

合成桁摩擦接合部の支圧限界状態に関する研究

Study on Bearing Limit State of Frictional Bolted Connections of the Composite girder

橋梁工学分野 戸田圭彦

Abstract

近年、鋼橋分野では構造合理化を果たした橋梁形式の研究が盛んであるが、これに適した高力ボルト摩擦接合継手の設計法は存在していない。例えば、塑性モーメントに到達するコンパクト断面合成桁のように限界状態設計法で設計された断面の継手を、すべり限界に対して設計するにはボルト本数が増大してしまい、設計に制約を与えてしまう。一方、摩擦接合継手はすべり限界以降にも荷重伝達が可能であり、このすべり後耐力を活用できれば、一層設計の幅は広がる。そこで、摩擦接合継手のすべり後挙動と、支圧限界状態耐力を明らかにするために、継手の支圧変形測定試験を行った。さらに、合成桁接合部の曲げ試験と弾塑性有限変位解析を行い、継手のすべりが終局耐力に影響を及ぼさないことを確認した。

1. 研究背景と目的

近年、我が国では、構造の一層の合理化を目指し、鋼材の塑性域を有効活用する、コンパクト断面合成桁の設計法に関する様々な研究が行われている。これらは道路橋示方書¹⁾のような許容応力度設計法ではなく、限界状態設計法を基本としており、これらによれば、正曲げを受ける合成桁の断面は小型化・少部材設計が可能となり、総コストとして約20%低減できると言われている。しかしながら、限界状態設計法により主桁を設計する場合、我が国ではそれにふさわしい高力ボルト摩擦接合継手の設計法が確立されておらず、道路橋示方書で示される許容応力度設計法によるしかないのが現状である。部材接合部の塑性強度に対して、許容力を満たすようにボルト本数を決定した場合、継手の大型化は避けられず、施工性やコスト面に悪影響を及ぼす上、継手の大型化は設計上の制約を与え、合理化構造のアドバンテージを損なう可能性がある。

そこで、着目されているのが、摩擦接合継手のすべり後耐力である。高力ボルト摩擦接合継手は、主すべり発生後もボルトと接合部材の支圧によって荷重伝達が可能である。しかし、我が国では、このすべり後耐力を使用した設計は認められていない。摩擦接合が支圧状態となつてからの挙動はまだ未解明な部分が多く、我が国の支圧接合の設計法をそのまま引用するには問題がある。さらに、我が国の支圧接合の設計耐力は、海外の設計基準に比べて極めて安全側となっているため、現行の支圧接合の設計耐力を摩擦接合に適用した場合、すべり後の余裕耐力を大きく期待することはできない。

そこで、本研究ではボルト孔の変形性状に着目し、支圧限界状態を決定するために必要な支圧耐力と支圧変形量の関係、そして摩擦力の効果を明らかにし、合成桁をはじめとする塑性強度に達する設計が行われた断面に、摩擦接合を適用することを目的とする。

2. 高力ボルト接合の支圧変形測定試験

2.1 実験方法と供試体設計

支圧耐力と支圧変形量の関係を明らかにするために、ボルト1行1列の2面せん断型継手を用いて支圧変形測定試験を行った。ボルトで締めつけた継手を引張ることで、すべりを生じさせ、さらにすべり後も続けて引張り、最大荷重に至るまでの支圧変位を測定した。使用した高力ボルトはF10T級のM16ボルトとした。ボルト孔クリアランスは1.8mmに設定した。使用鋼材はSM400A材とし、試験対象部の板厚は全て9mmである。固定側はM20ボルト2本による摩擦接合とし、試験対象部が最大耐力を迎えるまでにすべりを生じないように設計を行った。接合面には無機ジンクリッチペイントを塗布した。図-1に、供試体図面を示す。さらに使用した鋼材の材料特性を表-1に示す。

供試体の寸法と設計耐力の一覧を表-2に示す。ボルト孔中心から荷重方向自由端までの距離 e_1 を変化させる。 $e_1=24, 40, 56, 72\text{mm}$ の4パターンを用意した。それぞれ、ボルト軸径 d に対して $e_1/d=1.5, 2.5, 3.5, 4.5$ であり、 $e_1/d=1.5$ は道路橋示方書における摩擦接合継手の最小縁端距離に相当する。

