

4. 高力ボルト引張接合

4.1 概説^{1), 2)}

現在、わが国における橋梁構造物の現場接合法としては、高力ボルト接合、および溶接接合がある。このうち高力ボルト接合について、わが国の道路橋の設計基準である道路橋示方書では、摩擦接合、支圧接合、引張接合の3形式に分類しているが、摩擦接合に関する規定が主たるものである。摩擦接合では、ボルト1本あたりの許容力、設計法（すべり係数、純断面積などを含む）の他に、構造詳細に関する項目として、ボルトの最大軸心間隔、最小縁端距離などを規定している。これらの項目は、諸外国の基準にある項目とほぼ同様であり、その内容についてもやや保守的と思われる点もあるが、大差はない。一方、支圧接合および引張接合については、適用に際しての検討すべき項目を挙げるにとどまり、設計し難い接合形式であるとの認識が一般的である。しかしながら、引張接合継手については、日本鋼構造協会「橋梁用高力ボルト引張接合設計指針（案）」（以下、JSSC 指針案と略す）が1993年に発刊され、橋梁用部材の接合法の一つとして積極的に用いる方向での環境が整いつつある。

このJSSC 指針案によると、高力ボルト引張接合継手は、高力ボルトに導入された引張軸力により効率的に荷重を伝達する接合形式であり、継手部の終局状態を高力ボルトの破断と定義されており、ボルト1本当たりで伝達できる荷重は、摩擦接合などに比べて大きい。これによって、高力ボルトの必要本数を減らすことが可能であり、工場における孔明け数や現場でのボルト締め付け本数の低減を図ることができる。また、連結板を用いないため、景観上でも優れた接合形式といえる。さらに、ボルトの導入軸力によって発生する継手面間の接触圧力により、作用荷重の変動に伴うボルト軸力の変動が少ないため、疲労耐久性にも優れた接合形式であるといえる。

この高力ボルト引張接合継手は、短締め接合継手（Short Connection Type）と長締め接合継手（Long Connection Type）の2つに大別される。両者をディテールの面で区分した場合、一般に前者をスプリットティー接合と呼び、継手面をもつT形の板を向かい合わせて接触させ、従来の摩擦接合用高力ボルトによって接合される形式である。主として、建築構造物の柱・梁の接合部に適用されている。一方、後者はリブプレート、エンドプレート、およびアンカープレートを要し、比較的長いボルトによって接合される形式である。

両者の力学的性状における相違点は、「てこ作用」と呼ばれるTフランジの局部変形によって発生するボルト軸力増加の有無にあり、短締め接合継手の場合、このてこ反力の発生を無視できない。てこ反力はボルト軸力を増加させ、継手部の耐荷力を低下する要因となるため、これを考慮した設計を行う必要がある。一方、長締め接合継手の場合、アンカープレートからエンドプレートまでの距離が長いので、荷重がボルト軸から偏心して作用するために発生するてこ作用の影響を考慮する必要がなくなる。また、この接合形式ではボルト長が長くなるため変形能が大きく、荷重の大きい大型鋼構造物への適用に有利であると考えられる。

これら高力ボルト引張接合継手の我が国での採用例としては、短締め接合継手の場合、これまでは主に架設用部材の接合に用いられるだけであり、橋梁の主要部材に用いられることはなかった。しかし、最近ではこの形式のもつ「簡易な構造による製作・施工上の合理化」、「従来の摩擦接合用高力ボルトを使用できる」、「疲労耐久性に優れている」などの利点が注目され、日本道路公団ホロナイ川橋の主桁と横桁の接合に採用されている。また、図 4.1、および図 4.2 に示すように、阪神高速東大阪線の拡幅工事（料金所等）における既設桁補強ブラケットの上下フランジの取付けや、関西国際空港

4.1.1 引張接合の力学性状⁴⁾

高力ボルト引張接合継手は、高力ボルトの軸方向に応力を伝達する接合形式であり、摩擦接合と同様、高力ボルトを締め付けて得られる材間圧縮力を利用して応力を伝達するものであるが、その伝達機構は、摩擦接合のそれと本質的に異なっている。引張接合の特徴は、作用外力がボルトの締め付け力によって生じる材間圧縮力と釣り合うので、外力が作用した時、ボルトの付加軸力は微小なものとなることにある。したがって、高力ボルトに導入された引張軸力によって効率的に荷重を伝達する継手形式であり、継手部の終局強度がボルトの終局強度に支配されるような場合、摩擦接合などに比べて大きな荷重（ボルト1本当たり）を伝達することができる。これは、高力ボルトの必要本数の減少を意味し、工場での孔明け数や施工時のボルト締め付け本数などの減少をもたらし、その結果、大きく合理化に貢献できる。さらに、締結する板間（一般に、フランジ板、Tフランジ、エンドプレートと呼ばれる）の離間をどこで定義するかにもよるが、高力ボルトには高い軸力があらかじめ導入されるので、ボルト導入軸力によって生じたフランジ板間の圧縮力の存在により、一般的に接合部の剛性は非常に高い等の特長が挙げられる。加えて、作用荷重（外荷重）の変動に対してボルト軸力はほとんど変動せず、疲労耐久性にも優れていると考えられる。一方、引張接合継手にせん断力が作用した場合、接合部は離間が生じていないのであれば、摩擦接合継手として機能することになり、高力ボルト引張接合継手は作用荷重に対応した多面的な接合形式とも言える。

高力ボルト引張接合は、締め付けられたボルトのばね定数と接合板のばね定数および被接合材の変形の相互関係に依存し、接合形式が複雑になるほどその詳細な挙動については、まだ解決されていない点も多くある。図4.4に示すような1本のボルトで締め付けた2枚の板を想定し、このボルトの軸方向に外力がボルト軸心に沿って作用した場合を考える。まず、ボルトを締め付けると、ボルトは伸び、板は圧縮ひずみ（板厚が減じる）を生じる。ここで、ボルトの伸び量を ΔL_b 、板の縮み量を ΔL_p とすれば、その時のボルト軸力 N_i 、材間圧縮力 C_i は次式で与えられる。

$$\begin{aligned} N_i &= K_b \cdot \Delta L_b \\ C_i &= K_p \cdot \Delta L_b \end{aligned} \quad (4.1)$$

ここで、 K_b 、 K_p はボルトのばね定数と板のばね定数である。ボルトを締め付けた時、ボルト軸力と材間圧縮力は等しいので、 $N_i = C_i$ である。そこに、ボルト頭に軸方向の外力 P が作用すると、ボルトはさらに伸ばされ、板の圧縮ひずみはこの伸び量に等しい量だけ緩和される。この時のボルト軸力 N_f 、および材間圧縮力 C_f には次式の関係が成り立つ。

$$\begin{aligned} N_f &= C_f + P \\ N_f &= N_i + K_b \cdot \Delta L' \\ C_f &= C_i - K_p \cdot \Delta L' \end{aligned} \quad (4.2)$$

ここで、 $\Delta L'$ は外力が作用することによるボルトの伸び量である。したがって、作用外力とボルト軸力の関係は、以下で与えられる。

$$N_f = N_i + \frac{K_b}{K_b + K_p} \cdot P \quad (4.3)$$

上式第2項がボルトの付加軸力を表し、板のばね定数がボルトのばね定数に比して非常に大きいと、付加軸力が小さくなることが認められる。また、外力が増して、 $\Delta L'$ が ΔL_p に達すると材間圧縮力が無くなり、2枚の板が離間し、その後外力はすべてボルトが負担することとなり、 $N_f = P$ となる。このようなボルト軸力と外力の関係を示したものが図4.5である。

以上の応力の伝達機構は、外力作用線とボルト軸線が一致した単純化した接合部に対するものであり、実際の接合部では、図 4.6 に示すように外力の作用線とボルト軸線は一致しない

ためボルトには偏心引張りの状態となる。Tフランジがボルトによって板に固定されている場合、Tウェブに引張力が作用するとTフランジが非常に大きな剛性を有しない限り、図中に示すような変形が生じる。このフランジは、別のTフランジと接しているためボルト位置から外側の部分は、接触状態でなければならない。したがって、この曲げ変形を初期の形状に押し戻すための付加内力の発生を想定しなければならない。

この力をしてこ反力 (Prying Force) と呼んでいる。引張外力の増加により、ボルト締め付け部の接触面積は減少し、てこ作用の状態も変化する。Tフランジは、Tウェブ取付位置からボルト軸線方向に向かって順次離間していき、Tフランジ端部まで達すると、てこ作用は消失する。このてこ反力の作用点は、Tフランジが厚い場合は、Tフランジ端部に移動し、逆に、薄い場合は、ボルト軸心線に移動するなど、このようにてこ作用の発生形態は、継手部の構造寸法に大きく左右されるが、実用上問題とならない範囲で付加軸力評価式が提案され、設計法に取り入れられている。実際、渡邊らは^{5)~7)}、図 4.4 のような軸対称引張接合 (ボルトを引張るのではなく、締結板外縁の円周を一樣に引張る) および図 4.6 のようなスプリットティー接合に対する

載荷実験および有限要素解析を実施し、前述の力学性状の確認を行う

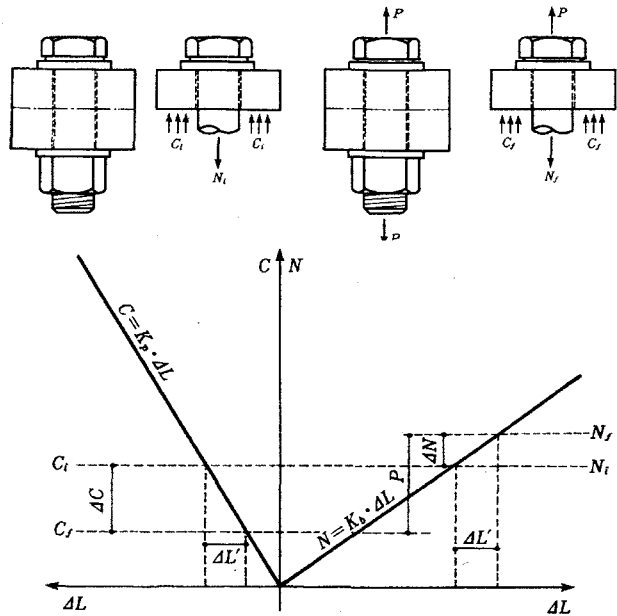


図 4.4 ボルト締結時の内力および作用外力との釣り合い⁴⁾

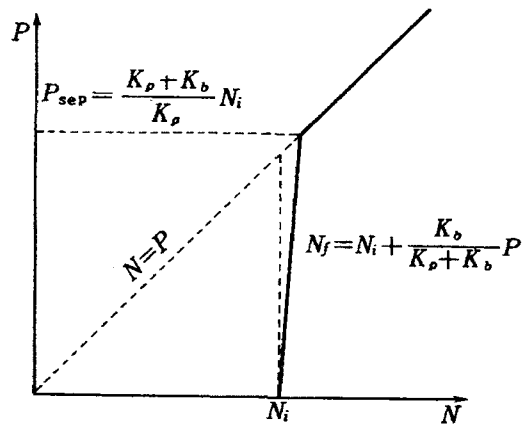


図 4.5 作用外力とボルト軸力の変動⁴⁾

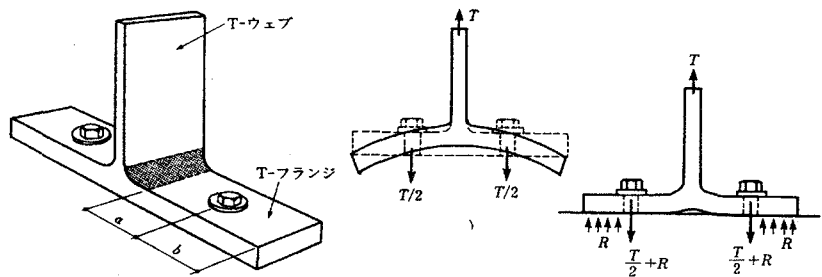


図 4.6 スプリットティー接合におけるてこ反力発生機構の概略⁴⁾

が厚い場合は、Tフランジ端部に移動し、逆に、薄い場合は、ボルト軸心線に移動するなど、このようにてこ作用の発生形態は、継手部の構造寸法に大きく左右されるが、実用上問題とならない範囲で付加軸力評価式が提案され、設計法に取り入れられている。実際、渡邊らは^{5)~7)}、図 4.4 のような軸対称引張接合 (ボルトを引張るのではなく、締結板外縁の円周を一樣に引張る) および図 4.6 のようなスプリットティー接合に対する載荷実験および有限要素解析を実施し、前述の力学性状の確認を行う

とともに、Tウェブ側においてもTフランジがボルト孔内側端をてこ始端としてボルトに付加軸力（2次曲げもともなう）を発生させる可能性があることを報告している。特に、顕著な離間開始は、Tフランジが厚い場合、ボルト降伏時と、Tフランジが薄い場合は、Tウェブとボルト軸心間の両端固定ばりの曲げ降伏時と一致するとしている。

一方、長締め形式では、ボルトによる締め付け板部が補剛されていたり、ボルト長が長くなったりすることでボルトのばね定数が、締め付け板のばね定数に対して相対的に小さくなり、結果的に付加軸力が発生し難くなることは、式(4.3)から容易に分かる。また、ボルト曲げ剛度も相対的に低減し、接合部の局部的変形にも鈍感となる。したがって、接合部における荷重の偏心およびてこ作用に対する考慮も不要となる。

4.1.2 橋梁用高力ボルト引張接合設計指針（案）の概要

(1) 基本的な考え方

JSSC 指針案では、短締め形式および長締め形式の引張接合継手に関して、その基本的な思想、設計要領、構造詳細、設計例が詳細に示されている。特に、短締め接合継手に関しては、現状においてその考え方が十分合理的であることから、実際の設計において合理化術を中心にJSSC指針案の設計方法がそのまま取り入れられている。そこで、ここでは短締め接合継手を中心に、JSSC指針案の概要を示し、その適用限界と課題についてまとめる。

短締め接合継手の破壊様式としては、①ボルトの破断、②Tフランジ板の破断、の2つが考えられるが、JSSC指針案では、高力ボルトの高い引張強度を最大限活かすため、その終局限界状態がボルトの破断となるような破壊様式を推奨している。さらに、継手部の設計においては従来の許容応力度設計法に基づく設計方法との整合性を考慮し、ボルト軸力が降伏軸力に達した時の荷重を接合部の降伏荷重とし、これに対し、一定の安全率を確保するという考え方が採られている。

