

圧縮力を受ける F18T 級超高力ボルト摩擦接合継手の 力学的挙動に関する解析的研究

Analytical study on mechanical behavior of the high strength bolted friction joints with F18T grade super high strength bolts subjected to compression

山口隆司,* 北田俊行,** 池田敬之,*** 吉岡夏樹****
Takashi Yamaguti, Toshiyuki Kitada, Takayuki Ikeda and Natsuki Yoshioka

*博士(工学), 大阪市立大学大学院准教授 工学研究科都市系専攻(〒558-8585 大阪市住吉区杉本 3-3-138)

**工博, 大阪市立大学大学院教授 工学研究科都市系専攻(〒558-8585 大阪市住吉区杉本 3-3-138)

***大阪市立大学大学院 工学研究科都市系専攻前期博士課程(研究当時)

****大阪市立大学大学院 工学研究科都市系専攻前期博士課程(〒558-8585 大阪市住吉区杉本 3-3-138)

Recent years, rationalization of the joint structures is required from the viewpoint of reduction of the total cost of steel structures. As one of such effective solutions, adoption of super high strength bolts for friction type joints, which strength is more than 1,600MPa is considered in order to be a compact joint section with a few bolts and lines. However, the mechanical behavior of such joints, especially the behavior under compressive load, is not clear. Therefore, in this study, the mechanical behavior of the friction type joints with super/normal high strength bolts subjected to compressive load is discussed based on the FE analytical results paying attention to the maximum spacing of the bolts and contacting between joint surfaces.

Key Words: friction joint, compression, super high strength bolt, bolt spacing

キーワード: 摩擦接合継手, 圧縮, 超高力ボルト, ボルト中心間隔

1. はじめに

1.1 F18T 級超高力ボルト

近年, 性能照査型設計法の導入や LCC 設計を背景として, 鋼構造物の設計, 製作, 施工, および維持管理の様々な側面に対して信頼性の向上やコスト削減を目的とした合理化が求められている. なかでも, 製作・施工上コストがかかり, これまでどちらかと言えば保守的に設計されていた高力ボルト接合部の合理化にも注目されている. この最も有効なソリューションの 1 つとして, 高力ボルトをさらに高強度化し, ボルト本数の低減を図った超高力ボルト摩擦接合継手の採用が考えられている.

高力ボルト摩擦接合継手におけるボルト本数の削減はボルト材料費の低減のみならず, 製作・架設段階における工数低減, ボルト孔引きによる部材断面の減少を緩和できる等のメリットがある. 近年の鋼桁橋の合理化設計では 50mm を超える極厚の鋼板が採用されている. このような極厚鋼板の使用は, 接合部にはより大きな剛性と強度を必要とし, 継手部のボルト列数の増加, もしくはより高強度な高力ボルトの使用や太径高力ボルトの使用を考えなければならない. しかしながら, ボルト列数の

増加は, 極厚鋼板におけるボルト列数の限界値が明らかにされていないことや接合部が大型化するなど得策ではない. また, 太径ボルトの使用はボルト中心間隔が大きくなるため, 構造諸元の制約から, 必要なボルト本数を配置できない場合もあり, それほど効果的ではない. したがって, より高強度な高力ボルトの使用が最も効果的と考えられ, 超高強度ボルトを用いた高力ボルト摩擦接合は重要な技術開発項目と考えられる.

より高強度な高力ボルトの開発は, 建築分野で先行しており, 遅れ破壊の問題をねじ形状の改善と素材の改善で実現した F14T 級の高力ボルトが既に使用されている¹⁾. さらに, 物質・材料研究機構(NIMS)では, 超鉄鋼プロジェクト(1997~2005 年度)の中で, 耐遅れ破壊特性に優れた 1,800MPa 超級低合金鋼の開発, および開発鋼を用いた超鉄鋼高力ボルトの創製研究を行ってきた²⁾. さらに, 文献 3)においては, この超鉄鋼プロジェクトで創製された超高力ボルトを用いたパイロット試験を行い, 土木・建築構造物への適用の可能性, 適用に向けた技術課題の整理が行われている³⁾.

これらの一連の成果は, F18T 級高力ボルトの登場を予

見しており、克服すべき技術課題はあるものの将来高力ボルト摩擦接合部において F18T 級高力ボルトが使用される可能性は大きいと考えられる。

1.2 研究目的

超高力ボルトを用いた既往の研究では、F15T クラスの超高力ボルトを使用した摩擦接合引張継手の力学的挙動を解明するための、主として引張力を作用させる解析が行われている⁴⁾。

圧縮力を受ける摩擦接合継手に関しては、超高力ボルトに限らずF10T高力ボルトについてもほとんど研究がなされていない。圧縮力が作用する場合、連結板の要求性能として継手のすべりや降伏以外に連結板の局所座屈の防止が問題となり、道路橋示方書では、最大ボルト中心間隔の規定として、材片の密着性も考慮して規定される⁵⁾。しかしながら、その数値に明確な根拠は示されていない。

そこで、本研究では、有限要素解析により圧縮力を受けるF18T高力ボルト摩擦接合継手の力学的挙動を、F10T高力ボルトを用いた摩擦接合継手のそれと比較し、検討している。また、最大ボルト中心間隔の支配的な決定要因である材片の密着性と座屈に着目して最大ボルト中心間隔を検討している。

2. 高力ボルト摩擦接合継手の解析モデル

2.1 解析モデルと解析手法

本研究では、ボルト中心間隔 p とすべり/降伏耐力比 β をパラメータとして、片側 2 列の高力ボルト摩擦接合継手に対し、圧縮力を作用させる解析を行っている。

解析モデルの概要を図-1 に示す。解析モデルは図-1 に示すように対称性を考慮して 1/8 モデルとしている。解析では、M22 のボルトを想定しており、それに伴ってボルト孔径は 24.5mm とした。解析モデルに設定した境界条件および各部の名称を図-2 に示す。境界条件については、斜線でハッチングした領域に□囲みで示した条件で与えている。すなわち、変位を拘束する方向をその座標軸方向を表す数字の 1~3 で示し、下線は、数字の示す座標軸まわりの回転を固定することを意味している。連結板と母板、ボルト孔とボルト軸部、高力ボルトと座金、および座金と連結板の間には接触、すべり、および離間を考慮できる接触境界を設定している。それぞれの接触境界に設定した静止摩擦係数は文献 7) を参考に、0.45, 0.45, 1.0, 0.01 である。また、母板、連結板、座金は 8 節点ソリッド要素を、ボルトは 6 節点および 8 節点ソリッド要素を用いてそれぞれモデル化している。

