガラス板を拘束した耐震壁構造体 (以下, ステンドグラス構造) を提案している (Fig.1.1). 本章では, ステンドグラス構造を提案する背景と目的を示し, 本研究の果たす役割を展望する.

第一節では, 研究背景を述べる.

第二節では, ステンドグラス構造を主題とした既往研究の成果を述べる.

第三節では, 本研究の目的を述べる.

第四節では, 本研究の構成を述べる.

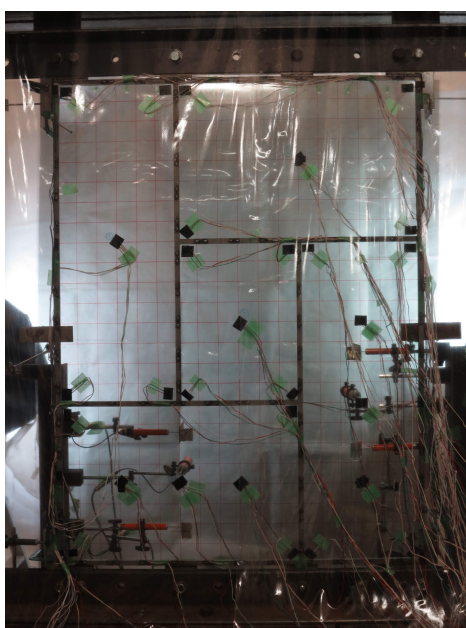


Fig.1.1 ステンドグラス構造

1.1 研究背景

ガラスは透明な材料であり、圧縮強度が高く、耐久性に優れているという性質を持つ一方で、脆性的な材料特性も持ち合わせている。そのため、建材としてはガラスは応力を負担することのない部材として用いられることが多く、専らファサードや採光窓などの開口部で用いられる。しかし、ガラスはアルミニウム合金と同等の剛性と優れた圧縮強度を有しているため、建築の構造部材としての利用が期待される。ガラスの構造部材としての利用が可能となれば、他の構造部材を細くすることができ、意匠的な軽さを持つ建築やより透明度の高い開放的な建築を設計することが可能になる。また、他の構造部材への負担が軽減された結果、負担の減った構造部材の材料使用量を減らすことが可能になり、建物全体としての材料使用量を削減することができることが期待される。

1.1.1 ガラスの特性

先にも述べた通り、ガラスは圧縮強度に優れる。Table1.1 にガラスとその他の透明材料と代表的な材料の性能を示す。

ガラスのヤング係数は鉄鋼には劣るものの、アルミニウム合金と同等の性能、さらに普通コンクリートのおよそ3倍の性能を持つ。圧縮強度は鉄鋼の2倍以上である。そのため、建築構造材として遜色ない性能だといえる。透明材料の中でも圧倒的な性能を誇るが、一方で引張強度と曲げ強度はアクリルに劣る程度である。

Table1.1 ガラスと様々な材料の性能 [1](単位:N/mm²)

材質	ヤング係数	圧縮強度	引張強度	曲げ強度
普通ガラス	71000	900	56	60
強化ガラス	71000	-	-	360
アクリル	1470	123	74	102
鉄鋼 (SS400)	205000	400	400	400
アルミニウム合金	70000	250	240	-
普通コンクリート	20500	40	3	-

1.1.2 ガラス構造体の既往事例・既往研究

引張強度と曲げ強度が低く脆性破壊するという欠点があるものの，近年建築物の中でガラスを構造部材として使用する例が見られる。

Fig.1.2 はサスペンション構造の螺旋階段の踏み板にガラスを用いた例である．手すりには旭硝子が開発した世界最薄の強化ガラス，レオフレックスが使用されている．実物大のモックアップ実験を経て実現に至った (文献 [2])．

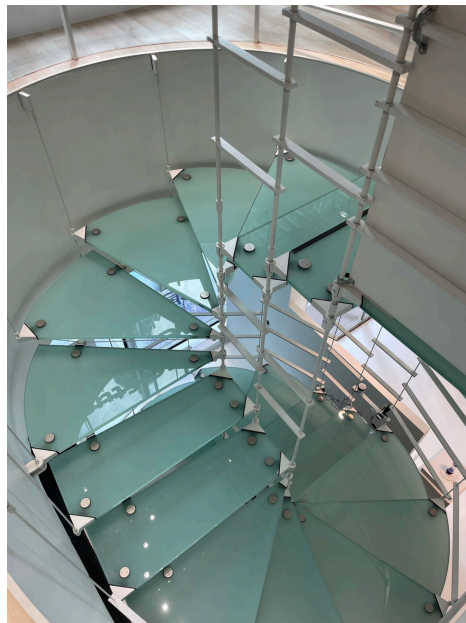


Fig.1.2 ガラスの階段 (提供:氏岡啓威)

Fig.1.3 はアメリカのカリフォルニア州にある Steve Jobs Theater である．直径 60 m，重量 784 kN (80 tf) の炭素繊維の屋根を円筒状のガラス壁で支えている構造体で，ガラスだけで支えられた構造体としては世界最大の規模である．建物所在地である Cupertino は地震の活動が多いため，ガラスが脆性破壊せず地震荷重に耐えられるよう，ガラスを支える鉄板がガラスの破壊に先行して変形するように設計されている (文献 [3])．

Fig.1.4 は既往研究 [4] で提案されたガラスを用いた制振壁システムである．ガラスと粘弾性体を組み合わせ，ガラスに加わる力を制御することで脆性破壊を防ぐ仕組みである．有限要素法による座屈解析により座屈荷重と面外変位が再現可能であることが報告されている．

これらの例にみられるように，ガラスを構造部材として利用する場合には破壊を回避するために慎重な解析と実験，設計が重要である．

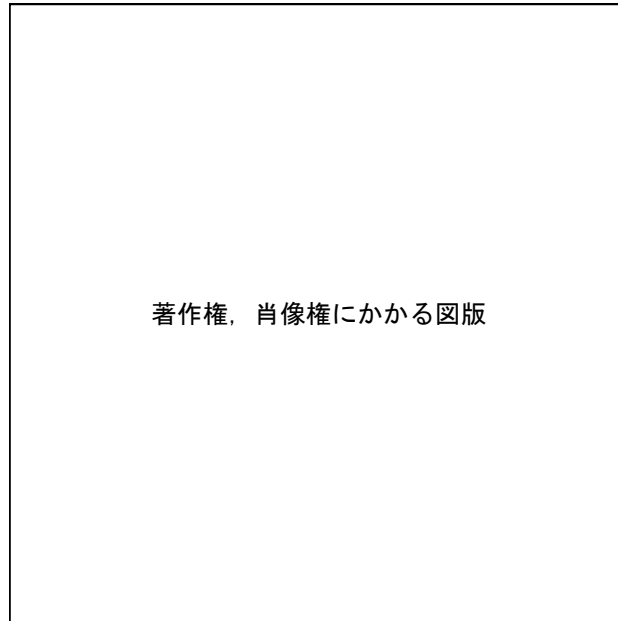


Fig.1.3 Steve Jobs Theater

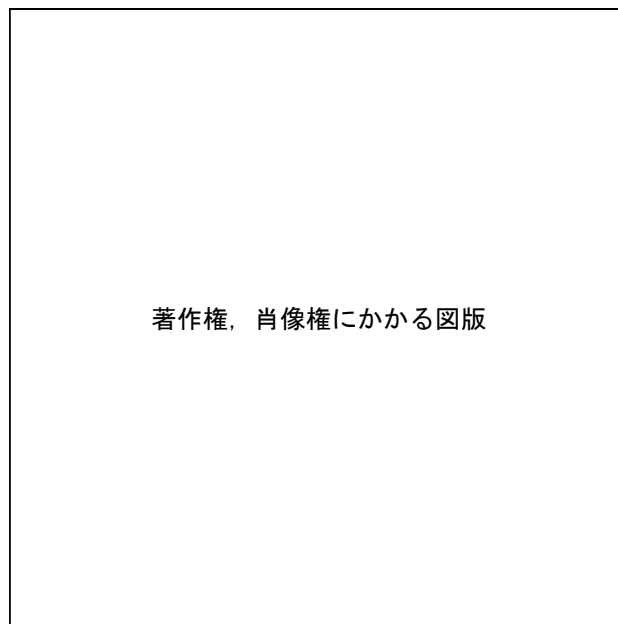


Fig.1.4 透明制振壁のパターン (既往研究 [4] より引用)

1.1.3 ステンドグラス構造概要

本研究では、ガラスの構造部材としての利用の具体案として H 型断面の金属製の骨組材を用いて薄いガラス板を拘束した耐震壁構造体 (ステンドグラス構造) を提案している。ガラスと骨組の間には、緩衝材として錫板が挿入されており、ガラスと骨組が直接接触しないようになっている (Fig.1.5-a)。ガラスと錫板は、面外方向には骨組のフランジ部分で、面内方向には骨組のウェブ部分で四周を拘束されているのみで、完全に固定されてはいない (Fig.1.5-b)。

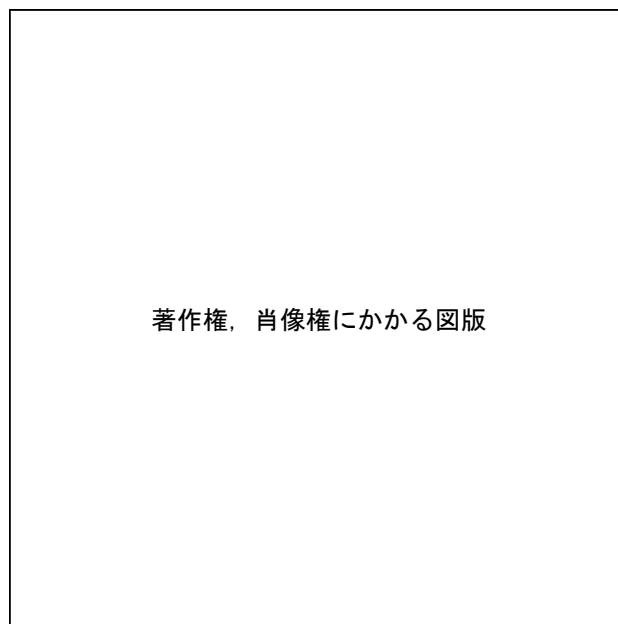


Fig.1.5 ステンドグラス構造概要図 (a.H 型断面詳細図は既往研究 [5] より引用))

建物におけるステンドグラス構造の意図する構造的な役割は、地震などで建物に生じる層せん断力を負担することである。光を透過する開口部としての役割を果たしつつ、従来の耐震壁や耐震ブレースなどに代わり、構造部材としての役割も果たす。将来的には、建物の自重などによる鉛直荷重も負担できる設計を視野に入れている。建物の鉛直荷重を負担する柱の役割も果たすことで柱を細くすることにつながり、より設計の自由度が高い空間を創成することが可能となる。

ステンドグラス構造が層せん断力、すなわち水平荷重を受けると、Fig.1.6 に示すように骨組が先行して変形し、その後ガラスが拘束されてブレース材として剛性を発現する。緩衝材の錫板の圧潰と骨組の塑性化・塑性変形が進むと、最終的にガラスが破壊する。骨組はガラスの動きを拘束し、耐震壁の変形によるエネルギー吸収能力を高める効果がある。錫板はガラスと骨組の直接の接触を防ぎ、ガラスに応力の集中を生じさせない効果がある。

耐震壁の設計としては、層せん断力がガラスの破壊荷重に達しないように十分注意する必要

がある。

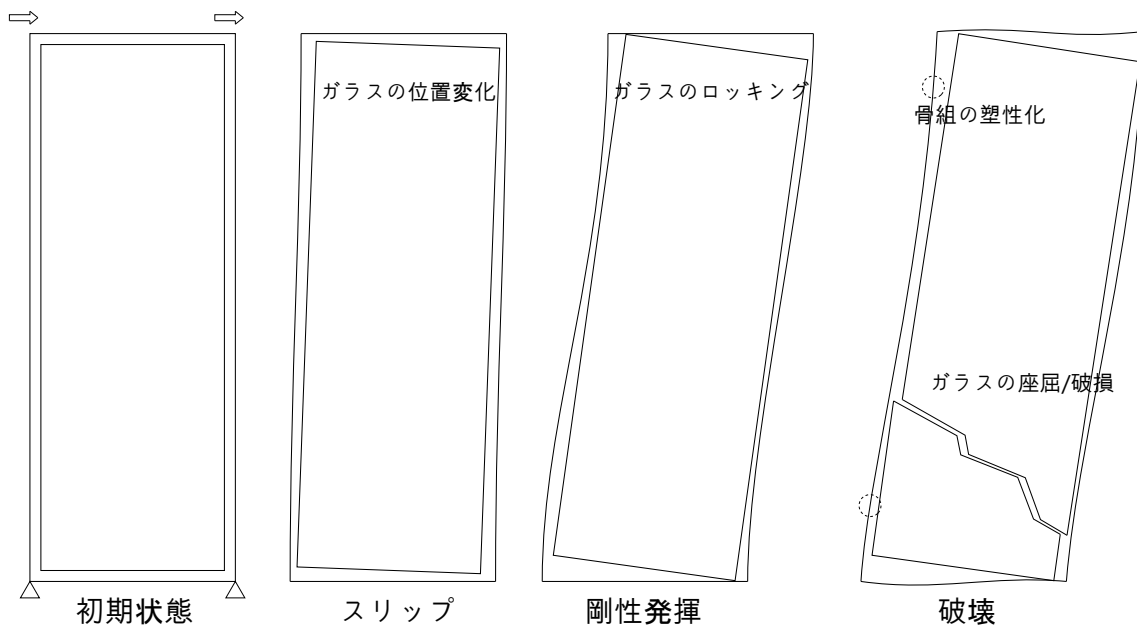


Fig.1.6 ステンドグラス構造変形概要図 (既往研究 [5] より編集))

1.2 既往研究

ステンドグラス構造を主題とした既往研究の主な成果を順に述べる。

まずは、ステンドグラス構造の諸要素が既往研究でどのように検討されてきたか述べる。

既往研究 [6] は、鉛製の骨組でガラスを拘束した小型試験体 (415 mm × 550 mm) を用いて水平載荷実験及び解析を行い、骨組材の十字交差部を作らないようにガラスを「卍」の字のように配置した試験体 (以後この形状を卍型と呼ぶ) では面外方向への座屈を防ぐことができることを示した。

既往研究 [7] では緩衝材として錫板を挿入しガラスと骨組が接触しないようにすることで、ガラスの早期のひび割れを防ぐことを明らかにした。層せん断力を負担する耐震壁としての可能性が示され、ステンドグラス構造の工法が確立されたことから、以後は水平載荷の試験体実験を行うことでモデル化と解析手法を確立することを目的とした研究が進められてきた。

以下、既往研究で提案されてきた解析モデルについて述べる。なお、既往研究と本研究で行う解析計算は、特に断りがない限りマトリクス法を用いた数値計算を指す。

既往研究 [7] で提案された解析手法 (簡易解析) は、ガラスと錫をそれぞればねモデルに置換し、直列ばねとして合成してブレース材に置換したモデルを用いる手法である。簡易解析の目的は、ステンドグラス構造の耐震壁としての性能を示す初期剛性の再現である。解析値が実験値より高くなるため、錫ばねの剛性値に実験結果から求めた剛性低減係数を乗じることで初期剛性を再現した。詳細は第 4 章で述べる。

既往研究 [8] で提案された解析手法 (錫ばね除去法) の目的は、ガラスと錫の接触の再現と、初期剛性の再現である。ガラスを格子モデルに、錫はばねモデルに置換した詳細なモデルを使用する。作成されたモデルをもとに、次に述べる手法で不要な錫ばねを除去していく。すなわち、モデルに対し繰り返し線形弾性解析を行い、引張力が生じる錫ばねを取り除いていく。最終的に得られたモデルが求める解析モデルである。残った錫ばねがガラスと接触する範囲を示す。既往研究 [9] で、ガラス角部の隅切の考慮、骨組モデルの細分化を行うと、小型試験体と

凹型試験体で初期剛性の再現が可能であることが示された。詳細は第 5 章で述べる。

既往研究 [5] で提案された解析手法 (詳細解析) の目的は、ガラスと錫の接触の再現と、初期剛性の再現である。ガラスを格子モデルに、錫はばねモデルに置換した詳細なモデルを使用する。ガラスのモデル寸法は実寸に合わせ、錫ばね長さは 1.0 [mm] 以上とする。荷重増分解析を行い、各ステップで錫ばねの位置補正・剛性判定を行う。すなわち、ガラスの位置変化に応じて錫ばねが追従するよう位置を補正し、また非線形モデルとして錫ばねの長さに応じて与える剛性を変化させる。小型試験体と凹型試験体で初期剛性の再現が可能であることが示された。既往研究 [9] では、詳細解析において錫ばねの剛性判定の段階をさらに細分化する手法が提案され、錫が圧潰する過程がより詳細に明らかにされた。詳細は第 3 章で述べる。

最後に、既往研究で行われたスタンドグラス構造の実験を時系列順に Table1.2 にまとめる。特に備考に記載がない場合、錫板厚さは 1.0 [mm]、全周に挿入されていることとする。また、载荷方法は変形角漸増とし、正方向と負方向のサイクルを繰り返すこととする。第 2 章で詳細に述べる。

本論において既往実験を参照する際は、Table1.2 中の番号で識別することとする。

Table1.2 既往実験一覧

番号	試験体形状	フランジ幅 [mm]	骨組	備考
k01	小型試験体 [10]	14	一体成形 + 組立て	
k02		20	〃	
k03		24	〃	
k04	小型試験体 [5]	14	〃	正方向一回押切
k05	小型試験体 [9]	14	〃	
k06		14	〃	錫板 $t = 2 \text{ mm}$
m01	ㄱ型試験体 [7]	H-16x16x3x3	削り出し + 溶接	錫板なし
m02		14	一体成形 + 組立て	錫板一部
m03	ㄱ型試験体 [11]	20	〃	
m04		12	〃	
m05	ㄱ型試験体 [10]	16	〃	
m06	ㄱ型試験体 [12]	12	〃	変形角一定
m07		24	〃	
m08		12	〃	変形角一定
m09	ㄱ型試験体 [13]	12	〃	
m10		20	〃	
m11		12	〃	
m12	ㄱ型試験体 [9]	12	〃	
m13		16	〃	
	くも型試験体	12	一体成形 + 組立て	

1.3 本研究の目的

本研究の目的は、曲線を含んだ自由形状のステンドグラス構造の力学的性状を明らかにし、適用可能なモデル化・解析手法を提案することである。また、提案した解析手法を用いて、力学的性能を高めることを目的とした骨組形状の最適化問題の手法も提案する。

近年のコンピューター性能と技術の発展は目覚ましく、従来では考えにくかったような複雑な形態の最適化問題も低コストで検討することが可能となっている。そのため、ステンドグラス構造においても形態、特に骨組形状の最適化を考えることで力学的な性能の向上を目指すことが可能である。性能の向上は建築物の材料使用料削減につながり、ひいては意匠的な軽さ、空間的な自由度の向上にもつながるため、ステンドグラス構造の観念にも整合する目的である。

既往研究で一定の解析手法が確立された凹型形状のステンドグラス構造の発展として、曲線を含んだ自由形状が考えられる。曲線を含んだ自由形状の候補は無数に存在すると考えられ、その中には与えられた条件に対して凹型よりも優れた力学的性能を示す形状が存在することが予想される。しかし、曲線を含んだ形状のモデル化手法や力学的性能に与える影響は既往研究で明らかにはされてこなかった。また、無数ともいえる形状の候補の中からより優れた形状を選ぶためには、最適化問題への帰着が可能な解析手法の確立も求められる。

以上を背景として、本研究の目的を定めた。

1.4 本論文の構成

本論文は本章を含め, 7つの章からなる.

- 第1章では本論文の背景と位置づけを述べた.
- 第2章では自由形状ステンドグラス構造試験体載荷試験について述べる.
- 第3章では詳細解析の自由形状への適用法とその結果を述べる.
- 第4章では初期剛性再現モデルの提案と検証結果を述べる.
- 第5章では自由形状ガラスの主応力再現モデルの提案と検証結果を述べる.
- 第6章では初期剛性再現モデルによる形状最適化の試行と結果分析を述べる.
- 第7章では本論文の成果と今後の展望を述べる.

第2章

試験体載荷実験の詳細と結果

この章では、曲線を含む形状の試験体の水平載荷試験について二回の実験の詳細と結果を述べる。

第1節では、各実験の目的を試験体の形状の意図と合わせて説明する。試験体形状の決定過程の詳細は第3章で述べる。

第2節では、試験体の作成方法を述べる。

第3節では、水平載荷試験の概要を述べる。

第4節では、各試験体の実験結果について述べる。

第5節では、結語として本章をまとめる。

2.1 実験の目的

曲線を含む形状のステンドグラス構造の力学的性質を明らかにするため、40種類の様々な形状の試験体モデルを作成し、詳細解析を行って結果を分析した。この過程の詳細は第3章で述べる。分析を行った結果、Fig.2.1に示す model 120 と model 135 について実験を行うこととした。

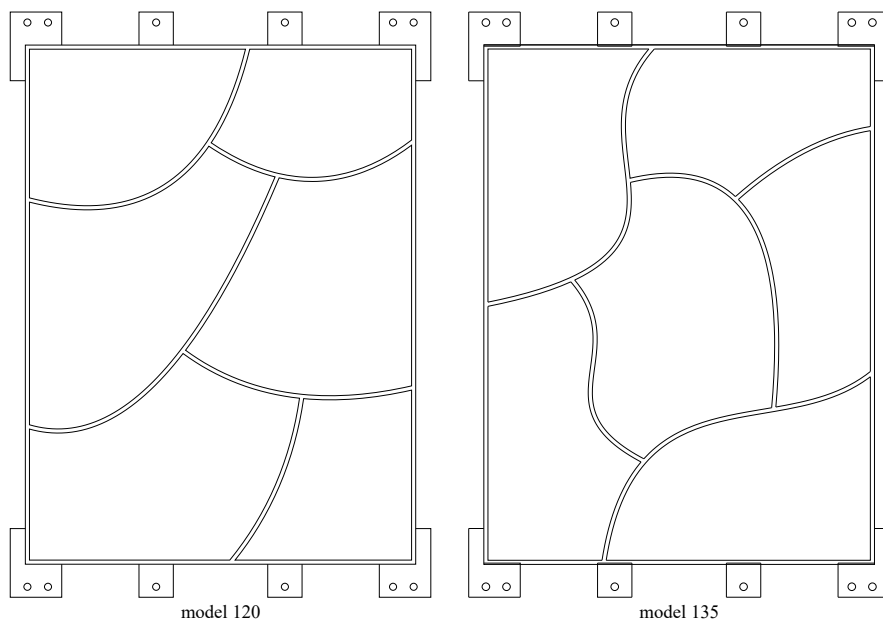


Fig.2.1 実験を行った二つの形状

2.1.1 model 120: うろこ型

model 120 (以下, うろこ型) の実験では, 広い範囲での錫板の圧縮の分析を主な目的とする.

うろこ型は Fig.2.2 に示す通り, 下側凸な曲線のみで構成される形状である. 第3章でうろこ型について詳細解析を行った結果, 水平荷重を受けると曲線の広い範囲で圧縮状態の錫ばねが生じていることが確認され (Fig.3.32), 卍型の正方向初期剛性 0.80 [kN/mm] と比べて正方向初期剛性 3.36 [kN/mm] と比較的高い値であることも確認された (Fig.3.25). 卍型の場合, 角部の狭い範囲で錫板が圧縮されていることが過去の実験と詳細解析で明らかになっている. うろこ型は卍型とは異なり, 曲線に沿って広い範囲で錫板が圧縮されることで高い剛性が発揮されることが解析結果から予想される.

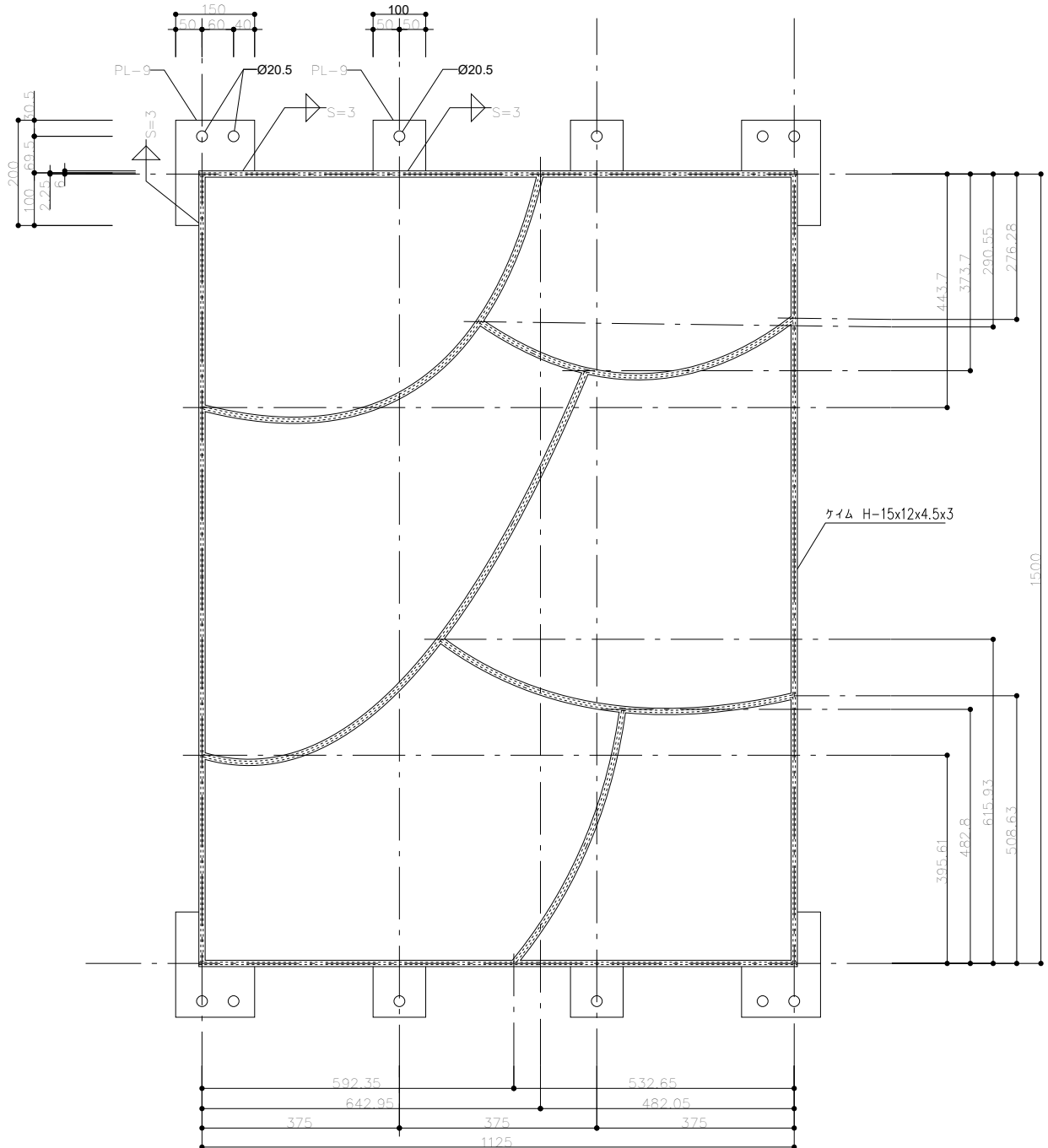


Fig.2.2 medel120(うろこ型)の詳細図面

ガラスは骨組の芯線から内側に 4.5 mm オフセットした形状である。角部は全て 5.0 mm の隅切処理を施した。詳細な形状を Fig.2.3 に示す。

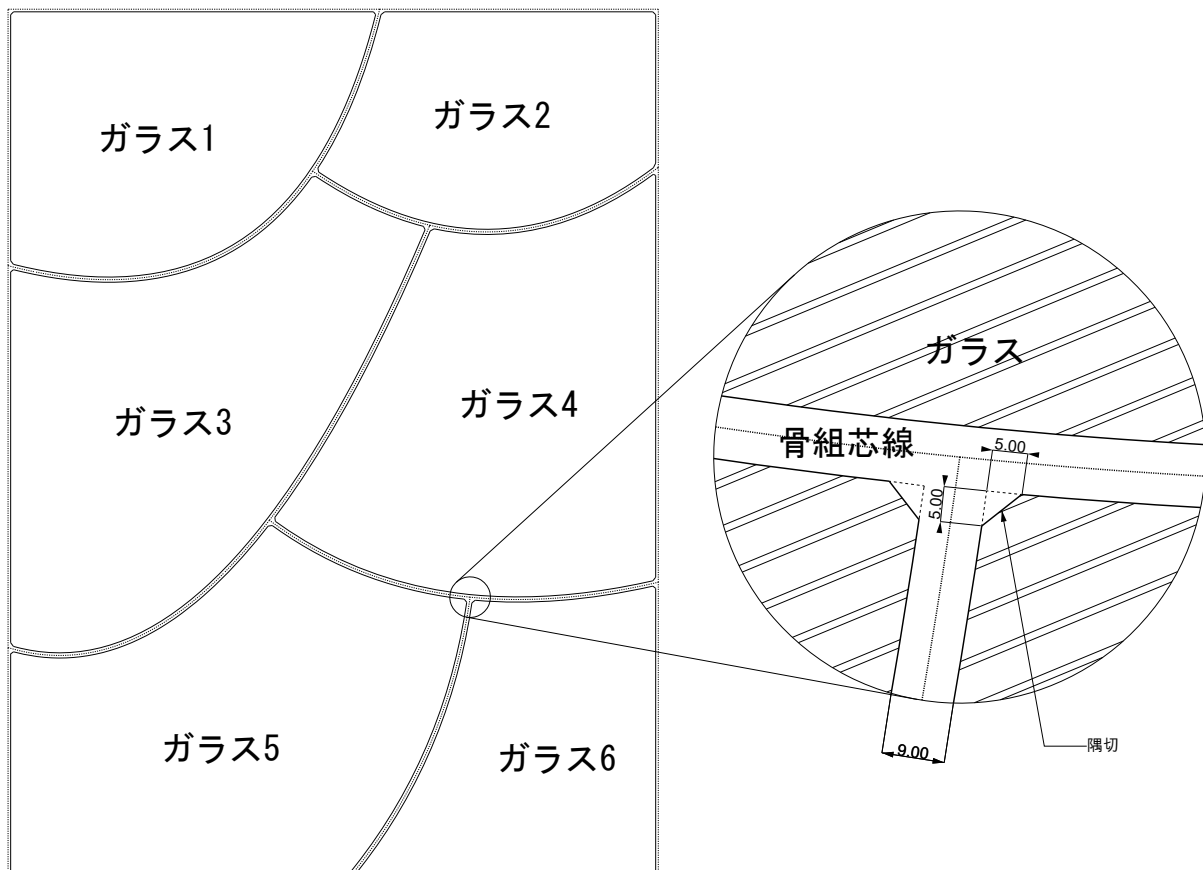


Fig.2.3 medel120(うろこ型) のガラス詳細図

うろこ型の曲線は2次のNURBS曲線で構成される。Fig.2.4にNURBS曲線の詳細を示す。ノットベクトルは一様で、各制御点に与えるウェイトは全て1とした(すなわち、Bézier曲線)。参考に、Table2.1にNURBS曲線を媒介変数 t で表現したものを示す。なお、 t の定義域は $0 \leq t \leq 1$ である。

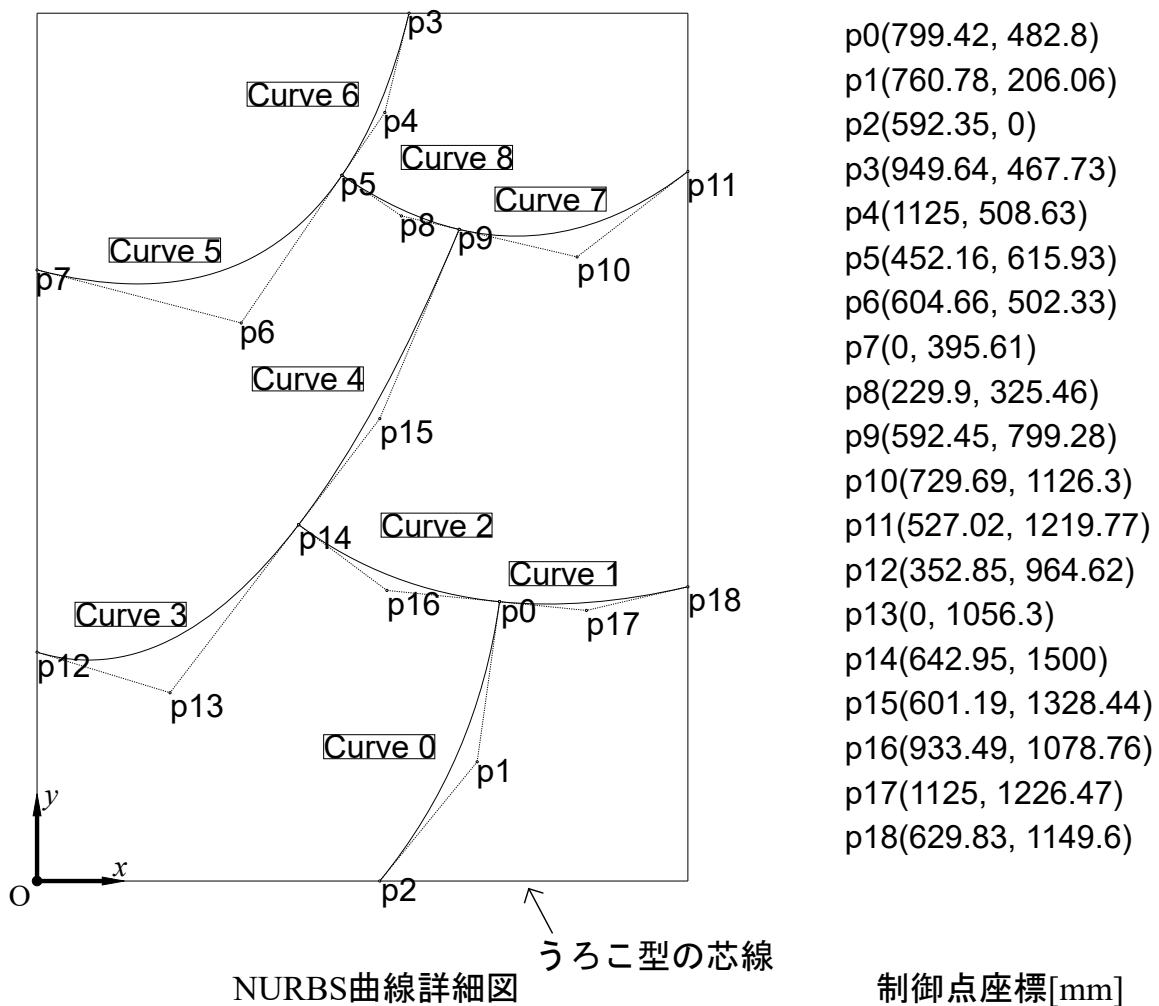


Fig.2.4 medel120(うろこ型)のNURBS曲線詳細図

Table2.1 medel120(うろこ型)のNURBS曲線の定義

曲線	制御点リスト	成分	媒介変数表示
NURBS Curve 0	p0,p1,p2	X	$-129.80t^2 - 77.27t + 799.42$
		Y	$+70.68t^2 - 553.48t + 482.80$
NURBS Curve 1	p0,p3,p4	X	$+25.14t^2 + 300.44t + 799.42$
		Y	$+55.97t^2 - 30.13t + 482.80$
NURBS Curve 2	p5,p6,p0	X	$+42.25t^2 + 305.01t + 452.16$
		Y	$+94.07t^2 - 227.21t + 615.93$
NURBS Curve 3	p7,p8,p5	X	$-7.65t^2 + 459.81t + 0.00$
		Y	$+360.62t^2 - 140.29t + 395.61$
NURBS Curve 4	p5,p9,p10	X	$-3.05t^2 + 280.58t + 452.16$
		Y	$+143.68t^2 + 366.69t + 615.93$
NURBS Curve 5	p11,p12,p13	X	$-178.69t^2 - 348.33t + 527.02$
		Y	$+346.84t^2 - 510.32t + 1219.77$
NURBS Curve 6	p14,p15,p11	X	$-32.41t^2 - 83.53t + 642.95$
		Y	$+62.90t^2 - 343.13t + 1500.00$
NURBS Curve 7	p10,p16,p17	X	$-12.28t^2 + 407.59t + 729.69$
		Y	$+195.25t^2 - 95.08t + 1126.30$
NURBS Curve 8	p11,p18,p10	X	$-2.95t^2 + 205.63t + 527.02$
		Y	$+46.88t^2 - 140.36t + 1219.77$

2.1.2 model135: 曲線卍型

曲線卍型の実験では、S 型のような変曲点の多い曲線が座屈補剛効果に与える影響の分析を主な目的とする。

曲線卍型は Fig.2.5 に示す通り、外周フレームに接しない中央パネルとその周りを互い違いになるように取り囲むパネルという卍型の特徴を引き継ぎつつ、曲線を含んだ形状である。S 型のような変曲点の多い曲線がガラスによる座屈補剛効果を高める効果を持つと予想される。第 3 章での詳細解析の結果、うろこ型でも見られたような広範囲の圧縮錫ばねが随所で確認され (Fig.3.32)、卍型の正方向初期剛性 0.80 [kN/mm] と比べて正方向初期剛性 2.30 [kN/mm] と比較的高い値であることも確認された (Fig.3.25)。

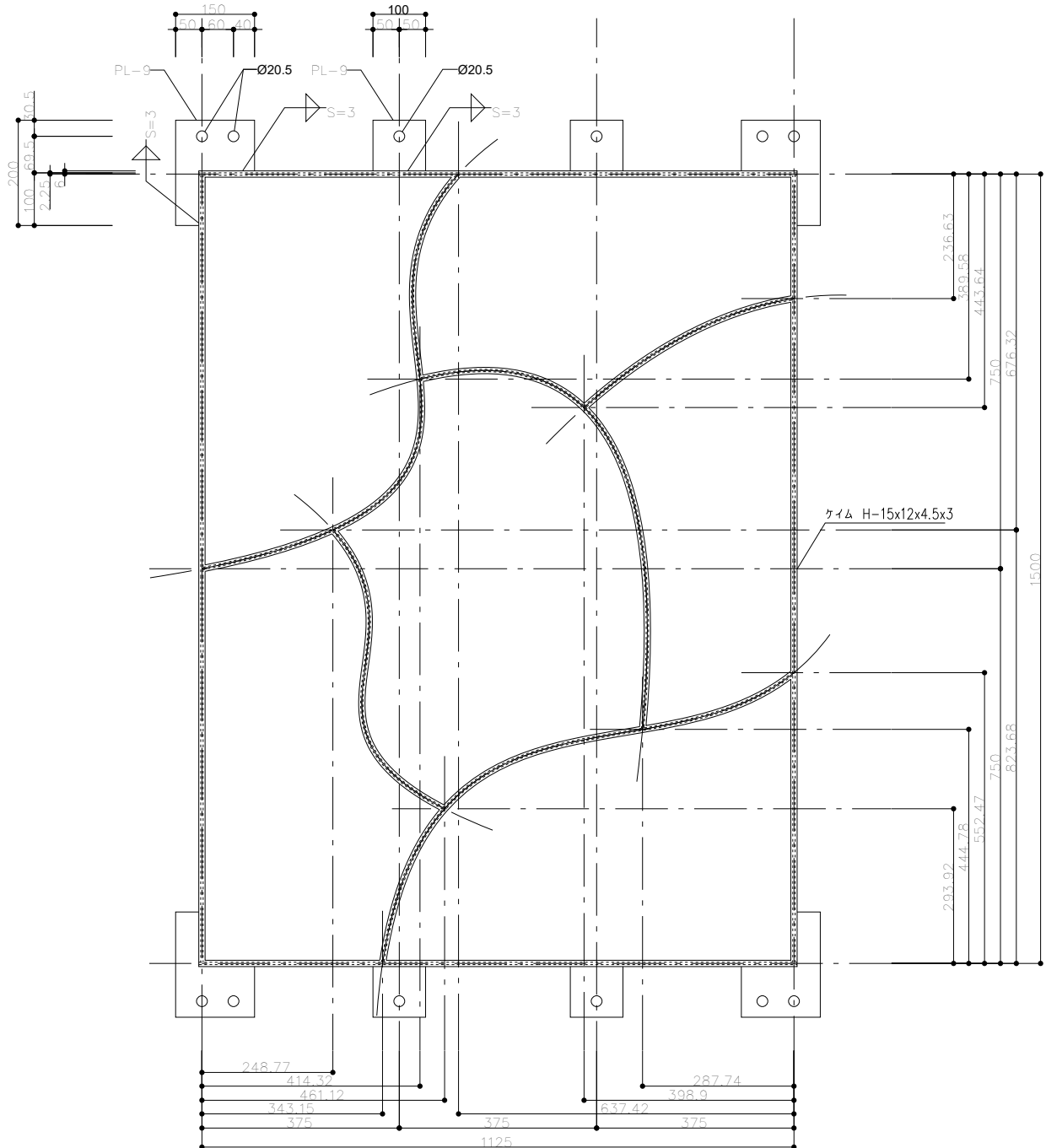


Fig.2.5 medel135(曲線円型)の詳細図面

ガラスは骨組の芯線から内側に 4.5 mm オフセットした形状である。角部は全て 5.0 mm の隅切処理を施した。詳細な形状を Fig.2.6 に示す。

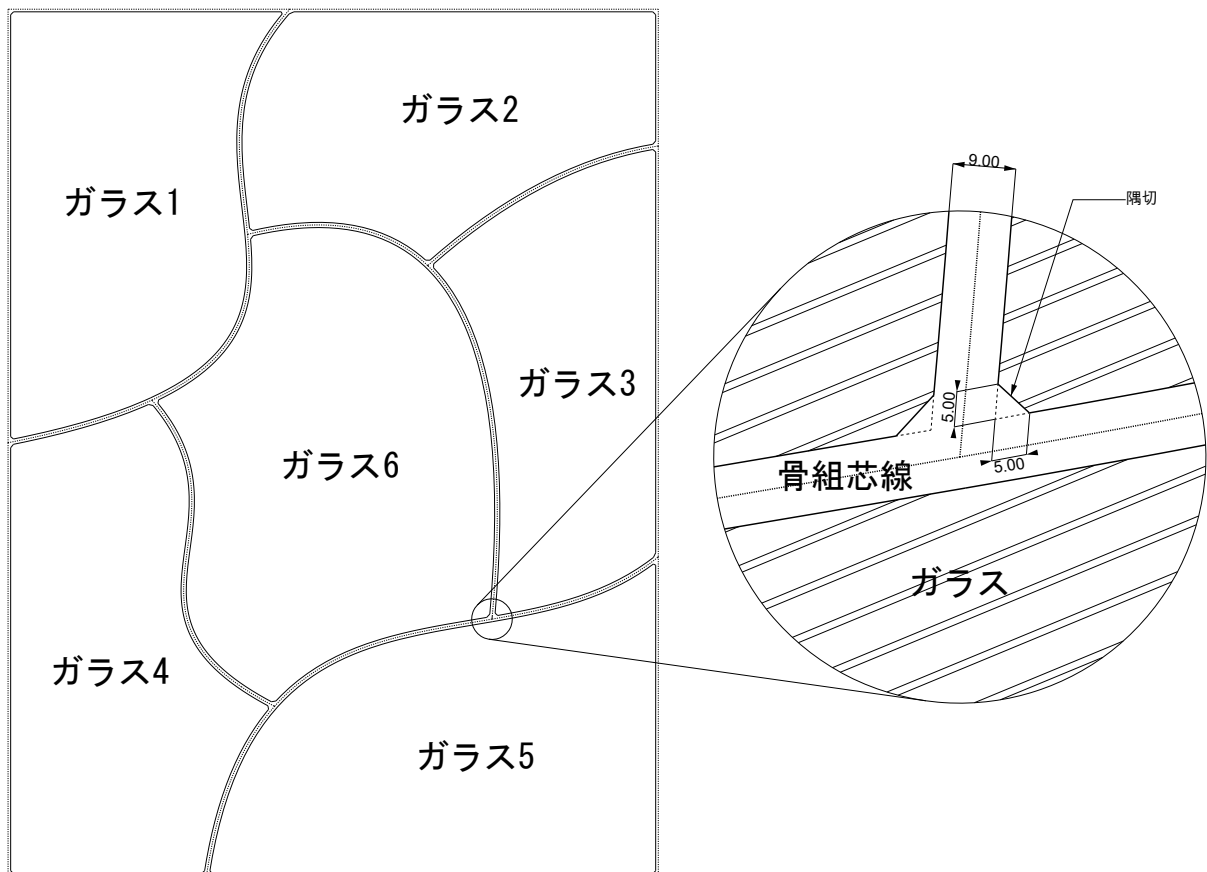


Fig.2.6 medel135(曲線凹型) のガラス詳細図

曲線 Γ 型の曲線は2次及び3次のNURBS曲線で構成される。Fig.2.7にNURBS曲線の詳細を示す。ノットベクトルは一様で、各制御点に与えるウェイトは全て1とした(すなわち、Bézier曲線)。参考に、Table2.2にNURBS曲線を媒介変数 t で表現したものを示す。なお、 t の定義域は $0 \leq t \leq 1$ である。また、制御点が4つのNURBS曲線の次数は全て3次である。

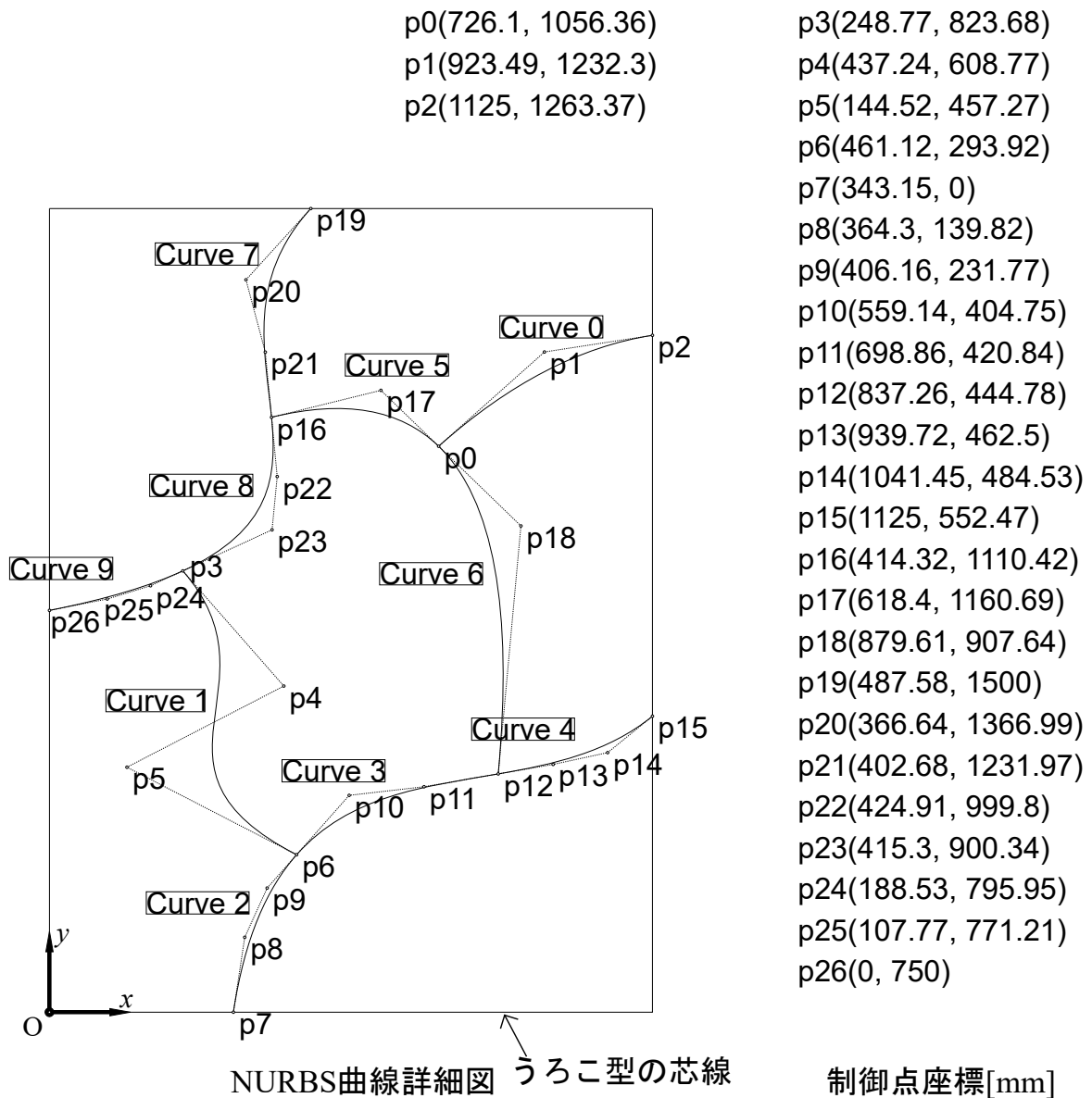


Fig.2.7 model135(曲線 Γ 型)のNURBS曲線詳細図

Table2.2 model135(曲線凹型)のNURBS曲線の定義

曲線	制御点リスト	成分	媒介変数表示
NURBS Curve 0	p0,p1,p2	X	$+4.12t^2 + 394.79t + 726.10$
		Y	$-144.87t^2 + 351.88t + 1056.36$
NURBS Curve 1	p3,p4,p5,p6	X	$+1090.51t^3 - 1443.56t^2 + 565.40t + 248.77$
		Y	$-75.28t^3 + 190.26t^2 - 644.74t + 823.68$
NURBS Curve 2	p7,p8,p9,p6	X	$-7.59t^3 + 62.10t^2 + 63.46t + 343.15$
		Y	$+18.09t^3 - 143.64t^2 + 419.47t + 0.00$
NURBS Curve 3	p6,p10,p11,p12	X	$-43.02t^3 + 125.10t^2 + 294.06t + 461.12$
		Y	$+102.59t^3 - 284.22t^2 + 332.50t + 293.92$
NURBS Curve 4	p12,p13,p14,p15	X	$-17.45t^3 - 2.17t^2 + 307.36t + 837.26$
		Y	$+41.62t^3 + 12.90t^2 + 53.17t + 444.78$
NURBS Curve 5	p16,p17,p0	X	$-96.39t^2 + 408.17t + 414.32$
		Y	$-154.60t^2 + 100.54t + 1110.42$
NURBS Curve 6	p0,p18,p12	X	$-195.86t^2 + 307.03t + 726.10$
		Y	$-314.14t^2 - 297.44t + 1056.36$
NURBS Curve 7	p19,p20,p21,p16	X	$-181.37t^3 + 470.93t^2 - 362.82t + 487.58$
		Y	$+15.47t^3 - 6.01t^2 - 399.03t + 1500.00$
NURBS Curve 8	p16,p22,p23,p3	X	$-136.71t^3 - 60.62t^2 + 31.78t + 414.32$
		Y	$+11.66t^3 + 33.45t^2 - 331.86t + 1110.42$
NURBS Curve 9	p3,p24,p25,p26	X	$-6.47t^3 - 61.59t^2 - 180.71t + 248.77$
		Y	$+0.55t^3 + 8.95t^2 - 83.18t + 823.68$

2.2 試験体作成

試験体の作成方法を述べる。

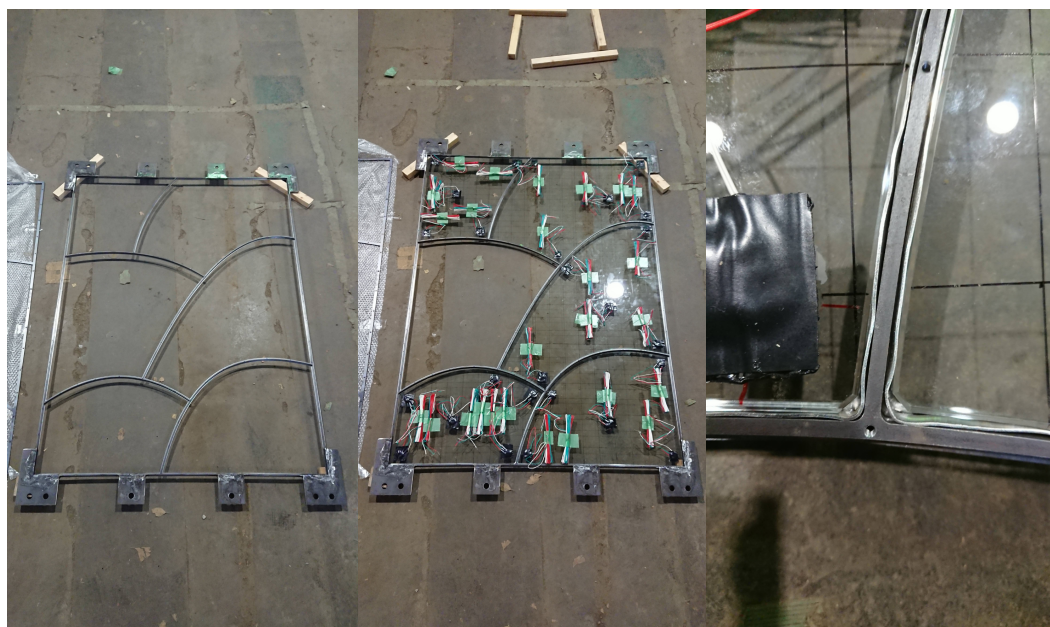
本試験で用いた試験体の鋼製骨組は、切削加工によって片フランジとウェブが一体形成された T 型断面骨組 (Fig.2.8(a)) と、鋼板切り出し加工による片フランジ (Fig.2.8(b)) から構成される。T 型断面骨組と片フランジにはビス留め用の穴がおよそ 100 mm 間隔で施されており (Fig.2.8(c))、これらをビス留めすることで H 型断面の骨組となる (一体成形)。

片フランジ部材をビス留めする前にガラスを T 型断面骨組にはめ込み、隙間に錫板を全周に挿入することでガラスを H 型断面骨組で拘束することができる。



Fig.2.8 試験体の構成部材の詳細写真

Fig.2.9(a) は T 型断面骨組をフランジ側を下側にして置いた様子である。 Fig.2.9(b) はガラスと錫板を一部はめた様子である。 Fig.2.9(c) に示す通り，ガラスは T 型断面骨組のウェブで囲われた形状より小さい寸法で設計されており，その隙間に厚さ 1 mm の錫板を挿入してある。



(a) T型断面骨組全体写真

(b) ガラスと錫をはめた様子

(c) bの詳細写真

Fig.2.9 試験体の組立の様子

2.3 試験体載荷試験

2.3.1 載荷試験概要

試験体を Fig.2.10 のように試験機にセットアップし、水平方向に荷重を与える載荷試験を行った。載荷方法は変形角を基準に漸増とし、正方向と負方向の順で複数サイクル載荷した。座屈による剛性低下が確認されたのち、最後はガラスが破壊するまで載荷を続けて実験を終了した。

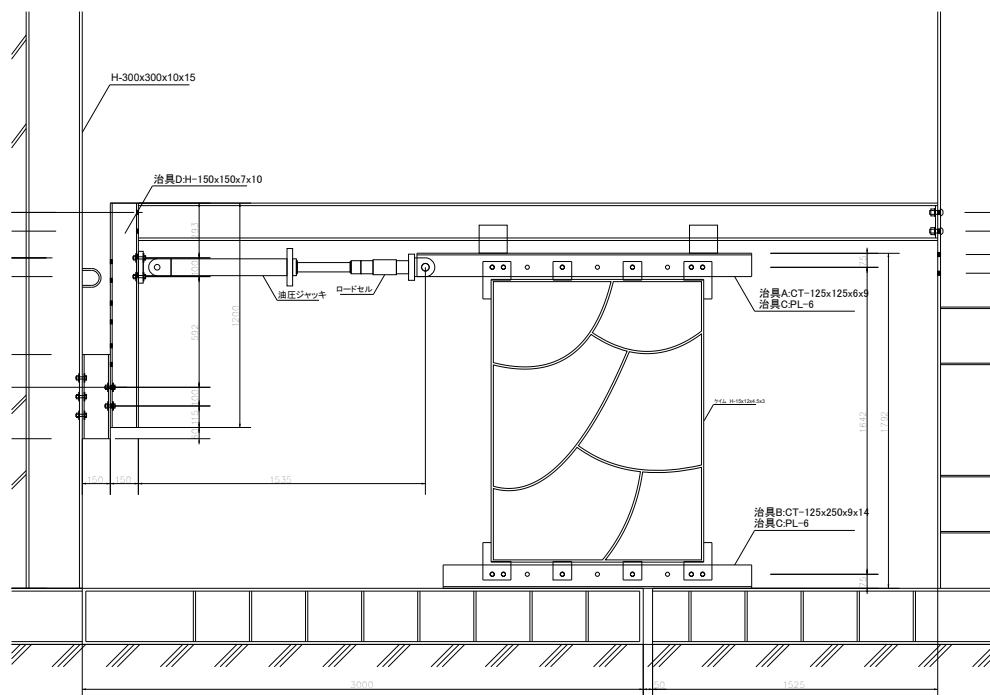


Fig.2.10 試験体のセットアップ図

各試験体のセットアップ詳細図をそれぞれ Fig.2.11, Fig.2.14 に、ひずみゲージ測定位置を Fig.2.12, Fig.2.13, Fig.2.15, Fig.2.16 に示す。

