

添接板に長孔を用いた薄鋼板摩擦接合継手の 応力特性

平石, 大祐 / HIRAISHI, Daisuke

(発行年 / Year)

2007-03-24

(学位授与年月日 / Date of Granted)

2007-03-24

(学位名 / Degree Name)

修士(工学)

(学位授与機関 / Degree Grantor)

法政大学 (Hosei University)

2006 年度 修士論文

添接板に長孔を用いた
薄鋼板摩擦接合継手の応力特性

指導教授 山下 清明 教授

大学院工学研究科

建設工学専攻修士課程

05R5111

ひらいし だいすけ
平石 大祐

まえがき

損傷した橋梁床版の補強方法のひとつに、重量を軽減し作業性を向上させ、コスト削減を目標とした、薄鋼板を使用した組み立て式床版補強構造が考えられている。この時、道路橋示方書で規定されている板厚よりも薄い鋼板を使用した摩擦接合継手の採用が重要な要素となる。

本研究は添接板に長孔を用いた場合の薄鋼板摩擦接合継手についての応力性状について検討することを目的とする。有限要素法解析および実験により、脆性破壊や疲労破壊が起きる場合の起点となる局部応力の特性を明らかにする。

対象モデルはボルト1本及び、2本を使用した2面摩擦接合継手と、添接材を山形鋼としたタイプとした。

ボルト1本では、板厚4.5mmの長孔の向きが荷重載荷方向と平行な場合は、添接板公称応力に対して主応力が最大で5.6倍となる。また垂直な場合では約5倍となる。板厚9.0mmの場合、と板厚を減少させた4.5mmの場合も標準孔と比較して長孔にした場合の影響は、同程度であった。

ボルト2本使用することにより、1本の場合と比べて応力集中は軽減され、長孔の向きが平行な場合は約20%、垂直な場合には約40%減少した。2つのボルト周りでの主応力は添接板中央側で大きくなり、板厚4.5mmの場合、添接板自由端側の応力値は最大で63%低下していた。

山形鋼を用いる場合、板厚を4.5mmにすると剛性が下がり曲げの影響が増大し、添接板自由端側のボルト周りで主応力の最大値が発生した。

実験値から板厚が厚くなると座金際では、解析値に対する実験値が4割から6割程度の値であった。これは、板厚の増加により主板と添接板のせん断力を伝達する接触面積が広くなり、解析上の仮定と異なるため、局部応力が分散されたと考えられる。そのため接触面をモデル化する場合には支圧力の分布を十分考慮する必要がある。

STRESS CHARACTERISTIC OF FRICTION-TYPE JOINT WITH THIN STEEL PLATE USING SLOT HOLE FOR THE SPLICE PLATE

No.05R5111 Daisuke HIRAISHI

As one of the reinforcement methods for damaged concrete slab, decreasing the weight, increasing the work ability and finally saving the cost, assembling-type reinforcement structure using thin steel plate can be thought of. To accomplish this, the use of friction-type joint using thin steel plates, which is thinner than the specified minimum thickness, becomes an important point.

This study aims to examine stress conditions of friction-type joint with thin steel plate using slot hole for the splice plate. The characteristic of the local stress that becomes a starting point when the brittle fracture and the fatigue fracture occur is clarified by finite element analysis and experiments.

Object model were two friction-type joint using one and two bolt, and angle type with the splice plate.

The principal stress increases in the maximum for average stress of the splice plate in one bolt by a factor of 5.6 when the direction of the slot hole of the plate thickness 4.5mm is parallel in the direction of load. And vertical case was approximately five times. The influence when making it to the slot hole for 4.5mm a decrease of plate thickness in case of the plate thickness 9.0mm compared with a standard hole was the same.

The stress concentration has decreased by about 40% by about 20% by using it two bolts compared with one case when it is vertical when it is reduced, and the direction of

slot hole is parallel. Principal stress in two bolt surroundings has grown on the splice plate central side. For the plate thickness 4.5mm, the stress value of the splice plate free edge side has decreased in the maximum by 63%.

The rigidity increases when plate thickness is adjusted to 4.5mm when angle type is used and the fall bending increases. And the maximum value of principal stress was generated in the bolt surroundings on the splice plate free edge side.

When plate thickness became thick from the experiment results, it was a value on the washer side from 40% to about 60% in experiment results to analysis results. It is thought that the local stress was distributed as for this because the contact side product that transmits the shearing force of the main plate and the splice plate because of an increase in plate thickness broadens, and it differs from assumption of analysis. Therefore, when contact side is modeled, it is necessary to consider the distribution of pressure enough.

目次

第1章 序論	
1.1 研究背景	1
1.2 過去の研究成果	2
1.3 研究目的	9
第2章 長孔モデルの数値解析	
2.1 目的	10
2.2 解析プログラム	10
2.3 解析方法	10
2.4 解析モデル	13
2.4.1 要素	13
2.4.2 モデル形状	17
2.4.3 荷重条件	18
2.5 解析結果	19
2.5.1 接点共有モデルによる比較検討	19
2.5.2 WEタイプの回転成分の影響	28
2.5.3 擬似要素挿入モデルの比較検討	32
2.5.4 滑り荷重と許容力による比較	37
2.5.5 線形解析と非線形解析の比較	47
2.5.6 ボルト締付力の比較検討	50
2.5.7 滑り耐力と接触面の検討	51
第3章 ボルト複数本使用時の数値解析	
3.1 目的	56
3.2 解析プログラム	56
3.3 解析方法	56
3.4 解析モデル	57
3.4.1 要素	57
3.4.2 モデル形状	57
3.4.3 荷重条件	58
3.5 解析結果	59
3.5.1 ボルト1本モデルとの比較	59
3.5.2 各ボルト周りの応力の比較	60

第4章 弾性引張試験	
4.1 試験目的及び経緯	70
4.2 試験体概要	70
4.2.1 使用材料	70
4.2.2 試験体種別	70
4.3 試験概要	73
4.3.1 使用器具	73
4.3.2 締付け方法と載荷方法	74
4.3.3 計測位置	75
4.4 試験結果	76
4.4.1 ボルト際の比較	76
4.4.2 解析結果との比較	83
第5章 アングル継手の数値解析	
5.1 目的	85
5.2 解析プログラム	85
5.3 解析方法	85
5.4 解析モデル	87
5.4.1 要素	87
5.4.2 モデル形状	87
5.4.3 荷重条件	88
5.5 解析結果	89
5.5.1 応力集中位置の検討	89
5.5.2 長孔の方向と締付け位置の変化による比較	89
5.5.3 ボルト周りの応力分担率	90
第6章 まとめ	
6.1 結論	100
6.2 今後の課題	102

第 1 章

序論

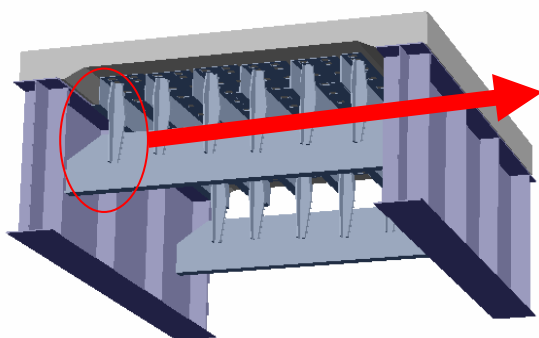
第1章 序論

1.1 背景

近年、様々な角度から建設工事全体の合理化・省力化に関する検討が積極的に行われている。それは、橋梁分野の工事においても例外ではない。新しい構造材料の開発、コンピューターによる設計計算の高精度化、架設技術の向上、建設工事の新技术の導入などによって、施工性の向上、工期短縮、それに伴うコスト削減などが図られている。さらに今後は、ライフサイクルコストを考えた既存の構造物の長期供用が検討され、橋梁の補修や補強の分野も重要視されている。

現在、損傷したコンクリート床版の補強方法のひとつとして、【Photo 1.1】に示すような薄鋼板を使用する組み立て式床版補強構造¹⁾が検討されている。従来の補強方法である一体化された鋼構造によるものには、補強用パネルの重量が大きいこと、補強構造と床版との間隙の充填等に施工性などの改善の余地がある【Photo 1.2】。そこでパネル重量を軽減し作業性を向上させ、コスト削減を目標とした薄鋼板を使用する組み立て式床版補強構造が検討されている。

このような組み立て式の構造の場合では、摩擦接合継手を用いることが必要不可欠である。供用中の橋では、老朽化や経年変化、予想以上の荷重が載荷されたことによる変形などの影響による多少の変形が見られることがあり、設計図面通りの寸法ではないことも考えられる。その場合にでも対応できる継手部材の検討が必要になると思われる。



【Photo1.1】 薄鋼板を使用した組み立て式補強構造



施工前

施工後

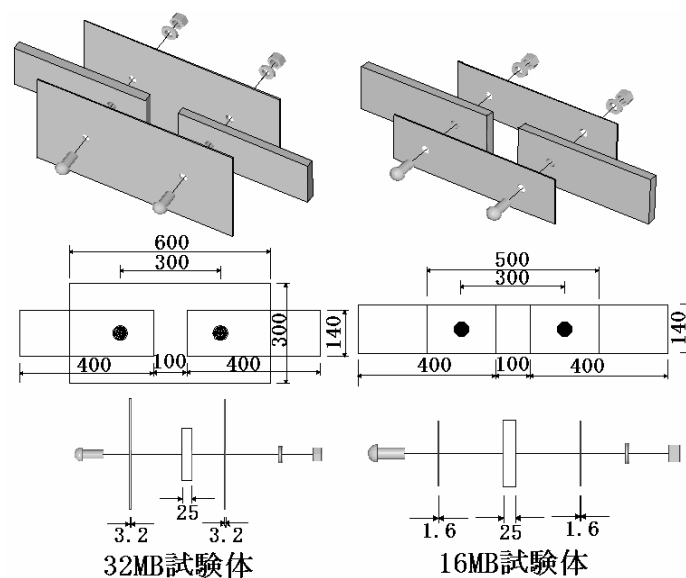
【Photo1.2】 従来の一体化されたパネル式補強構造

1.2 過去の研究成果

本研究に関する過去に検討された薄鋼板を用いた摩擦接合継手の研究について以下に簡潔に述べる。

(1) 薄鋼板摩擦接合継手の構造特性の検討²⁾³⁾

薄鋼板を使用した床版補強構造で重要な要素となるボルト摩擦接合継手の研究が行なわれた。薄鋼板を使用した摩擦接合継手についての基本的な資料を得るために【Fig1.1】に示しているようなボルト1本での2面せん断摩擦接合継手の実験および解析を行った。

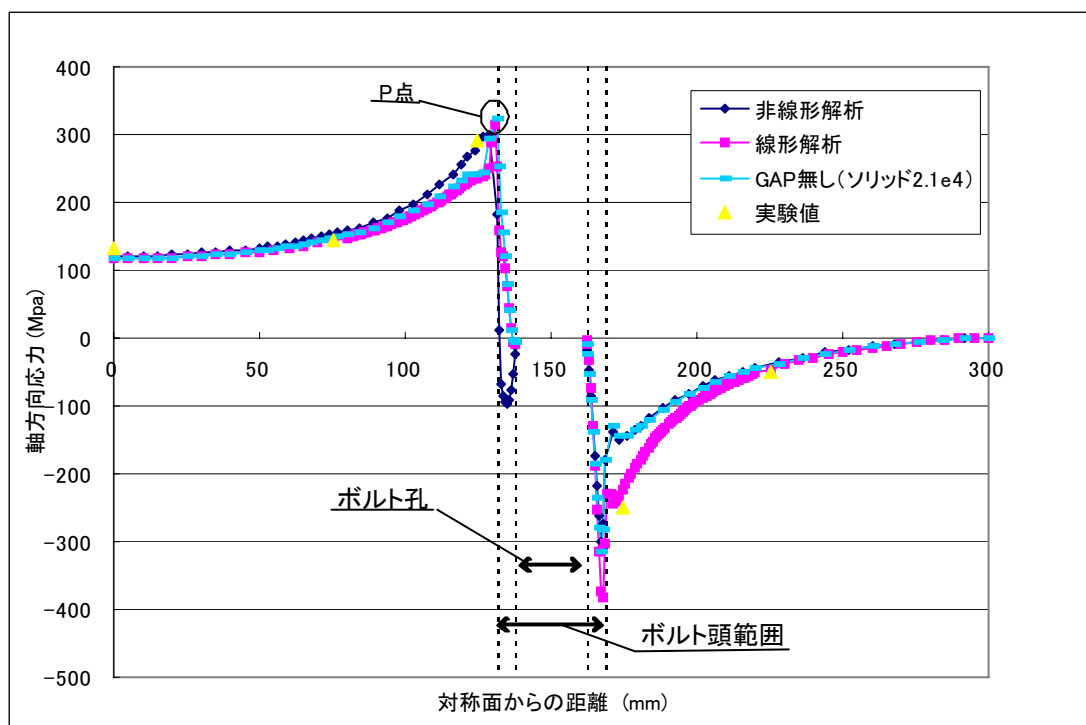


【Fig.1.1】 試験体概要

実験では静的試験と疲労試験が実施され、その結果、静的試験から 179KN の破壊強度を得ることができた。この値は単純計算による滑り荷重 192KN の 93%、安全率 1.7 を考慮した設計荷重 113KN を 63%上回り、十分な強度がある。また疲労試験では、対称軸上のボルト頭部近傍引張部応力の値が降伏応力の約 90%となる応力範囲の時、180 万回繰り返し荷重で、疲労破壊が起きることが認められた。

数値解析では GAP 要素を用いた非線形解析と線形解析が行なわれた。【Fig.1.2】より、平均応力に近い値となる部材中央部、部材縁端において、非線形解析、線形解析と実験値の差は、10%以内であった。このことから部材中央、部材縁端においては、非線形解析、線形解析での解析方法による差はないと言える。次にボルト周辺では、非線形解析と GAP 要素の代わりにソリッド要素を母材と添接板の間に配置した解析では、応力性状に同じような傾向が見られた。

静的試験、疲労試験での破断面を含む P 点では線形解析、非線形解析ともほぼ同じ値となっていたことから、破断強度の評価は線形解析を用いても十分であると考えられる。これは、添接板板厚によらず同じ傾向を示していた。



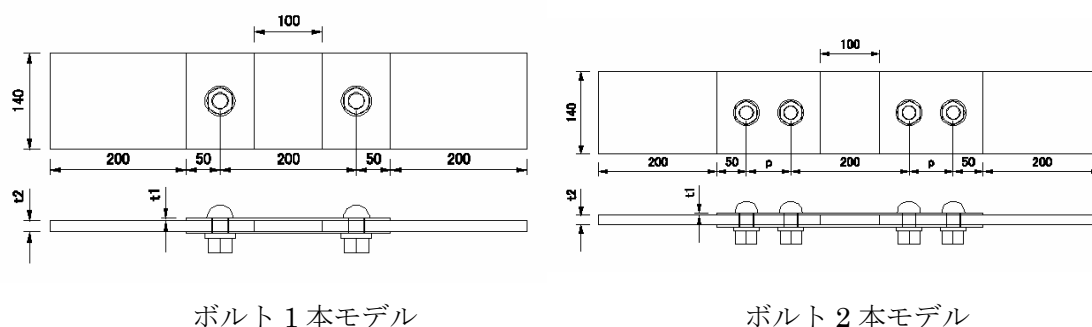
【Fig.1.2】 実験値と解析値との比較

以上の結果から以下のようなことが結論とされて挙げられた。

- ・ 静的試験より安全率 1.7 を考慮した設計荷重 113KN の 63%を上回る強度を得られる。
- ・ 応力が最も高くなるボルト頭部近傍引張部で、降伏応力の約 90%の応力範囲になる繰り返し荷重を載荷すると、200 万回以下で疲労破壊が起こる。
- ・ トルシア形高力ボルトの座金のないボルト頭部際で応力集中が大きく、破壊が起きた。一方座金のあるナット側では座金の存在により応力分散が起こる。
- ・ 非線形、線形解析共に破断部であるボルト際付近でのボルトがすべる直前の応力分布はほぼ同じとなる。

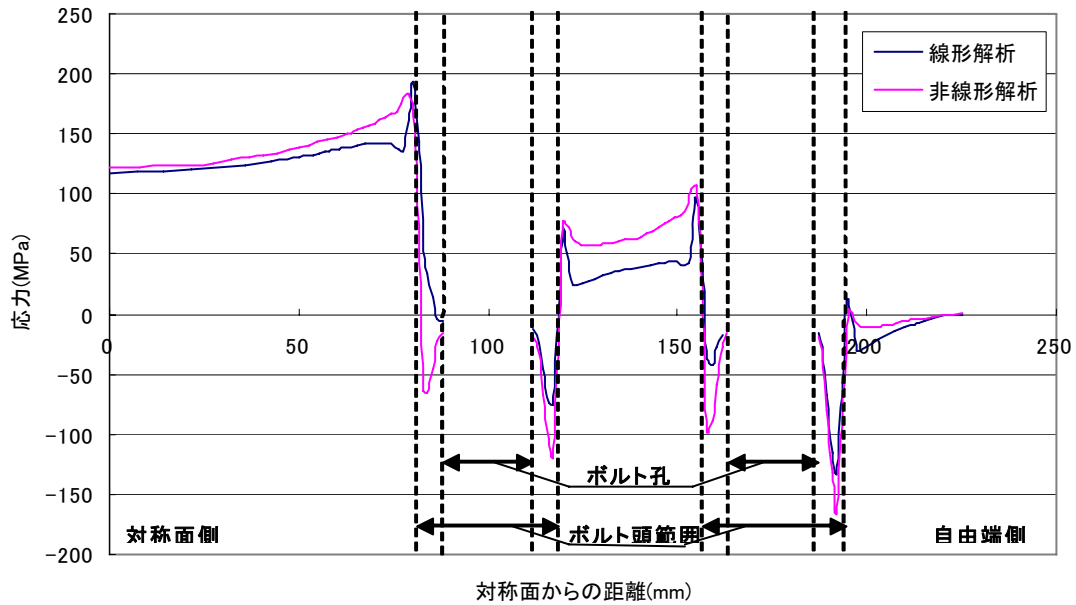
(2) 複数ボルト使用時の薄鋼板摩擦接合継手の応力特性の検討⁴⁾

【Fig1.3】に示すような実際に使用可能なボルト 2 本での薄鋼板を使用した 2 面せん断摩擦接合継手モデルがどのような挙動を示すか検討され、また薄鋼板を使用することの問題点のひとつである接触面積についての検討がされた。

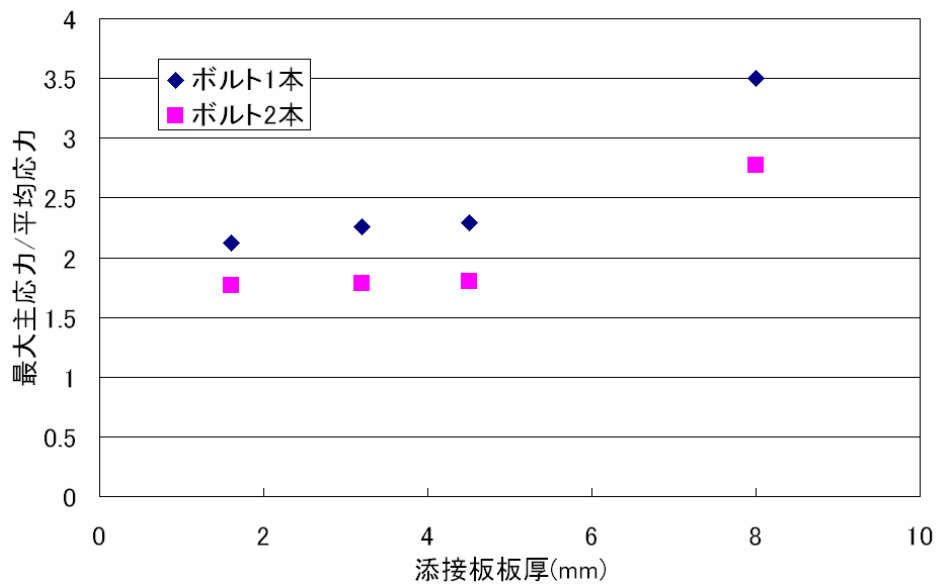


【Fig.1.3】試験体概要

ボルト 2 本使用時においても部材中央部、縁端部で両解析値にあまり違いは見られない (【Fig1.4】)。その誤差は約 2%とかなり小さな値であった。このことから部材中央部、縁端部では解析方法による差はほとんどなかった。次にボルト周辺での応力性状については、線形解析で非線形解析に比べボルト頭範囲至近で引張応力が突出し、逆にボルト頭範囲部では非線形解析の方に圧縮応力が突出している。線形解析では擬似的に薄い板が Solid 要素で挟まれているために、局所的に強い引張力が発生してしまうこと、偏心が起こり、応力が発生してしまっていることが原因だと思われる。



【Fig.1.4】 解析手法による比較



【Fig.1.5】 添接板板厚変化による応力集中の変化

GAP 要素を使用し接触面状況を考慮した非線形解析を行った結果、添接板板厚を変化することによって、ボルト頭部近傍の応力集中は【Fig1.4】に示すような結果になった。薄鋼板を使用すると、板厚 8mm を使用する場合より応力集中が減少することがわかった。また

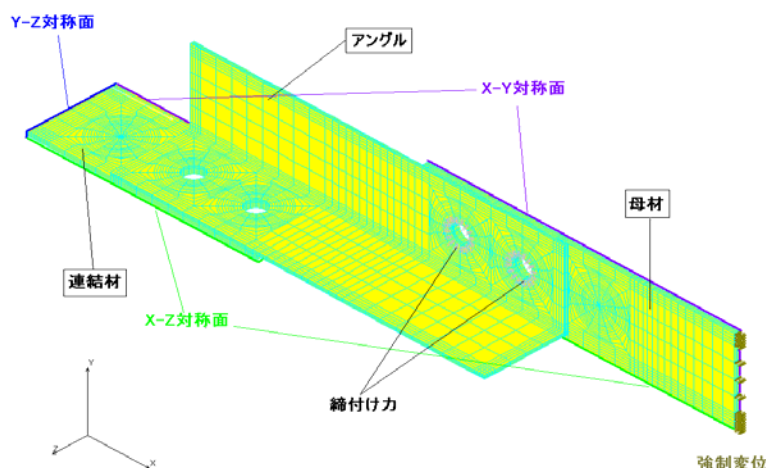
ボルト 2 本の場合では 1 本の場合と比較して応力集中が約 80%減少することがわかった。そして接触面積については、薄鋼板を使用することによって面積が減少する。板厚が減少するに伴い、接触面積も減少していることがわかった。板厚 3.2mm では、8.0mm の場合の約 70%に減少してしまう。

以上の結果から以下のようなことが挙げられた。

- ・ 母材と添接板との接触面積は板厚が薄くなることに伴い減少する。
- ・ 自由端側から添接板が剥がれるようにしてボルトのすべりが発生する。
- ・ ボルト頭部近傍の応力集中は、ボルトを 2 本にすることにより、1 本と比較して約 16～20%減少する。
- ・ ボルト中心間隔が広がると、応力集中は若干減少するが、その量は微小である。

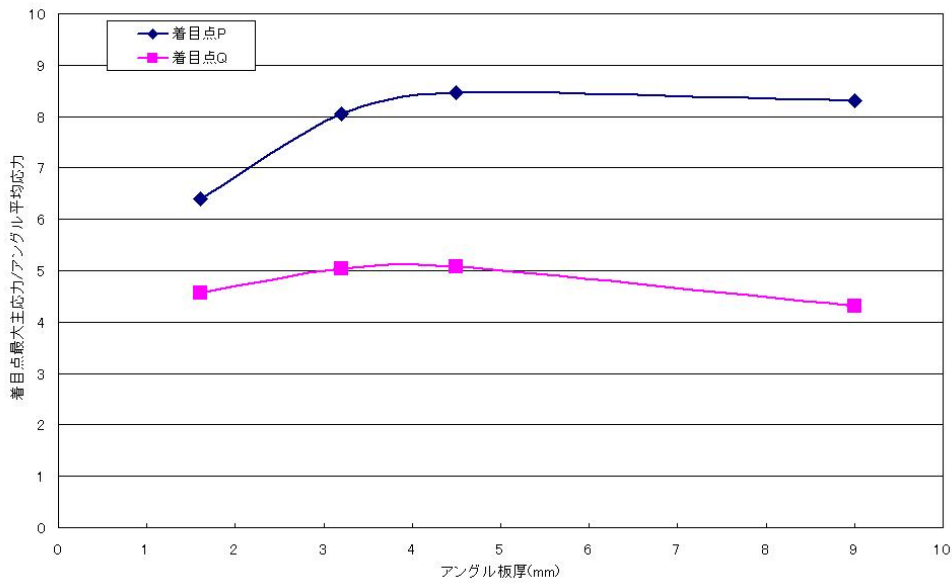
(3) 山形鋼を使用した薄鋼板摩擦接合継手の応力特性の検討⁵⁾

実際の薄板を使用した床版補強構造で使われる添接材を山形鋼にした場合の応力分布や偏心による影響を数値解析により検討した。



【Fig.1.6】 1/8 解析モデル

偏心曲げによる曲げ応力が発生する位置での板厚による変化を検討している。着目点位置は最も高い最大主応力が発生する自由端側のボルト際的位置を着目点 P とし、この点とを比較するために対称面側のボルト際的位置を着目点 Q とした。解析の結果から板厚 4.5mm 付近から収束して応力比が増加していないことがわかった。



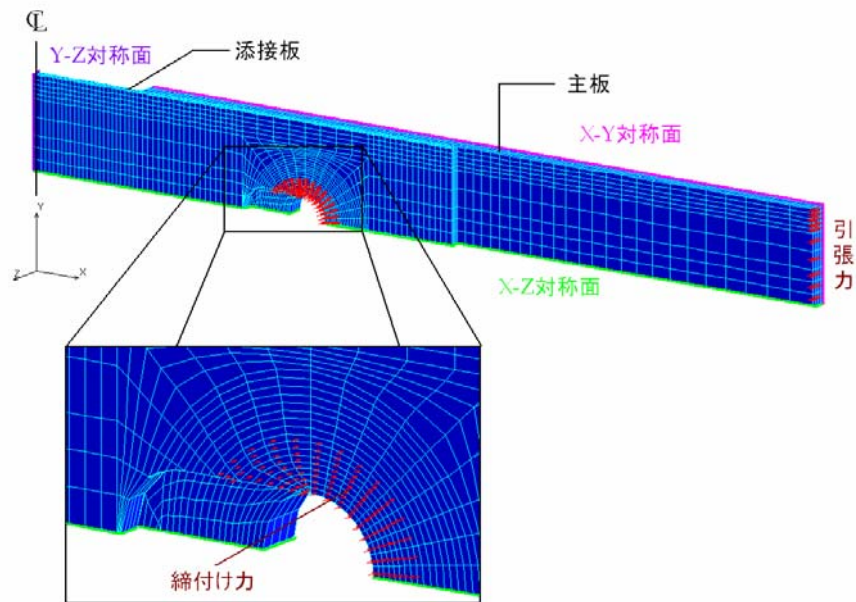
【Fig.1.7】 板厚による着目点主応力の変化

以上の結果から以下のようなことが挙げられた。

- ・ 山形鋼を使用した山形鋼の場合、接合部には、偏心曲げが発生する。この曲げ応力は板厚が 4.5mm より厚くなると、その応力比に大きな変化はない。
- ・ 山形鋼においても、ボルト中心間隔を拡げることにより、主応力を減少することができる。

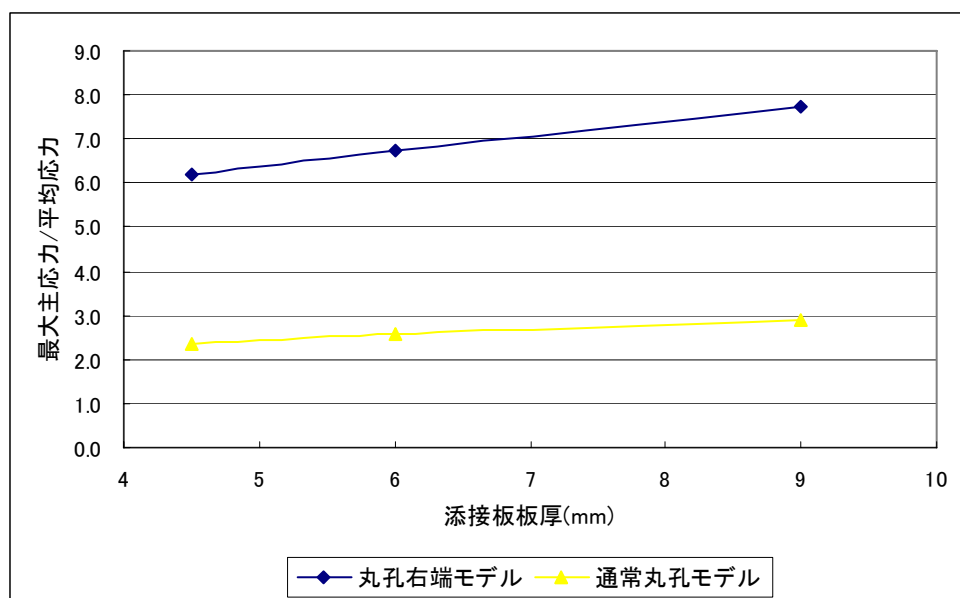
(4) 長孔を使用した薄鋼板摩擦接合継手の応力特性の検討⁶⁾⁷⁾

実際に橋梁の補強で用いられる場合に、ボルト形状を標準ボルト孔同士ではなく添接板のボルト孔を長孔とし、設計図面どおりではない場合でも許容できる構造について線形解析により検討している。また解析モデルには、添接板、主板とも板表面に平面要素を取り付けより表面に近い位置での要素の応力を評価できるようにした。解析は、長孔が長手方向に平行なタイプと垂直なタイプで全5ケースについて比較した。それぞれについて添接板板厚 4.5mm、6.0mm、9.0mm を行った。



【Fig.1.8】 1/8 解析モデルの一例

解析結果より、長孔が長手方向に平行なタイプでは、ボルト位置が添接板自由端側に来るタイプ (Fig1. 5、丸孔右端モデル) が最大で通常ボルト孔の約 2.7 倍の値であった。また、全てのモデルにおいて、【Fig.3.15】に示すように最大主応力の最大値の平均応力に対する値は板厚が増えるに従い線形的に増加することが分かった。



【Fig.1.9】 丸孔右端モデル (添接板側) の比較

以上の結果から以下のようなことが挙げられた。

- ・ 最大主応力の発生位置は添接板側、主板側とも添接板板厚の変化に対しては大きく変化はしなかった。
- ・ 長孔が長手方向に平行なタイプでは、添接板において、平均応力に対して最大主応力が丸孔右端モデルで最も高く、6.2～7.7倍となることが分かった。
- ・ 添接板板厚が4.5～9.0mmに増加するに従い、最大主応力の最大値は減少するが、平均応力に対する最大主応力比はほぼ線形的に増加している。
- ・ 通常丸孔との比較では、板厚の変化により丸孔中央の場合には、2.2～2.3倍、丸孔右端では2.6～2.7倍、丸孔左端では1.1倍の増加であった。
- ・ 添接板の縁端距離を長く取るに伴い、ボルト周りの接触面で応力集中が最大で1.2倍程度が緩和される。
- ・ 長孔が長手方向に垂直でボルト位置が端部のタイプでは添接板と主板の合力の作用位置がずれるために作用位置が同じものに対して1.4倍程度高い応力集中が起きる。

1.3 研究目的

本研究はこれまでの研究結果を踏まえて、薄鋼板を用いた摩擦接合継手の施工性の向上を目的とした長孔を使用した場合について、有限要素法解析および静的載荷実験からその力学的挙動および耐荷力の検討をより詳細に行い、設計に使用するための基本的な資料を作成することを目的とする。

過去の研究では長孔が長手方向に垂直な場合と平行な場合を統一して比較検討を行っていなかったことから、今回は添接板を長孔とする全てのモデルについて検討した。また実際に使用可能なボルト2本を使用する場合、山形鋼を使用した場合の検討を行う。

最初に、添接板として平板部材を用い、ボルト1本の添接板ボルト孔を長孔にした単純モデルでの詳細な数値解析による比較検討を行なう。今回は主に摩擦接合高力ボルトの許容力相当の荷重載荷時の軸方向応力と最大主応力について着目し、通常のボルト孔との比較、板厚による変化を検討して、継手部の応力性状を明らかにする。また線形解析による解析手法を確立することを目的として荷重や接続方法のパラメータを変更し実際の現象により近づけるための検討も行った。

次に実際の構造で使うことができるボルト2本を使用した場合について比較検討し、ボルト1本との比較を行う。また、平板部材を添接板とする場合について、解析の妥当性を確認するために弾性範囲内の静的載荷試験を行う。

また、実際の補強構造でも使うことが検討されている山形断面部材を接続部材として使用した場合を想定して数値解析を行い、この形態の応力性状を明らかにする。

第2章

長孔モデルの数値解析

第2章 長孔モデルの数値解析

2.1 目的

本解析では通常用いられる板厚の鋼板と比べ、薄い鋼板を使用した摩擦接合継手においてボルト孔を長孔に成形した場合の影響について調べることを目的とする。この章では、添接板に長孔を採用した場合のボルト周りの応力性状を詳しく調べるために単純化したボルト1本の場合について検討する。摩擦接合継手の接触面状況を検討するためには摩擦力を考慮できるGAP要素を用いた非線形解析を行なうことが有効であると考えられる。しかし、数値計算が収束しないことが多々あり、全てのモデルでの計算が難しいため、本研究では主に線形解析の範囲内で比較検討することとした。また、線形解析の範囲内で荷重条件や摩擦面の状況などを考慮して実際の構造に近づけるための検討も行った。

2.2 解析プログラム

本研究では、有限要素法解析プログラム「COSMOS/M Ver2.6 geostar256k」を使用した。このプログラムは線形及び非線形の構造、熱、流体、最適化、磁場及び電磁場の解析を行うことができ、種々の荷重の条件や、境界条件を持った構造物の応力、ひずみ、変位、力、および温度分布も計算できる。特徴としては、256,000節点までのモデルの解析計算ができ、要素のデータの分割や変更などが容易にできることなどがある。また変形及び原型図の描画、カラー応力等高線描画機能、ズーム、アニメーションなどのカラー・グラフィックス機能を備えているので、ビジュアル的にも優れている。よって、このプログラムを使用して試験体のモデルを作成し解析を実行することとした。

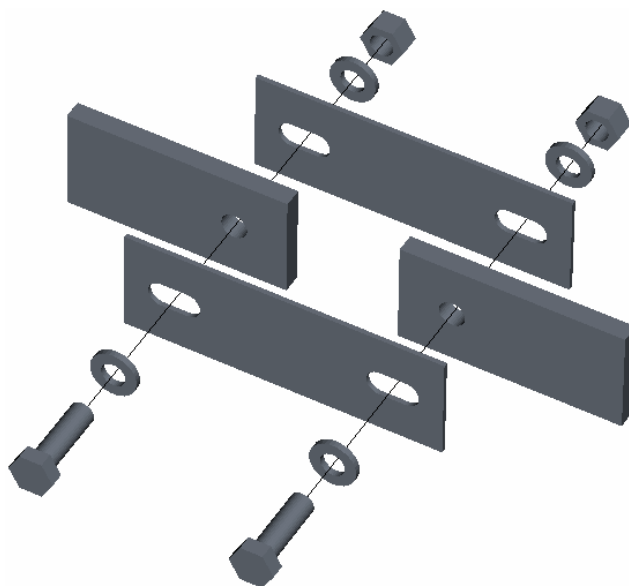
有限要素モデルの作成から始まり、図形の輪郭線を構成する点を作成し、それらを結び曲線（線）を生成し、更にモデルの面やボリュームを定義する。そして要素タイプごとに分類した後、材料特性（弾性係数など）や実定数（厚さや面積など）次に解析対象となる領域を指定してメッシュ分割し要素を生成する。最後に荷重及び変位境界条件、拘束点などを指定し解析を実行することになる。

また、解析モデルの入力方法は、キーボード入力による対話型の方法とテキストファイルとしてデータを作成し、ファイルから全コマンドを読み込み実行する、一括入力の方法がある。今回の解析ではモデル形状がほぼ同じであるものは、データ入力ミスを少なくするために、一つのモデルが作成できたら、一括型の入力方法を採用しその中に含まれるパラメータのみを変更することにした。

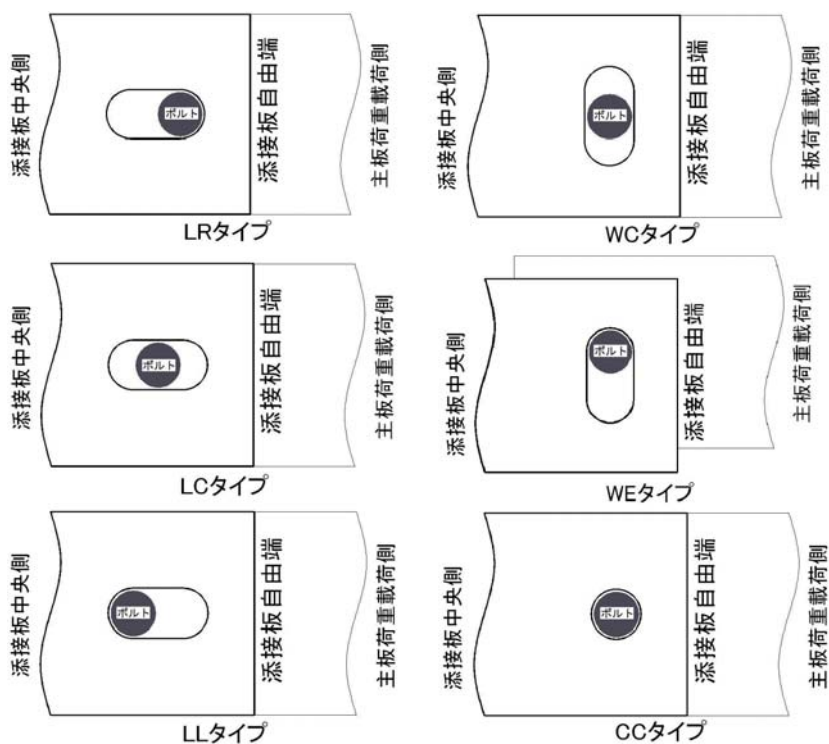
2.3 解析方法

解析モデルはボルト1本を使用した二面せん断摩擦接合継手とした。添接板ボルト孔の長径を標準孔の2倍の長孔とした。モデルについては長孔とボルト締付け位置の違いより5つのモデルとした。モデルの詳細のついて【Fig.2.2】に示す。また本研究の解析で使用

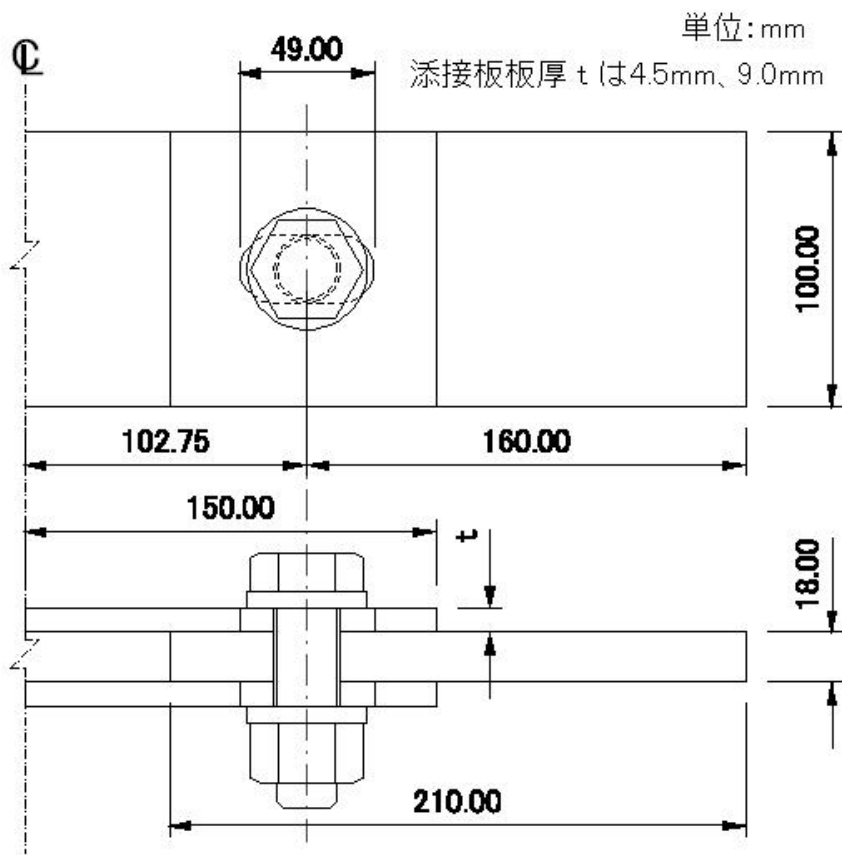
したモデルでは、主板と添接板の板表面に非常に薄い平面要素を取り付け、部材表面での応力性状を検討できるようにした。この方法は、これまでの研究から、部材表面での応力をより正確に得る時、有効であることが確認されている。



【Fig.2.1】 解析モデルの一例

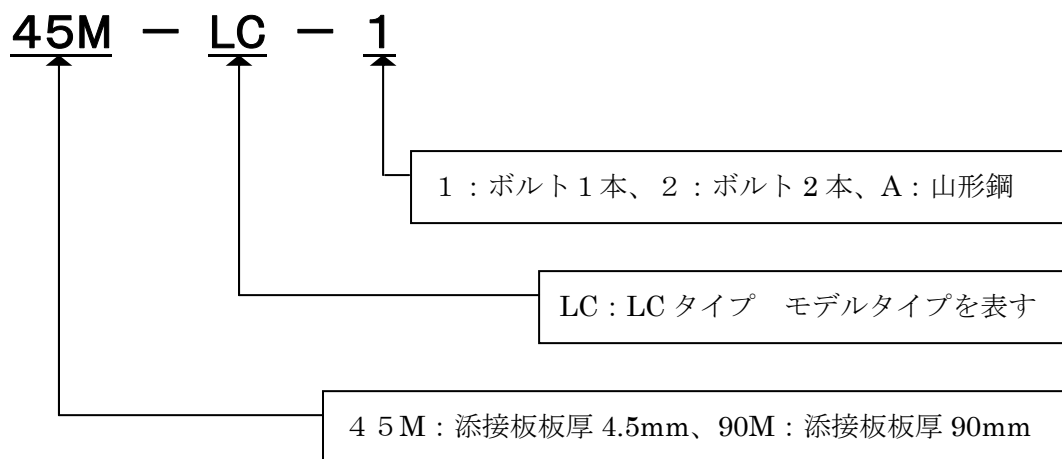


【Fig.2.2】 モデルタイプ



【Fig.2.3】 LC タイプ概要

本解析に使用したモデルの呼び方を以下のようにする。



* 主板の板厚は全て 18mm とした。

2.4 解析モデル

2.4.1 要素

本解析で使用した要素は以下のとおりである。

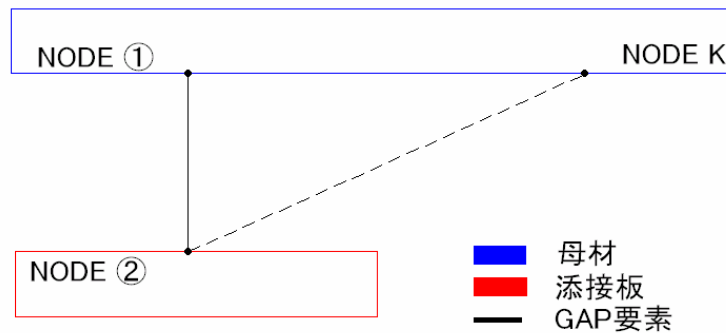
(1)SOLID 要素

主板および添接材の表現として、三次元モデルを表現するために 8 節点 SOLID 要素を使用した。

(2)GAP 要素

COSMOS/M Ver2.6 には 2 節点(点-点)GAP 要素と 1 節点(点-線、点-面)GAP 要素があるが、1 節点 GAP 要素では解析モデルが不安定となるため、本解析では同次元において GAP 要素を作成でき、解析モデルが安定し、扱いやすい 2 節点 GAP 要素を採用した。本研究では添接板と主板の支圧力の分布、摩擦力の伝達を考慮するために用いた。

本章で用いた滑りを考慮に入れた GAP 摩擦要素の作成方法を【Fig2.4】に示す。この要素の設定は、摩擦面を形成する面内にある NODE①、NODE②と、解析モデルが滑り出す時の方向を決定する NODE K から成り立ち、この 3 つの節点を要素として認識させる事により摩擦面が形成される。



【Fig.2.4】 GAP 要素概略図

本解析で GAP 要素を使用する前に予備解析を行い、GAP 要素には以下のような特徴があることが解った。

- ・添接板と主板とが接触しているときのみ、GAP 要素が有効に働き、支圧力とせん断力（摩擦力）を伝達する。
- ・解析ステップ毎に有効な GAP 要素が計算される。

- ・GAP 要素に作用する摩擦力が GAP 要素の最大摩擦力（GAP 要素に作用する支圧力×摩擦係数）に達すると、それ以上の摩擦力を伝達しないようになり、【Fig.2.4】の NODE ①と NODE②の 2 節点間の相対変位が変化し、ずれが発生する。GAP 要素間にずれが発生した後も、支圧力と摩擦力は伝達される。

