

支圧を考慮した高力ボルト接合部の最大耐力評価

ULTIMATE STRENGTH OF HIGH-STRENGTH BOLT CONNECTION INCLUDING BEARING CAPACITY

佐藤 篤司*, 吹田 啓一郎**, 多田 裕一***
Atsushi SATO, Keiichiro SUITA and Yuichi TADA

To clarify the bolt bearing effect to the ultimate strength of the high-strength bolt connections, two series of testing, bolted connection applied with tension force or bending moment, were conducted in this study. From the test results, design formula, considering the bearing deformation explicitly, was proposed to evaluate the ultimate tension strength of the high-strength bolt connection; the improved accuracy compared with current design formula was also shown. Extending the proposed design formula to the bolted connection applied with bending moment, improved accuracy to predict the maximum bending strength was also shown; however, it was also reminded some refinement still needed to improve the accuracy.

Keywords: High Strength Bolt Connection, Ultimate Strength, Failure Mode, Shear Failure, Bearing

高力ボルト接合部, 最大耐力, 破壊モード, せん断破壊, 支圧

1. はじめに

高力ボルト接合部での応力は被接合材間の摩擦力や高力ボルトを介した支圧によって伝達され, 終局耐力算定の際には様々な破壊モードを考慮する必要がある。日本建築学会「鋼構造接合部設計指針¹⁾」(以下, 接合部指針と称す)では, 高力ボルト摩擦接合部の最大引張耐力を高力ボルトのせん断破壊, 被接合材の有効断面破壊, そして被接合材の局所的なちぎれ破断(中抜け破断, 外抜け破断, 端抜け破断)の最小値として規定している[図1(b), (c)]。一方, 米国においては上述の破壊モードに加えて, 高力ボルトと被接合材間の支圧部が負担できる荷重に上限(支圧耐力)を設定して設計が行われている[図1(d)]。AISC 規準²⁾が規定するように被接合材の負担できる荷重が支圧耐力によって決まることがあるとすれば, これまで図1(c)に示すような, 端抜け破断で決まるとしてきた接合部の中には, 最大引張耐力を過大に評価している場合があると考えられる。また, 現行の端抜け破断耐力は, 第1ボルト列中心から縁端までの寸法によって決める評価式となっており¹⁾, はしあきとピッチの組合せについては考慮されていない。しかし, 例えば, はしあきがピッチに対して短い接合部を想定した場合, はしあきが早期に端抜け破断し, 最大引張耐力に至る場合もあると考えられ, このような場合にも接合部の最大耐力を過大評価している可能性がある³⁾。以上のことから, 高力

ボルト接合部の最大耐力に支圧が及ぼす影響を明らかにし, 支圧を考慮した最大耐力の評価法を構築する必要があると考えられる。

本研究では, はじめに, 1行1列ボルト接合部引張実験および1行2列ボルト接合部引張実験を実施し, AISC 規準²⁾が規定する支圧耐力の確認と多列ボルトになった場合の最大耐力評価への支圧の考慮の仕方を考察する。そして, 支圧を考慮した高力ボルト接合部の最大引張耐力評価式を提案する。次に, 曲げモーメントを受けるボルト接合部の最大曲げ耐力に支圧が及ぼす影響を考察するために, H形鋼のウェブのみを高力ボルト接合した接合部を対象に載荷実験を実施し, ボルト接合部引張実験で提案した耐力評価法を基に, 高力ボルト接合部の最大曲げ耐力を考察する。

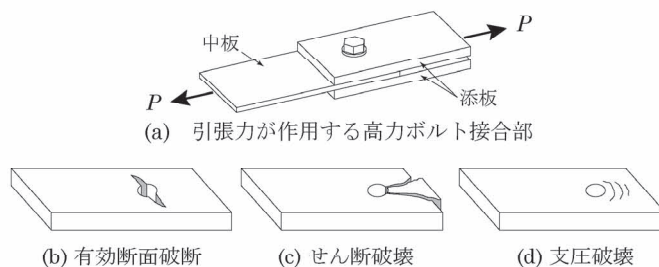


図1 被接合材の破壊

* 名古屋工業大学大学院工学研究科
創成シミュレーション工学専攻 准教授・博士(工学)
** 京都大学大学院工学研究科建築学専攻 教授・博士(工学)
*** 元 京都大学大学院工学研究科建築学専攻
修士課程・工修

Assoc. Prof., Dept. of Scientific and Engineering Simulation, Nagoya Institute of Technology, Dr. Eng.
Prof., Dept. of Architecture and Architectural Engineering, Kyoto University, Dr. Eng.
Dept. of Architecture and Architectural Eng., Kyoto University, M. Eng.

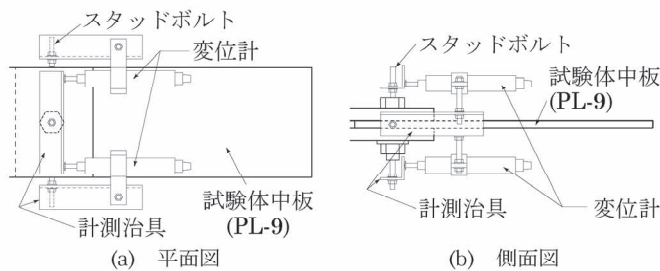


図4 変位計測方法

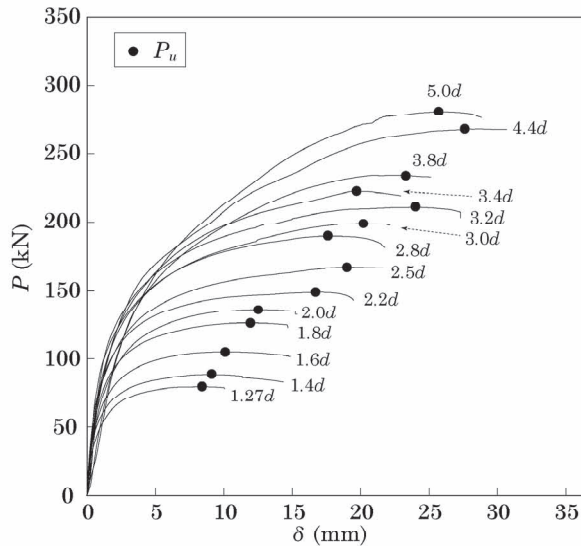


図5 N1 シリーズ荷重変位関係

p は最小規定値である $2.5d$ から、はしあき e に設定した最大値 $5.0d$ までを設定した。表 2, 3 に試験体寸法の実測値、端抜け破断耐力の計算値、最大荷重の実験値 P_u を示す。表 3 に示す試験体名は $N2 \cdot$ はしあき $\times$ ピッチを表している。