ボルトの作用軸力は、てこ反力を考慮して算出される。ボルト降伏時のてこ反力係数については、既往の研究により提案されている最大軸力時のてこ反力係数に対する相関式を提案し、これを用いて算出している。

さらに、Tフランジについては、ボルト降伏時にもTフランジが全塑性モーメントに達しないという条件から、その板厚を規定している。また、被接合材の板厚については、この部分の板厚が薄いとてこ作用により局部的な板曲げ応力が発生することから、補剛材等で十分に補剛されているという条件を前提に、Tフランジ厚の1/2以上の厚さとするのが規定されている。

(2) 適用上の留意事項

JSSC指針案を適用して設計を行う上で留意すべき点について以下にまとめる。

①ボルト配列はTウェブの両側に1列配置とすること：

JSSC指針案においては、ボルトは1列配置とすることを原則としている。提案されている設計要領もボルトの多列配置には対応していない。

②引張ボルトを接合部に対して偏心のないように配置すること：

ボルトを偏心配置した場合、接合部に偏心曲げモーメントが生じ、母材に付加曲げ応力が発生するとともに、引張ボルトの作用軸力も均等とまらないため、この規定が設けられている。

③高力ボルトの締め付け時には、締め付け軸力が降伏ボルト軸力を超えないこと：

降伏ボルト軸力を基準として許容荷重が決められているため、締め付け軸力が降伏ボルト軸力より小さいことが前提となる。このため、ボルトの締め付けにあたっては、導入軸力が弾性範囲内にあるトルク法を原則とし、他の締め付け方法（ナット回転角法、耐力点検出法）は用いないこととしている。

④継手接触面は平坦であること：

Tフランジの接触面が平坦で、かつ密着していることが、引張接合の応力伝達機構上理想である。特に肌すきがある場合には、繰返し荷重作用時のボルトの軸力抜けの要因となり、疲労上好ましくない。特に、TフランジとTウェブを溶接する場合には、有害な残留変形が残らないよう配慮する必要がある。

(3) 設計の流れ

JSSC 指針案による設計の流れを図 4.7 にまとめる。基本的には構造寸法を決定した後、ボルト本数およびTフランジ厚の照査を行うが、Tフランジ厚を変更するとてこ反力係数が変わるため、繰返し計算が必要となる。

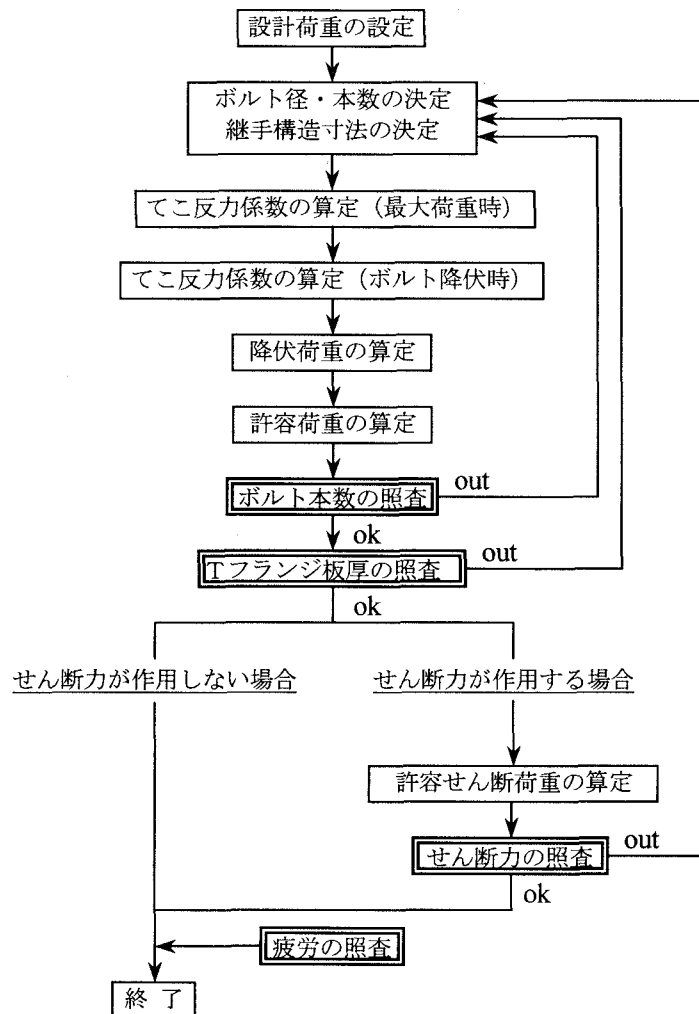


図 4.7 JSSC 指針（案）による短締め接合継手の設計フロー

JSSC 指針案による短締め接合継手の設計施工例としては、日本道路公団のホロナイ川橋をはじめとしたPC床版2主桁橋の横桁フランジの取付構造が挙げられる。ホロナイ川橋では、横桁取付部を

対象とした実物大模型による静的載荷試験と 1/2 模型による静的および疲労載荷試験により、継手部構造の安全性の検証が行われている⁸⁾。

(4) 適用限界および課題

先に述べたとおり、実構造において、引張接合継手の設計を JSSC 指針案に基づいて実施すれば、十分合理的な設計が可能である。さらに現状において、JSSC 指針案は土木分野においては引張接合継手の設計要領について明確に規定されている唯一の文献であり、道路橋示方書においても、引張接合継手を設計する際には、JSSC 指針案を参考にすることができるとされている（平成 14 年版道路橋示方書では、引張接合継手に関する条項が規定されているが、基本的な考え方は同様である）。

しかしながら、引張接合継手に要求される継手性能の更なる高機能化、合理化を念頭に置いた場合、JSSC 指針案を適用する上でさらに検討すべき以下の課題を挙げることができる。

- ①継手の構造詳細が、摩擦接合継手を前提として決められており、ボルト間隔・縁端距離等の条項が引張接合継手に対して最適化されていない。
 - ②使用ボルトが摩擦接合用高力ボルト（F10T、S10T）に限定されているが、継手性能を向上させるためには、高強度ボルト、高変形能ボルト等の採用も視野に入れる必要がある。
 - ③ボルト配列が 1 列にしか対応しておらず、ボルトを多列配置した場合の規定がない。
 - ④疲労強度に関して、繰返し荷重を受ける継手部の挙動をさらに検討する必要がある。
- これらの課題に対し、新たな研究により得られた知見を踏まえて検討した結果を 4.2 に述べる。

4.1.3 諸外国の基準・指針における引張接合の取り扱い

短縮め形式としては、スプリットティー接合とエンドプレート接合が代表的な形式として取り上げられるが、設計基準で取り上げられる形式は、前者がほとんどである。スプリットティー接合に関する研究は、1960-1970 年代にかけて精力的に行われ、設計基準等が整備されてきた。多くの研究は、4.1.1 において示した「てこ作用」の現象のための実験とその解析方法に関するもので、これらに基づいて導入された設計式相互の比較は、それぞれの試験体の構造寸法が異なり、実験値等のばらつきなどが原因で、その適用範囲が明確ではないことが指摘されている。このてこ反力係数の比較結果は、JSSC 指針案 2.3.2¹⁾に詳細に示されているが、①存在する接触圧力すべてをてこ反力と定義し、②T フランジの変形モードによりてこ反力作用位置を変化させて、実際の力学的挙動に近いモデルを用い、③てこ反力計算式において被接合部の板厚を考慮している加藤一田中式が、現状においてはもっとも優れた設計式であるとの結論を示している。各基準・指針における主な項目を比較した結果を表 4.1 にまとめて示す。

道路橋示方書においては、引張接合の使用を妨げてはいないが、具体的な設計法の提示が無く、その使用に際しては、ボルトの許容応力度、締め付け力、継手部剛性、応力状態等などの検討により十分な安全性の検証が不可欠である。したがって、橋梁構造物の主構造における接合方法としては、採用されてこなかったのが現状である。これを受けて、JSSC 指針案が、1994 年に整備され、平成 8 年・道路橋示方書においては、この JSSC 指針案を参照することとしている。JSSC 指針案作成に際しては、既往の研究成果を整理するとともに検証実験、FEM 解析結果等を踏まえ、具体的な設計手法の提案が試みられた。特に、てこ作用に関する研究は、最大耐力時におけるものが主であるが、道路橋示方書の許容応力度設計法を考慮し、降伏時のてこ作用を、最大荷重時のてこ作用を基本に、一定の安全率を確保して表現するなどの試みがなされている。しかし、母材には曲げが入らないことや（組

表 4.1 高力ボルト引張接合に関する基準の比較結果

基準名	設計ボルト導入軸力	てこ作用の考え方	ボルト配置	備考
道路橋示方書	—	—	—	具体的な設計法の提示はない。
JSSC 指針案 ¹⁾	0.75Py (F10Tのみ)	加藤-田中式	摩擦接合に準ずる。	*3) 有効幅の基準がある。 *4) 疲労を考慮する。
日本建築学会 ⁴⁾	*1) 0.85Py (F8T) *1) 0.75Py (F10T)	規定は無いが、田中-田中式の紹介がある。	摩擦接合に準ずる。	
AISC ⁹⁾	0.70Pu	Struik 式	摩擦接合に準ずる。	
AASHTO ¹⁰⁾	0.70Pu	Douty-McGuire 式	摩擦接合に準ずる。	
Eurocode 3 ¹¹⁾	*2) 0.70Pu	てこ作用は考慮するが、規定はない。但し、作用力の 10%を最小値として採用可能である。	摩擦接合に準ずる。	*3) 有効幅の基準がある。 *4) 疲労を考慮するが、規定はない。

Py : 降伏ボルト軸力, Pu : 破断ボルト軸力

*1) 標準ボルト導入軸力としては、10%増しを設定している。

*2) 公称値に対する最小保障値。

*3) ボルト1本当りのフランジ板の有効幅は、ボルト中心からウェブに向かって±60°の角度までで規定している。

*4) てこ反力係数に 0.33 の上限値を設定。

合せ断面力には対応していない)、ボルト配列が 1 列であることを前提としており、ボルトとフランジ板の破壊を決定付ける構造詳細、疲労強度、離間現象、最適なボルト配置などに関する未解決な課題は数多く、その使用は制限されている。

一方で、諸外国の基準では、表 4.1 に示すとおり、てこ反力算定式は異なるものの、具体的な設計手法の提示があり、摩擦接合と同等に取り扱われているのが現状である。また、てこ反力作用位置は、いずれも T フランジ先端であり、このてこ反力とボルト軸力を T フランジに加えたはりモデル (T ウェブ側を固定) を設計の基本としている。なお、Eurocode 3 では、てこ作用の詳細な解析に基づいて設計することを認めるとともに、作用力の 10% (ボルト 1 本当りに換算) をてこ反力の最小値として定義している。

ただし、ボルト配置に関しては、どの基準・指針においても摩擦接合のそれに準じている。摩擦接合と引張接合では、本来、荷重伝達機構ならびに破壊形態が異なり、引張接合の性能を最大限引き出すボルト配置に関しての研究が望まれる。

4.2 合理化設計/性能照査型設計に向けての課題

4.2.1 ボルトの高機能化

(1) 高強度化

高力ボルト引張接合継手のもつ 2 つの接合形式のうち、短縮め接合継手に用いる高力ボルトセットは、従来の摩擦接合用高力ボルトセットと同一とする。また、この接合形式では摩擦接合と同様、ボルト導入軸力が荷重の伝達に大きな影響を与える。そこで、現場での施工性を考慮し、摩擦接合と引

張接合との導入軸力の混同を避けるために、導入軸力についても摩擦接合と同一とする。

高力ボルトはボルト導入軸力が大きいほど、より大きな荷重を伝達することができる特性をもつためさらに高いボルト軸力を導入できる高力ボルト、つまり高強度高力ボルトや太径高力ボルトの開発が急がれている。しかし、高力ボルトの高強度化を図る上で、「遅れ破壊」の発生が最大の問題点となる。遅れ破壊とは高強度の鋼材が静的な荷重下で、一定時間経過した後に、突然脆性的な破断を起こす現象のことであり、高力ボルトの場合、ボルト強度が 1225N/mm^2 以上で 0.2%耐力に近い導入軸力が与えられている際に、以下のようなプロセスを経て発生する。

- ①ボルトが腐食しボルト中に侵入した拡散性水素がネジ部等の応力集中箇所に集まる。
- ②侵入した拡散性水素が鋼材の許容量を超えると亀裂が入る。
- ③亀裂が進展すると、遅れ破壊が発生する。

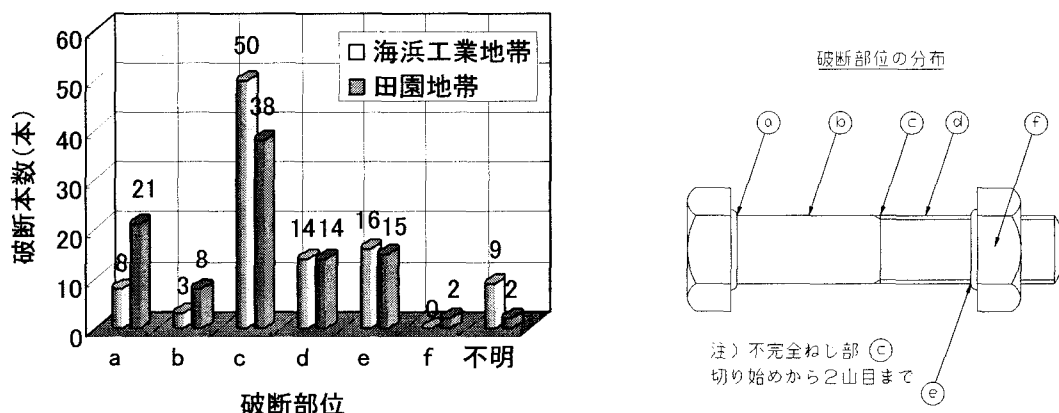


図 4.8 高力ボルトの破断部位

この高力ボルトの高強度化における遅れ破壊を阻止するためには、上記のプロセスを断つか、遅れ破壊の発生時期をボルトの使用期間より十分に遅くする必要がある。

そこで、鋼材の拡散性水素の許容量を高め、応力集中の緩和が可能なボルト形状、および新ねじ形状をもったトルシア形超高力ボルト（以下、超高力ボルトと略す）が開発されている¹²⁾。この超高力ボルトは、図 4.8 に示すように遅れ破壊したボルトの大半が、ねじの谷底、あるいは頭下のネック部などの応力集中箇所に発生していることから、同部の R を大きくした形状とすることで、応力・塑性ひずみの集中の軽減を図っている。図 4.9、および図 4.10 に超高力ボルト M22 の形状寸法、およびねじ形状を示す。また、表 4.2、および表 4.3 に超高力ボルト M22 の機械的性質の規格、および設計耐力を示す。