解析は、図-1(a)に示すように、ボルト下端面全体に強制変位を与えて軸力を導入する段階(step 1)とさらに step 1 の状態から母板に圧縮の強制変位を与える段階(step 2)の 2 段階で行っている。導入したボルト軸力は、F10T 高力ボルト一本に対して M22(F10T)高力ボルトの設計ボ

ルト軸力である 205kN とし、F18T 高力ボルトに対しては、確立された規定が存在しないことから、F10T 高力ボルトとの強度比に基づくと仮定し、その 1.8 倍、すなわち、367kN とした。

用いた有限要素解析コードは ABAQUS である⁶⁾。解析で仮定した母板、連結板、ならびに高力ボルトおよび超高力ボルトの応力-ひずみ関係を図-3 と表-1 に示す。母板と連結板は SM490Y 材の公称値を、F10T 高力ボルトについては高力ボルトの公称値をもとに、F18T 高力ボルトでは F10T ボルトの 1.8 倍としている。なお、本解析モデルは文献 7) と同様の方針で作成しており、解析モデルの妥当性については検証されているものと考えた。

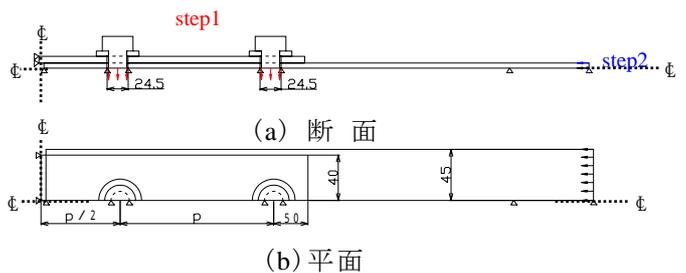


図-1 解析モデルの概要(寸法単位: mm)

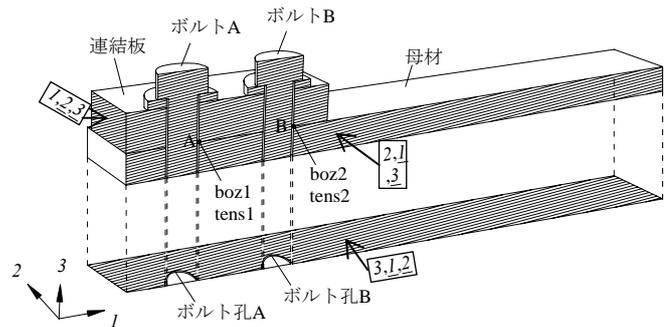


図-2 各部の名称および境界条件

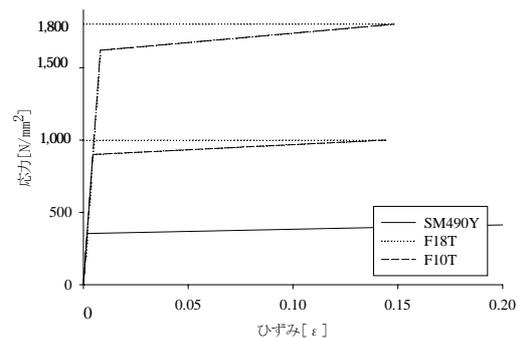


図-3 鋼材の応力-ひずみ関係

表-1 解析に用いた鋼材の機械的性質

| | 鋼種 | 降伏点 | 引張強度 | 弾性係数 (N/mm ²) | ポアソン比 |
|-------|--------|----------------------|-------|------------------------------|-------|
| | | (N/mm ²) | | | |
| 母板 | SM490Y | 355 | 405 | 2.0×10 ⁵ | 0.3 |
| 連結板 | | | | | |
| 高力ボルト | F10T | 900 | 1,000 | 2.0×10 ⁵ | 0.3 |
| | F18T | 1,620 | 1,800 | 2.0×10 ⁵ | 0.3 |

2.2 解析ケース

設定した解析ケースの内訳を表-2に示す。すべり/降伏耐力比 β 、ボルト中心間隔 p 、および高力ボルトの種類を変化させた計22ケースを設定している。特にボルト中心間隔については、連結板の局所座屈に注目していることから、道路橋示方書の規定を超えるものを中心に設定している。 β 値は、すべり先行型、すべり・降伏連成型、および降伏先行型のそれぞれの場合を検討することから、0.80、1.17、1.41、および1.76を設定した。

表-2 解析ケースの内訳
(a) F10T 高力ボルト

| 解析ケース | β | 母板板厚 (mm) | γ | 連結板板厚 (mm) | 中心間隔 (mm) |
|----------|---------|-----------|----------|------------|-----------|
| bu_1_150 | 0.80 | 17.6 | 1.10 | 11.4 | 150 |
| bu_1_220 | 0.80 | 17.6 | 1.10 | 11.4 | 220 |
| bu_1_300 | 0.80 | 17.6 | 1.10 | 11.4 | 300 |
| bu_2 | 1.17 | 12 | 1.10 | 7.8 | 93.6 |
| bu_2_150 | 1.17 | 12 | 1.10 | 7.8 | 150 |
| bu_2_220 | 1.17 | 12 | 1.10 | 7.8 | 220 |
| bu_2_300 | 1.17 | 12 | 1.10 | 7.8 | 300 |
| bu_3_150 | 1.41 | 10 | 1.10 | 6.5 | 150 |
| bu_3_220 | 1.41 | 10 | 1.10 | 6.5 | 220 |
| bu_3_300 | 1.41 | 10 | 1.10 | 6.5 | 300 |
| bu_3_400 | 1.41 | 10 | 1.10 | 6.5 | 400 |
| bu_4_150 | 1.76 | 8 | 1.10 | 5.2 | 150 |
| bu_4_220 | 1.76 | 8 | 1.10 | 5.2 | 220 |
| bu_4_300 | 1.76 | 8 | 1.10 | 5.2 | 300 |

