

平成 28 年度修士論文

焼き抜き栓溶接により鉄骨屋根梁に固定される
乾式ルーフデッキの解析的断面性能評価

首都大学東京大学院
都市環境科学研究科 建築学域
15886436 大津達郎
指導教員 高木次郎

目次

	頁
第 1 章 序論	1
1.1. 研究背景と目的	2
1.2. ルーフデッキ屋根の構成	3
1.2.1. 乾式屋根構成	3
1.2.2. 接合部仕様	4
1.3. 既往実験	5
1.3.1. 鋼板材料試験	5
1.3.2. 接合部せん断試験	7
1.3.3. ルーフデッキ面内せん断試験	10
1.4. 論文構成	13
第 2 章 接合部解析モデルの構築	15
2.1. モデル構築方針	16
2.2. 実験比較モデルの構築	17
2.2.1. 解析モデル概要	17
2.2.2. 解析結果	19
2.3. 解析パラメータを与えた解析	24
2.3.1. 検討対象モデル概要	24
2.3.2. 検討パラメータ一覧	25
2.3.3. 接合部径と接合部近傍メッシュ幅について	27
2.3.4. 接合部遠方メッシュ幅、鋼板破断ひずみ、面外拘束について	30
2.3.5. 破断から耐力喪失までのひずみについて	32
2.4. 焼き抜き栓溶接を加力方向に 2 箇所設けたモデルの解析	34
2.4.1. モデル概要	34
2.4.2. 解析結果	35
2.5. 焼き抜き栓溶接を加力直交方向に 2 箇所設けたモデルの解析	37
2.5.1. モデル概要	37
2.5.2. 解析結果	38
2.6. 溶接部の負担せん断力	41

	頁
第 3 章 ルーフデッキ解析モデルの構築	43
3.1. 解析モデル概要	44
3.2. 解析結果	45
3.3. マススケーリングの影響について	47
3.3.1. 検討モデル概要	47
3.3.2. 解析結果	48
3.4. 全接合部の溶接数を 2 個とした場合の解析	49
3.4.1. 解析モデル概要	49
3.4.2. 解析結果	50
3.5. 隅部接合部のみ溶接数を 2 個とした場合の解析	52
3.5.1. 解析モデル概要	52
3.5.2. 解析結果	53
第 4 章 ルーフデッキの変形モード分析	55
4.1. 変形モードの定義	56
4.1.1. 接合部起因変形	58
4.1.2. 曲げ変形	59
4.1.3. せん断変形	60
4.2. 接合部塑性変形量の定義	61
4.3. 各接合部負担せん断力の算出	62
4.4. ルーフデッキ変形モードの分析	65
第 5 章 結論	67
5.1. 結論	68
5.2. 参考文献	69
5.3. 謝辞	70
付録 1 発射打込み鉋のモデル化検討	72
付録 2 EZ50 断面のモデル化検討	76
付録 3 マススケーリングについて	78

第 1 章 序論

1.1. 研究背景と目的

鋼構造建物の乾式屋根（図 1.1.）に用いられる鋼製薄板の折曲面材には、防水性能があり外部に露出させて用いるものと断熱と防水層の支持材として用いるものがある。後者をルーフトッキと呼ぶ。ルーフトッキ屋根には、コンクリートが打設されず、コスト軽減と工期短縮が可能である。一方、コンクリートと一体化される合成スラブと比べて面内剛性と耐力が低く、水平ブレースと併用されることが多い。しかしながら、ルーフトッキ屋根にも一定の面内剛性と耐力があり、接合部の耐力が確保できれば面内せん断力の伝達要素として利用できる可能性がある。そこで本研究では、ルーフトッキの面内せん断性能を評価する。ルーフトッキは、風や雪などによる面外方向の荷重に対する剛性と耐力を有する。そして、支持材である鉄骨梁との接合部には吹上げによる引抜方向の耐力確保の目的から、焼抜き栓溶接、発射打込み鉋、タッピングねじが用いられる。ここでは、より一般的に用いられる焼抜き栓溶接によりルーフトッキが固定される場合を考える。

既往研究として、焼抜き栓溶接接合部の実験的な性能評価¹⁾のほか、断面形状をパラメータとした波形折板の面内せん断実験にもとづく設計式の提案²⁻⁴⁾や、FEM 解析による薄板ボルト接合部の評価⁵⁾および、せん断座屈耐力の評価⁶⁾などがあるが、鋼板と接合部を精緻にモデル化した解析的評価は行われていない。一般的に薄板の解析は局部座屈や破断などの影響で解が不安定になりやすいが、静的な釣り合いを時間を増分変数として運動方程式より求める動的陽解法により、解析の安定性を向上できる^{7, 8)}。

本研究では、接合を焼抜き栓溶接とした 2 辺支持ルーフトッキの面内せん断性能を実験と FEM 解析の両面から評価する。焼抜き栓溶接接合部 1 箇所のせん断挙動を実験により確認し、動的陽解法を用いた FEM 解析により鋼板の座屈や破断を含めた局所的な挙動を評価する。さらに、ルーフトッキの面内せん断挙動を実験により確認し、それを解析的に評価する。解析結果から変形状態を分析し、ルーフトッキの面内せん断力伝達要素としての性能を評価する。



図 1.1. 乾式屋根例



1.2. ルーフデッキ屋根の構成

1.2.1. 乾式屋根構成

ルーフデッキを用いた乾式屋根面の構成を図 1.2.に示す。また、本研究で対象とするルーフデッキ（日鐵住金建材株式会社（以下、NSMP）製 UA-R）の断面図を図 1.3.に示す。ルーフデッキは鉄骨梁の上フランジを受け材として図 1.3.に示す位置でスポット接合により接合される。ルーフデッキの場合折曲面材に防水性能が泣いたため上部に断熱、防水層が設けられる。屋根面の水平剛性を確保する目的でルーフデッキの下部に水平ブレースが設置される。

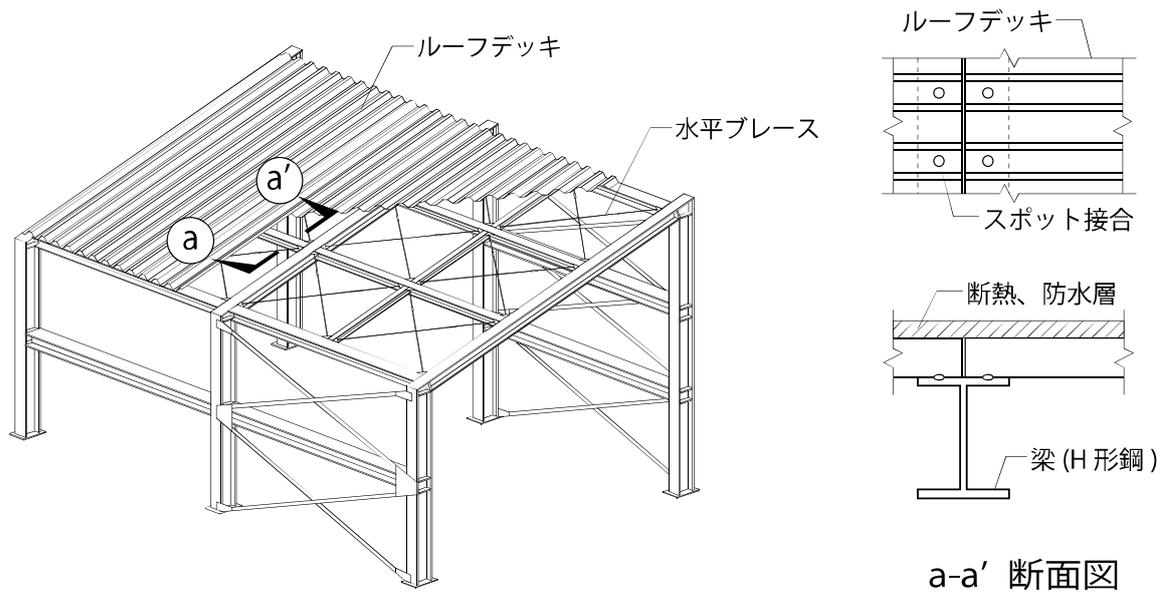


図 1.2. 鋼構造建物乾式屋根の鋼製

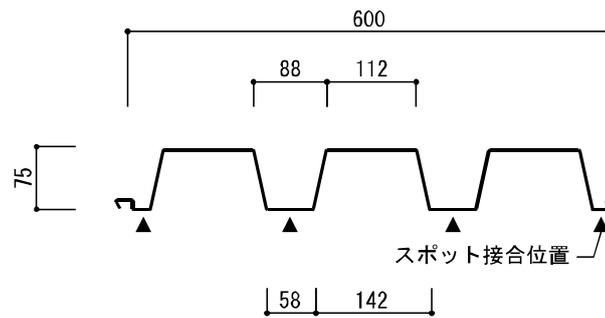


図 1.3. 研究対象ルーフデッキ UA-R 断面図

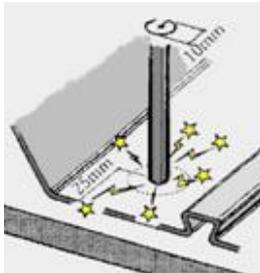
1.2.2. 接合部仕様

ルーフデッキと梁フランジとのスポット接合には焼き抜き栓溶接と発射打込み鉋が用いられる。両接合部の詳細を以下に示す。

(1) 焼き抜き栓溶接

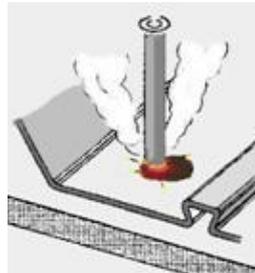
図 1.4. に焼き抜き栓溶接の施工手順を示す。梁と鋼板を重ねた後に、鋼板の外側から溶接棒をアーク熱により貫通溶断する。施工要領⁸⁾の定める接合部径は 18mm 以上である。

1. アーク発生



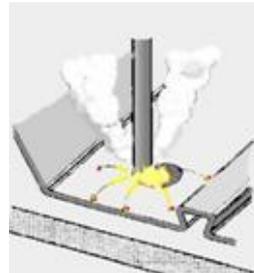
ルーフデッキを梁になじませ、隙間を 2mm 以下にする。接合部中央でアークを発生させる。

2. デッキ焼き抜き



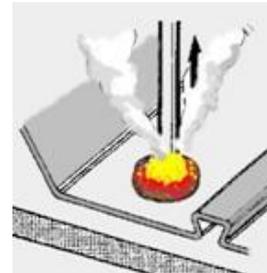
溶接棒を若干引き上げてアークを飛ばす。直径約 10mm でルーフデッキを焼き切る。

3. 押し込み溶着



溶接棒を押し込む。2~3 回溶接棒を回転させ、接合部径 (18mm) を確保する。

4. 整形



溶接金属を盛上げる。

図 1.4. 焼き抜き栓溶接施工手順

(2) 発射打込み鉋

発射打込み鉋接合では、図 1.5. に示す鉋を鋼板を貫通させ梁に打ち込む。鉋の径は 4.5mm である。焼き抜き栓溶接と異なり鋼板と梁は一体化しない。

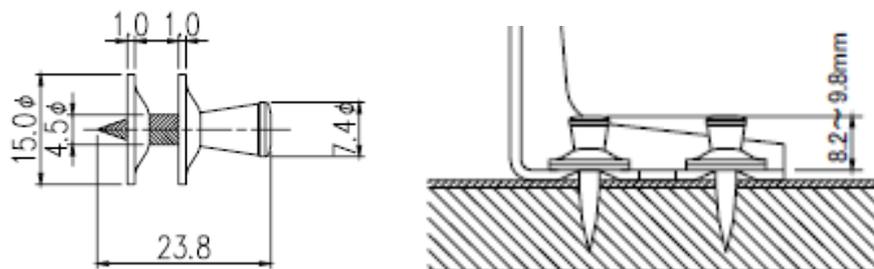


図 1.5. 発射打ち込み鉋接合詳細

1.3. 既往実験

本節では解析の比較対象として NSMP による既往実験を示す。

実験はルーフデッキに用いる鋼板の材料試験、接合部のせん断試験、ルーフデッキ面内せん断試験の 3 種類である。

1.3.1. 鋼板材料試験

鋼板材料試験の試験体は表 1.1. に示す 4 種類である。各試験体の実験結果を表 1.2. に示す。試験体 B は試験体 A、試験体 C は試験体 D とそれぞれ同素材である。試験体 B、C の詳細データはなく、降伏応力度[N/mm²]、引張強さ[N/mm²]、破断伸び[%]の値のみを示す。

試験体は 5 号試験体で実施している。寸法は板厚約 1.0mm、幅約 25mm であり鋼板が破断するまで引張力を与える。板厚と幅は 3 箇所測定したものを平均している。標点間距離は約 50mm で、破断時の標点間距離の伸びより破断伸びを算出している。

図 1.6. に試験体 A、D の試験結果の応力-ひずみ度関係を示す。試験結果のヤング係数は、耐力が引張強度の 1/10 と 1/3 の点の割線剛性である。降伏点はヤング係数を 0.2% オフセットした直線と実験結果の交点より求めている。

表 1.1. 材料試験体一覧

	素材名	板厚 [mm]	幅 [mm]	標点間距離 [mm]	備考
A	SDP2G	1.00	25.2	50.51	デッキ面内せん断試験 EZ50- t 1.0 用
B	SDP2G	-	-	-	デッキ面内せん断試験 EZ75- t 1.0 用
C	SDP1TG	-	-	-	デッキ面内せん断試験 UAR- t 1.0 焼栓用
D	SDP1TG	1.02	25.2	49.3	デッキ面内せん断試験 UAR- t 1.0 打込み鋲用

表 1.2. 材料試験結果各値

試験体	降伏応力度 [N/mm ²]	引張強さ [N/mm ²]	破断時標点間距離 [mm]	破断時伸び [%]	ヤング係数 [kN/mm ²]
A	328	439	66.75	32.2	172
B	299	450	-	33.0	-
C	260	364	-	38.0	-
D	280	351	67.56	37.0	180

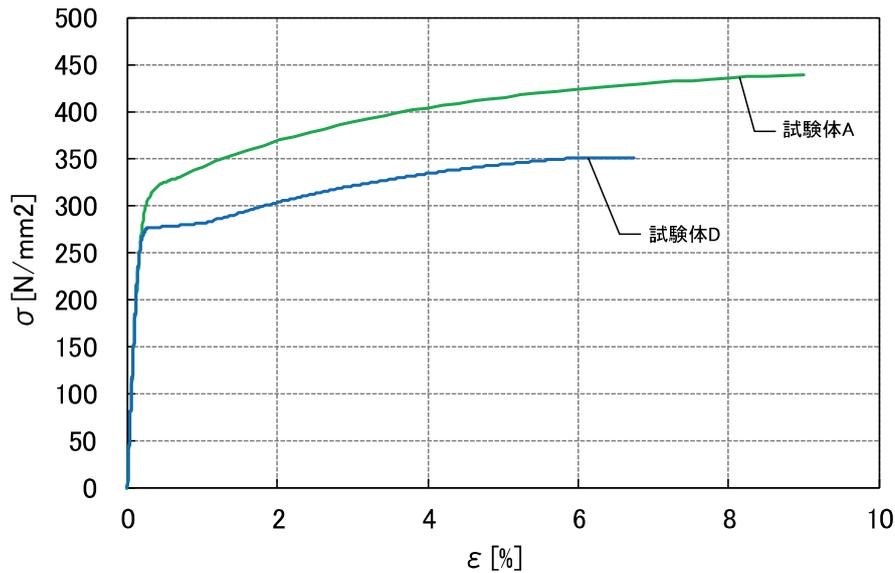


図 1.6. 材料試験結果

破断伸びを 5 号試験体の破断伸びを国際規格である 13B 号試験体に変換したものを表 1.3. に示す。また、参考として 1A 号試験体、13A 号試験体に変換した値を示す。変換は以下に示すオリバーの式を用いた。

後述の FEM 解析では、鋼板の材料特性として 5 号試験体と 13B 号試験体の破断伸びを用いる。

オリバーの式 :
$$\varepsilon' = \varepsilon \times \left(\frac{\frac{L}{\sqrt{A}}}{\frac{L'}{\sqrt{A'}}} \right)^{0.4}$$

- ε : 元試験体の伸び
- ε' : 換算試験体の伸び
- L : 元試験体の標点間距離
- L' : 換算試験体の標点間距離
- A : 元試験体の断面積
- A' : 換算試験体の断面積

表 1.3. 破断伸び変換

試験体サイズ [号]	断面積 [mm]	標点間距離 [mm]	破断伸び [%]	備考
5	25	50	37	実施試験
13B	12.5	50	32	国際規格
1A	40	200	29	-
13A	20	80	32	-

1.3.2. 接合部せん断試験

接合部試験は表 1.4.に示す 5 種類行った。各試験体名における W は焼き抜き栓溶接、P は発射打込み鋸を示す。

後述の接合部解析で比較対象とするのは接合部が焼き抜き栓溶接であり、鋼板が UA-R 用の SDP1G である試験体 W-C である。図 1.7.に試験体 W-C の詳細と加力概要を示す。試験体板の幅は 101mm、板厚は 1.0mm (実測 1.015mm) である。これを梁フランジを模した鋼製治具 (治具 A) と、鋼板端部から 25mm の位置で径 18mm (実測 18.9mm) の焼き抜き栓溶接溶接により接合した。鋼板と加力治具 (治具 B) とは一体とみなせるように隅肉溶接接合した。実験は、万能試験機にて単調引張载荷した。接合部にせん断力を与え、最大耐力を示した後、果汁が最大耐力の 50%に低下するまで载荷した。図 1.7.に示すスタッドボルト間の相対変位を試験体の表と裏で測定し、せん断変位とした。

表 1.4. 接合部試験体一覧

試験体	接合方法	材料	素材名	接合数	備考
W-A	焼き抜き栓溶接	A	SDP2G	1 個	EZ50 焼栓用
W-B		B	SDP2G	1 個	EZ75 焼栓用
W-C		C	SDP1TG	1 個	UAR 焼栓用
P-D1	発射打込み鋸	D	SDP1TG	1 個	UAR 打込み鋸用
P-D2		D	SDP1TG	2 個 (荷重方向に直列)	UAR 打込み鋸用

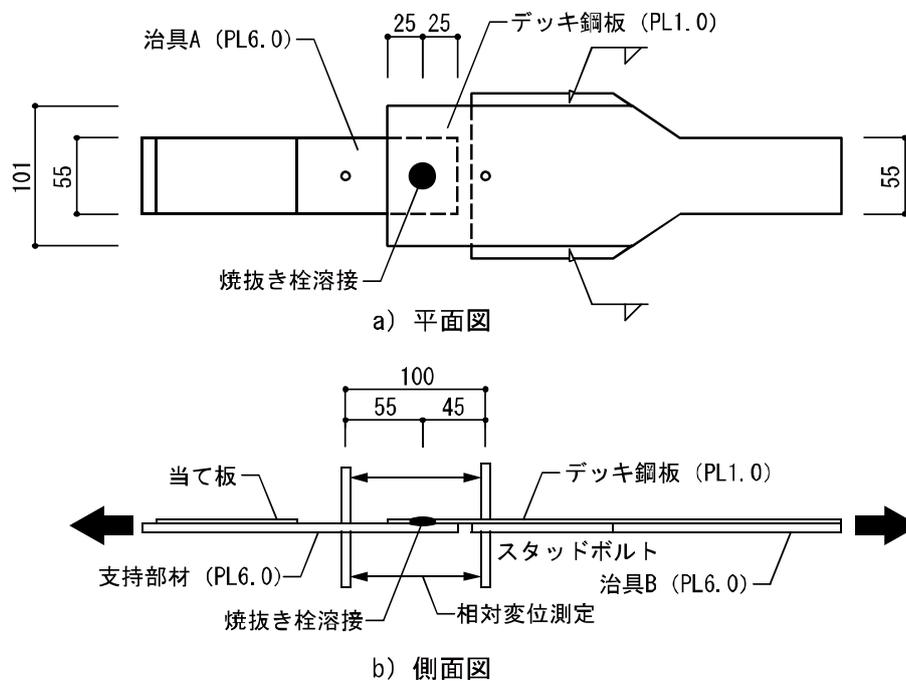


図 1.7. 試験体 W-C 試験体形状および加力概要

接合部せん断試験結果の荷重-変形関係を図 1.8.に、実験結果各値を表 1.5.に示す。初期剛性の定義は、焼き抜き栓溶接 (W シリーズ) に対しては最大耐力の 1/2 と 2/3 の点の割線剛性であり、発射打込み鉚 (P シリーズ) に対しては最大耐力の 1/10 と 1/3 の点の割線剛性である。

試験結果より、焼き抜き栓溶接接合部は発射打込み鉚接合部に比べて初期剛性、最大耐力が高いが、最大耐力後の耐力低下が早期であることが分かる。

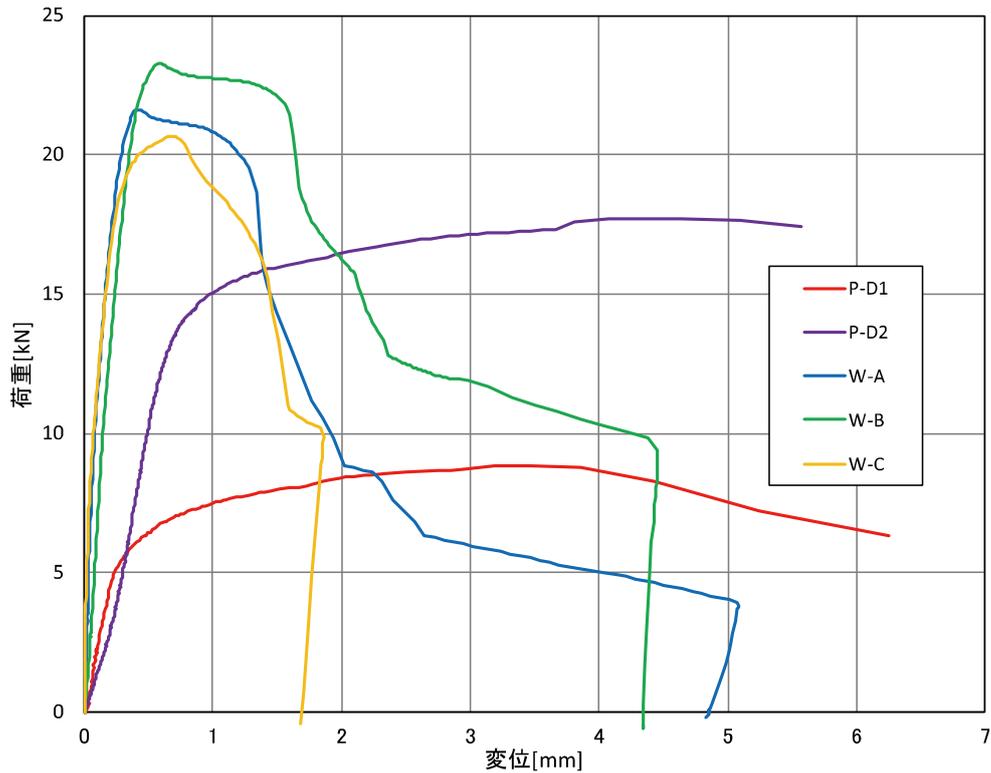
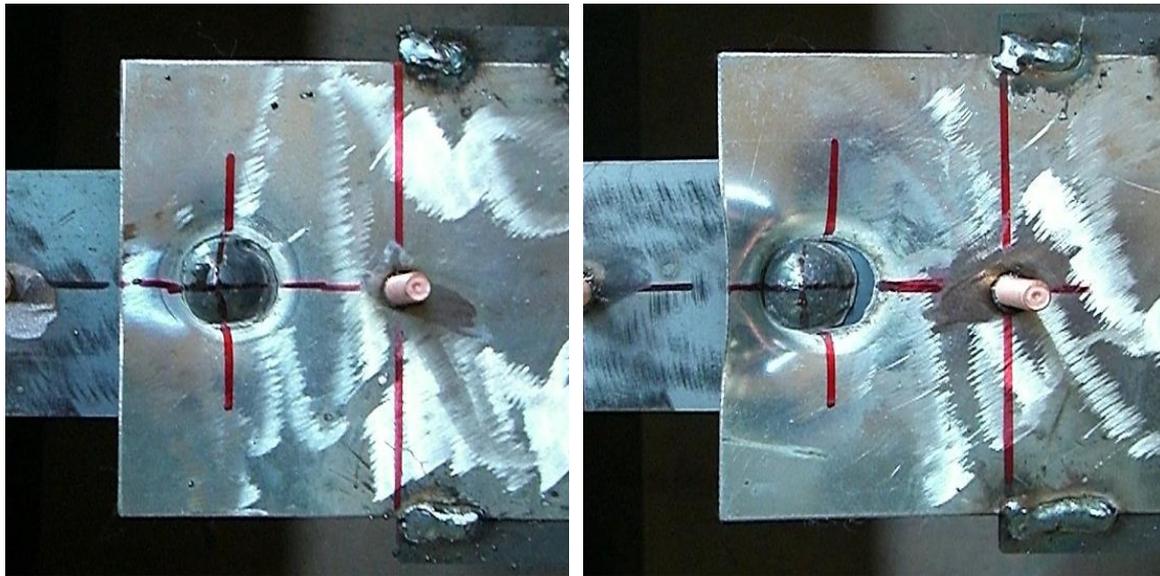


図 1.8. 接合部せん断試験 荷重-変形関係

表 1.5. 接合部せん断試験結果各値

試験体	初期剛性 [kN/mm]	降伏耐力 [kN]	降伏変位 [mm]	最大耐力 [kN]
W-A	60.2	20.5	0.311	24.6
W-B	52.9	21.5	0.399	23.3
W-C	55.2	18.5	0.271	20.7
P-D1	24.3	5.9	0.37	8.9
P-D2	28.5	13.4	0.62	17.7