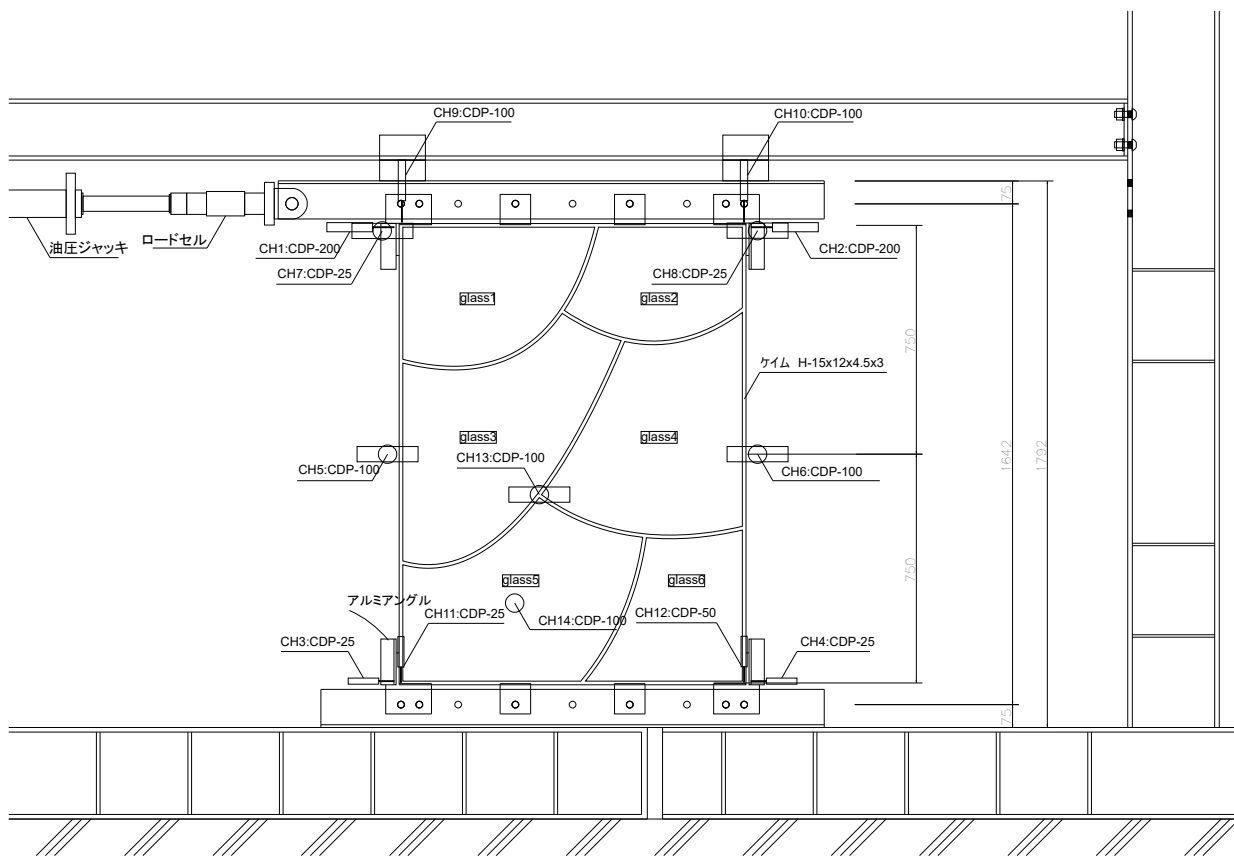


Fig.2.11 model 120(うろこ型)の詳細セットアップ図

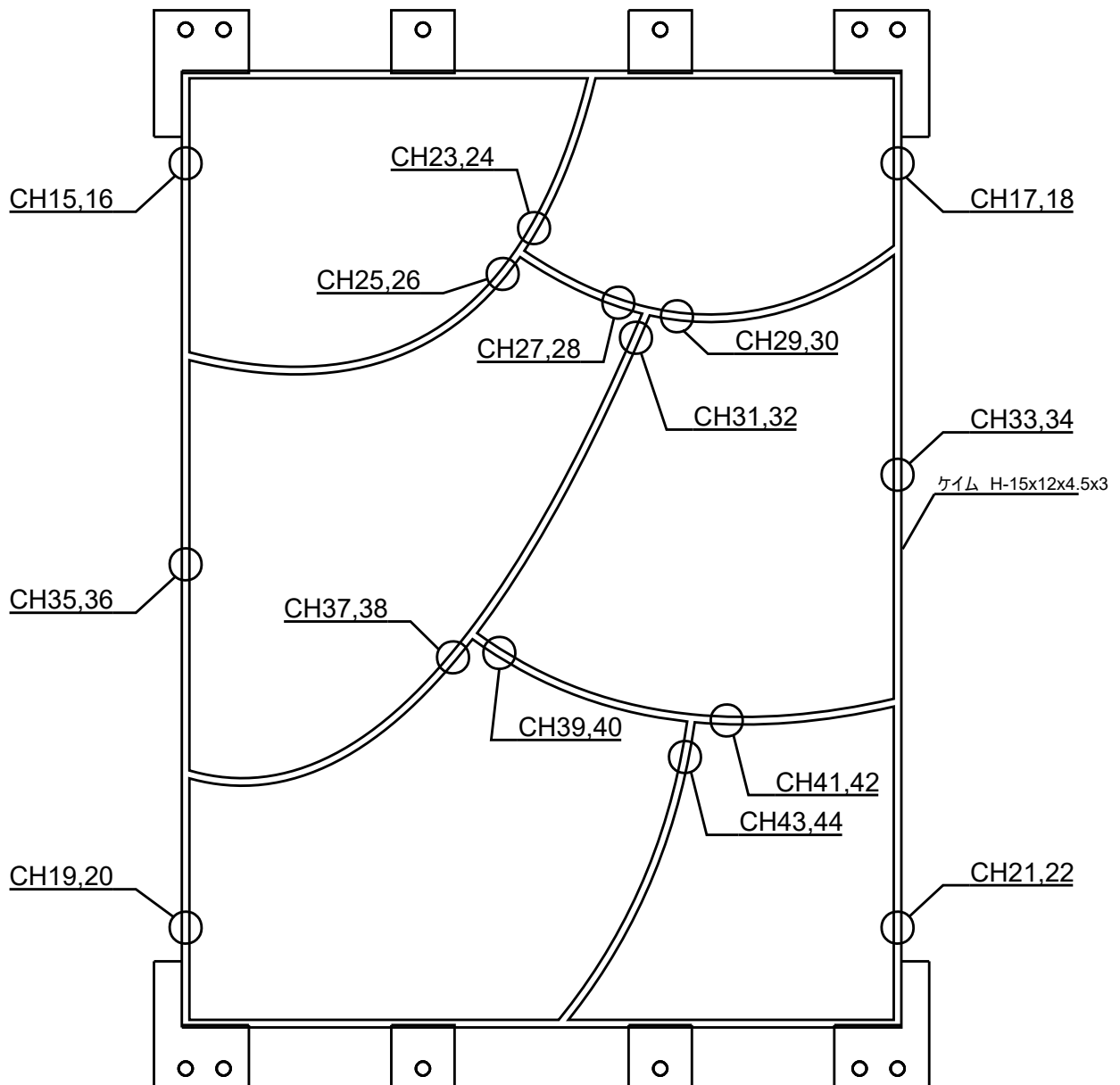


Fig.2.12 model 120(うろこ型) の骨組ひずみゲージ測定位置図

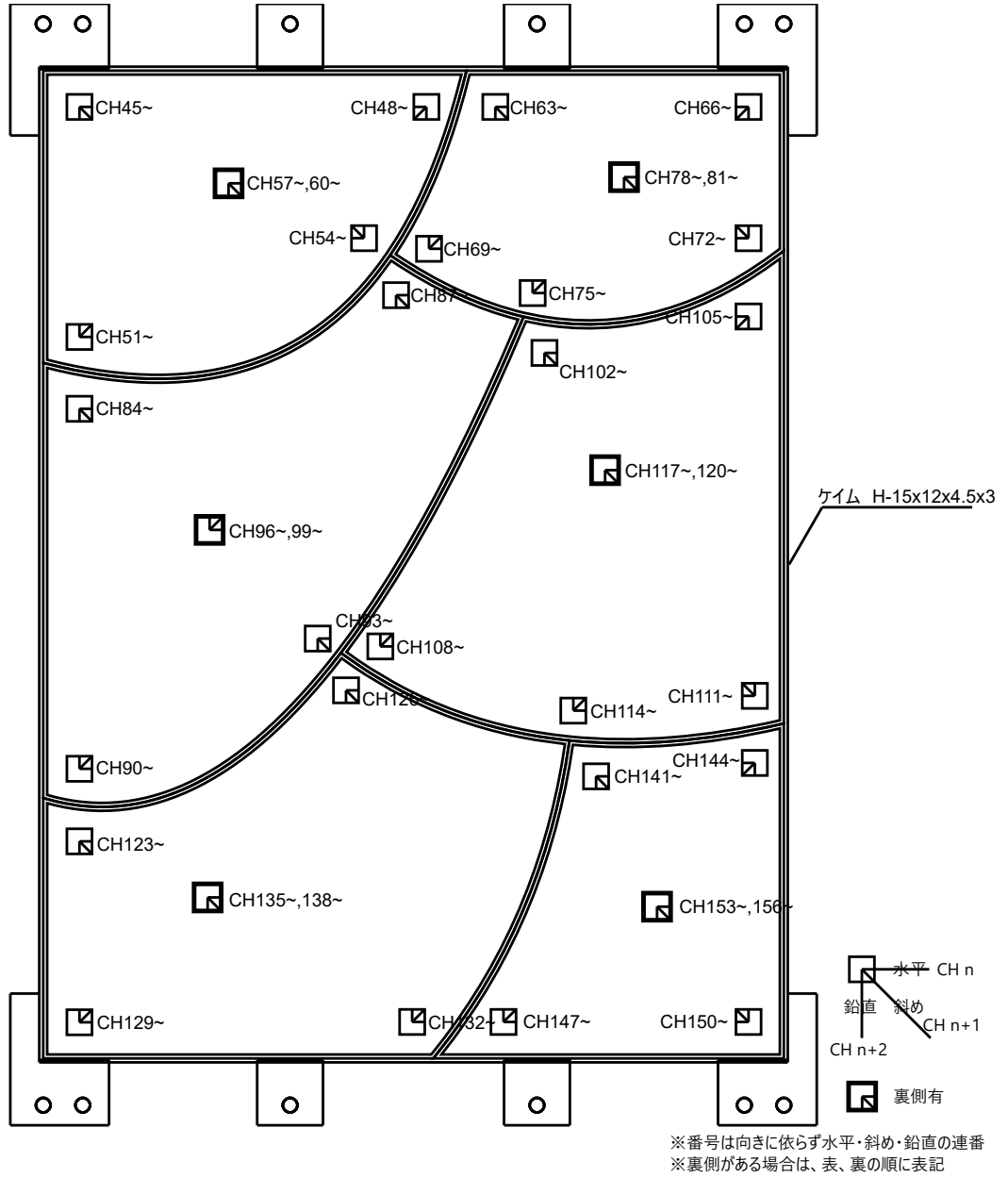


Fig.2.13 model 120(うろこ型) のガラスひずみゲージ測定位置図

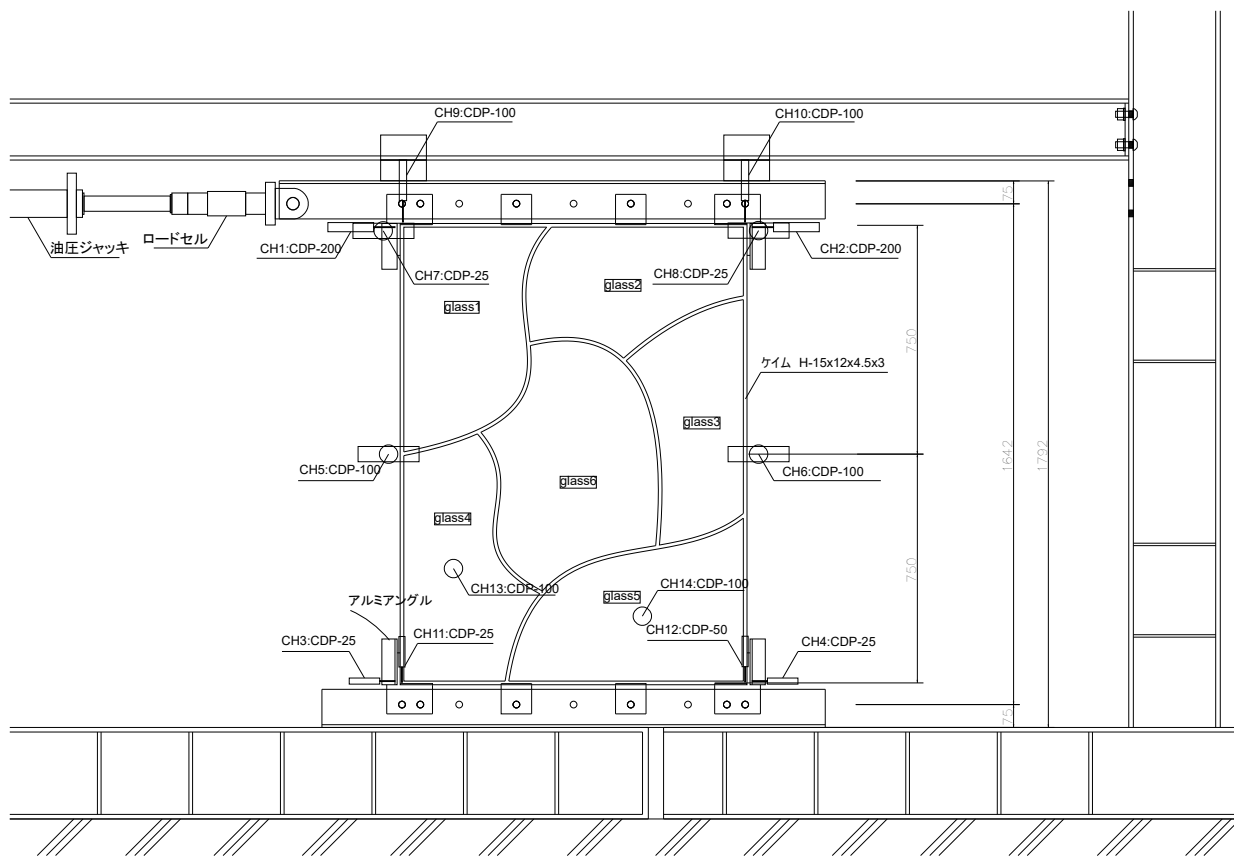


Fig.2.14 model 135(曲線型)の詳細セットアップ図

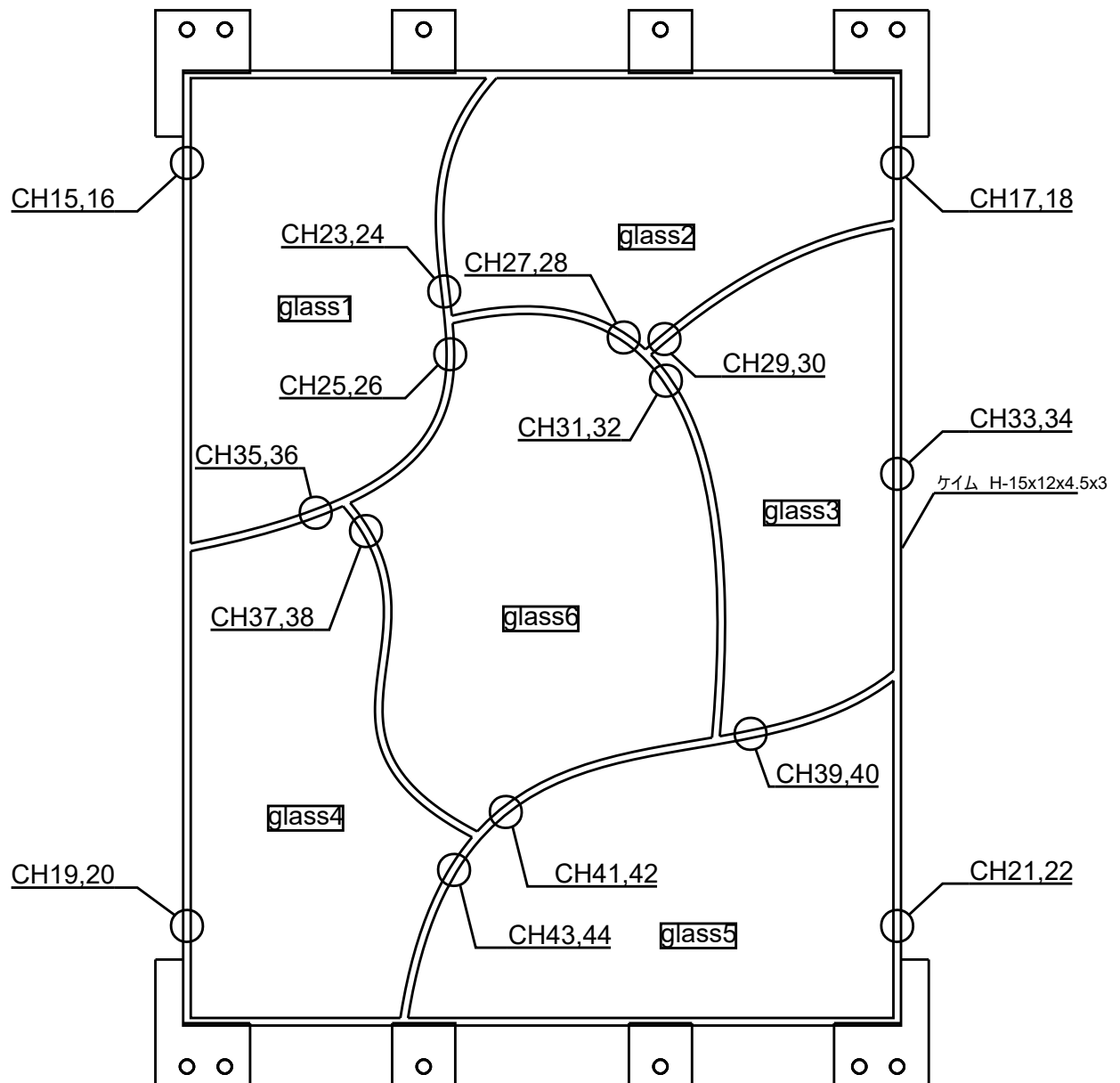


Fig.2.15 model 135(曲線U型)の骨組ひずみゲージ測定位置図

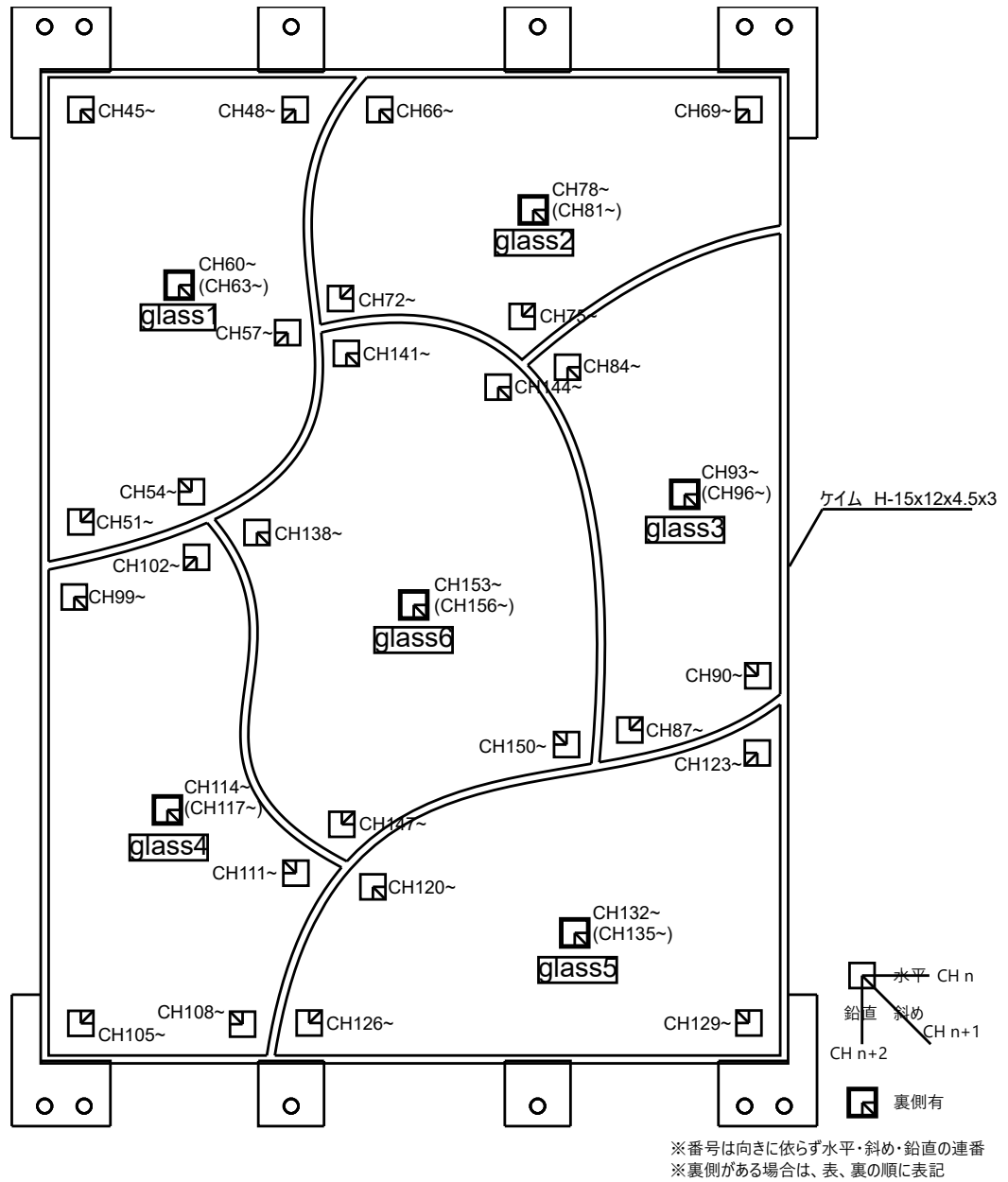


Fig.2.16 model 135(曲線凹型) のガラスひずみゲージ測定位置図

2.4 実験結果

実験結果を述べる。

なお、初期剛性の決め方は荷重変形曲線が立ち上がり始めたサイクルのおよそ 2 kN の傾きとした。また、その後のサイクルの剛性は荷重変形曲線が完全に立ち上がって一定の傾きを示す位置から読み取った。以後言及する既往研究の実験に基づく剛性も同様の手法で改めて読み取った値である。

Table2.3 に、既往実験と本実験の結果を示す。

Table2.3 既往実験と本実験の剛性 [kN/mm]

番号	骨組	初期剛性:正	最大剛性:正	初期剛性:負	最大剛性:負
m04	一体成形 + 組立て	1.09	1.76	1.05	1.66
m06	//	0.98	1.09	0.73	1.40
m08	//	0.64	1.05	0.76	1.00
m09	//	0.66	1.11	0.67	2.20
m11	//	0.56	0.75	0.69	0.99
m12	//	0.80	1.20	1.01	1.29
くも型	//	1.70	2.25	2.50	2.90
うろこ型	削り出し + 組立て	0.95	1.61	0.71	0.85
曲線卍型	//	1.00	2.43	1.55	2.34

2.4.1 うろこ型：荷重変形関係

実験で得られた荷重変形曲線を Fig.2.17 に示す．初期剛性はグラフに示した直線の傾きから，正方向は 0.95 kN/mm ，負方向は 0.71 kN/mm とした．その後のサイクルの剛性は漸増し，3 サイクル目の正方向で最大 1.61 kN/mm を読み取った．正方向の初期剛性はこれまでに実験が行われたフランジ幅 12 mm の π 型試験体 (Table2.3) の中では最大の値である．同様に，サイクルの剛性も π 型試験体の中では最大の値である．

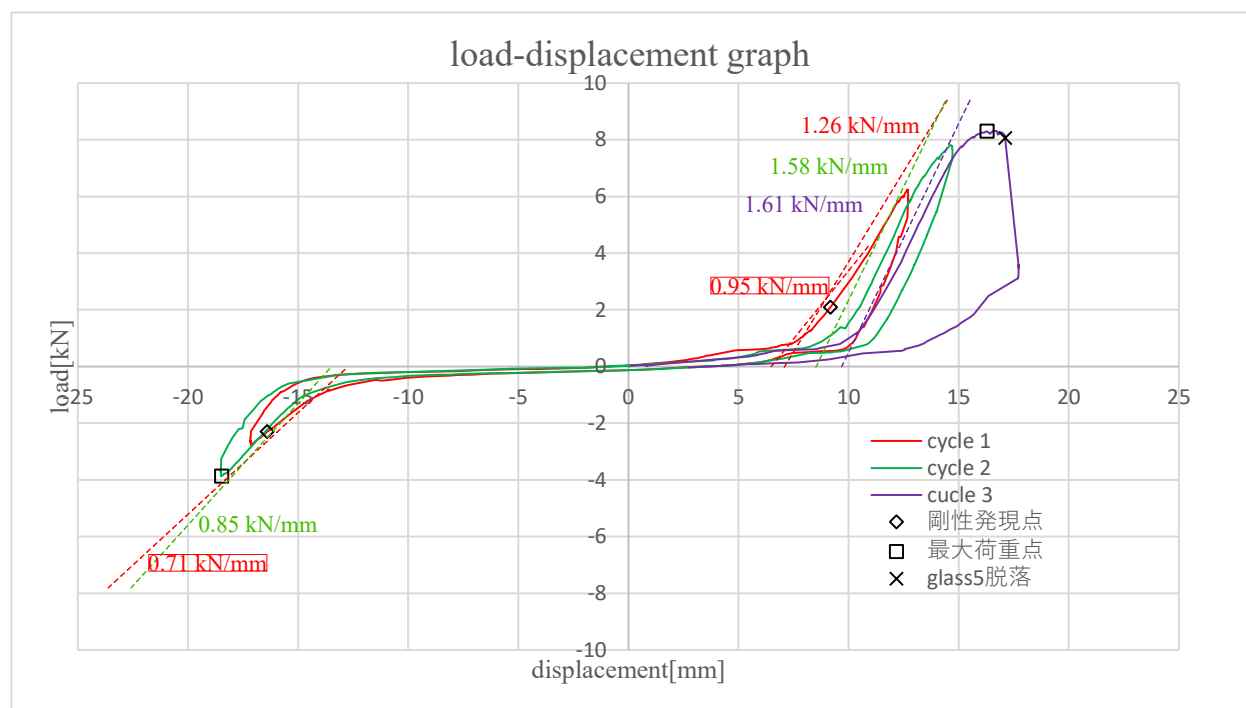


Fig.2.17 model 120(うろこ型) の荷重変形曲線

2.4.2 うろこ型：ガラスの破壊分析

3 サイクル目の正方向載荷時に荷重 8.1 kN で Fig.2.18, Fig.2.19 に示すようにガラス 5 が破壊し、骨組から脱落した。文献 [14] に基づき亀裂の断面を観察し破壊分析を行ったところ、Fig.2.20-a に示す破壊の起点、Fig.2.20-b に示す亀裂の進行方向を示すリブ・マーク、Fig.2.20-c に示すハックル・マークが確認された。これらの破面を分析することで、Fig.2.19 に示す破壊の過程が明らかになり、破壊の起点は右上の角部であることが明らかになった。

破壊の起点はガラスの角部周辺のエッジ部分であったことから、破壊の直接的な原因は骨組が座屈変形したことでフランジがガラスに接触したことが挙げられる。間接的な要因として、容易に亀裂が進行するほどの引張応力がガラス全体に分布していたことが挙げられる。このため、Fig.2.19 に示すように、破壊の起点からまず下方に亀裂が進行後、左右に枝分かれするように亀裂が進行し、その他の点を起点にさらに亀裂が進行するという瞬間的な破壊挙動を示したと考えられる。

以上の分析から、ガラス 5 には面内の応力が高い状態で破壊に至ったことが分かった。

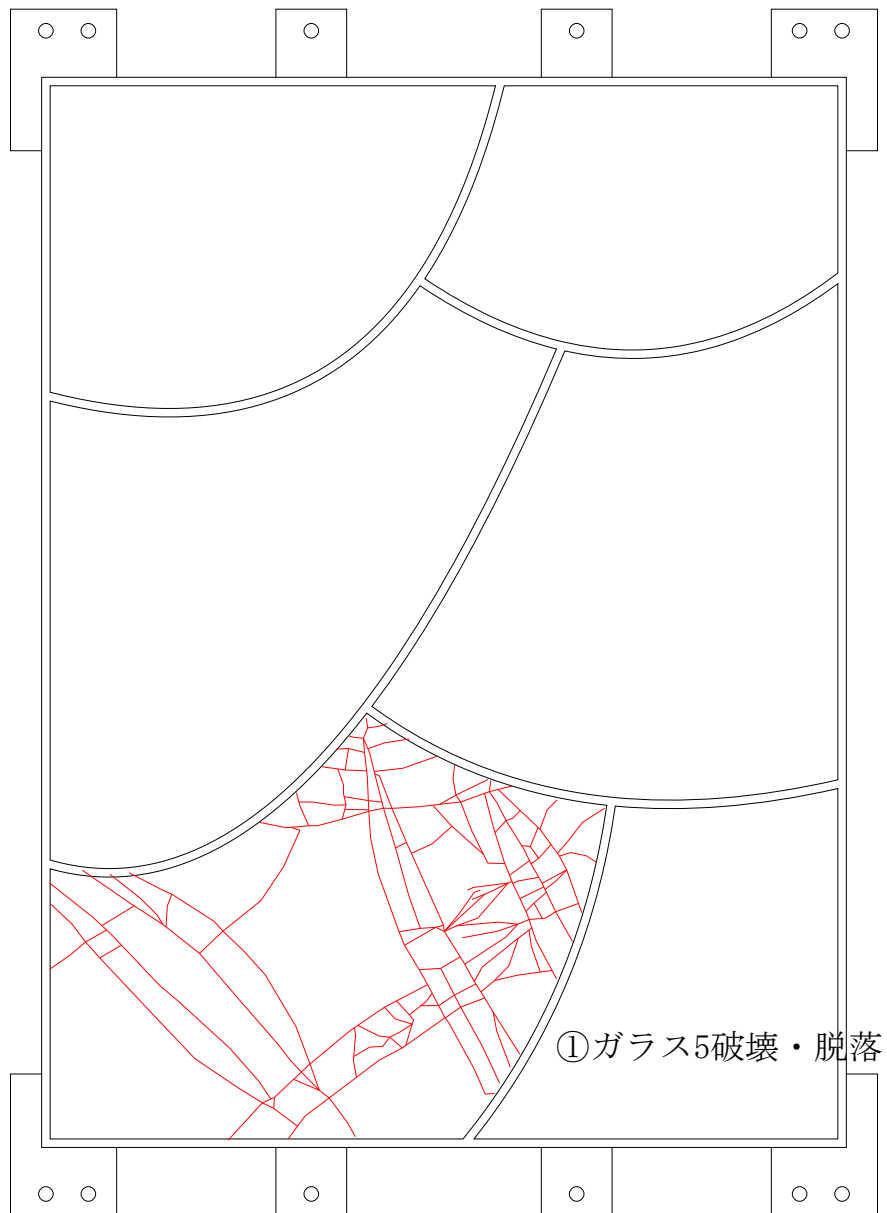


Fig.2.18 うろこ型の終局状態概要図

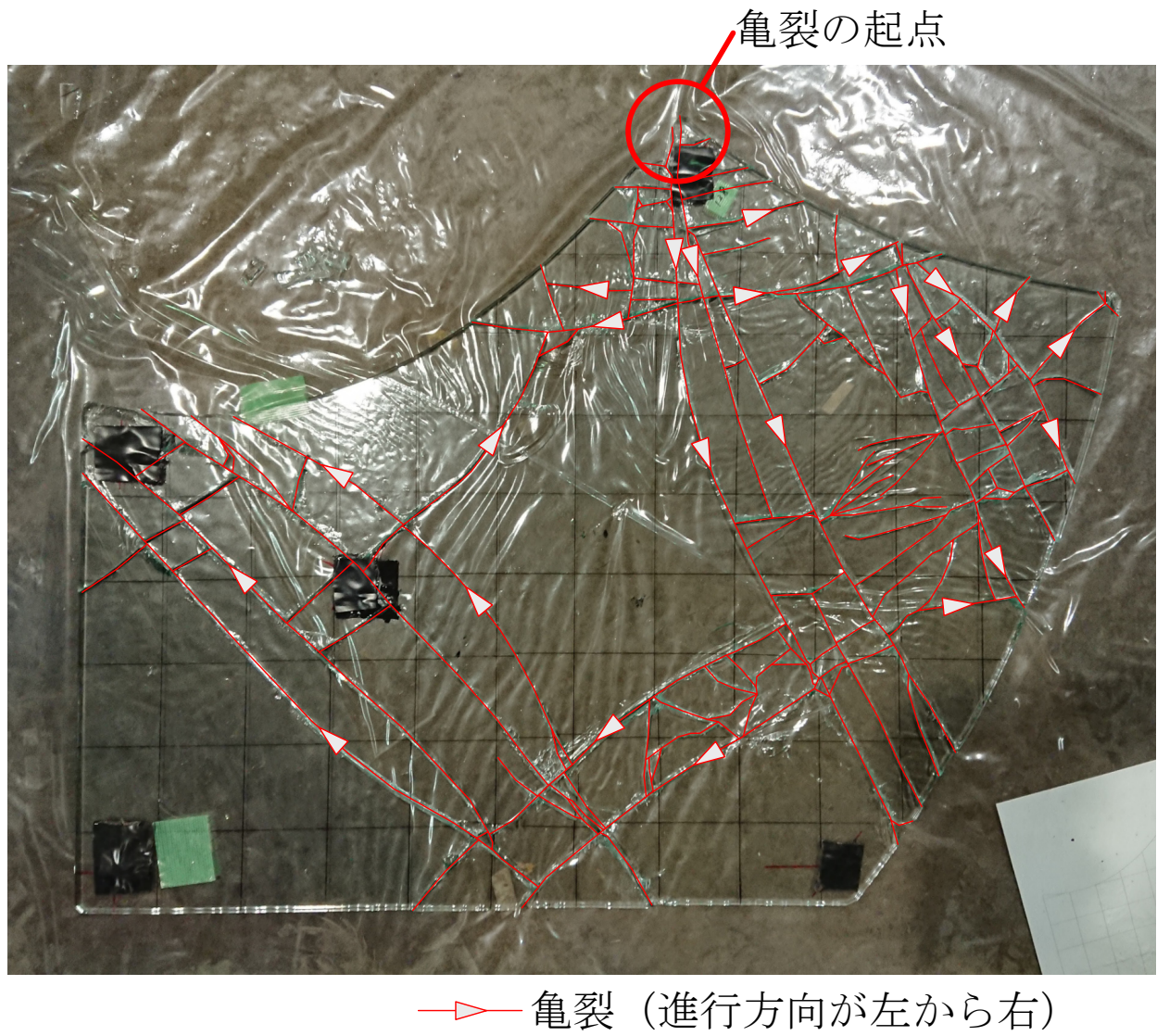
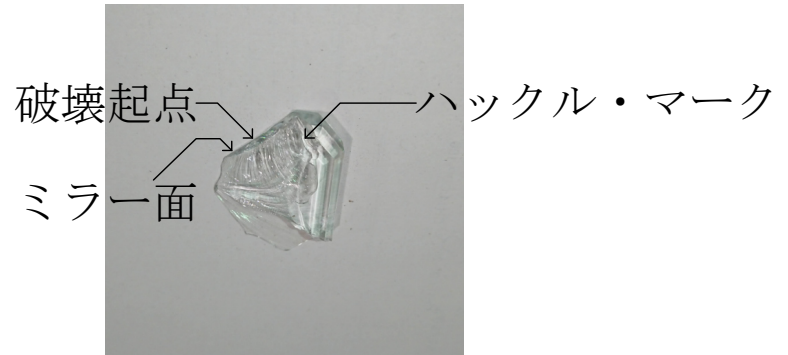
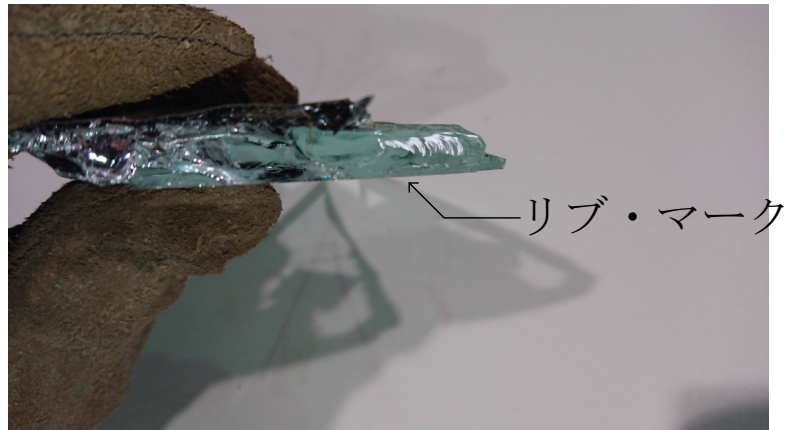


Fig.2.19 うろこ型の破壊したガラスの亀裂の様子

a. 破壊起点



b. 亀裂進行



c. 激しい亀裂

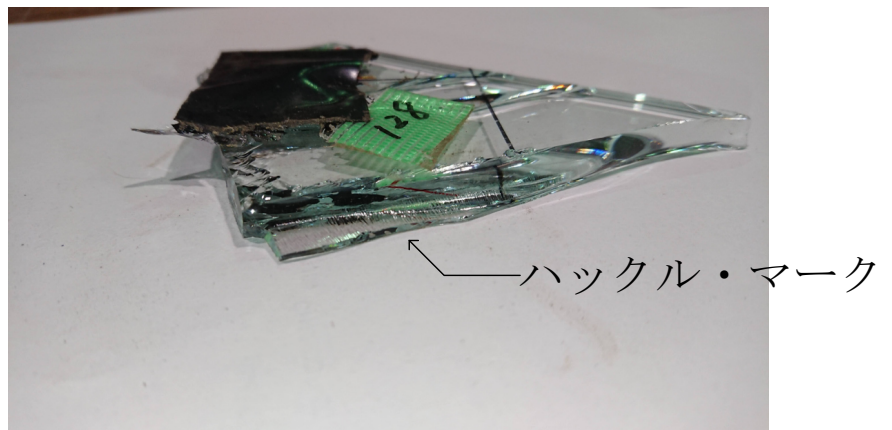


Fig.2.20 うろこ型のガラスの亀裂の詳細

2.4.3 うろこ型：錫板の観察と分析

載荷試験後に試験体を解体し、押しつぶされた錫の様子を観察した。

各ガラスの錫の圧潰の様子を Fig.2.21, Fig.2.22-Fig.2.27 に示す。

ガラス 1,2,3,4 の下側の曲線部分ではガラスに押しつぶされたことで生じる鏡面が広い範囲で観察された (Fig.2.22-c, Fig.2.23-b, Fig.2.24-c, Fig.2.25-b)。一方で、上側の曲線部分では錫板を挿入した際に生じた波打った形状がそのまま残っている様子が観察された (Fig.2.24-g, Fig.2.26-e, Fig.2.27-f)。下側凸形状の曲線では、凸形状の内側（上側）はガラスと広い範囲で接触する一方で、外側（下側）とはガラスとの接触がほとんど生じないことが考えられる。

また、角部では Fig.2.25-c に示すようにガラスの角に押しつぶされた痕跡が確認できる個所と Fig.2.25-b に示すようにできない箇所がそれぞれあることが観察された。形状によって、必ずしも角部でガラスと接触するとは限らないことがいえる。

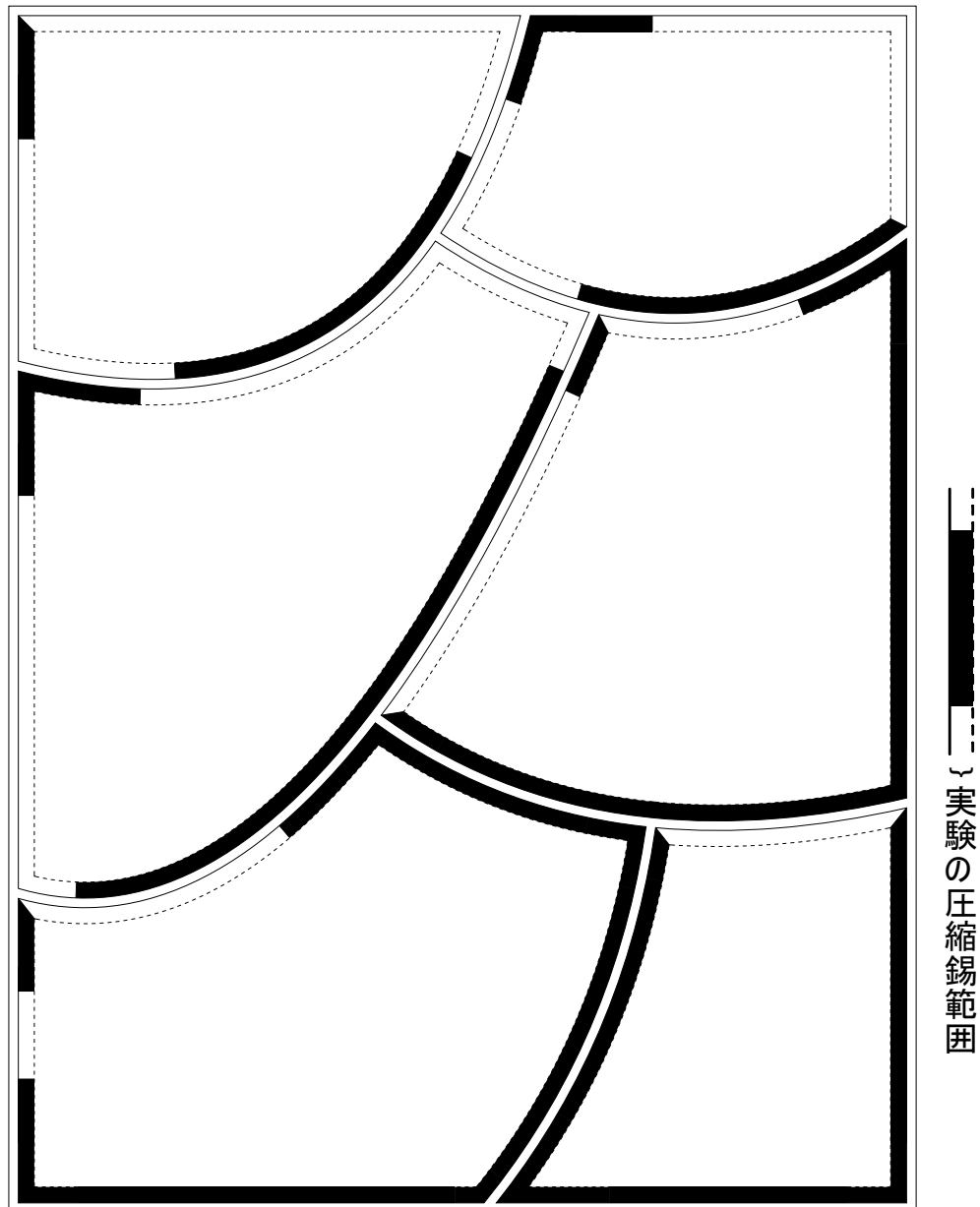


Fig.2.21 うろこ型の錫の圧潰範囲

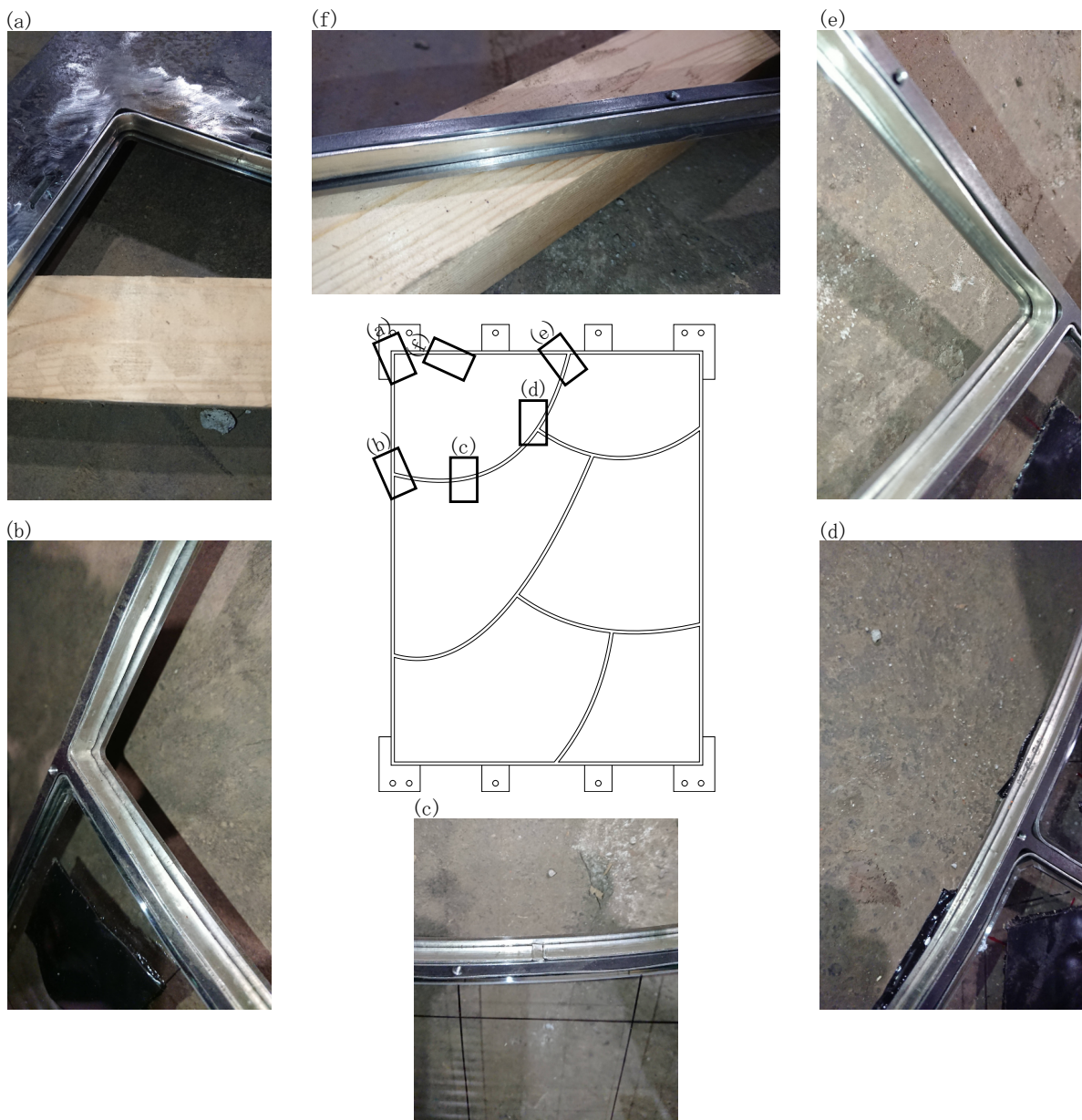


Fig.2.22 うろこ型の錫の圧潰の様子1



Fig.2.23 うろこ型の錫の圧潰の様子 2

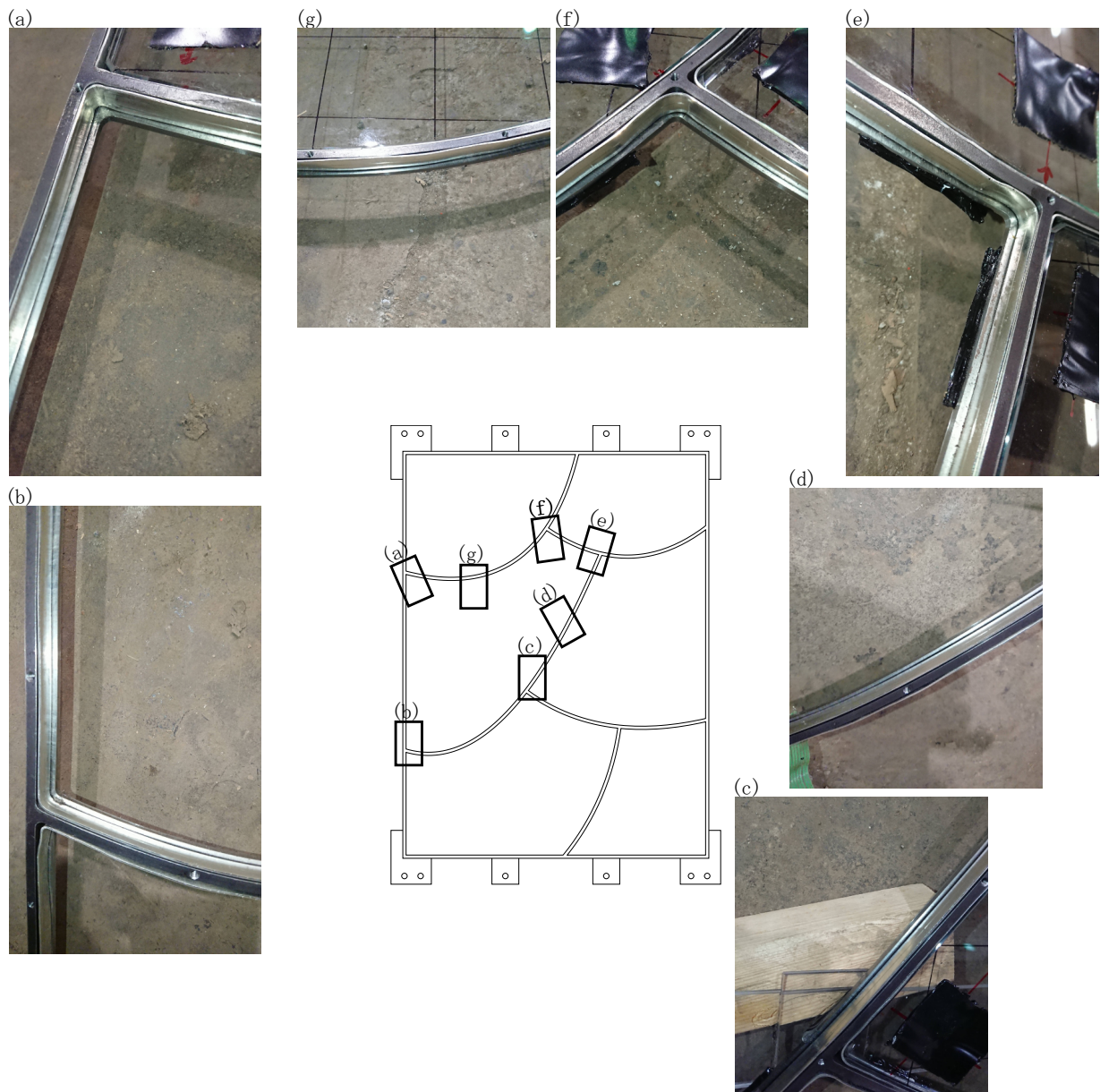


Fig.2.24 うろこ型の錫の圧潰の様子3

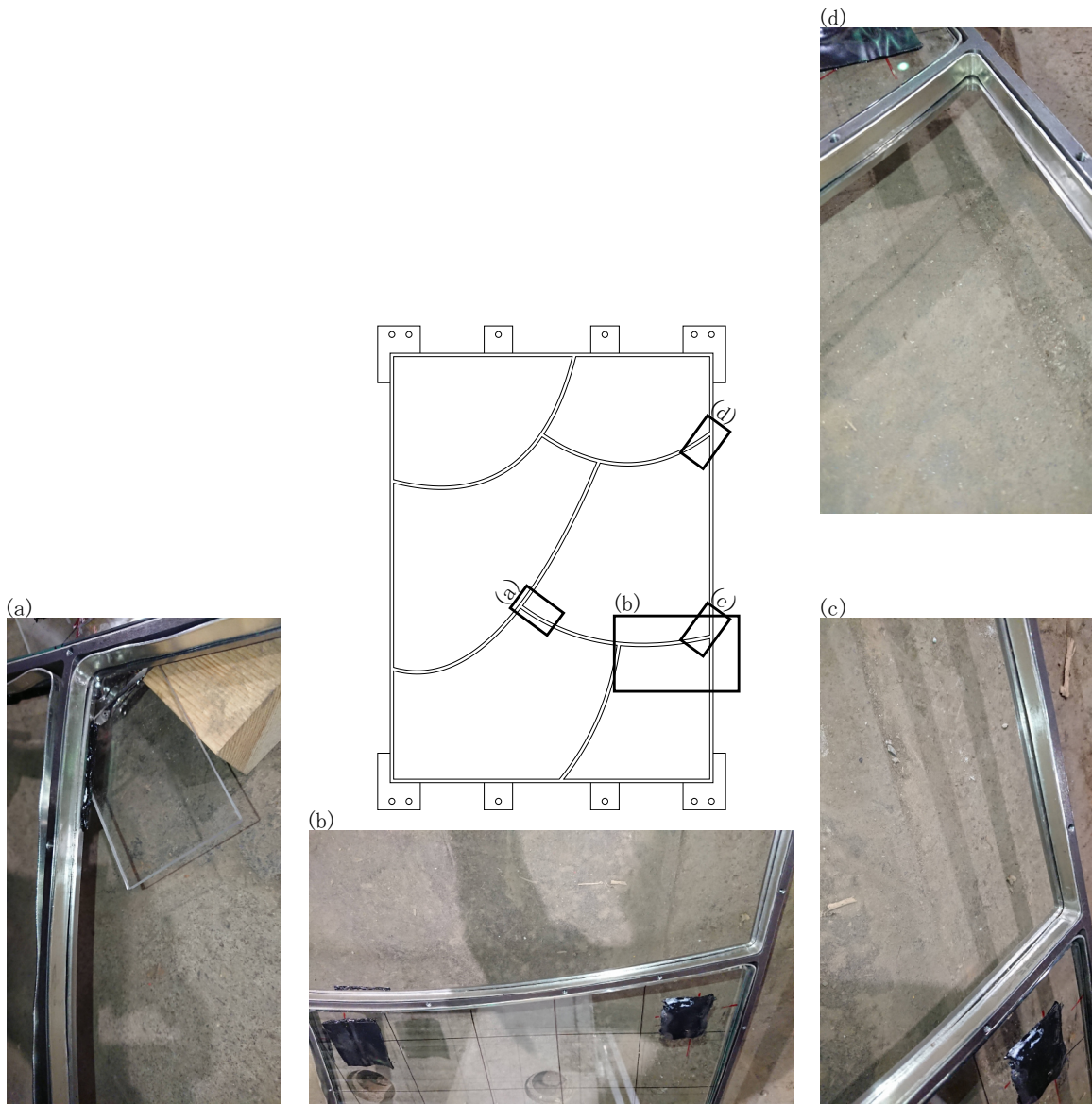


Fig.2.25 うろこ型の錫の圧潰の様子 4

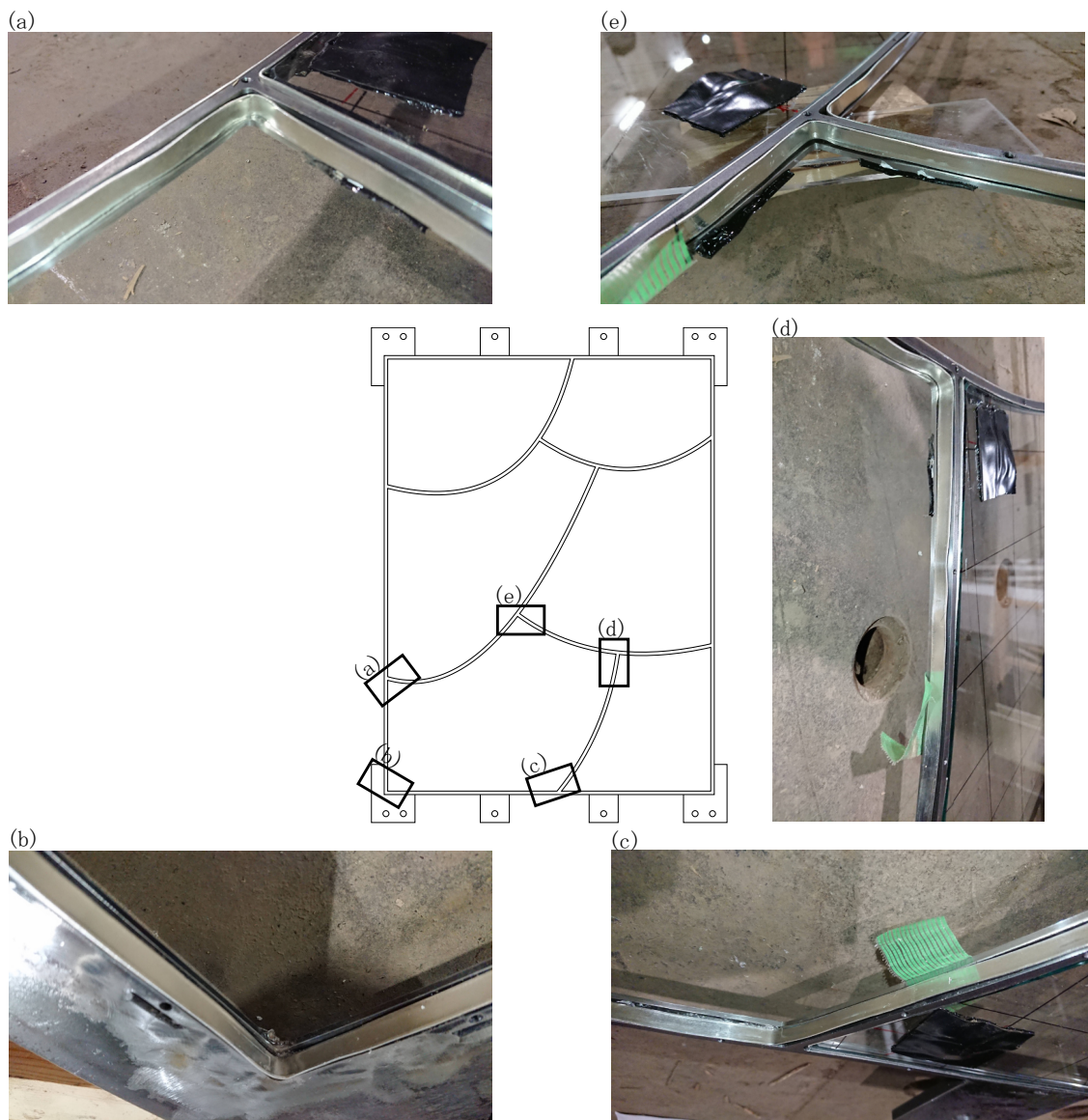


Fig.2.26 うろこ型の錫の圧潰の様子5

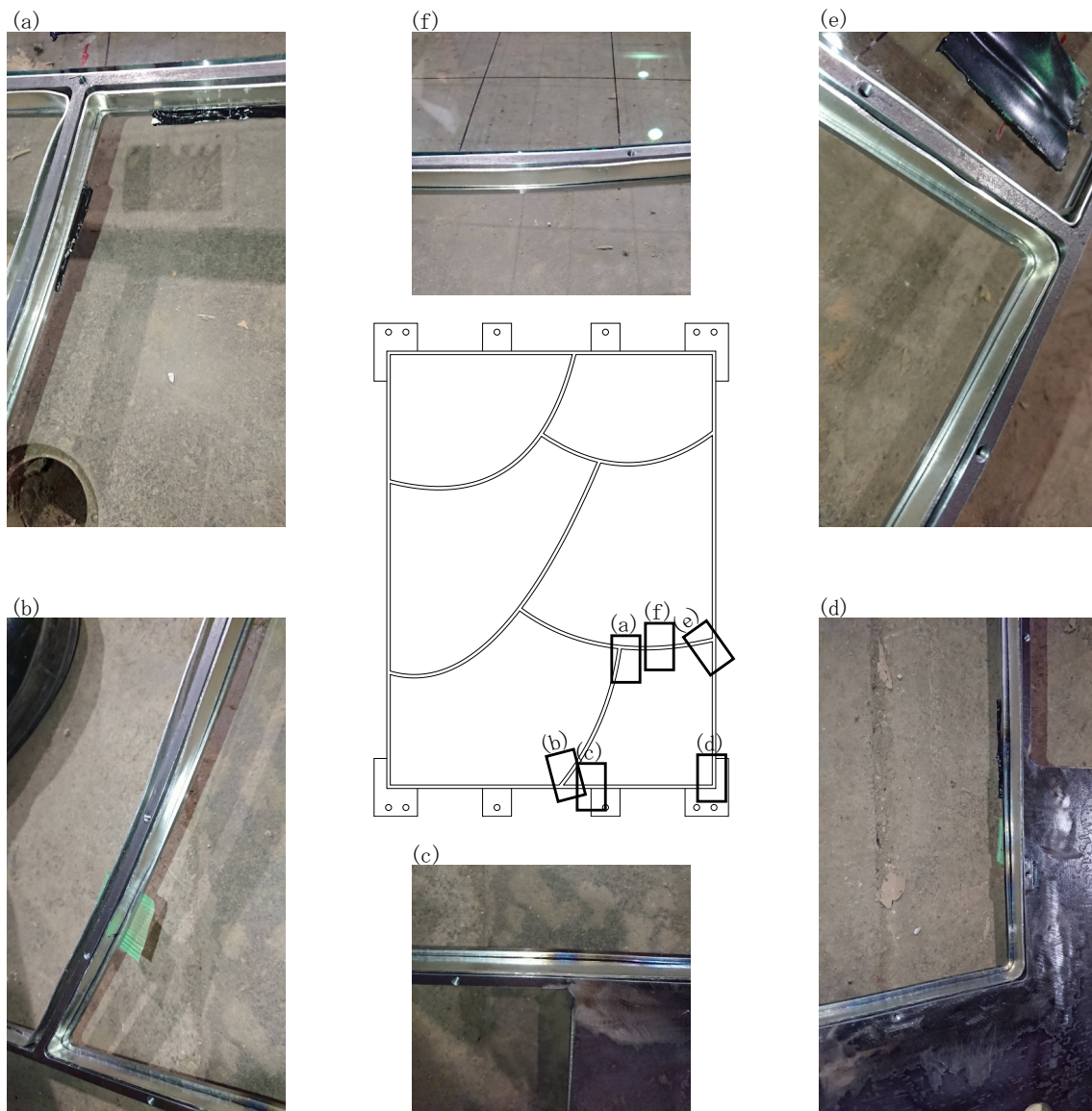


Fig.2.27 うろこ型の錫の圧潰の様子 6

2.4.4 曲線𠄎型：荷重変形曲線

実験で得られた荷重変形曲線を Fig.2.28 に示す。初期剛性はグラフに示した直線の傾きから、正方向は 1.00 kN/mm 、負方向は 1.55 kN/mm とした。正方向、負方向の初期剛性ともにこれまでに実験が行われた既往実験の𠄎型試験体 (Table2.3) の中では最大の値で、一体目のうろこ型と比べても高い。最大耐力は負方向載荷で 11.497 kN で、既往実験の𠄎型試験体の中では最大の値である。

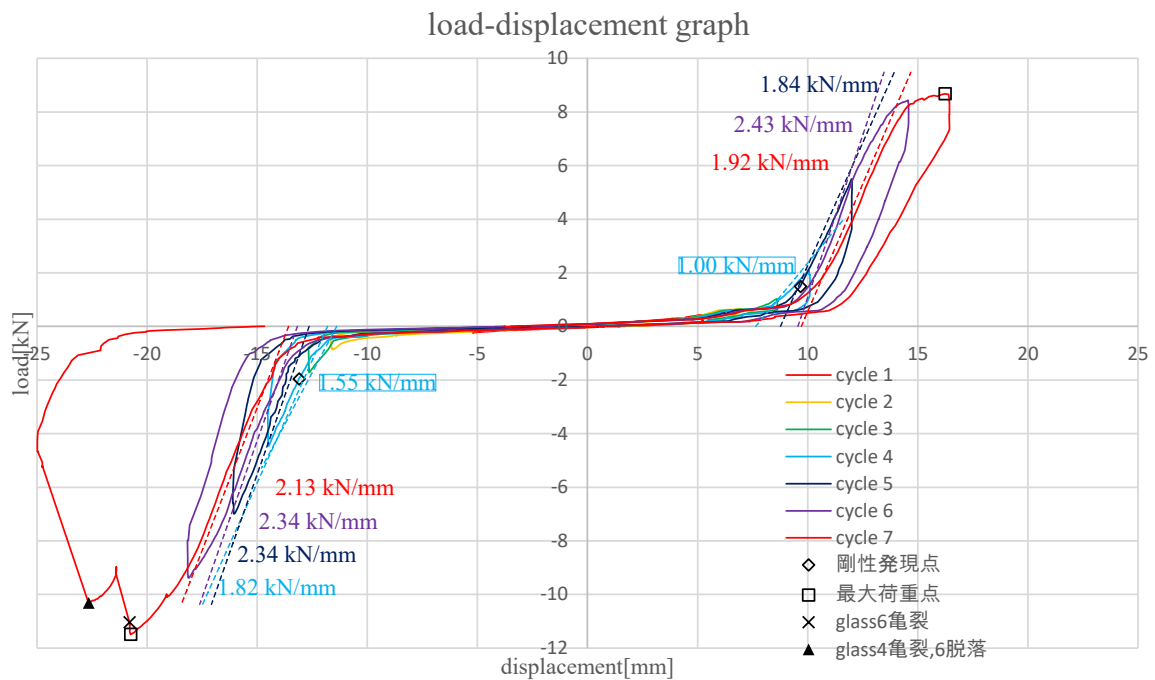


Fig.2.28 model 135(曲線𠄎型) の荷重変形曲線

2.4.5 曲線形型：ガラスの破壊分析

7 サイクル目の負方向荷重時に荷重-11.497 kN で Fig.2.29 に示すようにガラス 6 に亀裂が入り、さらに加力をしたところでガラス 4 にも亀裂が入り、ガラス 6 が骨組から脱落した。それぞれ、亀裂の様子を Fig.2.30, Fig.2.31 に示す。

ガラス 6 の亀裂の破面を分析する。Fig.2.29 に示すように左右両側から亀裂が進行したことが明らかになった。破壊起点の位置から、直接的な原因は骨組の座屈変形によってフランジがガラスの接触したことが挙げられる。亀裂の形状や試験体の面外変形の様子を考慮すると、破壊の間接的原因はガラス 6 に面外曲げの力が働いたことにあると考えられる。また以下に述べる考察からも面外曲げによる破壊であることが推察される。

ガラス面内の応力が高まっている場合、2.4.2 小節で述べたように亀裂によって局所的に応力集中が緩和されてもその他の場所で応力集中が生じて破壊の連鎖が止まらないことが予想さ

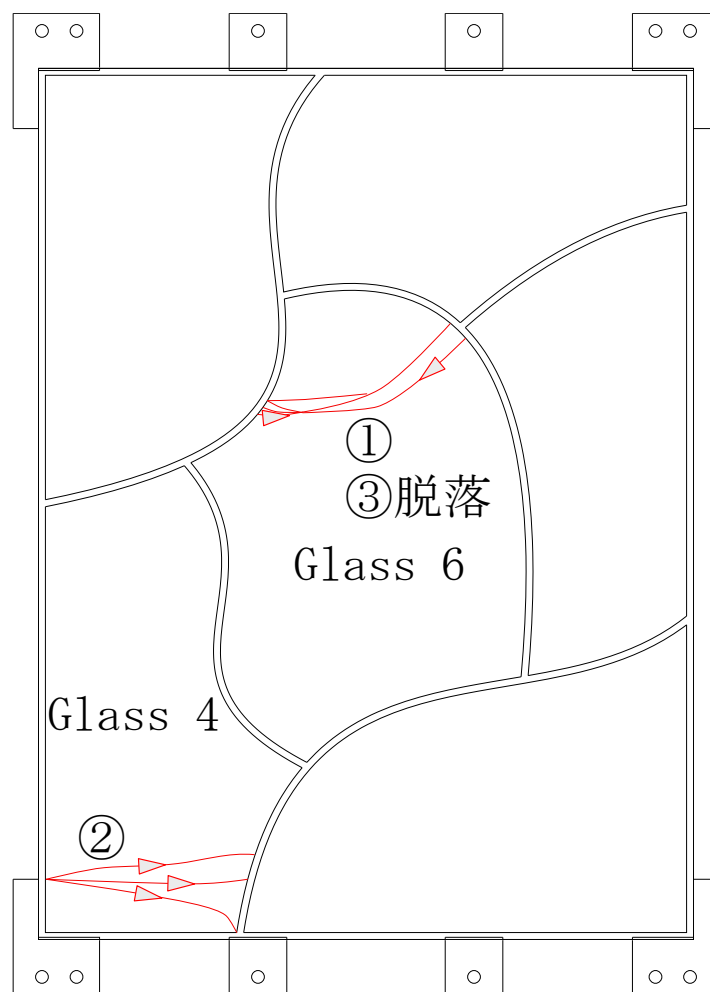


Fig.2.29 曲線形型の終局状態概要図

れる。ガラス6に最初に亀裂が生じた後に進行が止まったのは、亀裂による応力集中の緩和で応力がガラスの引張耐力を下回ったからであり、面内の応力はガラスの引張耐力に比べて十分低かったことが推察される。すなわち、破壊の間接的原因は面外曲げによる引張応力の発生であると推察される。



Fig.2.30 ガラス6の亀裂詳細図

ガラス4の亀裂の破面を分析する。Fig.2.29に示すように左側の取付プレートの境界付近を破壊の起点とする亀裂が生じていることが明らかになった。生じた亀裂にはFig.2.31に示す

通り激しい破壊を示すハックル・マークが確認された。取付プレートとの位置関係を考慮すると、Fig.2.32 に示すように変形の過程で錫ばねを介した取付プレートとの接触が生じ、応力の集中が生じていたと考えられる。



Fig.2.31 ガラス4の亀裂詳細図(上：全体図，下：拡大図)

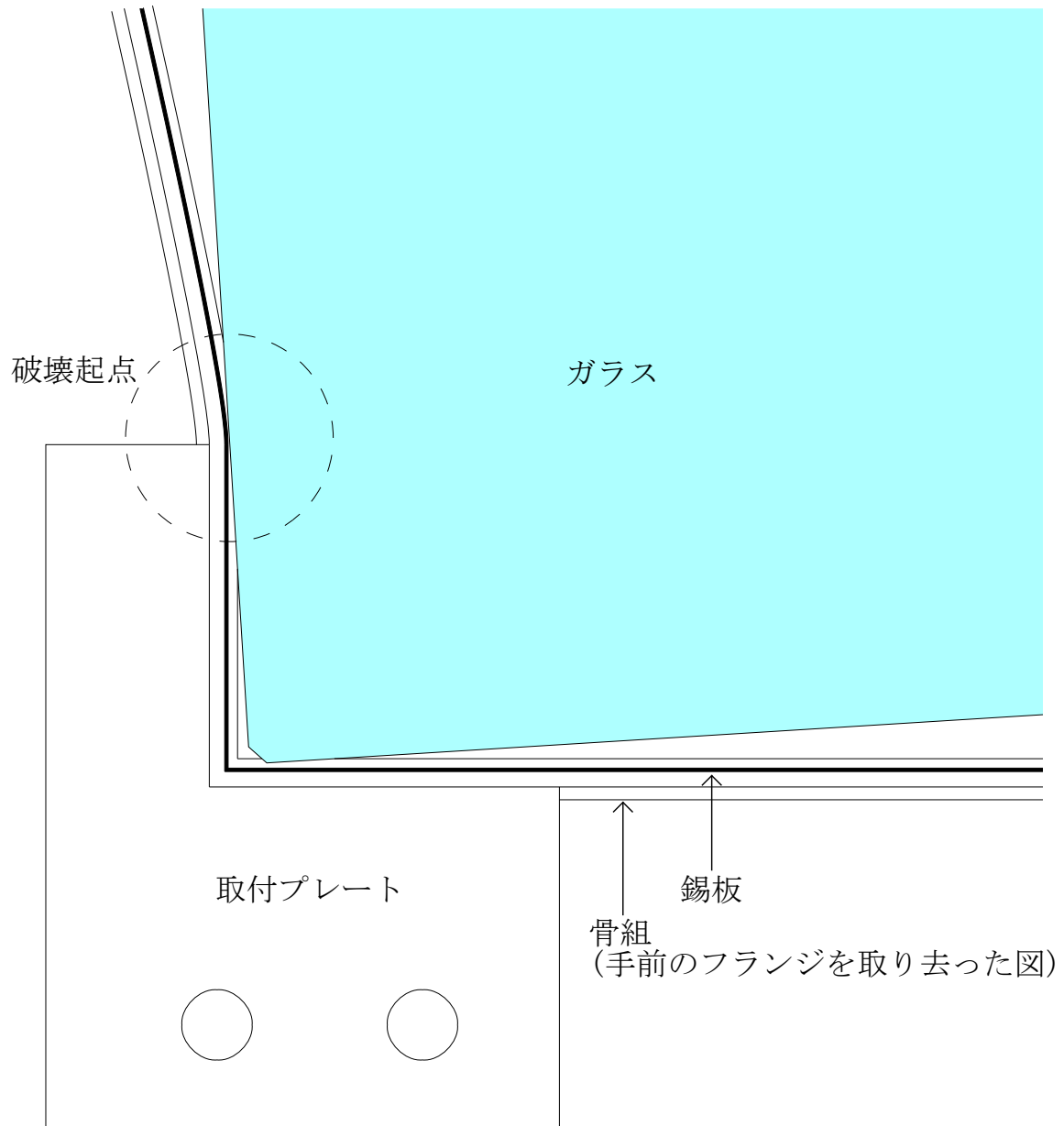


Fig.2.32 取付プレートとガラスの接触概要図

2.4.6 曲線凹型：錫板の観察と分析

載荷試験後に試験体を解体し、押しつぶされた錫の様子を観察した。

各ガラスの錫の圧潰の様子を Fig.2.33, Fig.2.34-Fig.2.38 に示す。ガラス 4 はガラスの破面観察のため、錫の観察は行わなかった。

各曲線部分の広い範囲で押し潰された錫が確認された (Fig.2.34-d, Fig.2.35-e, Fig.2.36-d, Fig.2.37-g, Fig.2.38-b- d)。特にガラス 3 の下側曲線部分ではガラスに押しつぶされたことで生じる窪みが広い範囲で観察された。また、ガラス 6 の右側曲線部分では特徴的な窪みが生じていることが確認された (Fig.2.38-g)。ガラス 6 に亀裂が入った時点で生じた破片が部分的に強く押し付けられ、生じたのではないかと考えられる。亀裂のもう一端である左側曲線部分では類似の窪みは確認できなかった (Fig.2.38-a)。

うろこ型と異なり、押しつぶされた範囲は断続的に分布している。これは、Fig.2.39 のように S 字のように曲率が正負に変化する曲線が含まれているからだと考えられる。