(b) F18T 高力ボルト

| 解析ケース | β | 母板板厚 (mm) | γ | 連結板板厚 (mm) | 中心間隔 (mm) |
|----------|---------|-----------|----------|------------|-----------|
| bu_5_300 | 0.80 | 31.6 | 1.10 | 20.5 | 300 |
| bu_6_300 | 1.17 | 21.6 | 1.10 | 14.0 | 300 |
| bu_7_220 | 1.41 | 18.0 | 1.10 | 11.7 | 220 |
| bu_8_220 | 1.76 | 14.4 | 1.10 | 9.4 | 220 |
| bu_8_300 | 1.76 | 14.4 | 1.10 | 9.4 | 300 |
| bu_8_350 | 1.76 | 14.4 | 1.10 | 9.4 | 350 |
| bu_8_400 | 1.76 | 14.4 | 1.10 | 9.4 | 400 |
| bu_8_450 | 1.76 | 14.4 | 1.10 | 9.4 | 450 |

β : すべり/降伏耐力比 γ : 連結板の降伏耐力の公称値と母板の降伏耐力の公称値との比

$$\beta = \frac{P_{SL}}{P_{FYn}} = \frac{\mu \cdot m \cdot n \cdot N_d}{A_n \cdot \sigma_y}, \quad \gamma = \frac{P_{SYn}}{P_{FYn}}$$

P_{SL} : 設計すべり耐力 P_{FYn} : 母板の公称降伏耐力

μ : すべり係数(=0.4) n : ボルト本数 N_d : 設計ボルト軸力
 m : 接合面数 A_n : 純断面積 F_{SL} : すべり荷重
 σ_y : 降伏点 P_{SYn} : 連結板の公称降伏耐力

3. 高力ボルト摩擦接合継手の圧縮挙動

表-2に示したすべての解析ケースの解析を実行した結果、高力ボルト摩擦接合継手の圧縮挙動は、以下のように、すべり型、降伏型、および座屈型の3つに分類することができた。解析結果のまとめを表-3に示す。

すべり型 継手材片間にすべりが先行して生じる。

降伏型 すべりが生じず、母板の降伏のみが進展する。

座屈型 すべりが生じず、連結板のボルト間で局所座屈が発生する。

そこで、解析結果から得られた上記3つのパターンについて高力ボルトおよび超高力ボルトそれぞれに対し詳細に述べる。

表-3 解析ケースと限界状態
(a) F10T 高力ボルト

| 解析ケース | β | 挙動 |
|----------|---------|------|
| bu_1_150 | 0.8 | すべり型 |
| bu_1_220 | 0.8 | すべり型 |
| bu_1_300 | 0.8 | すべり型 |
| bu_2 | 1.17 | すべり型 |
| bu_2_150 | 1.17 | すべり型 |
| bu_2_220 | 1.17 | すべり型 |
| bu_2_300 | 1.17 | すべり型 |
| bu_3_150 | 1.41 | 降伏型 |
| bu_3_220 | 1.41 | 降伏型 |
| bu_3_300 | 1.41 | 座屈型 |
| bu_3_400 | 1.41 | 座屈型 |
| bu_4_150 | 1.76 | 降伏型 |
| bu_4_220 | 1.76 | 降伏型 |
| bu_4_300 | 1.76 | 座屈型 |

(b) F18T 高力ボルト

| 解析ケース | β | 挙動 |
|----------|---------|------|
| bu_5_300 | 0.8 | すべり型 |
| bu_6_300 | 1.17 | すべり型 |
| bu_7_220 | 1.41 | すべり型 |
| bu_8_220 | 1.76 | 降伏型 |
| bu_8_300 | 1.76 | 降伏型 |
| bu_8_350 | 1.76 | 座屈型 |
| bu_8_400 | 1.76 | 座屈型 |
| bu_8_450 | 1.76 | 座屈型 |

3.1 F10T高力ボルトの場合

(1)すべり型継手

すべり型の一例として解析ケース bu_2_150 の結果を図4に示す。図に示す相対変位Aおよび相対変位Bとはそれぞれ tens1 (連結板側) から boz1 (母板側), および tens2 (連結板側) から boz2 (母板側) の節点変位を引いた値の絶対値である。また, モデルの対称性から図に示す荷重, およびボルト軸力はそれぞれ 1/4, 1/2 となっている。なお, 図4(b),(c)の相当応力コンター図には変形も含まれている。

母板に圧縮力を作用させると, 圧縮荷重がほぼ線形で増加する。しかし, ①から, 相対変位Bのみが一定に増加し始める。このことは, ボルト孔B周辺から降伏が進展し始めたことを表している。直後の②に達したとき, 相対変位Aも立ち上がり, 母板-連結板間にすべりが発生したことがわかる(図4(b))。その後は, すべり出しと同時に降伏域の進展は見られず, ③でボルトとボルト孔の間隙量(1.25mm)を滑り終えると母板とボルトが接触し(図4(c)), 圧縮荷重が上昇する。その後, さらにボルトとボルト孔の間隙量(1.25mm)をすべり, ボルトと連結板が接触する。圧縮を作用させた場合には, 板厚方向のひずみは板厚が増大する方向であり, 軸力抜けは見られず, わずかではあるが軸力が増大する現象が見られる。

(2)降伏型継手

降伏型の一例として解析ケースbu_3_150の結果を図5に示す。図5に示す相対変位, 荷重, ボルト軸力は図4と同じである。母板に圧縮力を作用させると, 圧縮荷重がほぼ線形で増加する。しかし, ①から相対変位Bのみが