解析比較対象である試験体 W-C は、降伏耐力時変位（せん断変位約 0.2mm）付近から、接合部の端あき側の鋼板が治具 A との非接触方向へ面外変形を示した。その後、接合部が鋼板にめり込みながら、接合部の加力側に亀裂が発生し、耐力が低下した。せん断耐力が最大値の 50% となったせん断変位 1.8mm 時と、参考として強制変位を 5.4mm まで与えた時の状況を図 1.9. に示す。



変位約 1.8mm 時

変位約 5.4mm 時

図 1.9. 試験体 W-C の接合部状況

1.3.3. ルーフデッキ面内せん断試験

ルーフデッキの面内せん断挙動の確認を行う目的で面内せん断実験を実施した。実験概要を図 1.10.に示す。試験体は、ルーフデッキと梁フランジを想定した梁プレートを接合する。ルーフデッキ材端の一方の荷重治具（図 1.10.中の下辺）を反力床に固定し、他方に油圧ジャッキにて水平に単調荷重し、ルーフデッキに面内せん断力を作用させた。

ルーフデッキ面内せん断試験体は表 1.6.に示す 9 種類である。試験体名は[断面形状]-[接合種類と数]-[デッキの枚数]を示しており、EZ50-W1-1-CY のみ繰り返し荷重をしている。使用したルーフデッキの寸法は幅 600mm、長さ 3000mm、板厚 1.0mm であり、ルーフデッキ材端から 50mm の位置に接合部を設ける。加力側治具の水平変位をルーフデッキの面内せん断変位とし、荷重が最大耐力の 70%に低下するまで荷重した。

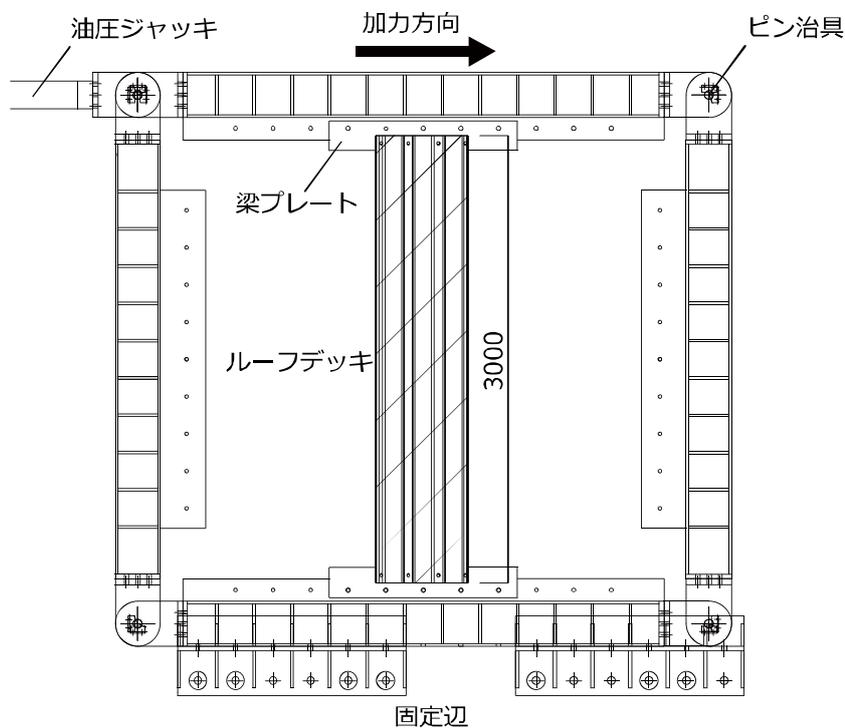


図 1.10. 面内せん断試験概要

表 1.6. ルーフデッキ面内せん断試験体一覧

試験体	デッキ種類	板厚 [mm]	材料の記号		枚数	接合の種類	接合数	載荷方法
EZ50-W1-1	EZ50	1.0	A	SDP2G	1	焼き抜き栓溶接	1	単調
EZ50-W1-3		1.0	A	SDP2G	3	焼き抜き栓溶接	1	単調
EZ50-W1-1-CY		1.0	A	SDP2G	1	焼き抜き栓溶接	1	繰返し
EZ75-W1-1	EZ75	1.0	B	SDP2G	1	焼き抜き栓溶接	1	単調
EZ75-W1-3		1.0	B	SDP2G	3	焼き抜き栓溶接	1	単調
UAR-W1-1	UAR	1.0	C	SDP1TG	1	焼き抜き栓溶接	1	単調
UAR-P1-1		1.0	D	SDP1TG	1	発射打込み鉋	1	単調
UAR-P2-1		1.0	D	SDP1TG	1	発射打込み鉋	2	単調
UAR-P1-3		1.0	D	SDP1TG	3	発射打込み鉋	1	単調

実験に使用したルーフデッキのうち、先述の UA-R 以外のルーフデッキの断面図を図 1.11. に示す。

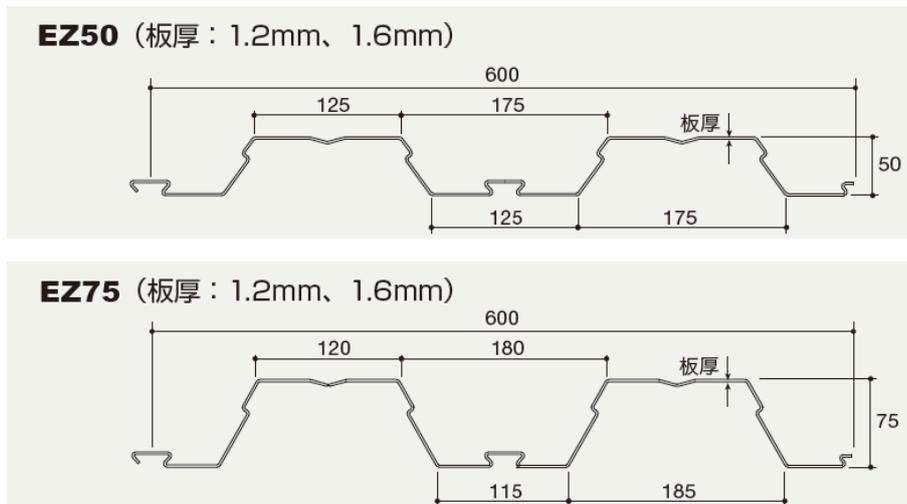


図 1.11. ルーフデッキ断面図 (EZ50、EZ75)

実験結果各値を表 1.7. に、実験結果の荷重-変形関係を図 1.12. に示す。実験結果の初期剛性の定義は、最大耐力と 1/3 時の点と原点の割線剛性である。

ルーフデッキ枚数 1 枚、焼き抜き栓溶接 1 箇所での断面が異なる EZ50-W1-1、EZ75-W1-1、UAR-W1-1 を比較すると、最大耐力、初期剛性、耐力低下が概ね一致していることから、ルーフデッキの耐力に対して断面形状より接合方法が支配的であることが分かる。一方、同断面で発射打ち込み鉋の接合箇所数が異なる UAR-P1-1、UAR-P2-1 を比較すると、接合 2 箇所の UAR-P2-1 は最大耐力後の耐力低下が著しく、焼き抜き栓溶接と同様の挙動となった。

表 1.7. ルーフデッキ面内せん断試験 実験結果各値

試験体	初期剛性 [N/mm]	降伏耐力 [kN]	降伏変位 [mm]	最大耐力 [kN]	備考
EZ50-W1-1	702	7.0	13.84	8.0	
EZ50-W1-3	1618	17.7	13.82	19.9	
EZ75-W1-1	601	7.7	17.82	8.0	
EZ75-W1-3	1419	22.3	20.92	22.9	
UAR-W1-1	604	7.2	17.58	8.2	解析検討対象
UAR-P1-1	478	3.9	13	5.3	
UAR-P2-1	492	6.9	19	8.5	
UAR-P1-3	851	8.0	15	11.3	

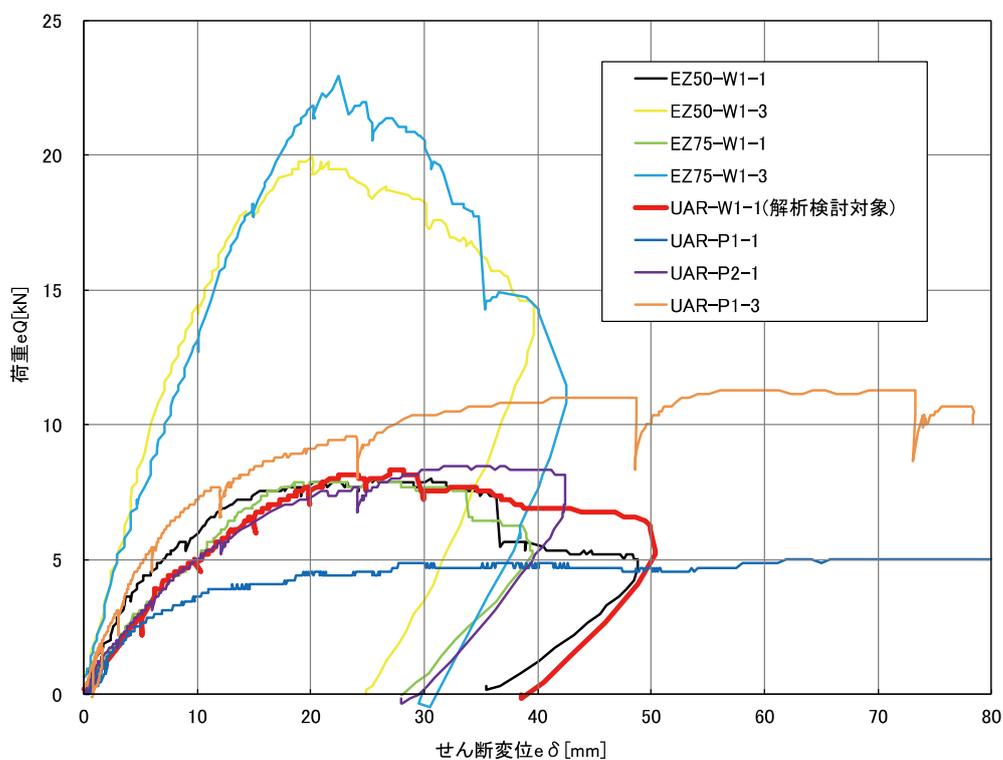


図 1.12. ルーフデッキ面内せん断試験 荷重-変形関係

1.3.4. 論文構成

本論文の章構成を以下に示す。

第1章 序論

研究背景と目的を整理する。乾式屋根、ルーフデッキ、接合部についての詳細を示す。解析の比較対象とする既往実験を示す。

第2章 接合部解析モデルの構築

焼き抜き栓溶接接合部の FEM 解析モデル構築を行う。また、接合部の直径、モデルを構成する要素の大きさなどが解析結果に与える影響を示す。

第3章 ルーフデッキ解析モデルの構築

前章で示した焼き抜き栓溶接接合部のモデル化を反映させたルーフデッキの面内せん断モデルを構築する。解析負荷の確認

第4章 ルーフデッキ変形モード分析

構築したルーフデッキのモデルを用いて面内せん断力下のルーフデッキの変形モードを分析する。ルーフデッキの変形は接合部の変形に起因する変形、曲げ変形、せん断変形に分類されると仮定して各変形モードの割合を算出する。

第5章 結論

本研究より得られた知見をの統括を行う。





第 2 章 接合部解析モデルの構築



2.1. モデル構築方針

本章では、焼き抜き栓溶接接合部の FEM モデルを作成し、解析結果を前述の接合部せん断試験（試験体 W-C）と比較する。解析と実験の最大せん断耐力と破壊形式を含めた挙動の整合性を確認し、構築した接合部モデルを次章のルーフデッキの解析モデルに用いる。

解析には汎用有限要素解析ソフトウェアの ABAQUS¹⁰⁾ を用いる。構成薄板の解析では局部座屈や破断などの影響により静的な解析では解が不安定になりやすい。これらを回避する目的で、本解析では動的陽解法 (ABAQUS/Explicit) を用いる。これは、時間を増分変数として、鋼構造物の固有周期よりも十分長い時間をかけて準静的に強制変位を与える方法である。

焼き抜き栓溶接接合部は、溶接部を介して鋼板と梁フランジが一体化される接合方法である。そのため、鋼板は全方向の並進の他に面内方向の回転も拘束される。本解析ではこれらの事象を評価するために図 2.1. に示す様に鋼板内の接合部にあたる箇所を円形にメッシュ分割し、円周部の全設定に一括で境界条件を与える手法を用いた。

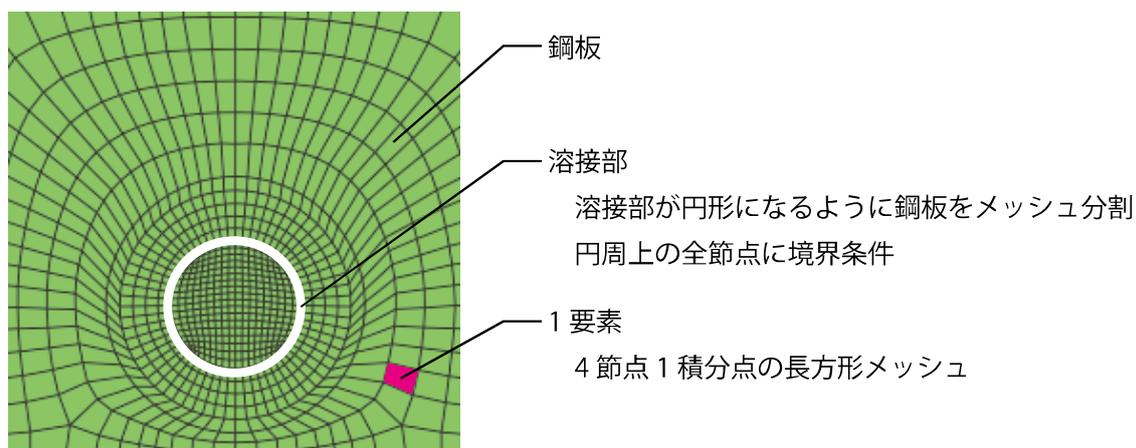


図 2.1. 接合部モデル化方針



2.2. 実験比較モデルの構築

2.2.1. 解析モデル概要

本節では、前述の接合部試験体 W-C を比較対象とした解析モデルを構築する。モデルの概要を図 2.2. に示す。鋼板の寸法は試験体 W-C と同様の厚さ 1.015mm (実測値)、幅 101mm、長さ 175mm であり、焼き抜き栓溶接接合部の直径は 18.9mm である。モデルを構成する要素は 4 節点 1 積分点を有する長方形シェル要素を基本とし、メッシュサイズの移行部分で 3 節点 1 積分点を有する三角形シェル要素を用いる。要素の厚さ方向の積分点数は 3 とする。解析負荷低減のため、応力集中の有無に応じてメッシュサイズを調整した。具体的には、接合部中心から半径 20mm 以内を 2mm, モデル左端から 85mm 以内を 5mm, 左端から 95-115mm を 10mm, 右端から 40mm 以内を 20mm とした。焼き抜き栓溶接接合部は左端から 25mm, 幅方向中央の位置にあり、溶接接合部内の全節点の並進を拘束し、図 2.2. 中の上下辺右側 (太線部) に図中 X 方向の強制変位を与える。溶接接合部以外の鋼板は実験治具との接触方向への面外変位を許容しない。

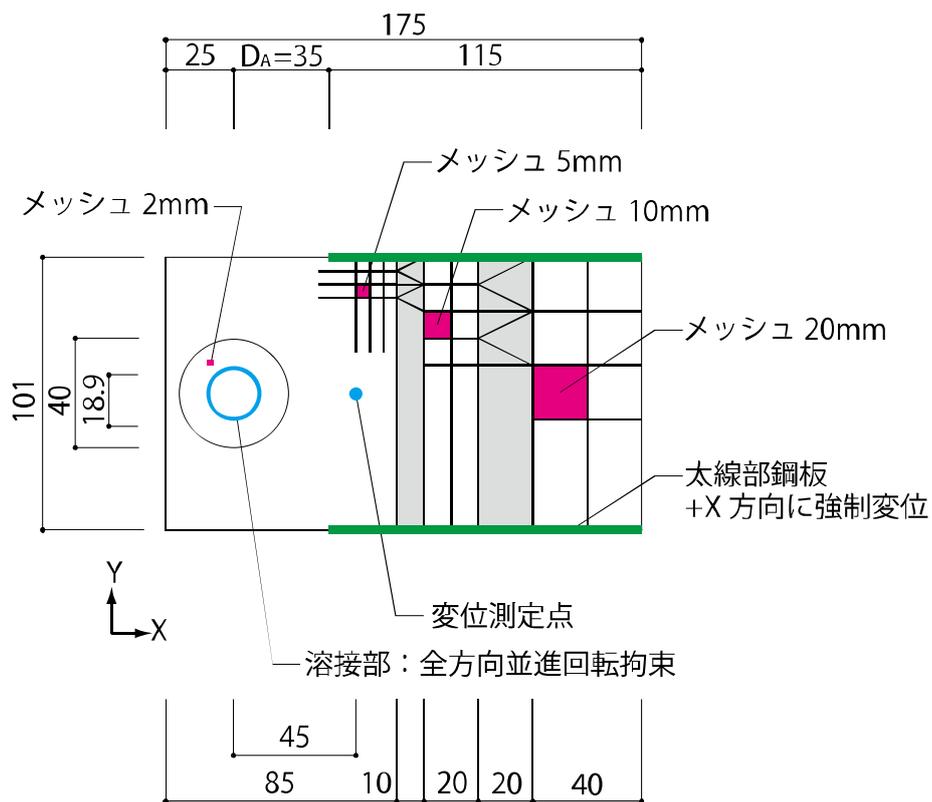


図 2.2. 接合部実験比較モデル概要

モデルの材料特性を図 2.3.に示す。鋼板のヤング係数と密度を 205kN/mm^2 と $7.85 \times 10^{-9}\text{ton/mm}^3$ とし、降伏強度と引張強度は鋼板の材料実験結果の関係を真応力-真ひずみ関係に修正した結果より 280N/mm^2 と 370N/mm^2 とする。鋼板破断時のひずみは図 2.3.より 32%とする。図 2.3.に示す材料試験結果は、5号試験体の結果をオリバーの式により 13B号試験体に変換したものである。

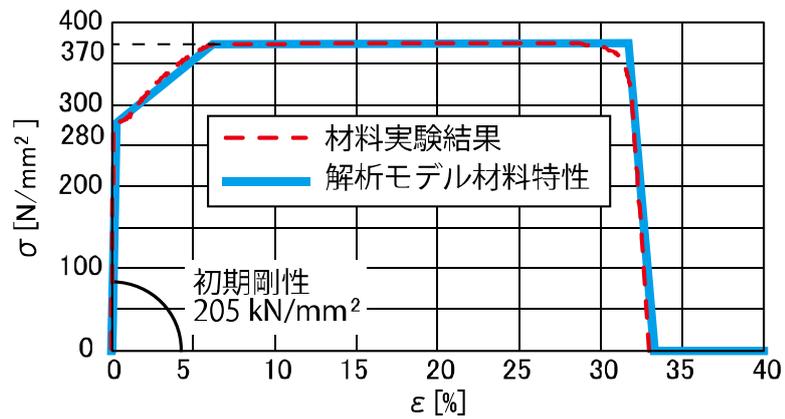


図 2.3. 接合部実験比較モデル概要特性

2.2.2. 解析結果

図 2.4.に実験結果と解析結果の荷重-変形関係を示す。グラフの縦軸は接合部に加わるせん断力 (kN) を示す。接合部せん断実験では図 1.7.のスタットボルト間の相対せん断変位を測定した。すなわち、図●中の溶接接合部左側の治具 A とデッキ鋼板の弾性変形を含む。治具 A の変形はデッキ鋼板の変形に比べると小さいと考えられることから、解析では溶接部とそこから治具 B 側に 45mm の測定点との相対変位として図 2.4.に示す。

解析結果の初期剛性は実験結果に近い。また、最大耐力は 20.3kN であり、実験結果の約 90%である。最大耐力時変位は 0.60mm であり実験値せん断変位の 0.71mm に近い。解析結果の溶接部から測定点までの弾性変形分を除いた値、すなわち接合部の塑性せん断変位は 0.56mm である。

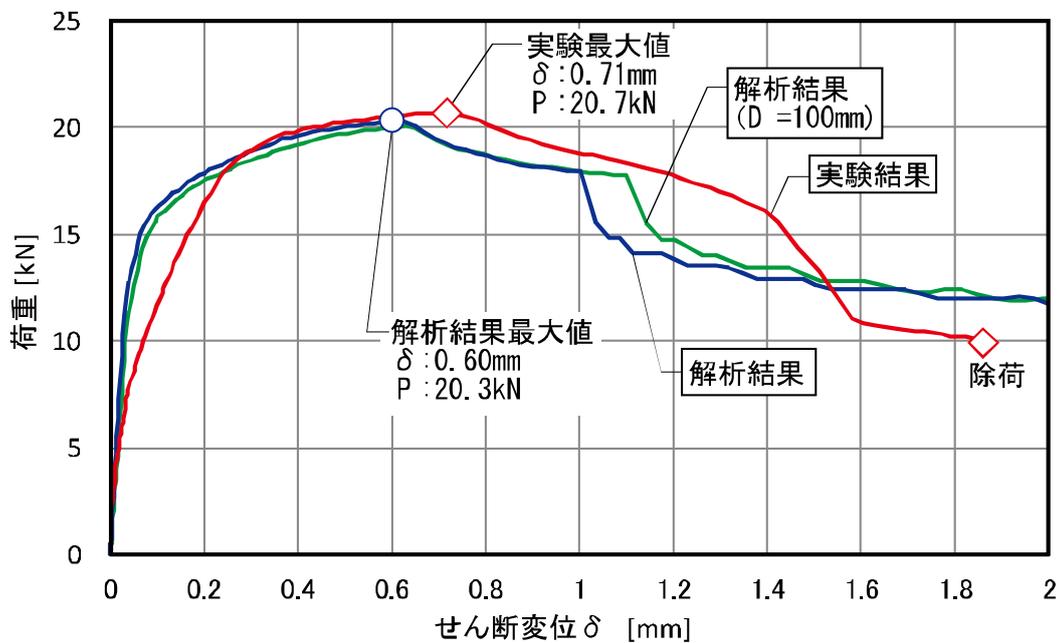
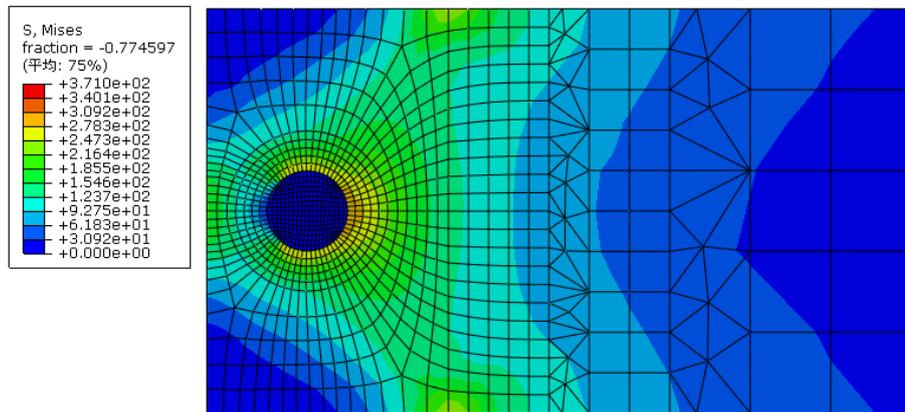


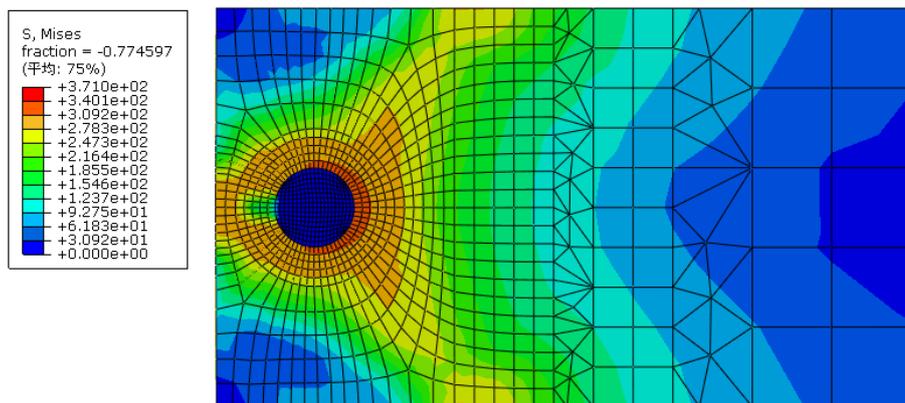
図 2.4. モデル解析結果 荷重-変形関係

解析モデルの応力図を図 2.5、2.6.に示す。変位約 1.5mm 時に接合部近傍に応力度がゼロに近い範囲がある。この部分は、解析上ひずみ度が 32%を越えて応力を喪失しており、鋼板が破断した状態を表している。これは実験での亀裂、破断の発生位置と一致しており、解析では最大せん断耐力直後に接合部周辺で破断が確認された。

接合部せん断実験では溶接部と鋼板支持部の距離(図 1.7.中の D_A)が比較的近傍しており、図 2.5、2.6.の応力図では、溶接部と後半支持部間の張力場が確認できる。張力場上の鋼板が降伏することでせん断変位が増大した可能性も考えられることから、図 1.7.の D_A を大きく、100mm とした場合についても解析を行った。 D_A を 100mm にしたモデルの応力図を図 2.7、2.8.に示す。この場合でも、荷重-変形関係に大きな差は見られず、本検討の範囲内では溶接部と支持部間の距離の影響は無視できることを確認した。