以上のように、ねじ形状が従来のねじの有効

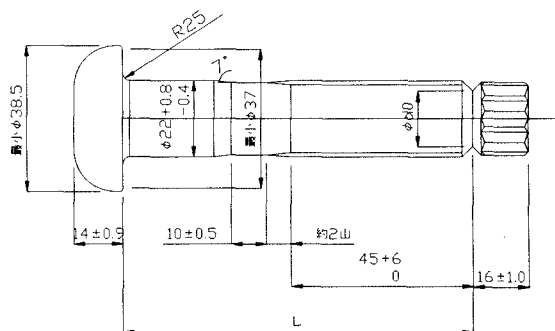


図 4.9 超高力ボルト M22 の形状寸法

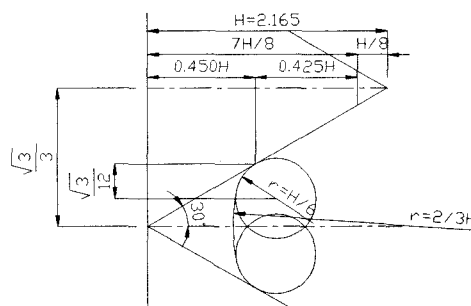


図 4.10 超高力ボルト M22 のねじ形状

表 4.2 超高力ボルト M22 の機械的性質の規格

降伏強さ (kgf/mm ²)	引張強さ (kgf/mm ²)	伸び (%)	絞り (%)
126 以上	140～149	14 以上	40 以上

表 4.3 超高力ボルト M22 の設計耐力 (括弧内は F10T 高力ボルト)

ボルト呼び径	設計ボルト張力 (tf)	最大引張耐力 (tf)
M16	15.5(10.6)	23.0(15.7)
M20	24.2(16.5)	35.8(24.5)
M22	29.9(20.5)	44.2(30.3)
M24	34.9(23.8)	51.7(35.3)

※重力単位系⇒SI 単位系への換算率：×9.80665

断面積より大きいものとなっているため、強度レベルは F14T (140 キロ級) であるが、その設計耐力は F10T クラスの高力ボルトの約 1.5 倍となる。その結果、継手部のコンパクト化に対し有効であるといえる。

(2) 高変形能化

高力ボルトは、図 4.9 に示すように軸平行部とねじ部の大きく形状が異なる 2 つの部位から成り立っている。そして、その設計強度算定の基礎となる有効断面積は、ねじ部での有効径をもとに決定されている。特に、ねじ部の形状は一様ではなく、ボルト軸方向に沿って、ねじ谷、ねじ底と断面変化を繰り返している。さらに、断面形状が急激に変化する軸平行部からねじ部に変化する場所 (不完全ねじ部)、およびナットとねじ部のかみ合わせ部が存在し、これらの箇所に応力が集中しているものと考えられる。そして、これらの箇所からクラックが発生し、終局状態に至ると考えられる。そのため、高い変形能を呈することなく、脆性的な破壊 (破断) が発生するのである。また、一般構造物においては、ボルト軸線と応力の流れ線とが一致することは少なく、ボルトには少なからず付加曲げが作用することとなり、前述の応力集中がさらに顕著化される傾向にあることも、ボルトの脆性的破壊を生じさせる一要因と考えられる。

そこで、軸平行部を細くし、軸平行部の断面積を有効断面積とほぼ同等にした高力ボルトの場合、ボルト軸力が増加すると、軸平行部全体に塑性変形が発生することとなり、その終局時においては、軸平行部中央で破断すると考えられ、ねじ部でのクラック発生による破断とは異なり、大きな変形能を示すことが予想される。このようなボルト形状は、英国工業規格 BS5400¹³⁾においても規定されている。藤谷ら¹⁴⁾、諸岡ら¹⁵⁾、山口ら¹⁶⁾は、それぞれ一種類、および数種類の異なる径のボルトに対して、この高変形能ボルトの力学的挙動に関する有限要素解析を実施し、最適な軸平行部径について検討するとともに、その結果をもとに、この高変形能ボルトを引張接合継手に用いた場合の有効性を示している。また、ボルト軸部の全ネジ化によっても、伸び性能の改善が示されており、今後の研究開発が望まれる所である。

一方、引張接合継手でのボルト多列配置は、摩擦接合継手での多列化に比べてその強度の増加はそれほど大きいものではない。これは、高力ボルトの変形能の不足によるところが大きい。すなわち、変形能の不足から、T ウェブより離れた外側にある高力ボルトが荷重を分担し始める前に、内側の高

力ボルトが終局状態に達するためである。したがって、摩擦接合継手と同様な強度の増加を実現するためには、高力ボルトの高変形能化が不可欠であり、前述の高変形能高力ボルトを多列配置高力ボルト引張接合継手に用いることで、継手部強度の一層の増加が期待され、合理化橋梁の接合継手部への適用の可能性が広がると思われる。

4.2.2 ボルトの太径化

(1) 送電鉄塔での使用実績^{17),18)}

短縮めによる高力ボルト引張接合継手は、従来の摩擦接合用高力ボルトを用いる継手形式であるが、ボルト導入軸力と伝達可能な荷重の値が比例関係にあるため、より高いボルト軸力が導入可能となる太径高力ボルトの開発が要望されている。太径高力ボルトに求められる諸性能として、以下に示す3つの項目があげられる。

- ①焼入特性と焼戻特性に優れ、ボルトの中心部まで安定した硬度を有していること。
- ②所要強度において、十分な延性、靱性、および疲労特性が確保されていること。
- ③耐遅れ破壊性に優れていること。

なお、上記の特性を発揮するためには、高 Mn - 低 Cr 系の成分を有する鋼材が適しているとされている。

以上のような特性をもつ太径高力ボルト (M36) の採用事例として、送電鉄塔の支柱フランジ板の接合を図 4.11 に示す。

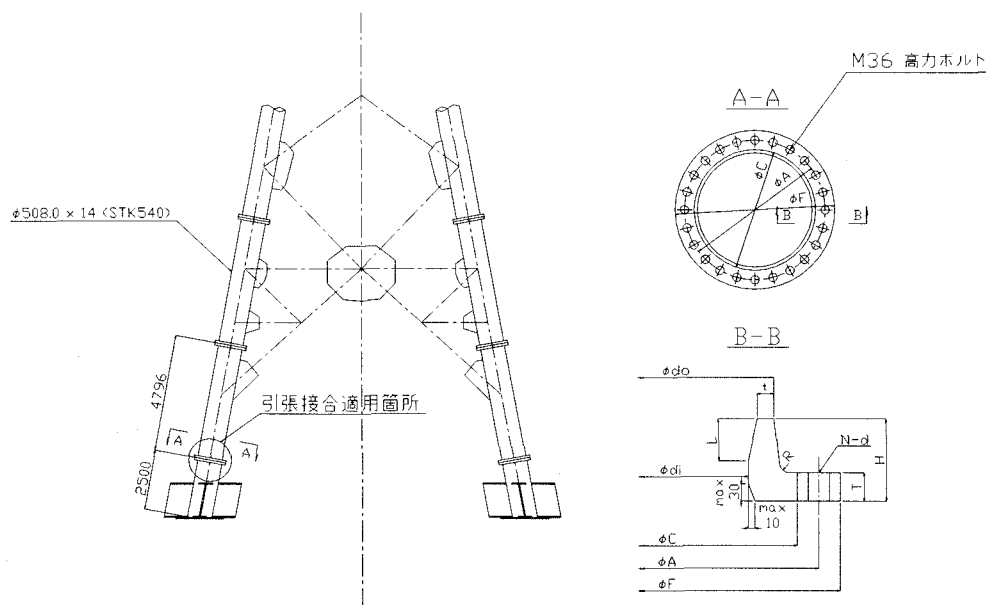


図 4.11 送電鉄塔における支柱に太径ボルトを用いた引張接合継手

(2) 太径ボルトを用いた引張接合継手の試設計例

図 4.12 に示す短縮め接合継手に太径ボルト (M30) を用いた場合の試設計を、JSSC 指針案による短縮め接合継手の設計フローに沿って行う。なお、当試設計には JSSC 指針案の『第 3 部 設計例 第 1 章 短縮め形式 1.2 設計例』内の式を用いている。

①設計荷重の設定

接合部に作用する引張荷重 $T = 600\text{kN}$
 接合部に作用するせん断荷重 $S = 150\text{kN}$
 接合部に作用する疲労設計荷重 $\Delta T = 250\text{kN}$

②ボルト径：d，ボルト本数：nの仮定

$d = 30\text{mm}$ とする。
 ($A_b = 7.07\text{cm}^2$, $B_y = 505\text{kN}$, $B_o = 379\text{kN}$)
 $n = 4$ 本とする。

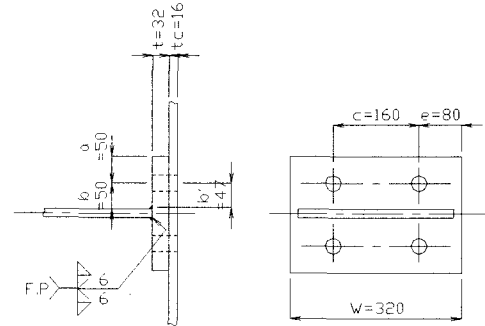


図 4.12 試設計モデル図

③継手詳細寸法の仮定

1) $b = 50\text{mm}$ とする. ボルト芯からTウェブまでの距離
 $a / b = 1.0$ より $a = 50\text{mm}$ ボルト芯からTフランジ端部までの距離
 $b' = b - s / 2$
 $= 50 - 3$
 $= 47\text{mm}$ ボルト芯からTウェブ溶接中心までの距離

2) $c = 160\text{mm}$ とする. ボルト中心間隔
 ($c_{\max} = 3.5 b = 3.5 \times 50 = 175\text{mm}$)

3) $e = 80\text{mm}$ とする. Tフランジ長手方向の端あき距離
 ($e_{\min} = c / 2 = 160 / 2 = 80\text{mm}$)

④Tフランジ厚 t の仮定

被接合部板厚 t_c の仮定

1) $t = 32\text{mm}$ とする。
 ($t_{\min} = 1.0 d = 1.0 \times 30.0 = 30.0\text{mm}$)
 2) $t_c = 16\text{mm}$ とする。
 ($t_c \geq t / 2 = 32 / 2 = 16.0\text{mm}$)

⑤ p_u の算定

$w = 320\text{mm}$ とする。

$$\eta = \frac{24 n' \cdot A_b \cdot b'^3}{w \cdot t^3 \cdot (t + t_c)}$$

$$= \frac{24 \times 2 \times 7.07 \times 4.7^3}{32 \times 3.2^3 \times (3.2 + 1.6)}$$

$$= 7.00$$

$$\eta \phi^3 - \phi^2 - 2\phi - 1 = 0 \text{ より } \phi = 0.763$$

$$\phi \leq \phi = a / b' = 50 / 47 = 1.1 \text{ より}$$

$$p_u = \left\{ \frac{1}{(1 + \phi)^2 - 1} \right\} / 2$$

$$= \left\{ \frac{1}{(1 + 0.763)^2 - 1} \right\} / 2$$

$$= 0.237$$

⑥ p_y , P_y , P_a の算定

$$p_y = \frac{(1 + p_u) \cdot p_u}{10 - (1 + p_u)^2}$$

$$= \frac{(1 + 0.237) \times 0.237}{10 - (1 + 0.237)^2} = 0.314$$

$$P_y = \frac{B_y}{1 + p_y}$$

$$= \frac{505}{1 + 0.314}$$

$$= 384 \text{ kN}$$

$$P_a = P_y / 1.7$$

$$= 384 / 1.7$$

$$= 226 \text{ kN}$$

⑦ Tフランジ厚 t の照査

材質は SM400A ($\sigma_y = 240 \text{ N/mm}^2$, $\sigma_u = 410 \text{ N/mm}^2$) とする.

$$\kappa = 0.5 + 0.9 \cdot \sigma_u / \sigma_y$$

$$= 0.5 + 0.9 \times 410 / 240$$

$$= 2.04$$

$$\delta = 1 - n' \cdot d' / w$$

$$= 1 - 2 \times 34 / 320$$

$$= 0.79$$

$$t_1 = \sqrt{\frac{6 n' \cdot B_y \cdot p_y}{\delta \cdot w \cdot (1 + p_y) \cdot \kappa \cdot \sigma_y}}$$

$$= \sqrt{\frac{6 \times 2 \times 50500 \times 0.314}{0.79 \times 32 \times (1 + 0.314) \times 2.04 \times 2400}}$$

$$= 1.1 \text{ cm}$$

$$t_2 = \sqrt{\frac{6 n' \cdot B_y \cdot (b' - a \cdot p_y)}{w \cdot (1 + p_y) \cdot \kappa \cdot \sigma_y}}$$

$$= \sqrt{\frac{6 \times 2 \times 50500 \times (4.7 - 5.0 \times 0.314)}{32 \times (1 + 0.314) \times 2.04 \times 2400}}$$

$$= 3.1 \text{ cm}$$

$$t = 32 \text{ mm} > t_1, t_2 \dots \text{OK}$$

⑧ ボルト本数 n の照査.

$$n_{req} = \frac{T}{P_a} = \frac{600}{226} = 2.7 \text{ 本} < n = 4 \text{ 本} \dots \text{OK}$$

⑨ 疲労照査を行う.

⑨-1 $p_y = 0.314 \leq 0.33 \dots \text{OK}$

⑨-2 ボルト 1 本あたりの許容荷重範囲 ΔP_a の算定

$$\Delta P_a = 0.35 P_y = 0.35 \times 384 = 134 \text{ kN}$$

⑨-3 疲労設計荷重に対する照査.

$$\Delta T = 250\text{kN} < n \cdot \Delta P_a = 4 \times 134 = 536\text{kN} \quad \dots\dots\dots \text{OK}$$

⑩せん断力を負担できる構造を別に設けない。

⑪せん断荷重に対する照査。

$$F_{s,a} = F_{t,a} \cdot \left(1 - \frac{T}{n \cdot B_0}\right) \cdot n$$

$$= 89 \times \left(1 - \frac{600}{4 \times 379}\right) \times 4 = 215\text{kN} > S = 150\text{kN} \quad \dots\dots\dots \text{OK}$$

以上のように、高力ボルト引張接合継手に太径高力ボルト (M30) を用いることで、ボルト本数の低減を図ることができる。(設計荷重, および板厚は上記の試設計と同じ値とし, 使用するボルト径を M22 とした場合は 8 本必要となる.)