試験は、軸力を導入しない手締め型と、設計軸力105kNを導入した軸力導入型の二種類を行う。ばらつ

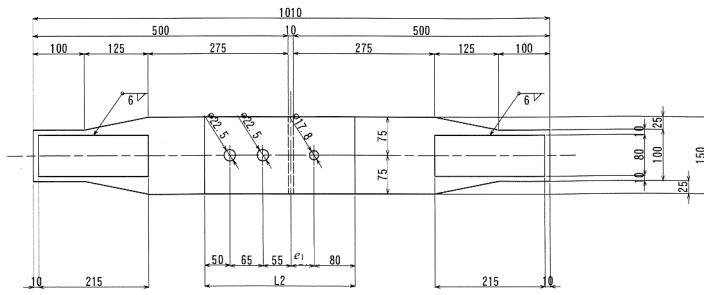


図-1 実験供試体

表-1 鋼材の機械的性質

| 鋼種 | 弾性係数 (N/mm ²) | ポアソン比 | 降伏応力 (N/mm ²) | 引張強度 (N/mm ²) |
|--------|------------------------------|-------|------------------------------|------------------------------|
| SM400A | 212589 | 0.3 | 302 | 468 |

表-2 実験供試体の一覧

| 供試体名 | 初期軸力 (kN) | e_1 (mm) | 板幅(mm) | 設計すべり耐力 (kN) | 降伏耐力 (kN) | 引張耐力 (kN) | 端抜け耐力 (kN) | ボルトせん断耐力 (kN) |
|------------|--------------|------------|--------|-----------------|--------------|--------------|---------------|------------------|
| e24-w150-N | 0 | 24 | 150 | 0 | 359 | 557 | 101 | 236 |
| e24-w150-T | 105 | 24 | 150 | 105 | 359 | 557 | 101 | 236 |
| e40-w150-N | 0 | 40 | 150 | 0 | 359 | 557 | 168 | 236 |
| e40-w150-T | 105 | 40 | 150 | 105 | 359 | 557 | 168 | 236 |
| e56-w150-N | 0 | 56 | 150 | 0 | 359 | 557 | 236 | 236 |
| e56-w150-T | 105 | 56 | 150 | 105 | 359 | 557 | 236 | 236 |
| e72-w150-N | 0 | 72 | 150 | 0 | 359 | 557 | 303 | 236 |
| e72-w150-T | 105 | 72 | 150 | 105 | 359 | 557 | 303 | 236 |

きを考慮し、各2体ずつ、全16体の試験を行った。高力ボルトに導入する軸力量は、ボルト頭部に添付したひずみゲージの値により管理した。軸力を導入しないものは、組み立て時にナットが回転することを確認してから、万能試験機に設置後に手締めを行った。

2.2 試験結果と考察

(1) 荷重-変位関係

図-2 に手締め型試験の荷重-継手伸び変位関係を、図-3 に軸力導入型試験の荷重-継手伸び変位関係を示す。載荷開始直後の剛性はいずれの供試体もほぼ同じ傾きをとっているが、 $e_1=24\text{mm}$ と、最も短いものでは早い段階で変位が増え始め、図-4(a)に示すように縁端部からき裂が進展し、破断に至る。 $e_1=40\text{mm}$ と $e_1=56\text{mm}$ では、図-4(b)(c)に示すようにボルト孔縁からき裂が進展し、端抜け破断に至った。縁端距離が最も長い $e_1=72\text{mm}$ のものは、ボルトのせん断破壊により最大荷重を迎えたため、鋼板にはき裂は生じていない。しかし、最も高い支圧力が作用したにも関わらず、その変形量は小さく抑えられている。軸力導入型では、主すべり発生までは非常に高い剛性を示しており、ほとんど変位は生じない。主すべりを生じた後、荷重が低下し、ボルト軸はボルト孔内を移動する。すべり時に荷重が低下するのは、摩擦状態が静摩擦から動摩擦に切り替わったためである。ボルトが孔壁に接触した時点から支圧力が作用し再び荷重は上昇を始める。支圧以後の挙動は、手締め型と同様の傾向を示し、破断形式も全て同じ縁端距離の手締め型と同じであった。ただし、 $e_1=24\text{mm}$ では、手締め型に対して、軸力導入型の最大耐力は10%上昇した。これは摩擦力が荷重の一部を分担していたためである。しかし、それ以外で