(3)TRUSS 要素

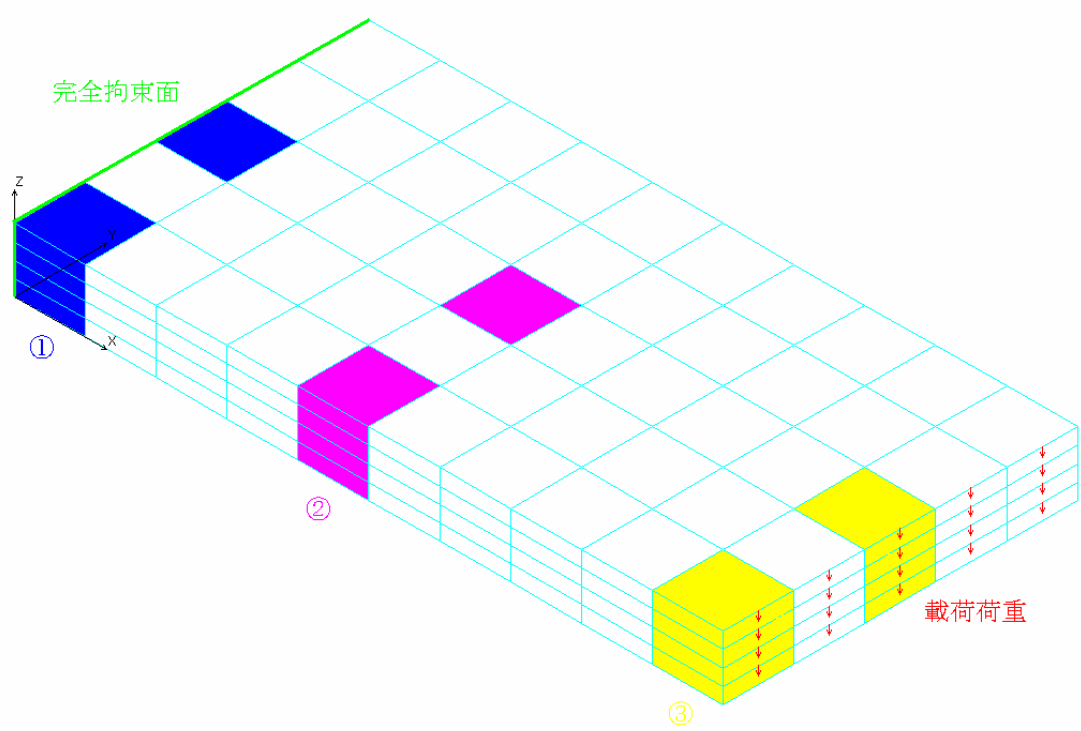
GAP 摩擦要素を用いた非線形解析においては、GAP 要素が 2 節点から構成されており、荷重が作用しない場合、GAP 要素を構成している 2 節点間相対変位に対して剛性を持たない性質がある。解析対象の一部が不安定となるので剛体変位を抑止するため、断面積の小さい TRUSS 要素を用いる。この要素の存在は解析対称の応力分布には影響しない。

(4)SHELL 要素

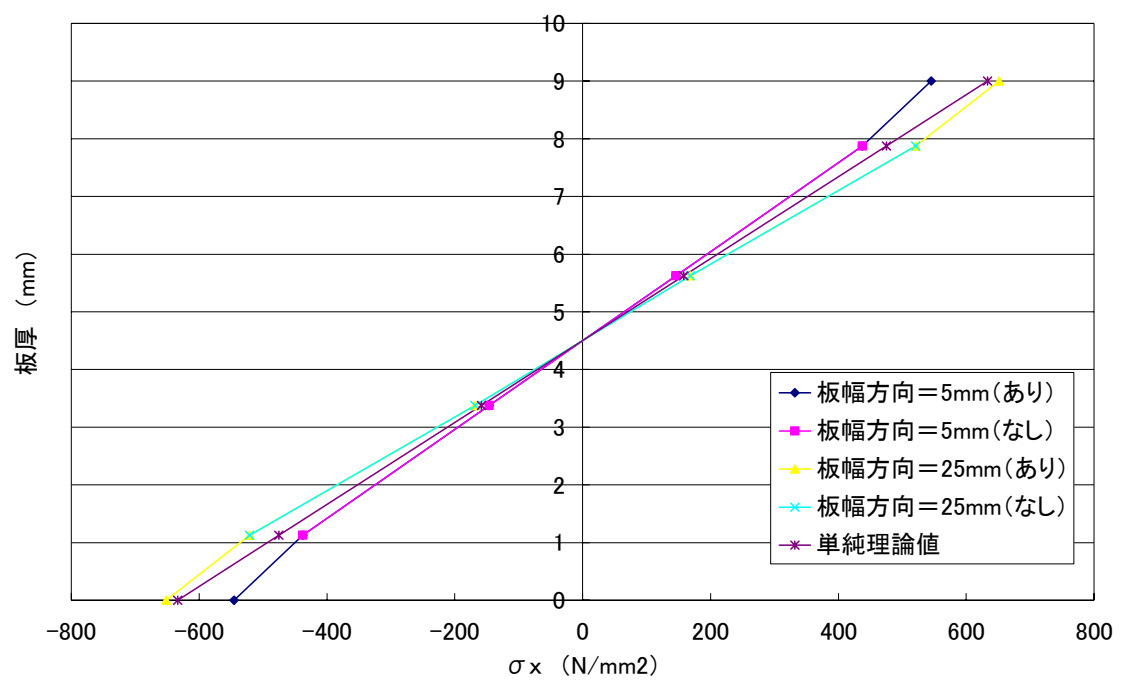
COSMOS/M Ver2.6 には、膜応力と曲げを考慮できる 4 接点の四辺形薄肉シェル要素（SHELL 4）がある。今回の解析では、主板および添接板における表面付近での応力の検討を行うために、この SHELL 要素をゲージ要素として板の表面に配置した。これまでの研究では、ゲージ要素として PLANE 2D 要素を用いられていたが、X-Y 平面内でのみ用いることが許されていたため、その他の平面で使用することができなかった。よって、ここでは全ての方向に使用できる SHELL 4 を用いることとした。

・予備解析

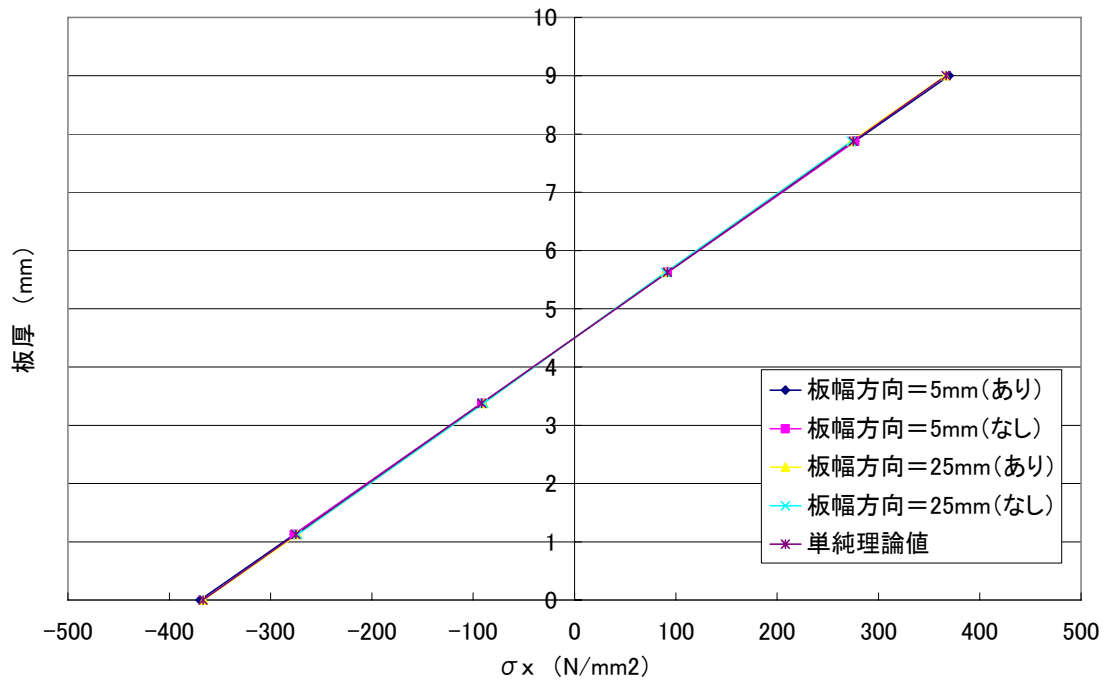
本解析で SHELL 4 要素を使用する前に予備解析を行い、この要素が解析にはほとんど影響を与えないことを確認する。単純な矩形モデルの表面に厚さ 1.0×10^{-6} の薄い SHELL 4 要素を取り付け弾性係数 $2.0 \times 10^5 \text{N/mm}^2$ 、ポアソン比 0.3 とした。取り付け位置は拘束した Y-Z 面と荷重載荷面以外の 4 つの面について取り付けた。X 軸方向を長手方向、Y 軸方向を板幅方向、Z 軸方向を板幅方向とする。寸法は $100 \times 50 \times 9 \text{mm}$ とした。解析モデルを【Fig.2.5】に、青く塗られた 3 つの箇所についての結果をそれぞれ【Fig2.6】【Fig2.7】【Fig2.8】に示す。グラフの系列の（あり）、（なし）は SHELL 4 要素の有無を意味している。



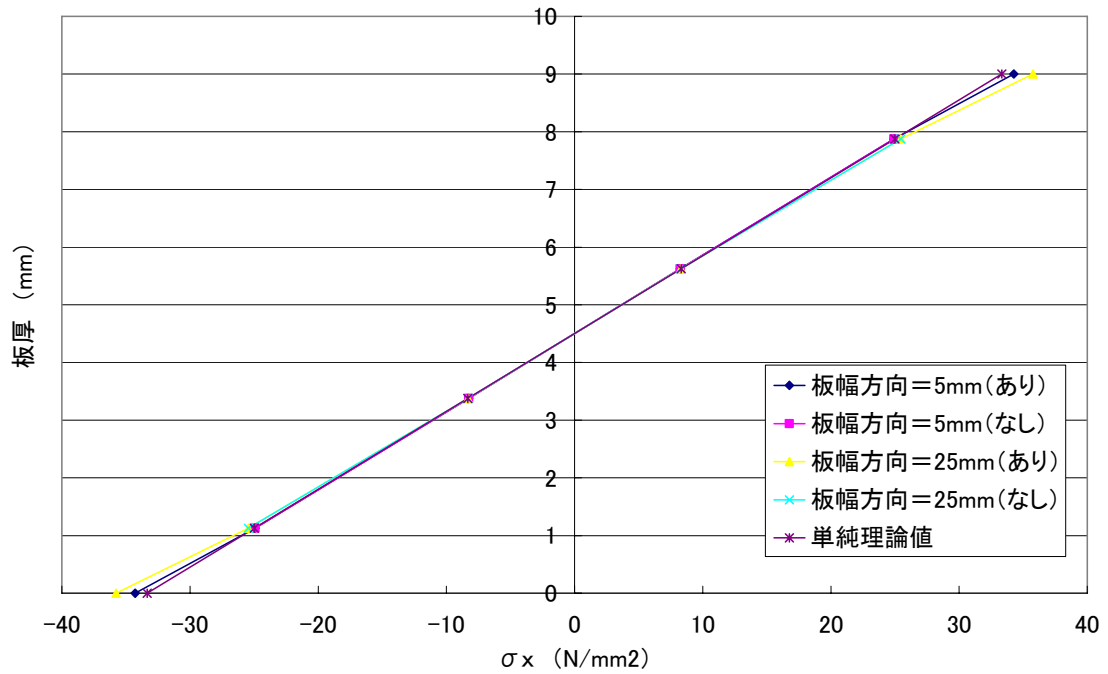
【Fig.2.5】予備解析モデル



【Fig.2.6】①の解析結果の比較



【Fig.2.7】②の解析結果の比較



【Fig.2.8】③の解析結果の比較

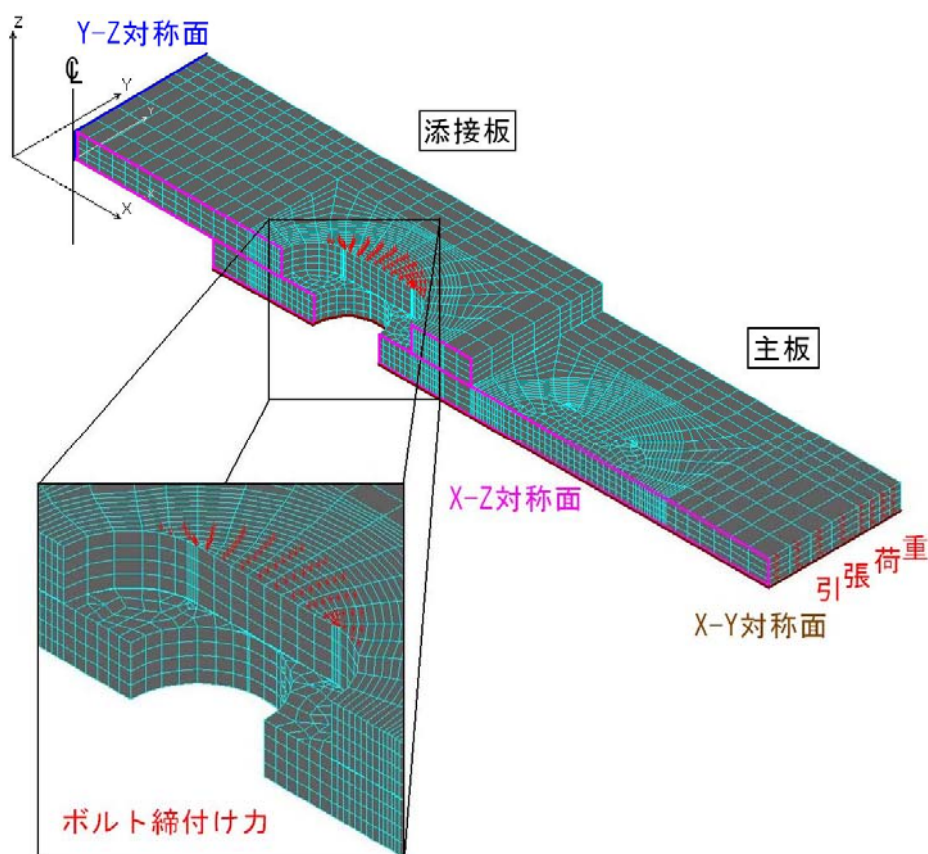
予備解析の結果よりすべてのエレメントにおいて SHELL 4 要素を板表面に取り付けたとしても、解析結果にはほとんど影響を与えないことがわかった。また【Fig.2.6】～【Fig.2.8】より、②、③位置では断面の平面保持を仮定した単純計算より求めた値と非常に近い値を示している。①においては最大で 20%程度違いがあるが、これは SHELL 要素の影響ではなく拘束条件の影響だと考えられる。そのため SOLID 要素よりも板表面の応力を正確に表現しているといえる。

本解析においては、板表面での応力を検討するために SHELL4 要素をゲージ要素として取り付けることとする。

2.4.2 モデル形状

・モデル作成

【Fig.2.9】に示すように添接板と主板とを SOLID 要素を用いて作成した。また主板と添接板それぞれの板表面にゲージ要素として SHELL 要素を取り付けた。



【Fig.2.9】 要素分割および対称条件概略図 (90M-LC-1)

本研究では、添接板と主板のせん断力を伝達する範囲を、座金範囲が投影される範囲と仮定して、モデル化を行った。そのせん断力が伝達する部分を、接触領域と呼ぶこととする。また、本研究では単純化のために座金及びボルトのモデル化は行わず、添接板の座金と接触する領域に等分布圧力として与えた。

・境界条件

主板の解析モデルに関する境界条件については、部材幅を考慮して 1/4 の 3 次元立体モデルとしたことから、部材幅方向の対称面となる X-Z 平面で Y 軸方向の変位を拘束し、X 軸及び Z 軸の回転変位を拘束して X-Z 面对称となるようにした。主板板厚方向の対称面となる X-Y 平面では Z 軸方向の変位を拘束し X 軸及び Y 軸の回転変位を拘束して X-Y 面对称となるようにした。

添接板の境界条件は主板と同様に 1/4 の 3 次元立体モデルなので、まず、部材板幅方向対称面となる X-Z 平面で Y 軸方向の変位を拘束し、X 軸及び Z 軸の回転変位を拘束して Y 軸対称となるようにした。さらに部材長手方向対称面となる Y-Z 面では X 軸方向変位を拘束し、Y 軸及び Z 軸の回転変位を拘束することにより X 面对称となるようにした。全体として実構造の 1/8 とした。ただし、WE タイプについては X-Z 対称面が存在しないため、1/4 の解析モデルとした。【Fig.2.9】に対象モデルの要素分割と対称面条件についての一例を示す。

・材料定数

添接板、主板とも、ヤング係数 $E=2.0 \times 10^5 \text{N/mm}^2$ 、ポアソン比 $\nu=0.3$ とした。線形解析では添接板と主板との接触面は接点を共有する方法と、擬似的に 0.1mm の薄い SOLID 要素を挟み込むものの 2 つを行った。後者でのヤング係数はボルト締付圧力との関係からそれぞれのモデルの締付圧力に係数として 12.6 を乗ずる事とした。この方法は、ボルト締めストップホール法についての研究⁸⁾で行われていた解析方法を参考にした。非線形モデルについては添接板と主板との接触面の摩擦係数は道路橋示方書により推奨されている黒皮を除去し粗面とした状態の摩擦係数 $\mu=0.4$ を用いた。TRUSS 要素を使用する場合には、解析結果に影響しないように、ヤング係数 $E=1.0 \text{N/mm}^2$ 、断面積 $A=1.0 \text{mm}^2$ とした。

2.4.3 荷重条件

本解析ではボルト締付力相当力を、解析モデルのボルト頭部側の座金範囲に、高力ボルト (M22-F10T) のボルト軸力 205kN の 10% 増しの 225.5kN を、圧力として均等に分布させて与えた。また、強制変位により締付力相当力を載荷した計算も行った。荷重条件は、【Fig.2.9】に示すように主板端部に引張応力を与えた。WE タイプについては強制変位により荷重を与えたモデルとの比較もおこなった。

2.5 解析結果

2.5.1 接点共有モデルの検討

接点共有モデルは、添接板と主板のせん断力を伝達する範囲を、座金範囲が投影される範囲と仮定して、添接板と主板の各接触面側の、座金範囲が投影される範囲にある接点を共有することによりモデル化したものである。座金範囲に擬似的に要素を挟む場合には、実際の構造には存在しない挿入した要素で高い応力が発生することがあるが、接点を共有する場合にはこの問題は解消される。本研究では、最大主応力と部材軸方向応力 (σ_x) に着目し比較検討を行う。(1) で最大主応力、(2) では σ_x について比較検討する。表中の斜体は、板厚別での最大応力値を示している。

(1) 最大主応力

【Table2.1】は添接板における最大主応力最大値と添接板公称応力に対する割合を示している。【Fig.2.14】から全てのモデルにおいて座金際付近で応力集中が起こっていた。そのほとんどのケースが添接板接触面で最大値を発生していた【Table2.1】。唯一、LL タイプの板厚 9mm では、主板側の接触面で最大となっていたが、添接板全体で評価すると接触面で最大値が発生していた。LL タイプの最大値は主板側の接触面で発生し、添接板の最大値と比べて約 1.2 倍程度であった【Table2.3】。これは【Fig.2.16】に示す最大値の発生位置から、接続部の形状が添接板の長孔によって減少し、接続部の鋭角となる先端部が引張荷重を載荷する主板側にあること、板厚を 9.0mm としたことによって添接板と主板に流れる公称応力が等しくなることが考えられる。【Fig.2.14】から、その他のモデルにおいてもこのような鋭角の先端部が存在する場合、その付近で応力集中が起こることが分かった。

【Fig.2.10】、【Fig.2.11】の添接板自由端側では、【Fig.2.12】、【Fig.2.13】の σ_x と比較して高い応力の広がりが見られる、これは、ボルト孔周辺の軸方向応力の増加により、縁端部である添接板自由端では、板幅方向の応力が発生していると考えられる。

添接板側ではすべてのモデルにおいて、板厚が薄い 4.5mm の方が最大値は大きくなっているが、公称応力に対する割合は板厚が 9mm の方が大きかった。このことから、局部的な応力集中率は板厚を薄くしても高くないと考えられる。しかし、板厚が 9.0 から 4.5mm になることにより添接板公称応力が 2 倍となるため応力値が下がるわけではない。変化する勾配が緩やかになると考えられる。

高い応力集中は添接板または主板の接触面で発生することがわかった。接点を共有したモデルにおいて一番厳しい状況となるのは、WE タイプであり、公称応力に対して 11 倍～14.5 倍であった【Table2.1】。CC タイプと WE タイプを比較すると【Fig.2.16】に示す CC タイプの主応力の方向がほぼ軸方向を向いているのに対して、【Fig.2.18】に示す WE タイプについては軸方向以外の方向を向いている。WE タイプでは添接板と主板の荷重載荷方向の図心軸がずれているが、ここでの解析では載荷荷重を主板端部に圧力として均等に分布させていることが原因として考えられる。このことについては、【2.5.2 WEタイプの

回転成分の影響】で検討する。また、今回の解析では、接点を共有しているために添接板と主板が完全に結合されているので、引張応力が過大に発生していることが考えられる。そのことについてもこの章の中で検討することとする。

(2) 軸方向応力(σ_x)

【Table2.1】、【Table2.2】より σ_x と最大主応力の最大値については、LR、LC、LL タイプである長孔が長手方向に対して平行であるモデルでは応力値が 1～6%とほとんど変わらなかった。また【Fig.2.14】と【Fig.2.15】を比較してみても発生位置にほとんど変化がなかった。このことから長孔が載荷荷重方向に平行な場合は、最大主応力の成分として σ_x が卓越しているといえる。しかし、長孔が部材軸方向に対して垂直であるモデル（WC、WE タイプ）では、15～25%最大主応力の方が高い値を示していた。このことは板幅を一定にしているため、長孔が長手方向に平行であるモデルよりも垂直にしたモデルの方がボルト穴による純断面積の減少が大きいことが原因であると考えられる。

【Table2.1】 添接板接触面最大主応力の比較

モデルタイプ	添接板板厚			
	4.5mm		9.0mm	
	値 (N/mm ²)	比率	値 (N/mm ²)	比率
LR	1235	6.2	763	7.6
LC	1221	6.1	728	7.3
LL	588	2.9	397	4.0
WC	1585	7.9	1101	11.0
WE	2208	11.0	1457	14.5
CC	589	2.9	375	3.7

赤：最大値は主板接触面

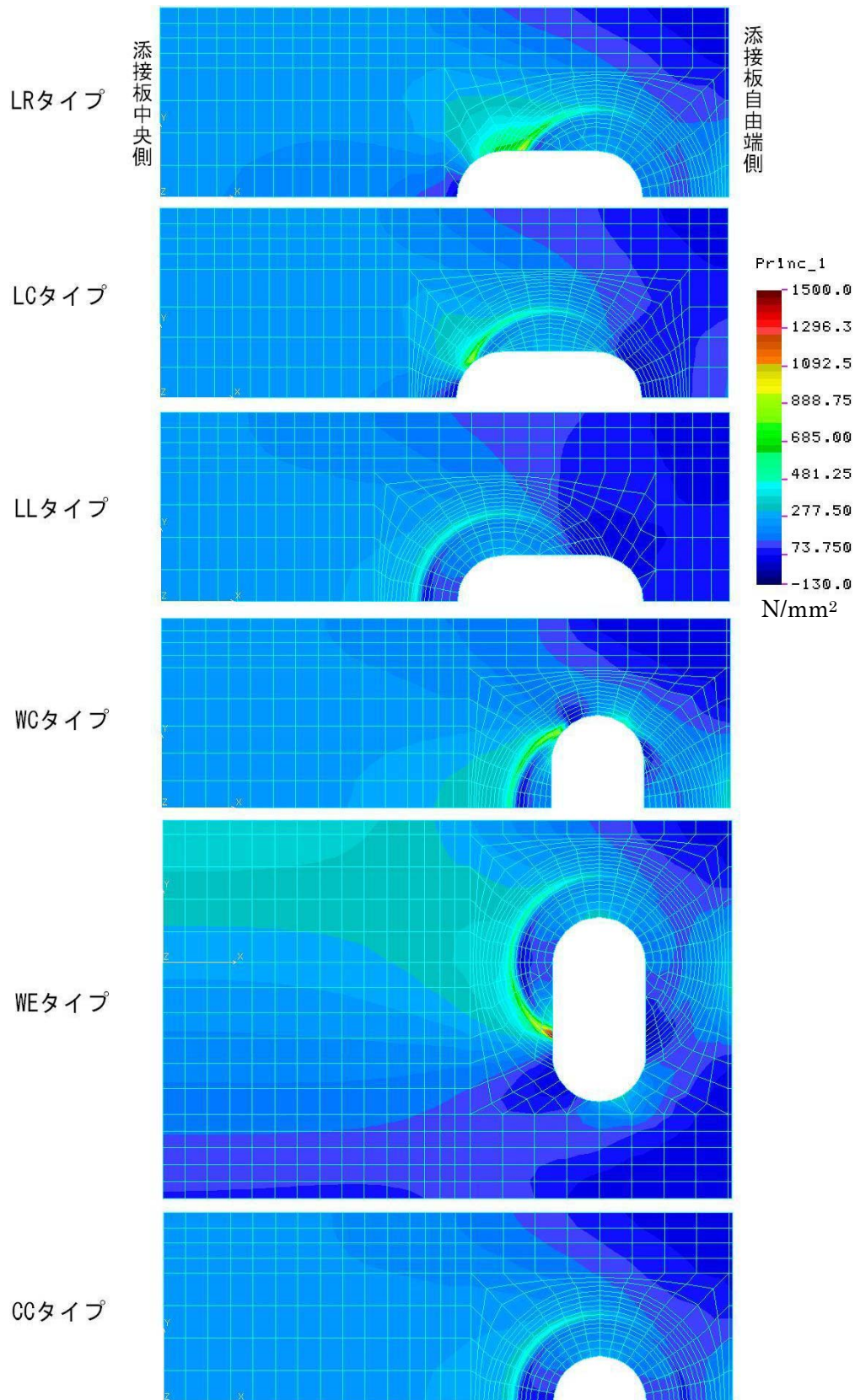
【Table2.2】 添接板接触面軸方向応力の比較

モデルタイプ	添接板板厚			
	4.5mm		9.0mm	
	値 (N/mm ²)	比率	値 (N/mm ²)	比率
LR	1228	6.1	757	7.6
LC	1221	6.1	727	7.3
LL	584	2.9	376	3.8
WC	1266	6.3	883	8.8
WE	1872	9.3	1262	12.6
CC	585	2.9	363	3.6

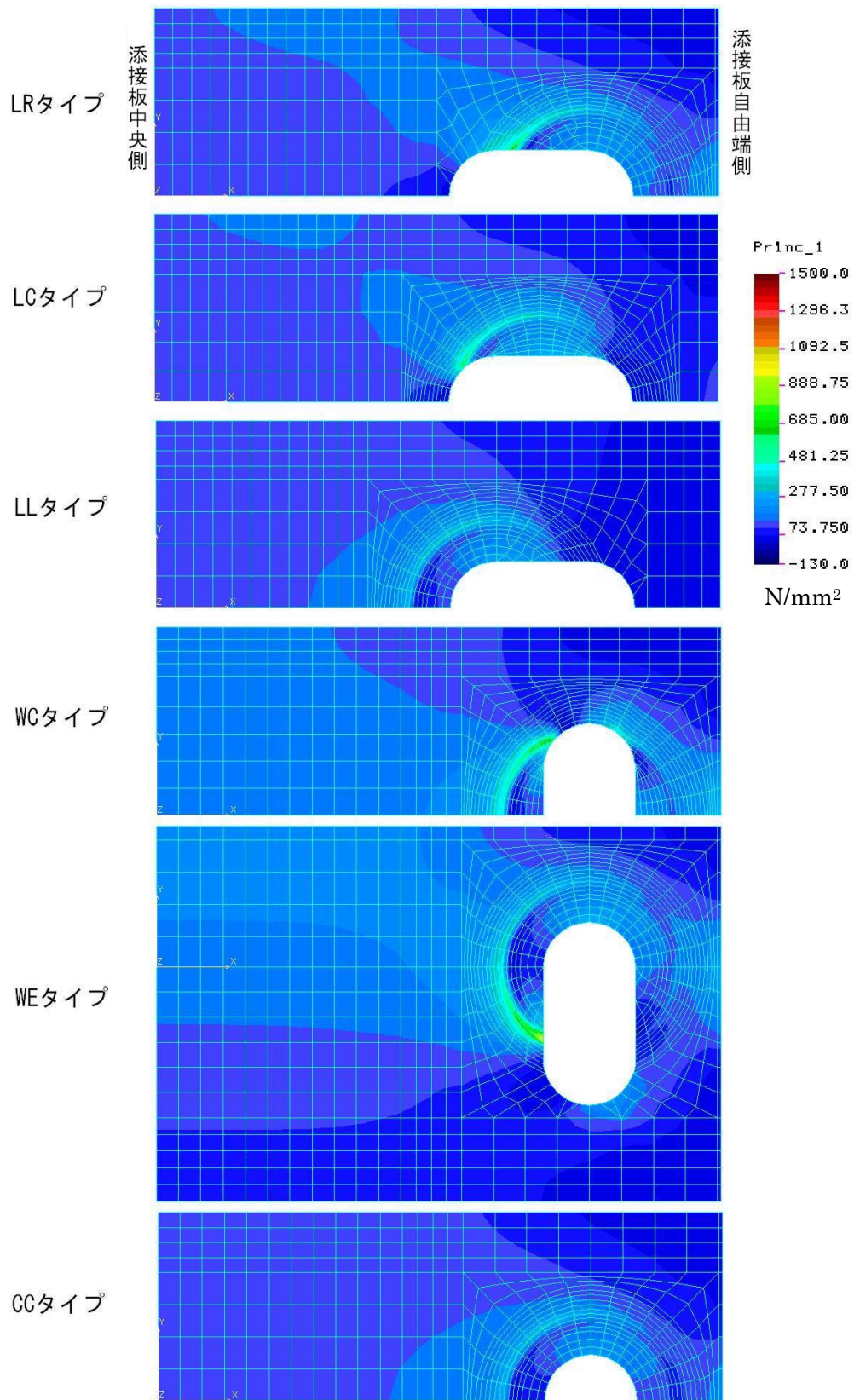
赤：最大値は主板接触面

【Table2.3】 90M-LC-1 の主板接触面の応力

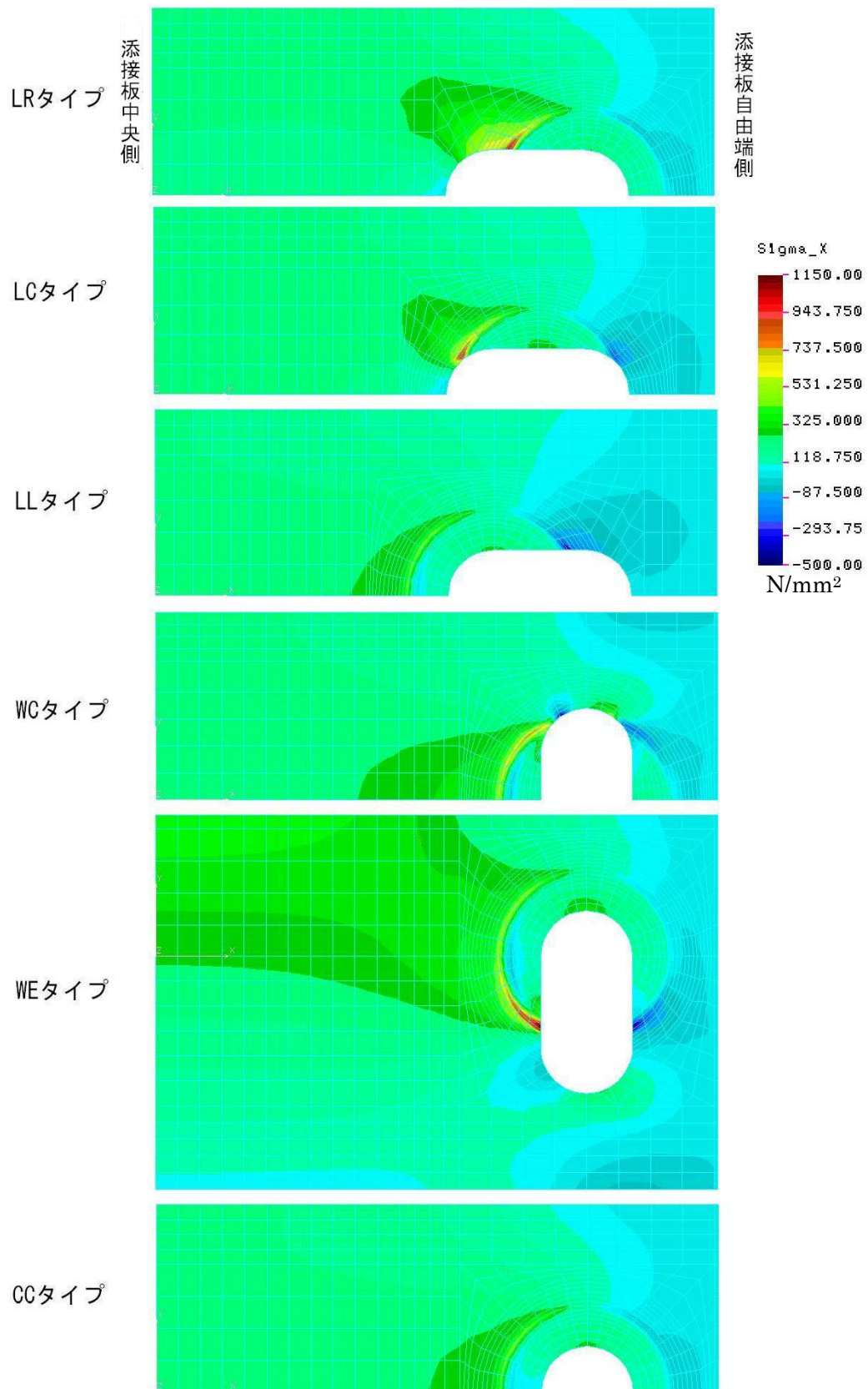
モデルタイプ	応力の種類	値 (N/mm ²)	比率	添接板との比較
LL	最大主応力	494	4.9	1.2
	σ_x	494	4.9	1.3