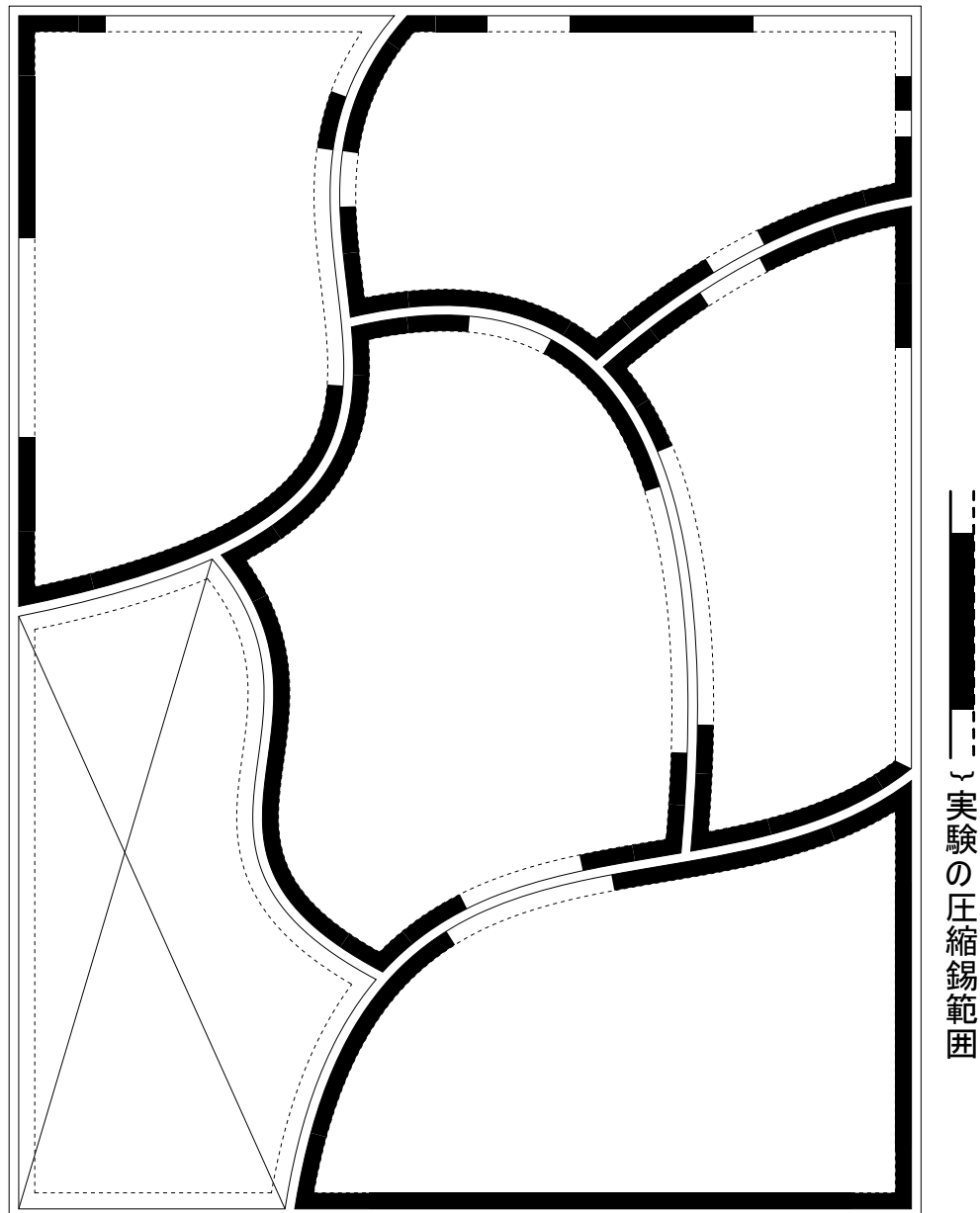


Fig.2.33 曲線U型の錫の圧潰範囲

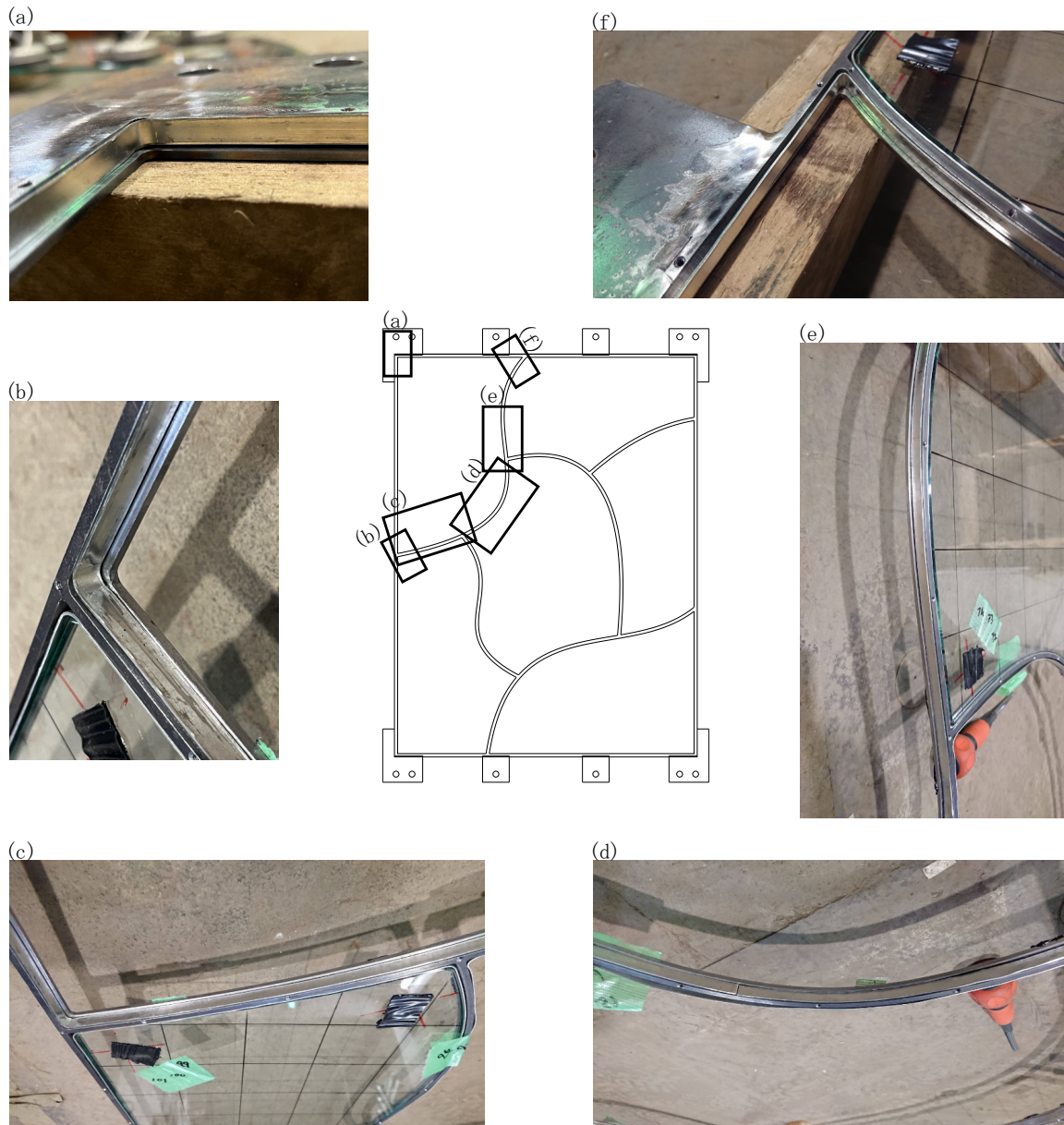


Fig.2.34 曲線U型の錫の圧潰の様子 1



Fig.2.35 曲線U型の錫の圧潰の様子2

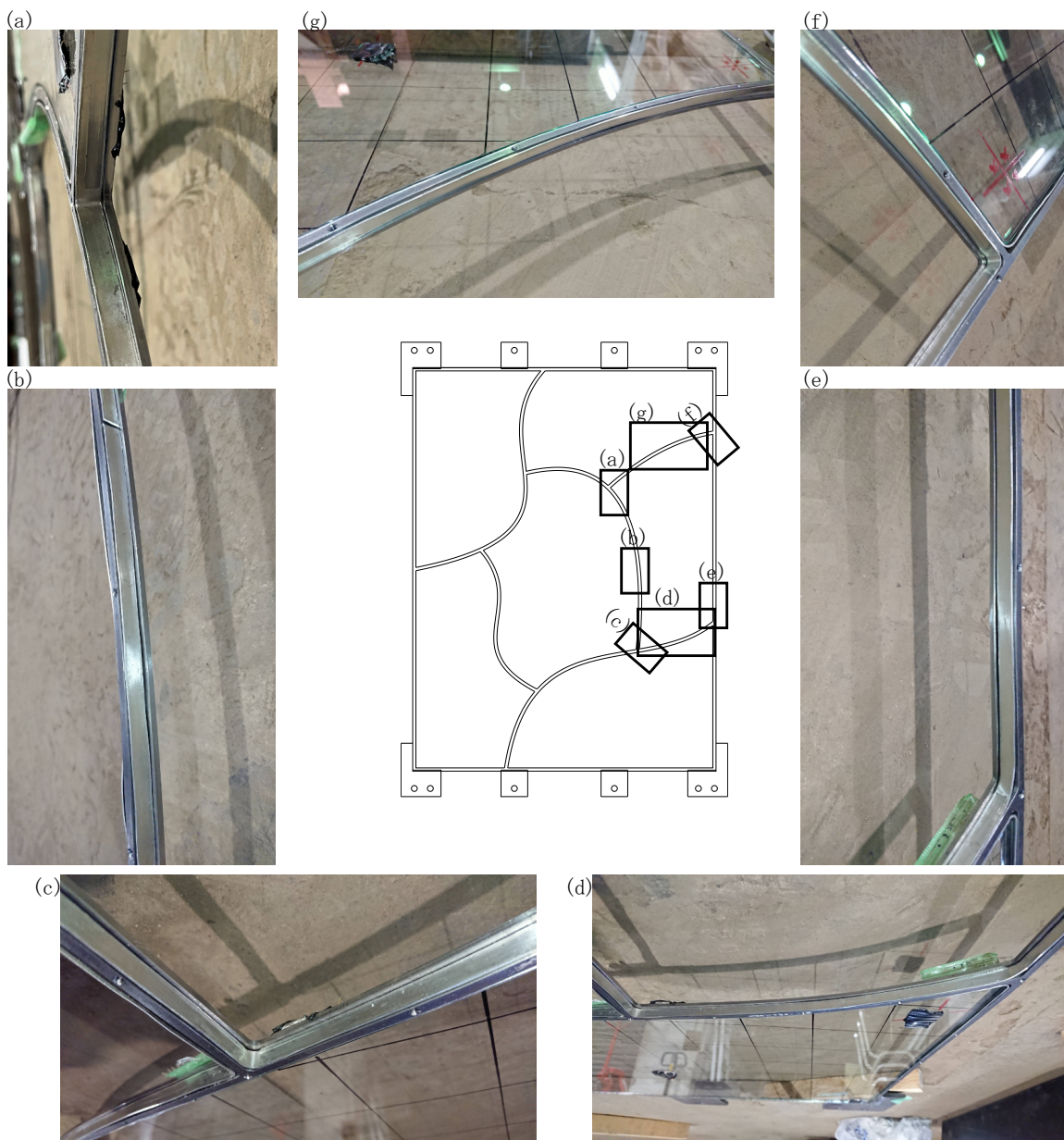


Fig.2.36 曲線U型の錫の圧潰の様子 3

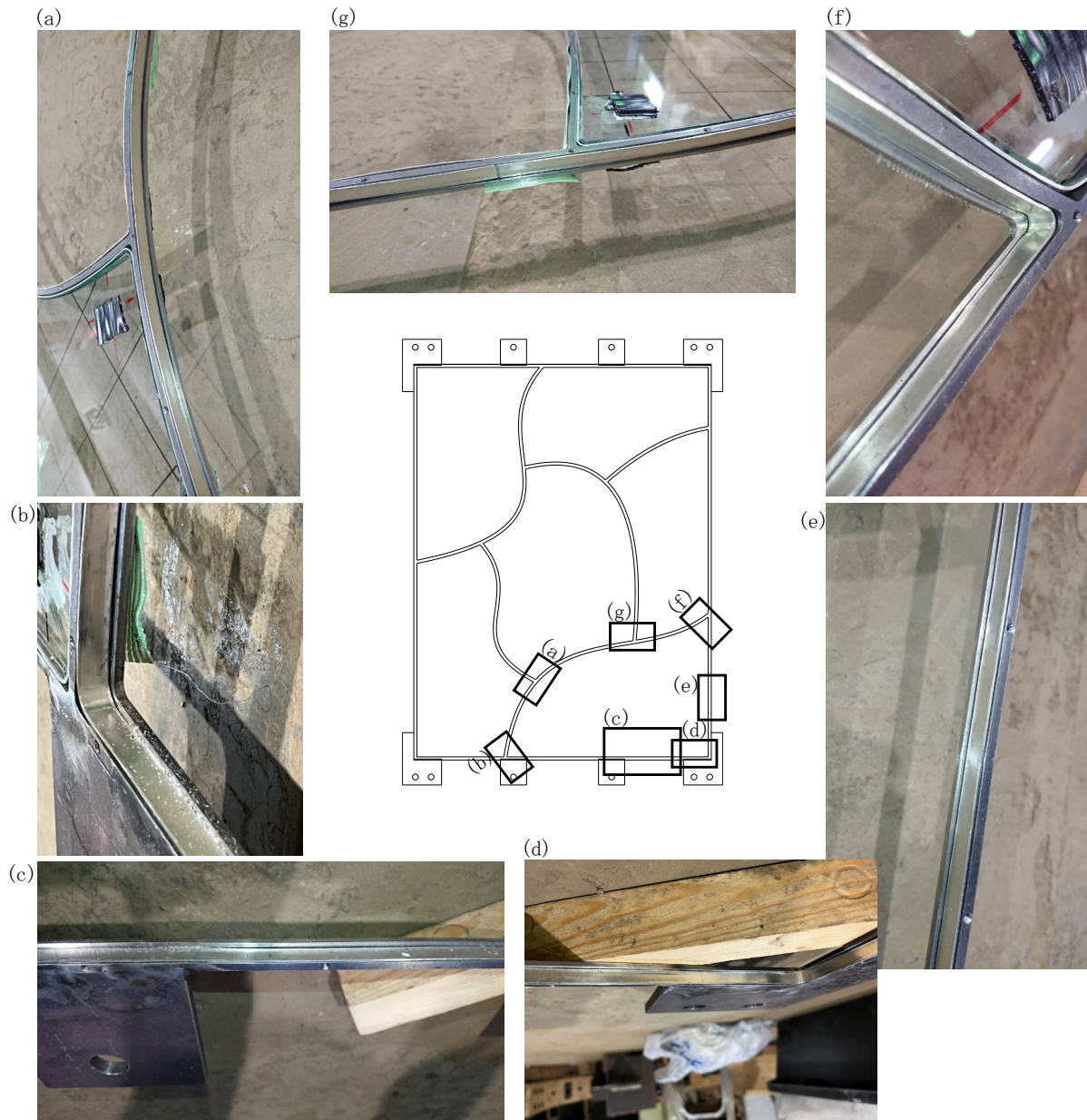


Fig.2.37 曲線U型の錫の圧潰の様子 5

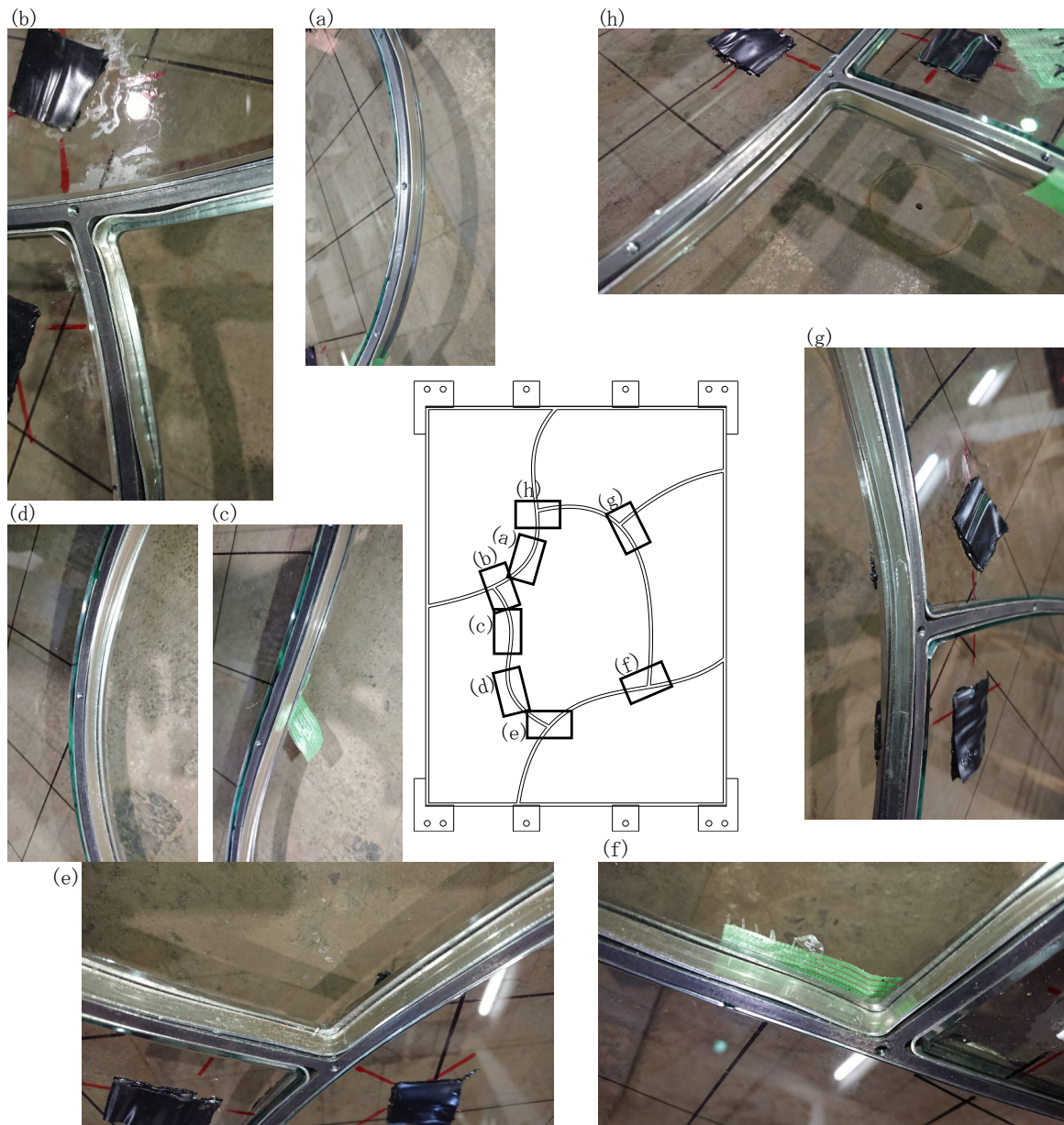


Fig.2.38 曲線U型の錫の圧潰の様子6

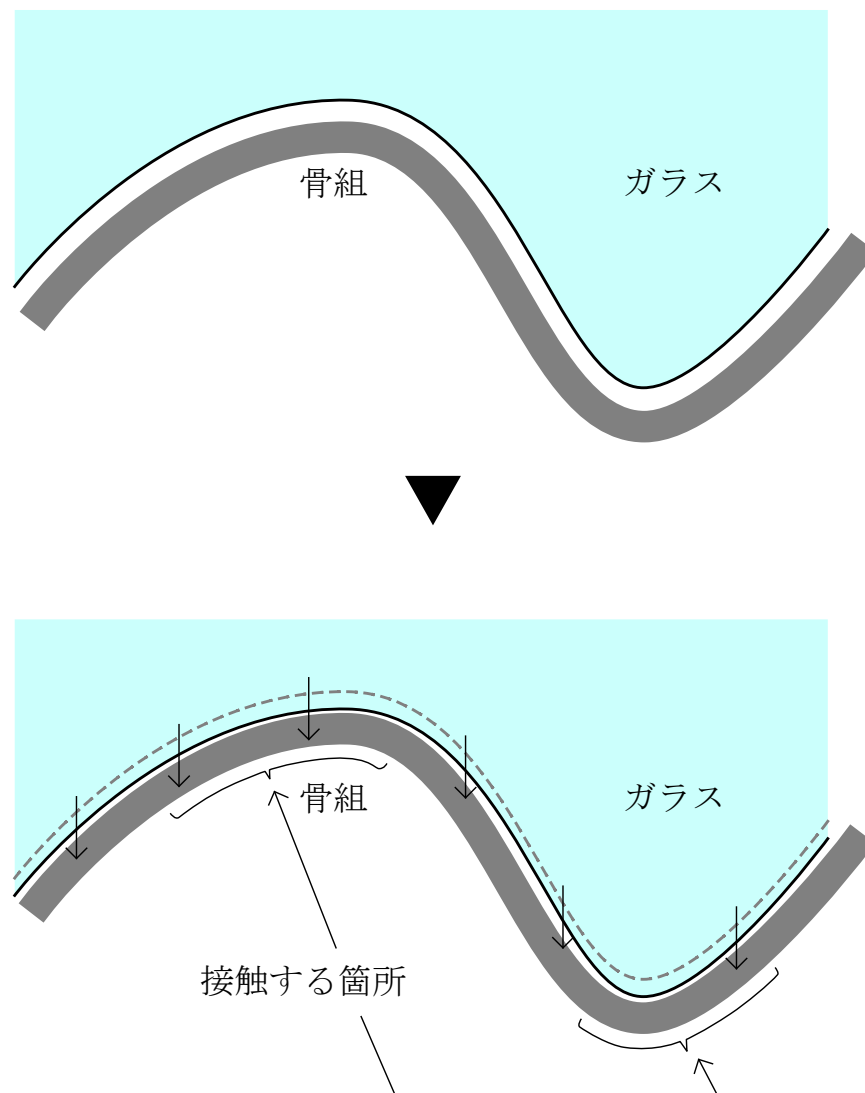


Fig.2.39 S 字形状の曲線の接触概要図

2.5 結語

実験を行った結果、以下に挙げる点で自由形状では \cap 型とは異なる力学的性状を持ちうるということが明らかになった。

- 曲線部分の広い範囲で錫板が押しつぶされる
- 曲線形状によって、連続的に錫板が押しつぶされる場合と、断続的に錫板が押しつぶされる場合がある
- 初期剛性とその後の剛性が \cap 型に比べて高い傾向にある
- その一方で、最大耐力は \cap 型とほぼ同水準である

\cap 型ではガラスの角部で集中的に錫板が押しつぶされることに対し、うろこ型と曲線 \cap 型で観察された広範囲での錫板の圧縮は曲線形状に特有の特徴であると考えられる。

また、曲線形状の中でもうろこ型と曲線 \cap 型で錫板が圧縮される範囲にそれぞれ特徴があることが分析された。傾きが単調に変化する二次の曲線のみで構成されたうろこ型では連続的な範囲で錫板が圧縮された。その一方で、曲率が正負に変化するような三次の曲線が含まれる曲線 \cap 型では断続的な範囲で錫板が圧縮された。

初期剛性は、 \cap 型の既往実験 m12 の正方向 0.80 kN/mm と比較して、うろこ型の正方向 0.95 kN/mm、曲線 \cap 型の正方向 1.00 kN/mm と高い値が得られた。また、剛性が発現してからの最大の剛性は、 \cap 型の既往実験の 1.29 kN/mm と比較して、うろこ型で 1.61 kN/mm、曲線 \cap 型で 2.43 kN/mm と高い値が得られた。曲線 \cap 型で最大の剛性が \cap 型の既往実験の二倍近い値であったことから、座屈荷重も高いことが予想される。形状によって座屈荷重が変化する可能性を示唆している。なお、 \cap 型の既往実験では鋼製骨組が溶接加工による一体成型とビス留めによる組み立て工法であり、本実験では削り出し加工とビス留めによる組み立て工法であるという違いがあることに留意する必要がある。

初期剛性や最大の剛性は高い傾向が見られたが、最大荷重はいずれも 10 ± 2 kN/mm の範囲に収まり、 \cap 型の既往実験と比較しても特筆すべき差異は見られなかった。

第3章

詳細解析の自由形状への適用法

この章では、既往研究で提案された詳細解析について説明し、自由形状に適用する手法を述べる。さらに、詳細解析の結果を分析して、円型以外の自由形状の力学的性状を明らかにする。

第1節ではモデル化の理論と自由形状への適用方法を述べる。

第2節では解析手法を述べる。

第3節では分類した形状ごとに詳細解析の結果を分析し傾向を明らかにする。

第4節では結語として本章をまとめる。

3.1 解析モデル

ステンドグラス構造は鋼製骨組、板ガラス、錫板から構成される構造体である。既往研究の実験で作成された試験体には、試験機に取り付けるための鋼製プレートが鋼製骨組に複数箇所溶接接合されている。

ステンドグラス構造の解析ではこれら複数素材の部材をモデル化する。この節では、各部材のモデル化の手法を述べる。また、モデル化の要点も述べる。

Table3.1 に各モデル化部材の諸元を示す。

Table3.1 詳細解析諸元

	断面積 [mm ²]	Ixx[cm ⁴]	Iyy[cm ⁴]	Jzz[cm ⁴]
骨組	100.5	0.1047	0.3017	0.0349
錫ばね [31.25 mm]	3.0709	0.0001	1.0000	1.0000
ガラス格子材 [31.25 mm]	121.425	0.2331	0.0648	0.2590
ガラス端材 [31.25 mm]	60.713	0.0291	0.0323	0.1166
ガラスブレース材 [31.25 mm]	143.725	0.3866	0.0767	0.3066

3.1.1 鋼製骨組

鋼製骨組は骨組解析 (マトリックス法) における梁要素として, Fig.3.1-b に示すように線材モデルに置換する.

既往研究の実験試験体の鋼製骨組は, 片フランジとウェブが溶接接合された T 型断面部材 (一体成形) と片フランジ部材から構成される (Fig.3.1-a). 一方, うろこ型と曲線卍型の試験体の鋼製骨組は, 削り出し加工によって一体成型された T 型断面部材 (削り出し) と片フランジ部材から構成される (Fig.3.1-b). T 型断面部材にビス留め (組立て) されることで H 型断面の骨組の役割を果たす. 線材モデルの断面は, H 型断面を与えるか, もしくはフランジとウェブを別にモデル化し, 溶接部とビスで接続する手法 (Fig.3.1-d) が既往研究 [9] で提案されている.

本解析では一体成型と削り出しの違いによる影響はないものとして Fig.3.1-c のように線材モデルに置換して扱う.

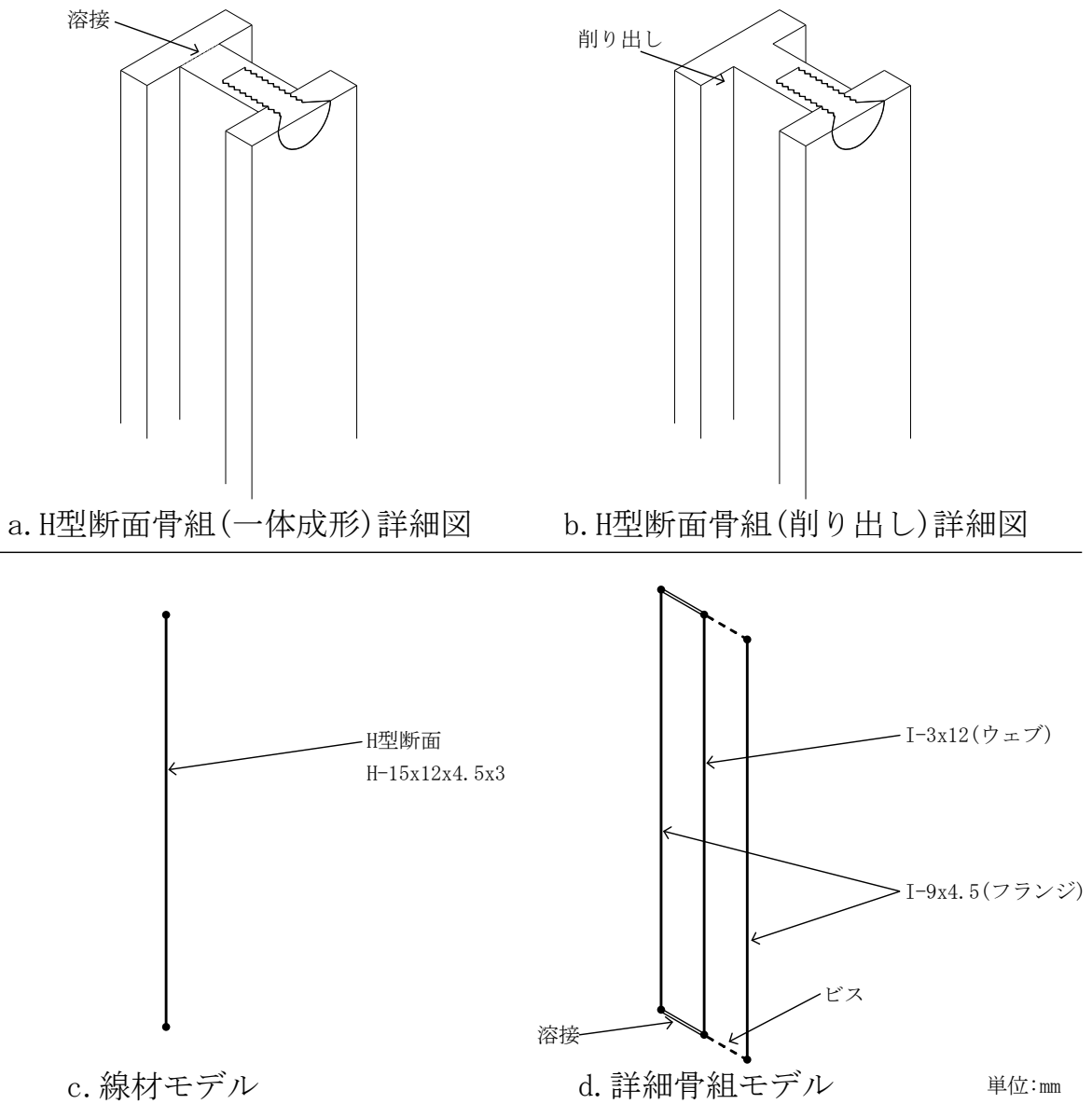


Fig.3.1 骨組のモデル化と解析諸元

3.1.2 板ガラス

板ガラスは平面モデルの構成式をもとに Fig.3.2-b に示すような格子材とブレース材からなる等価な線材モデル (以下, 格子モデル) に置換する. 置換の理論は既往研究 [15] に基づく.

ガラスの形状は円型の場合長方形に限られたが, 本研究では曲線を含む自由形状を扱う. 自由形状の場合, Fig.3.2-a に示すように格子モデルに置換する際に理論的に厳密な置換が不可能な個所が生じ, 不整形な格子モデルのために剛性が高めの評価をすることになる. しかしガラスは鋼と錫に比して剛性が十分に高いため, 本解析では大きな影響は与えないものとして考える.

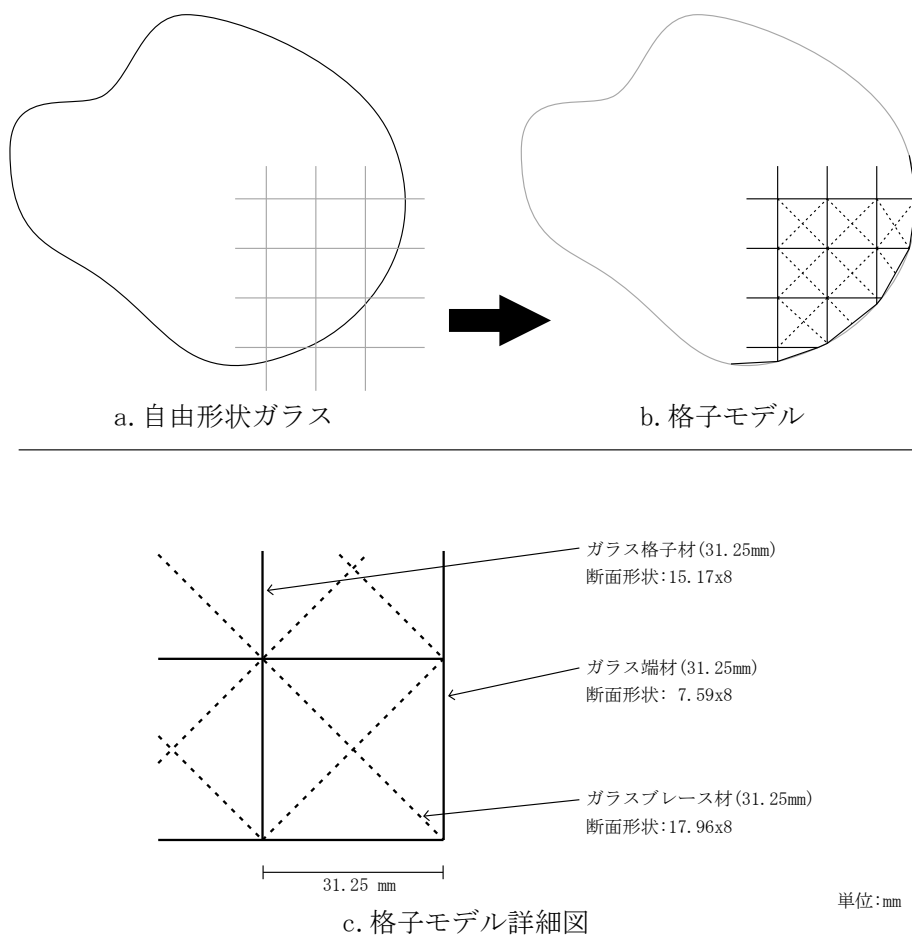


Fig.3.2 板ガラスのモデル化概要図

3.1.3 錫板

錫板はばねモデルとして扱い、Fig.3.3のように等価な線材モデル(以下、錫ばね)に置換する。錫の物性値の算出は既往研究 [8] に基づいて行った。

以下、算出の過程を説明する。

Fig.3.3において、微小幅 dx の錫ばねのばね定数を dK とする。 dx と dK は、比例定数 K を用いて $dK = K \cdot dx$ の関係で表される。この時、力のつり合い関係は式 (3.1) で表される。

$$\begin{aligned} P &= \int -y dK \\ &= -K \int y dx \\ &= -K \cdot S \end{aligned} \tag{3.1}$$

すなわち、比例定数 K は荷重と Fig.3.3 に示す押し潰された範囲の面積の関係から求まる。有効幅 d の錫を錫ばねに置換したときのばね定数 K は、 $K = K \cdot d$ で表される。

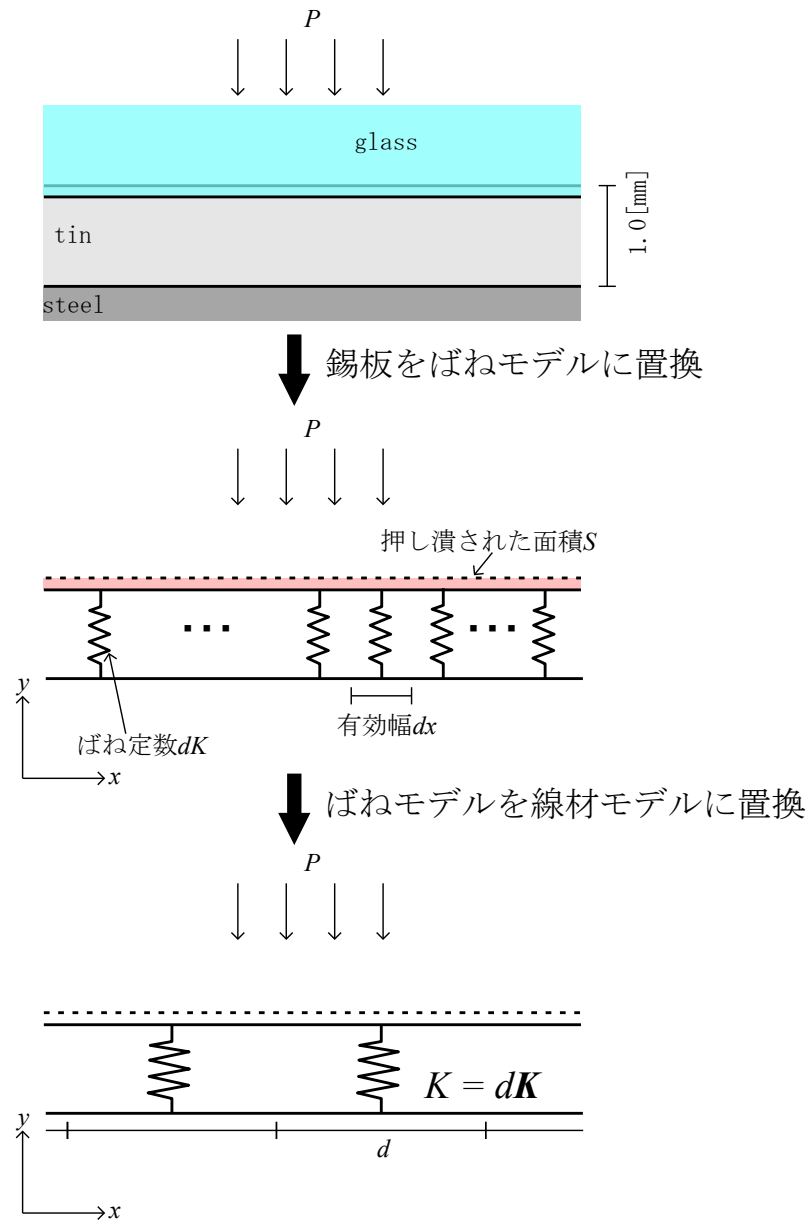


Fig.3.3 錫ばねのモデル化概要図

3.1.4 ガラスの形状サイズと初期位置

実際のガラスとモデル化するガラスのサイズの違いを Fig.3.4 に示す。実際のガラスの外形線は、骨組の芯線から 4.5 mm 内側にオフセットした形状である。ウェブの厚みは 4.5 mm なので、ウェブの内法から内側に 2.25 mm オフセットした形状に等しい。既往研究 [5] では後者の関係を優先し、モデル化されたガラスの外形線は骨組の線材モデルから内側に 2.25 mm オフセットした形状としている。これは、詳細解析がガラスと錫板の接触の再現を目的としているためである。本解析でもこれにならないガラスをモデル化する。

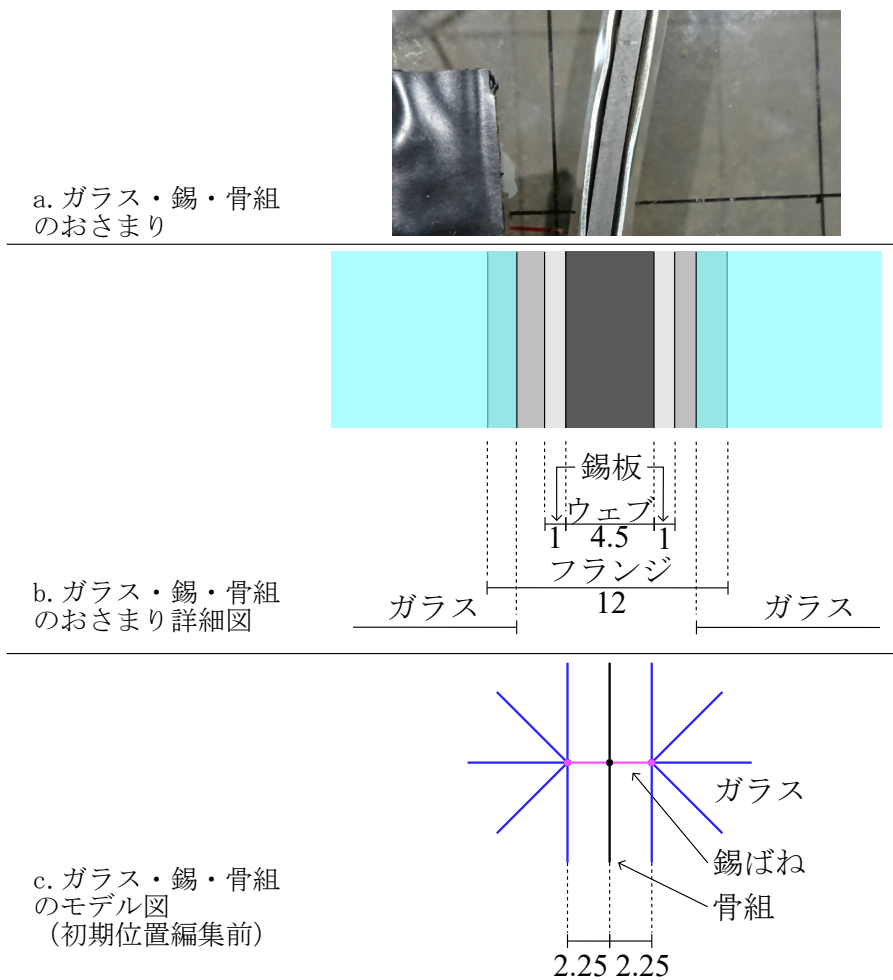


Fig.3.4 モデル化するガラスの形状サイズ

ガラスの初期位置は、Fig.3.5 に示す通りに決定した。基本的には、形状の下側が長さ 1 mm の錫ばねに接触するよう、骨組モデルから内側に 2.25 mm オフセットしたのちに 1.25 mm 下方に移動した位置とする。形状の下側に角がある場合は角部を基準に位置を決定する。ただし、形状の下側が複雑な曲線からなる場合は角部があってもガラスと錫板の接触箇所が自明でないため、前者の方法で位置を決定する。

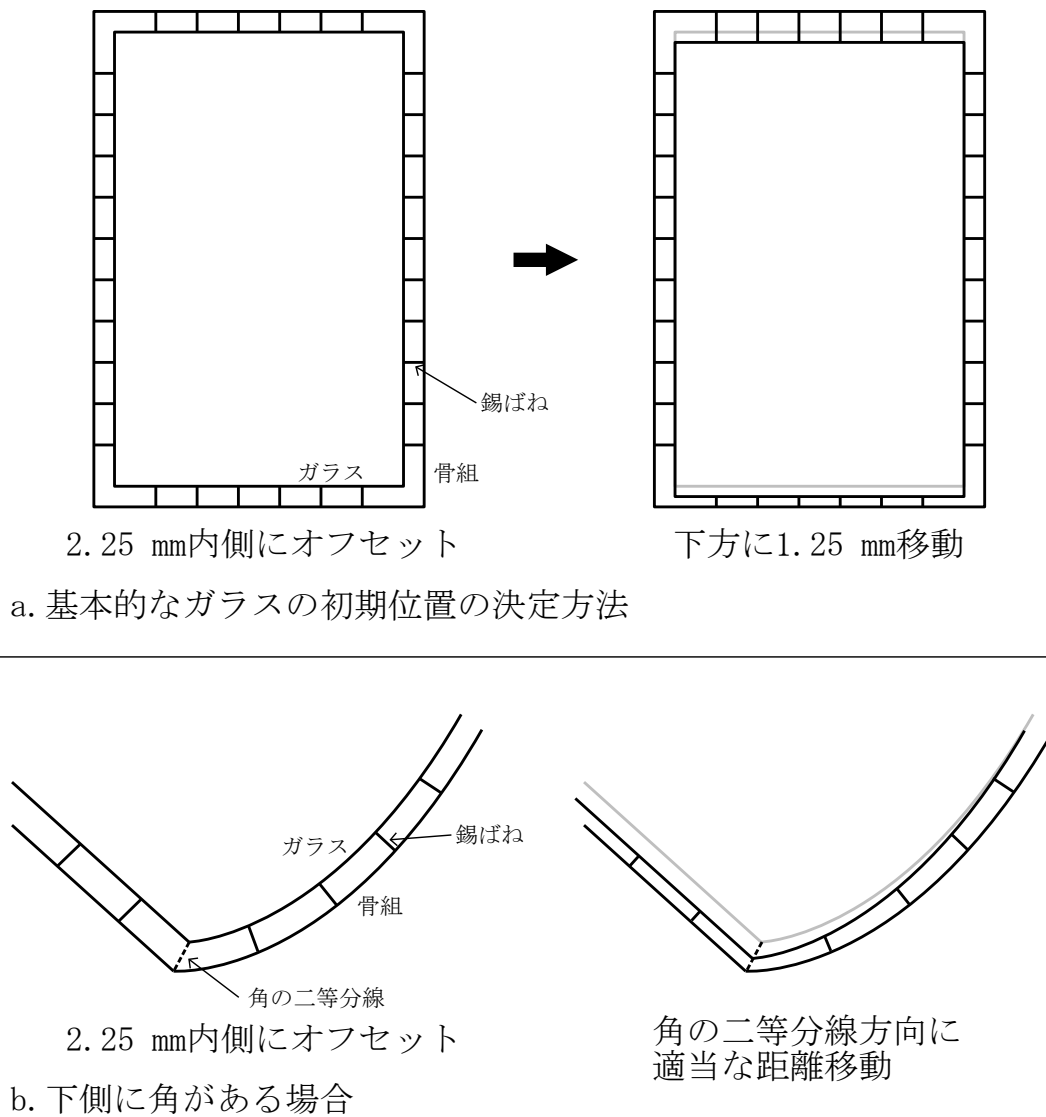


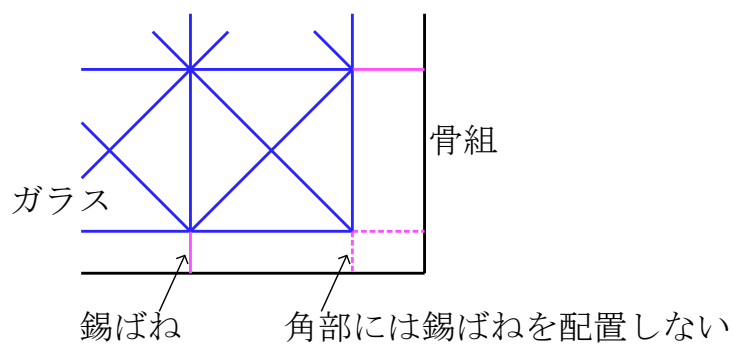
Fig.3.5 ガラスの初期位置

3.1.5 ガラスの隅切

既往研究 [5] では Fig.3.6 のように，ガラスの 5 mm の隅切を考慮してガラスの角部の錫ばねをモデル化しない手法が提案されている．本解析でもこの手法にならう．



a. ガラス角部の隅切(5 mm)



b. 隅切を考慮したモデル化

Fig.3.6 ガラスの隅切

3.2 解析手法

3.2.1 錫ばね剛性判定法

3.1.3 小節で錫板をばねモデルとして等価な線材モデルに置換した。既往研究 [8] で行われた錫の圧縮実験で得られた荷重変形グラフに基づき、錫ばねの長さに応じて剛性値を変化させる (以下、錫ばね剛性判定法)。剛性判定表を Table3.2 に、荷重圧潰面積関係グラフを Fig.3.7 に示す。解析計算は荷重増分解析とし、各ステップで錫ばねの剛性判定を行う。

Table3.2 錫ばね長さとう単位長さあたりのばね定数 (既往研究 [9] を参照して作成)

錫ばね長さ [mm]	$l < 0.8874$	$0.8874 < l < 0.9138$	$0.9138 < l < 1.00$	$1.00 < l$
錫ばねの単位長さ				
ばね定数 [kN/mm ²]	4.167	2.175	1.018	1e-8

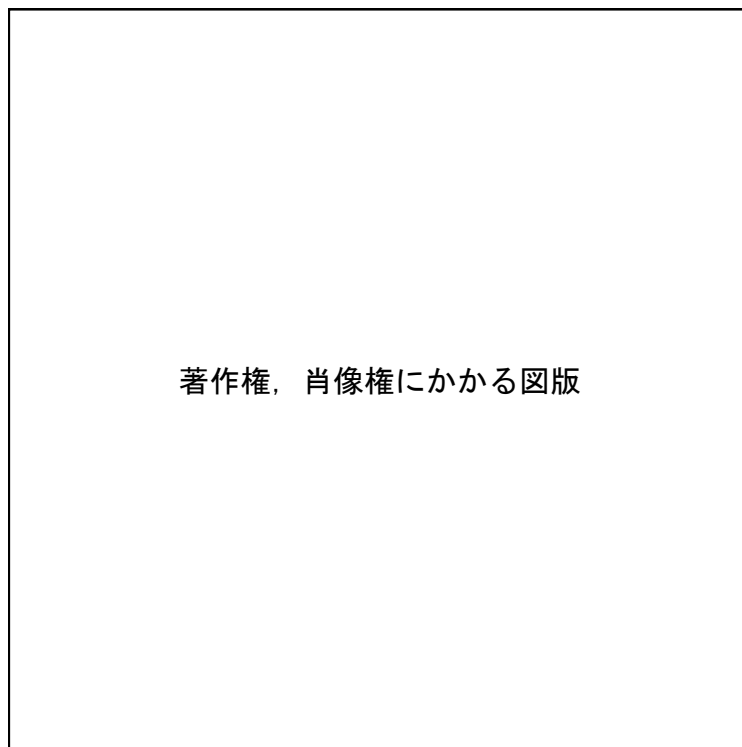


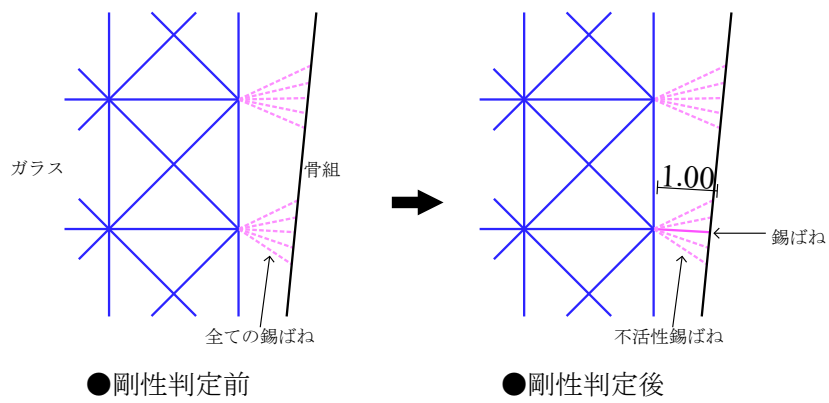
Fig.3.7 錫板圧潰試験結果と錫ばねの剛性判定表 (既往研究 [9] から引用)

3.2.2 錫ばねの位置補正

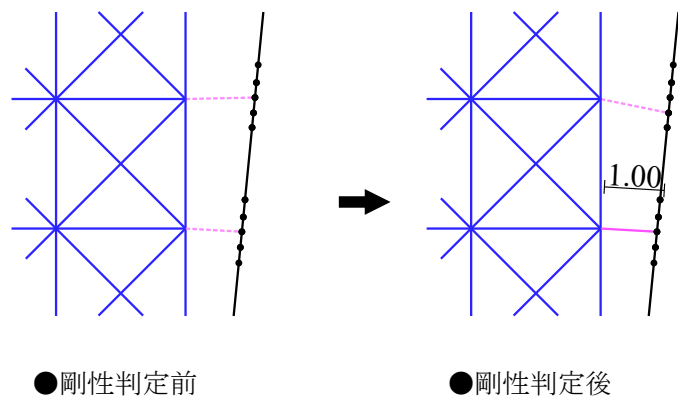
ステンドグラス構造が水平力を受けて変形が進むと、複数の段階を経て剛性を発現するに至る。変形に伴いガラスが錫板と接触する箇所も変化していく。そのため、荷重増分解析においては接触箇所の変化を再現するために各ステップで解析モデルを作り直す必要がある。

既往研究 [5] では Fig.3.8-a のようにガラス側の節点から複数の錫ばねをあらかじめモデル化し、剛性判定を行う際にこれらの中で長さが最小のものを選択して剛性を判定する手法 (以下、錫ばね選択法) を提案している。この手法では解析モデルの部材数が膨大になり、モデル作成の手間も増えるというデメリットが存在する。

本解析では、Fig.3.8-b のように骨組側の節点のみあらかじめ用意し、剛性判定を行う際に各節点とガラス側の節点との距離を計算して最小の節点を次ステップの錫ばねとする手法 (以下、節点選択法) を採る。解析計算の本質的な内容は錫ばね選択法と変わらないが解析モデルの部材数を削減することが可能となった。



a. 錫ばね選択法による剛性判定の手順



b. 節点選択法による剛性判定の手順

Fig.3.8 錫ばねの位置補正

3.3 解析結果

本解析で分析を行った形状の一覧を Fig.3.9 に示す。これらの形状は幾何学的な特徴及び力学的性状に基づき Fig.3.9 のように分類される。

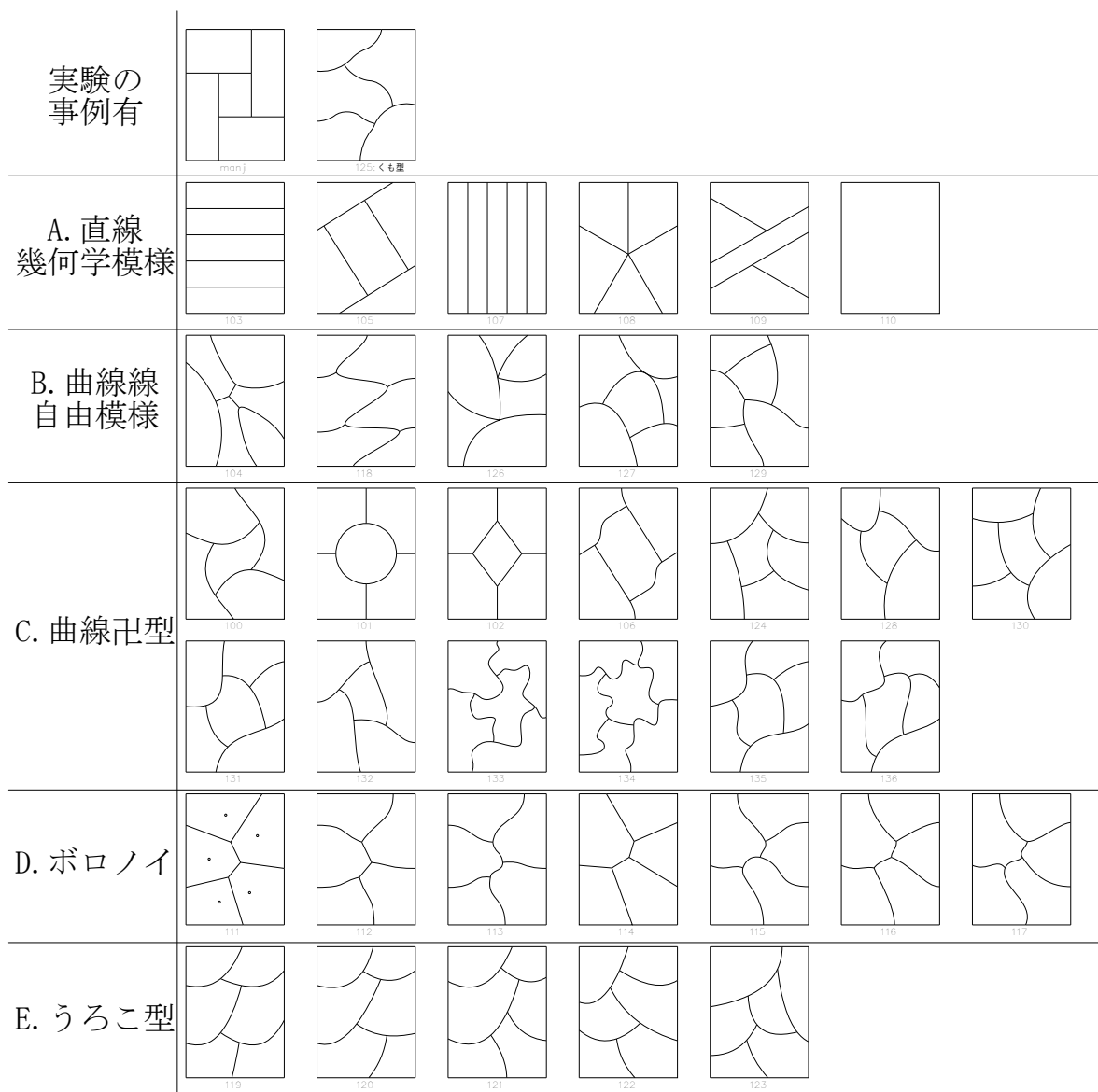


Fig.3.9 形状一覧

この章では Fig.3.9 で示した形状について各分類内で解析結果を比較分析し、形状が力学的性質に与える影響を明らかにする。なお、荷重増分は 0.98 kN、総ステップ数 15 とした。解析結果は各ステップを荷重変位グラフにプロットし直線をつなぐことで示す。初期剛性はグラフの傾きが一定になった範囲で読み取った。圧縮錫ばねの位置図は最終ステップ時のモデル形状に基づいて作成した。

3.3.1 卍型

卍型の詳細解析結果を Fig.3.10 に示す。正方向と負方向の両方で実験 m12 で結果で得られた初期剛性と良い一致を見せている。

解析モデルと変形図を Fig.3.11 に、錫ばねの詳細図を Fig.3.12 に示す。Fig.3.11 では、骨組の変形に対してガラスがブレース材のように拘束している様子が確認できる。Fig.3.12 では、圧縮状態にある錫ばねが 3.2.1 小節で述べた分類により剛性が判定される様子を詳細に示している。卍型の左上では、錫ばね長さが 1.00 mm より大きい部材が存在しているが、これらの部材には適当な断面情報を与えて解析への影響を排除している。また、錫ばねの位置補正も行う必要がないため、骨組側の節点の選択は行わず初期位置のままである。一方、錫ばね長さが 1.00 mm 以下の部材は、錫ばねの位置補正を行ったうえで長さに応じて剛性判定を行っている。卍型の右下ではガラスの角部に近い錫ばねがより圧縮され、離れるほど圧縮による変形が小さいことが読み取れる。

圧縮錫ばねの位置図を Fig.3.13 に示す。錫板がガラスの対角方向で圧縮され、応力を伝達している様子が読み取れる。

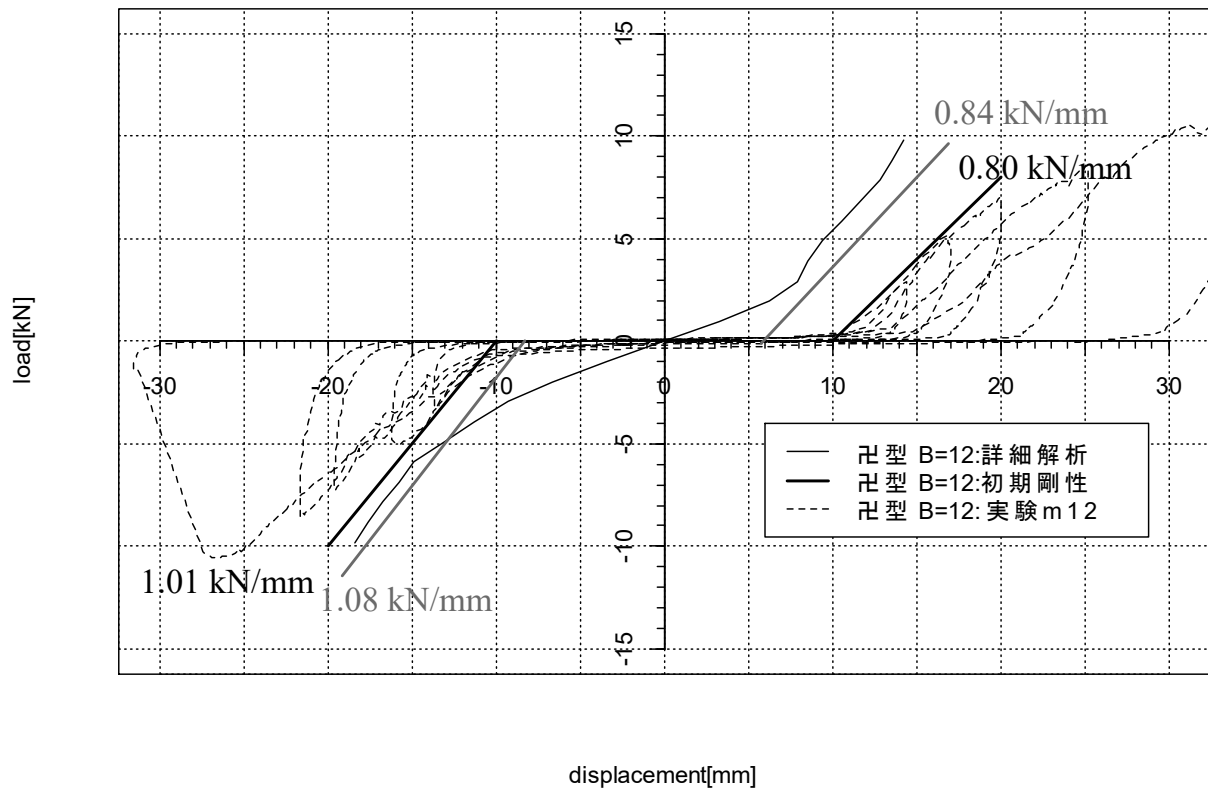


Fig.3.10 U型詳細解析結果と実験結果

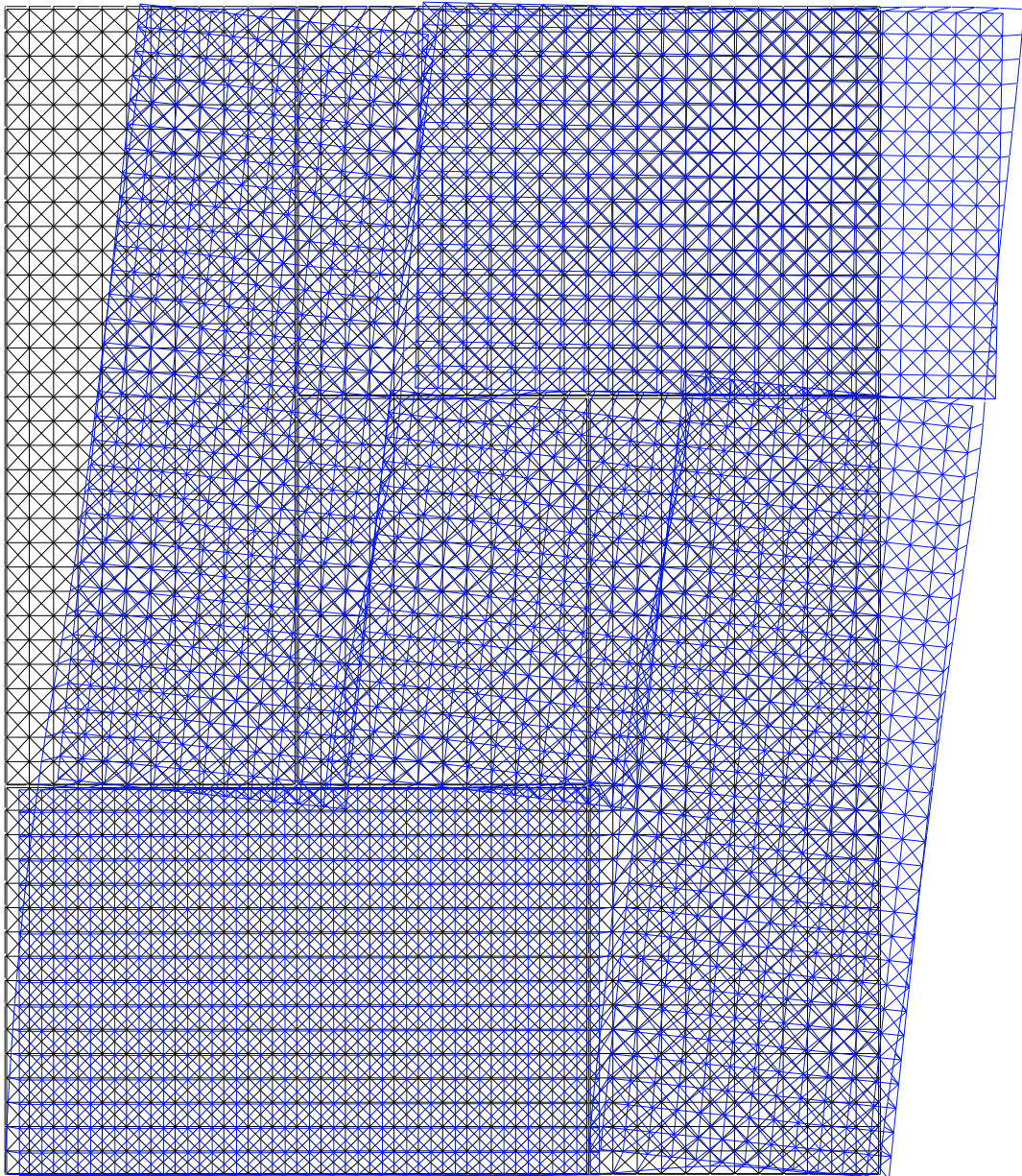
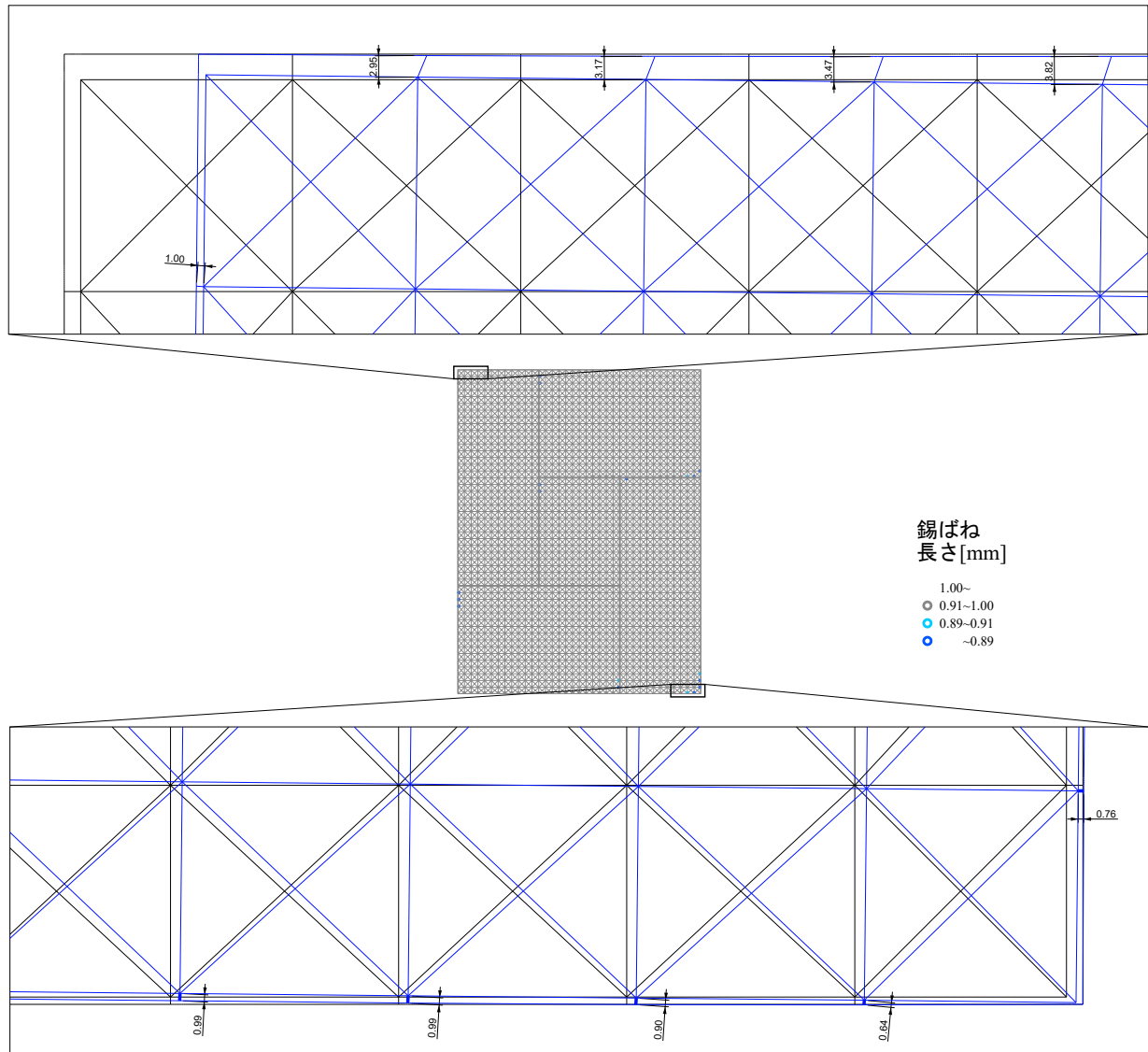