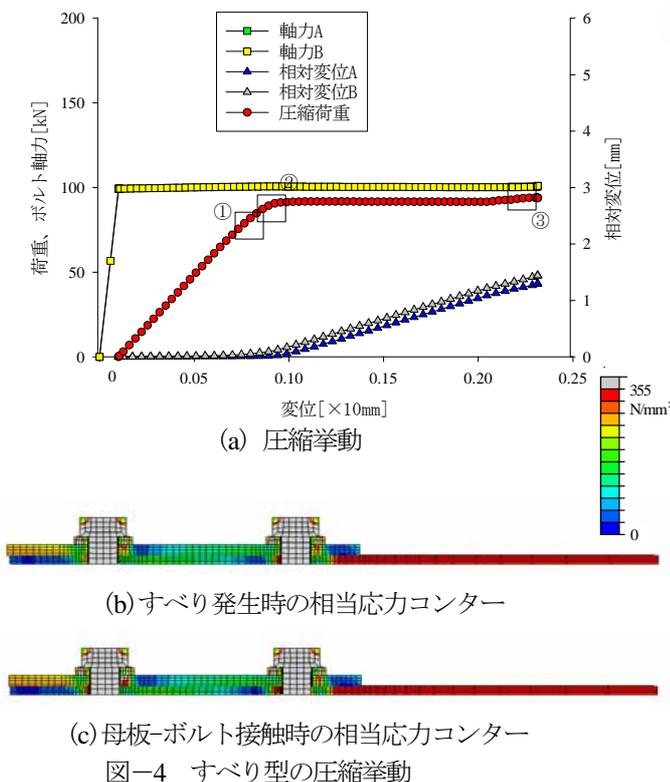


図-4 すべり型の圧縮挙動

わずかに生じるがその後進展しない。また, 相対変位Aは全く増加しない。さらに, 圧縮変位を与えても, 明確なすべりが発生していない。これは母板の降伏が始まるが, ボルト孔近傍では降伏が発生していないためと考えられる(図5(b))。

(3)座屈型継手

座屈型の一例として解析ケースbu_3_400の結果を図6に示す。図6に示す相対変位, 荷重, ボルト軸力は図4と同じである。母板に圧縮力を作用させると, 圧縮荷重がほぼ線形で増加する。しかし, ①に達したところから, 圧縮荷重が急激に減少している。この時, 相対変位AおよびB, ボルト軸力AおよびBに大きな変化はない。ここで, ①における相当応力コンター図(図6(b))を確認すると, 連結板に局所座屈が見られる。連結板の最も応力が大きい部分, すなわち, 連結板中央部においてボルトA-固定

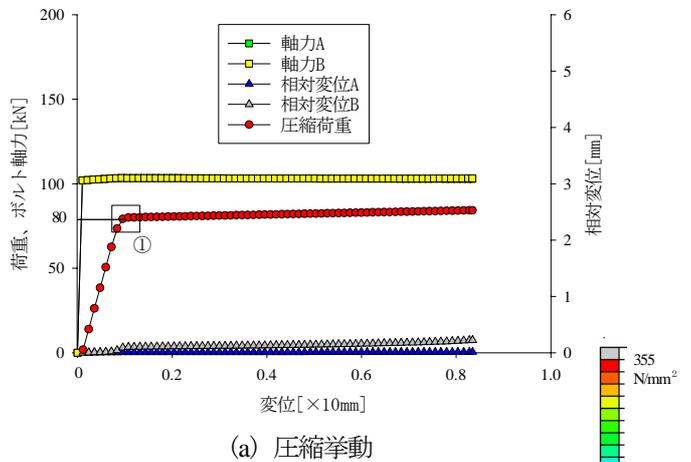


図-5 降伏型の圧縮挙動

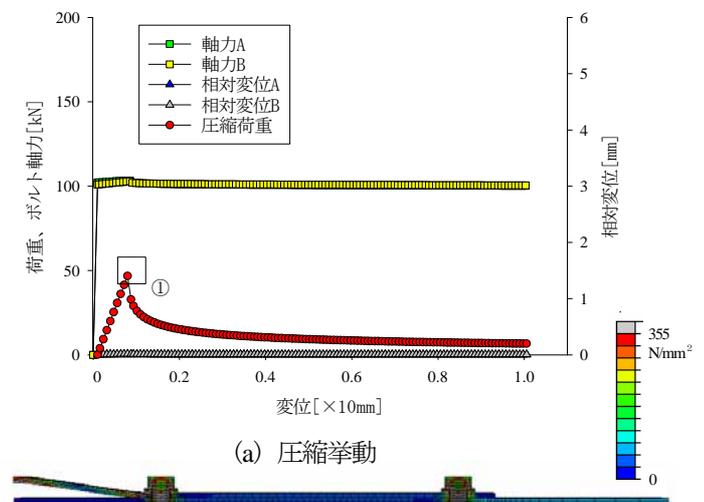


図-6 座屈型の圧縮挙動

端間で座屈が発生している。また、本ケースがすべり型や降伏型にならなかったのは、 β 値が大きいこと、連結板の板厚が薄く、およびボルト中心間隔が広いことが要因である。

3.2 F18T高力ボルトの場合

(1)すべり型

すべり型の一例として解析ケース bu_6_300 ($\beta=1.17$)の結果を図-7に示す。図-7に示す相対変位、荷重、ボルト軸力は図-4と同じである。母板に圧縮力を作用させると、圧縮荷重がほぼ線形で増加する。しかし、①から相対変位Bのみが一定に増加しており、ボルト孔B周辺から降伏が進展し始めたことがわかる。直後の②に達したとき、さらに相対変位Aも生じ、母板-連結板間にすべりが発生したことがわかる(図-7(b))。その後は、降伏が進展せず、ボルトと母板との間隙量(1.25mm)を滑り終えると母板とボルトとが接触する(図-7(c))。③でボルトと母板の間隙量(1.25mm)を滑り終えると母板とボルトが接触し(図-7(c))、その後、さらにボルトと連結板が接触し、支圧状態に至ると考えられる。これはF10T摩擦接合継手 ($\beta=1.17$) とほぼ同様の挙動を示している。