実験は 2000kN 万能試験機を用いて行い、荷重 P は試験機に内蔵されたロードセルを用いて測定した。試験体変位 δ は、被接合材でのボルト支圧による局所変位を測定することを目的として、図 4 に示すように、試験体中板と高力ボルトの相対変位を測定した。N2 シリーズでは、試験部の高力ボルトそれぞれで局所変位を測定した。試験体変位 δ は両面で測定した値の平均とした。

3.2 1行1列ボルト接合部実験結果

図 5 に N1 シリーズ全試験体の荷重変位関係を示す。図に示すように、荷重変位関係が概ね相似形であり、はしあき e の増加に伴って最大荷重 P_u と最大荷重時の変位 δ_u が大きくなる。図 6 に最大荷重 P_u と e/d の関係を示す。図中には耐力評価式 (1), (2) 式 ($calP_{u1}$, $calP_{u2}$) も同時に示している。図に示すように、最大荷重 P_u ははしあき e にほぼ比例しており、 $e/d \leq 3.5$ の範囲では、等価せん断断面積による $calP_{u2}$ の評価精度が高く、有効断面積による $calP_{u1}$ は 10% 程度の過小評価となっている。反対に $e/d > 3.5$ の範囲では $calP_{u1}$ の評価精度が高くなるが、 $e/d = 5.0$ の試験体においては評価の精度がやや低い。図 6 中の一点鎖線は (5) 式で規定される被接合材の支圧耐力を示しているが、試験体は全て端抜け破断したことから、AISC が支圧耐力として規定するより大きな荷重にも耐えられることがわかる。図 7 に最大荷重時の変位 δ_u と e/d の関係を示す。図に示すように、最大荷

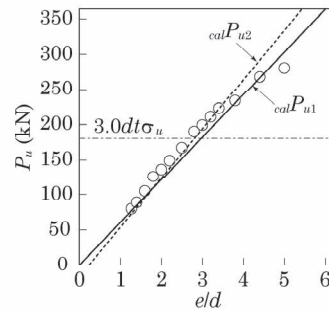


図6 P_u - e/d 関係

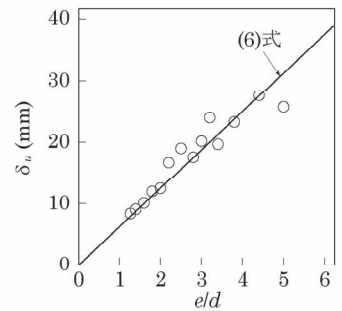
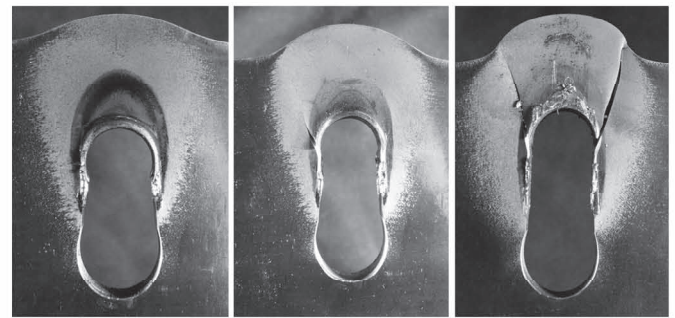


図7 δ_u - e/d 関係



支圧部厚さ 12.5mm (a) 最大荷重直後 (b) 最大荷重 15% 低下 (c) 破断時

図8 ボルト孔周辺の破壊状況 (例: N1-3.0d)

重時の変位 δ_u もはしあき e にほぼ比例している。図中の直線は最小自乗法を用いた原点を通る回帰直線であり、次式で表される。

$$\delta_u = 6.25(e/d) \text{ (mm)} \quad (6)$$

一例として、図 8 に N1-3.0d の最大荷重から破断に至るまでのボルト孔周辺の状況を示す。最大荷重直後では高力ボルトの支圧に伴う局所変形が顕著に現れており、ボルトが接触する部分（支圧部）で被接合材が板厚方向に膨らんでいる。しかし、亀裂の発生は見られない [図 8(a)]。最大荷重 P_u から耐力が 15% 低下するまで载荷した後は、被接合材で亀裂が発生していることが確認された [図 8(b)]。最終的に被接合材は端抜け破断で終局に至った [図 8(c)]。支圧部の板厚方向の膨らみは接触面に作用する力（支圧力）の増加に伴って大きくなる。支圧部の厚さを図 8 に示すそれぞれの状態で測定したところ、最大荷重直後 [図 8(a)] 以降はその大きさにほとんど変化がなく、支圧力による板厚方向の局所的な変形は最大荷重以降は進行してないと推察される。他の試験体についてもボルト孔周辺では図 8 と同様の状況が確認できた。

3.3 1行1列ボルト荷重変位関係の数式表現

高力ボルト接合部は、高力ボルトと被接合材での支圧抵抗の後、最大耐力に至る。高力ボルト接合部の支圧力を適切に評価するためには、高力ボルト接合部が最大耐力に至るまでの荷重と変位の関係を得る必要がある。Fisher は次式の指数関数により、ボルト接合部の荷重変位関係を定式化している⁹⁾。

$$P(\delta) = P_u \{1 - \exp(-a\delta)\}^b \quad (7)$$

ここで、 P_u は最大耐力、係数 a , b は荷重変位関係の形状を決める係数であり、係数 a は最大耐力に、係数 b は初期剛性に影響を与える。各試験体の荷重変位関係の実験値に対して (7) 式を用いた最小自乗法による回帰分析から得られた係数 a , b を表 4 に示す。図 9 には係数 a , b と e/d の関係を示す。図 9(a) に示すように、係数 a と e/d には負

表4 係数 a, b (N1 シリーズ)

e	1.27d	1.4d	1.6d	1.8d	2.0d	2.2d	2.5d
a	0.645	0.558	0.543	0.426	0.421	0.319	0.247
b	0.633	0.535	0.648	0.564	0.738	0.497	0.545
e	2.8d	3.0d	3.2d	3.4d	3.8d	4.4d	5.0d
a	0.255	0.200	0.186	0.176	0.181	0.123	0.141
b	0.576	0.570	0.537	0.569	0.819	0.623	0.840