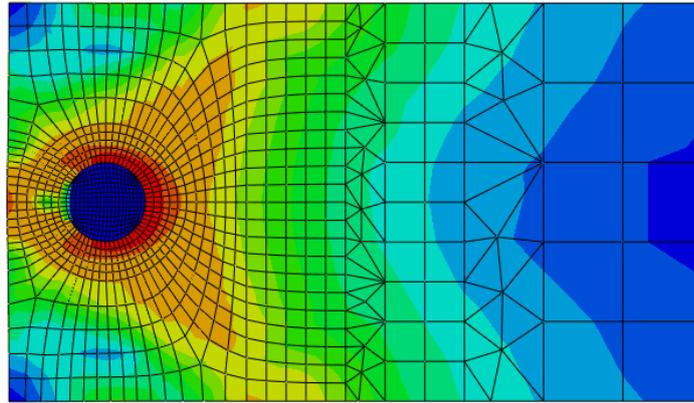
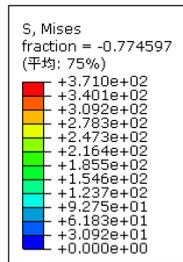
変位約 0.06mm 時



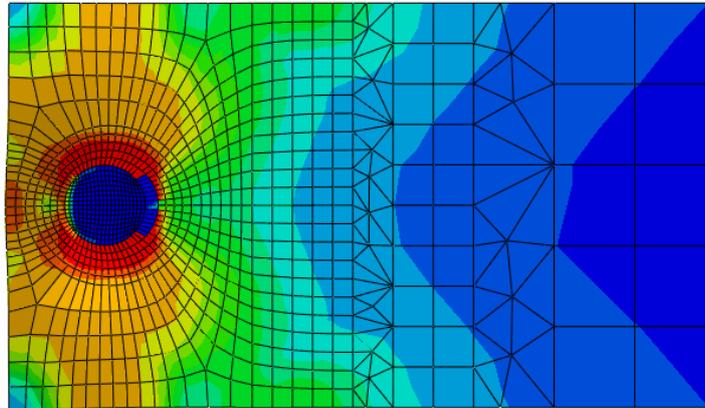
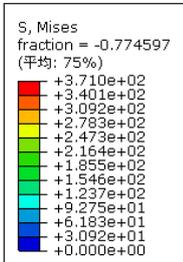
変位約 0.25mm 時

図 2.5. 接合部モデル解析結果応力図 (変位 0.06、0.25mm)

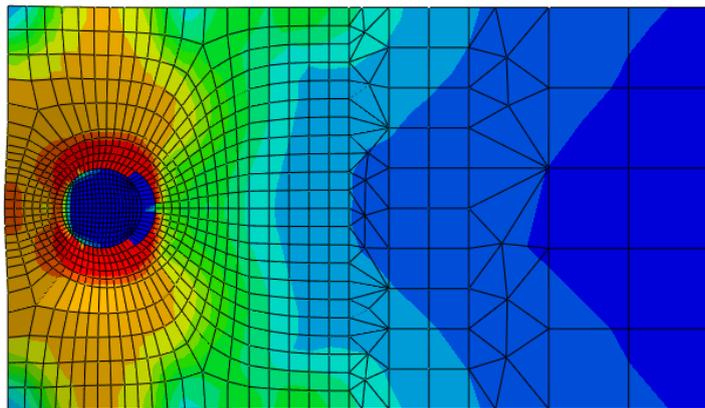
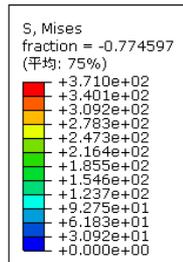




変位約 0.6mm 時



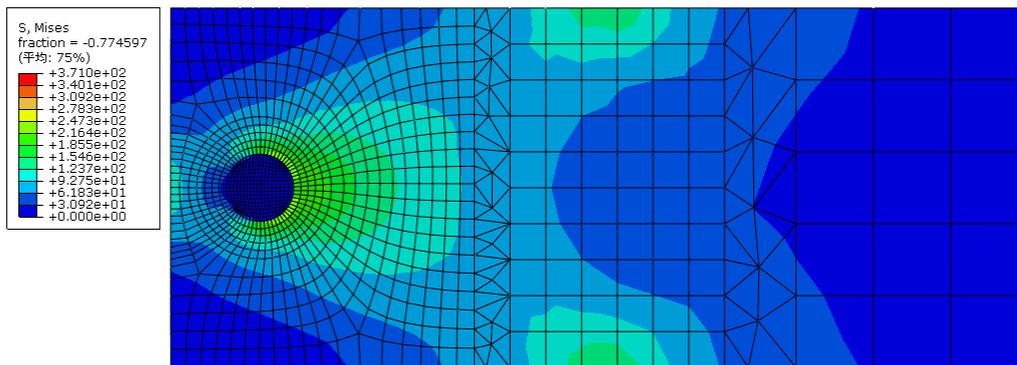
変位約 1.5mm 時



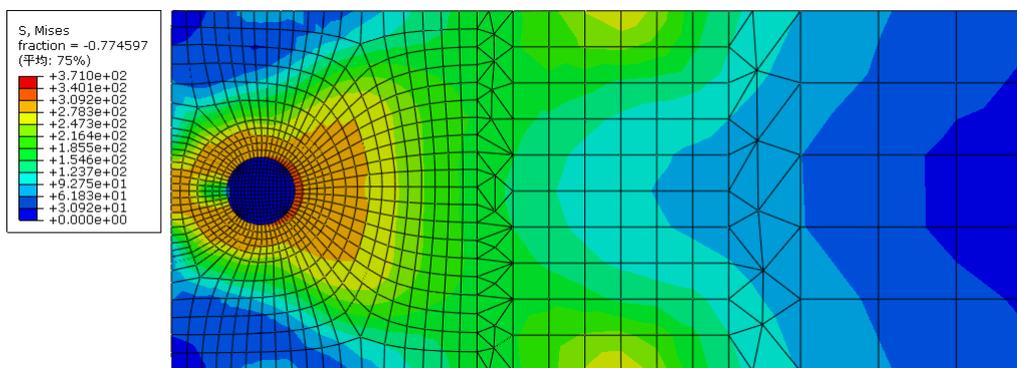
変位約 1.8mm 時

図 2.6. 接合部モデル解析結果応力図 (変位 0.6、1.5、1.8mm)

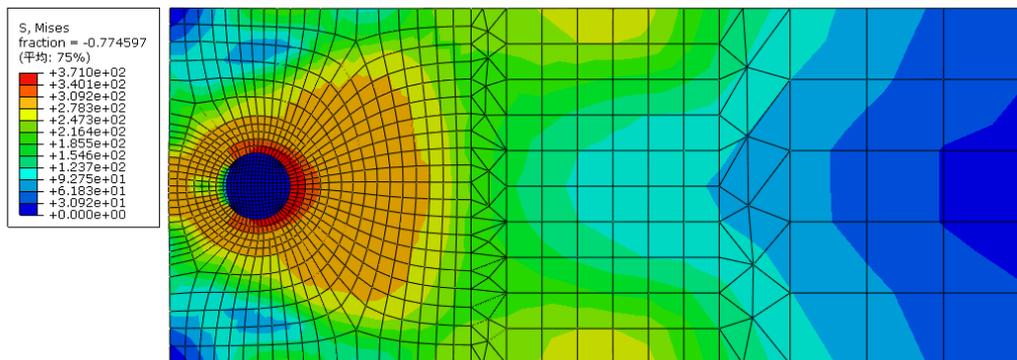




変位約 0.06mm 時



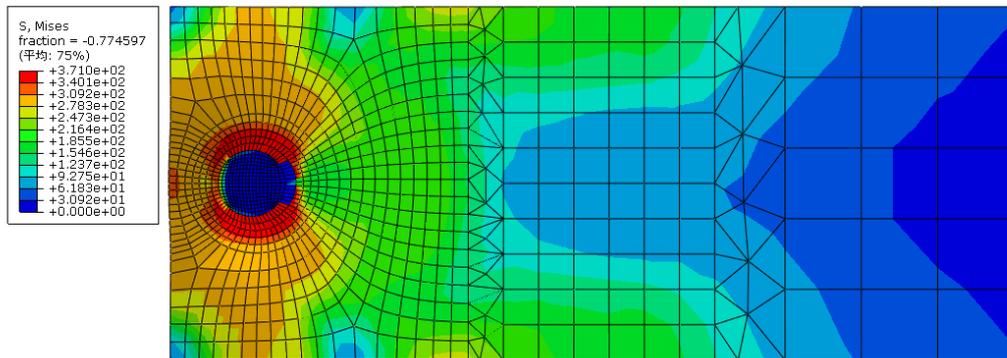
変位約 0.25mm 時



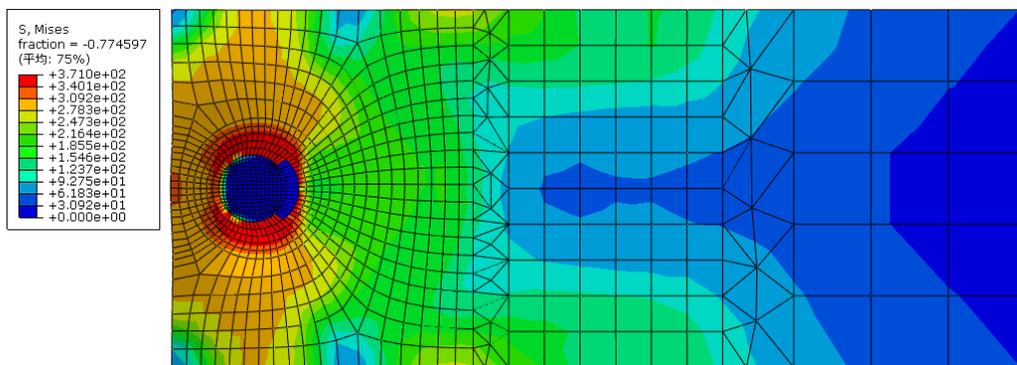
変位約 0.6mm 時

図 2.7. $D_A=100\text{mm}$ モデル解析結果応力図 (変位 0.06、0.25、0.6mm)





変位約 1.5mm 時



変位約 1.8mm 時

図 2.8. $D_A=100\text{mm}$ モデル解析結果応力図 (変位 1.5、1.8mm)

2.3. 解析パラメータを与えた解析

2.3.1. 検討対象モデル概要

接合部解析モデルの概要を図 2.9.に示す。鋼板の大きさは、幅 130mm×長さ 200mm×厚さ 1mm である。図中の鋼板上下辺右側と右边を固定として、溶接接合部（図中 A 部）左方向（-X 方向）に強制変位を与える。溶接接合部は、左端から 25mm、上下中央の位置にあり、同部の面外方向変位を拘束する。鋼板のヤング係数を 205kN/mm^2 、密度を $7.85 \times 10^{-9}\text{ton/mm}^3$ とする。要素は 4 節点、1 積分点を有する長方形シェル要素を基本とする。厚さ方向の積分点数は 3 である。

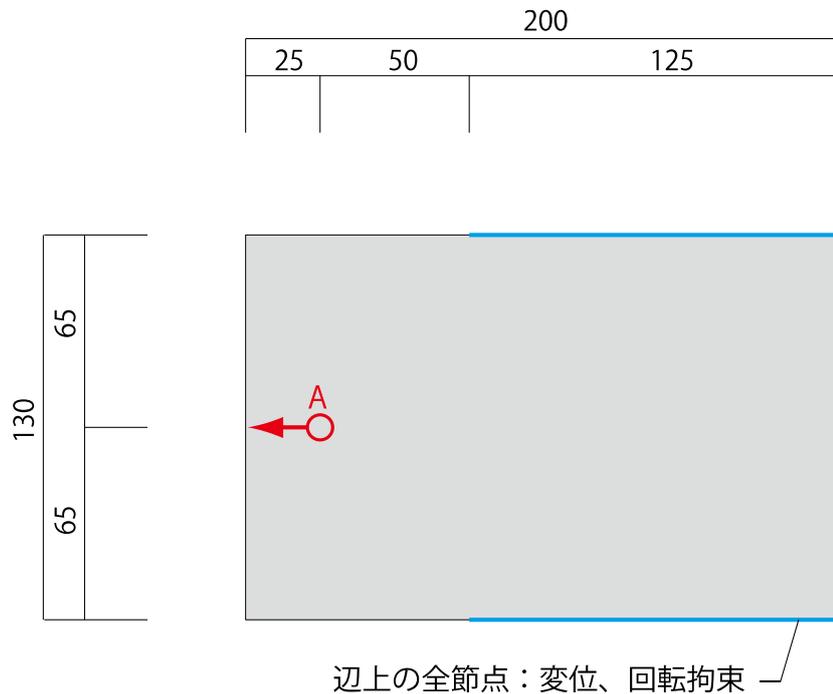
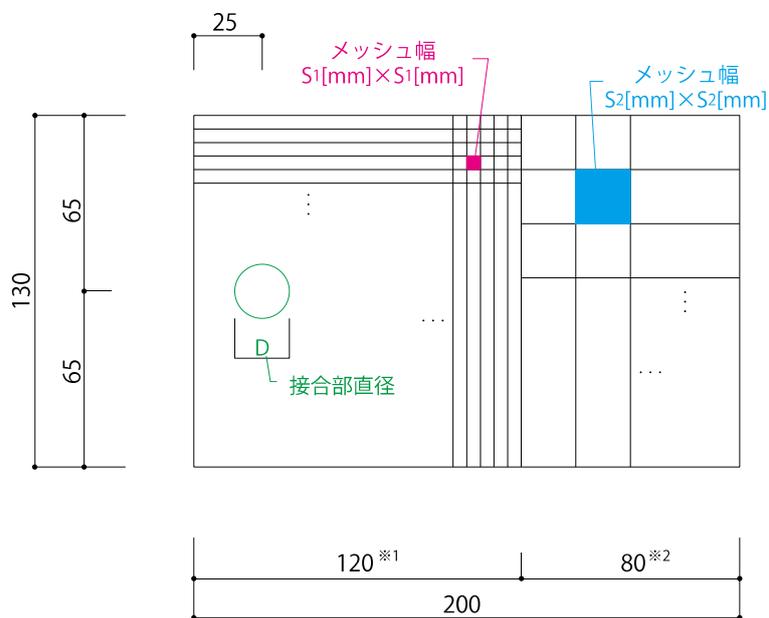


図 2.9. 接合部試験体モデル概要

2.3.2. 検討パラメータ一覧

以下に設定した解析パラメータを示す。解析パラメータは、接合部近傍(左端から 120mm)と遠方(右端から 80mm)のメッシュサイズ (図 2.10.の S_1 と S_2) と接合部直径 (同 D)、破断時ひずみ(ϵ_U)と破断から耐力喪失までのひずみ($\Delta\epsilon_R$)の値とする。ただし、 $S_1=2\text{mm}$ としたモデルのうち一部では解析負荷の軽減のため左端から 50mm 以内のメッシュ幅を S_1 、右端から 150mm 以内のメッシュ幅を S_2 とする(図 2.10.※)。メッシュ幅を S_1 とする範囲を左端から 50mm 以内とすることで応力伝達、鋼板破断の評価に影響がないことを別途確認している。

また、接合部近傍の鋼板の面外変位拘束の結果への影響を評価する。これは、鋼板を固定する部材によって、接合面の固定部材方向への鋼板面外変位が拘束される影響の評価である。接合部以外の固定部材反対側への面外変位は自由として接触面を評価する。



※ $S_1=2\text{mm}$ としたモデルでは $*1=50\text{mm}$ 、 $*2=150\text{mm}$

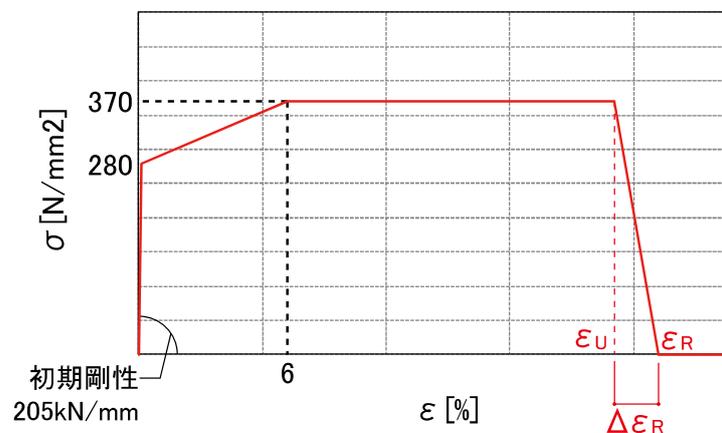


図 2.10. パラメータ概要

以上の解析パラメータを踏まえて作成したモデルを表 2.1.に示す。S₁ = 2mm としたモデルのうち、J01、04 は左端から 120mm 以内をメッシュ幅を S₁としており、J10、11、12 は解析負荷軽減のため左端から 50mm 以内をメッシュ幅 S₁とした。

表 2.1.に示すモデルのうち、最も良好に実験結果を近似したモデルは J10 である。

表 2.1. 接合部試験検討モデル一覧

番号	S ₁ (mm)	S ₂ (mm)	ε _u (%)	Δε _R (%)	D (mm)	面外拘束 R：固定 F：自由	備考
J01	2.0	20	20	1	18	R	※1
J02	3.5	20	20	1	18	R	
J03	5.0	20	20	1	18	R	
J04	2.0	20	20	1	19	R	※1
J05	3.5	20	20	1	19	R	
J06	5.0	20	20	1	19	R	
J07	3.5	10	20	1	19	R	
J08	3.5	20	7	1	19	R	
J09	3.5	20	20	1	19	F	
J10	2.0	20	20	1	20	R	※2 最良近似モデル
J11	2.0	20	20	5	20	R	※2
J12	2.0	20	20	10	20	R	※2

※1 メッシュ幅を S₁とする範囲は左端から 120mm 以内

※2 メッシュ幅を S₁とする範囲は左端から 50mm 以内



2.3.3. 接合部径と接合部近傍メッシュ幅について

本節では、接合部径 D と接合部近傍メッシュ幅 S_1 の影響について考察する。考察対象モデルと検討パラメータを表 2.2. に示す。

表 2.2. 比較対象モデル(2.3.1. 節)

番号	S_1 (mm)	S_2 (mm)	ϵ_u (%)	$\Delta \epsilon_R$ (%)	D (mm)	面外拘束 R : 固定 F : 自由
J01	2.0	20	20	1	18	R
J02	3.5	20	20	1	18	R
J03	5.0	20	20	1	18	R
J04	2.0	20	20	1	19	R
J05	3.5	20	20	1	19	R
J06	5.0	20	20	1	19	R



図 2.11.に J01～J06 の荷重-変形関係を、図 2.12.に各モデルの変形終了時の応力と変形の様子と実験での変形を示す。解析負荷低減を目的として、モデルによっては最大変位 2mm 程度で解析を終了させた。

図 2.11.より、メッシュ幅 S_1 を変更せずに接合部径 D を 18mm(図中実線)から 19mm(図中点線)にすることで初期剛性、降伏点に変化はないが、最大耐力が約 1kN 上昇している。

また、メッシュ幅 S_1 の最大耐力に与える影響について着目すると、 $D=18\text{mm}$ (実線)では、 $S_1=2\text{mm}$ (図中黒線)と 3.5mm (図中赤線)では最大耐力は概ね一致しているが、 $S_1=5\text{mm}$ (図中青線)では過大に評価されていることが確認できる。 $D=19\text{mm}$ (点線)では、 $S_1=2、3.5、5\text{mm}$ で最大耐力が概ね一致している。

図 2.12.の解析モデルの色は発生応力度を示す。実験時の変形の様子(図 1.●)から、接合部周辺の鋼板に発生する亀裂は、幅約 1mm 程度である。各モデルの変形より、解析モデルにおいて鋼板の破断を再現するためには、 $S_1=3.5\text{mm}$ は過大であり、 $S_1=2\text{mm}$ が適切と考えられる。

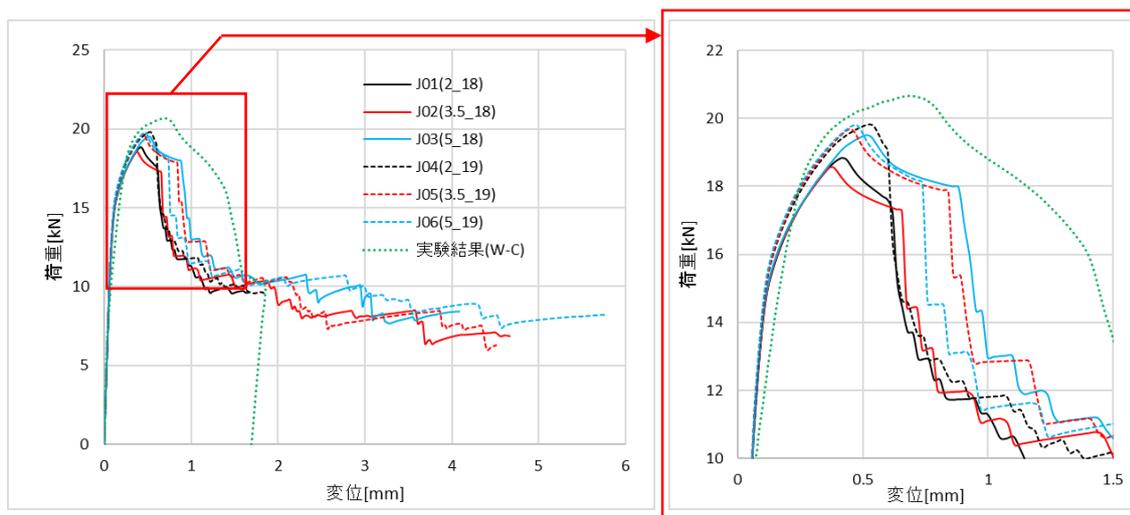
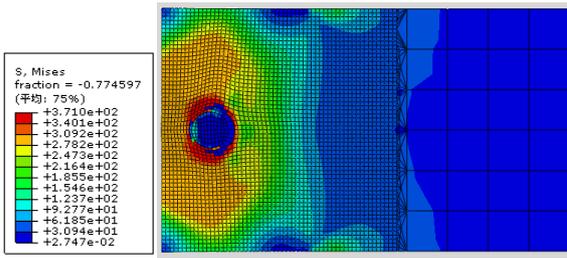
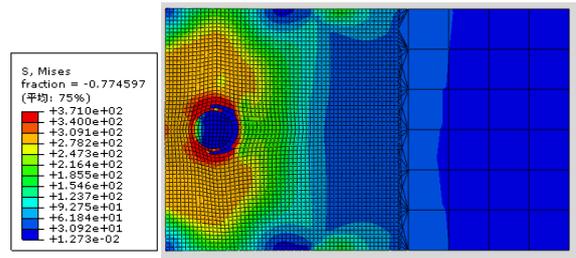


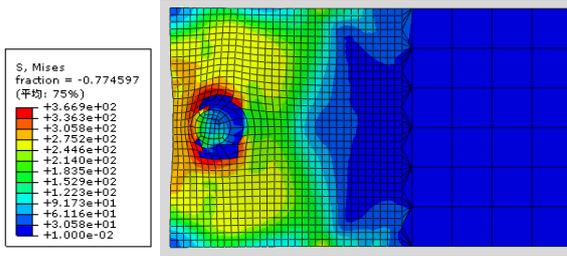
図 2.11. 接合部試験体モデル 荷重-変形関係 J01～06



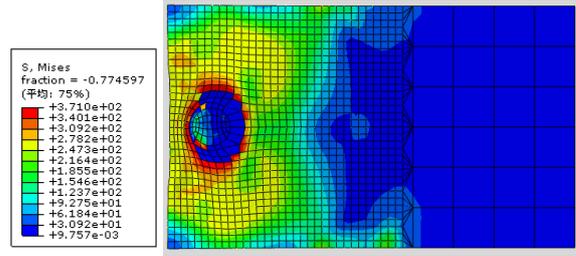
J01 (メッシュ 2mm、D18mm)



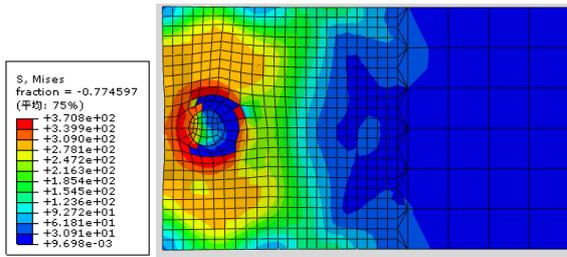
J04 (メッシュ 2mm、D19mm)



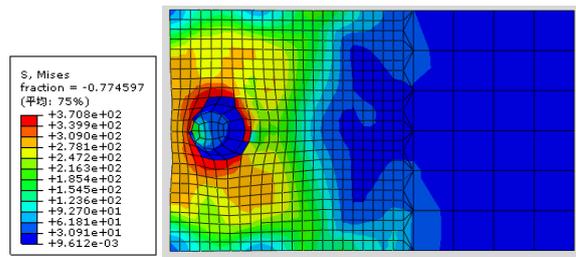
J02 (メッシュ 3.5mm、D18mm)



J05 (メッシュ 3.5mm、D19mm)



J03 (メッシュ 5mm、D18mm)



J06 (メッシュ 5mm、D19mm)



実験 (焼き抜き栓溶接)

図 2.12. 接合部試験体モデル 応力と変形の様子 J01~06

2.3.4. 接合部遠方メッシュ幅、鋼板破断ひずみ、面外拘束について

次に、メッシュ幅 S_2 、後半破断ひずみ ϵ_U 、面外拘束についての考察を行う。考察対象モデルを表 2.3. に示す。なお、先述の考察より、鋼板の破断を評価するためには $S_1=2\text{mm}$ が適していることが確認されたが、 S_2 、 ϵ_U 、面外拘束についての検討では、解析モデルの計算負荷軽減を目的とし、接合部近傍メッシュ幅 S_1 は 3.5mm で統一した。

表 2.3. 考察対象モデル(2.3.2. 節)