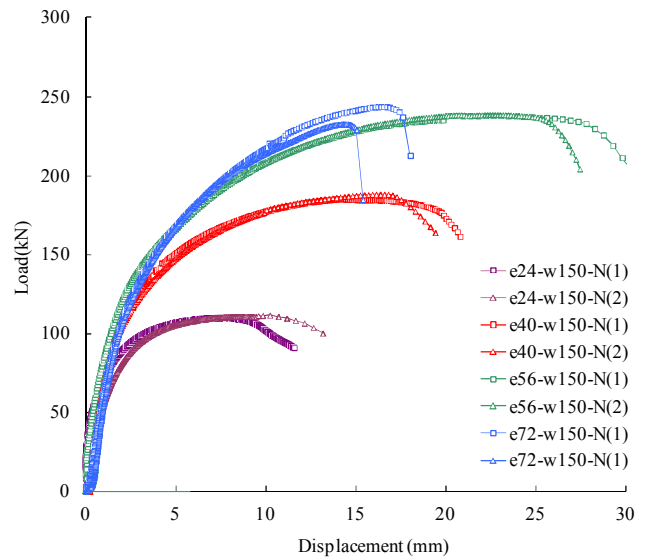


図-2 手締め型荷重-変位関係

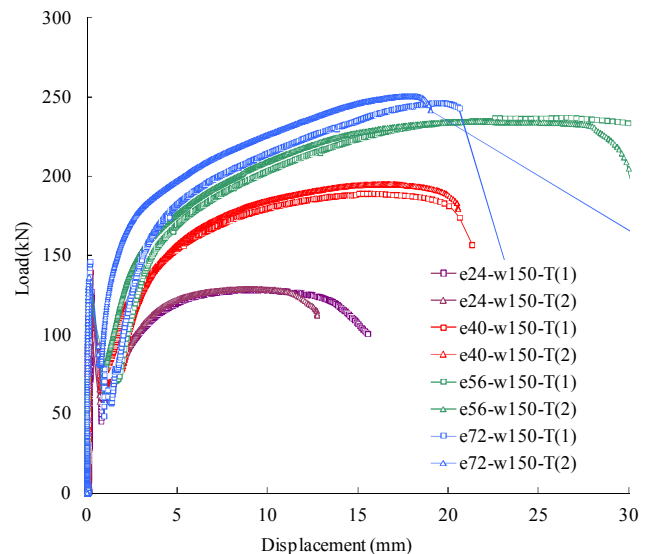
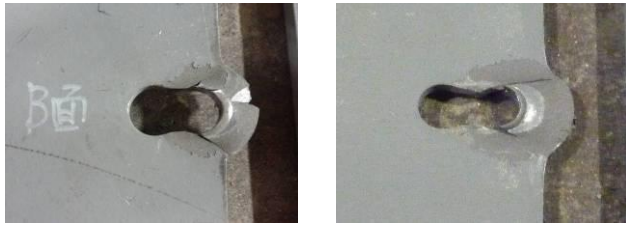


図-3 軸力導入型荷重-変位関係



(a)e24-w150-N(1)

(b)e40-w150-N(1)



(c)e56-w150-N(1)

(d)e72-w150-N(1)

図-4 試験後のボルト孔

は最大耐力の上昇は確認されず、破断までにボルトの軸力の大部分が抜けていると考えられる。

(2) 既存の設計基準と実験結果の比較

本実験結果を既存の設計基準と照らし合わせ、現行の設計支圧耐力について考察する。実験結果の荷重をボルト軸径 d と板厚 t の積で除し、公称支圧応力 σ_b として整理した。さらに、公称支圧応力を鋼材の降伏応力 σ_y で除して無次元化した。

図-5 に実験結果の最大耐力と、各国の設計支圧耐力を示す。今回参照した設計支圧耐力は、我が国の道路橋示方書(JSHB)、鉄道構造物等設計標準(JDSRS)²⁾、AASHTO³⁾、Eurocode⁴⁾の4種である。さらに、それらに加えて、日本建築学会⁵⁾とKulak⁶⁾の端抜け破断式を示した。 $e_1/d=1.5, 2.5, 3.5$ では建築学会の有効断面積を用いた端抜け破断式(AIJ(1))と良く一致している。一方で、建築学会の等価せん断断面積を用いた耐力式(AIJ(2))は縁端距離の大きい範囲で耐力を過大評価していることが分かる。Kulakの推奨する設計式では、支圧耐力には上限が定められているが、実際にはその最大支圧耐力を超えても荷重は上昇する。 $e_1=4.5$ の供試体はすべてボルトの破断で最大荷重を迎えており、端抜け破断には至っていない。

軸力導入を導入した場合、 $e_1/d=1.5$ では最大耐力が約10%上昇している。しかし、その他の供試体では特に耐力の上昇は見られなかった。

次に、支圧変形量 δ の軸径 d に対する割合 δ/d が10%、30%、50%に達した時点での支圧応力と設計支圧耐力の比較を図-6と図-7に示す。10%変形のラインに着目すると、縁端距離が大きくなるに従って、10%変形時の支圧応力は上昇することが分かる。これは縁端距離の増加によって最大耐力のみならず、周辺弾性域の拘