の相関があり、最小自乗法を用いた回帰分析より (8) 式の関係が得られた。一方で、係数 b は e/d との相関を見るができない。(7) 式が示すように係数 b は荷重変位関係の初期剛性に影響を与える係数であり、図5の荷重変位関係が示すように、多少のばらつきがあるものの、初期剛性は実験変数に大きく影響されていない。したがって、表4に示す係数 b の中央値を採ると (9) 式となる。

$$a = 0.89(e/d)^{-1.26} \quad (8)$$

$$b = 0.57 \quad (9)$$

一例として、N1-3.0dの実験結果と(7)式を用いた近似曲線との比較を図10に示す。近似曲線は(8)、(9)式から求まる係数 a, b と(1)、(2)式から求まる $_{cal}P_{u1}, _{cal}P_{u2}$ を P_u に代入して描いている。図10に示すように、(7)式により実験で得られた荷重変位関係を概ね表現できる。

3.4 1行2列ボルト接合部実験結果

図11にN2シリーズ全試験体の荷重変位関係を示す。一例として、図12にN2-3.8d×2.5dとN2-3.8d×3.8dの最大耐力以降で耐力が急激に低下した時点のボルト孔周辺の状況を示す。はしあきとピッチが同じ試験体では、ほぼ同時に破断が発生し[図12(b)]、はしあきとピッチが異なる場合は、はしあきとピッチの短い方で先に発生している[図12(a)]。

端抜け破断耐力をせん断力が作用する有効断面積 A_{ns1} [(3) 式] に基づいて評価すると、耐力は第1ボルト列中心から縁端までの寸法によって決まることになり、例えば、はしあき e とピッチ p が等しい場合には、最大耐力時に各ボルトが負担する荷重は等しいことになる。図13はN1-2.5dの荷重を2倍した値 $2 \cdot (N1-2.5d)$ とN2-2.5d×2.5dの結果を比較している。(3)式によれば、N1シリーズを2倍した結果とN2シリーズの結果は一致することになるが、図13に示すように、N2シリーズのほうが小さい値となっている。図14はN2シリーズの最大荷重 P_u とN1シリーズを累加して得られる最大荷重 $_{\Sigma N1}P_u$ との比較を示している。ここで前添字 $\Sigma N1$ は、図15に示すように、N2シリーズ(例えば、N2-3.8d×2.5d)のはしあき e に等しいN1シリーズ(N1-3.8d)とピッチ p に等しいN1シリーズ(N1-2.5d)の同一変位 δ_i における荷重の和として得られる荷重 $(N1-3.8d+N1-2.5d)$ のことを意味する。図14に示すように、実験から得られた最大荷重 P_u はN1シリーズを累加して得た最大荷重 $_{\Sigma N1}P_u$ よりも全ての試験体で小さい結果となっている。N2シリーズのはしあきに位置する第2ボルトはN1シリーズと等しい荷重変位関係を示すと考えられるので、図14の結果が示すように、第1ボルトが負担できる耐力はそのピッチに等しいはしあきをもつボルトが負担できる耐力と同等として評価することはできない。

3.5 はしあきに位置しないボルトが負担できる荷重

1行2列ボルト接合部での第1ボルトの荷重変位関係は、はしあきに位置する第2ボルトがN1シリーズと等しい荷重変位関係を示

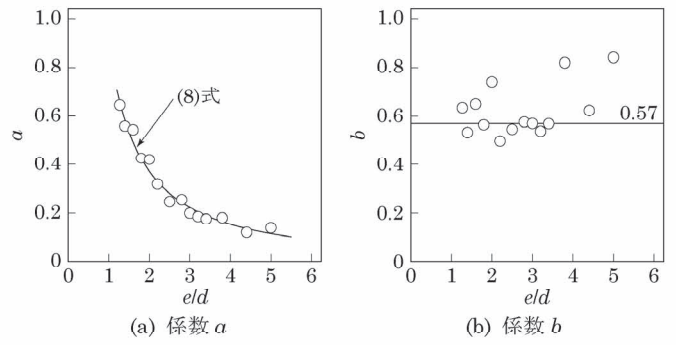


図9 係数 a, b と e/d の関係

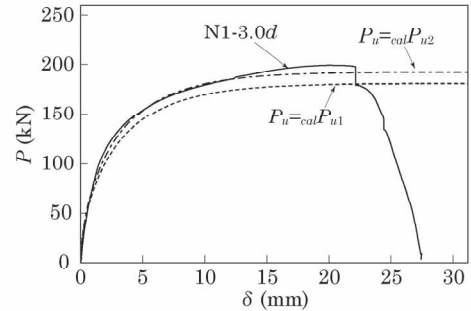


図10 実験結果と近似曲線の比較(例: N1-3.0d)

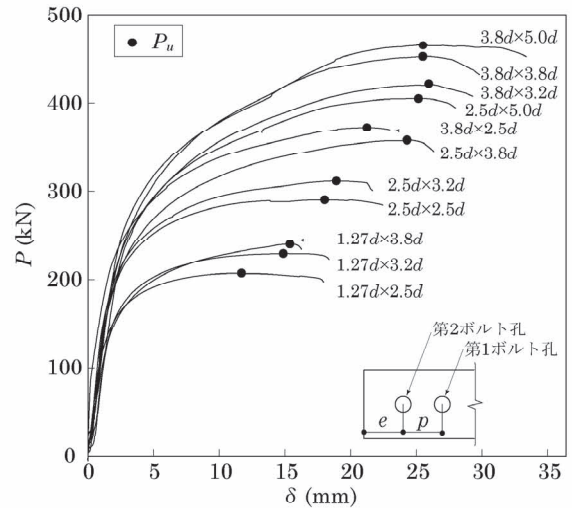
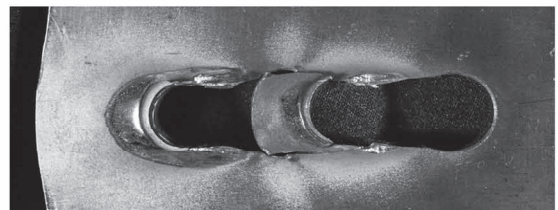
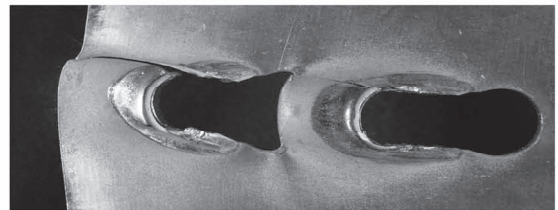


図11 N2シリーズ荷重変位関係



(a) N2-3.8d×2.5d



(b) N2-3.8d×3.8d

図12 N2シリーズ 破断状況

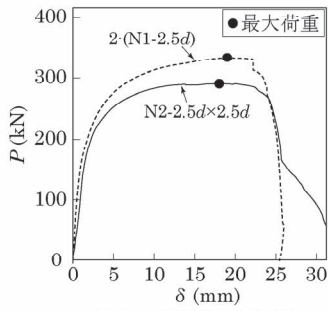


図 13 荷重変位関係
[N2-2.5d x 2.5d vs 2 x (N1-2.5d)]