番号	S_1 (mm)	S_2 (mm)	ϵ_U (%)	$\Delta \epsilon_R$ (%)	D (mm)	面外拘束 R: 固定 F: 自由
J05	3.5	20	20	1	19	R
J07	3.5	10	20	1	19	R
J08	3.5	20	7	1	19	R
J09	3.5	20	20	1	19	F

図 2.13. に J05、07、08、09 の解析結果を、図 2.14. に J07 から 09 の応力と変形の様子を示す。J05 と J07 の比較より、接合部周辺以外のメッシュ幅 S_2 を 10mm にしても解析結果に影響が無いことより、 S_2 は 20mm で十分小さいことが確認された。

また、J05 と J08 の比較より、鋼板破断時ひずみ ϵ_U を 7% にすると最大耐力は変わらないが耐力低下が早期に見られることが確認された。

さらに、J05 と 09 の比較より、治具との接触方向の面外変形を拘束しない場合、最大耐力が約 1kN 上昇した。面外拘束をしないことで実験結果 W-C に最大耐力が近づいたが、先述の通り治具接触方向への面外変形拘束を行うことが正確なモデル化である。

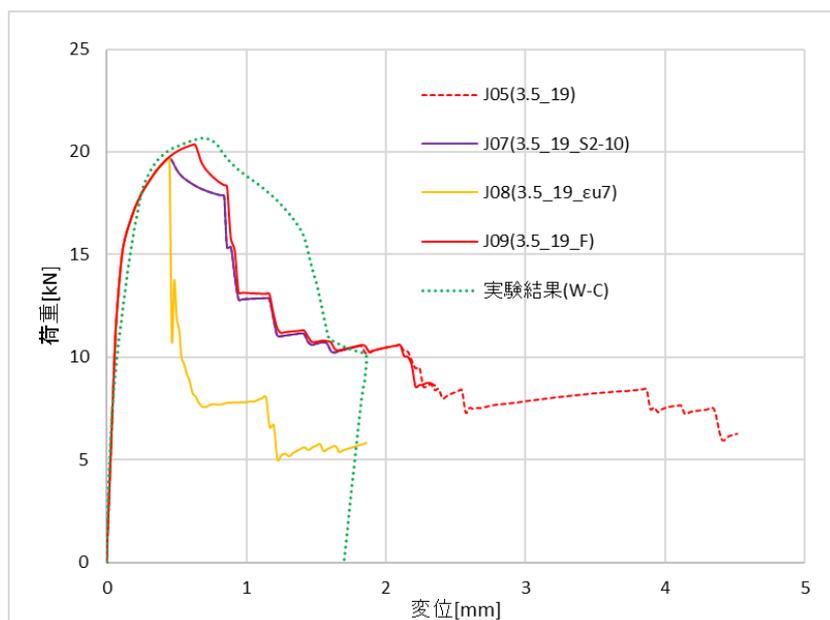
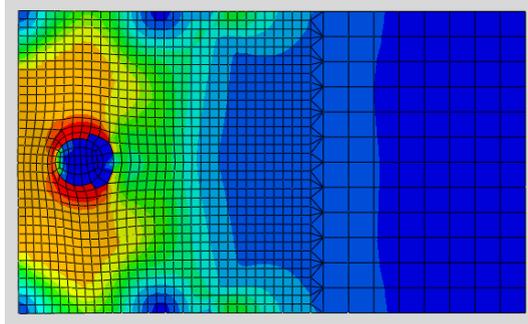
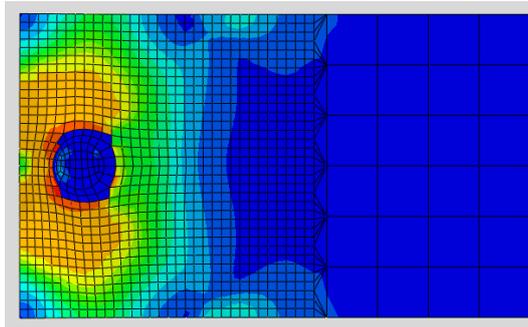


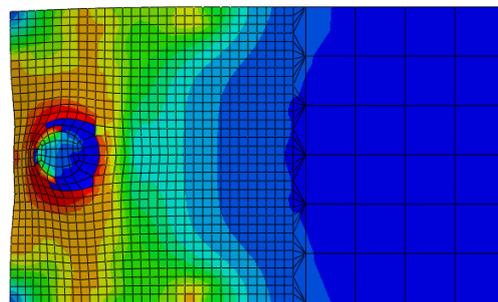
図 2.13. 接合部試験体モデル 荷重-変形関係 J05、07~09



J07



J08



J09

図 2.14. 接合部試験体モデル 応力と変形の様子



2.3.5. 破断から耐力喪失までのひずみについて

これまでの考察より、 $S_1 = 2\text{mm}$ 、 $S_2 = 20\text{mm}$ が適していることが確認された。本節では破断から耐力喪失までのひずみ $\Delta\epsilon_R$ について考察する。考察対象とするモデルを表 2.4. に、それぞれのモデルの鋼板の材料特性を図 2.15. に示す。

これまでの検討より、接合部径 D は 19mm としても実験結果にくらべ依然過小であることをふまえ、 $S_1=2\text{mm}$ 、 $D=20\text{mm}$ としたモデル J10 を作成し、J10 の $\Delta\epsilon_R$ のみ変更したモデルを J11 と J12 した。

表 2.4. 考察対象モデル(2.3.3. 節)

番号	S_1 (mm)	S_2 (mm)	ϵ_u (%)	$\Delta\epsilon_R$ (%)	D (mm)	面外拘束 R: 固定 F: 自由
J10	2.0	20	20	1	20	R
J11	2.0	20	20	5	20	R
J12	2.0	20	20	10	20	R

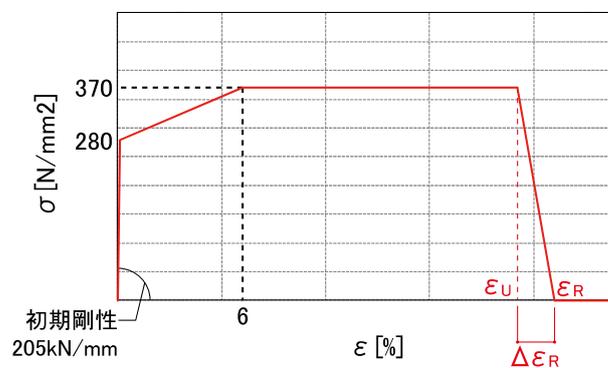
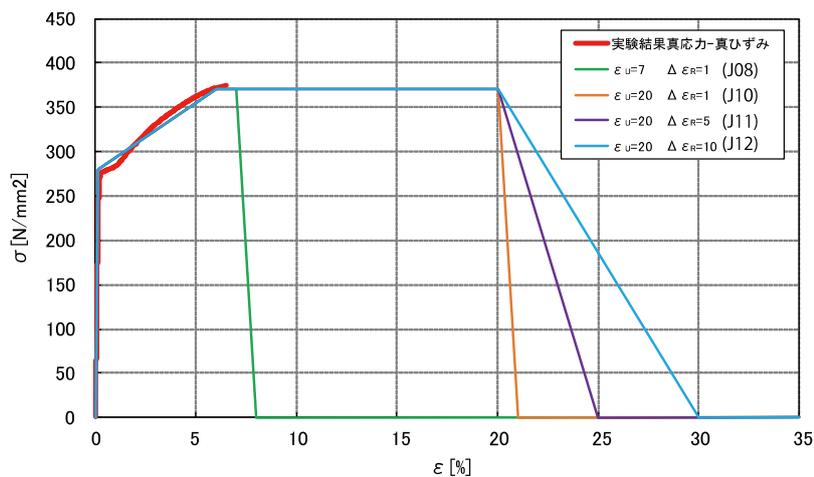


図 2.15. モデル材料特性

各モデルの解析結果を図 2.16.に示す。図 2.16.より、J10 は変位約 0.6mm までは実験結果を良好に評価しているが、その後の耐力低下が実験結果よりも早期であった。

最大耐力後の耐力低下が実験に比べ早期である原因として、 ϵ_U と $\Delta\epsilon_R$ が影響していると考えられる。先述の考察より、鋼板破断ひずみ ϵ_U が耐力低下の挙動に影響を与えることが確認されたが、 $\epsilon_U = 20\%$ は鋼板の一般的な値であり、20% よりも大きくなることは考えにくいため、図 2.15.に示すように $\epsilon_U = 20\%$ は変更せず、 $\Delta\epsilon_R = 5、10\%$ としたモデル J11、12 を作成した。しかし、図 2.16.の解析結果より、耐力喪失までのひずみ $\Delta\epsilon_R$ を変更しても解析結果に大きな影響は無いことが確認された。

$\Delta\epsilon_R$ は解析結果に影響のない条件であるため、本検討の結論として実験結果を近似するにあたり、 $\Delta\epsilon_R$ は 1% を採用する。

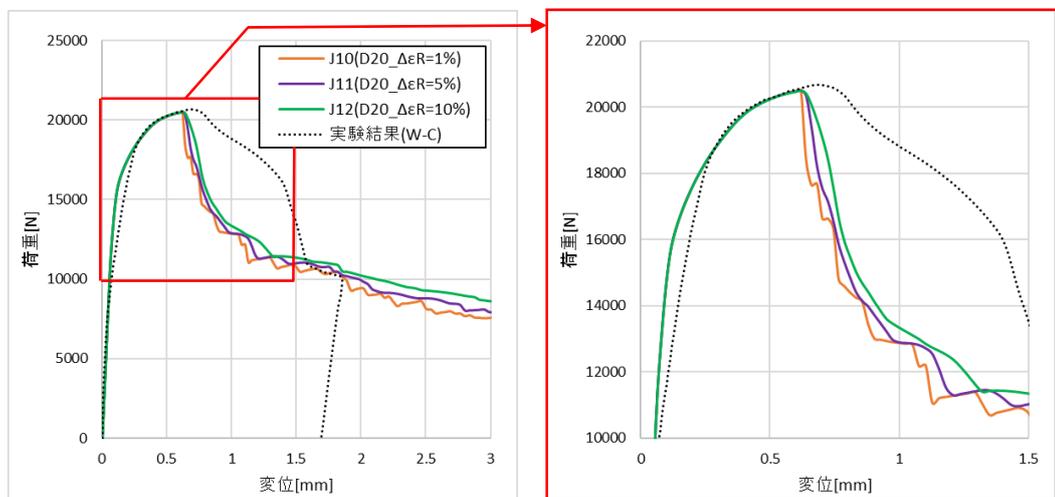


図 2.16. 接合部試験体モデル 荷重-変形関係

2.4. 焼き抜き栓溶接を加力方向に2箇所設けたモデルの解析

2.4.1. モデル概要

これまでの接合部実験モデルの検討を踏まえ、図 2.17.に示すモデル(JW01 とする)を作成した。モデルの寸法、材料特性はこれまでの接合部モデル(J13 が最良近似モデル)と同様である。J13 では接合部を左端から 25mm の位置に 1 箇所設けていたが、今回のモデルでは左端から 25mm と 75mm の位置に設けた。

接合部径は 20mm であり、2 箇所の接合部を含む楕円の範囲内をメッシュ幅 2mm とした。2 箇所の接合部に同時に図 2.17.左方向への強制変位を与えた。

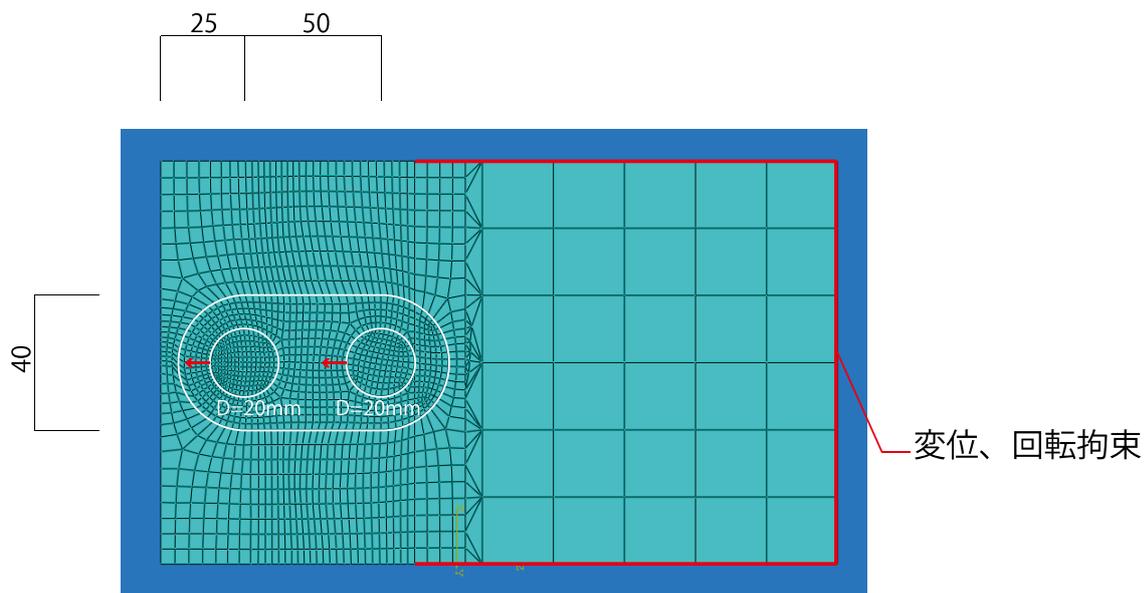


図 2.17. モデル JW01 概要

2.4.2. 解析結果

図 2.18.に JW01、J10、13、接合部 1 箇所の実験結果、の解析結果を示す。

接合部が 1 箇所のモデルは最大耐力が約 21kN であったのに対し、JW01 の最大耐力は 52% 増加し、約 32kN となった。また、JW01 は最大耐力後に耐力が急激に低下せず、変位 2.5mm 程度まで約 27kN(最大耐力の約 84%)の耐力を維持した。

図 2.19.に JW02 の応力と変形の様子を示す。これまでの接合部モデルでは接合部側部(載荷方向からみて左右)の鋼板が破断していたが、今回作成したモデルでは載荷方向から見て接合部後方の鋼板が載荷方向と垂直に破断した。

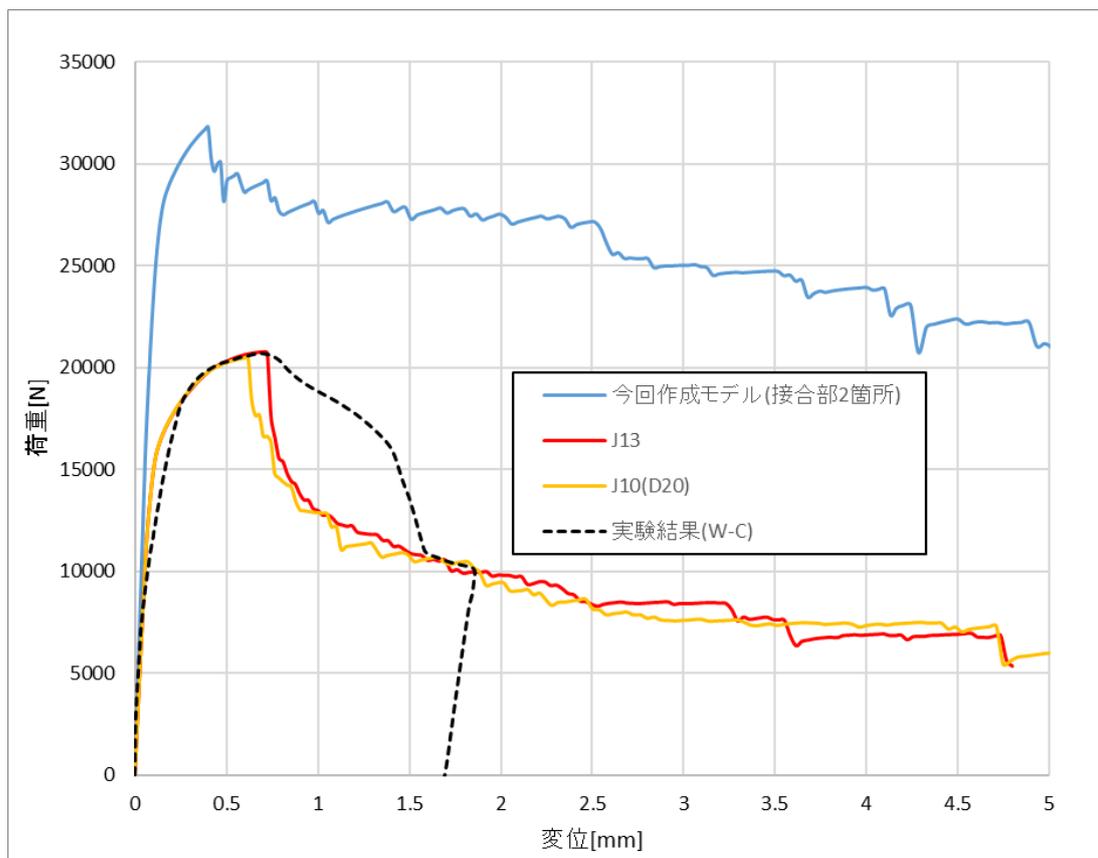
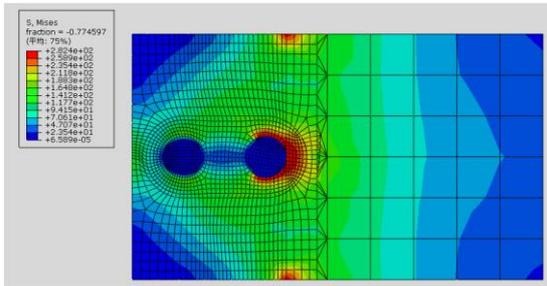
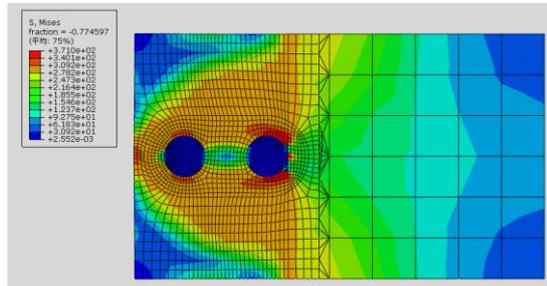


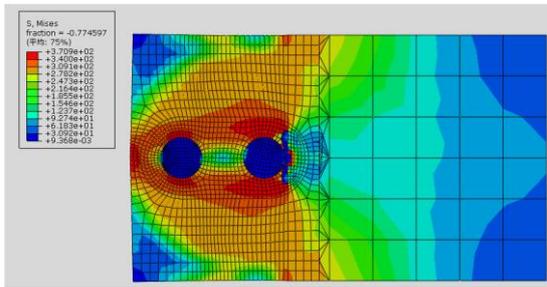
図 2.18. 解析結果 荷重-変形関係



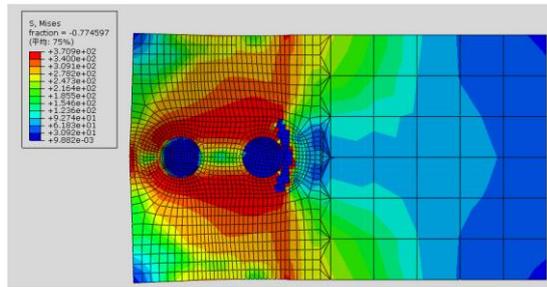
変位約 0.07mm



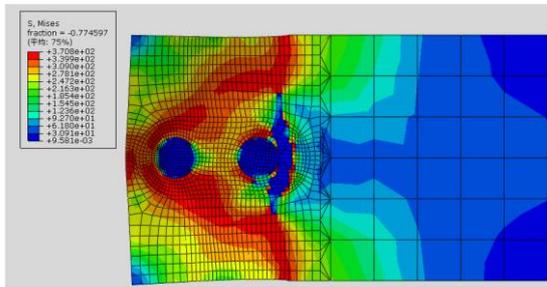
変位約 0.6mm



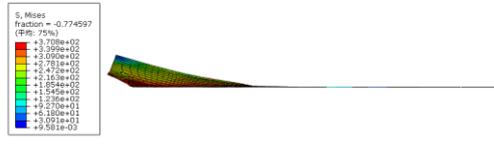
変位約 1.6mm



変位約 2.9mm



変位 5mm 時



変位 5mm 時

図 2.19. 接合部 2 箇所モデル 応力と変形の様子

2.5. 焼き抜き栓溶接接合を加力垂直方向に2箇所としたモデル

2.5.1. モデル概要

焼き抜き栓溶接を加力垂直方向に2箇所としたモデル JW02 を作成した。モデル概要図を図 2.20. に示す。接合部は左端から 25mm の位置に 50mm の間隔で配置した。JW01 と同様に接合部2箇所を含む楕円の内部をメッシュ幅 2mm で分割した。両接合部に同時に図 2.20. 左方向へ強制変位を与えた。

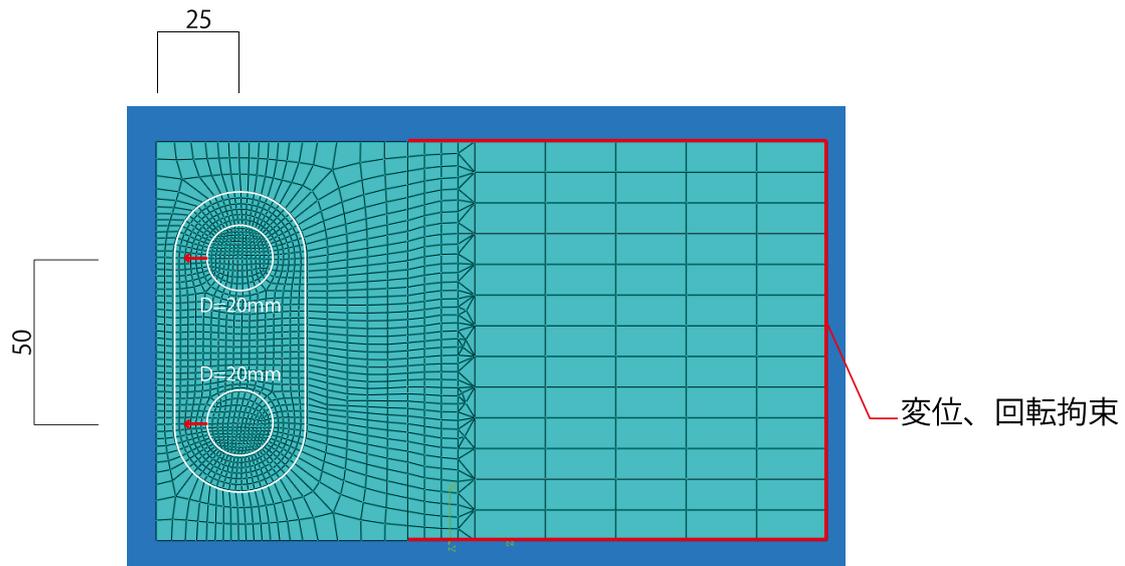


図 2.20. モデル JW02 概要

2.5.2. 解析結果

JW02の解析結果と、比較対象としてJW01、J13、実験結果(焼き抜き栓溶接1箇所)を図2.11.に示す。J13と比較するとグラフの概形は一致しており、最大耐力は約1.8倍となっている。

JW01とJW02の初期剛性は一致しているが、JW02は降伏後に耐力が上昇し、変位約1.4mmで最大耐力約3.7kN(JW01の116%)となった。最大耐力はJW02の方が高いが、変位約1.7mm以降の耐力はJW01の方が高くなった。

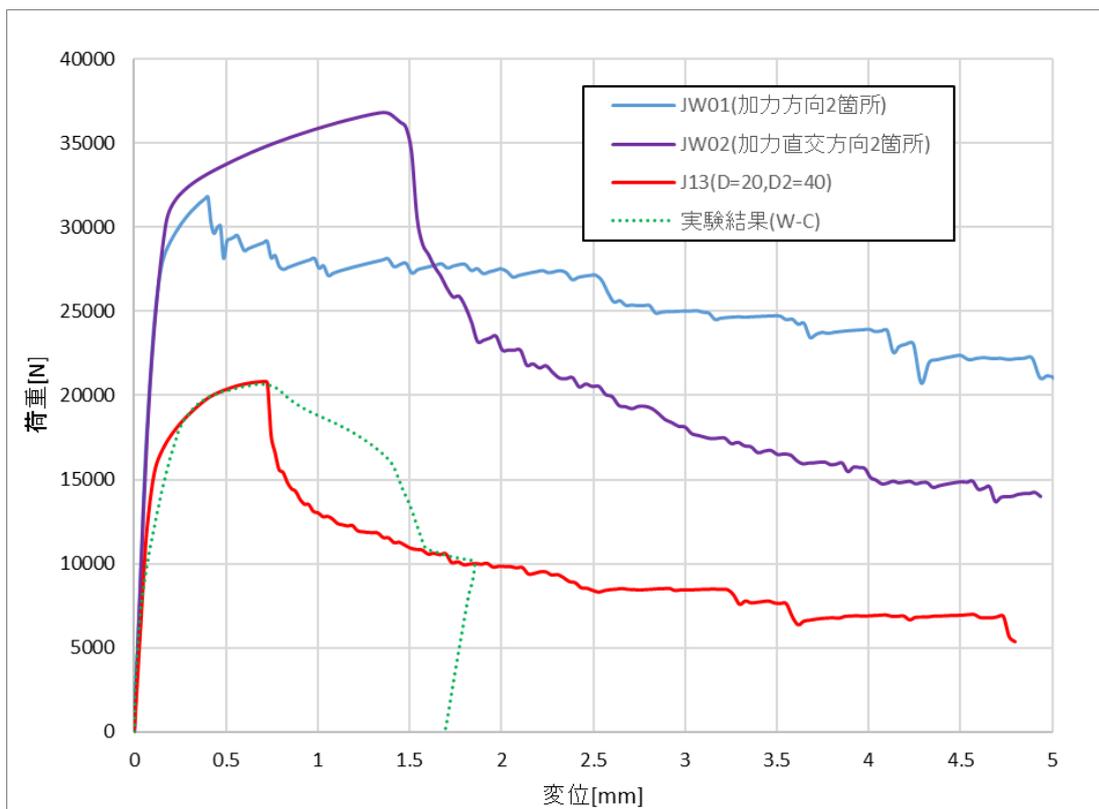


図 2.11. JW02 解析結果

JW02 の応力と変形の様子を図 2.12.、2.13.に示す。JW01 と異なり、接合部側部の鋼板が
 載荷方向に破断している。JW02 と J13 の鋼板破断の挙動は一致しており、そのため JW02
 と J13 は荷重-変形関係の概形は一致していると考えられる。