Fig.3.11 円型詳細解析モデル・変形図 (変位 10 倍)



U型の詳細解析モデルの右下拡大図。黒線は初期形状、青線は最終ステップ時変形状(変位等倍)を示す。解析では各ステップで錫ばねモデルの長さに応じて剛性値を変化させており、その段階ごとに錫ばねの○印を色で区別した。

Fig.3.12 U型詳細解析圧縮錫ばね詳細図

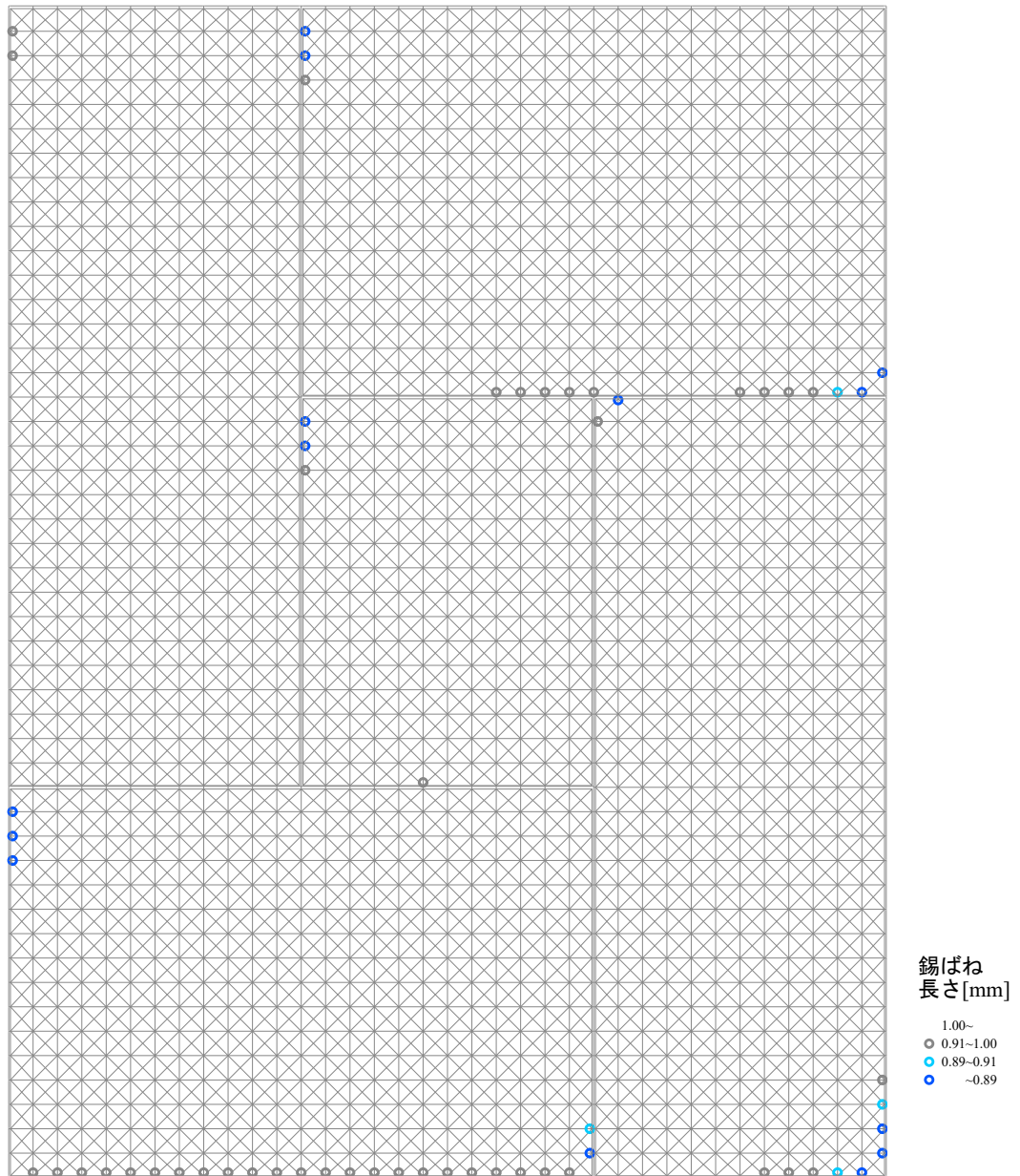


Fig.3.13 U型詳細解析圧縮錫ばね位置

実験後の観察から判明した錫板の圧縮範囲と、詳細解析の最終ステップ (水平荷重 14.7 kN) での圧縮状態の錫ばねの範囲を比較した Fig.3.14 を示す。なお実験では正方向と負方向のサイクルを繰り返すため、圧縮の範囲は両方向を合わせたものになることに留意する。

実験で観察された範囲と解析で示された範囲は、以下の点で同じ傾向を有することが分かった。

- ガラス上方の角部は、水平方向と鉛直方向にごく狭い範囲で圧縮痕ができる
- ガラス下方の角部は、水平方向は広い範囲で、鉛直方向はごく狭い範囲で圧縮痕ができる
- ガラスの辺中央部において、骨組が突き当たる箇所に圧縮痕が生じる

以上の分析と、初期剛性が実験結果と良い一致を見せていることを併せて考慮すると、詳細解析では π 型形状において骨組が変形してからガラスと接触し、ガラスが拘束されることで剛性を発現するメカニズムが再現できていると考えられる。

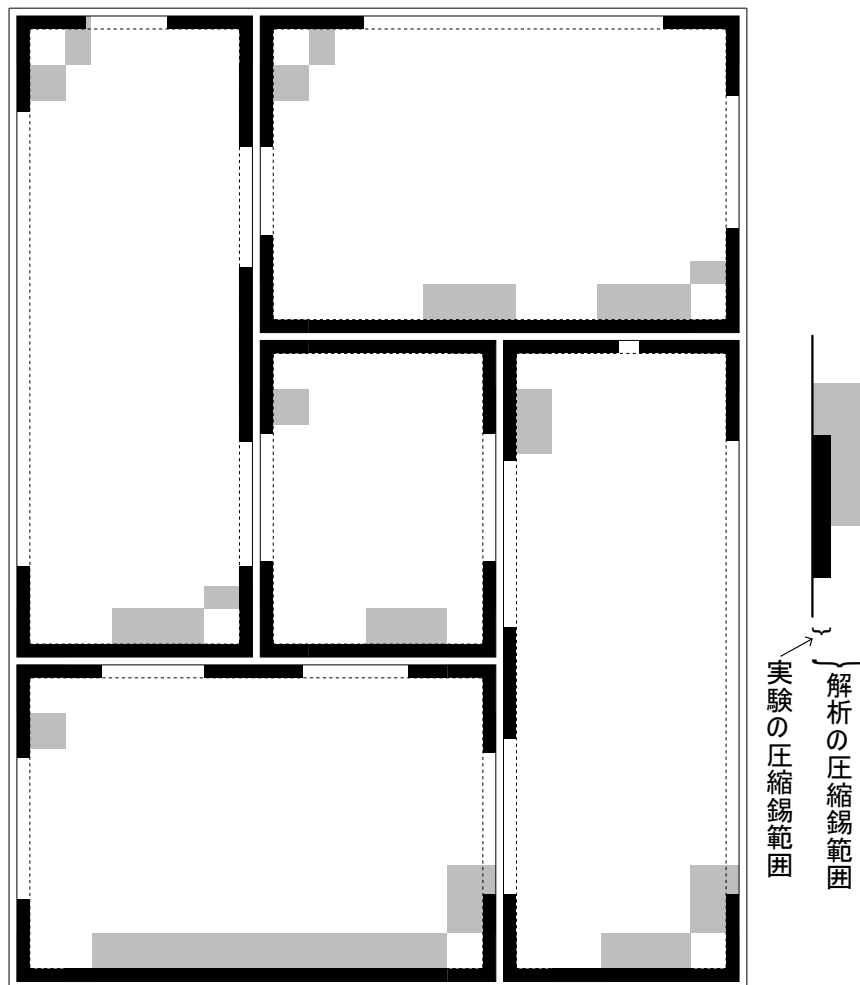


Fig.3.14 π 型の既往実験 [9] と詳細解析の錫板圧壊範囲の比較

3.3.2 くも型

くも型は既往研究 [10] の参考実験として行われた。くも型の詳細解析結果を Fig.3.15 に示す。実験結果で得られた初期剛性と良い対応は見られなかった。

解析モデルと変形図を Fig.3.11 に、圧縮錫ばねの位置図を Fig.3.13 に示す。図から圧縮される錫ばねはガラスの角部に限らず、曲線部分にも広く断続的に分布している様子が確認できる。

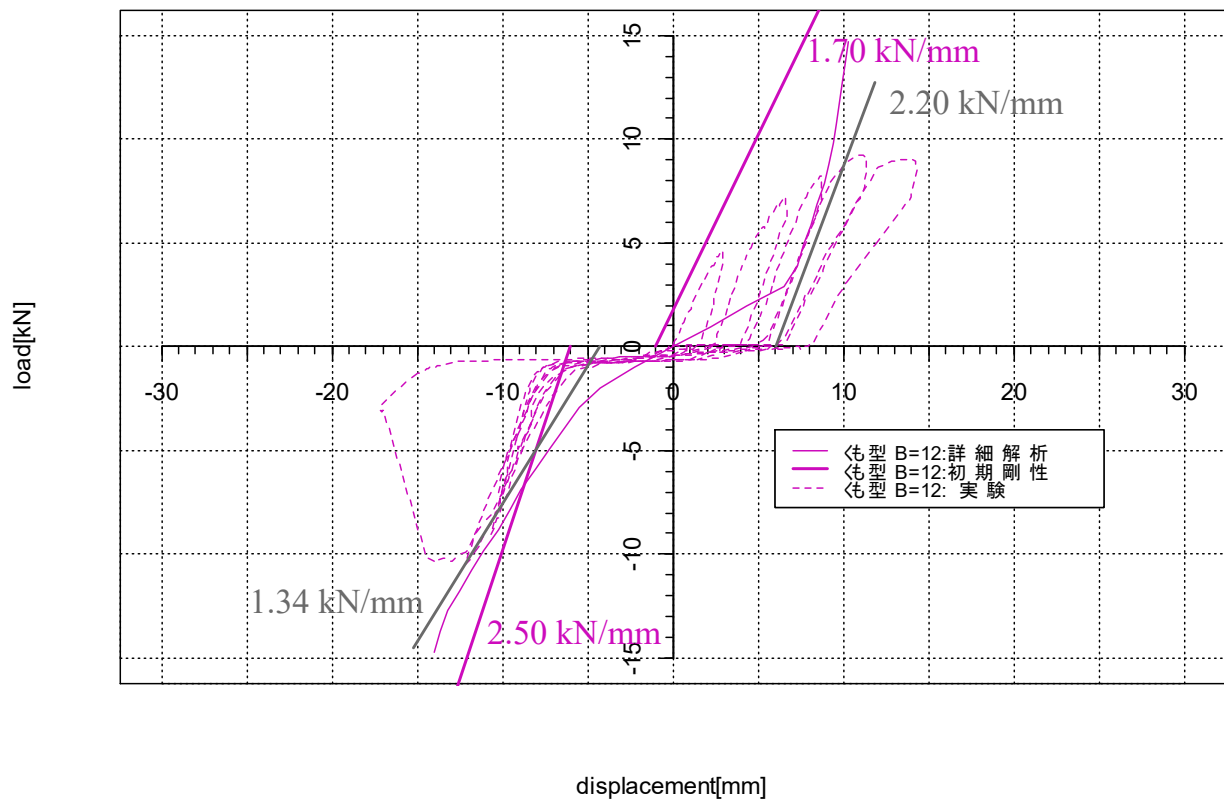


Fig.3.15 くも型詳細解析結果と実験結果

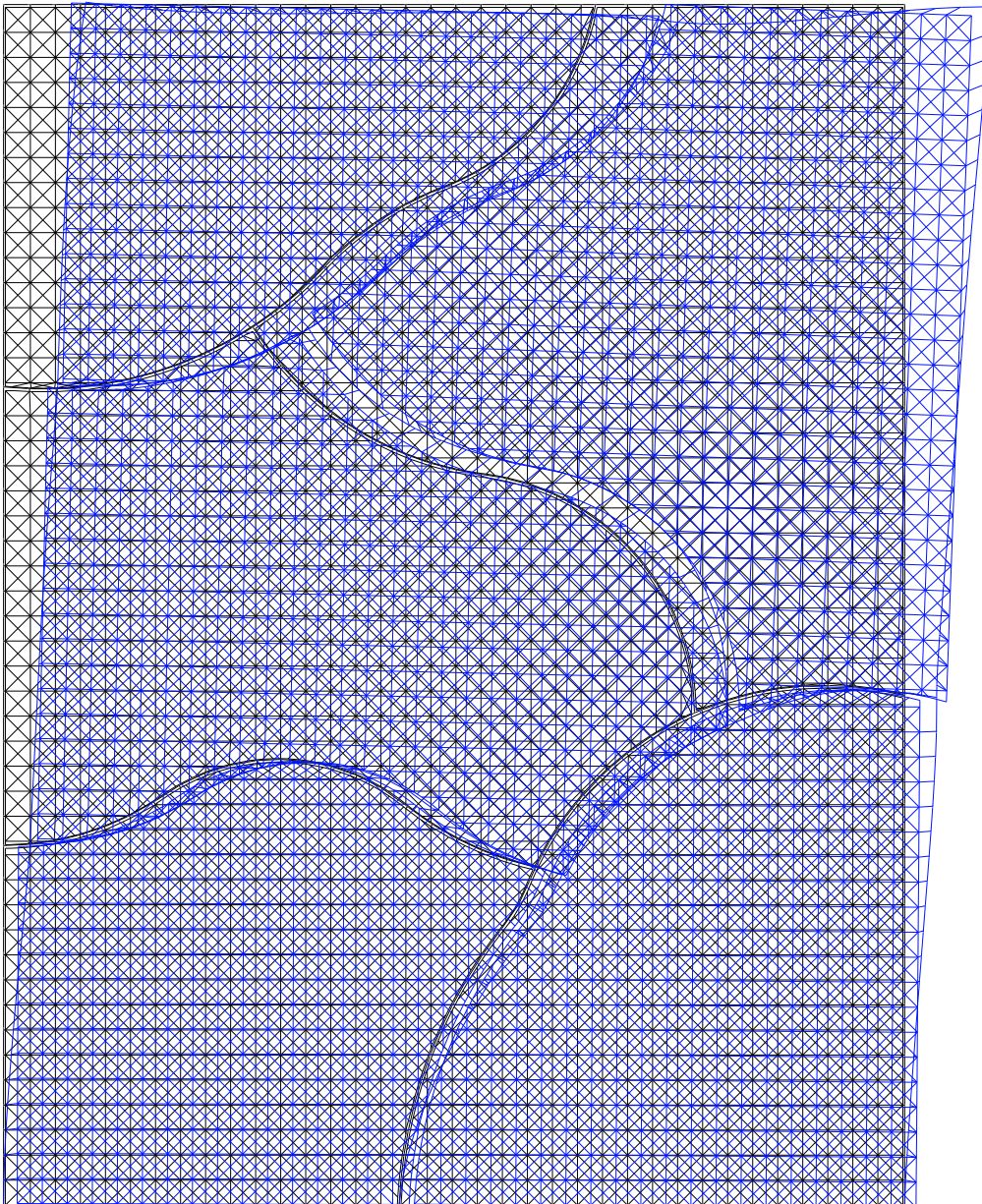


Fig.3.16 くも型詳細解析モデル・変形図 (変位 10 倍)

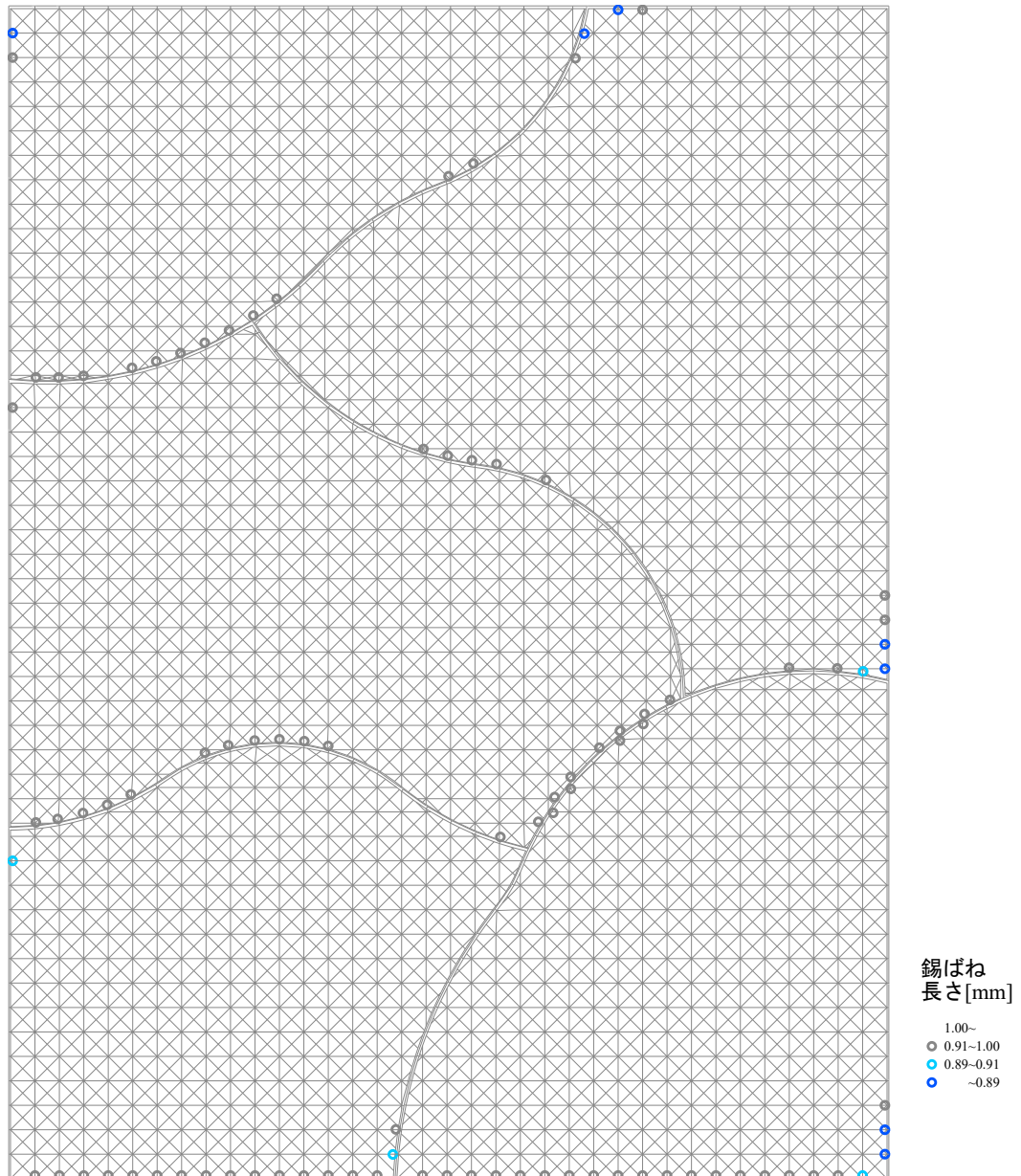


Fig.3.17 くも型詳細解析圧縮錫ばね位置

3.3.3 直線幾何学模様

直線幾何学模様に分類される形状群の詳細解析結果を Fig.3.18 に示す。形状によって荷重変形グラフの特徴が大きく異なる。三角形を含む 105, 108, 109 は比較的高い初期剛性を示している。特に三角形の一辺が上辺・下辺に位置している 105, 108 の初期剛性が高く、三角形が中間に位置する 109 は比較して低い値になっている。

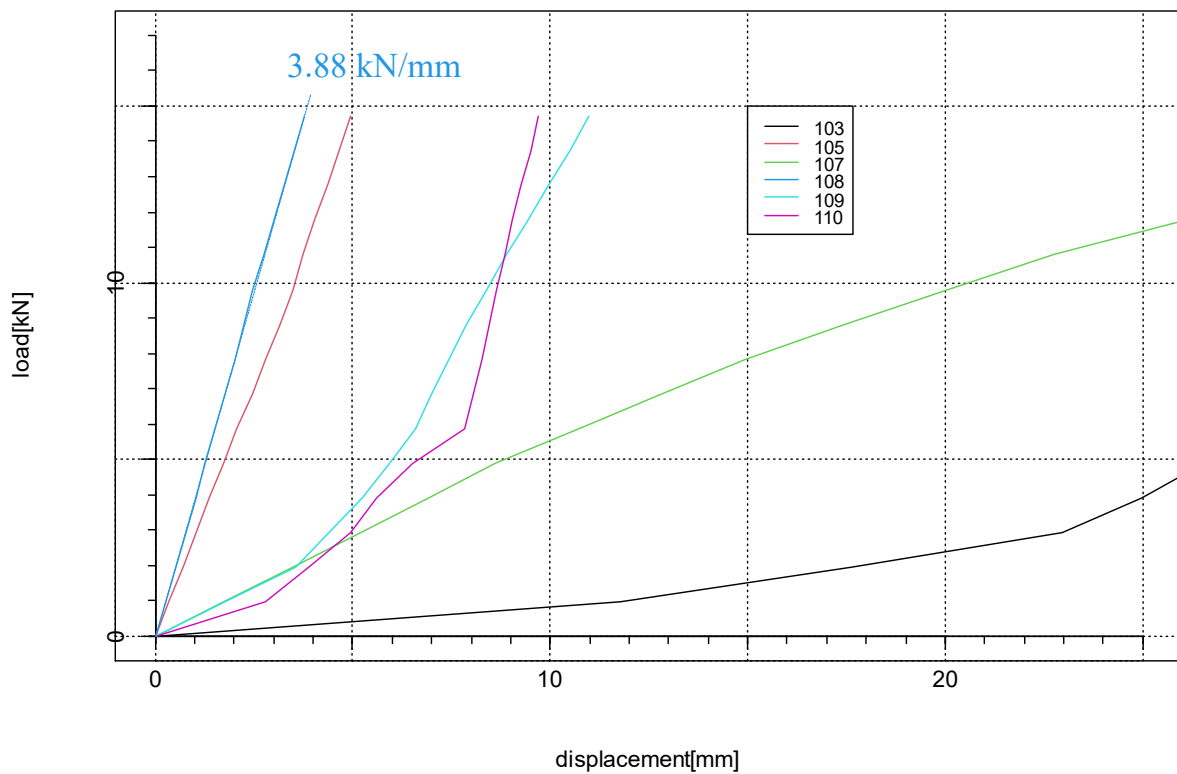
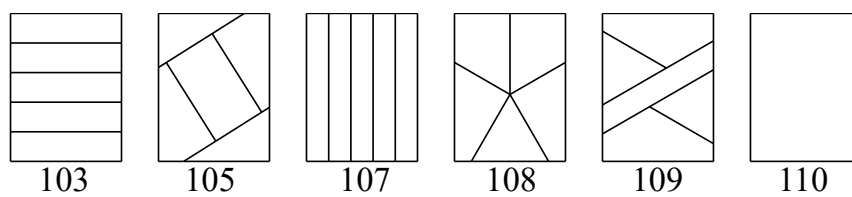


Fig.3.18 直線幾何学模様形状群詳細解析結果

参考に、108の解析モデルと変形図を Fig.3.19 に、圧縮錫ばねの位置図を Fig.3.20 に示す。

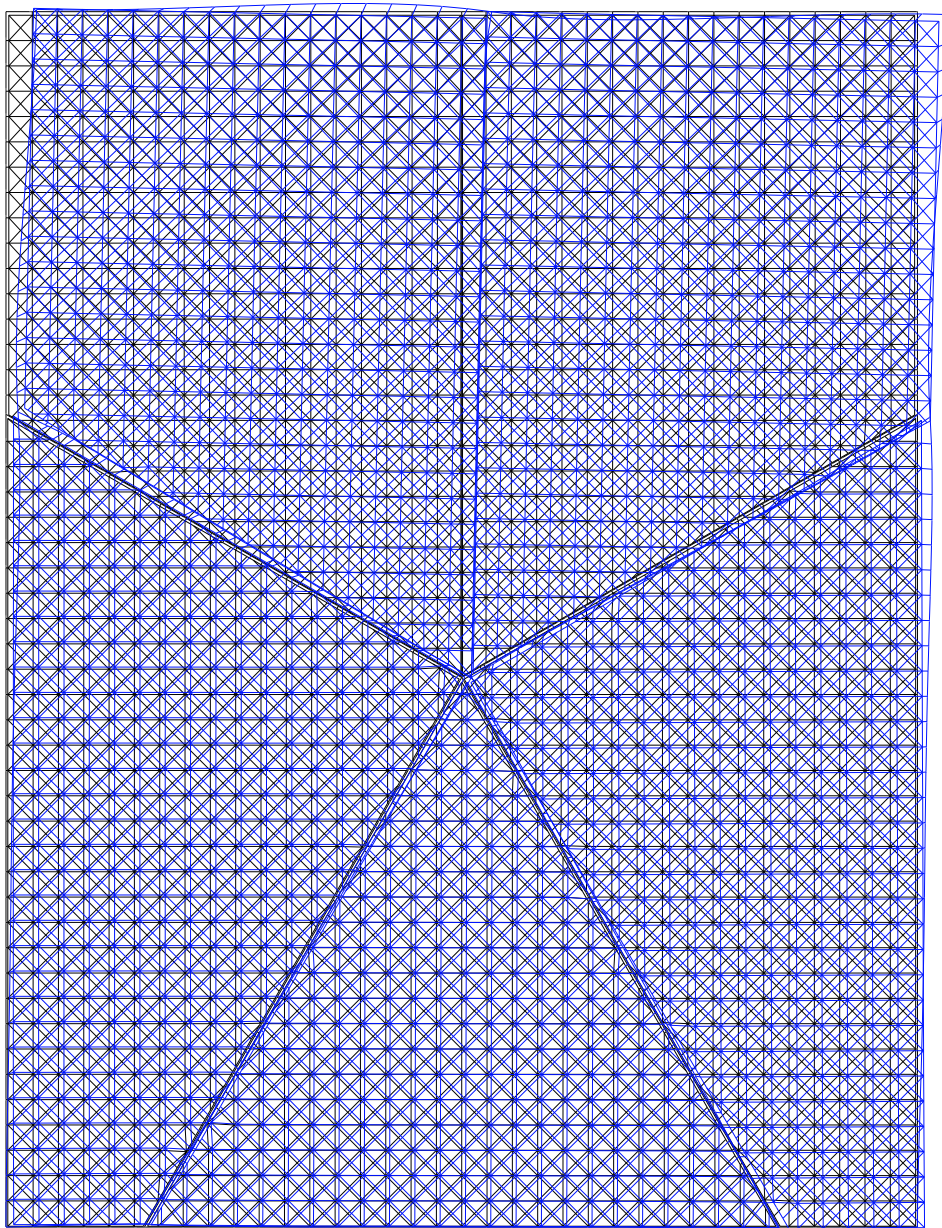


Fig.3.19 108 詳細解析モデル・変形図 (変位 10 倍)

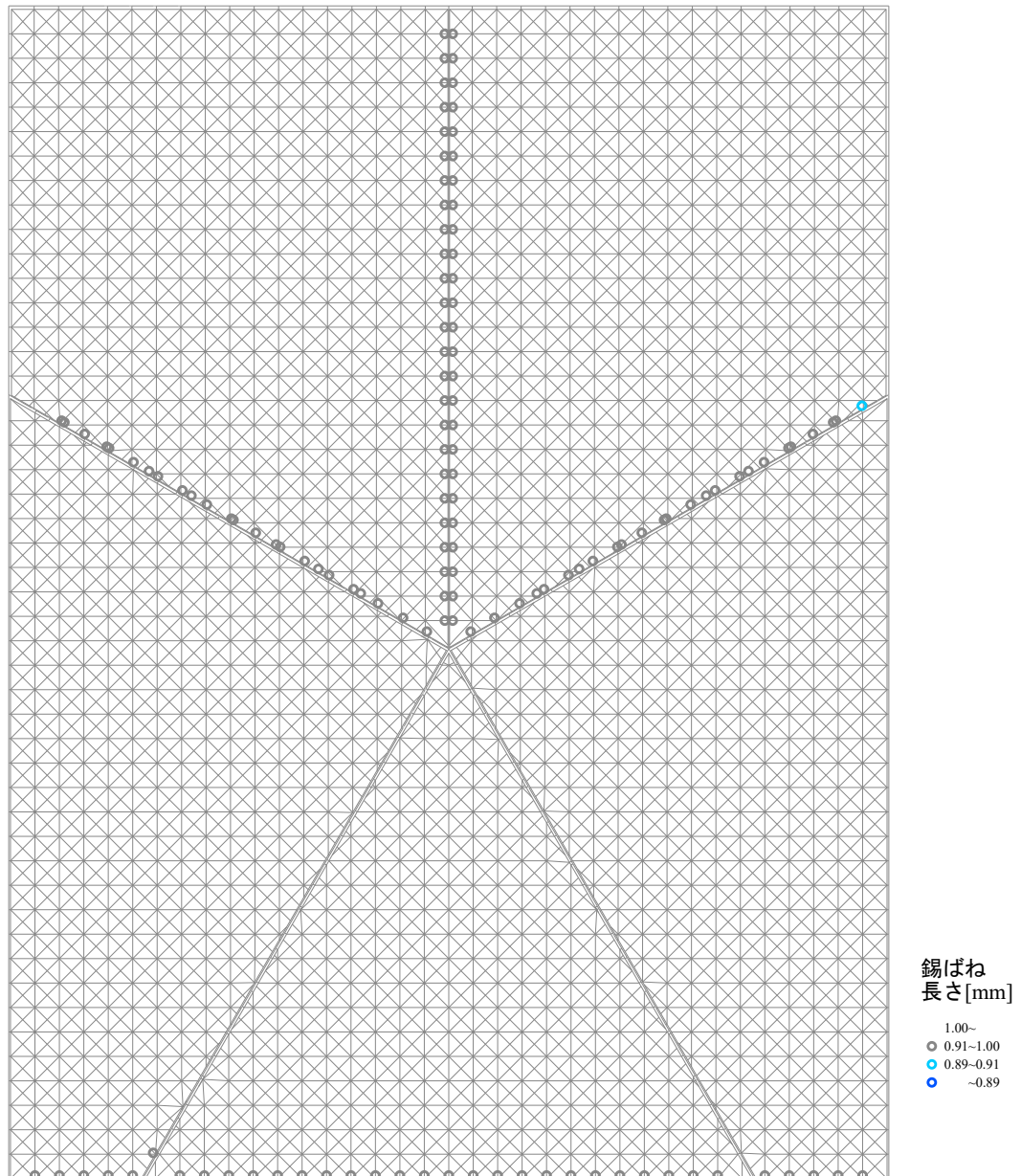


Fig.3.20 108 詳細解析圧縮錫ばね位置

3.3.4 自由曲線模様

自由曲線模様に分類される形状群の詳細解析結果を Fig.3.21 に示す. 分類の中では 118 の初期剛性が最も高い. 互い違いにかみ合うような形状によって広範囲で錫が圧縮され, 剛性が増加したと考えられる. 118 の解析モデルと変形図を Fig.3.22 に, 圧縮錫ばねの位置図を Fig.3.23 に示す.

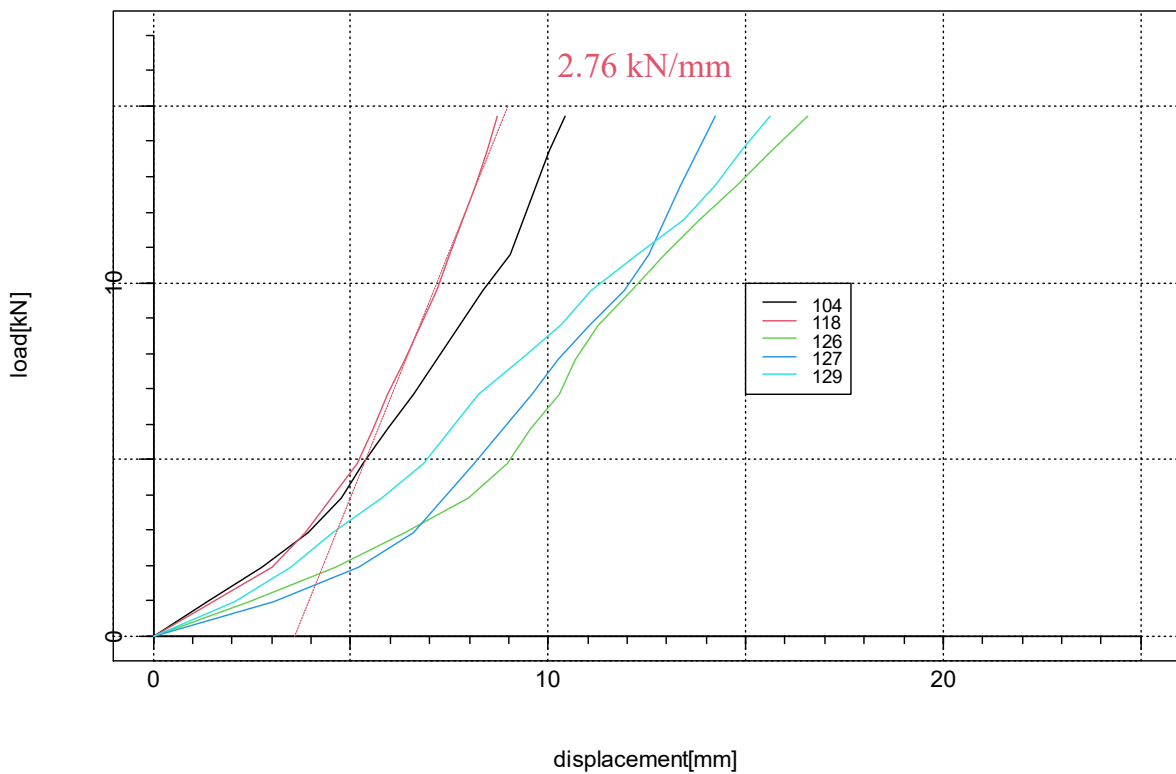
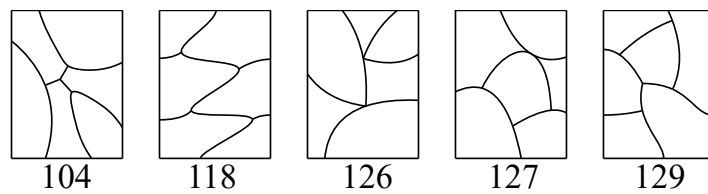


Fig.3.21 自由曲線模様形状群詳細解析結果

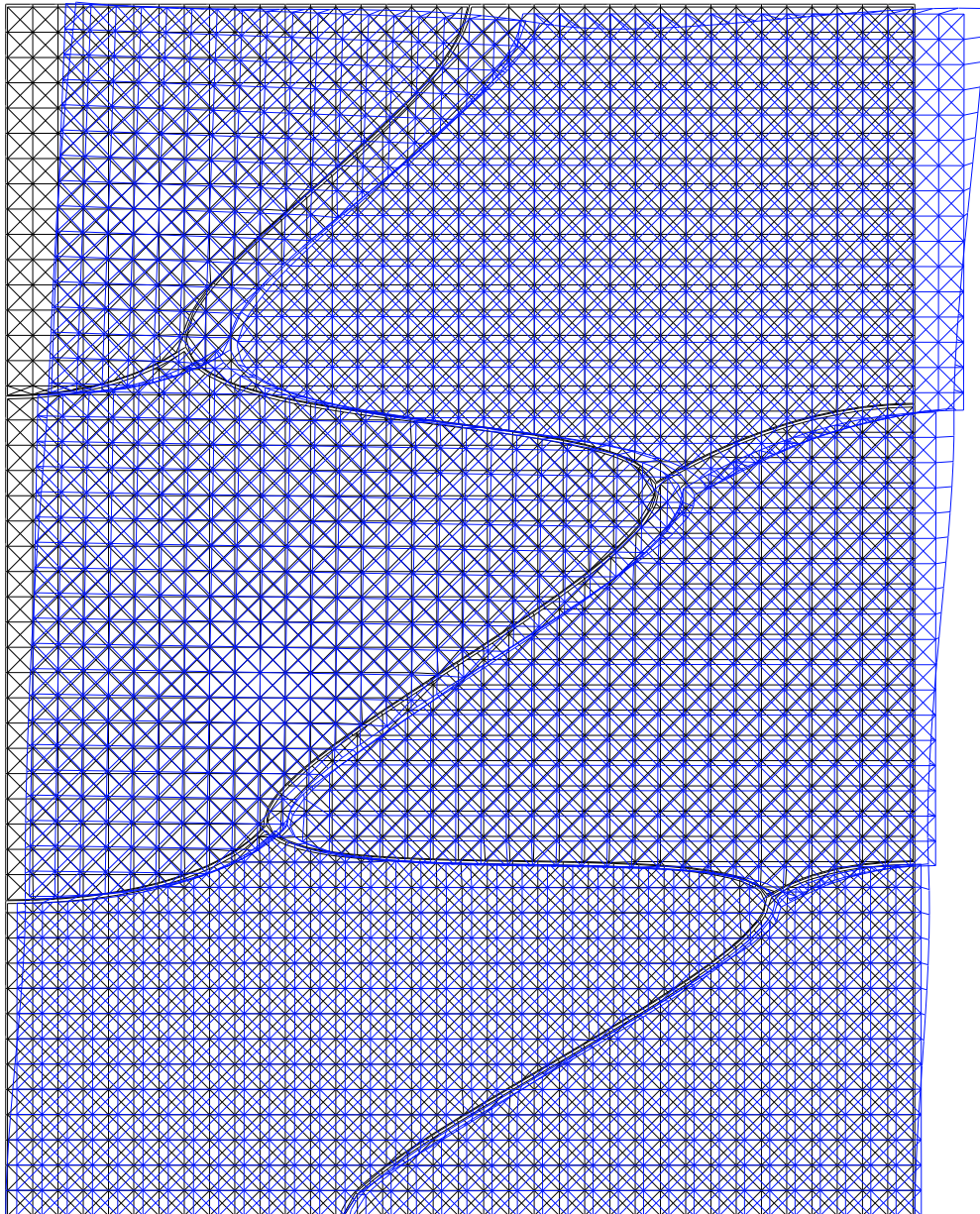


Fig.3.22 118 詳細解析モデル・変形図 (変位 10 倍)

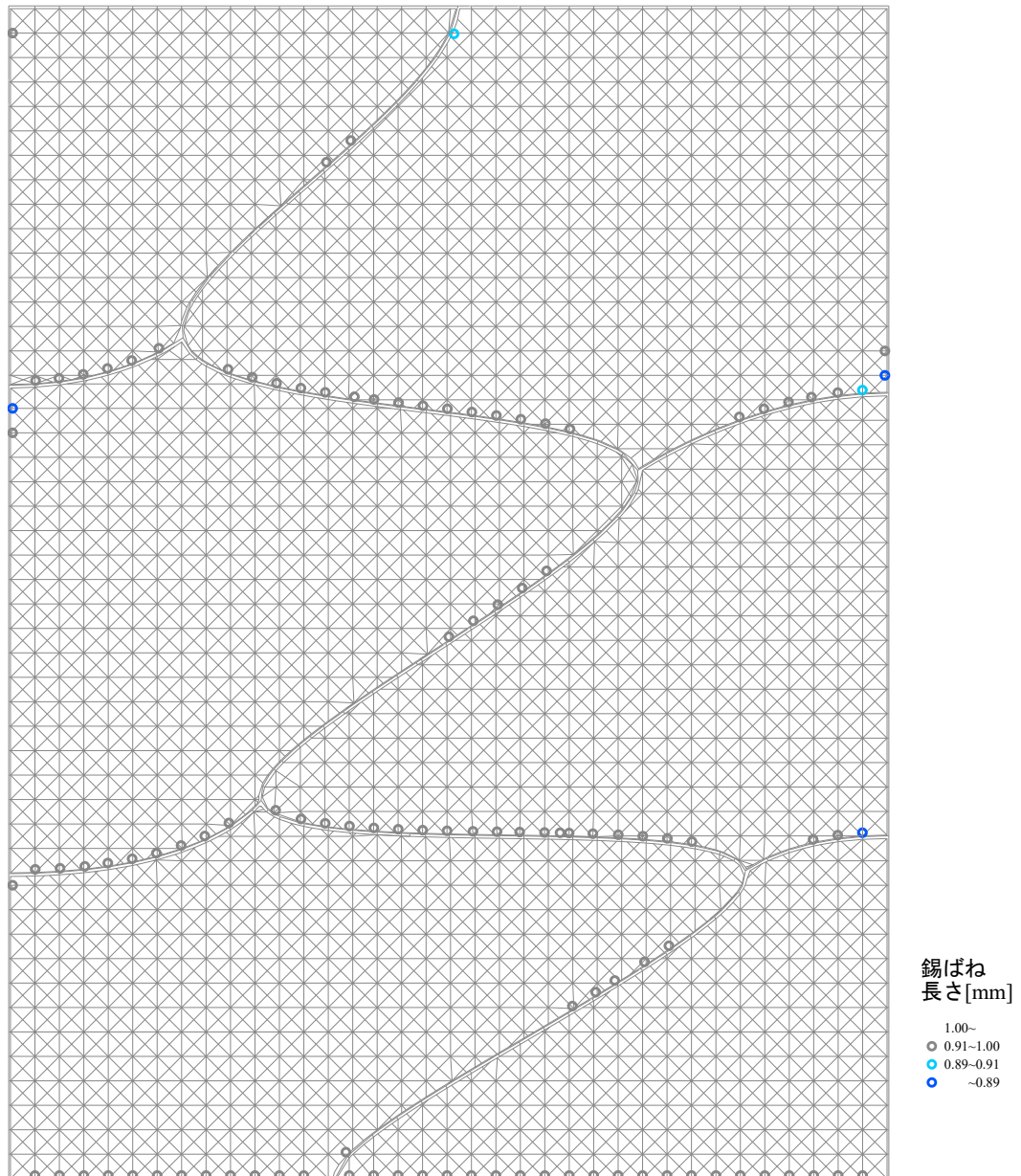


Fig.3.23 118 詳細解析圧縮錫ばね位置

3.3.5 うろこ型

うろこ型に分類される形状群の詳細解析結果を Fig.3.24 に示す。分類の中では 119 の初期剛性が最も高い。下向き凸な形状によって広範囲で錫が圧縮され、剛性が増加したと考えられる。形状の規則性を考慮して、より不規則に見える 120 を一体目の試験体形状とした。

120 の実験結果を Fig.3.25 に示す。正方向では実験結果で得られた初期剛性と良い対応は見られなかった。負方向では比較的近い値が得られた。

120 の解析モデルと変形図を Fig.3.26 に、圧縮錫ばねの位置図を Fig.3.27 に示す。

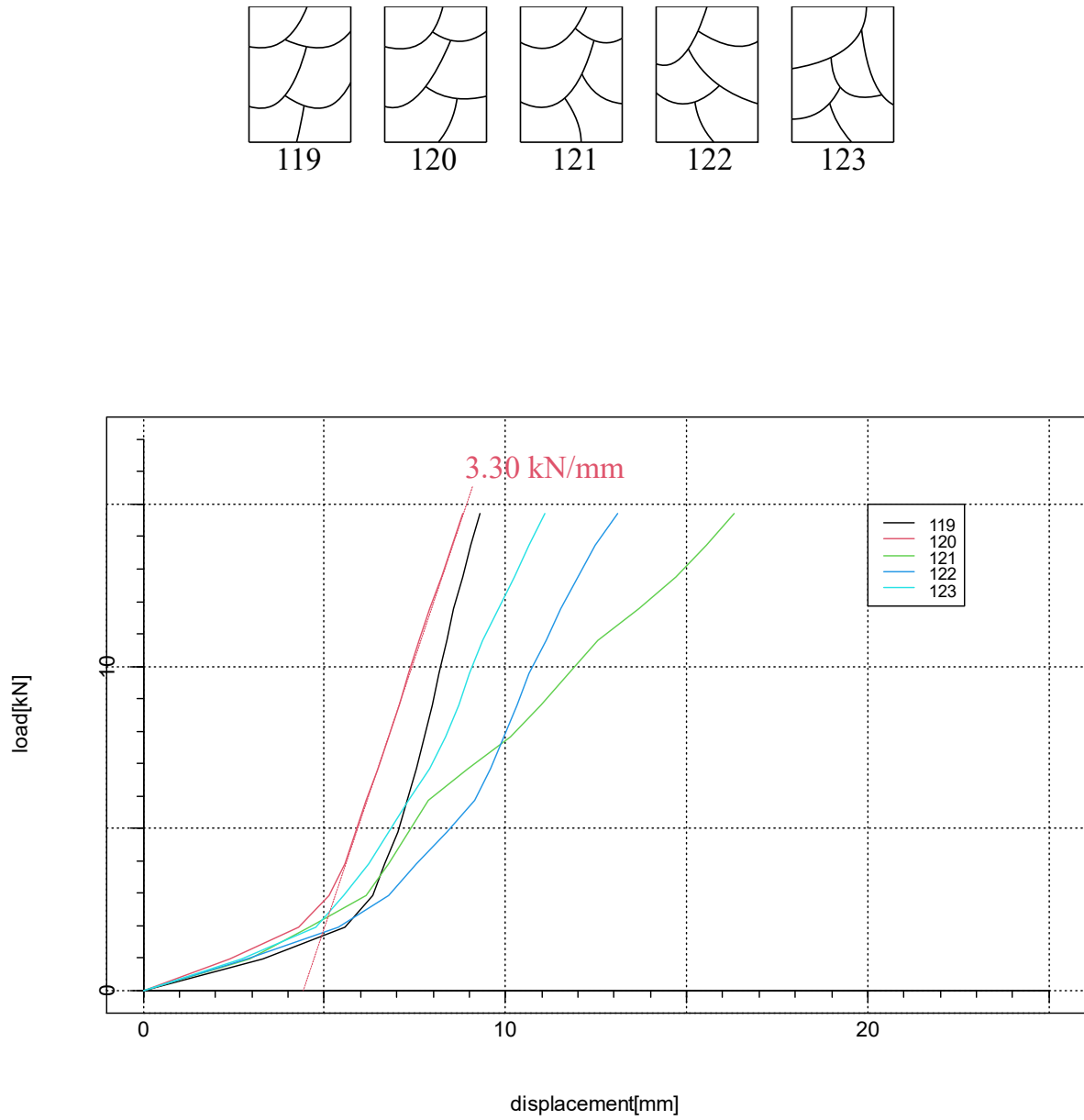


Fig.3.24 うろこ型形状群詳細解析結果

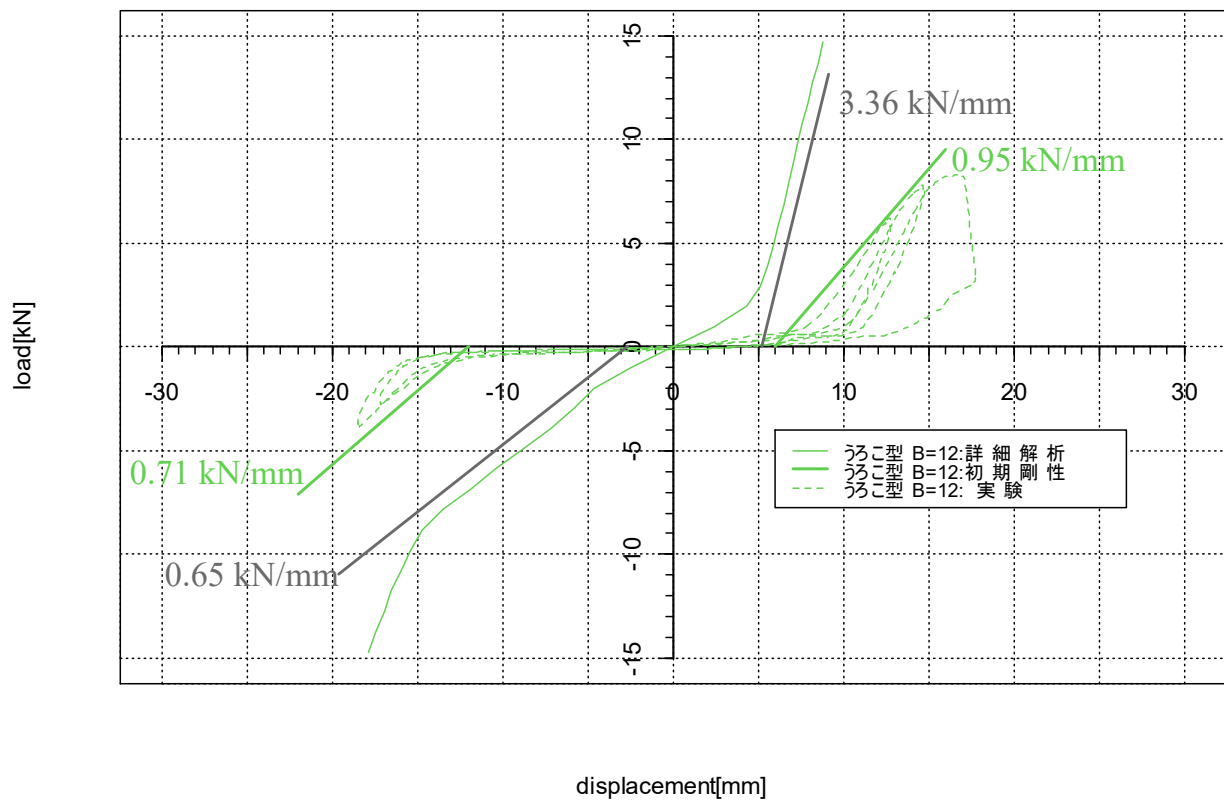


Fig.3.25 うろこ型詳細解析と実験結果

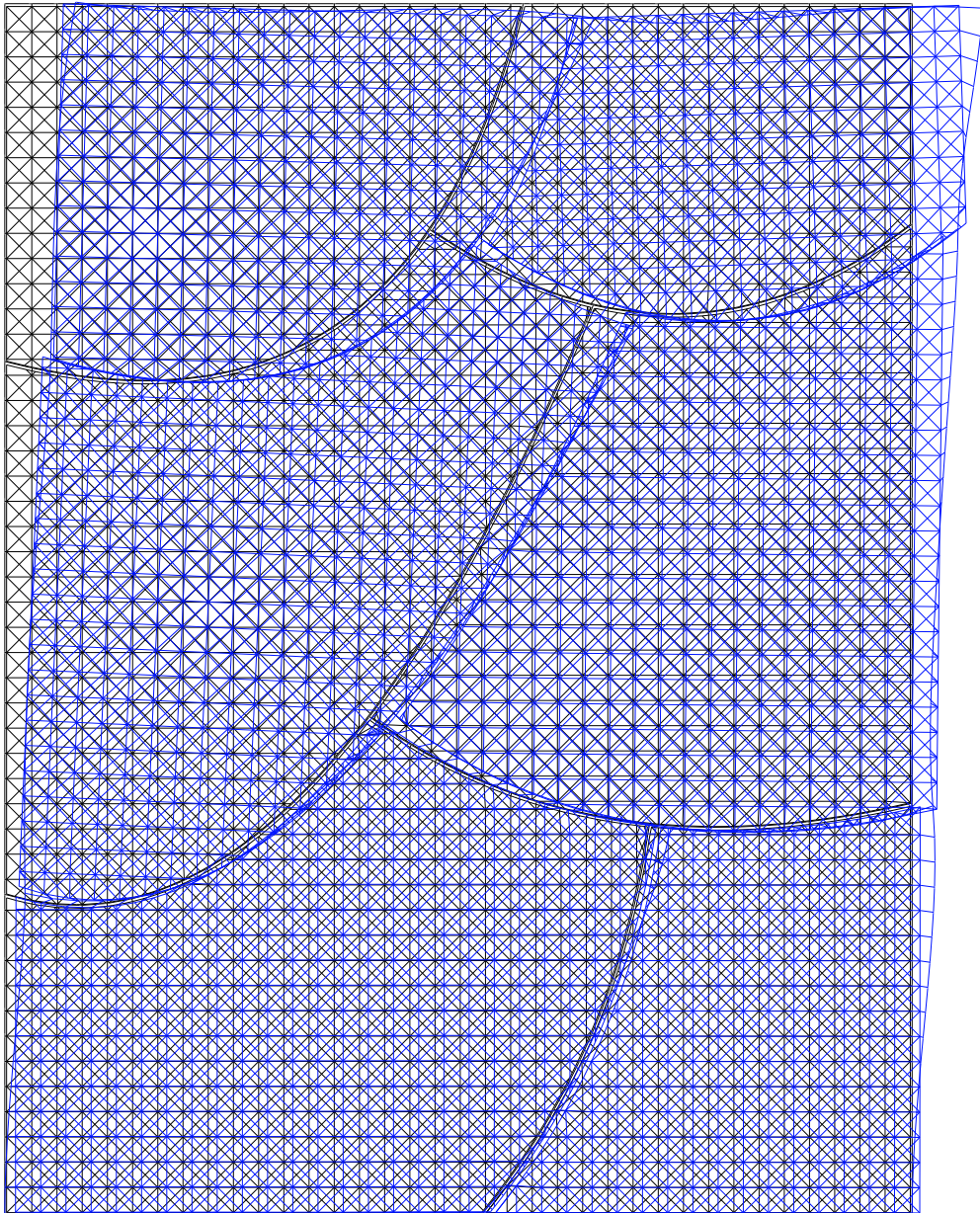


Fig.3.26 120 詳細解析モデル・変形図(変位 10 倍)

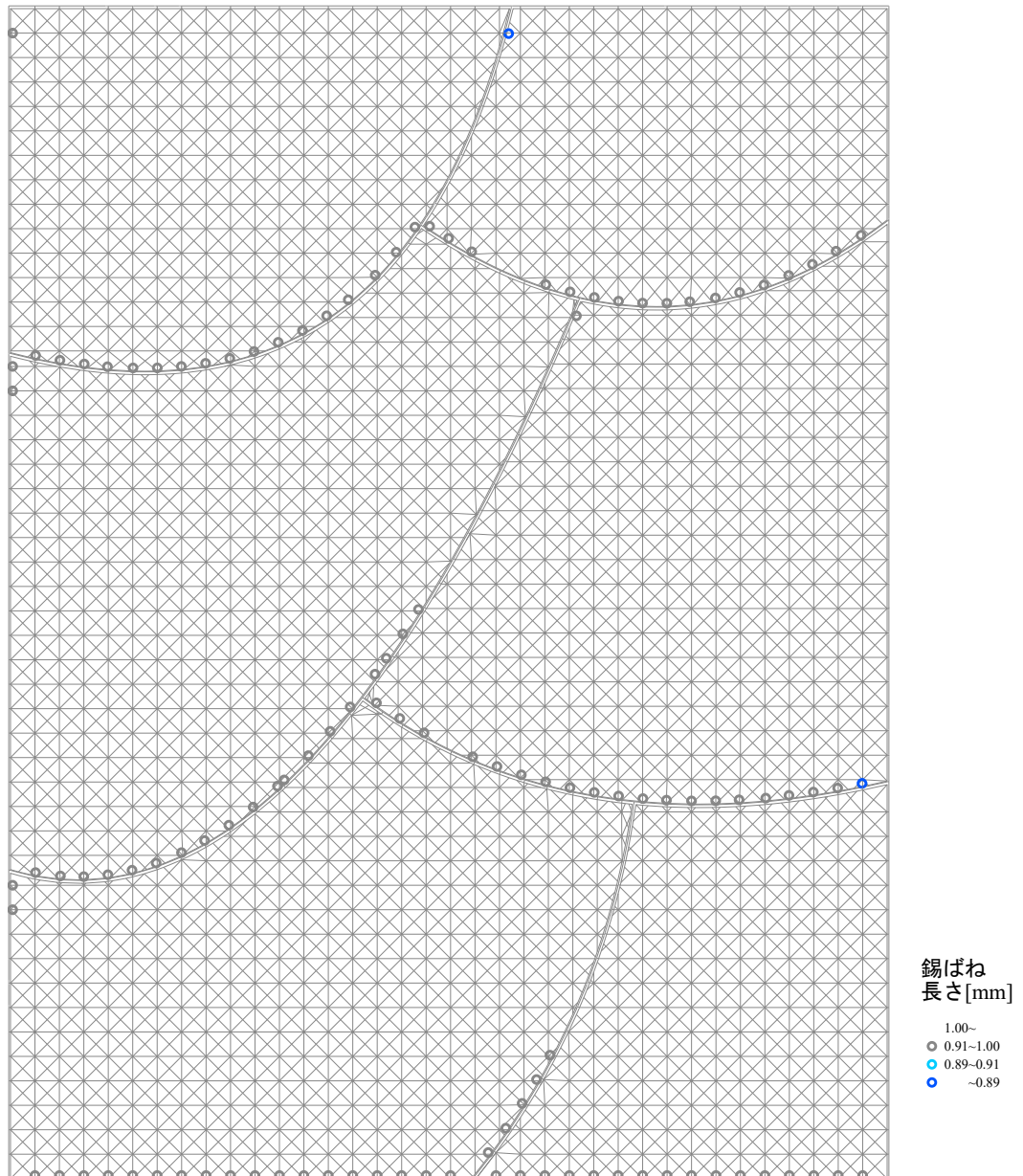


Fig.3.27 120 詳細解析圧縮錫ばね位置

実験後の観察から判明した錫板の圧縮範囲と、詳細解析の最終ステップ (水平荷重 14.7 kN) での圧縮状態の錫ばねの範囲を比較した Fig.3.28 を示す。

実験で観察された範囲と解析で示された範囲は、以下の点で同じ傾向を有することが分かった。

- ガラス上方の角部は、水平方向と鉛直方向にごく狭い範囲で圧縮痕ができる
- ガラス下方の角部は、水平方向は広い範囲で、鉛直方向はごく狭い範囲で圧縮痕ができる
- ガラス下方の曲線部分は広い範囲で圧縮痕が生じる

以上の分析から、詳細解析のうろこ型においては、骨組が変形してからガラスに接触し、ガラスが拘束される状態までは再現できていると考えられる。

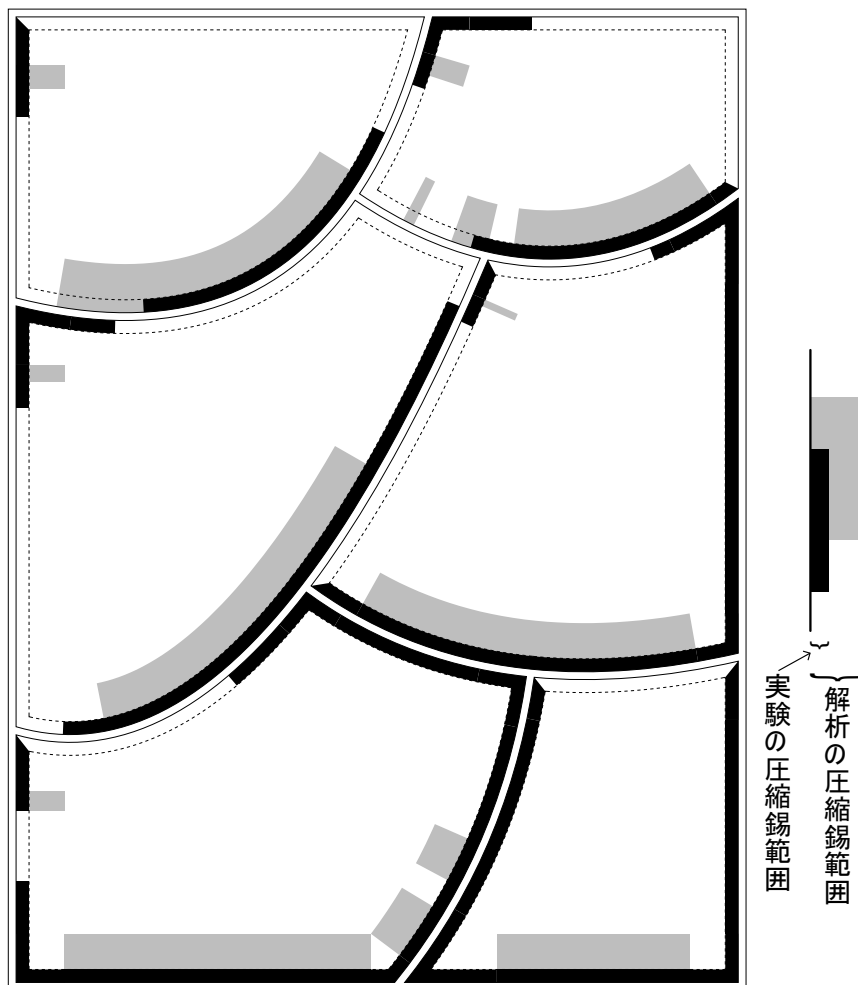


Fig.3.28 うろこ型の実験と詳細解析の錫板圧壊範囲の比較

3.3.6 曲線𠄎型

曲線𠄎型に分類される形状群の詳細解析結果を Fig.3.29 に示す。分類の中では 135 の初期剛性が最も高い。𠄎型のように互いにかみ合うような配置な上、S 字の曲線形状をしているため、断続的に広範囲で錫が圧縮され、剛性が増加したと考えられる。135 を二体目の試験体形状とした。