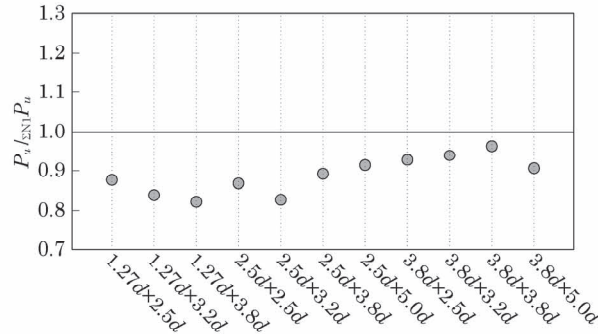


図 14 N2 シリーズ最大荷重と N1 シリーズ $\sum N1 P_u$ の比較

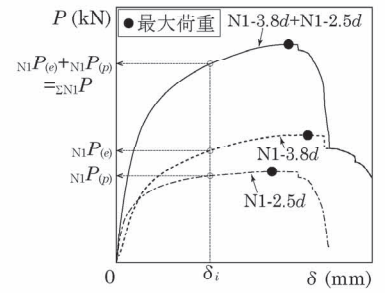


図 15 N1 シリーズを累加した荷重
変位関係 (例: N1-3.8d+N1-2.5d)

すと考えられるので、図 16 に図解するように、全体の荷重変位関係 (例えば、N2-2.5d x 2.5d) からはしあきに位置する第 2 ボルトに対応する N1 シリーズの荷重変位関係 (N1-2.5d) を差し引くことで得られる。図 17 に上述の方法によって得たピッチ 2.5d の第 1 ボルトの荷重変位関係と N1-2.5d の荷重変位関係を示す。図に細線で示す第 1 ボルトの荷重変位関係は N2-1.27d x 2.5d, N2-2.5d x 2.5d, N2-3.8d x 2.5d の 3 つの実験から得ている。図 17 に示すように、N2 シリーズの第 1 ボルトの最大耐力はほぼ同じ大きさであり、その値は N1 シリーズ (N1-2.5d) よりも小さい。

はしあき e とピッチ p が同じ距離であっても、第 1 ボルトの荷重を負担する被接合材の等価せん断断面積 $A_{ns2,p}$ は第 2 ボルトに対する等価せん断断面積 $A_{ns2,e}$ よりも小さい (図 18 参照)。したがって、はしあき e とピッチ p が同じ大きさの場合、第 1 ボルトが負担できる耐力は等価せん断断面積の比 ($A_{ns2,p}/A_{ns2,e}$) だけはしあきに位置する第 2 ボルトよりも小さくなると考えられる。この等価せん断断面積の比がはしあきに位置しないボルトが負担する耐力の低減係数 c となり、次式で算定される。

$$c = \frac{p/d - (\sqrt{2} - 1)}{p/d - (\sqrt{2} - 1)/2} \quad (10)$$

図 19 は N2 シリーズの実験から得られた第 1 ボルトの最大荷重とそのピッチに等しいはしあきをもつ N1 シリーズの最大荷重 ($N1 P_u$) を比較している。図中には (10) 式の係数 c を実線で示している。図に示すように、実験結果から得た N2 シリーズ第 1 ボルトの耐力低下率は、(10) 式よりもほとんどの場合で大きくなっている。多少の誤差はあるが、はしあきに位置しないボルトが負担する耐力の評価については等価せん断断面積に基づいて考えられる。

N1 シリーズの実験では、はしあきに位置するボルトの荷重変位関係が (7) 式で表現できることを示した。はしあきに位置しないボルトの荷重変位関係は、ここで提案した耐力低減係数 c を導入することで表現できると考える。

$$P(\delta) = c P_u \{1 - \exp(-\alpha \delta)\}^b \quad (11)$$

ここで、係数 α, b は次式による。

$$\alpha = 0.89(p/d)^{-1.26} \quad (12)$$

$$b = 0.57 \quad (13)$$

はしあき e とピッチ p が等しい場合には、(8) 式と (12) 式は等しくなり、各ボルトは同じ変位で最大荷重に達する。このことは図 12(b) で示したように、はしあき e とピッチ p が等しい場合には、ほぼ同時に被接合材の破断が発生したことに基づいている。図 17 には (11) 式で得られる近似曲線を破線で示している。ここで P_u には (1) 式

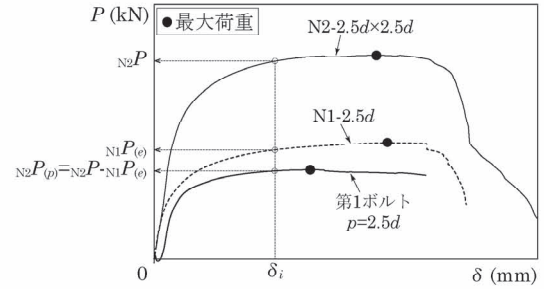


図 16 N2 シリーズ第 1 ボルトの荷重変位関係
(例: N2-2.5d x 2.5d)

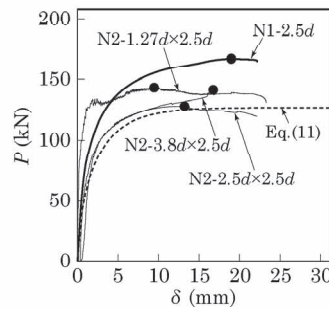


図 17 第 1 ボルト荷重変位関係

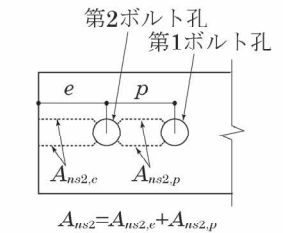


図 18 等価せん断断面積⁴⁾

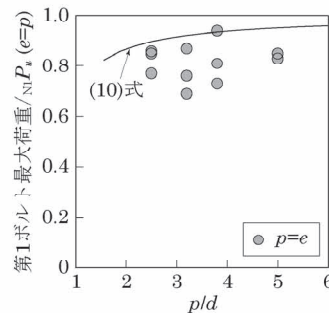


図 19 実験結果と耐力低減係数 c

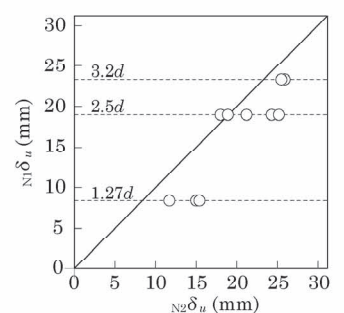


図 20 最大耐力時の変位 δ_u

り $p t \sigma_u$ を代入している。図 17 に示すように、はしあきに位置しないボルトの荷重変位関係は (11) 式により概ね表される。

3.6 多列ボルト接合部の耐力評価

1 行 2 列ボルト接合部実験では、図 12 に示したように、破断ははしあき或いはピッチの短い方で先に発生した。この結果から多列ボルト接合部の最大耐力は、はしあき或いはピッチの短い方のボルトが最大耐力に到達したときの変位で安全側に評価できると考えられる。図 20 は N2 シリーズの最大耐力時の変位 $N2 \delta_u$ と N1 シリーズから得られた最大耐力時の変位 $N1 \delta_u$ の比較を示している。ここで、最大耐