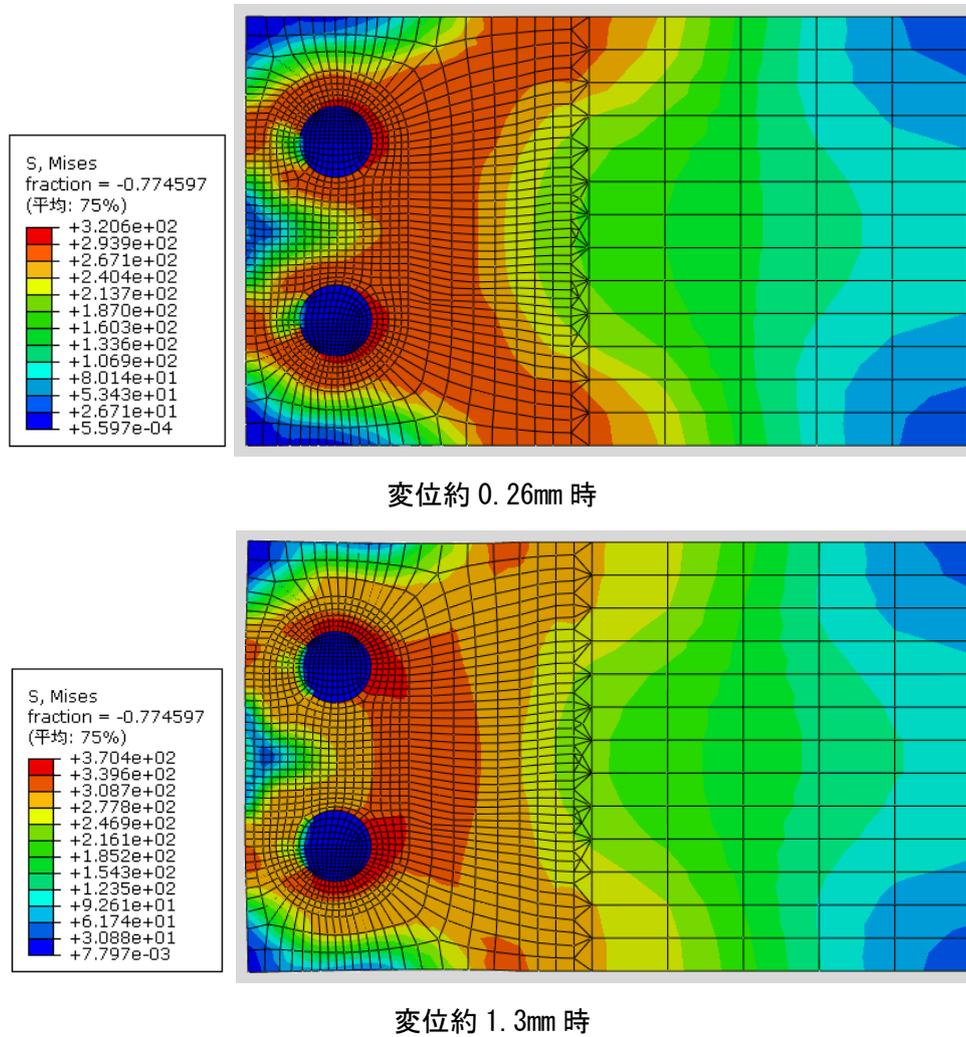
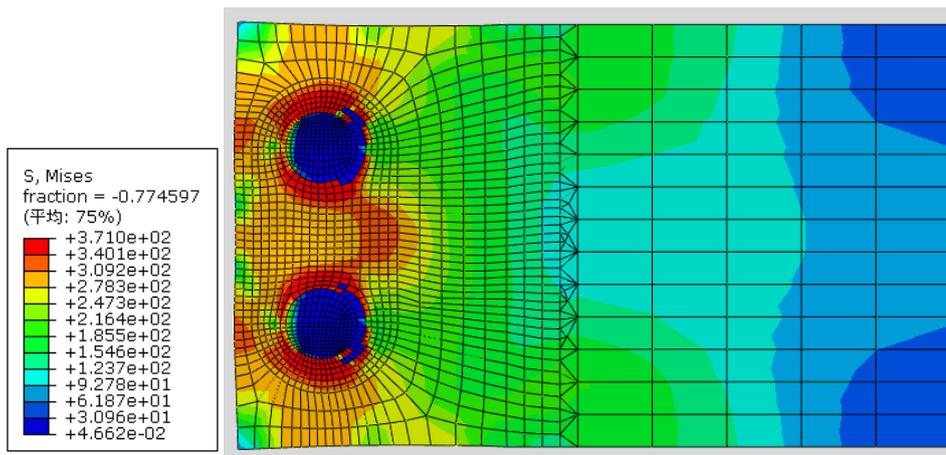
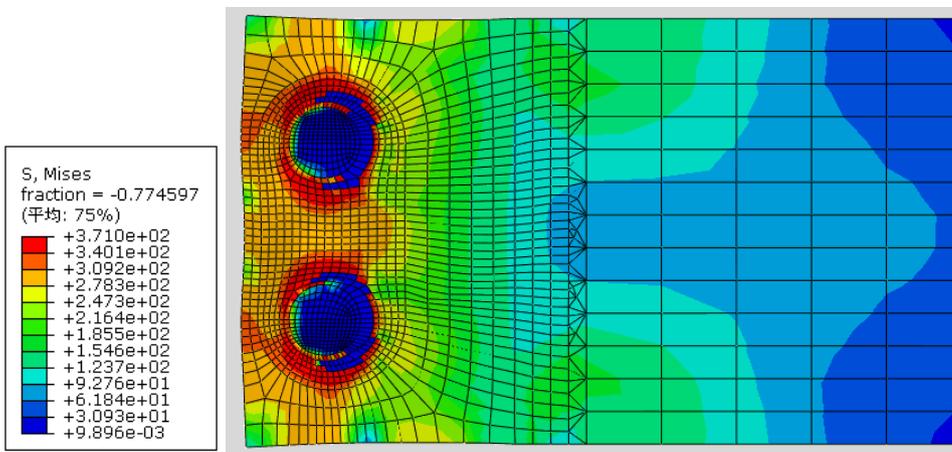


図 2.12. JW02 応力と変形の様子 (変位 0.26、1.3mm)



変位約 2.3mm 時



変位約 3.3mm 時

図 2.13. JW02 応力と変形の様子 (変位 2.3、3.3mm)



2.6. 溶接部の負担せん断力

図 2.14. に示すモデルを作成し、各接合部に発生する反力を比較した。接合部を図に示すように縁から遠い側を JA、縁に近い側を JB とする。溶接間距離は 80mm とする。本モデルの解析結果を図 2.15. に示す。変形初期は鋼板支持部に近い JA の負担するせん断力が支配的であり、その後 JA が降伏し、負担せん断力が増加しなくなると JB の負担せん断力が増加する。図 2.16. に示す応力図からも同様の挙動が確認できる。

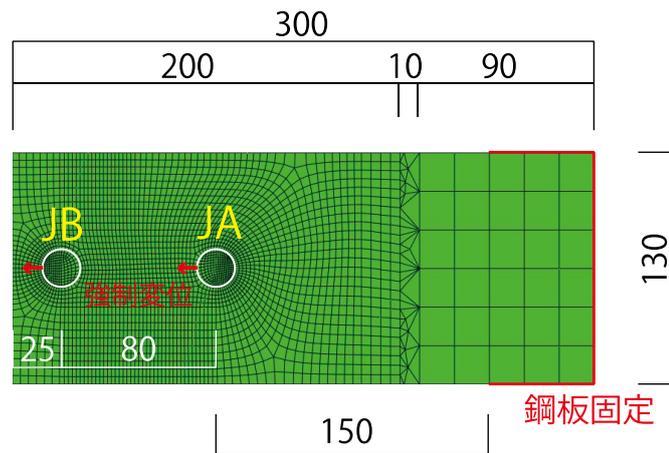


図 2.14. 接合部反力検討モデル概要

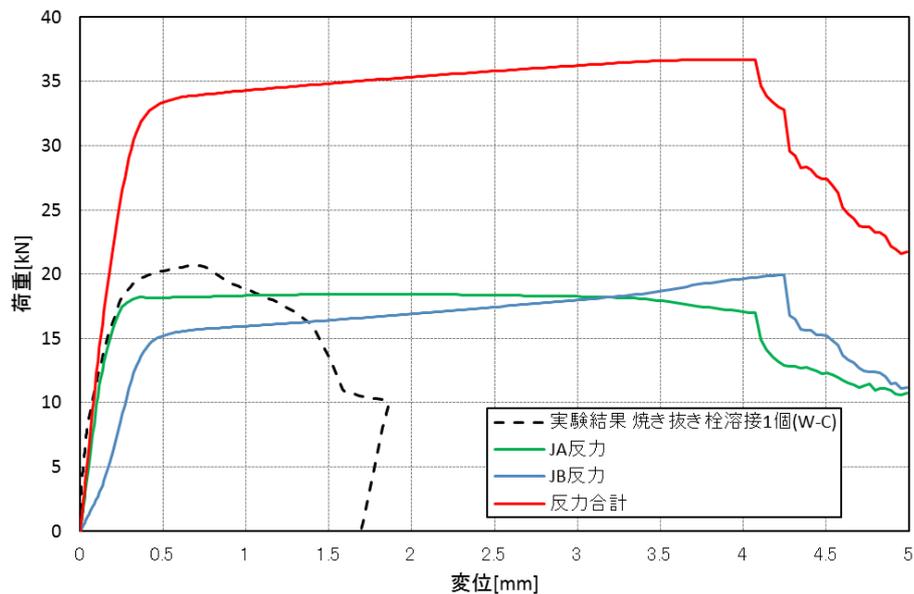
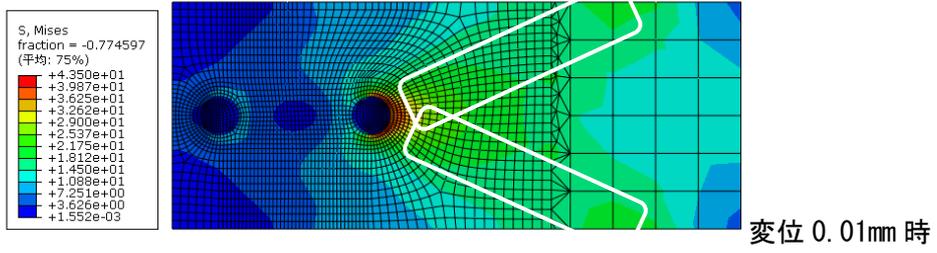
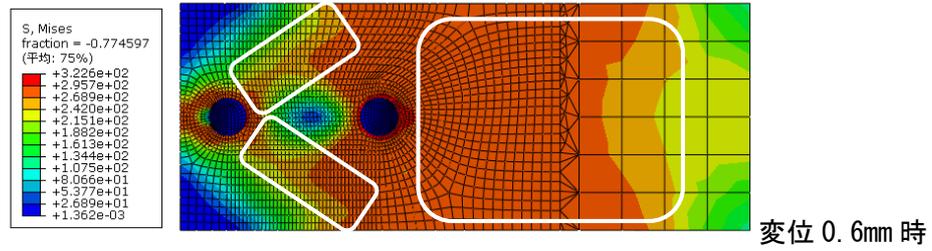
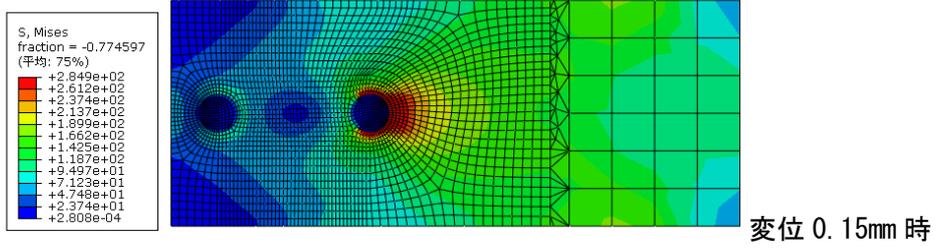


図 2.15. 接合部反力



JA から鋼板支持部に張力場が発生



JB から張力場が発生

JA 付近の鋼板が降伏

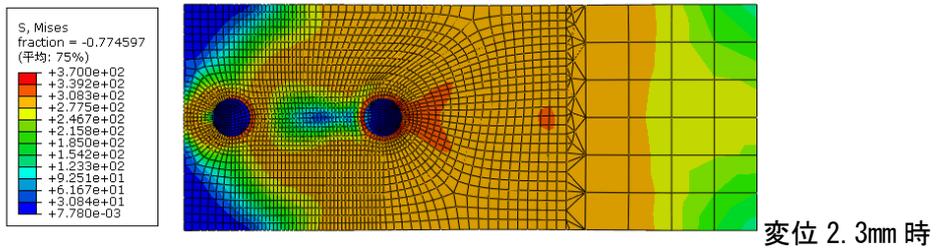


図 2.16. 応力図

第3章 ルーフデッキ解析モデルの構築



3.1. 解析モデル概要

2章で示した接合部試験体モデルでのパラメトリックスタディを踏まえ、最良近似モデルである J13 と同様に接合部周辺をモデル化した面内せん断試験体モデル D01 を作成した。モデル概要を図 3.1. に示す。接合部試験体モデル J13 と同様に接合部径 20mm とし、接合部を含む径 40mm 以内をメッシュ幅 2mm で分割した。上下辺から 100mm 以内のうち、メッシュ幅 2mm とした箇所以外をメッシュ幅 5mm で分割し、モデル中央部はメッシュ幅 20mm とした。鋼板の材料特性はヤング係数 205kN/mm、密度は 7.85⁹ton/mm³、ひずみ 20%で破断、21%で耐力喪失とした。マススケーリングにより、密度に倍率 400 倍を与えた。

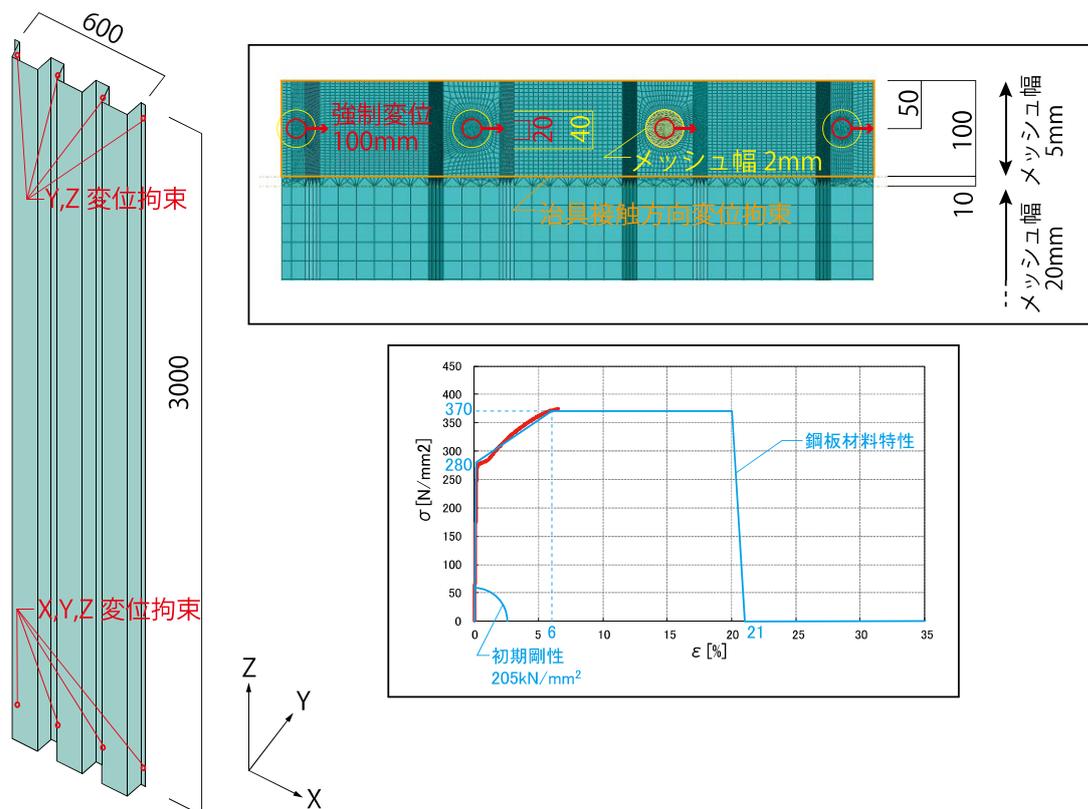


図 3.1. 面内せん断試験体モデル D01 概要図

3.2. 解析結果

図 3.2. にモデル D01 の解析結果を示す。剛性、最大耐力ともに良好に実験結果を近似した。図 3.3. に応力と変形の様子を示す。メッシュ幅 2mm とした箇所に応力が集中していることが確認される。

図 3.2. のグラフにおいて、マススケーリングの影響により、変位 5mm 程度までは解の振動が確認される。マススケーリングを 400 倍とした妥当性について 3.3. 節で確認する。

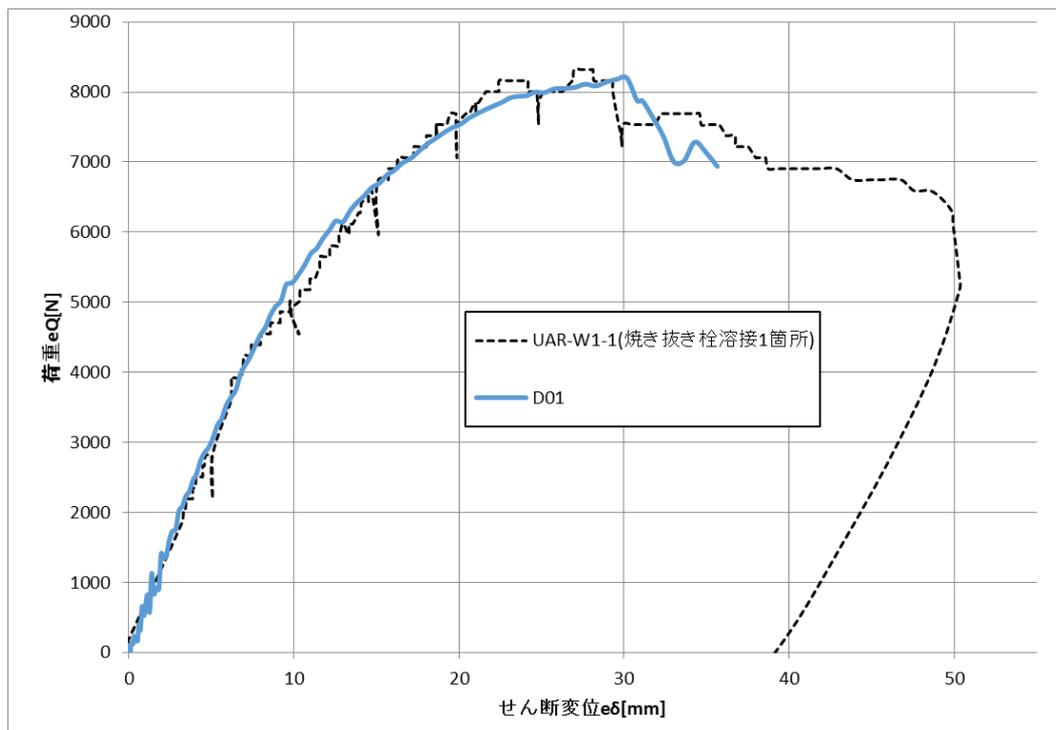
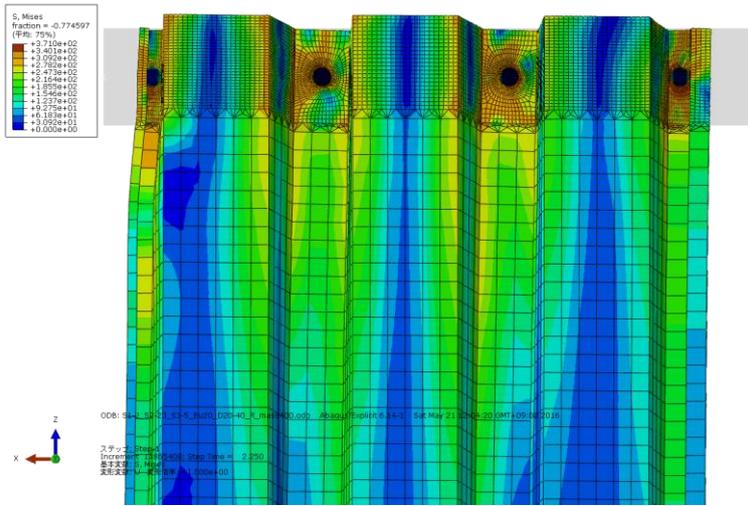
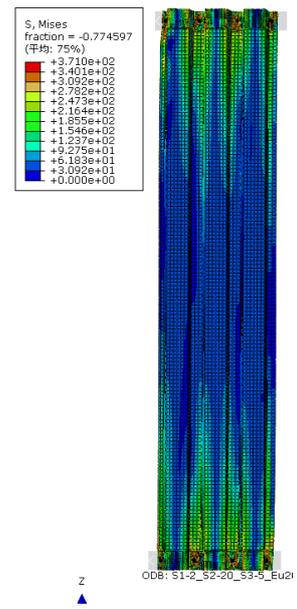


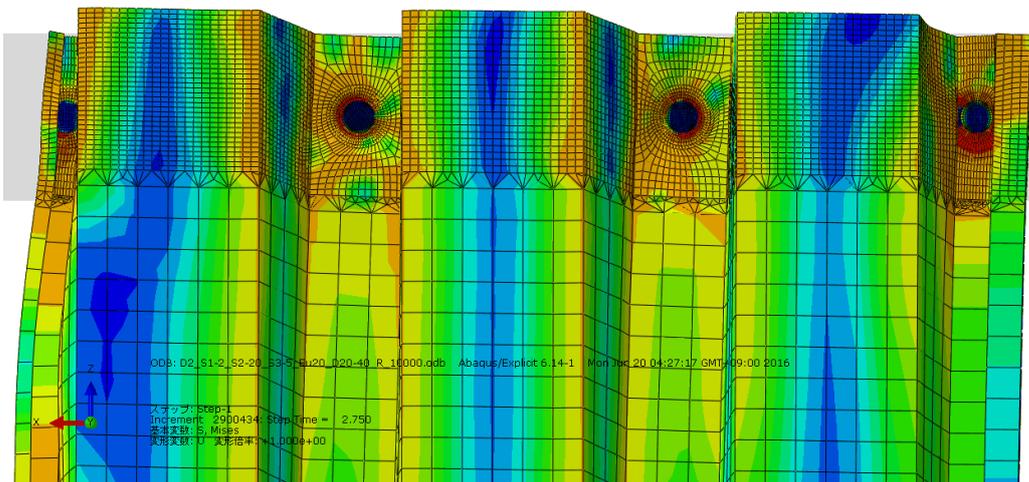
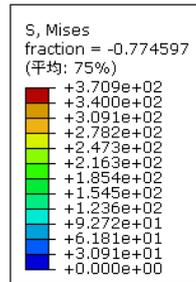
図 3.2. D01 解析結果



変位約 27mm 時



変位約 27mm 時



変位約 35mm 時

図 3.3. D01 応力と変形の様子

3.3. マススケーリングの影響について

3.3.1. 検討モデル概要

前節で示した D01 モデルにマススケーリング 400 倍を使用した。マススケーリング 400 倍の妥当性を確認するために以下の検討を行う。

対象とするモデルを図 3.4.に示す。対象モデルは D01 と異なり、接合部中心から直径 30mm 以内がメッシュ幅 2mm である(※)。図 3.4.に示すモデルにおいてマススケーリングを 1 倍としたものを D02、400 倍としたものを D03 とする。

(※) 本来、D01 と同様のモデルでマススケーリングを 1 倍としたモデルを作成し、D01 と比較するべきであるが、本検討は D01 作成以前に行っているため、図 3.4.に示すモデルで行った。