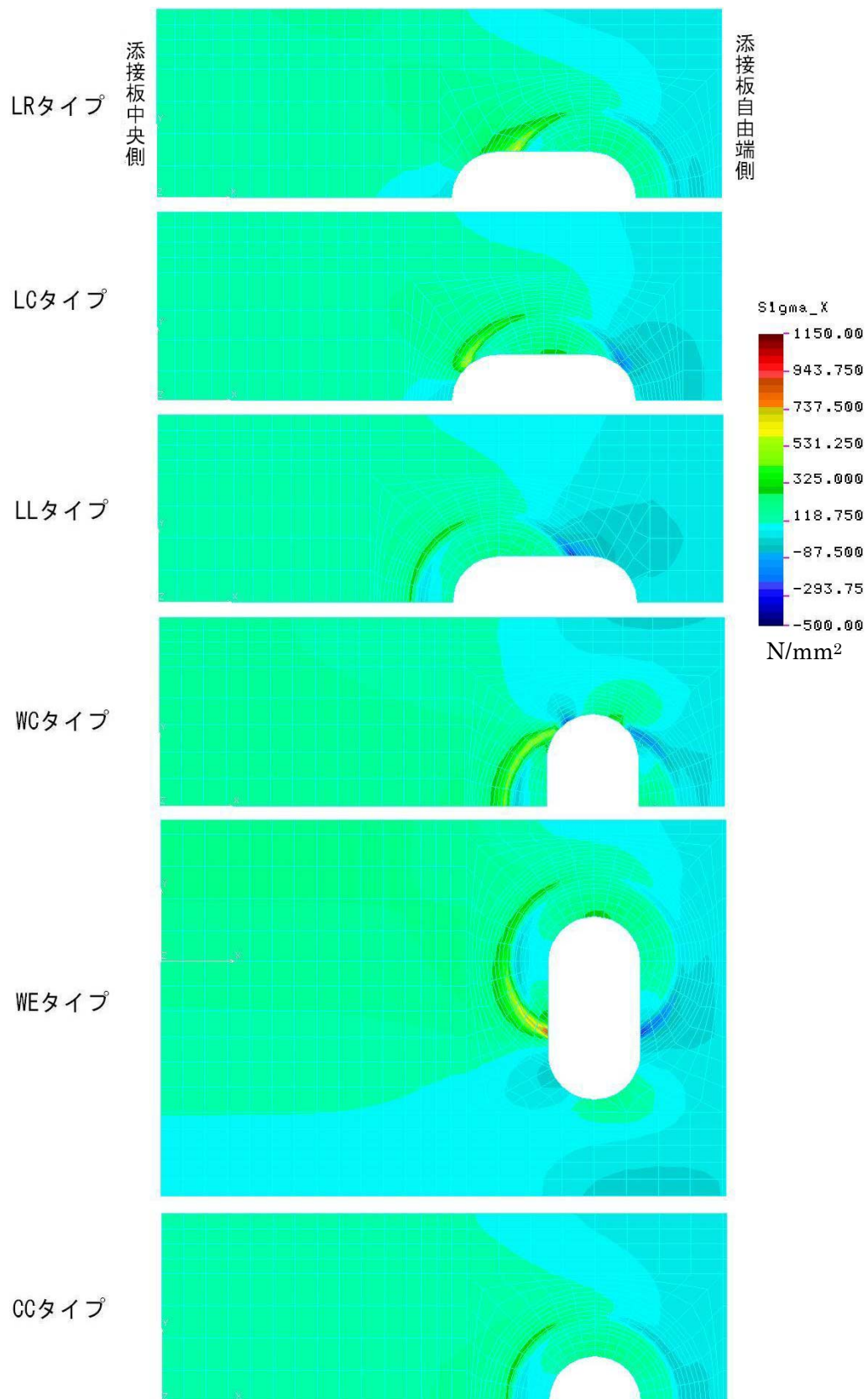
【Fig.2.10】 添接板板厚 4.5mm 接触面の最大主応力分布



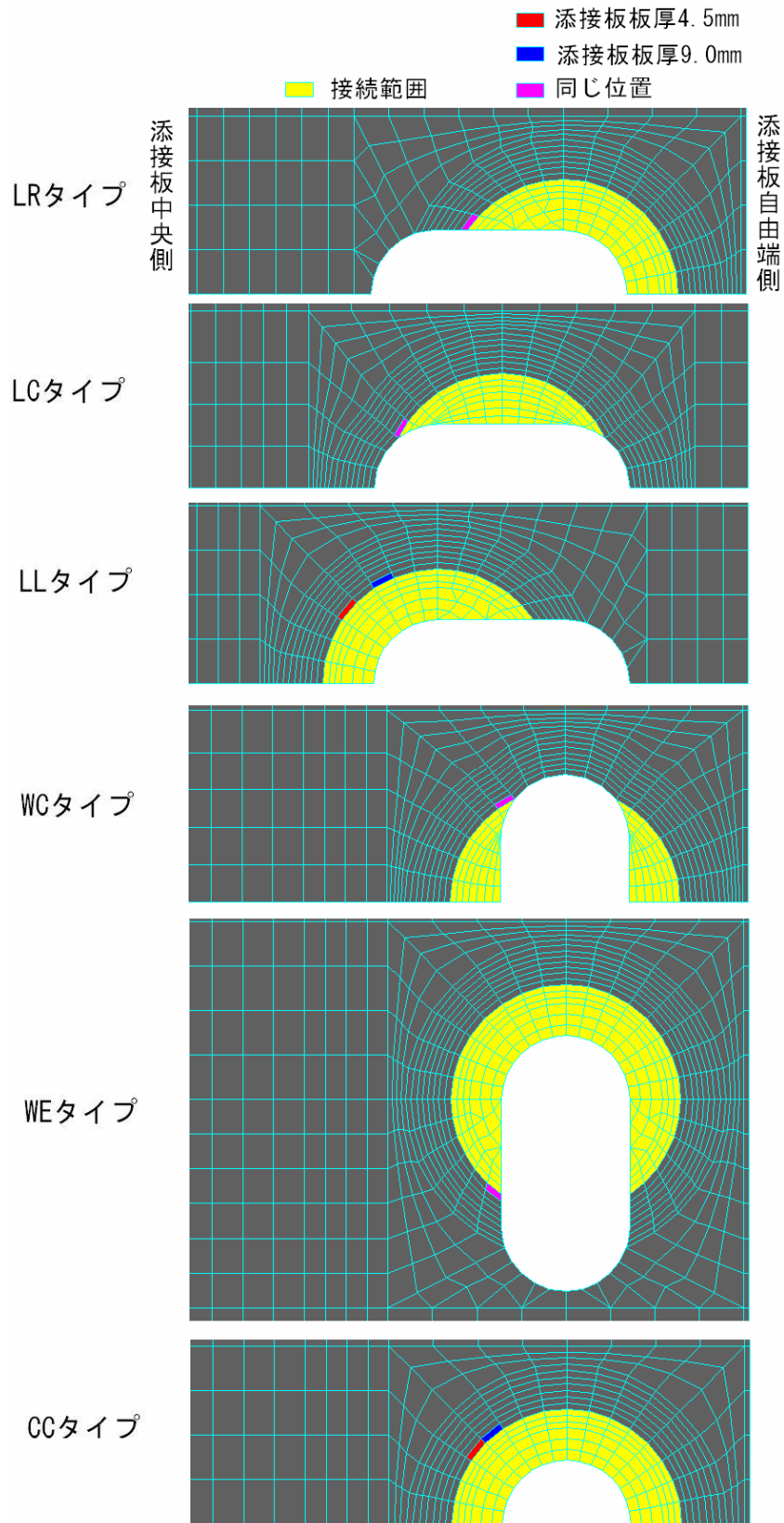
【Fig.2.11】 添接板板厚 9.0mm 接触面の最大主応力分布



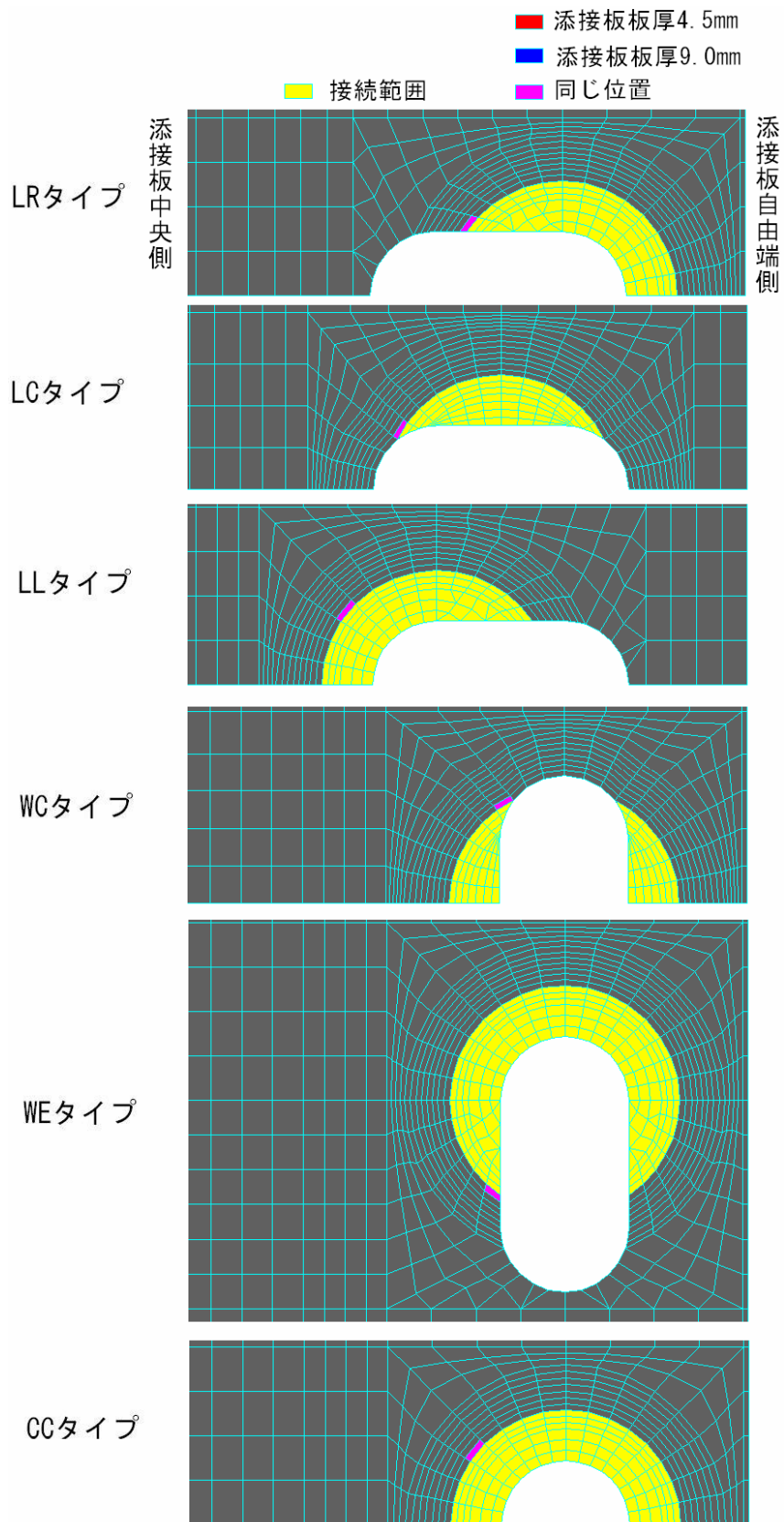
【Fig.2.12】 添接板板厚 4.5mm 接触面の σ_x 分布



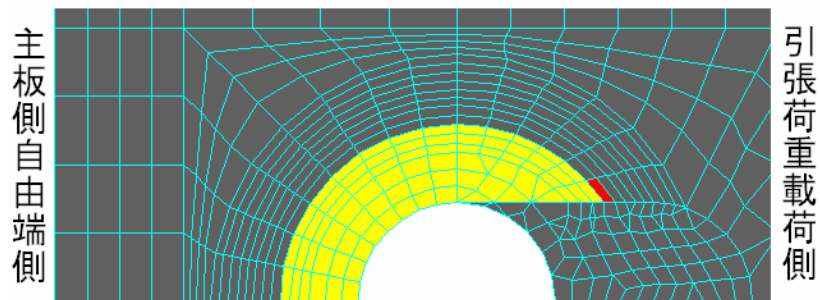
【Fig.2.13】 添接板板厚 9.0mm 接触面の σ_x 分布



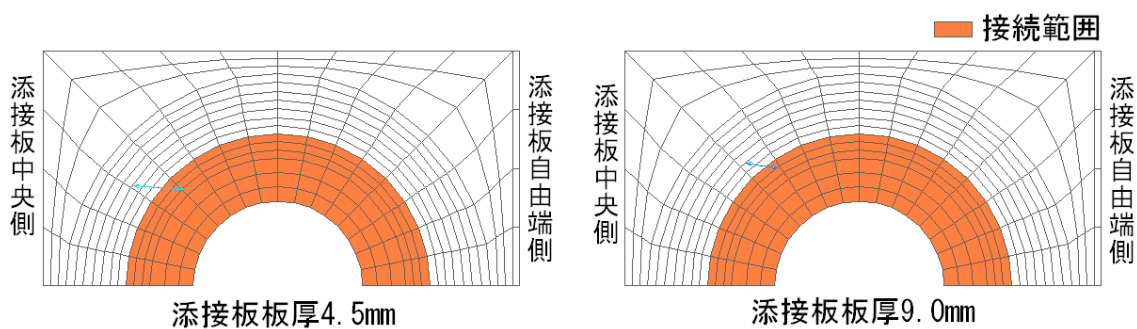
【Fig.2.14】 添接板側最大主応力最大値の発生位置



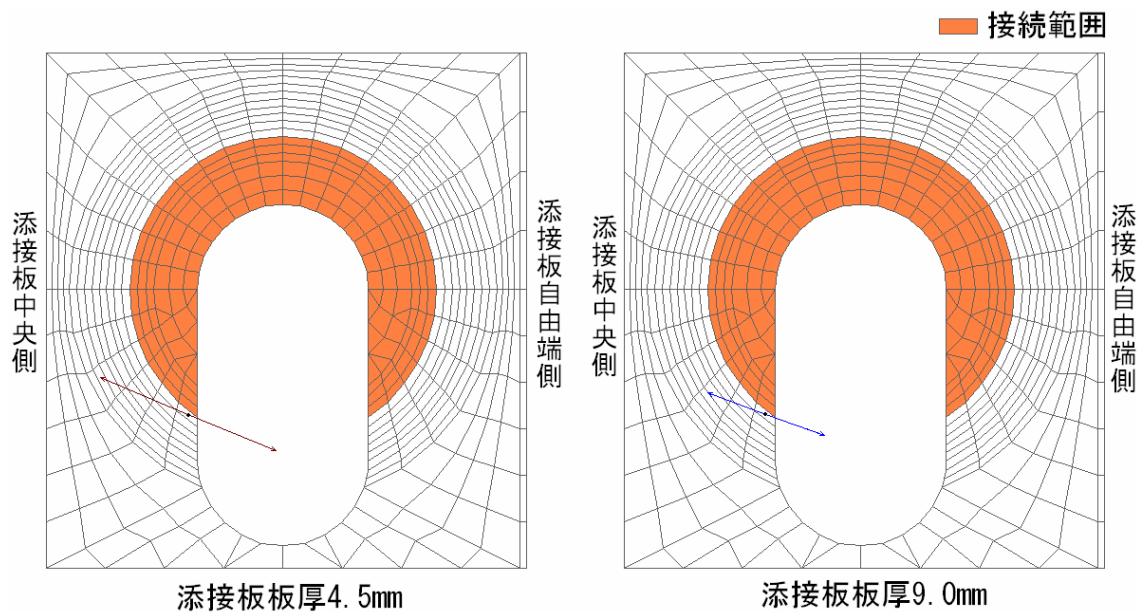
【Fig.2.15】 添接板側軸方向応力最大値の発生位置



【Fig.2.16】 90M-LL-1 最大応力最大値の発生位置



【Fig.2.17】 CC タイプ最大主応力最大値の方向



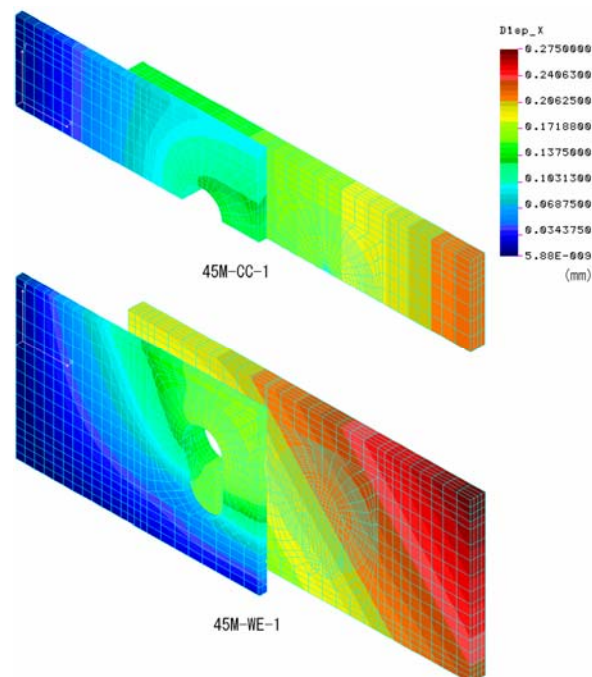
【Fig.2.18】 WE タイプ最大主応力最大値の方向

2.5.2 WEタイプの回転成分の影響

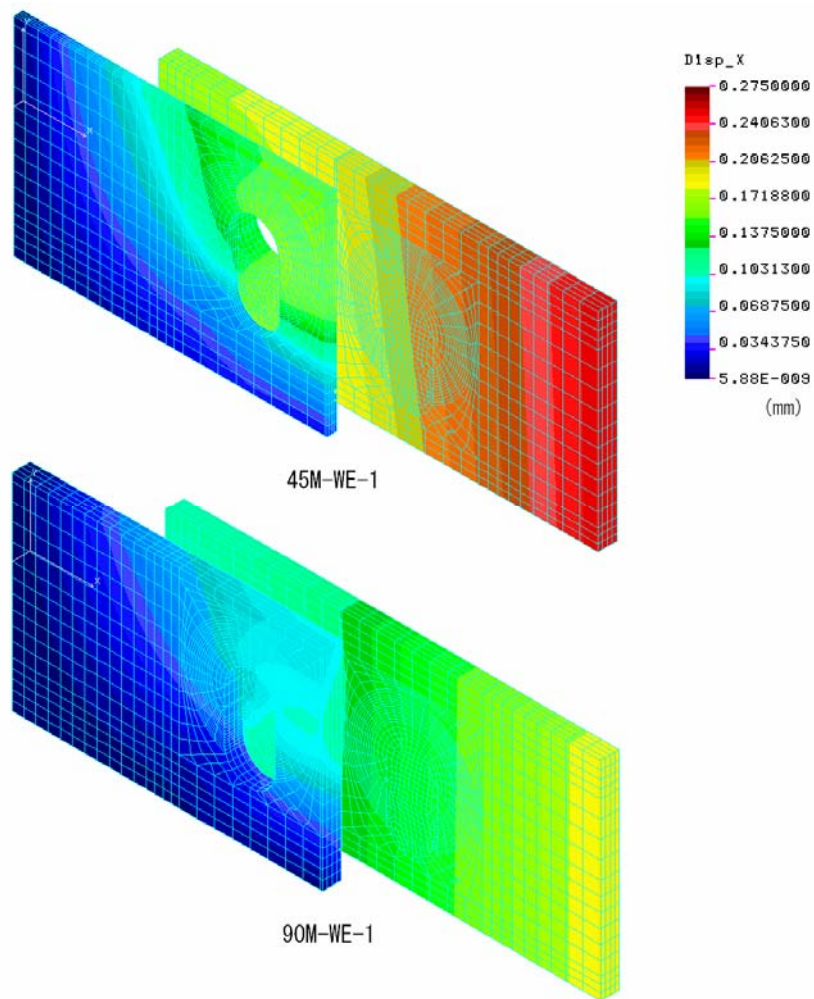
ここでは、WEタイプのZ軸周りの回転の影響が解析上でどのような変化を与えるかを調べる。WEタイプの解析では、添接板と主板の荷重載荷方向の図心軸が板幅方向に若干ずれている。そのため応力を均等に分布させた場合には、主板荷重載荷面が回転変位し端部の断面が荷重方向に対して垂直な面とならないことが考えられる。そこで、既存大型部材同士を接続する場合に近いと考えられる、端面の回転変位を抑制した荷重を仮定し、載荷荷重を強制変位載荷として、端部断面が荷重載荷方向と垂直な面を維持した状態で荷重を載荷することにした。荷重については、応力載荷のときの端部での反力を算出し、その値が強制変位を載荷したときの端部での合計反力と等しくなるように、係数を算出し載荷した。この処理による差は、0.02%程度であった。よって、荷重の大きさによる違いはほとんどないといえる。

【Fig.2.19】に示すように、CCタイプでは主板の荷重載荷部において軸方向変位が均等であるのに対し、WEタイプでは上端自由端側で大きく、下端対称面側が小さくなっている。そこで変位が均等になるように【Fig.2.20】に示すように荷重条件を変更し比較を行った。

しかし、その結果からは、強制変位載荷による違いはほとんど見られなかった【Table2.4】。【Fig.2.21】～【Fig.2.23】の解析結果から応力の最大値が発生する位置と添接板接触面についての分布にも大きな違いが見られなかった。実際の構造でこのような図心線がずれる添接材を用いる場合の荷重には、平行移動と回転移動の変位の両方が加わるため、引張応力載荷時と強制変位載荷時の結果の間に含まれると思われる。ただし、今回の解析結果から荷重載荷方法による違いはほとんどなかった。



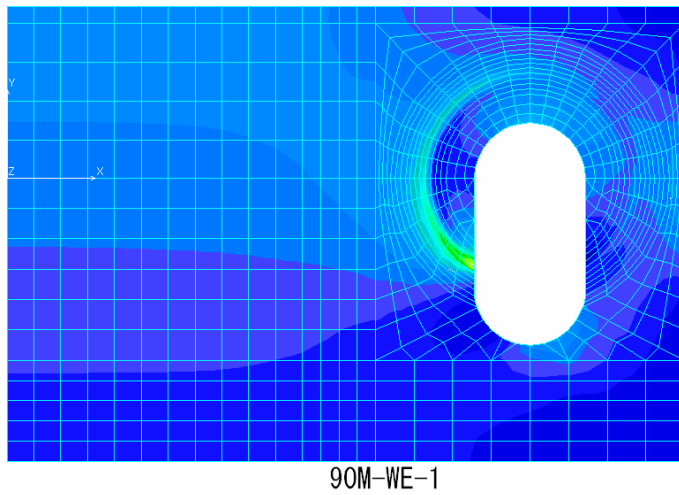
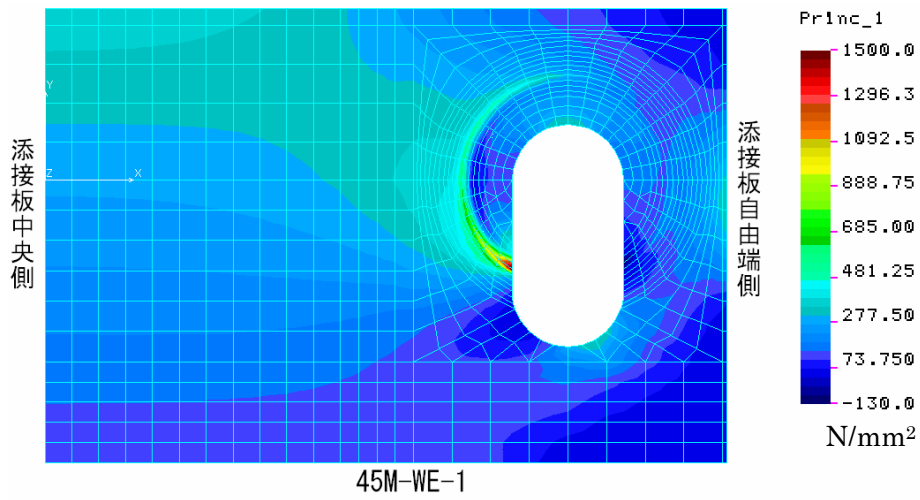
【Fig.2.19】 CCタイプとの比較（X方向変位のコンター表示）



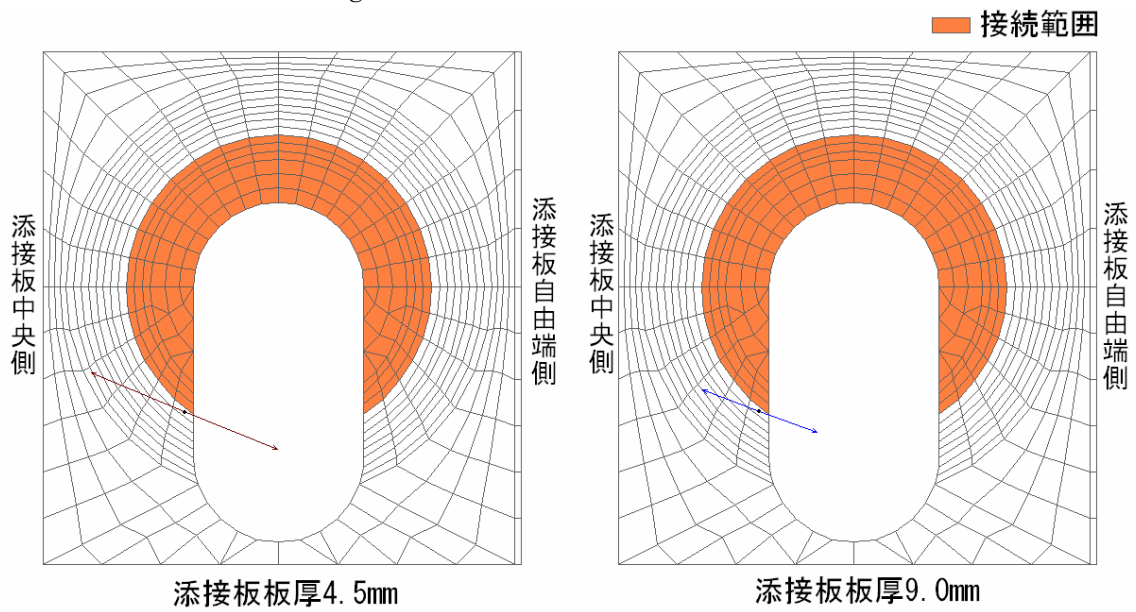
【Fig.2.20】 WE タイプ強制変位モデルの X 方向変位のコンター表示

【Table2.4】 載荷荷重による変化

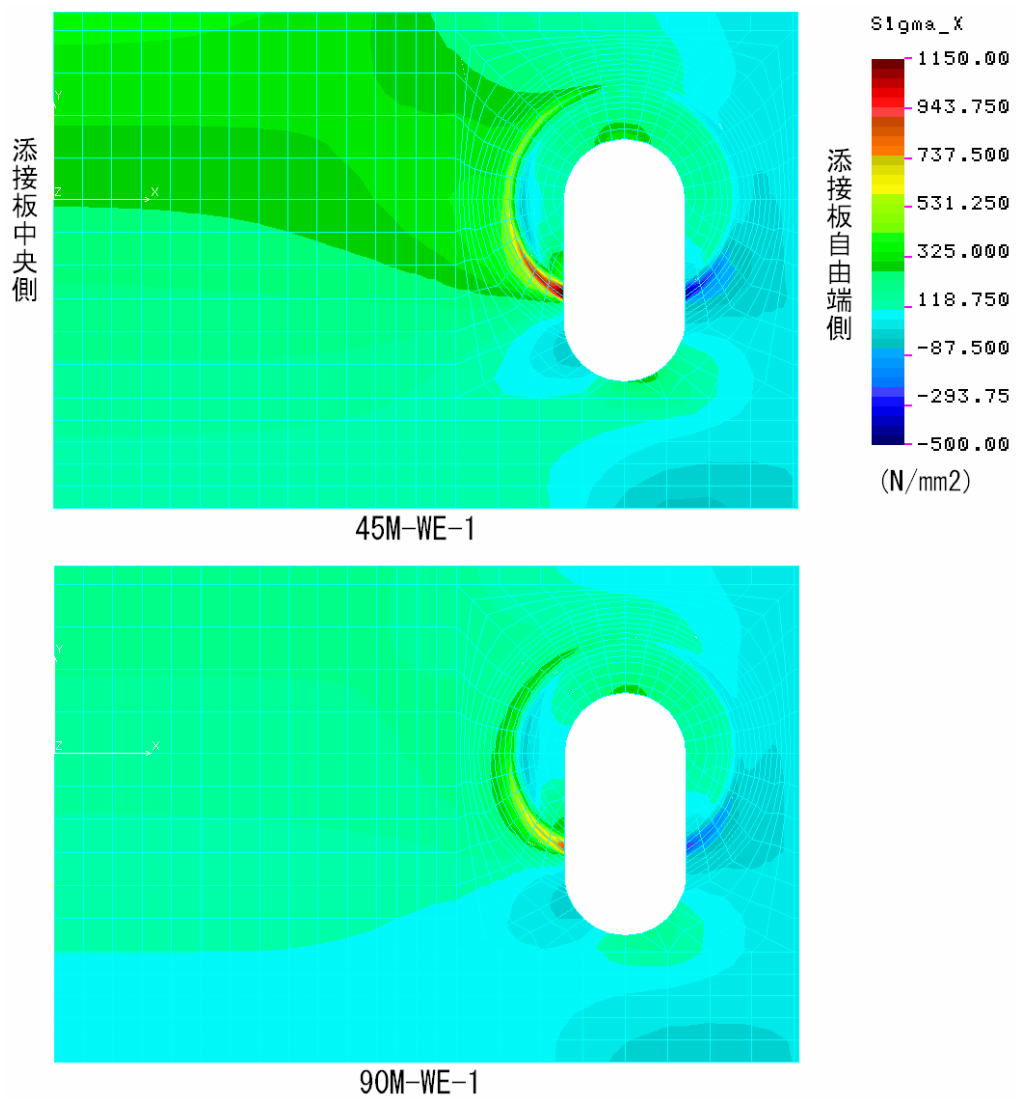
添接板板厚	荷重	σ_x		最大主応力	
		値(N/mm ²)	値/平均応力	値(N/mm ²)	値/平均応力
4.5mm	分布圧力	1872	9.3	2208	11.0
	強制変位	1987	9.9	2346	11.7
9.0mm	分布圧力	1262	12.6	1457	14.5
	強制変位	1251	12.5	1445	14.4



【Fig.2.21】 添接板接触面の最大主応力分布



【Fig.2.22】 最大主応力最大値発生位置と方向



【Fig.2.23】 添接板接触面の軸方向応力分布

2.5.3 擬似要素挿入モデルの比較検討

ここでは【2.5.1】で解析した接点共有モデルにおける解析では、接点の結合により過大な応力値が出ていることが考えられるため添接板と主板の接触面接触面とした座金範囲に擬似的に薄いSOLID要素を挟むことを検討した。擬似要素を挟む場合にその要素のヤング係数が重要となる。添接板や主板と同じ係数とすると接点共有モデルと変化はない。そこでヤング係数を低減させることを考えた。これまで座金と母板（主板）の接触問題を線形解析で取り扱う方法として、擬似要素のヤング係数はそこでの接触圧力に比例すると考え、その比例定数を 12.6 として解析する方法が行われている⁸⁾。本研究では、その研究成果を参考にして、締付け圧力に 12.6 を係数として乗じたヤング係数を擬似要素に採用した。

【Table2.7】、【Table2.8】からすべてのモデルにおいて接点を共有したモデルに比べて応力の最大値が減少した。最大値の位置については、接点共有モデルと同じく主板または添接板の接触面表面で発生していた。最大主応力については接点共有モデルに対して 8～54%減少し、軸方向応力については 8～49%減少していた。すべてのモデルにおいて最大主応力と軸方向応力について変化する割合はほぼ等しかった。LLタイプの添接板板厚 9.0mmについては今回の解析でも主板側接触面で最大となった。発生位置については座金範囲と長孔とによってできる鋭角部であったが、それよりもやや内側に発生することが分かった。それに加え板厚 9.0mmのCCタイプでも最大値が主板側となっている。しかし、このCCタイプは標準孔であること、主板の断面積と添接板の 2 倍の断面積が等しくなることより、応力の流れがほぼ対称になるためである。このことは、【Table2.9】に示す応力の最大値と添接板側と最大値との差が、2種類の応力に共通して約 1.1 倍の変化であることから言える。また最大の応力変化を示したモデルはWEタイプであった。WEタイプについて最大主応力の方向をみると接点共有モデルと比べて載荷荷重方向に変化している【Fig.2.27】。そして、WC、WEタイプについては、座金と長孔によってできる鋭角部で発生していたが最大値が若干内側に発生することが分かった。またLCタイプでは主板と添接板を接続した内側に入り込んでいる【Fig.2.24】、【Fig.2.25】。これらのことは、【Table2.6】に示した擬似要素のヤング係数が主板と添接板のヤング係数 $2.0 \times 10^5 \text{N/mm}^2$ に比べて非常に小さな値となっていることが考えられる。ヤング係数の小さな要素を挟むことによって、接点を共有したモデルに比べ主板から添接板への力の流れる範囲が広がり応力集中が緩和されたといえる。最大主応力最大値を比較すると、接触面積がLC、WCタイプよりも 33% 大きいWEタイプが、最も大きかった。これは長手方向の図心軸がずれることによる曲げ応力が大きく影響していると考えられる。

【Table2.5】 座金と添接板の接触面積

モデルタイプ	接触面積 (mm ²)	標準孔と の比率
CC	1049.1	-
LR,LL,WE	775.1	0.74
LC,WC	518.5	0.49

【Table2.6】 擬似要素のヤング係数

モデルタイプ	擬似要素のヤング係数	2.0×10^5 との比率
LR	3666	0.018
LC	5480	0.027
LL	3666	0.018
WC	5480	0.027
WE	3666	0.018
CC	2708	0.014

単位：N/mm²

【Table2.7】 添接板接触面最大主応力の比較

モデルタイプ	添接板板厚			
	4.5mm		9.0mm	
	値 (N/mm ²)	比率	値 (N/mm ²)	比率
LR	891	4.4	566	5.6
LC	1004	5.0	669	6.7
LL	435	2.2	299	3.0
WC	880	4.4	658	6.6
WE	1014	5.1	749	7.5
CC	420	2.1	270	2.7

赤：最大値は主板接触面

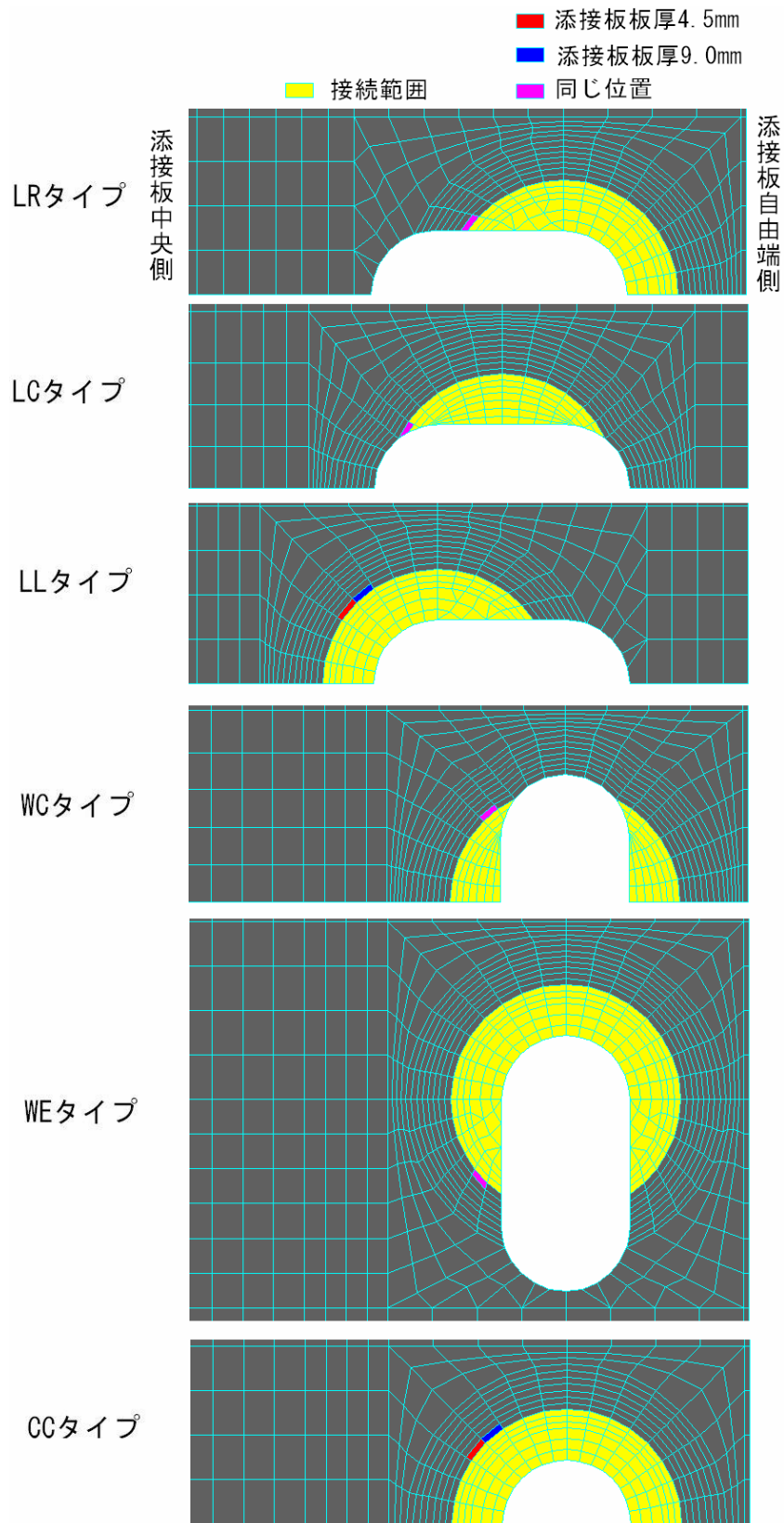
【Table2.8】 添接板接触面軸方向応力の比較

モデルタイプ	添接板板厚			
	4.5mm		9.0mm	
	値 (N/mm ²)	比率	値 (N/mm ²)	比率
LR	886	4.4	559	5.6
LC	1000	5.0	668	6.7
LL	430	2.1	281	2.8
WC	758	3.8	559	5.6
WE	958	4.8	704	7.0
CC	415	2.1	266	2.6

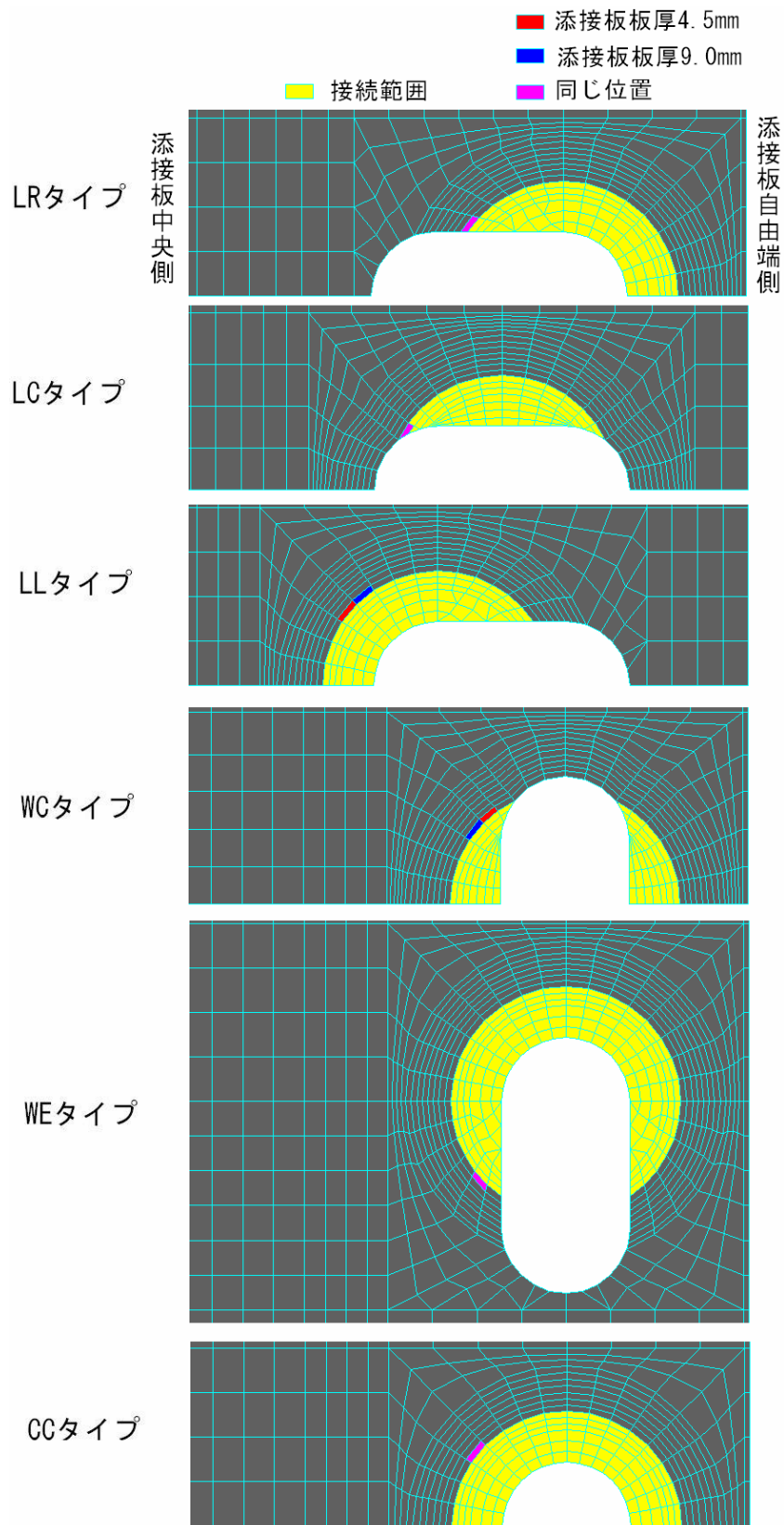
赤：最大値は主板接触面

【Table2.9】 主板接触面最大応力の比較（添接板板厚 9.0mm）

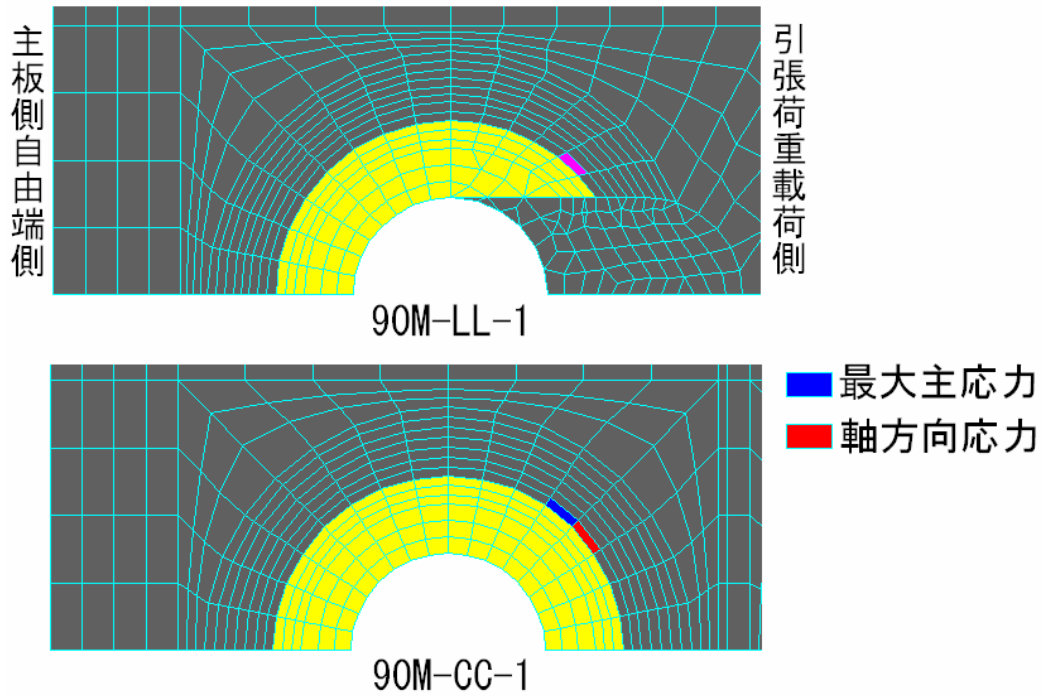
モデルタイプ	応力の種類	値 (N/mm ²)	比率	添接板との比較
LL	最大主応力	366	3.6	1.2
	σ_x	358	3.6	1.3
CC	最大主応力	289	2.9	1.1
	σ_x	284	2.8	1.1



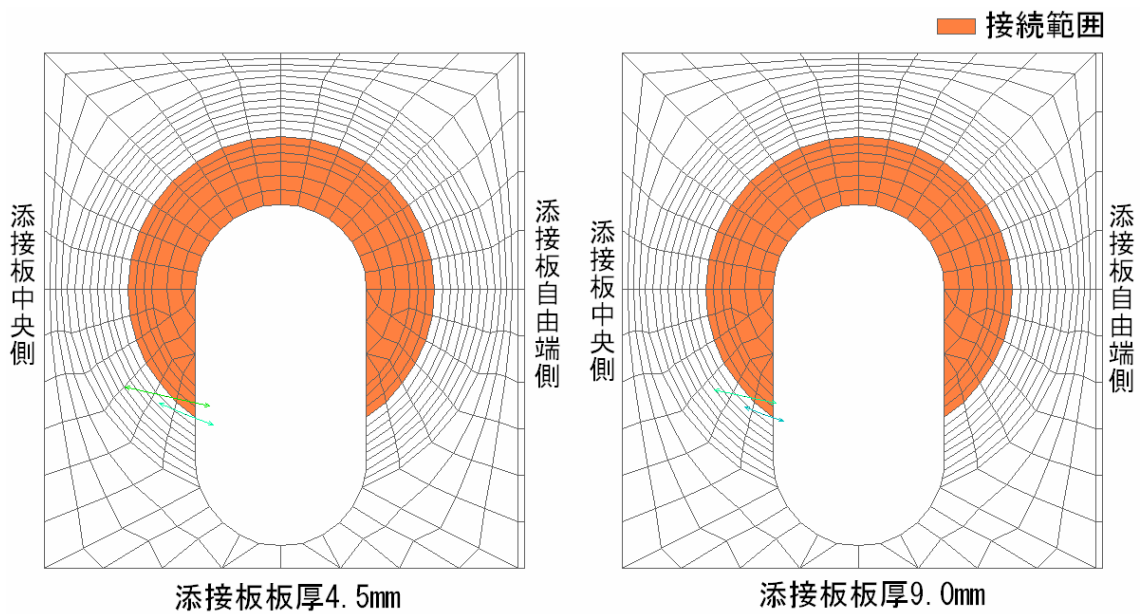
【Fig.2.24】 添接板側最大主応力最大値の発生位置



【Fig.2.25】 添接板側軸方向応力最大値の発生位置



【Fig.2.26】主側接触面の応力最大値の発生位置



【Fig.2.27】最大主応力の位置と方向

2.5.4 滑り荷重と許容力による比較

実際の構造において使用される継手では、滑り耐荷力ではなく安全率を考慮した許容力の範囲内で使われる。また線形解析では摩擦による滑りを考慮できないことから、許容力での検討が必要である。道路橋示方書の規定により M22 の摩擦接合高力ボルトの許容力は 1 ボルト 1 摩擦面あたり 48kN と記されている。今回は、計算の都合上 1.25%増しの 48.6kNとして解析を行うこととする。

【Table2.7】と【Table2.10】、【Table2.8】【Table2.11】を比較するとすべてのモデルにおいて、公称応力に対する比率がすべり荷重より増加していた。最大主応力では、すべり荷重載荷時と比べて 1.1~1.3 倍、軸方向応力では 1.1~1.2 倍と全体的に高めの値となった。ここでの解析では添接板板厚 4.5mm の LC タイプで最も高い応力が発生していた。これは添接板と主板の接続部にヤング係数を低減させた要素を挟むことによって、荷重が大きくなるに伴い変形が大きくなり、応力を伝達する箇所が多少広がったためであると考えられる。また最大値は、ほとんどのモデルにおいてすべり荷重載荷時と同じ添接板接触面で発生していた。添接板接触面の最大応力の発生位置についても【Fig.2.28】、【Fig.2.29】からすべり荷重載荷時とほぼ同じ位置であった。板厚の変化については、添接板板厚を 9.0mm から 4.5mm に 1.2~1.6 倍に増加し、軸方向応力でも 1.3~1.6 倍と同等の割合で変化している。板厚 9.0mm の LL、CC タイプでは【Table2.12】に示す添接板側最大値との比較より対称性があるため主板側接触面で最大値が発生している。【Fig.2.36】には主板と添接板の板表面と主板対称面のボルト周りの応力分布を表している。左側が最大主応力、右側が軸方向応力であり、上 2 つが添接板、その下が主板接触面であり、一番下が主板対称面を表している。この分布図を見ると、主板側では最大主応力と軸方向応力の分布が良く似ているため軸方向応力が卓越していることが分かる。今回の解析では降伏についての検討は行っていないが、今後、構造物の設計に活かしていくためには摩擦接合継手の限界状態として摩擦面の滑りと部材の降伏のどちらが先行して破壊が起こるか検討していく必要がある。

【Table2.10】 添接板接触面最大主応力の比較

モデルタイプ	添接板板厚			
	4.5mm		9.0mm	
	値 (N/mm ²)	比率	値 (N/mm ²)	比率
LR	492	4.6	325	6.0
LC	582	5.4	434	8.0
LL	257	2.4	184	3.4
WC	535	5.0	443	8.2
WE	575	5.3	435	8.1
CC	243	2.3	162	3.0

赤：最大値は主板接触面

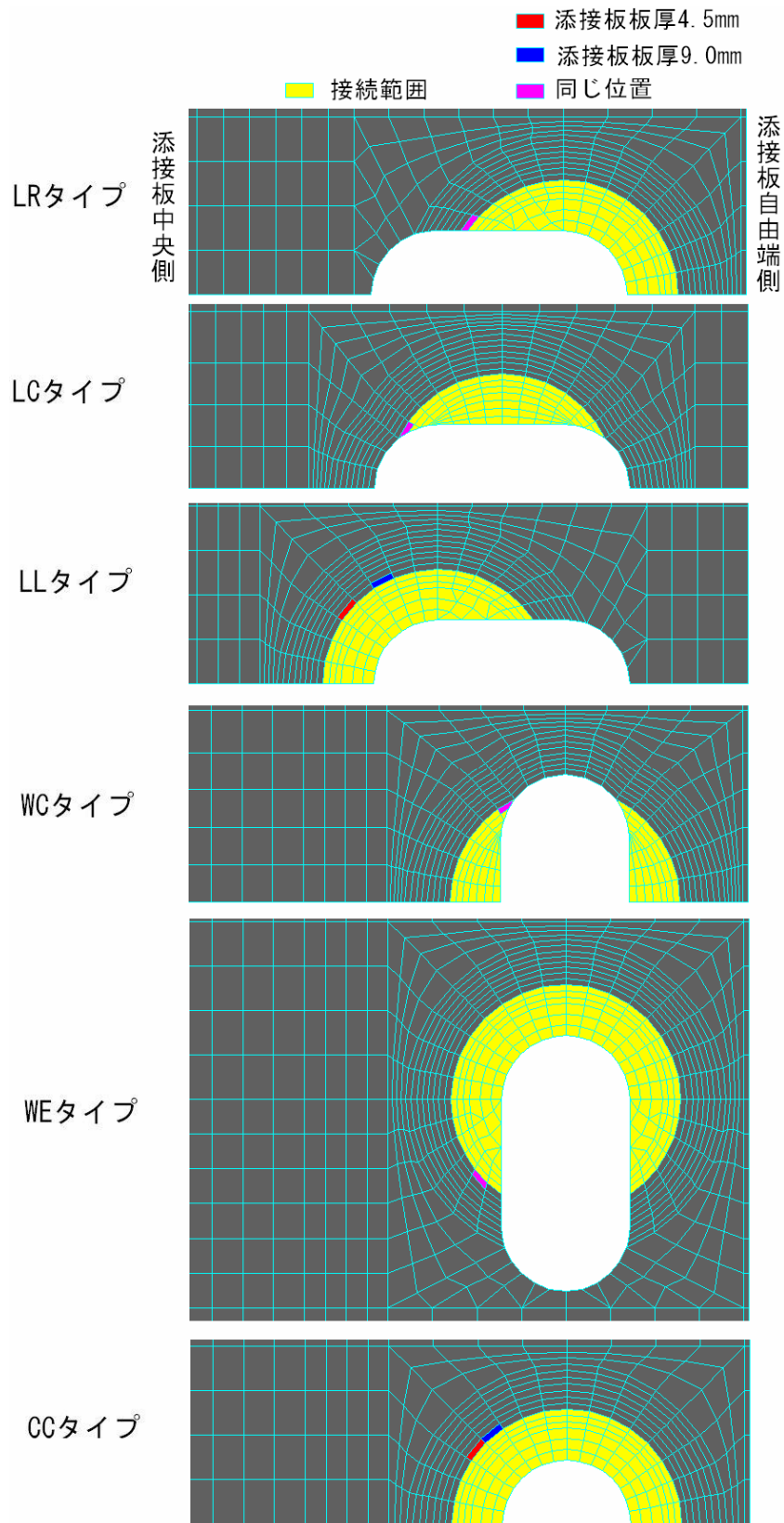
【Table2.11】 添接板接触面軸方向応力の比較

モデルタイプ	添接板板厚			
	4.5mm		9.0mm	
	値 (N/mm ²)	比率	値 (N/mm ²)	比率
LR	488	4.5	318	5.9
LC	581	5.4	416	7.7
LL	254	2.4	176	3.3
WC	441	4.1	330	6.1
WE	545	5.0	411	7.6
CC	240	2.2	159	2.9