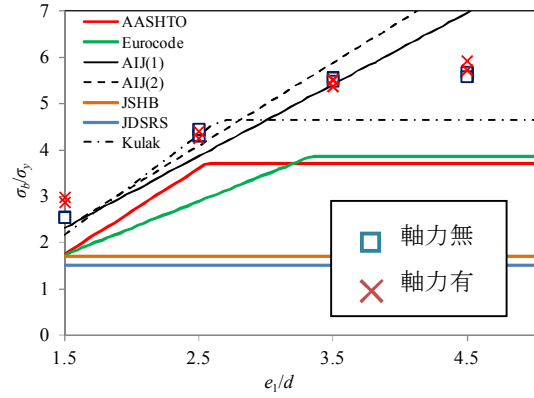


図-5 最大耐力と設計基準の比較

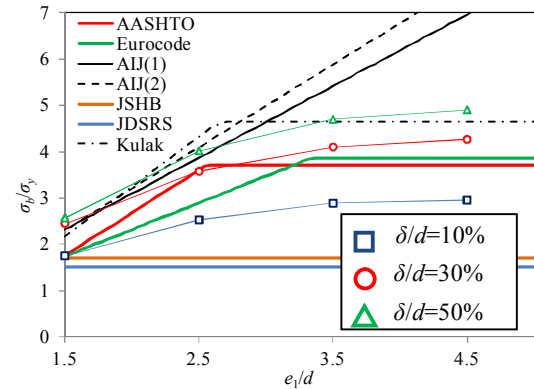


図-6 支圧変形時の支圧応力と設計基準の比較 (手締め型)

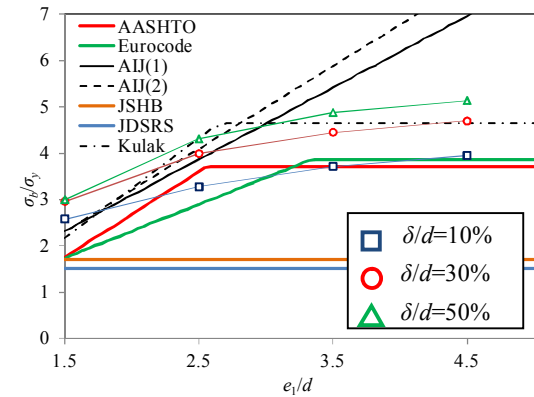


図-7 支圧変形時の支圧応力と設計基準の比較 (軸力導入型)

束効果によって孔剛性も大きく上昇することを示している。ただし、 e_1/d を3.5より大きくとってもその効果は小さく耐力はあまり上昇しない。10%変形耐力はおおよそ $2.9\sigma_y$ 程度まで上昇する。さらに軸力が導入された場合、10%耐力はおおよそ30%程度上昇する。これは残存軸力によって荷重の内30%が摩擦力によって分担されていることに加え、軸力の拘束で孔周辺材料の降伏点が増しているためであると考えられる。

30%変形耐力も同様に、最大で $4.3\sigma_y$ 程度となっている。軸力が導入された場合、30%変形耐力はおおよそ10%程度上昇する。さらに50%変形耐力は、最大で $4.7\sigma_y$ である。しかし軸力が導入された場合でも、50%変形耐力は大きく上昇しない。これら摩擦力の寄与する割

合が徐々に現象する原因として、以下のような事柄が考えられる。

- 1) 母材には引張応力が作用しているため、ポアソン効果によって板厚が減少し、軸力が低下した。
- 2) 接合面の無機ジンクリッチペイントが剥離し、当初の摩擦係数を確保できなくなった。
- 3) ボルト孔が支圧によって大きく変形することで、軸力が低下した。
- 4) 手締めを行った軸力無の供試体においても、支圧変形によって、支圧を受ける箇所板厚が増加し、軸力は幾分か導入される方向にある。

2.3 実験の再現解析

縁端距離の増加が支圧耐力を上昇させるメカニズム、および手締め型のボルト軸力の変動を明らかにすべく、有限要素法による実験の再現解析を行った。試験対象部の母板、連結板および高力ボルトを8節点6面体低減積分要素で全体の1/8をモデル化し、材料試験から求めた弾塑性材料特性を入力した。図-8に縁端が72mmのモデルの変形図を示す。ボルトと孔壁が接触している部分では、大きな支圧力によって板厚が増加している。これが原因となって、試験開始時には手締め状態だったボルトにも、極めて高いボルト軸力が導入される。図-9では、支圧変形量とボルト軸力の関係を示しており、最も縁端距離の長いモデルでは、最大で設計軸力の76%もの軸力が導入されている。このボルト軸力の上昇が、軸力導入型と手締め型との耐力差が縮まる要因の一つであると考えられる。

さらに、図-10には δ/d が10%に達した時点でのMises応力分布を示す。 $e_1=40\text{mm}$ では既に塑性域が縁端部を貫通しているが、 $e_1=72\text{mm}$ では貫通に至っておらず、高い支圧耐力を発揮できている。