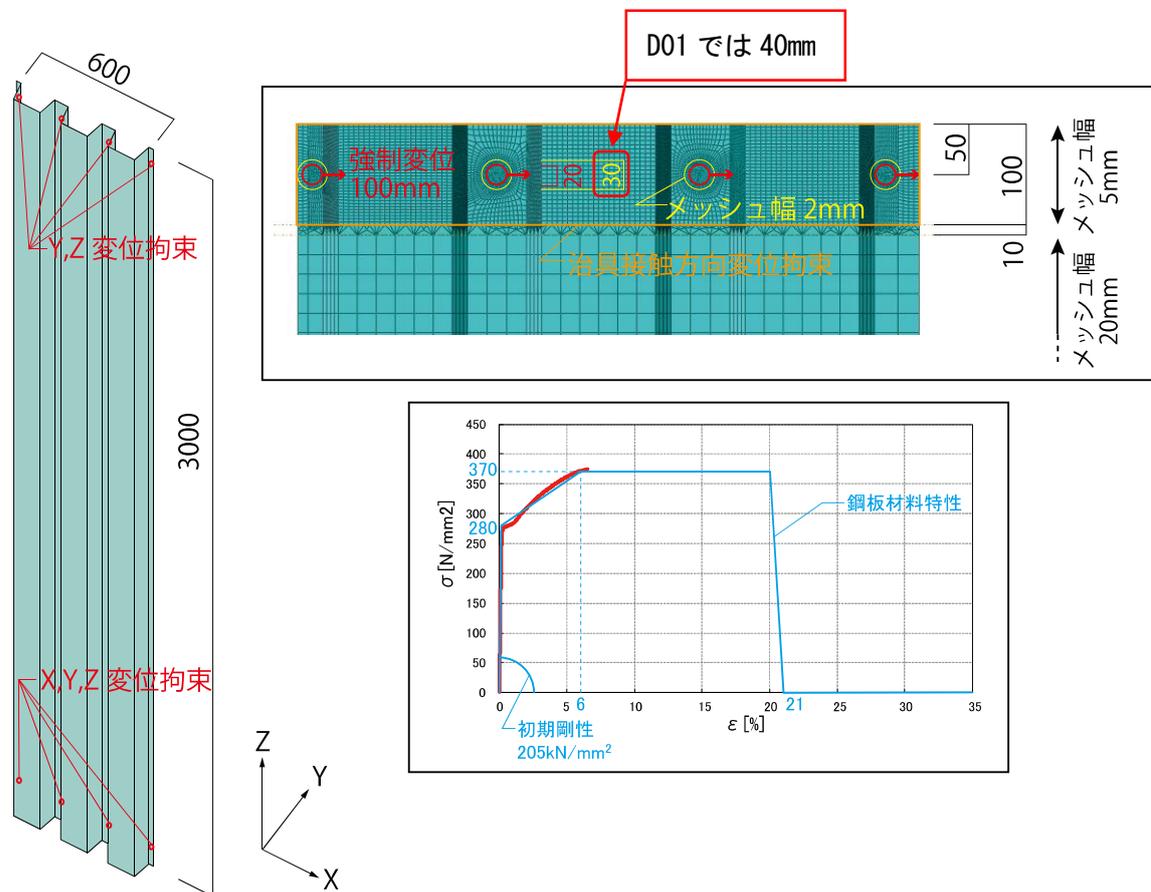


図 3.4. マススケーリング検討モデル概要

3.3.2. 解析結果

図 3.5.に D02、D03 モデルの解析結果を示す。図 3.5.右図は同解析結果の変位 3mm までの拡大である。図 3.5.右図より、解析初期においてわずかに解析結果の振動が確認されたが、D02、D03 の剛性、耐力は概ね一致しており、マススケーリング 400 倍を使用することで得られる結果が妥当なものであることを確認した。

さらに、エネルギーの釣り合いより、マススケーリング 400 倍の妥当性を確認する。図 3.6.に D02、D03 の運動エネルギーを内部エネルギーで除した値と、解析時間の関係を示す。準静的解析において、運動エネルギーを内部エネルギーで除した値が 0.1 以下であることが解析成立の条件である。図 3.6.より、マススケーリング 400 倍とした D03 は運動エネルギー/内部エネルギーが最大約 0.05 であるため、準静的解析が成立していることを確認した。

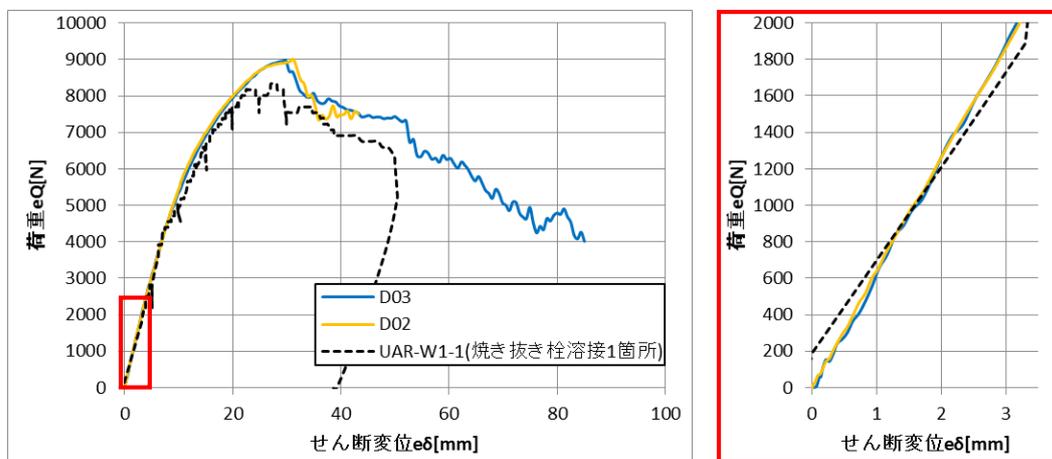


図 3.5. D02、D03 解析結果

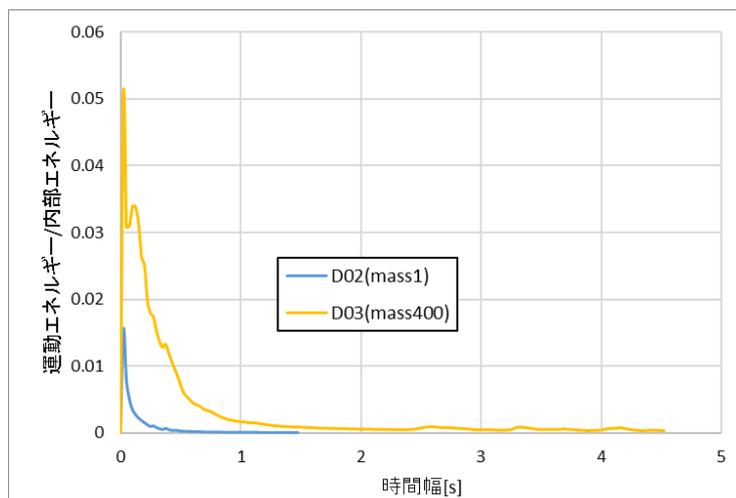


図 3.6. D02、D03 エネルギー釣り合い

3.4. 全接合部の溶接数を2個とした場合

3.4.1. モデル概要

図 3.7. にモデル概要図を示す。本モデルを DW01 とする。接合部以外は D01～03 と同様である。接合部は上下端から、50mm、100mm の位置に設け、接合部を含む幅 40mm、長さ 100mm 以内をメッシュ幅 2mm で分割した。治具との接触範囲は D01～D03 と同様に、上下端から 100mm とした。メッシュ幅 2mm 以外の上下端から 150mm 以内をメッシュ幅 5mm で分割し、モデル中央部をメッシュ幅 20mm で分割した。下部の接合部全ての X、Y、Z 変位を拘束し、上端全てのの接合部に X 方向の強制変位を与えた。解析負荷低下のため、マススケーリングにより密度に 2000 倍の倍率を与えた。

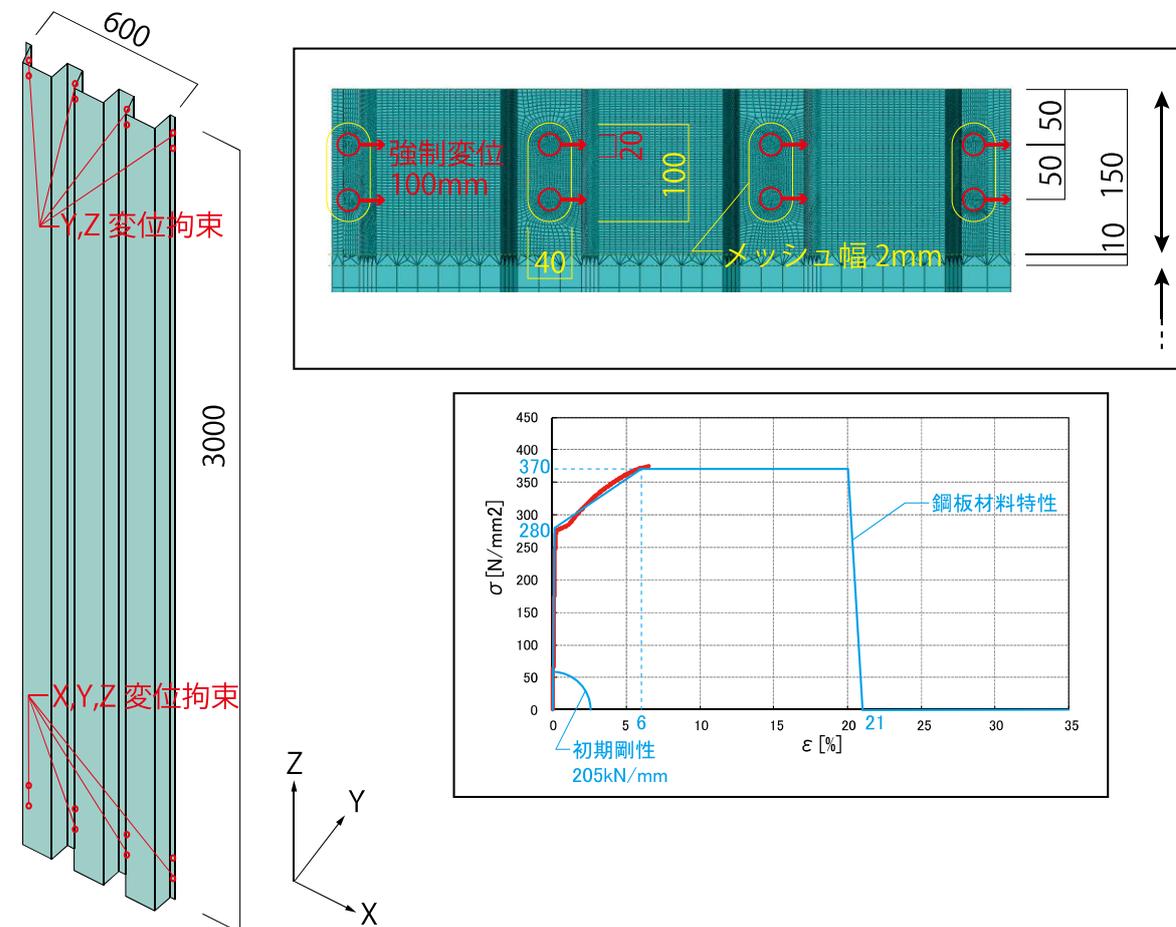


図 3.7. モデル DW01 概要図

3.4.2. 解析結果

図 3.8.に解析結果を示す。変位約 45mm 程度で解が不安定になり解析が停止した。変位約 10mm まで、マススケーリングの影響により解が発散している。マススケーリングの影響が顕著であるが、グラフの概形より考察すると、DW01 は D01 に比べ剛性、耐力ともに上昇している。解析が停止した変位約 45mm まで耐力が上昇し続け、解析停止時の耐力は約 12kN であった。

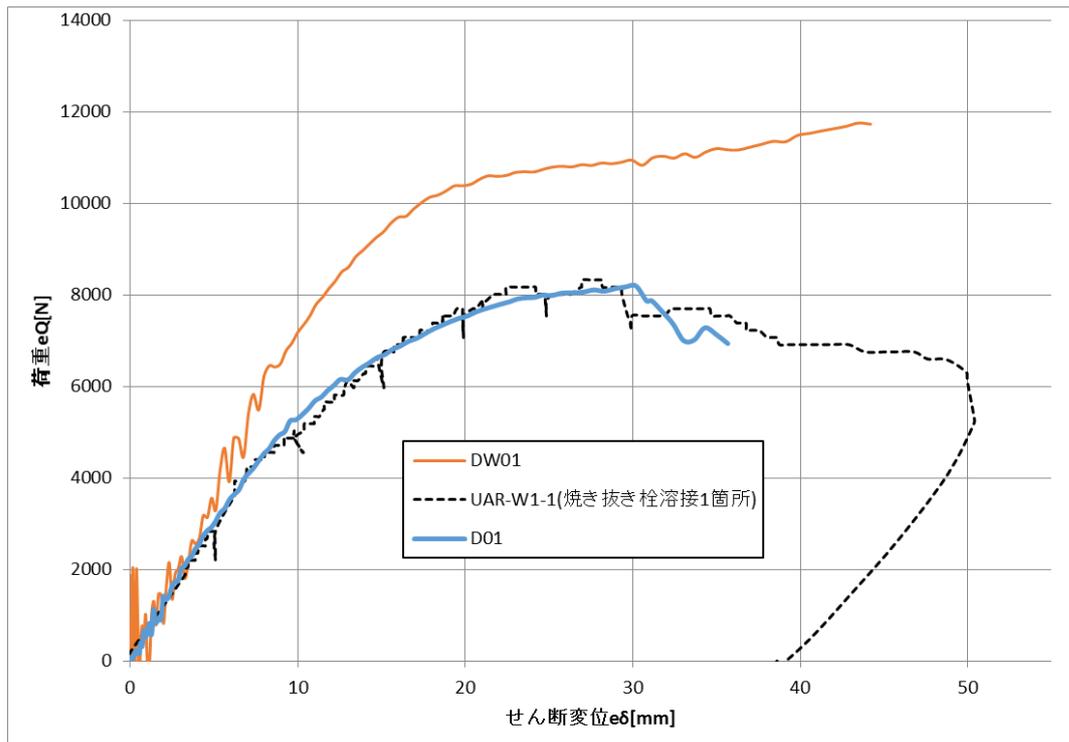
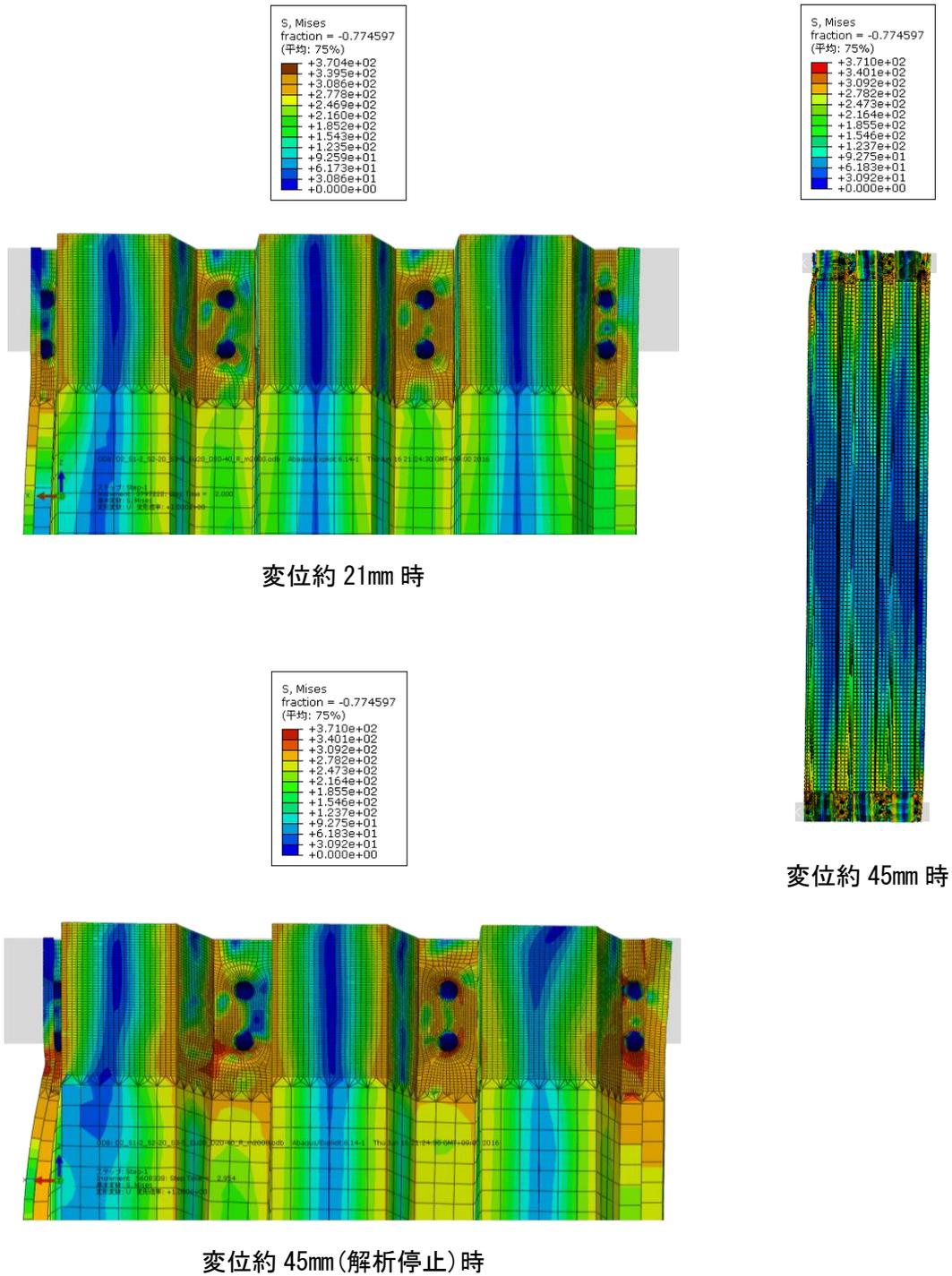


図 3.8. DW01 解析結果



図 3.9.に DW01 の応力と変形の様子を示す。隣接する接合部間の鋼板は変形が少なく、図 3.9.下段接合部、すなわち、隣接する接合部のうち内側にある接合部周辺の鋼板に局部座屈が生じた。解析が不安定になり停止した原因は不明であるが、①マススケーリングの影響、②接合部を 2 箇所設けたことによる鋼板座屈の複雑化、が原因として考えられる。



変位約 21mm 時

変位約 45mm 時

変位約 45mm(解析停止)時

図 3.9. モデル DW01 応力と変形の様子

3.5. 隅部のみ溶接数を2個とした場合

3.5.1. 解析モデル概要

前節で行ったモデル DW01 の接合部詳細を図 3.10.に示す。上下辺から 50mm、100mm の位置に接合部を設け、マススケーリングにより密度に 2000 倍の倍率を与えた。

解析結果は、マススケーリングの影響により変形初期に振動が見られ、DW01 モデルの解析は変位約 45mm 時に停止した。解析停止時まで変位が上昇し続け、最大耐力は約 12kN であった。

ルーフデッキの接合部数が面内せん断性能に与える影響を確認するため、デッキの4隅のみ接合部を2箇所としたモデル (DW02) を作成した。モデル DW02 の接合部詳細を図 3.11.に示す。

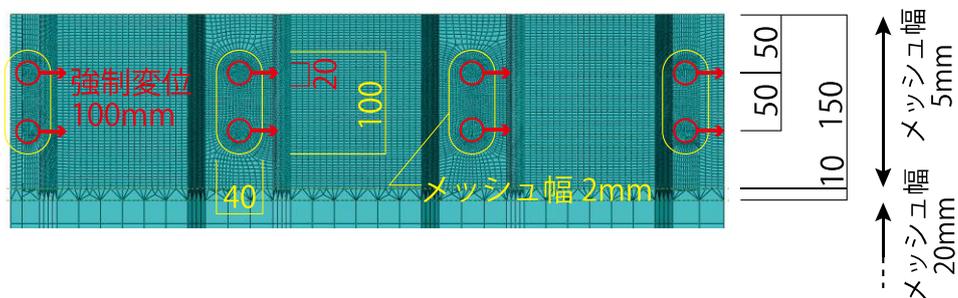


図 3.10. DW01 (前回検討) モデル 接合部詳細

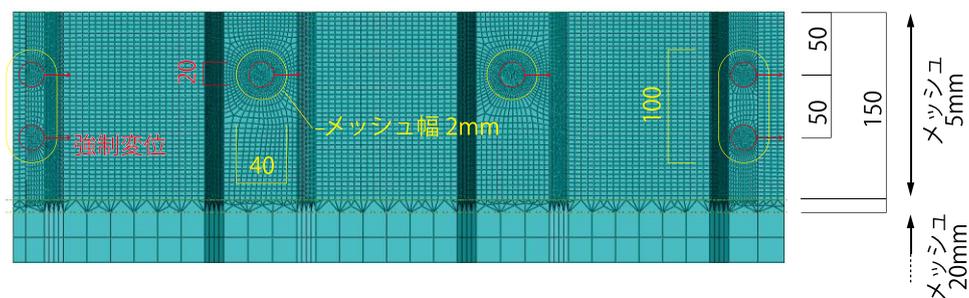


図 3.11. DW02 モデル 接合部詳細

3.5.2. 解析結果

各モデルの解析結果を図 3.12. に示す。DW02 は変位約 23mm までしか検討できていない。隅部のみ接合部を 2 個とした DW02 はすべての接合部を 2 個とした DW01 に比べ耐力が約 86% となった。

接合部が 1 個/谷部のモデルと比較すると、ルーフデッキに面内せん断力が加わった場合、隅部の接合部に応力が集中するため隅部のみ 2 個とすることで耐力は約 20% 増加することが確認された。

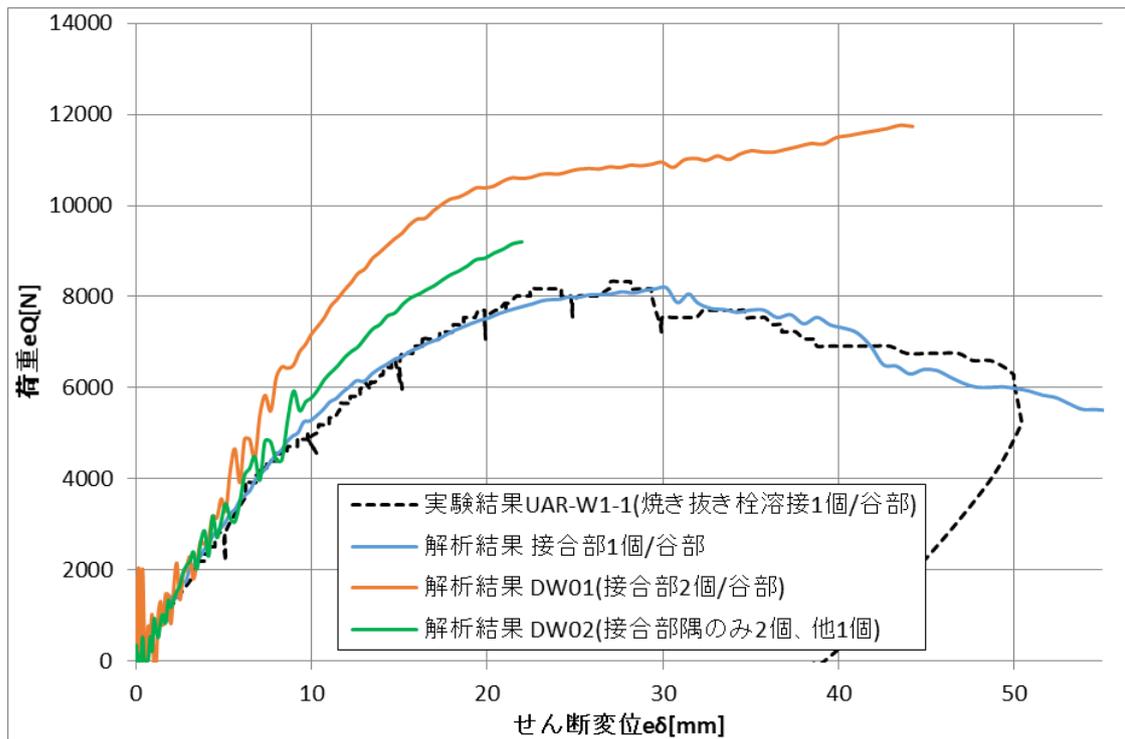


図 3.12. JW02 解析結果



第 4 章 ルーフデッキの変形モード分析



4.1. 変形モードの定義

本章では面内せん断力下ルーフデッキの変形挙動をモード分解して評価する。面内せん断力下のルーフデッキの変形は、図 4.1.に示すように接合部近傍の変形に起因する変形¹⁾（以下「接合部起因変形」、曲げ変形、せん断変形の各モード成分の合成で評価できると考える。

接合部起因変形は接合部近傍の塑性変形に起因する変形であり、ルーフデッキの矩形平面形状は変形しないと考える。曲げ変形はルーフデッキ材を梁材と考えた場合の変形である。せん断変形を無視して、材軸に直交する材断面が平面を保持すると考える。せん断変形はせん断変形角のみによる変形である。

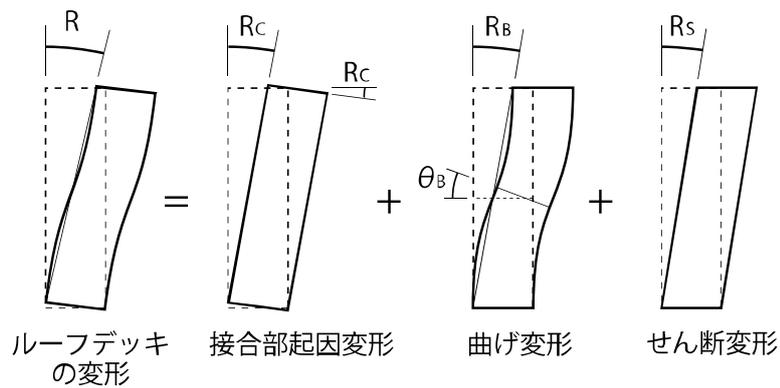


図 4.1. ルーフデッキ変形モード概要



表 4.1.に変形角の算出に用いる定数を示す。

表 4.1. ルーフデッキ変形モード定数一覧

変形	定義	記号	単位	
全体	ルーフデッキ幅	W	mm	
	ルーフデッキ材長	H	mm	
	変形角	R	%	
接合部起因	上辺左端 Z 方向変位	δ_{C_T-L}	mm	
	上辺右端 Z 方向変位	δ_{C_T-R}	mm	
	中央左端 Z 方向変位	δ_{C_M-L}	mm	
	中央右端 Z 方向変位	δ_{C_M-R}	mm	
	下辺左端 Z 方向変位	δ_{C_B-L}	mm	
	下辺右端 Z 方向変位	δ_{C_B-R}	mm	
	変形角	R_C	%	
曲げ	中央左端 Z 方向変位	δ_{B_M-L}	mm	
	中央右端 Z 方向変位	δ_{B_M-R}	mm	
	中央断面の回転角	θ_B	%	
	変形角	R_B	%	
	下半分モデル	端部荷重	P	kN
		端部の回転角	θ	%
		たわみ	Δ	mm
		材の回転角	R'	%
せん断	変形角	R_S	%	