135 の実験結果を Fig.3.30 に示す。正方向では実験結果で得られた初期剛性と良い対応は見られなかった。負方向では比較的近い値が得られた。

135 の解析モデルと変形図を Fig.3.31 に、圧縮錫ばねの位置図を Fig.3.32 に示す。

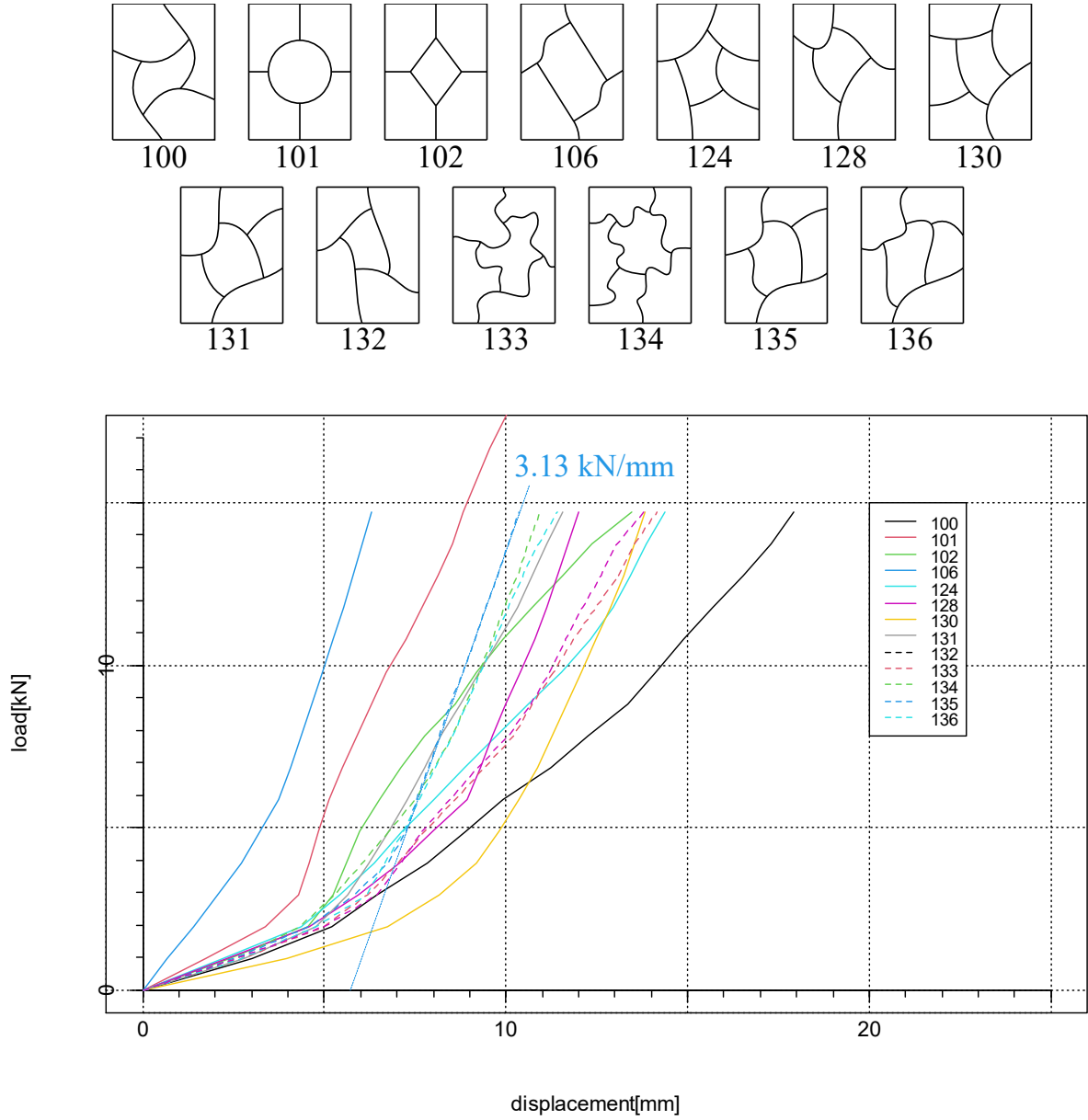


Fig.3.29 曲線C型形状群詳細解析結果

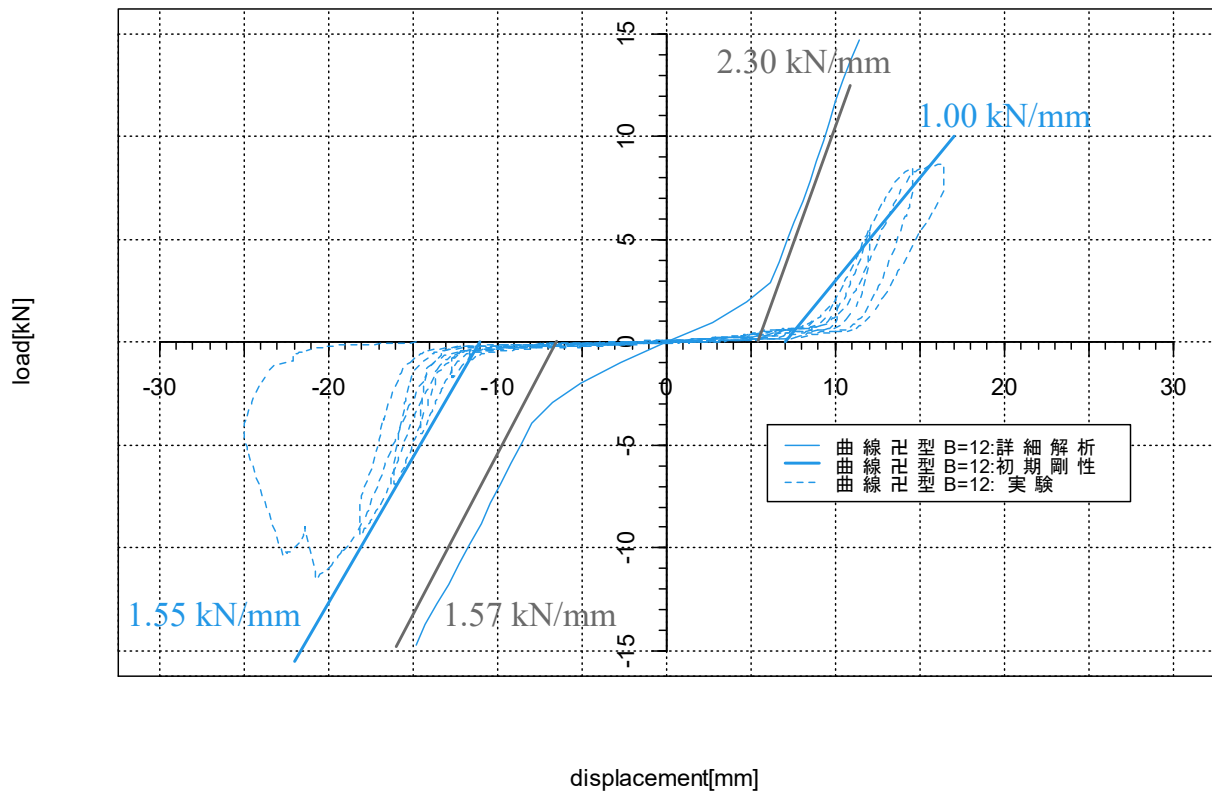


Fig.3.30 曲線C型詳細解析と実験結果

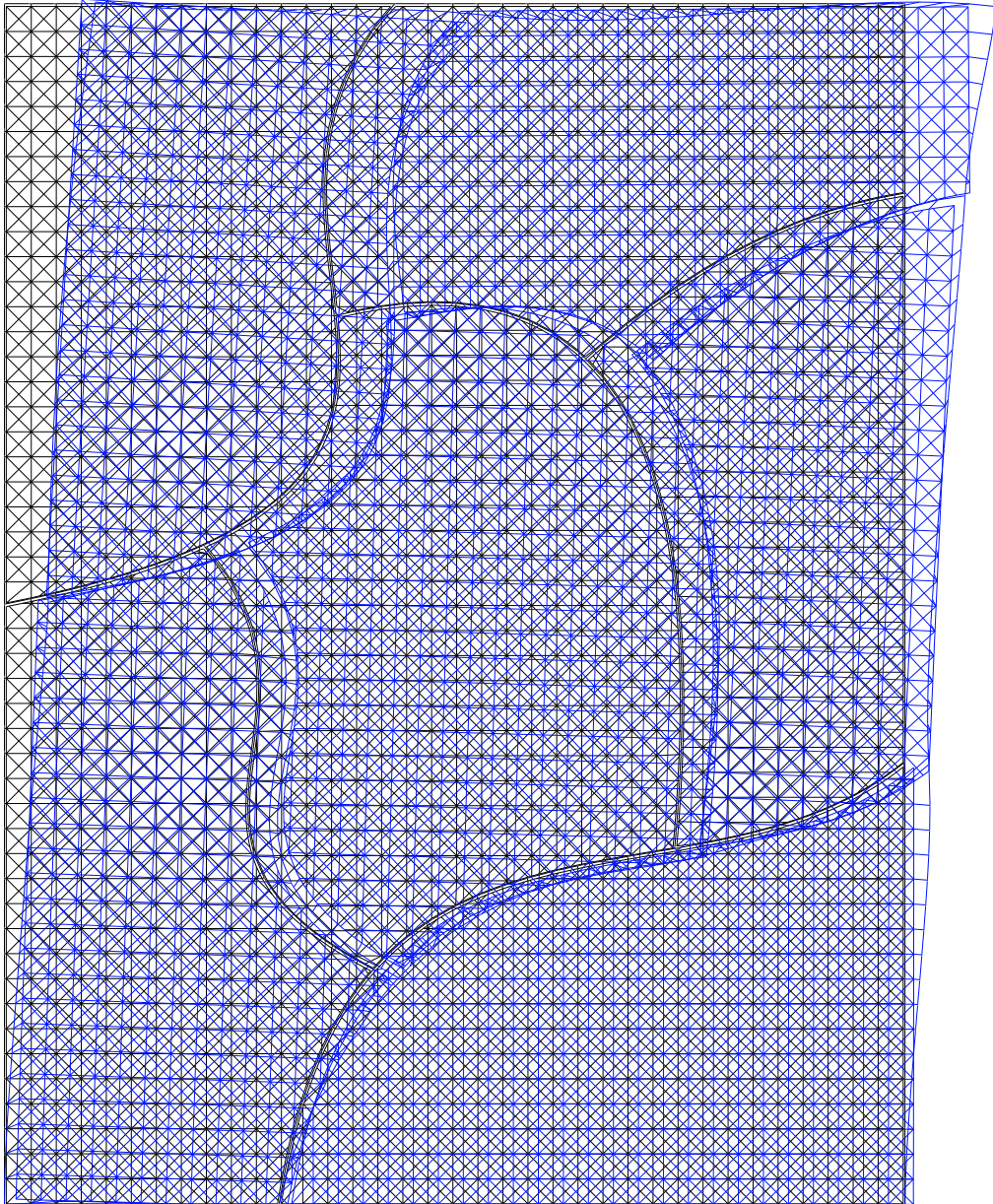


Fig.3.31 135 詳細解析モデル・変形図(変位 10 倍)

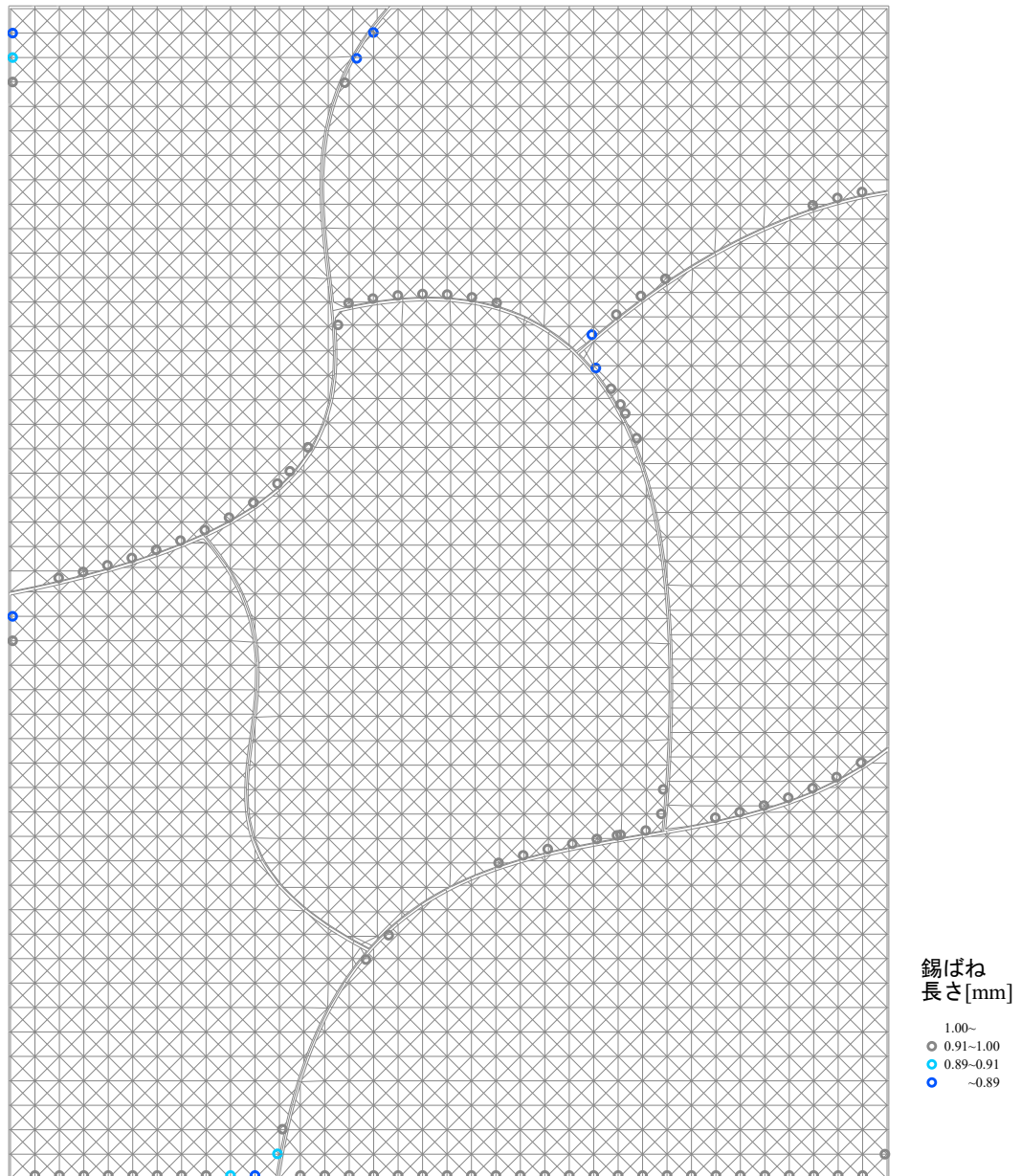


Fig.3.32 135 詳細解析圧縮錫ばね位置

実験後の観察から判明した錫板の圧縮範囲と、詳細解析の最終ステップ (水平荷重 14.7 kN) での圧縮状態の錫ばねの範囲を比較した Fig.3.33 を示す。

実験で観察された範囲と解析で示された範囲は、以下の点で同じ傾向を有することが分かった。

- ガラス上方の角部は、水平方向と鉛直方向にごく狭い範囲で圧縮痕ができる
- ガラス下方の角部は、水平方向は広い範囲で、鉛直方向はごく狭い範囲で圧縮痕ができる
- ガラスの S 字の曲線形状の部分は断続的な範囲で圧縮痕が生じる
- 骨組の突き当たり部分で圧縮痕が生じる

以上の分析から、詳細解析の曲線型においては、骨組が変形してからガラスに接触し、ガラスが拘束される状態までは再現できていると考えられる。

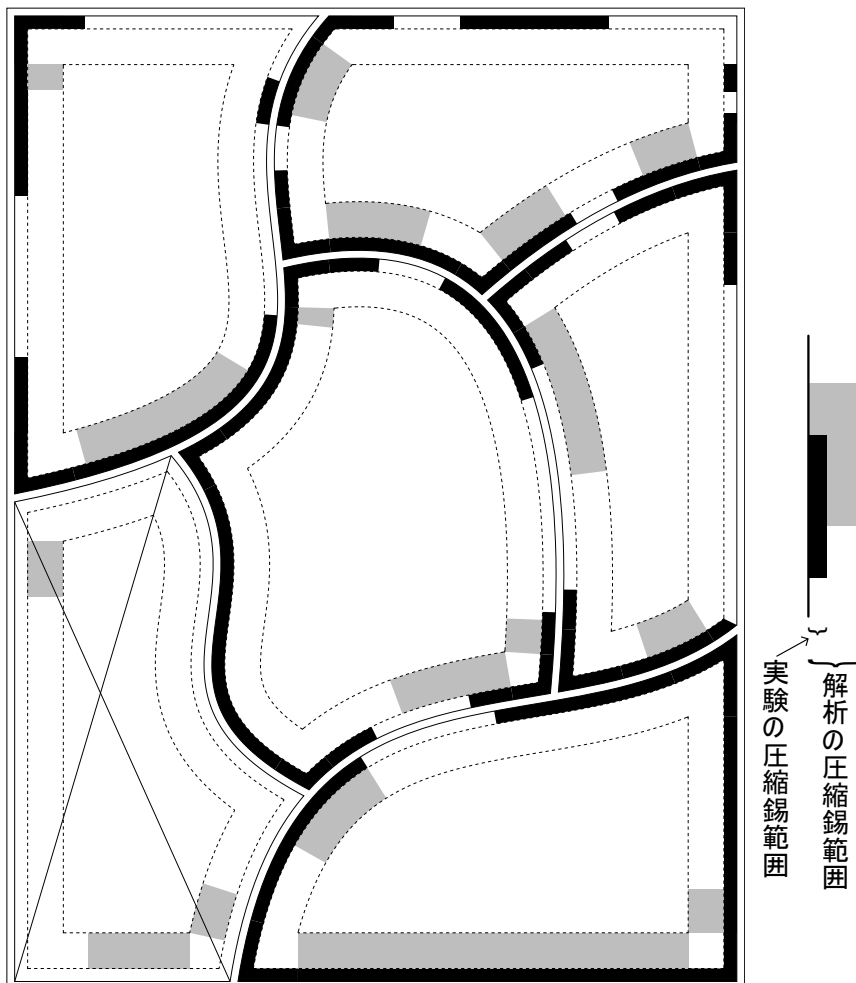


Fig.3.33 うろこ型の実験と詳細解析の錫板圧壊範囲の比較

3.3.7 ボロノイ型

ボロノイ型に分類される形状群の詳細解析結果を Fig.3.34 に示す。分類の中では 111 の初期剛性が最も高い。曲線を含む形状の中では 112 が最も高い。112 は直線に近い形状をしていることから、ボロノイ型では直線形状が剛性増加に有利であることが予想される。角が下に向いている場合、直線形状のほうが広範囲で錫が圧縮され、剛性が増加したと考えられる。

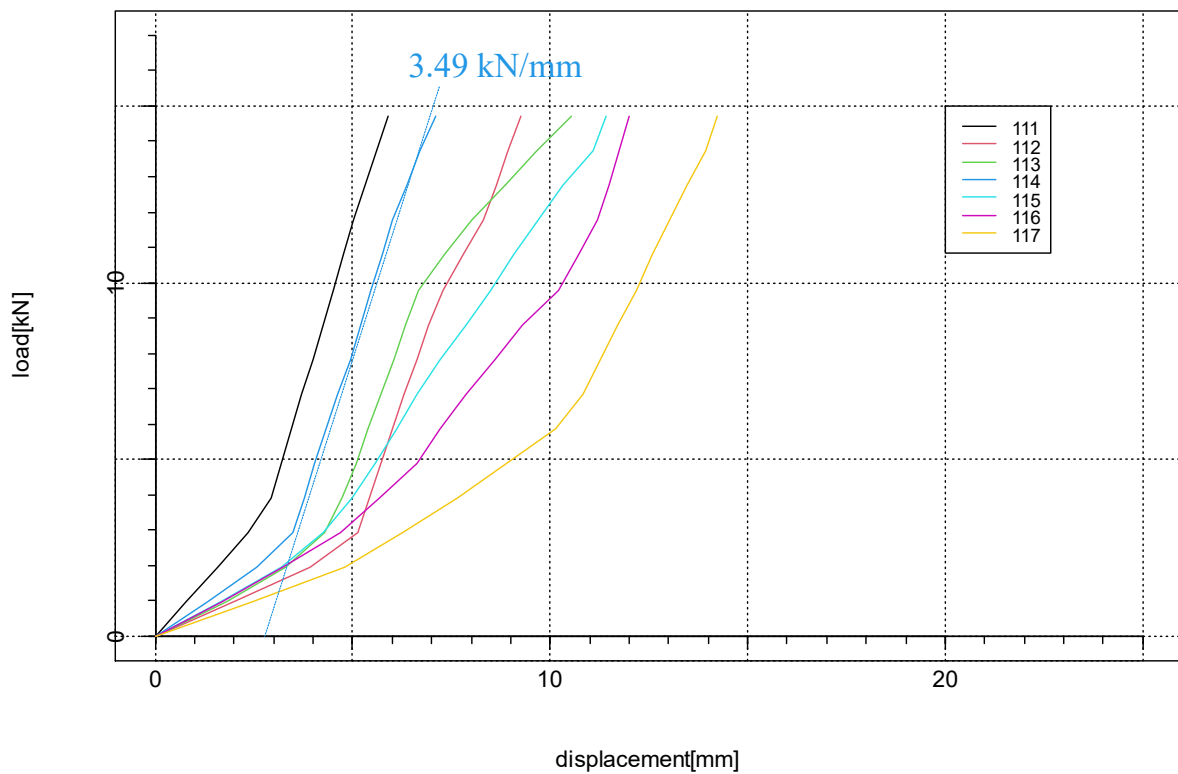
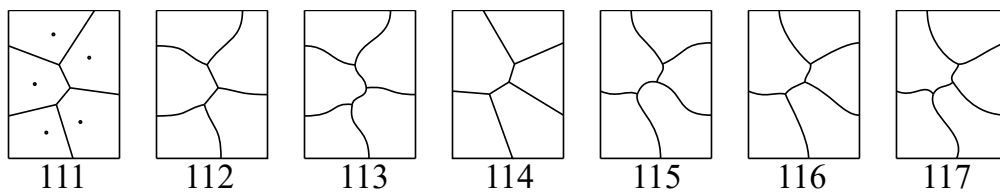


Fig.3.34 ボロノイ型形状群詳細解析結果

直線形状の 111 の解析モデルと変形図を Fig.3.35 に、圧縮錫ばねの位置図を Fig.3.36 に示す。また、曲線形状の 112 の解析モデルと変形図を Fig.3.37 に、圧縮錫ばねの位置図を Fig.3.38 に示す。両者の圧縮錫ばねの分布を比較すると、111 の方が広範囲であることが明らかである。

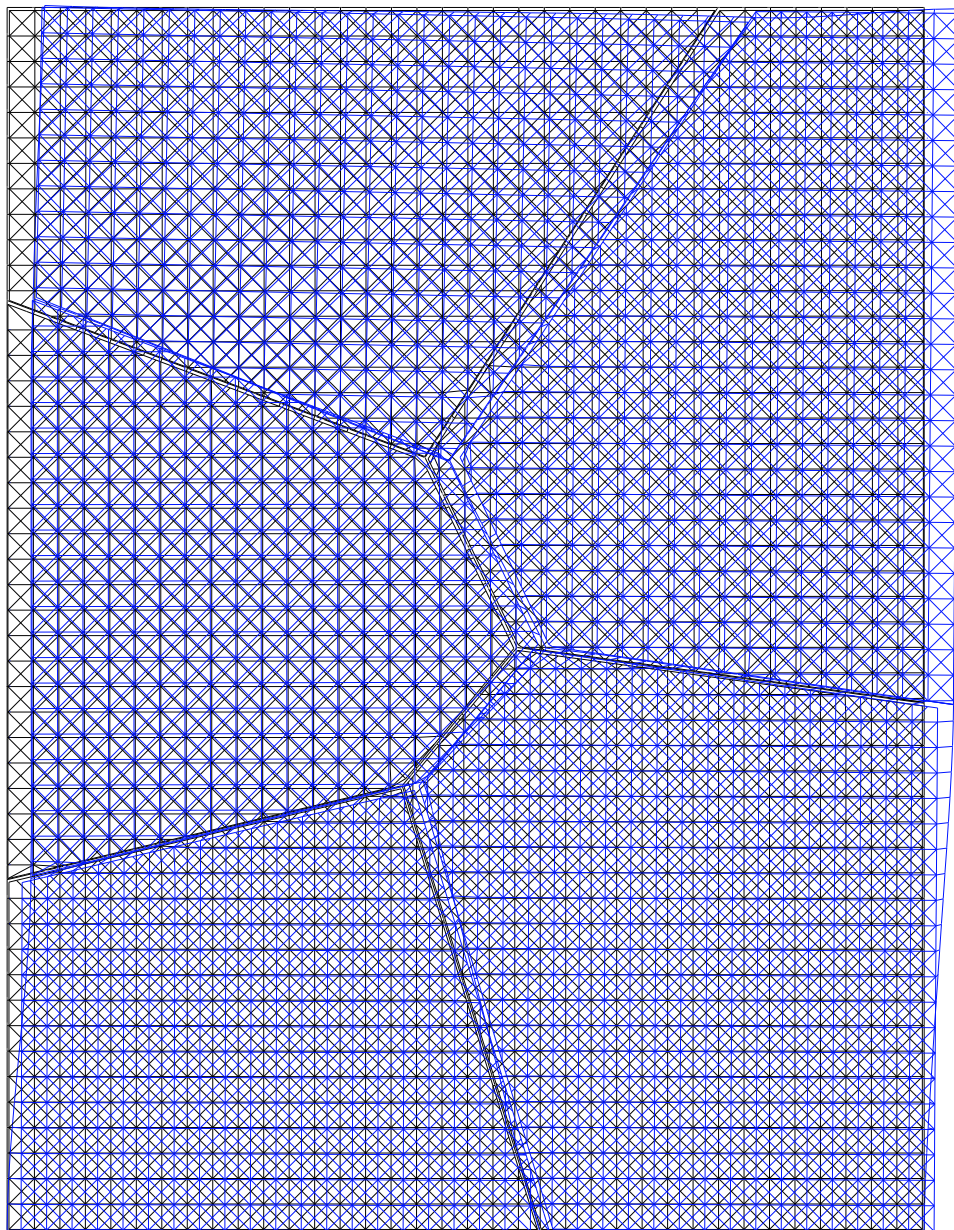


Fig.3.35 111 詳細解析モデル・変形図 (変位 10 倍)

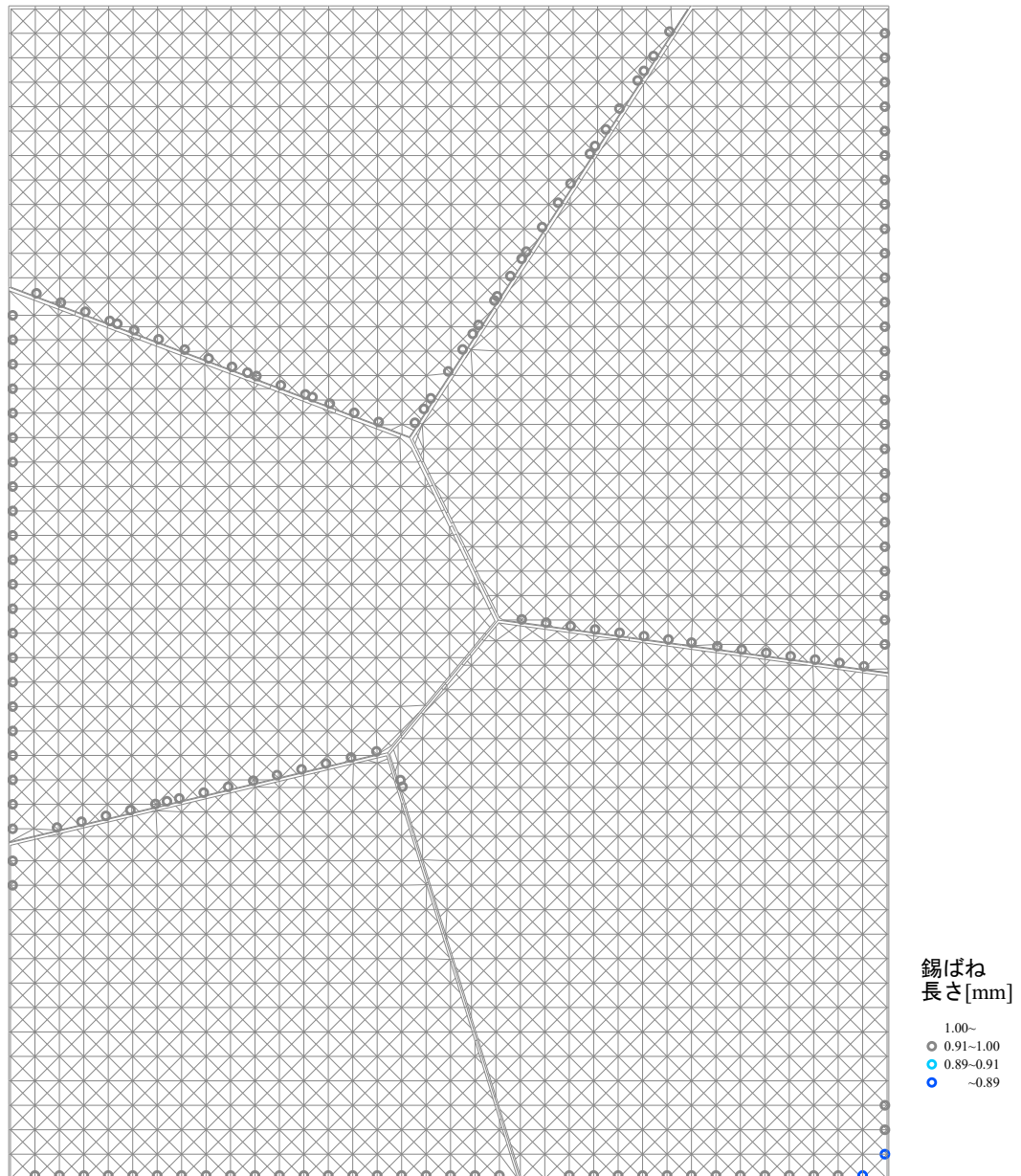


Fig.3.36 111 詳細解析圧縮錫ばね位置

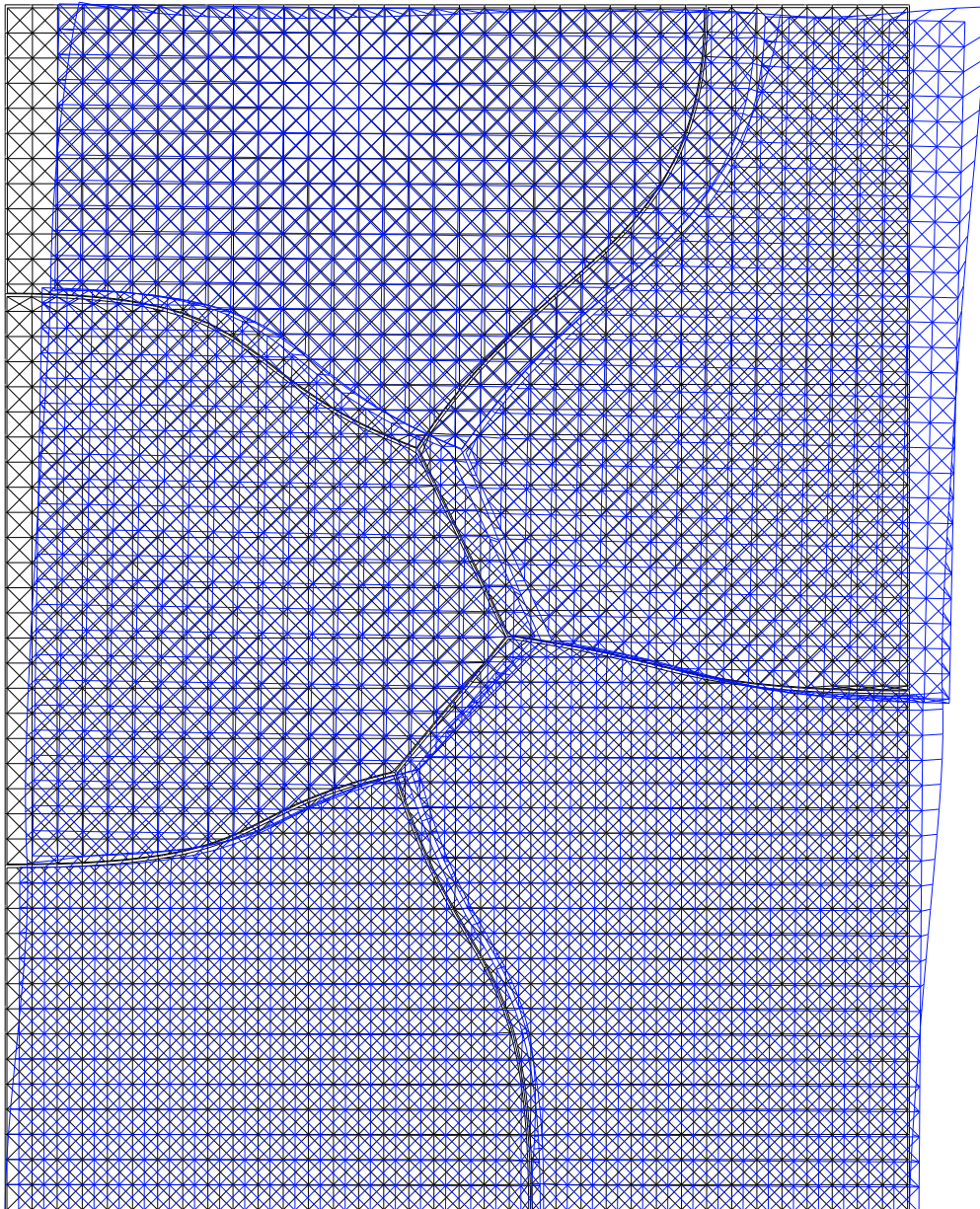


Fig.3.37 112 詳細解析モデル・変形図 (変位 10 倍)

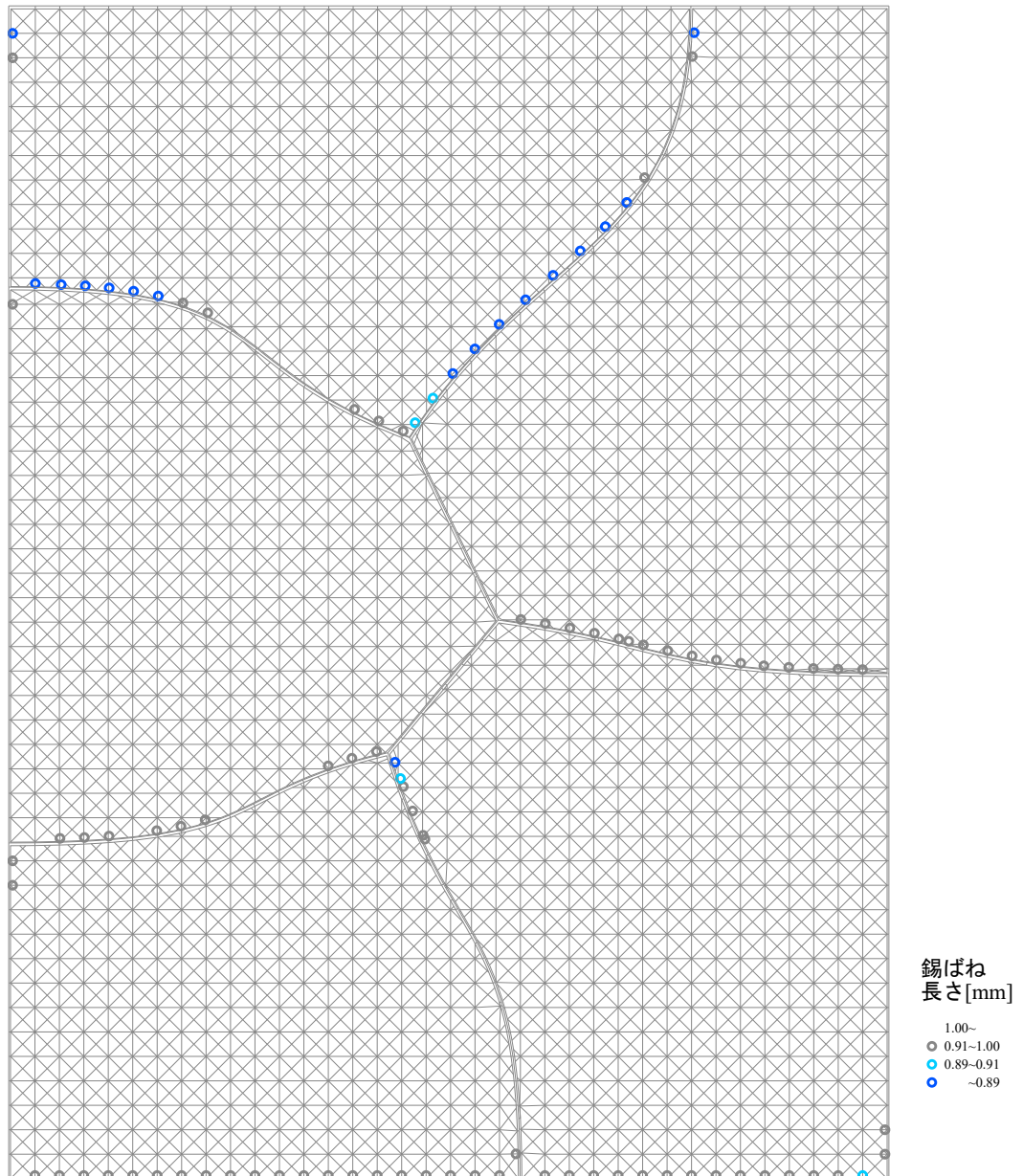


Fig.3.38 112 詳細解析圧縮錫ばね位置

3.4 結語

詳細解析を自由形状に適用し解析結果を分析したところ、解析において形状が力学的性状に与える影響の大きさが明らかになり、以下のような傾向が見られた。

- 幾何学的規則性の高い形状の場合、剛性が極端に低くなる場合がある
- 圧縮される錫ばねが広範囲であるほど、剛性は高くなる傾向がある
- うろこ型では、圧縮される錫の範囲が連続的になる
- 曲線𠃉型では、圧縮される錫の範囲が断続的になる
- ボロノイ型では、直線のみ形状のほうが錫ばねが広範囲で圧縮され剛性は高くなる

Fig.3.9 で直線幾何学模様と分類した形状群の分析により、幾何学的に規則正しい形状の場合、初期剛性が大幅に下がる傾向が確認された。自由形状の不規則で複雑な形状の特性が剛性を高める効果をもつことを示唆していると言える。

また、圧縮される錫ばねが広範囲であるほど初期剛性が高めの値になることは、いずれの形状群の分析において言及された特徴である。

うろこ型と曲線𠃉型の圧縮される錫ばねの範囲の特徴は、2.4.3 小節と 2.4.6 小節で述べた実験結果の特徴とよく一致している。このことから、錫板の圧縮について詳細解析は一定の再現性を有していると評価できる。

ボロノイ型では、曲線を形状に取り入れるよりも直線の形状のままの方が初期剛性が高くなる傾向があることが明らかになった。うろこ型と曲線𠃉型は、𠃉型と比較して解析でも実験でも初期剛性が高くなることが示されたが、曲線を形状に取り入れることが必ずしも初期剛性の増加に寄与しない可能性があることには留意すべきである。

一方、解析結果を𠃉型、くも型の既往実験、第2章で述べたうろこ型、曲線𠃉型の実験結果と比較したところ、次のように分析された。

𠃉型では初期剛性が実験結果によく一致するものの、くも型、うろこ型、曲線𠃉型では実験結果より高めに評価されたことから、詳細解析では自由形状の初期剛性の再現に課題がある。しかしながら、くも型、うろこ型、曲線𠃉型の初期剛性が𠃉型より高いことは詳細解析によって示せた。また、上でも言及した通り、うろこ型と曲線𠃉型の錫板の圧縮範囲について一定の再現性があることが示された。以上の事柄を考慮すれば、詳細解析には改善の余地があるものの、一定の再現性を有していると評価される。

第 4 章

初期剛性再現モデルの提案

この章では、既往研究 [7] で提案されたガラスをブレース材に置換するモデル化手法 (以下、簡易モデル) の検討を行い、新たなモデル化手法 (以下、提案モデル) を提案する。

第 1 節では、提案するモデル化手法を簡易モデルと比較しながら述べる。

第 2 節では、提案するモデル化手法の効果を対照解析によって明らかにし、妥当性を検証する。

第 3 節では、解析結果を分析する。

第 4 節では、結語として本章をまとめる。

4.1 モデル化手法

4.1.1 ガラス

提案モデルのガラスのブレース置換手法は、Fig.4.1-a に示すように、置換するブレース材を長対角線とするひし形の範囲を力学的に有効な範囲として扱う。ひし形の有効範囲のガラスをブレース材の材軸方向について等価な線材に置換する。有効範囲のひし形の内角のうち、鋭角な方の半角を θ 、ブレース材の長さ l 、ガラスの隅切長さ a とすると、有効範囲を Fig.4.1-b のように分割した微小領域の軸方向のばね定数 dK は式 (4.2) で表される (Fig.4.1-c)。

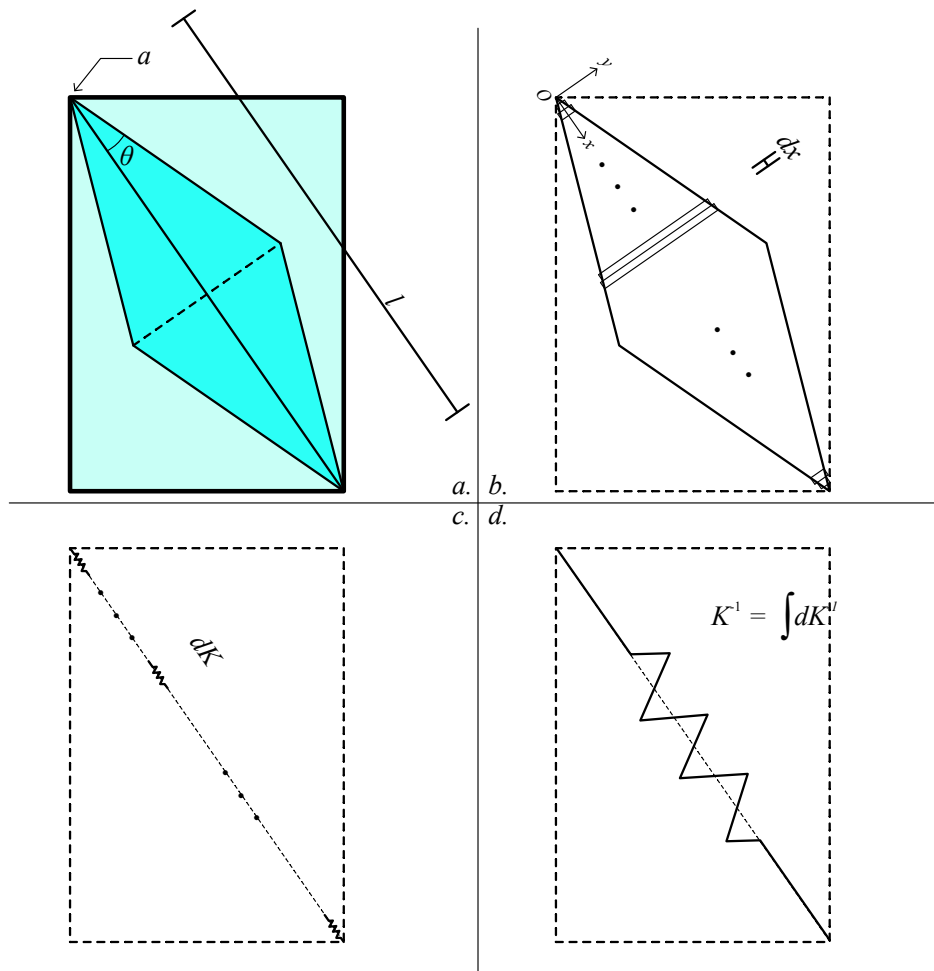


Fig.4.1 提案モデルのブレース置換法

$$dK = \frac{Eyt}{dx} \quad (4.1)$$

$$= \begin{cases} \frac{2Et \tan \theta x}{dx} & (a < x < l/2) \\ \frac{2Et \tan \theta (l-x)}{dx} & (l/2 \leq x < l-a) \end{cases} \quad (4.2)$$

K : ばね定数 [kN/mm]

t : ガラス厚さ [mm]

θ : ひし形の内角 (鋭角) の半角 [rad]

l : ブレース長さ [mm]

a : ガラスの隅切長さ [mm]

$a < x < l-a$ で積分すると,

$$\begin{aligned} K^{-1} &= \int_a^{l-a} (dK)^{-1} \\ &= 2 \int_a^{l/2} \frac{dx}{2Et \tan \theta x} \\ &= \frac{1}{Et \tan \theta} \int_a^{l/2} \frac{dx}{x} \\ &= \frac{1}{Et \tan \theta} \left(\log \frac{l}{2} - \log a \right) \end{aligned}$$

すなわち, ブレース材のばね定数 K は (Fig.4.1-d),

$$K = \left[\frac{1}{Et \tan \theta} \left(\log \frac{l}{2} - \log a \right) \right]^{-1} \quad (4.3)$$

これを線材モデルに置換する. ばね定数 K は $K = \frac{EA}{L}$ で表されるので, ガラスのヤング率 $E = 71.05$ [kN/mm²], 線材長さ L [mm] を既知とすると, 線材の断面積 A は, $A = \frac{KL}{E}$ で算出できる.

一方、簡易モデルのガラスのブレース置換手法は、Fig.4.2-a に示すように、置換するブレース材をもとに角の二等分線でガラスを分割して有効範囲を決定する。有効範囲を、面積が等しい幅が均一でブレース材の長さを持つ長方形部材に置換する (Fig.4.2-b).

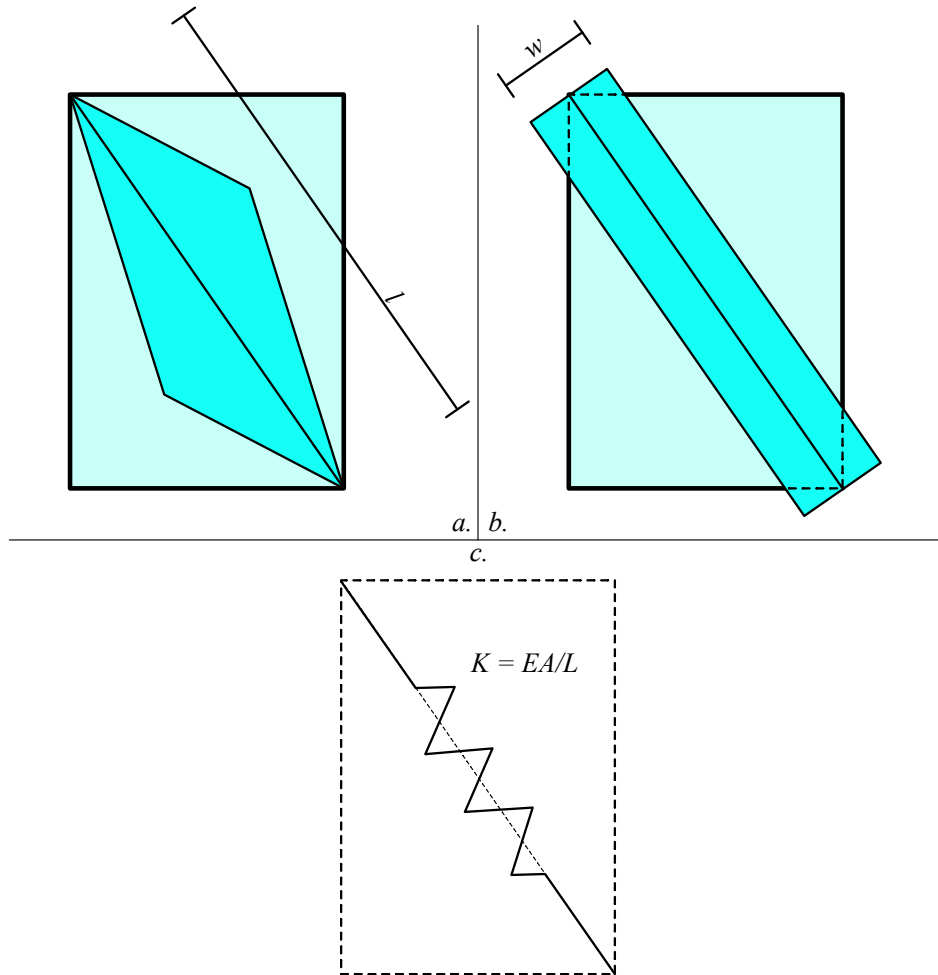


Fig.4.2 簡易モデルのブレース置換法

既往研究 [5] で実験と検証が行われた小型試験体を例に，それぞれの手法でガラスをブレース置換した場合の剛性値を計算する．小型試験体のモデル寸法は Fig.4.3 に示すとおりである．

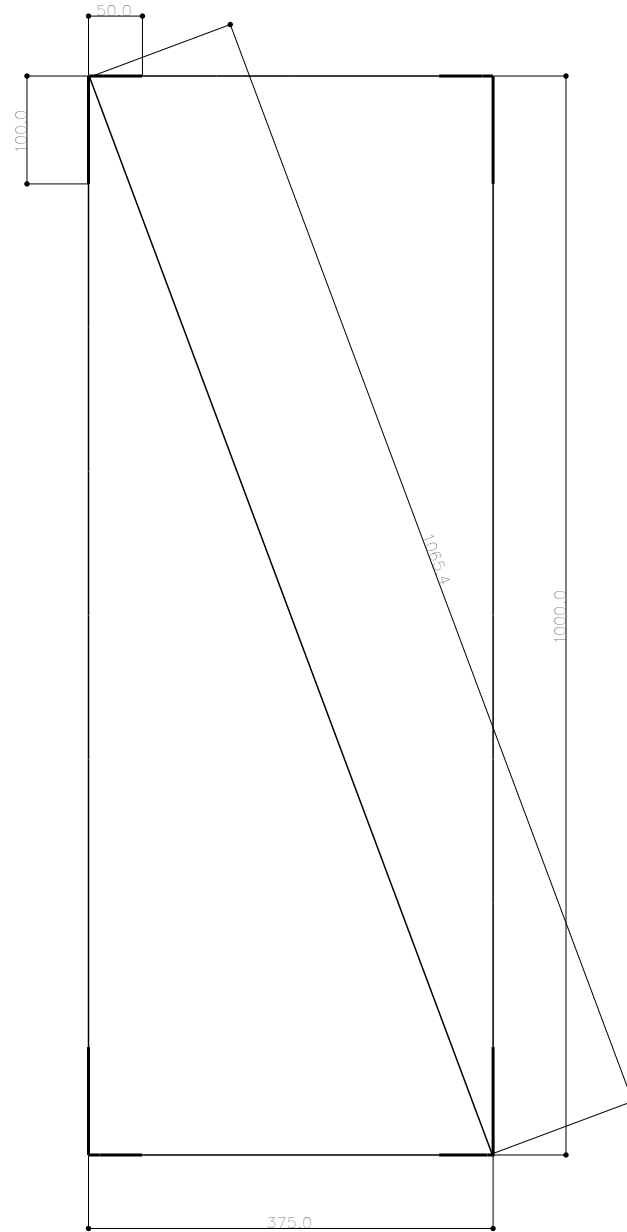


Fig.4.3 小型試験体簡易モデル詳細図

提案モデルでガラスの剛性を評価する。ガラスのヤング率 $E = 71.05$ [kN/mm²], モデル寸法に基づきブレース長さ $L = 1065.4$ [mm], ガラスの隅切長さ $t = 5.0$ [mm] である。また, 既往研究 [16] に基づきひし形の内角の半角 $\theta = \arctan \frac{1}{3}$ [rad] とする。式 (4.3) より,

$$K = \left[\frac{1}{71.05 \cdot 8.0 \cdot \frac{1}{3}} \left(\log \frac{1065.4}{2} - \log 5 \right) \right]^{-1} = 40.58 \quad (4.4)$$

次に簡易モデルでガラスの剛性を評価する。有効範囲の面積は,

$$Area = 1065.4 \cdot \left\{ \frac{375.0 \cdot 1000.0}{2} \div (375.0 + 1000.0 + 1065.4) \cdot 2 \right\} = 1637 \cdot 10^2 \quad (4.5)$$

長方形の幅 w は,

$$w = \frac{Area}{L} = 153 \quad (4.6)$$

よって, 断面積は $A = w \cdot t = 1224$ 。ばねモデルに置換すると,

$$K = \frac{EA}{L} = 81.62 \quad (4.7)$$

以上の結果を Table4.1 にまとめて示す。簡易モデルの手法に比べ, 提案モデルの手法ではガラスの剛性を2倍ほど小さく見積もっていることがわかる。

Table4.1 ガラスのブレース置換法

解析モデル	ブレースばね剛性 [kN/mm]
簡易モデル	81.62
提案モデル	40.58

4.1.2 錫板

錫板のモデル化は 3.1.3 小節で述べた手法を採る。ただし，ガラスの角部に位置する錫ばね（以下，角錫ばねと呼称する。特に区別する場合，角錫ばねではない錫ばねは平面錫ばねと呼称する）については，錫ばねの有効範囲を 1/2 倍にして剛性値を算出する。これは，Fig.4.4-a に示す圧潰面積が一定の条件ではねモデルを置換すると，ガラス角部においては同じ力学条件で鉛直変位が 1/2 倍になってしまうことを避けるためである。圧潰面積が一定とは，すなわち弾性エネルギーが一定と言い換えられるが，本解析の目的は初期剛性の再現にあるため，角部においては Fig.4.4-b に示す変位一定の条件で角錫ばねをモデル化する。

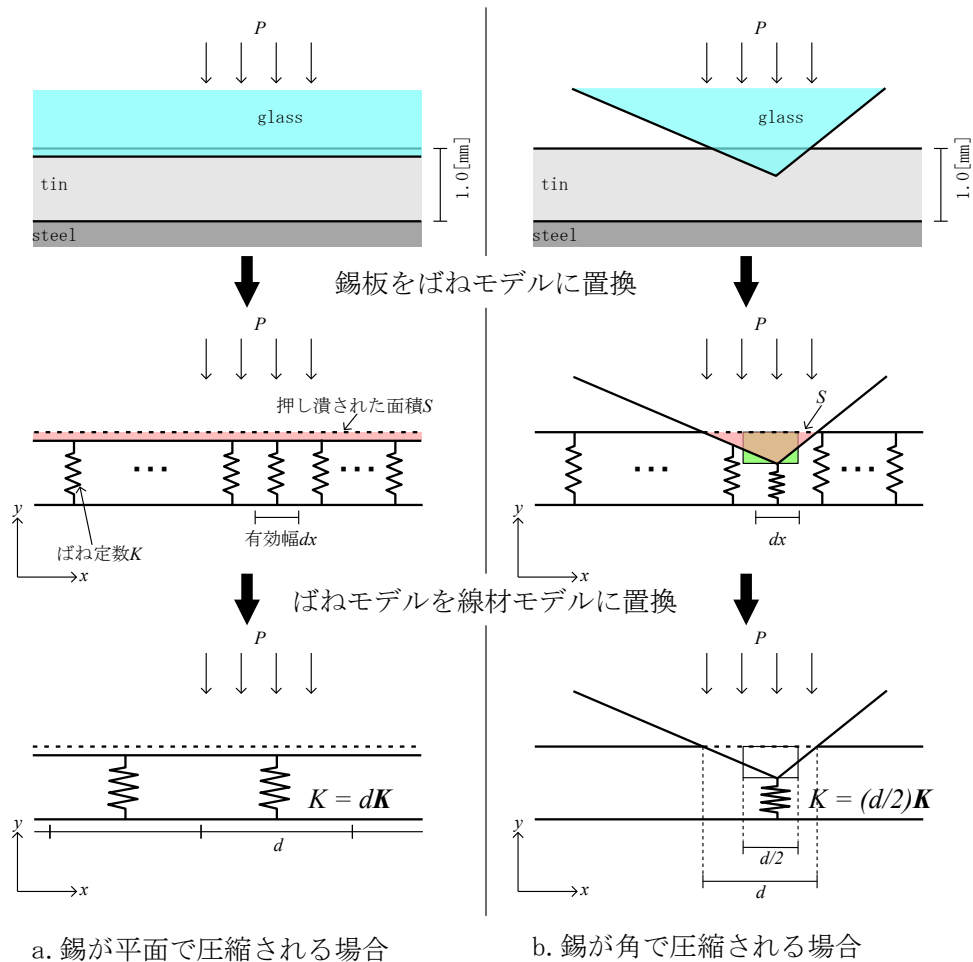


Fig.4.4 錫ばねの有効範囲

4.1.3 取付プレート

試験体には Fig.4.5-a に示すように固定用・载荷用にボルト穴の開いたプレートが上下に取り付けられている。実際に固定，载荷されている位置は，それぞれ下側上側の取付プレートのボルト穴である。簡易解析の荷重条件・支持条件は Fig.4.5-b であるが，本解析では取付プレートを Fig.4.5-c のようにモデル化することで，Fig.4.5-d のような荷重条件・支持条件とした。

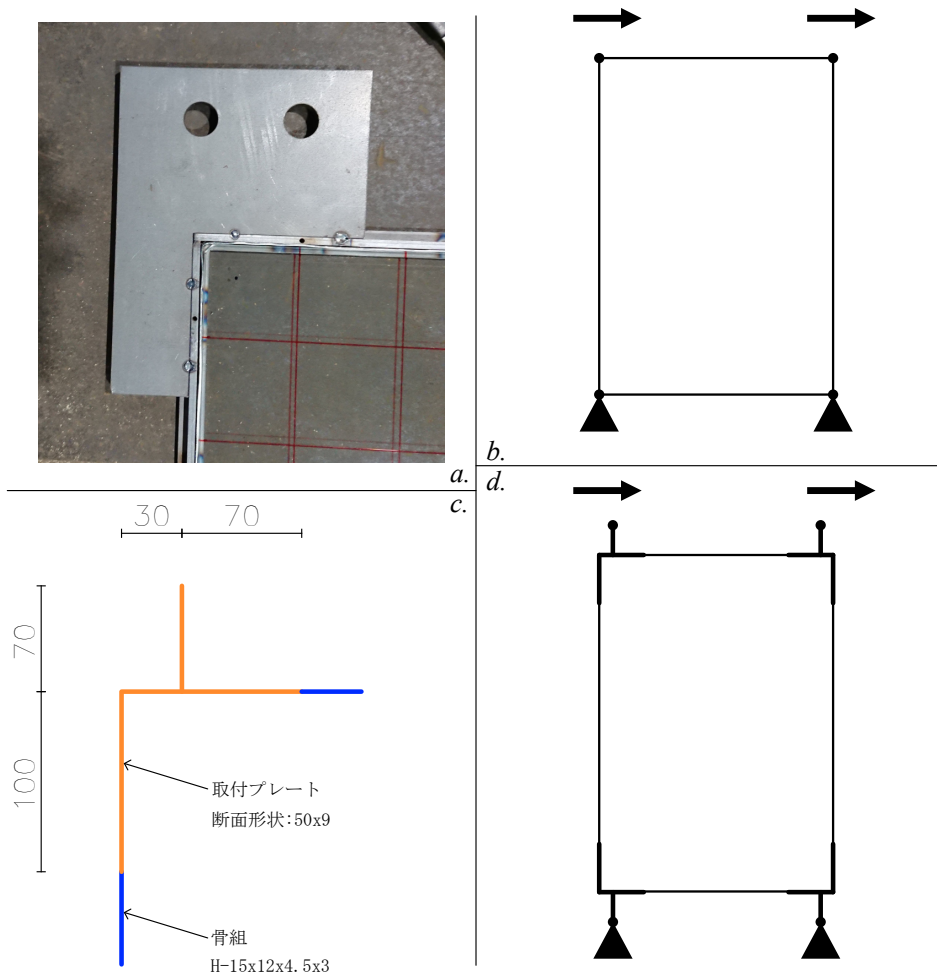


Fig.4.5 プレートのモデル化

4.2 検証

4.1 節で提案した項目について、解析結果で得られる初期剛性にどのような影響を与えるのかを分析し、検証する。なお、既往研究 [7] による簡易モデルの解析結果は実験結果に比べて 4 倍以上初期剛性が高いことから、各項目が初期剛性へ与える影響は低減させるものが望ましいものとする。解析モデルは既往研究 [5] で実験と検証が行われた小型試験体を例として作成した。解析諸元を Table4.2 に示す。なお、解析手法は線形弾性解析とし、支持条件・荷重条件は Fig.4.6-a,b に示すとおりである。また、初期剛性は与えた水平荷重を骨組の上部二か所の角部の水平変位の平均で除すことで算出した。

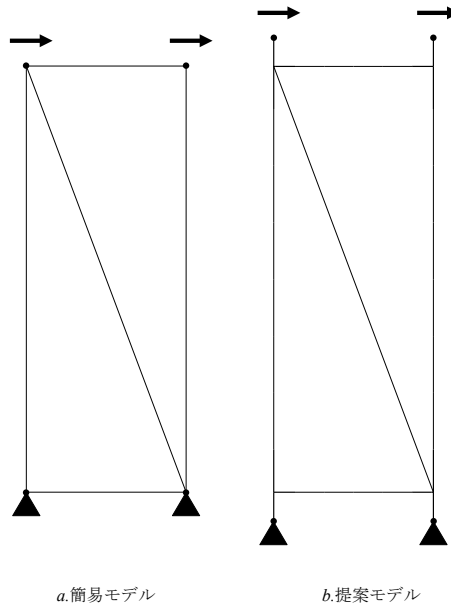


Fig.4.6 荷重条件・支持条件

Table4.2 簡易解析諸元

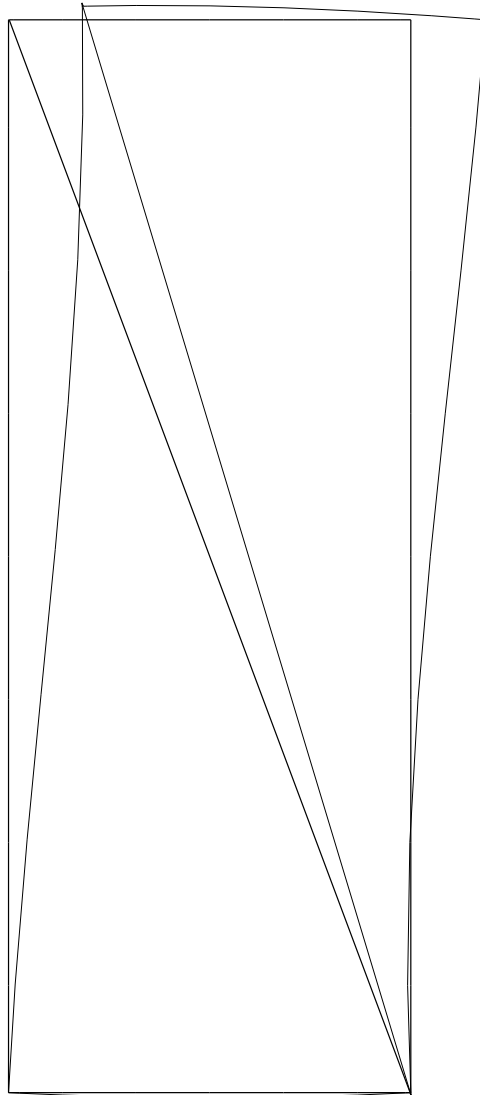
	断面積 [mm ²]	Ixx[cm ⁴]	Iyy[cm ⁴]	Jzz[cm ⁴]
骨組	100.5	0.1047	0.3017	0.0349
プレート	450.0	9.375	0.3038	0.0759
平面鋳ばね [280 mm]	23.793	0.0001	1.0000	1.0000
角鋳ばね [15 mm]	0.6642	0.0001	1.0000	1.0000
平面鋳ばね [30 mm]	1.3285	0.0001	1.0000	1.0000

4.2.1 ガラス

Table4.3 に得られた初期剛性を示す。解析モデル 0-0 は簡易モデルである。1-0 は 0-0 のガラスのみ提案モデルの手法でモデル化した。解析モデル・変形図をそれぞれ Fig.4.7 と Fig.4.8 に示す。これらを比較すると、1-0 のほうが初期剛性が小さい。Table4.1.1 より 1-0 のほうがガラスの剛性が小さいことから、この結果は納得のいくものである。

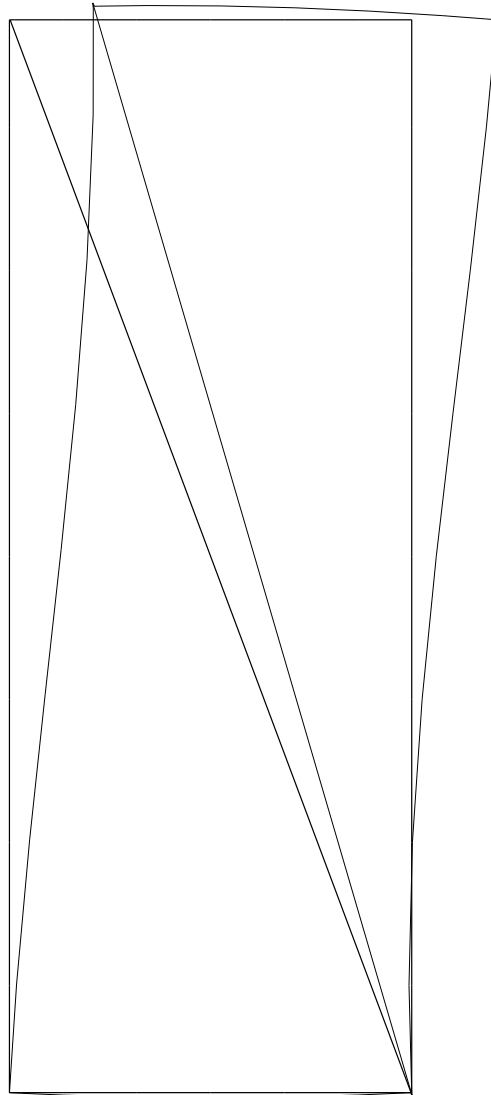
Table4.3 ガラスのブレース置換法対照解析

解析モデル	初期剛性 [kN/mm]
簡易モデル:0-0	1.424
提案モデル:1-0	1.254



モデル図/変形図 変位100倍

Fig.4.7 解析モデル：0-0



モデル図/変形図 変位100倍

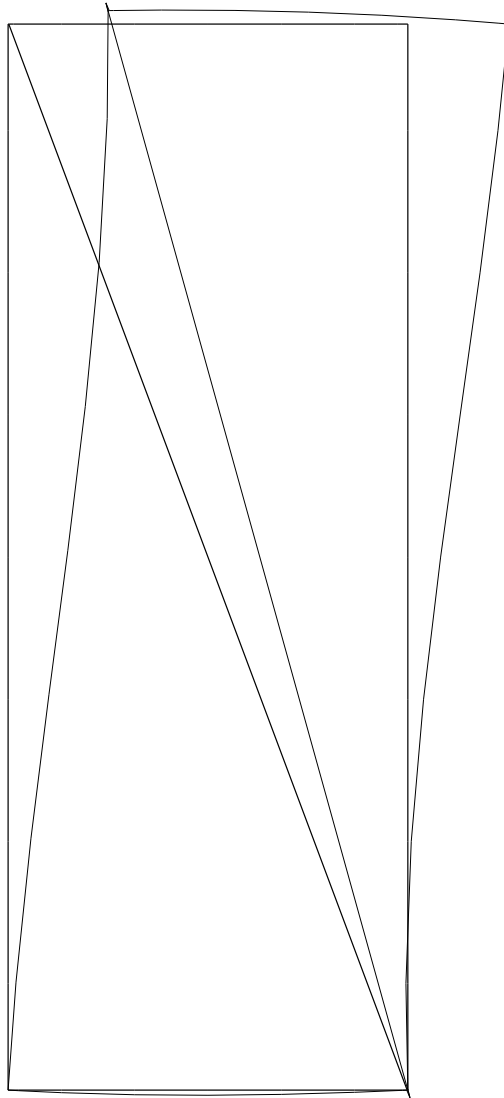
Fig.4.8 解析モデル：1-0

4.2.2 錫ばね

Table4.4 に得られた初期剛性を示す。2-0 は 0-0 の錫ばねのみ提案モデルの手法でモデル化した。すなわち、錫ばねの剛性が 1/2 倍になっている。解析モデル・変形図をそれぞれ Fig.4.9 に示す。これらを比較すると、2-0 の初期剛性が 0-0 の 0.6 倍に満たないことがわかる。このことから、錫ばねの剛性値は初期剛性に対して大きな影響を持っていることが分かる。

Table4.4 錫ばね置換法対照解析

解析モデル	初期剛性 [kN/mm]
簡易モデル:0-0	1.424
2-0	1.044



モデル図/変形図 変位100倍

Fig.4.9 解析モデル：2-0

4.2.3 取付プレート

Table4.5 に得られた初期剛性を示す. 3-0 は 0-0(Fig.4.10-b) にモデル化した取付プレートを追加したものである (Fig.4.10-c). 3-1 は, 取付プレートが骨組に溶接接合されていることから, 骨組の一部をプレートとしてモデル化したものである (Fig.4.10-d). そのため 0-0 と 3-0, 3-1 は支持条件と荷重条件は異なる. 解析モデルと変形図を Fig.4.11, Fig.4.12 に示す. これらを比較すると, 3-0 の初期剛性が 0-0 の 0.75 倍に満たない一方, 3-1 の初期剛性は 0-0 の 0.85 倍程度である. 3-0 は主に支持条件と荷重条件の影響が, 3-1 はその影響を相殺するようなプレートの影響が効果を及ぼしていると考えられる.