しかしながら、F10T高力ボルトの場合と異なり、

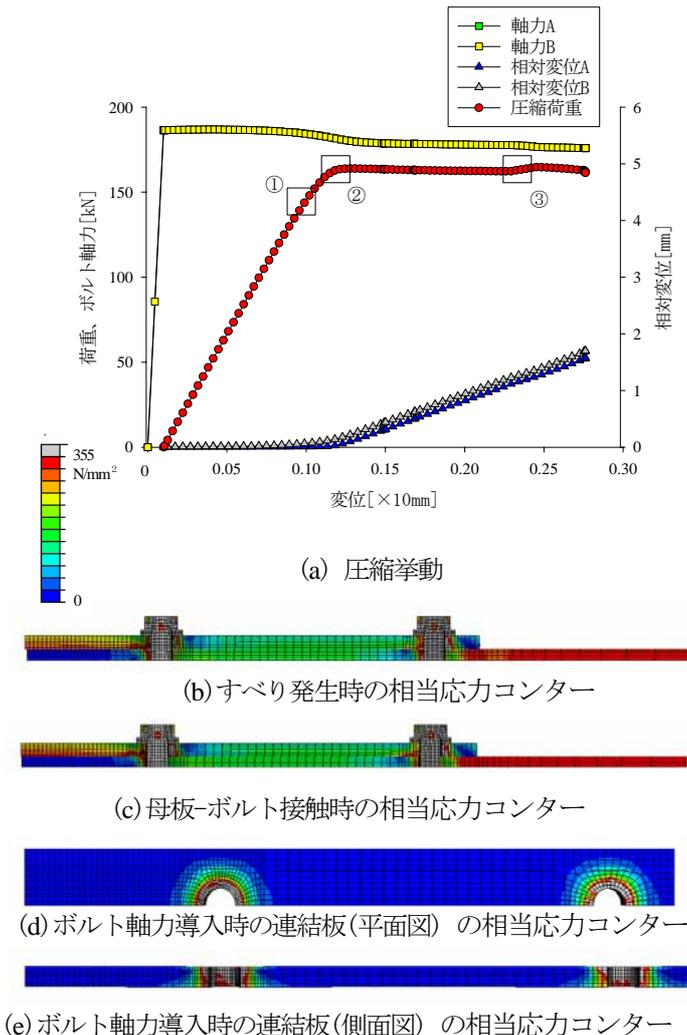


図-7 すべり型の圧縮挙動

図-7(a)においてボルト軸力の低下が確認できる。これは、F10T高力ボルト摩擦接合継手ではボルト軸力導入時に連結板に局所降伏が発生せず、F18T高力ボルト摩擦接合継手では連結板に局所降伏が発生し(図-7(d,e))、その状態で圧縮荷重が作用すると高力ボルト近傍の板厚が減少する方向に塑性化が進展することが原因と考えられる。したがって、圧縮によって、母板のひずみが増加してもボルト軸力導入時の連結板の塑性化が原因でボルト軸力が減少する。

(2)降伏型継手

降伏型の一例として、解析ケース bu_8_220 ($\beta=1.76$)の結果を図-8に示す。図-8に示す相対変位、荷重、ボルト軸力は図-4と同じである。母板に圧縮力を作用させると、圧縮荷重がほぼ線形で増加する。しかし、①から相対変位Bのみがわずかに生じるがその後、相対変位A、Bともに進展せず、すべりが発生していない。これは、ボルト孔B前面での母版の降伏が進展したためと考えられる(図-8(b))。これはF10T高力ボルト摩擦接合継手 ($\beta=1.41$) とほぼ同じ挙動であり、両者に差異はない。

しかし、ボルト軸力については、F10T高力ボルトの場合と異なり、すべり型同様にボルト軸力の低下が見られる。

(3)座屈型継手

座屈型の一例として、解析ケース bu_8_350 ($\beta=1.76$)の結果を図-9に示す。図-9に示す相対変位、荷重、ボルト軸力は図-4と同じである。母板に圧縮力を作用させると、圧縮荷重がほぼ線形で増加する。しかし、①に達したところから、圧縮力が急激に減少している。しかし、相対変位AおよびB、ならびにボルト軸力AおよびBをみても大きな変化はない。ここで、①における相当応力コンター(図-9(b))を確認すると、連結板に局所座屈が見られる。これらの挙動はF10T高力ボルト摩擦接合継手の場合と同様であり、超高力ボルトを用いることによる差異は

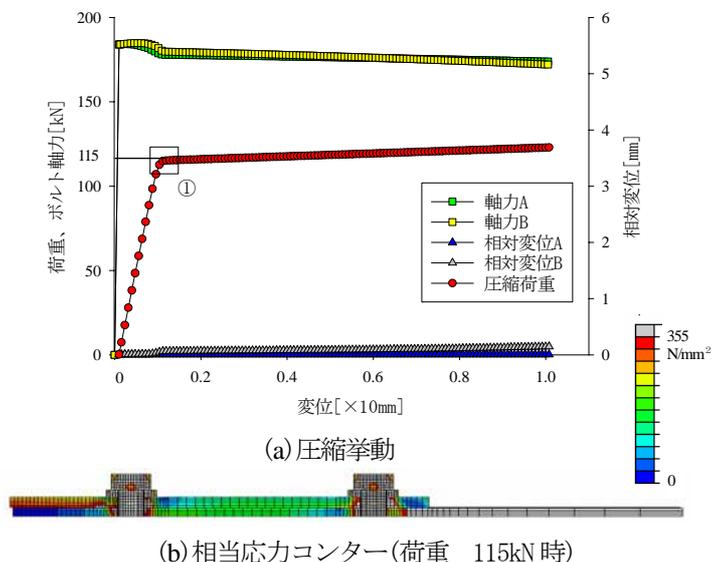


図-8 降伏型の圧縮挙動

見られない。また、すべり型や降伏型に見られたボルト軸力の低下傾向の差異も認められる。

4. 最大ボルト中心間隔規定

4.1 局所座屈

3.1(3)および3.2(3)で示した座屈型に分類される圧縮力を受ける摩擦接合の局所座屈荷重についてボルト中心間隔規定と関連させて検討する。

F10T 高力ボルト継手の解析結果とボルト中心間隔規定値を比較したものを図-10 に、F18T 高力ボルト継手の解析結果とボルト中心間隔規定値を比較したものを図-11 に示す。プロットする記号によって、その継手構造諸元がどのタイプの挙動を示すのかを示している。

図-10 から、設計基準で規定される中心間隔規定値付近では座屈型の挙動が現われていない。座屈型の挙動が見られるのは、中心間隔が規定値をはるかに超えた領域である。これより、最大ボルト中心間隔規定値は連結板の座屈よりも、継手材片間の密着性に支配されて決定されていると考えることができる。