4.1.1. 接合部起因変形

図 4.2. に接合部起因変形を示す。接合部起因変形では、ルーフデッキが変形前の矩形を維持したまま回転する様に変形する。接合部起因変形では図●に示すように上下辺が Z 方向に変形する。上下辺の Z 方向変形は、曲げ変形とせん断変形では発生しないため、上下辺の変形角の平均を接合部起因変形による変形角 R_c [%] と定義する。

$$\text{接合部起因変形による変形角} : R_c = \frac{\frac{\delta_{C_TL} - \delta_{C_TR}}{W} + \frac{\delta_{C_BL} - \delta_{C_BR}}{W}}{2} \times 100 \text{ [%]}$$

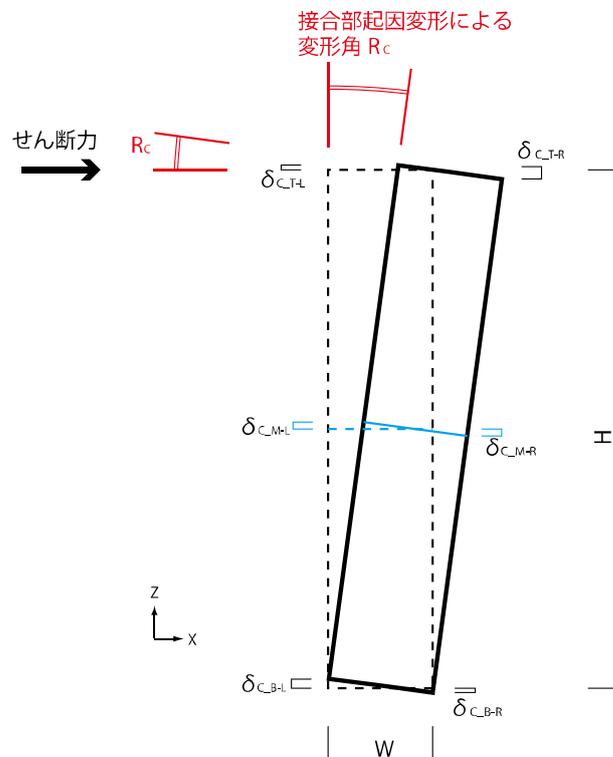


図 4.2. 接合部起因変形

4.1.2. 曲げ変形

図 4.3.に曲げ変形を示す。曲げ変形による変形角はルーフデッキに梁理論を適用して算出する。曲げ変形下では在軸方向中央の断面（以下「中央断面」）が図●の Y 軸まわりに回転変形することで中央断面の変形角 θ_B が生じる。

θ_B は中央線両端部の Z 方向変位より、 $\theta_B = \frac{\delta_{B_ML} - \delta_{B_M-R}}{W} \times 100 [\%]$ である。

このとき、 θ_B と R_B の関係を整理するために図 4.5.に示すようにデッキ下半分をモデル化する。デッキ下半分を片持ち柱と考え、先端荷重を P、柱の変形角を R' 、端部の回転角を θ 、端部のたわみを Δ とする。柱の曲げ剛性を EI とし、梁理論を用いると θ と P および Δ と P との関係は

$$\theta = \frac{PL^2}{2EI} \text{ および } \Delta = \frac{PL^3}{3EI} \text{ で表される。}$$

柱の回転角 R' は $R' = \frac{\Delta}{L} = \frac{PL^2}{3EI}$ であるため、 R' と θ の関係は $R = \frac{2}{3} \theta$ である。

以上より、曲げ変形によるデッキの変形角 R_B は以下である。

$$\text{曲げ変形による変形角} : R_B = \frac{2}{3} \theta_B = \frac{2}{3} \times \frac{\delta_{B_ML} - \delta_{B_M-R}}{W} \times 100 [\%]$$

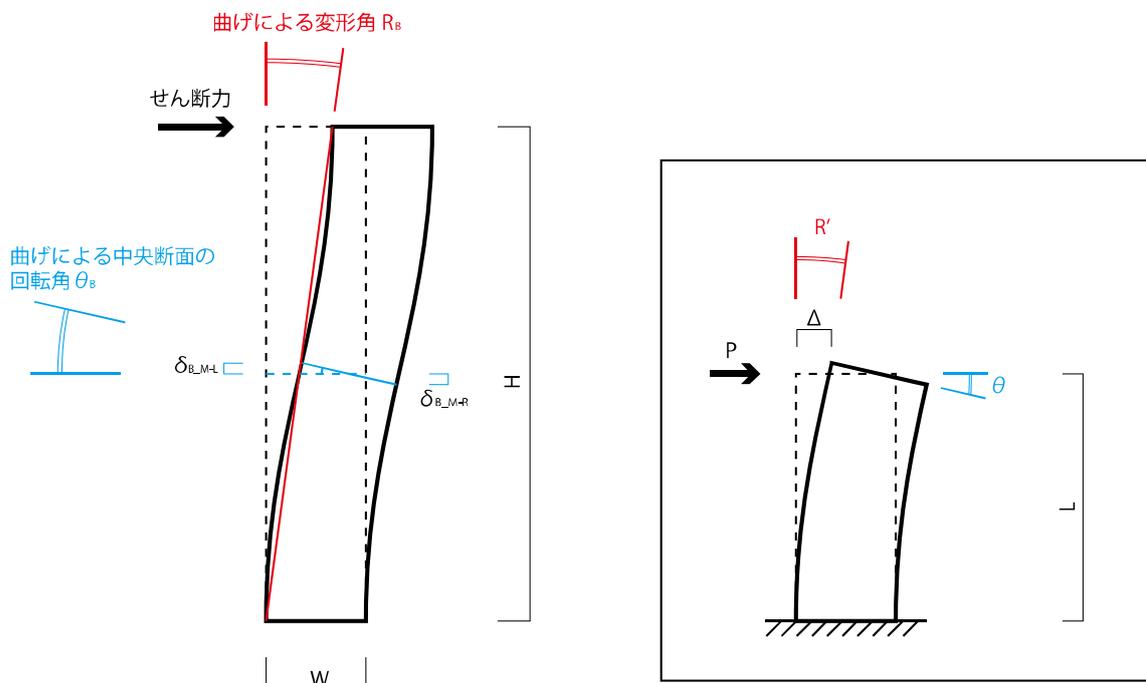


図 4.3. 曲げ変形

4.1.3. せん断変形

図 4.4. にせん断変形を示す。せん断変形ではルーフデッキの 4 辺は直線を維持し、デッキ全体が平行四辺形に変形する。せん断変形による変形角 R_S は直接算出せず、全変形による変形角から接合部起因変形と曲げ変形の影響を除いたものとする。

せん断変形による変形角 : $R_S = R - (R_C + R_B) [\%]$

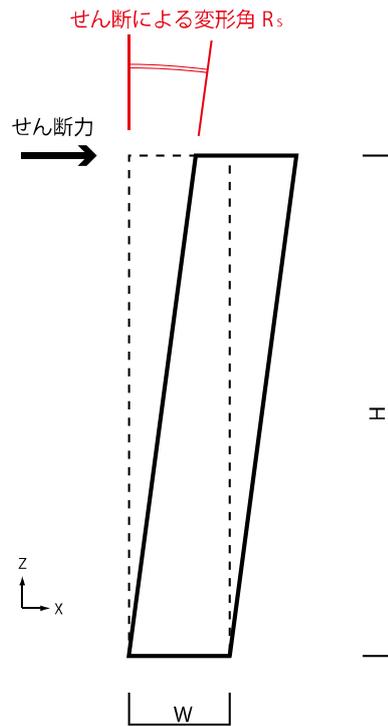


図 4.4. せん断変形



4.2. 接合部塑性変形量の定義

前節で示した各変形のうち、ロッキング変形は接合部の変形により発生する。接合部にせん断力が加わると、変形初期は接合部周辺の鋼板が弾性変形をするが、その後鋼板が降伏し塑性変形をする。接合部の変形のうち弾性変形はわずかであり、ロッキング変形の支配的要因は接合部の塑性変形である。

鋼板の塑性変形量を評価するために、図 4.5.のように溶接部から一定の距離にある節点を抽出し、節点と溶接部間の距離を L_J 、その変形量を ΔL_J とする。同様のモデルで別途鋼板の材料特性が弾性であるモデルを作成し、 ΔL_J の弾性変形量を算出する。弾性変形の影響を除いた値を塑性変形量 $L_{J,P}$ と定義する。

抽出する節点は溶接部に近すぎると塑性変形量を全て抽出できず、遠すぎると接合部の変形量のみを算出できず精度が低下するため、正確に塑性変形量を算出できる最低長さ L_J を調べる必要がある。 L_J の値をパラメータとして塑性変形量 $\Delta L_{J,P}$ を調べた結果、 L_J は 25mm 以上必要であることが確認された。

以上の検討より、ロッキング変形の評価において塑性変形量を算出するための節点は各接合部から約 30mm の位置にある節点とする。

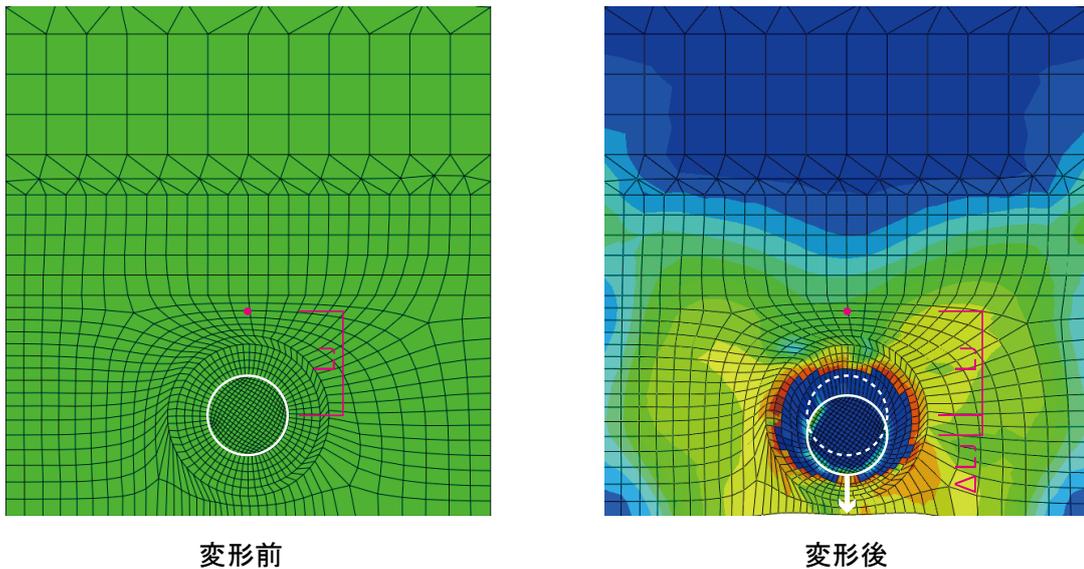


図 4.5. 塑性変形量定義

4.3. 各接合部負担せん断力の算出

ルーフデッキの変形モードを分析するために、各接合部に作用するせん断力の主力方向を算出する。ルーフデッキの上下端接合部を図 4.6.に示すように J1~J8 とする。

図 4.7.にそれぞれの接合部の Z 方向変形量 ΔL_j を示す。図 4.7.は上部接合部を実線、下部接合部を点線で示しており、対角にある接合部は同色で表記している。図 4.7.よりルーフデッキ最大せん断耐力（約 8.6kN）までは対角にある接合部は概ね同様の変形量 ΔL_j を示すが、その後は上下で挙動に相違が見られる。そのため、接合部起因変形による変形角 R_R [%] は先述の通り上下辺でそれぞれ算出したものの平均とする。

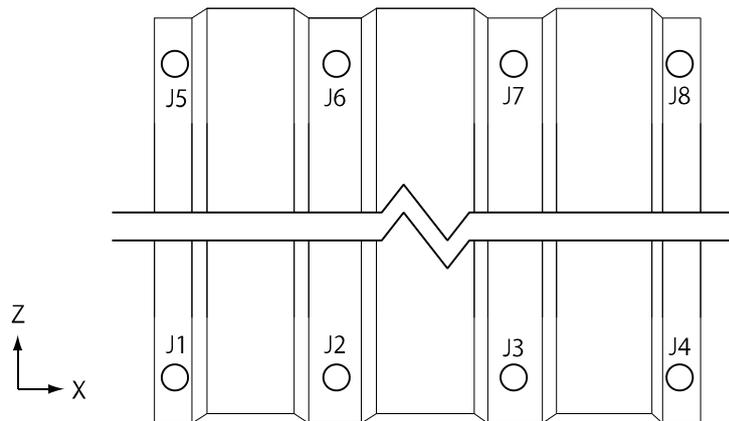


図 4.6. ルーフデッキ接合部名称

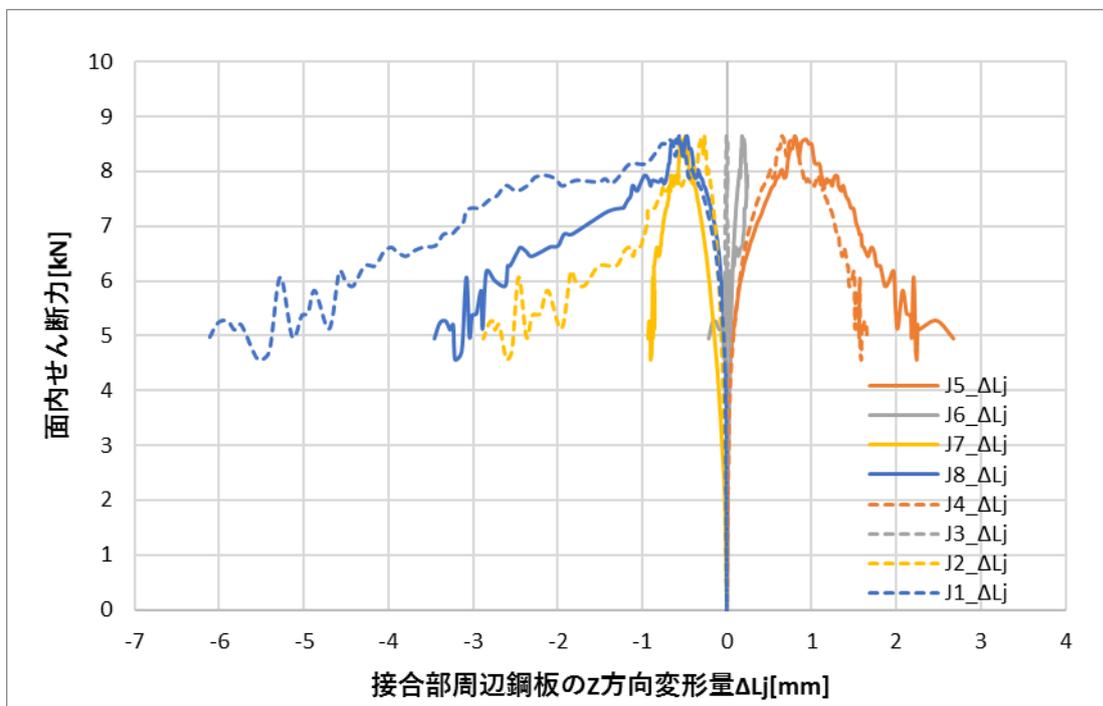


図 4.7. 各接合部の変形量 ΔL_j と面内せん断力の関係

次に、上部接合部 J5～J8 に注目し、それぞれの接合部に発生するせん断力の大きさと向きを分析する。図 4.8. に各接合部に発生するせん断力を、図 4.9. に各接合部に発生するせん断力が X 軸となす角を示す。図 4.8. より、変形初期では隅角部の接合部である J5、J8 に発生するせん断力が大きいことが確認される。それらの接合部のうち圧縮を受けるのは J5 であり、J5 のせん断力は最大 15kN 程度である。この値は接合部が圧縮力を受けることで鋼板に局部座屈が発生することで決定すると考えられる。一方、引張側である J8 は最大せん断力が 20kN 程度である。この値は鋼板に引張力が作用して鋼板が降伏する値である。J8 は変位が進展すると破断が開始するため、X 方向変位約 47mm 以降急激にせん断力が低下している。

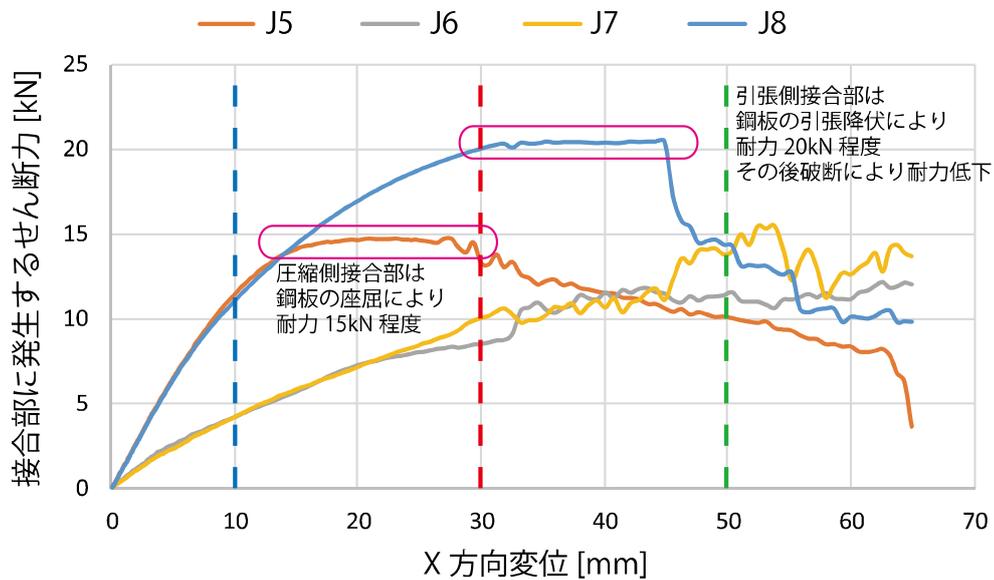


図 4.8. 各接合部せん断力値

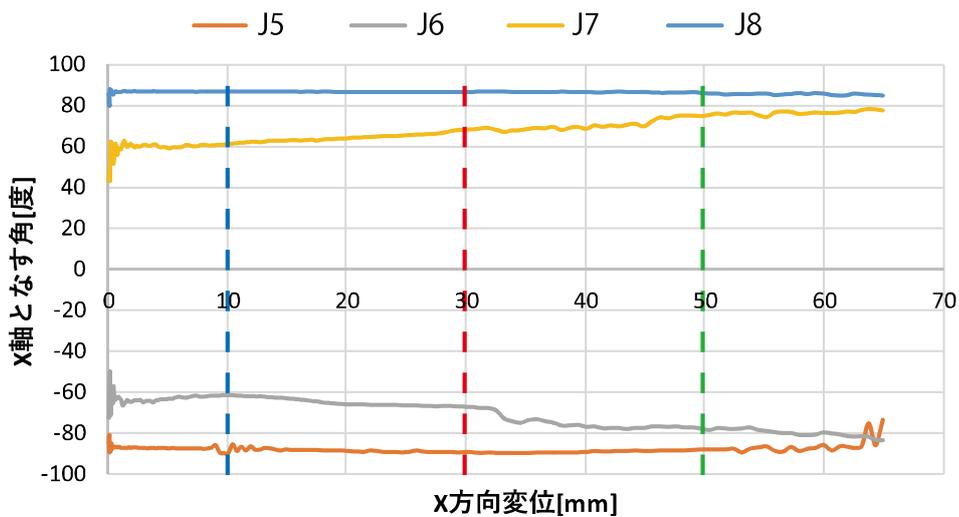


図 4.9. 各接合部が X 軸となす角

図 4.8、4.9.で示す変位 10、30、50mm 時（図中青、赤、緑点線）の各接合部のせん断力と向きを図示したものを図 4.10.に示す。図 4.10.より、接合部に発生するせん断力は主にデッキ材軸方向であることが確認される。

また、変形初期は各接合部のせん断力は概ね比例関係にあり、変位が進展することで隅角部接合部のせん断力が低下し、内側接合部の J6、J7 が負担するせん断力が増加することが確認される。

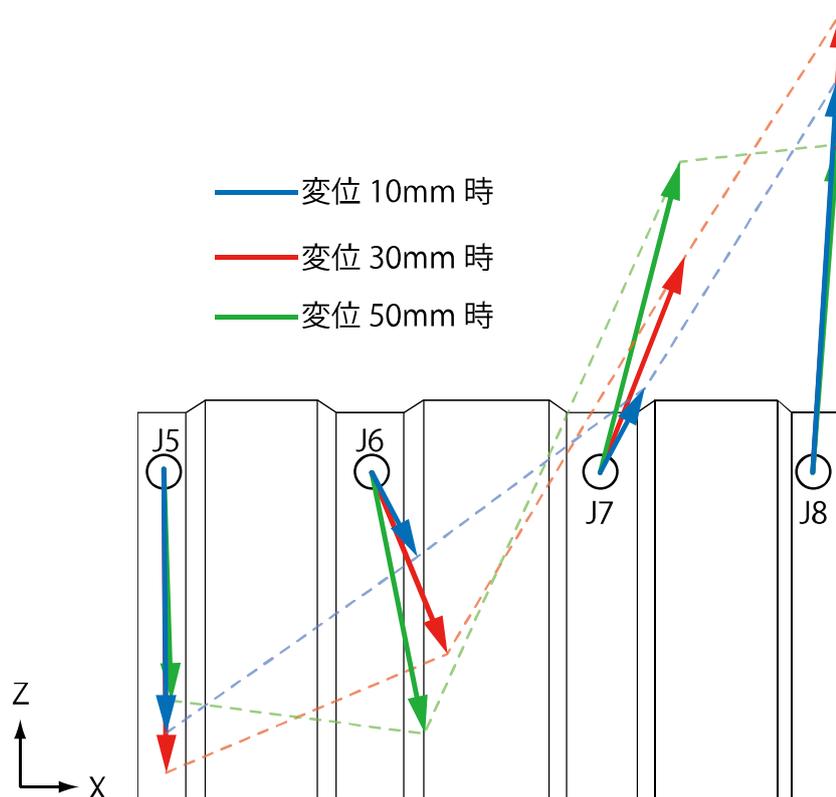


図 4.10. 上部接合部反力図

4.4. ルーフデッキ変形モードの分析

ルーフデッキの各変形モードによる変形角を4.1節で示した手順で算出した。それぞれの変形モードが全体の変形のうち占める割合を図4.11.に示す。横軸は上部接合部のX方向変位であり、()内はそのときの変形角を示す。

変形角0.3%程度まではせん断変形が支配的であり、その後接合部周辺鋼板の塑性化が進行することでロッキング変形の割合が高くなることが確認される。曲げ変形は変形初期では15%程度発生しているが、変形角1.0%以降は発生してないことが確認された。

面内せん断耐力が最大となる変形角1.5%時はせん断変形が約70%、ロッキング変形が約30%であることが確認された。

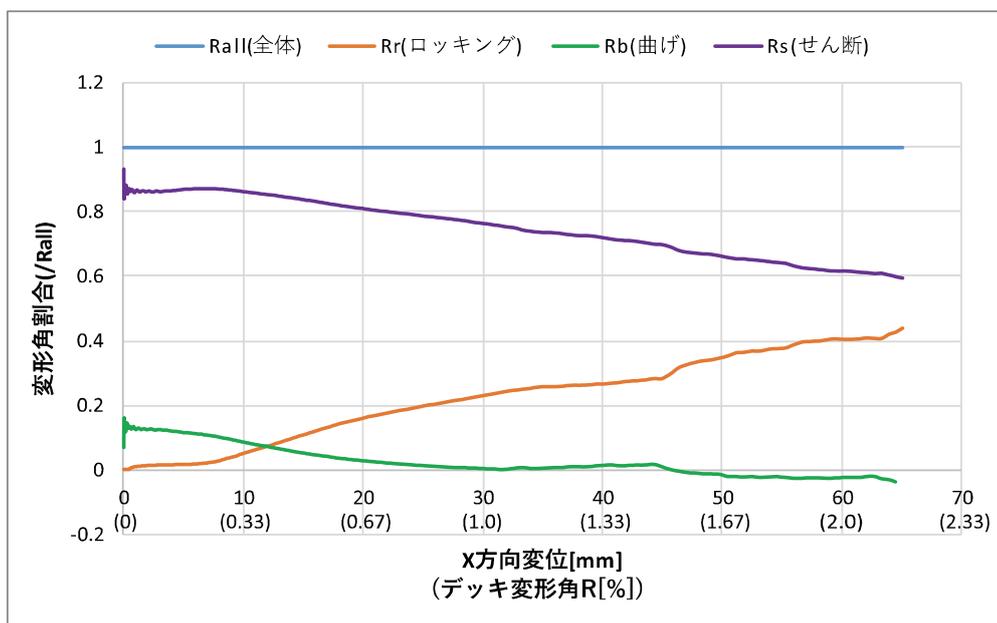


図4.11. 各変形モード割合



第 5 章 結論

5.1. 結論

本研究は鋼構造建物の乾式屋根であるルーフデッキに着目し、その面内せん断性能の評価を行った。NSMP による既往実験を比較対象として FEM 解析により焼き抜き栓溶接接合部のせん断性能とルーフデッキの面内せん断性能を確認した。本研究より得られた知見は以下の通りである。