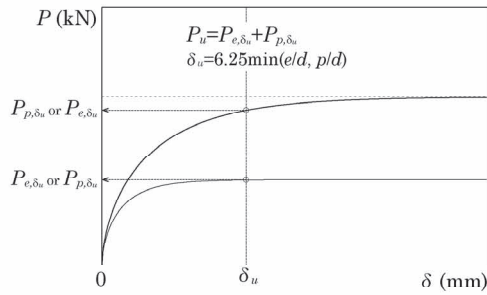


図 21 多列ボルト接合部の最大耐力算定法

力時の変位 $N_1 \delta_u$ とは N2 シリーズのはしあき或いはピッチの短い方が最大耐力に達したとき、その変位が N1 シリーズの結果に等しいと仮定して得た値である。つまり、図中の破線が N1 シリーズ ($e=1.27d$, $2.5d$, $3.2d$) の最大荷重時の変位を表している。図 20 に示すように、はしあき或いはピッチの短い方のボルトが最大耐力に到達したときの変位 $N_1 \delta_u$ は N2 シリーズの最大耐力時の変位 $N_2 \delta_u$ よりも殆どの試験体で小さい値となっている。したがって、過小評価となるが本研究では、多列ボルト接合部の最大耐力時の変位 δ_u を次式で評価する。

$$\delta_u = 6.25 \min(e/d, p/d) \quad (14)$$

1 行 2 列のボルト接合部の最大耐力は、図 21 に示すように、(14) 式で評価した最大耐力時の変位 δ_u を用いて各ボルトが負担する荷重を算定し、その総和として求める。各ボルトでの荷重は、はしあき或いはピッチの短い方ではそのボルトでの最大耐力であり、最大耐力に達していないボルトは δ_u で決まる $B(\delta_u)$ をそのボルトでの最大耐力に乗じて求めた値となる。 $B(\delta_u)$ は次式で算定される。

$$B(\delta_u) = \{1 - \exp(-a\delta_u)\}^b \quad (15)$$

したがって、1 行 n 列のボルト接合部の最大耐力は、はしあき e とピッチ p の比 (e/p) によって次式により評価できると考える。

$$e/p \leq 1.0$$

$${}_{cal}P_{u3} = \{e + (n-1)pcB(\delta_u)\}t\sigma_u \quad (16-a)$$

$$B(\delta_u) = [1 - \exp\{0.89(p/d)^{-1.26}\delta_u\}]^{0.57} \quad (16-b)$$

$$e/p > 1.0$$

$${}_{cal}P_{u3} = \{eB(\delta_u) + (n-1)pc\}t\sigma_u \quad (16-c)$$

$$B(\delta_u) = [1 - \exp\{0.89(e/d)^{-1.26}\delta_u\}]^{0.57} \quad (16-d)$$

上式による N2 シリーズの計算結果を表 3 に示す。図 22 は (1) 式による計算耐力 ${}_{cal}P_{u1}$ と提案する (16) 式による計算耐力 ${}_{cal}P_{u3}$ の比較を示している。縦軸は計算耐力 (${}_{cal}P_{u1}$, ${}_{cal}P_{u3}$) を実験最大荷重 P_u で無次元化した値を示している。図に示すように、支圧を考慮していない接合部指針式 [(1) 式] は耐力を過大に評価する場合があります、特に、はしあき e とピッチ p に大きな差がある場合に顕著である。(16) 式によれば耐力評価の精度が向上している。

図 23 にボルト列数 n を変数としたときの支圧考慮の有無が高力ボルト接合部の最大耐力評価に及ぼす影響を示す。縦軸は接合部指針式 ${}_{cal}P_{u1}$ [(1) 式] に対する提案式 ${}_{cal}P_{u3}$ [(16) 式] の比を示している。図はピッチ p を最小規定値である $2.5d$ と標準値¹⁾である $3.8d$ とした場合の結果を示している。図が示すように、はしあき e とピッチ p の差が大きいほど、支圧を考慮しない指針式 ${}_{cal}P_{u1}$ は耐力を過大評価している。通常の高力ボルト接合部では、ボルト配置は $0.5 \leq e/p \leq 2.0$ の範囲で使われている。この範囲であれば、支圧を無視したことによる耐力の過大評価は概ね 15% 以下に収まっていることがわかる。

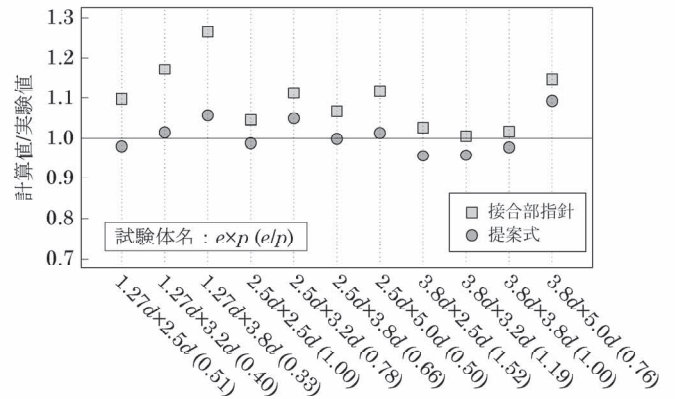


図 22 N2 シリーズ最大引張耐力

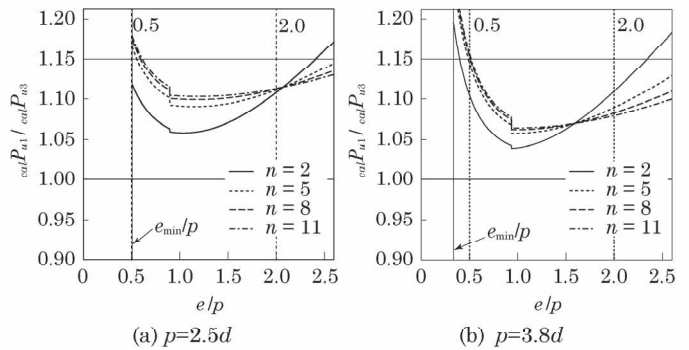


図 23 支圧考慮の有無が耐力に及ぼす影響 ($d=16\text{mm}$)