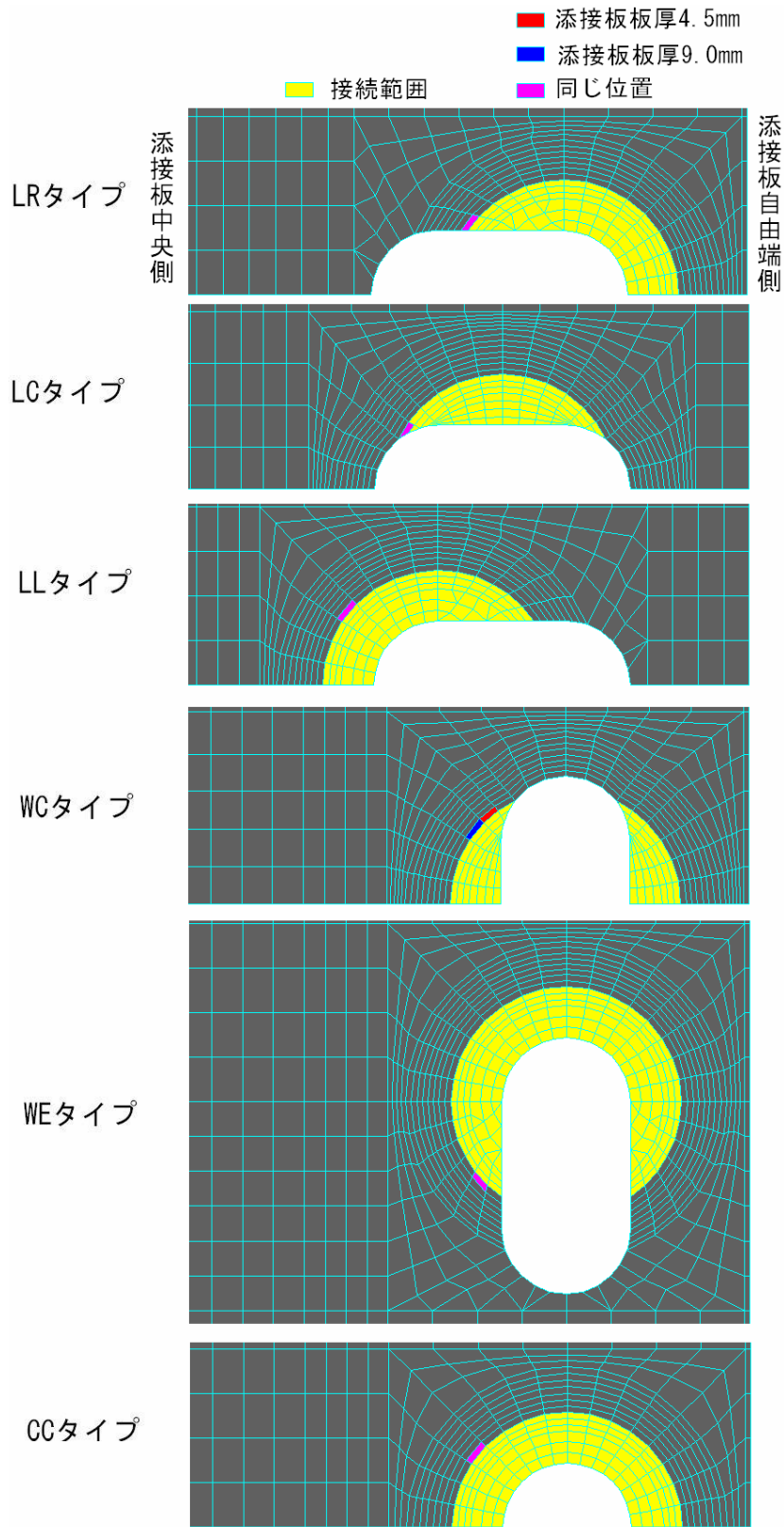
赤：最大値は主板接触面

【Table2.12】 主板側応力の最大値（添接板板厚 9.0mm）

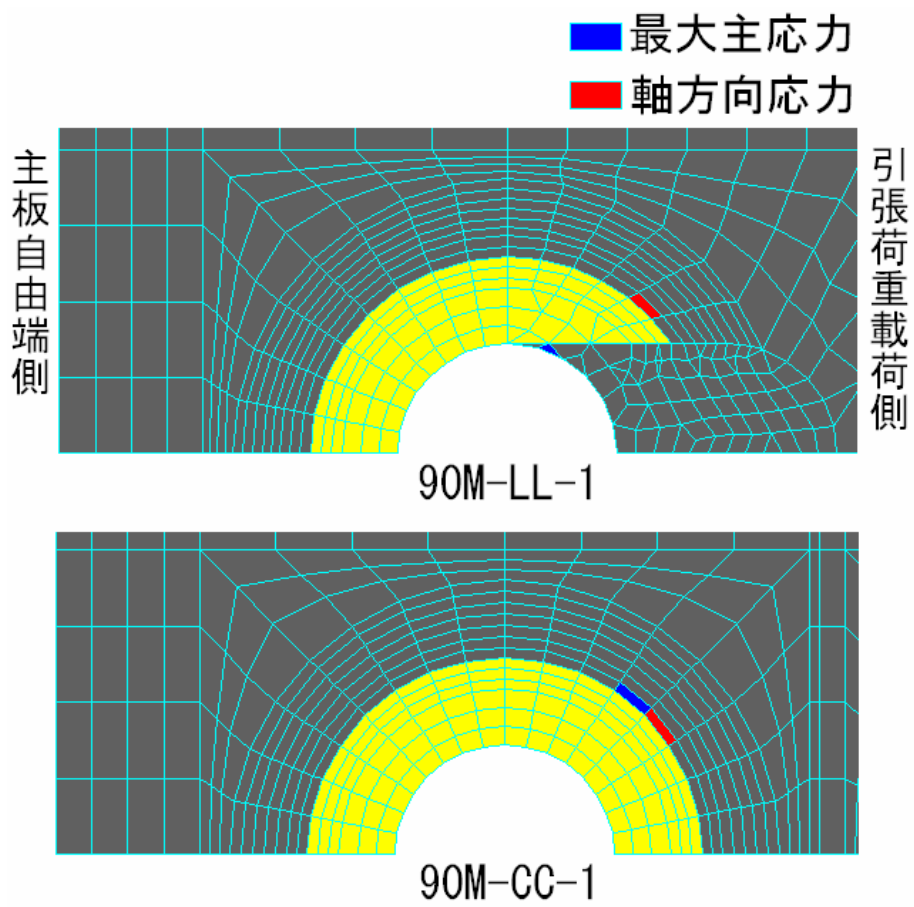
モデルタイプ	応力の種類	値 (N/mm ²)	比率	添接板との比較
LL	最大主応力	200	3.7	1.1
	σ_x	192	3.6	1.1
CC	最大主応力	166	3.1	1.0
	σ_x	162	3.0	1.0



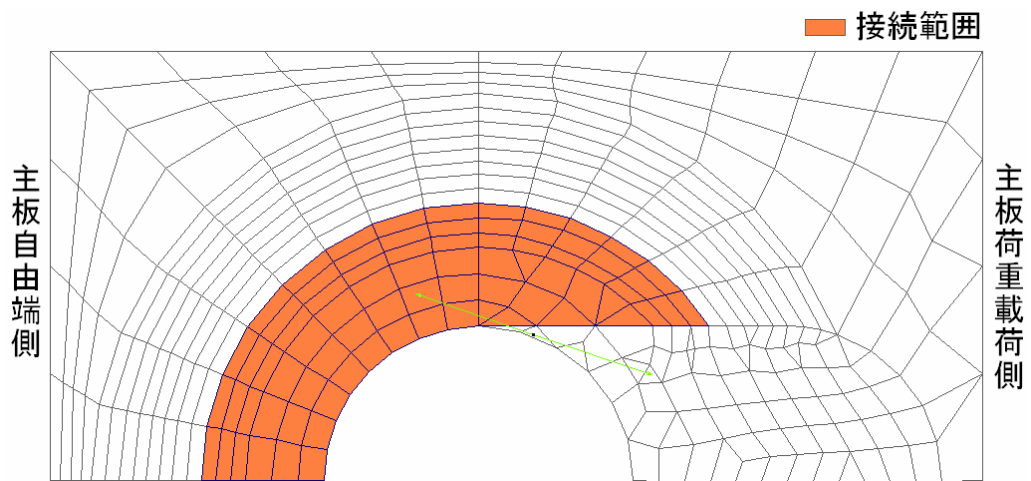
【Fig.2.28】 添接板側最大主応力最大値の発生位置



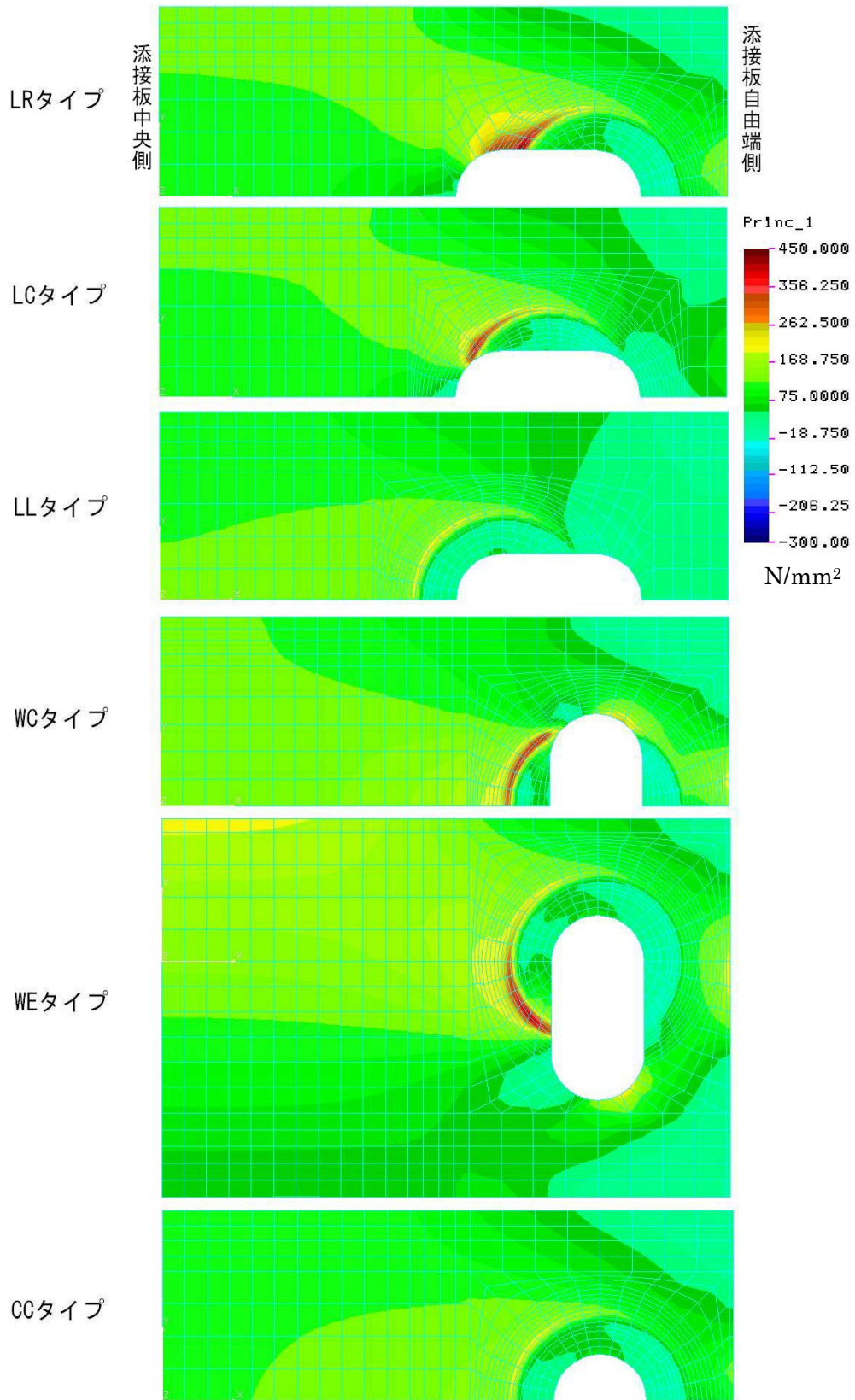
【Fig.2.29】 添接板側軸方向応力最大値の発生位置



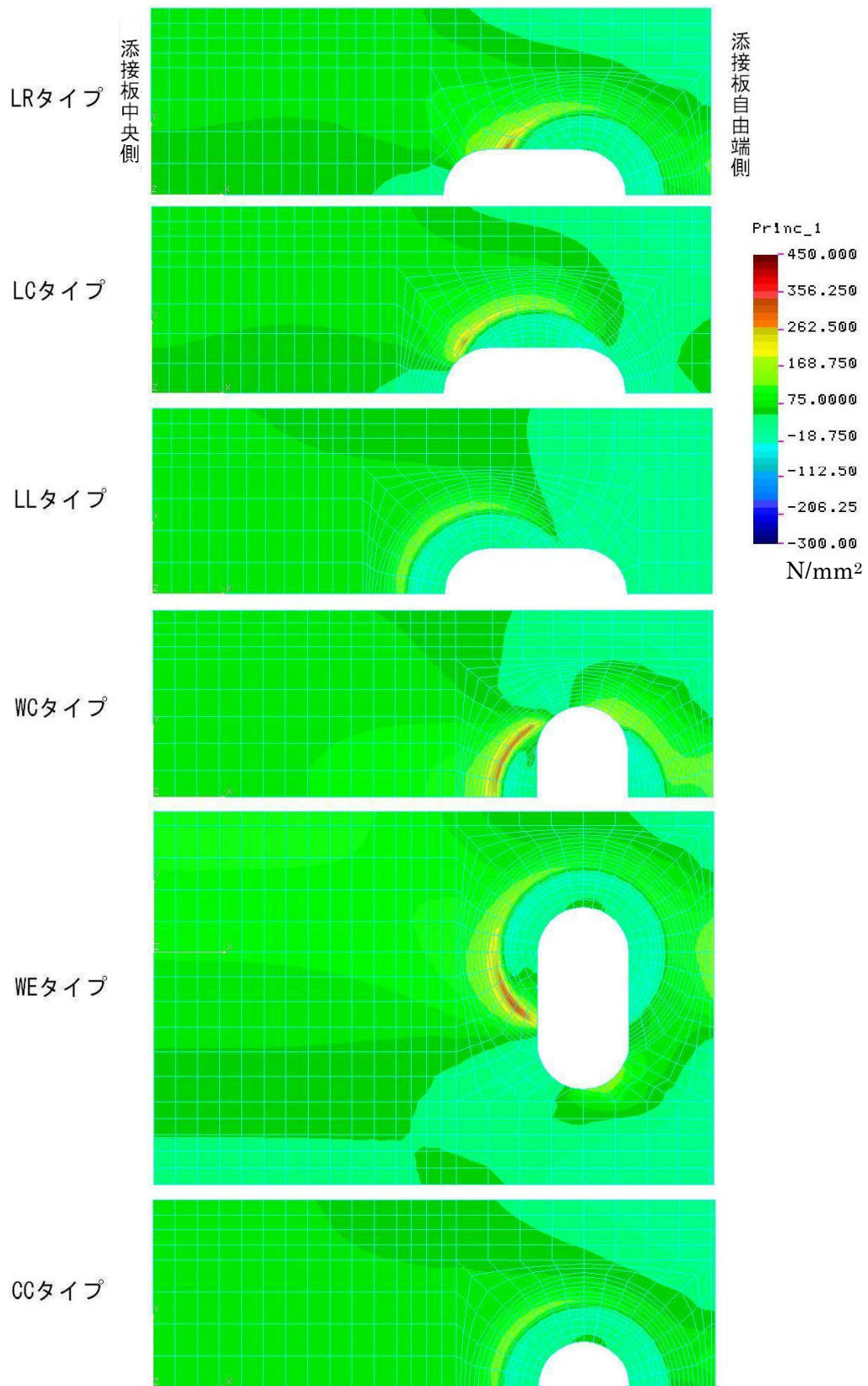
【Fig.2.30】 主板側接触面で最大となる応力値の発生位置



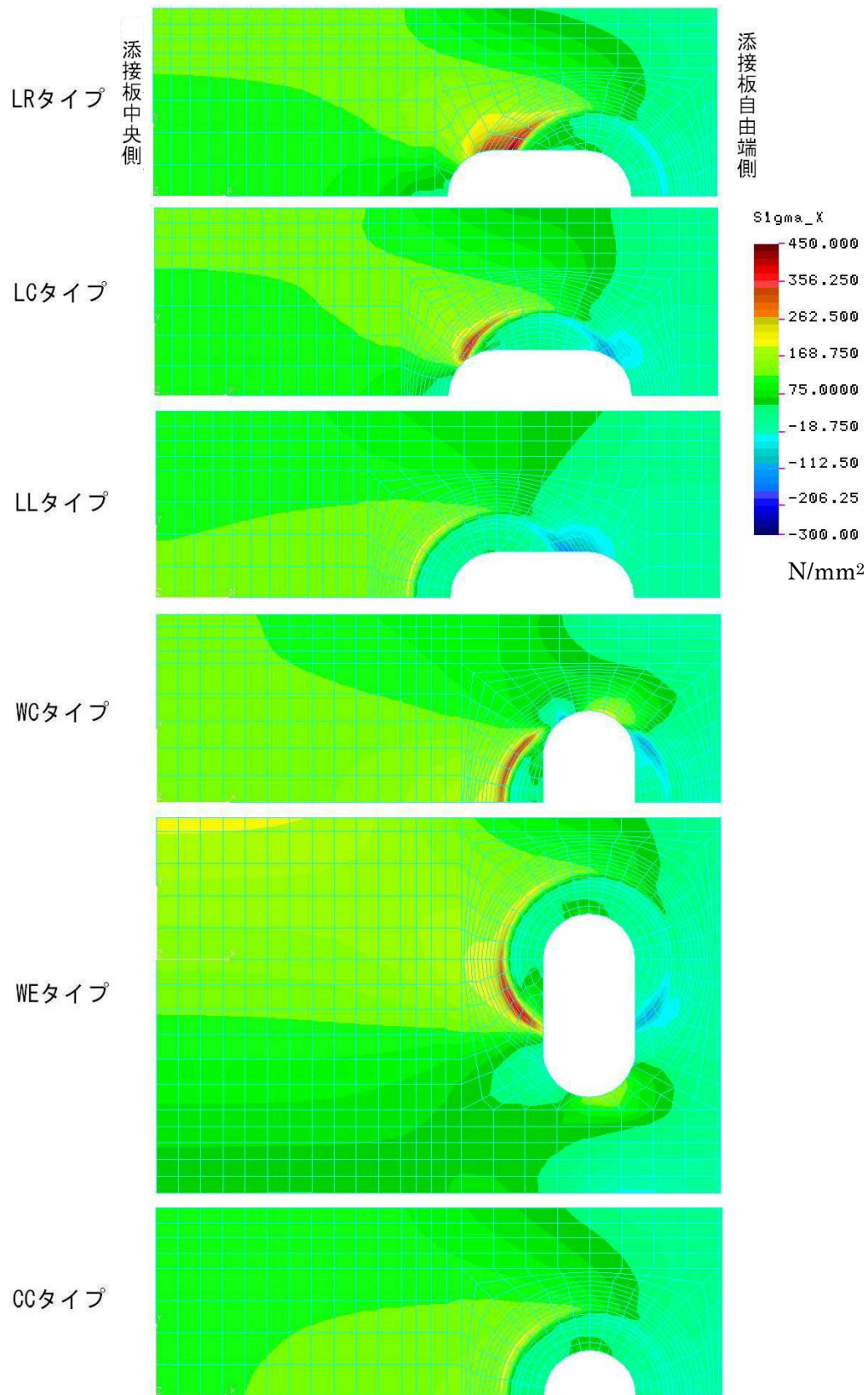
【Fig.2.31】 主板側接触面での最大主応力最大値の方向 (LC タイプ)



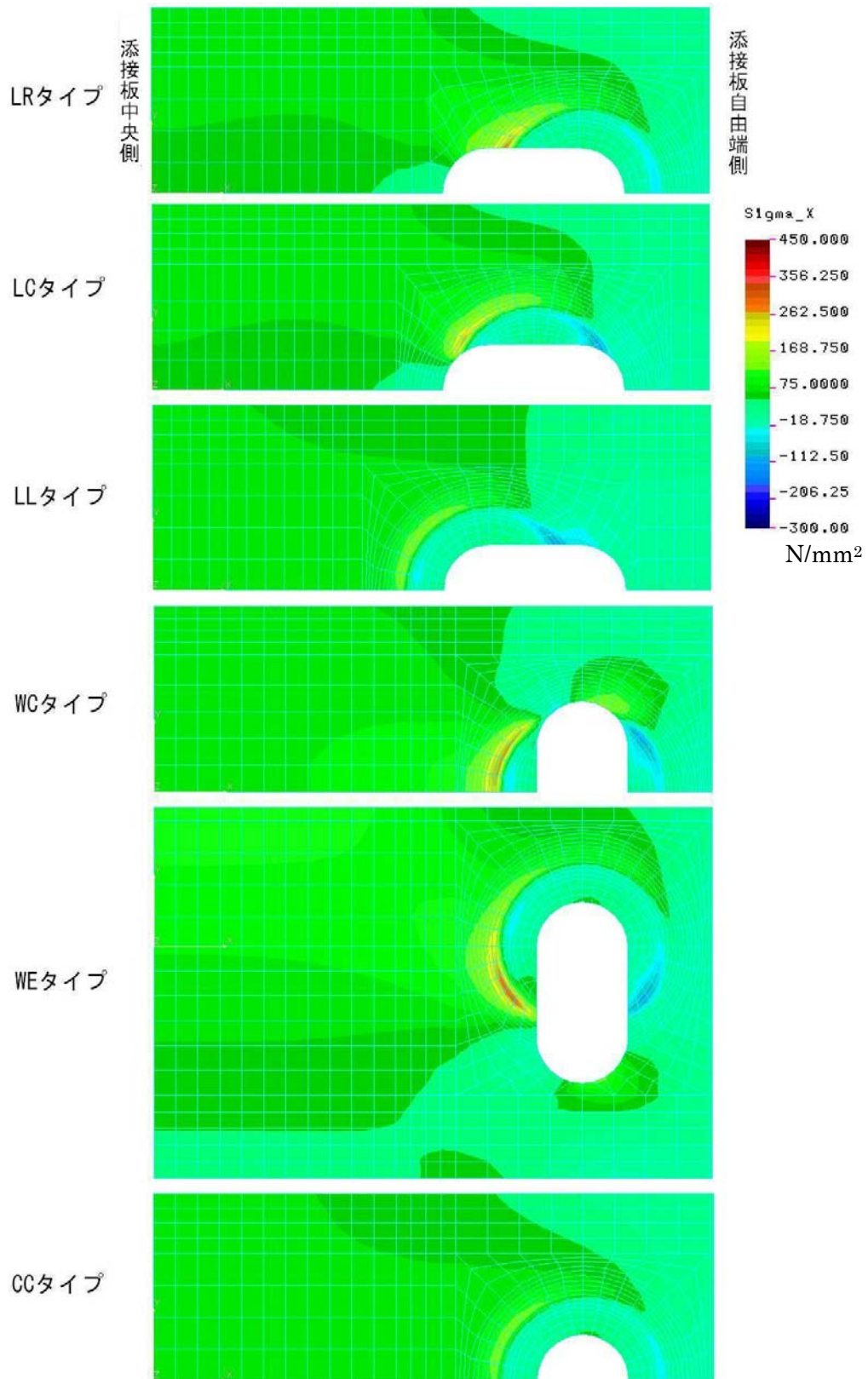
【Fig.2.32】板厚 4.5mm 添接板接触面の最大主応力分布



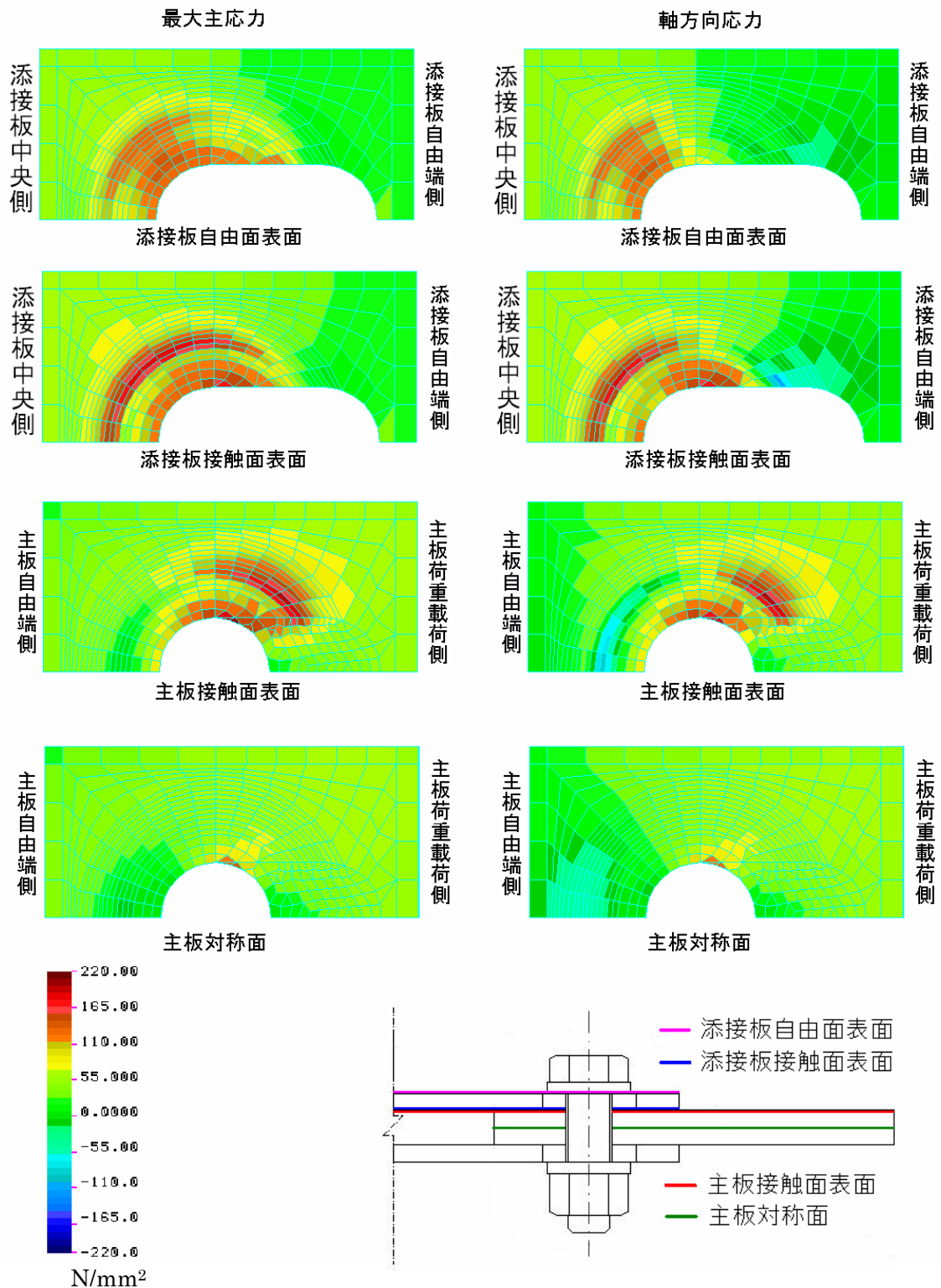
【Fig.2.33】板厚 9.0mm 添接板接触面の最大主応力分布



【Fig.2.34】板厚 4.5mm 添接板接触面の軸方向応力分布



【Fig.2.35】板厚 9.0mm 添接板接触面の軸方向応力分布



【Fig.2.36】90M-LL-1 ボルト周りの応力分布の断面図

2.5.5 線形解析と非線形解析の比較

摩擦接合継手の滑り耐力までの解析を行うためには、GAP 摩擦要素を用いた非線形解析が有効であるが、数値計算が収束しないことが多々あり、全てのモデルについて解析することが困難であった。そこで、解析が可能であったいくつかのモデルにおいて、実際に使用される許容力相当の荷重が載荷された場合での線形解析との比較を行った。

比較結果を【Table2.13】に示す。①は接点を共有したモデル、②の擬似要素を挿入したモデルでいずれも線形解析である。後者②の方が③の GAP 摩擦要素を用いた非線形解析モデルと比較して近い値を示していることが分かった。ただし、LC タイプについては①の解析のほうが近い値を示していた。摩擦接合継手は摩擦力により力を伝達する構造になっているため、応力性状は GAP 摩擦要素を用いた幾何学的非線形解析に近いと思われる。そして、実際には、主板と添接板が完全に繋がっている線形解析①と滑り荷重に達すると完全に滑ってしまう非線形解析③の間に収まると考えられる。

解析結果より、非線形解析が可能であった【Table2.13】に示すモデルについて最大応力の発生位置は、すべて添接板接触面のボルト締付力付近であった。【Fig.2.37】、【Fig.2.38】より、一例として LR タイプの応力分布をみると、①と②では応力集中の位置に違いはあるが②の方が③の非線形解析と似ていると思われる。非線形解析では線形解析と比べて、応力が集中する箇所が座金範囲の接触領域の内側に入り込んでいることがわかる。また【Fig.2.39】からも、最大値の発生位置が座金範囲領域の内側にあることが分かった。これは、非線形解析では滑りが考慮されているためである。摩擦力はボルト締付け力が加わる外側の位置から滑りに達していく。そのため、添接板対称面側の座金範囲領域の外側にあたる部分では、すでに滑りに達しているため応力集中箇所が荷重の増加とともに座金範囲領域の内側が入り込んできたと考えられる。

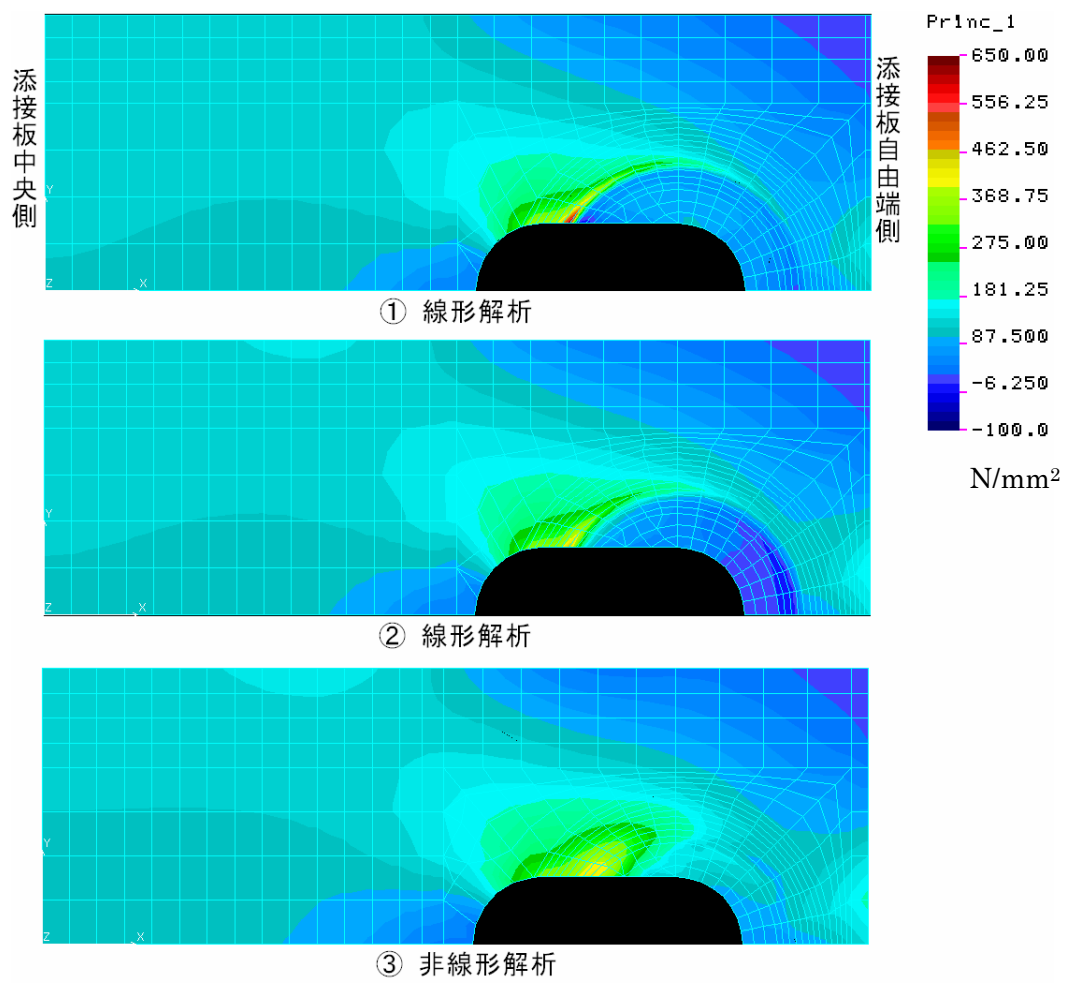
【Table2.13】 非線形解析との比較

モデル名	応力の種類	①線形解析 (N/mm ²)	②線形解析 (N/mm ²)	③非線形解析 (N/mm ²)	①/③	②/③
45M-LR-1	最大主応力	684	492	475	1.4	1.0
	σ_x	679	488	459	1.5	1.1
45M-LC-1	最大主応力	677	582	734	0.9	0.8
	σ_x	677	581	731	0.9	0.8
45M-LL-1	最大主応力	345	257	257	1.3	1.0
	σ_x	343	254	248	1.4	1.0
45M-CC-1	最大主応力	339	243	248	1.4	1.0
	σ_x	337	240	244	1.4	1.0

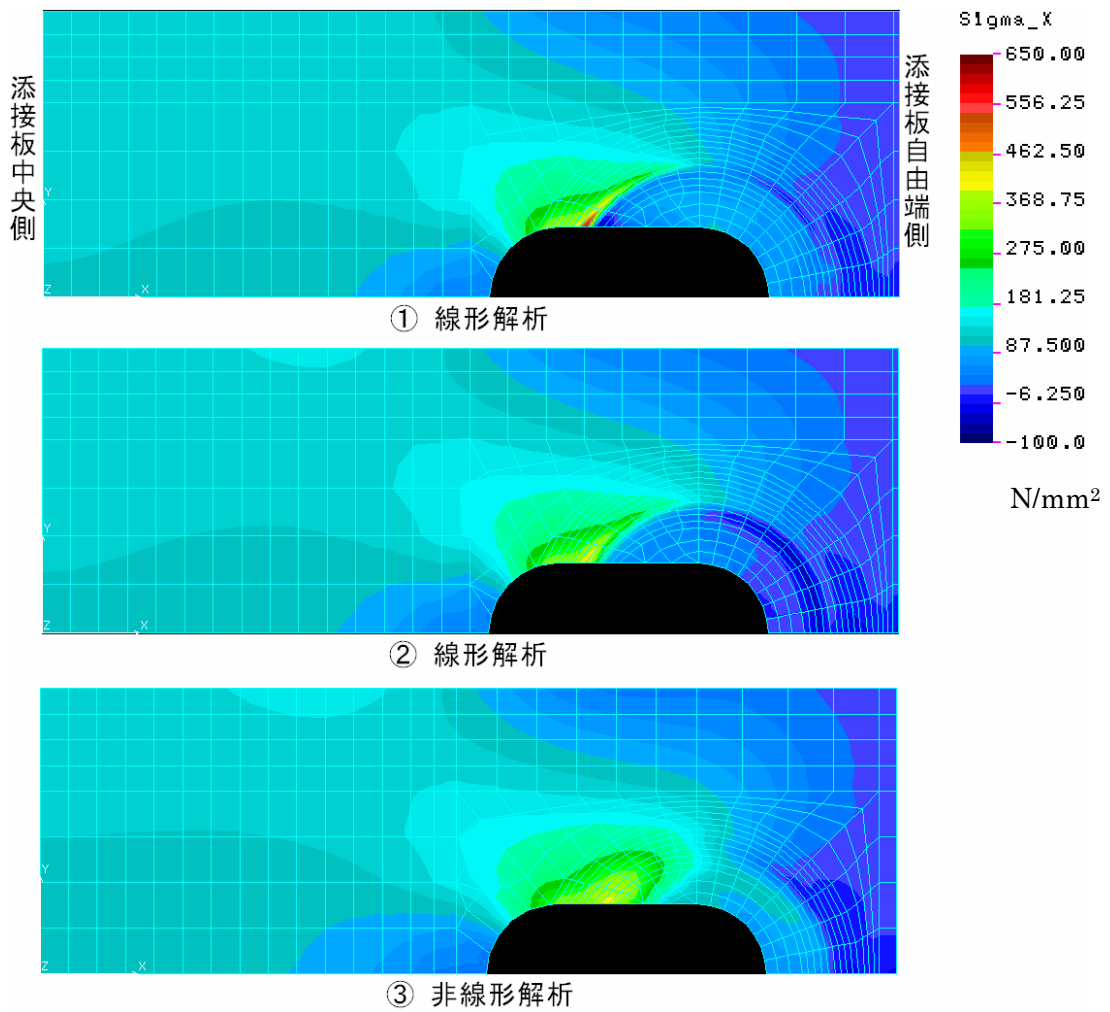
①：接点共有モデル

②：擬似要素挿入モデル

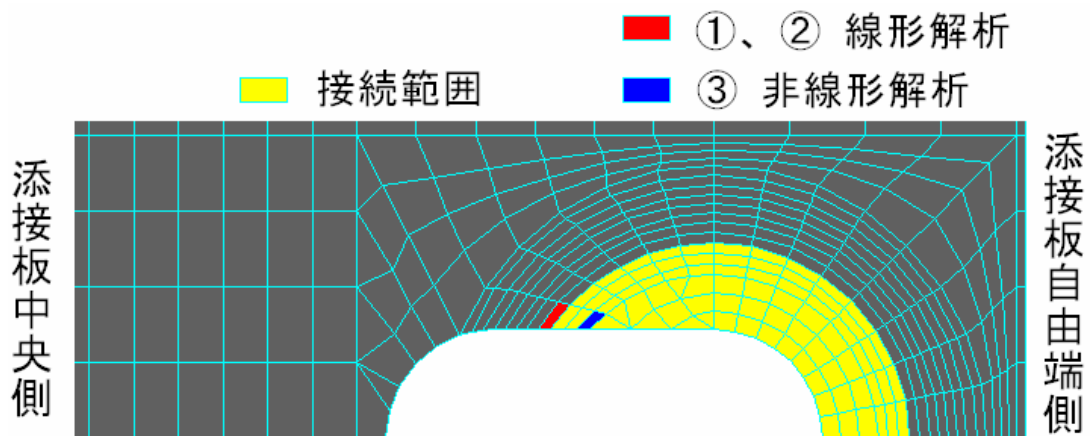
③：GAP 摩擦要素使用モデル



【Fig.2.37】 最大主応力分布の比較



【Fig.2.38】 軸方向応力分布の比較



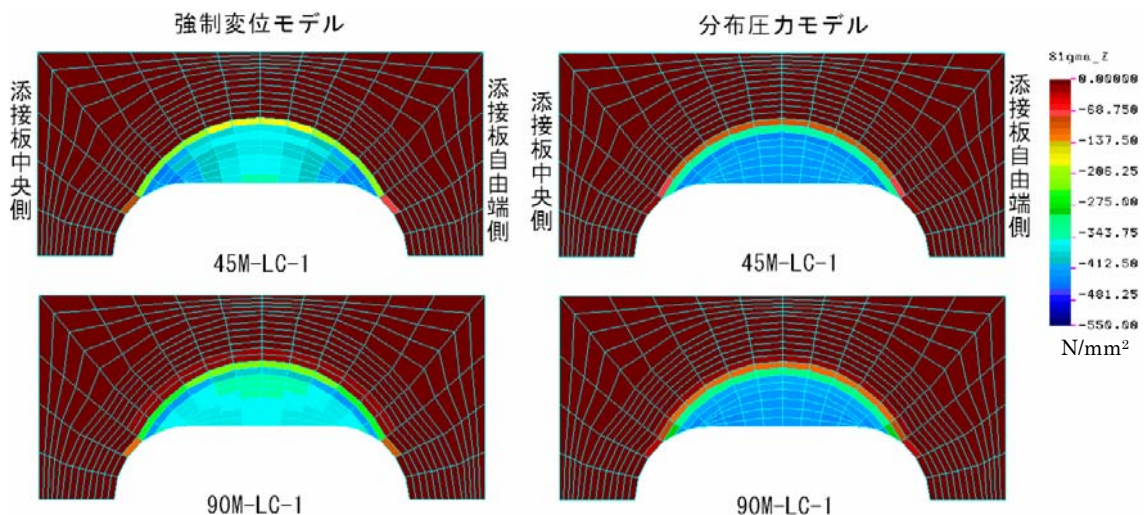
【Fig.2.39】 最大応力値の発生位置

2.5.6 ボルト締付け力の比較検討

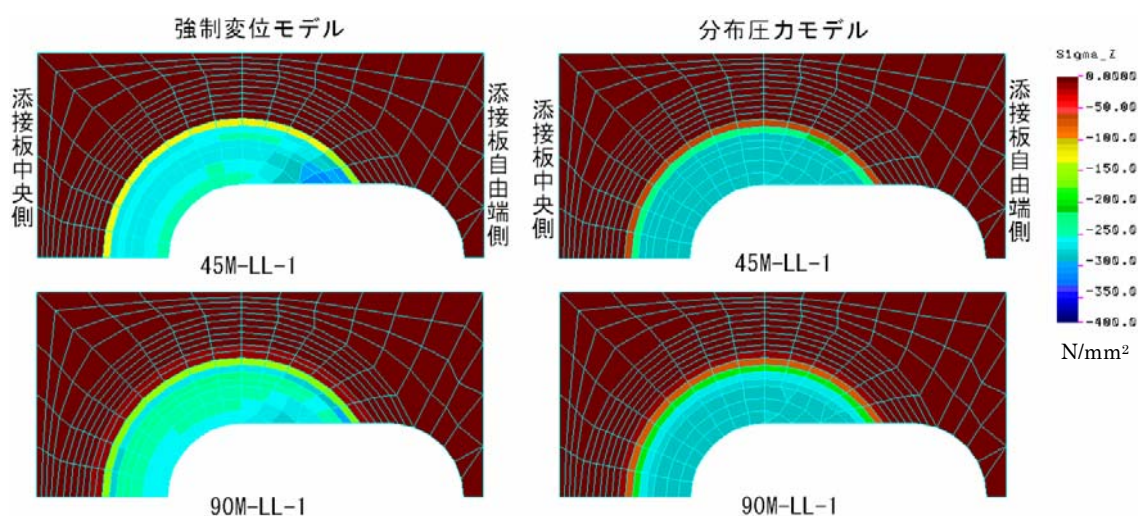
ここでは、ボルト締付け力の解析上の扱いについて比較検討をする。これまでは、ボルト軸力 225.5KN 相当の荷重を、応力として座金範囲の面に対し均等に分布させて与えることによって導入していた。しかし、実際の添接板、主板への締付けはボルトの締付け力により座金の変位することにより導入されるため、添接板の支圧力は均等に分布していないことが考えられる。そこで、ボルト締付け力を強制変位により载荷した場合との比較を行う。比較は、2.5.4 の擬似要素を用いた許容力载荷時の解析により応力の変化が大きかった LC タイプと長孔モデルの中で一番変化が小さかった LL タイプについて行った。

【Fig.2.40】、【Fig.2.41】には軸力のみを载荷した場合の板厚方向の応力分布を示してある。左側に強制変位により载荷したもの、右側に圧力として分布させたものを示した。これらの図から、分布圧力のモデルでは、载荷範囲にほぼ均等に分布しているのに対し、強制変位のモデルでは座金範囲の内側が若干低く、外側が少し高めになっていることが分かった。このことから、強制変位の場合には分布が変化することが分かった。

次に【Table2.14】に示す許容力を与えたときの最大主応力と軸方向応力の最大値について比較すると添接板板厚 9.0mm の LC タイプで変化が最も大きく 6% 程度変化することが分かった。しかし変化が 1~6% の範囲に収まるため、どちらを用いても解析上大きな変化はないと考えられる。また実際の構造では、締付け力はボルト頭部から座金を介して添接板伝わるため、座金やボルトの剛性を考えると均等な圧力载荷と強制変位との間であると考えられる。



【Fig.2.40】 载荷方法の違いによる比較 (LC タイプ)



【Fig.2.41】 荷重方法の違いによる比較（LLタイプ）

【Table2.14】 添接板側最大応力値の変化

	モデル名	軸力荷重方法		②/①
		①強制変位	②分布圧力	
最大主応力	45M-LC-1	586	582	1.0
	90M-LC-1	394	434	1.1
	45M-LL-1	249	257	1.0
	90M-LL-1	173	184	1.1
軸方向応力	45M-LC-1	588	581	1.0
	90M-LC-1	411	416	1.0
	45M-LL-1	251	254	1.0
	90M-LL-1	167	176	1.1

2.5.7 滑り耐力と接触面の検討

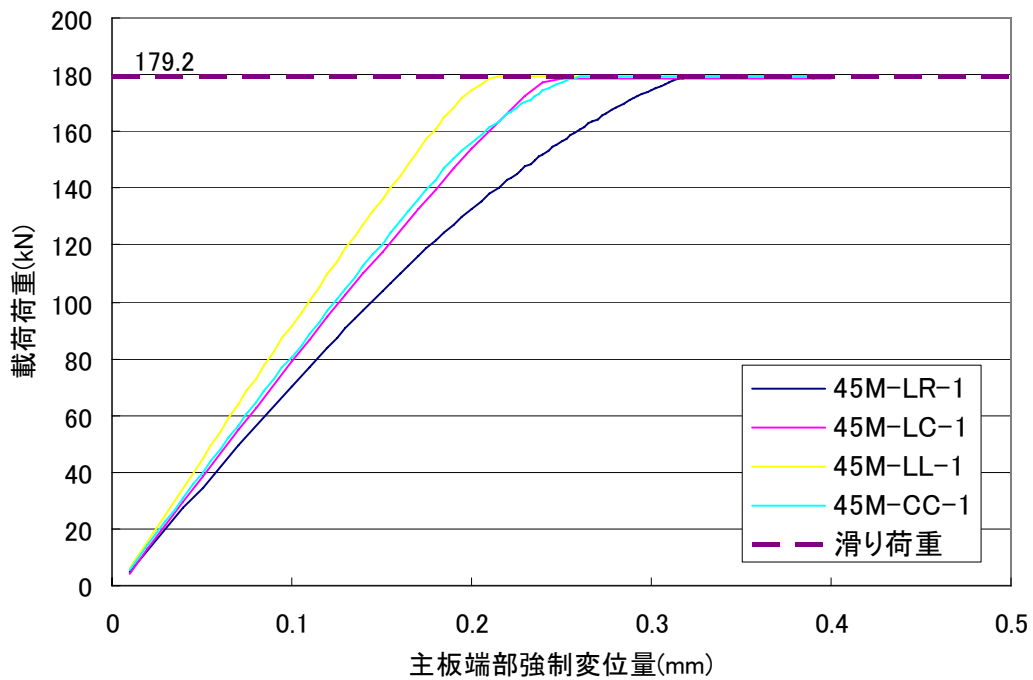
これまでの解析では、添接板と主板の接触部を座金範囲が投影される範囲と仮定し、滑り耐力に対する許容力荷重により検討を行ってきた。しかし、実際に摩擦接合継手を使用する場合には、ボルト締付け時の分布圧力の広がり、荷重とともに変化する接触面形状を考慮しなければならない。また実際の設計に役立つ場合には滑り耐力を求めることが重要となる。