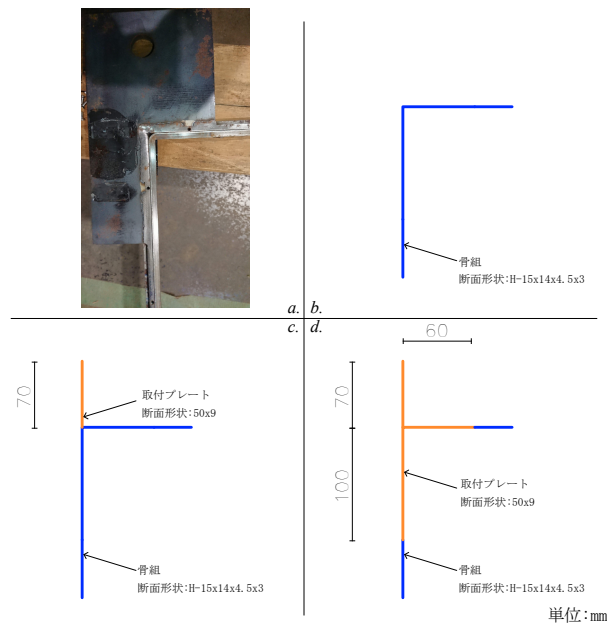


Fig.4.10 プレートのモデル化

Table4.5 プレート置換法対照解析

解析モデル	初期剛性 [kN/mm]
簡易モデル:0-0	1.424
3-0	0.800
3-1	1.096

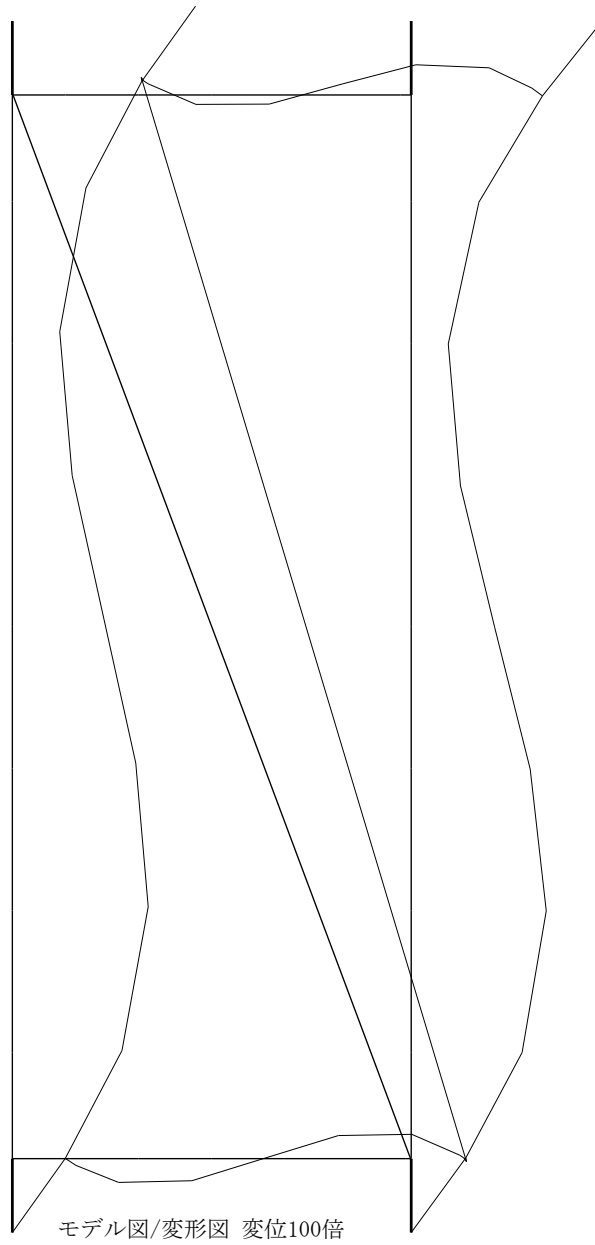


Fig.4.11 解析モデル：3-0

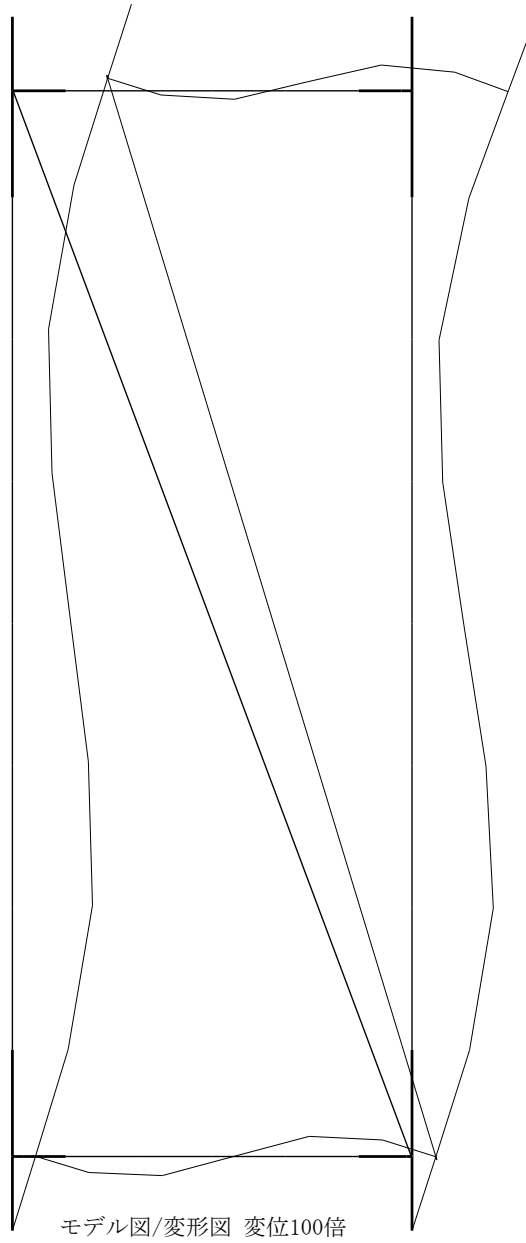


Fig.4.12 解析モデル：3-1

3-0 と 3-1 でどちらがより既往実験 [5] を再現しているか考察する。Fig.4.13 は既往研究で行われた小型試験体の実験後の試験体の取付プレート周辺の様子である。プレートの境界部分で骨組が曲げの入った状態で塑性化している様子が観察できる。3-0 と 3-1 の変形図を確認すると、写真のような変形が再現できているのは 3-1 である。また、2.4.5 小節で考察した通り、取付プレートからガラスへの大きな応力の伝達を確認できたことを考慮すれば、3-1 のモデルの再現性が高いと考えられる。



Fig.4.13 小型試験体の実験後の取付プレート周辺の様子

4.2.4 まとめ

これまでの検証結果から，ガラス，錫ばねの提案したモデル化手法は初期剛性を大きく低減させる効果を持つことが確認された．また，取付プレートのモデル化は支持条件，荷重条件の効果と骨組に取り付く部位の効果を合わせてみても初期剛性を大きく低減させる効果を持つことが確認された．

これらすべての項目を適用した提案モデル 4-0 の結果を Table4.6 に示す．解析モデルと変形図を Fig.4.14 に示す．4-0 と既往実験 [5] が良い一致を見せていることから，簡易モデルに比べて実験の再現性は十分あるといえる．

Table4.6 対照解析

解析モデル	初期剛性 [kN/mm]
簡易モデル:0-0	1.424
提案モデル:4-0	0.783
小型実験 k04[5]	0.71

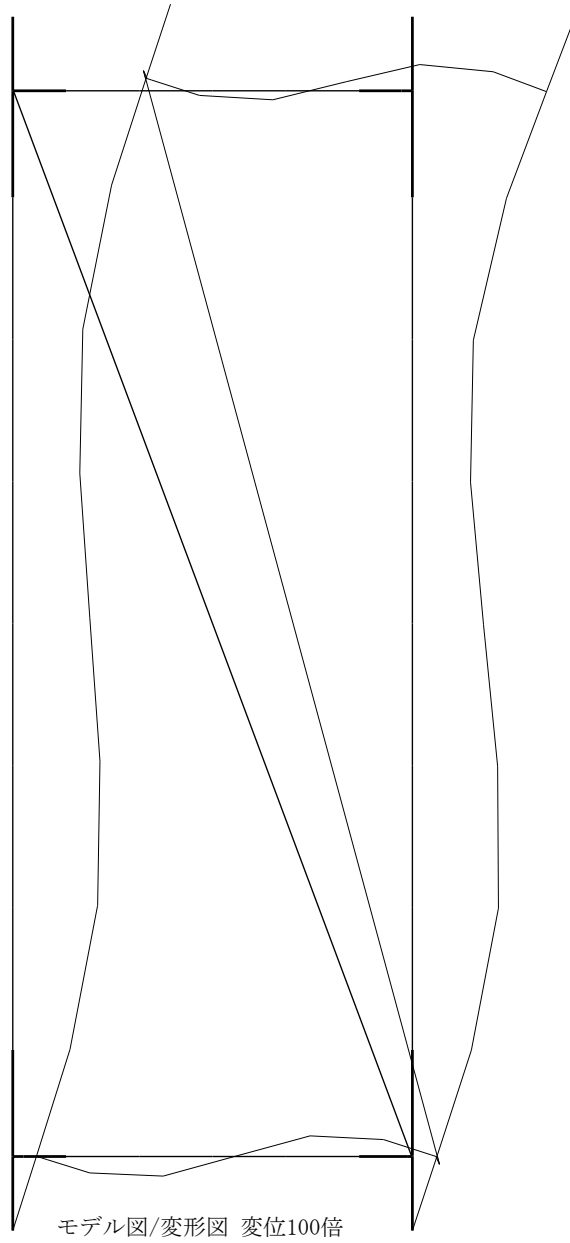


Fig.4.14 解析モデル：4-0

4.3 解析結果

提案モデルを𠄎型，うろこ型，曲線𠄎型に適用し，結果を分析する．

4.3.1 𠄎型

Fig.4.15 に示すような𠄎型モデルを作成し，Table4.7 に示す結果を得た．錫ばねの範囲やプレートのモデルの効果を明らかにするため条件を変えて他の解析モデルを作成した．解析モデル 11-0 はこれまでの実験結果から角錫ばねの範囲を 15 mm とし，11-3 は 30 mm とした．11-1 は 11-0 に対して骨組に溶接されているプレート部分を骨組としてモデル化した．11-2 は 11-1 に対してさらに上下に突出されているプレートをモデル化しなかった．同時に荷重条件・支持条件は骨組上の節点とした．

Fig.4.16 -Fig.4.19 に 11-0 - 11-3 の変形図を示す．プレートによる骨組の変形が 11-2 に比べて 11-0 が大きいことが見て取れる．11-1 は 11-0 に比べて水平変位が大きい，4.2.3 で述べたプレートによる骨組の変形の様子が見られない．11-3 は錫ばねの範囲を二倍にしたことで 11-0 に比べて変位が小さくなった．これらの中で，11-0 が既往実験 [9] の初期剛性とよい一致を見せていることが確認された．

Table4.7 𠄎型対照解析

解析モデル	角錫ばね範囲 [mm]	荷重点・支持点	プレート	初期剛性 [kN/mm]
11-0*	15	ボルト穴	有	0.846
11-1	15	ボルト穴	無	0.448
11-2	15	節点	無	1.652
11-3	30	ボルト穴	有	0.965
𠄎型実験 m12[9]				0.80

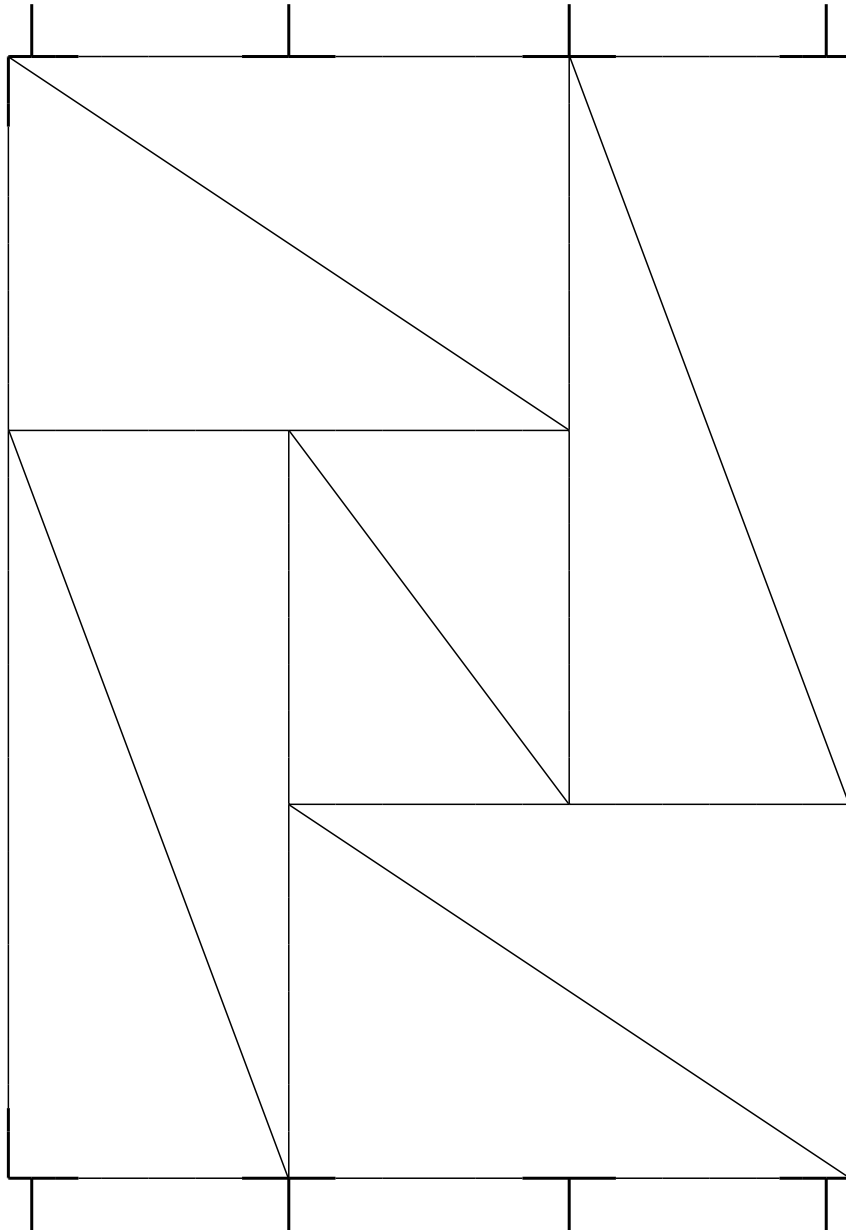


Fig.4.15 卍型モデル

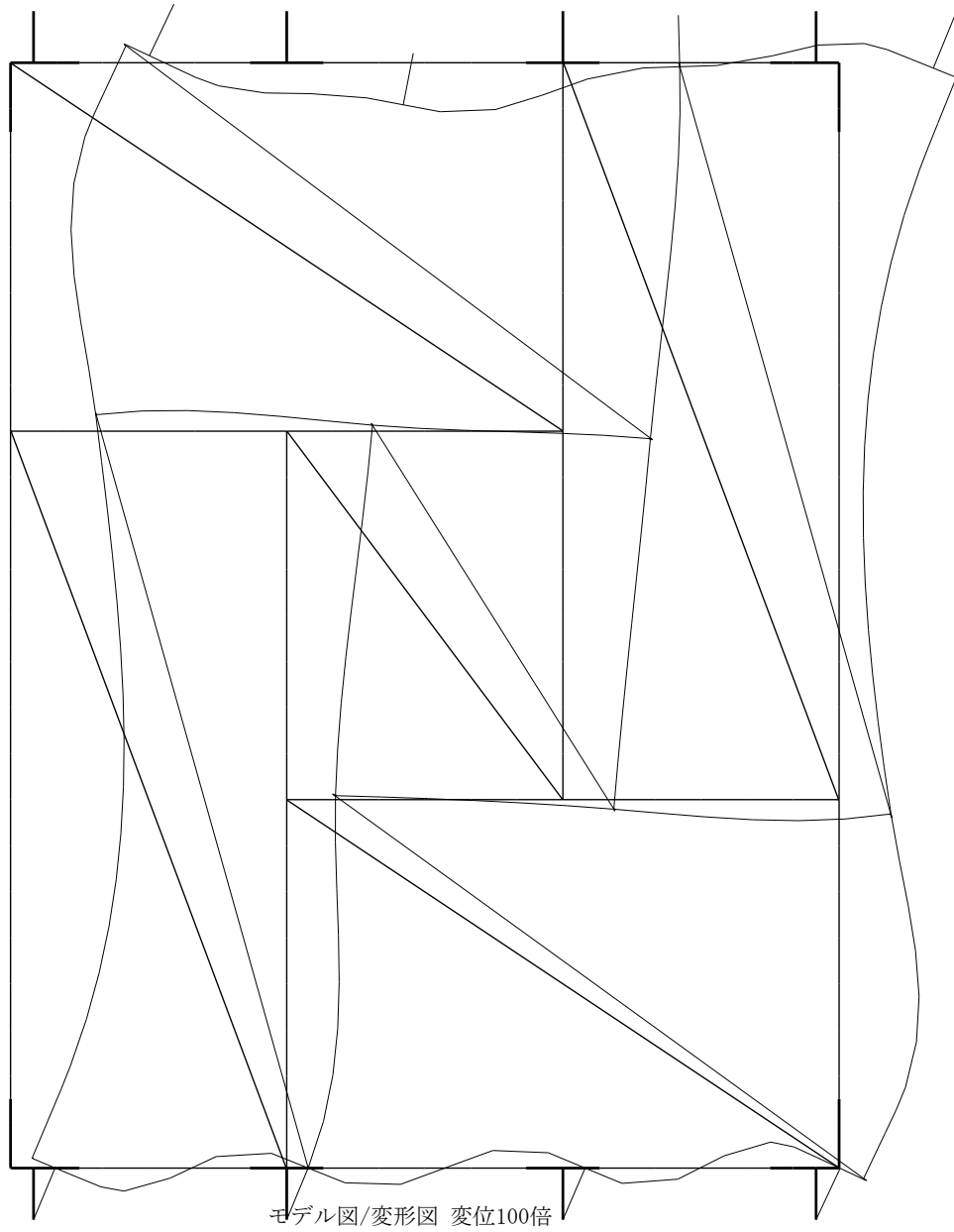


Fig.4.16 卍型モデル 11-0 : 変形図

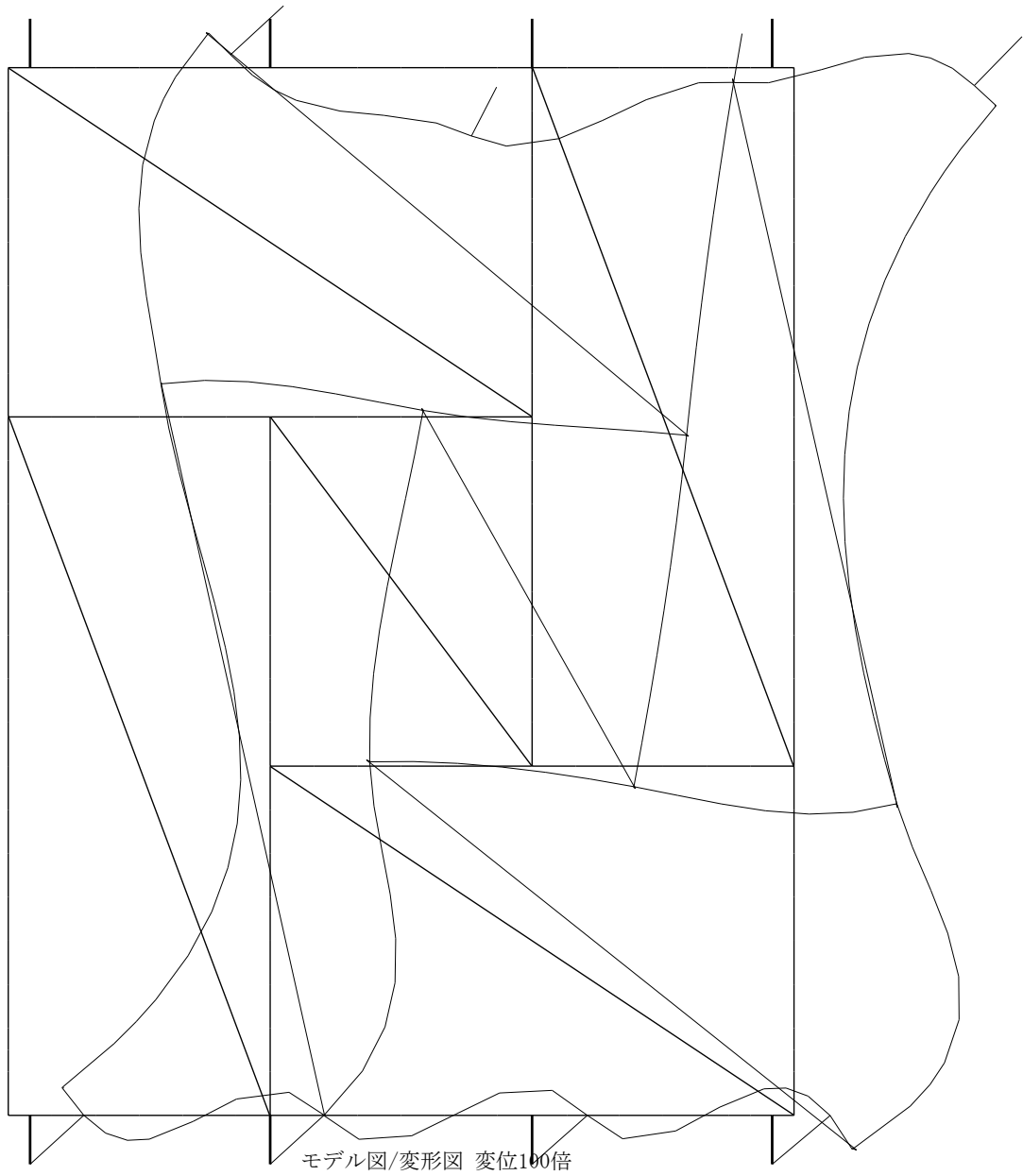


Fig.4.17 卍型モデル 11-1：変形図

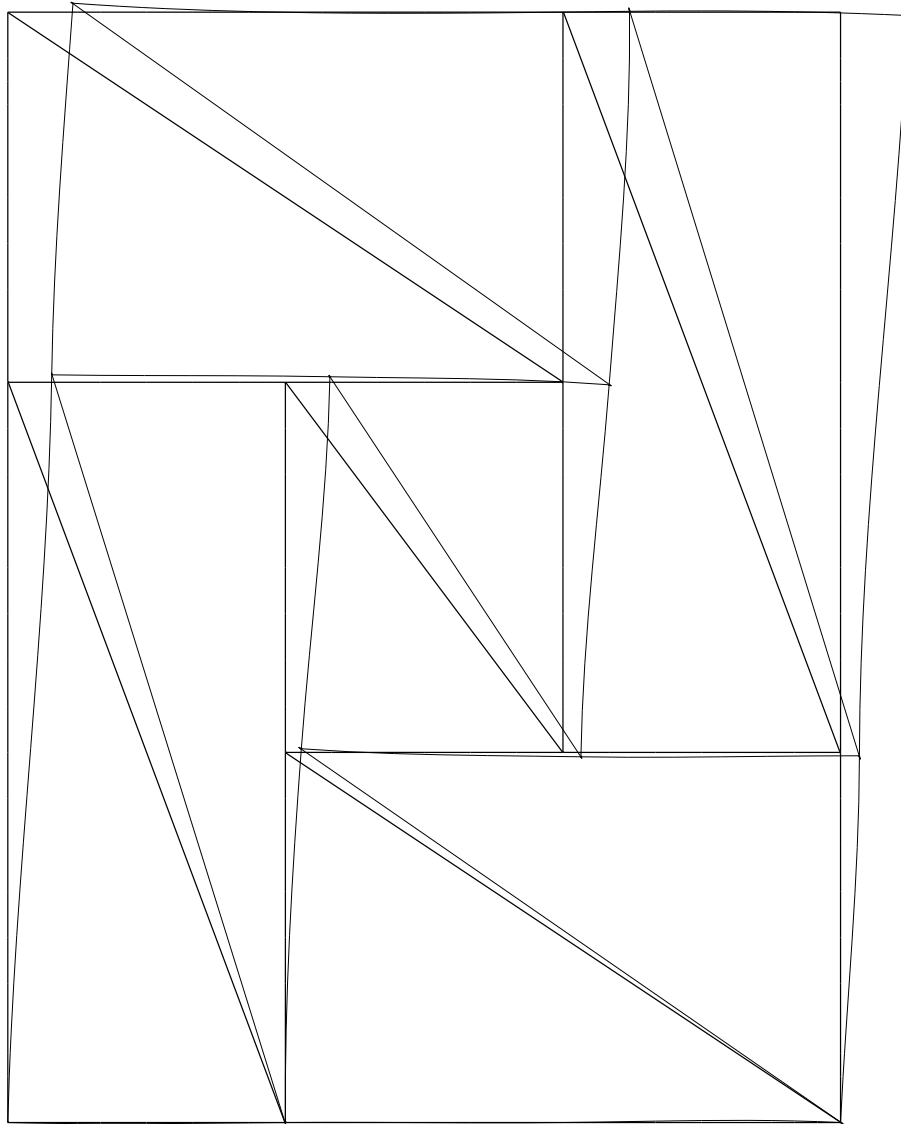


Fig.4.18 卍型モデル 11-2 : 変形図

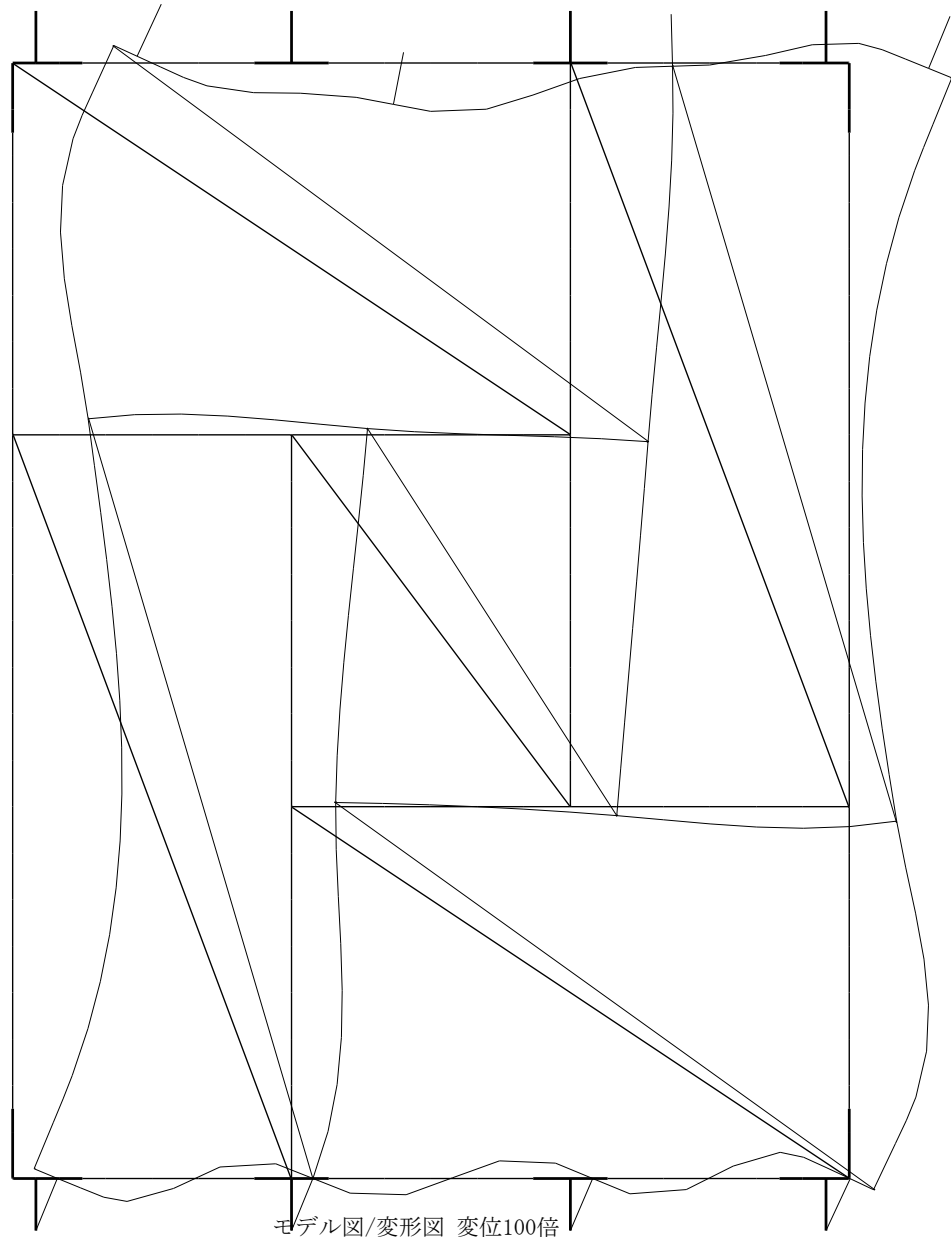


Fig.4.19 卍型モデル 11-3：変形図

4.3.2 うろこ型

Fig.4.20 に示すよううろこ型モデルを作成し，Table4.8 に示す結果を得た．曲線からなる自由形状に対して適切なブレースの位置が自明ではないため，ブレースの配置を複数通り試した．また，Fig.4.21 のようにブレースの端部が角部でなく曲線上に位置している場合，該当の錫ばねは平面錫ばねとし，ブレースの有効範囲はひし形を半分にした二等辺三角形として扱った．このモデル化手法はのちに述べる曲線凹型についても同様である．例として 12-0 のガラスの有効範囲を Fig.4.22 に示す．Fig.4.23 -Fig.4.26 にモデル図と変形図を示す．初期剛性が実験結果と最も近いモデルは 12-3 である．12-3 と実験で錫が押しつぶされた箇所を比較した図を Fig.4.27 に示す．ガラスブレースの端部と錫の圧潰範囲が概ね一致していることが確認できる．

以上を考慮すると，12-0 が実験の結果と最も整合性がとれており，再現モデルであることは十分な可能性がある．

Table4.8 うろこ型対照解析

解析モデル	ブレース	初期剛性 [kN/mm]
12-0*	all	0.927
12-1	all+c	1.148
12-2	all+b+c	1.192
12-3	all+a+b+c	1.204
うろこ型実験		0.95

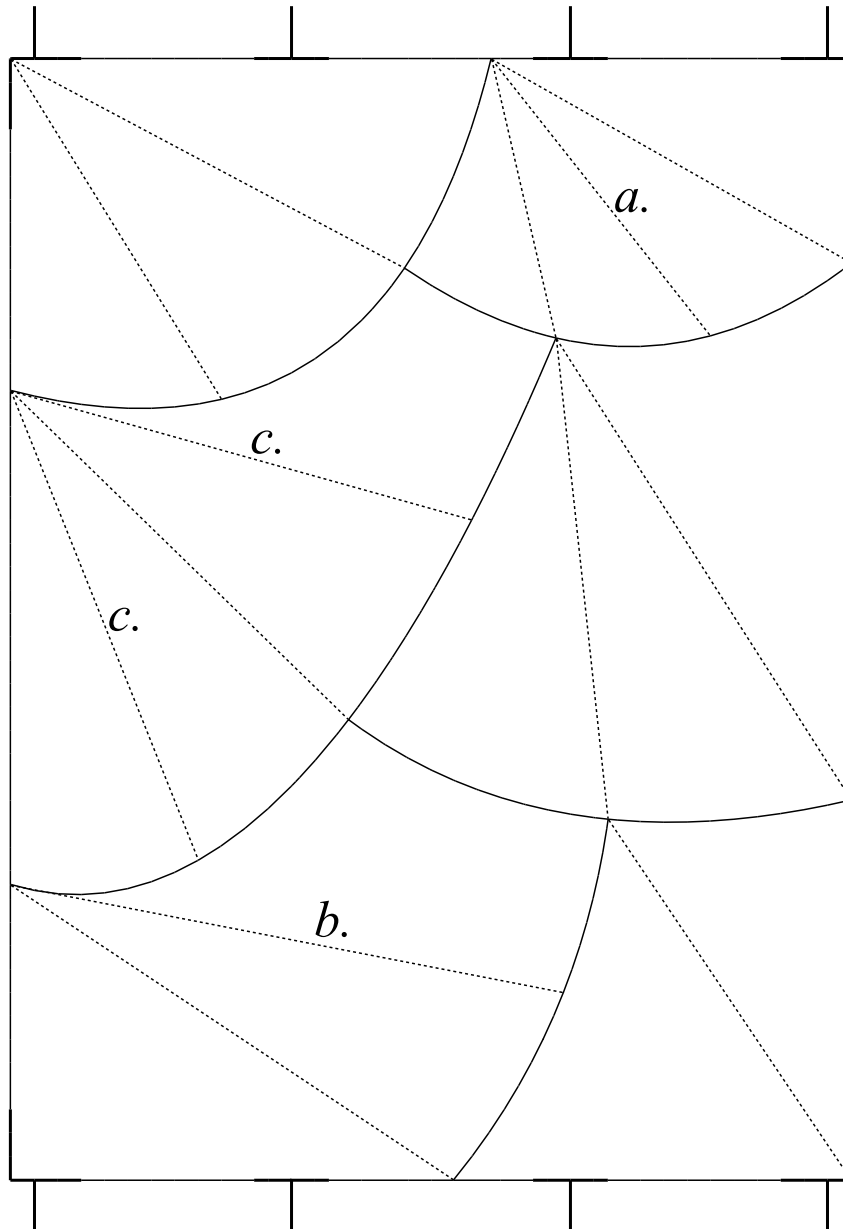


Fig.4.20 うろこ型提案モデル

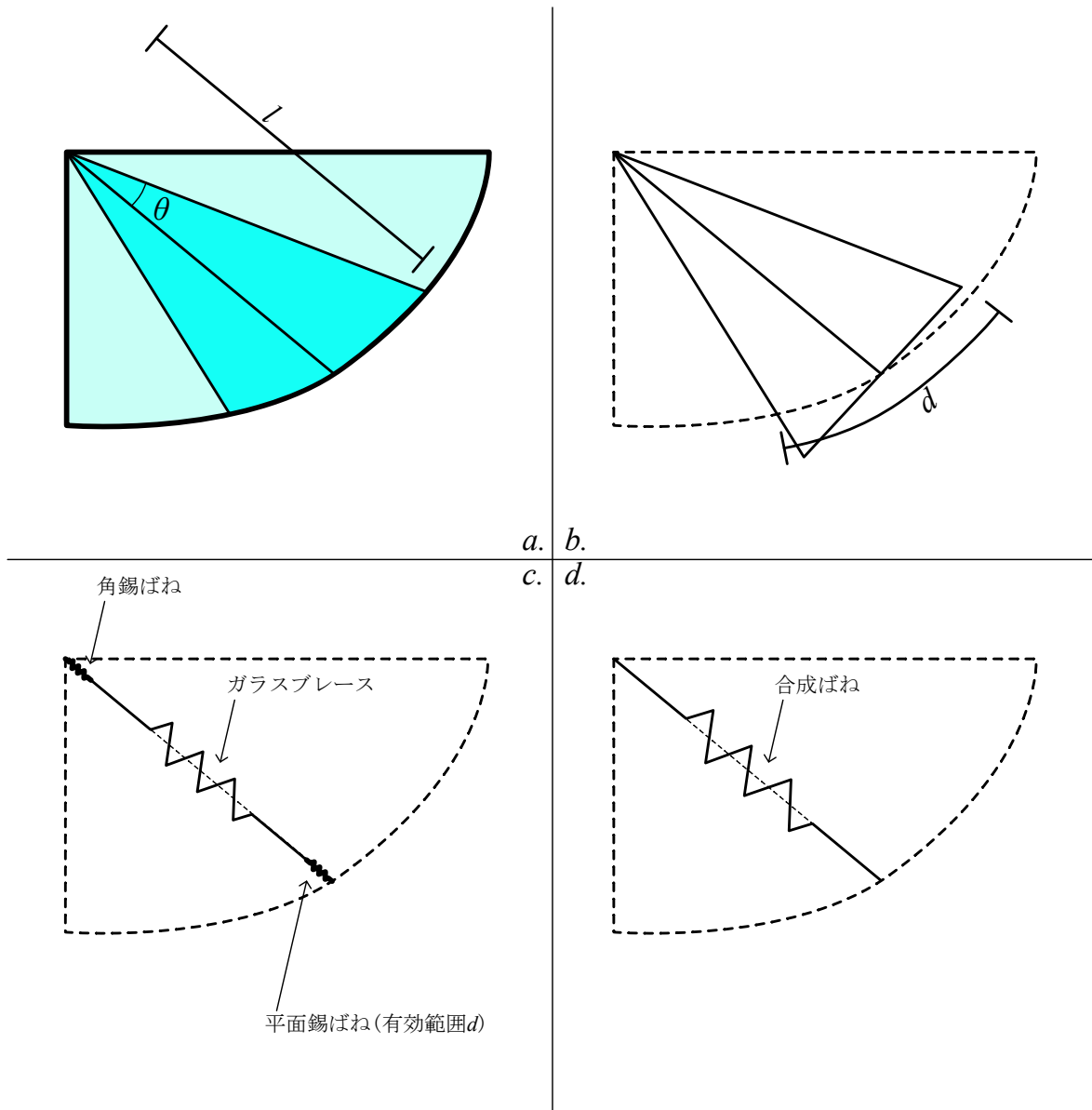


Fig.4.21 角-曲線ガラスプレート置換概要図

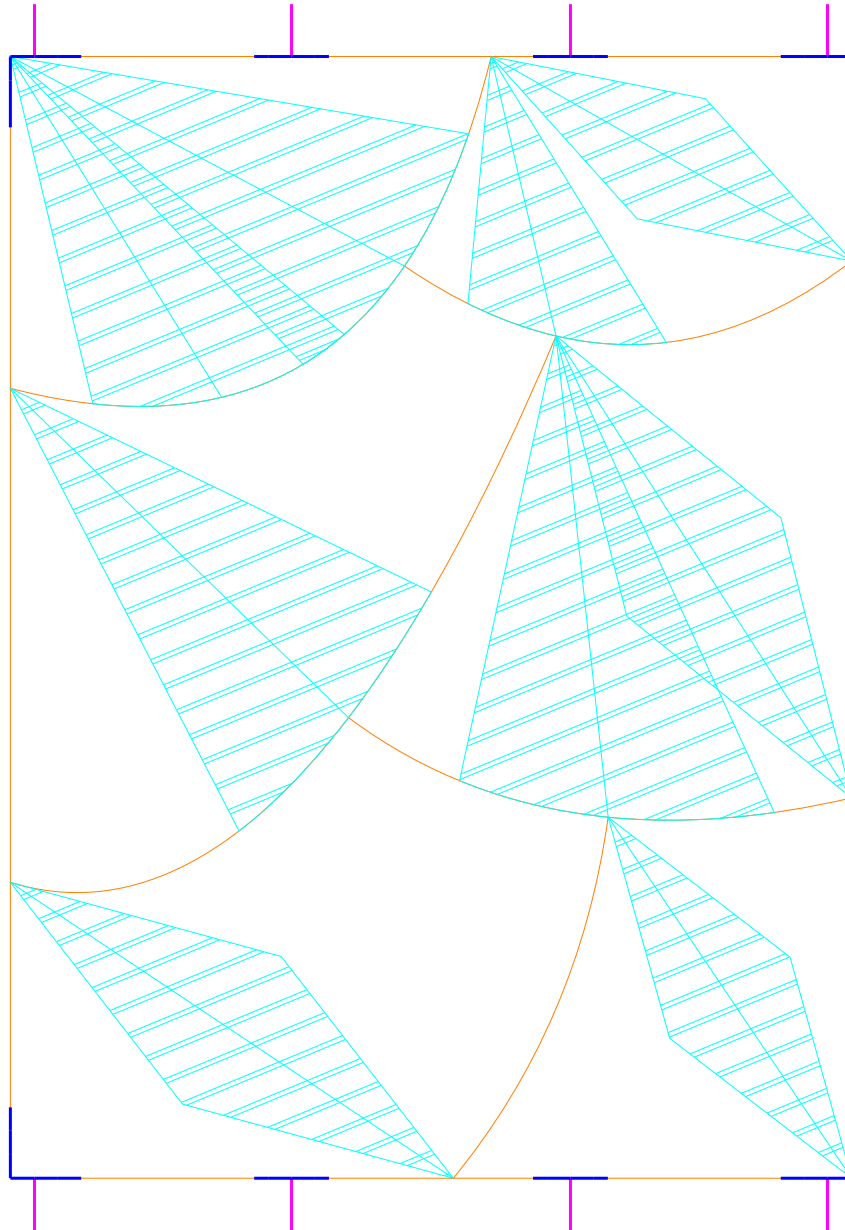


Fig.4.22 うろこ型提案モデルのガラス有効範囲

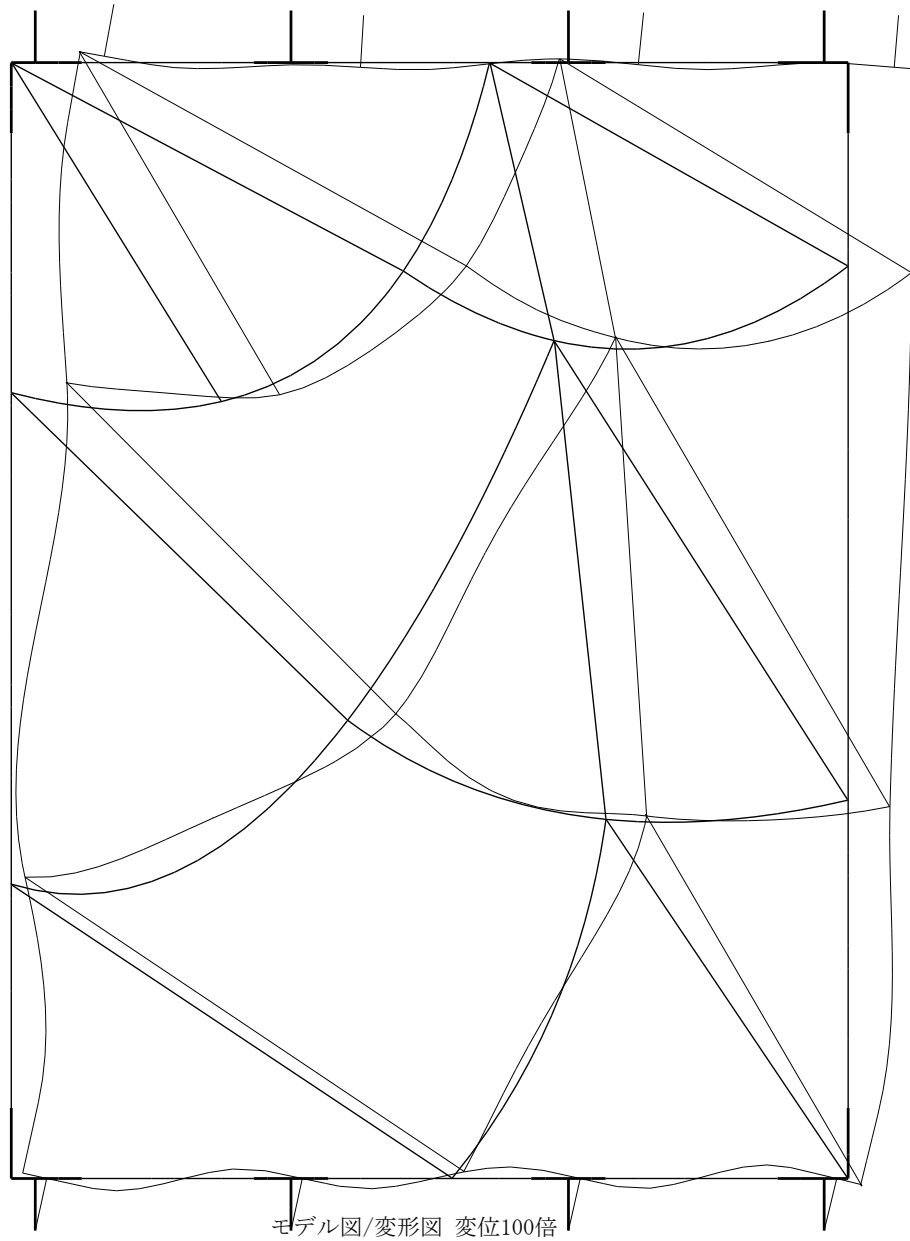


Fig.4.23 うろこ型提案モデル 12-0：変形図

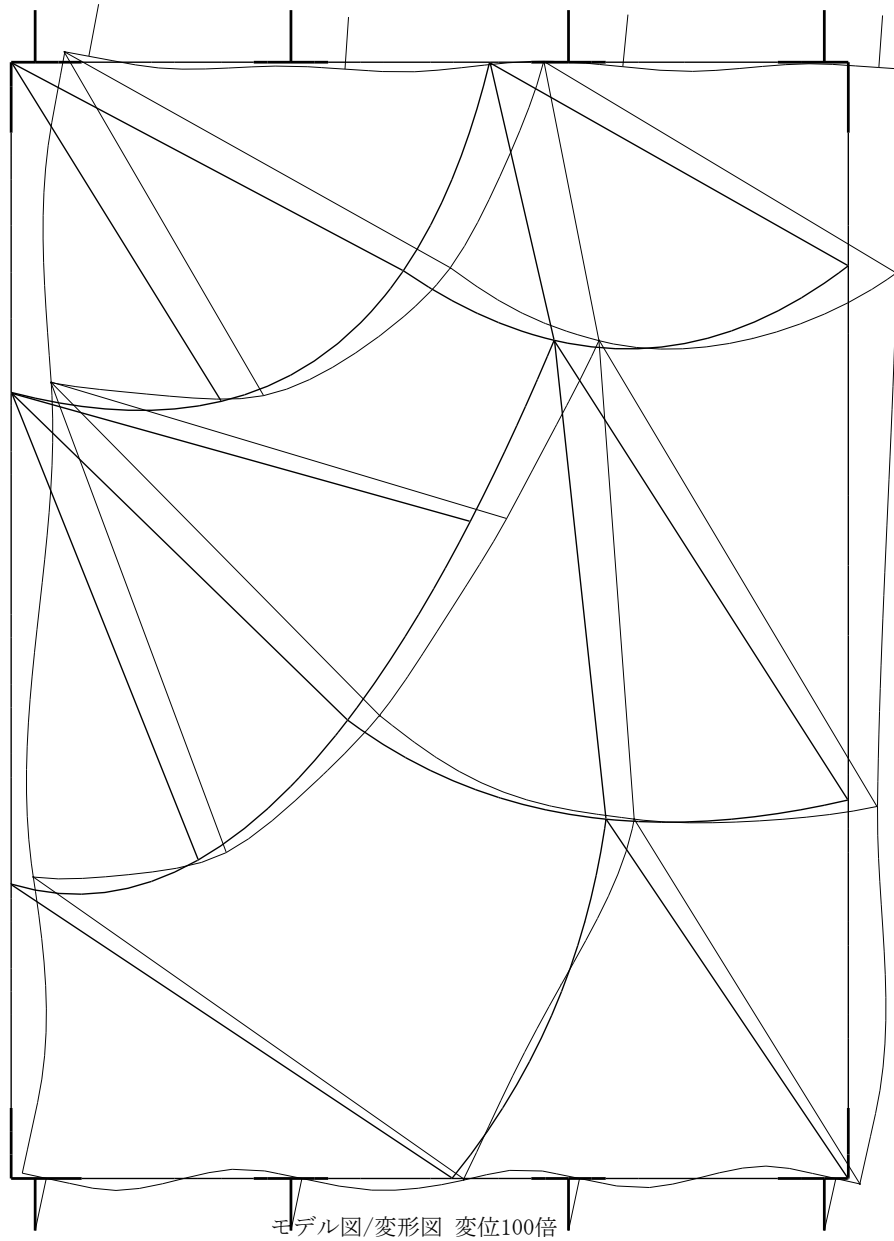


Fig.4.24 うろこ型提案モデル 12-1：変形図

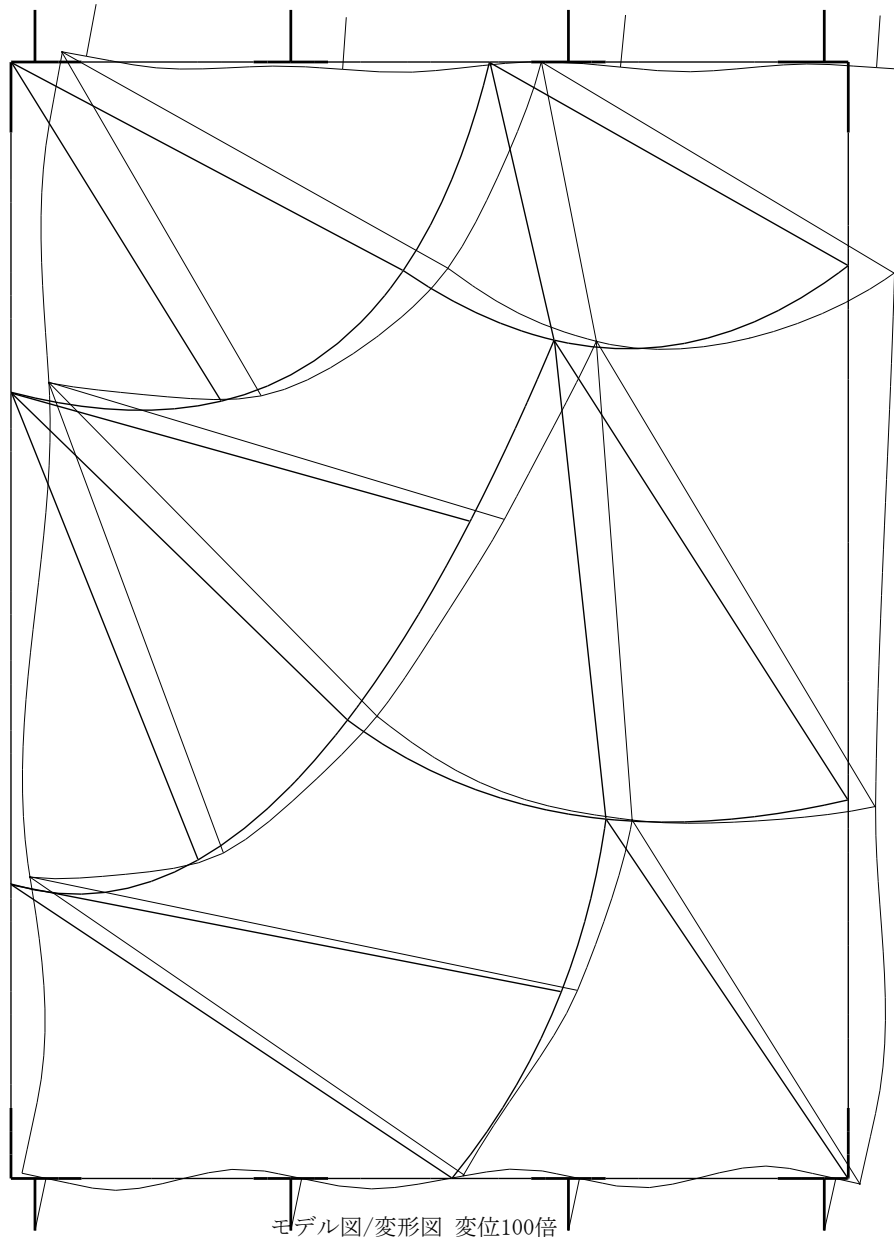


Fig.4.25 うろこ型提案モデル 12-2：変形図

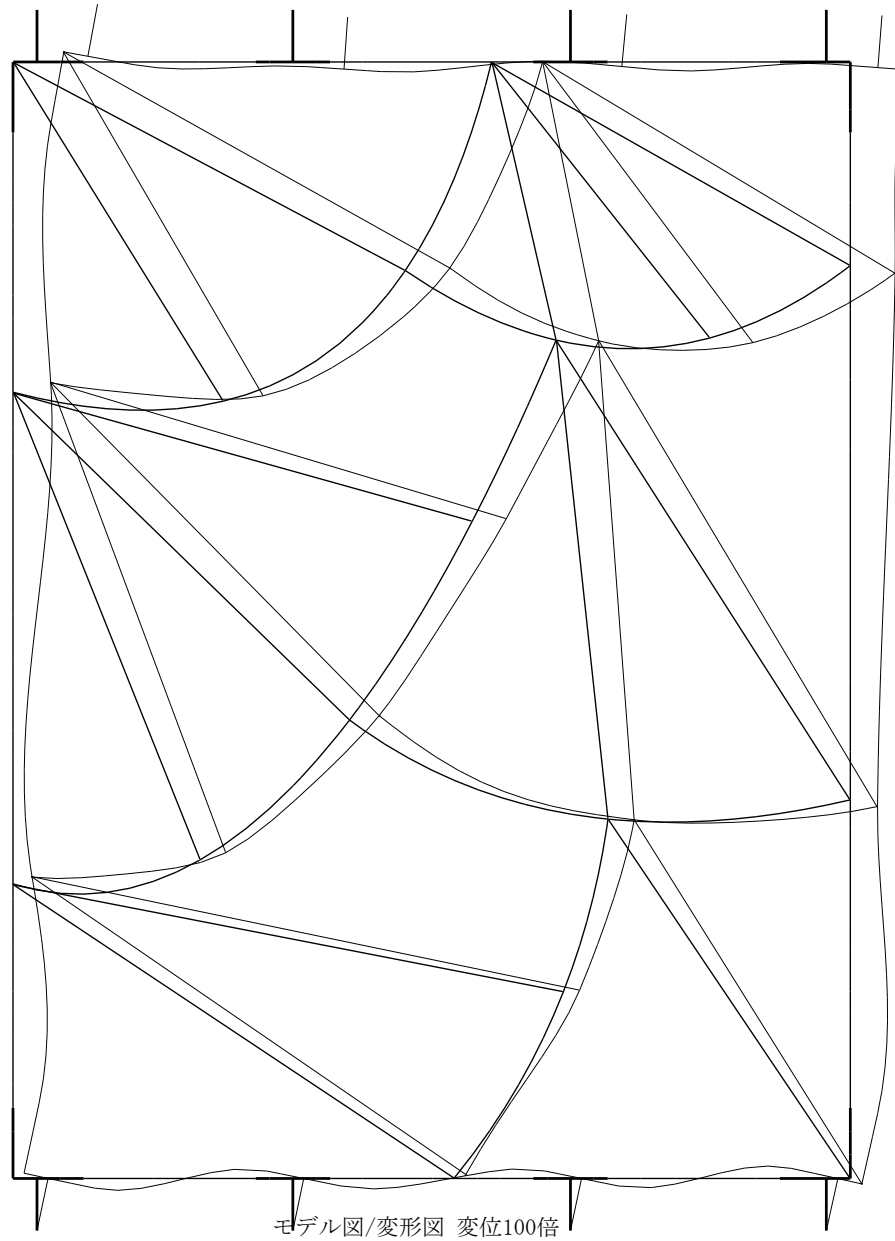


Fig.4.26 うろこ型提案モデル 12-3：変形図

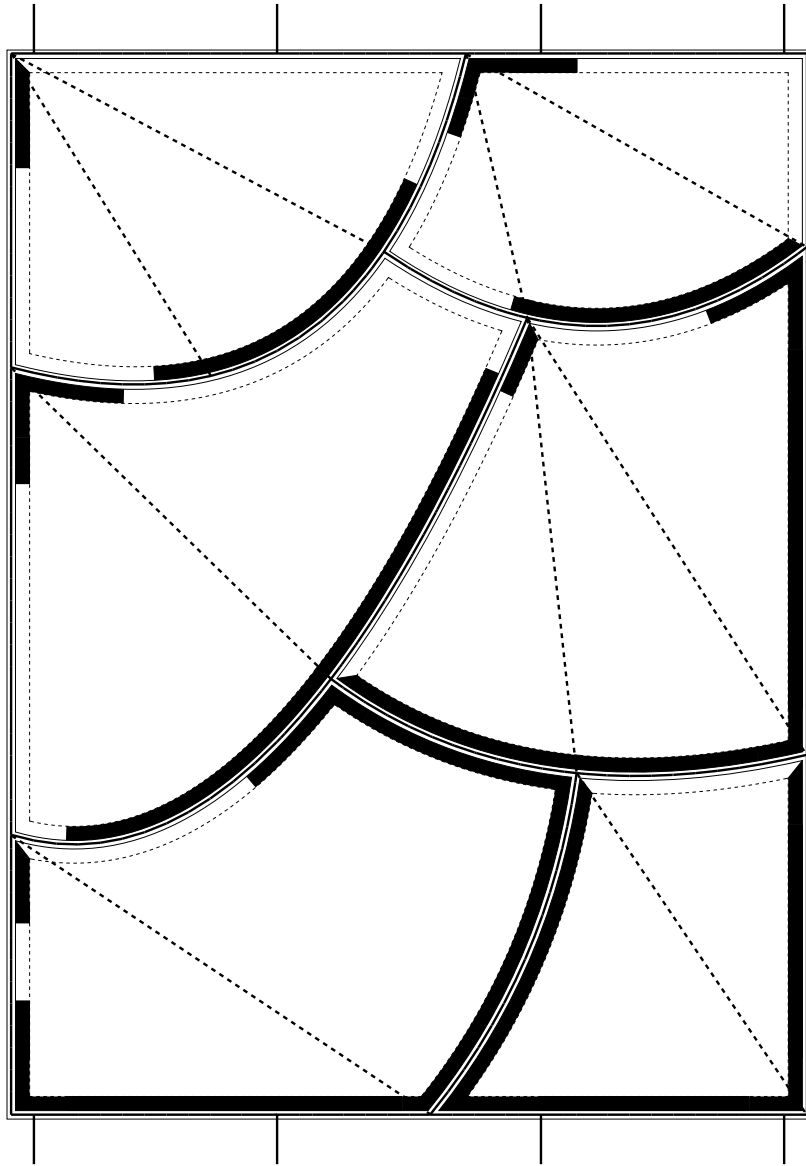


Fig.4.27 うろこ型提案モデル 12-0 と実験で押し潰された錫板範囲

4.3.3 曲線凹型

Fig.4.28 に示すような曲線凹型モデルを作成し、Table4.9 に示す結果を得た。うろこ型と同様、ブレースの配置を複数通り試している。例として 13-3 のガラスの有効範囲を Fig.4.29 に示す。

解析モデル・変形図をそれぞれ Fig.4.30 -Fig.4.33 に示す。初期剛性が実験結果と最も近いモデルは 13-3 である。13-3 と実験で錫が押し潰された箇所を比較した図を Fig.4.34 に示す。ガラスブレースの端部と錫の圧潰範囲が重なっていることが確認できる。

以上を考慮すると、13-3 が実験の結果と最も整合性がとれており、13-3 が実験の再現モデルであることは十分な可能性がある。

Table4.9 曲線凹型対照解析

解析モデル	ブレース	初期剛性 [kN/mm]
13-0	all	0.460
13-1	all+a	0.837
13-2	all+b	0.827
13-3*	all+a+b	1.022
曲線凹型実験		1.00