4. 曲げモーメントを受けるボルト接合部実験

曲げモーメントを受ける高力ボルト接合部には、梁継手、柱継手、柱梁接合部等が挙げられる。接合部指針では、継手や接合部の最大曲げ耐力をボルト接合部の局所なちぎれ破壊も考慮して評価することとしている。梁ウェブ継手においては、端抜け破断を考慮した最大曲げ耐力を次式で評価することとしている。

$${}_{cal}M_{uwl} = \sum \frac{r_i^2}{r_m} e_{w1} \cdot t_w \cdot F_u \quad (17)$$

ここで、 e_{w1} は梁ウェブの応力方向に対する縁端距離、 r_i はウェブボルト群中心からボルトまでの距離、 r_m はその最大値、 t_w は梁ウェブ板厚である。

N1, N2 シリーズの実験では、はしあきとピッチの大きさによってはボルト接合部の最大耐力評価に支圧を考慮する必要があったことから、本章では曲げモーメントを受けるボルト接合部を対象に支圧の考慮が最大曲げ耐力の評価に及ぼす影響を考察する。

4.1 曲げモーメントを受けるボルト接合部の実験概要

図 24 に曲げモーメントを受けるボルト接合部の載荷装置を示す。試験体は H-500×200×10×16(SS400) のウェブを両面から板厚 25mm(SM490A) の添板で高力ボルト接合している。試験部の高力ボルト接合部には F10T M16 を使用している。また、ボルト孔は標準孔径としている。高力ボルトには張力を導入していない。なお、試験部以外の接合部はすべりや降伏が発生しないように十分な耐力で設計されている。表 5 に試験体計画を示す。試験体名はボルト行数 × 列数を表している。試験体セットアップは反力梁から載荷点までの距離を一定 (1724mm) としているため、載荷点からボルト群中心までの距離 L は試験体毎に異なる。載荷点からボルト群中心までの距

離 L は 1 列ボルト接合部の場合 1235mm, 2 列ボルト接合部の場合 1205mm, 3 列ボルト接合部の場合 1174mm である。素材引張試験より得た梁ウェブの機械的性質を表 6 に示す。

4.2 曲げモーメントを受けるボルト接合部の実験結果

図 25 に曲げモーメントを受けるボルト接合部のボルト群中心位置における曲げモーメント M と回転角 R の関係を示す。載荷初期の立ち上がり部分にズレが見られるのは、ボルト孔クリアランスのために生じた回転量である。一例として、図 26 にボルト接合部の回転中心の軌跡を示す。ボルト接合部の回転中心は荷重の増加と共に移動するが、最大耐力時にはボルト群中心（原点）近傍となる。この傾向はすべての試験体で見ることができた。なお、ボルト接合部の回転中心は、図 27 に示すように、試験部近傍で計測した水平変位・鉛直変位（●が計測位置、矢印が計測方向）を基に算出している。

表 5 試験体一覧、最大耐力の計算値と実験値

No	試験体	e (mm)	p (mm)	g (mm)	$calM_{uu1}$ (kN・m)	$calM_{uu2}$ (kN・m)	M_{uu} (kN・m)
1	M-3×1	40.7	-	84.6	31	31	39
2	M-3×2	41.2	60.8	84.9	71	93	93
3	M-3×3	40.5	61.2	85.6	116	172	149
4	M-5×1	40.2	-	59.9	55	64	75
5	M-5×2	40.6	60.9	50.3	121	169	137

e, p, g は図 24 に示す寸法の実測値。 $calM_{uu1}$: (17) 式, ただし F_u は表 6 に示す σ_u による。 $calM_{uu2}$: (21) 式, M_{uu} : 実験最大曲げ耐力。

表 6 梁ウェブの機械的性質

鋼種	実測板厚 t (mm)	降伏点 σ_y (N/mm ²)	引張強さ σ_u (N/mm ²)	破断伸び Elong. (%)
SS400	9.82	335	466	28.2

(JIS Z2201 1A 号 引張試験片)

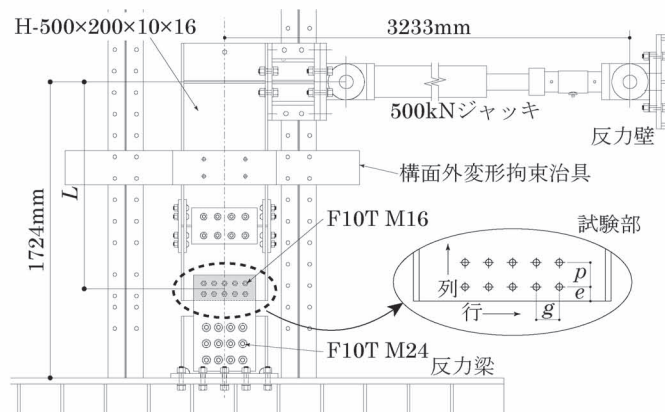


図 24 曲げモーメントを受ける接合部のセットアップ

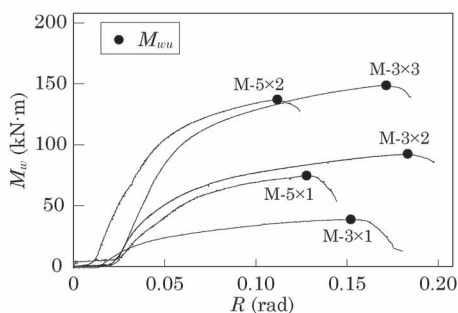


図 25 曲げモーメント - 回転角関係

図 28 に一例として、M-5×2 の載荷後の接合部の状況を示す。最外縁のボルト（破線で囲まれた箇所）で端抜け破断しており、接合部の最大曲げ耐力はこの部位の破断で決まった。図 28 でも判るように、接合部はボルト群中心を中心として回転していると考えられる。

図 29 に支圧に伴う各ボルトでの局所変位 δ_i (支圧変位と称す) の計算値と実測値の対応を示す。図 29(a) はボルト接合部の回転中心を最大耐力時の回転中心位置で評価した結果であり、図 29(b) は回転中心をボルト群中心位置で評価した結果である。ここで、実測値は載荷後のボルト孔長径から初期ボルト孔径を引いた値としている。図中の計算値はそれぞれ次式で求めている。図 29(a) ではボルトクリアランス ($d_c=2.0\text{mm}$) も考慮した計算値を示している。