接触面の変化を考慮した解析をする場合には幾何学的非線形となるため収束計算が上手くいかないことが多い。ここでは、解析が可能であったボルト1本板厚4.5mmのLR、LC、

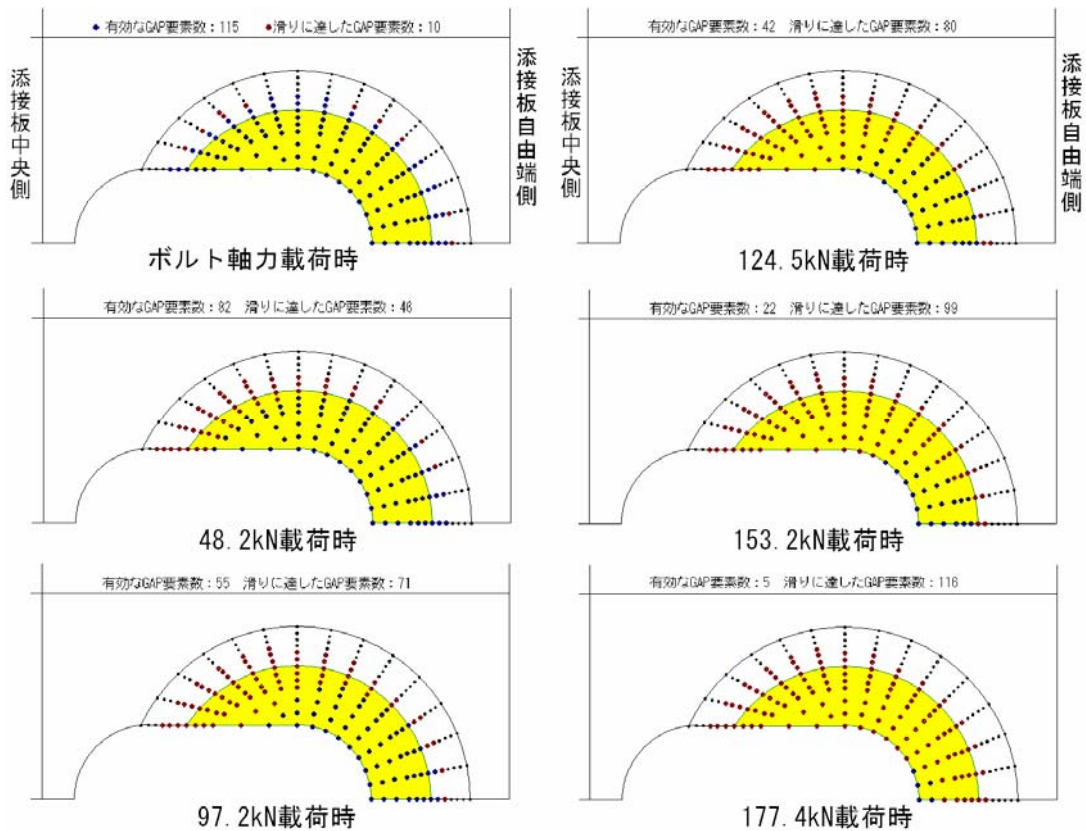
LL、CC タイプについて検討を行う。本解析では GAP 要素を使用しており、ボルトの滑りまでを確認することができる。荷重増加に伴い、どのように応力や変形が変化するかを検証する。

【Fig.2.42】に 変位 - 荷重曲線を示す。載荷荷重が滑り荷重 179.2kN に達すると、それ以上荷重が増加しなくなり、変位だけが增加している。滑り荷重に達するまでの伸びが最も大きいのは LR タイプであり、最も小さかったのは LL タイプであった。この二つのモデルは、ボルト締め付け位置が部材幅方向に対して対称であり、締め付け範囲は等しい。伸び量は、LL,LC,LR の順に大きくなっている。これは、接触面際の添接板中央側が長孔によって分断されているかによるものだと考えられる。LR タイプでは標準孔径分断面積が減少し、その位置で流れる応力が高くなったための伸び量が増加していると考えられる。LC タイプについては断面積が LR と LL タイプの間になるため伸び量も中間になっている。また標準ボルト孔の伸び量は、LR タイプと LL タイプの間に位置していることも分かった。LC タイプの曲線において、滑り耐力載荷付近の変化が他のモデルと比べて一気に滑り荷重に達しているように見える。これは、載荷方法の都合上、繰り返し荷重を載荷していく際の一回の変位量が他のモデルよりも大きくなっていることが考えられる。

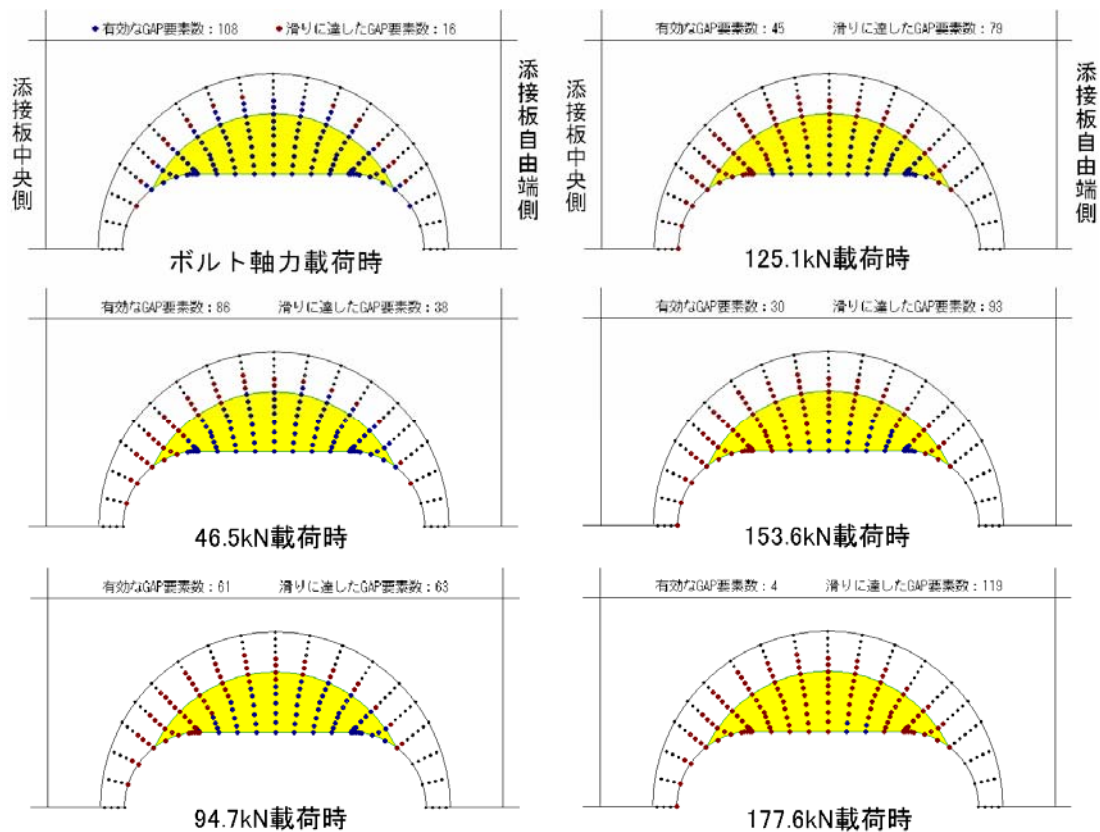
荷重が増加するに伴い、滑りがどのように発生するかを調べるために、載荷荷重 48、96、124、153、177kN での接触面の状況を【Fig.2.43】～【Fig.2.46】に示す。ただし、切りの良い荷重でのデータを抽出することができなかつたため、その荷重に最も近いデータを示してある。青い点は有効な GAP 要素を示しており、添接板と主板が接触し支圧力とせん断力を伝達している。赤い点は支圧力とせん断力を伝達しているが、せん断力が最大摩擦力に達し、すべりが発生している GAP 要素を示している。また黒い点は、GAP 要素を配置しているが支圧力が作用していない GAP 要素を示してある。部分的な滑りは、添接板対称面から発生し、荷重が増加するに伴い、部分的な滑りの範囲が増加している。また、滑り耐力に対する許容力 96kN 載荷時においても座金相当の接触領域よりも内側で部分的な滑りが発生していることが確認された。



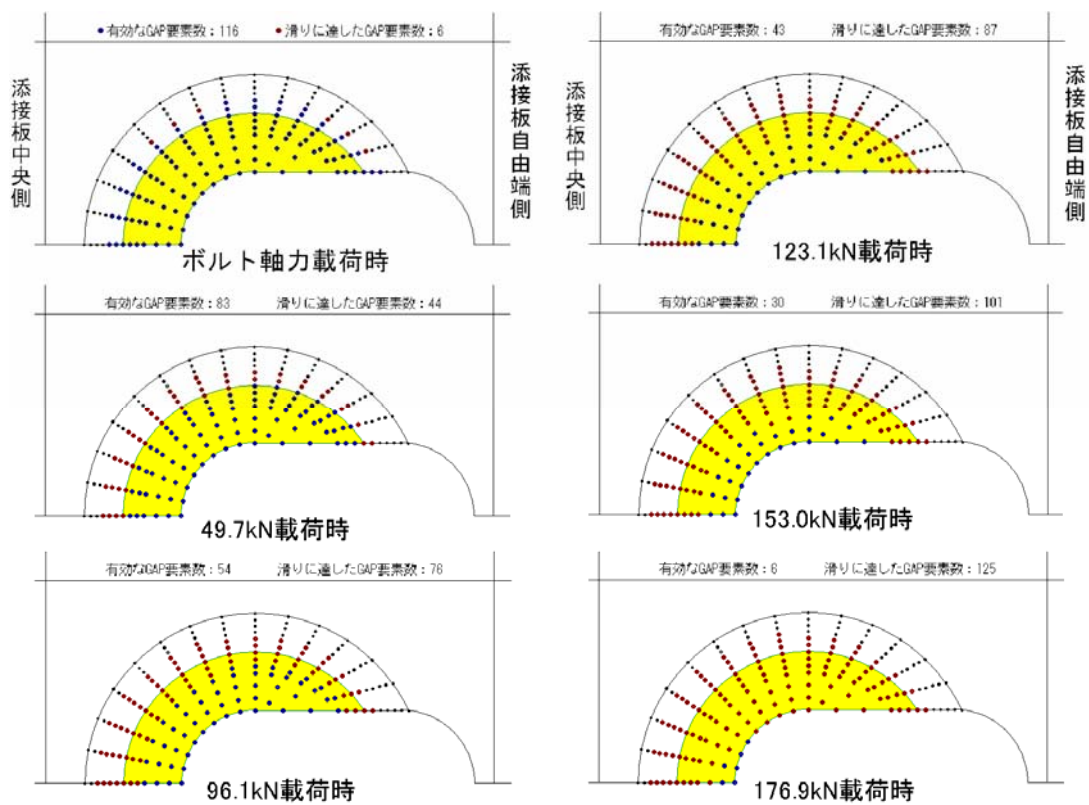
【Fig.2.42】変位 - 荷重曲線



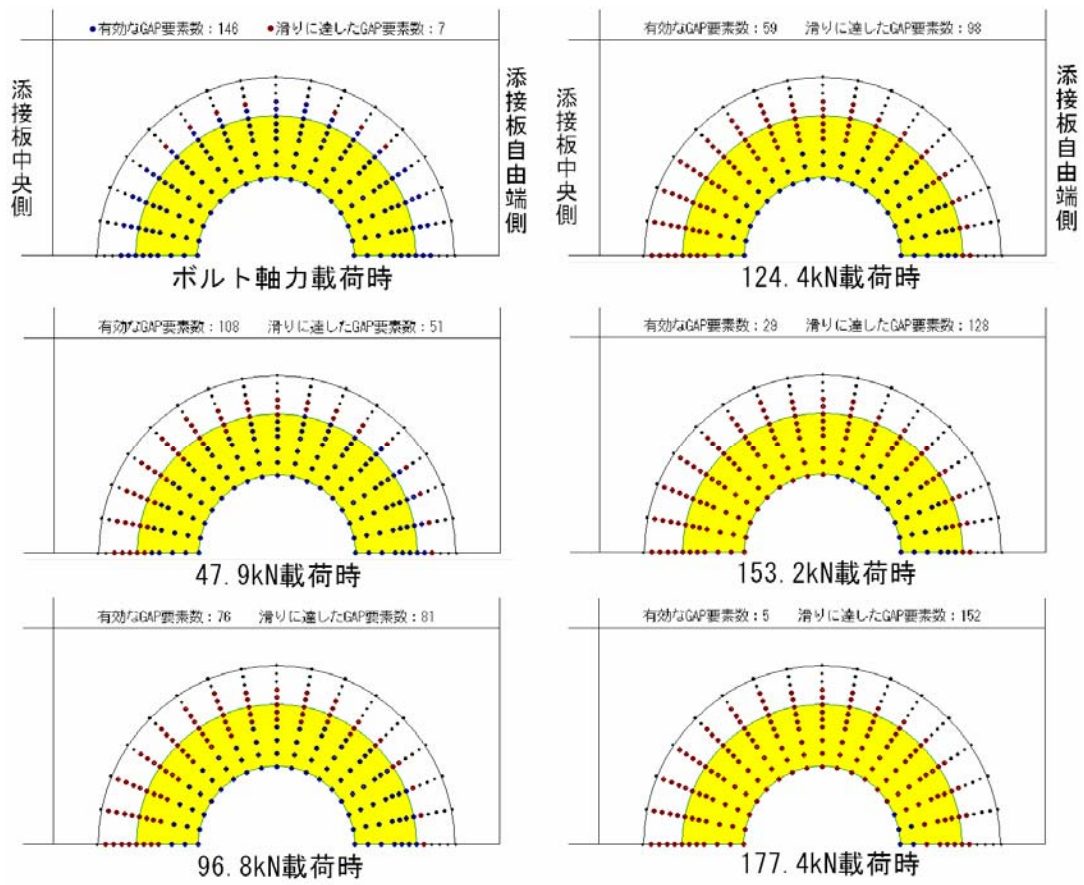
【Fig.2.43】接触面状況(45M-LR-1)



【Fig.2.44】 接触面状況(45M-LC-1)



【Fig.2.45】 接触面状況(45M-LL-1)



【Fig.2.46】 接触面状況(45M-CC-1)

第 3 章

ボルト複数本使用時の数値解析

第3章 ボルト複数本使用時の数値解析

3.1 目的

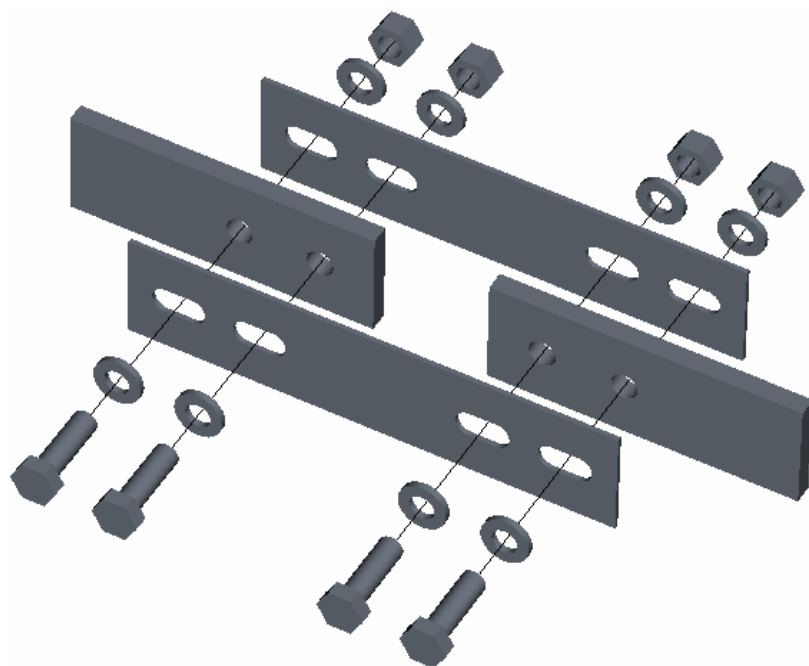
実際に高力ボルト摩擦接合継手を使用する場合には、1群として2本以上のボルトを配置することと規定されている。そこで、実際に使用可能なボルト2本のモデルについて、単純なモデルを用いて、ボルト孔を長孔にした場合について比較検討を行う。また、【第2章】で行ったボルト1の場合との応力性状の変化についても比較を行う。

3.2 解析プログラム

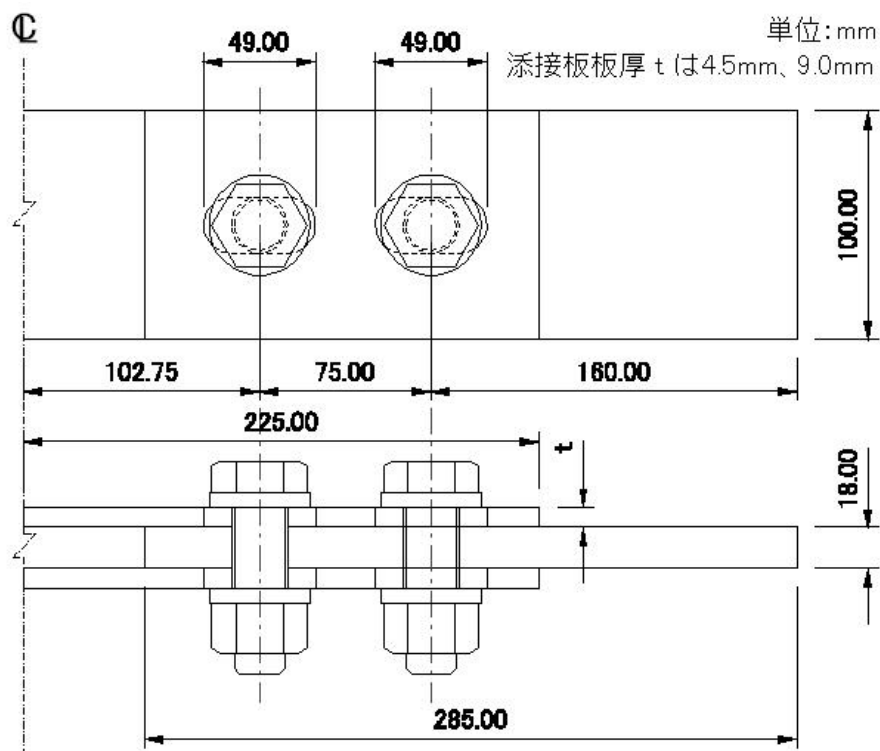
解析プログラムは、【第2章 長孔モデルの数値解析】と同じ有限要素法解析プログラム「COSMOS/M Ver2.6 geostar256k」を使用した。

3.3 解析方法

解析モデルはボルト2本使用した二面せん断摩擦接合継手とした。ボルト穴形状については第2章と同様である【Fig.2.2】。今回のモデルは、長手方向に移動させることを目的としているため2つのボルト穴に対するボルトの位置は同じ位置とする。ボルト中心間隔は、最小中心間隔の75mmとした。またボルト1本との比較を行うために荷重載荷位置から添接板自由端側のボルト中心位置までを160mmと同じ寸法とした。縁端距離についてもボルト1本と比較し易くするために同じ距離に統一とした。



【Fig.3.1】 解析モデルの一例



【Fig.3.2】 LC タイプ概要

3.4 解析モデル

3.4.1 要素

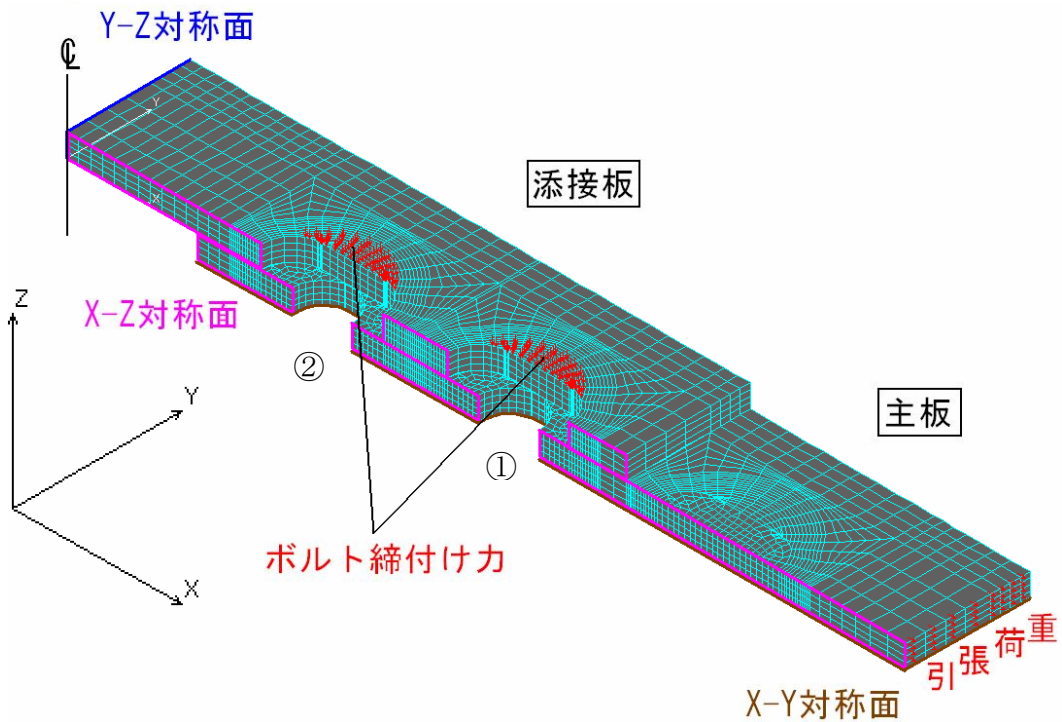
本解析で使用した要素は【第2章】で使用した以下の2種類の要素を使用する。よその説明についてはすでに述べているため省略する。

- ・ SOLID 要素
- ・ SHELL 要素

3.4.2 モデル形状

- ・ モデル作成

【Fig.3.3】に示すように添接板と主板とを SOLID 要素を用いて作成した。また主板と添接板それぞれの板表面にゲージ要素として SHELL 要素を取り付けた。



【Fig.3.3】要素分割および対称条件概略図（90M-LC-2）

・境界条件

【第2章】と同じ境界条件とし、全体として実構造の1/8とした。ただし、WEタイプについてはX-Z対称面が存在しないため、1/4の解析モデルとした。【Fig.3.3】に対象モデルの要素分割と対称面条件についての一例を示す。

・材料定数

添接板、母材とも、ヤング係数 $E=2.0 \times 10^5 \text{N/mm}^2$ 、ポアソン比 $\nu=0.3$ とした。本解析では添接板と主板との接触面は、擬似的に0.1mmの薄いSOLID要素を挟み込むものとした。ヤング係数はボルト締付圧力との関係からそれぞれのモデルの締付圧力に係数として12.6を乗ずる事とした。

3.4.3 荷重条件

ボルト2本それぞれに、締付力相当力を解析モデルのボルト頭部の接触面と同範囲の面積に対し、トルシア形高力ボルト(M22-S10T)のボルト軸力205kNの10%増しの225.5kN相当の荷重を、応力としてその面に対し均等に分布させて与えた。引張荷重については、計算の都合上、許容力の1.25%増しの97.2kNとした。

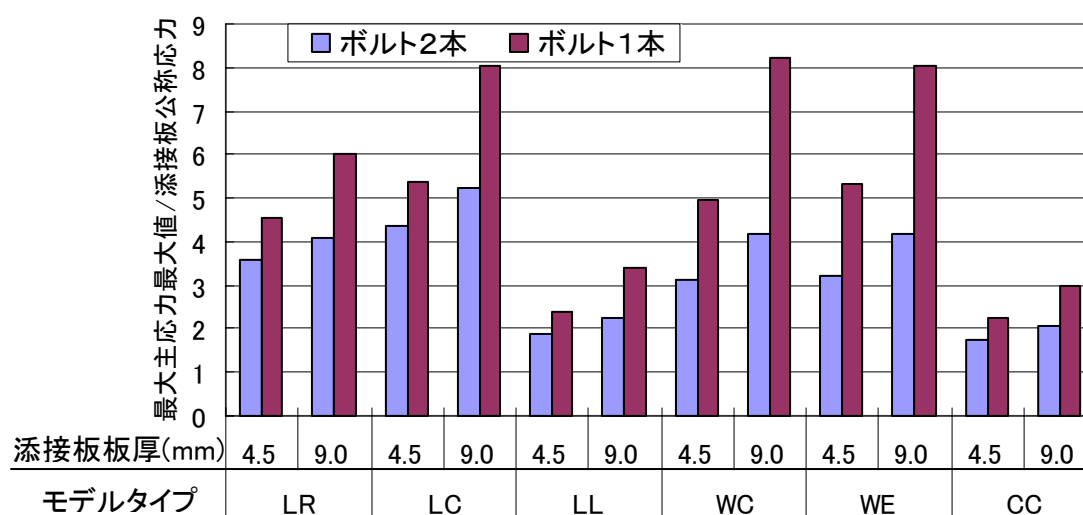
3.5 解析結果

3.5.1 ボルト1本モデルとの比較

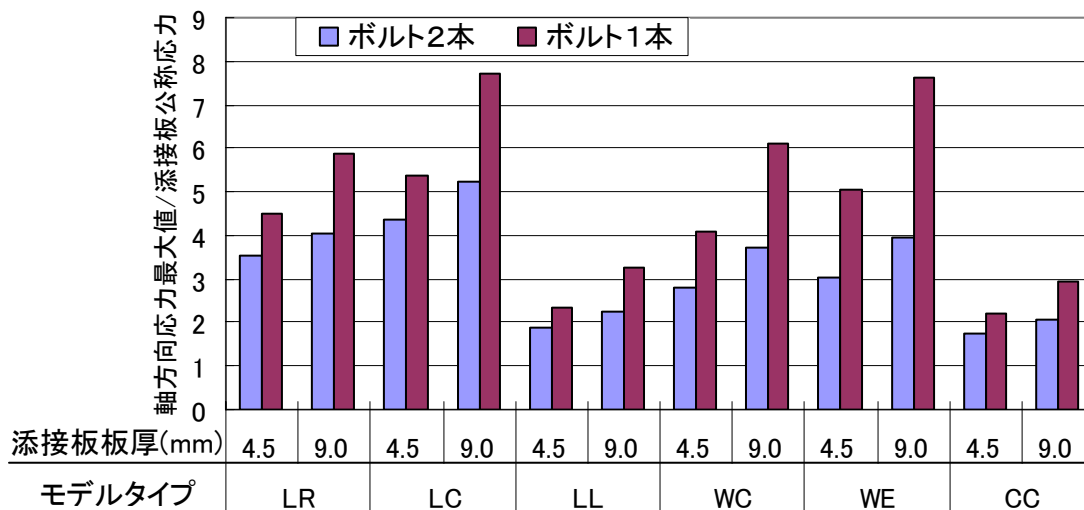
はじめに、【第2章】において解析を行ったボルト1本モデルと比較を行う。ボルト1本とボルト2本では滑りに対する許容力が異なるため解析値を直接比較することはできない。そこで、今回は応力の最大値を添接板公称応力で割った値により比較を行った。【Fig.3.4】に添接板接触面の最大主応力最大値を添接板公称応力で割った最大主応力比、【Fig.3.5】には軸方向応力最大値を添接板公称応力で割った軸方向応力比を示している。

【Fig.3.4】より最大主応力最大値について比較すると、全てのモデルについてボルトを2本にすることにより応力集中度が下がっていることが分かる。このことは、ボルトを1本から2本にしたことにより主板から添接板への力の流れが2つのボルトにより分散されたことが考えられる。それぞれのボルトの接触領域近傍での応力については【3.5.2 各ボルト周りの応力の比較】で検討を行う。添接板板厚 4.5mm では 19~40%の減少がみられ、板厚 9.0mm では 31~49%減少している。最も変化が大きかったものは板厚 9.0mm の WC タイプであった。【Fig.3.5】に示す軸方向応力についてみると最大主応力と比較して非常に似ていることが分かる。このことから、最大主応力の成分として軸方向応力が卓越していることがいえる。

板厚の影響についてみると添接板板厚が 9.0mm から 4.5mm になることによって最大主応力最大値は 1.50~1.75 倍、軸方向応力についても 1.50~1.76 倍となった。これは、ボルト1本モデルよりも全体的に少し高い割合で変化している。そのためボルト2本使用時の方は板厚による影響が大きく出ることがわかった。



【Fig.3.4】 添接板接触面最大主応力の比較



【Fig.3.5】 添接板接触面軸方向応力の比較

3.5.2 各ボルト周りの応力の比較

ここでは、ボルト2本のそれぞれのボルト周りでの応力性状を比較する。解析結果より、最大値は添接板接触面の接触領域近傍であった【Fig.3.6】～【Fig.3.9】。【Table3.1】、【Table3.2】の斜体はボルト①近傍と②近傍で応力値が大きい方を示している。

ボルト位置は、添接板自由端側をボルト①、添接板中央側をボルト②とする。着目位置については【Fig.3.6】～【Fig.3.9】に示す。【Table3.1】より最大主応力についてみると、板厚 9.0mm の WC タイプを除く全てのモデルでボルト②近傍での応力値の方が高いことが分かる。板厚 4.5mm では 1.3～2.7 倍、板厚 9.0mm では 1.1～1.8 倍であった。板厚を薄くすると応力集中箇所がボルト②側に偏る傾向があることが分かった。通常用いられている板厚 9.0mm の CC タイプの場合ボルト①とボルト②との違いは 9%程度であることより、2つのボルトにはほぼ同等の力が伝達されていることといえる。このことは板厚 9.0mm の WC タイプについても違いが 0.3%程度であることから同じことが言える。このことから、WC タイプではボルト①周りに流れる力が若干大きくなっているがほぼ同等と考えることができる。

【Table3.2】から、軸方向応力については、全てのモデルについてボルト②側で高い応力値が発生していた。①と②の比率を見ると最大主応力と同じ傾向を示している。

【Fig.3.6】～【Fig.3.9】は最大値の発生位置を示している。①と②いずれか応力値が高い方を赤で示している。ボルト1本のとくと同様に長孔により接続部に鋭角な箇所が発生する場合には、その付近で応力集中が起こることがわかる。また CC タイプの全てのモデルと LL タイプの軸方向応力についてみると、ボルト①近傍では座金の内側に応力の高い位置が存在している。これは純断面積が最も減少する場所であるため、鋼板が降伏する場

合の起点となることが考えられる。

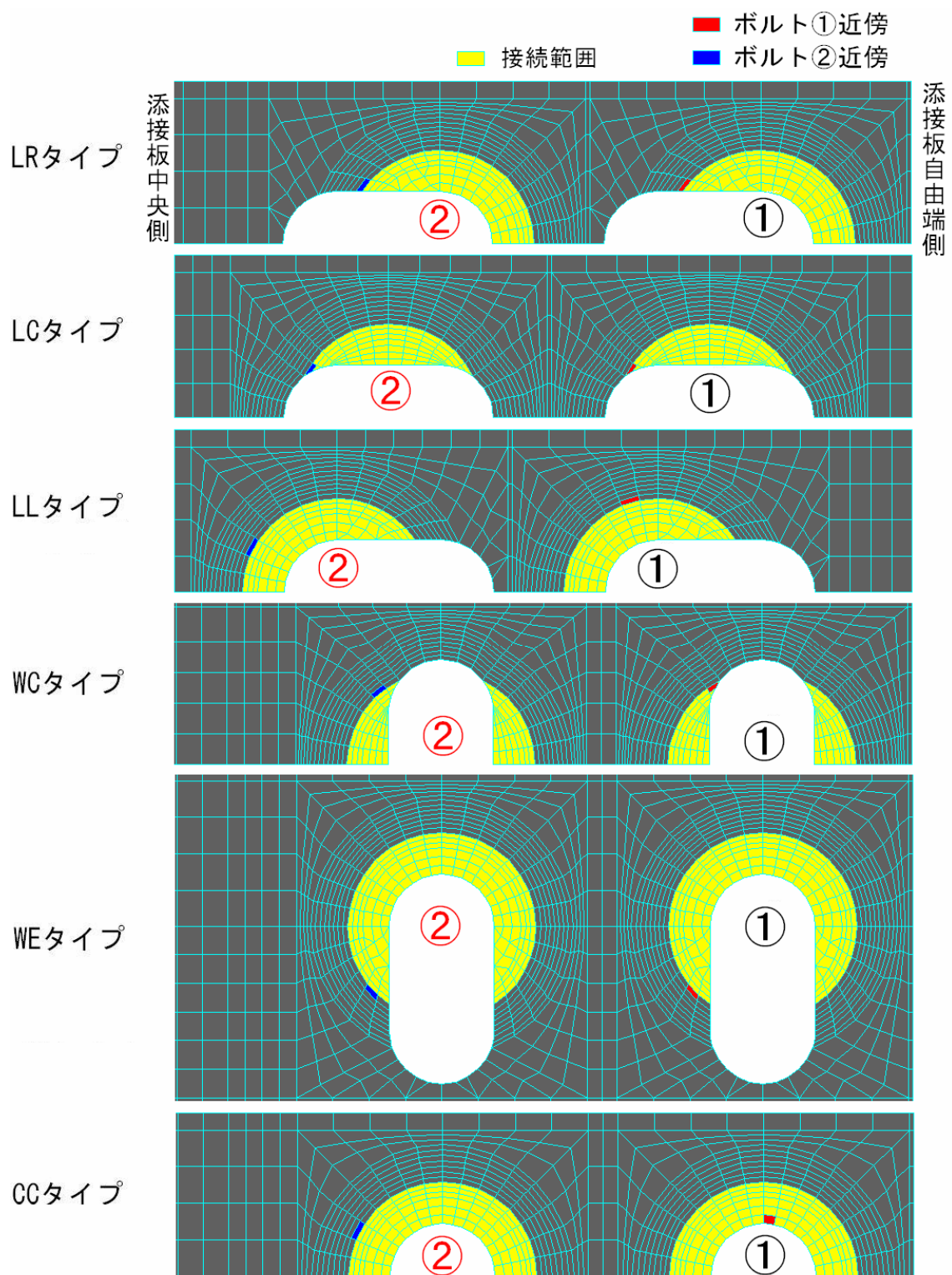
【Fig.3.10】～【Fig.3.13】には添接板接触面での応力分布図を示してある。これらに図からも添接板板厚を薄くするとボルト②側に応力集中が偏ることが分かる。また WE タイプについてはボルト 1 本のとくと同様に添接板対称面では主板と添接板の図心軸の違いにより公称応力とはならず、応力変化が大きくなっている。

【Table3.1】 添接板板接触面ボルト近傍の比較

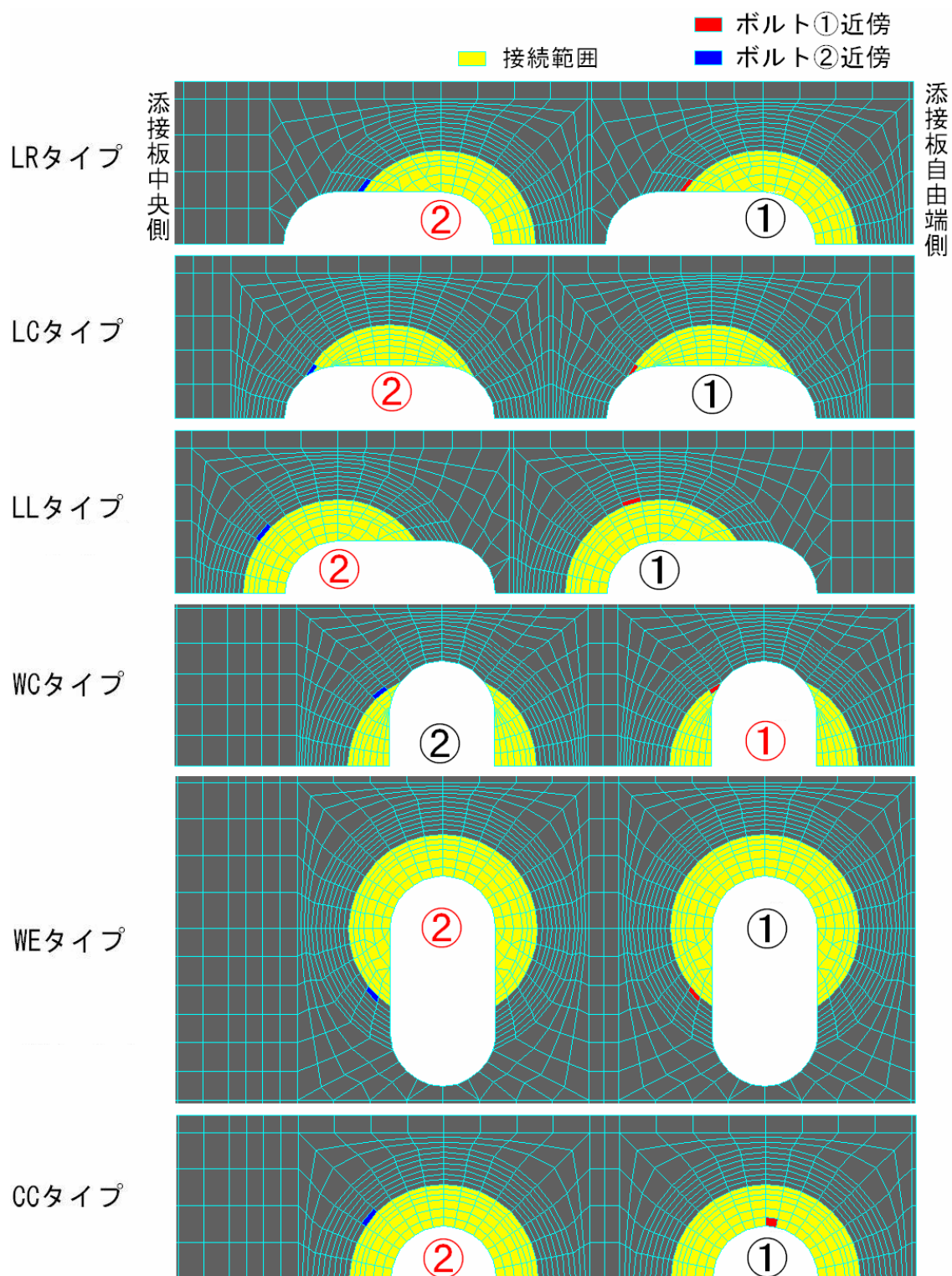
モデルタイプ	添接板板厚 (mm)	最大主応力(N/mm ²)		②/①
		ボルト①近傍	ボルト②近傍	
LR	4.5	288	774	2.7
	9.0	258	443	1.7
LC	4.5	353	942	2.7
	9.0	358	568	1.6
LL	4.5	236	402	1.7
	9.0	220	245	1.1
WC	4.5	519	673	1.3
	9.0	450	438	1.0
WE	4.5	437	691	1.6
	9.0	380	453	1.2
CC	4.5	237	381	1.6
	9.0	205	223	1.1

【Table3.2】 添接板板接触面ボルト近傍の比較

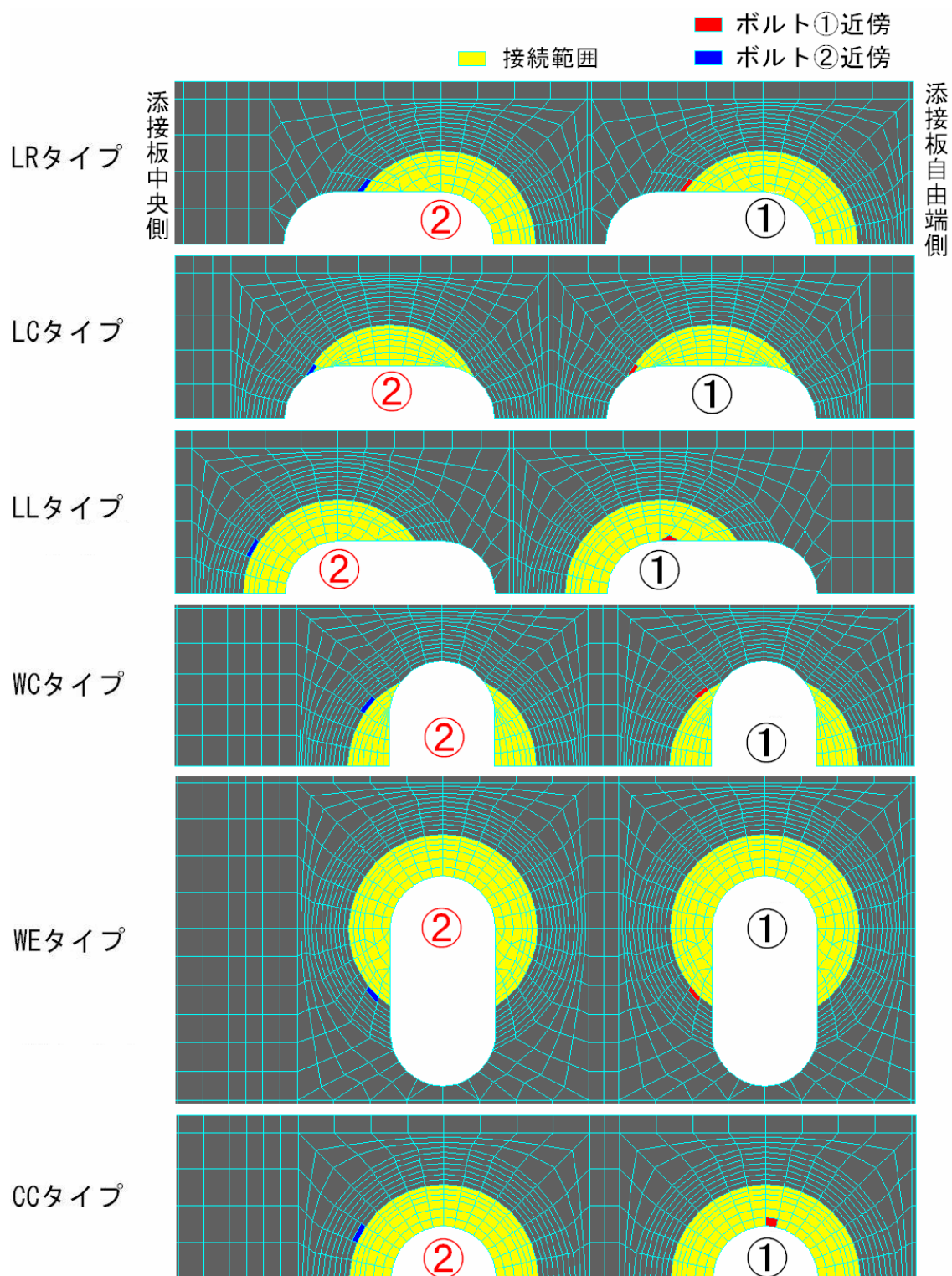
モデルタイプ	添接板板厚 (mm)	軸方向応力(N/mm ²)		②/①
		ボルト①近傍	ボルト②近傍	
LR	4.5	280	768	2.7
	9.0	247	436	1.8
LC	4.5	337	938	2.8
	9.0	327	567	1.7
LL	4.5	224	402	1.8
	9.0	213	243	1.1
WC	4.5	384	602	1.6
	9.0	341	401	1.2
WE	4.5	386	655	1.7
	9.0	337	428	1.3
CC	4.5	236	381	1.6
	9.0	205	222	1.1