ただし, 用いることのできる T フランジの最小厚は使用ボルト径の値と同じ板厚とされていることから, 極端に大きな径を有する太径高力ボルトの使用は T フランジの板厚を大きくすることとなり, 合理化に対し有効とはいえない。

4.2.3 ボルトを多列配置した引張接合の高性能化

(1) 既往の実験および結果の概要¹⁹⁻²¹⁾

ここでは, 渡邊ら¹⁹⁾, 諸岡ら²⁰⁾, 鈴木ら²¹⁾による高力ボルトを多列配置した引張接合に対する, ボルト本数, ボルト間隔などのボルト配置をパラメータとして行った荷重実験およびその結果について述べる。特に, 高力ボルトの多列配置による引張接合の高性能化を視野に入れて, ボルト本数, ボルト間隔, 縁端距離などの設計パラメータの取り扱いに着目する。

渡邊ら¹⁹⁾の検討で用いた実験供試体の形状は, 図 4.13

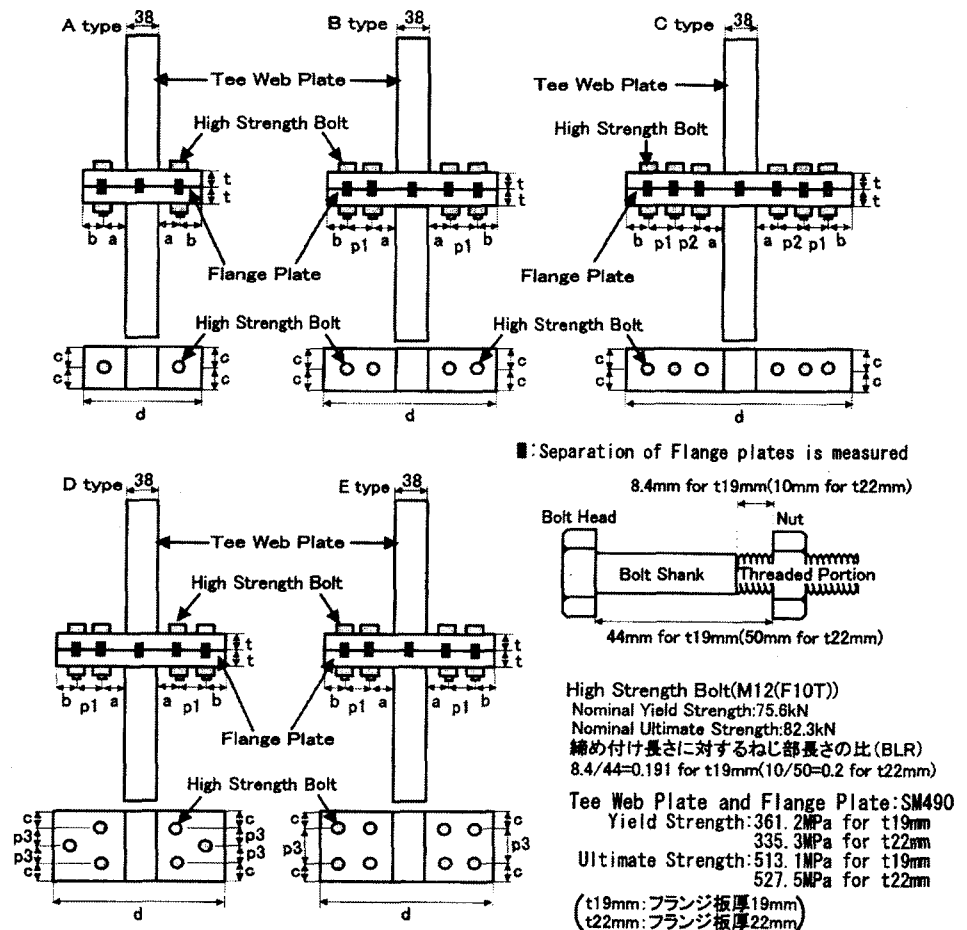


図 4.13 試験体の形状およびボルト配置¹⁹⁾

に示すとおりである。Aタイプ供試体は、ボルトが片側一列配置の標準的なスプリッター接合であり、基本となるタイプである。B, C, D, Eタイプはボルトが複数列配置された多列配置形式の引張り接合である。これらの供試体は、JSSC 指針案をもとにTフランジ板厚の設計を行っており、高い終局強度を得るために、てこ反力がほとんど発生しない板厚を基本とし、その15%増しを含めて2種類のTフランジを有する供試体について検討している。なお、高力ボルトは試験機の載荷能力を考慮してM12が用いられた。また、高力ボルトの軸力は、力学的挙動に大きく影響することから、全数に対してひずみゲージをボルト軸平行部

表 4.4 構造寸法の組み合わせ¹⁹⁾

供試体	a	b	c	d	p1	p2	p3	t	R
A-1	25	25	22.5	138	—	—	—	19	0.069
A-2	25	25	22.5	138	—	—	—	22	0.001
A-3	30	25	22.5	148	—	—	—	19	0.221
A-4	25	20	22.5	128	—	—	—	19	0.057
A-5	25	25	27.0	138	—	—	—	19	0.050
B-1	25	25	22.5	203	32.5	—	—	19	—
B-2	25	25	22.5	203	32.5	—	—	22	—
B-3	25	25	22.5	216	39.0	—	—	19	—
B-4	25	25	22.5	216	39.0	—	—	22	—
C-1	25	25	22.5	268	32.5	32.5	—	19	—
C-2	25	25	22.5	268	32.5	32.5	—	22	—
C-3	25	25	22.5	294	39.0	39.0	—	19	—
C-4	25	25	22.5	253	25.0	32.5	—	19	—
D-1	25	25	22.5	203	32.5	—	21.5	19	—
D-2	25	25	22.5	203	32.5	—	21.5	22	—
D-3	25	25	22.5	203	32.5	—	26.0	19	—
D-4	25	25	22.5	216	39.0	—	26.0	19	—
E-1	25	25	22.5	203	32.5	—	43.0	19	—
E-2	25	25	22.5	203	32.5	—	52.0	19	—
E-3	25	25	22.5	216	39	—	52.0	19	—

R: 最大ボルト軸力時のてこ反力係数 単位 (mm)

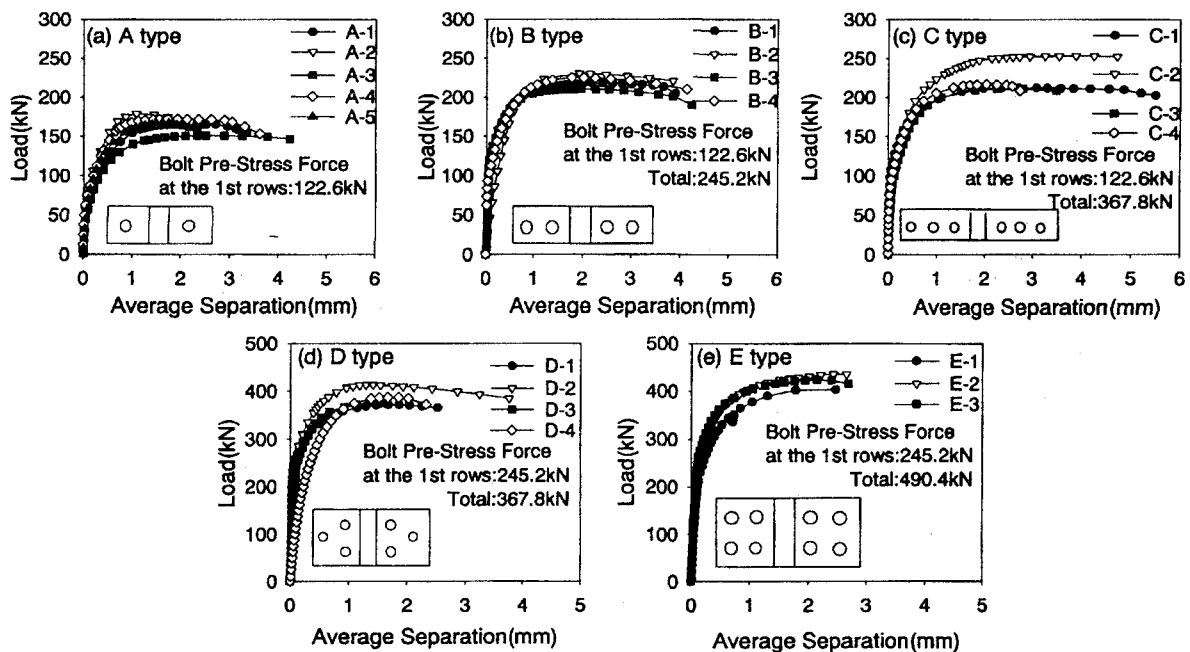


図 4.14 各供試体間での荷重-離間曲線の比較¹⁹⁾

に4枚貼り付け、そのひずみ値をもとに正確に規定の軸力を導入している。これを受けて、諸岡ら²⁰⁾は、A, B, Cの各タイプについて高変形性能ボルトを用いた際の有効性を有限要素解析により詳細に検討している。また、鈴木ら²¹⁾は、A, B, Eタイプの、片側だけにボルトが配置された片締め接合タイプに加え、ボルトを幅方向に2行配置した片締め接合のEタイプを3行とした供試体についても検討している。ここでは、Tウェブとボルト軸心間距離について、25と30mmを、縁端距離bについては、20, 25と30mmを、幅方向の縁端距離cについては、22.5と30mmを、ボルト軸心間距離p1については、25.0, 32.5と39.0mmを、幅方向のボルト軸心間距離については、21.5, 26.0, 43.0と52.0の各組み合わせでボルト配置を変え、その影響について詳細に検討されている(表4.4を参照)。代表的な荷重-離間曲線の比較、終局時の耐力と離間量の関係をまとめて図4.14および図4.15に示す。各供試体では、A-2, B-2, C-2, D-2, E-2のTフランジ板厚の大きい場合が、最大耐力が大きくなっていることがわかる。また、A-1とA-4の比較から縁端距離が小さいほど、最大耐力が若干改善

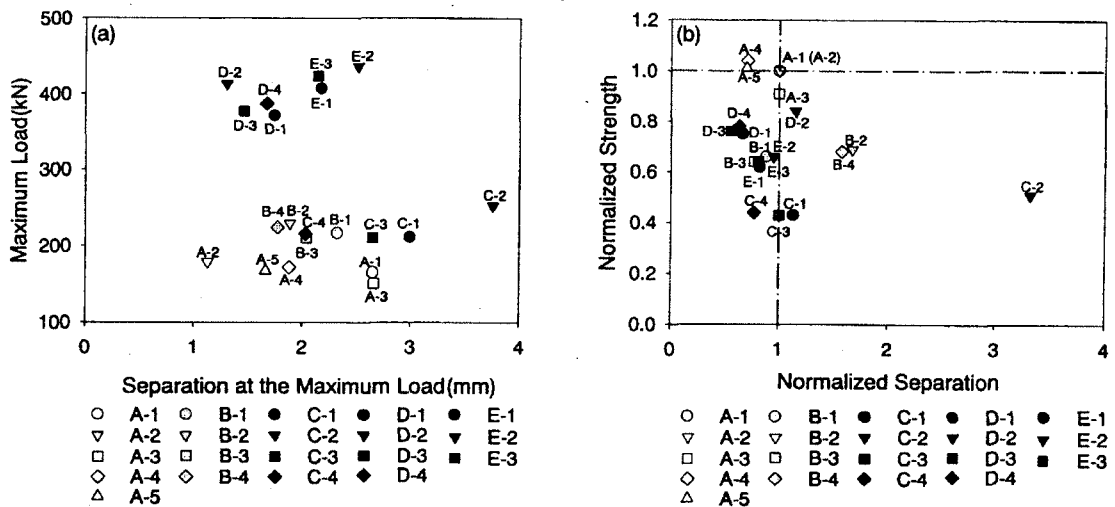


図 4.15 最大耐力時における荷重、離間量の比較¹⁹⁾

されることがわかる。一方、2 列以上の配置の場合、2 列目以降のボルト軸心間距離が小さくなるほど最大耐力が大きくなることもわかる。さらに、行方向のボルト軸心間隔は、Tフランジ板間の接触圧分布を考え、適切に設定する必要があるとしている。

一方で、高変形ボルトの使用効果については、諸岡ら²⁰⁾による解析的検討、すなわち、表 4.5 に示す解析ケースの組み合わせに対する荷重-離間曲線(図 4.16 を参照) および最大耐力の比較結果(表 4.6 を参照) から、Tウェブに近い側に高変形能ボルトを配置することで耐力、変形能ともに大幅に改善されることが報告されている。

表 4.5 解析ケースの概要²⁰⁾

解析ケース	ボルトタイプ			フランジ* 板厚
	1 列目	2 列目	3 列目	
A22-0	通常	—	—	22mm
B22-0-0	通常	通常	—	22mm
B22-1-0	高変形能	通常	—	22mm
B22-1-1	高変形能	高変形能	—	22mm
B34-0-0	通常	通常	—	34mm
C22-0-0-0	通常	通常	通常	22mm
C22-1-1-0	高変形能	高変形能	通常	22mm

通 常：軸平行部径 12mm(M12), 耐力：89.30kN

高変形能：軸平行部径 10mm, 耐力：87.30kN

(a) 高力ボルト

部位	ヤング率 (N/mm ²)	降伏応力 (N/mm ²)
ネジ部(通常)	3.65×10 ⁴	576.3
軸平行部(通常)	2.00×10 ⁵	784.0
ネジ部(高変形能)	3.65×10 ⁴	576.3
軸平行部(高変形能)	2.00×10 ⁵	784.0

(b) フランジ板

フランジ 板厚	降伏応力 (N/mm ²)	ヤング率 (N/mm ²)	ポアソン 比
22mm	300.5	205.8×10 ³	0.3
34mm	321.8	205.8×10 ³	0.3