＜最大荷重時の回転中心で評価した支圧変位の計算値＞

$$\delta_i = \frac{r_{cr,i}}{r_{cr,m}} \left(\delta_u + \frac{d_c}{2} \right) - \frac{d_c}{2} \quad (18)$$

＜ボルト群中心を回転中心として評価した支圧変位の計算値＞

$$\delta_i = \frac{r_i}{r_m} \delta_u \quad (19)$$

ここで、端抜け破断した最外縁ボルトでの支圧変位 δ_u は (6) 式を用いて $\delta_u=6.25(e/d)$ として評価している。 $r_{cr,i}$ は最大荷重時の回転中心からボルトまでの距離、 $r_{cr,m}$ はその最大値である。

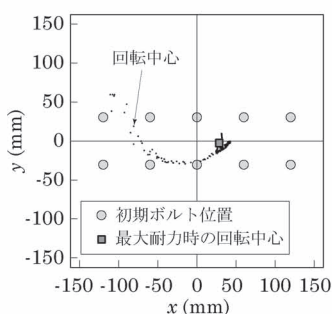


図 26 回転中心の軌跡

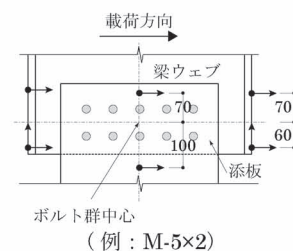


図 27 変位計測位置 (例: M-5×2)

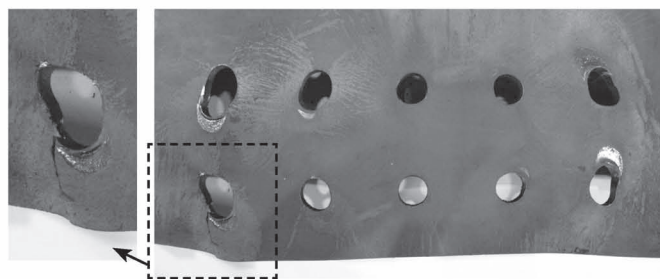
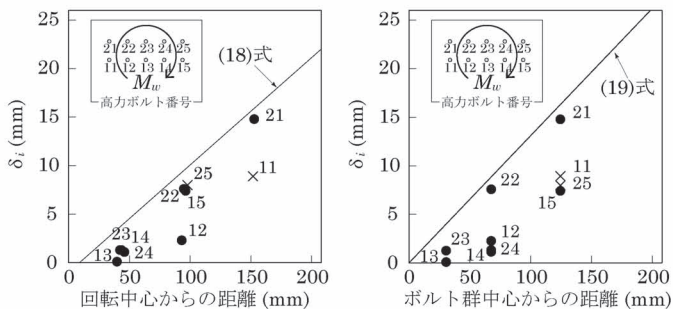


図 28 M-5×2 の載荷後の状況



(a) 最大荷重時の回転中心で評価した場合 (b) ボルト群中心を回転中心として評価した場合

図 29 各ボルトの支圧変位の計算値と実測値 (例: M-5×2)

荷重後のボルト孔が隣接するボルトの支圧力の影響によって変形し(図30参照),正しく実測できなかった値は図中で×(ボルト番号:11, 25)で示している。図29に示すように,ボルト接合部の回転中心で支圧変位 δ_i を計算した方が[図29(a)],ボルト群中心で各ボルトの支圧変位 δ_i を計算した場合[図29(b)]よりも実線で示される計算値に近い値となる。ボルト接合部の回転中心は各ボルトが負担する荷重の釣合いから算出することができるが,算定の際は収斂計算が必要となるため容易に求めることができない⁶⁾。最大荷重時の回転中心はボルト群中心の近傍にあったことから,ボルト接合部の回転中心はボルト群中心としても十分に評価できると考えられる。また,各ボルトでの支圧変位 δ_i はボルト群中心からの距離に比例すると考えると(19)式が成立する。

4.3 曲げモーメントを受けるボルト接合部の最大耐力

接合部指針で規定される(17)式は,式が示すように,各ボルトの負担するせん断力はボルト群中心からの距離 r_i に比例する形となっている。一方で,(19)式は被接合材の支圧変位がボルト群中心からの距離に比例する形としている。ボルト接合部の単純引張実験で得たように,支圧状態にある高力ボルト接合部の荷重変位関係は指数関数[(7),(11)式]で表現できたことから,接合部の最大曲げ耐力を評価するためには各ボルトが負担するせん断力を適切に評価する必要がある。

最外縁にある高力ボルトが端抜け破断する時の支圧変位を(6)式より算出し,最大耐力に至らなかった各ボルトでの支圧変位は(19)式より算出する。そして,最大耐力に至らなかった高力ボルトが負担するせん断力 p_i を(20)式により算出する。ここで,各ボルトが負担するせん断力の作用する被接合材の有効断面積は図31に破線で示すように破断位置を想定し,はしあき e で評価する場合は(20-a, b)式,ピッチ p で評価する場合は(20-c, d)式,ゲージ g で評価する場合は(20-e, f)式を用いる。ボルト群中心を接合部の回転中心としていることから,各ボルトが負担するせん断力はボルト群中心に点対称とする。

はしあき e :

$$p_i = e t \sigma_u \cdot B(\delta_i) \quad (20-a)$$

$$B(\delta_i) = \left[1 - \exp \left\{ -0.89(e/d)^{-1.26} \delta_i \right\} \right]^{0.57} \quad (20-b)$$

ピッチ p :

$$p_i = c p t \sigma_u \cdot B(\delta_i) \quad (20-c)$$

$$B(\delta_i) = \left[1 - \exp \left\{ -0.89(p/d)^{-1.26} \delta_i \right\} \right]^{0.57} \quad (20-d)$$

ゲージ g :

$$p_i = c g t \sigma_u \cdot B(\delta_i) \quad (20-e)$$

$$B(\delta_i) = \left[1 - \exp \left\{ -0.89(g/d)^{-1.26} \delta_i \right\} \right]^{0.57} \quad (20-f)$$

以上のことから,曲げモーメントを受けるボルト接合部の最大曲げ耐力は各ボルトでのせん断力 p_i にボルト群中心からの距離 r_i の積の総和として次式より求められる。

$$cal M_{wu2} = p_{11} \cdot r_m + \sum p_i \cdot r_i \quad (21)$$

ここで, p_{11} は最外縁ボルトの端抜け破断耐力を示している。

表5に接合部指針式[(17)式]と提案式[(21)式]の計算最大曲げ耐力 $cal M_{wu1}$, $cal M_{wu2}$ を示している。図32に計算耐力($cal M_{wu1}$, $cal M_{wu2}$)を実験結果の最大曲げ耐力 M_{wu} で無次元化した結果を示している。図に示すように,接合部指針に基づく耐力評価では全ての試験体で