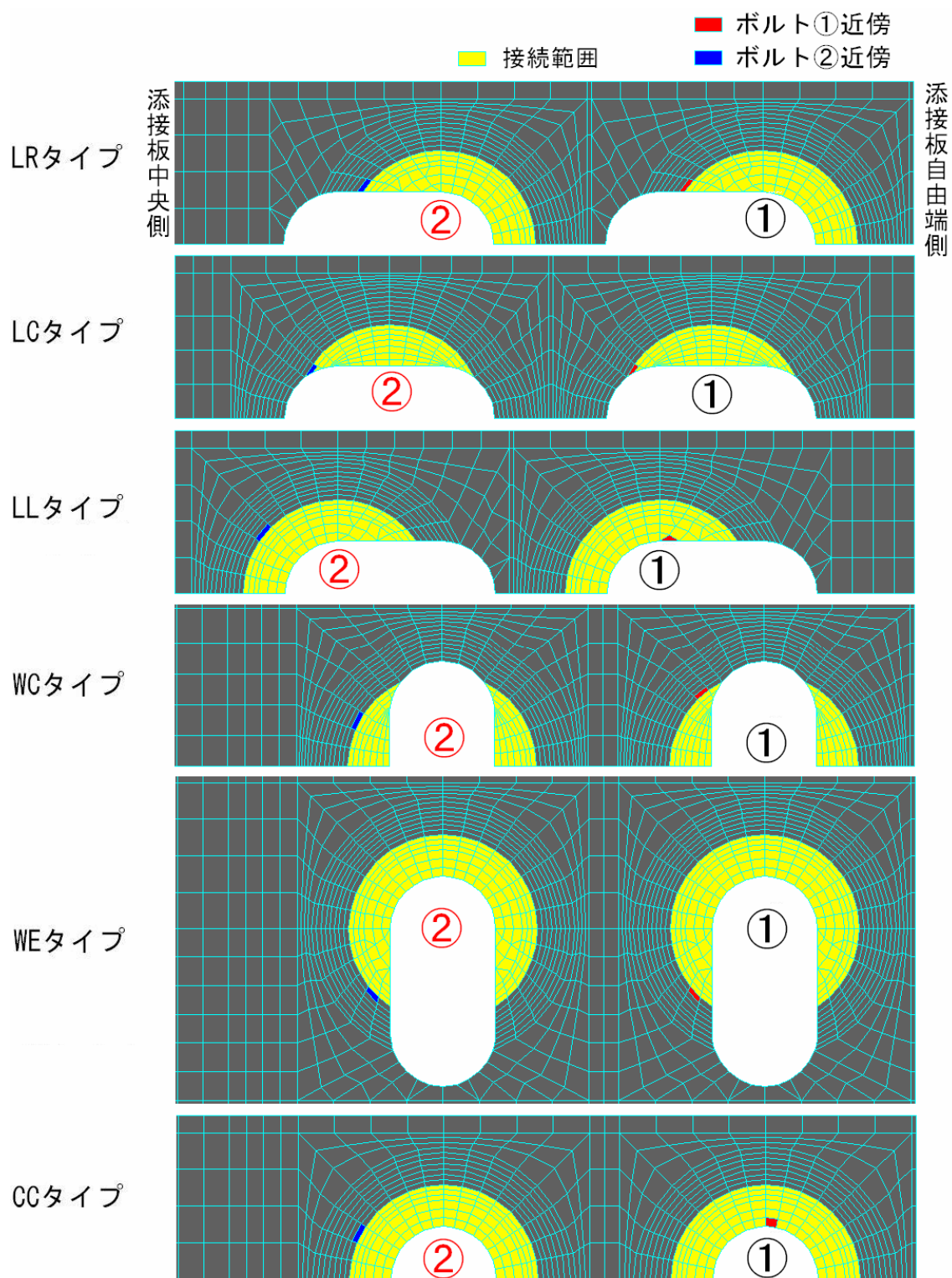
【Fig.3.6】板厚 4.5mm 添接板接触面最大主応力最大値



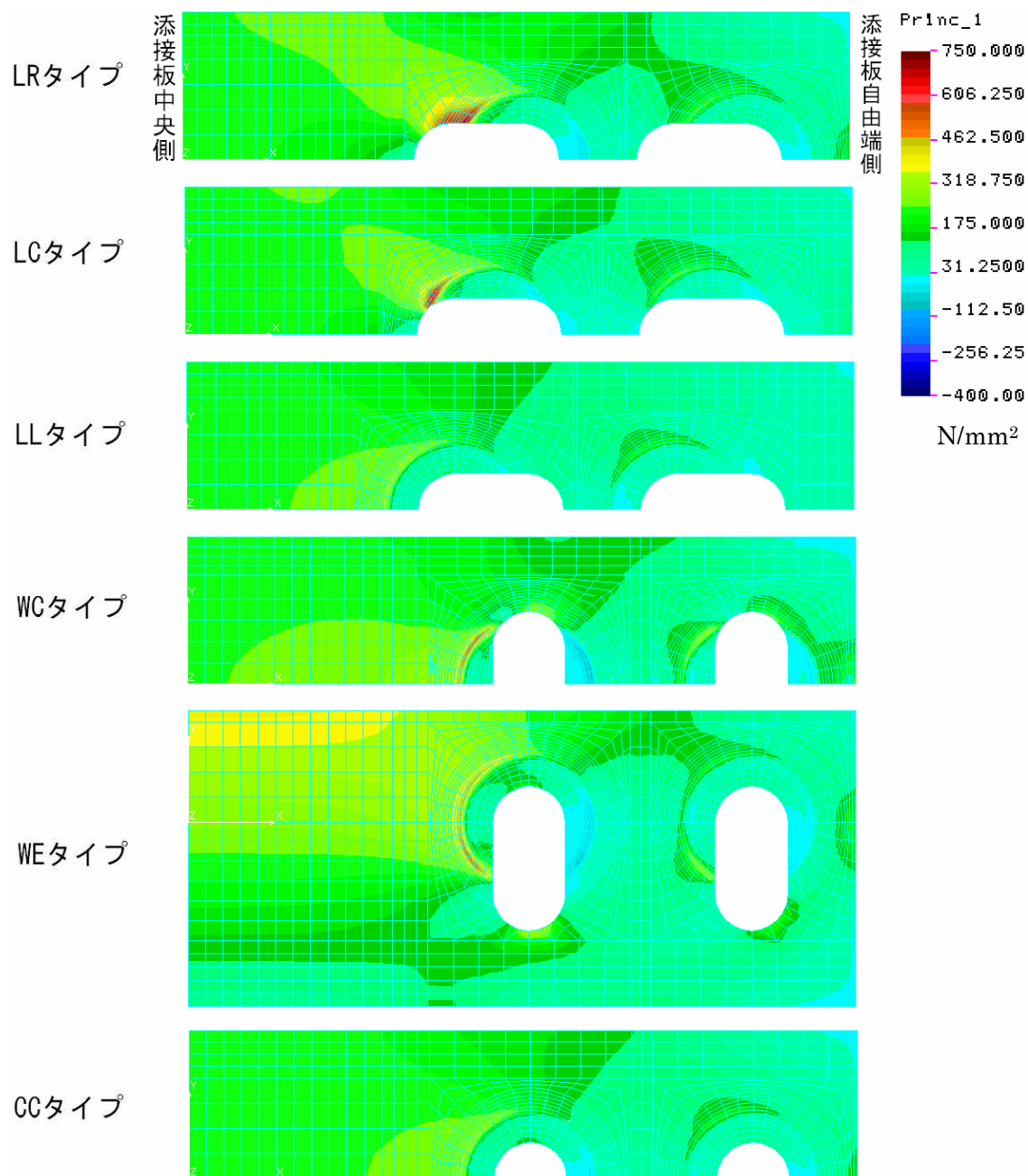
【Fig.3.7】 板厚 9.0mm 添接板接触面最大主応力最大値



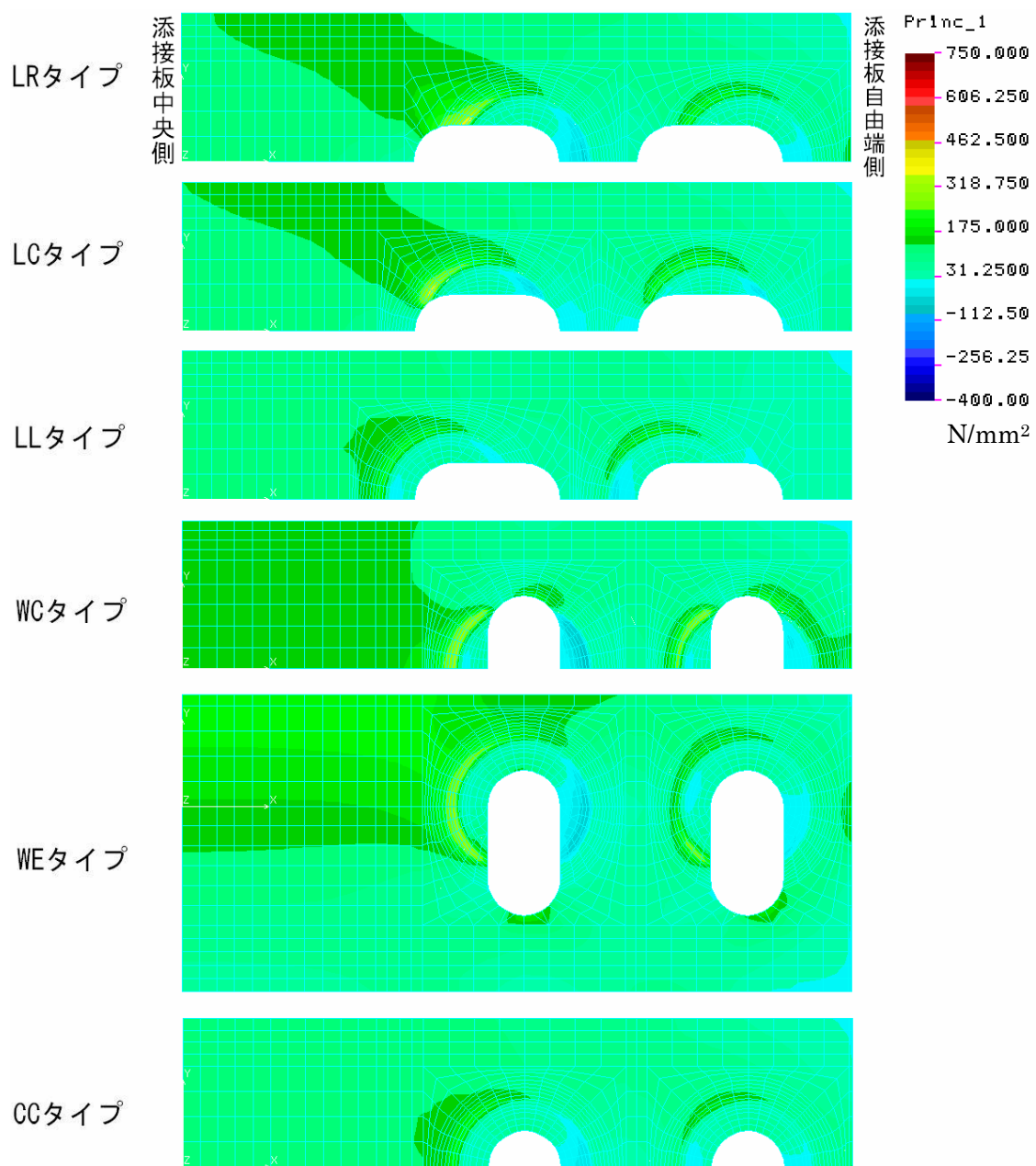
【Fig.3.8】板厚 4.5mm 添接板接触面軸方向応力最大値



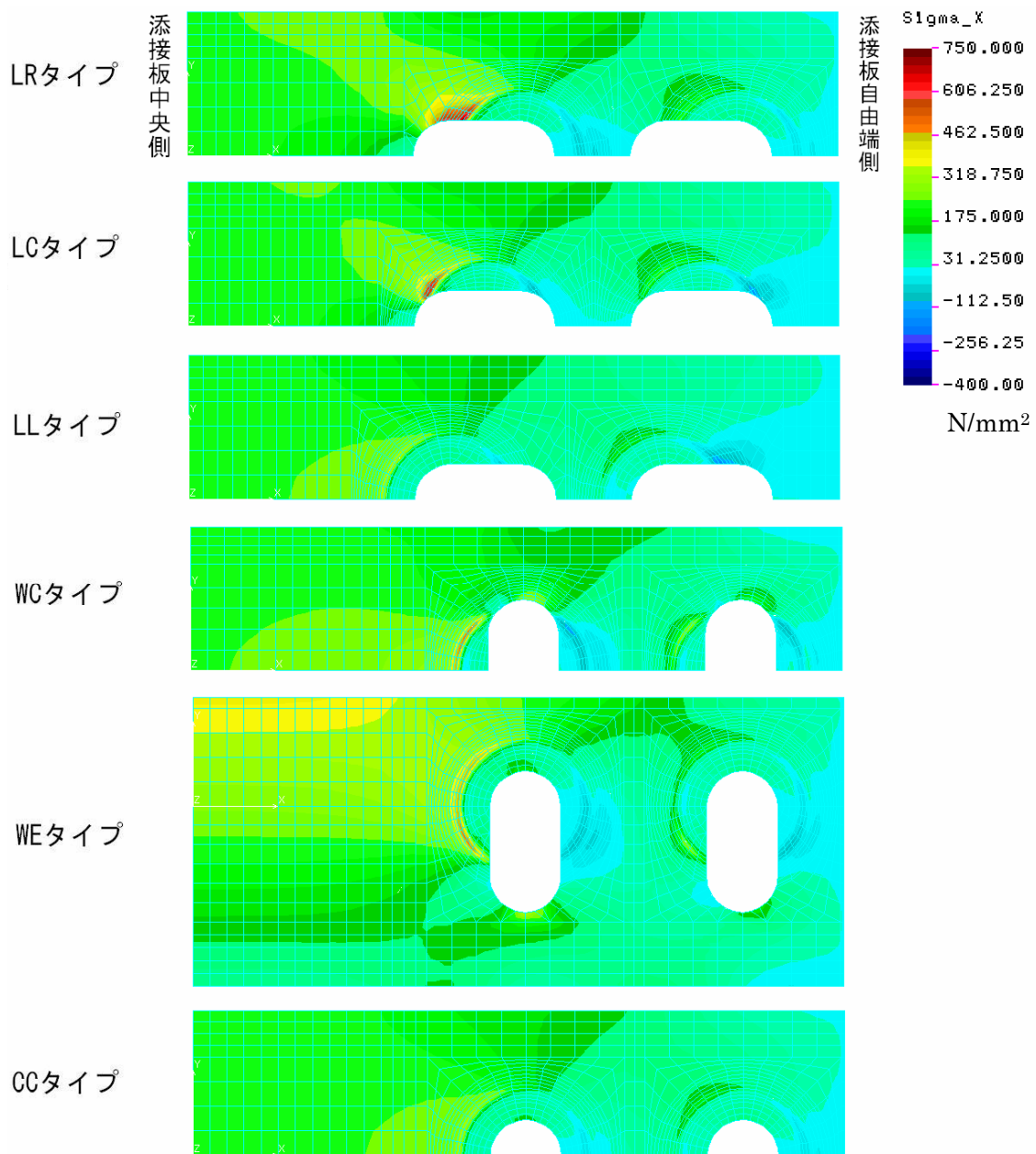
【Fig.3.9】 板厚 9.0mm 添接板接触面軸方向応力最大値



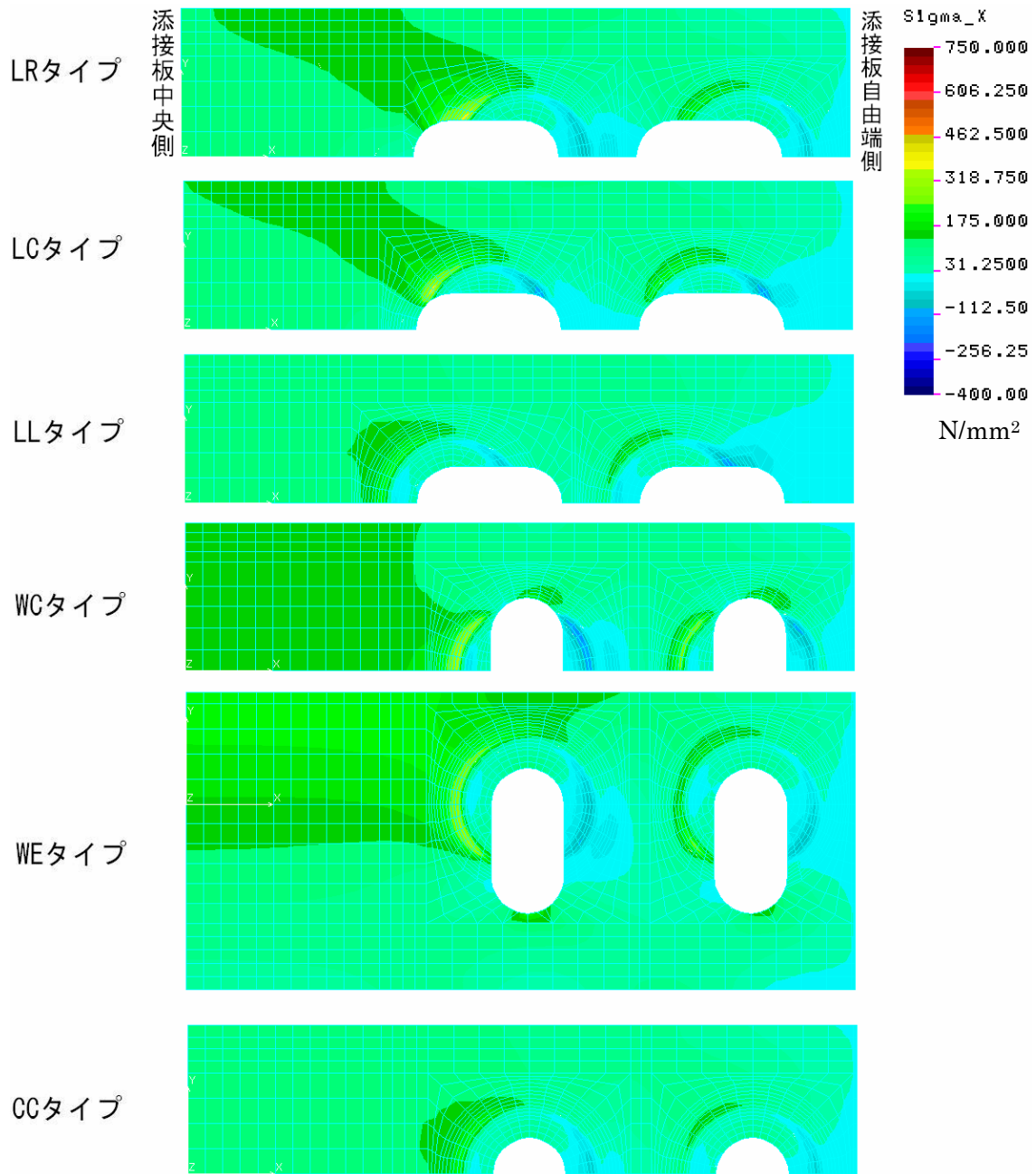
【Fig.3.10】板厚 4.5mm 添接板接触面最大主応力コンター図



【Fig.3.11】 板厚 9.0mm 添接板接触面最大主応力コンター図



【Fig.3.12】板厚 4.5mm 添接板接触面軸方向応力コンター図



【Fig.3.13】板厚 9.0mm 添接板接触面軸方向応力コンター図

第 4 章

弾性引張試験

第4章 弾性引張試験

4.1 試験目的及び経緯

実験は高力ボルト摩擦接合継手の単純なモデルに対して行った。第1章、第2章で行った数値解析との比較を行うことを目的としている。解析から LC タイプにおいて高い応力集中が見られたことから、試験は LC タイプと比較のために標準ボルト孔の CC タイプの2種類について行った。今回の試験では、弾性範囲内において板厚とボルト孔形状の違いによる影響と板厚の影響を比較することを目的としている。

4.2 試験体概要

4.2.1 使用材料

1) 主板

板厚は 18mm 板幅 100mm とし、鋼板（材質 SM400）を用いた。表面はブラスト処理を行っている。主板は2種類用意し、ボルト1本と2本を同時に実験が行えるようにしてある。

2) 添接板

添接板厚は 5.0 と 9.0mm の2種類を用いた。鋼板の材質は主板と同様に SM400 を用いており、表面はブラスト処理を行っている。

3) ボルト・ナット・座金

本試験で使用したボルト・ナット・座金を【Photo.4.1】に示す。

- ・ 摩擦接合用高力六角ボルトセット (M22-F10T×80) 6本
- ・ 摩擦接合用高力六角ボルトセット (M22-F10T×70) 6本



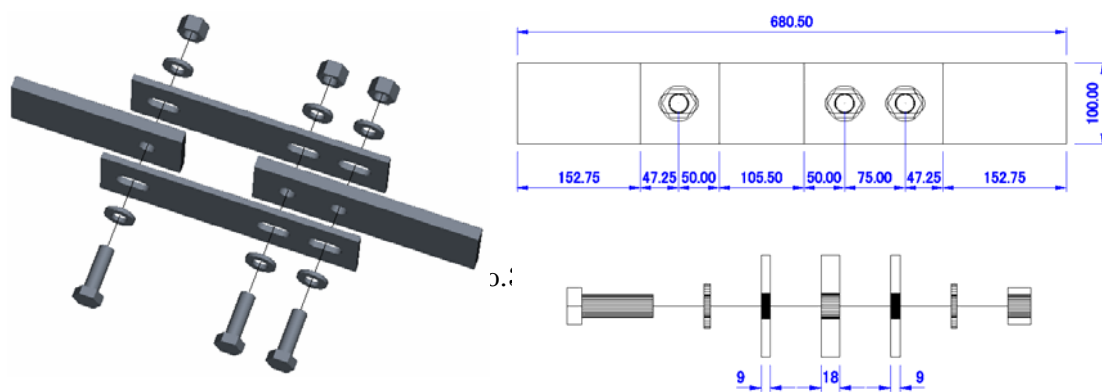
【Photo.4.1】ボルト・ナット・座金

4.2.2 試験体種別

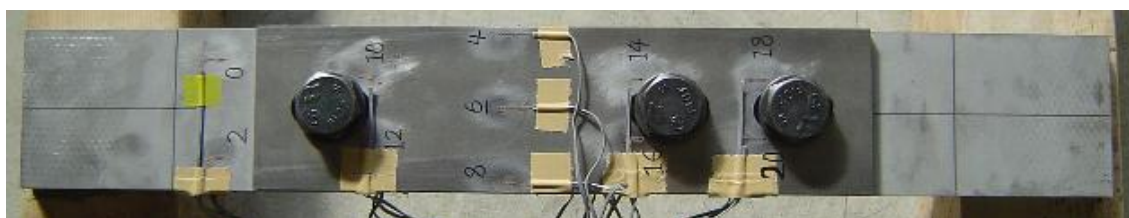
本研究での試験体は 2 面せん断継手を採用した。試験体名は、添接板ボルト孔が長孔であり、添接板板厚が 9.0mm の場合を 90M-LC、板厚が 5.0mm の場合を 50M-LC、ボルト孔が丸孔の場合で、板厚が 9.0mm の場合を 90M-CC、板厚 5.0mm の場合を 50M-CC とした。【Table.3.1】に試験体種別、【Fig.3.1】～【Fig.3.4】に試験体概略図、【Photo.3.1】～【Photo.3.4】に使用した試験体の写真を示す。

【Table.4.1】 試験体種別

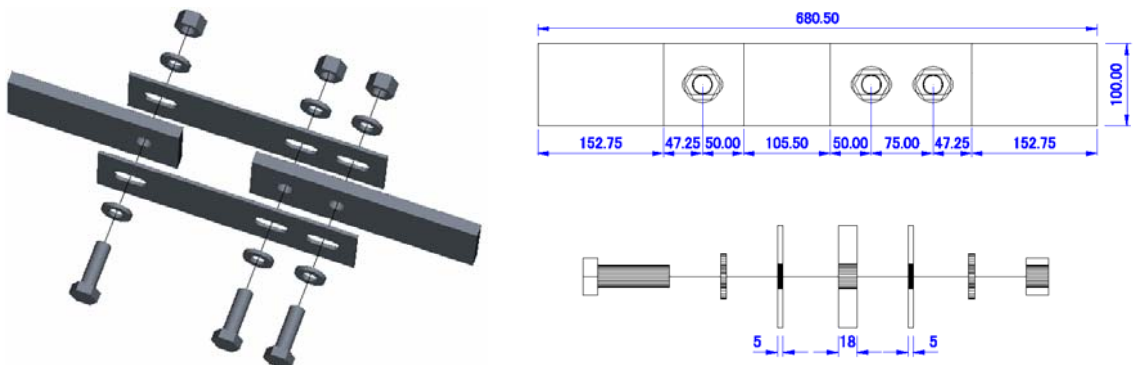
種別	添接板板厚 (mm)	表面処理	添接板ボルト 孔形状	ボルト長さ (mm)
90M-LC	9.0	ブラスト処理	長孔	80
50M-LC	5.0	ブラスト処理	長孔	70
90M-CC	9.0	ブラスト処理	標準孔	80
50M-CC	5.0	ブラスト処理	標準孔	70



【Fig.4.1】 試験体概略 90M-LC



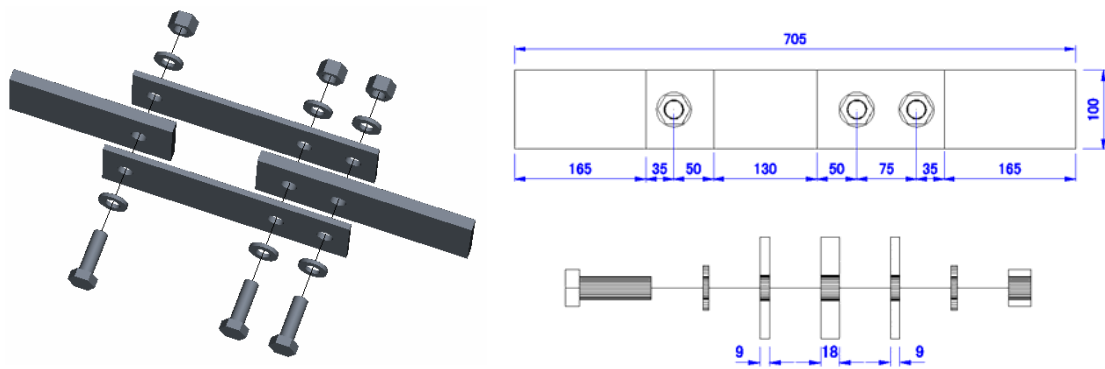
【Photo.4.2】 試験体 90M-LC



【Fig.4.2】 試験体概略 50M-LC



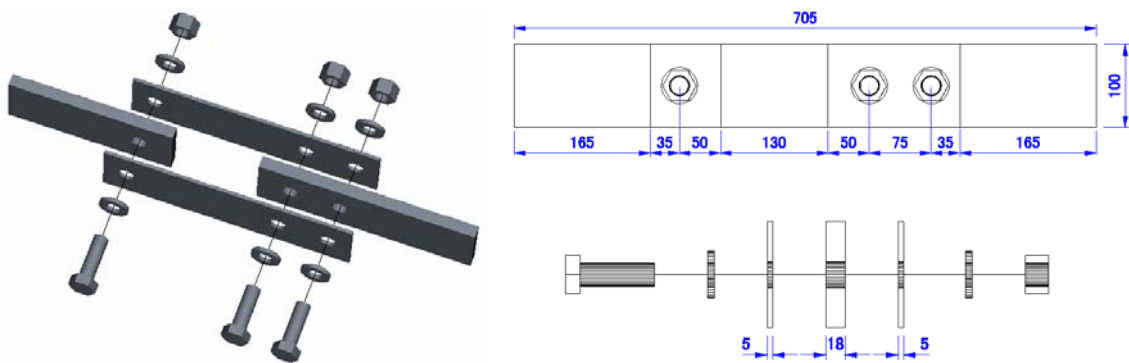
【Photo.4.3】 試験体 50M-LC



【Fig.4.3】 試験体概略 90M-CC



【Photo.4.4】 試験体 90M-CC



【Fig.4.4】試験体概略 50M-CC



【Photo.4.5】試験体 50M-CC

4.3 試験概要

4.3.1 使用器具

本試験で使用された器具を以下に示す。

- TDS-303 (ひずみ測定器) 【Photo.4.7】
- ASW-50C (スイッチボックス) 【Photo.4.7】
- FLK-1-11-3L (ひずみゲージ)
- FLK-2-11-3L (ひずみゲージ)
- 島津万能試験機 UH-A 200Ton (材料試験装置)
- トルクレンチ 【Photo.4.6】



【Photo.4.6】トルクレンチ



【Photo.4.7】 ひずみ測定器・スイッチボックス

4.3.2 締付け方法と載荷方法

ボルト締付け力については、高力ボルトに所定のボルト軸力を導入するために、ナットを所要のトルクで締付けるトルク法により導入した。締付けトルクは以下の式により算出した。

$$T = kdN$$

T : ボルト締付けトルク (tonf・m)

k : トルク係数値(0.160)

d : ボルトのねじ外形の基準寸法(mm)

N : ボルト締付け軸力(tonf)

本試験では線形性の確認のための静的載荷をおこなった。線形性の確認は 11tonf まで載荷した。初期値を 1 tonf として 2tonf ずつ載荷荷重を増やし計測をおこなった。その後、2tonf ずつ下げるとい動作を 1 サイクルとし、それを 2 回繰り返した。載荷状況を【Photo.4.7】に示す。

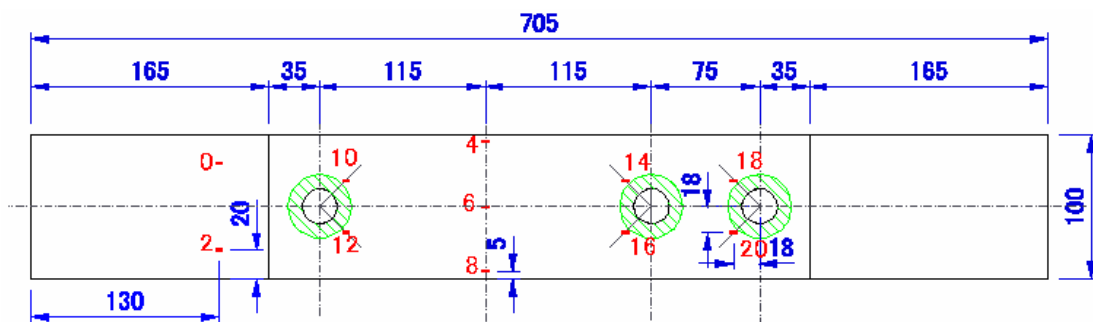


【Photo.4.7】 荷重状況

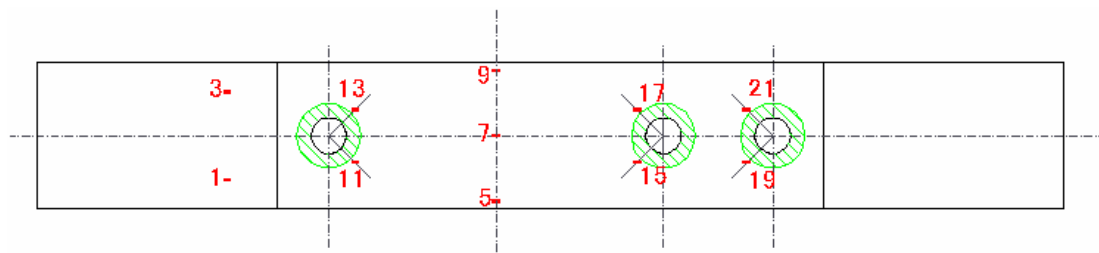
4.3.3 計測位置

計測位置は事前解析により、応力集中が大きい位置にしたかったが、ゲージを貼ることが困難のため、ボルト中心から長手方向中立軸に対して 45° の位置とし、板幅方向に 18mm、長手方向に 18mm の引張応力が発生する側に貼ることとした。事前解析の結果から予測される最も応力集中が高い位置から約 3.5mm 離れている。

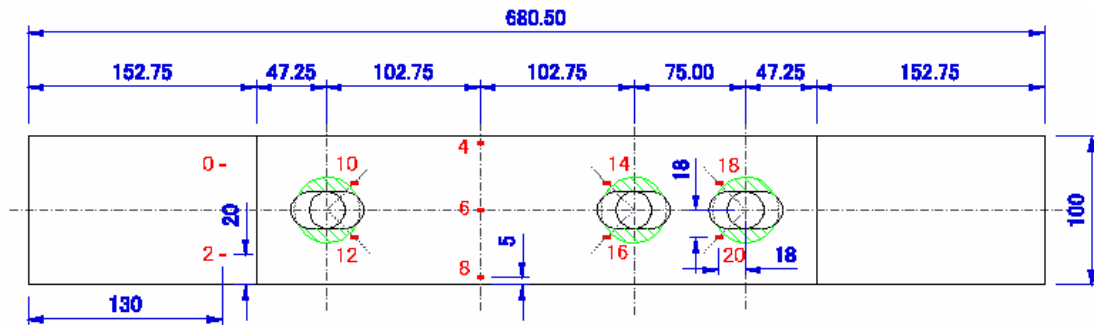
また解析ではボルト 1 本と 2 本を区別して行っているが、今回の実験では同時に行っているため中央付近での応力の流れが多少変わることが考えられる。そこで、添接板中間付近板幅方向に 6 箇所（4～9）ゲージを貼り、分布を調べることにした。



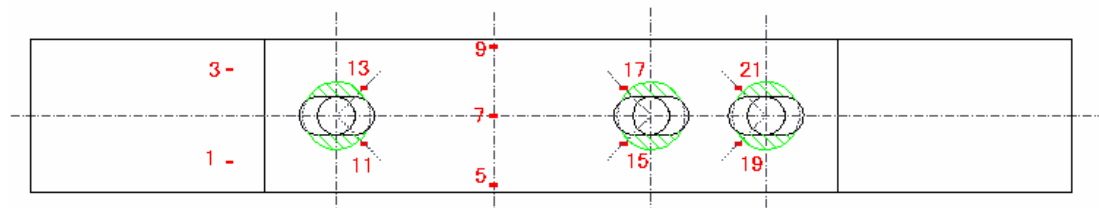
【Fig.4.5】 計測位置及びゲージ番号(ボルト頭側)CC タイプ



【Fig.4.6】計測位置及びゲージ番号(ナット側)CC タイプ



【Fig.4.7】計測位置及びゲージ番号(ボルト頭側)LC タイプ

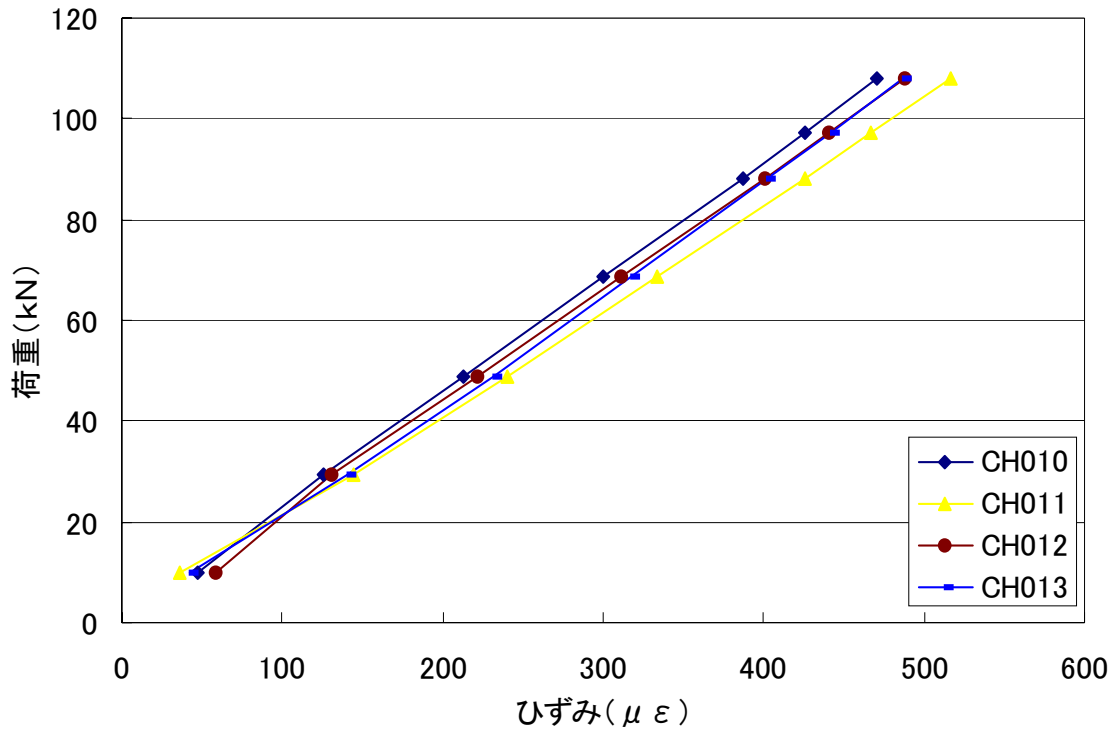


【Fig.4.8】計測位置及びゲージ番号(ナット側)LC タイプ

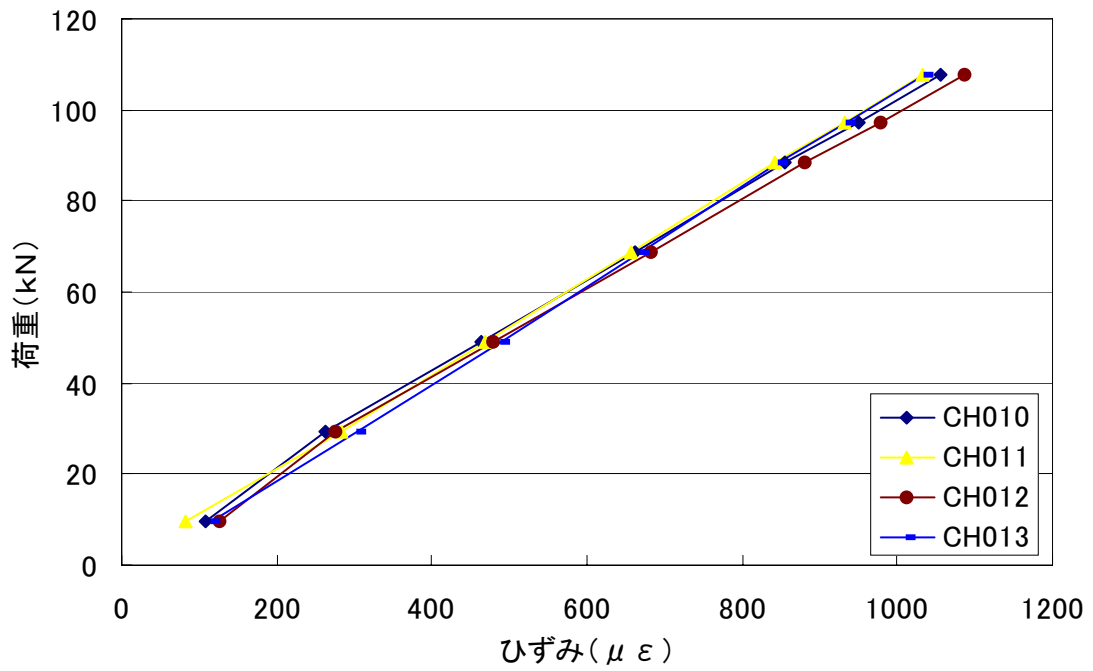
4.4 試験結果

4.4.1 ボルト際の比較

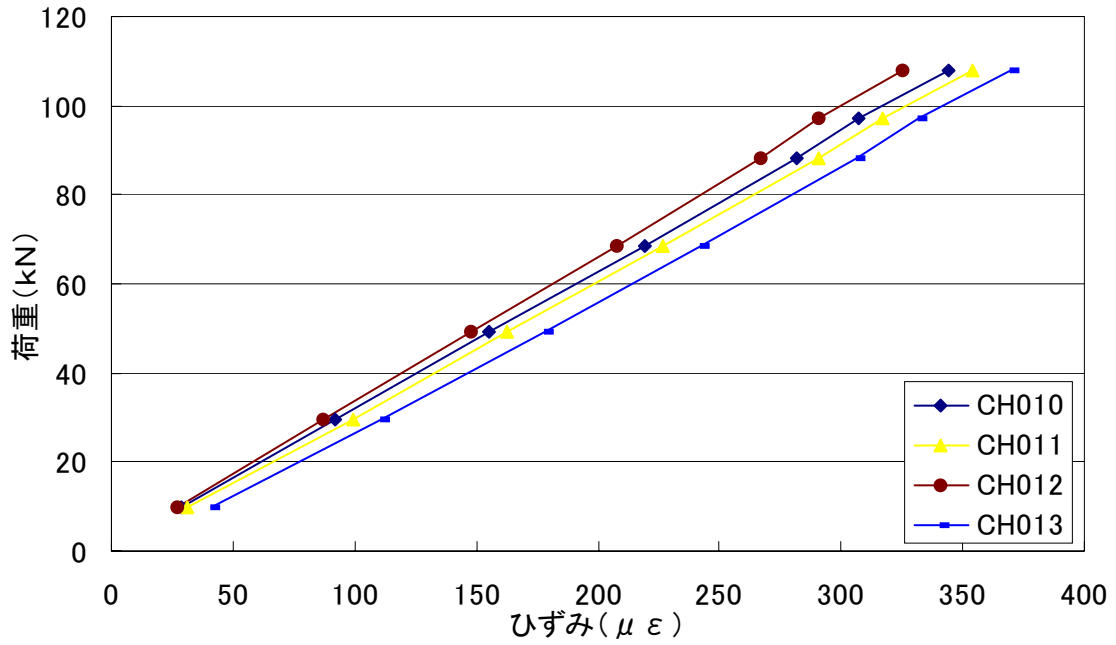
【Fig.4.9】～【Fig.4.20】にボルト際での実験結果を示す。ボルト2本側では添接板自由端側のボルトをボルト①とし、添接板対称面側のボルトをボルト②とした。全てのグラフにおいて、荷重が小さいときには、ばらつきがあるもののほぼ線形変化し傾きも酷似しているといえる。このことから弾性範囲内の変化であることが読み取れる。【Fig.4.9】～【Fig.4.12】のボルト1本側の場合では、許容力 96kN に対して十分な強度があることが分かった。ゲージ番号による試験結果のばらつきについては、試験機の上側クロスヘッドの試験体を噛ませるチャック部分が上手く噛み合わされなかったこと、ボルトを締付ける際に座金の位置が若干ずれたことが考えられる。また、荷重が 10kN 付近では、試験体の大きさに対して荷重が小さすぎるためにばらつきが起きたものと思われる。