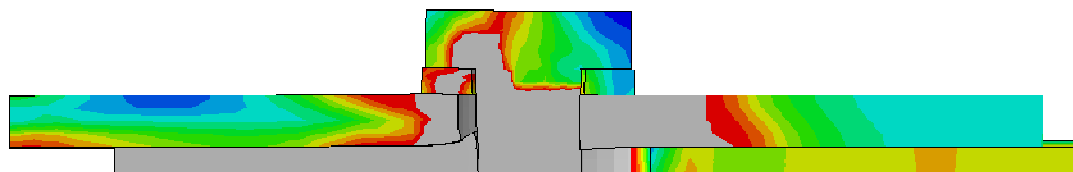


図-8 $e_1=72\text{mm}$ のモデルの変形図と Mises 応力分布

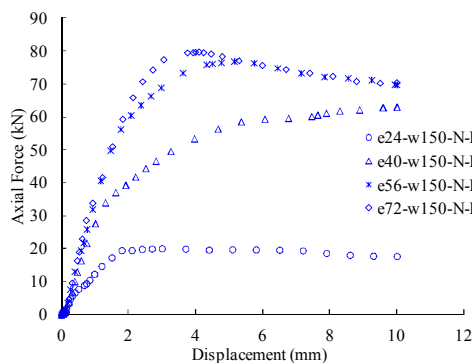


図-9 支圧変形量とボルト軸力の関係

3. 合成桁摩擦接合部のすべり後挙動

3.1 合成桁摩擦接合部の曲げ試験

(1) 供試体設計

合成桁摩擦接合部のすべり挙動およびすべり後挙動を確認するために、模型桁を製作し、曲げ試験を行った。図-11に模型桁の形状と寸法を示す。支間は8,000mmであり、支間中央部に高力ボルト摩擦接合継手を設けてある。本模型桁は、塑性中立軸が腹板上縁よりも上側に位置することから、途中で鋼桁部の座屈が生じる恐れが無く、塑性曲げモーメントに到達するコンパクト断面に分類される。

模型桁は、図-12および図-13に示すように、下フランジのボルト本数が異なる Type-1 と Type-2 の2種類を用意し、ウェブのボルト配置は同じとした。使用ボルトは M22F10T である。現行の設計法では終局モーメントに至るまでに、継手のすべりは許容されていないが、今回はすべりを生じた後の挙動を確認するために、Type-1 では、降伏モーメントに到達する前に、継手部がすべりモーメントに到達するように設計している。Type-2 は、降伏モーメントを超えてからすべりが発生するように設計した。

(2) 曲げ試験結果

図-14に曲げ試験の結果を示す。図中 P_{yg} は鋼桁の総断面で、 P_{yn} は純断面の1.1倍で計算した模型桁の降伏モーメント時の荷重（降伏荷重）である。 P_{pAAg} 、 P_{pAAn} はAASHTOのDuctility条件を適用した終局モーメント時の荷重（終局荷重）であり、前者が総断面積で、後者がボルト孔を控除した純断面積で計算している。さらに表-3にそれぞれの実験結果の降伏荷重と終局荷重を示す。

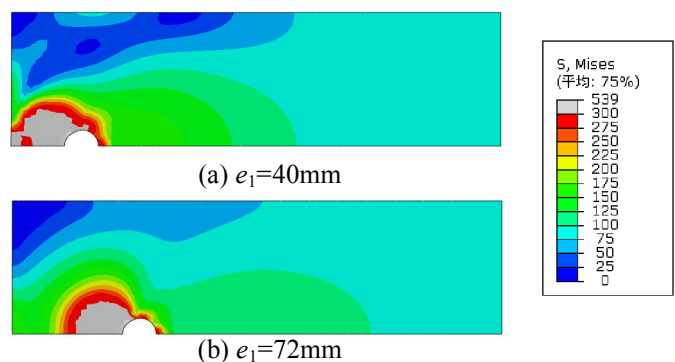


図-10 $\delta/d=10\%$ 時の Mises 応力分布 (グレーは塑性域)

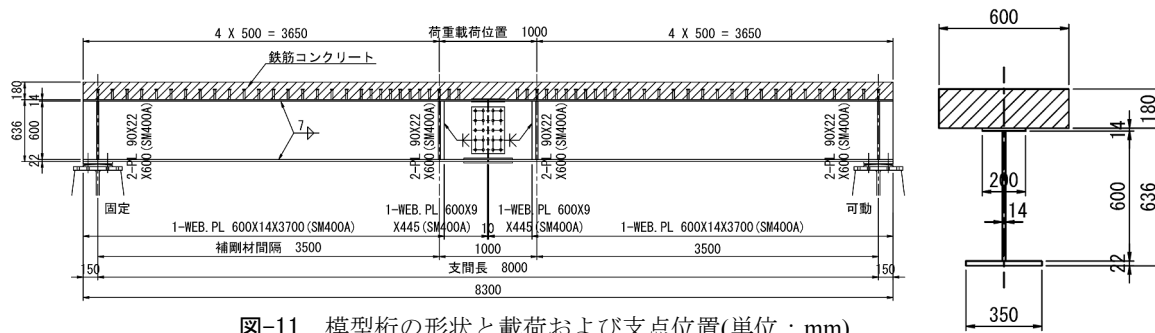


図-11 模型桁の形状と载荷および支点位置(単位: mm)