また、図-10 から圧縮継手の挙動の傾向が読み取れる。まず β が1.2付近で挙動が区別できる。 $\beta < 1.2$ ではすべり型、 $\beta > 1.2$ では降伏型、さらにボルト中心間隔が300mm以上の領域では座屈型と分類される。ただし、 β の1.2およびボルト中心間隔300mmは厳密な値ではなく目安と考えている。この境界がどこにあるかについては、さらなるパラメトリック解析を必要とする。 $\beta = 1.2$ 付近で挙動が変化するという事は、引張力を受ける場合の降伏先行型とすべり先行型の挙動の変化と同様である。しかし、引張力を受ける場合の降伏先行型は最終的にすべりが発生するが、圧縮力を受ける場合の降伏型は最後まですべりが発生しないという違いがある。

次に、連結板の座屈を柱の座屈と考え、Eulerの公式と

道路橋示方書で採用されている基準耐荷力曲線に基づいて限界中心間隔を算出し、比較した。ただし、 $\beta \leq 1.2$ では解析から得られたすべり耐力を、 $\beta > 1.2$ では解析から得られた降伏耐力を、それぞれその継手の限界値と考え、Eulerの座屈荷重公式および道路橋示方書耐荷力曲線に基づき、両端固定の境界条件のもとで対応するボルト中心間隔を求めている。

その結果、設計基準で規定されている最大ボルト中心間隔は座屈限界中心間隔(Euler)や座屈限界中心間隔(道路橋示方書)よりもかなり小さくなっている。

図-11 より、F18T 高力ボルトを用いた場合では、F10T 高力ボルトを用いた場合と同様に、道路橋示方書で規定される最大中心間隔では継手に座屈は発生しないことがわかる。しかしながら、F10T 高力ボルトの場合、 $\beta = 1.41$ ではすべり型の挙動は現われなかったが、F18T 高力ボルトの場合、 $\beta = 1.41$ ではすべり型となり、異なっている。これは、F18T 高力ボルトを用いた場合の圧縮挙動では、ボルト軸力による連結板の局所降伏の影響により、ボルト軸力が低下し、降伏型の挙動とはならず、すべり型の挙動になったと考えられる。

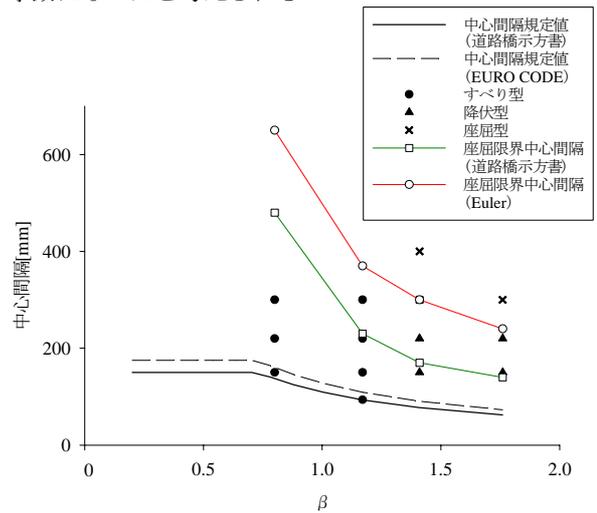


図-10 限界ボルト中心間隔とすべり/降伏耐力比 β との関係(F10T)

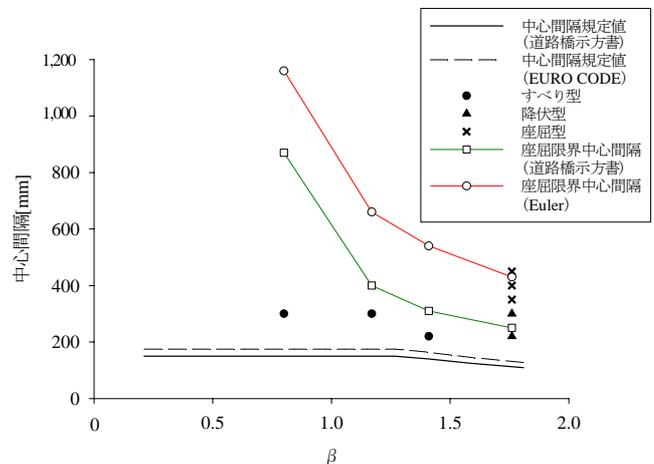


図-11 限界ボルト中心間隔とすべり/降伏耐力比 β との関係(F18T)

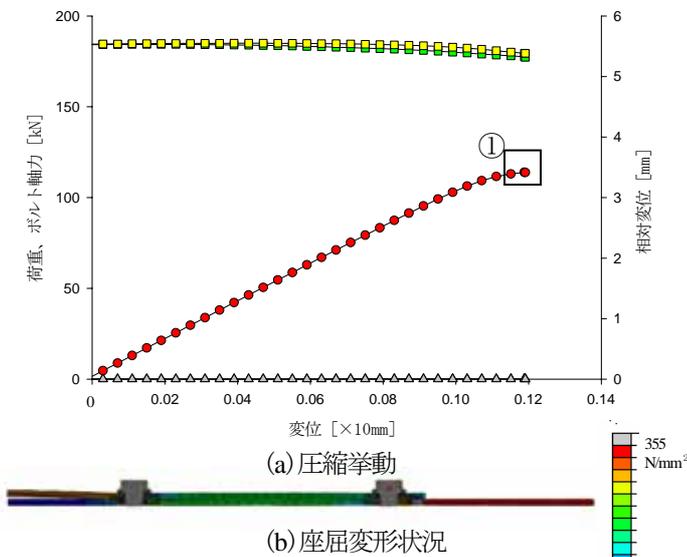


図-9 座屈型の圧縮挙動

さらに、図-11より、F10Tでは座屈限界中心間隔(Euler)線の付近でしか座屈型がみられなかったが、F18T超高力ボルトの場合では、bu_8シリーズを見てみると、中心間隔が350mm以上で座屈しており、これは座屈限界中心間隔(Euler)線よりかなり下方に位置する。これは、F18T高力ボルトの場合、軸力導入時に連結板に局所降伏が見られ、これにより、ボルト固定部が固定端ではなく、回転端に近くなっているためと考えられる。