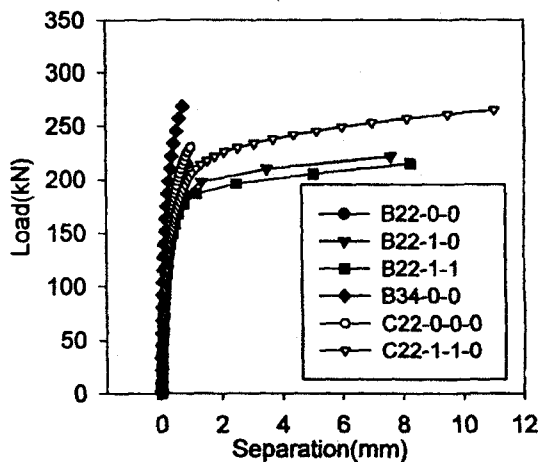


図 4.16 荷重-離間曲線の比較²⁰⁾

表 4.6 解析結果のまとめ²⁰⁾

解析ケース	終局荷重 (kN)	終局荷重時の 離間量(mm)	強度比*	ボルト比 強度**
A22-0	168.36	0.73	1.00	0.93
B22-0-0	221.36	1.09	1.31	0.61
B22-1-0	226.69	10.21	1.35	0.65
B22-1-1	219.01	10.15	1.30	0.65
B34-0-0	272.75	0.80	1.62	0.75
C22-0-0-0	213.54	0.73	1.28	0.39
C22-1-1-0	264.91	11.02	1.57	0.52

*: 基準供試体 (A22-0) による無次元化強度

** $B_n = P_{max} / (B_n \times n)$ $n = \text{ボルト本数}$

$P_{max} = \text{終局荷重(kN)}$

$B_n = \text{ボルトの終局荷重(通常:89.30kN, 高変形能:87.30kN)}$

さらに、中空箱断面の引張接合としては、景観上の配慮から、中空部材断面の内側でのみでボルト接合されるのが望ましいと考え、片締め形式の引張接合の力学性状に及ぼすボルト配置が、鈴木ら²⁰⁾により検討されている。この研究で対象とした片締め引張継手供試体を図 4.17b に示す。なお、ボルト列数 (1 列, 2 列), ボルト行数 (1 行, 2 行, 3 行), フランジ板厚 (22mm, 34 mm), 行方向ボルト配置間隔, および縁端距離をパラメータとし、供試体の構造諸元の詳細は、表 4.7 に示すとおりである。供試体は、ボルト本数およびボルト配置の違いにより、2 行 2 列配置, 3 行 2 列配置, 1 行 1 列配置, 1 行 2 列配置の 4 種類ある。

なお、表 4.7 に示すように、Tウェブ方向を行といい、これに直角な方向を列と呼ぶとしている。載荷実験により得られた荷重-離間曲線の比較結果を図 4.18, 最大荷重-最大荷重時の離間量の比較結果を図 4.19, 実験結果のまとめを表 4.8 にそれぞれ示す。図 4.18b および表 4.8 より、2 列

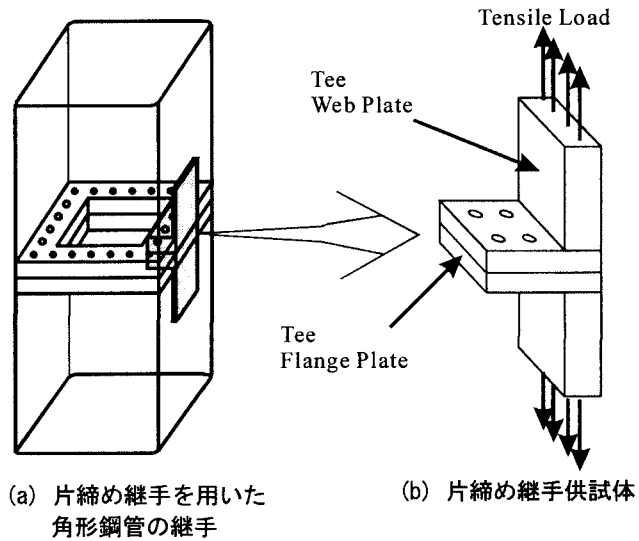


図 4.17 実験供試体の概要²¹⁾

表 4.7 実験供試体の構造諸元 (単位: mm)²¹⁾

供試体名	配置パターン	フランジ板厚	P寸法	a寸法
A-22-1	2行2列	22	43	25
A-22-2			52	
A-22-3			32	
A-34-1			34	
A-34-3	32			
B-22-1	3行2列	22	43	25
B-22-2			52	
B-22-3			32	
B-34-1	34	43		
C-22	1行1列	22	-	25
C-34		34	-	
D-22-a	1行2列	22	-	25
D-22-b			-	30
D-22-c			-	20
D-34-a			34	-

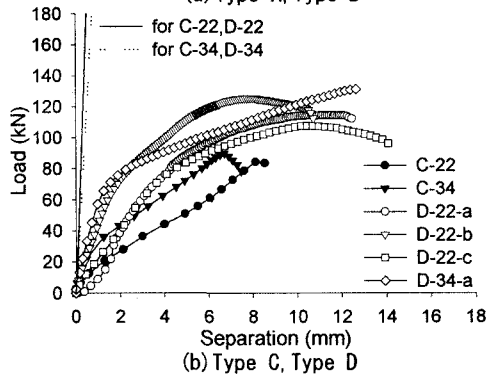
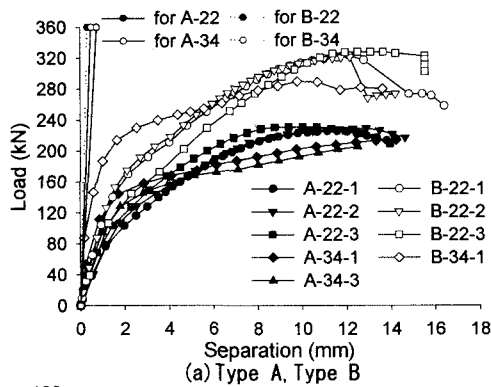
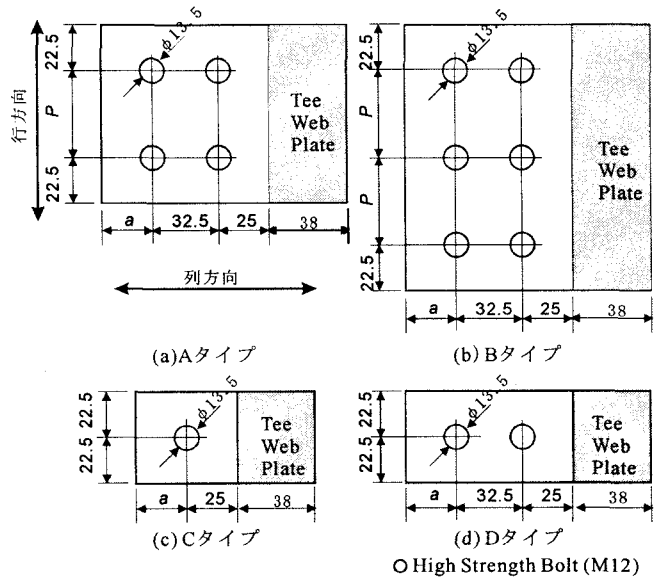


図 4.18 荷重-離間曲線の比較²¹⁾



目にボルトを配置することで、継手の剛性は大きくなり、ボルト自身の伸び剛性に近づけることができると報告している。一方、降伏強度は、Tフランジ板厚が 22mm および 34mm の場合において、2 列配置にすると継手降伏強度は 1.57 倍および 1.98 倍にそれぞれ上昇し、特にフランジ板が厚い場合、2 列目のボルトの効果が顕著に現れるとしている。また、終局強度においても、2 列配置とすることで、1.33 倍および 1.46 倍となることがわかる。継手離間量に関しては、2 列配置にした場合、降伏荷重時と終局荷重時ともに、継手離間量は増大する。その割合は終局荷重時の方が降伏時に比べて大きいと報告している。特に、Tフランジ板厚が 34mm の場合の終局荷重時の離間量は 2 列配置にすることで 1 列配置の 3.2 倍と非常に大きく、延性的な破壊モードとすることができたとしている。

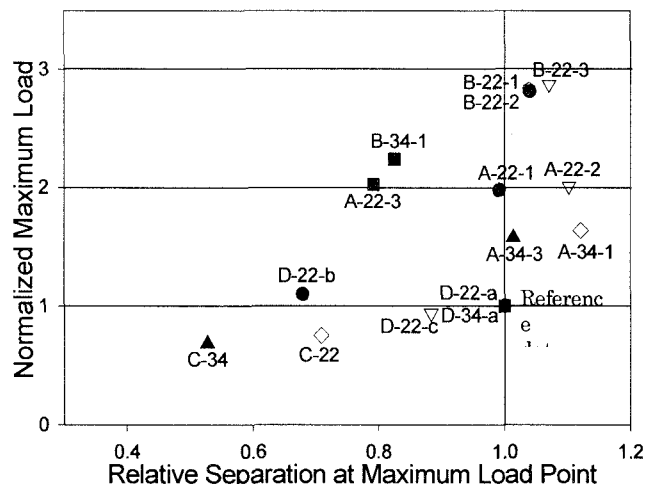


図 4.19 最大荷重—最大荷重時離間量²¹⁾

以上の実験的・解析的検討で得られた結論を、①多列配置、②内側への変形性能ボルト使用の効果、③ボルト配置の各項目でまとめると、以下のようである。

①多列配置に関して

- ・ Tフランジ板厚が大きくなれば、ボルトの引張強度が支配的となる継手強度を発揮でき、高強度である高力ボルトの強度特性を生かすことができる。
- ・ 高力ボルトを多列配置することで、引張継手の強度は増大するが、摩擦接合で用いられる最小ボルト間隔では、1 列配置の引張継手の強度に対して、2 列配置で約 1.3, 3 列配置では約 1.4 倍の強度増加にとどまった。
- ・ 高力ボルトを多列配置することで、Tフランジ間の離間の少ない剛性の高い継手とすること

表 4.8 実験結果のまとめ²¹⁾

供試体名	最大荷重 (kN)	最大荷重時離間量(mm)		ボルト比強度	離間開始荷重(kN)		降伏荷重 (kN)	降伏時離間量 (mm)	降伏時割線剛性 (kN/mm)
		ティーウェブ直下	1列目ボルト位置		1列目	2列目			
A-22-1	226	11.58	4.35	0.606	30.9	169.4	95.0	1.65	57.6
A-22-2	229.7	12.88	9.75	0.616	32.6	159.3	91.9	1.41	65.0
A-22-3	231.5	9.26	3.1	0.621	40.0	164	98.6	1.31	75.1
A-34-1	214.5	14.22	6.84	0.573	53.6	125.7	129.9	1.15	112.5
A-34-3	206.7	12.86	5.63	0.553	52.4	145.5	128.5	1.79	71.8
B-22-1	323.3	12.14	4.09	0.578	57.9	261	120.0	1.12	107.2
B-22-2	321.7	12.15	4.62	0.575	56.9	236.3	137.8	1.31	105.1
B-22-3	328.3	12.51	3.89	0.587	39.4	236.5	124.3	1.62	76.7
B-34-1	293.8	10.47	4.8	0.524	87.9	178.9	194.7	1.08	181
C-22	86.0	8.28	2.25	0.909	14.4	—	22.1	1.41	15.7
C-34	89.9	6.69	1.86	0.943	18.6	—	36.1	1.23	29.4
D-22-a	114.4	11.68	5.1	0.613	1.0	66.3	34.6	1.78	19.4
D-22-b	125.6	7.94	2.46	0.674	23.1	93.9	51.2	1.16	44.2
D-22-c	107.5	10.31	3.7	0.577	20.0	74.2	41.7	2.06	20.2
D-34-a	131.2	12.68	5.94	0.701	31.0	67.1	71.5	1.54	46.4

ができる。ただし、ボルト軸力の変化やTフランジ間の離間量特性については、Tフランジ板厚、高力ボルトの締付け長さに占めるネジ部長さの影響を受けることが明らかになった。

- ・ボルト軸力変化, およびボルトの曲げ変形性状から判断すると, 2列配置までが効果的であり, 3列目のボルトを配置する効果は非常に小さい。

②高変形能ボルトの使用に関して

- ・多列配置で、内側に高変形能ボルトを用いた場合、ボルト比強度が改善された。この効果は、3列配置において効果的であり、すべて通常ボルトを用いた場合より、終局耐力が20%増加した。当然ながら、Tフランジを極厚にする設計法も可能である。
- ・高変形能ボルトを用いることで、Tウェブ直下でのTフランジ板間の離間量が、著しく改善され、終局耐力時までには吸収可能なエネルギーが大きくなり、靱性的な継手構造とすることができる。

③ボルト配置

- ・複数列／複数行配置については、ボルト本数に対する強度増加の割合を千鳥配置と格子配置とで比較した場合、千鳥配置の方が強度増加の割合が高く、より合理的である。
- ・ボルト中心間隔、ティーフランジから一列目ボルトまでの距離、および、縁端距離などボルト配置については、てこ反力がほとんど発生しないようなフランジ板の場合、高力ボルト自身の強度が支配的であるため、継手部強度に与える影響はほとんどない。
- ・フランジ板が薄い場合、ボルト配置の影響は大きく、JSSC 指針案による設計値との差が大きくなる場合もある

(2) 最適なボルト間隔

引張接合においては、最大耐力が、ボルト本数に依存することを考えると、最大限密に配置することが望ましい。したがって、ボルト締付け時に要求される施工限界が、ボルト軸心間隔の最小値として考えられる。一方で、Tフランジ間の接触圧分布が、引張剛性、離間に影響を及ぼすことを考えると、ボルト一本あたりの接触圧分布が、隣接するボルトの接触圧に影響を及ぼさないように、ボルト軸心を遠ざける必要がある。一般に、Tフランジ厚方向で45°の広がり接触圧が分布するとされており、ボルトヘッド間隔は、Tフランジ厚の2倍程度を最小値とするのが望ましい。したがって、施工限界値とこのTフランジ板厚の2倍の数値で大きい値を採用するのが望ましい。今後、実験および解析によって、この最適なボルト間隔について詳細な検討が望まれる。

(3) 縁端距離

載荷実験結果より明らかなように縁端距離が小さいほど、てこ作用が小さくなり、最大耐力が向上することが示されている。したがって、ボルトがTフランジをせん断で抜け出さない耐力を保障する縁端距離であれば良い。すなわちTフランジの板厚相当であれば良いことがわかる。一方で、軸方向力とせん断力を受ける引張接合の設計は、JSSC 指針案および諸外国の基準・指針において、分担する軸方向引張力に対してせん断耐力を低減させる式を採用している。これは、軸方向引張力により接触圧が低減し、クーロン摩擦によるせん断抵抗力が抵抗するとしているためである。また、曲げモーメントが作用すると、同様に接触圧の分布が一様でなくなるため、摩擦係数が若干低下することも理由としてあげられる。現状では、組み合わせ断面力を受ける引張接合の離間性状ならびに終局耐力評価に関する研究成果は不十分で、今後の研究に期待したい。