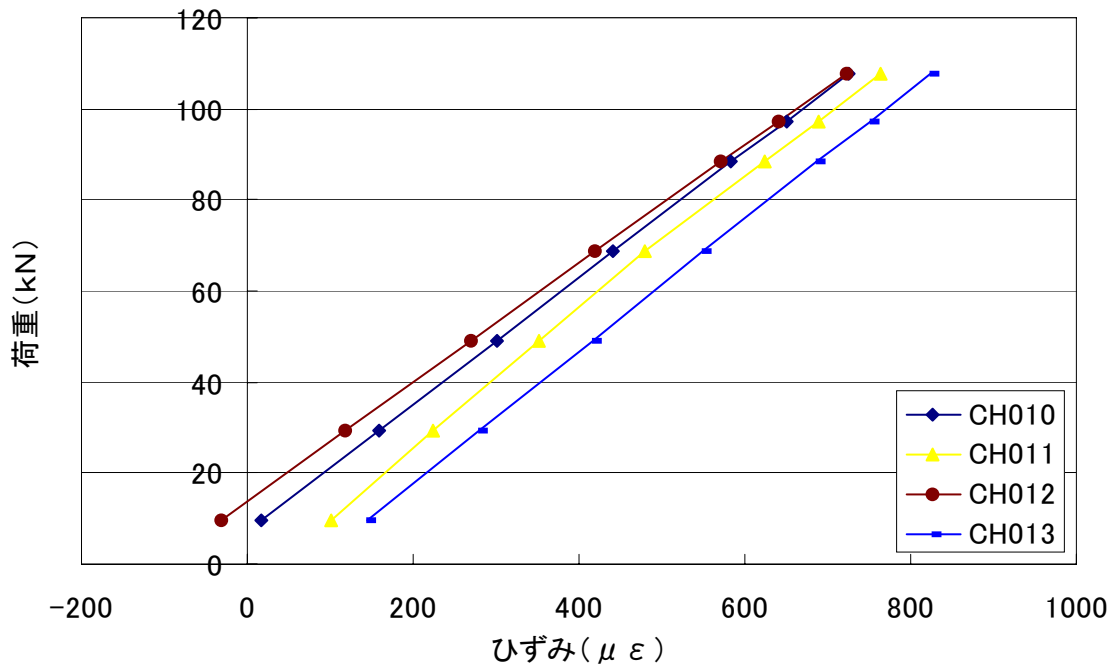
【Fig.4.9】 90M-LC ボルト 1 本際 荷重-ひずみ曲線



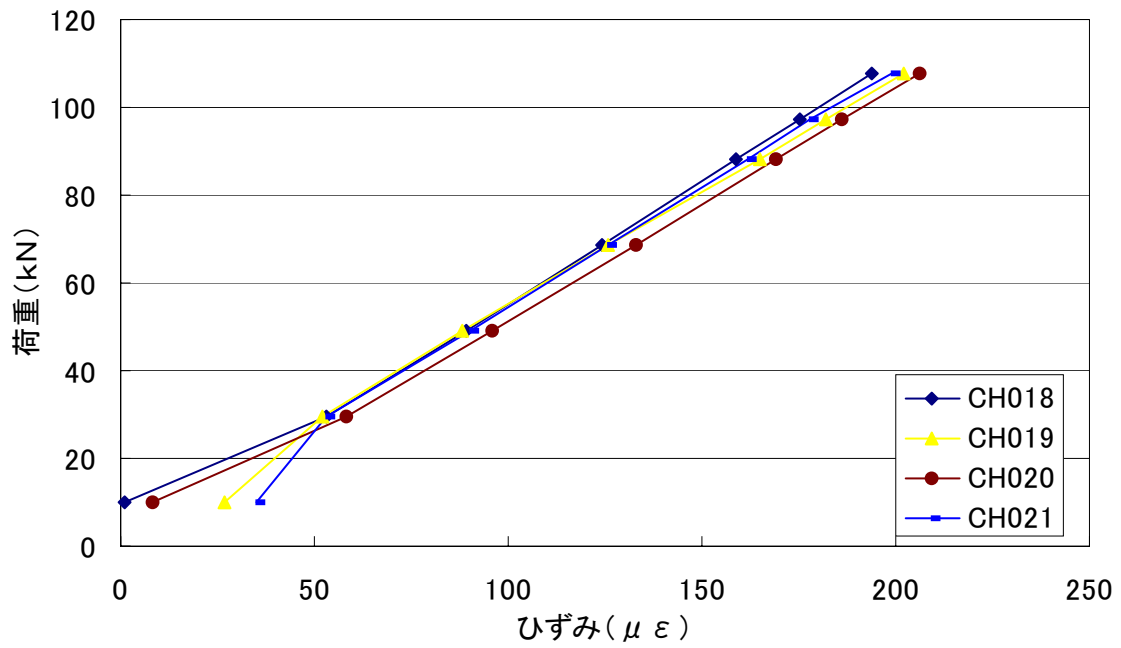
【Fig.4.10】 50M-LC ボルト 1 本際 荷重-ひずみ曲線



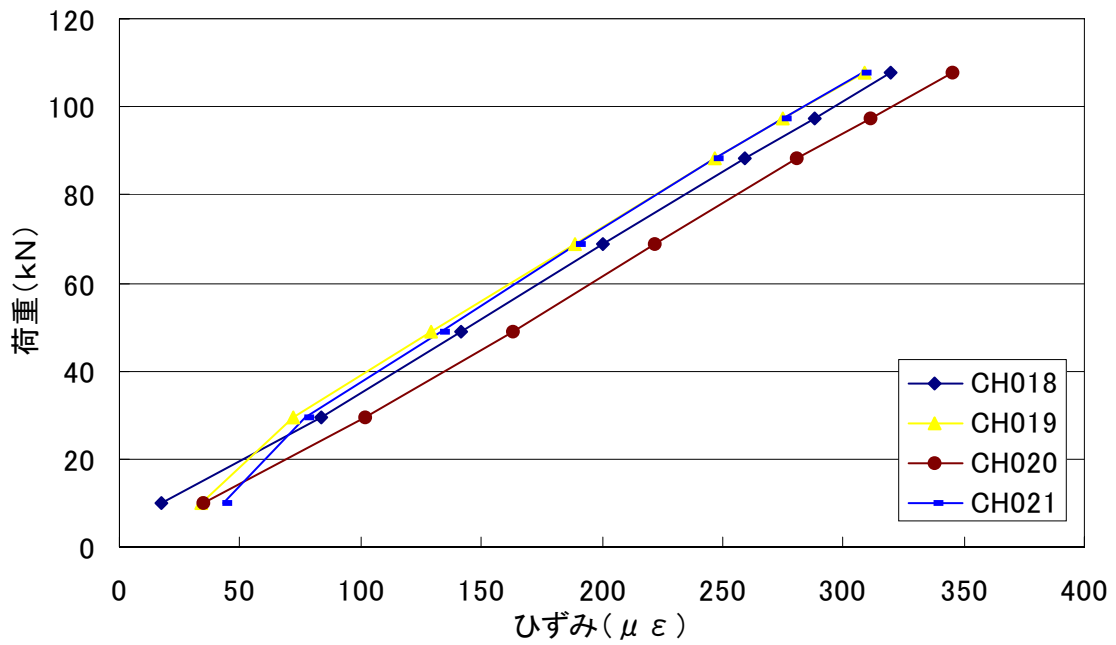
【Fig.4.11】 90M-CC ボルト 1 本際 荷重-ひずみ曲線



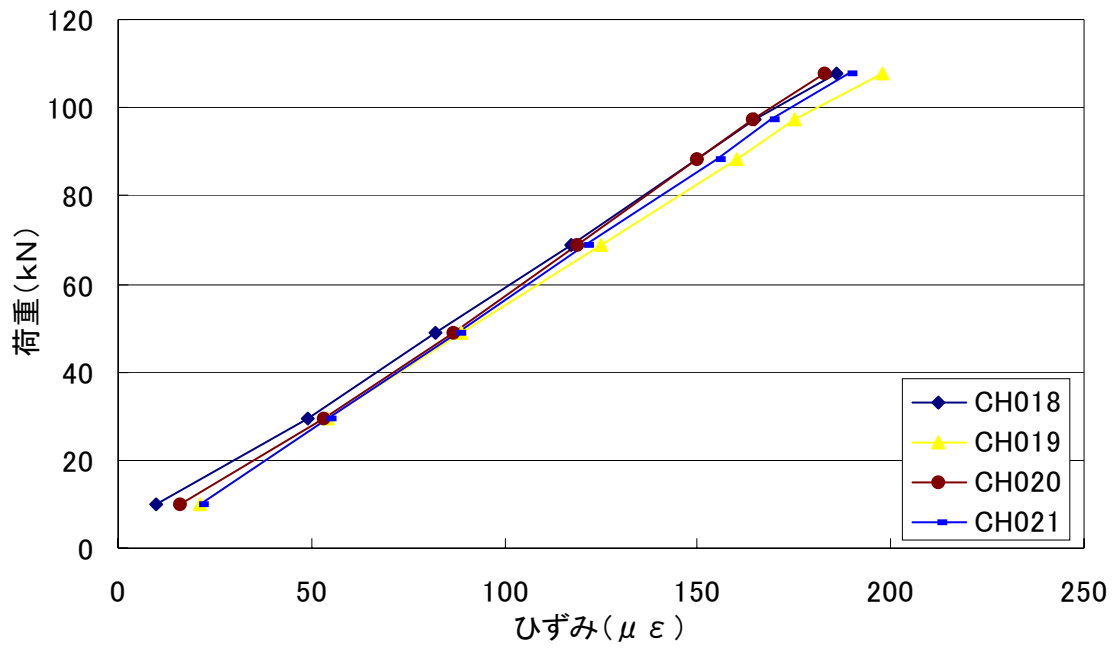
【Fig.4.12】 50M-CC ボルト 1 本際 荷重-ひずみ曲線



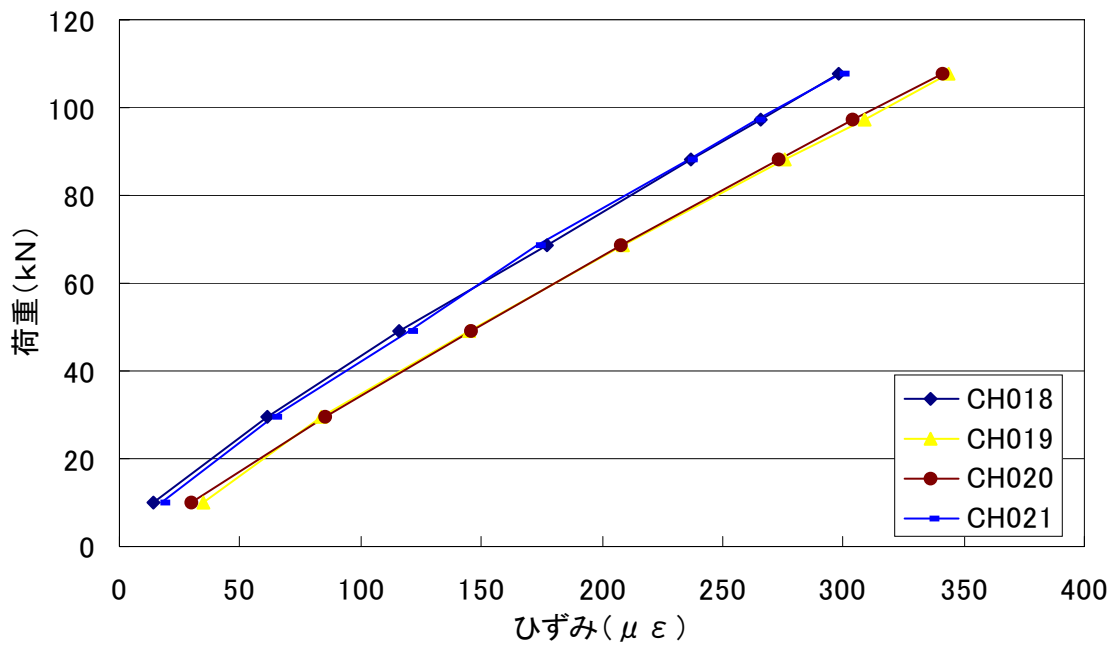
【Fig.4.13】 90M-LC ボルト① 荷重-ひずみ曲線



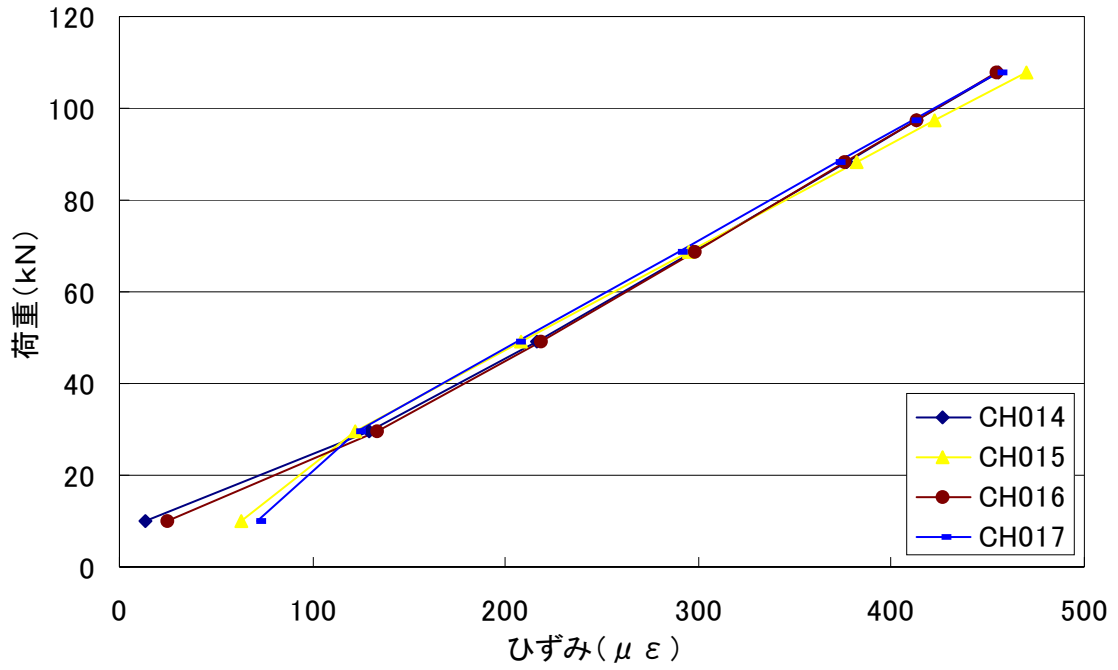
【Fig.4.14】 50M-LC ボルト① 荷重-ひずみ曲線



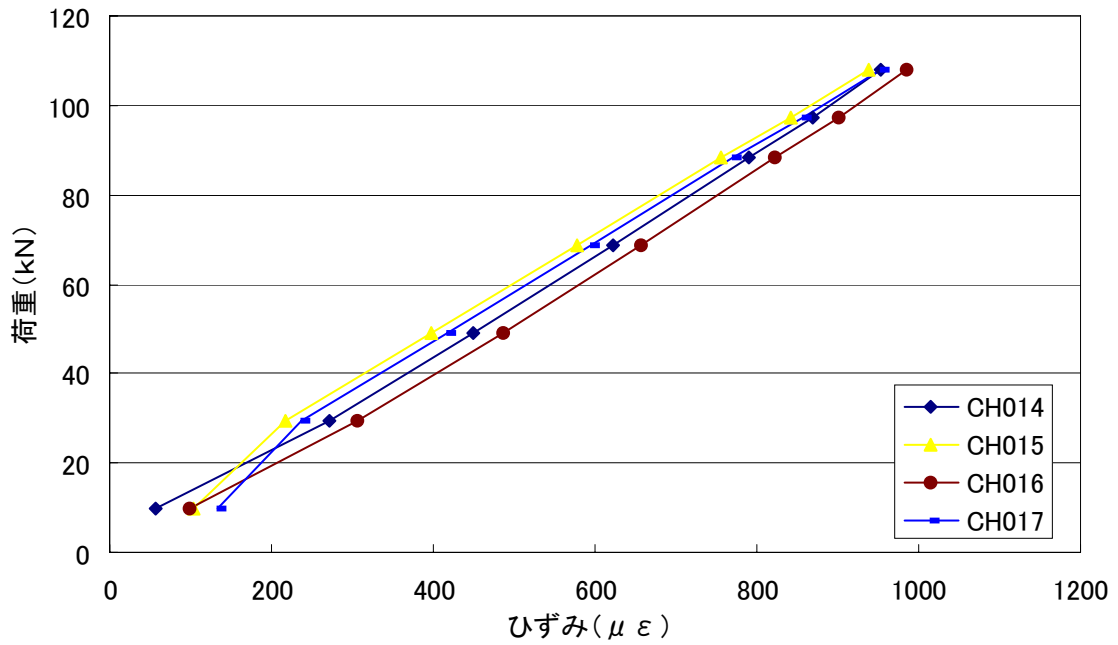
【Fig.4.15】 90M-CC ボルト① 荷重-ひずみ曲線



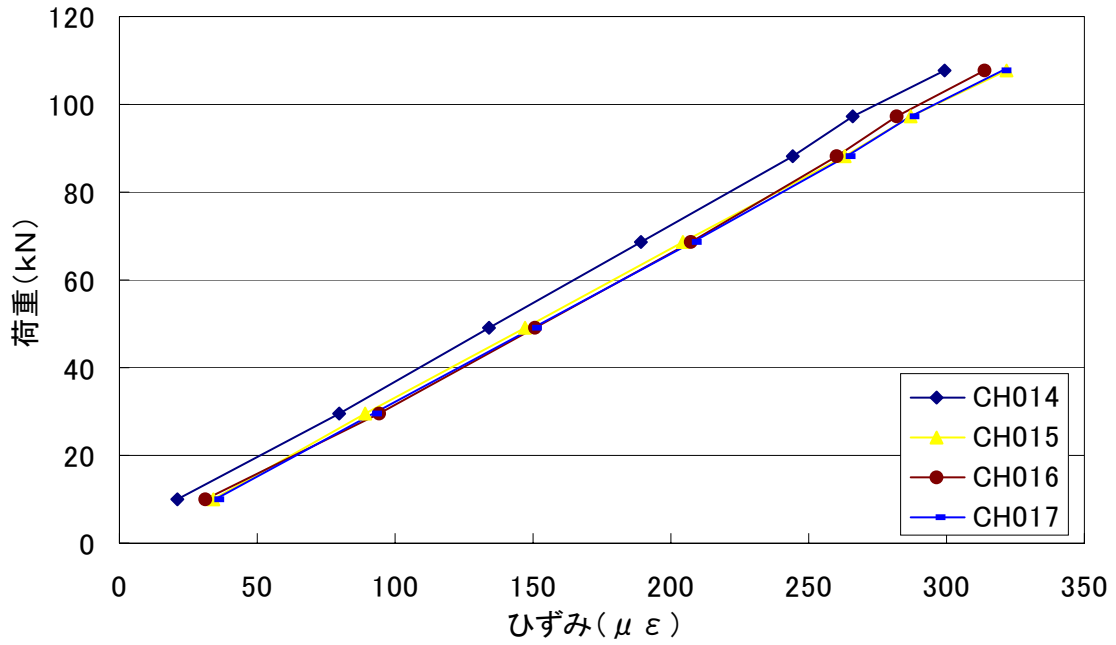
【Fig.4.16】 50M-CC ボルト① 荷重-ひずみ曲線



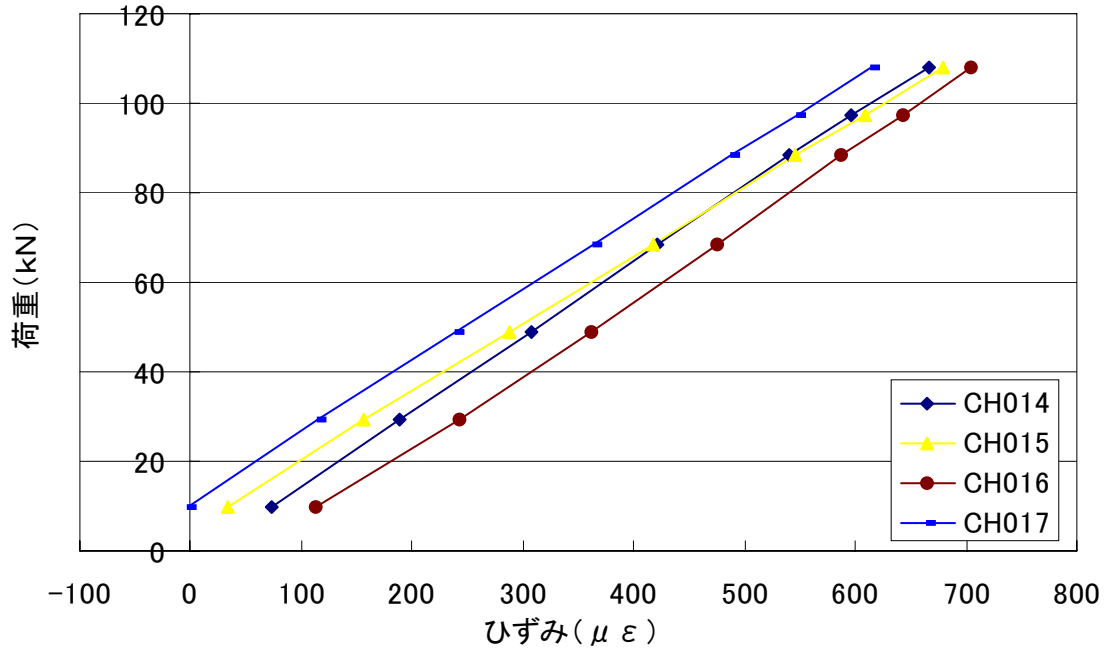
【Fig.4.17】 90M-LC ボルト② 荷重-ひずみ曲線



【Fig.4.18】 50M-LC ボルト② 荷重-ひずみ曲線



【Fig.4.19】 90M-CC ボルト② 荷重-ひずみ曲線



【Fig.4.20】 50M-CC ボルト② 荷重-ひずみ曲線

4.4.2 解析結果との比較

ここでは、実験結果と解析結果の比較検討を行う。実験結果には、ばらつき生じているため、30kN～110kNまでの結果を用いて回帰曲線の傾きを求め、そこから算出したひずみ値を用いることとした。また、今回の試験では、ボルト頭側とナット側両方の面にゲージを張っているためその平均値を用いることとした。比較は解析結果より97.2kN 載荷時とする。【Table.4.2】にはボルト1本側、【Table.4.3】にはボルト2本側の比較を示してある。

【Table.4.2】より、主板では、解析値との違いは8～11%程度であり解析値と同等の値といえる。このことから、9.72kN 載荷時に主板には平均的に応力が伝わっていることが確認できた。また添接板中間付近についても、2～9%程度の違いであり解析値とよく似ていることが分かった。それから、CCタイプでは添接板中間付近外側と中央で値が同じであるのに対して、LCタイプでは中央よりも外側の方が若干高いと値となっていることが実験からも解析からも分かった。このことは、LCタイプの場合長手方向中立軸上付近のボルト際では添接板と座金が接触していないため、応力が外側へ多く流れるためだと考えられる。ボルト際については、添接板板厚5.0mmの場合解析値との違いは4～8%であったが、板厚9.0mmの場合では40%程度の違いがあった。これは、今回行った解析では、接触面積の変化を考慮していないことが考えられる。接触面積は板厚や荷重、添接板と座金の接触部の形状などによって変化する。今回は線形解析であり、パラメーターが多く接触面積を算定することが困難であったため、接触面積を座金範囲と仮定して解析を行うこととしている。その結果、板厚5.0mmの場合では、接触面積がほとんど座金範囲から広がらないため、解析値と一致した。板厚9.0mmについては、面積の広がりが大きかったため応力集中が緩和され、解析値よりも小さい値となったことが考えられる。また、板厚9.0mmの変化の割合を見ると、LCタイプCCタイプともに解析値に対して実験値が約40%減少であり減少率は同じであることが分かった。

ボルト2本側においても添接板中間付近では、解析値と実験値がほぼ一致していた。また各ボルト周りの応力の分担については、ボルト①際に比べてボルト②際での方が高くなっている。このことは解析でも同様の現象が起きていることから解析方法が妥当であったといえる。ボルト際の応力については、ボルト1本の場合と同様に板厚5.0mmでは、解析値と実験値はよく似ているが、9.0mmの場合では大きく異なっている。これは、接触面積が適切でなかったことが考えられる。

今回の実験では、実際に使用できる許容力の範囲内で長穴を使用した場合でも十分な強度があること、板厚が薄い場合には線形解析においても実験値とほぼ同じ応力の流れを確認できることが分かった。しかし、板厚が厚い場合にはボルト締付け力による接触面積の増加を考慮しなければならない。そして、今後設計に生かしていくためには主板と添接板のすべりまたは主板あるいは添接板の降伏の限界状態を考えることが必要である。

【Table.4.2】 ボルト 1 本側の比較

モデルタイプ	測定位置	主板	添接板中間軸 外側	添接板中間軸 中央	ボルト際
	ゲージCH番号		0~3	4,5,8,9	
90M-LC	実験値(N/mm ²)	50.4	47.6	46.1	88.0
	解析値(N/mm ²)	54.5	52.3	46.9	147.0
	(実験値/解析値)	0.92	0.91	0.98	0.60
50M-LC	実験値(N/mm ²)	51.3	97.8	94.8	191.0
	解析値(N/mm ²)	54.7	97.5	91.7	198.4
	(実験値/解析値)	0.94	1.00	1.03	0.96
90M-CC	実験値(N/mm ²)	48.5	48.3	48.5	61.9
	解析値(N/mm ²)	54.6	49.4	49.7	109.3
	(実験値/解析値)	0.89	0.98	0.98	0.57
50M-CC	実験値(N/mm ²)	49.6	96.8	97.0	140.0
	解析値(N/mm ²)	54.0	94.0	94.5	152.3
	(実験値/解析値)	0.92	1.03	1.03	0.92

【Table.4.3】 ボルト 2 本側の比較

モデルタイプ	測定位置	添接板中間軸 外側	添接板中間軸 中央	ボルト2本側際	
				ボルト①(外側)	ボルト②(内側)
ゲージCH番号		4,5,8,9	6,7	18~21	14~17
90M-LC	実験値(N/mm ²)	47.6	46.1	36.2	82.1
	解析値(N/mm ²)	54.4	50.7	84.9	129.6
	(実験値/解析値)	0.87	0.91	0.43	0.63
50M-LC	実験値(N/mm ²)	97.8	94.8	58.5	173.3
	解析値(N/mm ²)	97.9	93.1	81.4	174.7
	(実験値/解析値)	1.00	1.02	0.72	0.99
90M-CC	実験値(N/mm ²)	48.3	48.5	33.5	55.4
	解析値(N/mm ²)	51.0	51.9	60.2	95.3
	(実験値/解析値)	0.95	0.93	0.56	0.58
50M-CC	実験値(N/mm ²)	96.8	97.0	61.4	121.4
	解析値(N/mm ²)	94.4	95.9	62.7	133.3
	(実験値/解析値)	1.02	1.01	0.98	0.91

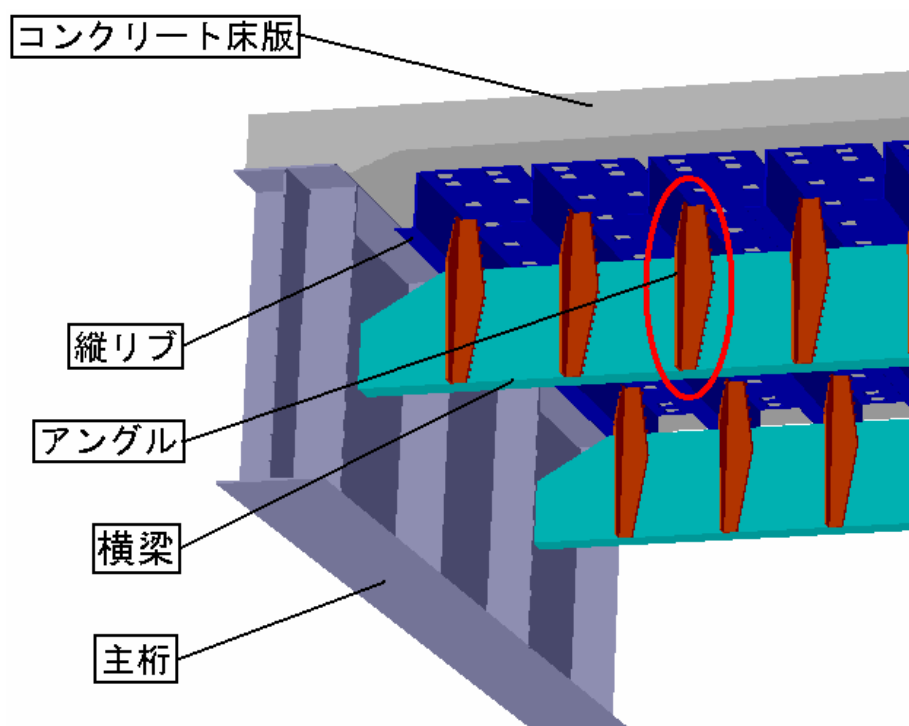
第5章

アングル継手の数値解析

第5章 アングル継手の数値解析

5.1 目的

薄鋼板を用いた補強構造では【Fig.5.1】の赤で示すような縦リブと横梁を連結する部材としてアングル材を用いる場合がある。この章では、アングル材を連結材として使用する長孔を用いた継手について検討する。



【Fig.5.1】組立式床版補強構造

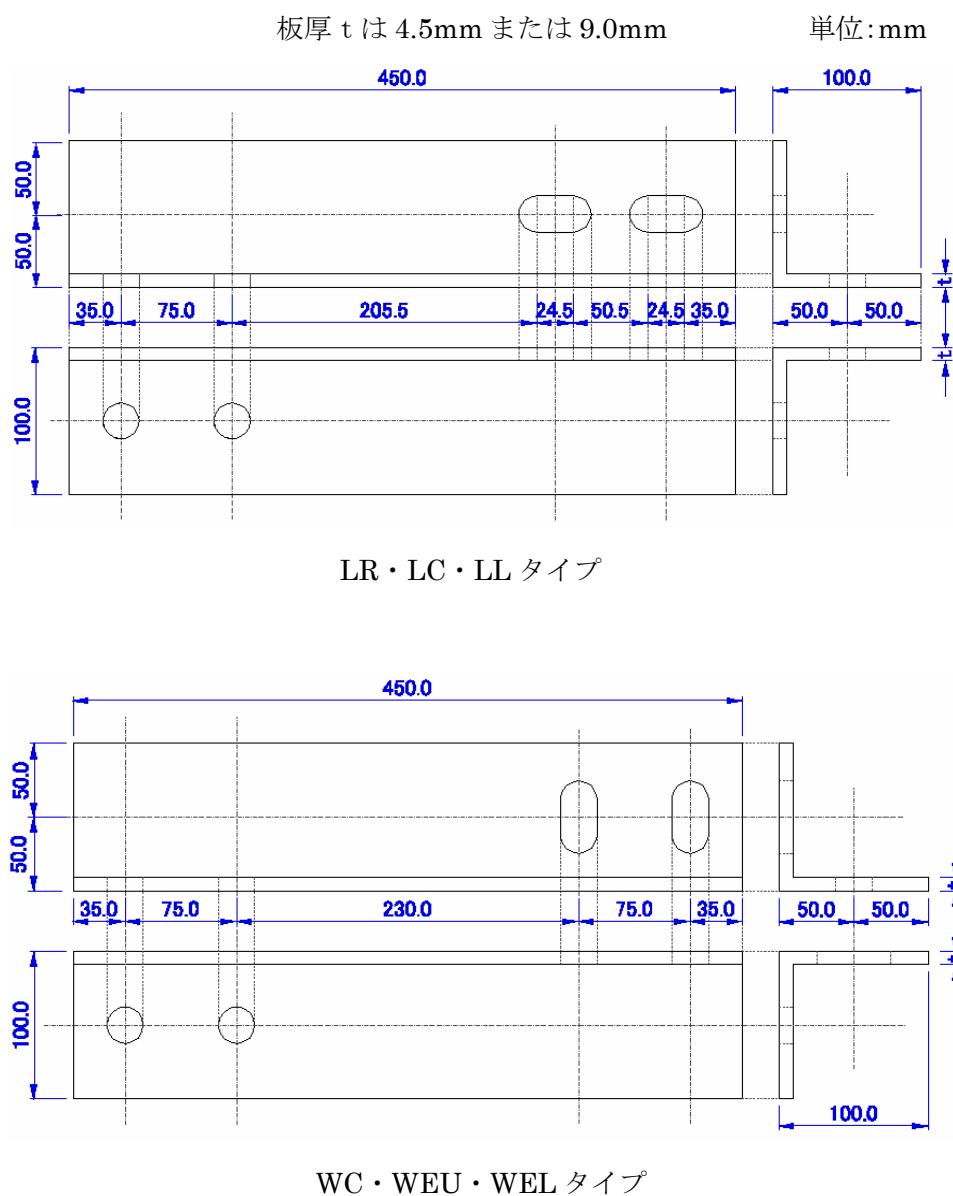
5.2 解析プログラム

解析プログラムは、これまでと同様、有限要素法解析プログラム「COSMOS/M Ver2.6 geostar256k」を使用した。

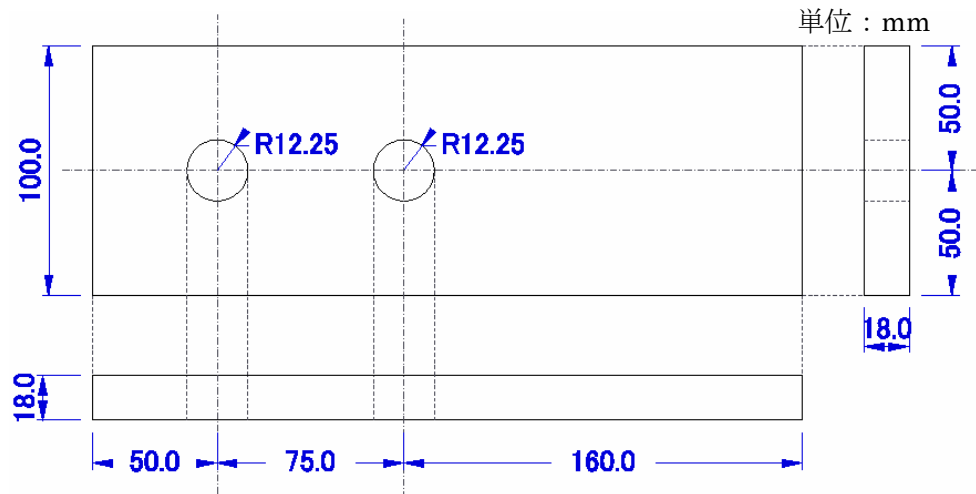
5.3 解析方法

本解析モデルは、横梁と縦リブを接合する【Fig.5.1】の赤く囲まれた部分を取り出して行うこととする。また今回は、長孔をアングル材に適用した場合の影響を調べる事を目的としているので、応力の流れをスムーズにするため、山形部材の辺長などを変化させると長孔による影響を検討しにくくなるため、単純な等辺山形鋼を扱うこととした。また、対

称性を持たない片面せん断継手とした。ボルト孔形状は第2章【Fig.2.2】と同様であるが、WE タイプについてはボルト位置がアングル材板幅方向対して内側と外側2つのタイプが必要となる。そこで外側のタイプを WEU タイプ、内側のタイプを WEL タイプとする。解析結果を比較し易くするため、今回は片側のボルト群についてアングル材に長孔を適用した【Fig.5.2】。主板については平均応力を等しくするために全て同じ寸法とした。ボルト中心間隔は、最小中心間隔の 75mm とした。また、【第2章】、【第3章】で検討した添接板が平板のものと荷重載荷位置からボルト中心までの位置を統一するため、荷重載荷位置からアングル材自由端側のボルト中心位置までを 160mm と同じ距離とした【Fig.5.3】。



【Fig.5.2】 アングル材寸法図



【Fig.5.3】 主板1・主板2寸法図

5.4 解析モデル

5.4.1 要素

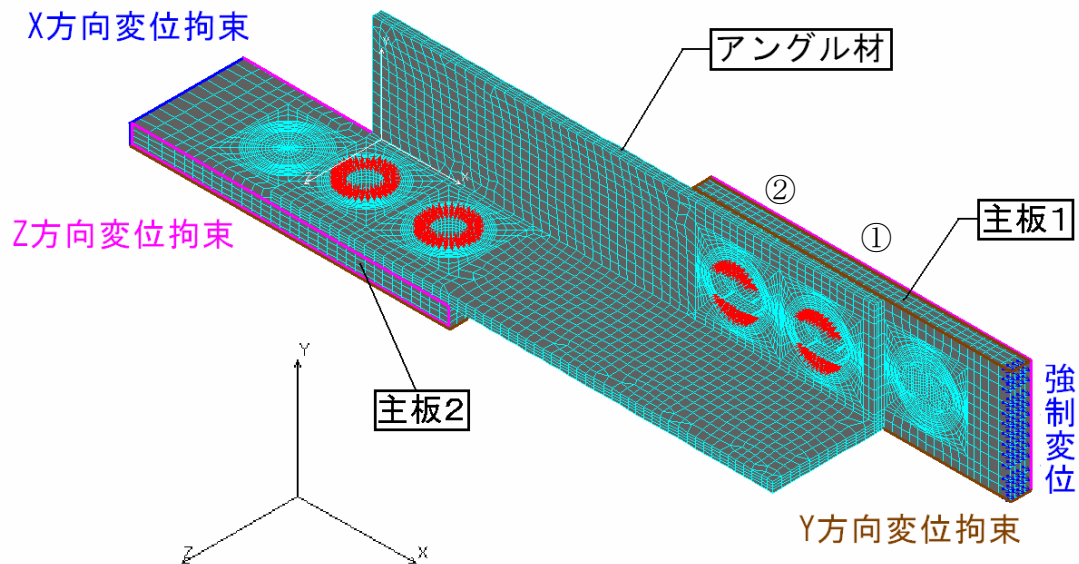
本解析で使用了要素は【第2章】、【第3章】で使用了以下の2二種類の要素を使用する。その説明についてはすでに述べているため省略する。

- ・ SOLID 要素
- ・ SHELL 要素

5.4.2 モデル形状

- ・ モデル作成

【Fig.3.4】に示すように添接板と主板とを SOLID 要素を用いて作成した。また主板とアングル材それぞれの板表面にゲージ要素として SHELL 要素を取り付けた。



【Fig.5.4】 要素分割および対称条件概略図 (90M-LC-A)

・境界条件

今回のモデルは、接続する構造部材両端面間隔が単純に並行的に変化する接合を考えた。そのため主板1と主板2の相対角度が変化しないよう【Fig.5.4】に示す変位拘束を行った。回転成分については、X方向、Y方向、Z方向いずれの方向にも拘束している。

・材料定数

これまでの解析と同様、添接板、主板、連結材とも、ヤング係数 $E=2.0 \times 10^5 \text{N/mm}^2$ 、ポアソン比 $\nu=0.3$ とした。本解析では添接板と主板との接触面は、擬似的に0.1mmの薄いSOLID要素を挟み込むものとした。ヤング係数はボルト締付圧力との関係からそれぞれのモデルの締付圧力に係数として12.6を乗ずる事とした。

5.4.3 荷重条件

締付力は、ボルト頭部座金範囲の面積に対し、高力ボルト (M22-F10T) のボルト軸力205kNの10%増しの225.5kN相当の荷重を、応力として均等に分布させて与えた。伝達力に相当する引張荷重については、主板荷重側と連結板X方向拘束側のY-Z面において対称性を持たせるため許容力相当の力を強制変位により载荷することとした。载荷方法については、【2.5.2 WEタイプの回転成分の影響】で用いた方法と同じ方法である。

5.5 解析結果

5.5.1 応力集中位置の検討

今回はアングル材と主板1を連結する部分のみに長孔を採用しているため、そのボルト周りの応力について検討する。ここでは、最大主応力に注目して検討を行う。アングル材板厚 4.5mm の場合、最大主応力の最大値は、ボルト②近傍よりも①近傍の方が高いことが分かった【Fig.5.7】。ボルト①近傍での発生位置については、ボルト孔下側の座金際付近、つまりボルト孔中心から部材の内側となる位置である【Fig.5.5】。また【Fig.5.9】～【Fig.5.12】の合成変位の変形図から、アングル材板厚 4.5mm の場合、アングル材端部が大きく変形していることが分かる。アングル材ボルト孔長径が荷重載荷方向に対して平行な場合にも、同様の現象を示していた。これらのことから、アングル材自由端側のボルト周りでは、作用力の偏心に伴う板曲げ応力が卓越していると考えられる。アングル材での荷重作用位置が図心位置と異なることにより、アングル材端部に主板から剥がれる方向に力が作用し、その影響で座金際に応力集中が発生したと思われる。アングル材板厚 9.0mm の場合には、LR、LC、WEU、WEL タイプで最大主応力最大値の発生位置がボルト①周辺ではなくボルト②側へと変化している。これは【Fig.5.9】～【Fig.5.12】の変形図より、板厚が厚くなることにより剛性が高まり偏心曲げによる変形が小さくなっているためと考えられる。

【Table5.1】には、アングル材板厚 9.0mm の各ボルトの最大主応力最大値発生位置での σ_x および σ_y の最大主応力に対する比率を示している。最大主応力を P1 と示してある。ボルト番号が赤で示されているものは、各モデルにおいて最大主応力最大値が発生するボルト側を示している。【Table5.1】から、ボルト①側で最大主応力が最大となる場合には σ_y が高くなり、②側で最大となる場合には σ_x が高くなる傾向があることが分かる。このことから、①側は偏心による曲げの影響を大きく受ける場合に生じ、②側は載荷荷重方向に平行な軸方向応力が大きくなるためと分かった。同様のことは、【Table5.2】のアングル材板厚 4.5mm の場合にも認められた。WEL タイプについては、アングル材板厚が 9.0mm から 4.5mm になることにより最大値の発生位置が大きく異なっている【Fig.5.5】。このことは、長孔が荷重載荷方向に垂直で、ボルト締付け位置が内側になるため、他のモデルと比べて作用力の偏心量が小さくなり、曲げの影響が軽減されたと考えられる。板厚が 9.0mm になるとほとんど曲げの影響をほとんど受けないと思われる【Fig.5.11】。そのため、板厚 9.0mm の場合には接触面形状の鋭角部付近で応力集中が発生していると考えられる。

5.5.2 長孔の方向と締付け位置の変化による比較

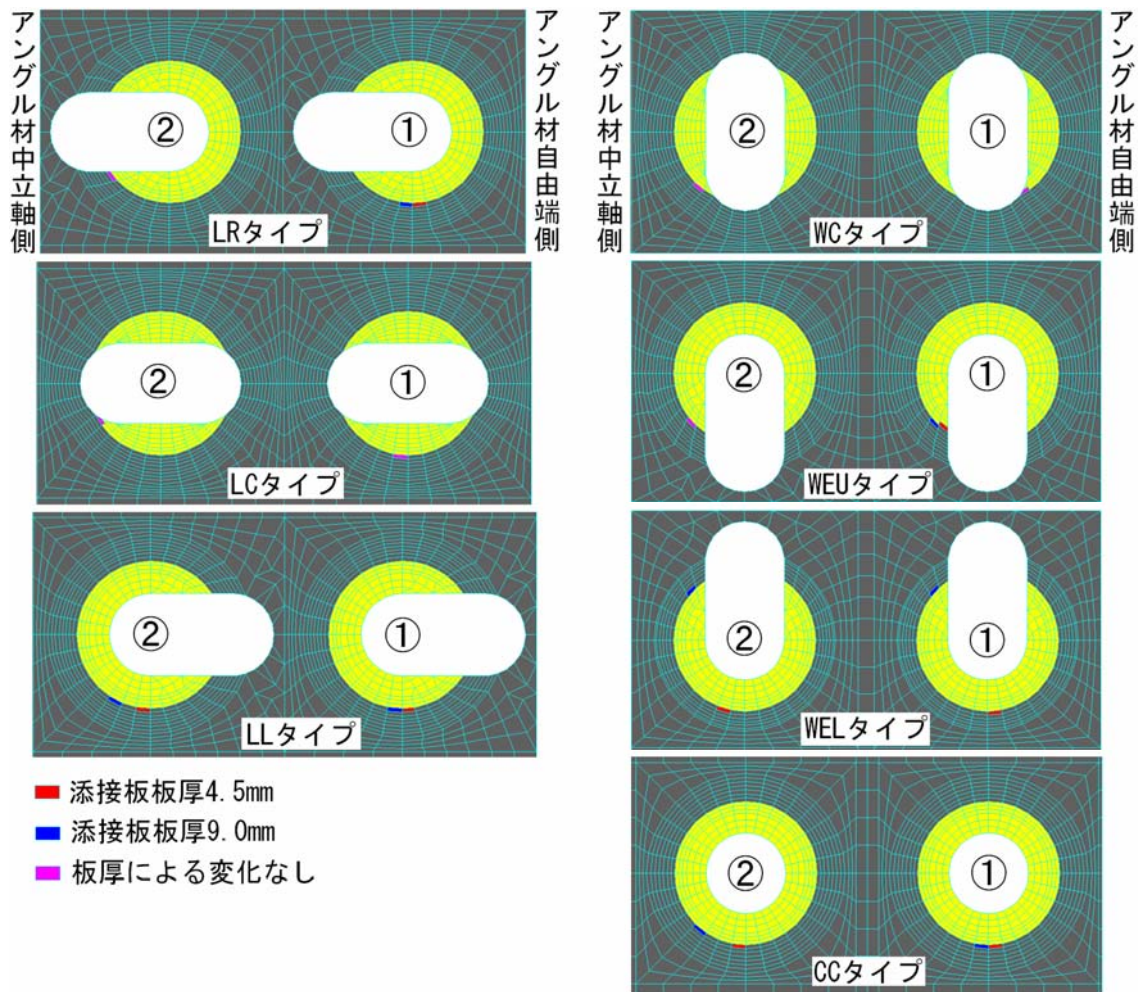
【Fig.5.6】は、各モデル板厚別にアングル材公称応力に対する最大主応力最大値の比率（最大主応力比）を示してある。アングル材板厚 4.5mm の場合は WC タイプで最も高い応力集中がみられた【Fig.5.6】。このことは偏心曲げを受ける座金下側の形状が鋭角となっているため、その部分に応力が集中することが考えられる。長孔の方向が荷重載荷方向に

対して平行な場合は公称応力に対して 10.9～11.6 倍であり、アングル材板厚 9.0mm の標準孔に対しては 3.3～3.5 倍の値となった。長孔が荷重載荷方向に対して垂直な場合には、公称応力に対して 8.9～14.7 倍であり、板厚 9.0mm の標準孔に対しては 2.7～4.4 倍となった。アングル材板厚が 9.0mm の場合には、WC、WEU タイプで高い応力集中が発生した【Fig.5.6】。このことは、板厚が 4.5mm の時と同様に接触面の形状に起因するものと思われる。荷重載荷方向に対して平行な場合は公称応力に対して 7.5～11.2 倍であり、標準孔に対しては 1.2～1.7 倍の値となった。荷重載荷方向に対して垂直な場合には公称応力に対して 7.1～12.2 倍であり、標準孔に対しては 1.1～1.9 倍となった。モデル別に最大主応力比で見ると、アングル材板厚が 9.0mm から 4.5mm に減少することにより 2～56%増加することが分かった。最も大きく変化したのは CC タイプであった。

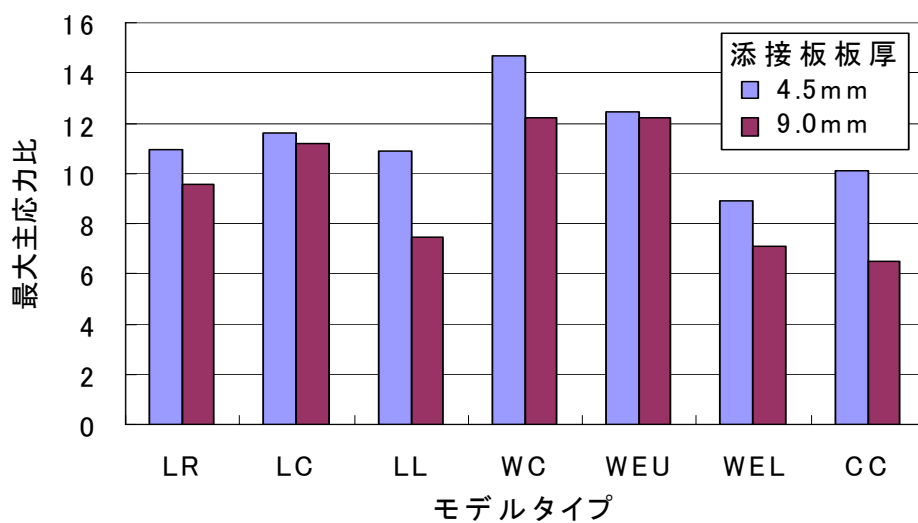
5.5.3 ボルト周りの応力分担率

ここでは、各モデルにおけるボルト①および②周りの最大主応力最大値の変化について検討する。【Fig.5.13】～【Fig.5.19】はアングル材表面の最大主応力のコンター図を示している。上側が主板および連結板と接触する接触面であり、下側に示してあるものは締付け圧力を載荷している自由面である。これらの図から板厚 4.5mm の場合には応力の流れがアングル材全体に広がらず全断面が有効に働いていないことが分かる。応力の流れは、主板側ボルトと連結板側ボルトを直線で結んだ位置に集中しているといえる。アングル材板厚 4.5mm の場合には、全てのモデルでボルト①周りで最大値が発生していた【Fig.5.6】。ボルト①に対して②周りでは主応力が 63～98%の値となっていた。最も変化が大きかったものは WEL タイプであり、最も小さかったものは WEU タイプであった。これは、WEL タイプでは長孔の向きが荷重載荷方向と垂直でありボルト締付け位置がアングル材の内側になる。そのためアングル材を平面に展開したとき、主板ボルト位置と連結板ボルト位置とを結ぶ直線と荷重載荷方向からの角度が小さくなることが原因だと考えられる。つまり WEL タイプでは、力の作用方向が載荷荷重方向と平行に近づくため、ボルト周りでの応力の分担率が偏っていることが考えられる。逆に WEU タイプでは、ボルト締付け位置がアングル材の外側となるため力の作用方向が載荷荷重方向からの角度が大きくなるため各ボルト周りでの変化が小さくなったと考えられる。