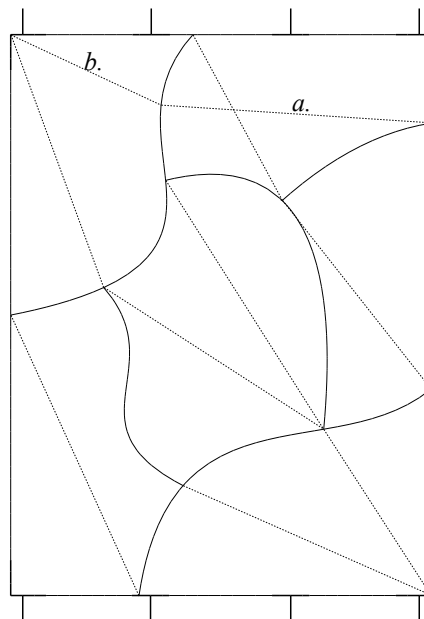


Fig.4.28 曲線凹型提案モデル

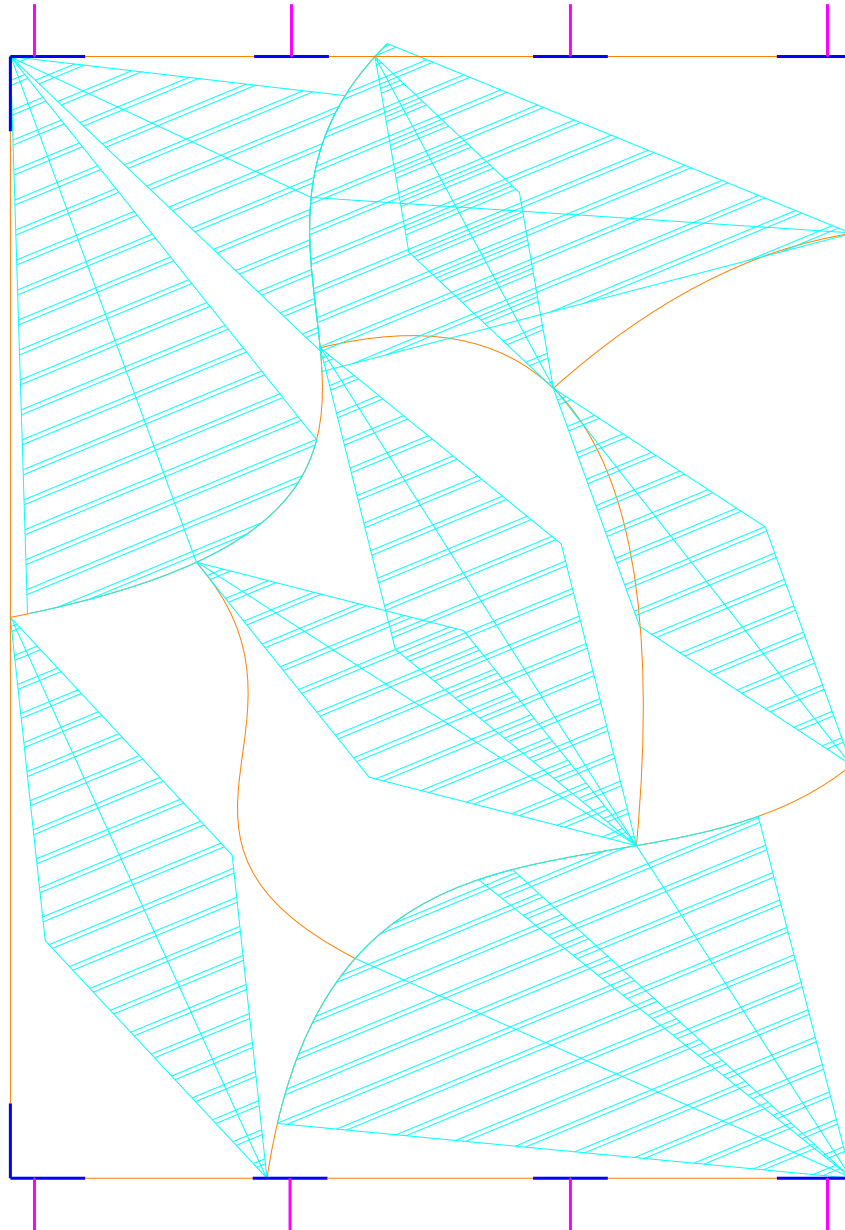


Fig.4.29 曲線U型提案モデルのガラス有効範囲

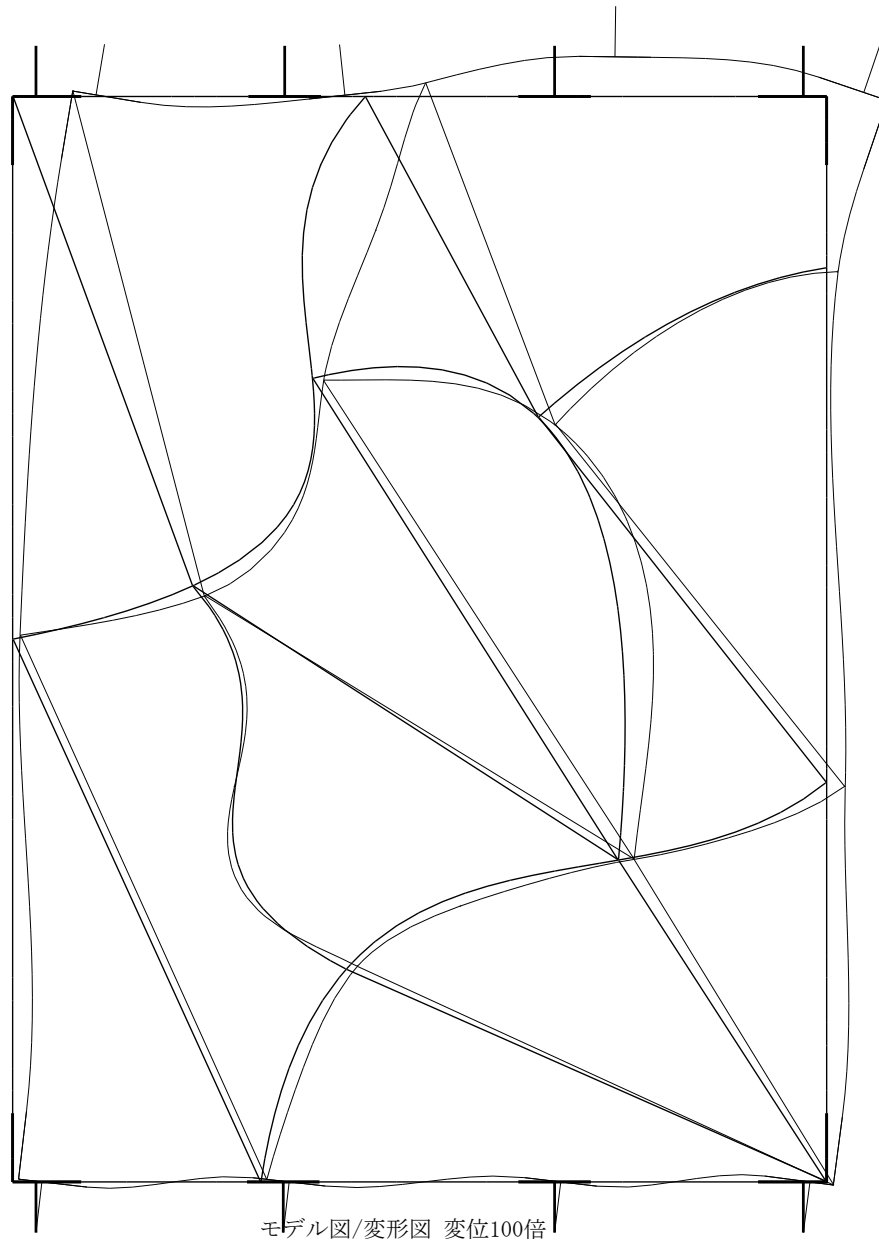


Fig.4.30 曲線円型提案モデル 13-0：変形図

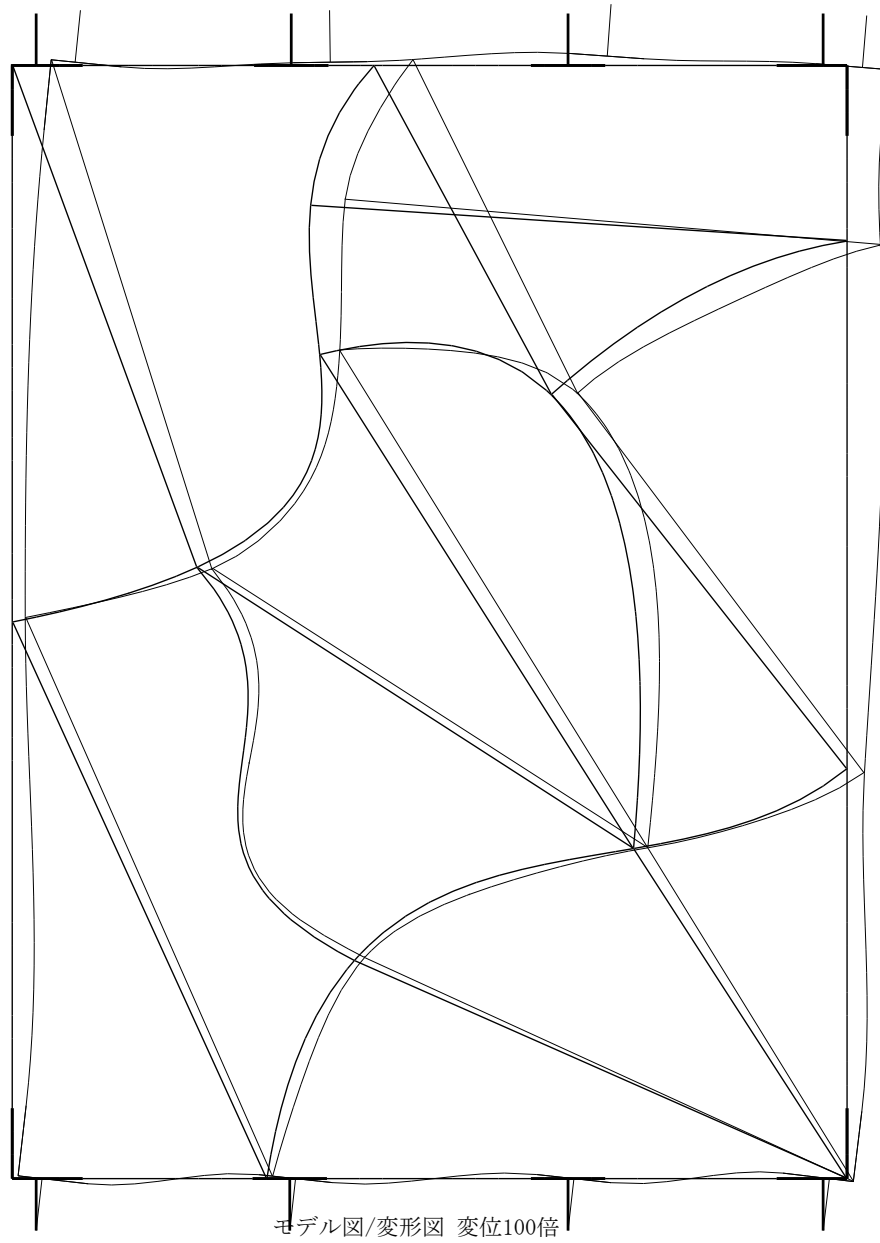


Fig.4.31 曲線H型提案モデル 13-1：変形図

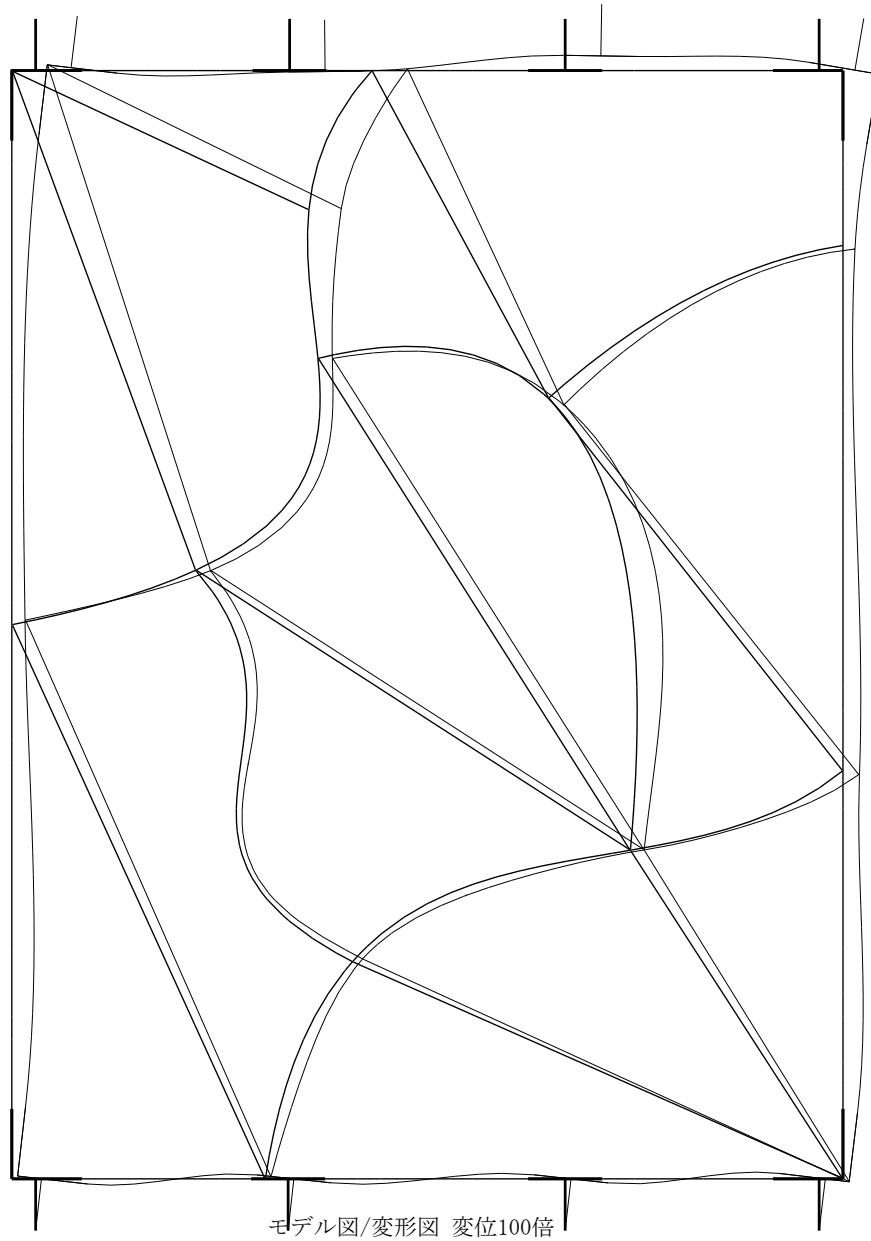


Fig.4.32 曲線C型提案モデル 13-2：変形図

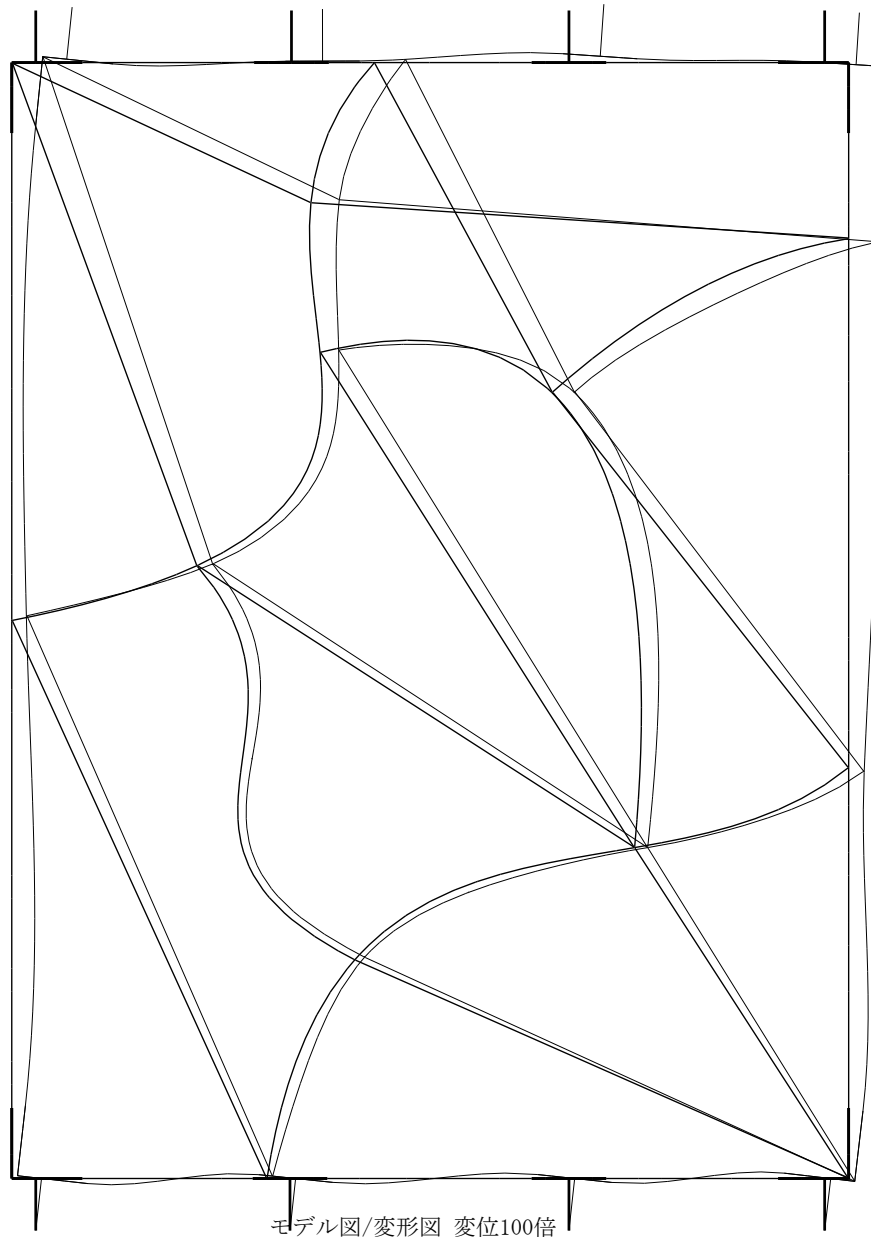


Fig.4.33 曲線H型提案モデル 13-3：変形図

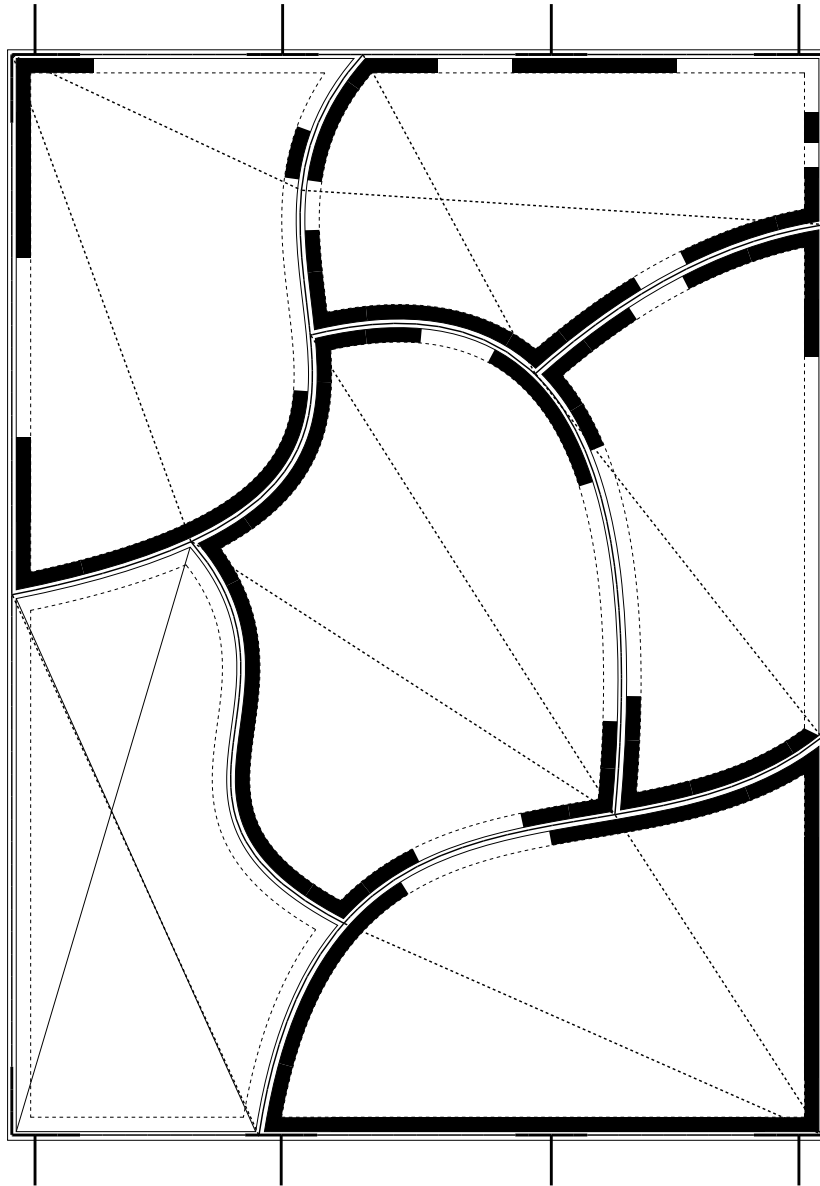


Fig.4.34 曲線U型提案モデル 13-0 と実験で押し潰された錫板範囲

4.4 結語

提案モデルで小型試験体， Γ 型の解析を行ったところ，得られた初期剛性が実験結果と良い一致を見せていることが確認できた．また，うろこ型，曲線 Γ 型でも，圧縮される錫の配置と適合するようにブレースを配置したモデルでは実験結果と良い一致が見られた．

ブレース端部の位置が圧縮された錫板の位置に重なることから，初期剛性の再現モデルであることは十分に言える．

一方で，錫ばねの有効範囲とブレースの配置によって初期剛性が大きく変化することも明らかになった．本章で行った検証では実験結果を参考に以上の変数を決定しているため，錫ばねの有効範囲決定と適切なブレースの配置の探索手順が課題となっている．形状との関係解明が今後求められる．

第 5 章

自由形状ガラスの応力再現モデルの 提案

この章では、自由形状ガラスの応力状態が再現可能なモデル化手法を提案し、検証する。

第 1 節では、提案モデルの概要を述べる。

第 2 節では、錫ばね除去法の手法を述べる。

第 3 節では、座屈解析の結果を示す。

第 4 節では、ガラスの主応力の算定法を述べる。

第 5 節では、解析結果とガラスの主応力の分析を行う。

第 6 節では、結語として本章をまとめる。

5.1 提案モデル概要

既往研究 [8] で提案された錫ばね除去法を基とし、座屈解析で得られた変形モードを初期不整として与えたものを提案モデルとして、ガラスの応力状態を分析する。

Fig.5.1 に、本章で提案する解析手法の手順を示す。各領域は本章を構成する節に対応する。

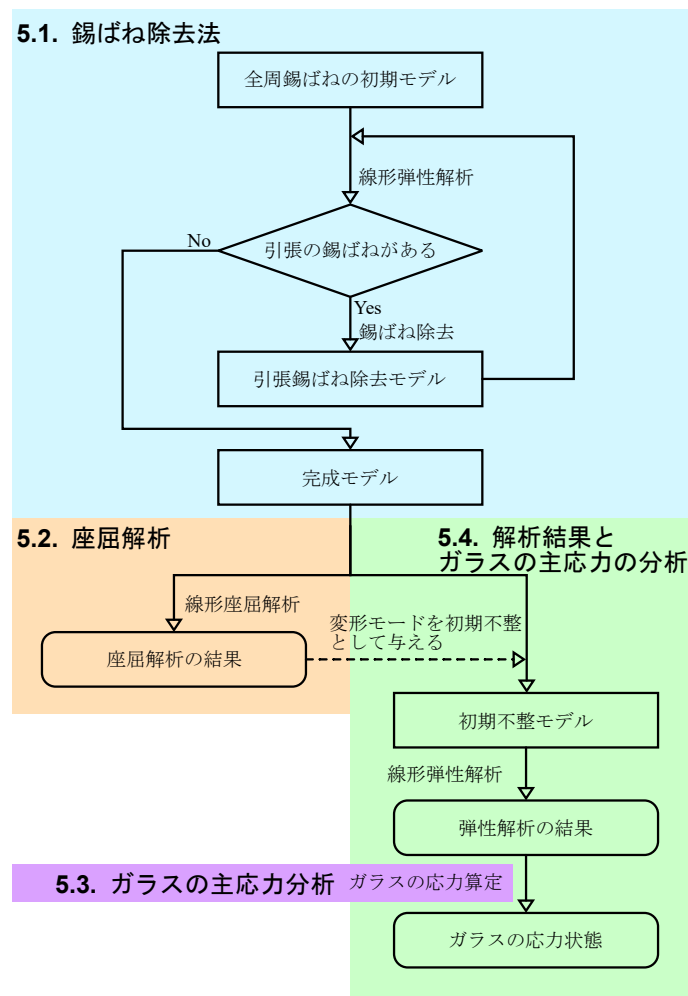


Fig.5.1 ガラスの応力再現モデルと応力算定概要図

5.2 錫ばね除去法

錫ばね除去法の各部材のモデル化手法は詳細解析と同一である。この節では、モデル形状の説明と錫ばね除去法の手順を述べる。

5.2.1 モデル形状

モデルの概要図を Fig.5.2-a に示す。錫ばね長さはすべて 1 mm で、ガラス形状はそれに伴い骨組から内側に 1 mm オフセットしたサイズである。既往研究 [5] に基づき、Fig.5.2-b に示すように、ガラス角部に錫ばねは配置しない。解析諸元は詳細解析と同様である。うろこ型を例に支持条件・荷重条件を Fig.5.3 に示す。

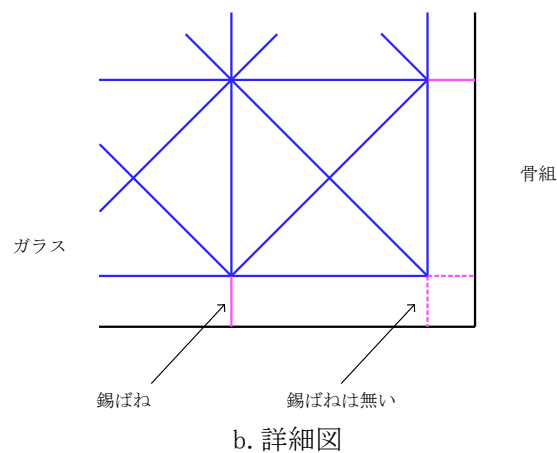
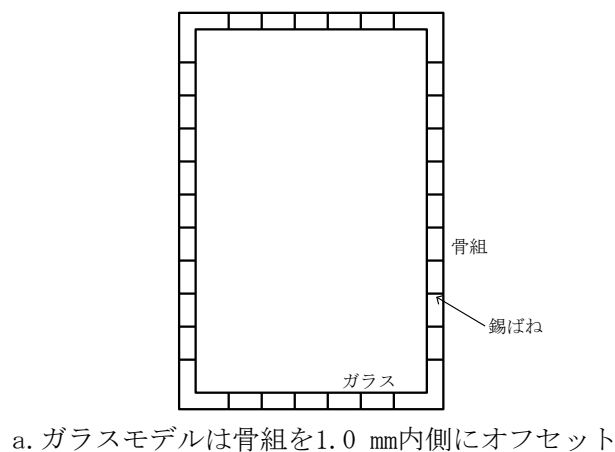


Fig.5.2 モデル概要図 (a:概要図, b:詳細図)

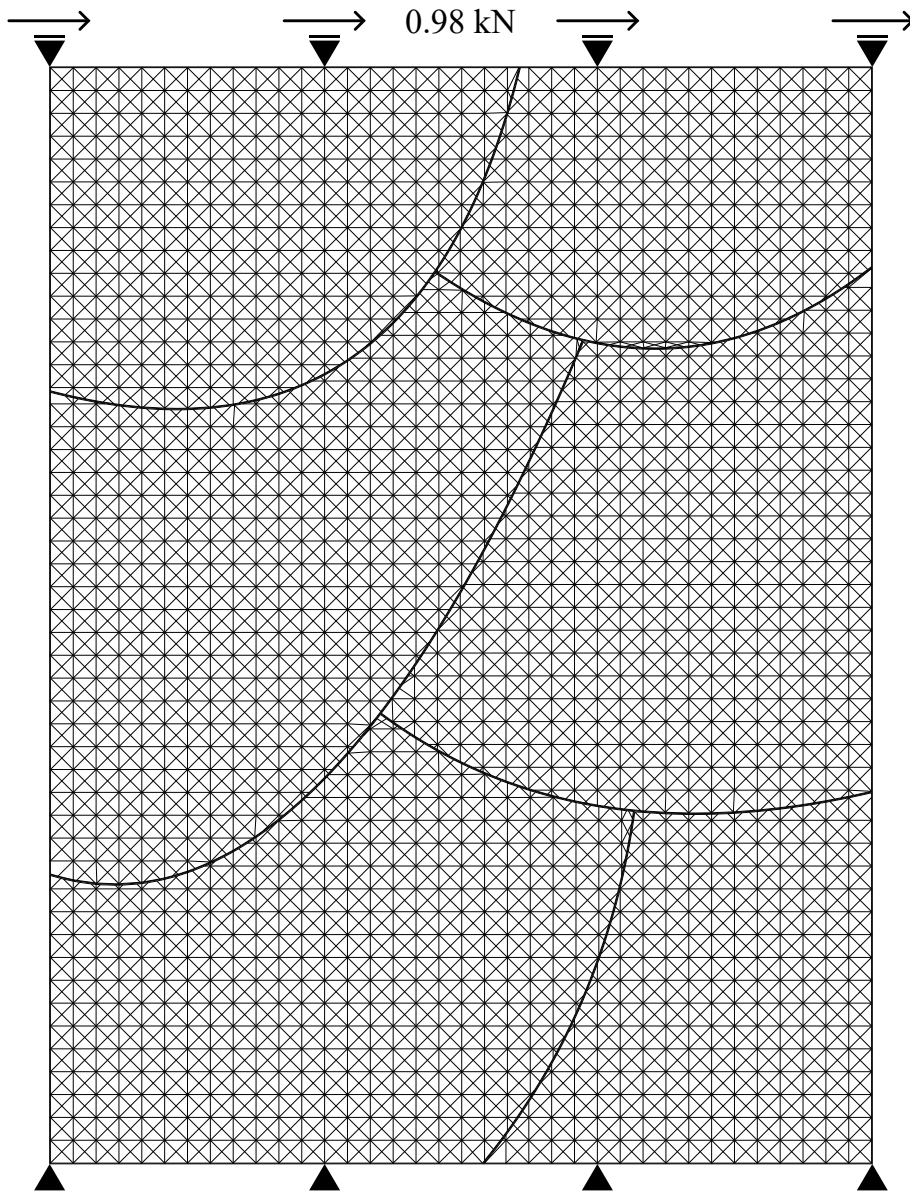


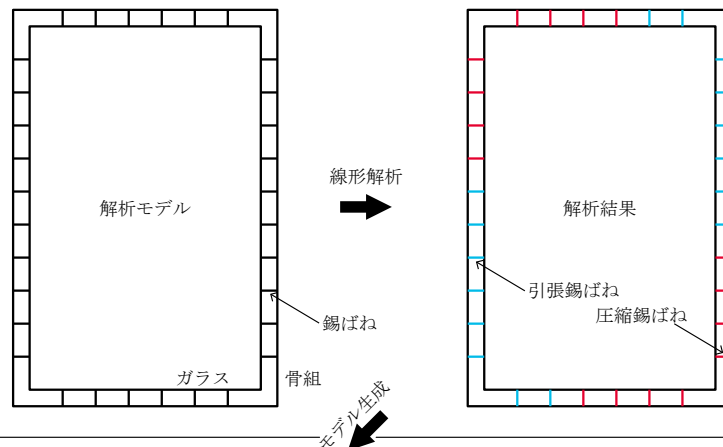
Fig.5.3 支持条件・荷重条件

5.2.2 錫ばね除去法

作成したモデルに対して線形弾性解析を行い、解析結果から軸力が引張の錫ばねをモデルから取り除き新たなモデルを作成する (Fig.5.4-a). この操作を軸力が引張の錫ばねがなくなるまで繰り返す (Fig.5.4-b). 最後に得られたモデルが分析に用いる解析モデルである (以下、完成モデル).

錫ばねの除去は、不可逆的に行う手法と、ダミーの錫ばねに置き換えて軸力が圧縮の場合は再び錫ばねに戻す手法がある. 本解析では後者の手法を採った.

a. 錫ばね除去法：1回目



b. 錫ばね除去法：2回目 (以後、モデルが変化しなくなるまで操作を繰り返す)

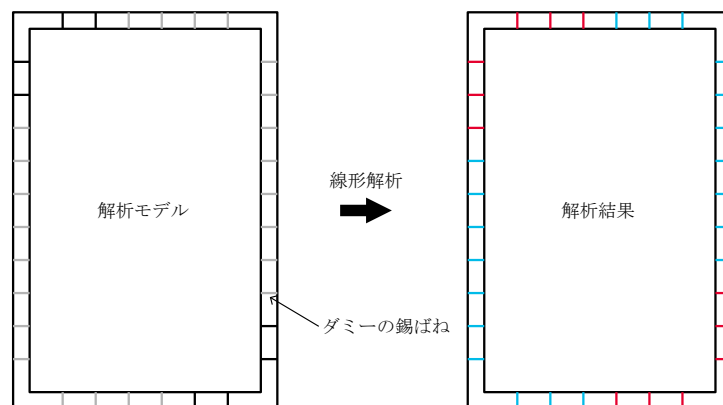


Fig.5.4 錫ばね除去法の概要図 (a:一回目, b:二回目以降)

5.3 座屈解析

錫ばね除去法で得られた完成モデルに対して座屈解析を行い、変形モードを得る。

5.3.1 うろこ型

正方向の座屈解析の結果、座屈固有値は 17.09、変形モードは Fig.5.5 に示す通りとなった。実験で確認された変形の様子 (Fig.5.6) と比較すると、変形形状は類似の傾向を持つことがわかる。座屈固有値から算出される座屈荷重は正方向で 16.74 kN となった。実験の終局荷重が 8.1 kN であることと比較すると、0.5 倍より小さい荷重で座屈が進行したことがいえる。したがって、うろこ型のステンドグラス構造を耐震壁としてみた場合、その座屈長さは $\sqrt{1/0.5} \approx 1.41$ 倍以上であると概算される。

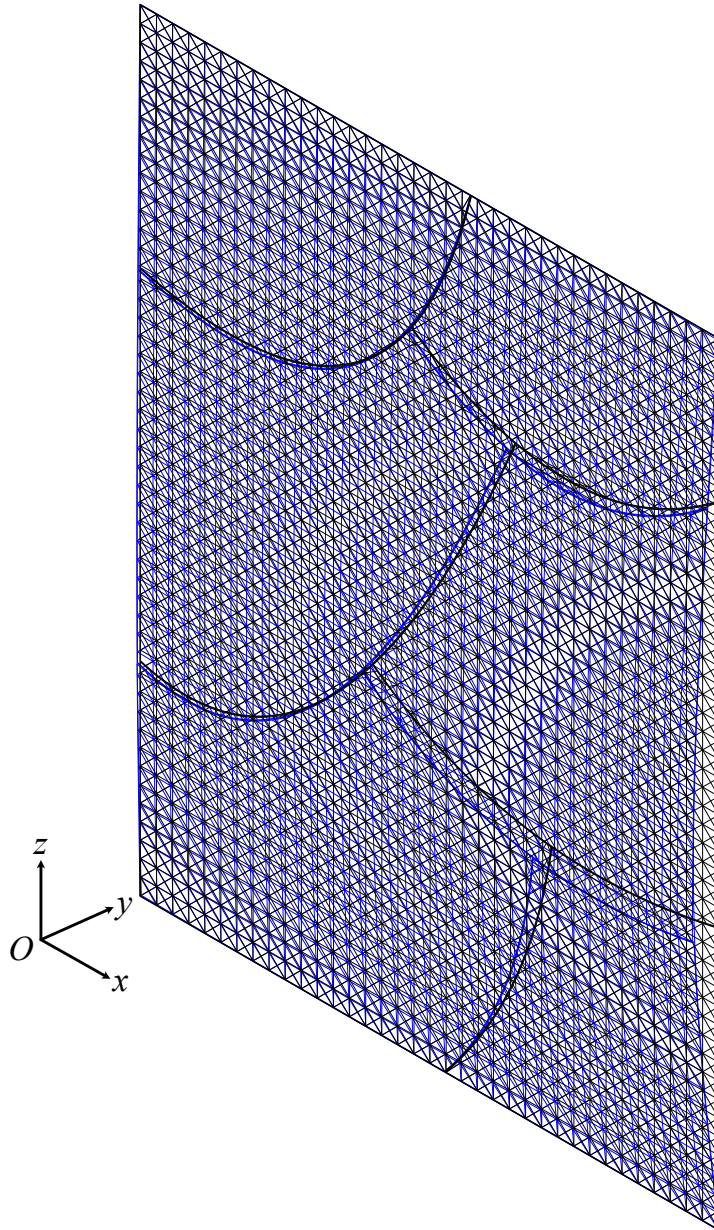


Fig.5.5 うろこ型の座屈変形モード

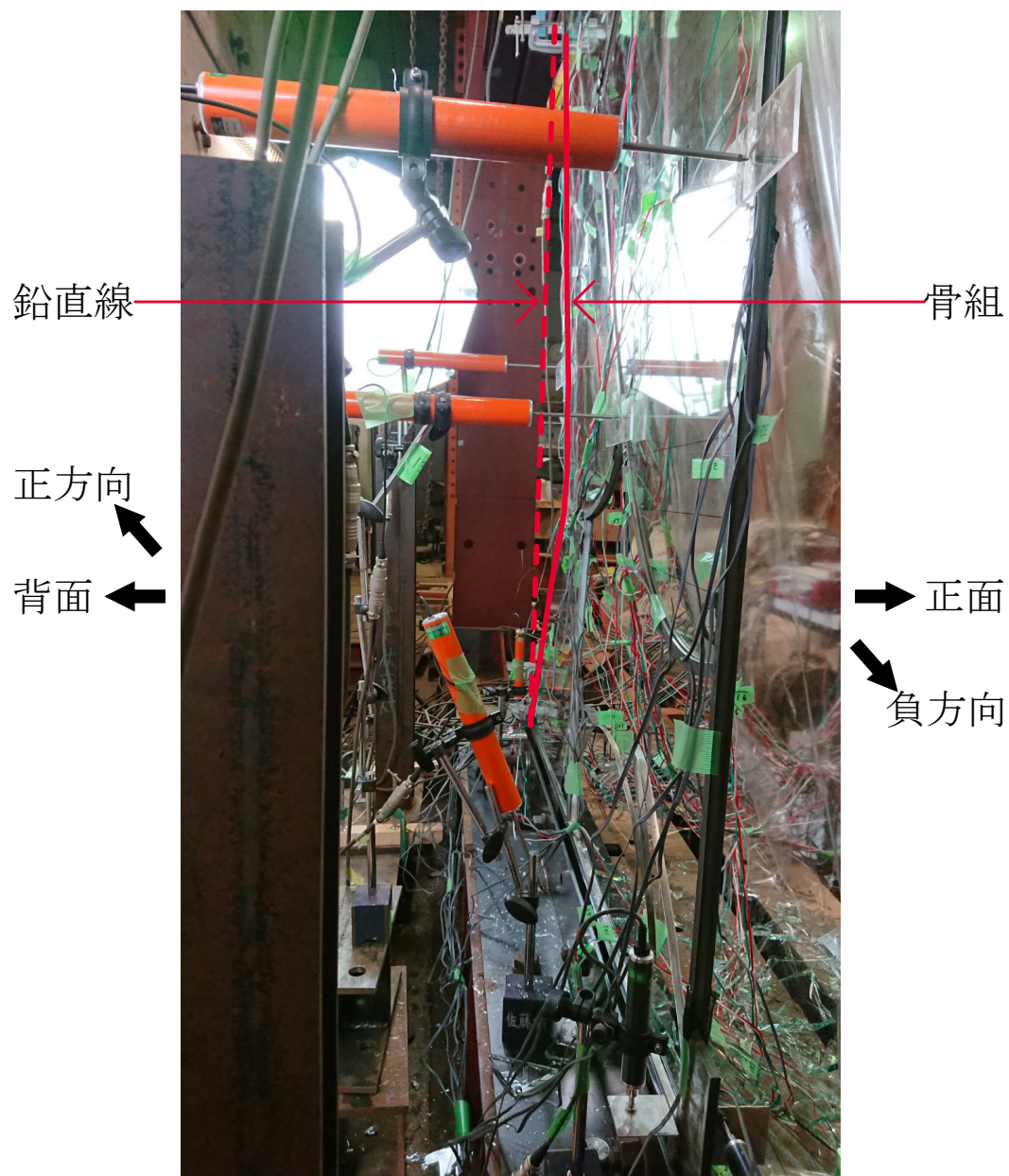


Fig.5.6 うろこ型実験の面外変形の様子

5.3.2 曲線𠄎型

負方向の座屈解析の結果，座屈固有値は 18.28，変形モードは Fig.5.7 に示す通りとなった．実験で確認された変形の様子 (Fig.5.8) と比較すると，面外方向は逆だが，変形形状は類似の傾向を持つことがわかる．座屈固有値から算出される座屈荷重は負方向で-17.91 kN となった．実験の終局荷重が-11.497 kN であることと比較すると，0.65 倍より小さい荷重で座屈が進行したことがいえる．したがって，曲線𠄎型のステンドグラス構造を耐震壁としてみた場合，その座屈長さは $\sqrt{1/0.65} \approx 1.24$ 倍以上である．うろこ型と比較すると，座屈長さは短いことが解析から考察される．

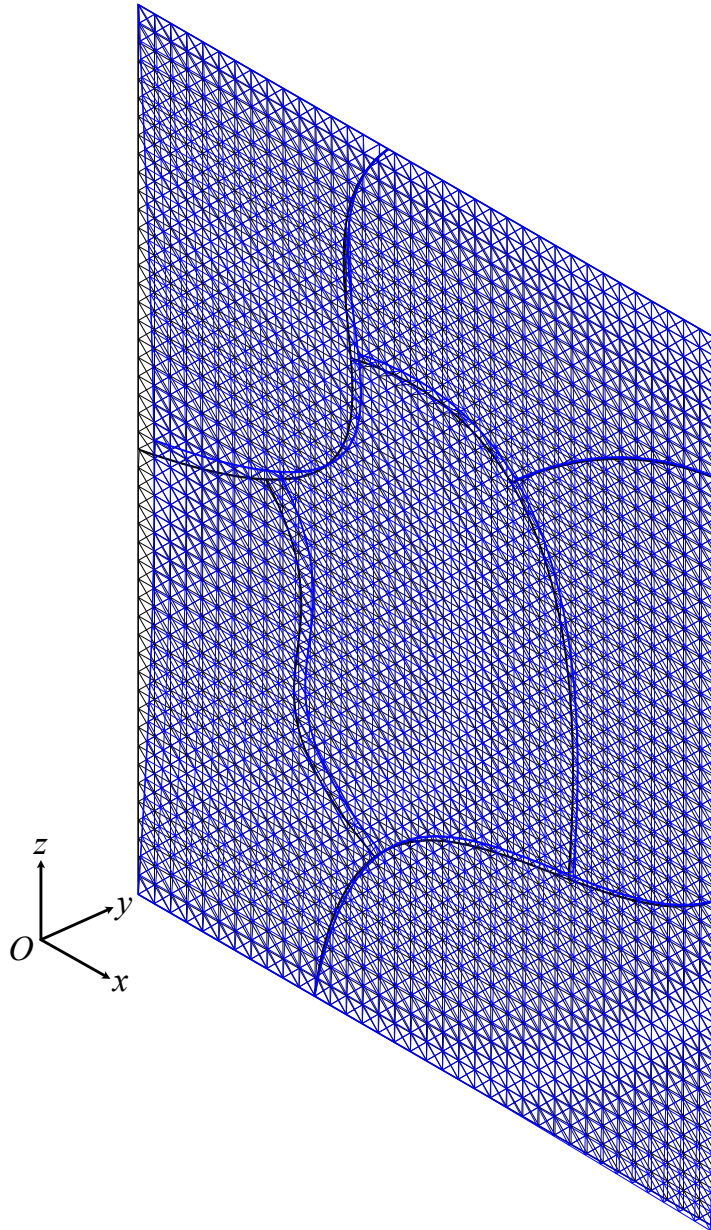


Fig.5.7 曲線C型の座屈変形モード

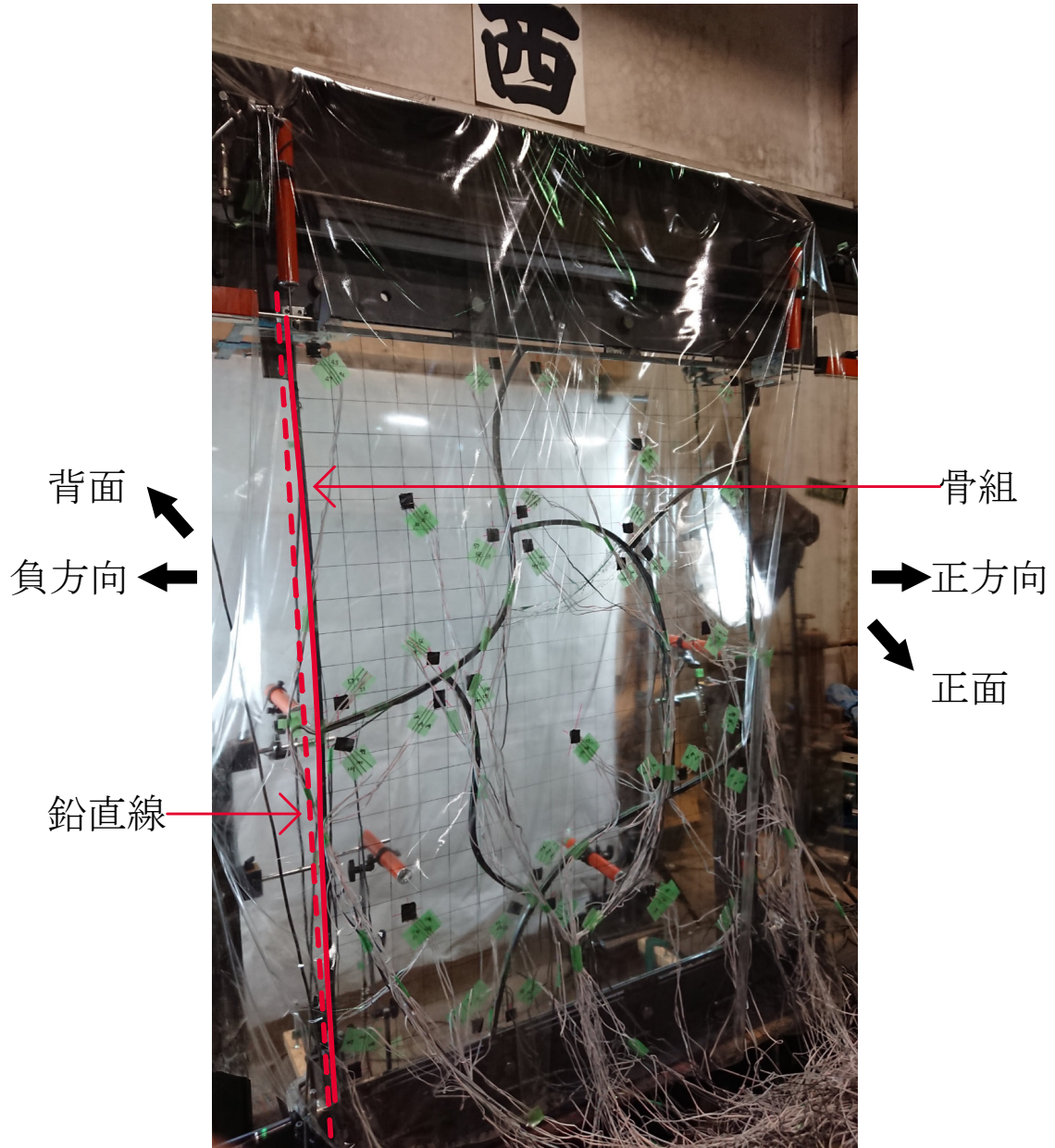


Fig.5.8 曲線円型実験の面外変形の様子

5.4 ガラスの主応力算定の理論

ガラスのモデル化の理論をもとに、解析結果から主応力を算定する手法を述べる。

なお、本論では物理量である力を単に力と呼称し、単位面積当たりの力を応力と呼称する。

5.4.1 ガラスのモデル化理論と主応力の関係

3.1.2 小節では、板ガラスを正方形領域に離散化した骨組モデルへの置換方法 [15] について述べた。格子モデルの解析結果から元の板ガラスの二次元応力状態を算出するための手法として、Fig.5.9 に示すような手法を採った。なお、部材名は Fig.5.9-a、部材軸力は Fig.5.9-b にならう。

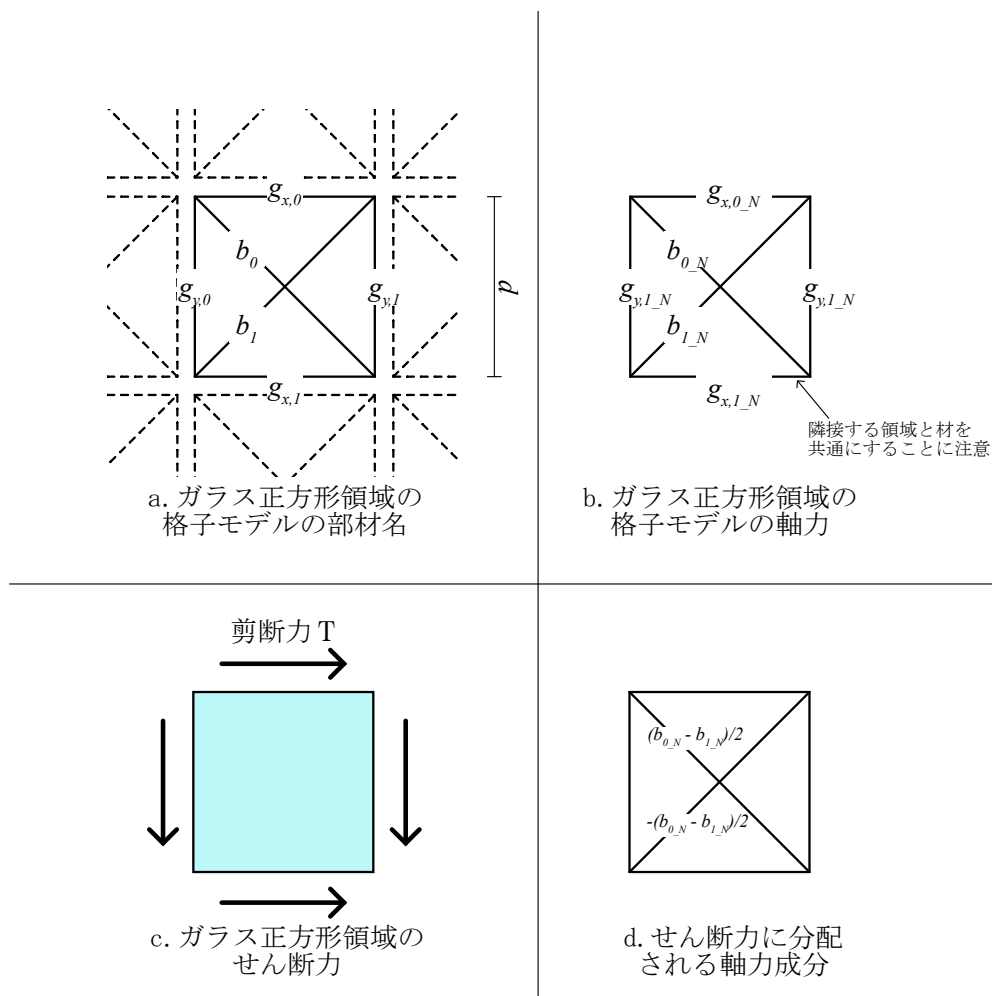


Fig.5.9 ガラスの格子モデルと主応力 1

まず、骨組モデルのブレース材の軸力 b_N から正方形領域に生じるせん断力 T を式 (5.1) で算出する (Fig.5.9-c,d).

$$T = \frac{b_{0,N} - b_{1,N}}{\sqrt{2}} \tag{5.1}$$

ブレース材の軸力のうち、せん断成分を除いたものは正方形領域に生じる引張力成分に対応するものとする (Fig.5.10-e,f). x 軸, y 軸方向の力の分配の比率は、これから述べる格子材の軸力の比率によるものとする.

格子材の軸力から、 x 軸, y 軸方向の引張力に対応する力成分 N_g を式 (5.2) で算出する (Fig.5.10-g,h). 格子材は隣接する別の正方形領域の格子材と共通であるため、当該の領域で負担する力は軸力の半分にあたると考える.

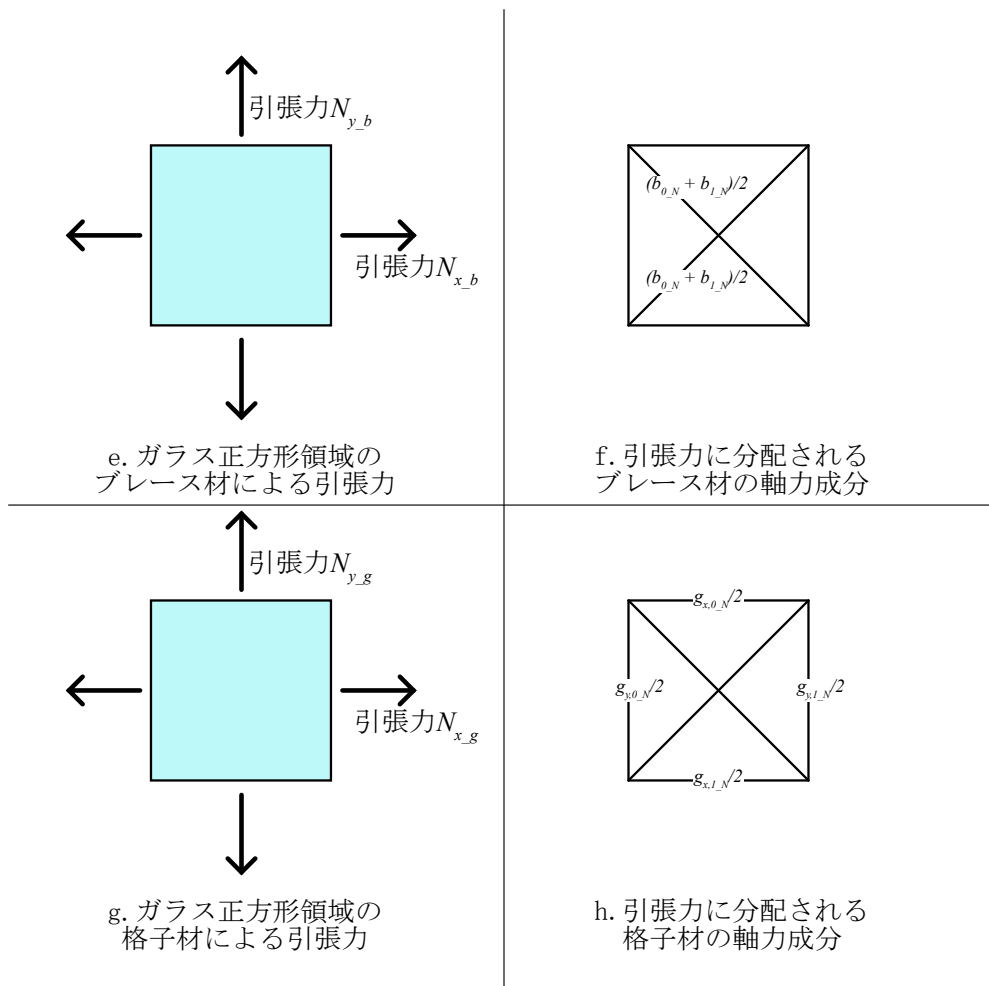


Fig.5.10 ガラスの格子モデルと主応力 2

$$\begin{aligned} N_{x-g} &= \frac{g_{x,0-N} + g_{x,1-N}}{2} \\ N_{y-g} &= \frac{g_{y,0-N} + g_{y,1-N}}{2} \end{aligned} \quad (5.2)$$

ブレース材の軸力のうち引張力成分に対応する力 N_b は、 N_{x-g} , N_{y-g} の比率から、式 (5.3) で分配される。

$$\begin{aligned} N_{x-b} &= \frac{N_{x-g}}{N_{x-g} + N_{y-g}} \frac{b_{0-N} + b_{1-N}}{\sqrt{2}} \\ N_{y-b} &= \frac{N_{y-g}}{N_{x-g} + N_{y-g}} \frac{b_{0-N} + b_{1-N}}{\sqrt{2}} \end{aligned} \quad (5.3)$$

よって、正方形領域に生じる引張力 N は式 (5.4) で算出される。

$$\begin{aligned} N_x &= N_{x-g} + N_{x-b} \\ N_y &= N_{y-g} + N_{y-b} \end{aligned} \quad (5.4)$$

単位面積当たりの応力は正方形領域の一辺の長さ d [mm] と厚さ t [mm] を用いて式 (5.5) で計算される.

$$\begin{aligned}\tau &= \frac{T}{ld} \\ \sigma_x &= \frac{N_x}{ld} \\ \sigma_y &= \frac{N_y}{ld}\end{aligned}\quad (5.5)$$

式 (5.5) の応力から正方形領域の中心点を代表点とする応力テンソルが式 (5.6) で表される.

$$\boldsymbol{\sigma} = \begin{bmatrix} \sigma_x & \tau \\ \tau & \sigma_y \end{bmatrix}\quad (5.6)$$

式 (5.6) の応力テンソルを行列 (\mathbf{A}) とみなす. \mathbf{A} は正則なので対角化でき, 対角化を行うと式 (5.8) のように対角行列 \mathbf{D} と線形写像 \mathbf{T} を得る. 両辺左から \mathbf{T} を作用させて式 (5.9) を得, 式 (5.9) のように式変形できる.

$$\mathbf{T}^{-1}\mathbf{A}\mathbf{T} = \mathbf{D}\quad (5.7)$$

$$\mathbf{A}\mathbf{T} = \mathbf{T}\mathbf{D}\quad (5.8)$$

$$(\mathbf{E}\mathbf{A})\mathbf{T} = (\mathbf{T}\mathbf{D})\quad (5.9)$$

このとき, \mathbf{T} と \mathbf{D} は \mathbf{A} の固有値 λ , 固有ベクトル \mathbf{x} を用いて式 (5.10) のように表される. なお, 固有値は $\lambda_1 > \lambda_2$ とし, 固有ベクトルは長さが 1 になるよう規格化されているものとする.

$$\begin{aligned}\mathbf{T} &= \begin{bmatrix} \mathbf{x}_1 & \mathbf{x}_2 \end{bmatrix} \\ \mathbf{D} &= \begin{bmatrix} \lambda_1 & 0 \\ 0 & \lambda_2 \end{bmatrix}\end{aligned}\quad (5.10)$$

このとき, \mathbf{T} は角 θ の回転を表す回転行列になっている.

式 (5.9) について, 左辺は単位行列 \mathbf{E} で表される標準基底で \mathbf{A} で表される応力テンソルに対して回転行列 \mathbf{T} を作用させたもの, 右辺は \mathbf{T} を基底として \mathbf{D} で表される応力テンソルを意味する. すなわち, \mathbf{A} で表される応力テンソルに対し, 基底を θ 回転させて行列表現すると対角行列 \mathbf{D} で表される.

よって, 応力テンソル $\boldsymbol{\sigma}$ の最大主応力 σ_{max} , 最小主応力 σ_{min} は式 (5.11) で表される.

$$\begin{aligned}\sigma_{max} &= \lambda_1 \\ \sigma_{min} &= \lambda_2\end{aligned}\quad (5.11)$$

最大主応力方向は θ である.

これに基づき, 骨組モデルの解析結果から各正方形領域に対して主応力, 主応力方向を計算した.

5.5 解析結果とガラスの主応力の分析

錫ばね除去法で得られた完成モデルに対して、座屈解析で得られた変形モードを初期不整として与えたものを作成する(以下、初期不整モデル)。ただし、与える初期不整は最大の面外変位が ± 30 mm になるように変形モードを調整したものである。完成モデルと初期不整モデルに対して線形弾性解析を行う。

完成モデルと初期不整モデルの線形弾性解析の結果から、ガラスに生じる応力状態を分析する。

5.5.1 うろこ型

完成モデルと初期不整モデルの正方向載荷時の変形図と初期剛性を Fig.5.11, Fig.5.12 に示す。

完成モデルが水平方向に変形しているのに対し、初期不整モデルでは主として面外への変形が大きい様子が分かる。また、初期剛性は完成モデルが 14.45 kN/mm で初期不整モデルが 1.95 kN/mm である。初期不整モデルが完成モデルに比して値が小さくなっている。その要因として、初期不整によってモデルの面外変形が可能になったことで初期剛性が低下したことが考えられる。

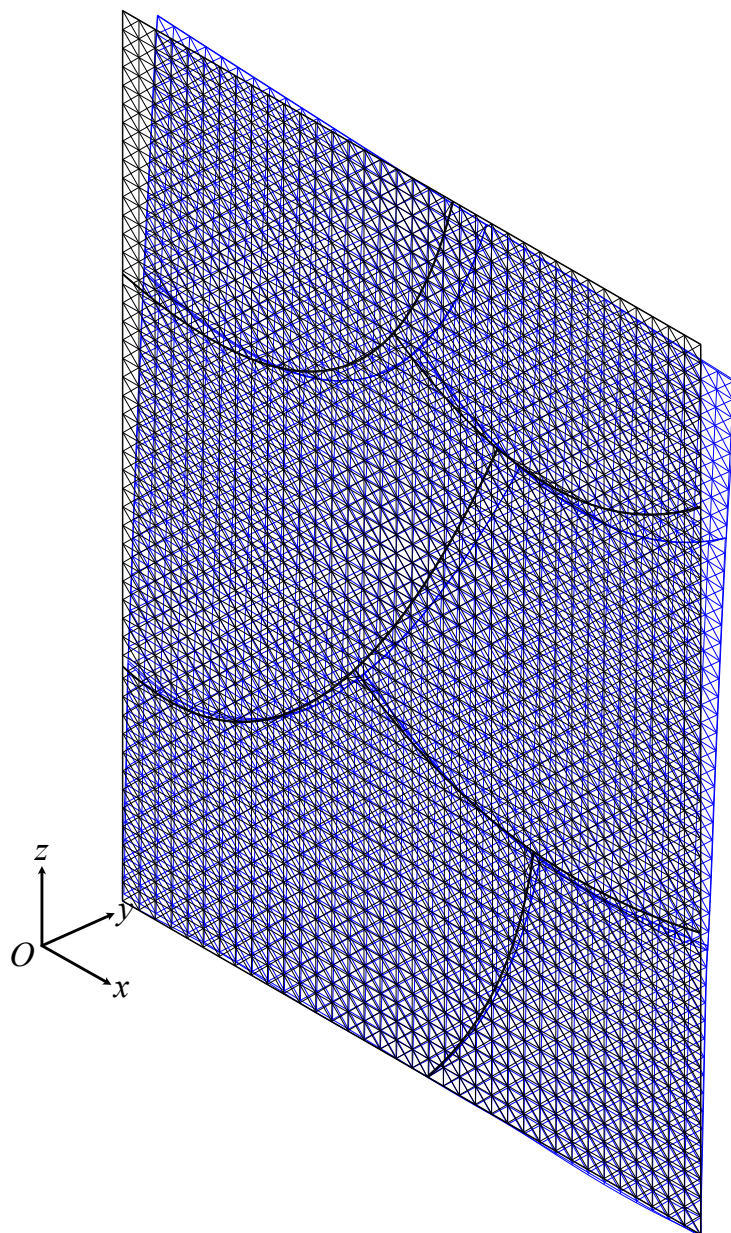


Fig.5.11 うろこ型完成モデル・変形図 (Dfact=1000)

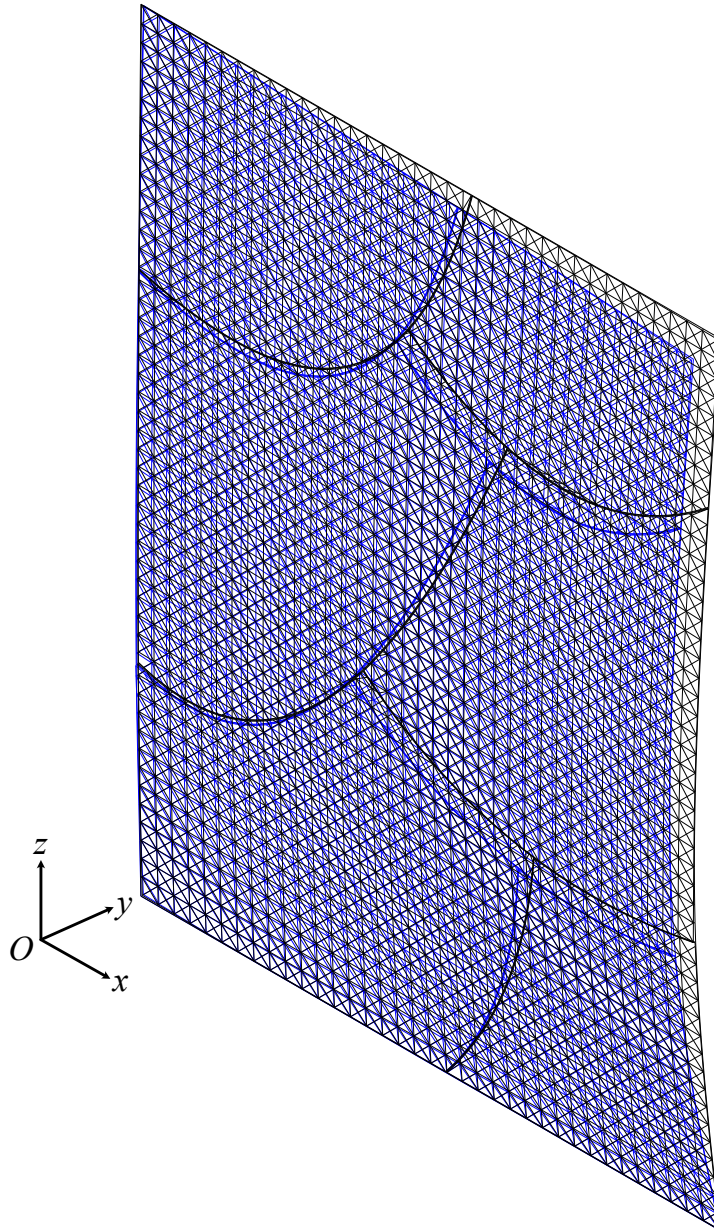


Fig.5.12 うろこ型初期不整モデル・変形図 (Dfact=10)

完成モデルと初期不整モデルのガラスに生じた主応力・主応力方向を Fig.5.13 に示す。完成モデル (Fig.5.13-a,b) と初期不整モデル (Fig.5.13-c,d) で応力の流れが大きく変化していることが巨視的に確認できる。

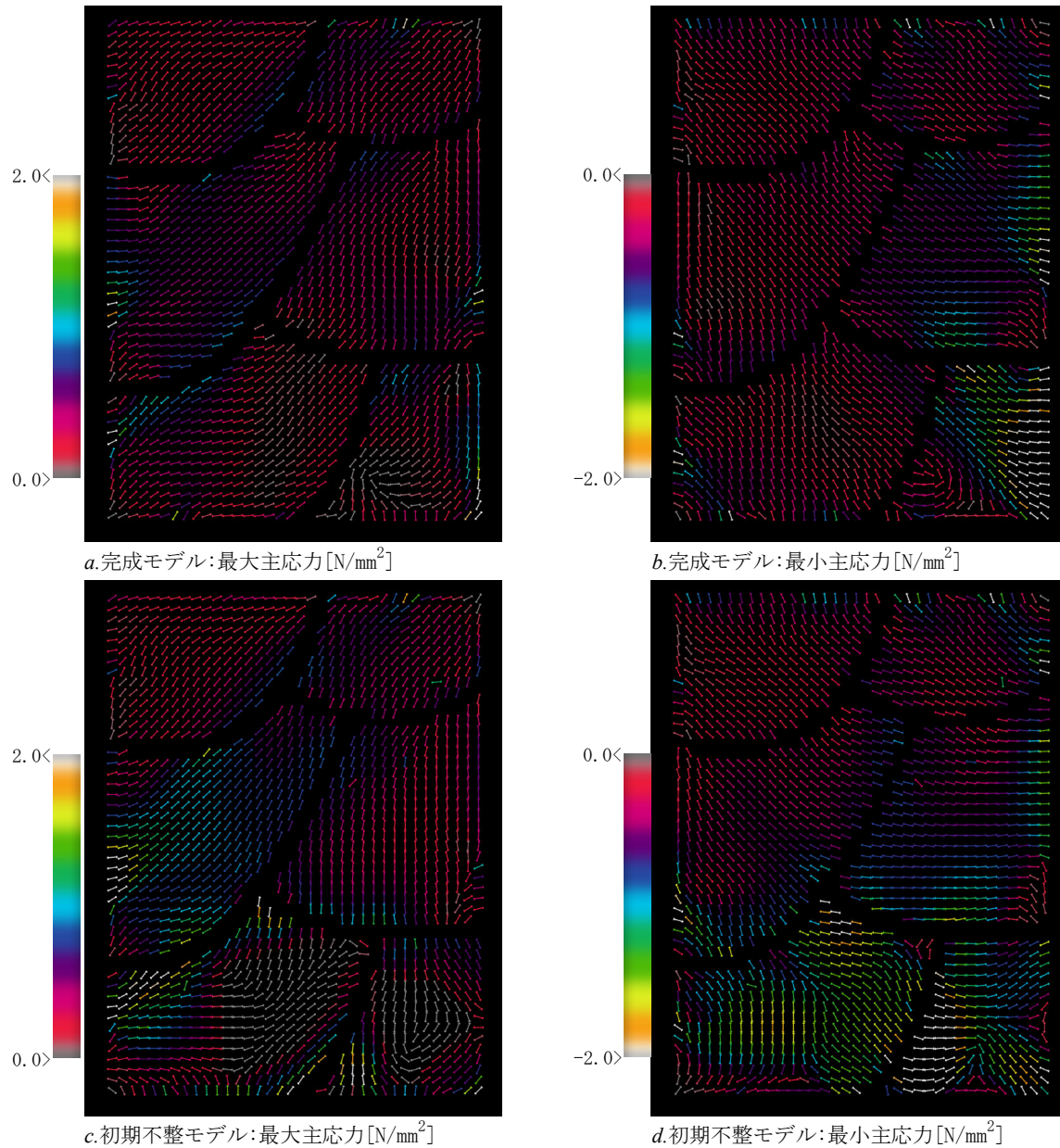


Fig.5.13 うろこ型の主応力・主応力方向図 ([N/mm])

(a:[完成モデル] 最大主応力, b:[完成モデル] 最小主応力, c:[初期不整モデル] 最大主応力, d:[初期不整モデル] 最小主応力)

より詳細にガラス5について分析する。ガラス5は右上の角部を起点にして亀裂が入り、破壊に至ったと2.4.2小節で分析された。ガラス5の主応力・主応力方向の詳細図をFig.5.14, 主応力線図をFig.5.15, 実験で測定された応力状態をFig.5.16に示す。主応力線図は初期不整モデルの主応力・主応力方向図から作成したものである。

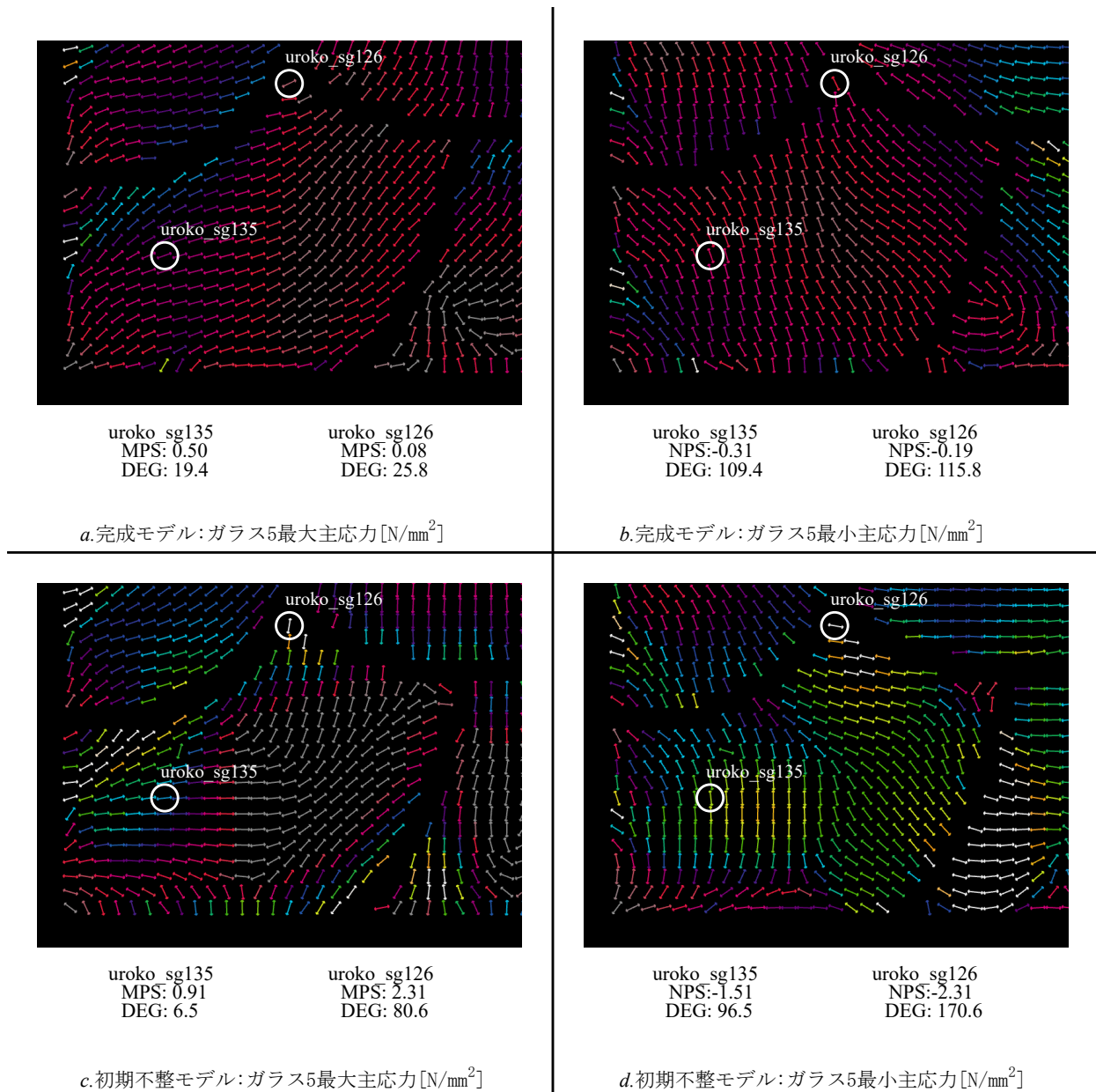


Fig.5.14 うろこ型ガラス5の主応力・主応力方向図

なお、解析結果と実験結果では最大・最小主応力ともに値のオーダーが一致していないが、本解析が水平荷重 0.98kN 時の解析結果であること、初期不整を面外変位が最大 30 mm になる