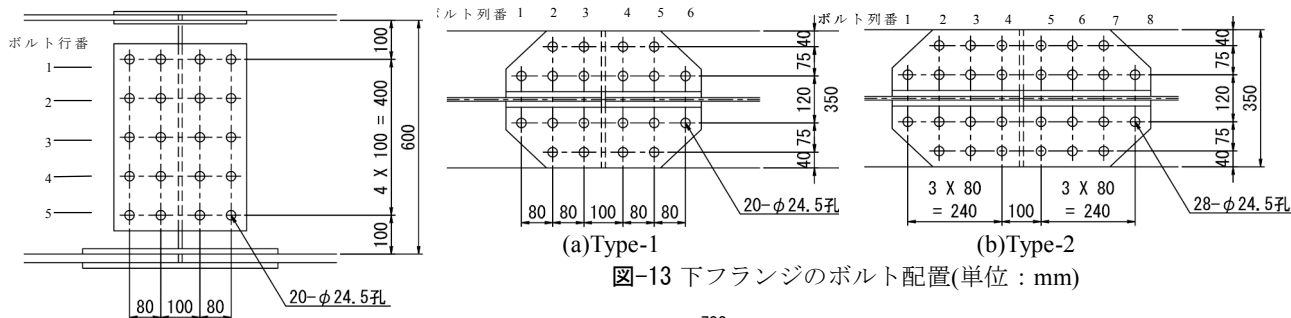


図-13 下フランジのボルト配置(単位: mm)

図-12 腹板のボルト配置(単位: mm)

表-3 実験結果と計算値との比較

| | 計算値(kN) | 実験値(kN) | |
|------|-------------|---------|--------|
| | | Type-1 | Type-2 |
| 降伏荷重 | P_{yg} | 523 | 478 |
| | P_{yn} | 420 | 431 |
| 終局荷重 | P_{pAAg} | 597 | 578 |
| | P_{pAA_n} | 503 | 596 |

P_{yg} : 総断面降伏荷重, P_{yn} : 純断面降伏荷重
 P_{pAAg} : 総断面終局荷重, P_{pAA_n} : 純断面終局荷重

これらの結果によると、コンパクト断面合成桁の摩擦接合継手部が先行してすべった場合でも、ほぼ終局モーメントに達することが確認できた。

3.2 合成桁摩擦接合部の弾塑性有限変位解析

(1) 計算モデル

実験対象となった模型桁の各ボルト列のすべり挙動と、すべりが耐力に及ぼす影響を明らかにするために、弾塑性有限変位解析を行った。計算モデルを図-15に示す。鋼桁部は4節点完全積分シェル要素、コンクリート床版部は8節点6面体低減積分要素とした。鉄筋は2節点のトラス要素として再現してある。高力ボルトは、その挙動を非線形ばねに置き換える事で離散化した(図-16)。ボルトを有限要素でモデル化する場合に比べ、計算コストを削減可能であり、さらにすべりをばね1本の挙動に置き換えることで、問題の簡略化を図った。

ばね剛性は、すべり発生前は、ばねのひずみエネルギーとボルト孔周りのひずみエネルギーを等値と置くことで求め、すべり後は支圧変形測定試験の結果を参

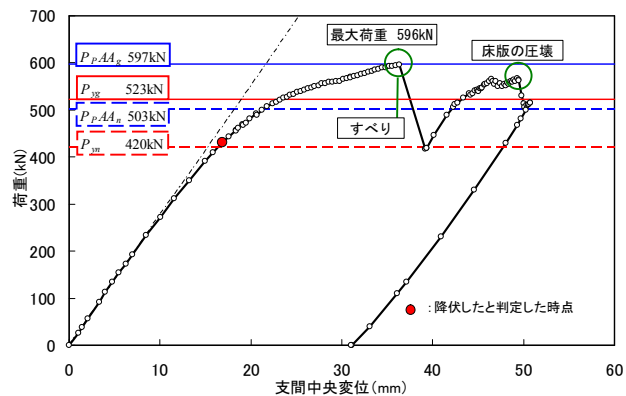
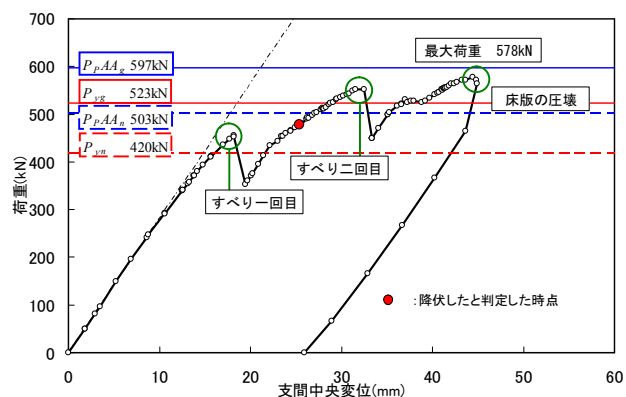