(4) フランジ幅

JSSC 設計指針および Eurocode 3 では、T ウェブ-ボルト軸心線から左右 $\pm 60^\circ$ の幅を有効とする規定があるが、(2)と同様に、T フランジ間の接触圧分布に影響を及ぼさない範囲、またT フランジの曲げ強度が低下しない範囲を考慮して、施工限界値を最小値とすることが望ましい。

4.2.4 疲労設計への対応

(1) 現状の設計法における問題点の抽出

JSSC 指針案において、疲労を考慮した場合の設計要領を簡単にまとめると以下のようなになる。

a) 短締め接合継手

- ①ボルトの変形を弾性範囲内にとどめるため、設計ボルト軸力 B_0 をボルト降伏時の荷重 P_y より小さくすることとしている。この条件を置き換えると、ボルト降伏時のてこ反力係数 $p_y \leq 0.33$ となる。
- ②ボルトの許容応力範囲を文献 22)により、 $\Delta \sigma_R = 65 \text{MPa} = 6.6 \text{kgf/mm}^2$ とし、ボルトの許容荷重範囲を $\Delta P_a = 0.35 P_y$ としている。なお、許容荷重範囲の算出の際には、曲げによるボルトの付加的な応力の増分が見込まれている。

b) 長締め接合継手

長締め接合継手においては、構造上ボルトの曲げ応力は無視できるが、ボルト締付時の接合部の圧縮変形が短締め接合継手に比べて大きいと、繰返し荷重が作用した場合のボルトの軸力変動が大きくなる。これを付加ボルト軸力係数 α で評価し、 $\Delta P_a = \Delta B_R / \alpha$ としている (ΔB_R はボルトの許容軸力範囲で、 $\Delta B_R = \Delta \sigma_R \times A_b$ (ボルト軸部断面積))。

短締め接合継手に対する問題点としては以下が考えられる。

- ①繰返し荷重が作用した場合、ボルトと部材とのなじみや部材接触面間なじみが原因となり、ボルトの締付力が減少する。ボルトの締付力が減少した場合、ボルトの軸力の変動範囲が大きくなり疲労上好ましくない。ボルトの軸力抜け現象についてはさらなる検討が必要である。
- ②JSSC 指針案においてもボルトの付加曲げの影響が見込まれているが、これについてはT フランジ厚やボルト配置等の要因が複雑に絡み合っており、必ずしも十分解明されていない。
- ③JSSC 指針案ではボルト軸部以外の箇所における疲労照査に関する条項が含まれていないが、継手全体として考えた場合、T フランジとT ウェブの接合部における疲労破壊についても考慮する必要がある。

また、長締め接合継手については、接合部の構造が短締め接合継手に比べて複雑であり、繰返し荷重が作用する場合には、各部位の疲労強度について確認する必要があるが、一般的には接合部の構造は剛であり、ボルト以外の箇所での疲労破壊の可能性は小さいといえる。また、ボルトの曲げ応力の影響も殆んど無視できる。さらに、ボルトの軸力抜けに伴う応力範囲の拡大の影響についても、短締め接合継手のようにてこ反力が作用しないため、許容荷重 ΔP_a を守ることににより、極端にリブの剛性が小さくない限りボルトが降伏に至るような状況は考えにくい。

以上より、長締め接合継手に関しては、JSSC 指針案に基づいた設計で特に問題ないと考えられる。

(2) 既存の研究実績の調査および分析

ここでは、短締め接合継手について、先に述べた問題点を踏まえつつ、これに関連する研究実績の

紹介および分析を行う。

a) ボルトの軸力抜け現象に関する分析

ボルトの軸力抜け現象に関する既往の実験結果²³⁾によれば、以下の考察が示されている。

- ①繰り返し載荷を実施した場合、第一回の載荷でボルト軸力が大きく減少し、その後数回で一定値に落ち着く傾向がある。図 4.20 は、横軸を作用荷重 T の繰返し数、縦軸をボルト軸力（初期締付力 $B_0=20\text{tf}$ (196kN) に対し、繰返し荷重載荷後のボルト軸力）とした場合の実験結果²³⁾であるが、第一回の載荷によりボルトの締付力が大きく減少していることが分かる。さらに、初期締付軸力 B_0 に対して、作用荷重 T の比率が大きいほど、ボルトの軸力低下が大きい。
- ②初期ボルト締付力に比べて外力が大きい場合の方がボルトの軸力の減少が大きい。
- ③長締め形式と短締め形式を比較した場合、短締め形式のほうがボルトの軸力の減少が大きい。
- ④被締付材が硬い場合と柔らかい場合を比較すると、被締付材が柔らかい場合の方が軸力の減少が大きい。とくに、ボルト軸力に対する外力が大きい場合には、被締付材が柔らかい場合の軸力の減少率が大きくなっている（図 4.21 参照）。

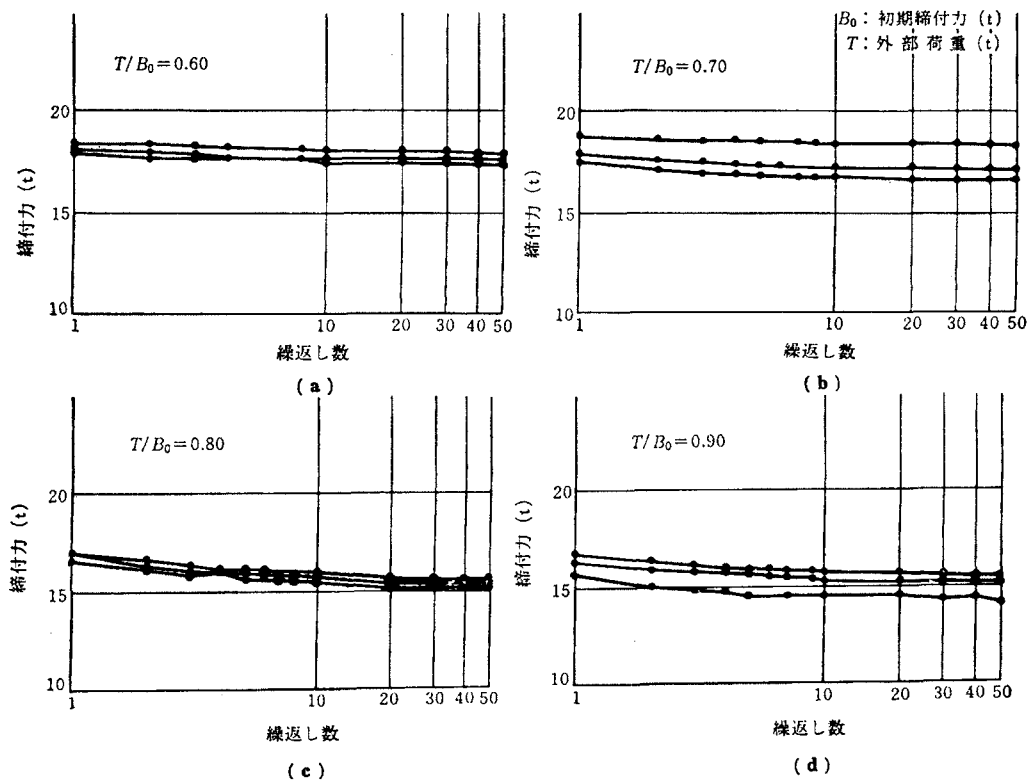


図 4.20 繰返し外部荷重の大きさと締付力の低下状況²³⁾ ($1\text{t}=9.8\text{kN}$)

①および④から、ボルトの軸力抜けについては、部材間のなじみや被締付材の硬さが大きく影響していることが分かる。特に、JSSC 指針案に基づいて設計を行った場合、ボルトが降伏するような外力が作用することはないので、これによる軸力の減少についてはそれほど問題とならないが、なじみによる軸力の減少を考慮し、あらかじめ設計締付力として初期導入締付力に対し、数%程度低減した値を用いることでさらに安全側の設計が可能となる。

また、被締付材が柔らかい場合には、ナット頭部あるいはボルト頭部の板への食い込み減少によりボルト軸力が減少することが推定できる。しかしながら橋梁構造物に一般に用いられる鋼材を対象として考えれば、特に硬度を上げるような処理は現実的でないため、特に言及しないこととする。

b) ボルトの付加曲げ現象に関する分析

既往の研究²³⁾によれば、短締め形式の継手の疲労試験を実施した場合、てこ反力が大きい場合にはボルト頭部で破損する例が多いことが報告されている。これは、ボルト単体の疲労実験では発生する可能性の小さいものであり、付加曲げによる影響が大きいことを示している。

さらに、短締め形式継手を対象とした疲労実験に関する報告²⁴⁾によれば、繰返し荷重を載荷した場合に、Tフランジの板厚が薄い場合にはボルト軸力の変動幅が大きくなることが示されている。これらの研究から、ボルト配置、Tフランジ厚等の関係によりてこ反力が大きい場合にはボルトの付加曲げによる軸力変動が大きくなることが定性的に判断できる。しかしながら、繰返し力が作用した場合の付加曲げによるボルト軸力の変動量とてこ反力との相関性が把握できなければ、付加曲げによる軸力変動量を定量的に求めるのは難しいと考えられる。このため、現時点における研究成果からでは具体的な付加曲げの評価方法を確立することは難しく、ある程度付加曲げの影響を考慮した JSSC 指針案の設計方法に従うのが良い。

c) ボルト軸部以外の箇所における疲労破壊に対する分析

ボルト軸部以外の箇所における疲労破壊に関しては、2種類のTフランジ厚に対する疲労実験²⁴⁾の結果、Tフランジ厚が薄い場合にはボルトの疲労破壊に先行して、TフランジとTウェブの接合部(溶接止端部)において破壊が生じることが報告されている。さらに、脇山の研究²⁵⁾においても同様の傾向が報告されている(図4.22参照)。JSSC指針案ではTフランジ厚はボルト降伏時にもTフランジが全塑性モーメントに達しないように決定されるが、これは、Tフランジの降伏を許容していることを意味する。Tフランジが変形した場合にはTフランジとTウェブの接合部に大きな繰返し荷重が作用するため、この部分の構造には十分注意を払う必要がある。

JSSC指針案では、TフランジとTウェブの溶接は完全溶け込み溶接とし、応力の流れをなめらかにするため6mm以上のすみ肉溶接を両側に行うことが規定されている上、疲労を考慮する場合にはビード仕上を行うことが推奨されているが、Tウェブに作用する繰返し引張応力、およびTフランジに作用する繰返し曲げ応力を評価し、接合部の疲労設計を行うことが重要である。

(3) 設計要領の試案

(2)で示した分析結果を踏まえ、ここではJSSC指針案では構造上の留意点が示

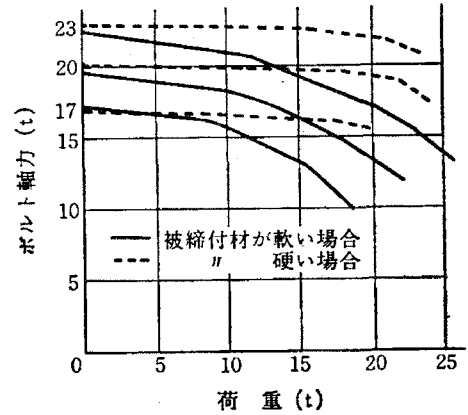
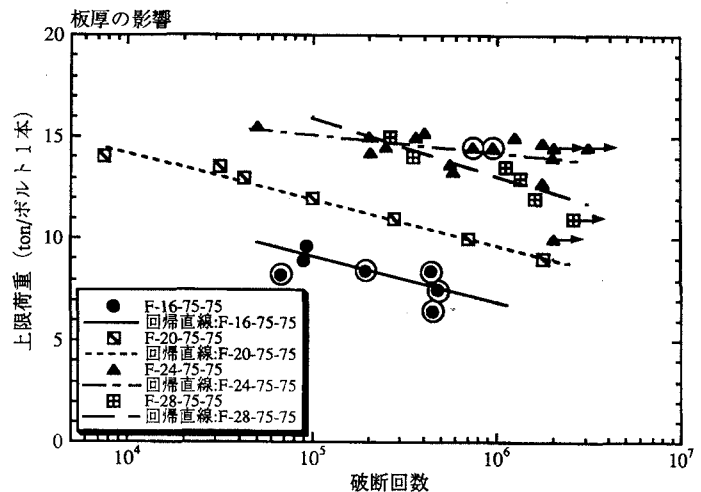


図 4.21 被締付材の硬度と軸力の減少率²³⁾
(1t=9.8kN)



注1) F-16-75-75の16がフランジ厚(mm)を示す

注2) ○印をつけたデータがTフランジとTウェブの接合部で破壊した供試体を示す

注3) 1ton=9.8kN

図 4.22 Tフランジ板厚と疲労破壊形態²⁵⁾

されているのみで、その設計法については深く言及されていないTフランジとTウェブの接合部における簡単な疲労照査要領をまとめた。

TフランジとTウェブの接合部を溶接構造とする場合、その溶接方法としては以下が考えられる。

- ①完全溶け込み溶接+止端仕上げ（強度等級D（ $\Delta \sigma_f=100\text{MPa}$ ））
- ②完全溶け込み溶接+非仕上げ（強度等級E（ $\Delta \sigma_f=80\text{MPa}$ ））
- ③すみ肉あるいは部分溶け込み溶接+止端仕上げ（強度等級E（ $\Delta \sigma_f=80\text{MPa}$ ））
- ④すみ肉あるいは部分溶け込み溶接+非仕上げ（強度等級F（ $\Delta \sigma_f=65\text{MPa}$ ））

JSSC 指針案では、①の溶接方法が推奨されているが、ここでは上記の4ケースにおける強度等級に応じた照査方法をまとめた。照査方法としては、引張接合継手の性能を十分発揮させるため、TフランジとTウェブの接合部の疲労強度が引張ボルト群の疲労強度以上であることを確認する。