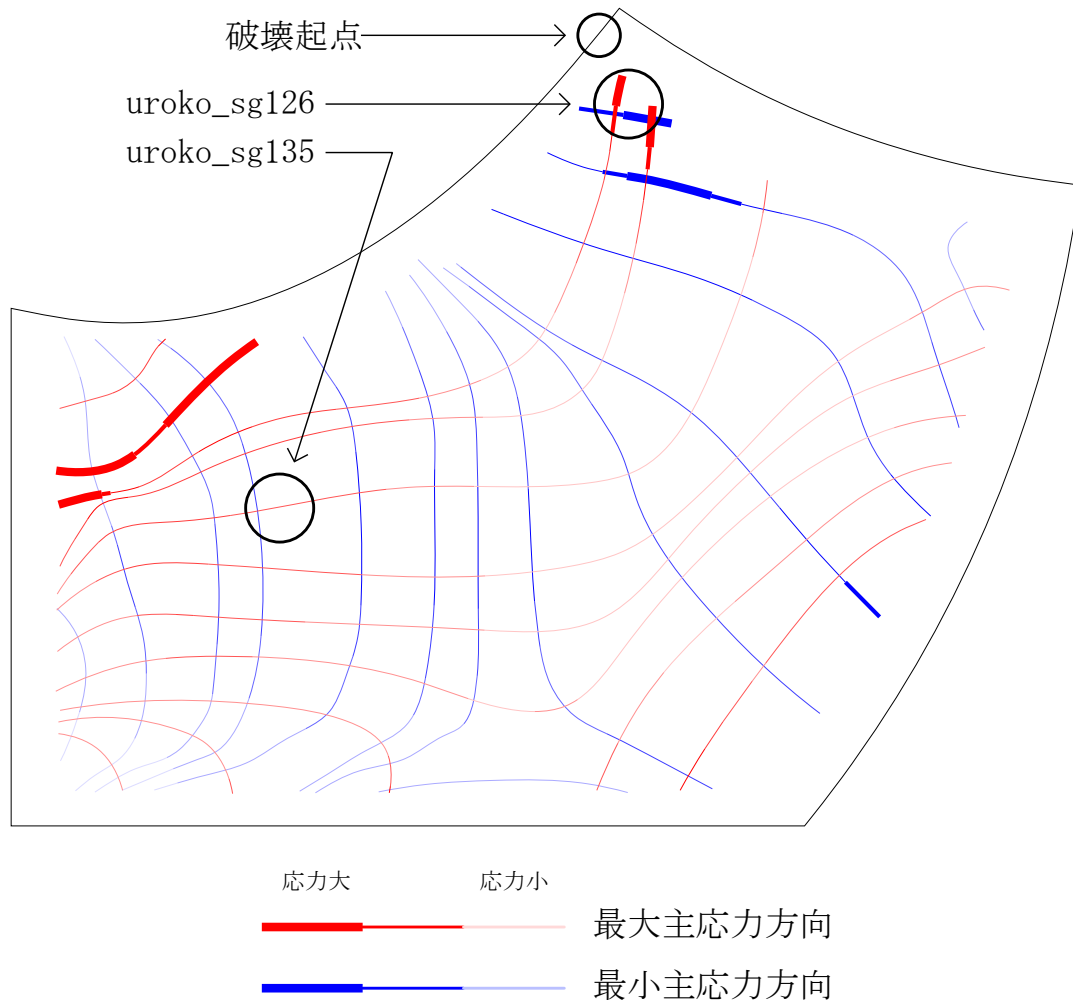


Fig.5.15 うろこ型ガラス5の主応力線図

と仮定した解析であることを考慮すると、具体的な数値を比較した分析は不適切だと考えられる。よって、本分析では主として方向と値の相対的な変化や分布に注目する。

ガラス5の右上の角部(uroko_sg126)に注目する。Fig.5.14-a, bに示す通り、完成モデルでは最大主応力と最小主応力が共に相対的に低い応力状態であったが、Fig.5.14-c, d, Fig.5.15に示す初期不整モデルでは相対的に高い応力状態になっている。ガラス5が該当箇所から亀裂が入ったことを考慮すると、終局時のガラスの応力状態を再現している可能性がある。

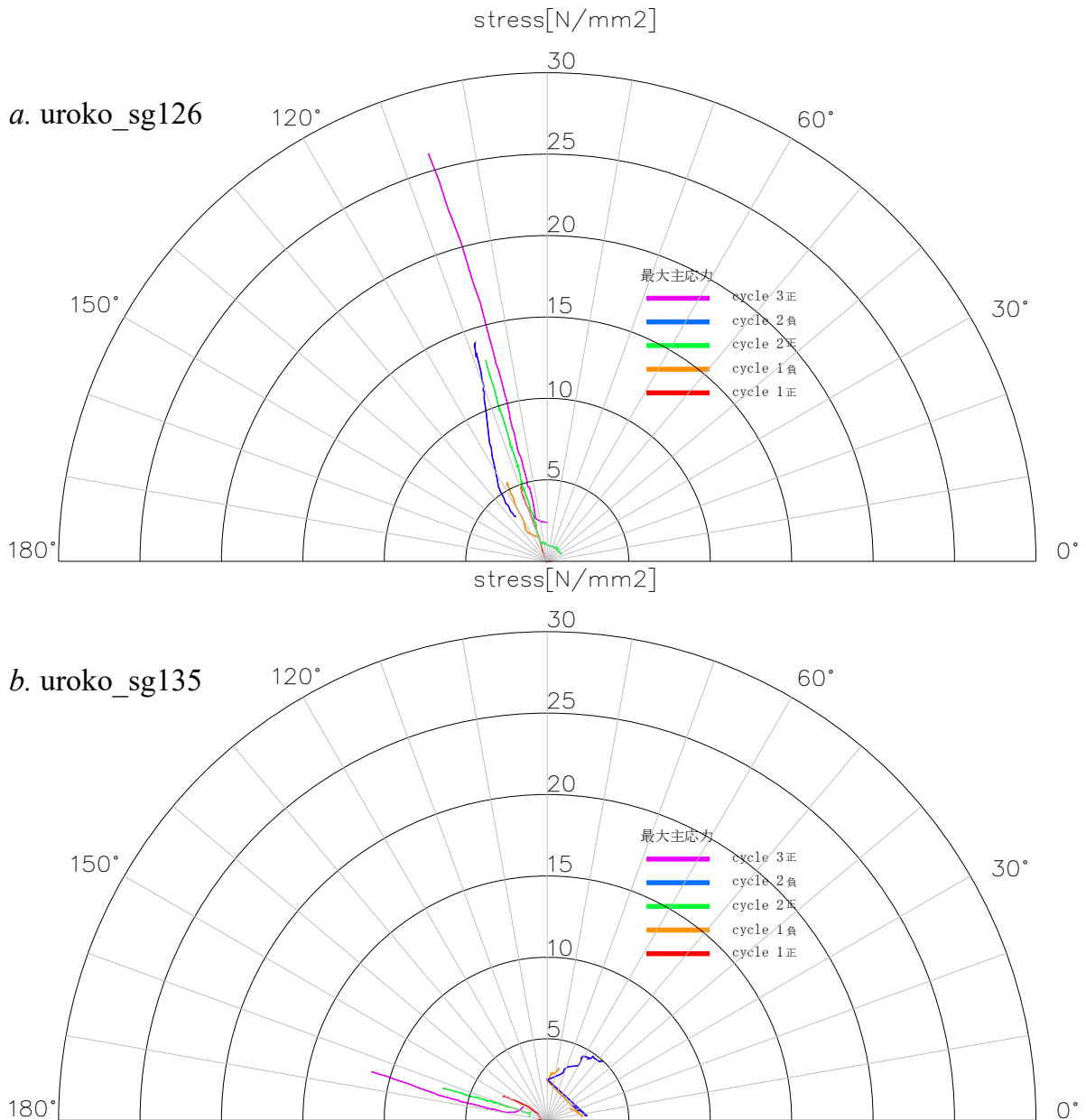


Fig.5.16 うろこ型ガラス 5 の応力状態 (実験)

最大主応力の方向について、初期不整モデルの解析結果 (Fig.5.14-c) と実験結果のサイクル 3 の正方向時 (Fig.5.16-a) の主応力の方向はそれぞれ 80.6° と 116.8° で、およそ 25 度の差異がある。同様に、ガラス 5 の中央部では、それぞれ 6.5° と 164.1° で、およそ 22 度の差異がある。解析がガラスが格子状に離散化されたモデルの結果であることを考慮すると、主応力の方向は著しく間違っていないと見なせる。

最大主応力の分布について、ガラス 5 の右上角部を中央部を基準に比較すると、実験では

終局時の最大主応力でおよそ 2.36 倍であった。一方、初期不整モデルの解析では 2.53 倍であり、相対的な応力状態が再現できている可能性が高い。

5.5.2 曲線型

完成モデルと初期不整モデルの負方向荷重時の変形図と初期剛性，ガラスに発生した主応力と主応力方向を Fig.5.17 と Fig.5.18 に示す。

初期剛性は完成モデルが 12.21 kN/mm で初期不整モデルが 4.57 kN/mm である。初期不整モデルが完成モデルに比して値が小さくなっている。変形の様子や初期剛性の傾向はうろこ型と同様であると考えられる。

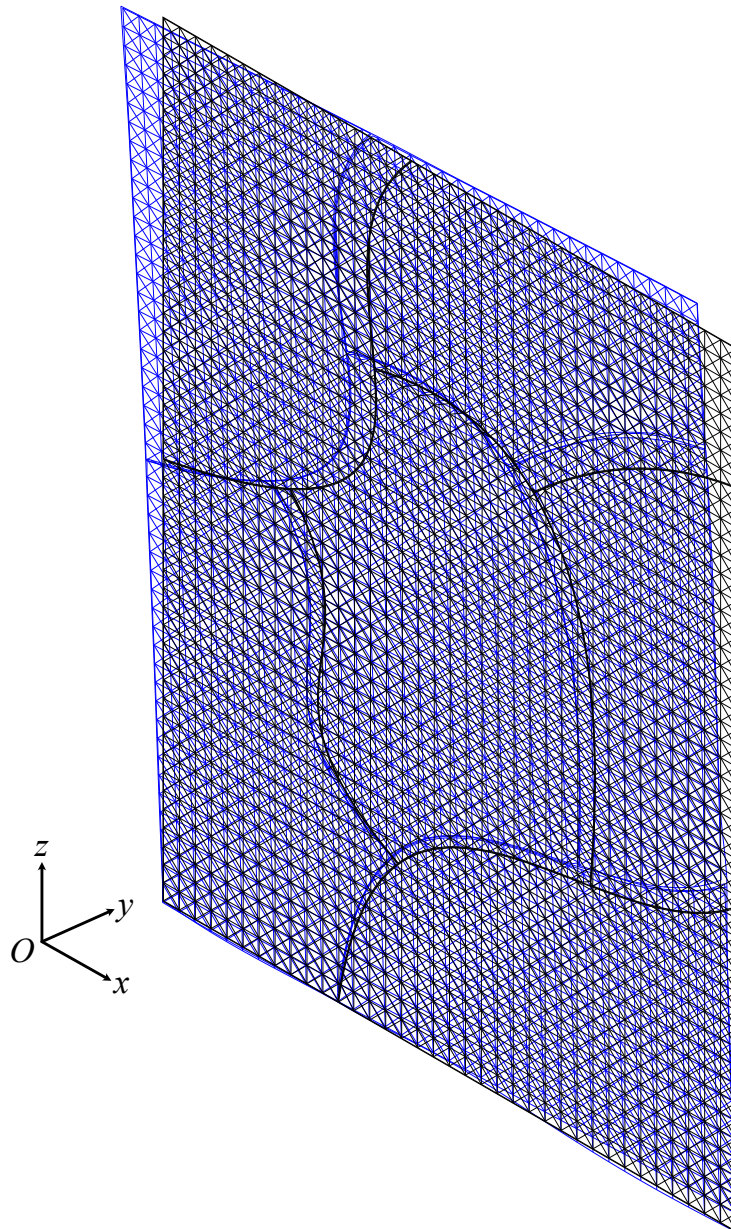


Fig.5.17 曲線凹型完成モデル・変形図 (Dfact=1000)

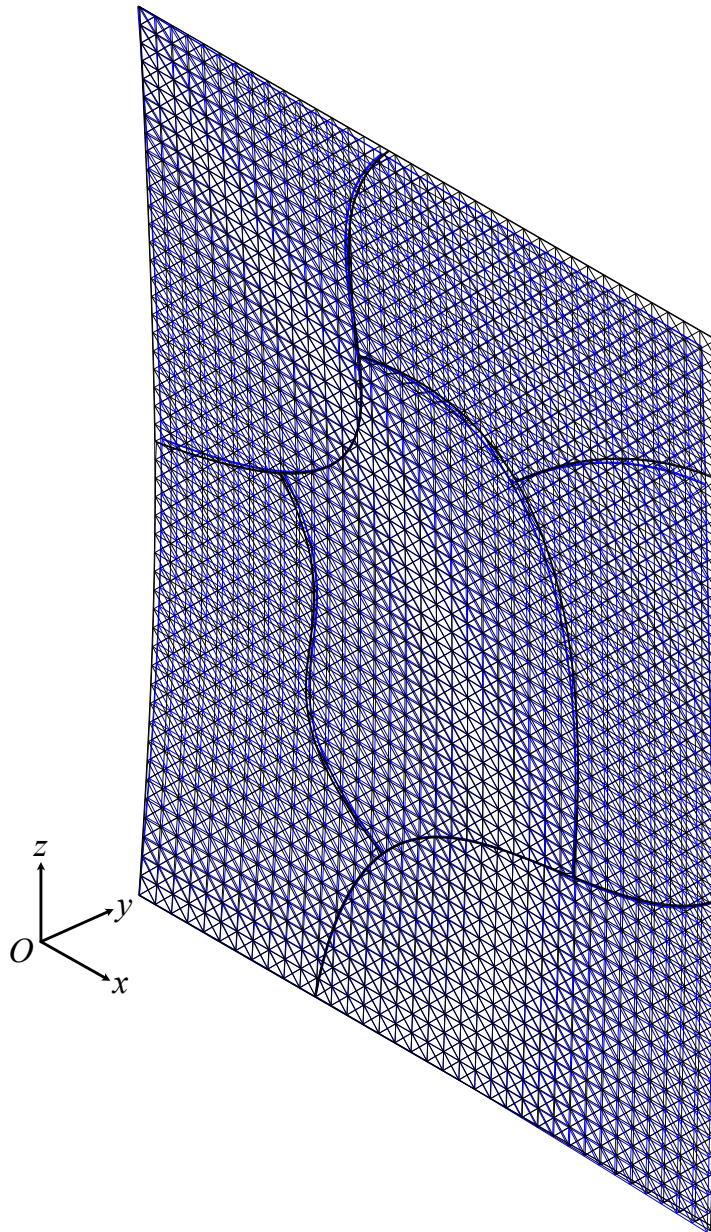


Fig.5.18 曲線C型初期不整モデル・変形図 (Dfact=10)

ガラスに生じた主応力・主応力方向を Fig.5.19 に示す。完成モデル (Fig.5.19-a,b) と初期不整モデル (Fig.5.19-c, d) で応力の流れや分布に大きな違いは巨視的にはさほどない様子が分かる。また、前述のうろこ型の解析結果と異なり、最大・最小主応力がともに相対的に大きな値で生じている箇所が見られないことが確認できる。

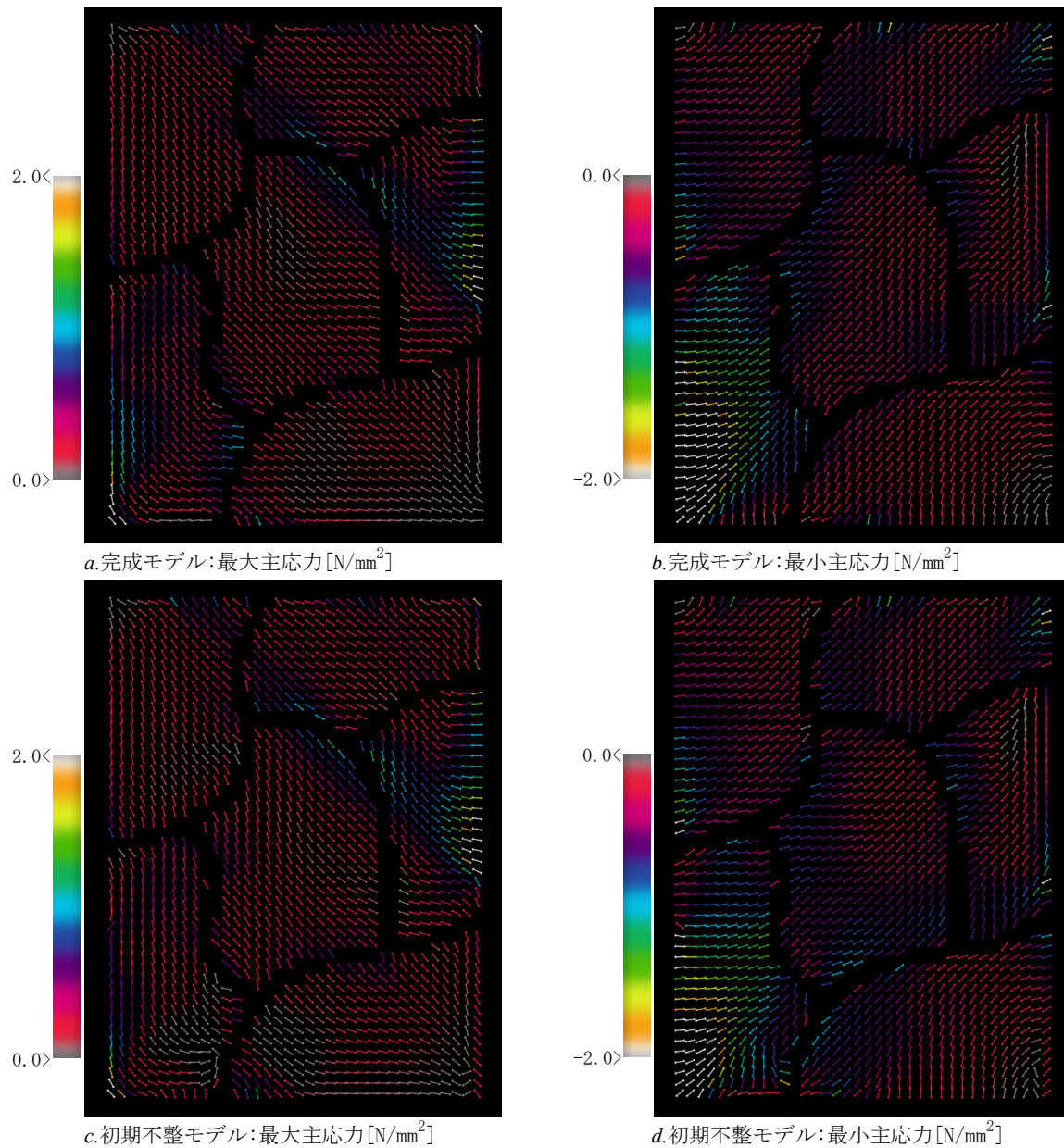


Fig.5.19 曲線円型の主応力・主応力方向図 ([N/mm])

(a:[完成モデル] 最大主応力, b:[完成モデル] 最小主応力, c:[初期不整モデル] 最大主応力, d:[初期不整モデル] 最小主応力)

実験ではガラス1とガラス4の境界で面外に折れる形で面外座屈が進み、ガラス6の上部に

亀裂が入った後ガラス4にも亀裂が入り、ガラス6が破壊するという過程を経た。

本解析による該当箇所の応力状態と実験で測定された応力状態を Fig.5.20, Fig.5.21, Fig.5.22 に示す。

解析結果ではガラス6の右上部はガラス4の左下部と比較して最大主応力・最小主応力いずれも相対的に低いという結果が示された。一方、実験結果の7サイクルの負方向時の最大主応力は、ガラス6の右上部は17.4kN/mm²、ガラス4の左下部は5.6kN/mm²であった。以上の解析結果と実験結果とを比較すると、有意な対応関係は見られなかった。

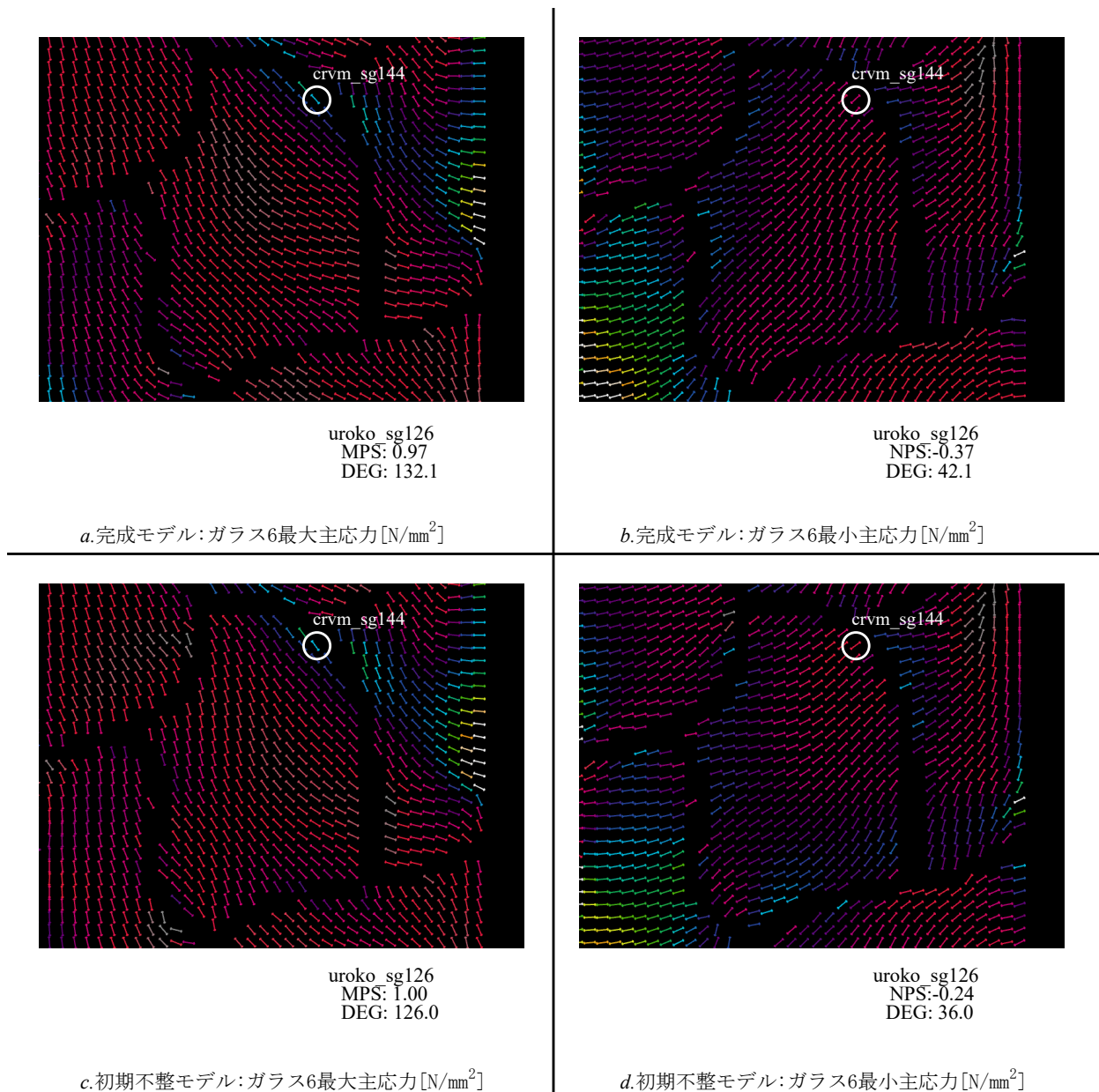
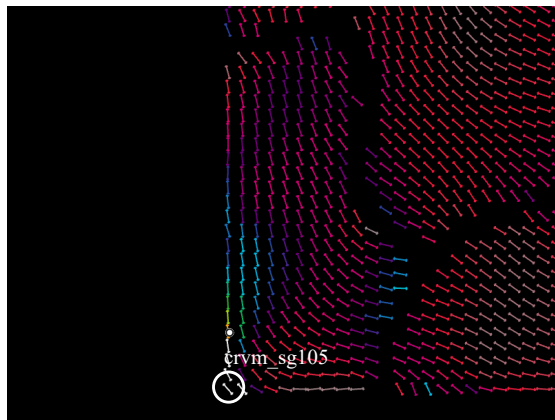
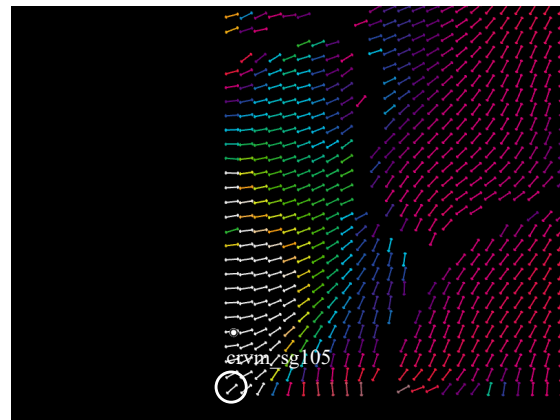


Fig.5.20 曲線円型ガラス6の応力状態(解析)



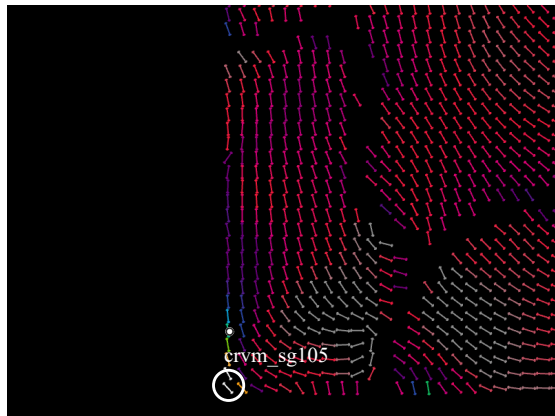
crvm_sg105
MPS: 5.87
DEG: 131.1

a. 完成モデル: ガラス6最大主応力 [N/mm^2]



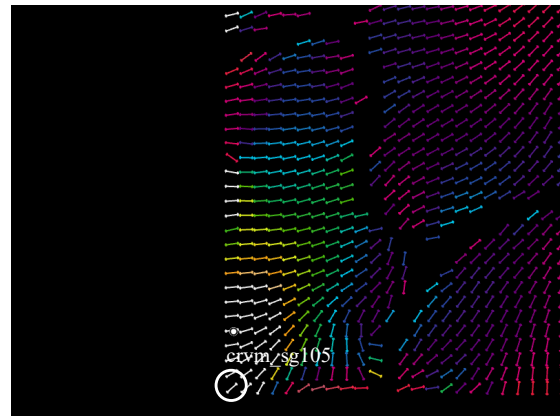
crvm_sg105
NPS: -2.48
DEG: 43.1

b. 完成モデル: ガラス6最小主応力 [N/mm^2]



crvm_sg105
MPS: 4.63
DEG: 132.0

c. 初期不整モデル: ガラス6最大主応力 [N/mm^2]



crvm_sg105
NPS: -1.98
DEG: 42.0

d. 初期不整モデル: ガラス6最小主応力 [N/mm^2]

Fig.5.21 曲線円型ガラス4の応力状態(解析)

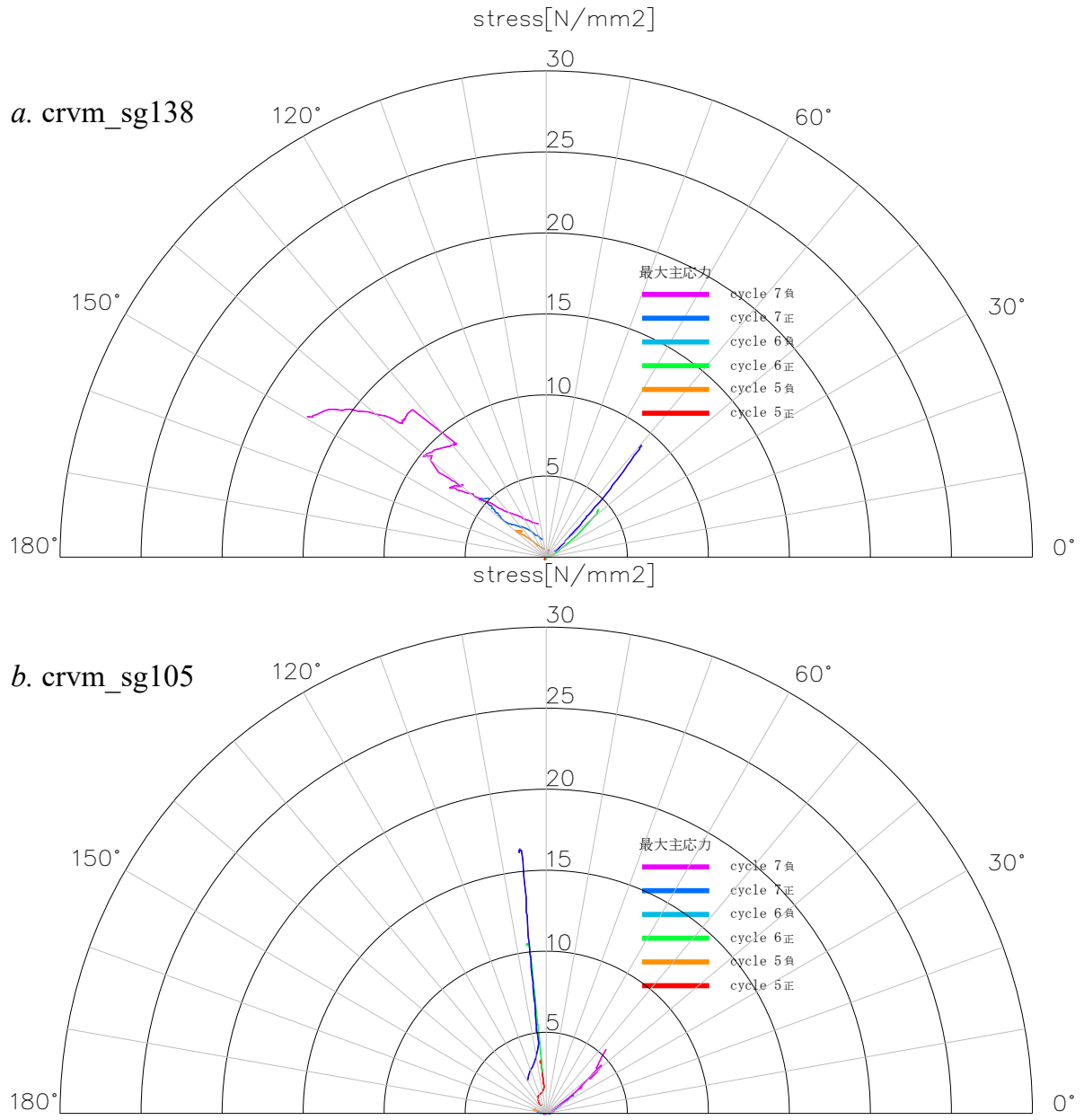


Fig.5.22 曲線凹型ガラス6とガラス4の応力状態 (実験)

5.6 結語

うろこ型のガラスの応力分析では、解析と実験で良い対応関係がある可能性が示唆された。一方、曲線凹型では有意な関係は見出だせなかった。2.4.2 小節で述べたように、うろこ型では面内の応力集中が破壊の要因であると分析している。一方で、2.4.5 小節で述べたように、曲線凹型では面外曲げが破壊の要因であると分析している。本解析によって、面内の応力集中によるガラスの応力状態は再現できたが、面外曲げによるガラスの応力状態では再現できなかった可能性があると考えられる。

面外曲げによるガラスの応力状態が再現できなかった要因として、骨組のフランジによるガラスの拘束効果を考慮していないことが考えられる。ガラスの面外曲げは骨組が面外に座屈した際にフランジの拘束によって生じるため、本解析では再現できなかった可能性がある。

第 6 章

形状最適化

この章では、第 4 章で提案した解析手法を用いて骨組形状の局所最適化を行う。

第 1 節では、最適化問題の設定を説明する。

第 2 節では、最適化の過程と得られた結果について説明する。

第 3 節では、結語として本章をまとめる。

6.1 形状最適化の問題設定

最適化の対象として曲線H型を選択した。実験で高い剛性を示したことから、骨組形状の最適化によりさらなる剛性の増大が見込めると考えた。

6.1.1 最適化環境

最適化問題を計算するにあたって使用したソフトは Mcneel 社が提供する 3D モデリングソフト Rhinoceros6(version:6.35.21222.17001) とそのプラグインツール Grasshopper(version:1.0.0007) である。解析に使用した構造計算ツールは Karamba 3D 社が提供する Grasshopper のプラグインツール Karamba 3D(version:1.3.2) である。

Rhinoceros とそのプラグインツールである Grasshopper は、直線や NURBS 曲線、NURBS 曲面といった図形形状を三次元空間上でパラメトリックに記述し、操作する機能が豊富にサポートされている。形態の最適化を検討するうえで最もコストが低い手段の一つであり、構造デザインやパラメトリックデザインの分野での利用例が多い [17]。こうした背景のもとで、本研究でも同ツールを用いて形態の最適化を行うこととした。なお、ここでいうコストとはソフトの導入や使用方法の学習、プログラムの構築にかかる時間などを含めた、形態の最適化を行うという目的を果たすにあたっておおよそ必要な工程にかかる時間と手間を意味している。

6.1.2 パラメータ

骨組形状を操作する手法として図に示す 5 節点を 50 [mm] 四方の範囲で動かすこととし、各点の x 成分と z 成分の変位ベクトルの成分値をパラメータとした。形状の概観は変えず、境界内で節点を動かすことで局所的な最適解を求める。パラメータの境界条件は $-0.50x \leq 0.50$ 、有効桁数は 2 桁とし、これを 50 倍することで変位ベクトルの成分値とした。

6.1.3 目的関数

目的関数は水平変位の最小化、すなわち初期剛性の最大化とした。Karamba 3D が Hogan の解析計算と同様に梁要素を用いたマトリクス法であることと、曲線H型の初期剛性再現モデルで Karamba 3D での解析結果が Hogan での解析結果とほぼ一致したことから、Hogan による解析と同等の解析であるとみなした。

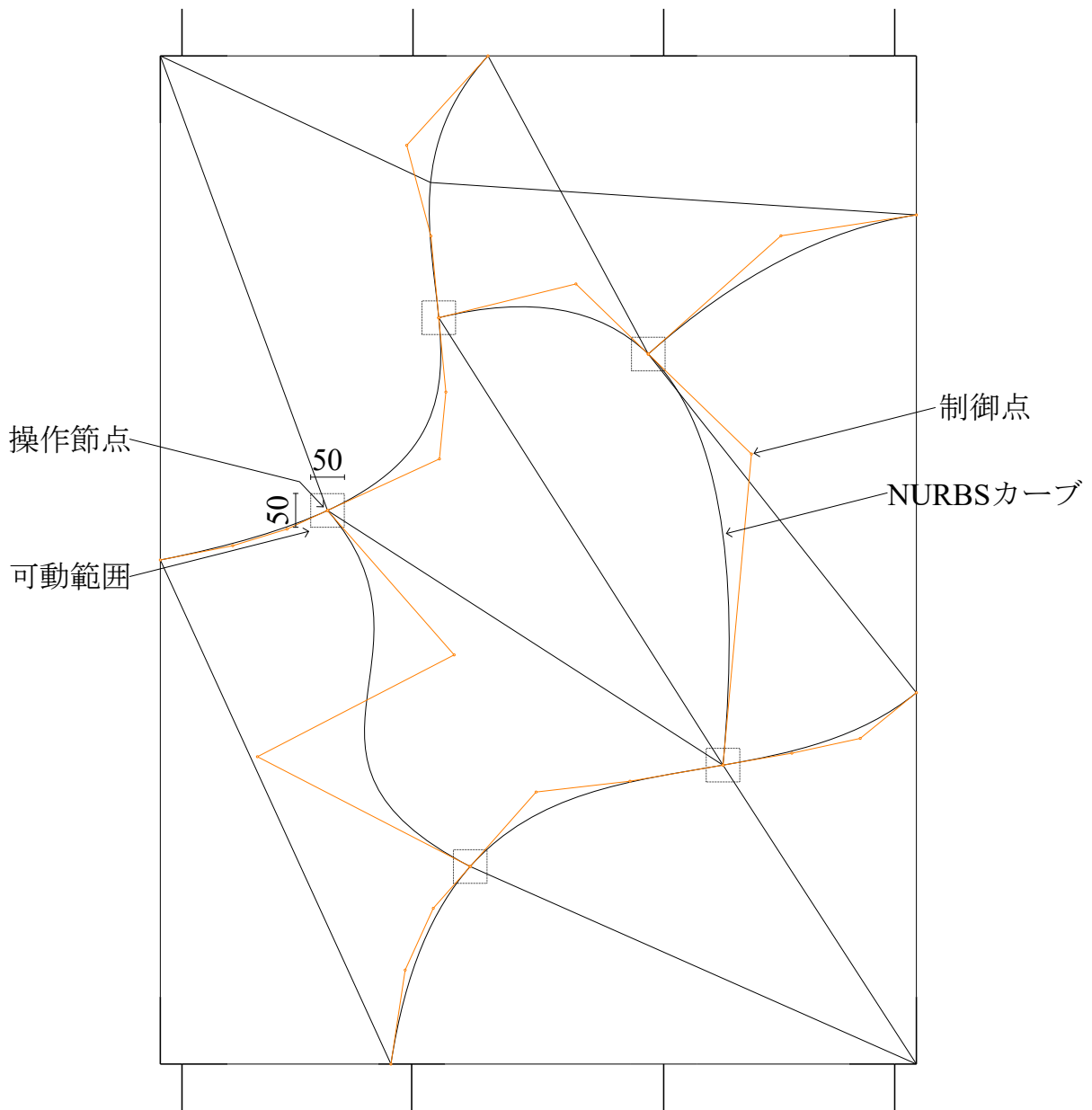


Fig.6.1 形状パラメータ

6.1.4 最適化アルゴリズム

最適化アルゴリズムは遺伝的アルゴリズムと Hill Climbing 法の二種類を用いた。遺伝的アルゴリズムは grasshopper の付属機能 galapagos で実装提供されている。Hill Climbing 法はオープンソース [18] のプラグインツールを導入した。

以下、各アルゴリズムの特徴と採用した意図を述べる。

遺伝的アルゴリズムは遺伝子に見立てた解を一世代あたりに複数生成し、目的関数による解の評価が高いもの同士を適当に合成(交配)、或いは確率でランダムな解を生成(突然変異)したものを次世代の解とし、これを繰り返すことで最適解を求める手法である。第一世代の遺伝子はランダムに生成する。適用できる問題の汎用性が高いという特徴があり、時間をかければどのような問題でも一定の最適解は求められる。一方、Hill Climbing 法は基本的で単純なアルゴリズムで、パラメータの一定範囲の近傍の局所最適解を繰り返し求めていく手法である。目的関数が複雑な場合、最適解がパラメータの初期値に依存することになる。これら両手法を用いることで目的関数の特徴を分析する目的がある。

遺伝的アルゴリズムの設定パラメータは、初期遺伝子数は 100、交配遺伝子数は 50 とし、75 世代交配させた。

Hill Climbing 法の設定パラメータは、最大ステップ幅(境界範囲に対する探索範囲の割合)を 0.1 とし、近傍探索は正規分布に従う乱数を用いた。初期解は乱数を用いて決定した。

6.2 最適化の計算過程と結果

最適化の結果を Table6.1 に示す。遺伝的アルゴリズムを用いた様子を Fig.6.2, Hill Climbing 法を用いた様子を Fig.6.3 に示す。初期剛性は、初期解の 1.099 [kN/mm] に対して、遺伝的アルゴリズムでは 1.34 [kN/mm], Hill Climbing 法では 1.36 [kN/mm] に向上できた。両手法ともほぼ同じ結果が得られたことから、パラメータの境界内の目的関数は単調であると考えられる。

Table6.1 最適解に基づく節点座標

最適化アルゴリズム	初期位置 [mm]	最適解 [mm]
遺伝的アルゴリズム	(726.1, 1056.4)	(708.1, 1077.9)
	(414.3, 1110.4)	(428.3, 1086.4)
	(248.8, 823.7)	(273.3, 819.2)
	(461.1, 293.9)	(446.6, 318.4)
	(837.3, 444.8)	(829.8, 469.3)
初期剛性 [kN/mm]	1.099	1.34
Hill Climbing 法	(726.1, 1056.4)	(705.6, 1081.4)
	(414.3, 1110.4)	(439.3, 1089.9)
	(248.8, 823.7)	(266.8, 828.7)
	(461.1, 293.9)	(436.1, 318.9)
	(837.3, 444.8)	(822.3, 469.8)
初期剛性 [kN/mm]	1.099	1.36

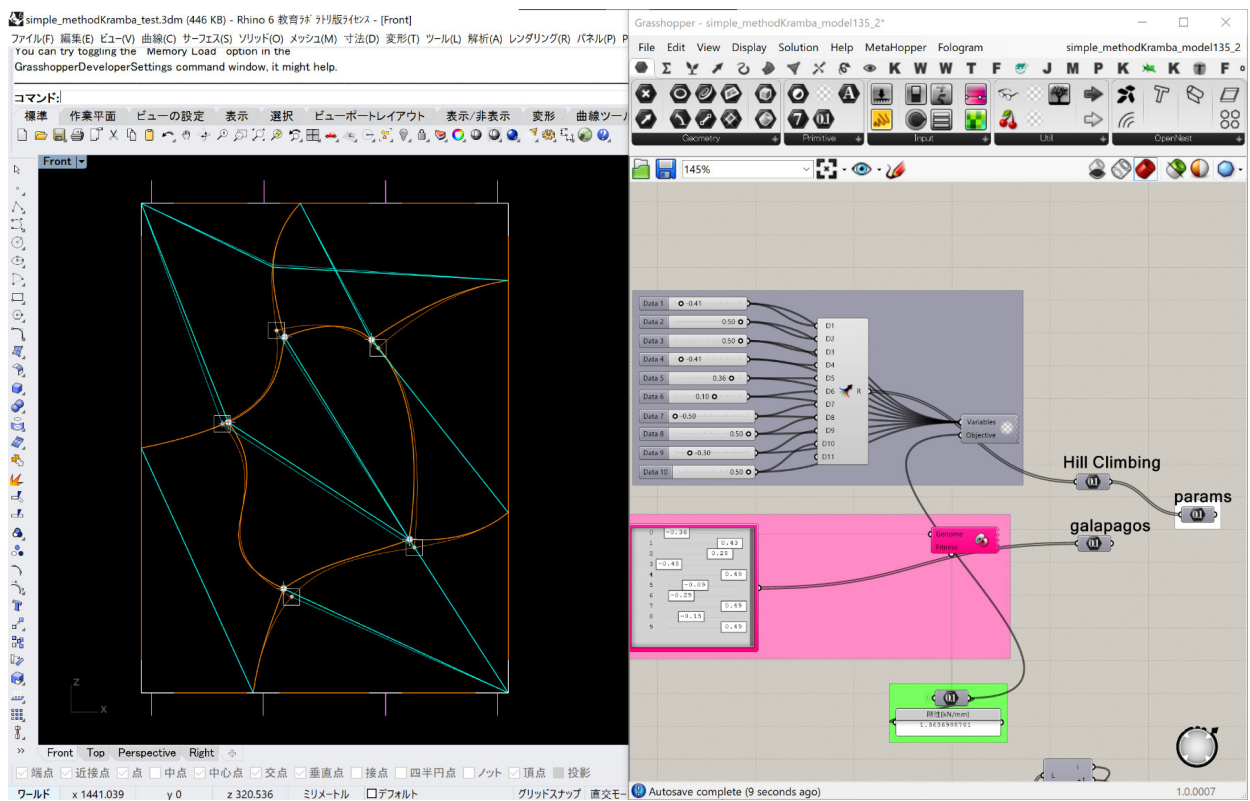


Fig.6.2 遺伝的アルゴリズムによる最適化結果

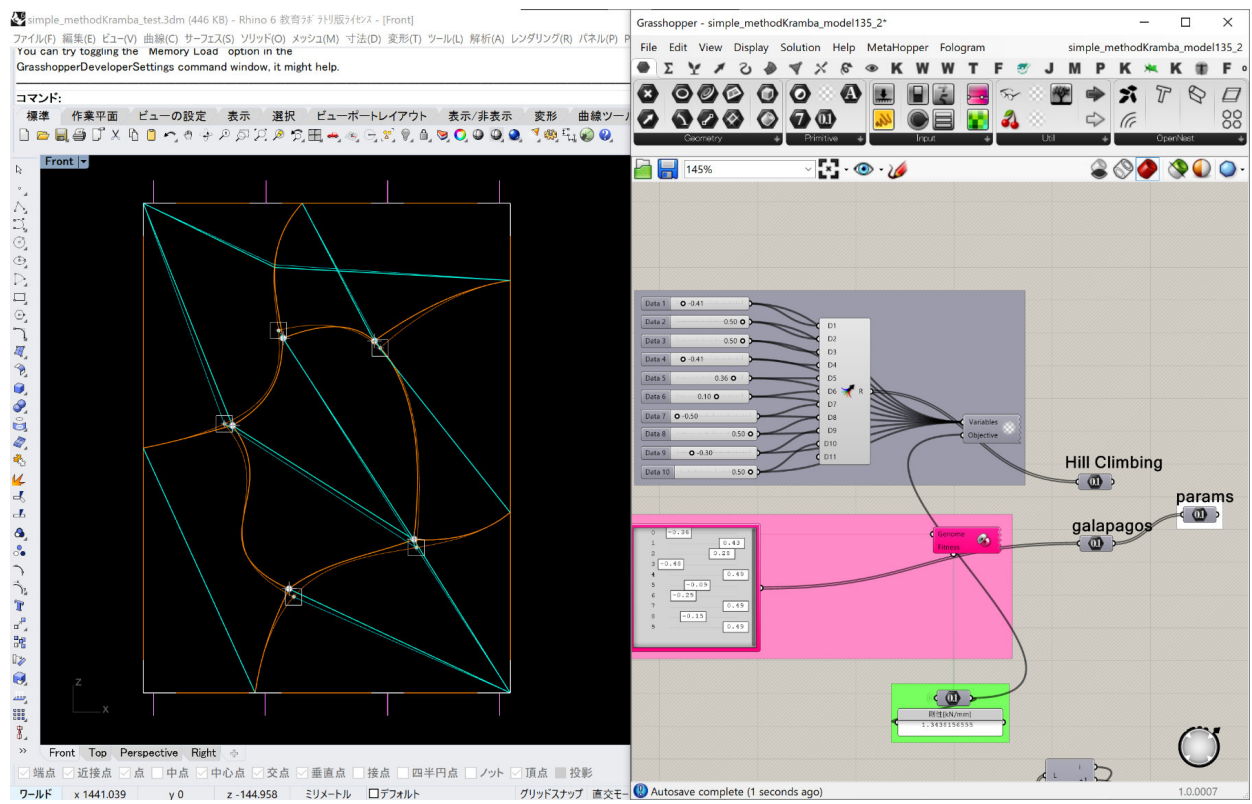


Fig.6.3 Hill Climbing 法による最適化結果

遺伝的アルゴリズムの解の探索過程を Fig.6.4 に示す. Fig.6.4 は, 各世代ごとの解が示す節点位置の平均をプロットし, 順につないだものである. 外側の四角形は節点の可動範囲である. 世代を経るごと最適解に近づいていく様子が確認された.

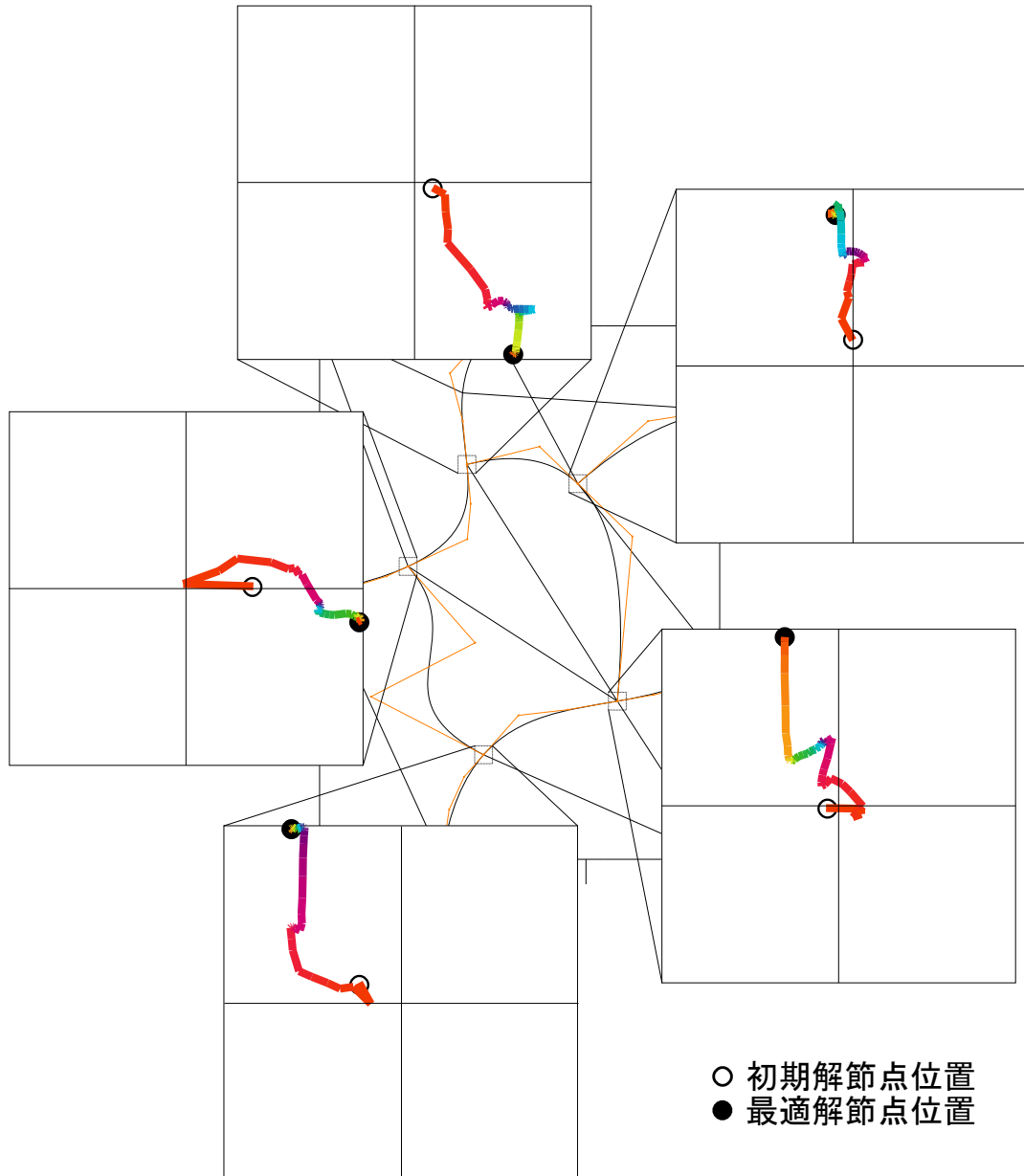


Fig.6.4 遺伝的アルゴリズムの解の探索過程

Hill Climbing 法の階の探索過程を Fig.6.5 に示す。Fig.6.5 は、解が示す節点位置を探索過程の順番で 10 回毎に平均をとりプロットし、順につないだものである。解の探索に乱数を用いたため経路が乱れる箇所もあるが、探索の仮定が進むごとに最適化に近づく様子が確認された。

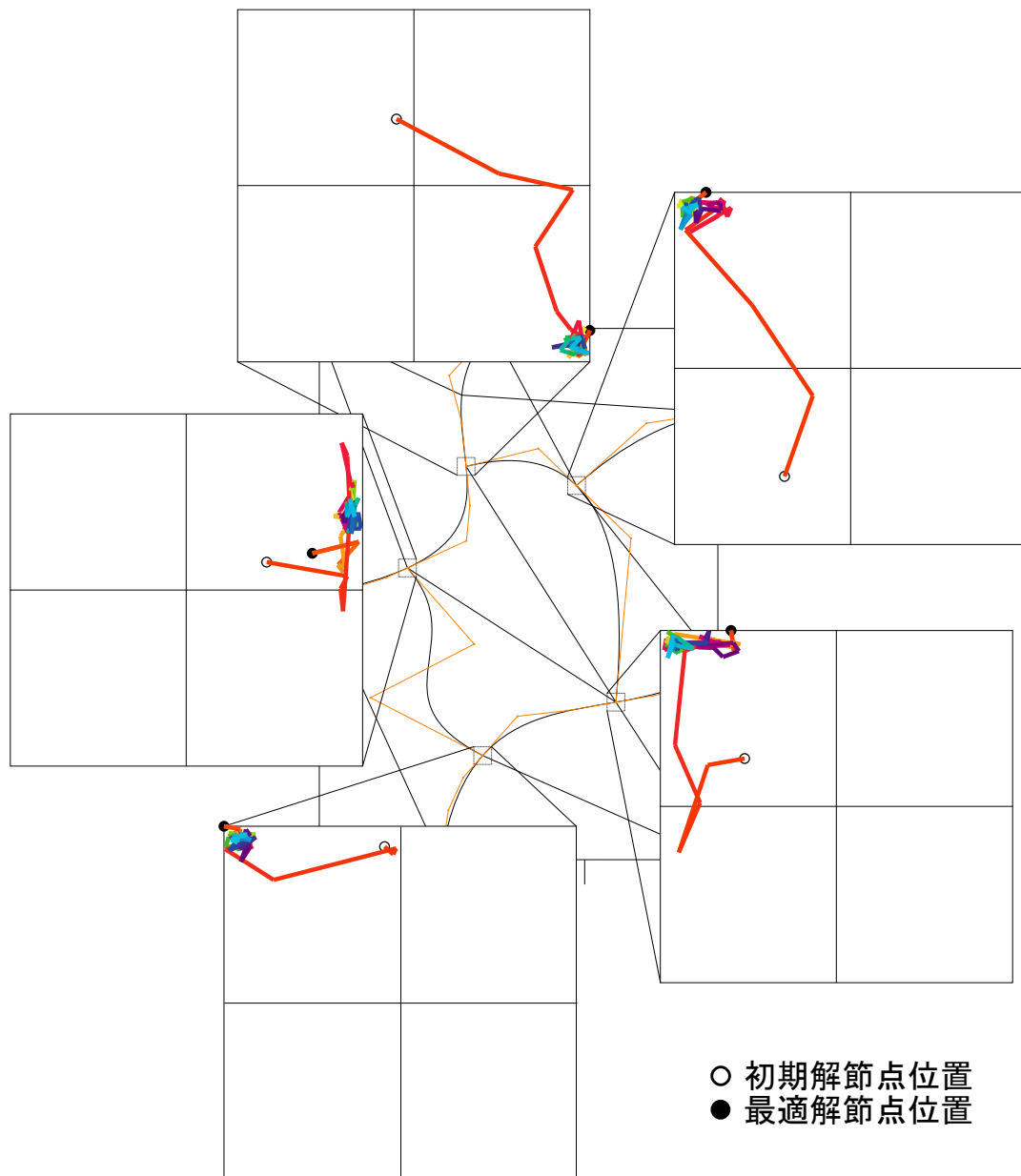


Fig.6.5 Hill Climbing 法の解の探索過程

6.3 結語

曲線型を例に骨組形状の最適化問題を設定し、これを解いた。骨組形状によって初期剛性が大きく変化することが分かり、最適化によって初期剛性の向上が見込めることが示された。また、その際に用いる最適化アルゴリズムとして、本問題においては Hill Climbing 法で十分に解の探索ができることが分かった。

第 7 章

結論と展望

7.1 結論

本研究の成果は次の 6 つである.

- 自由形状のステンドグラス構造の実験を行い, 錫板が広い範囲で圧縮されることで初期剛性が向上する可能性を示した (2.4.3 小節, 2.4.6 小節)
- ガラスの破面分析を行い, ガラスの破壊原因について面内の応力集中と面外曲げによる引張応力の少なくとも二通りあることを示した (2.4.2 小節, 2.4.5 小節)
- 自由形状の詳細解析では, 錫ばねの圧縮範囲や初期剛性の大小関係については一定の再現性は認められたものの, 実験の初期剛性との整合性については円型以外では再現に課題があることを示した (第 3 章)
- 次の 3 点の手法を適用したモデル化により, 自由形状であるうろこ型と曲線円型の初期剛性が再現可能であることを示した. 1. ガラスの微小ばねの積分によるブレース置換, 2. 角部の錫ばねの剛性低減効果を踏まえたばねモデル, 3. 取付プレートによる荷重支持条件の適正化 (第 4 章)
- 座屈解析に基づく初期不整の付与を錫ばね除去法に適用したモデル化により, 自由形状のガラスの応力状態の再現が可能であることを示した (第 5 章)
- 初期剛性再現モデルを用いて形状の最適化問題を解き, 初期剛性の向上可能性を示した (第 6 章)

7.2 課題と展望

本研究で解決に及ばなかった課題を述べる。

- うろこ型と曲線H型の初期剛性再現モデルでブレースの配置を決定する際、実験結果を参考にする必要があった。実験によらない任意の形状で成り立つブレース配置決定法の確立が求められる。
- 初期剛性再現モデルの錫ばね範囲を決定する際、実験後の観察で明らかになった錫板の圧縮範囲を参考にする必要があった。実験によらない任意の形状で成り立つ錫ばね範囲決定法の確立が求められる。
- ガラスの応力再現モデルによる解析では、曲線H型の実験で観察されたようなガラスの面外曲げは再現できなかった。骨組のフランジによる拘束効果を考慮することでガラスの面外曲げが再現できる可能性がある。
- ガラスの応力再現モデルで行った座屈解析で、得られた座屈荷重が実験の最大耐力の2倍以上の値を示し、整合しなかった。座屈による面外変形は初期剛性と同様に重要な力学的性能を示す値であり、終局時のガラスの破壊メカニズムにも関りがあると考えられることから、再現可能な解析手法の確立が求められる。曲線形状による骨組とガラスとの座屈補剛効果、骨組形状が座屈長さに与える影響などを明らかにして定量的に評価することで座屈荷重が再現できる可能性がある。

骨組形状の最適化問題において本研究では曲線H型の節点操作という局所最適化を考えたが、実験によらないブレース配置決定法と錫ばね範囲決定法によって解析手法における形状の一般化が進めば、より大局的な骨組形状の最適化を考えることができる。大局的な最適化に近づくことはよりよい最適解が見つかる可能性が高まることを意味するため、ステンドグラス構造の更なる性能向上が期待される。

ガラスの応力再現モデルはステンドグラス構造の終局時のガラスの破壊の予想に大きく関わるため、初期剛性再現モデルと同様に実験によらない手法での再現性の向上を目指す必要がある。将来的な骨組形状の最適化問題においては、一定の水平力以下でガラスが割れないという制約条件としての役割を果たすことが期待される。

座屈荷重はステンドグラス構造の水平耐力を決定すると考えられる。初期剛性再現モデルと同様に実験によらない手法による再現を目指すことで、本研究で示したような骨組形状の最適化が座屈荷重についても行えると期待される。

以上に記した通り、骨組形状の最適化において初期剛性以外の力学的性能が再現可能なモデルを用いることで様々な力学的制約条件を満たす形状の探索が可能になる。将来的には、設計の条件に合わせて骨組形状の多目的最適化を行い、力学的に合理性が高い形状の提案が可能に

なることを展望する.

謝辞

本論を執筆するにあたって、指導教員である佐藤淳先生には的確なコメントによる指導で大変なご尽力をいただきました。本論が意義深く深い考察のもとで展開されたのもひとえに先生のご指導の賜物であり、この場を借りて感謝を申し上げます。

また、清家剛先生には副指導を引き受けていただきました。建築物におけるガラスの使われ方について大変参考になるお話を頂き、本論の進め方のご指導など随所での協力いただきました。本論が少しでも分かりやすくまとめられたのも、先生のご指導の賜物であります。心より感謝申し上げます。

古市渉平さんには具体的な研究活動できめ細かなご指導を頂き、さらには実験の準備と実施で大変なご助力も頂きました。研究活動を充実したものにし、実験を成功に終わらせられたことを、深く感謝申し上げます。

張耕嘉さん、Mariya Stoychevaさん、同期の氏岡啓威くん、カザウヰ桜さん、後輩の木下睦貴くん、猿田佳奈子さん、中村太一くん、森永魁くん、八木健悟くん、割鞘奏太くんには、各自の仕事や研究活動で忙しい中実験の準備に多大なご協力をいただきました。ありがとうございました。特に氏岡くんとは研究全般で有意義な議論を交わし、大変に良い刺激を受けました。猿田さんには解析モデルの作成や実験準備で特にお世話になりました。森永くんには実験のセナルモン法の実施で、理論から測定の助言まで全面的にお世話になりました。本当にありがとうございました。

また、研究室職員学生のみなさまには、研究に直接には関わらないところでも様々なご支援をこうむりました。感謝申し上げます。

最後になりましたが、AGC株式会社の木原幹夫さん、株式会社矢嶋をはじめとする関係者のみなさまにはステンドグラス構造体のガラスの加工・骨組の製作に全面的にご支援とご協力いただき、おかげさまで自由形状のステンドグラス試験体を実現するに至りました。心より感謝申し上げます。

2022年
今井連

参考文献

- [1] 佐藤淳：「佐藤淳構造設計事務所のアイテム」，INAX 出版（2010）
- [2] xTECH：「“宙に浮く” ガラス階段、agc ショールームに完成」（2013）[https://xtech.nikkei.com/kn/article/knp/news/20131212/644509/\(2022\)](https://xtech.nikkei.com/kn/article/knp/news/20131212/644509/(2022)).
- [3] Eckersley O' Callaghan：「Steve jobs theater」（2017）[https://www.eocengineers.com/en/projects/steve-jobs-theater-293\(2022\)](https://www.eocengineers.com/en/projects/steve-jobs-theater-293(2022)).
- [4] 山中昌之・田中眞夫・和久井智・和田章：「ガラスと粘弾性体を用いた透明制振壁の研究」，日本建築学会大会学術講演梗概集（2001）
- [5] 今井連・佐藤淳：「鋼製骨組にガラスが拘束された構造体における初期剛性へのガラスの位置変化の影響」，日本建築学会大会学術講演梗概集（2020）
- [6] 黒後貴広・佐藤淳：「ガラス板が拘束された骨組の力学的性状」，日本建築学会大会学術講演梗概集（2011）
- [7] 本田幾久世・佐藤淳：「ガラス板が拘束された骨組の設計におけるモデル化の提案」，日本建築学会大会学術講演梗概集（2012）
- [8] 大霜潤也・佐藤淳：「鋼製骨組にガラス板が拘束された構造体における錫緩衝材としての錫の挙動の分析」，日本建築学会大会学術講演梗概集（2018）
- [9] 大霜潤也：「鋼製骨組にガラス板が拘束された構造体における初期剛性を再現するモデル化」（2019），修士論文，東京大学.
- [10] アントニ・佐藤淳：「鋼製骨組にガラス板が拘束された構造体のモデル化における錫緩衝材の剛性と座屈拘束効果」，日本建築学会大会学術講演梗概集（2014）
- [11] 岩永陽輔・佐藤淳：「ガラス板が拘束された金属骨組の骨格曲線を再現するモデル化」，日本建築学会大会学術講演梗概集（2013）
- [12] 孫・佐藤淳：「鋼製骨組にガラス板が拘束された構造体のモデル化における座屈拘束効果と ds 値の設定法」，日本建築学会大会学術講演梗概集（2015）
- [13] 瀧本信幸：「鋼製骨組にガラス板が拘束された構造体における初期剛性及び座屈荷重の評価法」（2016），修士論文，東京大学.
- [14] 岸井貫：「ガラスの破面解析,the glass, 9, 17-22」，日本硝子製品工業界（1988）

- [15] 西村裕也：「局所過熱によるガラス溶着法における残留応力の低減法と数値解析アルゴリズム」(2018)，修士論文，東京大学.
- [16] 金箱温春・小河利行・竹内徹・松原洋介：「せん断力を受ける部分支持された薄鋼板の座屈耐力及び座屈後耐力の評価」，日本建築学会構造系論文集（2006）
- [17] AECMagazine: “Rhino grasshopper” (2009) <https://aecmag.com/news/rhino-grasshopper/>(2022).
- [18] T. Wortmann, A. Zuardin: “Frog: Framework for optimization in grasshopper[source code]” (2018) <https://github.com/Tomalwo/FrOG>(2022).