4.2 継手面の密着性

(1)F10T 摩擦接合継手

4.1の結果から、最大ボルト中心間隔は連結板の局所座屈ではなく、継手面における密着性の確保が支配的になると考えられる。

ここでは、ボルト軸力を導入した際の継手の密着性について、標準的な断面構成の解析モデルに対して、材間の接触圧が存在すれば密着していると仮定し、接触圧に着目して、解析を行い検討する。

解析モデルの構造諸元を表4に示す。図-1の解析モデルを基本とし、ボルト中心間隔をパラメータとして設定している。設定した中心間隔は、75mm, 100mm, 150mm, 175mm, 136mm (12*t*), 159.6mm (14*t*)、および273.6mm (24*t*)の7パターンである。なお、()内の式は最大中心間隔の限界値を表しており、*t*は連結板厚である。道路橋示方書では、ピッチの最大中心間隔はM22ボルトに対し、12*t*もしくは150mmの小さい方、ゲージ最大中心間隔は24*t*とし、300mmを超えてはならないとしている。Eurocodeでは175mmもしくは14*t*の小さい方と規定されている。

解析から得られた板厚方向変位コンター、接触圧コンターを、それぞれ図-12(a)および(b)に示す。ただし、接触圧コンターの100%は連結板の降伏応力355N/mm²を表し、変位コンターの100%は軸力導入時の連結板最大変位2.73×10²mmを表す。

図-12(a)より、ボルト孔付近の板厚変位はどの解析ケースも同様の傾向を示している。図-12(b)より、いずれの解析ケースでもボルト孔付近の一定範囲のみが接触しているのみであり、中心間隔の最も狭い75mmにおいてもボルト間で完全に接触していないことがわかる。

以上より、各種規定で示される最大ボルト中心間隔と継手面の密着性との間に、接触圧力の観点からは明確な関係を見出すことができなかった。

(2)F18T 高力ボルト摩擦接合継手

F18T高力ボルト摩擦接合継手の密着性について、F10T高力ボルト摩擦接合継手の場合と比較し、検討する。

解析モデルの構造諸元を表5に示す。F10T高力ボルト

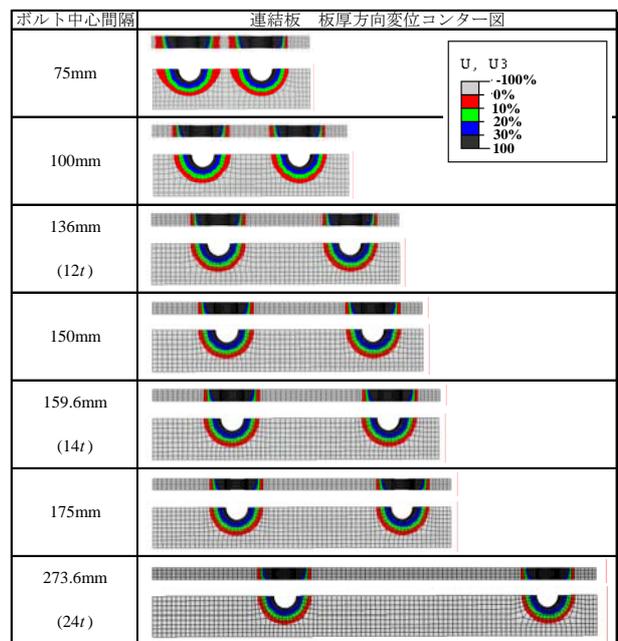
表4 解析モデルの諸元(F10T継手)

| 母板 | | 連結板 | | β | γ |
|------------|--------|------------|--------|---------|----------|
| 板厚 (mm) | 鋼種 | 板厚 (mm) | 鋼種 | | |
| 17.6 | SM490Y | 11.4 | SM490Y | 0.80 | 1.10 |

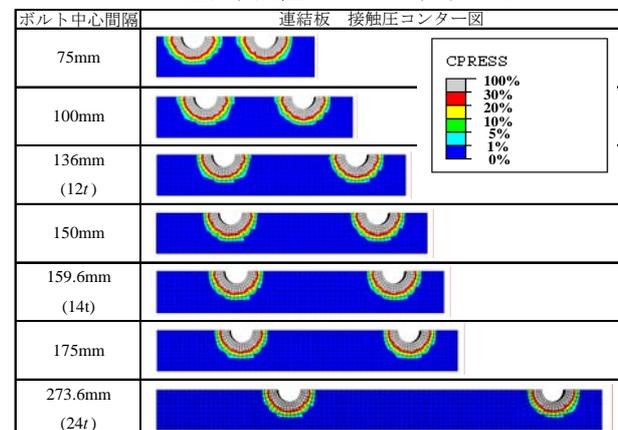
の場合と同様に図-1の解析モデルを用い、ボルト中心間隔をパラメータとし、75mm, 100mm, 150mm, 175mm, 12*t*(246mm), 14*t*(284mm)、および24*t*(492mm)の7パターンしている。F10T高力ボルトに比べ、板厚が厚くなるため、設定している間隔は広がっている。

解析から得られた板厚方向変位コンターおよび接触圧コンターをそれぞれ図-13(a)および(b)に示す。ただし、接触圧コンターの100%は連結板の降伏応力355N/mm²を表し、変位コンターの100%および100%はそれぞれ軸力導入時の最大変位7.28×10²mmおよび1.89×10²mmを表す。

図-12(a)と図-13(a)とを比較すると、F18T高力ボルトを用いた方が、導入軸力の高い分だけ、板厚方向の変形が大きく出ていることが確認できる。また、図-12(b)と図-13(b)との比較から、板厚方向変位と同様に、F18T高力ボルトを用いた場合の方が接触面積も大きくなっており、中心間隔が75mmおよび100mmの場合においては、2つのボルト間における接触圧が存在するエリアが広がっていることがわかる。



(a) 連結板変位コンター(板厚方向)