図-14 荷重-変位関係 (上: Type-1, 下: Type-2)

考に決定した。

(2) 計算結果

図-17に荷重-変位関係を示す。継手が無い模型桁の実験は行っていないが、これをType-0とし、計算結果を示す。初期剛性は実験結果と良く一致しており、AASHTOの終局荷重を十分に満たしている。Type-1の計算結果では、すべり荷重は実験の一回目すべりとほぼ同じであったため、このボルトばねモデルは概ね実験を再現できていると言える。ただし、Type-1の終局

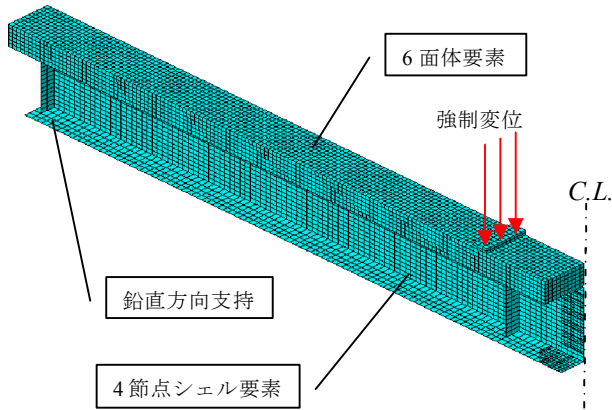


図-15 計算モデルと境界条件

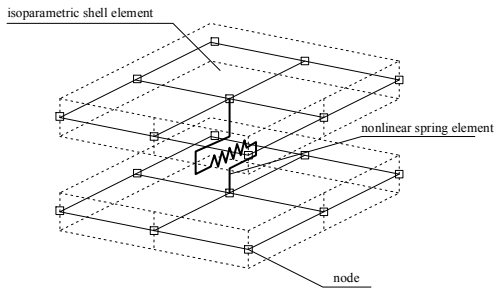


図-16 高力ボルトばねモデル

荷重は実験結果を大きく上回っており、Type-0の終局荷重と同程度であった。

図-18にType-1の各ボルトばねの分担せん断力を示す。継手の非線形性は下フランジボルトがすべり状態となった時点で生じており、それまでにウェブボルトが分担しているせん断力はごくわずかである。荷重が低下する直前までにウェブの4行目までがすべっている。また、終局荷重時に支圧状態となっているのは下フランジとウェブの5行目のみであり、それぞれ、ボルトばねの支圧限界状態には到達していなかった。

4. まとめと今後の課題

本研究では、摩擦接合継手の支圧変形測定試験を行い、その支圧耐力、および摩擦力の寄与を明らかにした。さらに、合成桁摩擦接合継手部の曲げ試験と弾塑性有限変位解析を行い、継手が先行して主すべりを生じた場合においても、終局モーメントに到達することを示した。本研究で得られた主な知見は以下の通りである

- 1) 支圧状態における摩擦力の貢献は、支圧へ移行した時点では最大で40%以上の荷重を摩擦力が保持しているが、支圧変形が増えると、次第に摩擦力は減少していく。これは、ボルト孔の広がりなどによる軸力抜けと、摩擦面が削れてすべり係数が低下するのが原因であると考えられる。
- 2) AASHTO, Eurocodeの支圧耐力を満たしていれば、支圧変形量は軸径に対しておよそ30%程度に抑え

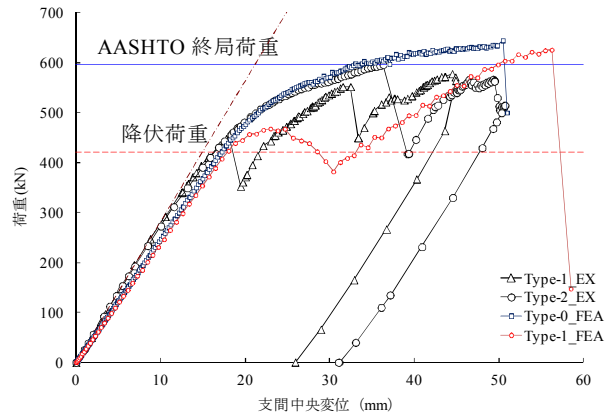


図-17 荷重-変位関係

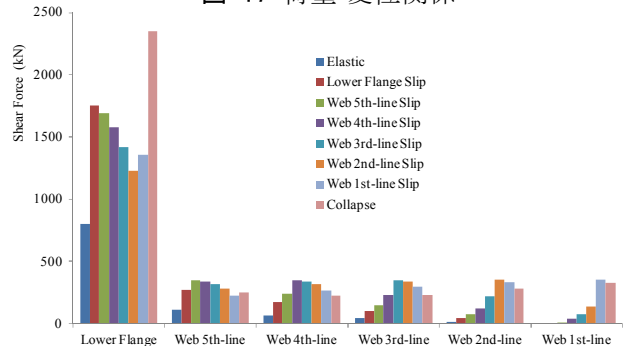


図-18 ばねの分担せん断力

られる。道路橋示方書の許容支圧応力度を満たしていれば、支圧変形量は10%以下に抑えることが可能である。軸力を導入した摩擦接合では、その支圧耐力はおよそ10%上昇すると考えてよい。