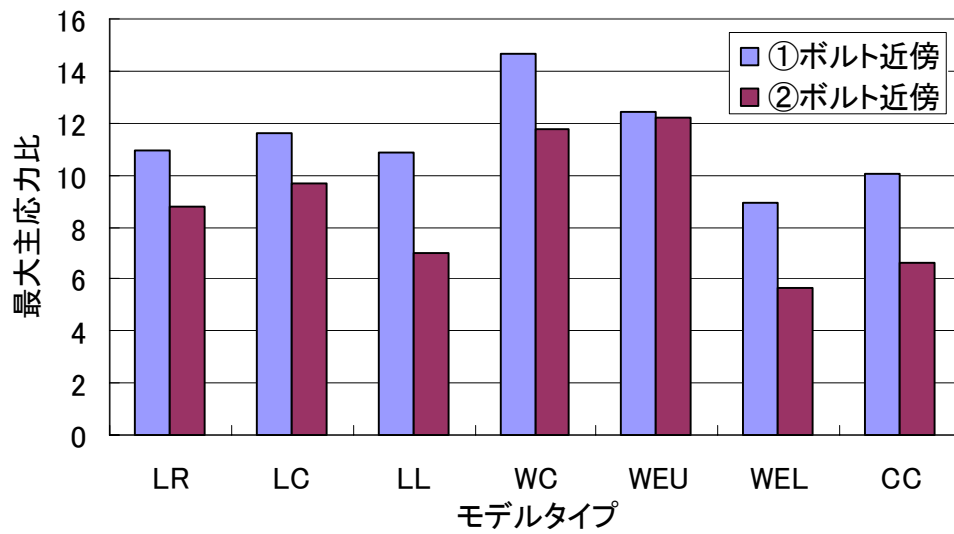
アングル材板厚を 9.0mm にした場合には、最大主応力最大値がモデルによってボルト①側だけではなく②側で発生するものがあった。主応力の最大値に対するもう一方のボルト周りの応力値を比較すると、75～97%の値となった。板厚 4.5mm の場合と比較すると変化量は小さくなった。変化が最も小さいモデルは WEU タイプであり板厚 4.5mm の場合と同じであったが、最も大きく変化したのは LC タイプであった。このことは、板厚が増加したことにより WEL タイプでは偏心曲げの影響が他のモデルと比べて極端に減ったため、偏心による影響ではなく長孔の向きと締付け位置の関係が大きく影響するようになったと考えられる。



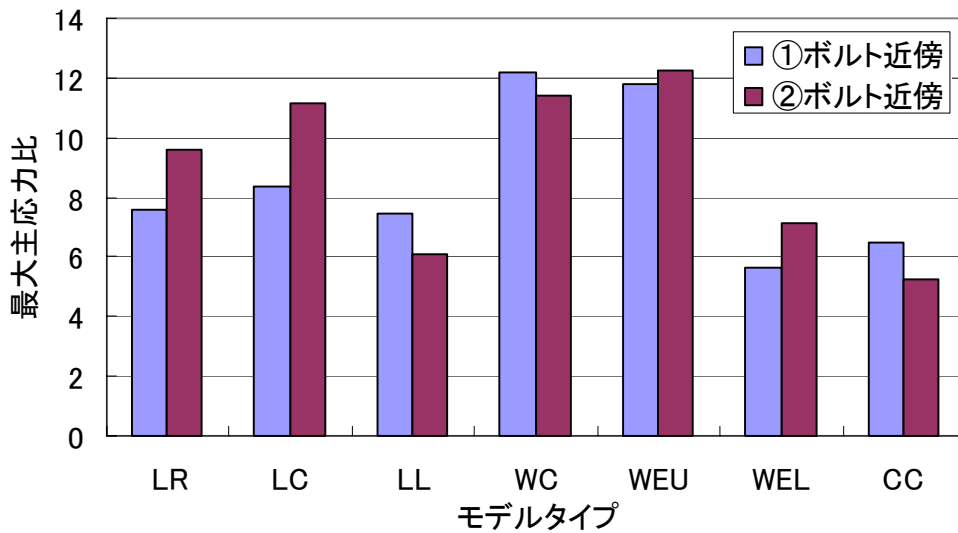
【Fig.5.5】 各ボルト周りでの最大主応力最大値発生位置



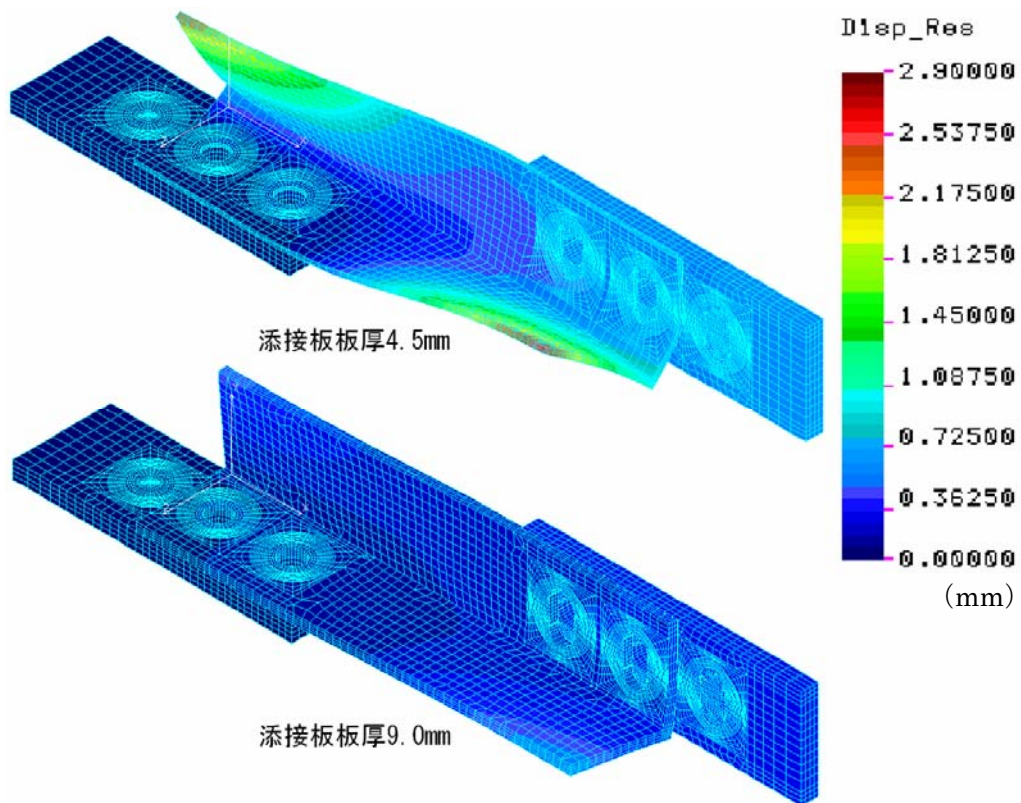
【Fig.5.6】 最大主応力最大値の比較



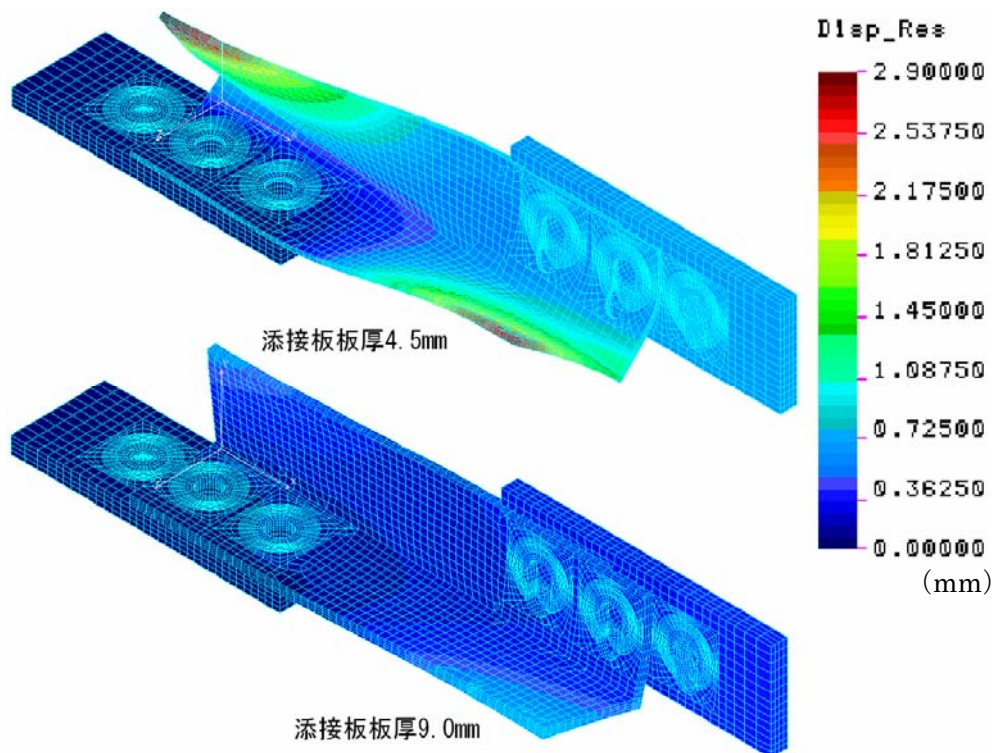
【Fig.5.7】 添接板板厚 4.5mm 各ボルト周りの応力変化



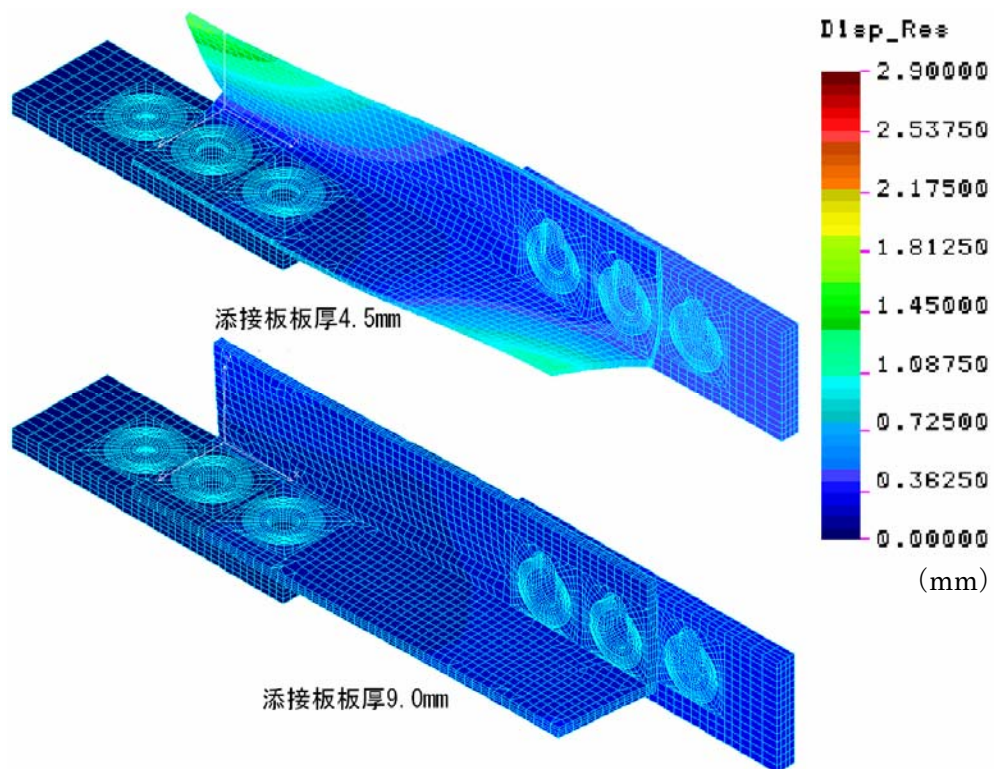
【Fig.5.8】 添接板板厚 9.0mm 各ボルト周りの応力変化



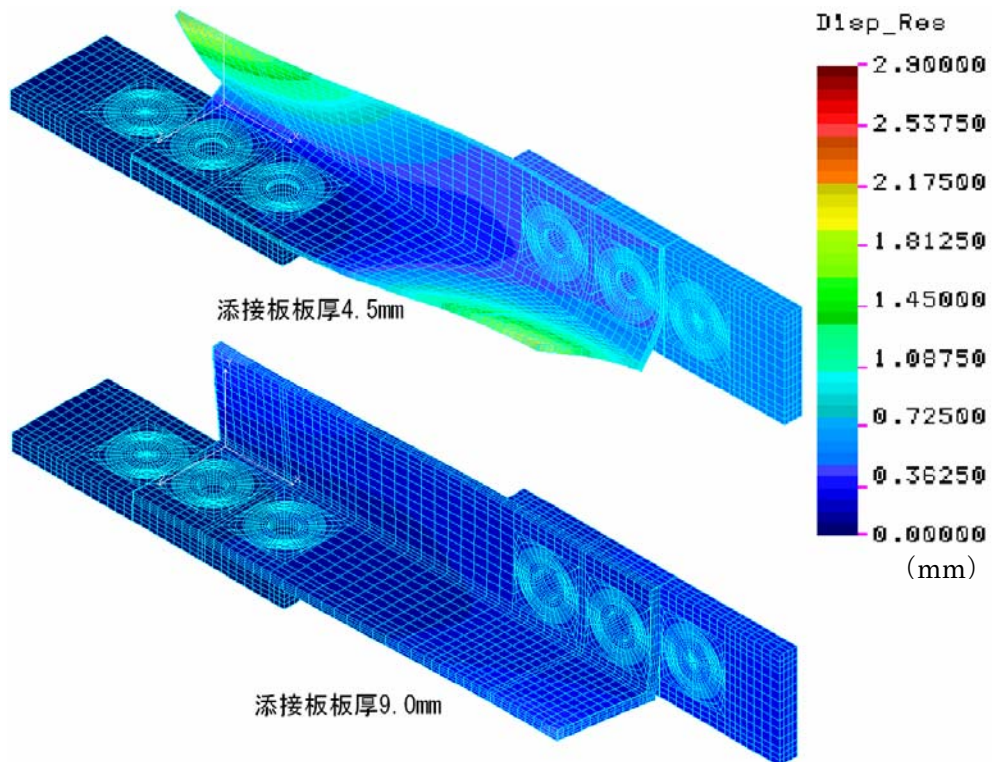
【Fig.5.9】 WC タイプ合成変位図



【Fig.5.10】 WEU タイプ合成変位図



【Fig.5.11】 WEL タイプ合成変位図



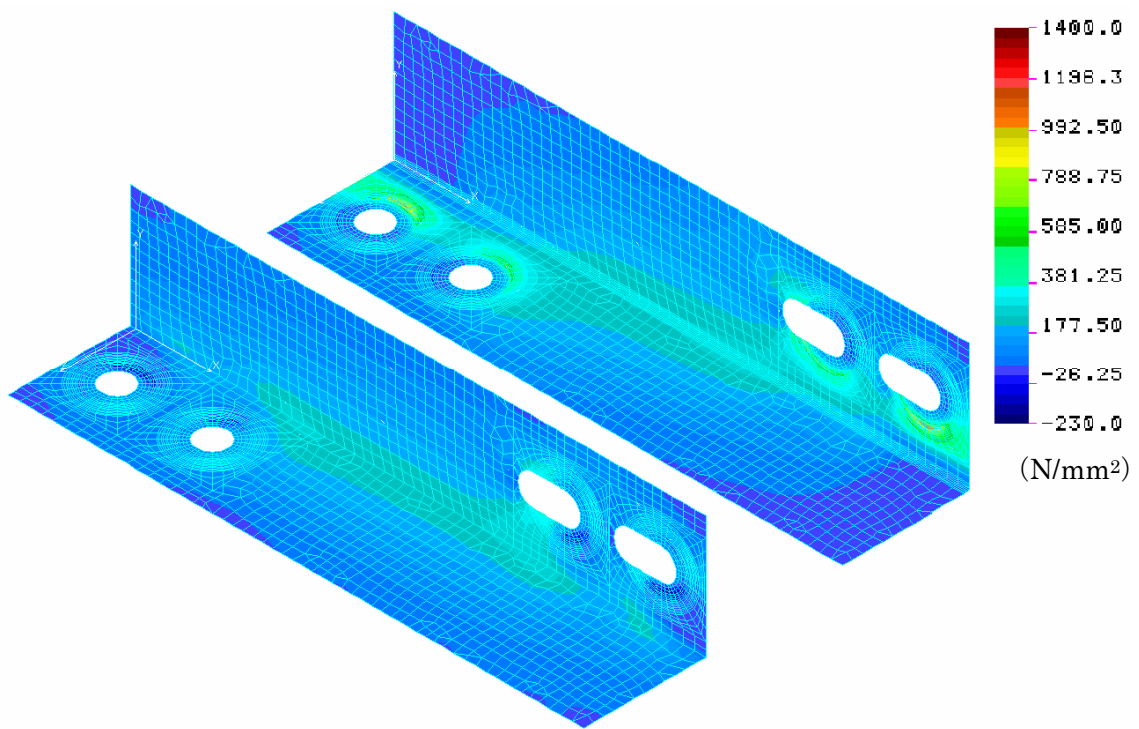
【Fig.5.12】 CC タイプ合成変位図

【Table5.1】 応力成分の比較（添接板板厚 9.0mm）

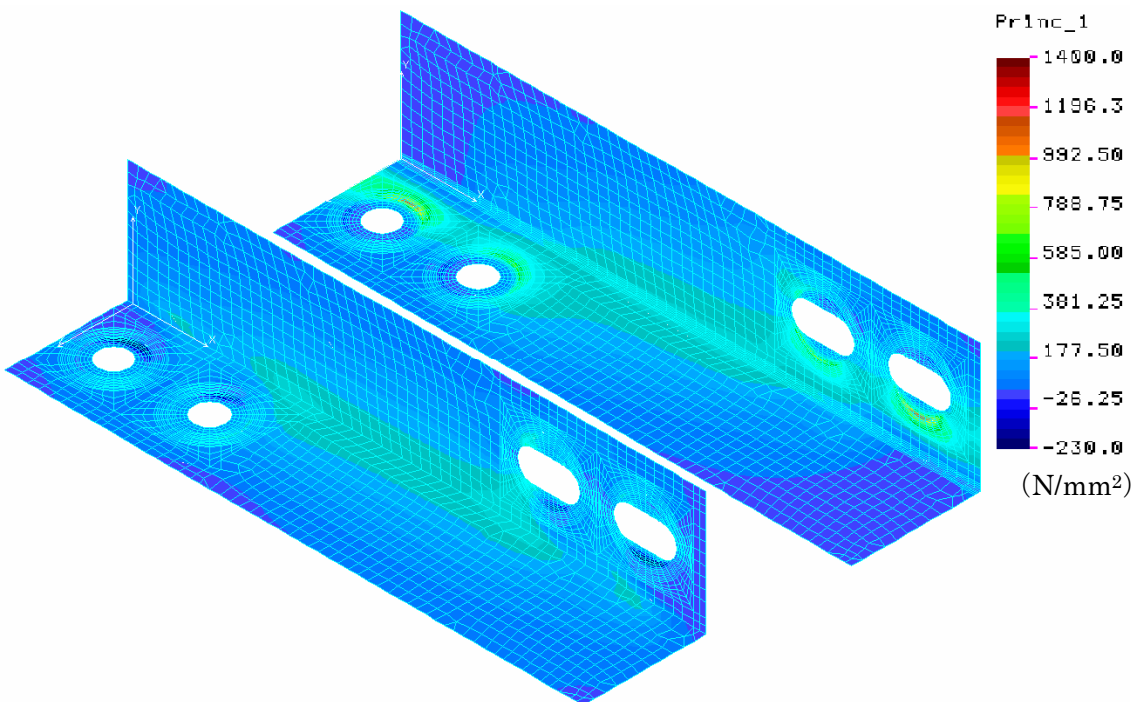
モデルタイプ	ボルト番号	$\sigma_x/P1$	$\sigma_y/P1$
LRタイプ	①	0.57	0.82
	②	0.95	0.24
LCタイプ	①	0.59	0.82
	②	0.98	0.54
LLタイプ	①	0.56	0.88
	②	0.78	0.52
WCタイプ	①	0.07	0.87
	②	0.74	0.43
WEUタイプ	①	0.65	0.72
	②	0.82	0.41
WELタイプ	①	0.86	0.33
	②	0.94	(0.04)
CCタイプ	①	0.57	0.87
	②	0.86	0.43

【Table5.2】 応力成分の比較（添接板板厚 4.5mm）

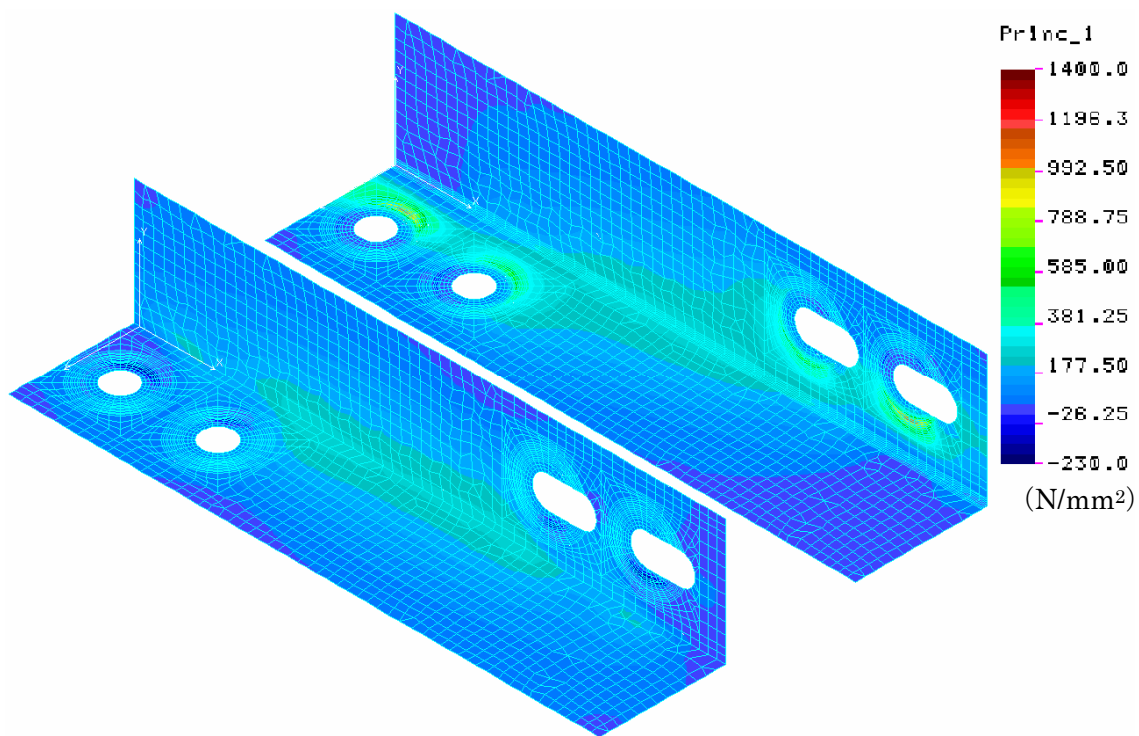
モデルタイプ	ボルト番号	$\sigma_x/P1$	$\sigma_y/P1$
LRタイプ	①	0.44	0.98
	②	0.97	0.14
LCタイプ	①	0.44	0.98
	②	1.00	0.38
LLタイプ	①	0.44	0.99
	②	0.55	0.78
WCタイプ	①	0.00	0.92
	②	0.73	0.05
WEUタイプ	①	0.37	0.86
	②	0.83	0.41
WELタイプ	①	0.44	0.99
	②	0.68	0.59
CCタイプ	①	0.43	0.99
	②	0.57	0.80



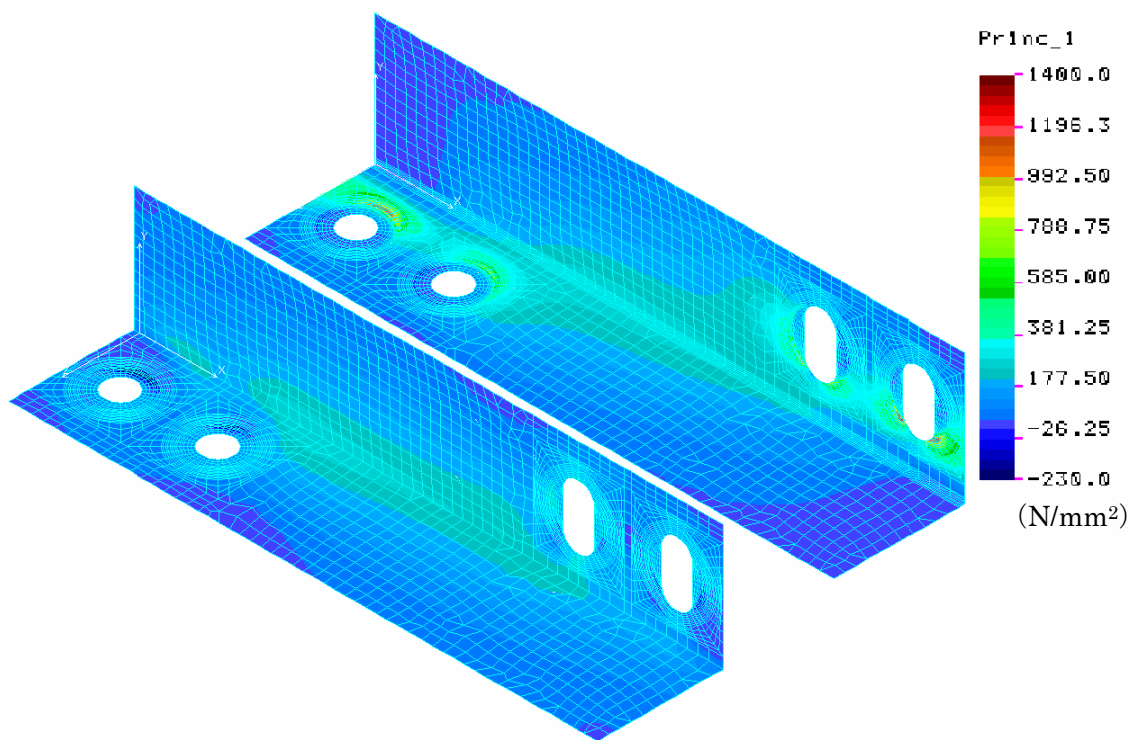
【Fig.5.13】 最大主応力分布 (45M-LR-A)



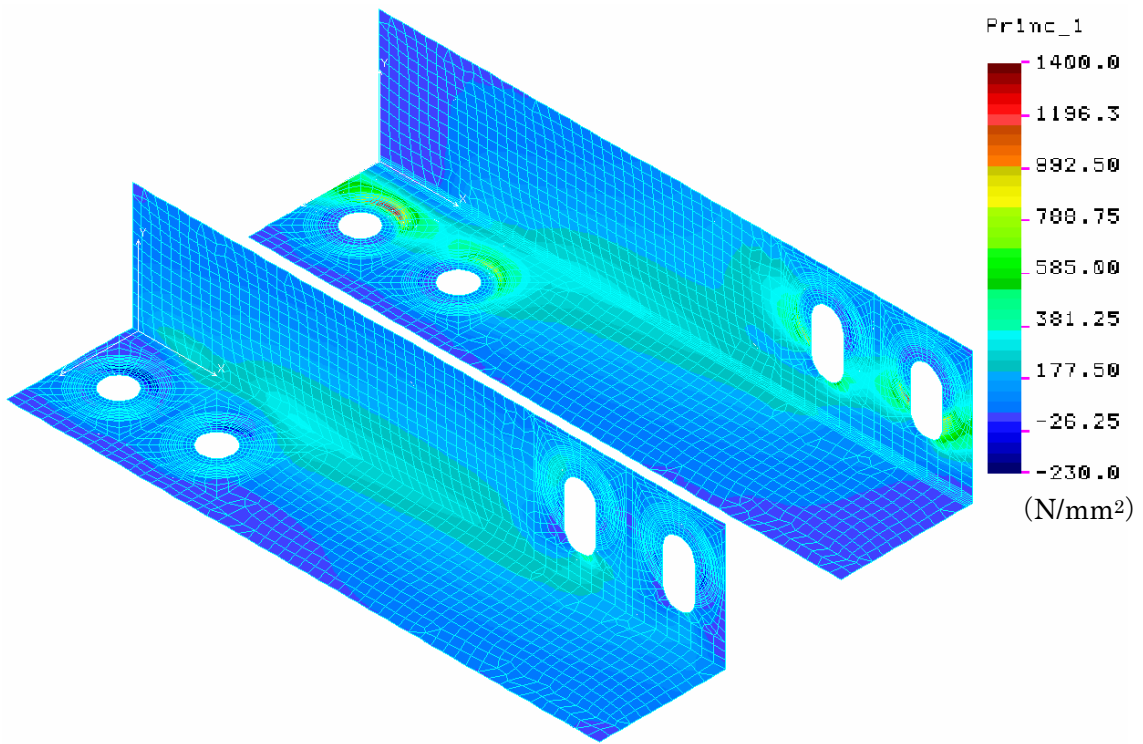
【Fig.5.14】 最大主応力分布 (45M-LC-A)



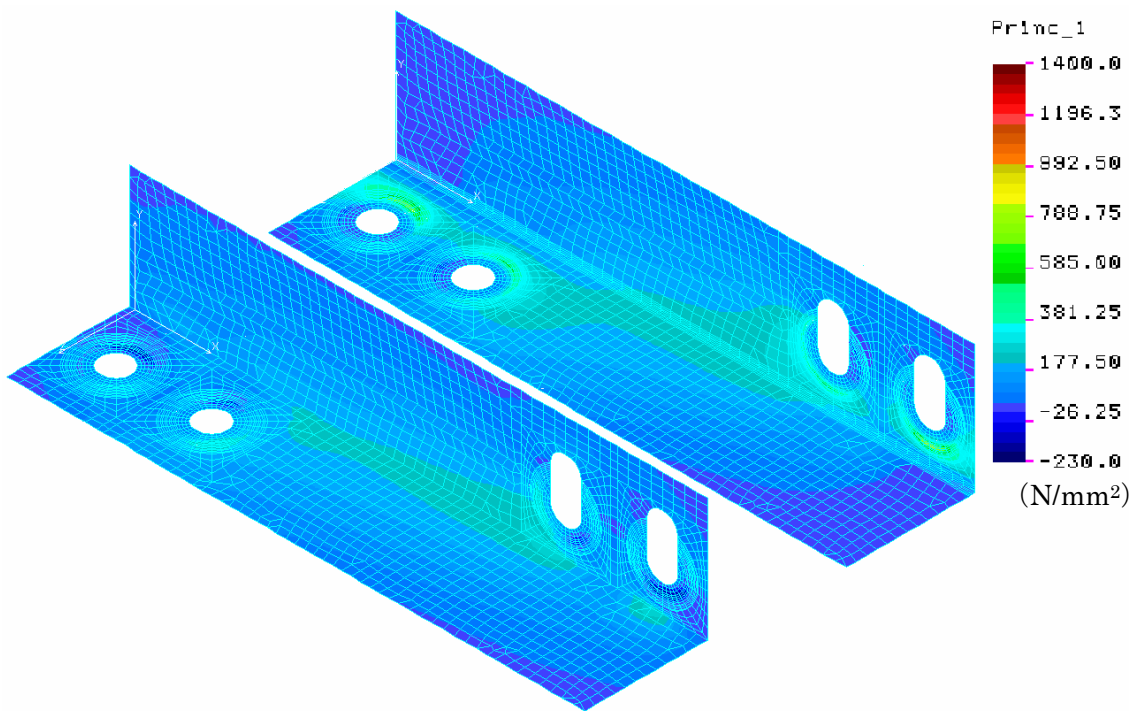
【Fig.5.15】 最大主応力分布 (45M-LL-A)



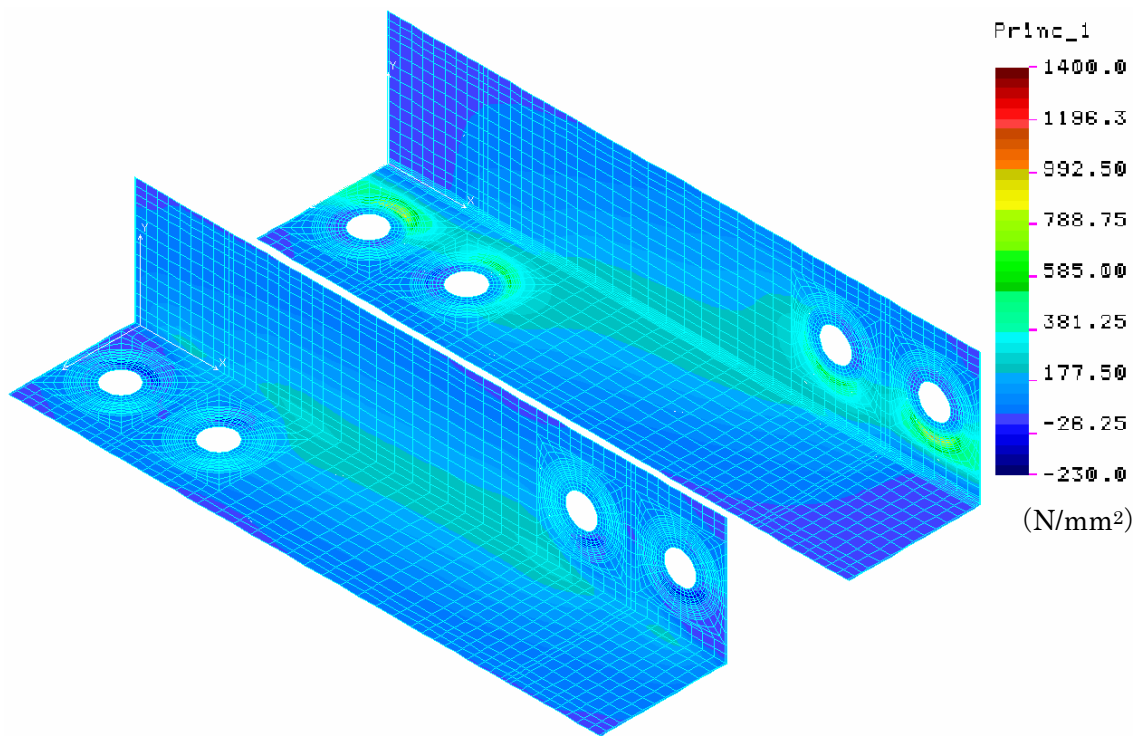
【Fig.5.16】 最大主応力分布 (45M-WC-A)



【Fig.5.17】 最大主応力分布 (45M-WEU-A)



【Fig.5.18】 最大主応力分布 (45M-WEL-A)



【Fig.5.19】 最大主応力分布 (45M-CC-A)

第6章

まとめ

第6章 まとめ

6.1 結論

ここでは各章で述べてきたことを踏まえて、添接板に長孔を採用した薄鋼板摩擦接合継手の基礎的な応力特性をまとめる。

- ・線形解析において摩擦接合継手を扱う場合には、ヤング係数を低減させたソリッド要素を挟むことにより、モデル化による過大な応力集中を軽減することができた。すべりに対する許容力載荷時では主応力の最大値が非線形解析に近づくことが確認できた。しかし、ボルト締付け時の主板と添接板の接触面積の広がりや、荷重載荷時のすべり問題については考慮できなかった。

(1) ボルト1本使用モデルについて（擬似要素挿入モデル）

- ・添接板板厚 **9.0mm** で長孔を荷重載荷方向に対し平行にした場合（**LR,LC,LL** タイプ）最大主応力最大値は標準孔と比べて **1.1~2.7** 倍となり、接触面積の減少割合が大きいほど応力集中が高くなった。載荷方向に垂直な場合には約 **2.7** 倍となる（**WC,WE** タイプ）。添接板と主板で図心位置がずれる場合に、作用力の偏心による曲げが発生し、応力が増加する。添接板板厚を **4.5mm** に減少させた場合でも **1.1~2.4** 倍とほぼ同程度であった。
- ・公称応力に対する応力集中率では、板厚 **9.0mm** の標準孔では **3** 倍であり、長孔にすることにより **3.4~8.2** 倍となった。板厚 **4.5mm** の場合には標準孔では **2.3** 倍であり、長孔にすることにより **2.4~5.4** 倍となった。このことから、板幅を一定として板厚を薄くした場合応力集中率は下がるといえる。

(2) ボルト2本使用モデルについて

- ・標準孔を基準とした板厚 **9.0mm** の長孔では、荷重方向に平行な場合、主応力最大値は **1.1~2.5** 倍となり **LC** タイプで最大となり、垂直な場合は約 **2** 倍となった。板厚 **4.5mm** の場合には長孔が平行な場合では **1.1~2.5** 倍となり、垂直な場合では約 **1.8** 倍となった。また板厚 **9.0mm** の場合と同じ **LC** タイプで最大となった。
- ・平均応力に対する主応力の比較では板厚 **9.0mm** の場合標準孔では、**2.1** 倍であるが長孔にすることにより **2.3~5.3** 倍となった。板厚 **4.5mm** の場合には、標準孔では **1.8** 倍となり長孔にすることにより **1.9** 倍~**4.4** 倍となった。ボルト **2** 本を使用した場合でも板厚 **9.0mm** から **4.5mm** になることによって応力集中率は低くなった。

- ・ ボルト本数を2本使用することにより、添接板板厚 9.0mm の場合 31~49%、板厚 4.5mm の場合には 19~40%主応力の最大値が減少する。主応力の分散の割合は、板厚が薄くなると小さくなる。
- ・ ボルト 2 本使用時の各ボルト周りの応力は、主応力最大値側と比較してもう一方の側では板厚 9.0mm の場合 50~97%の値であり、板厚 4.5mm では 37~77%であった。板厚が減少することにより添接板中央側ボルト周りでの応力集中は増加する傾向にある。

(3) 引張試験について

- ・ 実験を行った LC,CC タイプにおいて解析と比較すると、主板及び添接板中間付近では応力の分布がほぼ一致していた。また板厚 5.0mm では着目した座金際の応力値もほぼ一致していた。しかし、板厚 9.0mm の場合は、実験値が解析値と比べてボルト1本側において 60%程度の値であり、ボルト2本側では 43~63%の値となった。これは、板厚の増加により添接板と主板のせん断力を伝達する接触面積が広くなり、解析上の仮定と異なるため、局部応力が分散されたと考えられる。今後、解析により応力集中を検討する場合には、適切な接触面積を考慮することが必要であると思われる。

(4) アングル継手モデルについて

- ・ 山形鋼に長孔を適用した場合、板厚を 9.0mm から 4.5mm にすることにより最大で 56% 主応力の最大値が増加することが分かった。これは、剛性が下がり偏心による変形が大きくなり、座金際での応力集中が高くなったことが考えられる。逆に板厚 9.0mm の場合には剛性が高まるため、LR、LC、WEU、WEL タイプでは軸方向直応力の影響が大きくなり、アングル材自由端側のボルトではなく中央側のボルト座金際で最大値が発生した。
- ・ 山形鋼では、板厚 9.0mm の標準孔を基準とした場合、長孔にすることにより主応力最大値は 1.1 から 1.9 倍となり WEU タイプで最大となった。板厚 4.5mm の場合には 2.7~4.4 倍となり WC タイプで最大となった。
- ・ 公称応力に対する比較では板厚 9.0mm の場合標準孔では、6.5 倍であるが長孔にすることにより 7.2~12.2 倍となった。板厚 4.5mm の場合には、標準孔では 10 倍となり長孔にすることにより 8.9 倍~14.7 倍となった。この場合標準孔よりも低くなっているが、これは WEL タイプである。ボルト締付け位置がアングル材の内側になるため偏心の影響が小さくなったことが考えられる。

6.2 今後の課題

本研究では解析対象を実際に使用される摩擦接合継手の許容力載荷時において検討を行った。設計を行う際には、破壊形態までを考えた解析や実験が必要であると思われる。添接板又は、主板の降伏が先行する破壊であるか、主板と添接板の滑りによる破壊が先行するのか検討する必要がある。解析を行う場合には、ボルト締付け時及び引張荷重載荷時の主板と添接板の接触面積の変化を考慮することが必要である。また、部材の降伏を表現するために材料非線形を考慮した解析も必要である。実験を行う場合には、継手が破壊するまで計測を行なう静的載荷試験や疲労試験が有効だと考えられる。

山形部材を添接材として用いる場合には偏心曲げの影響を大きく受けるため、部材形状やボルト孔の位置を変化させ応力の流れを改善することが必要である。また、今回はアングル材が縦リブと横梁と大きな部材に接続することを想定し主板同士の相対角度が変化しないように拘束をしたが、拘束条件によって大きく変形が異なるため、対象モデルに合わせて拘束条件を検討する必要がある。

今回は、摩擦接合継手の解析モデルを作成する際、簡単化のためボルト及び座金のモデル化を行わなかった。しかし、座金やボルトを介して若干の応力が流れ、応力が分散されることも考えられる。今後モデル化を行う際には、ボルト及び座金のモデル化したものとの比較を行い、その違いを把握しておくことが必要である。

参考文献

参考文献

- 1) 中村 篤史・山下 清明・橋本 和夫・杉崎 守：薄鋼板を使用した床版補強構造の実験、土木学会第 56 回次学術講演会概要集、平成 13 年 10 月
- 2) 木村 祐一郎・黒田 智也・嵯峨 嘉邦：2001 年度卒業論文薄鋼板摩擦接合継手の基礎研究、2002 年 2 月 6 日
- 3) 中村 篤史：2001 年度修士論文薄鋼板摩擦接合継手の構造特性、2002 年 2 月 21 日
- 4) 松本 直樹・赤澤 允・河野 哲也：2002 年度卒業論文薄鋼板摩擦接合継手の応力特性について、2003 年 2 月 6 日
- 5) 安江 卓：2003 年度修士論文薄鋼板摩擦接合継手の応力特性、2004 年 2 月 23 日
- 6) 平石 大祐・山口富之：2004 年度卒業論文薄板部材接合部分の応力性状に関する検討、2005 年 2 月 5 日
- 7) 坂下 友弥・西崎 牧人：2005 年度卒業論文長孔を用いた薄材接合部の応力特性、2006 年 2 月 7 日
- 8) 内田 大介：2005 年度博士論文ボルト締めストップホール法により補修したガセット溶接継手部の疲労強度評価方法に関する研究、pp.49-50、2006 年 3 月
- 9) 池端 文哉・亀井 義典・西村 宣男：高力ボルト摩擦接合引張継手の終局限界に関する研究、土木学会第 52 回次学術講演会概要集、平成 9 年 9 月
- 10) 田島 二郎：高力ボルト摩擦接合概説、株式会社技報堂、pp.48-108、pp.111-118、昭和 41 年 5 月
- 11) 社団法人 日本道路協会：道路橋示方書・同解説 I 共通編 II 鋼橋編、pp.125-129、pp.142-145、pp.201-224、pp.467-478、丸善株式会社出版事業部、平成 14 年 3 月 7 日
- 12) 土木学会 鋼構造委員会 高力ボルト摩擦接合継手の設計法に関する調査検討小委員会 委員長 森 猛：高力ボルト摩擦接合継手の設計・施工・維持管理指針（案）、pp.1-24、pp.81-88、pp.104-105、社団法人 土木学会、2006 年 12 月 12 日
- 13) 社団法人 日本橋梁建設協会：デザインデータブック、社団法人 日本橋梁建設協会、pp.89-98、pp.102-103、2001 年 4 月
- 14) 財団法人 日本規格協会：JIS ハンドブック 4-2 ねじ II、財団法人 日本規格協会、pp.633-642、2004 年 5 月 25 日
- 14) 三木 千壽：鋼構造 pp.269-284、共立出版株式会社、2000 年 7 月 25 日
- 15) 社団法人：高力ボルト施工マニュアル、pp.1-11、日本橋梁建設協会、1998 年 9 月

謝辭

謝辞

本研究を進めるにあたり、終始に渡り丁寧なご指導・御鞭撻を承りました法政大学工学部都市環境デザイン工学科の山下清明教授に厚く伏して御礼申し上げます。また本研究の副査になっていただいた法政大学工学部都市環境デザイン工学科の森猛教授に厚く伏して御礼申し上げます。そして、論文作成するにあたって励ましあった、法政大学大学院工学研究科建設工学専攻の紺野宣之氏を始めとして、構造工学研究室の皆様に厚く御礼申し上げます。