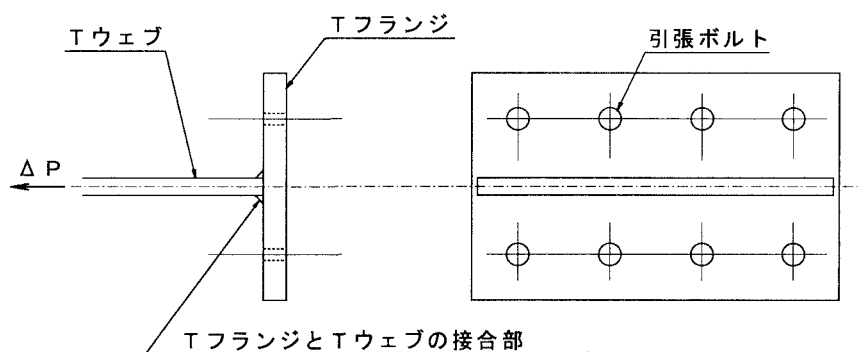


図 4.23 短締め形式引張接合継手

いま、図 4.23 に示す継手に繰返し作用力 ΔP が作用する場合を考える。JSSC 指針案により求められた引張ボルト 1 本当りの許容荷重範囲を ΔP_{a1} 、ボルト本数を n 本とすれば、引張ボルト群の許容荷重範囲は、

$$\Sigma \Delta P_{a1} = \Delta P_{a1} \times n \quad (> \Delta P_a) \quad (4.4)$$

で求められる。

一方、Tウェブの板厚を t_w 断面積を A_w とすれば、TフランジとTウェブの接合部の許容荷重範囲は、

$$P_{a2} = \Delta \sigma_f \times C_t \times A_w \quad (4.5)$$

$\Delta \sigma_f$: 強度等級に応じて定まる荷重伝達型継手部の許容疲労応力範囲

C_t : Tウェブの板厚による補正係数で、 $t_w > 25\text{mm}$ の場合、 $C_t = \sqrt[4]{25/t_w}$

となる。これにより、TフランジとTウェブの接合部における疲労強度については、式(4.6)を満足することを確認すればよい。

$$P_{a2} \geq \Sigma \Delta P_{a1} \quad (4.6)$$

4.2.5 長締め接合継手の適用

(1) 適用事例

長締め接合継手については接合部の構造が短締め接合継手に比べて複雑となるため、本格的に橋梁に使用されるまでには至っていないが、ラーメン橋脚や吊橋主塔へ適用された例がある。このうち、吊橋主塔への適用については、近年、架設作業の省力化と工期短縮、維持管理の省力化および景観への配慮が望まれる中で、フォース橋、セバーン橋、第二ボスポラス橋等の諸外国の吊橋や来島第一大橋²⁶⁾に長締め接合継手が採用されている。

長締め接合継手の利点としては、短締め接合継手のようにてこ反力を考慮しなくて良い、変形能が大きいため荷重の大きい大型鋼構造物に有利である、等が挙げられるが、JSSC 指針案では引張荷重作用時のボルトの離間に関する規定はなく、ボルトの変形能については余剰耐力として見込むことはできても、これを積極的に利用した設計法については確立されていない。

このような現状を踏まえ、ここでは吊橋主塔への適用事例について紹介する。

吊橋主塔に長締め接合継手を適用した場合、その構造上ボルトを対称に配置することが困難であるため、継手部に対して偏心曲げモーメントが作用することとなる。さらに、ベアリングプレートを塔壁に溶接した場合、塔壁に板曲げが生じるためこれに対する配慮も必要である。

図 4.24 に来島第一大橋の引張接合継手部の構造概要を示すが、具体的にはボルトをできるだけ細径化し、(締付可能な範囲で)断面の中立軸に近づけて配置することにより偏心曲げモーメントを低減する、あるいは、ベアリングプレートを塔壁に直接溶接せず、シアプレートを紹介してせん断力として伝達する等の配慮が施されている²⁶⁾。

なお、主塔の継手部においては、橋梁完成時には圧縮力が卓越するため、引張力が作用するのは主塔架設時およびケーブル架設時(主塔セットバック時)に風荷重が作用した場合が支配的である。引張ボルトへの導入張力については、上記の引張力作用時にも接合部が離間しないことを基本として、作用引張力と同等のプレストレスを与えることとしている。

(2) 適用における留意事項

長締め接合継手を適用する場合の留意事項を以下にまとめた。

a) ボルト材料の選定

JSSC 指針案では、長締め接合継手に適用されるボルトは JIS B 1186 に規定される摩擦接合用六角ボルト (F10T) を原則とし、締付長さが長く、市販のボルトが使用できない場合にはこれと同等の材質の鋼ロッドを用いても良いこととしている。

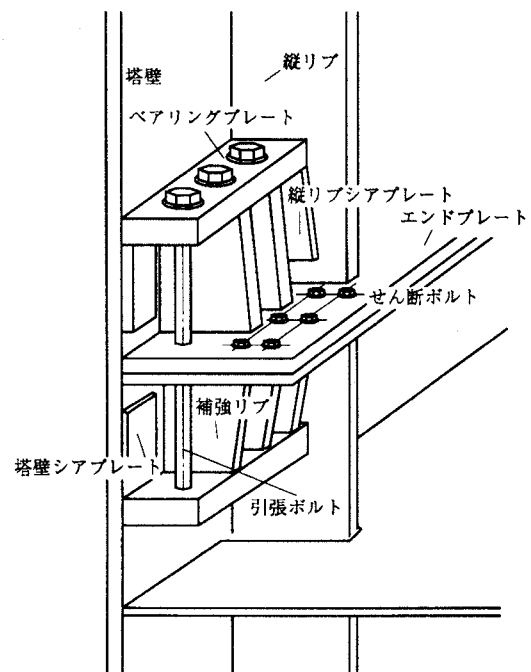


図 4.24 来島第一大橋主塔水平継手部の構造概要²⁶⁾

しかしながら過去の使用実績（JSSC 指針案，表-2.2.1 参照）を見ると，実際には各種材料が用いられており，これらを統一して規定することは難しく，また現実的でない．性能照査型設計という観点で考えた場合，適用箇所構造特性を十分に把握し，長締め接合用引張ボルトに要求される性能（強度，ヤング係数，硬度，リラクゼーション特性等）を満足する材料を選定することが重要である．

b) 接触面の平坦度

(1)で説明した吊橋主塔の水平継手においては，引張力のみならず圧縮力についてもメタルタッチ箇所を介して伝達する必要があり，エンドプレートおよび塔壁の接触面の平坦度については厳しく規定されている．主として引張荷重が作用する継手においては，力を伝達するという意味では接触面の構造に大きな注意を払う必要はないが，軸力導入時の接触圧力を均等化させるため，JSSC 指針案では機械切削加工処理（50^s程度）を施すことが規定されている．

c) 偏心曲げが生じる場合の構造詳細

引張ボルト継手はその構造の特性上，引張ボルトを介して荷重が伝達されるため，引張ボルトを外力作用位置に対し対称に配置し，継手部に偏心が生じないように設計することが理想である．

しかしながら，(1)の適用事例で述べたとおり，吊橋主塔等に長締め接合継手を適用しようとする場合，構造上やむをえず引張ボルトを偏心配置させる必要が生じる場合がある．このような場合には，偏心による付加曲げモーメントを正しく評価し，これに対する対策を講じることが重要である．特に，アンカープレートには，図 4.25 に示すとおり曲げモーメントにより垂直力 F が作用するが，これにより母材に板曲げが発生するため注意が必要である．

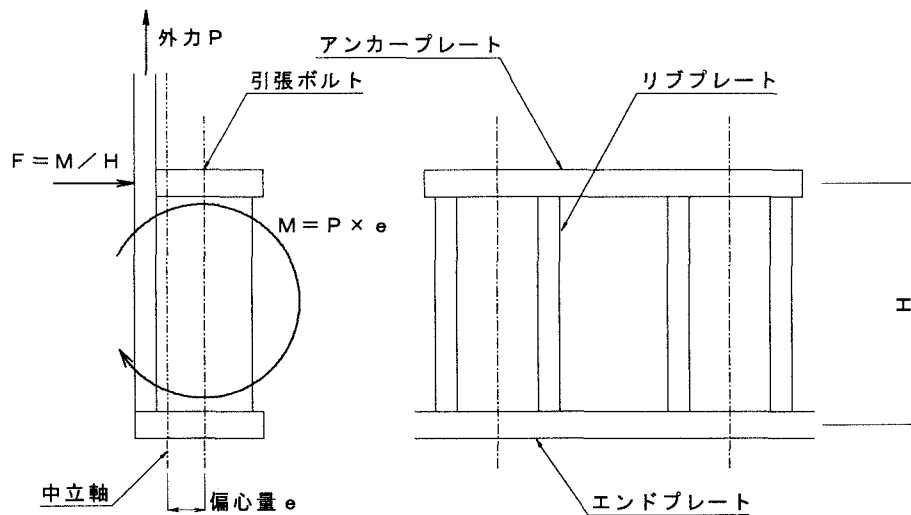


図 4.25 ボルト配置の偏心にともなう作用力

d) 接合部の離間に関する考え方

接合部の離間現象に関しては，離間を許容しても継手に求められている性能を満足できるかどうかを判断する必要がある．吊橋主塔の水平継手の場合，来島第一大橋においては先に述べたとおり継手部に離間が生じないことを前提としてプレストレス量（ボルト張力）を決定しているが，風速 25m/s 以下の風に対して部分的に離間を許容した場合，ボルト 1 本当りの必要プレストレス量が 1/2 となるため，継手の離間に対する荷重条件を緩和することにより，引張継手の合理的な設計の適用範囲が拡張可能であると報告されている²⁷⁾．

ただし，上記のケースは架設時のみに作用する一時的な引張力に対する考え方であり，離間が生じ

ということ、作用引張力がボルトの導入軸力を超過するという意味であるため、常時引張力が作用する継手部においてこのような設計を行うことは現実的でない。さらに、繰返し荷重による疲労が問題となる場合には、許容荷重に対する要求がさらに厳しくなることは言うまでもない。

4.3 中空断面鋼部材の接合への適用性²⁸⁻³⁰⁾

引張接合継手の中空鋼管断面部材の接合部への適用性については、渡邊ら²⁸⁾、山口ら²⁹⁾、³⁰⁾の研究成果が挙げられる。渡邊ら²⁸⁾は、円形断面鋼管による鋼製堰堤の合理化接合部の設計に着目し、従来のリブ付き薄肉フランジ板に代わりに厚肉フランジ板を用いた省力化構造形式について、引張力と曲げを受ける場合を想定し、その実用性を検証している。一方で、山口ら²⁹⁾、³⁰⁾は、鋼トラス橋等を対象とした中空鋼管トラス部材の接合を視野に入れて、高力ボルトを内側のみに配置した片締め形式の引張接合を採用した場合に対して、引張力、曲げとせん断力の組み合わせ力下での力学的特性を検証している。これらの研究で用いられた試験体の接合形式を図4.26および図4.27に示す。

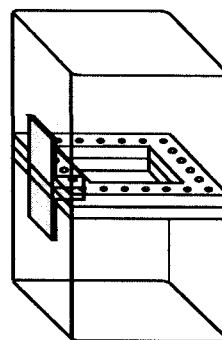
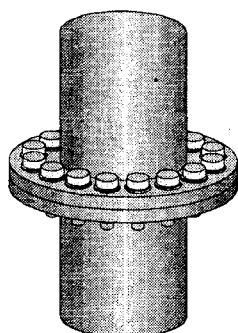


図 4.26 円形鋼管部材の引張接合の概略 図 4.27 角型鋼管部材の引張接合の概略²⁹⁾

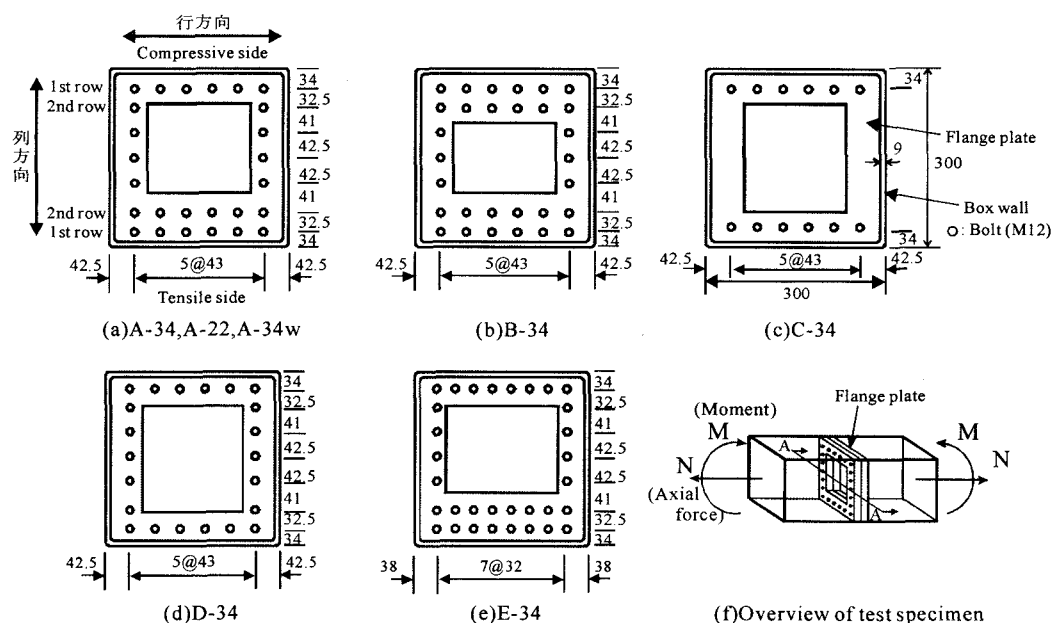


図 4.28 円形鋼管部材の引張接合の概略²⁹⁾

渡邊ら²⁸⁾の研究成果は、許容応力度設計法の枠内での検討であるため、初期降伏のみに着目しているが、フランジ板が十分厚ければ、鋼管の初期降伏もしくは局部座屈に基づく曲げ耐力レベルでは、

表 4.9 円形鋼管部材の引張接合の概略²⁹⁾

供試体名	フランジ板厚 (mm)	比較項目					
		高変形能ボルトの効果	フランジ板厚の影響	圧縮側2列目ボルトの効果	引張側2列目ボルトの効果	腹板側ボルトの効果	行方向ボルト間隔の影響
A-34	34	○	○	○	○		○
A-34w*	34	○					
A-22	22		○				
B-34	34			○			
C-34	34					○	
D-34	34				○	○	
E-34	34						○

*供試体A-34wの引張側1列目には、高変形能高力ボルトを使用する。

接合部での破壊は生じないこと、引張力が作用しても、引張力を考慮した曲げ耐力より、継手部の曲げ耐力が上回ると報告している。結果的に、これらの成果は、鋼製堰堤の継手設計に取り入れられ、構造形式の合理化に大いに貢献してきた。

一方、山口らの研究²⁹⁾、³⁰⁾の概要は次のとおりである。実験供試体は、箱形断面部材の接合部を想定し、ボルト配置をパラメータとして、図 4.28 に示すボルト配置について検討している（詳細な比較検討項目は、表 4.9 を参照）。それぞれ、引張力と曲げの組み合わせ、引張力と曲げとせん断力の組み合わせに対して検討し、4.2.3 で述べた高変形能ボルトの有効性についても別途、検証している。