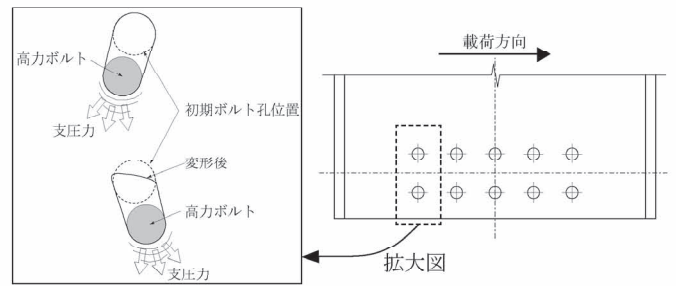


図30 隣接するボルトからの支圧力によるボルト孔の変形

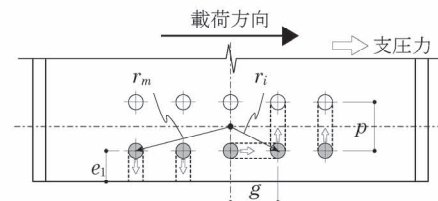


図31 各ボルトの想定破断位置(例:M-5×2)

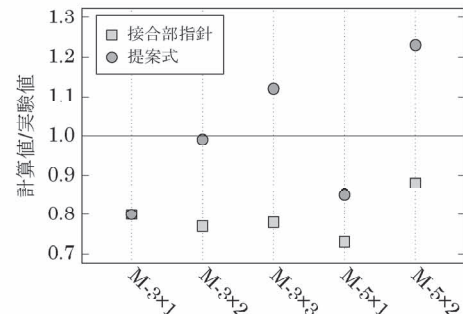


図32 曲げモーメントを受けるボルト接合部の耐力評価

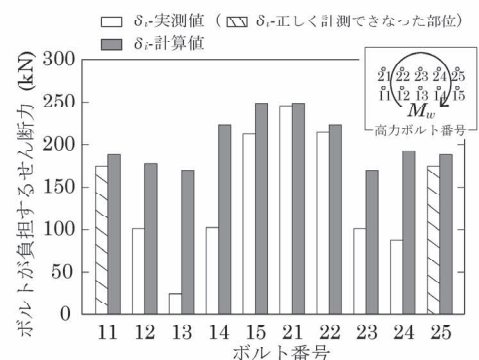


図33 各ボルトが負担するせん断力

過小評価となっている。提案式は評価精度が向上する場合もあるが,ボルト行数と列数が増えると過大評価となる傾向がある。図33に一例として,M-5×2の各ボルトが負担したせん断力の計算値を示している。図中のグレーに塗られた結果は(19)式の結果であり,白抜きは各ボルトの支圧変位を実測値に基づいて評価した結果である。図に示すように,実測値に基づく結果と比較して,(19)式による評価ではボルト群中心近傍に位置するボルトも大きなせん断力を負担していることになる。最大曲げ耐力を過大に評価する原因の一つとして,最大耐力時のボルト群中心近傍でのボルトの支圧変位を過大に評価し,結果としてボルトが負担するせん断力を大きく算出したためと考えられる。支圧変位の精度のよい評価法については今後さらなる検討が必要である。

4. まとめ

高力ボルト接合部の最人耐力評価式に支圧が及ぼす影響を明らかにすることを目的として、ボルト接合部の単純引張実験および曲げモーメントを受けるボルト接合部の載荷実験を実施した。以下に得られた結果を示す。

- (1) 高力ボルト接合部での支圧による局所的な変形は接合部の最大荷重まで進行するが、最大荷重以降はせん断破壊が進行し、最終的に端抜け破断で終局に至る。
- (2) 1行1列ボルト接合部の最大引張耐力と最大耐力時の変位ははしあき距離と比例関係にあり、端抜け破断耐力は現行の指針式で十分に評価できる。一方、1行2列ボルト接合部でははしあきに位置しないボルトが負担できる最大荷重を現行指針式で評価すると過大評価となる。等価せん断断面積の考え方に基づいて耐力を低減することで、はしあきに位置しないボルトが負担できる最大荷重の評価精度が向上した。
- (3) ボルト配置によって、各ボルトの負担できる最大荷重とその時の変位は異なるため、最大荷重を単純に累加した現行の耐力評価式では過大評価となるケースがある。最大荷重とその時の変位を考慮した多列ボルト接合部耐力評価式を提案し、耐力評価の精度が向上することを示した。方で、通常のボルト配置の範囲 ($0.5 \leq e/p \leq 2.0$) であれば、現行指針の過大評価は概ね15%以下に収まることを確認した。
- (4) 曲げモーメントを受けるボルト接合部の最大曲げ耐力式として、各ボルトの支圧変位がボルト群中心からの距離に比例する評価法を提案した。現行の耐力式はいずれも過小評価であるのに対し、提案式は精度が向上する場合もあるが、ボルト行数と列数の増加に伴って過大評価となる傾向があり、更なる検討が必要である。

高力ボルト接合部の各ボルトが負担できる最大荷重は被接合材の鋼種の応力歪特性には影響されず、引張強さによって決まるものと考えられる。しかし、最大荷重に至るまでの支圧変形が進行する過程の荷重変位関係は鋼材の降伏後の応力歪関係に影響されると考えられる。本研究では、この影響を定量化して支圧の特性と結びつけるには至っていない。この点については、今後の研究課題である。

参考文献

- 1) 日本建築学会：鋼構造接合部設計指針 第2版，2006.3
- 2) American Institute of Steel Construction: Specification for Structural Steel Buildings, 2005.3
- 3) 井上一郎，吹田啓一郎：建築鋼構造 その理論と設計，鹿島出版，p. 486, 2007.10
- 4) 吹田啓一郎，李相周，井上一郎：有孔鋼板の引張強さと変形能力（その1破壊基準と最大耐力），日本建築学会大会学術講演梗概集（関東），C-1，構造Ⅲ，pp.977-978，2001.9
- 5) Fisher, J.W.: Behavior of Fasteners and Plates with Holes, Journal of the Structural Division, Proceedings of the American Society of Civil Engineering, ASCE ST6, pp.265-286, 1965.12
- 6) Crawford, S. F. and Kulak, G. L.: Eccentrically loaded bolted connections, Journal of the Structural Division, 97(ST3), pp.765-783, 1971.3

(2010年7月10日原稿受理，2011年1月11日採用決定)