- 1) 動的陽解法を用いた FEM 解析により、構成薄板の局部座屈、破断など解析的に不安定になりやすい現象を評価できることを示した。
- 2) 焼き抜き栓溶接接合部の FEM 解析モデルを構築し、実験結果との初期剛性、最大耐力とその変位が整合することを確認した。また、最大耐力後の鋼板の局部座屈や破断といった破壊挙動が実験と一致した。
- 3) 解析条件にパラメータを与えることで、要素メッシュ幅、鋼板破断ひずみ、面外拘束の有無、破断から耐力喪失までのひずみが解析結果に与える影響を確認した。
- 4) 構築した接合部せん断モデルを用いて焼き抜き栓溶接溶接が加力方向、加力直交方向に 2 箇所設けられる場合の性能評価を行った。それぞれのせん断性能と破壊挙動を確認することでルーフデッキの接合部で焼き抜き栓溶接を 2 箇所設ける可能性を示した。また、焼き抜き栓溶接が近接して 2 箇所設けられる場合の各溶接部の負担せん断力の推移を確認し、2 箇所の溶接部が降伏し、耐力低下する挙動を確認した。
- 5) 構築した接合部モデルを用いたルーフデッキ面内せん断モデルを作成した。剛性、耐力ともに実験結果を優良に近似し、最大耐力後の引張側接合部の鋼板の破断や圧縮を受ける鋼板の局部座屈が実験と一致することを確認した。
- 6) ルーフデッキの全接合部に焼き抜き栓溶接を 2 個設けた場合と隅角部接合部のみ焼き抜き栓溶接を 2 個設けたモデルを作成し、面内せん断性能を確認した。全接合部の焼き抜き栓溶接が 1 個の場合に比べて、隅角部のみ焼き抜き栓溶接を 2 個設けることでせん断耐力が約 20%上昇し、全接合部に焼き抜き栓溶接を 2 個設けることで約 39%上昇することを示した。
- 7) 面内せん断力下のルーフデッキの変形モードの分析を行った。その結果、せん断変位が 10mm 以内の範囲では、せん断変形の割合は 85%程度であり、接合部起因変形の割合はわずかであった。せん断変位 10mm 以降、接合部周辺の塑性化が進行して、接合部起因変形の割合が増加することを確認した。接合部起因変形の進展に伴いせん断変形と曲げ変形の割合は減少した。せん断変位 30mm 以降で曲げ変形の割合は概ねゼロであった。接合部に作用するせん断力の主力方向はルーフデッキの材軸方向が支配的であり、4 隅の接合部耐力が面内せん断耐力に与える影響が大きいことを確認した。



5.2. 参考文献

- 1) 河野光雄：焼抜き栓溶接に関する実験的研究（亜鉛メッキデッキプレートと梁フランジの接合），日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.1165-1166，1976
- 2) 清水信孝，五十嵐規矩夫：面内せん断力を受ける波形鋼板パネルの端部崩壊挙動に関する研究，日本建築学会構造系論文集，第 645 号，pp.2119-2126，2009.11
- 3) 五十嵐規矩夫，中野修太，清水信孝：矩形形状を有する波形鋼板のせん断剛性，日本建築学会構造系論文集，第 646 号，pp.2327-2334，2009.12
- 4) 清水信孝，岡田忠義，五十嵐規矩夫：波形鋼板パネルのせん断座屈後挙動に関する研究，日本建築学会構造系論文集，第 651 号，pp.1013-1020，2010.5
- 5) 金泰洙，桑村仁：薄板ボルト接合部の破断解析に関する有限要素法の適用性，日本建築学会大会学術講演梗概集 I，pp.77-80，2004
- 6) 五十嵐規矩夫，藤澤逸志，清水信孝：矩形形状を有する波形鋼板のせん断弾性座屈耐力評価，日本建築学会構造系論文集，第 632 号，pp.1883-1890，2008.5
- 7) Hongxia Yu, I.W.Burgess, J.B.Davison, R.J.Plank : numerical simulation of bolted steel connections in fire using explicit dynamic analysis, Journal of Constructional Steel Research Vol.64, pp.515-525, 2008
- 8) 津田政明，萩原一郎：準静的大変形問題の動的陽解放有限要素法に関する基礎研究，日本機械学会論文集（A 編）64 巻 622 号（1998），pp.114-121
- 9) 合成スラブ工業会：合成スラブの設計・施工マニュアル，2015.4
- 10) Abaqus/CAE, Version6.14-1
- 11) European convention for constructional steelwork : European recommendations for the application of metal sheeting acting as a diaphragm, 1995
- 12) 「CAE 技術者のための情報サイト」，〈<http://www.jikosoftware.com/cae/index.html>〉
(2015/09/24 アクセス)



5.3. 謝辞

本論文は私が首都大学東京大学院都市環境科学研究科建築学域博士前期課程在学中に構造力学講座高木研究室において行った研究をまとめたものです。

本研究を進めるにあたり、多くの関係諸氏の御指導、御助言、御協力を頂きました。ここに感謝の意を表します。

指導教員である高木次郎准教授には学士 3 年生の頃から終始熱心な御指導、御鞭撻を賜りました。研究を進める上で多くの助言を頂き、更に物事の考え方、研究に対する姿勢、分かり安く説明する技術などの基本的なことや、建築の構造分野に携わる上で必要な知識や意識などを学びました。構造設計者として社会に出る上で高木先生から学んだことはとても貴重なものとなりました。

日鐵住金建材株式会社様には、研究を通して多くの御協力を頂きました。特に 様には定期的な勉強会で本校に御来校頂き、貴重な御意見を頂きました。勉強会での議論や質疑を通じて本研究への理解がより一層深まりました。誠にありがとうございました。

研究室での生活では先輩方、同期、後輩に大変お世話になりました。研究に関して相談に乗って頂き、励ましや助言を頂きました。高木研究室の方々との研究室での生活はとても楽しく、有意義な時間を過ごせました。

最後に、大学院に進学することを認めてくれて、学費や日頃の生活で計り知れない援助をくれた両親に感謝の意を記して結びと致します。ありがとうございました。

2017年2月

大津達郎

付録

付録 1. 発射打込み鉋のモデル化検討

(1) 焼き抜き栓溶接との相違点整理

図 A1 に発射打ち込み鉋の詳細を示す。また、表 A1 に焼き抜き栓溶接との相違点を示す。
 発射打ち込み鉋の接合部径は 4.5mm であり、鉋が鉄骨梁に打ち込まれることで固定される。打ち込みにより鉋に軸力が発生し、径 15mm の座金と鋼板の間に強い摩擦力が発生していると考えられる。

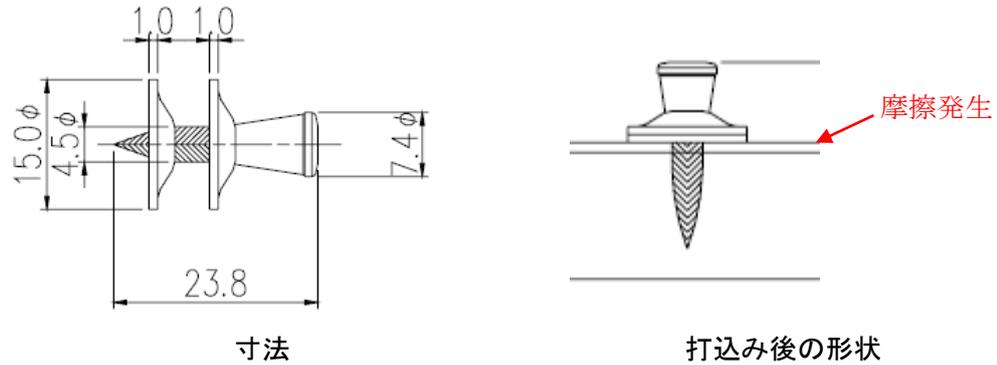


図 A1 発射打ち込み鉋詳細

表 A1 接合部詳細比較

	接合部径	鋼板との固定度	初期剛性 [kN/mm]	最大耐力 [kN]
焼き抜き栓溶接	18mm	溶け込みにより一体化	55.2	20.7
発射打ち込み鉋	軸部 4.5mm 座金 15mm	鉋の軸力による座金と 鋼板との摩擦で固定 (図 4.1.)	24.3	8.9

図 A2 に発射打ち込み鉚接合部と、焼き抜き栓溶接接合部のせん断試験結果を示す。なお、使用鋼板はどちらも UA-R 用 (SDP1TG) である。接合部試験結果より、発射打ち込み鉚接合部は焼き抜き栓溶接接合部に比べて初期剛性、最大耐力ともに低いが、最大耐力後の靱性が高い。初期剛性、最大耐力はそれぞれ約 24.3kN/mm、8.9kN であり、焼き抜き栓溶接の 44%、43% である。

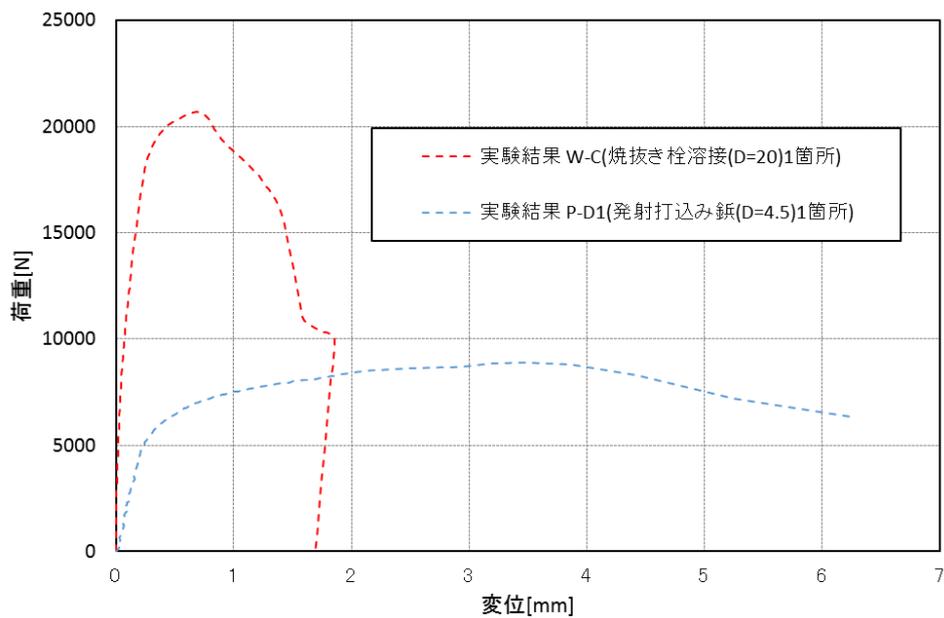


図 A2 発射打ち込み鉚、焼き抜き栓溶接接合部せん断試験結果

(2) 焼き抜き栓溶接モデルの使用

発射打ち込み鉋のモデル化にあたり、まずは焼き抜き栓溶接モデルの手法を使用したモデルを作成した。モデルの概形、材料特性等は焼き抜き栓溶接接合部と同様であり、接合部径 D を 4.5mm としたモデル (P01)、鋼板と座金の摩擦による影響を考慮し、接合部径 D を 8mm としたモデル (P02) を作成した。各モデルの解析結果を図 A3 に示す。

解析結果は実験結果 P-D1 に比べて初期剛性が課題である。 $D = 4.5\text{mm}$ のモデル P01 は最大耐力の値は実験結果に近いが、最大耐力時の変位は解析結果が早期である。

$D = 8\text{mm}$ としたモデル P02 は、初期剛性は P01 と変わらず、最大耐力が約 1.57 倍となった。

→以上より、焼き抜き栓溶接と同様のモデル化では発射打ち込み鉋のモデル化は困難であることが確認された。

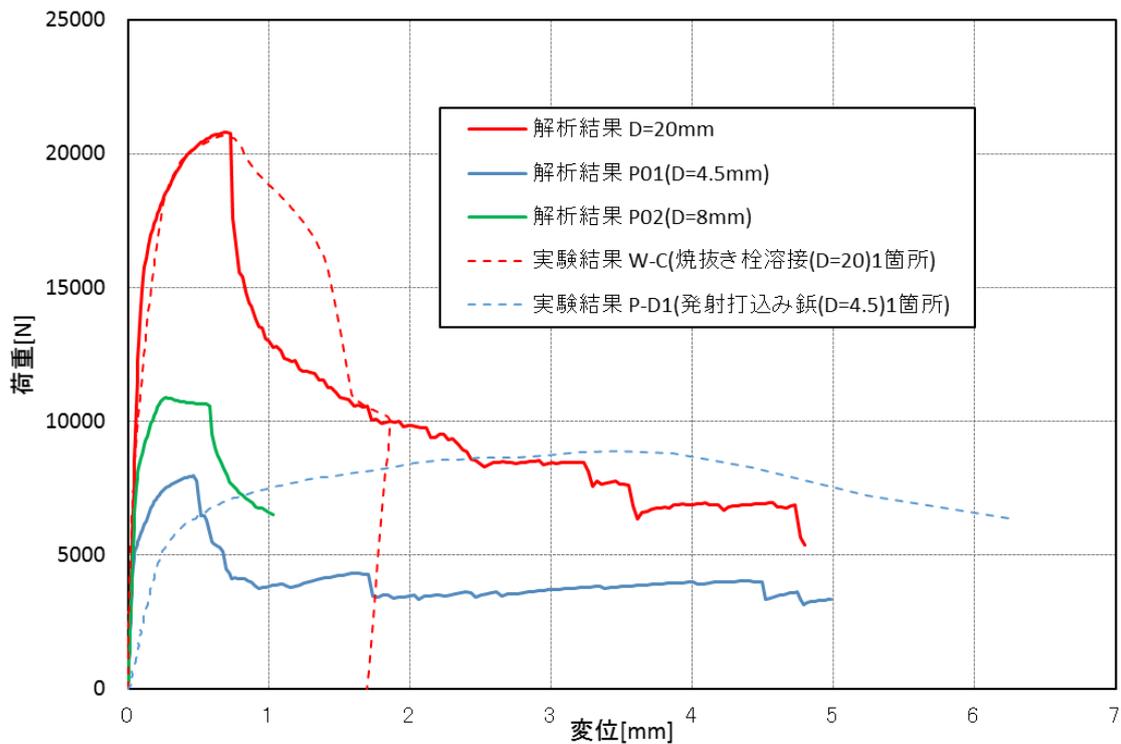


図 A3 P01、P02 解析結果

(3) 発射打ち込み鉋のモデル化案

焼き抜き栓溶接モデルの手法を用いても発射打ち込み鉋のモデル化はできないことが確認された。これは、発射打ち込み鉋接合部の特徴である軸力と座金・鋼板間の摩擦を考慮できていないためであると考えられる。

発射打ち込み鉋をモデル化する方法として、以下の2つの方法がある。今後、これらのモデル化を検討し、解析精度と計算負荷を検討することで発射打ち込み鉋のモデル化を行う。

- 案① 鋼板に径 4.5mm の穴を設け、別にモデル化した鉋を設置する。鋼板との接触部に摩擦の接触条件を与える。
- 案② 接合部試験の結果を近似して得た復元力特性をもつばねにより接合部をモデル化する。

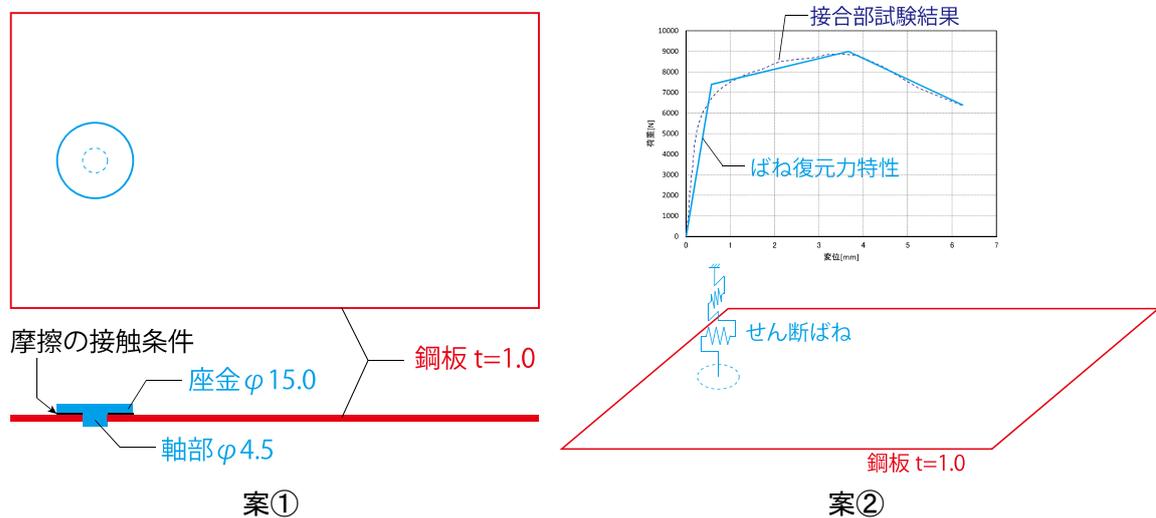


図 A4 発射打ち込み鉋モデル化案

付録 2. EZ50 断面のモデル化検討

本研究はルーフデッキ UA-R を対象としているが、参考として他のルーフデッキの解析を行った。対象としたルーフデッキは NSMP 製 EZ50 である。3 章に示したものと同様のモデルで、断面形状を図 A8 に示す EZ50 にしたモデルを作成した。

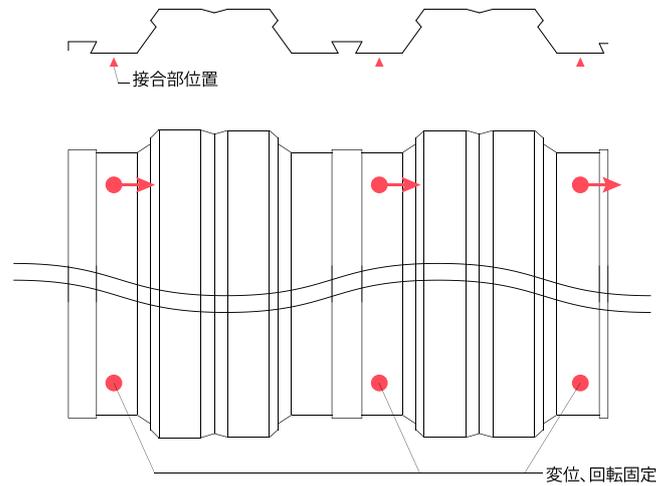


図 A8 EZ50 モデル化断面図

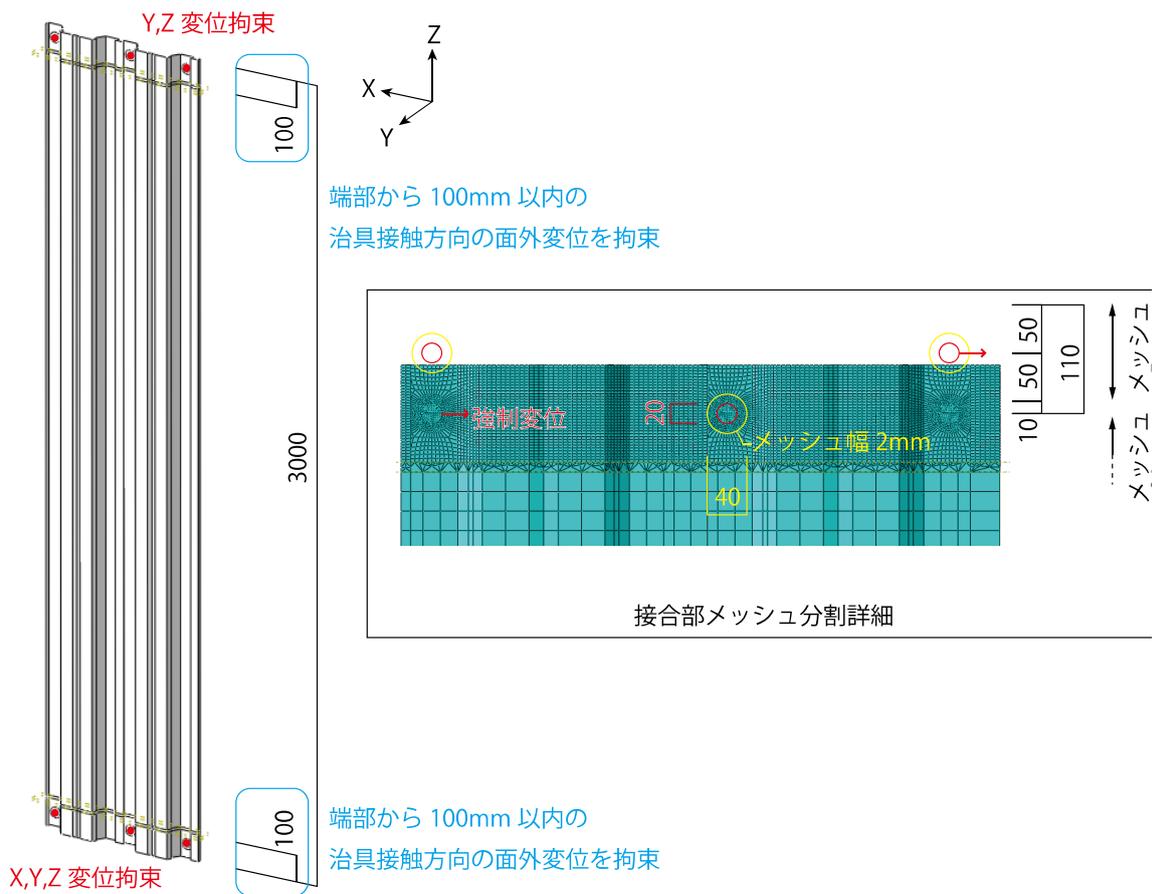


図 A9 EZ50 モデル概要



図 A10 に EZ50 モデルの解析結果を示す。解析結果はグラフの概形は実験に一致したが、降伏後の耐力が実験に比べて約 7%低い結果となった。

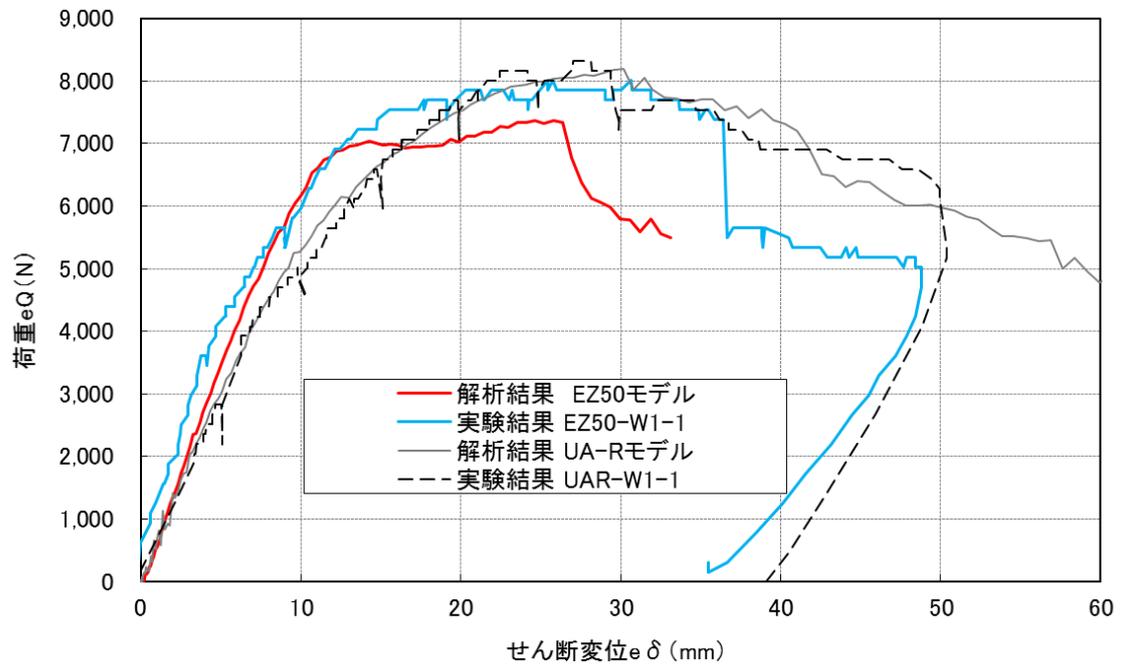


図 A10 EZ50 モデル解析結果

付録3. マススケーリングについて

(1) 概要

準静的解析の計算効率を向上させ、解析時間を短縮する手法としてマススケーリングという考え方がある。ルーフデッキの解析ではモデルが複雑で解析時間が長いため、マススケーリングにより解析時間を短縮する。以下にマススケーリングの概要を示す。

(2) クーラン条件

部材内の伝播波である応力波の伝播速度 C は弾性率 E と密度 ρ によって下式のように表記できる。

$$C = \sqrt{\frac{E}{\rho}}$$

動的解析において、解析時間増分 Δt の間の応力波の進行距離が FEM 解析の要素の辺長さを越えると解析精度が低下する傾向がある。そのため、要素の最小辺長さ L_{\min} に対して、臨界時間増分 Δt_{cr} (時間増分の上限) を下式のように定める。

$$\Delta t_{\text{cr}} = \frac{L_{\min}}{C}$$

時間増分 Δt を Δt_{cr} 以下とする (下式) 条件がクーラン条件である。

$$\Delta t \leq \Delta t_{\text{cr}}$$

(3) マススケーリングの利用

クーラン条件により制限されている時間増分が大きいかほど計算時間を短くすることができる。臨界時間増分は、要素のサイズ、弾性率、密度より定まるが、これらのうち密度に架空の倍率を与え、応力波の伝播速度を遅くすることで臨界時間増分を大きくすることがマススケーリングの考え方である。

ルーフデッキの解析では静的解析では評価できない局所的な座屈等を評価するために準静的解析を使用している。準静的解析は、解析の不安定性を回避する目的で静的な釣り合いを運動方程式から求める方法である。従って、動的解析や振動解析とは異なり、密度 (質量) が結果に与える影響は少ない。そこで、密度を実際の値よりも大きく与えて、固有周期を長くすることで解析を安定させるマススケーリングが有効である¹²⁾。