载荷実験より得られた曲げモーメントと曲率の関係を図 4.29、ボルトの破断状況を写真 4.1、曲げモーメント-離間量のまとめを表 4.10 にそれぞれ示す。図 4.29 の縦軸は、载荷曲げモーメントを、横軸は、2 枚のフランジ板厚相当の部材軸長に対する平均曲率をそれぞれ表し、いずれかのボルトが初めて降伏軸力に達したときの作用曲げモーメントの値も報告されている。また、比較のために、実験で導入した最大の引張力を作用させた時の鋼管部材 (STKC490) の初期降伏曲げモーメント (公称値) を鋼管肉厚が 6mm と 9mm の場合のそれぞれに対して求め、比較されている。曲げモーメントと曲率の関係か

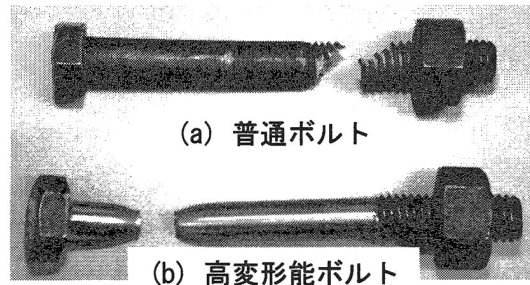


写真 4.1 ボルトの破断状況²⁹⁾

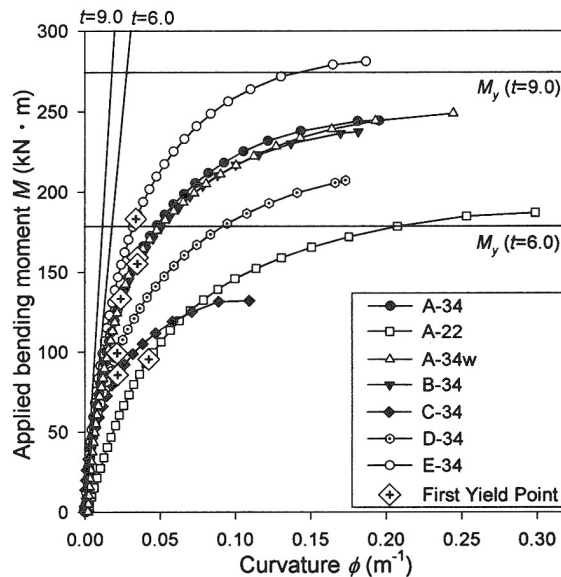


図 4.29 曲げモーメント-曲率曲線²⁹⁾

表 4.10 曲げモーメント-離間量²⁹⁾

供試体名	最大曲げモーメント時		ボルト降伏時	
	M(kN・m)	離間量 δ(mm)	M(kN・m)	離間量 δ(mm)
A-34	244.2	3.93	133.2	0.45
A-34w	248.8	4.93	159.1	0.66
A-22	187.3	3.61	95.4	0.52
B-34	237.5	3.68	155.1	0.70
C-34	132.3	2.19	85.6	0.42
D-34	207.2	3.44	99.2	0.40
E-34	281.1	3.79	183.2	0.68

ら、フランジ板を厚くすることで、初期曲げ剛性、および、最大曲げモーメントが高くなっており、フランジ板厚増大の効果が非常に大きいと結論付けている。一方、高変形能ボルトの効果は、フランジ板が十分に厚い 34mm に対して適用しているが、曲げモーメントー曲率曲線の形状に大きな差異を生じさせないものの、最大曲げモーメント時の曲率は、高変形能ボルトを用いた場合の方が約 30%改善され、変形性能に与える効果は大きいとしている。また、圧縮側にさらにボルトを配置する効果については、A-34 と B-34 との比較から、曲げモーメントー曲率関係がほとんど一致しているので、圧縮側にさらにボルトを配置することは、最大耐力以降の挙動にのみ影響すると考えられ、継手部の最大耐力までに注目するのであれば、圧縮側を 2 列にする効果はほとんどないと考察している。さらに、腹板側にボルトを全く配置しなかった C-34 は、肉厚 6.0mm の角形鋼管の公称降伏曲げモーメントよりもその最大曲げモーメントは低くなり、腹板側ボルトの曲げ耐力への貢献が大きいことを示している。最後に、引張側を 2 列配置とした効果に注目すると、A-34 と D-34 との比較から、継手部強度は、引張側 2 列配置の場合の方が引張側 1 列配置の場合に比べて約 18%の強度増加が見られるが、2 列配置にすることで強度が 46%程度上昇した継手部分モデル実験の結果と比べて低く、鋼管隅角部に荷重

表 4.11 円形鋼管部材の引張接合の概略³⁰⁾

供試体名	ボルト配置	作用引張力	作用せん断力	荷重載荷経路
A-20*	A type	一定 (ボルト総導入軸力の20%)	せん断荷重なし	—
C-20*	C type	一定 (ボルト総導入軸力の20%)	せん断荷重なし	—
D-20*	D type	一定 (ボルト総導入軸力の20%)	せん断荷重なし	—
A-20-a	A type	一定 (ボルト総導入軸力の20%)	ボルト降伏後漸増	a
C-20-a	C type	一定 (ボルト総導入軸力の20%)	ボルト降伏後漸増	a
D-20-a	D type	一定 (ボルト総導入軸力の20%)	ボルト降伏後漸増	a
A-30-a	A type	一定 (ボルト総導入軸力の30%)	ボルト降伏後漸増	a
D-30-a	D type	一定 (ボルト総導入軸力の30%)	ボルト降伏後漸増	a
A-20-b	A type	一定 (ボルト総導入軸力の20%)	一定	b
D-20-b	D type	一定 (ボルト総導入軸力の20%)	一定	b

伝達が集中し、鋼管中央付近に配置された 2 列目ボルトに効率よく荷重が分担されていないためと結論付けている。せん断力の影響に関しては、表 4.11 に示す載荷パターンの組み合わせで検討した結果、引張力と曲げとが支配的な状態下では、せん断力による曲げ強度や曲げ剛性に与える影響は小さく、高力ボルト引張継手を箱断面継手に適用することは可能であると結論付けている (曲げモーメントー曲率曲線の比較は、図 4.30 を参照)。

以上のことから、角形鋼管部材の接合には、片締め形式の引張接合を適用することが可能であり、今後試設計も含めて、詳細な検討が望まれる。特に、基本的パターンとして少なくとも全周 1 列ずつボルトを配置し、高強度化と延性的な破壊形態への移行という観点か

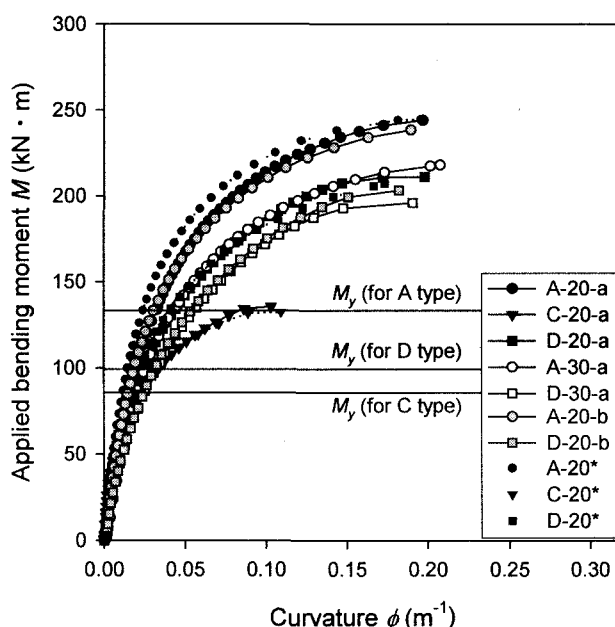


図 4.30 曲げモーメントー曲率曲線³⁰⁾

ら、引張側には2列のボルトを配置し、その第1列目には高変形能ボルトを使用することとの組み合わせで検討を急ぐべきである。また、部材強度と接合部強度との相対比較、ならびに設計基準の整備の観点から、実験的検討では、実験結果のばらつき等の問題もあり、有限要素解析手法を有効に活用し、継手の各種構造寸法に対するパラメトリック解析を実施し、基準式の精度、適用範囲などに詳細な検討が望まれるところである。ここでは、ボルトも離散化した解析が不可欠であるので、ボルトのネジ部の複雑な構造モデルを採用すること無く、精度上問題の無い解析モデルを構築する必要があり、藤谷ら³⁰⁾の研究のように、有効弾性係数、有効断面積等への配慮が必要と考えられる。

参考文献

- 1) (社)日本鋼構造協会：橋梁用高力ボルト引張接合設計指針（案），1994.3.
- 2) (社)日本鋼構造協会：合理化桁に関するデザインマニュアル，pp.114-130，2000.3.
- 3) 「特集 多々羅大橋，来島海峡大橋」，JSSC，No.31，p.11，1999.
- 4) (社)日本建築学会：高力ボルト接合設計施工指針，1973.(制定)，1993.(改定)
- 5) 渡邊英一，杉浦邦征，山口隆司，葛西俊一郎：高力ボルト引張継手の3次元離間挙動，土木学会論文集，No.543/I-36，pp.107-121，1996.7.
- 6) 渡邊英一，杉浦邦征，山口隆司，葛西俊一郎：高力ボルト引張継手におけるボルト周辺部の離間現象と引張剛性，構造工学論文集，Vol.40A，土木学会，pp.153-162，1994.3.
- 7) 渡邊英一，山口隆司，杉浦邦征，葛西俊一郎：スプリットティー継手の接触・離間現象と引張剛性，鋼構造年次論文報告集，Vol.2，日本鋼構造協会，pp.93-100，1994.11.
- 8) 高橋昭一，志村 勉，橘 吉宏，小西哲司：PC床版2主桁橋「ホロナイ川橋」の設計および解析・試験検討，橋梁と基礎，Vol.30，No.2，pp.23-30，1996.2.
- 9) AISC：Load and Resistance Factor Design Specification for Structural Steel Buildings，1986.
- 10) AASHTO：LRFD Bridge Design Specifications，Second Edition，1998.
- 11) Eurocode3：Design of Steel Structures，part2 Steel Bridges，1997.
- 12) 脇山広三：連載・高力ボルト接合(6)超高力ボルトの開発，JSSC，No.40，pp.47-51，2001.4.
- 13) British Standard 4395，Part3，1973.10.
- 14) 藤谷健二，渡邊英一，杉浦邦征，山口隆司：高変形能ボルトの提案とその引張継手への適用，鋼構造年次論文報告集，Vol.5，日本鋼構造協会，pp.459-464，1997.11.
- 15) 諸岡 伸，渡邊英一，杉浦邦征，山口隆司，斉藤 浩：軸平行部が細い高力ボルトの力学的挙動，鋼構造年次論文報告集，Vol.6，日本鋼構造協会，pp.9-16，1998.11.
- 16) 山口隆司，北田俊行，中野貴史：軸方向引張力作用下の太径高変形能高力ボルト（M30）の変形性能，鋼構造論文集，Vol.32，日本鋼構造協会，pp.1-8，2001.12.
- 17) 山岸啓利，岡元昭八，高橋 寛，井出隆也：大径フランジ継手合理化のための太径(M48)ボルトの検討，鉄塔，No.73，pp.6-12，1989.
- 18) 山岸啓利，黒木英嗣，高橋 寛：鋼管鉄塔用太径ボルトの開発，鉄塔，No.72，pp.45-62，1988.
- 19) 渡邊英一，杉浦邦征，山口隆司，諸岡 伸，斉藤 浩：多列配置高力ボルト引張継手の力学的挙動，構造工学論文集，Vol.45A，土木学会，pp.51-60，1999.3.
- 20) 諸岡 伸，山口隆司，杉浦邦征，渡邊英一，斉藤 浩：多列配置高力ボルト引張継手の高強度化に関する解析的検討，鋼構造年次論文報告集，Vol.7，日本鋼構造協会，pp.357-362，1999.11.
- 21) 鈴木康夫，北田俊行，山口隆司，杉浦邦征，秋山寿行：高力ボルト片締め引張継手に与えるボル

- ト配列の影響，鋼構造年次論文報告集，Vol.8，日本鋼構造協会，pp.461-468，2000.11.
- 22) (社)日本鋼構造協会：鋼構造物の疲労設計指針・同解説，1993.
 - 23) (社)鋼材倶楽部，(社)日本鋼構造協会編：鋼構造接合資料集—リベット接合・高力ボルト接合—，1977.
 - 24) 渡邊英一，山口隆司，杉浦邦征，葛西俊一郎：スプリットティー継手の疲労挙動に関する実験的研究，土木学会論文集，No.537/I-35，pp.133-144，1996.4.
 - 25) 脇山広三：連載・高力ボルト接合(6)高力ボルトと高力ボルト引張接合部の疲労，JSSC，No.38，pp.37-41，2000.10.
 - 26) 水川洋介，大西悦郎，野上泰典，原田典彦，大橋治一，佐々木雅敏：引張接合を用いた塔柱継手の設計，川崎重工技報，No.128，pp.61-66，1996.1.
 - 27) 大橋治一，谷中幸和，水川洋介，梅田 聡：引張接合を用いた吊橋主塔の力学特性に関する研究，構造工学論文集，Vol.41A，土木学会，pp.991-1000，1995.3.
 - 28) 渡邊英一，松室徹哉，山口隆司，杉浦邦征，葛西俊一郎：曲げと引張力を受ける鋼管フランジ継手の力学的挙動，鋼構造年次論文報告集，Vol.4，日本鋼構造協会，pp.279-286，1996.11.
 - 29) 山口隆司，鈴木康夫，北田俊行，杉浦邦征，秋山寿行：曲げと引張を受ける箱型断面高力ボルト引張継手の力学的挙動，構造工学論文集，Vol.47A，土木学会，pp.103-112，2001.3.
 - 30) 山口隆司，鈴木康夫，北田俊行，杉浦邦征，秋山寿行：引張力およびせん断力が高力ボルト引張継手の強度・剛性に与える影響，土木学会論文集，No.710/I-60，2002.7. (印刷中)
 - 31) 藤谷健二，渡邊英一，杉浦邦征，山口隆司，葛西俊一郎：ねじ部を考慮した高力ボルトの有効応力—ひずみ関係に関する考察，鋼構造年次論文報告集，Vol.3，日本鋼構造協会，pp.281-288，1995.11.