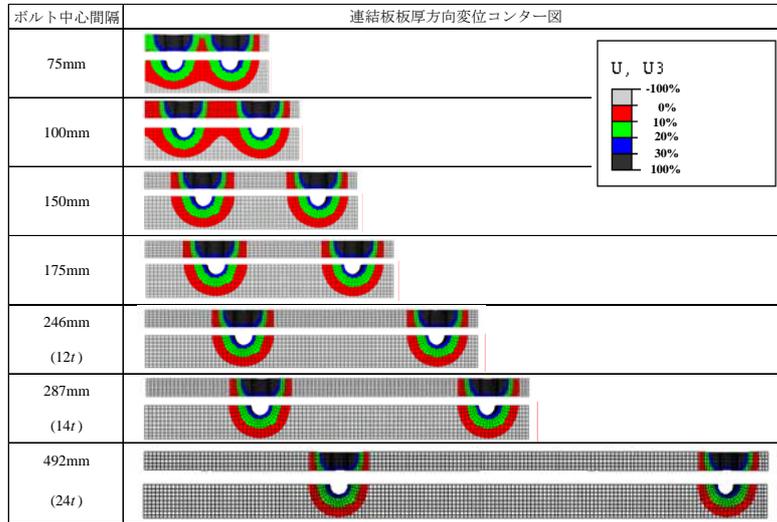


(b) 連結板の接触圧コンター

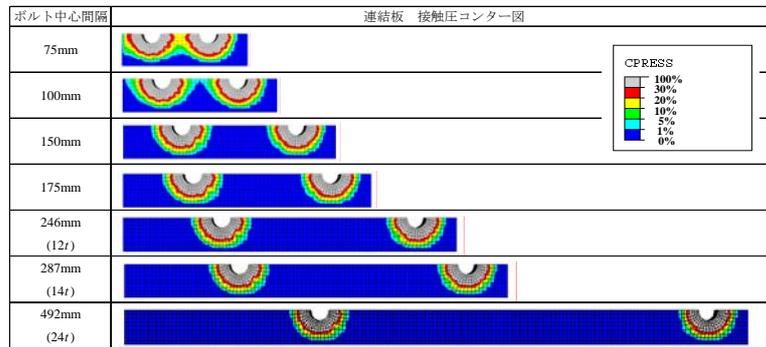
図-12 軸力導入時の変位・接触圧コンター (F10T)

表-5 解析モデルの諸元(F18T 継手)

| 母板 | | 連結板 | | β | γ |
|------------|--------|------------|--------|---------|----------|
| 板厚 (mm) | 鋼種 | 板厚 (mm) | 鋼種 | | |
| 31.6 | SM490Y | 20.5 | SM490Y | 0.80 | 1.10 |



(a) 連結板変位コンター(板厚方向)



(b) 連結板の接触圧コンター

図-13 軸力導入時の変位・接触圧コンター(F18T)

5. まとめ

本研究では、有限要素解析により圧縮力を受けるF18T高力ボルト摩擦接合継手の力学的挙動を、F10T高力ボルトを用いた摩擦接合継手のそれと比較し、検討した。また、最大ボルト中心間隔の規定に関連して密着性についても議論した。得られた結論は以下のとおりである。

- (1) 圧縮力を受ける F10T 高力ボルトを用いた摩擦接合継手および F18T 高力ボルトを用いた摩擦接合継手では、その力学的挙動は、いずれも、すべり型、降伏型、および座屈型の3つに分類できる。
- (2) F10T 高力ボルトを用いた摩擦接合継手では、圧縮力を受ける場合、板厚が増加する方向のひずみが発生

し、ボルト軸力の低下は見られない。一方、F18T 高力ボルトを用いた摩擦接合継手では、連結板の局所降伏が認められ、ボルト軸力の低下から、F10T では降伏型のものがすべり型となった。

- (3) 設計基準で規定されている最大中心間隔について、継手の一般的な断面構成に対して検討した結果、F10T および F18T どちらの場合も連結板の座屈が発生する座屈限界中心間隔は、規定される最大中心間隔よりも大きい値となった。ただし、F18T 高力ボルトを用いた場合の方が、導入軸力による連結板の局所降伏の影響により、座屈限界中心間隔が F10T の場合のそれに比べて小さくなる。
- (4) 連結板設計のもう一つの要因である継手面の密着性

について、一般的な断面構成に対して検討した結果、F10T 高力ボルトを用いた場合では、隣り合うボルトによる接触圧の重なりは認められず、ボルト周辺に接触圧が分布する。F18T 高力ボルトでは、高軸力のために中心間隔が 100mm 以下の場合、接触圧の重なりが認められる。

本研究では、圧縮力を受ける摩擦接合継手を対象に一般的な断面構成を取り上げた。しかしながら、実際の構造物においては様々な断面構成が存在する。そのため、それらを考慮したパラメトリック解析を行い、本研究の成果を一般化させる必要がある。また、密着性の問題については載荷実験による確認も必要である。

参考文献

- 1) 窪田 伸, 宮川敏夫: 技術報告 トルシア形超高力ボルト (SHTB), JSSC No.49, 2003.7
- 2) 木村勇次, 秋山英二, 津崎兼彰: 超高力ボルトの創製と機械的特性, 鋼構造論文集, 鋼構造協会, 第 14 巻, 第 54 号, pp.121-127, 2007.6.
- 3) 山口隆司, 増田浩志, 木村勇次: 超鉄鋼高力ボルトを用いた摩擦接合パイロット試験, 鋼構造論文集, 鋼構造協会(印刷中).
- 4) 亀井義典, 石川 誠, 西村宣男, 桐生真司, 竹内修司: 超高強度ボルトの鋼桁橋への適用性に関する検討, 鋼構造論文集, 鋼構造協会, 第 10 巻, 第 38 号, pp39-49, 2003.6
- 5) 日本道路協会: 道路橋示方書・同解説, II 鋼橋編, 2002.3
- 6) SIMULIA: Abaqus Analysis User's Manual, Vol. I-V, Ver.6.7, 2007.
- 7) 山口隆司, 森 猛, 橋本国太郎: 高力ボルト摩擦接合継手のすべり強度/降伏強度とすべり係数に関する研究, 構造工学論文集, Vol.51A, 土木学会, pp.1737-1748, 2005.3

(2008 年 9 月 18 日受付)