- 3) 高力ボルト摩擦接合継手部の存在が合成桁の終局荷重に大きく影響を与えることがないことが確認できたが、すべり先行型では終局荷重の97%であった。

今回、実験では1行1列継手を取り扱ったが、複数列でも同様に摩擦力による支圧耐力の上昇が得られるかは今後確認する必要がある。またボルト配置を変更したFEAを行い、適切な合成桁接合部の設計法を議論していく必要がある。

参考文献

- 1) 日本道路協会：道路橋示方書・同解説，I 共通編 II 鋼橋編，2000。
- 2) 鉄道総合技術研究所：鉄道構造物等設計標準・同解説-鋼・合成構造物，丸善，2009。
- 3) AASHTO：LRFD Bridge design specifications, -2005interim revisions, Washington,D.C., 2005。
- 4) European Committee for Standardization (CEN)：Eurocode 3, Design of steel structures, Part1.8, Design of joints, EN 1993-1-8, 2005。
- 5) 日本鋼構造協会接合小委員会：鋼構造接合資料集成-リベット接合・高力ボルト接合-, 技報堂，1977。
- 6) G. L. Kulak, J. W. Fisher, J. H. A. Struik：Guide to Design Criteria for Bolted and Riveted Joints Second Edition, AISC, 1987。

討議等

◆討議 [鬼頭 宏明 准教授]

合成桁の終局限界状態時に、合成桁のどの連結板が支圧限界状態に至ることを想定しているのか。

◆回答：計算モデルにおいて、ばねのせん断力の特性から、中立軸から最も離れた下フランジに最も大きいせん断力が作用する。したがって、ボルト本数が少ない場合に、支圧限界状態に至るのは下フランジ継手であると考えている。

◆討議 [谷口 与史也 教授]

現行の接合部は終局モーメントを満たすように設計がなされているはず。それを支圧限界状態に対して設計するというのは、どういう意図があるのか。

◆回答：現行の許容応力度設計法では、限界状態設計法で設計された断面に対して、常にすべり限界を保っていなければならない。しかし、全塑性モーメントに達した合成桁の接合部がすべりを生じないように設計するのは極めて不合理である。構造物の使用限界状態において、コンパクト断面合成桁は弾性範囲内として設計し、終局限界状態においては終局モーメント（全塑性モーメント）に対して設計する。一方その接合部は、その使用限界状態においてはすべり限界に対して設計し、終局限界状態においては支圧限界状態に対して設計するのが本研究の提案である。使用限界状態においても、終局限界状態においてもすべり限界に対して設計する場合、ボルト本数が増大してしまうことを防ぎ、かつ十分な耐力を発揮できると考えている。

◆討議 [谷口 徹郎 准教授]

一度すべりを生じた継手は損傷と判断できるのか。また、支圧限界状態に対して設計された合成桁接合部は、終局モーメントまでにすべりを生じることを許容しているのか。

◆回答：一度すべりが生じた場合、除荷してもそれは元に戻ることは無い。継手のすべりは不可逆な現象である。すべりを生じた継手は損傷状態である。我々が提案している接合法では、継手がすべり限界に到達するような荷重が作用した場合、合成桁も降伏限界を超えた状態にあると考えられ、構造物全体が部分的に損傷している状態である。その場合、継手の損傷は大きな問題ではなく、荷重伝達機能を損なわないことが最優先である。従って、終局モーメントまでにすべりが生じることを許容するが、終局モーメントまでに支圧

限界状態に達することは許容しない。荷重伝達機能を失わずに終局モーメントに至るように設計するのが提案する設計手法である。

◆討議 [吉中 進 准教授]

実験において、継手がすべりを生じたか生じていないかの判断はどのように行ったのか。

◆回答：支圧変形測定試験でのすべりの発生は、継手の変位を測定しており、すべりが生じると変位が急激に増え、かつ荷重が急激に低下するため、判断は容易であった。また、一般的には母板と連結板の相対変位が 0.02mm に達した時点であるとの定義もあるが、本試験では直接ボルトと母板の相対変位を測定していたため、変位が 0mm から正に転じた時点がすべりである。さらにすべり時には極めて大きなすべり音が鳴り響くため、実験時にも即座に判断できる。合成桁では、すべり音と荷重の低下ですべりを確認し、その都度、継手のマーキング線がずれているかどうかをチェックし、どの列のボルトがすべっているかを判断することができた。